# Magdeburg-Köthener Brandschutz- und Sicherheitstagung

Brandschutz, Prozess- und Anlagensicherheit, Arbeits- und Umweltschutz

Hochschule Magdeburg • Stendal

HOCHSCHULE ANHALT University of Applied Sciences

VDI

Hallescher Bezirksverein

OTTO VON GUERICKE UNIVERSITÄT MAGDEBURG

vfdb

Magdeburg-Köthener Tagung 2024

14. und 15. März 2024

an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

## Programmkomitee:

Dr.-Ing. Michael Beyer
Dr.-Ing. Dieter Gabel
Dr. Markus Gödde
Dr.-Ing. Sarah-Katharina Hahn
Prof. Dr.-Ing. Fabian Herz
Prof. Dr.-Ing. Björn Kampmeier
Dr.-Ing. Andrea Klippel
Dr.-Ing. Florian Köhler
Prof. Dr.-Ing. habil. Ulrich Krause
Karsten Litzendorf
Prof. Dr.-Ing. habil. Katharina Löwe
Lars Mönch
Dr.-Ing. Michael Neske
Dr.-Ing. Christian Nowak
Dr.-Ing. Ronald Oertel
Dr.-Ing. Jörg Przygodda
Sven Rust
Prof. Dr. Thomas Schendler
Prof. Dr.-Ing. habil. Jürgen Schmidt
Prof. Dr.-Ing. Stefanie Schubert-Polzin
Dr. Joachim Sommer
Dr.-Ing. Christoph Wanke
Stefan Zimmermann

Tagungsband der Magdeburg-Köthener Brandschutz- und Sicherheitstagung, Magdeburg, 14./15. März 2024
ISBN 978-3-948749-42-2

## Willkommen

Liebe Teilnehmerinnen und Teilnehmer der Magdeburg-Köthener Brandschutz- und Sicherheitstagung 2024,

ein herzliches Willkommen zu unserer Tagung im Namen des Programmkomitees.

Nach fünf Jahren Unterbrechung, bedingt durch die Covid19-Pandemie, findet damit erstmals wieder eine größere Zusammenkunft der „Community“ des Brand- und Katastrophenschutzes und der Sicherheitstechnik in Sachsen-Anhalt statt. Die bis 2019 sehr gut besuchten Tagungen „Anlagen-, Arbeits- und Umweltsicherheit“ in Köthen und „Magdeburger Brand- und Explosionsschutztage“ haben wir in diesem Jahr in der Landeshauptstadt Magdeburg zusammengeführt und hoffen auf eine erfolgreiche Fortsetzung.

Das Tagungsprogramm spiegelt bereits den Transformationsprozess wieder, den Wirtschaft und Gesellschaft mit der Anpassung an den Klimaschutz durchlaufen: Brandschutz im nachhaltigen Bauen, Sicherheit von Batteriespeichern, Wasserstofftechnologien sind prominent im Tagungsprogramm vertreten. Aber auch zahlreiche weitere Themen, die die vielfältigen Herausforderungen der Sicherheitstechnik und Gefahrenabwehr ansprechen – Risikoanalysen, Waldbrände, Anlagensicherheit, Kommunikation, Emissionen und andere - werden bestimmt auf Ihr Interesse stoßen.

Vielleicht finden Sie am Rande der Tagung auch ein wenig Zeit, sich in der über 1200 Jahre alten Kaiserpfalz Magdeburg umzusehen. Mit vielen liebevoll restaurierten historischen Gebäuden im Domviertel, der idyllischen Elbpromenade, der von Friedensreich Hundertwasser geschaffenen „Grünen Zitadelle“ und zahlreichen Restaurants bietet die Magdeburger Innenstadt viel Sehens- und Besuchenswertes.
Magdeburg entwickelt sich aber auch wirtschaftlich zu einer „Boomtown“ mit Ansiedlungen bekannter Technologieunternehmen wie Intel, Hexal, Enercon, Horiba oder Li-Cycle.
Mit der Hochschule Magdeburg-Stendal, der Otto-von-Guericke-Universität und mehreren Forschungsinstituten ist Magdeburg zudem ein Ort der Wissenschaft. Etwa 20 000 Studierende, mehr als 4000 davon aus dem Ausland, haben Magdeburg gewählt, um ihren Berufswunsch zu verwirklichen.

Im Namen des Programmkomitees danke ich Ihnen für Ihren Besuch der Tagung und freue mich gemeinsam mit Ihnen auf interessante Vorträge, anregende Fachgespräche und erfolgreiches Netzwerken.

Herzlichst

Ulrich Krause

# Sicherheitsaspekte von Wasserstofftechnologien

Detlev Markus
Physikalisch-Technische Bundesanstalt (PTB), Bundesallee 100, 38116 Braunschweig

**Kurzfassung:**
Der sichere Umgang mit Wasserstoff und wasserstoffbasierten Energieträgeren ist ein aktuelles Forschungsthema, da diese alternativen Energieträger dabei helfen sollen, den Klimawandel einzudämmen und die Abhängigkeit von fossilen Brennstoffen zu verringern. Wasserstoff hat sich als vielversprechende Option erwiesen, da er eine saubere und effiziente Energiequelle darstellt. Jedoch bergen die Handhabung, Lagerung und Nutzung von Wasserstoff auch potenzielle Sicherheitsrisiken, die sorgfältig bewertet und adressiert werden müssen. In der chemischen und petrochemischen Industrie wird der sichere Umgang mit Wasserstoff durch verschiedene Maßnahmen sichergestellt. Die Entwicklung neuer Technologien sowie die Nutzung von Wasserstoff in neuer Verwendungsgebiete ergeben jedoch auch neue Herausforderungen an die sicherheitstechnische Bewertung der Wasserstoffanwendungen.

## 1. Einleitung

Die Rolle von Wasserstoff und wasserstoffbasierten Energieträgern nimmt in der globalen Energiewende eine zunehmend wichtigere Stellung ein [1]. Wasserstoff wird als Schlüsselelement betrachtet, um die drängenden Herausforderungen im Bereich der Energieversorgung und des Klimawandels anzugehen und spielt eine entscheidende Rolle bei der Dekarbonisierung der Energiewirtschaft, insbesondere in Branchen und Sektoren, die schwer zu elektrifizieren sind. Dabei dient Wasserstoff als Energiespeicher, um überschüssige erneuerbare Energie zu speichern und bei Bedarf wieder freizusetzen, was die Integration von intermittierenden Energiequellen wie Wind und Sonne erleichtert [2]. Wasserstoff kann in verschiedenen Sektoren und Anwendungen eingesetzt werden, darunter Transport, Industrie, Stromerzeugung und Gebäudeheizung. Im Verkehrssektor könnten wasserstoffbetriebene Brennstoffzellenfahrzeuge eine Alternative zu herkömmlichen Verbrennungsmotoren darstellen, während Wasserstoff auch zur Herstellung von Ammoniak, zur Stahlproduktion und zur chemischen Industrie verwendet werden kann [3–5]. Durch den Einsatz von wasserstoffbasierten Brennstoffen und Technologien können $CO_2$-Emissionen reduziert und der Übergang zu einer nachhaltigen und kohlenstoffarmen Energiezukunft beschleunigt werden. Wasserstoff kann so dazu beitragen, die Abhängigkeit von fossilen Brennstoffen zu verringern und die Energieversorgung sicherer und widerstandsfähiger gegenüber externen Störungen zu machen. Insgesamt spielen Wasserstoff und wasserstoffbasierte Energieträger eine zunehmend wichtige Rolle bei der Transformation des globalen Energiesystems hin zu einer nachhaltigen und kohlenstoffarmen Zukunft. Durch die Weiterentwicklung von Technologien, Infrastrukturen und politischen Rahmenbedingungen können die Potenziale von Wasserstoff voll ausgeschöpft werden, um die drängenden Herausforderungen im Bereich der Energieversorgung und des Klimawandels anzugehen [6].

Wasserstoff ist unter Standardbedingungen ein farbloses, geruchloses und endzündbares Gas. Seine hohe Flüchtigkeit und seine leichte Entzündlichkeit machen ihn potenziell gefährlich,

insbesondere in Situationen, in denen er in großen Mengen gelagert oder transportiert wird. Die Hauptrisiken im Umgang mit Wasserstoff umfassen Brand- und Explosionsgefahr sowie das Risiko von Lecks und Undichtigkeiten. Wasserstoff hat einen sehr weiten Explosionsbereich im Vergleich zu anderen Brenngasen und bei einem Wasserstoffanteil von nur 4 Vol.% bis 77 Vol.% in der Luft kann eine explosionsfähige Atmosphäre entstehen [7]. Zudem besitzt Wasserstoff eine niedrigere Zündenergie als die meisten anderen brennbaren Stoffe [7]. Um die Sicherheit im Umgang mit Wasserstoff zu gewährleisten, wurden weltweit Sicherheitsstandards und -vorschriften entwickelt. Diese umfassen Richtlinien für die sichere Handhabung, Lagerung, Transport und Nutzung von Wasserstoff in verschiedenen Anwendungen, darunter die industrielle Produktion, das Transportwesen und die Energiespeicherung. Trotz dieser Fortschritte bestehen jedoch weiterhin Herausforderungen im Bereich der Wasserstoffsicherheit, darunter die Entwicklung kosteneffektiver und zuverlässiger Sicherheitstechnologien, die Minimierung von Risiken im Umgang mit Wasserstoff sowie die Sensibilisierung und Schulung von Mitarbeitern und der Öffentlichkeit für die sichere Nutzung von Wasserstoff [8].

Die sichere Handhabung von Wasserstoff ist von entscheidender Bedeutung für die erfolgreiche Integration dieses vielversprechenden Energieträgers in die globale Energiewirtschaft. In diesem Beitrag gibt einen kurzen Überblick über den aktuellen Stand der Wasserstoffsicherheit, die Herausforderungen bei einer Nutzung als Energieträger sowie den zukünftigen Forschungsbedarf zur Verbesserung der Sicherheit im Umgang mit Wasserstoff.

## 2. Nutzung von Wasserstoff

Weltweit werden aktuell etwa 100 Millionen Tonnen Wasserstoff produziert, wobei dieser fast vollständig aus fossilen Kohlenwasserstoffen wie Erdgas und Kohle durch Dampfreformierung erzeugt wird [6]. Dieser Wasserstoff wird im Wesentlichen für die Herstellung von Massenchemikalien in Erdölraffinerien und bei der Ammoniakherstellung verwendet. Er findet in der chemischen Industrie aber auch Anwendung bei der Erzeugung von Zwischenprodukten und Spezialchemikalien. Gemische aus Wasserstoff und Kohlenmonoxid werden bspw. bei der großtechnischen Herstellung von Methanol, höheren Alkoholen und Aldehyden zugeführt [9].

In der Europäischen Union gibt es verschiedene Richtlinien und Vorschriften, die den sicheren Umgang mit brennbaren Stoffen wie Wasserstoff regeln. Die Richtlinie 2012/18/EU, umgangssprachlich Seveso-III-Richtlinie genannt, dient zur Beherrschung der Gefahren schwerer Unfälle mit gefährlichen Stoffen. In dem Annex I dieser Richtlinie ist auch Wasserstoff gelistet. Die Sicherheit von Produkten und Anlagen in explosionsgefährdeten Umgebungen wird durch die ATEX-Richtlinien 1999/92/EG und 2014/34/EU geregelt. Der Sinn dieser Richtlinien besteht darin, die Sicherheit von Arbeitsplätzen in diesen Bereichen zu verbessern und das Risiko von Explosionen zu reduzieren. Sie stellen sicher, dass Produkte und Anlagen, die in solchen Umgebungen verwendet werden, den erforderlichen Sicherheitsstandards entsprechen und dazu beitragen, Unfälle und Schäden zu verhindern. Darüber hinaus legen die ATEX-Richtlinien auch Anforderungen an die Konformitätsbewertung und die Kennzeichnung von Produkten fest, um sicherzustellen, dass sie den geltenden Sicherheitsstandards entsprechen und sicher in explosionsgefährdeten

Umgebungen verwendet werden können. Diese Richtlinien und Vorschriften stellen sicher, dass der Umgang mit Wasserstoff in der EU sicher erfolgt und Risiken für die öffentliche Sicherheit und Gesundheit sowie für die Umwelt minimiert werden. Sie sind Teil eines umfassenden Regelwerks, das darauf abzielt, ein hohes Sicherheitsniveau in der EU zu gewährleisten.

## 3. Herausforderungen im Bereich Wasserstoffsicherheit

Trotz des oben beschriebenen Stands der Sicherheitsstandards und Sicherheitsvorschriften beim Umgang mit Wasserstoff bestehen weiterhin Herausforderungen im Bereich der Wasserstoffsicherheit, um die breite Einführung zukünftiger Wasserstoffanwendungen zu unterstützen und gleichzeitig die Risiken für Mensch und Umwelt zu minimieren. Es ist zu erwarten, dass sich die jährliche Produktion von Wasserstoff weltweit vervielfachen wird [6]. Ein Umstieg auf eine Wasserstoffwirtschaft birgt das Potenzial für zahlreiche neue Technologien, die verschiedene Bereiche wie Energieerzeugung, Transport, Industrie und Infrastruktur revolutionieren könnten. Zuerst ist hier die Wasserstoffproduktion aus erneuerbaren Energiequellen wie Wind- und Solarenergie zu nennen. Elektrolyseure, insbesondere Hochtemperatur- und Hochdruckelektrolyseure, könnten effizientere und kostengünstigere Methoden zur Wasserstoffherstellung bieten [10]. Weltweit werden bereits Anlagen im Millionen Tonnen Maßstab geplant. Es zeigt sich jedoch, dass bereits ein Hochskalieren der Elektroyseleistung zu sicherheitstechnischen Problemen führen kann [11]. Fortschritte in der Wasserstoffspeichertechnologie könnten die Effizienz und Zuverlässigkeit der Speicherung erhöhen und die Integration von Wasserstoff in bestehende Energiesysteme erleichtern. Dies umfasst Hochdrucktanks, Flüssigwasserstoffspeicherung, Feststoffspeichertechnologien und hybride Speichersysteme [12]. Zusammen mit Fortschritten in der Brennstoffzellentechnologie ergibt sich so eine breitere Palette von Anwendungen ermöglichen, einschließlich Fahrzeugantrieben, dezentraler Stromerzeugung und Energiespeicherung. Neue Technologien könnten die Entwicklung einer umfassenden Wasserstoffinfrastruktur unterstützen, einschließlich sicherer Tankstellen, Pipelines und Transportmittel für den Wasserstofftransport. Bei der Verwendung von kyrogenem Wasserstoff müssen auch sicherheitstechnische Fragestellungen betrachtet werden [13]. Diese Technologien sind nur einige Beispiele dafür, wie eine Wasserstoffwirtschaft innovative Lösungen hervorbringen kann, um die Herausforderungen im Bereich der Energieversorgung und des Klimawandels anzugehen. Die Zunahme der Produktion von Wasserstoff sowie der Einsatz neuer Technologien erfordern von Anfang an eine sicherheitstechnische Bewertung der Anlagen. Jedoch ist bspw. die Explosionsausbreitung in großvolumigen Wasserstoff-Luft-Gemischen nicht ausreichend verstanden, um hier numerische Modelle sicher anwenden zu können [14,15]. Erschwert wird die sicherheitstechnische Bewertung dabei auch durch den schnellen Übergang der deflagrativen Flammenausbreitung in Wasserstoff-Luft-Gemischen in eine Detonation [16].

Es werden jedoch nicht nur neue Technologien entwickelt. Bei Anwendungen wie der Wasserstofftankstelle und der Gebäudeheizung durch Brennstoffzellensystem bspw. wird der Umgang mit Wasserstoff auch in bislang nicht geregelten Bereichen möglich sein. Zwar arbeiten die Normungsgremien wie ISO und IEC hier an neuen Themenfeldern (s. z.B. ISO/TC 197 Hydrogen technologies), dennoch müssen all diese Prozesse durch eine Weiterentwicklung der Sicherheitstechnik sorgfältig begleitet werden. Dazu gehören neben

der Integration von Sicherheitsmaßnahmen in die Planung und Gestaltung von neuen Wasserstoffinfrastrukturen auch die Sensibilisierung und die Schulung von Mitarbeitern und der Öffentlichkeit für die sichere Nutzung von Wasserstoff.

## 4. Zusammenfassung

Wasserstoff wird als Energieträger eine immer wichtigere Rolle bei der Transformation des globalen Energiesystems hin zu einer nachhaltigen und kohlenstoffarmen Zukunft besitzen, um die drängenden Herausforderungen im Bereich der Energieversorgung und des Klimawandels anzugehen. Die neue Rolle des Wasserstoffs findet sich in der Verwendung für eine kohlenstoffarme Energieversorgung und Energiespeicherung. Wasserstoff kann als Verbindungsglied zwischen verschiedenen Energiesektoren dienen, indem er als Brennstoff oder Energieträger in verschiedenen Bereichen wie Verkehr, Industrie und Stromerzeugung eingesetzt wird. Diese sektorübergreifende Integration ermöglicht eine effizientere Nutzung von erneuerbaren Energien und trägt dazu bei, das Energiesystem flexibler und widerstandsfähiger gegenüber externen Störungen zu machen. Um die Sicherheit im Umgang mit Wasserstoff weiter zu verbessern, sind folgende Maßnahmen und Empfehlungen erforderlich:

- Investitionen in Forschung und Entwicklung neuer Sicherheitstechnologien und -lösungen, einschließlich sicherer Speichersysteme sowie Überwachungs- und Kontrollsysteme,
- Stärkung der Ausbildung und Schulung von Mitarbeitern im Umgang mit Wasserstoff, einschließlich der Entwicklung von Schulungsprogrammen und Zertifizierungsstandards,
- Förderung von Sicherheitsbewusstsein und -kultur in der Wasserstoffindustrie, einschließlich der Durchführung von Sicherheitsaudits und -inspektionen,
- Regelmäßige Überprüfung und Aktualisierung von Sicherheitsstandards und -vorschriften, einschließlich der Anpassung an neue Technologien und Entwicklungen.

Die Zukunft der Wasserstoffsicherheit hängt von einer kontinuierlichen Innovation, Forschung und Entwicklung sowie einer verstärkten Zusammenarbeit zwischen Regierungen, Industrie und anderen Interessengruppen ab. In Deutschland hat sich dazu die Nationale Allianz Wasserstoff-Sicherheit gegründet, um die schnelle und erfolgreiche Einführung von Wasserstoff als sicheren Energieträger in Deutschland zu unterstützen [17].

## Literatur


[1] Shirizadeh, B., Ailleret, A., Guillon, A., Bovari, E., El Khatib, N., Douguet, S., Issa, C.B., Brauer, J., Trüby, J; Towards a resilient and cost-competitive clean hydrogen economy: the future is green; Energy Environ. Sci. vol. 16 (2023), pp. 6094–6109, doi: 10.1039/D3EE02283H.

[2] Ajanovic, A., Sayer, M., Haas, R; On the future relevance of green hydrogen in Europe; Applied Energy vol. 358 (2024), pp. 122586, doi: 10.1016/j.apenergy.2023.122586.

[3] Andrade, C., Desport, L., Selosse, S; Net-negative emission opportunities for the iron and steel industry on a global scale; Applied Energy vol. 358 (2024), pp. 122566, doi: 10.1016/j.apenergy.2023.122566.

[4] Valera-Medina, A., Amer-Hatem, F., Azad, A.K., Dedoussi, I.C., Joannon, M. de, Fernandes, R.X., Glarborg, P., Hashemi, H., He, X., Mashruk, S., McGowan, J., Mounaim-Rouselle, C., Ortiz-Prado, A., Ortiz-Valera, A., Rossetti, I., Shu, B., Yehia, M., Xiao, H., Costa, M; Review on Ammonia as a Potential Fuel: From Synthesis to Economics; Energy Fuels vol. 35 (2021), pp. 6964–7029, doi: 10.1021/acs.energyfuels.0c03685.

[5] Wang, R.R., Zhao, Y.Q., Babich, A., Senk, D., Fan, X.Y; Hydrogen direct reduction (H-DR) in steel industry—An overview of challenges and opportunities; Journal of Cleaner Production vol. 329 (2021), pp. 129797, doi: 10.1016/j.jclepro.2021.129797.

[6] IEA - International Energy Agency; Global Hydrogen Review 2023. Paris (2023), https://www.iea.org/reports/global-hydrogen-review-2023, Licence: CC BY 4.0.

[7] CHEMSAFE - Datenbank für sicherheitstechnische Kenngrößen: Version 08/2023, PTB und BAM, 2023, accessed 4 March 2024.

[8] Jordan, T., Askar, E., Holtappels, K., Deeg, S., Jopen, M., Stoll, U., Reinecke, E.-A., Krause, U., Beyer, M., Markus, D; Stand der Kenntnisse und Technik bezüglich Wasserstoffsicherheit; Chemie Ing. Techn.

[9] Mansilla, C., Bourasseau, C., Cany, C., Guinot, B., Le Duigou, A., Lucchese, P; Hydrogen Applications: Overview of the Key Economic Issues and Perspectives, in: Hydrogen Supply Chains, Elsevier, 2018, pp. 271–292.

[10] Chatenet, M., Pollet, B.G., Dekel, D.R., Dionigi, F., Deseure, J., Millet, P., Braatz, R.D., Bazant, M.Z., Eikerling, M., Staffell, I., Balcombe, P., Shao-Horn, Y., Schäfer, H; Water electrolysis: from textbook knowledge to the latest scientific strategies and industrial developments; Chemical Society reviews vol. 51 (2022), pp. 4583–4762, doi: 10.1039/D0CS01079K.

[11] Green Hydrogen News; Safety Issues and Efficiency Struggles Hit Sinopec's Kuqa Green Hydrogen Project, 2023, https://energynews.biz/safety-issues-and-efficiency-struggles-hit-sinopecs-kuqa-green-hydrogen-project/, accessed 4 March 2024.

[12] Barthelemy, H., Weber, M., Barbier, F; Hydrogen storage: Recent improvements and industrial perspectives; International Journal of Hydrogen Energy vol. 42 (2017), pp. 7254–7262, doi: 10.1016/j.ijhydene.2016.03.178.

[13] Alfarizi, M.G., Ustolin, F., Vatn, J., Yin, S., Paltrinieri, N; Towards accident prevention on liquid hydrogen: A data-driven approach for releases prediction; Reliability Engineering & System Safety vol. 236 (2023), pp. 109276, doi: 10.1016/j.ress.2023.109276.

[14] Skjold, T., Hisken, H., Bernard, L., Mauri, L., Atanga, G., Lakshmipathy, S., Lucas, M., Carcassi, M., Schiavetti, M., Chandra Madhav Rao, V., Sinha, A., Wen, J.X., Tolias, I.C., Giannissi, S.G., Venetsanos, A.G., Stewart, J.R., Hansen, O.R., Kumar, C., Krumenacker, L., Laviron, F., Jambut, R., Huser, A; Blind-prediction: Estimating the consequences of vented hydrogen deflagrations for inhomogeneous mixtures in 20-foot ISO containers; J. Loss Prev. Process Ind. vol. 61 (2019), pp. 220–236, doi: 10.1016/j.jlp.2019.06.013.

[15] Lucas, M., Hisken, H., Skjold, T., Arntzen, B.J., van Wingerden, K; CFD modelling of hydrogen and hydrogen-methane explosions – Analysis of varying concentration and reduced oxygen atmospheres; Journal of Loss Prevention in the Process Industries vol. 83 (2023), pp. 105012, doi: 10.1016/j.jlp.2023.105012.

[16] Oran, E.S., Chamberlain, G., Pekalski, A; Mechanisms and occurrence of detonations in vapor cloud explosions; Prog. Energy Combust. Sci. vol. 77 (2020), pp. 100804, doi: 10.1016/j.pecs.2019.100804.

[17] Nationale Allianz Wasserstoff-Sicherheit, https://www.h2-sicherheit.de/, accessed 4 March 2024.

# Folgerungen aus der Arbeit der Sächsischen Waldbrandkommission (Expertenkommission „Waldbrände Sommer 2022“)

Prof. Dipl.-Ing. Hermann Schröder
Ministerialdirigent i.R.; vormals Abteilungsleiter Bevölkerungsschutz und Krisenmanagement im Ministerium des Inneren, für Digitalisierung und Kommunen Baden-Württemberg; Vorsitzender der Sächsischen Waldbrandkommission

**Kurzfassung:**

Im Sommer 2022 gab es in Sachsen nahezu zeitgleich drei große Waldbrände mit bundesweitem Interesse. Die Sächsische Staatsregierung hat im Rahmen eines Lessons-Learned-Prozesses eine Expertenkommission beauftragt, die Brände zu untersuchen und Vorschläge für eine Verbesserung der Gefahrenabwehr zu erarbeiten. Die Expertenkommission hat rund 100 Vorschläge erarbeitet, die sukzessive umgesetzt werden sollen. Zwei wesentliche Schlussfolgerungen sind: 1. Die künftige Waldentwicklung muss unter den Empfehlungen eines effizienten Vorbeugenden Waldbrandschutzes erfolgen. 2. Die zukünftigen Waldbauentwicklungen müssen im Verbund von Feuerwehr, Forst/Naturschutz und Forschung – den „drei F“ – erfolgen.

## 1. Einleitung

Im Sommer 2022 wurde Deutschland von großen Waldbränden heimgesucht. Der Sommer war von einer langandauernden und niederschlagsfreien Hitzeperiode geprägt. Verschärft hatte sich die Situation aufgrund der sich in den letzten fünf Jahren wiederholenden Trockenperioden und einer anhaltenden Borkenkäferkalamität in Fichtenbeständen. Besonders in Nadelholzreinbeständen auf stark ausgetrockneten und sandigen Böden führte dies zu einer hohen Waldbrandgefahr. Die Gleichzeitigkeit der Waldbrände lässt sich aus der deutschlandweit vergleichbaren extremen Wettersituation herleiten.
Im Freistaat Sachsen mussten zeitgleich drei große Waldbrände bekämpft werden. Ebenso brannte es in Berlin, Brandenburg und Sachsen-Anhalt auf größeren, und teilweise munitionsbelasteten Waldflächen. Die Einsatzkräfte und die zuständigen Verwaltungen standen über mehrere Wochen hinweg vor großen Herausforderungen.
Die Brände stießen deutschlandweit auf großes Medieninteresse und haben vielerorts Überlegungen über eine Verbesserung des Waldbrandschutzes nach sich gezogen.
Die Sächsische Staatsregierung hat zeitnah zu den Bränden einen Lessons-Learned-Prozess eingeleitet. Neben der Beauftragung wissenschaftlicher Gutachten wurde eine Expertenkommission „Waldbrände Sommer 2022“ – als Sächsische Waldbrandkommission bezeichnet – eingerichtet, um die gewonnen Erfahrungen zu nutzen und Ansatzpunkte zu finden, wie man solche Waldbrände durch Prävention möglichst ganz vermeiden und bestmöglich bekämpfen kann.
Der Bericht der Expertenkommission [1] liegt seit dem 14. März 2023 vor und kann unter folgendem Link heruntergeladen werden:
https://www.staatsregierung.sachsen.de/download/staatsregierung/bericht-expertenkommission-waldbraende-sommer-2022-sachsen.pdf. Der Bericht enthält neben einer Beschreibung des Einsatzgeschehens zahlreiche Empfehlungen zum Brandschutz, zum Katastrophenschutz, zur staatlichen Gefahrenabwehr sowie zur Forstwirtschaft beziehungsweise zur Waldentwicklung. Insgesamt hat die Kommission rund 100 Einzelempfehlungen erarbeitet. Ein zusammenfassender Bericht „ Waldbrände 2022 im Freistaat Sachsen“ mit operativem Schwerpunkt ist in der Fachzeitschrift „Brandschutz“ veröffentlicht [2]. Aus diesem Bericht sind mit Zustimmung des Kohlhammer Verlages ebenso wie aus dem Bericht der Expertenkommission Textpassagen für den vorliegenden Bericht übernommen.

## 2. Die Zusammensetzung der Expertenkommission als Blaupause für die Zusammenarbeit von Naturschutz und Waldbau (Forst), Gefahrenabwehr und Forschung

Die Sächsische Staatsregierung hat die Expertenkommission unter Einbeziehung verschiedener bei Waldbränden betroffener Fachbereiche gebildet. Eine Entscheidung, die sich bei der Kommissionsarbeit als vorteilhaft erwiesen hat.
Den Fachbereich der Gefahrenabwehr vertrat mit Andreas Rümpel, dem ehemaligen Leiter des Amtes für Brand- und Katastrophenschutz der Landeshauptstadt Dresden und ehemaligen Vorsitzenden des Landesfeuerwehrverbandes Sachsen ein äußerst erfahrener Feuerwehrpraktiker. Gleiches gilt für Birgit Weber, ehemals 2. Beigeordnete, Bauassessorin und in verschiedenen Verwaltungsebenen erfahren.
Die Aspekte von Naturschutz und Waldbau und somit forstliche Aspekte brachte Dr. Franz Leibl ein, ehemals Leiter der Höheren Naturschutzbehörde der Regierung von Niederbayern und ab 2011 bis zu seinem Ruhestand 2023 Leiter der Nationalparkverwaltung Bayerischer Wald.
Für Wissenschaft, Technik und Forstwissenschaft waren in der Kommission vertreten der in der Feuerwehrwelt bekannte und renommierte Wissenschaftler Prof. Dr.-Ing. Ulrich Krause als Inhaber des Lehrstuhls Anlagentechnik und Anlagensicherheit, Geschäftsführender Institutsleiter, Institut für Apparate und Umwelttechnik, Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg sowie Manuela Böhme, Projektbearbeiterin des Forschungsprojektes "Waldbrandgefährdung und Waldbrandvorbeugung im Nationalpark Harz und in angrenzenden Wirtschaftswäldern für Mittelgebirge in Deutschland" und ehemals Mitarbeiterin am Institut für Waldbau und Waldschutz der Technischen Universität Dresden von 2020 bis 2022.
Diese Zusammensetzung sollten wir alle als Symbol für das künftige Miteinander im Waldbrandschutz verstehen. In der Kommissionsarbeit hat sich die Kombination von Fachleuten unterschiedlicher Bereich bestens bewährt. Nur wenn die drei Partner aus Forst/Naturschutz, Feuerwehr und Forschung im ständigen Austausch miteinander stehen, werden wir die gegenseitig notwendigen Kenntnisse erlangen und den zukünftigen Anforderungen der Waldentwicklung und des Brandschutzes entsprechen können.

## 3. Die drei Waldbrände im Freistaat Sachsen

Das Wetter im Freistaat Sachsen war vor den Bränden über Wochen hinweg von hohen Temperaturen und keinen oder nur geringen Niederschläge gekennzeichnet. Die Böden waren extrem ausgetrocknet. Die Heideflächen waren verdorrt und das in den Wäldern liegende Holz, die Streu und der Boden waren ausgetrocknet.
Wenn vom Waldbrand 2022 im Freistaat Sachsen gesprochen wird, gehen Viele davon aus, dass es sich um *einen* Brand gehandelt hat und verbinden damit nur die Nationalparkregion Sächsische Schweiz. Tatsächlich waren es aber drei Waldbrände:

- der Waldbrand Arzberg (Großschadenlage Kölsa/Rehfeld),
- der Waldbrand Gohrischheide - Naturschutzgebiet Königsbrücker Heide/Gohrischheide Elbniederterrasse Zeithain und
- der Waldbrand Nationalpark Sächsische Schweiz.

Diese drei großen Waldbrände 2022 sind miteinander nicht vergleichbar, unterscheiden sie sich doch hinsichtlich ihrer waldbaulichen Entwicklungs- und Nutzungshistorie, ihrer naturräumlichen Lage, der Naturausstattung und der Topographie.

Allen drei Bränden waren jedoch zwei Rahmenbedingungen gemein:

- die schwierige Zugänglichkeit
    - bei Arzberg und in der Gohrischheide durch die Munitionsbelastung der Brandflächen und
    - im Nationalpark Sächsische Schweiz durch die Topographie sowie durch die stehenden und liegenden Totholzstämme in den Brandflächen sowie
- der Windeinfluss mit starker Auswirkung auf die Brandausbreitung.

<u>Waldbrand Arzberg</u>

Der Waldbrand Arzberg erstreckte sich über zwei Landkreise und zwei Länder; Brandenburg und Sachsen. In Brandenburg wird der Waldbrand als „Großschadenlage Kölsa/Rehfeld“ bezeichnet.

Das Hauptbrandgeschehen lag mit 1.050 ha Brandfläche in Brandenburg im Landkreis Elbe-Elster. In Sachsen war die Gemeinde Arzberg im Landkreis Nordsachsen mit 50 ha Waldfläche betroffen.

Auf brandenburgischer Seite befindet sich der Windpark Rehfeld-Kölsa mit 26 Windkraftanlagen und angrenzend der ehemals zivil- und militärisch genutzte Flugplatz Falkenberg-Lönnewitz. Der Flugplatz liegt auf einem munitionsbelasteten Gebiet. Das Waldbrandgebiet weist keinen signifikanten Höhenunterschied auf.

Der Einsatz dauerte vom 25.07.2022 bis zum 01.08.2022 mit insgesamt 1.140 Einsatzkräften aus dem Landkreis Nordsachsen.

Der Brand brach am frühen Nachmittag des 25.07.2022 im Gebiet des Windparks Rehfeld-Kölsa aus; um 13.28 Uhr wurden die ersten Einsatzkräfte alarmiert. Zeitnah wurden Tanklöschfahrzeuge nachalarmiert und Landwirte mit Güllefässern zur Unterstützung angefordert. Die Lage wurde zu diesem Zeitpunkt als dramatisch eingestuft, jedoch mit der Aussicht, sie unter Kontrolle zu bringen.

Ein für 17.00 Uhr angekündigtes Gewitter brachte keinen Regen. Dafür aber sturmartige Böen, sodass sich die Brandfläche innerhalb einer Stunde um das Zehnfache auf 850 ha vergrößerte. Einsatzkräfte berichteten von einer Feuerwalze, die sie zum fluchtartigen Rückzug zwang. Sie berichteten, dass offene Flammen schon gelöscht waren und die Einsatzkräfte aus Nordsachsen mit dem Ablöschen von Glutnestern und von Bodenfeuern beschäftigt waren. Durch den aufkommenden Wind sei der Brand dann wieder entfacht worden und auf die Einsatzkräfte zugelaufen. Diese konnten sich in Sicherheit bringen; als vorteilhaft wies sich, dass die Löschwasserbehälter der Löschfahrzeuge gefüllt waren. Aufgrund schwieriger Funkversorgung war der Kontakt zu diesen Einsatzkräften zeitweise nicht möglich.

Zwischen 19.00 Uhr und 20.00 Uhr mussten in den Ortschaften Rehfeld, Kölsa und Kölsa-Siedlung rund 600 Personen evakuiert werden; der Brand drohte diese Ortschaften zu erreichen. Die Einsatzkräfte konnten die Brandausbreitung auf die Ortschaften letztendlich verhindern. Die Evakuierung wurde am Abend des 26.07.2022 aufgehoben.

Am 26.07.2022 gestaltete sich die Lage um den Flughafen Lönnewitz weiterhin kritisch. Dies vor allem, weil es sich um munitionsbelastete Flächen handelte.

Zur Unterstützung waren zwei Polizeihubschrauber, je einer der Landespolizei Sachsen und der Landespolizei Brandenburg, sowie sechs Hubschrauber der Bundeswehr im Einsatz.

Am 31.08.2022 konnten große Teile der Feuerwehren aus dem Einsatz entlassen werden.

Die Brandausbreitung war bei diesem Waldbrand von starkem Wind mit heftigen Böen gekennzeichnet. Die Ausbreitungsrichtung war durch die häufig wechselnde Windrichtung nur schwer vorhersehbar und der Brand breitete sich schnell aus. Als weitere Schwierigkeit erwiesen sich die munitionsbelasteten Flächen, die ein Brandbekämpfung einschränkten.

Am 01.08.2022 konnte die sogenannte Großschadenlage aufgehoben werden.

Waldbrand Gohrischheide

Das Brandgebiet liegt sowohl auf sächsischem als auch auf brandenburgischem Gebiet. Vom Waldbrand waren insgesamt etwa 905 ha betroffen, davon 555 ha in Sachsen und 350 ha in Brandenburg.

Das Gebiet ist durch ehemals militärische Nutzung geprägt. Kennzeichnend ist aus feuerwehrtaktischer Sicht die hohe Munitionsbelastung und die damit einhergehende Unzugänglichkeit des Geländes. Das Gebiet darf nur auf gesicherten Wegen, den sogenannten Sicherheitswegen und randlichen Brandschutzschneisen betreten werden.

Die Gohrischheide ist eben, sie weist nur zehn Meter Höhenunterschied auf und sie ist topographisch leicht zugänglich. Offene Gewässer gibt es im gesamten Gebiet nicht.

Der Einsatz begann am 23.06.2022 und dauerte bis zum 09.07.2022, täglich waren bis zu 250 Einsatzkräfte im Einsatz.

Der Waldbrand war zeitgleich an mehreren Stellen ausgebrochen und hat sich über mehrere Tage hinweg ausgebreitet. Aufgrund der Thermik und sich ständig wechselnder Windrichtung waren keine belastbaren Prognosen zur Brandausbreitungsrichtung möglich. Die Einsatzkräfte berichteten von einer mit Flammen geprägten Windhose und von Feuerwalzen. Der Brand zeichnete sich sowohl durch Bodenfeuer als auch durch windunterstützte offene Flammenfronten aus.

Unter anderem musste eine mögliche Brandausbreitung auf fünf Ortschaften verhindert werden; diese wären bei entsprechender Brandausbreitung im 1.000 Meter-Absperrbereich gelegen. Die Einsatzkräfte konnten dies verhindern.

Der Brandausbreitung wurde durch Riegelstellungen unter Bildung von Brandschneisen bekämpft. Die Bodenflächen wurden zur Vermeidung einer Brandausbreitung durch Bewässerung mit Kreisregnern und durch zusätzliche Absicherung mit Schaumteppichen gesichert. Diese Methoden waren zeit- und personalsparend und trugen zur weiteren Risikominderung bei.

Nationalpark Sächsische Schweiz

Der Nationalpark Sächsische Schweiz ist Teil eines stark zerklüfteten, überwiegend bewaldeten Mittelgebirges, im Landkreis Sächsische Schweiz-Osterzgebirge. Er grenzt direkt an den Nationalpark Böhmische Schweiz in der Tschechischen Republik an, auf dessen Gebiet der Waldbrand ausbrach. Das Gebiet weist einen Höhenunterschied von 450 Höhenmetern auf (von 110 m ü. NHN bis 560 m ü. NHN) und ist durch anspruchsvolle Felsformationen und Schluchten geprägt. Auf etwa der Hälfte der Brandfläche findet sich stark dimensioniertes Totholz

Der Waldbrand erfasste insgesamt 1.146 ha Waldfläche, wobei sich der weitaus größte Flächenanteil mit 1.031 ha in der Böhmischen Schweiz und 115 ha (Netto-Brandfläche) im Freistaat Sachsen befand. Während der Brand auf tschechischer Seite vornehmlich eine zusammenhängende Fläche erfasste, waren auf sächsischer Seite mehrere, entfernt voneinander liegende Brandflächen vorhanden. Diese Brandausbreitung war dort vermutlich auf Flugfeuer zurückzuführen. Die einzelnen Einsatzstellen waren so verteilt, dass lange Fahrstrecken und Marschwege zurückzulegen waren.

Der Einsatz auf sächsischer Seite erstreckte sich über rund sechs Wochen vom 25.07.2022 bis zum 03.09.2022; über 3.000 Einsatzkräfte waren im Einsatz.

Der Waldbrand brach in der Nacht vom 23.07.2022 auf den 24.07.2022 auf dem Gebiet der Böhmischen Schweiz aus. Am 25.07.2022 gegen 15.00 Uhr eskalierte die Lage und der Brand trat über die Staatsgrenze. Um 19.00 Uhr wurde Katastrophenvoralarm für die Städte Bad Schandau und Sebnitz ausgerufen. Am 26.07.2022 wurde Katastrophenalarm für die Stadt Bad Schandau und am 28.07.2022 für die Stadt Sebnitz ausgelöst, da der Brand auf bewohnte Ortslagen zulief. Einsatzziel war vor allem der Schutz urbaner Strukturen, was letztlich ursächlich und ausschlaggebend für das Ausrufen des Katastrophenfalls war.

Ab dem 12.08.2022 entspannte sich Lage; am 03.09.2022 erfolgte der abschließende Rückbau der Einsatzmittel.

Insgesamt war das Brandgeschehen durch sich relativ langsam ausbreitende Bodenfeuer geprägt. Die teils in größeren Dimensionen aufliegende Bodenstreu, teilweise torfige Böden und verbliebene Baumstümpfe sorgten für schwer zu löschende Glutnester, die einer intensiven Nachbetreuung bedurften. Zum Auffinden solcher Glutnester aber auch neuer Brandstellen wurde das Gebiet aus der Luft und am Boden auch mit Wärmebildkameras kontrolliert und abgesucht.
Erwähnenswert ist die Brandausbreitung an einigen Stellen durch über mehrere hundert Meter getragenes Flugfeuer mit zum Teil größeren Glutstücken. Hierüber wurde auch auf Seiten des Nationalparks Böhmische Schweiz berichtet. Dort war die flächenhafte Brandausbreitung offenbar von starkem Wind verursacht.
Die Schwierigkeit bei der Brandbekämpfung lag in der Bekämpfung des Bodenfeuers. Die Brandstellen beziehungsweise die Bodenfeuer wurden vor allem aus der Luft mit Wärmebildkameras durch Hubschrauber tagsüber und vorwiegend nachts mit Drohnen erkundet.
Zur Unterstützung der Brandbekämpfung aus der Luft waren bis zu zwölf Hubschrauber im Einsatz. Hiervon einer der Landespolizei, zwei der Bundespolizei, sechs der Bundeswehr und drei Hubschrauber privater Helikopterunternehmen.

Weitere Erkenntnisse zum Brandverlauf
Beeindruckend und besonders erwähnenswert ist das über mehrere Wochen währende engagierte Vorgehen der Einsatzkräfte; und dies bei hoher körperlicher und psychischer Belastung. Allein die vorherrschenden Lufttemperaturen wären auch ohne Schutzkleidung und ohne körperliche Belastung schon über das normale Maß hinaus anstrengend und fordernd genug gewesen. Bedenkt man, dass es sich bei den Einsatzkräften überwiegend um Ehrenamtliche handelt, kann man diese Arbeit nicht hoch genug wertschätzen. Mit welcher Qualität im Einsatz gearbeitet wurde, zeigt sich auch an der erfreulichen Unfallstatistik. Obwohl mehrere tausend Einsatzkräfte und diese in schwierigem und somit unfallträchtigem Gelände eingesetzt waren, gab es keinen schwerwiegenden Unfall.

## 4. Über Totholz bei Waldbränden

In der Feuerwehrwelt wurde die Frage der Auswirkung von Totholz engagiert diskutiert; insbesondere in wieweit Totholz Ursache, Treiber und Brandbeschleuniger von Waldbränden sein kann.
Derzeit gibt es keine allgemein eingeführte Begriffsdefinition für Totholz. Unter Totholz versteht man jede Art abgestorbenen Holzes in Wäldern. Einen Wald ohne Totholz gibt es also nicht; abgestorbenes Holz gab und wird es in Wäldern immer geben. Aus brandschutztechnischer Sicht ist es hilfreich, zu unterscheiden zwischen

- am Boden liegenden dünnen Holzresten (Feinmaterial wie Äste, Reisig) und
- stark dimensionierten, abgestorbenen Stämmen. Diese Stämme können am Boden liegen oder sie können als vertikales Totholz noch stehen.

Ebenso ist zu unterscheiden, wie sich Totholz auf die Brandentwicklung auswirkt und was es für den Einsatz der Feuerwehr bedeutet.
Die Waldbrandkommission kommt zusammenfassend zum Ergebnis, dass die am Boden liegende *dünnen Holzreste* zu einer verstärkten Brandintensität führten, damit auch höhere Temperaturen im Boden und über der Brandfläche erzeugten.
Die vom Brand betroffene *Totholzstämme* brennen in Querrichtung zu den Holzfasern nur an der Oberfläche, oft nur im Rindenbereich. Dann bildet sich dort eine Holzkohleschicht, die das Holz bei weiterer Brandeinwirkung vor Abbrand schützt und in Verbindung mit der geringen Wärmeleitfähigkeit letztlich den Brand an den Totholzstämmen von selbst erlöschen lässt.
Auswirkungen auf die Brandausbreitung konnten bei den untersuchten Bränden nicht festgestellt werden.

Für die Einsatzkräfte stellt Totholz bei der Brandbekämpfung eine wesentliche Erschwernis und auch eine Gefahr dar. So stellen liegende Totholzstämme für die Einsatzkräfte Hindernisse dar, die bei der Brandbekämpfung kaum überwunden werden können. Das Verlegen von Schläuchen wird erschwert oder kann je nach Lage auch mit vertretbarem Vorgehen nicht mehr möglich sein. Außerdem ist in solchen Flächen ein schneller und hindernisfreier Rückzug nicht möglich. Stehende Totholzbäume stellen bei Brandeinwirkung die Gefahr des Umstürzens dar, wodurch Einsatzkräfte verletzt werden können.
Zur Thematik des Totholzes und zu anderen Aspekten der Brandentwicklung sei auf zwei interessante Berichte hingewiesen. Zum einen die gutachterliche Stellungnahme von Prof. Dr. Michael Müller, TU Dresden [3] und einen Bericht zum Einsatzgeschehens im Waldbrandgebiet der Böhmischen Schweiz (Tschechische Republik) „Faktoren der Entstehung und Ausbreitung des Feuers im Nationalpark Böhmische Schweiz“ mit Stand: November 2022 [4]. Der Bericht zur Brandentwicklung in der Böhmischen Schweiz enthält auch zahlreiche Aussagen zur Entwicklung von Waldbränden. In Verbindung mit der Stellungnahme von Herrn Prof. Dr. Müller zeigen die Brandverläufe eine Fülle von Erkenntnissen, die genutzt werden können, um aktuelle Kenntnisse über Waldbrände in unserer Region zu erhalten.

## 5. Waldentwicklung und Waldbrandschutz müssen in enger Partnerschaft und Hand in Hand gemeinsam weiterentwickelt werden

Der Klimawandel wirkt sich auch auf die Wälder spürbar aus und wird zukünftig auch Einfluss auf das Waldbrandrandrisiko und den Waldbrandschutz haben. Unsere Wälder werden sich in den nächsten Jahren in dessen Folge verändern, ja verändern müssen.
Diese Veränderungsprozesse bieten aber auch die Möglichkeit, die Belange der Waldentwicklung und die Notwendigkeiten des Brandschutzes nicht als Gegenpole zu sehen; Brandschutz und Waldentwicklung müssen vielmehr in enger Partnerschaft und Hand in Hand entwickelt werden. Nur dann wird es möglich sein, wirtschaftliche, den Belangen der Biodiversität genügende und der Sicherheit entsprechende Konzepte zu entwickeln.
Diese Konzepte bedürfen auch der **Einbindung der Forschung**. Zum einen gilt es, aus Erfahrungen zurückliegender Brandereignisse mehr Erkenntnisse zu ziehen und zum anderen, sind wissenschaftliche Untersuchungen notwendig, um gleichzeitig mit der Veränderung der Wälder auch die notwendigen Risikobetrachtungen anzustellen, wie sich dies auf Waldbrände und die Möglichkeiten der Waldbrandbekämpfung auswirken wird. Waldentwicklung und Forschung müssen Hand in Hand arbeiten.

## 6. Vorbeugender Waldbrandschutz

Derzeit richtet sich der Blick in der Bestrebung nach einem besseren Waldbrandschutz meist auf die abwehrende Gefahrenabwehr. Dabei wird der zentrale Aspekt der Prävention nicht ausreichend berücksichtigt: So wie wir beispielsweise im Bauwesen dem Abwehrenden Brandschutz einen guten Vorbeugenden Brandschutz zur Seite stellen, so müssen wir künftig auch einen **Vorbeugenden Waldbrandschutz** implementieren und dessen Belange gemeinsam mit den forstlichen Partnern entwickeln und anwenden. Eine frühzeitige Abstimmung erzeugt Synergien, die Waldbrände vermeiden, den Feuerwehren einen effektiven Einsatz ermöglichen und letztendlich die Menschen und die Natur zu schützen.
Dem Vorbeugenden und dem Abwehrenden Waldbrandschutz kommen eine besondere Bedeutung zu. Erste Schritte hin zu einem Vorbeugenden Waldbrandschutz werden bereits begangen. So sieht der aktuelle Referentenentwurf zur Neuordnung des Bundeswaldgesetztes einen Paragraphen 24 „Waldbrandschutz“ vor [5].
Für den Vorbeugenden Waldbrandschutz gibt die Kommission zusammenfassend in Kapitel 2 „Resümee“ ihres Berichtes zahlreiche Empfehlungen.

## 7. Öffentlichkeitsarbeit und Abwehrender Waldbrandschutz

Da Waldbrände zumeist von Menschen verursacht sind, steht über allem eine gute **Öffentlichkeitsarbeit und Brandschutzaufklärung**. Wenn wir das Wissen über mögliche Ursachen und über die mit Waldbränden verbundenen Gefahren in der Bevölkerung verbessern können, wird sich dies positiv bemerkbar machen. Aber auch an vielen anderen Stellen können wir Verbesserungen erzielen.
Mit den Empfehlungen zum Vorbeugenden Waldbrandschutz kann das Waldbrandrisiko verringert aber nicht beseitigt werden. Demgemäß gilt es auch, den **Abwehrenden Waldbrandschutz** zu verbessern. Hierzu enthält der Bericht eine Vielzahl von Empfehlungen. Dahinter steht folgende Strategie:

1. Wir müssen Waldbrände schnell erkennen!
   Fernüberwachung, gute Mobilfunkversorgung in Waldgebieten, landesweites Rettungspunktenetz und Nutzung neuer Technologien eines Monitorings auch unter Einbindung von Satellitensystemen sind entscheidende Faktoren zum frühzeitigen Erkennen und Melden von Waldbränden.
2. Wir müssen Waldbrände möglichst schon in ihrer Entstehungsphase – wo auch immer – schnell bekämpfen!
   Gute Waldbrandschutzkonzepte und Einsatzplanungen sind die Basis für die Brandbekämpfung. In Kombination von geschulten und ortskundigen Einsatzkräften, mit leichter persönlicher Schutzausrüstung, von geeigneten Fahrzeugen und tragbaren Kleinlöschgeräten und mit schneller Unterstützung der Brandbekämpfung aus der Luft können Waldbrände in der Entstehungsphase zeitnah besser beherrscht werden.
3. Wir müssen Waldbrände in ihrer Ausbreitungsphase gezielt und effektiv bekämpfen!
   Geeignete Systeme zur schnellen und ausreichenden Wasserversorgung ermöglichen eine kontinuierliche Brandbekämpfung mit ausreichenden Kräften; eine gut organisierte Nachforderung von Kräften ergänzt dies. Sondergeräte wie Kreisregner oder Geräte zur mobilen Schaumaufbringung sichern zusätzlich Bereiche zum erfolgreichen Aufbau einer Riegelstellung. Luftbeobachtung mit Drohnen und Hubschraubern muss bei ausgedehnten Waldbränden und insbesondere bei der Gefahr der Brandausbreitung durch Flugfeuer zur Selbstverständlichkeit werden.
4. Wir müssen Waldbränden mit einer adäquaten Aufbau- und Ablauforganisation begegnen!
   Waldbrände können auch schnell zu Großschadenereignissen werden, die dann einer Unterstützung der operativ agierenden Einsatzkräfte durch Führungs- und Verwaltungsstäbe bedürfen. Führungs- und Verwaltungsstäbe müssen hierzu frühzeitig in den Einsatz gebracht werden. Sie sind auch Garant für eine gute Krisenkommunikation, welche der transparenten und vertrauensbildenden Information der Bevölkerung und deren Schutz dient.
5. Wir müssen Waldbrände mit gut ausgestatten Feuerwehren und Hilfsorganisationen entgegentreten!
   Neben den schlagkräftigen Gemeinde- beziehungsweise Ortsfeuerwehren sind landesweit besondere Einheiten von Feuerwehren und Hilfsorganisationen für die Waldbrandbekämpfung und auch für andere Arten von Großschadenereignissen aufzustellen. Sie sind effiziente Komponenten des Abwehrenden Waldbrandschutzes und der Gefahrenabwehr.
6. Wir müssen Waldbrände auch unterhalb der Katastrophenschwelle mit geeigneten Rechtsgrundlagen mit klarer Kostenregelung leiten und bekämpfen können!
   Mit gesetzlichen Regelungen zur sachgerechten Leitung von Einsätzen und mit der Sicherheit einer vorab geregelten Finanzierung der Einsatzkosten bei Großschadenereignissen sind klare und schnelle Einsatzentscheidungen möglich.

7. Die „drei F“ – Feuerwehr, Forst/Naturschutz und Forschung müssen verstärkt zusammenarbeiten.
   Die Expertenkommission hat die Einrichtung eines Kompetenzzentrums für Waldbau und Waldbrandschutz empfohlen, in dem die „drei F“ kontinuierlich an der Fortentwicklung des Waldbrandschutzes arbeiten. Darüber hinaus gibt es zahlreiche Ansätze für die Forschung. Beispielsweise sei auf die Kommissionsempfehlung zur Erstellung einer risikobasierten Klassifizierungsmethode für die Waldbrandgefährdung hingewiesen und die sich daraus gegebenenfalls ergebenden Konsequenzen für die technische Ausstattung und die Dislozierung von Spezialtechnik.

**Literatur:**


[1] Kommissionsmitglieder, Bericht der Expertenkommission Waldbrände Sommer 2022 in Sachsen, Februar 2023

[2] Schröder H., Waldbrände 2002 im Freistaat Sachsen, Brandschutz-Deutsche Feuerwehrzeitung 5/23 S. 318 - 324

[3] Müller, P. D. M., 2022. Gutachterliche Stellungnahme auf der Grundlage der Beauftragung vom 30.9.22 gemäß der Vorhabensbeschr. vom 23.9.22 auf der Grundlage des Kabinettsbeschlusses vom 23.8.22 mit dem Kernthema der Analyse des Einflusses von Totholz auf das Brandgeschehen im NLP Sächs. Schweiz, Freital: Technische Universität Dresden

[4] Autorenkollektiv CZ, 2022. Faktoren der Entstehung und Ausbreitung des Feuers im Nationalpark Böhmische Schweiz, Tschechiche Republik

[5] Bundesministerium für Ernährung und Landwirtschaft, Referentenentwurf eines Gesetzes zur Neuordnung des Bundeswaldgesetzes, Stand: 10.11.2023 https://www.forstpraxis.de/sites/forstpraxis.de/files/2023-11/231110_Referentenentwurf_BWaldG.pdf

# Anlagensicherheit vs. Klimawirkungen

Dipl.-Ing. Sandra Jänicke[a], Prof. Dr. Karl-Erich Köppke[b]

[a]Umweltbundesamt
III 2.3 Anlagensicherheit
Wörlitzer Platz 1
06844 Dessau-Roßlau

[b]Ingenieurbüro Prof. Dr. Köppke GmbH
Fritz-Jöde-Weg 15
32547 Bau Oeynhausen

**Kurzfassung**

Angesichts des fortschreitenden Klimawandels erfolgt eine Anpassung der Technischen Regeln für Anlagensicherheit gegenüber umgebungsbedingten Gefahrenquellen in regelmäßigen Abständen. Vor dem Hintergrund des Starkregenereignisses im Jahr 2021 an Ahr und Erft wurden in der TRAS 310 vom 30.9.2022 die für eine Risikoanalyse anzusetzenden Niederschlagsmengen erhöht. Bezüglich der Gefahrenquelle Hochwasser wird darüber hinaus in der TRAS 310 auf die Einführung von Risikogebieten in §78b des Wasserhaushaltsgesetzes verwiesen, in denen eine hochwasserangepasste Bauweise gefordert wird.
In der TRAS 320, die die Gefahrenquellen Wind, Schnee- und Eislasten behandelt, wurde auf eine bundesweit einheitliche Einstufung von störfallrelevanten Anlagen in die Schadensfolgenklasse CC 3 verzichtet, weil die damit verbundene Erhöhung der Lastannahme um 10%, insbesondere gegenüber Wind, zu erheblichen Problemen bei bestehenden Anlagen geführt hat. Stattdessen wird nunmehr die Schadensfolgenklasse CC 2 als Mindestanforderung eingeführt und nur bei besonders hohem Gefahrenpotential ist eine Einstufung in CC 3 erforderlich (Einzelfallentscheidung). Weiter wird bei den einzelnen Anforderungen zwischen bestehenden und neuen Anlagen unterschieden. So sind bei bestehenden Anlagen unter bestimmten Bedingungen auch organisatorische Maßnahmen bzgl. der Gefahrenquelle Wind zulässig.

## 1. Einleitung und rechtliche Grundlagen

Vor dem Hintergrund des Klimawandels weist die Deutsche Anpassungsstrategie an den Klimawandel (DAS) darauf hin, dass in Betriebsbereichen, in denen gefährliche Stoffe in höheren Mengen vorhanden sind, Stofffreisetzungen, Brände oder Explosionen durch naturbedingte Extremereignisse ausgelöst werden können. Infolgedessen sind Entwicklungen bei Eintrittswahrscheinlichkeiten und potentiellen Schäden der Auswirkungen regelmäßig zu überprüfen [1].
Dies stellt vordergründig auf Industrieanlagen ab, die dem Geltungsbereich der Störfallverordnung (12. BImSchV) unterliegen. Gemäß § 3 hat der Betreiber eines Betriebsbereiches die nach Art und Ausmaß der möglichen Gefahren erforderlichen Vorkehrungen zu treffen, um Störfälle zu verhindern, sowie vorbeugend Maßnahmen zu treffen, um die Auswirkungen von Störfällen so gering wie möglich zu halten. Dabei sind betriebliche Gefahrenquellen und Eingriffe Unbefugter, sowie umgebungsbedingte Gefahrenquellen zu berücksichtigen (§ 3 Abs. 2).
Zur Erfüllung der Anforderungen gemäß § 3 ist der Stand der Sicherheitstechnik anzuwenden (§ 3 Abs. 4). Entsprechend der Definition nach § 2 Nr. 10 Störfallverordnung unterliegt dieser einer dynamischen Entwicklung, zielt auf ein materiell anspruchsvolles Sicherheitsniveau ab und orientiert sich als Maßstab des rechtlich Gebotenen am technischen Fortschritt [2].

Beschrieben wird der Stand der Sicherheitstechnik in den Technischen Regeln für Anlagensicherheit (TRAS). Diese werden nach § 51a BImSchG von der Kommission für Anlagensicherheit (KAS) erarbeitet und vom Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz (BMUV) veröffentlicht.
Im Mittelpunkt der nachfolgenden Ausführungen stehen folgende Technische Regeln für Anlagensicherheit, zu denen ebenso Hinweise und Erläuterungen erarbeitet und veröffentlicht wurden [3, 4]:

- *Die TRAS 310 „Vorkehrungen und Maßnahmen wegen der Gefahrenquellen Niederschläge und Hochwasser"; erstmals am 24.2.2012 im Bundesanzeiger bekannt gemacht, Veröffentlichung der überarbeiteten Fassung am 30.September 2022.*
- *Die TRAS 320 „Vorkehrungen und Maßnahmen wegen der Gefahrenquellen Wind sowie Schnee- und Eislasten"; erstmals am 16.07.2015 im Bundesanzeiger bekannt gemacht, Veröffentlichung der überarbeiteten Fassung am 2. Juni 2022.*

Die Bedeutung zur Berücksichtigung umgebungsbedingter Gefahrenquellen wird bei der Betrachtung aktueller Klimaveränderungen in Deutschland deutlich.
Im linken Abschnitt der Abbildung 1 ist die jährliche Durchschnittstemperatur von 1881 bis 2023 dargestellt. Seit den 1980er – Jahren wird ein stark ansteigender Trend im 30-jährigen gleitenden Mittel ersichtlich. Im rechten Abschnitt der Abbildung 1 setzt sich diese Entwicklung nach mittlerem Emissionsszenario RCP4.5 zukünftig fort.

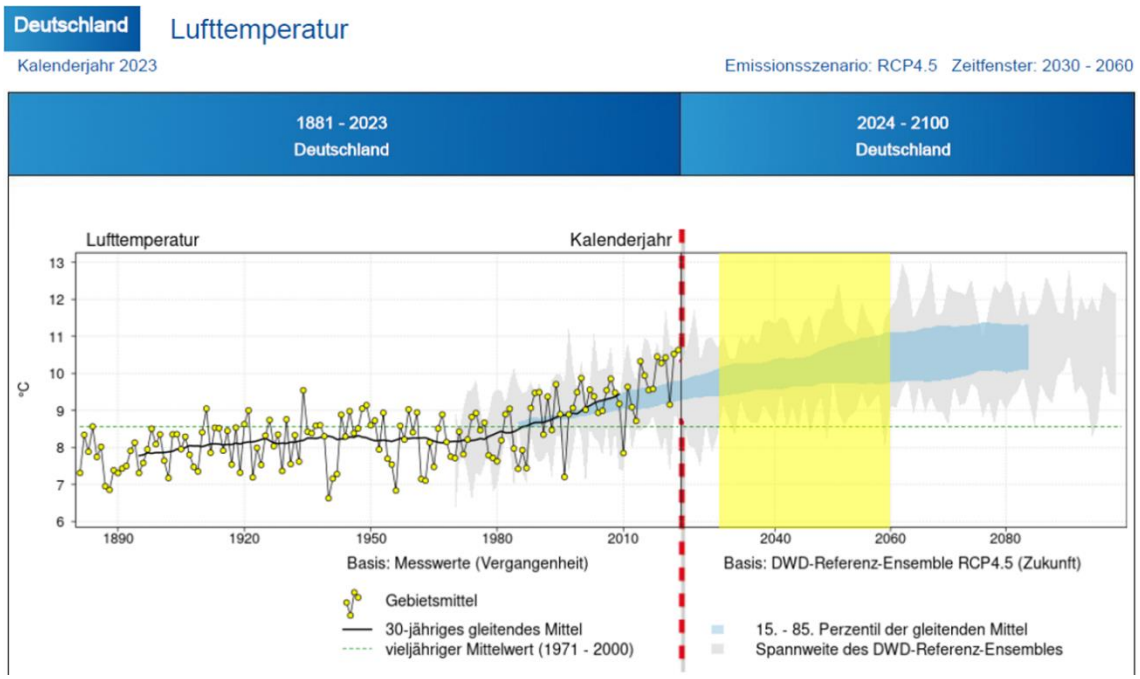



Abbildung 1: Ø Jahrestemperatur von 1881 – 2023, sowie die Ø Jahrestemperatur nach Emissionsszenario RCP4.5 von 2024 – 2100 [10]

Erwärmt sich Luft um einen Grad Celsius erhöht sich ihr Aufnahmevermögen für Wasserdampf um sieben Prozent. In Folge wird auch eine Zunahme der Häufigkeit und Intensität u.a. von Starkregenereignissen erwartet [11].
Schaut man sich vor diesem Hintergrund die Entwicklung der durchschnittlichen jährlichen Niederschlagsumme in Deutschland von 1881 bis 2023 an (Abb. 2), wird allerdings nur ein geringfügig ansteigender Trend des 30-jährigen gleitenden Mittels ersichtlich, ebenso bei zukünftigen Entwicklungen nach mittlerem Emissionsszenario RCP4.5.

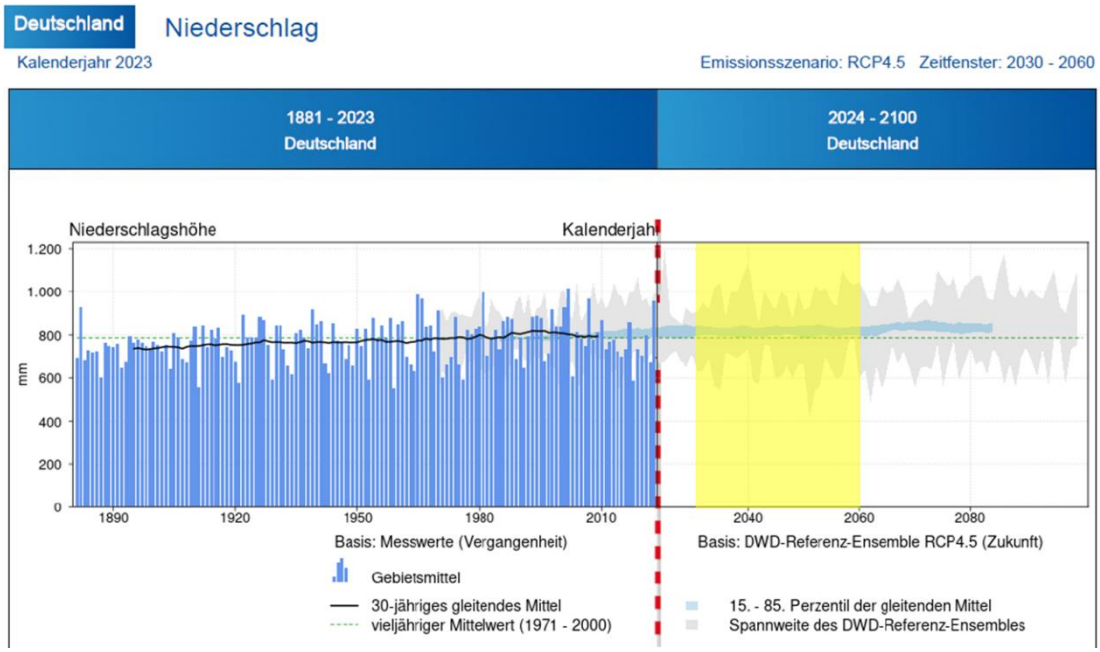



Abbildung 2: Ø jährliche Niederschlagssumme von 1881 – 2023, sowie die Ø jährliche Niederschlagssumme nach Emissionsszenario RCP4.5 von 2024 – 2100 [10]

Im saisonalen Vergleich können jedoch deutliche Unterschiede in der Veränderung der durchschnittlichen Niederschlagssummen festgestellt werden. In den Sommermonaten wird ein sinkender Trend ersichtlich (Abb. 3), wobei die Anzahl an heißen Tagen und Trockenperioden zunimmt.

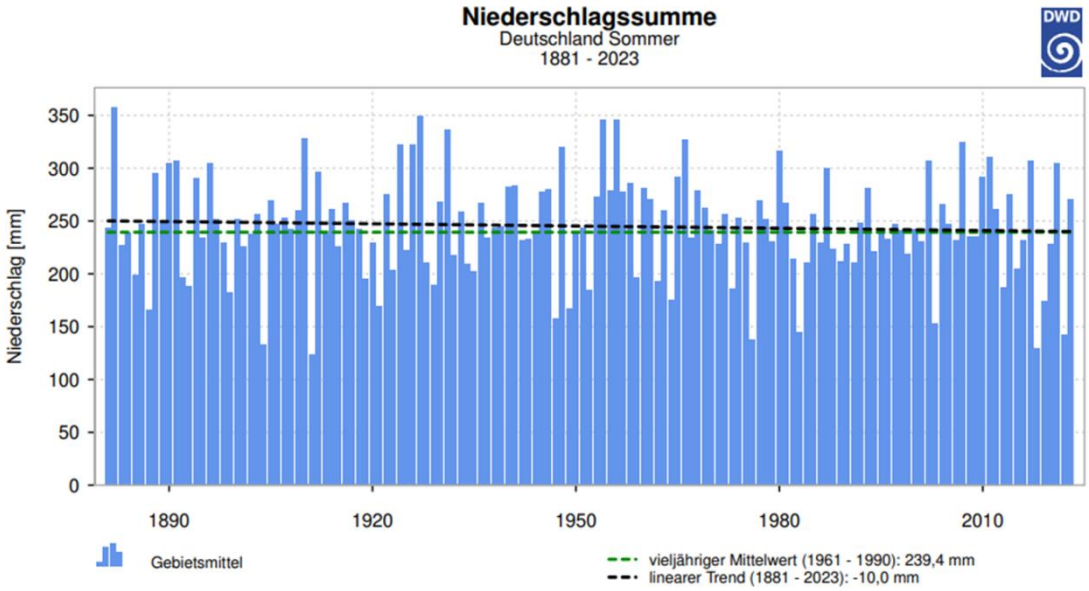



Abbildung 3: Durchschnittliche Niederschlagssumme im Sommer in Deutschland von 1881 – 2023 [12]

Im Gegensatz dazu ist in den Wintermonaten ein signifikant ansteigender Trend der durchschnittlichen Niederschlagssummen erkennbar (Abb. 4). Hieraus resultieren starke Veränderungen der Flusshochwasser und eine erhöhte potentielle Gefahr durch Überschwemmungen.

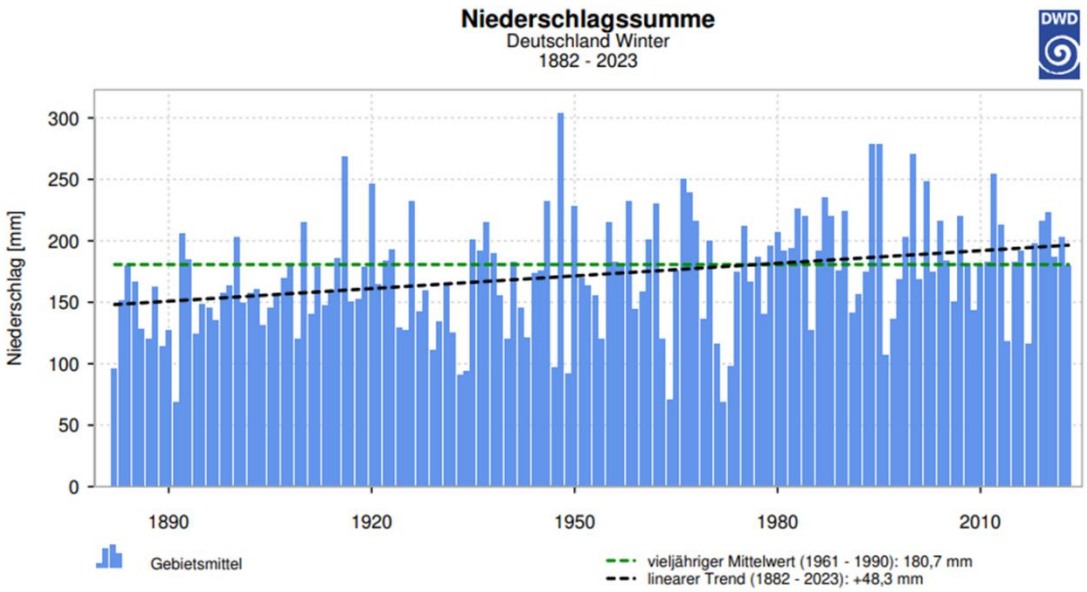



Abbildung 4: Durchschnittliche Niederschlagssumme im Winter in Deutschland von 1881 – 2023 [12]

Vor dem Hintergrund aufgezeigter Klimaveränderungen ist es unerlässlich, dass die Technischen Regeln für Anlagensicherheit 310 und 320 nach § 51a BImSchG innerhalb angemessener Zeitabstände, spätestens nach jeweils fünf Jahren, von der Kommission für Anlagensicherheit (KAS) daraufhin überprüft werden, ob die veröffentlichten sicherheitstechnischen Regeln weiterhin dem Stand der Sicherheitstechnik entsprechen.

## 2. Auslegungsrelevante Anforderungen der novellierten TRAS 310

### 2.1 Hochwasser

In der Vorbemerkung der TRAS 310 wird auf die §§ 78 bis 78c des Wasserhaushaltsgesetzes (WHG) verwiesen, von denen die § 78a bis c im Jahr 2017 in das WHG eingeführt wurden. Dies ist insofern von Bedeutung, weil in § 78b WHG durch die Einführung von „Risikogebieten“ erstmals der Tatsache Rechnung getragen wird, dass es auch hinter dem Deich keinen absoluten Schutz gibt und entsprechend Vorsorge gegenüber Hochwasser zu treffen ist. Hiermit wurde eine Rechtsgrundlage geschaffen, um Hochwasserschutzmaßnahmen und Schadensminimierung auch außerhalb von festgesetzten oder vorläufig gesicherten Überschwemmungsgebieten zu ermöglichen. Dies wurde aufgrund der gesammelten Erfahrungen, sowie des voranschreitenden Klimawandels erforderlich. Hochwasserschutz ist nicht allein Aufgabe der öffentlichen Hand, sondern eine gesamtgesellschaftliche Aufgabe, an der sich jeder Betroffene zu beteiligen hat. Damit werden Anlagenbetreiber, deren Produktionsanlagen sich hinter dem Deich in Risikogebieten befinden, verpflichtet, Vorsorge gegenüber Hochwasser zu betreiben. Während nach § 78 WHG in festgesetzten Überschwemmungsgebieten überwiegend Bauverbote ausgesprochen werden, wird in Risikogebieten im Wesentlichen nur eine hochwasserrisikoangepasste Bauweise verlangt.

### 2.2 Niederschläge

Während bei Hochwasser ermittelt wird, welche Gebiete bei Ausuferung von Wasser aus dem Flusslauf überschwemmt werden, wird im Fall von Niederschlägen, insbesondere bei Starkregen, untersucht, was passiert, wenn das Niederschlagswasser zum Gerinne (Fluss) strömt.
Hieraus ergeben sich, wie Abbildung 5 zeigt, unterschiedliche Gefahrenkarten. Während Flusshochwasser in der Regel durch langanhaltende und großflächige Niederschläge entstehen,

werden Starkniederschläge durch kleinräumige Gewitterzellen verursacht. Das Niederschlagseinzugsgebiet umfasst meist weniger als 20 km$^2$. Um die Wirkungen von Starkniederschlägen zu analysieren, müssen zunächst die Niederschlagsmengen sowie die Niederschlagsdauer vorgegeben werden. Der Deutsche Wetterdienst (DWD) bezeichnet Regenereignisse, die mehr als 40 l/m$^2$ in einer Stunde bzw. mehr als 60 l/m$^2$ in 6 Stunden erbringen, als Starkniederschläge [6].

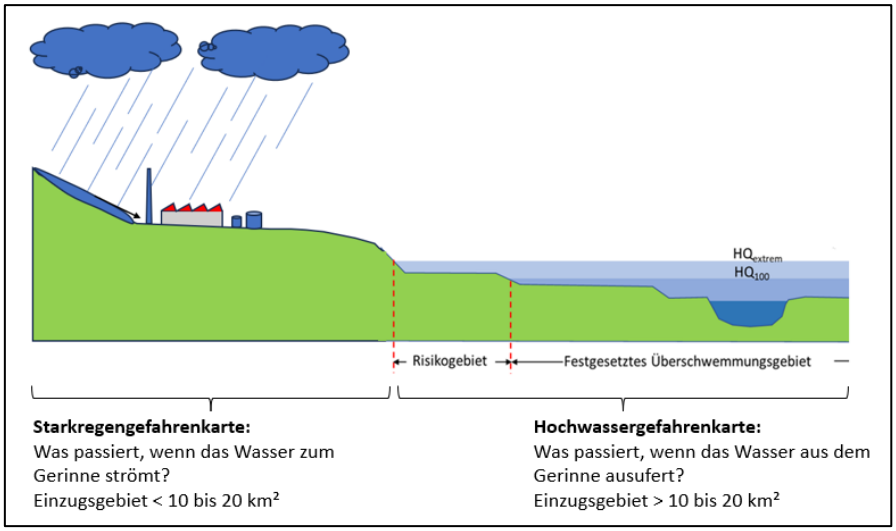



Abbildung 5: Betrachtungsbereiche von Starkregen- und Hochwassergefahrenkarten

Zur Durchführung einer Risikoanalyse gegenüber Starkniederschlägen wird in der alten Fassung der TRAS 310 auf die statistischen Daten des Deutschen Wetterdienstes verwiesen. Grundlage waren die regionalen Niederschlagshöhen für ein 100-jährliches Ereignis. Offen blieb jedoch die Niederschlagsdauer für die Risikoanalyse. Auslöser einer intensiven Analyse von Starkniederschlägen war das Ereignis an Ahr und Erft im Juli 2021.
In der Abbildung 6 sind in Abhängigkeit von der jeweiligen Andauer die Niederschlagshöhen markiert, die gemäß KOSTRA-DWD-2010R (KOSTRA: Koordinierte Starkniederschlagsregionalisierung und -auswertung) einem 100-jährlichen Niederschlagsereignis entsprechen (grüne Dreiecke und Balken).

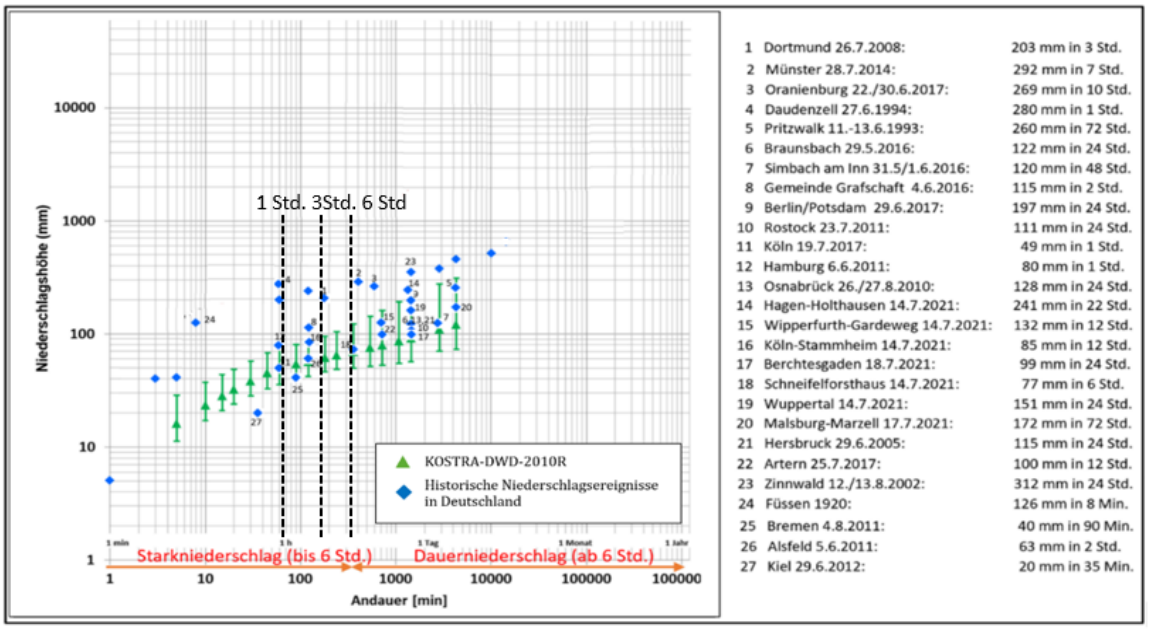



Abbildung 6: Gegenüberstellung der größten beobachteten Niederschlagshöhen in Deutschland mit den 100-jährlichen Niederschlagshöhen nach KOSTRA-DWD-2010R

Die Darstellung des 100-jährlichen Niederschlagsereignisses in Form von Spannbreiten zeigt die regionalen Unterschiede der Starkniederschlagsintensität innerhalb Deutschlands. Zum Vergleich sind außerdem die höchsten jemals beobachteten Niederschlagshöhen in Deutschland (blaue Rauten) in die Abbildung 6 eingetragen [7, 8].
Es ist wenig überraschend, dass die Angaben aus KOSTRA-DWD-2010R für 100-jährliche Niederschlagsereignisse, die auch Grundlage für die Berücksichtigung von Starkniederschlägen gemäß TRAS 310 in der Fassung vom 15.11.2011 bildeten, deutlich unter den gemessenen maximalen Starkniederschlägen der Einzelereignisse liegen. Vor diesem Hintergrund wurde auf die sogenannten „Praxisrelevanten Extremwerte des Niederschlags“ (PEN) zurückgegriffen [9]. Hierbei handelt es sich um Niederschlagshöhen, die durch Extrapolation aus den KOSTRA-Daten ermittelt werden. Die Extrapolation kann bis zu einer Jährlichkeit von 10.000 Jahren durchgeführt werden. Weil die PEN-Werte auf den KOSTRA-Daten aufbauen, ist mit diesen Extremwerten ebenfalls eine regionalisierte Betrachtung möglich. Darüber hinaus haben Erfahrungen gezeigt, dass die höchsten Folgewirkungen meist in den ersten 3 Stunden nach Beginn des Niederschlagsereignisses eintreten.
In Abbildung 7 sind die zu berücksichtigenden Intensitäten und Niederschlagsdauern zusammengefasst. Für Vorkehrungen zur Verhinderung von Störfällen ist nunmehr ein 200-jährliches Starkregenereignis, zur Begrenzung der Störfallauswirkungen ein 500 -jährliches Starkregenereignis, mit jeweils einer Dauer von 1 und 3 Stunden anzusetzen. Für Anlagen, die über das Jahr 2050 hinaus betrieben werden sollen, ist zusätzlich noch ein Klimaanpassungsfaktor von 1,2 zu berücksichtigen, weil Klimaprojektionen zeigen, dass mit zunehmender Erderwärmung auch die Niederschläge intensiver werden.

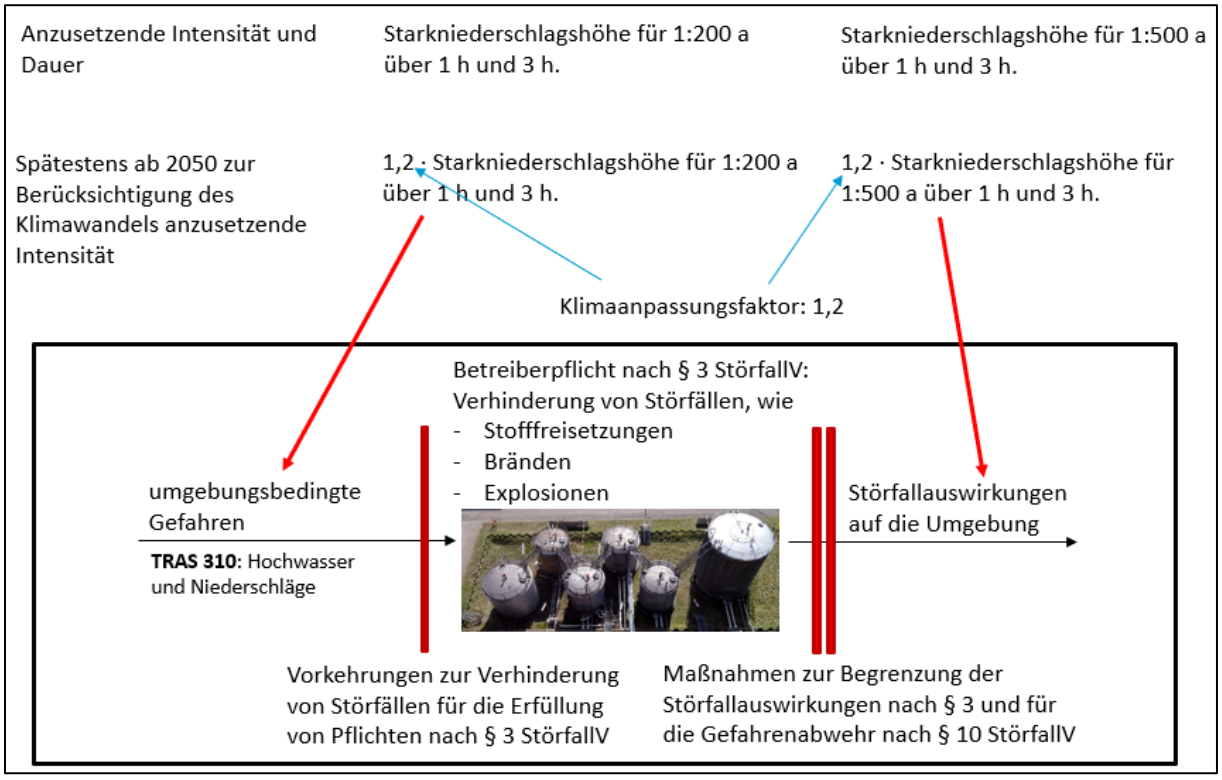


Abbildung 7: Anzusetzende Intensitäten und Niederschlagsdauern für die Risikoanalyse nach TRAS 310

Die Folgewirkungen von Starkniederschlägen lassen sich nur mit Niederschlags- bzw. Abflussberechnungen ermitteln. Aus ihnen können je nach Eingangsdaten die lokalen Wassertiefen, sowie Strömungsgeschwindigkeiten errechnet und grafisch aufbereitet werden, wie das Beispiel in Abbildung 8 zeigt.

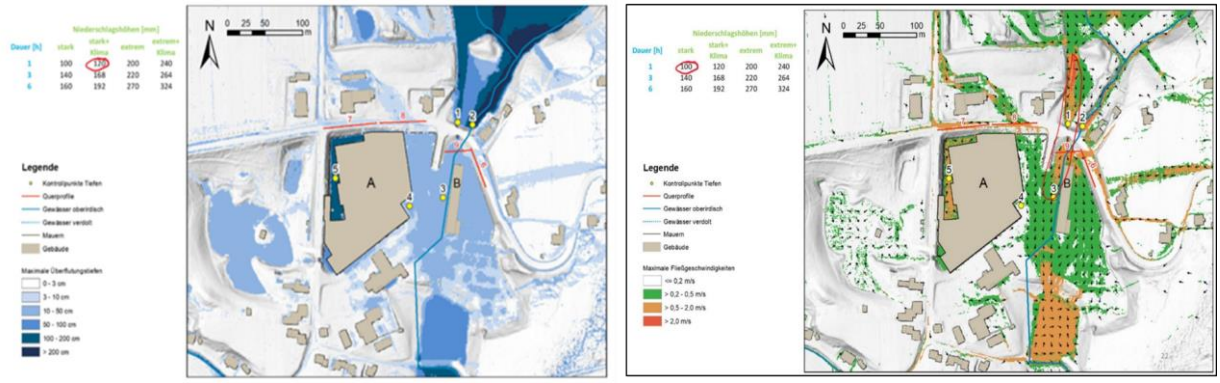


Abbildung 8: Wassertiefen (links) und Strömungsgeschwindigkeiten (rechts) für einen Produktionsbetrieb [7]

## 3. Auslegungsrelevante Anforderungen der novellierten TRAS 320

Zahlreiche Produktionsanlagen, die der Störfall-Verordnung unterliegen, existieren schon seit vielen Jahrzehnten. Sie alle wurden nach dem jeweils geltenden Baunormen ausgelegt und nach Bundes-Immissionsschutzgesetz (BImSchG) genehmigt. Sie unterliegen daher dem Bestandsschutz, der nur unter bestimmten Bedingungen aufgehoben werden kann. Dieser wurde auch nicht dadurch in Frage gestellt, als im Jahr 2005 die Windzonenkarte zur regionalisierten Berücksichtigung der Windlast eingeführt wurde. Vorher wurde eine pauschale Windlast für das ganze Bundesgebiet angesetzt. Die Folge der Windzonenkarte war eine Windlasterhöhung in den Küstengebieten und in Teilen des Binnenlandes der Bundesrepublik Deutschland zwischen 22% und 47%; in Ausnahmefällen, z. B. an der Nordseeküste, bis zu 75%. Dem gegenüber ergab sich je nach Höhe des Bauwerks eine geringere zu berücksichtigende Windlast für die Windzone I. Parallel zur Einführung der Windzonenkarte wurde auch die Tragwerksauslegung auf Basis von Teilsicherheitsbeiwerten umgestellt. Dies war eine gänzliche neue Methodik zur Auslegung von Tragwerken.

Im Jahr 2015 wurde mit der erstmaligen Einführung der TRAS 320 durch die Einstufung von störfallrelevanten Betriebsbereichen in die Schadensfolgenklasse CC 3 eine weitere Erhöhung der Windlast um 10 % festgelegt, wobei nicht zwischen bestehenden Anlagen und Neuanlagen unterschieden wurde. Insbesondere für die bestehenden Anlagen wurde hierdurch eine intensive Diskussion ausgelöst, wobei die unterschiedlichen Ausgangspositionen des Immissionsschutzrechts und des Störfallrecht deutlich wurden. Weil die Windlasterhöhung nicht nach Baurecht, sondern nach Störfallrecht erfolgte, das sich an den dynamischen Begriff des Standes der Sicherheitstechnik orientiert, sei, so die Anlagenbetreiber, der im BImSchG festgelegte Bestandsschutz für bestehende Anlagen in Frage gestellt. Weiter wurde argumentiert, dass eine nachträgliche Anordnung nach § 17 BImSchG zur Nachrüstung von Anlagen gegenüber Windlasten einen unverhältnismäßigen Aufwand verursachen würde.

Darüber hinaus wurden in der alten TRAS 320 keine organisatorischen Maßnahmen als Alternative zu technischen Maßnahmen gegenüber Windlasten zugelassen, weil der erforderliche Nachweis der Gleichwertigkeit problematisch erschien.

Weil die Einstufung in die Schadenfolgenklasse CC 2 bzw. CC 3 von besonderer Bedeutung ist, wird zum besseren Verständnis der TRAS 320 das prinzipielle Vorgehen zur statischen Auslegung von Bauwerken kurz erläutert.

Die Anforderungen an Anlagen, die der Störfallverordnung unterliegen, basieren auf den bestehenden Baunormen, wobei, wie schon erwähnt wurde, seit dem Jahr 2005 die Tragwerksplanung europaweit mit dem Verfahren der Teilsicherheitsbeiwerte durchgeführt wird. Ausgangspunkt der Tragwerksberechnung ist die Einwirkung einer Last (z.B. Windlast)

auf das Bauwerk, deren Größe mit einer Verteilungsfunktion beschrieben werden kann (Abbildung 9).

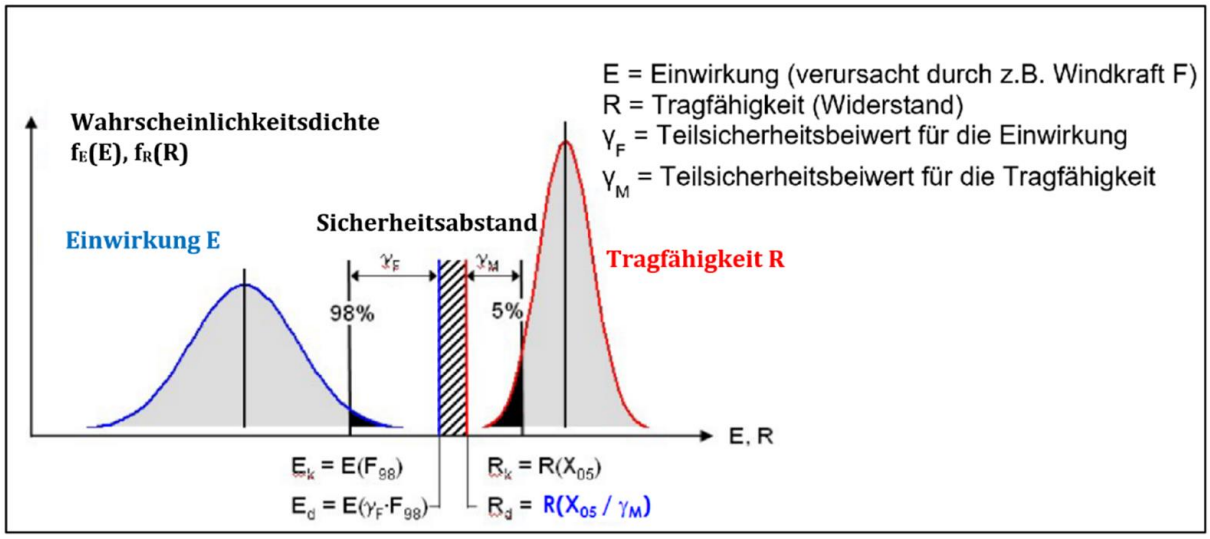



Abbildung 9: Zusammenhang von Einwirkung, Tragwerkwiderstand und Teilsicherheitsbeiwerten [4]

Auch der Widerstand des Bauteils (Tragfähigkeit) ist statistisch verteilt. Im Überschneidungsbereich beider Verteilungen würde das Bauteil versagen. Deshalb müssen die Mittelwerte von Beanspruchung und Widerstand so weit auseinanderliegen, damit die Schnittmenge sehr klein wird. Eine Versagenswahrscheinlichkeit von etwa $1 \cdot 10^{-6}$ ist im Bauwesen in der Regel akzeptabel, das heißt, dass von einer Million gleichartigen und gleichartig belasteten Bauteilen eines versagt. Um dieses Sicherheitsniveau zu erreichen, werden die Einwirkungen mit Teilsicherheitsbeiwerten multipliziert und damit erhöht. Umgekehrt können auch die Widerstände mit anderen Teilsicherheiten dividiert und damit vermindert werden. Die Bemessung von Tragwerken erfolgt nach DIN EN 1990 z.B. für die Einwirkung durch die Windkraft F auf Grundlage folgender Gleichung:

$$F = K_{FI} * \gamma_F * F_k$$

$F_k$ = charakteristische Wert der Windlast (zu entnehmen aus der Windzonenkarte)
$\gamma_F$ = Teilsicherheitsbeiwert für die Windlast
$K_{FI}$ = Bedeutungsfaktor für das Tragwerk (Einfamilienhaus versus Stadion)

Bei der Auslegung eines Tragwerks wird die Einwirkung von Lasten auf Bauwerke, die im Versagensfall bestimmte Folgen für Menschenleben oder auch für die Umwelt haben können, durch den Bedeutungsfaktor für Bauwerke ($K_{FI}$-Wert) angepasst. Auch wirtschaftliche und soziale Folgen werden durch den $K_{FI}$-Wert berücksichtigt. Praktisch erfolgt die Festlegung des $K_{FI}$-Werts durch die Einstufung der Tragwerke in

- Zuverlässigkeitsklassen RC 1 bis RC 3, sowie in
- Schadensfolgenklassen CC 1 bis CC 3.

Beide Klassen können miteinander verknüpft werden. Mit den Schadensfolgenklassen werden die Auswirkungen des Versagens oder die Funktionsbeeinträchtigung eines Tragwerks betrachtet. Mit der Einstufung in die jeweilige Schadensfolgeklasse ist eine Versagenswahrscheinlichkeit $P_f$ verbunden. Durch die höheren Anforderungen an die Auslegung von Bau- und Tragwerken ist die Versagenswahrscheinlichkeit der Klasse CC 3

geringer als die der Klasse CC 2. In der Tabelle 1 sind die Merkmale der Schadensfolgenklassen, die sich hieraus ergebenden Versagenswahrscheinlichkeiten sowie die Bedeutungsfaktoren $K_{FI}$ zur Anpassung der anzusetzenden Last zusammengestellt. Wie an dem Bedeutungsfaktor $K_{FI}$ zu erkennen ist, entspricht die Einstufung eines Bauwerks von CC 2 /RC 2 in CC 3 /RC 3 einer Erhöhung für die einwirkende Last um 10%. Diese Einstufung in Schadensfolgenklassen gilt sowohl für die Nachweise gegen Wind- als auch gegen Schnee- und Eiseinwirkungen.

Tabelle 1: Zusammenhang von Einwirkung, Tragwerkwiderstand und Teilsicherheitsbeiwerten [4]

| Schadens-folgeklasse | Merkmale | Zuverlässig-keitsklasse | Versagenswahr-scheinlichkeit $P_f$ bei Bezugszeit 1 Jahr | Faktor $K_{FI}$ zur Anpassung der Lasthöhe |
|---|---|---|---|---|
| CC 3 | Hohe Folgen für Menschenleben oder sehr große wirtschaftliche, soziale oder umweltbeeinträchtigende Folgen | RC 3 | $1{,}0 \cdot 10^{-7}$ | 1,1 |
| CC 2 | Mittlere Folgen für Menschenleben, beträchtliche wirtschaftliche, soziale oder umweltbeeinträchtigende Folgen | RC 2 | $1{,}3 \cdot 10^{-6}$ | 1,0 |
| CC 1 | Niedrige Folgen für Menschenleben und kleine oder vernachlässigbare wirtschaftliche, soziale oder umweltbeeinträchtigende Folgen | RC 1 | $1{,}3 \cdot 10^{-5}$ | 0,9 |

In der neuen TRAS 320 vom 02.06.2022 werden die zuvor beschriebenen Problembereiche wie folgt abgeändert:

1. Es werden differenzierte Anforderungen an neue Anlagen einerseits und bestehende Anlagen andererseits gestellt, wobei der Stichtag zur Unterscheidung der 16.7.2015 (Tag der Veröffentlichung der ersten TRAS 320) ist.
2. Die obligatorische Einstufung von Betriebsbereichen und sicherheitsrelevanten Anlagenteilen in CC 3 wurde aufgehoben. CC 2 ist eine Mindestanforderung und nur bei besonders hohem Gefahrenpotential ist eine Einstufung in CC 3 erforderlich. Durch den Wegfall einer bundeseinheitlichen Regelung wird die mögliche Einstufung in CC 3 zu einer Einzelfallentscheidung der örtlichen Behörden.

   Die Einstufung in eine Schadensfolgenklasse orientiert sich an:
   - der Intensität der umgebungsbedingten Gefahrenquelle,
   - den potentiell gefährdeten SRA und baulichen Anlagen,
   - den Störfalleintrittsvoraussetzungen sowie
   - der Gefährdung von Menschenleben sowie den umweltbeeinträchtigenden Folgen im Fall eines Störfalls aufgrund der Gefährlichkeit der gehandhabten Stoffe.
3. Organisatorische Maßnahmen gegenüber Wind bei bestehenden Anlagen werden zugelassen, wenn keine technischen Maßnahmen möglich sind oder diese unverhältnismäßig sind. Der Nachweis eines gleichwertigen Sicherheitsniveaus muss vom Betreiber erbracht werden.

**Literatur**


[1] Bundesregierung: Deutsche Anpassungsstrategie an den Klimawandel, Beschluss vom Bundeskabinett, 17.12.2008

[2] Stand der Sicherheitstechnik | Umweltbundesamt (vom 02.02.2024 um 07:25Uhr)

[3] Köppke, K.-E.; Sterger, O.; Stock, M.: Grundlagen für die Technische Regel für Anlagensicherheit (TRAS 310): Vorkehrungen und Maßnahmen wegen der Gefahrenquellen Niederschläge und Hochwasser. UBA- Forschungsvorhaben, 2013

[4] Krätzig, W.B.; Andres, M.; Niemann, H.-J.; Köppke, K.-E. Stock, M. (2016): Vorkehrungen und Maßnahmen wegen der Gefahrenquellen Wind, Schnee und Eislasten. UBA-Forschungsvorhaben, 2016

[5] Köppke, K.-E.: Berücksichtigung des Klimawandels in technischen Regeln für Anlagensicherheit, Hinweise und Erläuterungen zur TRAS 310 und 320, Juli 2023, Herausgeber: Umweltbundesamt

[6] BBSR: Starkregeneinflüsse auf die bauliche Infrastruktur. Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung im Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung, Bonn, ISBN 978-3-87994-219-0, 2018

[7] Köppke, K.-E.: Berücksichtigung des Klimawandels in technischen Regeln für Anlagensicherheit, Forschungsbericht, Juli 2023, Herausgeber: Umweltbundesamt

[8] KLIWA: Starkniederschläge - Entwicklungen in Vergangenheit und Zukunft – Kurzbericht, Juli 2019

[9] Verworn, H.-R.; Kummer, U.: Praxisrelevante Extremwerte des Niederschlags (PEN). Institut für Wasserwirtschaft, Hydrologie und landwirtschaftlichen Wasserbau, 2003

[10] DWD, Klimaatlas

[11] Bröker, S. (2017): Mehr Hitze, mehr Starkregen, aber auch längere Trockenperioden. Monitoring bestätigt Klimawandel in Süddeutschland. In: Korrespondenz Wasserwirtschaft 10 (1), S. 13–14

[12] DWD, Zeitreihen und Trends

# Neues Testverfahren zur Bestimmung Sicherheitstechnischer Kenngrößen von katalytischen Hydrierungen

*Dr. Marc-A. Serrer*[a], *Thomas Christ*[a], *Dr. Johannes Schroeder*[a], *Dr. Markus Goedde*[b], *Dr. Robert John Blanchard*[a]

[a] Sicherheitstechnik (RGA/BS) - Chemische Reaktionen, *BASF SE*, Carl-Bosch-Straße 38, 67056 Ludwigshafen

[b] Kompetenzzentrum Anlagensicherheit (ESE/SP), *BASF SE*, Carl-Bosch-Straße 38, 67056 Ludwigshafen

E-mail: *marc-andre.serrer@basf.com*

**Kurzfassung:**

Die Bestimmung sicherheitstechnischer Kenngrößen (*z.B.* kalorische Daten) repräsentativer Proben ist essenziell zur Erstellung eines verlässlichen Anlagensicherheitskonzeptes chemischer Prozesse. Neben der eigentlichen Synthesereaktion sind auch unerwünschte Reaktionen, z.B. sich bei höheren Temperaturen anschließende thermische Zersetzungsreaktionen, relevant und können die thermische Prozesssicherheit maßgeblich beeinflussen. Um hierfür aussagekräftige Daten zu erhalten, ist es erforderlich, in frühen Entwicklungsphasen eines Prozesses repräsentative Proben zu generieren und zu untersuchen. Dabei stellt die Präparation repräsentativer Proben in Messsystemen zur Ermittlung kalorischer Daten gerade bei heterogen katalysierten Prozessen eine große Herausforderung dar. Idealerweise sollten daher die Proben zur Charakterisierung von stark exothermen Nebenreaktionen, *bspw.* aufgrund von Methanisierungsreaktionen bei Hydrierungen, idealerweise direkt in der Messapparatur erzeugt werden. Weiterhin erfordert derzeit eine sicherheitstechnische Untersuchung nicht vollständig untersuchter Synthesereaktionen und deren (Neben-)Produkten eine Kombination verschiedener Messmethoden. Neben der Stabilität der Einsatzstoffe bei Prozessbedingungen sind die Bestimmung des Reaktionsverhaltens und insbesondere der Reaktionsenthalpie der Synthesereaktion von grundlegender Bedeutung. Hierbei gelingt die Erzeugung einer repräsentativen Probe, *z.B.* durch Reaktionskalorimetrie, die anschließend hinsichtlich der thermischen Stabilität des Endproduktgemisches, *z.B.* durch adiabatische Kalorimetrie oder dynamische Differenzkalorimetrie, charakterisiert werden kann. Bei diesem Vorgehen wird ein Probentransfer notwendig, welcher Unwägbarkeiten, wie eine Veränderung der Probe durch sich ändernde Bedingungen, birgt.

Im Rahmen dieser Untersuchung, sollte daher ein neues Verfahren vorgestellt werden, welches das Screening sicherheitstechnischer Kennzahlen, *u.a.* von heterogen katalysierten Hydrierungen, ohne Probentransfer zwischen mehreren Apparaturen ermöglicht. Hierzu wurden zunächst gängige Messapparaturen hinsichtlich ihrer Eignung untersucht und evaluiert, welche Prozessparameter einen kritischen Einfluss auf die erzeugten Produktzusammensetzungen haben. Anhand der gewonnenen Erkenntnisse, konnte gezeigt werden, dass keine gängige Messapparatur die zufriedenstellende Synthese einer repräsentativen Probe mit anschließender Erhebung von kalorischen Daten der Zersetzungsreaktion erlaubt. Daher wurde anhand der gefundenen Limitierungen ein kommerziell erhältliches Messgerät um eine speziell entwickelte und auf Mehrphasenreaktionen, wie heterogen katalysierte Hydrierungen, optimierte Zelle sowie Dosier- und Rühreinheit erweitert. Dieser neue Aufbau soll es ermöglichen, unter minimierten Stofftransportlimitierungen direkt im Kalorimeter eine repräsentative Probe inklusive der Charakterisierung der thermischen Eigenschaften der Synthesereaktion zu erzeugen und anschließend deren thermischen Stabilität zu bestimmen.

Dieses neue Testverfahren erweitert aufgrund der einfachen Handhabung die Bandbreite der für Screenings geeigneten Untersuchungsmethoden für Mehrphasenreaktionen um eine kosten- und zeiteffiziente Alternative. Durch Ausschluss von externen Einflüssen während des Probentransfers zwischen unterschiedlichen Setups, können ggf. Sicherheitsabstände in Anlagensicherheitskonzepten verringert und somit Prozessfenster bei gleichbleibendem Sicherheitsniveau erweitert werden.

## 1. Einleitung

Bei der Konzeption von neuen chemischen Prozessen ist die Bestimmung von Sicherheitskennzahlen (*z.B.* kalorische Daten) möglichst für den zukünftigen Prozess repräsentativer Proben von entscheidender Bedeutung. Letzteres ist wichtig in Bezug auf das thermische Verhalten von Reaktionsgemischen sowohl für die gewünschte Synthesereaktion als auch wenn unbekannte (Neben-)Produkte und/oder Intermediate vorhanden sein können. Dies ist insbesondere in der Frühphase der Prozessentwicklung, bei denen zur Optimierung meist viele Parameter ohne Kenntnis des Einflusses auf die endgültige Produktzusammensetzung variiert werden, relevant. In diesem Zusammenhang stellen insbesondere Mehrphasenreaktionen eine Herausforderung dar, da durch die Komplexität des Zusammenspiels der einzelnen Phasen der Verlauf der Synthesereaktion sowie die Produktzusammensetzung stark von den gewählten Prozessparametern abhängen. Ein Beispiel für solche Mehrphasenraktionen sind heterogen katalysierte Hydrierungen, *z.B.* von Aldehyden, Aromaten, Ketonen, Estern, Carbonsäuren, C-C-Doppel- und Dreifachbindungen. Diese Reaktionen können Temperaturen bis zu 200 °C, und Drücke bis zu 200 bar $H_2$, aktivierte (reduzierte) Metallkatalysatoren sowie eine ideale Durchmischung des Mehrphasensystems erfordern, um Stofftransportlimitierungen zu minimieren.

Soll für diese Systeme eine vollständige sicherheitstechnische Untersuchung erfolgen, erfordert dies derzeit häufig eine Kombination von mehreren Messmethoden. Neben der Stabilität der Einsatzstoffe bei Prozessbedingungen ist die Bestimmung des Reaktionsverhaltens und insbesondere der Reaktionsenthalpie der Synthesereaktion von grundlegender Bedeutung. Hierbei gelingt die Erzeugung einer repräsentativen Probe, *z.B.* durch Reaktionskalorimetrie, die anschließend hinsichtlich der thermischen Stabilität des Endproduktgemisches, *z.B.* durch adiabatische Kalorimetrie oder dynamische Differenzkalorimetrie, charakterisiert werden kann. Die Notwendigkeit des Einsatzes von mindestens zwei separaten Apparaturen und den damit verbundenem Transfers von Proben, die sehr empfindlich auf äußere Einflüsse reagieren können, stellt eine große Herausforderung in Bezug auf die Repräsentativität und Validität der generierten Daten dar. Je nach Probe können bereits geringste Mengen an Licht oder Sauerstoff, der zeitliche Abstand zwischen den Messungen, sowie Druck- und Temperaturverhältnisse deren Zusammensetzung wesentlich verändern, was sich kritisch auf die Zuverlässigkeit der aus den Kennzahlen abgeleiteten sicherheitstechnischen Bewertungen auswirken kann.

Daher sollten in der vorliegenden Arbeit, unterschiedliche Ansätze evaluiert werden, um ein für das Screening von heterogen katalysierten Hydrierungen optimiertes Vorgehen oder Verfahren zu etablieren, bei dem kein Probentransfer zwischen mehreren Apparaturen notwendig ist.

## 2. Untersuchung der Synthese repräsentativer Proben von heterogen-katalysierten Hydrierungen in etablierten Messapparaturen

Zunächst soll evaluiert werden, welche Messverfahren grundsätzlich den Temperatur- und Druckbereich für eine möglichst große Breite an heterogen katalysierten Hydrierungen abdecken. Diese erfordern meist bis zu 200 °C und bis zu 200 bar $H_2$.

*Tabelle 1: Übersicht, über gängige (in der BASF-Sicherheitstechnik verfügbare) Messapparaturen zur Bestimmung sicherheitstechnischer Kenngrößen und die jeweiligen Messbereiche.*

| Messmethode | Max. p | Max. T | Rührer | Gasdosierung p >1 bar |
|---|---|---|---|---|
| Dynamische Differenzkalorimetrie | 1000 bar | 500 °C | Nein | Ja, ohne Nachführung |
| Calvet-Kalorimetrie | 350 bar | 500 °C | Nein | Nein |
| Reaktionskalorimeter | 100 bar | 200 °C | Ja | Ja, mit Nachführung |
| Titrationskalorimeter | 30 bar | 170 °C | Ja | Ja, mit Nachführung |
| Adiabate Kalorimetrie (in-house) | 300 bar | 350 °C | Ja | Ja, mit Nachführung |

Tabelle 1 liefert eine Übersicht über gängige (in der BASF-Sicherheitstechnik verfügbare) Messapparaturen zur Bestimmung sicherheitstechnischer Kenngrößen und deren jeweiligen Limitierungen. Die einzelnen Parameter wurden in Anbetracht der für die meisten Hydrierungen erforderlichen Prozessparameter bewertet: rot = nicht anwendbar, orange = Einfluss unbekannt, grün = geeignet. Anhand dieser Matrix ergibt sich, dass das höchste Potential für eine Untersuchung der Synthesereaktion und thermischen Zersetzung von Hydrierungen in einer Messapparatur die dynamische Differenzkalorimetrie (DSC) und die adiabate Kalorimetrie (Druckwärmestau-Apparatur; DWS) aufweisen. In der DSC könnten aufgrund des fehlenden Rührers Stofftransportlimitierungen zu Verfälschungen in der Produktzusammensetzung führen, Mengenverhältnisse lassen sich nicht beliebig realisieren und Druckinformationen nicht aufzeichnen. Bei der Untersuchung von exothermen Synthesereaktionen in adiabaten Systemen bedeutet der sich einstellende Temperaturhub abweichende Reaktionsbedingungen, und damit Unsicherheiten in der Repräsentativität der entstandenen Zwischenprodukte. Um diese Einflüsse besser einschätzen zu können und diese Mess-Systeme für ihre Anwendbarkeit in dem vorliegenden Szenario zu bewerten, sollen Messungen an einer einfachen heterogen katalysierten Hydrierung durchgeführt werden. Als Beispiel wurde die heterogen katalysierte Hydrierung von Butyraldehyd zu Butanol gewählt, welche unter Reaktionsbedingungen von 100 °C und 30 bar $H_2$ abläuft.

Für die DSC wurden ca. 20-30 mg bestehend aus Butyraldehyd und aktiviertem, pulverförmigem heterogenen Katalysator in der Glovebox in die hochdruck V4A-Messtiegel (druckfest bis ca. 1000 bar) gefüllt und anschließend bei Raumtemperatur ca. 30 bar $H_2$ aufgepresst.

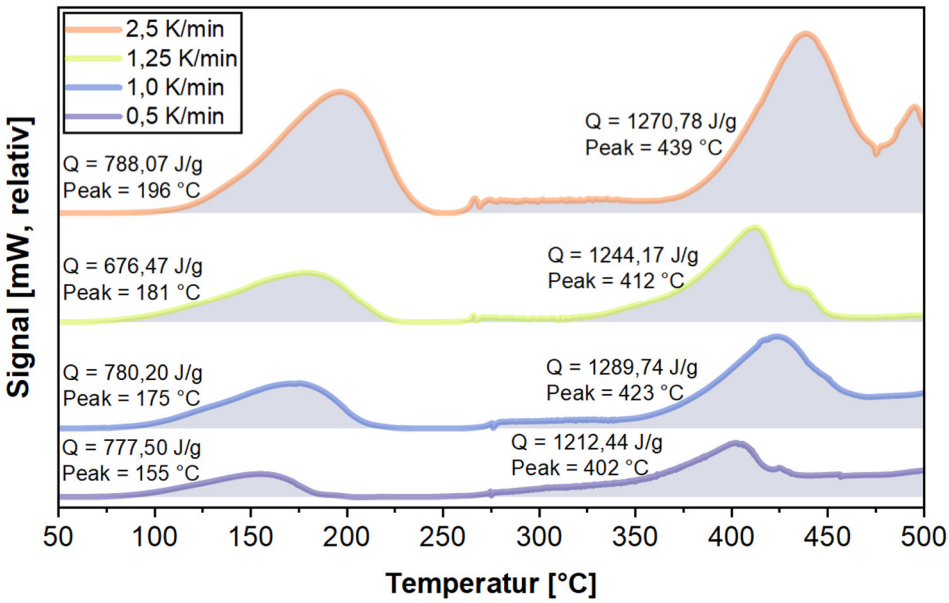



*Abbildung 1: DSC-Messungen in V4A-Hochdrucktiegeln (druckfest bis ca. 1000 bar) der Probe Butyraldheyd mit Katalysator unter 30 bar $H_2$ (Anfangsdruck bei RT) mit Heizraten von 0,5 K/min (violette Kurve), 1,0 K/min (blaue Kurve), 1,25 K/min (grüne Kurve) und 2,5 K/min (orangene Kurve). Die normierte Wärmemenge bezieht sich auf die Einwaage an Butyraldehyd, die Signale wurden um die Basislinie korrigiert.*

Die DSC-Messungen in Abbildung 1 weisen einen Peak mit einem Onset im Bereich von 60-80 °C auf. Aufgrund der flach anlaufenden Peakform ist die genaue Bestimmung des Onsets der einzelnen Messkurven schwierig und wird hier nicht weiter diskutiert. Da in diesem Temperaturbereich üblicherweise die Hydrierung abläuft, scheint auch ohne Rühren und mit etwaigen Stofftransportlimitierungen die Synthesereaktion abzulaufen. Die Peakform und -maxima verschieben sich in Korrelation zur steigenden Heizrate zu höheren Temperaturen, was auf einen ähnlichen bzw. vergleichbaren Reaktionsverlauf hindeutet. Ab ca. 250 °C ist in allen Messkurven ein Anstieg des Messsignals zu erkennen. Ob dies ein physikalischer Übergang ist, oder eine schleichende Energiefreisetzung stattfindet, lässt sich anhand der Kurvenform und des -verlaufs aus den vorliegenden Messkurven nicht eindeutig bestimmen. Zusätzliche isotherme Messungen (nicht dargestellt), zeigen im Bereich von 220-300 °C keine Energiefreisetzung, sondern erst ab 340 °C. Es ist daher von auszugehen, dass der Onset des zweiten Hauptpeaks zwischen 300 °C und 340 °C je nach Heizrate liegt. Es kann davon ausgegangen werden, dass dieser Peak der thermischen Zersetzung des Produktgemisches zuzuschreiben ist. Die Peakform- und Maxima unterscheiden sich deutlich in den einzelnen Messungen und zeigen keine einheitliche Korrelation in Abhängigkeit der Heizrate. Dies deutet darauf hin, dass sich die Produktzusammensetzung in den einzelnen Tiegeln nach der Synthesereaktion unterscheiden, was sich in einer unterschiedlichen thermischen Stabilität äußert. Daher lässt sich bereits aus diesen Erkenntnissen ableiten, dass eine Auswertung der thermischen Zersetzung beispielsweise zur Erstellung einer Zersetzungskinetik nicht sinnvoll ist, da die Produktzusammensetzung nicht einheitlich und somit nicht repräsentativ ist.

Dennoch soll zumindest die Synthesereaktion weiter analysiert und mit anderen Methoden verglichen werden. Daher wurde eine Formalkinetik n-ter Ordnung abgeleitet. Diese Formalkinetik kann anschließend bspw. zur Simulation des Verhaltens der Synthesereaktion in unterschiedlichen Reaktorgeometrien eingesetzt werden. Voraussetzung ist, dass diese tatsächlich repräsentativ ist. Die erhaltenen Parameter des formalkinetischen Modells sind in Tabelle 2 aufgeführt.

*Tabelle 2: Aus den DSC-Messungen erstellte Formalkinetik der Synthesereaktion der heterogen katalysierten Hydrierung von Butyraldehyd zu Butanol.*

| Reaktion | ln(k0) | E | n1 | Q |
|---|---|---|---|---|
| | $\ln(s^{-1})$ | kJ $mol^{-1}$ | - | kJ $kg^{-1}$ |
| A → B | 9,60 | 62,64 | 1,00 | 786,23 |

Die ermittelte Aktivierungsenergie liegt im üblichen Bereich für Hydrier-Reaktionen. Daher ist anhand der abgeleiteten Formalkinetik zunächst kein ausgeprägter Einfluss einer Stofftransportlimitierung zu erkennen.

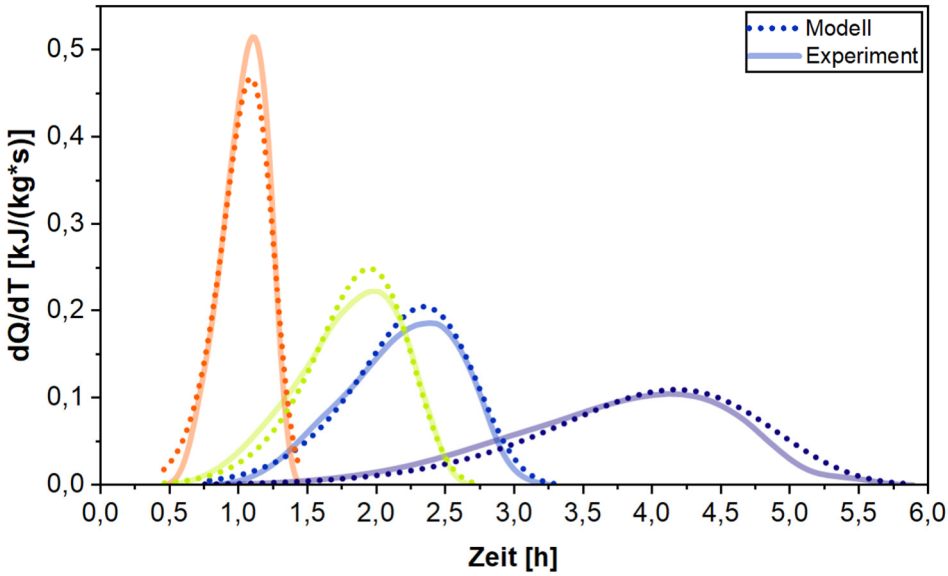



*Abbildung 2: Vergleich der DSC-Messungen [durchgezogene Linie] im V4A-Hochdrucktiegel (druckfest bis ca. 1000 bar) der Probe Butyraldhyd mit Katalysator unter 30 bar $H_2$ (Anfangsdruck bei RT) mit Heizraten von 0,5 K/min (violette Kurve), 1,0 K/min (blaue Kurve), 1,25 K/min (grüne Kurve) und 2,5 K/min (orangene Kurve) mit dem abgeleiteten Formalkinetischen Modell [gepunktete Linie].*

Abbildung 2 zeigt den grafischen Vergleich zwischen experimentellen Messungen (durchgezogene Linie) und abgeleiteter Formalkinetik (gepunktete Linie). Dieser zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen Modell und den experimentellen Daten und kann daher, bezogen auf die vorhandenen Daten, als valide angesehen werden. Um diese Kinetik zu prüfen, soll die Modellvorhersage anhand eines adiabaten Versuchs überprüft werden. Im Gegensatz zur DSC soll das adiabate Experiment gerührt und mit sowie ohne $H_2$-Nachführung gefahren werden. Hierdurch soll der Einfluss von möglichen Stofftransportlimitierungen bzw. Einschränkungen durch eine in geschlossenen Systemen eingeschränkte $H_2$-Verfügbarkeit untersucht werden. Der anschließende Vergleich mit den Daten aus der DSC soll Hinweise darauf geben, ob dort ohne Nachführung ausreichend $H_2$ vorhanden war, um die Hydrierung vollständig ablaufen zu lassen.

Daher wurden in einem adiabaten Kalorimeter in einer mit 180 rpm gerührten V4A-Messdose (V=120 ml) und einem Füllstand von ca. 50 % Messungen sowohl mit $H_2$-Nachführung bei 30 bar, als auch in einer geschlossener Zelle mit 30 bar $H_2$ Anfangsdruck (bei Raumtemperatur) durchgeführt.

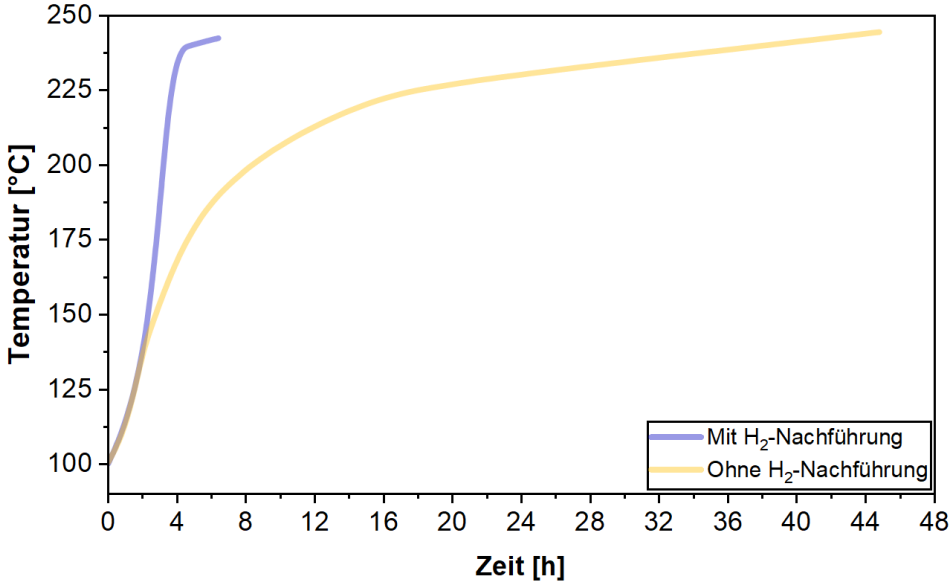



*Abbildung 3: Adiabater Temperaturverlauf der heterogen katalysierten Hydrierung von Butyraldehyd zum Butanol sowohl mit $H_2$- Nachführung (blaue Kurve) als auch im geschlossenen System mit 30 bar Anfangsdruck von $H_2$ bei Raumtemperatur. Die Starttemperatur beträgt 100 °C, diese wurde mit einer Heizrate von 3 K/min erreicht. Das System wurde mit 180 rpm gerührt.*

Die Ergebnisse der Messungen sind in Abbildung 3 aufgeführt. Der Vergleich der zwei Experimente zeigt, dass die exotherme Hydrierung bei $H_2$-Nachführung (blaue Kurve) deutlich schneller abläuft als im geschlossenen System (gelbe Kurve). Während der adiabate Temperaturhub der Synthesereaktion im nachgeführten System ca. 140 °C beträgt, kann der exakte adiabate T-Hub der Synthesereaktion im geschlossenen System nicht eindeutig bestimmt werden, da ein fließender Übergang in die mutmaßliche thermische Zersetzung stattfindet. Mit hoher Wahrscheinlichkeit beträgt dieser ca. 125 °C, da die thermische Zersetzung in beiden Experimenten einen ähnlichen Temperaturanstieg aufweist, welcher bei ca. 225 °C startet. Dies könnte ein Hinweis darauf sein, dass im geschlossenen System ohne $H_2$-Nachführung die Hydrierung nicht vollständig abgelaufen ist

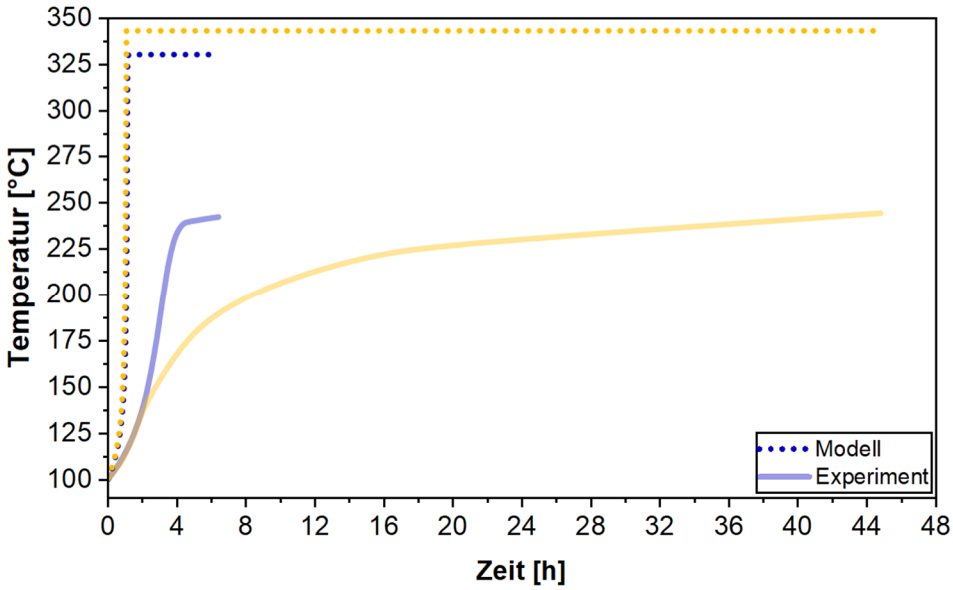



*Abbildung 4: Vergleich des adiabaten Temperaturverlaufs [durchgezogene Linie] der heterogen katalysierten Hydrierung von Butyraldehyd zu Butanol sowohl mit $H_2$- Nachführung (blaue Kurve) als auch im geschlossenen System mit 30 bar Anfangsdruck von $H_2$ bei Raumtemperatur (gelbe Kurve) mit der Simulation des Temperaturverlaufs anhand des aus der DSC-abgeleiteten formalkinetischen Modells [gepunktete Kurve]. Die Starttemperatur beträgt 100 °C, diese wurde mit einer Heizrate von 3 K/min erreicht. Das System wurde mit 180 rpm gerührt.*

Im nächsten Schritt sollen Vorhersagen für den adiabaten Verlauf der Reaktion, basierend auf der aus den DSC-Messungen abgeleiteten Kinetik, mit den im adiabaten Experiment gemessenen Daten verglichen werden (*vgl.* Abbildung 4). Die Auftragung zeigt, dass die aus den DSC-Daten abgeleitete Kinetik errechneten Vorhersagen wesentlich konservativer als die in der adiabaten Kalorimetrie gemessenen Daten sind. Eigentlich wäre zu erwarten gewesen, dass aufgrund der Stofftransportlimitierungen eher in der DSC die Reaktion limitiert hätte sein sollen. Dies deutet darauf hin, dass ein bisher weiterer noch nicht diskutierter Einflussparameter einen signifikanten Einfluss auf die Ergebnisse hat: Der Füllstand im geschlossenen System zu Beginn der Messung. Während die Messzelle im adiabaten System nahezu zu 50 % gefüllt wird, liegt der Füllstand in der DSC-Messzelle zum Zeitpunkt des Aufpressens der 30 bar $H_2$ bei Raumtemperatur deutlich darunter. Dies führt einerseits dazu, dass der $H_2$-Druck beim Aufheizen in der DSC-Messzelle deutlich über dem in der adiabaten Kalorimetrie liegt, andererseits unterscheiden sich die Kontaktfläche zur Wand und zur Oberfläche der Probe deutlich. Diese Unterschiede scheinen gegenüber dem adiabaten Experiment zu einer wesentlichen Beschleunigung der Reaktion beizutragen. Weiterhin, wurde insgesamt deutlich mehr Energie in der DSC-Messung detektiert als im adiabaten Experiment. Dies zeigt entweder, dass in der DSC aufgrund des erhöhten $H_2$-Druckes etwaige exotherme Nebenreaktionen ablaufen, oder dass in der DWS-Messdose die Rührgeschwindigkeit nicht ausreicht, um Stofftransportlimitierungen zu verhindern. Um die direkten Unterschiede möglicher abgeleiteter Formalkinetiken aufzuzeigen, wurde anhand des nachgeführten adiabaten Experimentes ebenfalls eine Formalkinetik abgeleitet.

*Tabelle 3: Aus der nachgeführten DWS- und den DSC-Messungen erstellte Formalkinetiken der Synthesereaktion der heterogen katalysierten Hydrierung von Butyraldehyd zu Butanol.*

| **Setup** | **Reaktion** | **ln(k0)** ln($s^{-1}$) | **E** kJ $mol^{-1}$ | **n1** - | **Q** kJ $kg^{-1}$ |
|---|---|---|---|---|---|
| DSC | A → B | 9,60 | 62,64 | 1,00 | 786,23 |
| Adiabate Kalorimetrie | A → B | 7,80 | 57,78 | 1,00 | 482,67 |

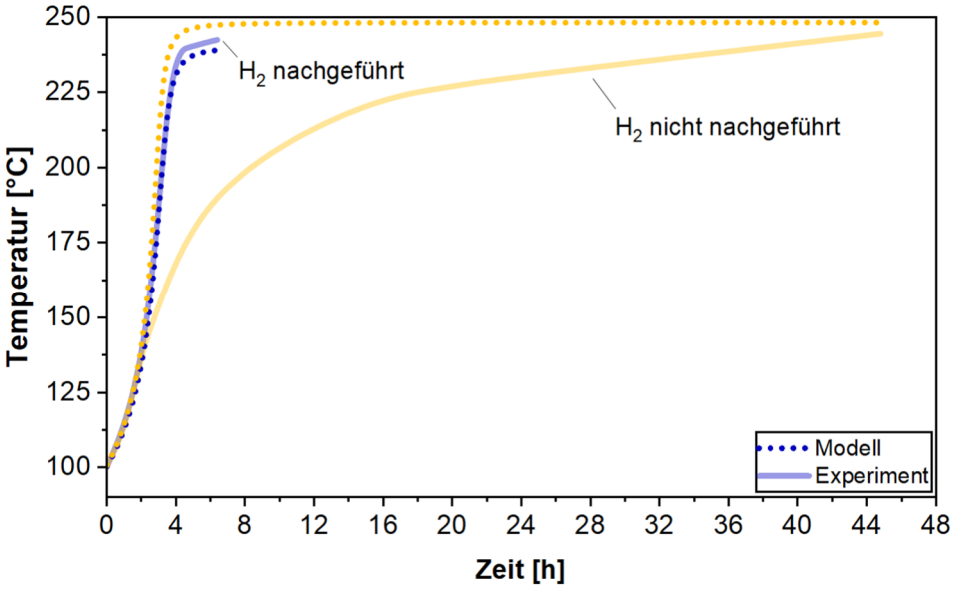



*Abbildung 5: Vergleich des adiabaten Temperaturverlaufs [durchgezogene Linie] der heterogen katalysierten Hydrierung von Butyraldehyd zu Butanol sowohl mit $H_2$- Nachführung (blaue Kurve) als auch im geschlossenen System mit 30 bar Anfangsdruck von $H_2$ bei Raumtemperatur (gelbe Kurve) mit dem aus dem nachgeführten adiabaten Experiment abgeleiteten formalkinetischen Modell [gepunktete Kurve]. Die Starttemperatur beträgt 100 °C, diese wurde mit einer Heizrate von 3 K/min erreicht. Das System wurde mit 180 rpm gerührt.*

Der in Abbildung 5 aufgeführte Vergleich zwischen dem aus dem nachgeführten adiabaten Experiment abgeleiteten formalkinetischen Modell und den zugehörigen Messdaten zeigt eine gute Übereinstimmung.

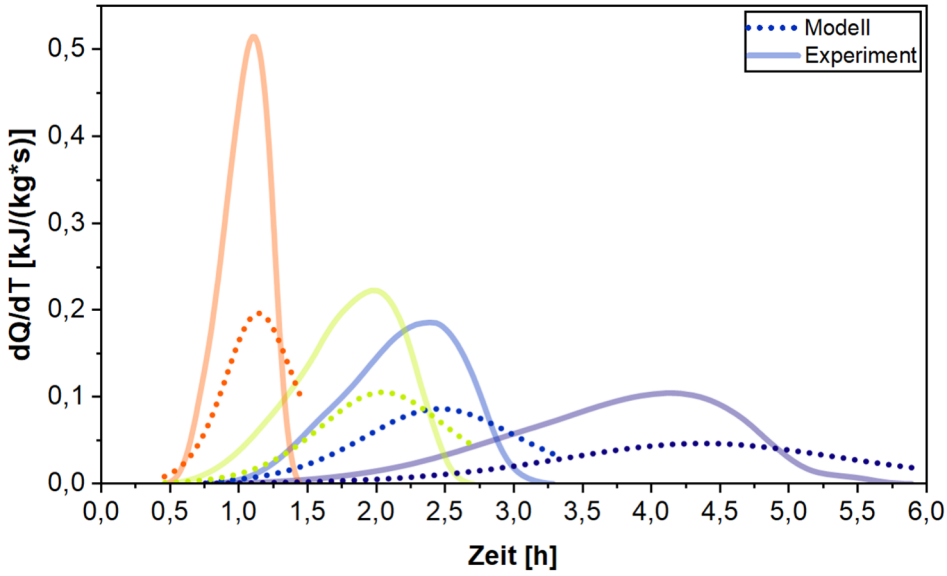



*Abbildung 6: Vergleich der DSC-Messungen [durchgezogene Linie] im V4A-Hochdrucktiegel (druckfest bis ca. 1000 bar) der Probe Butyraldheyd mit Katalysator unter 30 bar $H_2$ (Anfangsdruck bei RT) mit Heizraten von 0,5 K/min (violette Kurve), 1,0 K/min (blaue Kurve), 1,25 K/min (grüne Kurve) und 2,5 K/min (orangene Kurve) mit dem aus der adiabaten Kalorimetrie abgeleiteten Formalkinetischen Modell [gepunktete Linie].*

Der Vergleich der im adiabaten Experiment bestimmten Kinetik mit den DSC-Ergebnissen in Abbildung 6 bestätigt, was bereits oben diskutiert wurde: Die Ergebnisse der beiden Experimente lassen sich aus mehreren Gründen nicht miteinander vereinen. Aufgrund des zu hohen Partialdruckes in der DSC findet dort die Reaktion, trotz etwaiger Stofftransportlimitierungen, schneller statt und mit deutlich höherer Energiefreisetzung als in der adiabaten Kalorimetrie. Die wesentlich geringere Energiefreisetzung in der adiabaten Kalorimetrie wiederum deutet auf Stofftransportlimitierungen trotz gerührtem System hin. Vermutlich reichen die 180 rpm nicht aus, um Gas-, Flüssig- und Festphase ausreichend zu vermischen.

Die vollständige Untersuchung der Synthesereaktion sowie anschließende thermische Zersetzung der repräsentativen Probe während der Hydrierung von Butyraldehyd zu Butanol ist somit aufgrund des zu starken Einflusses von Stofftransportlimitierungen und des Partialdruckes mit den untersuchten Messaufbauten nicht möglich. Eine repräsentative Probe kann somit nur in einer Apparatur erzeugt werden, die einerseits eine $H_2$-Drucknachführung und -steuerung sowie eine optimierte Durchmischung des Mehrphasensystems erlaubt.

## 3. Entwicklung eines Screening-Tools für die Synthesereaktion und der thermischen Stabilität des erzeugten Produktgemisches in einem Gerät

Anhand der in Kapitel 2 gewonnenen Erkenntnisse, soll ein maßgeschneidertes Messverfahren etabliert werden, das eine $H_2$-Drucknachführung sowie eine optimierte Durchmischung eines Mehrphasensystems bei bis zu 300 bar und 300 °C erlaubt. Mit diesem System soll die Sicherheitscharakterisierung der Synthesereaktion und der thermischen Stabilität des Produktgemisches in einem Gerät und einem Messvorgang durch eine isotherme (Synthesereaktion) und dynamische Fahrweise (thermische Zersetzung) ermöglicht werden.

Aufgrund der Beschaffenheit der DSC-Apparatur kann hier weder eine Rühreinheit noch eine Gasdosiereinheit nachgerüstet werden. Ebenfalls lässt der derzeitige Aufbau der Druckwärmestauapparatur (adiabate Kalorimetrie) keine Erhöhung der Rührgeschwindigkeit und auch keine isotherme Fahrweise zu. Ein Abgleich mit Tabelle 1 zeigt, dass die erforderlichen Temperatur- und Druckbereiche durch die Calvet-Kalorimetrie abgedeckt werden könnten. Hier lässt sich eine Modifikation des Aufbaus praktikabel umsetzen. Um daher die gewünschten Reaktionsbedingungen zu erreichen, wurde ein bestehendes Calvet-Kalorimeter um eine Gasinfrastruktur erweitert. Weiterhin wurde für den Aufbau eine neue Messzelle inklusive Rührer entwickelt, welche die getauchte $H_2$-Dosierung sowie die Rührung des Systems bei bis zu hohen Rührgeschwindigkeiten ermöglicht.

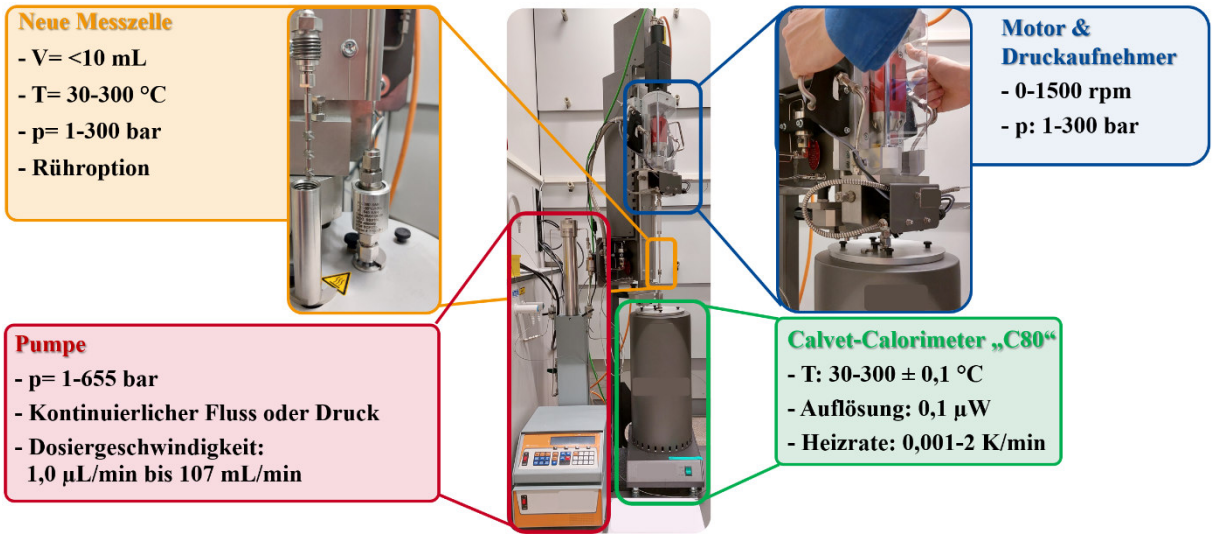



*Abbildung 7: Aufbau des gerührten Calvets, u.a. geeignet zur Untersuchung von katalytische Hydrierungsreaktionen bei bis zu 300 °C und 300 bar.*

Abbildung 7 zeigt den erweiterten Aufbau des Calvet-Kalorimeters: In der Mitte abgebildet ist der gesamte Aufbau in einem begehbaren Abzug. Orange dargestellt sind die neue Rühreinheit inklusive der neu entwickelten Messzelle. Blau abgebildet ist der Motor zum Antrieb der Rührwelle sowie der Druckaufnehmer, mit dem eine Aufzeichnung des Druckverlaufs während des Experimentes möglich ist. Im roten Feld ist die Dosiereinheit dargestellt, welche die Dosage von $H_2$ sowie von einer großen Bandbreite anderer Gase ermöglicht. Dabei werden die Gase bei kontinuierlicher Dosierung durch den inneren Hohlraum der Rührwelle am unteren Ende des Rührers direkt in die Flüssigkeit dosiert, um zusätzlich zur Verwirbelung durch den Rührer die Gasphase besser in die Flüssigphase einzutragen. Grün dargestellt ist ein herkömmliches Calvet-Kalorimeter, das zur Bestimmung der Wärmeströme eingesetzt wird. Mit diesem System soll es möglich sein, repräsentative Proben bei definierter Temperatur in isoperiboler Fahrweise und unter $H_2$-Nachführung sowie kontinuierlicher Begasung der Flüssigphase bei definiertem Druck zu erzeugen. Anschließend kann die Dosierung gestoppt werden und mit

einer dynamischen Heizrate die thermischen Eigenschaften der Produktmischung bis 300 °C bestimmt werden.

Derzeit befindet sich das System in der Phase der Kalibrierung sowie in der ersten Revision von Messzelle und Rührer.

## 3. Schlussfolgerungen

Im Rahmen dieser Untersuchungen sollte ein neues, optimiertes Screening-Verfahren für die Bestimmung sicherheitstechnischer Kenngrößen ermittelt werden, welches es ermöglicht, repräsentative Proben direkt in der Messapparatur inkl. Charakterisierung der Synthesereaktion zu erzeugen, um anschließend ohne Probentransfer die thermische Stabilität des entstandenen Produktgemisches in der gleichen Apparatur zu vermessen. Anhand des Beispiels von heterogen katalysierten Hydrierungen bei bis zu 200 bar und 200 °C konnte gezeigt werden, dass von den bisher gängigen Messverfahren allein von den Reaktionsbedingungen hierfür nur die dynamische Differenzkalorimetrie und die adiabate Kalorimetrie in Frage kommen würden. In diesen Apparaturen wurde zunächst geprüft, ob für die Hydrierung von Butyraldehyd zu Butanol überhaupt die Synthese einer repräsentativen Probe ohne Limitierungen möglich wäre. Diese Untersuchungen haben gezeigt, dass hierfür beide Verfahren nicht geeignet sind: In der DSC wird die Produktzusammensetzung durch die nur ungenaue Einstellung des $H_2$-Partialdruckes wesentlich beeinflusst, was *u.a.* zu einer unterschiedlichen thermischen Stabilität der Produktgemische und somit zu einer schlechten Reproduzierbarkeit der Ergebnisse geführt hat. Im adiabaten Experiment konnten sowohl der Füllgrad als auch der Druck besser an den tatsächlichen Prozess angepasst werden, jedoch wurde eine im Vergleich zur DSC-Messung deutlich moderatere Reaktionsgeschwindigkeit beobachtet, sowie eine wesentlich geringere Exothermie, was auf einen unvollständigen Umsatz hindeutet. Hierbei stellt sich die Frage, ob die Rührgeschwindigkeit von 180 rpm zu gering war, um die Phasen ausreichend miteinander zu vermischen. Die durchgeführten Untersuchungen belegen daher, dass eine repräsentative Probe somit nur in einer Apparatur erzeugt werden kann, die einerseits eine Gasnachführung und -steuerung sowie eine optimierte Durchmischung des Mehrphasensystems erlaubt.
Anhand dieser gewonnen Erkenntnisse wurde durch die Aufrüstung eines Calvet-Kalorimeters mit einem neuen Zell-, Dosier- und Rührsystem eine neue, optimierte Testapparatur entwickelt. Dieses neue Testverfahren erweitert aufgrund der einfachen Handhabung die Bandbreite der für Screenings geeigneten Untersuchungsmethoden um eine kosten- und zeiteffiziente Alternative. Durch Ausschluss von externen Einflüssen während des Probentransfers zwischen unterschiedlichen Setups, können somit *ggf.* Sicherheitsabstände bei gleichbleibendem Sicherheitsniveau im Anlagensicherheitskonzept verringert und hierdurch schlussendlich Prozessfenster erweitert werden.

Die nächsten Schritte sind die Untersuchung der Synthesereaktion im neuen Aufbau sowie Validierungsmessungen im Reaktionskalorimeter. Nach erfolgreicher Validierung sind Parametersreenings im neuen Aufbau geplant. Sollte sich das Messverfahren bewähren, kann der Aufbau angepasst werden, um den Temperaturbereich der Messungen auf bis zu 500 °C zu erweitern. Dies würde eine umfangreichere Untersuchung der thermischen Zersetzung im höheren Temperaturbereich erlauben.

# Systematische Sicherheitsbetrachtungen - Darstellung von Brandszenarien

Rudolf Kappelmaier
CMK - Compliance Management Kappelmaier
84567 Perach

**Kurzfassung:**
Die StörfallV fordert von Betreibern eine systematische Darstellung von relevanten Szenarien. Dazu gehören explizit auch Brandszenarien.

Brandereignisse sind aber - wie alle anderen Ereignisse auch - keine Frage von Vorschriften, sondern basieren ausschließlich auf technischen, physikalischen und chemischen Grundlagen. Startpunkt bei der **Szenarienanalyse** ist das eigentliche Brandereignis. Davon ausgehend werden die einzelnen Brand-szenarien systematisch zurückverfolgt bis zu den jeweiligen auslösenden Prozessabweichungen.

Der **HAZOP-Master** verknüpft diese dann mit den ursachlichen Fehlern zu einem wirkungsvollen Arbeitsinstrument. Die sich so ergebenden allgemeinen **generischen** Ereignisabläufe bilden die Struktur, mit der z.B. Brandereignisse in systematischen Sicherheitsbetrachtungen dargestellt werden.

Das Analyseteam hinterlegt die allgemein formulierten ursachlichen Fehler mit den konkreten anlagenbezogenen Fehlerquellen und legt geeignete Gegenmaßnahmen fest. Damit werden die generischen Ereignisabläufe sowohl auf der Fehlerseite als auch auf der Maßnahmenseite mit der realen Anlagensituation verknüpft.

Es ergeben sich so systematische Fehlerbäume mit z.B. dem Brand als Top-Ereignis. Dieser Fehlerbaum kann dann auch eine evtl. einmal notwendig werdende quantitative Risikoanalyse wirkungsvoll unterstützen.

## 1. Brandschutz - ein Blick zurück

Die Nutzung des Feuers war eine Schlüsselfähigkeit, die unsere Entwicklung zum heutigen modernen Menschen erst ermöglicht hat. Gleichzeitig hat uns diese Jahrtausende lange Erfahrung auch gelehrt, dass es trotz aller Vorsichtsmaßnahmen immer wieder zu gefährlichen Bränden gekommen ist.

Daher wird das Thema `Brandschutz´ traditionell sehr stark dadurch geprägt, was man tun kann, um

- Brände so rasch wie möglich zu erkennen,
- die Brandausbreitung so stark wie möglich zu verzögern und zu begrenzen und
- die Flammen bestmöglich zu löschen (siehe Bild 1).

Zusätzlich konzentriert sich der klassische Brandschutz für diese Betrachtungen oft stark auf das Geschehen im Produktionsgebäude und weniger auf gefährliche Abläufe in chemischen/ verfahrenstechnischen Prozessen (siehe Bild 2), denn viele **Brandschutzexperten** sind im **Bausektor** groß geworden.

Dem gegenüber steht bei Sicherheitsstudien sehr stark der Produktionsprozess im Blickpunkt und weniger das (brandschutzrelevante) Geschehen im Anlagenbereich. Dazu kommt auch, dass für den Brandschutz traditionell andere (internen) Stellen verantwortlich sind.

**Bild 1:** Fachlicher Fokus

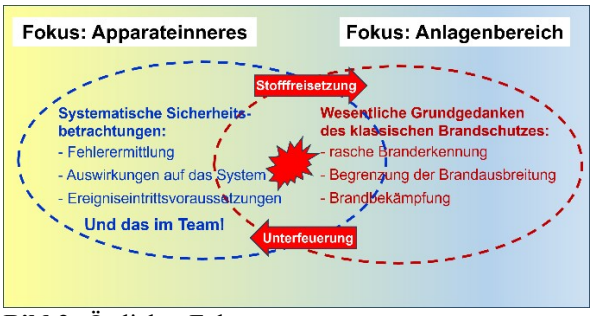



**Bild 2:** Örtlicher Fokus

So verwundert es nicht, dass sich die Herangehensweisen des klassischen Brandschutzes und der Sicherheitsstudien in einigen Punkten deutlich unterscheiden und die Zusammenarbeit zwischen beiden Fachfunktionen darunter manchmal leidet.

## 2. Schutzkonzepte - die 3 Ebenen der Brandentstehung

Brandereignisse treten nicht einfach auf, sie werden verursacht. So können grundsätzlich drei Ebenen eines Ereignisablaufs unterschieden werden (siehe Bild 3)

Jedes Störfallszenario startet mit dem auslösenden, ursächlichen Fehler (Ebene 1). Dieser löst in der Regel eine Prozessabweichung aus (Ebene 2), die dann zum Ausgangspunkt des eigentlichen z.B. Brandereignisses wird (Ebene 3).

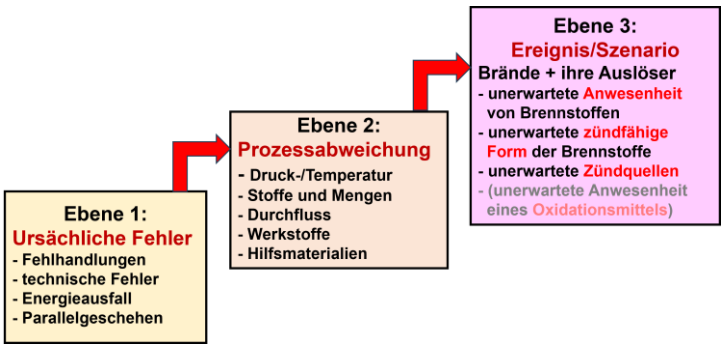



**Bild 3:** Die 3 Ebenen der Ereignisentstehung

Diese Zusammenhänge sind die gemeinsame Ausgangsbasis für alle Sicherheitsbetrachtungen, egal von wem oder zu welchem Zweck sie durchgeführt werden.

## 3. Bisherige Vorgehensweisen für Sicherheitsstudien

Alle gängigen Methoden für Sicherheitsstudien haben drei Kernelemente gemeinsam:

- Die Methoden sind als **Teamdiskussionen** angelegt und damit sehr zeitaufwendig.
- Die Vorgehensweisen sind immer auf die definierten **Produktionsabläufe** ausgerichtet.
- Die Arbeitsinstrumente sind **fehlerorientiert** aufgebaut, d.h., Startpunkt jeder Betrachtung ist immer ein (theoretischer) Fehler, der auf ein zu betrachtendes System übertragen wird. Dazu können sowohl Checklisten als auch Instrumente wie das klassische PAAG/HAZOP (detaillierte Informationen dazu siehe [1] im Literaturverzeichnis) verwendet werden.

Die Aufgabe der so organisierten Teamdiskussion ist es,

- die Relevanz der theoretischen Fehler für das zu untersuchende System zu beurteilen,
- deren Auswirkungen bezüglich gefährlicher Prozessabweichungen zu bewerten und
- relevante Fehlerpfade bis hin zu einer möglichen Ereignisentstehung zu verfolgen.

Für alle als gefährlich erkannten Ereignispfade werden dann abschließend geeignete, d.h. wirksame und zuverlässige **Sicherheitsmaßnahmen** definiert, so dass damit der Stand der Sicherheitstechnik, wie es die StörfallV fordert, erfüllt ist.

## 4. Konsequenzen aktueller Methoden

Dieser bisherige Ansatz ist zwar etabliert, bringt aber insbesondere aufgrund der drei vorstehenden Kernelemente auch einige Einschränkungen mit sich:

Teamgröße und Zusammensetzung

Die Teamgröße bestimmt maßgeblich den nötigen zeitlichen Aufwand. Zusätzlich lässt das Bearbeitungstempo bei zu großen Teams deutlich nach.

Ziel ist es also, die Teilnehmerzahl so gering wie möglich zu halten und trotzdem alle wichtigen Fachaspekte abdecken zu können.

Prozessbezogenes Vorgehen

In vielen Unternehmen gibt es eingespielte Anlagenteams (chemische Betriebsleitung, Anlagentechnik, PLT und Prozesssicherheit), denen auch die Aufgabe der systematischen Sicherheitsbetrachtungen zufällt. Darin ist häufig der **Brandschutz nicht vertreten**.

Damit bleiben u.U. wichtige Gesichtspunkte des Brandschutzes in den systematischen Sicherheitsbetrachtungen unentdeckt und Brandszenarien werden nur unzureichend beschrieben.

Die Themen des Brandschutzes werden dann in Form von Brandschutzgutachten oder vergleichbaren Dokumenten beigestellt, wobei deren Struktur (siehe Punkt 1) einen unterschiedlichen Betrachtungsschwerpunkt aufweisen kann. Sie liefern in jedem Fall aber wichtige Hinweise über die Brandgefahren im Anlagenbereich und damit z.B. zur Frage der Wahrscheinlichkeit einer **Unterfeuerung** von Anlagenteilen.

Das Thema `Brandschutz´ ist also oft in zwei unterschiedlichen Welten beschrieben.

Fehlerorientierung

Viele Entstehungspfade erweisen sich erst bei der späteren Analyse als nicht sicherheitsrelevant. Dadurch entsteht im Team ein **unnötiger Zeitverlust**.

Und noch entscheidender:
Die **Struktur** der dokumentierten Studienergebnisse entspricht der der vorgegebenen **Fehlersystematik**. Damit sind die Brandschutzaspekte nicht übersichtlich als Block zusammengefasst, sondern über das gesamte Dokument verteilt

## 5. Das Pferd von hinten aufzäumen - die Szenarienanalyse

Viele rechtliche Vorgaben wie die StörfallV definieren die relevanten Ereignisarten. Diese sind also bereits im Vorfeld eines Vorhabens bekannt, so dass bereits vor Beginn jeder Studie ein entsprechendes grundsätzliches Schutzkonzept erarbeitet sein kann und muss.

Mit diesem Verständnis versucht die Szenarienanalyse die vorstehenden Einschränkungen aufzuheben. Sie setzt nicht beim auslösenden Fehler, sondern beim Ereignis (siehe Bild 3/ Ebene 3), also beispielsweise beim Anlagenbrand selbst an und blickt dann zurück in das zu untersuchende System, um die zugrunde liegenden Prozessabweichungen und deren auslösende Fehler aufzudecken.

Sie bedient sich dazu im Vorfeld entwickelter **generischer Grundszenarien**, in deren Erstellung Fachleute unterschiedlicher Fachgebiete, auch Experten des Brandschutzes, einbezogen worden sind. Bezüglich Brandschutz decken diese Szenarien sowohl Brände innerhalb der Anlagenteile (z.B. in einem Silo) als auch solche außerhalb (z.B. Brand in einem E-Verteiler) ab. Sie werden dem Analyseteam als zusätzlicher wertvoller Input zur Verfügung gestellt.

Diesen Grundszenarien liegt ein vertieftes Verständnis der sicherheitstechnischen Grundlagen für alle Arten von Ereignissen zugrunde, insbesondere für

- Brände (siehe dazu auch Punkt 10),
- Explosionen,
- Stofffreisetzungen und
- gefährliche chemische Reaktionen.

Diese Grundlagen sind - erfreulicherweise - ausschließlich physikalisch/chemisch/technischer Natur und damit universell und weltweit anwendbar. Das nachstehende Beispiel (Bild 4) soll dies verdeutlichen:

Das nebenstehende **Dreieck** beschreibt die Zusammenhänge der Brandentstehung allgemein. Alle drei Elemente, Brennstoff (in geeigneter entzündbarer Form!), Oxidationsmittel und Zündquelle sind durch eine UND-Funktion verknüpft, d.h. nur wenn alle Voraussetzungen erfüllt sind, kann es zum Brand kommen.

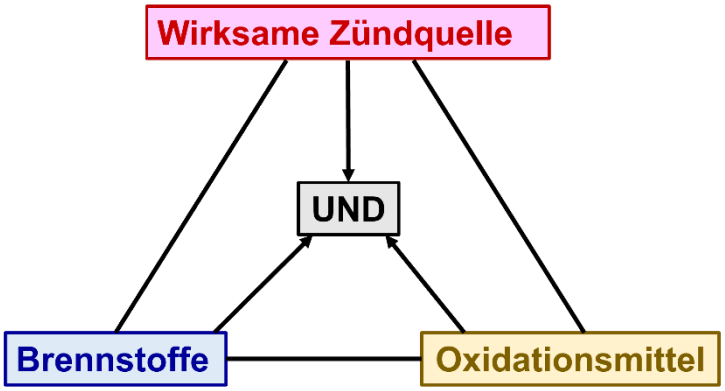


**Bild 4:** Das Dreieck der Brandentstehung

Zur Brandverhütung kann also grundsätzlich immer an jedem der Elemente angesetzt werden.

So ergeben sich **vier grundsätzliche Schutzprinzipien**

- Vermeiden der Anwesenheit von Brennstoffen
- Vermeiden der entzündbaren Form der Brennstoffe,
- Vermeiden der Anwesenheit von Oxidationsmitteln
- Vermeiden wirksamer Zündquellen

Diese Schutzprinzipien sind sowohl für Brände im Anlagenbereich als für solche im Inneren von Apparaten anwendbar.

Beispiele dazu werden im Vortrag selbst weiter vertieft.

**Hinweis:** Die **Szenarienanalyse** wird zusammen mit den Grundlagen des HAZOP-Masters (siehe Punkt 7) in einem laufenden UBA-Forschungsbericht enthalten sein. Sie steht damit **allgemein zur Verfügung**.

## 6. Brandschutz und Betriebswirtschaft

Betriebswirtschaftliche Anforderungen führen oft dazu, dass nur das wirklich Notwendige vorgesehen wird. Für einen Behälter, in dem bestimmungsgemäß **kein Brennstoff** enthalten ist, kann dies bedeuten, dass

- bei Planung und Realisierung auf die (teure) ex-geschützte Ausführung verzichtet wird,
- im Herstellprozess auf eine aufwendige Inertisierung verzichtet wird
- und für den Fall, dass doch einmal ein Brennstoff vorhanden ist, **mit hoher Wahrscheinlichkeit ein Brand ausbricht!**

Daher muss das Ziel der Sicherheitsstudie für den beispielhaften Fall sein, systematisch darzulegen, dass im Inneren **kein Brennstoff vorliegen kann**!

## 7. Die Logik der Prozessabweichungen

Wie bereits in Punkt 4 dargelegt, setzt die Szenarienanalyse beim zu verhindernden Ereignis an und arbeitet sich dann konsequent zurück in Richtung der ereignisauslösenden Ursachen. Der erste Schritt dabei sind die grundsätzlichen Prozessabweichungen (siehe Bild 3/ Ebene 2), für die dann die jeweiligen logischen produktionstechnischen Zusammenhänge dargestellt werden.

Dieses Vorgehen soll - wieder am Beispiel der Brennstofffreiheit im Apparateinneren - erläutert werden:

Im Apparateinneren kann grundsätzlich nur dann ein Brennstoff vorhanden sein, wenn,

1. der Stoff noch da ist, z.B. als Restmengen aus Vorproduktion oder als Reinigungsmittel,
2. ein unerwarteter Eintrag erfolgt,
3. eine unerwartete chemische Bildung/Entstehung erfolgt (z.B. Wasserstoffbildung) oder
4. das notwendige (kontinuierliche) Austragen unterbleiben ist und es so zum (langsamen) Anreichern kommt.

Diese Logik gilt universell und wird daher im Vortrag noch detaillierter betrachtet.

Vergleichbare logische Bausteine gibt es für alle grundsätzlichen Prozessabweichungen.

## 8. Auslösende Fehler - der HAZOP-Master ergänzt die Szenarienanalyse

Die Möglichkeiten, in einer konkreten Anlage Fehler zu machen, sind nahezu unendlich:

- Jede technische Einrichtung, die benötigt wird, kann versagen
- Jede PLT-Steuerung kann Mess- oder Schaltfehler verursachen.
- Jeder Einsatzstoff kann verwechselt werden oder qualitative Abweichungen aufweisen.
- Jede Energie- oder Medienversorgung kann ausfallen.
- Die Anzahl der Möglichkeiten von Fehlhandlungen der Mitarbeiter ist unüberschaubar.

Und damit sind noch nicht einmal alle grundsätzlichen Fehlerquellen genannt.

Dies bedeutet auch, dass der Bereich der ursächlichen Fehler (siehe Bild 3/ Ebene 1) sehr heterogen ist und sich in Vielem einer klaren Logik entzieht.
Trotzdem bietet der HAZOP-Master auch für diese Ebene wirkungsvolle Hilfestellungen:

- Er benennt grundsätzliche Fehlerquellen.
- Er strukturiert diese nach Fehlerarten.
- Er fasst Fehlerquellen und -arten zu logischen Fehlerpaketen zusammen (siehe Bild 5).
- Er ordnet diese Fehlerpakete den jeweiligen Prozessabweichung systematisch zu.

Dieses Vorgehen wird, wieder ausgehend vom vorherigen Beispiel der Brennstofffreiheit im Apparateinneren, erläutert:

Eine Restmenge an Brennstoff kann nur unerwartet im Apparateinneren vorhanden sein, wenn

- Basisfehler 1: die vorherige **Restentleerung unterblieben** ist oder
- Basisfehler 2: die **Restmenge** unerwartet, also **fehlerbedingt** vorliegt.

Jeder Basisfehler kann dann auf verschiedene ursächliche Einzelfehler zurückgeführt werden. Dabei sind - logischerweise - die auslösenden Fehler nur in **allgemeiner Form beschreibbar** und **nie** wirklich **komplett** (siehe Beispiel für Basisfehler 1 in Bild 5). So entstehen einzelne, logische Fehlerpakete.

Diese decken immer zumindest die Bereiche

- Mitarbeiterfehler
- technisches Versagen
- PLT-Messfehler
- PLT-Schaltfehler und
- Energieausfälle

mit ab und sind je nach Basisfehler um weitere Aspekte wie `fehlende Stoffqualität´ oder `elektrostatische Aufladung´ ergänzt.

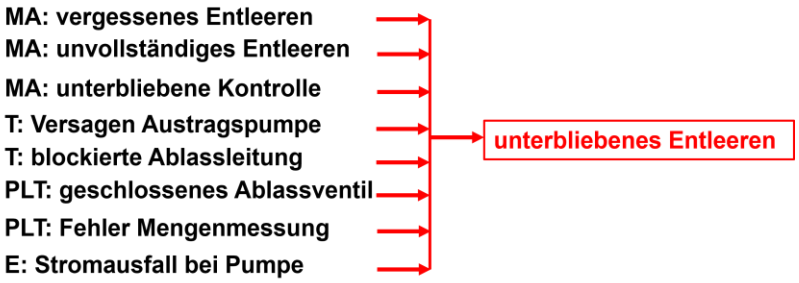



**Bild 5:** Beispielhaftes Fehlerpakete des HAZOP-Masters/ Basisfehler und zugrunde liegende allgemeine auslösende Einzelfehler

So gibt es für jedes Ereignis fallbezogen ein oder mehrere zugehörige Prozessabweichungen und für diese wiederum ein oder mehrere zugehörige Fehlerpakete. Es ergeben sich also, ausgehend vom zu verhindernden Ereignis der Ebene 3, **logisch verknüpfte Fehlerbäume** bis hinunter zur Ebene 1, den ursächlichen Einzelfehlern. Da diese Fehlerbäume ausschließlich auf technisch/ naturwissenschaftlichen Grundlagen beruhen und generisch, also allgemeingültig beschrieben sind, können sie einerseits universell verwendet werden, haben anderseits aber noch keinen Bezug zum real zu untersuchenden System.

## 9. Verknüpfung der generischen Szenarien des HAZOP-Masters mit der realen Anlage

Hier kommt das nun das Untersuchungsteam zum Einsatz. Es ist eine seiner wichtigsten Aufgaben, zu ermitteln, ob die jeweiligen Einzelfehler tatsächlich im betrachteten System auftreten könnten, und, wenn ja, wie dies konkret aussehen würde. Auf diese Weise werden die generischen Szenarien des HAZOP-Masters am Startpunkt jeder Fehlerkette, den ursächlichen Einzelfehlern, mit den tatsächlichen Gegebenheiten der realen Anlage verknüpft. Ist die Ereigniskette so vollständig ermittelt und als reales Szenario erkannt, werden im letzten Schritt nötige, dem Stand der Sicherheitstechnik entsprechende Schutzmaßahmen festgelegt. Damit ist dann das generische Szenario auch am Endpunkt, bei den zum jeweiligen Ereignis gehörenden Gegenmaßnahmen mit den konkreten Gegebenheiten vor Ort verknüpft.

## 10. Zusätzliches sicherheitstechnisches Knowhow - eine Übersicht der Brandauslöser

Zusammen mit der Logik der generischen Szenarien wird dem Anwender auch zusätzliches wertvolles fachliches Knowhow zur Verfügung gestellt. Der Vorteil eines solchen Vergehens ist, wie bereits erwähnt, dass für alle relevanten Fachgebiete bereits im Vorfeld Experten mit einbezogen werden konnten und damit deren Wissen im Team vorliegt, ohne dass sie selbst dazu anwesend sein müssen. Und vermutlich liegt man nicht falsch, wenn man davon ausgeht, dass dieses implementierte Knowhow in vielen Fällen über das hinausgeht, was ein einzelner Experte im Rahmen einer laufenden Teamdiskussion beitragen könnte.

Für den Brandschutz beispielsweise sind viele grundsätzliche Ereignisauslöser hinterlegt. Ausgangspunkt dafür sind die beiden grundsätzlichen Mechanismen **Selbstentzündung** und **Fremdentzündung**, die dann in folgende Gruppen weiter untergliedert worden sind:

**Selbstentzündung**

- Brand durch pyrophore Stoffe
- Brand durch (langsame) Selbsterhitzung
- Brand durch oxidierende Stoffe bei Kontakt mit brennbaren Materialien

**Fremdentzündung**

- Brand durch heiße Anlagenteile
- Brand durch Heißarbeiten
- Brand als Folge einer Explosion
- Brand durch Blitzschlag
- Entzündung freigesetzter brennbarer Stoffe
- Brände von Metallwerkstoffen (z.B. `Chlor-Eisenbrand´, `Fluorfeuer´, Metallspäne)

Für jede dieser Gruppen sind dann noch konkrete Auslöser hinterlegt, so dass kein wesentliches Brandszenario übersehen werden kann.

## 11. Schlussfolgerungen

1. Die grundsätzlich unterschiedlichen Vorgehensweisen beim klassischen Brandschutz und bei systematischen Sicherheitsstudien erschweren das gegenseitige Verständnis.
2. Oft sind bei Sicherheitsstudien keine Brandschutzexperten im Untersuchungsteam dabei. Der HAZOP-Master mit dem darin zur Verfügung gestellten Zusatz-Knowhow kann dieses häufige Manko zumindest ausgleichen.
3. Die Szenarienanalyse liefert einen vom zu verhindernden Ereignis ausgehenden Rahmen, der, ergänzt um die auslösenden Einzelfehler des HAZOP-Masters zur Erstellung von systematischen Fehlerbäumen führt. Alle brandschutzrelevanten Punkte sind so einschließlich der vorhandenen Sicherheitsmaßnahmen in einem Block zusammengefasst.
4. Das Instrument Szenarienanalyse/HAZOP-Master strukturiert damit die Ergebnisse von Sicherheitsstudien so, dass sie für den Brandschutz einfach verwertbar sind.
5. Die Ergebnisse von Brandschutzbegehungen ermöglichen eine Abschätzung der Gefahren z.B. einer Unterfeuerung von Anlagen.
6. Die Fehlerbaumstruktur der Ergebnisse mit einer HAZOP-Master-Studie unterstützt evtl. notwendige probabilistische Studien wirkungsvoll.

**Literatur:**

[1] Dr. Joachim Sommer e.a.; IVSS-Broschüre `Das PAAG/HAZOP-Verfahren und weitere praxisbewährte Methoden´ Jedermann-Verlag GmbH, Heidelberg;

# Optionen zur Verbesserung der Anlagensicherheit und des Brandschutzes in der chemischen Industrie

Dr. Guido Wehmeier
c/o BASF Lampertheim GmbH
Chemiestraße, 68623 Lampertheim
Guido.Wehmeier@BASF.com

**Kurzfassung:**
Die interdisziplinär zusammengesetzte Fachgruppe Brandschutz in der chemischen Industrie der DECHEMA hat das Ziel die Arbeitsgebiete Anlagensicherheit und Brandschutz enger miteinander zu verzahnen und so insgesamt das Sicherheitsniveau in der chemischen Industrie und der Prozessindustrie zu steigern.

Der Vortrag beginnt mit einer Analyse statistischer Daten zur Brandwahrscheinlichkeit in Prozessanlagen. Anschließend werden Ursachen von Bränden und Anlagensicherheitsereignissen anhand von realen Beispielen erläutert. Auf dieser Basis werden Lösungsansätze für die Vermeidung von Anlagenereignissen und die effektive Brandprävention diskutiert. Dies sind einerseits die Identifikation und Bewertung von Prozessrisiken und damit verbundenen Maßnahmen des vorbeugenden technischen Brandschutzes. Andererseits spielen das Training und die Sensibilisierung des Personals eine wesentliche Rolle.

Der Vortrag hebt die Bedeutung oft missachteter grundlegender Schutzmaßnahmen des vorbeugenden, anlagentechnischen und abwehrenden Brandschutzes hervor und betont den Mehrwert des Einsatzes digitaler Technik als preisgünstige und sinnvolle Lösung.

## 1. Erkenntnisse aus Ereignissen

Das Lernen aus Unfällen und Anlagenereignissen ist von entscheidender Bedeutung in der Prozessindustrie. Es ermöglicht Unternehmen, ihre Sicherheitsstandards zu verbessern und zukünftige Unfälle zu verhindern. Durch die Analyse von Unfällen können Unternehmen die Ursachen und Auswirkungen von Fehlern in ihrem Betrieb verstehen und geeignete Maßnahmen ergreifen, um diese zu beheben. Dies kann in Form von Schulungen für Mitarbeiter, Verbesserungen von Sicherheitsvorkehrungen oder durch die Implementierung neuer Technologien erfolgen. Die Qualität der Ereignisanalyse erfordert ein tiefes Verständnis der betroffenen Prozesse und Systeme sowie eine gründliche Untersuchung der zugrunde liegenden tieferen Ursachen. So die Theorie.

Doch lernen wir wirklich ausreichend aus Ereignissen? Bemühen wir uns wirklich um ein Verstehen der tieferen Ursachen eines Ereignisses? Das Thema wird an zwei Ereignissen verdeutlicht:

Die Explosion in der Sonderabfall-Verbrennungsanlage in Bürrig bei Leverkusen, wurde durch Selbsterwärmung eines flüssigen Abfalls in einem Tank verursacht. Die Selbsterwärmung führte zu einem exponentiellen Temperatur- und Druckanstieg, der die Sicherungseinrichtungen des Tanks überstieg und zur Explosion führte. Der verursachende Abfall wurde bereits mehrfach vorher in der Anlage verbrannt [1, 2].

Das Ereignis ist sehr gut dokumentiert und die Aufarbeitung ist in ihrer Transparenz und Tiefe vorbildlich [3].

Ein ähnlich schwerwiegendes Ereignis hat im Jahre 2016 im Nordhafen von Ludwigshafen stattgefunden. Bei Arbeiten an einer Rohrleitungstrasse kam es zu einem Brand und einer nachfolgenden Explosion. Ursächlich war der Schnitt mit einem Winkelschleifer in eine versehentlich gewählte Produkt führende Rohrleitung. Dies führte zu einer Leckage mit einem anschließenden Brand. In der Folge wurde eine andere mit Ethylen gefüllte Rohrleitung unterfeuert. Dies führte dann zur Zersetzung des Ethylens und in der Folge zu einer schwerwiegenden Detonation.

Für die Rettungsversuche war weniger der Leckage bedingte Brand aufgrund des ausströmenden Kohlenwasserstoffes, als vielmehr die wärmebedingte Zersetzung des Ethylens in der Leitung mit einer anschließenden Detonation dramatisch. Dieses Risiko war nicht vorausgesehen und hinreichend abgesichert worden.

Bei beiden Ereignisse ist das vorher nicht Gedachte eingetreten. Im Buch der "Der Schwarze Schwan", setzt sich Nassim Taleb mit Ereignissen auseinander, die extrem unwahrscheinlich sind, aber weitreichende Auswirkungen haben können. Taleb argumentiert, dass diese Ereignisse nicht vorhersehbar sind und traditionelle Methoden unzureichend sind, um sich auf sie vorzubereiten. Er betont die Notwendigkeit, sich auf unerwartete Ereignisse einzustellen und eine "Antifragilität" zu entwickeln, um von ihr zu profitieren.

Im ersten Fall hätte Antifragilität bedeutet, das Durchgehen der Abfallmischung zu antizipieren und über z.B. eine zusätzliche bodenseitige Ableitung in die Tanktasse, das Schlimmste zu verhindern. Im zweiten Fall hätte adäquater Brandschutz der Ethylen führenden Rohrleitung die Zersetzung in der Leitung verzögert oder gar verhindert. Es wäre wohl nicht zum Großschaden gekommen. Bei den Planungskonzepten für neue Atomkraftwerke wird ein agiler Weg beschritten: Trotz extremer Sicherheitstechnik wird dennoch für den Fall einer Kernschmelze die sichere Ableitung in ein Containment vorgesehen.

**2. Brandschutz**

Oftmals wird die Bedeutung des Brandschutzes in der Konzeption einer neuen Chemieanlage unterschätzt und gleichzeitig die Aufgaben der Feuerwehr falsch gesehen. Bei Durchsicht der in der ZEMA Ereignisdatenbank des Umweltbundesamtes gelisteten Ursachen für Störfall-Ereignisse gemäß Definition des Immissionsschutzgesetzes, sind es nicht die als große Gefahren angesehenen Gründe, wie das Durchgehen einer exothermen chemischen Reaktion, sondern eher prosaisch die Stofffreisetzung gefolgt von Brand. Dies ist folgerichtig, da in der Regel bei in der Prozessindustrie verwendeten brennbaren Flüssigkeiten und Gasen die Entzündung nach einer Freisetzung  eine hohe Wahrscheinlichkeit hat.

Die Aufgabe der Feuerwehr ist von Alters her die Ausbreitung des Feuers auf benachbarte Brandabschnitte zu verhindern. Dies gelingt ihr in der Regel. Das Löschen des betroffenen Brandabschnitts ist oft auch erfolgreich, aber meistens sind dann Schäden mit hohen Kosten für die Betriebsunterbrechung zu bewältigen. Hier einzusetzen, ist essentiell. Weitergehende Maßnahmen zum technischen Brandschutz bei Projekten und Investitionen werden oft nicht systematisch betrachtet. Vielen Firmen fehlen Regularien oder interne Richtlinien, die angepasst an die Brandrisiken, Empfehlungen geben, wie

- Größere Abstände zwischen den Brandabschnitten
- Sinnvoll geringe Menge an brennbaren Stoffen

- Fernbedienbare Ventile um brennbare Flüssigkeitsmengen bei Brand gegeneinander abzugrenzen
- Ableiten von brennbaren Stoffen bei Leckagen in sichere Auffangräume
- Niedrige Betriebstemperatur und -druck
- Frühzeitiges Erkennen von Leckagen oder Brandgasen mittels Gas- und Dampf-Detektoren
- Gefahrenbereiche in der Produktion mit Sprinklern oder automatischen Löschanlagen versehen
- Viele weitere Maßnahmen wären hier noch zu nennen.

Mit diesen Maßnahmen wären viele Risiken, die wir mühsam im Rahmen einer Gefahrenanalyse versuchen zu identifizieren und manchmal nicht erkennen, gemildert [4]. Auf diese Art werden die Verfahren robuster. Letztendlich werden Worst Case Szenarien bedacht und im Rahmen der Möglichkeiten Gegenmaßnahmen initiiert. Darauf aufbauend kann dann die anlagensicherheitstechnische Gefahrenanalyse im Rahmen einer Process Hazard Analysis (PHA) durchgeführt werden und die Risiken weiter gesenkt werden. Oft fehlt jedoch dieses Zusammenspiel zwischen Experten aus den beiden Bereichen Anlagensicherheit und Brandschutz. Es wird in Fach- und Abteilungs-Silos gearbeitet und so vergeben wir die Chance ein sicherheitstechnisches Kunstwerk zu schaffen.

Ein deutlich fundierteres Verständnis der Risiken eines Brandes ist in vielen Bereichen und auch im Management sinnvoll. Die finanziellen Risiken eines Brandes sind, obwohl leicht zu ermitteln, nicht gegenwärtig und werden in der Regel bei Planung und Betrieb nicht hinreichend betrachtet. Hier herrscht neben der Überschätzung des technischen, wie auch organisatorischen Sicherheitsniveaus auch mangelndes Verständnis über Zusammenhänge: so werden die Wahrscheinlichkeit für einen Stoffaustritt und einen daraus folgenden Brand unterschätzt und die offensichtlichen großen Risiken, wie zum Beispiel eine durchgehende Reaktion, überschätzt.

Weitere Möglichkeiten das Sicherheitsniveau zu verbessern bestehen in der Ausbildung der Mitarbeiter. Paradoxerweise wird ein sehr hoher Aufwand für die Schulung der betrieblichen Mitarbeiter betrieben. Um Regularien zu erfüllen, werden ausgebildete Chemikanten jährlich über Gefahrstoffe und den Umgang mit ihnen geschult. Gleichzeitig ist die Handhabung dieser Chemikalien durch betriebliche Vorschriften eindeutig reglementiert. Das Vorgehen erscheint an Infantilisierung zu grenzen. Was jedoch oft zu kurz kommt ist die mentale Auseinandersetzung und das Training von kritischen betrieblichen Gefahrensituationen, wie sie bei Personenschäden, Brand oder Stoffaustritten, auftreten. Hier reicht es nicht zu schulen, hier braucht es Training, so dass die Abläufe im Notfall quasi automatisch abgerufen und erfolgen können. Das schützt Leben!

## 3. Anlagensicherheit

Es gibt ein etabliertes Regelwerk im Bereich der Anlagensicherheit. So wird in berufsgenossenschaftlichen Vorschriften eine systematische und standardisierte Anlagensicherheitsbetrachtung beschrieben. Unwägbarkeiten werden so vorausgedacht und mit entsprechenden Maßnahmen beseitigt. Dies führt zu stabilen Prozessen. Sicherheitstechnisch relevante Einrichtungen werden detailliert spezifiziert und dokumentiert. Die Funktionen mit einer hohen sicherheitstechnischen Bedeutung (Safety Integrity Level/SIL) werden in vom Prozessleitsystem separierten Schaltungen programmiert. Mittlerweile ist hier auch die Nutzung einfacher fehlersicherer Algorithmen möglich. Der Aufwand für solche SIL-Schaltungen ist sehr hoch und wird zusätzlich zum ohnehin vorhandenen Prozessleitsystem betrieben. Auch diese Systeme entwickeln sich weiter, wobei der Nutzen für die Sicherheit höher sein könnte. Hier wirkt die strikte funktionale Zuordnung

sicherheitstechnischer Schaltungen in separate Systeme negativ. Durch ein lernendes mustererkennendes Prozessleitsystem wäre der transiente Temperaturanstieg im Abfallbehälter des ersten Beispiel Ereignis Stunden früher detektiert worden. Idealerweise hätte das System dem Operator sogar Gegenmaßnahmen zur Auswahl vorgegeben. Dieser Bereich der Technik wird aufgrund der dogmatischen Trennung von sicherheitsrelevanten und nicht sicherheitsrelevanten Funktionen im Prozessleitsystem zu wenig genutzt. Noch schwerwiegender wiegt sehr wahrscheinlich der dadurch bedingte fehlende Fortschritt im Bereich der Anlagenleittechnik. Selbst eine so gefährliche und kontinuierlich viele Menschenleben kostende Tätigkeit, wie das Autofahren, wird jedes Jahr technologiebetrieben sicherer. Dies geht nur indem Verantwortung für neue Wege getragen und übernommen wird.

## 4. Sicherheit und Verantwortung

Die Betreiberverantwortung beinhaltet die Rechtspflicht des sicheren Betriebes einer Anlage. Zu einer adäquaten Übernahme der Verantwortung ist die Kenntnis der Betriebsrisiken sowie auch das bewusste Annehmen und Akzeptieren dieser Risiken erforderlich. Eine gute Praxis ist es, die in der systematisch durchgeführte Anlagensicherheitsbetrachtung gefundenen Risiken und Gegenmaßnahmen der Geschäftsführung vorzustellen. Anschließend wird dann unter der Beteiligung des Managements darüber diskutiert, ob die Restrisiken hinreichend niedrig sind. In der Regel ist das Management sehr risikosensitiv und oftmals werden zusätzliche Sicherheitsmaßnahmen zur Umsetzung festgelegt und finanziert. Am Schluss wird idealerweise von allen Beteiligten ein Dokument unterzeichnet, dass die Sicherheitsmaßnahmen adäquat und die Restrisiken akzeptabel sind. Durch diese Vorgehensweise, eines sogenannten Senior Risk Managements, werden Risiken dem Management verdeutlicht und das gesamte Team wird auf die Sicherheit des Prozesses committed.

Im ersten der beiden eingangs geschilderten Ereignisse, war die nicht ausreichende thermophysikalische Bewertung des Abfalls die primäre Ursache, im zweiten Fall die Verwechslung einer Rohrleitungen. Wenn einzelnes menschliches Fehlverhalten zu einer Katastrophe führt, reicht es nicht Regeln zu verschärfen. Ein antifragiler Sicherheitsansatz fordert Offenheit und Transparenz und auf allen Ebenen die Übernahme von Verantwortung!

**Literatur:**

[1] Jochum C.: Gutachten Wiederinbetriebnahme Verbrennungslinie 4, SAV Bürrig-Leverkusen (2. Teilgutachten); GLO-22-1804, Rev. 3

[2] https://www.chemietechnik.de/sicherheit-umwelt/explosion-in-leverkusen-gutachten-nennt-moegliche-ursache-124.html

[3] https://www.currenta-info-buerrig.de/

[4] Wehmeier, G.: Fire Protection in the Chemical Industry. Proc. 15th Intern. Symp. Loss Prevention and Safety Promotion in the Process Industries (2016), Chemical Engineering Transactions - Vol.48 ISBN 978-88-95608-39-6, 259/264

# Einsatz von geografischen Informationssystemen in der raumplanerischen Risikovorsorge

F. Rößger, S. Schubert-Polzin
Hochschule Magdeburg-Stendal,
Breitscheidstraße 2
39114 Magdeburg

**Kurzfassung**

Sowohl in der Risikovorsorge des Katastrophenschutzes als auch in der Raumplanung können Geoinformationssysteme (GIS) eine wichtige Rolle zur effizienten Identifikation von gefährdeten Gebieten und Schadensschwerpunkten einnehmen. So bieten diese Systeme vielfältige Möglichkeiten zur Darstellung und Auswertung von einer Vielzahl von risikorelevanten Daten. Mit Blick auf die Datenverfügbarkeit und -qualität sind jedoch Herausforderungen zu identifizieren, deren Bewältigung allerdings gemeinsame Anstrengungen erforderlich machen würden.

## 1. Katastrophenschutzrelevante Risikovorsorge durch Raumplanung

Mit Blick auf das deutsche Katastrophenschutz-Risikomanagement ist unter anderem festzustellen, dass die Verantwortung und damit der Schwerpunkt der analysierenden, bewertenden und maßnahmenergreifenden Tätigkeiten traditionell bei den direkt betroffenen kommunalen und staatlichen Verwaltungen (mit den angehörigen BOS) und kritischen Infrastrukturen (KRITIS) erwartet wird. So werden Maßgaben und Handlungsleitfäden zur Risikovorsorge im Katastrophenschutz (hier verstanden als Prävention und Vorbereitung) durch das Bundesministerium des Innern (BMI) und das Bundesamt für Bevölkerungsschutz und Katastrophenhilfe (BBK) insbesondere für Kommunen und KRITIS bereitgestellt und angestrebt [1 bis 3].

Über die Vorsorge für staatliche Strukturen, Bevölkerungen und (privatwirtschaftliche) Einrichtungen, die einer konkreten Gefahr direkt ausgesetzt sind, hinaus gewinnt auch die raumplanerische Risikovorsorge im Katastrophenschutz jedoch an Bedeutung. Insbesondere vor dem Hintergrund der klimawandelbedingten Veränderungen rückt diese verstärkt in den Fokus. So ist bereits jetzt anhand ausgewählter gesetzlicher Vorgaben, wie § 2 des Raumordnungsgesetzes (ROG), welches fordert, dass „für den vorbeugenden Hochwasserschutz […] zu sorgen [ist], im Binnenland vor allem durch Sicherung der Rückgewinnung von Auen, Rückhalteflächen und Entlastungsflächen […]“ [4], eine raumplanerische Verbindung zur katastrophenschutzrelevanten Risikovorsorge zu erkennen

[5]. Mittels einer risikoangepassten Flächensteuerung kann und soll dabei durch eine gezielte Raumordnung, angesichts potenzieller Krisenereignisse, langfristig vorsorgend Einfluss auf beispielsweise die Vulnerabilität und Anpassungsfähigkeit von Regionen mit ihren jeweiligen Raumstrukturen, -funktionen und -nutzungen genommen werden. Hier kann die Raumplanung insbesondere bei der Beeinflussung von Risikopotenzialen und der Begrenzung der negativen Raumwirksamkeit von ortsgebundenen Risiken eine wichtige Aufgabe erfüllen. [6] Maßgebende Instrumente einer raumplanerischen Risikovorsorge bilden dabei

1. die Minimierung von Risiken, durch die Berücksichtigung von speziellen Raumnutzungen sowohl im Bestand als auch bei der Planung von zukünftigen Flächennutzungen (z.B. Bewertung der Eignung von Standorten gefahrenbehafteter Einrichtungen) und
2. die Erarbeitung von flächenabhängigen Anforderungen zum Schutz gegen potenzielle Gefährdungen von Schutzgütern (z.B. Errichtung von Bannwäldern als Schutzkorridore) [5, 6].

Eine regelhafte Ergänzung der Risikovorsorge und -analysen des Katastrophenschutzes durch planerische Konzepte bei der Ordnung und Gestaltung von Räumen in Regionen stellt einen sinnvollen und zunehmend bedeutsamen Baustein des ganzheitlichen Risikomanagements im Katastrophenschutz dar. Angesichts der anzunehmenden Frequenz- und Intensitätssteigerung von (raumplanungsrelevanten) Krisenereignissen und dem Trend zur Urbanisierung ist dieser Aspekt zur langfristig vorsorgenden Maßnahmenergreifung zukünftig unabdingbar [7, 8].

## 2. Raumbedeutsame Risiken und Risikomanagement

Laut §1 des Raumordnungsgesetzes sind durch die Raumplanung unterschiedliche Ansprüche an Räume zu koordinieren und sowohl Bedürfnisse als auch Funktionen einzelner Raumnutzungen durch angemessene Vorsorgemaßnahmen zu berücksichtigen [4]. Jedoch können Risiken zu Raumnutzungskonflikten führen - insbesondere dann, wenn eine spezielle Eigenschaft oder Nutzung von Räumen zur Gefährdung für andere Raumnutzungen wird (z.B. Siedlungen in Bereichen, die der Wasserrückhaltung dienen oder Wohnraumschaffung in erdbebengefährdeten Gebieten) [9, 10]. Risiken zählen dabei dann als raumbedeutsam bzw. für eine raumplanerische Betrachtung relevant, wenn sie aufgrund ihrer Wirk- und Schadenspotenziale überregionale und interdisziplinäre Vorsorge- und Bewältigungskonzepte erforderlich machen und sie in direkter Verbindung zur Nutzung der Böden bzw. Flächen stehen [5, 11]. Dazu können bspw. zählen:

- Flusshochwasser
- Starkregeninduzierte Hochwasser
- Hitze / Dürre
- Erdbeben
- Technische Gefahrenquellen wie Betriebe, die unter die SEVESO-Störfallverordnung fallen [5]

Nicht jedes Risiko ist dabei gleich raumplanerisch bedeutsam. Zwar können Ereignisse eine überörtliche und fächerübergreifende Maßnahmenergreifung erforderlich machen, darüber hinaus aber mit Blick auf die Möglichkeiten der raumplanerischen Einflussnahme nur begrenzt regulierbar sein. Wesentliche Kernaspekte der Regulierbarkeit sind hier die „Beeinflussbarkeit der Gefährdung“ und die „Beeinflussbarkeit der Verwundbarkeit“. [5]

Risikomanagement setzt eine „Auffassung von der Zukunft [voraus], die ein Mindestmaß an Gestaltbarkeit und damit die Vermeidbarkeit von unerwünschten Ereignissen durch vorsorgendes Handeln zulässt“ [12]. Vor diesem Hintergrund sind insbesondere jene Gefährdungen bedeutsam, denen durch raumplanerische Maßnahmen auch tatsächlich hinreichend wirksam begegnet bzw. diese vermieden werden können. Beispielsweise bei Naturereignissen ist dies trotz erheblicher Auswirkungen jedoch nicht immer vollumfänglich der Fall (z.B. Sturmereignisse, heftige Schneefälle). [5] Darüber hinaus spielt mit Blick auf die Krisen- und Katastrophenvorsorge bei der raumplanerischen Risikovorsorge das Konzept der Vulnerabilität von Strukturen eine Schlüsselrolle. Vulnerabilität beschreibt in diesem Zusammenhang die „anzunehmende Schadensanfälligkeit eines Schutzgutes in Bezug auf ein bestimmtes Ereignis“ [13]. Im Rahmen der raumordnenden Katastrophenvorsorge werden, wie im Katastrophenschutz oftmals auch, die Aspekte der Exposition, Fragilität (hier die objekt- oder systembezogene Empfindlichkeit bestimmter Strukturen) und Bewältigungs- und Anpassungskapazität als Stellschrauben der Vulnerabilität betrachtet. Durch eine angepasste Raumplanung können diese beispielsweise durch flächenabhängige Anforderungen an Bauwerke erhöht und gleichzeitig Schadenspotenziale durch die Begrenzung der Möglichkeit einer Exposition von z.B. baulichen Anlagen verringert werden [11]. Dabei können nicht nur expositionsabhängige oder bauliche Faktoren, sondern auch sozioökonomische Gegebenheiten Teil der Vulnerabilitätsbetrachtungen und damit Maßnahmenplanung sein. [10]

Wichtige Instrumente zur Identifikation und planerischen Begegnung von raumbedeutsamen Risiken sind Raumordnungspläne. Diese weisen sog. Raumordnungsgebiete aus, die der

Steuerung und Koordinierung von Raumentwicklung sowie Raumnutzungen dienen. Ausweisbare Gebiete sind dabei

- Vorranggebiete, welche für eine bestimmte Nutzung oder Funktion gedacht sind;
- Vorbehaltsgebiete, welche einer bestimmten Nutzung in einem Gebiet bei weiteren Nutzungsoptionen eine besondere Bedeutung/Gewichtung ausweisen und
- Eignungsgebiete, die spezielle Flächennutzungen an geeigneten Stellen im Planungsraum zulassen und sie dafür an anderen Stellen ausschließen. [14]

Der Identifikation von Risiken und der Bestimmung von raumplanerischen Maßnahmen und ggf. Raumordnungsgebieten geht, wie im Katastrophenschutz, eine Risikoanalyse und -bewertung voraus. Wesentlicher Bestandteil dieser Analysen sind zunehmend auch Geoinformationssysteme (GIS), auf deren Einsatz nachfolgend eingegangen wird.

## 3. Geoinformationssysteme bei der Bewertung von raumbedeutsamen Risiken

Risikoanalysen haben das Ziel, die Auswirkungen von Krisen- und Katastrophenszenarien auf bestimmte Schutzgüter zu untersuchen und damit einhergehend eine Planungsgrundlage für die Bewertung und Maßnahmenergreifung im Katastrophenschutz bzw. der raumplanerischen Risikovorsorge zu bieten [1]. Maßgebender Bestandteil dieser Analysen ist angesichts dessen

- die Identifikation einer Exposition von Schutzgütern,
- die quantitative als auch qualitative Bewertung der erwarteten Schäden
- und – mit Blick auf eine effektive Risiko-Governance – die zielgerichtete und nachvollziehbare Kommunikation der erarbeiteten Erkenntnisse.

Hierzu kommen nun vermehrt Geoinformationssysteme zum Einsatz. Darunter versteht man digitale Systeme, welche zur „Erfassung, Bearbeitung, Organisation, Analyse und Visualisierung von räumliche[n] Daten“ [15] genutzt werden. Sie ersetzen und erweitern in vielen Bereichen zunehmend händisch erstellte Risiko- und Gefährdungskarten, die zwar ohne tiefergehende Kenntnisse in speziellen Software-Programmen und damit mit weniger Personal- und Ausbildungskosten verbunden sind, dafür aber nur eine Auswertung und Darstellung von vergleichsweise begrenzten Datenmengen erlauben [16]. Entsprechende Softwares sind sowohl als kommerzielle als auch Open-Source-Produkte verfügbar.

GIS ermöglichen die Zusammensetzung, Verschneidung und Kombination von einer Vielzahl an verschiedenen raumbezogenen Daten, die zur Bestimmung und Bewertung von Risiken, Vulnerabilitäten oder Resilienzen erforderlich sind. Dazu gehören bspw.:

- Geländedaten (als bspw. Satellitenbilder oder Vektorkarten)
- Daten zu Bebauung
- Verortung von Bevölkerungszahlen und -dichten
    - Darüber hinaus verknüpft auch weiterführende sozioökonomische Daten der Bevölkerung (Stichwort „Meta-Daten“)
- Verortung von (kritischer) Infrastruktur (z.B. Verkehrswege)
- Spezielle (Flächen-)Daten zu Ereignissen (bspw. Hochwasserflächen)

Der bedeutsamste Datenbestand in Deutschland in diesem Zusammenhang unter dem sog. „AAA®-Modell“ der Arbeitsgemeinschaft der Vermessungsverwaltungen der Länder der Bundesrepublik Deutschland (AdV) zusammengefasst. Dieser umfasst

1. das ATKIS® (amtliches topographisch-kartographische Informationssystem), das die Erdoberfläche mit entsprechenden Datenmodellen umfasst,
2. das ALKIS® (amtlichen Liegenschaftskatasterinformationssystem), welches Daten aus den Liegenschaftskatastern beinhaltet und
3. das AFIS® (amtlichen Festpunktinformationssystem), das Referenzpunkte im geodätischen Raum ausweist. [17]

Unter Zuhilfenahme dieser und weiterführender Daten aus bspw. (Fach-)Ämtern und Unternehmen können Daten-Zusammenstellungen erfolgen, die bestimmte Fragestellungen mit räumlichem Bezug beantworten und darauf aufbauend Schlussfolgerungen hinsichtlich der Ausweisung von Eignungs- oder Vorbehaltsgebieten erlauben. Datenkompilationen zur Bestimmung von Risiko- und/oder Schadenspotenzialen orientieren sich jeweils an den zugrundeliegenden Methodiken, Problemstellungen und der Datenverfügbarkeit. Möglichkeiten wären dabei, die

1) Abbildung von vulnerablen Objekten wie beispielsweise Altenheimen mit Überflutungsflächen bei Hochwasserereignissen und Höhenmodellen zur Bestimmung von Betroffenheit, Art und Ausmaß der Betroffenheit und Schadenspotenzial oder die
2) Abbildung von multiplen gefahrenbehafteten Objekten, Strukturen und Schadensereignisszenarien und deren Wirkradien zur Erstellung von Gefahrenkarten sowie zur Ausweisung von (besonders) gefährdeten Gebieten mit Nachteilen oder Risiken für die Nutzung durch bestimmte vulnerable Einrichtungen oder Gruppen.

Die Optionen zur Datenzusammenstellungen sind, die Begrenztheit der verfügbaren Daten außer Acht lassend, nahezu endlos. Auch mit Blick auf die raumplanerische Risikovorsorge bei Katastrophen ergeben sich somit eine Vielzahl von (neuen) Möglichkeiten der Betrachtung von Wirkmechanismen und weiteren Zusammenhängen bei der Schadensentstehung durch Krisen- und/oder Katastrophenereignisse mit Raumbezug.

## 4. Beispiel für den Einsatz von GIS bei Risikoanalysen (Resiliente Regionen)

Im Modellvorhaben „Resiliente Regionen“, gefördert durch das Bundesministerium für Wohnen, Stadtentwicklung und Bauwesen (BMWSB) und das Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung (BBSR), wird durch den Burgenlandkreis und die Hochschule Magdeburg-Stendal derzeit ein Forschungsprojekt mit dem Titel „Krisenfeste Kommunikation und Organisationsstruktur des Burgenlandkreises“ durchgeführt. Teil dieses Projekts ist die Durchführung einer Risikoanalyse zum Thema Hochwasser (hier HQ200; siehe Darstellung Abbildung 1) und somit die Identifikation von Schadenspotenzialen und Schadensschwerpunkten in den Bereichen Mensch, Umwelt und Sachwerte im Kreisgebiet.

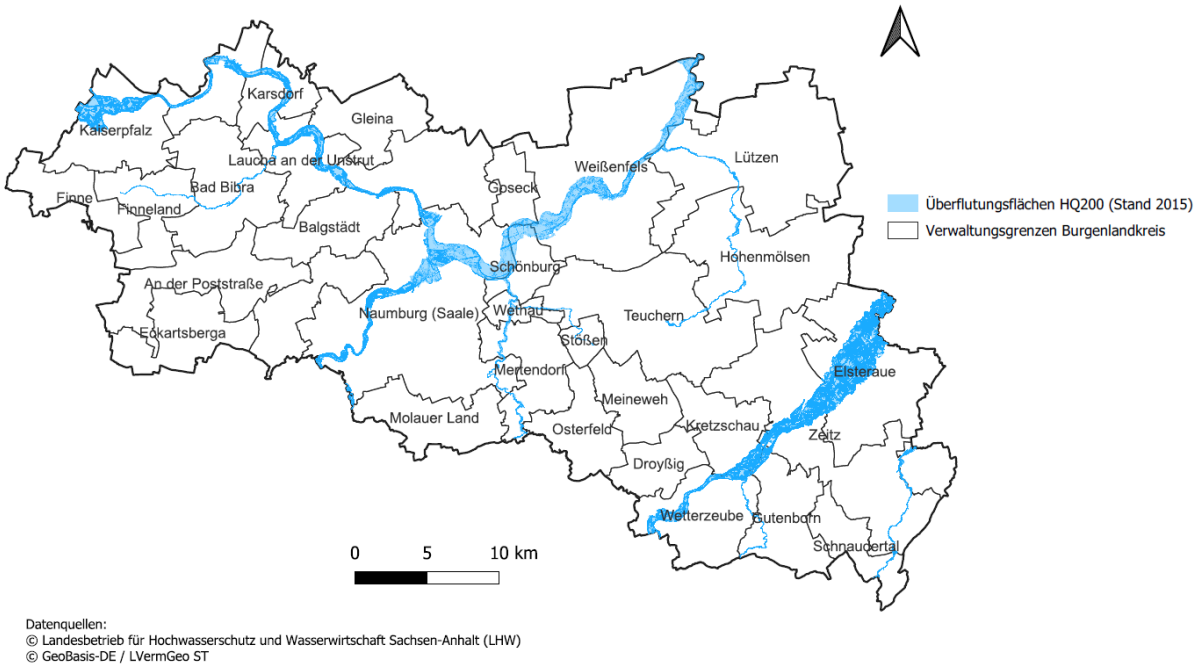



*Abbildung 1 - Überflutungsflächen eines Hochwassers HQ200 im Burgenlandkreis; dargestellt mittels Geoinformationssystem*

Zur umfassenden Durchführung der Risikoanalyse spielt das eingesetzte Geoinformationssystem eine zentrale Rolle, da es mit Blick auf die effiziente Identifikation von Betroffenheiten und multiplen Gefahren- und Problemlagen ein zeiteffizientes Werkzeug darstellt. Beispielsweise kann die Betroffenheit baulicher Anlagen im Kreisgebiet auf

Knopfdruck identifiziert und Einwirkungs- bzw. Schadensschwerpunkte daraus abgeleitet werden. Vergleichbare Zusammenführungen konnten schnell und genau bei weiteren Strukturen durchgeführt werden, bspw. bei KRITIS-Sektoren wie Energie (Stromleitungen, Umspannwerke), Verkehr (Straßen, regional bedeutsame Verkehrswege), Gesundheit (Krankenhäuser, Apotheken, Rettungswachen) oder vulnerablen Einrichtungen wie Altenheimen.

Schadenspotenziale konnten mithilfe der digitalen Umsetzung der Gefahren- und Schutzgut sowohl aufgrund der direkten Betroffenheit als auch infolge des Zusammenwirkens von schädlichen Einflüssen identifiziert werden (z.B. das Zusammenwirken von Überschwemmungen und Abfallverwertungs- oder Kläranlagen mit Blick auf die Schädigung von Naturschutzgebieten). Darüber hinaus war vor dem Hintergrund der gezielten Auswertung von Meta-Daten (bspw. Anzahl der Bewohner je Altenheim, Leitungsebenen von Stromleitungen, Versorgungsleistungen und regionale Bedeutungen von Krankenhäusern) die Berücksichtigung der spezifischen Eigenschaften der direkt betroffenen oder anderweitig eingeschränkten Einrichtungen und Strukturen einfach(er) und bedarfsgerecht möglich.

Der Einsatz von Geoinformationssystemen war somit mit Blick auf die Identifikation und qualitative sowie quantitative Beschreibung von Schadenspotenzialen in der bisherigen Projektarbeit unverzichtbar. Infolge der Vielzahl an auswertbaren Daten konnten aber auch erste Überlegungen zur Frage nach einer sinnvollen Raumordnung angestellt werden (hier insbesondere mit Blick auf Erreichbarkeiten von ausgewählten Infrastrukturen im Krisenfall).

## 5. Herausforderungen des Einsatzes von GIS

Die Qualität von Risikoanalysen, die mithilfe von Geoinformationssystemen erstellt werden, ist stark abhängig von der Verfügbarkeit und Qualität der zur Analyse erforderlichen Geodaten, da diese die Leistungsfähigkeit der eingesetzten Software determinieren [18]. Hier kann in der Regel die größte Herausforderung für qualitativ anspruchsvolle Risikobetrachtungen mit GIS identifiziert werden. Zwar bieten die Datenangebote der AdV sowie einiger Fachbehörden und -ämter bereits eine umfassende und solide Datengrundlage, darüberhinausgehend wird die Verfügbarkeit von weiterführenden Daten zu bspw. ausgewählten KRITIS sowie Metadaten oftmals als sehr begrenzt erlebt. So können vereinzelte (Risiko-)Betrachtungen bspw. im kommunalen Katastrophenschutz nicht oder nur eingeschränkt durchgeführt werden, weil bestimmte Daten z.T. nicht verfügbar, nicht bekannt oder veraltet sind. Die Zurückhaltung von Daten durch Unternehmen aufgrund von Sicherheitsüberlegungen spielt in diesem

Zusammenhang ebenso eine Rolle wie der mit der Datensammlung und -pflege verbundenen Personal- und Arbeitsaufwand, der oftmals nicht durch die risikobetrachtenden Stellen geleistet werden kann. Vor diesem Hintergrund sind Überlegungen hinsichtlich einer stärker zentralisierten Datensammlung (sofern nicht durch Fachämter erfolgt) und -bereitstellung durch geeignete Stellen zur Verbesserung von GIS-basierten Risikobetrachtungen im Katastrophenschutz möglicherweise zielführend.

## 6. Literaturangaben


[1] Bundesamt für Bevölkerungsschutz und Katastrophenhilfe: Risikoanalyse im Bevölkerungsschutz, Bonn 2019. https://www.bbk.bund.de/SharedDocs/Downloads/DE/Mediathek/Publikationen/PiB/PiB-16-risikoanalyse-bevoelkerungsschutz.pdf?__blob=publicationFile&v=9, abgerufen am: 06.02.2023

[2] Bundesamt für Bevölkerungsschutz und Katastrophenhilfe: Schutz Kritischer Infrastrukturen – Identifizierung in sieben Schritten Nr. 20, 2019. https://www.bbk.bund.de/SharedDocs/Downloads/DE/Mediathek/Publikationen/PiB/PiB-20-schutz-infrastrukturen-identifizierung.pdf?__blob=publicationFile&v=12, abgerufen am: 08.06.2023

[3] Bundesministerium des Innern: Schutz Kritischer Infrastrukturen – Risiko- und Krisenmanagement. Leitfaden für Unternehmen und Behörden, 2011. https://www.bbk.bund.de/SharedDocs/Downloads/DE/Mediathek/Publikationen/KRITIS/bmi-schutz-kritis-risiko-und-krisenmanagement.pdf?__blob=publicationFile&v=12, abgerufen am: 09.02.2024

[4] Deutscher Bundestag: Raumordnungsgesetz. ROG. 2009

[5] Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung: Vorsorgendes Risikomanagement in der Regionalplanung. Handlungshilfe für die Regionalplanung, Bonn 2020. https://www.bbsr.bund.de/BBSR/DE/veroeffentlichungen/sonderveroeffentlichungen/2020/risikomanagement-dl.pdf?__blob=publicationFile&v=2, abgerufen am: 09.02.2024

[6] Pohl, J.: Risikovorsorge, Risikonachsorge und Raumplanung. In: Birkmann, J., Vollmer, M. u. Schanze, J. (Hrsg.): Raumentwicklung im Klimawandel: Herausforderungen für die räumliche Planung. Forschungsberichte der ARL 2. Hannover 2013, S. 11–21

[7] Herrle, P. u. Fokdal, J.: Urbanisierung. In: Handwörterbuch der Stadt- und Raumentwicklung. Hannover 2018

[8] Mäder, A.: Extremwetter durch Erderwärmung. In: Neukirchen, F. (Hrsg.): Die Folgen des Klimawandels. Berlin: Springer 2019, 195 - 206

[9] Karl, H., Pohl, J. u. Zimmermann, H. (Hrsg.): Risiken in Umwelt und Technik: Vorsorge durch Raumplanung. Forschungs- und Sitzungsberichte der ARL. Hannover: Verlag der ARL 2005

[10] agl | Hartz · Saad · Wendl, plan + risk consult – Prof. Dr. Greiving & Partner: Vorsorgendes Risikomanagement in der Regionalplanung. Modellvorhaben der Raumordnung (MORO), 2015. http://www.agl-online.de/fileadmin/62agl/medien/Downloads/agl_PRC_MORO-Risiko_Endbericht_20150727web.pdf, abgerufen am: 12.02.2024

[11] Greiving, S.: Methodik zur Festlegung raum- und raumplanungsrelevanter Risiken. In: Pohl, J. u. Zehetmair, S. (Hrsg.): Risikomanagement als Handlungsfeld in der Raumplanung. Hannover: Verlag der ARL, S. 22–30

[12] Krings, S., Glade, T., Schrott, L., Hufschmidt, G. u. Weichselgartner, J.: Begriffe. In: Karutz, H., Geier, W. u. Mitschke, T. (Hrsg.): Bevölkerungsschutz. Notfallvorsorge und Krisenmanagement in Theorie und Praxis. Heidelberg: Springer 2017, S. 30–64

[13] Bundesamt für Bevölkerungsschutz und Katastrophenhilfe: Vulnerabilität (auch: Verwundbarkeit oder Verletzlichkeit), o.J. https://www.bbk.bund.de/DE/Infothek/Glossar/_functions/glossar.html?cms_lv2=19848#:~:text=Vulnerabilit%C3%A4t%20(auch%3A%20Verwundbarkeit%20oder%20Verletzlichkeit,auf%20ein%20bestimmtes%20%E2%86%92%20Ereignis., abgerufen am: 13.02.2024

[14] Greiving, S., Spangenberg, M. u. Zehetmair, S.: Raumstrukturkonzepte und ihr Verhältnis zur Risikoanfälligkeit. In: Pohl, J. u. Zehetmair, S. (Hrsg.): Risikomanagement als Handlungsfeld in der Raumplanung. Hannover: Verlag der ARL, S. 30–42

[15] Deutscher Verband für Angewandte Geographie e.V.: Geoinformationssysteme (GIS), o.J. https://geographie-dvag.de/geoinformationssysteme-gis/, abgerufen am: 14.02.2024

[16] Technische Hochschule Köln: Neues Risk & Rescue GIS-Lab: Risikobewertung mit Geoinformationen, 2021. https://www.th-koeln.de/hochschule/neues-risk--rescue-gis-lab-risikobewertung-mit-geoinformationen_87429.php, abgerufen am: 14.02.2024

[17] Arbeitsgemeinschaft der Vermessungsverwaltungen der Länder der Bundesrepublik Deutschland: AFIS-ALKIS-ATKIS-Modell, o.J. https://www.adv-online.de/icc/extdeu/nav/0a1/0a170f15-8e71-3c01-e1f3-351ec0023010&sel_uCon=20b70361-ab30-8d01-3bbc-

251ec0023010&uTem=73d607d6-b048-65f1-80fa-29f08a07b51a.htm, abgerufen am: 14.02.2024

[18] Scheid, C.: GIS-basierte Starkregen-Risikoanalyse unter besonderer Berücksichtigung von Datenerfordernissen und methodischer Aussagefähigkeit, Technischen Universität Kaiserslautern Dissertation. Kaiserslautern 2018

# Unerwartete Selbstentzündung: … und es brennt doch!

Dipl.-Ing. (FH) Dirk Saschenbrecker, Dipl.-Ing. Daniel Vieth
INBUREX Consulting GmbH, August-Thyssen-Strasse 1, 59067 Hamm

**Kurzfassung:**
Ein mehrfacher Filterbrand an der Entstaubungsanlage einer Strahlentzunderung warf zunächst Rätsel auf.
Die im Außenbereich aufgestellte zweistufige Strahlfilteranlage (vgl. Abb. 1) dient der Abscheidung des Strahlmittels und des Staubs aus der Entzunderung. Die Absaugleistung der Anlage beträgt rund 7.500 m³/h. Die Reinluft wird ausschließlich als Fortluft abgeführt. Eine Zellendradschleuse dient der Austragung abgeschiedenen Materials aus dem Rohgasraum in einen darunter platzierten BigBag.
Von der Serviceklappe im rohgasraum der ersten Filterstufe aus zeigen die Filterkerzen der keine großflächigen Brandspuren. Augenscheinlich unbeschädigt wirken die Venturidüsen. Jedoch fällt eine Beobachtung in der zweiten Filterstufe auf: Eine unerwartet große Menge an öliger, brauner Flüssigkeit.
Die Selbstentzündungstemperatur des Strahlstaubes alleine ist mit 137 °C unkritisch. Dagegen beträgt sie bei Gemischen aus Strahlstaub, einem typischen Umformöl und einem Filterpapier in Laborversuchen nur noch 82 °C.
Die Entstaubungsanlage saugt zusammen mit dem 50-60 °C warmen Strahlgut beheizte Luft aus der Produktionshalle in die Filteranlage. Durch unregelmäßigen Betrieb kann Luftfeuchtigkeit im Rohgasraum und auf den Filterkerzen kondensieren. Dieses kondensierte Wasser kann bekanntermaßen mit Eisenstaub zu einem schellen Rosten als stark exotherme Oxidationsreaktion führen. Dabei konnten Temperaturanstiege um bis zu 80 K beobachtet werden. Durch die Oxidation von auf den Filterkerzen angelagerten Eisenstaub durch auskondensierte Feuchtigkeit wird das angelagerte Material bis oberhalb der durch das Umformöl verringerten Selbstentzündungstemperatur von unter 90 °C erhitzt.
Es ist als wahrscheinlich zu betrachten, dass durch einen unstetigen Betrieb der Entstaubungsanlage eine vermehrte Kondensation im Rohgasraum stattgefunden hatte, die einen Temperaturanstieg auf den Filterkerzen bewirkte und letztendlich die Selbstentzündungsreaktion des Stralmittel/Öl-Gemischs und Brandentstehung zur Folge hatte.
Diese Fallstudie verdeutlicht, wie Kenngrößen, wie die Selbstentzündungstemperatur eines Staubes durch andere verfahrenstechnische Einflüsse, wie in diesem Fall die Verwendung von Umformöl in der vorherigen

Abbildung 1 Strahlfilteranlage

Verarbeitungsstufe, verändert werden kann. Durch das zusätzliche Auftreten weiterer physikalisch-chemischer Effekte, wie das Vorhandensein von Kondensat auf dem Eisenstaub, kann es unerwarteterweise eben trotzdem brennen.

## 1. Einleitung

Eine wesentliche Grundlage für Sicherheitskonzepte stellen sicherheitstechnische Kenngrößen dar. Sie geben Aufschluss über das Reaktionsverhalten der Stoffe sowie mögliche Brand- und Explosionsgefahren und ermöglichen dadurch die Auswahl geeigneter Betriebsmittel und Maßnahmen zur Vermeidung der Bildung wirksamer Zündquellen sowie ggf. die Dimensionierung konstruktiver Schutzmaßnahmen.
Allerdings ist bei der Beurteilung solcher Kennzahlen zwingend zu berücksichtigen, dass es sich bei diesen nicht um chemische oder physikalische Konstanten handelt, sondern ihre Werte abhängig von herrschenden Messbedingungen sind. Allein die Normierung der Bestimmungsmethoden ermöglicht eine Vergleichbarkeit von Kennzahlen.
Die sicherheitstechnisch relevanten Kennzahlen sind Regel- bzw. Tabellenwerken, der GESTIS-Stoffdatenbank oder anderen öffentlich zugänglichen Datenbanken oder Sicherheitsdatenblättern entnommen. Sie basieren auf Laboruntersuchungen oder auf Betriebserfahrungen.

## 2. Mehrfacher Filterbrand

Ein mehrfacher Filterbrand an der Entstaubungsanlage einer Strahlentzunderung warf zunächst Rätsel auf.
Die Anlage nutzt Schaufelräder um die Oberfläche von Walzstahl mit kleinen Stahlkügelchen von rund 0,4 mm Durchmesser zu beschießen. Dies dient der Vorbereitung der Materialoberfläche auf den anschließenden Ziehprozess von Draht. Durch den Aufprall der Kügelchen wird Zunder, ein Gemenge unterschiedlicher Eisenoxide, wie Magnetit ($Fe_3O_4$), Hämatit ($Fe_2O_3$) und Wüstit (FeO), von der Walzstahloberfläche entfernt. Es entsteht ein Staub aus zerschlagenem Zunder, Bruchteilen der Stahlkügelchen und Verunreinigungen organischer oder anorganischer Natur, die von der Materialoberfläche stammen.

Dieser Staub wird zusammen mit dem Strahlmittel durch eine im Außenbereich aufgestellte Strahlfilteranlage mit einer Absaugleistung von ca. 7.500 $m^3/h$ abgeschieden. Eine Zellenradschleuse fördert das Material aus dem Rohgasraum in darunter platzierte BigBags, während die Reinluft den zweistufigen Filter zu 100 % als Fortluft verlässt.
Die Filteranlage verfügt über eine $CO_2$-Löschanlage, die über einen Rauchmelder in der Venturikammer auf der Reinluftseite, einen Wärmemelder zwischen den Filterkerzen oder durch einen Wärmemelder in der Abluft aktiviert wird. Mobile Metallbrandlöscher stehen griffbereit im Umfeld der Filteranlage, um gegebenenfalls den BigBag ablöschen zu können.

Das vorgefundene Schadensbild bei der Begehung deckt sich weitestgehend mit einem gelichartigen Schaden, der in der Vergangenheit an derselben Anlage durch einen internen Schadensbericht mit Bildern dokumentiert wurde.
Die $CO_2$-Löschanlage hatte ausgelöst. Restlöscharbeiten hatte die Feuerwehr durchgeführt. Es waren keine großflächigen Brandspuren auf den Filterkerzen von der Serviceklappe im rohgasraum der ersten Filterstufe aus zu erkennen. Augenscheinlich unbeschädigt wirkten die Venturidüsen. Jedoch fiel eine Beobachtung in der zweiten Filterstufe auf: Wie in der nachfolgenden beiden Abb. 2 und 3 zu sehen, wurde eine unerwartet große Menge an öliger,

brauner Flüssigkeit vorgefunden, die sich auf den Filterkerzen anlagerte, Lachen an der Serviceöffnung bildete und an den Verschraubungen der Flanschverbindungen austrat.

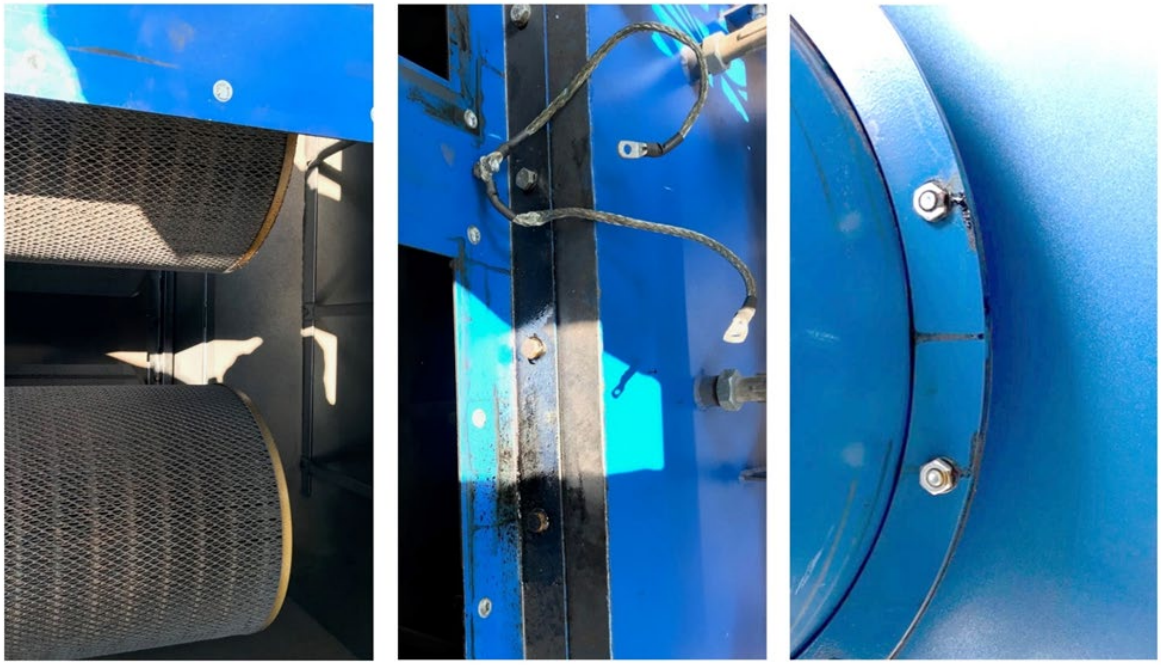


Abb. 2 Austretendes Öl an der Serviceöffnung und den Verschraubungen der Flanschverbindung

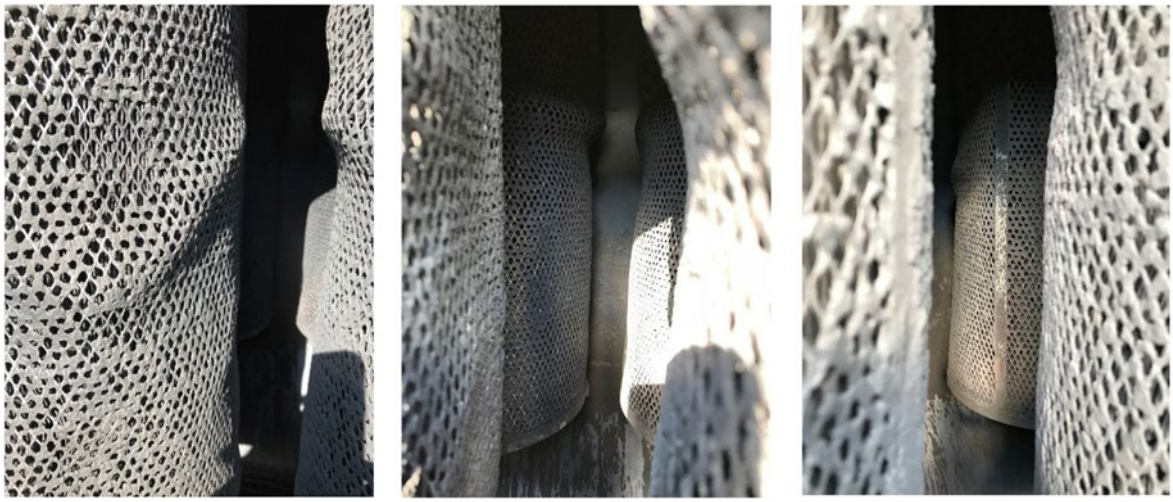


Abb. 3 Öl auf den Filterkerzen der zweiten Filterstufe

Bei dem Absaugsystem handelt es sich um ein geschlossenes Rohrleitungssystem mit geschraubten Flanschverbindungen. Somit ist eine unbemerkte manuelle Aufgabe von wirksamen Zündinitialien unwahrscheinlich und als vernachlässigbar anzusehen. Ein Fremdverschulden als Brandursachen kann daher ausgeschlossen werden.
Erfahrungsgemäß ist Selbstentzündung eine häufige Ursache für Brände in Strahlanlagen. Dieser Verdacht wird gestützt durch die im Nachgang zum Brandschaden in der Vergangenheit ausgebauten Filterkerzen, die sich über Nacht an der Reingasseite braun verfärbt hatten.

## 4. Laboruntersuchungen

Die umfangreichen Untersuchungen des Strahlstaubs aus der Filteranlage, die daraufhin im Labor der INBUREX durchgeführt wurden, kamen zu einem erstaunlichen Ergebnis: Obwohl die Selbstentzündungstemperatur des Strahlstaubs allein bei einem unkritischen Wert von 137 °C liegt, konnte dagegen bei Gemischen aus Strahlstaub, einem typischen Umformöl und einem Filterpapier eine deutlich geringere Selbstentzündungstemperatur von nur noch 82 °C festgestellt werden.

Beim Vorgang der Selbstentzündung handelt es sich zunächst um eine Selbsterwärmung reagierender Stoffsysteme, die aufgrund einer unzureichenden Wärmeabfuhr einen signifikanten Temperaturanstieg erfahren, bis hin zur Selbstentzündung des Schüttguts. Art und Ablauf dieser Reaktionen werden durch Faktoren, wie die Staubart (chemische Zusammensetzung), dessen Eigenschaften (Korngrößenverteilung, Schüttdichte, Reaktionsenthalpie, spezifische Wärmekapazität) und Umgebungsbedingungen beeinflusst [1].

Als kritisch bezeichnet werden exotherme chemische Reaktionen, wie z. B. Zersetzungsreaktionen, Polymerisationen oder Oxidationsprozesse, wenn die freiwerdende Reaktionswärme nicht ausreichend abgeführt werden kann. Dies kann beispielsweise aufgrund von mangelnder Durchmischung von Reaktionsmedien der Fall sein. Der unzureichende Wärmetransport führt dann zu einer Selbsterwärmung des Reaktionsgemischs.

Der Arrhenius-Ansatz beschreibt die Temperaturabhängigkeit der produzierten Reaktionswärme. Es ergibt sich ein exponentieller Anstieg der Wärmeproduktion mit der Temperatur, wohingegen die Wärmeabfuhr bei konstanter Umgebungstemperatur eine lineare Abhängigkeit von der Temperatur aufweist. Weitere wichtige Einflussfaktoren auf die Wärmeabfuhr sind das Oberflächen-zu-Volumen-Verhältnis (bspw. bei Schüttungen) und der Wärmedurchgangskoeffizient, der den Wärmetransport innerhalb der Schüttung und an die Umgebung beschreibt [1].
Das Verhältnis von produzierter zu abgeführter Wärme bestimmt ob die Reaktion durchgeht, eine Selbstentzündung stattfindet oder ein stationärer Zustand erreicht wird, in dem die Wärmeabfuhr an die Umgebung die produzierte Wärme kompensieren kann. Das Semenov-Diagramm in Abb. 4 visualisiert die genannten Zustände des Reaktionssystems. [1]

An den beiden eingezeichneten Arbeitspunkten ist das System im thermischen Gelichgewicht, die Wärmeabfuhr und Wärmeproduktion sind gleich groß. Am unteren Schnittpunkt (1) ist das Regelverhalten stabil und unkritisch. Bei Abweichungen der Reaktionstemperatur hin zu höheren Werten überwiegt die Wärmeabfuhr gegenüber der Wärmeproduktion und das System kehrt in den Ausgangszustand im Schnittpunkt der beiden Graphen zurück. Dagegen ist der Zustand im oberen Schnittpunkt (2) instabil. Schon geringfügige Temperaturerhöhungen können zu einem exponentiellen Anstieg der produzierten Wärme führen, die nicht mehr ausreichend abgeführt werden kann. Es kommt zu einem schlagartigen Temperaturanstieg und einer Wärmeexplosion [2].
Nimmt die Wärmeproduktion im Vergleich zur in Abb. 4 dargestellten zu, also verschiebt sich der Graph nach oben oder sinkt die Wärmeabfuhr, also verschiebt sich der lineare Verlauf der Wärmeabfuhr nach unten (als gepunktete Verlauf dargestellt), gibt es einen Zustand, indem das System nur noch einen Arbeitspunkt aufweist, da die beiden Schnittpunkte (1) und (2) zusammenfallen. Die korrespondierende Temperatur wird die kritische Temperatur $T_{krit}$ genannt. An diesem Punkt ist die Reaktion als nicht mehr beherrschbar anzusehen, wenn die Kühlleistung nur geringfügig schwächer wird oder die Wärmeproduktion minimal ansteigt.

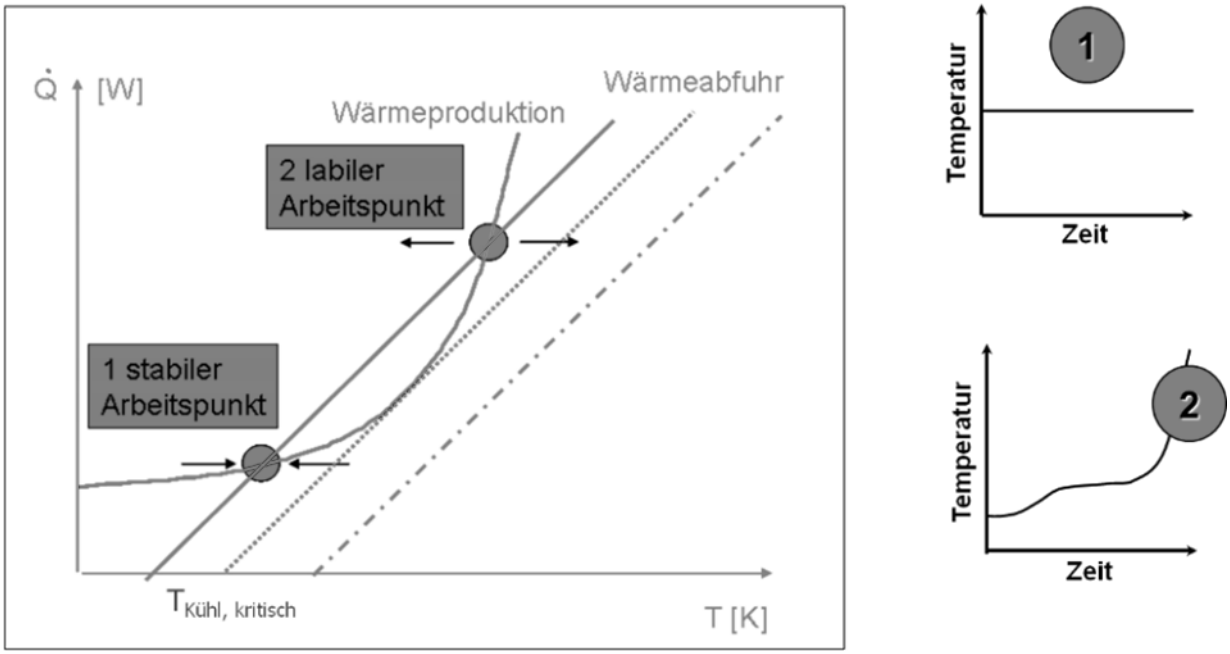


Abb. 4 Links: Semenov-Diagramm, rechts: Beispielhafter Temperaturverlauf über die Zeit an den beiden Arbeitspunkten [1]

**6.Ungesättigte Kohlenwasserstoff-Verbindungen**

Unter Selbstentzündung wird allgemein ein Vorgang verstanden, bei dem ein Stoff bei allseitiger Wärmeeinwirkung und Anwesenheit von Luft ohne weitere Zündquelle zur Entzündung kommt. Die exotherme Wärmetönung beruht dabei auf einer Oxidationsreaktion. Überschreitet die Probe dabei die Umgebungstemperatur um einen gewissen Betrag, spricht man von Selbstentzündung, andernfalls von Selbsterwärmung oder Selbsterhitzung.
Der Vorgang der Selbsterhitzung ist im Wesentlichen auf Feststoffe mit großer Oberfläche (z. B. Stäube) beschränkt. Dort können an den Kornoberflächen die Oxidationsreaktionen bereits bei Raumtemperatur ablaufen. Da in Staubschüttungen das Zwischenkornvolumen in der Regel mit Luft gefüllt ist, findet die Oxidationsreaktion gleichzeitig an der Oberfläche aller Staubpartikel statt. Die resultierende Wärmeproduktionsrate ist zunächst sehr klein und daher nur schwer erfassbar. Wenn die Wärmeproduktion die Wärmeabfuhr an die Umgebung übersteigt, was unter anderem von der Größe und Geometrie der Pulverschüttung und der Umgebungstemperatur abhängt, kommt es zu einer Selbsterwärmung, die bis zu einem Glimmbrand oder offenen Brand führen kann.
Die Selbstentzündungstemperatur steht somit für den Übergang vom unterkritischen Verhalten (Wärmeproduktionsrate < Wärmeabfuhrleistung) zum überkritischen Verhalten (Wärmeproduktionsrate > Wärmeabfuhrleistung).
Da in der chemischen Industrie die meisten Feststoffe in Pulverform eingesetzt und produziert werden, stellt die Selbstentzündungstemperatur eine wichtige Kenngröße bei der sicherheitstechnischen Beurteilung von Trocknungsprozessen, Lagerung und Transport dar. Hierbei ist festzuhalten, dass die Selbstentzündungstemperatur volumenabhängig ist. [1, 2]

Grundsätzlich sind verschiedene Vorgänge zu differenzieren, die zu einer Selbstentzündung führen können:
- Chemische Oxidationsreaktionen mit Luftsauerstoff unter atmosphärischen/ betrieblichen Bedingungen bzw. pyrophore Reaktionen
- Biologische Oxidationsreaktionen unter Mitwirkung von beispielsweise Bakterien oder Enzymen

- Physikalische Adsorption auf der Oberfläche brennbarer Feststoffe (z.B. Sauerstoff auf Aktivkohle oder Wasser auf Steinkohle

Selbstentzündungsvorgänge ungesättigter Kohlenwasserstoffverbindungen stellen einen sehr komplexen Prozess dar, der durch verschiedene Einzelprozesse und vielfältige Randparameter eine entsprechende Beeinflussung erfährt.
Es ist grundsätzlich davon auszugehen, dass bei Kontakt der ungesättigten Verbindungen mit dem saugfähigen Material bereits eine verstärkte Voroxidation mit Luftsauerstoff stattfindet. Diese führen über verschiedene Reaktionsschritte zur Polymerisation.
Die Polymerisationswärme verursacht den Abbau gebildeter Polymere und weiterer instabiler Substanzen, die letztlich durch eine verstärkte und beschleunigte Wärmefreisetzung zu einem Schwelbrand führen, der sich in den meisten Fällen von innen nach außen ausbreitet.
Beim Zutritt von genügend Luft entflammt sich dann das Pyrolyse-Gas/Luft-Gemisch. Nach Freisetzung und Verbrennung der Schwelgase breitet sich anschließend ein Glutbrand von außen nach innen aus, bis letztlich nur noch Asche zurückbleibt.
Über den Temperaturverlauf lassen sich einzelne Reaktionsphasen definieren, die nachfolgend kurz erläutert werden:

1. Innerhalb der Induktionsphase beginnt die Autooxidation bzw. die Voroxidation der ungesättigten Substanz über radikalische Reaktionsmechanismen. Die Temperatur steigt nur marginal über die Ausgangstemperatur. Wird eine bestimmte reaktionstechnische Grenze überschritten, z. B. eine Temperaturanstiegsgeschwindigkeit von 1 K/ min bzw. bestimmte Wärmeleistungen [TRAS07], so ist diese als Beginn einer durchgehenden Reaktion zu sehen. Inwieweit es zur einer Selbsterhitzung bzw. –entzündung kommt, entscheidet sich im Verlauf der weiteren Reaktion.
2. Im Anschluss an die Induktionsphase polymerisiert die Flüssigkeit Polymerisationsphase vollständig aus. Hierdurch steigt die Temperatur sprunghaft auf ca. 200 – 250 °C an, um danach kurzzeitig wieder abzuflachen.
3. In der Schwelphase erreicht die Temperatur im Falle einer Selbsterhitzung ihr Maximum, um danach wieder abzusinken. Findet hingegen eine Selbstentzündung statt, steigt die Temperatur weiter an, um weitere Zersetzungsreaktionen zu initiieren. Ebenso ist eine entsprechende Rauchentwicklung zu beobachten.
4. In der Abbrandphase sinkt die Temperatur im Falle der Selbsterhitzung wieder auf Umgebungsniveau. Eine Produktschädigung ist nicht zwingend als Folge zu sehen. Bei einem selbstentzündlichen Verlauf steigt die Temperatur exponentiell an und Pyrolysegase entzünden sich. Nach Überschreiten des Maximums fällt die Temperatur auf Umgebungsniveau ab, während der beladene Trägerstoff, sofern brennbar, und die organische Substanz vollständig bis zu Asche abbrennen.

Die notwendige Voraussetzung für weitere Temperaturerhöhungen, die letztlich zu Selbstentzündungen führen, ist die Existenz eines Wärmestaus, d.h. dass die Wärmeproduktion größer als die Wärmeabfuhr sein muss. Als weitere wichtige Voraussetzung ist die ausreichende Anwesenheit von Luft zu sehen. Sofern diese Voraussetzungen nicht existieren, werden maximale Temperaturen um die 400 °C erreicht. Liegt eine entsprechende Situation vor, so steigt die Temperatur oberhalb von 400 °C stark an. Bei ausreichender Durchmischung der Pyrolysegase mit Luft werden diese entzündet und es kommt zum Flammenbrand. Als notwendige Zündquelle ist hier eine Temperatur durch den Glutbrand > 550 °C als wirksam zu betrachten.
Im Falle einer Nicht-Entflammung findet ein Übergang vom Schwelbrand in einen nach innen gerichteten Glutbrand statt. Hierbei durchschreitet die Temperatur einen Maximalwert, der kurzzeitig Werte bis zu 1000 °C annehmen kann. Anschließend verbleibt die Temperatur auf

einem hohen Niveau, bis das organische Material verbrannt ist. Im Falle von mit auspolymerisiertem Öl beladener Steinwolle konnten Spitzenwerte von 800 °C beobachtet werden.

**7. Unregelmäßiger Betrieb**

Die ausgebrannte Entstaubungsanlage saugt die beheizte Hallenluft der Produktionshalle gemeinsam mit dem ca. 50-60°C warmen Strahlgut in die Filteranlage. Die umfangreiche Verknüpfung von Strahlanlage und Entstaubungsanlage führt bei Unregelmäßigkeiten im Strahlbetrieb verzögerungsfrei zu einem Abfahren auch der Entstaubungsanlage. Als Folge wird die Entstaubungsanlage häufig an- und ausgeschalten, d.h. der Lüfter wird an- und wieder abgeschaltet. Die fortwährenden Abschaltungen können zu Kondensationseffekten der Luftfeuchtigkeit im Rohgasraum des Filters und auf dem Filterkerzen führen.

**8. Wahrscheinliche Brandursache**

Es ist bekannt, dass Eisenstaub mit Wasser - zum Beispiel aus Kondensat - zu einem schnellen Rosten als starkexothermer Reaktion führen kann. Temperaturerhöhungen um bis zu 80 K konnten dort beobachtet werden.

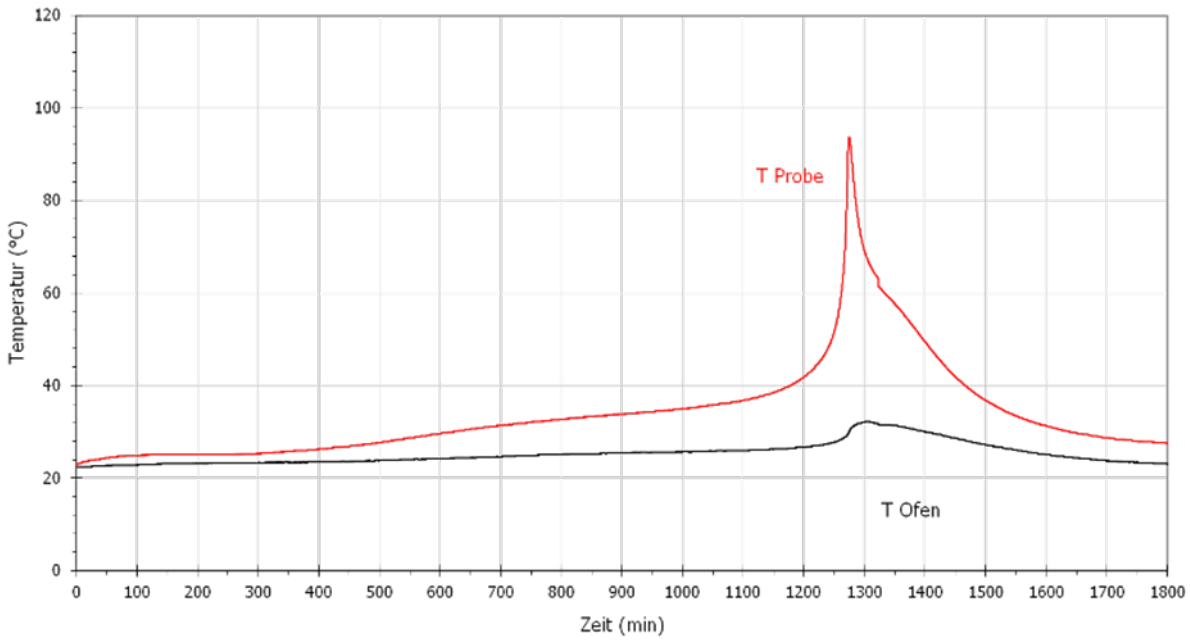



Abbildung 5 Eisenstaub mit 17% Wasser im 5 cm Drahtkorb

Die auskondensierte Feuchtigkeit führt zu exothermen Oxidations-Reaktionen des angelagerten Eisenstaubes auf den Filterkerzen und erwärmt das angelagerte Material bis oberhalb der Selbstentzündungstemperatur, die durch das Umformöl unterhalb von 90°C liegt. Somit ist es in diesem Fall als wahrscheinlich anzusehen, dass der unstetige Betrieb der Entstaubungsanlage zu einer vermehrten Kondensation im Rohgasraum der Filteranlage geführt hatte, die einen Temperaturanstieg auf den Filterkerzen und auf den Anlagerungen im Filtertrog nach sich zog, was dann zur Auslösung einer Selbstentzündungsreaktion des Strahlmittel/Ölgemisches und damit zur Brandentstehung geführt hatte.

**9. Fazit**

Diese Fallstudie zeigt eindringlich, wie eine derartige Kenngröße wie z.B. die Selbstentzündungstemperatur eines Staubes sich durch andere verfahrenstechnische Einflüsse

wie zum Beispiel die Verwendung eines Umformöls in der vorigen Verarbeitungsstufe verändern kann. Kommen dann noch weitere physikalisch-chemische Effekte wie z.B. die Kondensation auf dem Eisenstaub dazu: Dann kann es eben trotzdem brennen.

**Literatur:**

[1] Handbuch des Explosionsschutzes, (Eds: H. Steen), Wiley-VCH, Weinheim 2009.
[2] Gosewinkel M., Dworschak R., Broeckmann B., 2016, Self-ignition behavior of growing dust layers, Chemical Engineering Transactions, 48, 445-450

# Selbstentzündung von Biokohlen – Lager- und Transportsicherheit

Martin Schmidt
Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Fachbereich 2.1 „Sicherheit von Energieträgern“, 12205 Berlin

**Kurzfassung:**

Mit der Abkehr von der Nutzung fossiler Rohstoffe rücken regenerative Energieträger immer weiter in den Focus. Neben klassischen Holzkohlen werden verstärkt so genannte Biokohlen produziert. Dieser Begriff findet Verwendung für mit Hilfe verschiedener Verfahren karbonisierte pflanzliche, tierische oder mikrobielle Ausgangsstoffe. Diese Kohlen werden zum Teil über weite Strecken zum Bestimmungsort transportiert (Überseetransporte) oder vor Verwendung für längere Zeit gelagert.
Häufig zeigen diese Kohlen ein kritisches Selbstentzündungsverhalten, wobei Einstufungstests (UN N.4 Test) versagen können. Ein negatives Testergebnis des UN N.4 Tests führte dabei in der Vergangenheit zur Nichteinstufung als selbsterhitzungsfähiger Stoff; in der Praxis entzündeten sich aber bereits vergleichsweise kleine Schüttungen (einige $m^3$), z. B. beim Seetransport in Containern. Der Artikel geht auf dieses Problem ein und stellt Prüfverfahren vor. Aus den Ergebnissen durchgeführter Untersuchungen werden Empfehlungen für sicheren Transport und Lagerung abgeleitet.

## 1. Einleitung, Problemstellung

Die Einsatzmöglichkeit so genannter Biokohlen ist vielfältig. Neben der reinen energetischen Nutzung zielen Anwendungen immer mehr auf die langfristige Entfernung von Kohlenstoff aus dem Kreislauf ab. Dies wird u.a. erreicht durch die Nutzung als Bodenverbesserer (C-Sequestrierung), die Verwendung als Zuschlagstoff in Betonen oder der langfristigen Einlagerung z.B. in Bergwerken oder Tagebauen. Weitere Einsatzmöglichkeiten ergeben sich durch die Substitution fossiler Kohlenstoffe in energieintensiven Prozessen, z.B. bei der Zement- und Stahlproduktion [1] - [3]. Als Ausgangsstoff für diese Kohlen wird nicht mehr ausschließlich Holz herangezogen (Holzkohle), sondern vor allem pflanzliche Reststoffe (Pflanzenkohle) als auch tierische oder mikrobielle Reststoffe. Als Oberbegriff, der alle Ausgangsstoffe einschließt, gilt in der Regel „Biokohle“. Im deutschsprachigen Raum wird häufig auch der Begriff „Pflanzenkohle“ verwendet, um den Eindruck zu vermeiden, dass es sich bei der Biokohle um ein bio-zertifiziertes Produkt der ökologischen Landwirtschaft handelt [1]. Weitere Bezeichnungen sind ebenso gebräuchlich, wie z.B. Pyrokohle.
So vielfältig wie die Ausgangsstoffe sind auch die angewandten Verfahren der thermochemischen Konversion; wie langsame und schnelle Pyrolyse, Vergasung und Torrefizierung sowie die hydrothermale Karbonisierung, mit deren Hilfe so genannte HTC-Kohlen hergestellt werden. Die bei den unterschiedlichen Konversionsverfahren eingesetzten Temperaturen liegen dabei im Bereich von etwa 200 °C bis 900 °C [4].
Die große Variabilität sowohl bei den Ausgangsstoffen als auch bei den Konversionsverfahren ergeben Biokohlen unterschiedlichster Eigenschaften, wie Zusammensetzung, Korngrößenverteilung, Oberflächenstruktur und reaktionskinetischen Eigenschaften. Die Produktion von Biokohlen erfolgt in der Regel nicht am Einsatzort, so dass diese Materialien zum Teil über weite Strecken transportiert und ggf. über längere Zeit gelagert werden müssen. In der jüngeren Vergangenheit kam es auf Überseetransporten

wiederholt zu Brandfällen, wie z. B. auf der MSC Kathrina und der Ludwigshafen Express [5] sowie auf der Yantian Express [6]. Die in die Schadensfälle involvierten Biokohlen wurden zum einen produziert aus Kokosnussschalen (in Würfelform gepresst), in anderen Fällen bestanden die Kohlen aus nicht bekannte Ausgangsstoffen, wiesen jedoch im Vergleich zu klassischen Holzkohlen einen hohen Feinanteil auf. Die transportierten Biokohlen waren nicht als Gefahrgut deklariert. Eine weitere Kohle, produziert aus Palmkernschalen, entzündete sich in einem Seecontainer, bevor dieser verladen wurde. Untersuchungen dieser und weiterer Biokohlen werden nachfolgend vorgestellt.

## 2. Untersuchungsverfahren und Materialien

Im Nachfolgenden werden die angewandten Untersuchungsverfahren zur Gefahrguteinstufung und zur Bestimmung des Reaktions- bzw. Selbstentzündungsverhaltens der Stoffe beschrieben.

### 2.1. UN N.4 Test

Das Global Harmonisierte System zur Einstufung und Kennzeichnung von Chemikalien der Vereinten Nationen (GHS) [7] ist das internationale Übereinkommen zur Gefahrenkommunikation und Kennzeichnung von gas- und dampfförmigen, festen und flüssigen Stoffen sowie von Gemischen. Das GHS definiert Grenzwerte, Klassen und Kategorien und damit verbundene Maßnahmen in Bezug auf den Grad der Gefährdung bei Transport, Handhabung und Lagerung.
Der Test N.4 ist im Handbuch der Vereinten Nationen für Prüfungen und Kriterien (UN MTC) Teil III, 33.4.3.3 beschrieben [8].
In einem Ofen werden Warmlagerungsversuche bei Temperaturen von 100 °C, 120 °C oder 140 °C in einem würfelförmigen Drahtnetz mit 25 mm oder 100 mm Kantenlänge durchgeführt.
Ein positives Ergebnis wird erhalten, wenn eine Selbstentzündung eintritt oder wenn die Temperatur der Probe die Ofentemperatur um 60 °C innerhalb des Prüfzeitraums (24 Stunden) übersteigt. Die Kriterien für die Klassifizierung sind in Tabelle 1 aufgeführt.
Das Klassifizierungssystem der UN für selbsterhitzungsfähige Stoffe und Gemische basiert auf Holzkohle „Charcoal“ als Referenzsystem. Die kritische Temperatur für einen 1-Liter-Würfel aus Holzkohle beträgt 140 °C und für einen Würfel von 27 m³ 50 °C. Trägt man diese Werte in einem Diagramm der reziproken Temperatur gegen das Volumen (logarithmische Skalierung) auf, erhält man den Zusammenhang aus kritischer Lagertemperatur und Lagergröße. Parallele Geraden mit den Bezugspunkten 1 Liter / 120 °C und 1 Liter / 100 °C ergeben sich für eine kritische Temperatur von 50 °C für die Volumina von 3 m³ bzw. 450 l, vgl. Bild 1. Die Steigung der Geraden im Diagramm hängt von der individuellen Aktivierungsenergie des Stoffes ab. Der UN N.4 Test basiert jedoch auf einer gleichbleibenden (Standard-) Kinetik eines Referenzsystems „Charcoal“. Es ist daher zu beachten, dass dieses Prüfverfahren entwickelt wurde, um die Einstufung vornehmen zu können, diese möglicherweise jedoch nicht ausreichen, um Sicherheitsfragen bei der Lagerung und Transport abschließend beurteilen zu können [9].

Tabelle 1: Kriterien für die Unterklasse 4.2 „Selbsterhitzungsfähige Stoffe“ der Gefahrgutvorschriften und der Gefahrenklasse „Selbsterhitzungsfähige Stoffe und Gemische“ der CLP-Verordnung (EG) 1272/2008 bzw. GHS

| **Prüfwürfel [mm]/ Temperatur [°C]** | **Ergebnis*** | **Verpackungsgruppe (Gefahrgut)** | **Kategorie (CLP-VO bzw. GHS)** |
|---|---|---|---|
| 100 und 25 / 140 | Ja | II | 1 |
| 25 / 140<br>100 / 100 | Nein<br>Ja | III | 2 |
| 100 / 140<br>25 / 140<br>100 / 120<br>100 / 100 | Ja<br>Nein<br>Ja<br>Nein | Freigestellt, wenn in Verpackungen < 450 l transportiert | Nicht eingestuft, wenn in Verpackungen < 450 l verpackt |
| 100 / 140<br>25 / 140<br>100 / 120 | Ja<br>Nein<br>Nein | Freigestellt, wenn in Verpackungen < 3 m³ transportiert | Nicht eingestuft, wenn in Verpackungen < 3 m³ verpackt |
| 100 / 140 | Nein | Nicht Unterklasse 4.2 „Selbsterhitzungsfähige Stoffe“ | Nicht Gefahrenklasse „Selbsterhitzungsfähige Stoffe und Gemische“ |

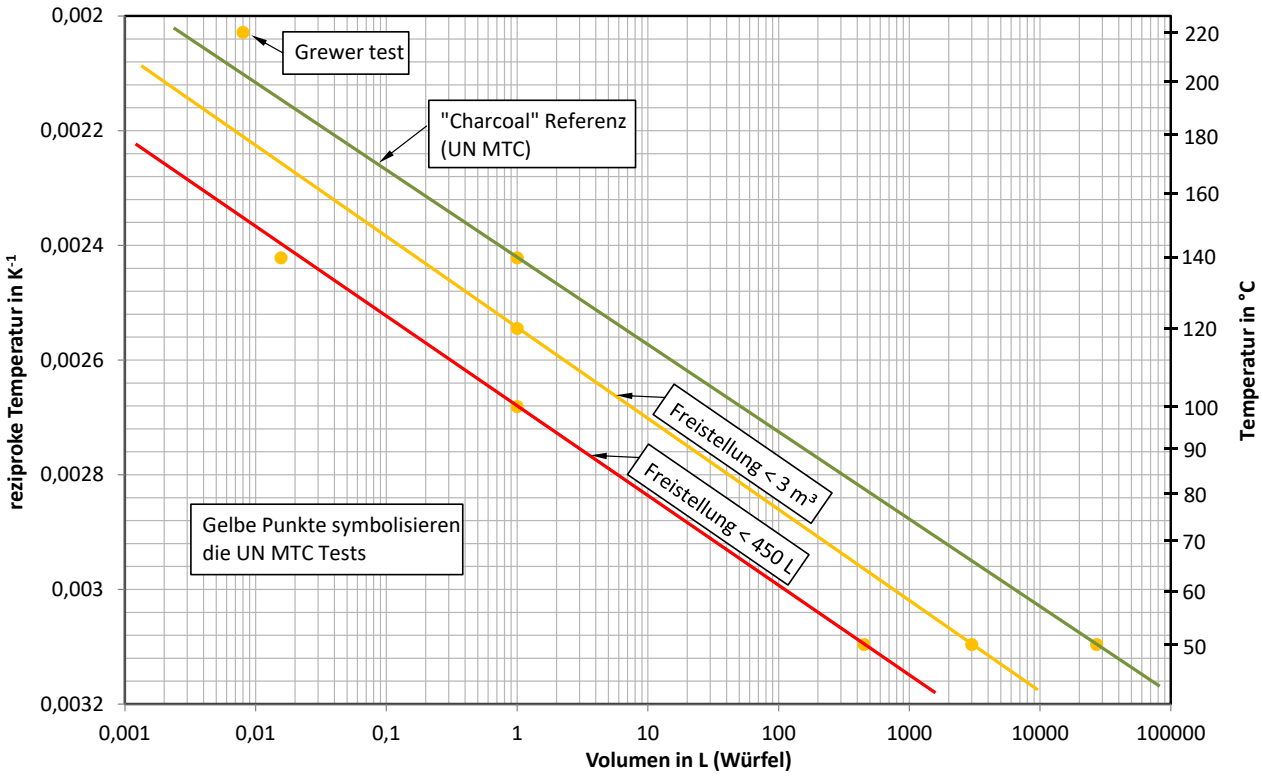



Bild 1: Volumenabhängigkeit der kritischen Temperatur der Referenz „Charcoal“, nach [9]

## 2.2. Warmlagerungsversuche gemäß DIN EN 15188

- **Isoperibole Warmlagerung**

Zur Beurteilung des volumenabhängigen Selbstentzündungsverhaltens eines Staubes/Schüttgutes werden in der Regel so genannte isoperibole Warmlagerungsversuche gemäß DIN EN 15188:2021 [10] herangezogen, mit denen die Selbstentzündungs-temperaturen ($T_{SI}$) für verschiedene Probenvolumina im Labormaßstab bestimmt werden. Zu diesem Zweck wird die jeweilige Probe in einem würfelförmigen Drahtnetzkorb bei konstanter Ofentemperatur gelagert und durch Messung der Temperatur im Zentrum der Probe festgestellt, ob Selbstentzündung eintritt. Die Selbstentzündungstemperatur $T_{SI}$ ist definitionsgemäß die höchste Temperatur der die Probe umgebenden Atmosphäre (Lagerungstemperatur, im Versuch Ofentemperatur), bei der gerade keine Entzündung der Probe mehr erfolgt. In einem iterativen Prozess werden die Versuche bei veränderten Ofentemperaturen so lange wiederholt, bis das Intervall zwischen einem Versuch mit Zündung und einem Versuch ohne Zündung maximal 2 K beträgt.
Ein Versuch wird als Zündung gewertet, wenn der Temperaturverlauf in der Mitte der Probe oberhalb der Lagerungstemperatur einen Wendepunkt aufweist oder wenn die Temperatur in der Mitte der Probe um mindestens 60 K über die Ofentemperatur ansteigt.
Die Bestimmung der kritischen Lagertemperaturen verschiedener Volumina erlaubt die Ermittlung reaktionskinetischer Parameter des Materials (scheinbare Aktivierungsenergie E, präexponentieller Faktor $k_0$). Details hierzu sind in [10] - [12] zu finden. Eine Extrapolation der im Labor ermittelten kritischen Lagertemperaturen auf praxisrelevante Volumina erfolgt auf Basis der Theorie der Wärmeexplosion (Auswertung nach Thomas) bzw. des Pseudo-Arrhenius Diagramms [10]. Im Gegensatz zum UN N.4-Test ermöglicht diese Methode die Beurteilung des Selbstentzündungsverhaltes in Abhängigkeit von den individuellen reaktionskinetischen Eigenschaften des jeweiligen Materials.

- **Adiabate Warmlagerung**

Adiabate Warmlagerungsversuche können eine Alternative zu den zeit- und materialaufwendigen isoperibolen Tests sein. Wenn sie mit ausreichender Präzision durchgeführt werden, reicht ein einziger Versuch mit einer kleinen Probenmenge aus, um die reaktionskinetischen Parameter des Materials zu bestimmen.
Die Versuchsanordnung entspricht derjenigen für isoperibole Warmlagerungsversuche. Zusätzlich muss der Versuchsaufbau über einen Differenztemperaturregler verfügen, der es ermöglicht, die Ofentemperatur auf die Temperatur in der Mitte der Probe einzustellen.
Als Probenbehälter dienen Drahtnetzkörbe mit einem Volumen von vorzugsweise 400 cm³ bis 1 000 cm³. Diese werden mit Probenmaterial einer festgelegten Schüttdichte befüllt. Das Thermoelement zur Messung der Probentemperatur wird in der Mitte der Probe angebracht. Die Thermoelemente, die die Ofentemperaturen erfassen, befinden sich in unmittelbarer Nähe des Drahtkorbes. Die Temperatur-Zeit-Kurven der Proben- und Ofentemperaturen werden aufgezeichnet.
Bei der adiabaten Warmlagerung wird die Ofentemperatur zunächst auf eine geeignete Starttemperatur (unterhalb der entsprechenden Selbstentzündungstemperatur) eingestellt. Der Selbsterhitzungsprozess beginnt, sobald die Temperatur in der Mitte der Probe die Ofentemperatur überschreitet. Von diesem Zeitpunkt an muss die Ofentemperatur auf die Temperatur in der Mitte der Probe nachgeregelt werden. Wird keine Selbsterhitzung festgestellt, kann die Ofentemperatur weiter erhöht werden (z. B. Temperaturrampe von 1 K/h) oder der Versuch wird mit einer erhöhten Starttemperatur wiederholt.

Zur Bestimmung der reaktionskinetischen Parameter wird zunächst die Temperaturrate dT/dt durch numerische Differenzierung aus dem Temperaturzeitverlauf der Probe abgeleitet. In einem Diagramm wird der natürliche Logarithmus der Temperaturrate gegen den Kehrwert der Probentemperatur in Kelvin (- 1/T) aufgetragen. Der lineare Teil dieser Funktion wird durch eine Gerade angenähert. Die Steigung der Geraden entspricht E/R, R- universelle Gaskonstante. Der präexponentielle Faktor kann aus dem Schnittpunkt der Geraden mit der Ordinate bestimmt werden. Hierzu werden jedoch weitere Materialparameter benötigt. Häufig erfolgt daher die Bestimmung der kritischen Lagertemperatur eines Volumens isoperibol in Kombination mit einem adiabaten Versuch. Dies erlaubt sowohl die Extrapolation auf größere Volumina als auch die Bestimmung der formalkinetischen Parameter.

## 2.3. Materialien

Von den unter 1 aufgeführten Brandfällen auf den Überseeschiffen Ludwigshafen Express [5] (‚Holzkohle Indonesien‘) und Yantian Express [6] (‚Pyrokohle‘ aus Kokosnussschalen) involvierten Biokohlen konnten kleine Mengen nicht reagierter Proben für Untersuchungen gewonnen werden. Eine Probe pyrolisierter ‚Palmkernschalen‘, die sich noch vor Verladung auf ein Überseeschiff in einem Container entzündeten, stand ebenso zur Verfügung. Die Mengen waren jeweils ausreichend, um einzelne isoperibole Versuche sowie adiabate Versuche durchzuführen, komplette isoperibole Versuchsreihen waren nicht möglich. Das Ausgangsmaterial der ‚Holzkohle Indonesien‘ ist nicht bekannt. Auffällig war hier jedoch, dass die Kohle abweichend von den Frachtpapieren eine vergleichsweise geringe Korngröße aufwies (7 % < 3 mm, 20 % < 5 mm, 100 % < 20 mm) [5].

Weiterhin zur Untersuchung kamen eine aus Kokosnussschalen produzierte ‚Kokos-Biokohle‘ sowie eine aus Holz produzierte ‚Torrefizierte Biomasse‘ Die ‚Kokos-Biokohle‘ wurde sowohl im Anlieferungszustand als auch gealtert untersucht. Für die Alterung wurde die Kohle in einer Schicht mit einer Höhe von etwa 2 cm für 2 Wochen an Luft gelagert. Von der ‚Torrefizierten Biomasse‘ stand auch eine wärmebehandelte Probe zur Verfügung.

Im Rahmen eines Projektes zur Ermittlung des Selbstentzündungsverhaltens von Holz-Biokohlen verschiedener Herkunft und Ausgangsmaterialien erfolgt momentan die Untersuchung einer Vielzahl von Proben. In den meisten Fällen handelt es sich um stückige Holzkohle oder Briketts. Vorgestellt werden die Ergebnisse einer Holzkohle (Akazie), die sowohl im stückigen Zustand (Stücke 1 cm – 3 cm Kantenlänge) sowie im zerkleinerten Zustand (Backenbrecher < 5 mm mit großem Feinanteil) untersucht wurde. Weiterhin sind die Ergebnisse von Briketts aus Sägemehl aufgeführt, die ebenso in zerkleinertem Zustand < 5 mm untersucht wurden.

Eine Übersicht der untersuchten Kohlen mit bekannten Informationen gibt Tabelle 2. Weitere Materialanalysen wurden nicht durchgeführt.

Tabelle 2: Untersuchte Biokohlen

| **Bezeichnung** | **Ausgangsmaterial** | **Beschreibung** |
|---|---|---|
| Pyrokohle [6] | Kokosnussschalen | Würfelförmige Briketts mit Kantenlängen von 2,5 cm bis 3 cm |
| Holzkohle Indonesien [5] | Unbekannt | Transport als Schüttgut in Seecontainer; Angabe Körnung 20/40 mm, Untersuchungen ergaben jedoch 100 % < 20 mm mit großem Feinanteil |
| Palmkernschalen | Schalen von Palmölkernen | Körnung bis 10 mm, geringer bis kein Feinanteil (< 500 µm) |
| Kokos-Biokohle (Anlieferungszustand) | Kokosnussschalen | Plättchen bis 10 mm (Kantenlänge, Feinanteil < 500 µm, Wassergehalt 18 % |
| Kokos-Biokohle (gealtert) | | 2 Wochen an Luft gelagert, Wassergehalt 10 % |
| Torrefizierte Biomasse | Holz | Feines Material mit Staubanteil (Korngröße < 0,5 mm), Wassergehalt < 1 % |
| Holzkohle II | Akazienholz | Grobstückige Holzkohle 2 cm – 8 cm |
| Briketts | Holz (Sägemehl) | Briketts Durchmesser 4 cm, Länge bis 20 cm |

## 3. Ergebnisse

Die unter 2.3. aufgeführten Materialien wurden hinsichtlich ihres Selbstentzündungsverhaltens untersucht. In Tabelle 3 sind die Ergebnisse der an den einzelnen Biokohlen durchgeführten Untersuchungen aufgelistet. Daraus abgeleitet ist die Extrapolation der kritischen Lagertemperaturen auf ein würfelförmiges Volumen von 27 m³.

Die untersuchte ‚Pyrokohle' und ‚Holzkohle Indonesien' weisen hierbei die Besonderheit auf, dass die im Labormaßstab bestimmten $T_{SI}$ vergleichsweise hoch sind und sie somit – bei alleiniger Durchführung des UN N.4 Tests – nicht als Gefahrgut bzw. -stoff einzustufen wären. Verdeutlicht wird dies in Bild 2. Hier sind analog zu Bild 1 die Volumenabhängigkeiten der Selbstentzündungstemperaturen der in die Brandfälle involvierten Biokohlen im Vergleich zur UN N.4 Referenzlinie eingetragen. Die Steigungen der Geraden der Kohlen und damit die Reaktionskinetik dieser Kohlen unterscheiden sich erheblich von den für den UN N.4 Test getroffenen Annahmen. Die Probe ‚Palmkernschalen' weist eine sehr niedrige Aktivierungsenergie auf; dies bedingt mit Zunahme des Probenvolumens eine starke Abnahme der kritischen Lagertemperatur. Dies bestätigt die erfolgte Entzündung des in einen Container geladenen Materials bereits nach kurzer Lagerzeit. Die auf ein Volumen von 27 m³ extrapolierten Selbstentzündungstemperaturen zeigen, dass diese untersuchten Materialien als selbsterhitzungsfähige Stoffe einzustufen sind. Die $T_{SI}$ für 27 m³ liegen zum Teil deutlich unterhalb 50 °C.

Tabelle 3: Ergebnisse Biokohlen

| Material | $T_{SI}$ isoperibol in °C Kantenlänge Würfel in cm | | | | | Aktivierungsenergie E in kJ/mol | | $T_{SI}$ 27 m³ extrap. in °C |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 5 | 6 | 8,5 | 10 | 14 | Isop. Warml.[1] | Adiab. Warml. | |
| Pyrokohle [6] | > 183 | --- | --- | --- | --- | --- | 66,5 | < 50[5] |
| Holzkohle Indonesien [5] | --- | --- | --- | 170 [5] | --- | --- | 67,5 [5] | 41[5] [5] |
| Palmkern-schalen | --- | --- | 149 | --- | --- | --- | 56,7 | 15[5] |
| Kokos-Biokohle (frisch) | 130 | 122 | 104 | 98 | --- | 45,5 | 47,9[3] 57,4[4] | -12[2] |
| Kokos-Biokohle (gealtert) | 147 | 143 | 135 | 129 | --- | 89,8 | 26,4[3] 83,2[4] | 59[2] |
| Torref. Biomasse | 160 | 152 | 139 | 134 | --- | 68,9 | 65,8 | 41[2] |
| Torref. Biomasse wärmebehandelt | 175 | 169 | 156 | 150 | --- | 73,8 | 84,1 | 59[2] |
| Holzkohle II Akazie zer-kleinert < 5 mm | 143 | 136 | 125 | --- | --- | 67,2 | 72,8 | 33[2] |
| Holzkohle II Akazie 10 mm – 30 mm | --- | --- | 137 | --- | 124 | --- | 72,4 | 55[2] |
| Briketts Säge-mehl (Holz) zer-kleinert < 5 mm | 232 | 222 | 206 | 198 | --- | 68,8 | --- | 79,2 |

[1] Theorie der Wärmexplosion, Auswertung nach Thomas (DIN EN 15188)
[2] Extrapoliert gemäß DIN EN 15188 Anhang A (Pseudo-Arrhenius Diagramm)
[3] Temperaturbereich bis 110 °C
[4] Temperaturbereich > 115 °C
[5] Kombination isoperiboler (1 Volumen) und adiabater Versuch

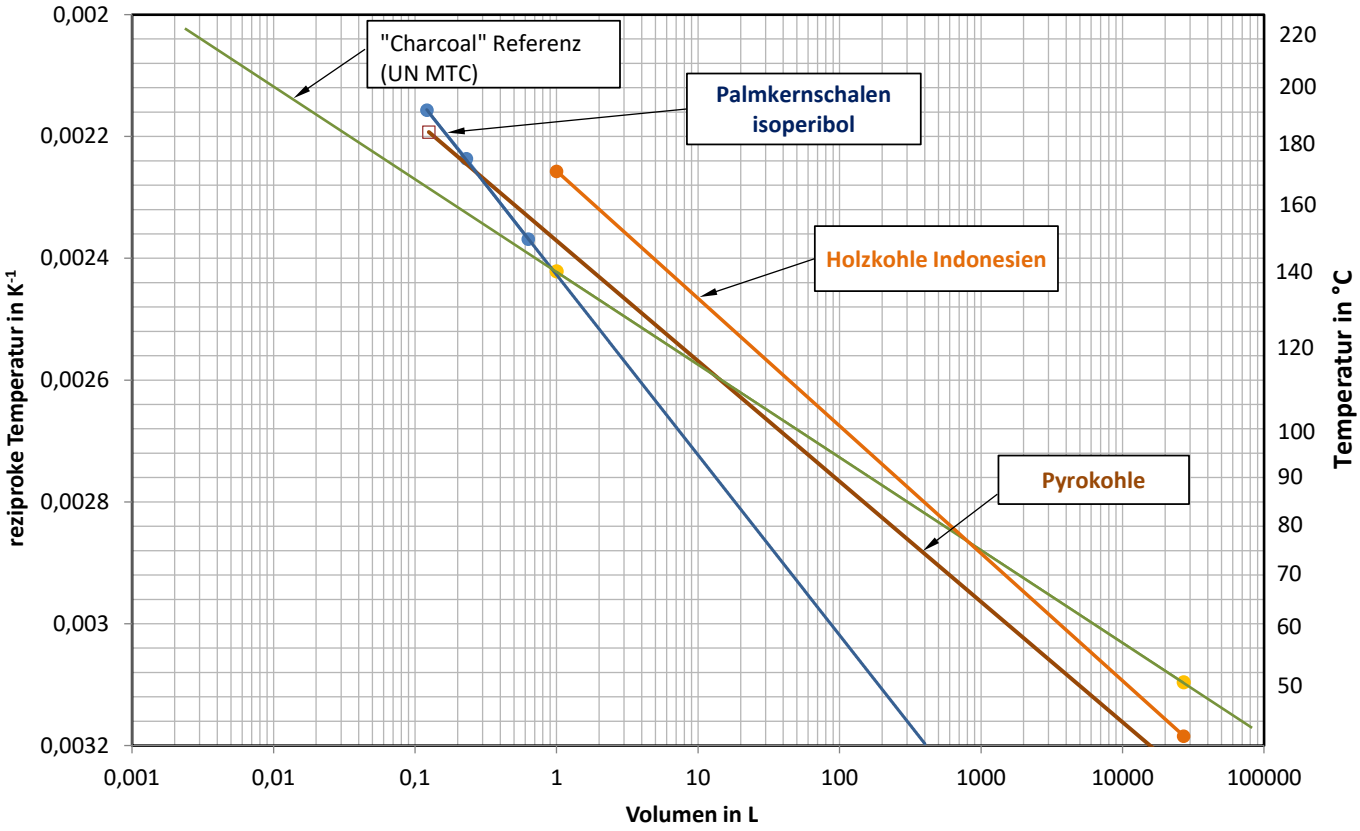



Bild 2: Volumenabhängigkeit der kritischen Temperatur verschiedener Biokohlen

Die untersuchte Probe ‚Kokos-Biokohle' zeigte im Anlieferungszustand ebenso ein sehr kritisches Selbstentzündungsverhalten. Die Probe gelange im 10 cm Würfel bereits bei Temperaturen < 100 °C zur Entzündung. Bereits nach 14 Tagen Probenalterung (Lagerung in flacher Schicht an Luft) wurde ein grundsätzlich verändertes Reaktionsverhalten beobachtet. Obwohl der Test im 10 cm Würfel bei 140 °C positiv war, ergab die auf den isoperibolen Versuchen basierende Extrapolation auf ein Probenvolumen von 27 m³ eine Selbstentzündungstemperatur von mehr als 50 °C. Diese gealterte Probe ist demnach nicht als selbsterhitzungsfähiger Stoff einzustufen, obwohl sie im UN N.4 Test (10 cm Würfel, 140 °C) eine Zündung zeigt. Ein ähnlicher Effekt war bei der zusätzlichen Wärmebehandlung der Probe ‚Torrefizierte Biomasse' zu beobachten.

Bei der Probe ‚Kokos-Biokohle' erfolgten die adiabaten Warmlagerungsversuche mit einer vergleichsweise niedrigen Starttemperatur. Dabei zeigen diese Versuche unterschiedliche Aktivierungsenergien im Temperaturbereich unterhalb und oberhalb von etwa 110 °C, was auf einen mehrstufigen Reaktionsmechanismus hindeutet. Der Vergleich mit den Werten aus der isoperibolen Warmlagerung zeigt, dass bei der frischen Probe der Temperaturbereich bis 110 °C für den Entzündungsprozess ausschlaggebend zu sein scheint, bei der gealterten Probe der Temperaturbereich oberhalb. Hier besteht weiterer Untersuchungsbedarf, z. B. mit Hilfe mikrokalorimetrischer Untersuchungen.

Die untersuchte Holzkohle II (Akazie) konnte sowohl im stückigen Zustand als auch zerkleinert mit einem großen Feinanteil (Staub) untersucht werden. Die isoperibolen Warmlagerungsversuche zeigen hier deutliche Unterschiede im Selbstentzündungsverhalten. Interessant ist, dass die adiabaten Warmlagerungsversuche vergleichbare scheinbare Aktivierungsenergien ergaben. Im Vergleich zur Probe mit erheblichem Anteil an

Feinmaterial ist bei der grobstückigen Kohle von grundsätzlich geänderten Bedingungen für den Wärmetransport auszugehen, da hier auch konvektiver Wärmetransport erfolgt.

Die untersuchte Probe Briketts aus Sägemehl (Holz) zeigte selbst im zerkleinerten Zustand ein unkritisches Selbstentzündungsverhalten.

## 4. Zusammenfassung

Sowohl die große Vielfalt an Ausgangsstoffen für die Produktion von Biokohlen, unterschiedliche Karbonisierungsverfahren führen zu einer großen Variabilität in den kinetischen Eigenschaften und damit im Reaktions- und Selbstentzündungsverhalten. Zusätzlich wird dieses in starkem Maß vom Aufbereitungszustand der Materialien (Alterung, Oberflächenoxidation, Korngrößenverteilung, Wassergehalt) beeinflusst. Die Aktivierungsenergien der untersuchten Kohlen weichen zum Teil erheblich von der für den UN N.4 Test angenommenen Reaktionskinetik ab. Dies kann dazu führen, dass Kohlen bei den Einstufungstests ein negatives Ergebnis zeigen, technisch relevante Lager- und Transportmengen jedoch ein kritisches Selbstentzündungsverhalten aufweisen. Dies gilt insbesondere für Biokohlen, die sich aufgrund Ihrer Rohmaterialien, Produktionsprozesse als auch Korngrößen von klassischen -grobstückigen- Holzkohlen unterscheiden. In diesen Fällen können folgende Empfehlungen gegeben werden:

- Der UN N.4 Test sollte aufgrund der hinterlegten Standardkinetik, die im Fall von Biokohlen nicht in jedem Fall konservative Ergebnisse liefert, nicht als alleinige Methode zur Beurteilung der Selbstentzündungseigenschaften herangezogen werden.
- Empfohlen werden Untersuchungsmethoden, die das individuelle Reaktionsverhalten (Reaktionskinetik) der Materialien berücksichtigen, wie z. B. isoperibole oder adiabate Warmlagerungsversuche gemäß DIN EN 15188 [10].
- Eine gezielte Alterung oder Wärmebehandlung kann zu einer wesentlichen Änderung des Reaktionsverhaltens führen und somit eine sichere Lagerung bzw. Transport ermöglichen.
- Die untersuchte zerkleinere Holzkohle weist ein sehr kritisches Selbstentzündungsverhalten auf. Obwohl stückige Holzkohle im adiabaten Versuch vergleichbare Aktivierungsenergien zeigte, änderte sich das Selbstentzündungsverhalten erheblich. Zu vermuten ist, dass der aufgrund konvektiver Vorgänge verbesserte Wärmetransport aus dem Schüttungszentrum an die Oberfläche als Hauptursache anzusehen ist. Eine direkte Übertragung der Ergebnisse auf die in Realgröße vorliegenden Bedingungen ist daher nur eingeschränkt möglich. Versuche im halbtechnischen Maßstab (Warmlagerung bis 1 $m^3$ Volumen) sollen hier weitere Erkenntnisse liefern.
- Die Extrapolation der Laborversuche auf praktische Gegebenheiten ist an enge Randbedingungen gebunden. Dies betrifft sowohl die Geometrie als auch thermische Start- und Randbedingungen. Mit Hilfe numerischer Simulationsrechnungen können diese Restriktionen umgangen werden. Als Eingabeparameter dienen die mit Hilfe der beschriebenen Untersuchungen bestimmten formalkinetischen Daten. Die Ableitung unkritischer Lagerbedingungen kann auf diese Weise für nahezu beliebige Umgebungsbedingungen und Geometrien ermittelt werden.

**Literatur:**


[1] Umweltbundesamt Texte 04/2016: Chancen und Risiken des Einsatzes von Biokohle und anderer „veränderter“ Biomasse als Bodenhilfsstoffe oder für die C-Sequestrierung in Böden, Dessau-Roßlau, 2016

[2] DIN-Entwurf Pyrogene Kohlenstoffe (Stand August 2023), NA 062-02-85 AA Pyrogene Kohlenstoffe - Charakterisierung und Analyseverfahren

[3] Die Zukunft der Biokohle https://www.spektrum.de/news/die-zukunft-der-biokohle/1674952 (Link: Februar 2024)

[4] M. Kaltschmitt, H. Hartmann, H. Hofbauer (Hrsg.), Energie aus Biomasse - Grundlagen, Techniken und Verfahren. Heidelberg: Springer, 375-407.

[5] Bundesstelle für Seeunfalluntersuchung, Untersuchungsberichte 455/15 und 58/16, Hamburg, 2018

[6] Bundesstelle für Seeunfalluntersuchung, Untersuchungsbericht 15/19, Hamburg, 2020

[7] United Nations, Globally Harmonized System of Classification and Labelling of Chemicals (GHS), Seventh revised edition, 2017

[8] UN Transport of dangerous goods, Manual of tests and criteria, Division 4.2, Test N.4, Seventh revised version, United Nations, New York and Geneva, 2019

[9] ECHA Guidance on the Application of the CLP Criteria: Guidance to Regulation (EC) No 1272/2008 on classification, labelling and packaging (CLP) of substances and mixtures, Version 5.0, European Chemicals Agency, Helsinki 2017

[10] DIN EN 15188:2021: Determination of the spontaneous ignition behaviour of dust accumulations. DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin, Beuth Verlag GmbH.

[11] Beever, P. F., “Self-heating and Spontaneous Combustion”, in SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, second edition, NFPA, 1995

[12] Bowes, P. C., Self-Heating: Evaluation and Controlling the Hazards, ed. B.R.E. Department of the Environment, HMS Office, London, UK, 1984

# Selbstentzündung von Reststoffen aus der Biomassevergasung - Einfluss von Alkali-Ionen

Ulrich Krause
Otto-von-Guericke- Universität Magdeburg, Institut für Apparate- und Umwelttechnik, 39106 Magdeburg, ulrich.krause@ovgu.de

**Kurzfassung:**
Reststoffe aus der Biomassevergasung weisen neben der Asche hohe Massenanteile an Kohlenstoff auf. Nach der Entnahme aus dem Prozess werden die Reststoffe häufig in Bigbags abgefüllt und zwischengelagert. In den vergangenen Jahren traten wiederholt Brände in solchen Lagern auf, deren wahrscheinlichste Ursache Selbstentzündung des Kohlenstoffanteils war. Im vorliegenden Beitrag werden experimentelle Untersuchungen zur Selbstentzündung von Gemischen aus brennbaren und mineralischen Anteilen vorgestellt. Dabei wird besonders der Einfluss von Alkalimetallen betrachtet, denen eine katalytische Wirkung unterstellt wird. Bei den Versuchen zeigte sich, dass beim Zugeben von Kaliumionen eine Verminderung der Selbstentzündungstemperatur gegenüber der ursprünglichen Probe eintrat, während dies bei Zugabe von Natriumionen nicht beobachtet wurde. Kaliumionen werden zum Beispiel im Pappelholz angereichert, so dass das vermehrte Auftreten von Selbstentzündung bei Resten dieser Holzart erklärbar wird.

## 1. Einleitung

Selbstentzündung poröser Feststoffe mit nachfolgender Brandausbreitung ist ein seit nahezu 200 Jahren bekanntes Phänomen. Auf die Erkenntnisse des Nobelpreisträgers Semjonow [1] geht zurück, dass der Vorgang von der das Reaktionssystem umgebenden Temperatur und vom Verhältnis des Volumens zur äußeren Oberfläche abhängt. Unter den klimatischen Gegebenheiten Mitteleuropas führt in Freilagern, Silos oder Bunkern die mittlere Umgebungstemperatur z.B. bei Kohlen, Holzhackschnitzeln, Feldfrüchten oder Futtermitteln nur bei sehr großen Schüttungen und Haufwerken, mehrere tausend oder zehntausend Kubikmeter Schüttvolumen, zur Selbstentzündung.
Dennoch treten immer wieder Brände, bei denen Selbstentzündung als Ursache vermutet wird, in deutlich kleineren Schüttungen auf. Babrauskas [2] weist bereits auf die möglicherweise katalytische Wirkung von Alkalimetallionen auf Zündung und Brandentwicklung bei Textilien hin. Beobachtet wurde dies bei getrockneter Wäsche, die mit besonders alkalireicher Waschlauge gewaschen wurde. Die Rolle von Alkalimetallen auf die Selbstentzündung von Steinkohle wurde von Li et al. [3] untersucht. Es zeigte sich, dass Kohlen, die mit alkalischem Wasser behandelt waren, im Vergleich zu mit destilliertem Wasser behandelten geringere Aktivierungsenergien für die Selbstentzündung aufwiesen. Wanke et al. [4] untersuchten den Einfluss der Zumischung von Inertstoffen auf die Selbstentzündungstemperaturen von Braunkohle, Aktivkohle und eines Gemischs aus bituminöser Steinkohle und Aktivkohle. Die verwendenten Inertstoffe waren Kalziumoxalat, Ammoniumphosphat und Ammoniumsulfat. In der Tendenz führte die Zumischung von Inertstoffen zur Erhöhung der Selbstentzündungstemperaturen, wobei auch Ausnahmen festgestellt wurden (Aktivkohle und Ammoniumphosphat).

In der vorliegenden Studie wurden drei Proben von Reststoffen aus der Biomassevergasung im Hinblick auf die Gefahr der Selbstentzündung untersucht. Dem lagen Brandereignisse bei mehreren Betreibern von Biomasse-Vergasungsanlagen zugrunde. Alle drei untersuchten Proben enthielten einen für die Selbstentzündung ausreichenden Kohlenstoffanteil. Es wurden Mischungen der vorhandenen Proben wurden mit Kaliumhydroxid und Natriumhydroxid in

verschiedenen Massenanteilen hergestellt, um den Einfluss der Alkalihydroxide auf den Selbstentzündungsprozess zu untersuchen. Motiviert waren die Versuche dadurch, dass bestimmte Alkaliionen, zum Beispiel Kalium, im Zellgewebe von Pflanzen eingebaut und für das Wachstum erforderlich sind [5]. Zu den Baumarten, in denen der Gehalt an Kalium besonders hoch ist, zählt die Pappel.

## 2. Versuchsanordnung

Die Selbstentzündung von Stäuben oder Granulaten wird durch die sogenannte Warmlagerung nach DIN EN 15188 [6] untersucht. Dabei wird die zu untersuchende Probe in einen Drahtkorb (Würfel oder Zylinder mit Durchmesser = Höhe) gefüllt und bei einer voreingestellten Temperatur in einem Labortrockenschrank („Ofen“) gelagert. Der Drahtkorb erlaubt einen allseitigen Zutritt von Luft in die Probe, so dass das Versuchsergebnis nicht durch Luftmangel verfälscht wird. Die Probentemperatur wird mit einem Thermoelement gemessen, das zu Versuchsbeginn mittig in der Probe angeordnet wird. Ein bis zwei weitere Thermoelemente messen die Temperatur im freien Volumen des Warmlagerungsofens.
Die Versuchsanordnung ist in Abb. 1 dargestellt.
Die Versuche werden unter isoperibolen Bedingungen (gleichbleibende Umgebungstemperatur) durchgeführt. Hierfür wird der Ofen zunächst auf die gewünschte Temperatur aufgeheizt. Danach wird der Drahtkorb mit der vorbereiteten Probe in den Ofen gestellt und das Thermoelement zur Messung der Probentemperatur eingeführt. Die Ofentür wird geschlossen und die Aufzeichnung der Messwerte gestartet. Die Ofentemperatur wird während des Versuchs nicht verändert.

1 – Drahtkorb
2 – Thermoelement in der Probe
3, 4 – Thermoelemente im freien Volumen
5 – Zuströmöffnung
6 - Abluftöffnung

Abb. 1 Versuchaufbau des Warmlagerungsofens nach DIN EN 15188

Wie bereits von Semjonow [1] erkannt, besteht unter isoperibolen Bedingungen eine Abhängigkeit der Selbstentzündungstemperatur von der charakteristischen Länge der Schüttung, namentlich vom Verhältnis des Volumens zur Oberfläche V/A. Mit steigendem V/A sinkt die Selbstentzündungstemperatur. Um diesen Zusammenhang experimentell zu erfassen, müssen Versuche mit Drahtkörben, die mindestens drei, vorzugsweise vier verschiedene V/A repräsentieren, unternommen werden.

Für die Versuche wurden Proben von Reststoffen aus drei verschiedenen Biomasse-Vergasungsanlagen verwendet. Alle drei Proben zeigten im Anlieferungszustand eine schwarze Färbung, wie in Abb. 2 anhand von Probe A zu erkennen. Es konnte nicht ermittelt

werden, aus welchen Holzarten die Biomasse bestand. Tabelle 1 zeigt die Stoffeigenschaften sowie die elementare Zusammensetzung der verwendeten Proben, die hier mit A, B und C bezeichnet sind. In Tabelle 2 sind die Ergebnisse der Partikelgrößenanalyse dargestellt.

Abb. 2 Morphologie der Probe A im Anlieferungszustand

Tab. 1 Feuchtegehalt, Ascheanteil, Massenanteil an Flüchtigen, Brennzahl, Ergebnisse der Elementaranalyse, Brennwert und Schüttdichte für die Proben A, B, und C

| | **Probe A** | **Probe B** | **Probe C** |
|---|---|---|---|
| **Proximatanalyse (Masse%)** | | | |
| Feuchtegehalt | 1.57 | 2.08 | 1.41 |
| Aschegehalt | 37.99 | 20.75 | 15.82 |
| Anteil an Flüchtigen | 19.88 | 13.63 | 7.21 |
| Brennzahl | 3 | 3 | 2 |
| **Elementaranalyse (Masse%)** | | | |
| Kohlenstoff | 54 | 72.01 | 78.97 |
| Wasserstoff | 0.16 | 0.68 | 0.57 |
| Stickstoff | 1.16 | 1.28 | 1.16 |
| Sauerstoff | 5.12 | 3.2 | 2.07 |
| Schwefel | 0 | 0 | 0 |
| | | | |
| Brennwert (kJ/kg) | 15889 | 23653 | 26895 |
| Schüttdichte (kg/m3) | 171.2 | 217.2 | 255.4 |
| Wärmeleitfähigkeit (W/(m·K)) | 0,05 | 0,06 | 0,07 |

Tab. 2 Partikelgrößenanalyse der Proben A, B und C

| | Probe A | Probe B | Probe C |
|---|---|---|---|
| | Korndurchmesser in mm | | |
| D32 | 2.369 | 0.018 | 0.194 |
| D50 | 2.738 | 0.030 | 0.339 |
| D92 | 4.314 | 0.259 | 0.757 |

Probe A bestand demzufolge aus verhältnismäßig grobem Material mit hohem Asche- und demzufolge geringem Kohlenstoffanteil. Probe B bestand aus einem verhältnismäßig feinkörnigem Material und wäre nach VDI-Richtlinie 2263 [7] als Staub einzustufen.

## 3. Selbstentzündungsverhalten

Die Selbstentzündungstemperaturen der Proben A, B und C wurden nach DIN EN 15188 [6] zunächst ohne Beimengung von Alkaliverbindungen ermittelt. Es wurden Probenbehälter in Würfelform verwendet. Die im folgenden gezeigten Daten sind zum Teil auch in der Arbeit [8] enthalten. Tabelle 3 zeigt die Selbstentzündungstemperaturen und die Induktionszeiten der Proben A, B und C für drei verschiedene Volumina.

Tab. 3 Selbstentzündungstemperaturen der Proben A, B und C für verschiedene Probenvolumina

| Volumen in ml | Probe A | | Probe B | | Probe C | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | $T_{SE}$ in °C | $t_i$ in min | $T_{SE}$ in °C | $t_i$ in min | $T_{SE}$ in °C | $t_i$ in min |
| 100 | 233 | 30 | 210 | 30 | 238 | 24 |
| 200 | 221 | 55 | 198 | 45 | 218 | 33 |
| 400 | 210 | 85 | 188 | 55 | 190 | 44 |
| 800 | 200 | 115 | 180 | 75 | 172 | 57 |

In einer weiteren Versuchsserie wurden den Proben A, B und C jeweils 6 % Massenanteil Kaliumhydroxid und Natriumhydroxid zugesetzt. Die Selbstentzündungstemperaturen unter diesen Bedingungen sind in Tabelle 4 für Kaliumhydroxid und in Tabelle 5 für Natriumhydroxid dargestellt.

Tab. 4 Selbstentzündungstemperaturen der Proben A, B und C für verschiedene Probenvolumina unter Zusatz von 6 % Massenanteil KOH

| Volumen in ml | Probe A+ 6 % KOH | | Probe B+ 6 % KOH | | Probe C+ 6 % KOH | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | $T_{SE}$ in °C | $t_i$ in min | $T_{SE}$ in °C | $t_i$ in min | $T_{SE}$ in °C | $t_i$ in min |
| 100 | 232 | 12 | 202 | 17 | 222 | 13 |
| 200 | 220 | 23 | 192 | 29 | 192 | 21 |
| 400 | 200 | 30 | 162 | 44 | 162 | 53 |
| 800 | 188 | 44 | 148 | 98 | 148 | 60 |

Tab. 5 Selbstentzündungstemperaturen der Proben A, B und C für verschiedene Probenvolumina unter Zusatz von 6 % Massenanteil NaOH

| Volumen in ml | Probe A+ 6 %NaOH | | Probe B+ 6 % NaOH | | Probe C+ 6 % NaOH | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | $T_{SE}$ in °C | $t_i$ in min | $T_{SE}$ in °C | $t_i$ in min | $T_{SE}$ in °C | $t_i$ in min |
| 100 | 230 | 19 | 212 | 19 | 216 | 16 |
| 200 | 216 | 31 | 196 | 30 | 204 | 24 |
| 400 | 206 | 38 | 186 | 44 | 184 | 43 |
| 800 | 186 | 57 | 178 | 68 | 174 | 60 |

Die Ergebnisse ergeben in Bezug auf den Einfluss der Alkaliionen für die drei Proben kein einheitliches Bild. Bei Probe A zeigen die Alkaliverbindungen eine merkliche Verminderung der Selbstentzündungstemperatur nur bei den größeren Probenvolumina. Bei Probe B zeigte die Zugabe von KOH eine deutliche Verminderung der Selbstentzündungstemperatur, während bei NaOH keine wesentliche Änderung gegenüber der ursprünglichen Probe eintrat. Bei Probe C führten sowohl KOH als auch NaOH zu einer merklichen Verminderung der Selbstentzündungstemperaturen mit der Ausnahme von 800 mL bei 6 % NaOH.

Die Abhängigkeit der Selbstentzündungstemperaturen vom Probenvolumen zeigen die Abbn. 3 bis 5 für die verwendeten Proben A, B und C.
Bemerkenswert ist weiterhin die signifikante Reduzierung der Induktionszeiten bei der Zugabe von Alkaliionen. Dies geht aus Abb. 6 für Probe A hervor, ergab sich aber in gleicher Weise auch für die Proben B und C.

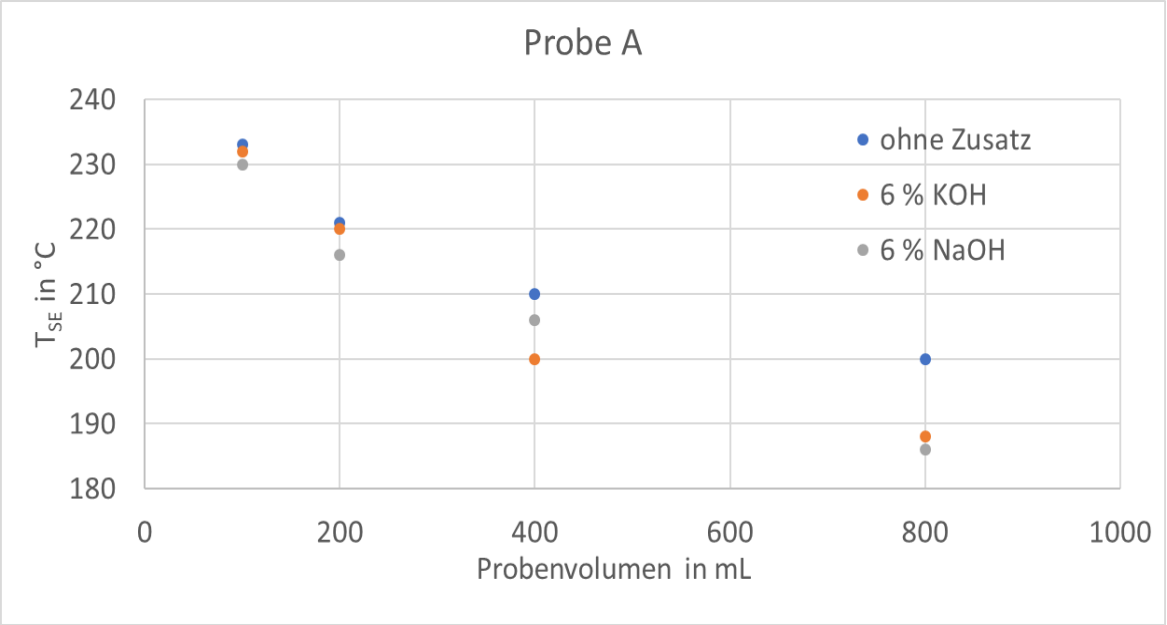



Abb. 3 Selbstentzündungstemperatur von Probe A in Abhängigkeit vom Probenvolumen ohne sowie bei jeweils 6 % Massenanteil von KOH und NaOH

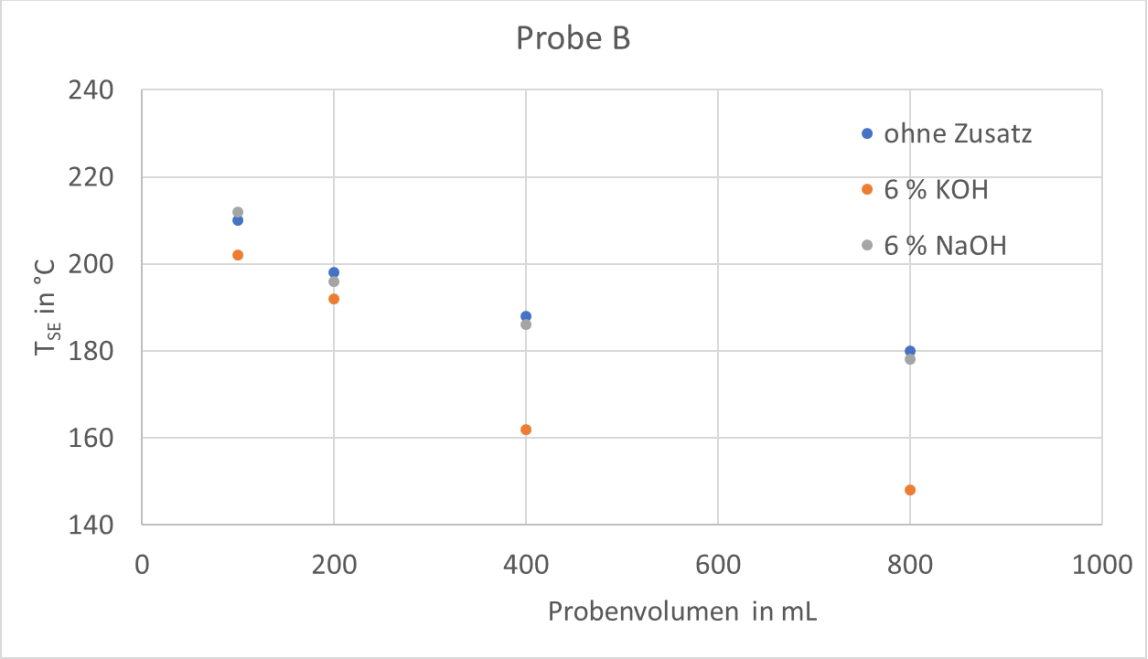



Abb. 4 Selbstentzündungstemperatur von Probe B in Abhängigkeit vom Probenvolumen ohne sowie bei jeweils 6 % Massenanteil von KOH und NaOH

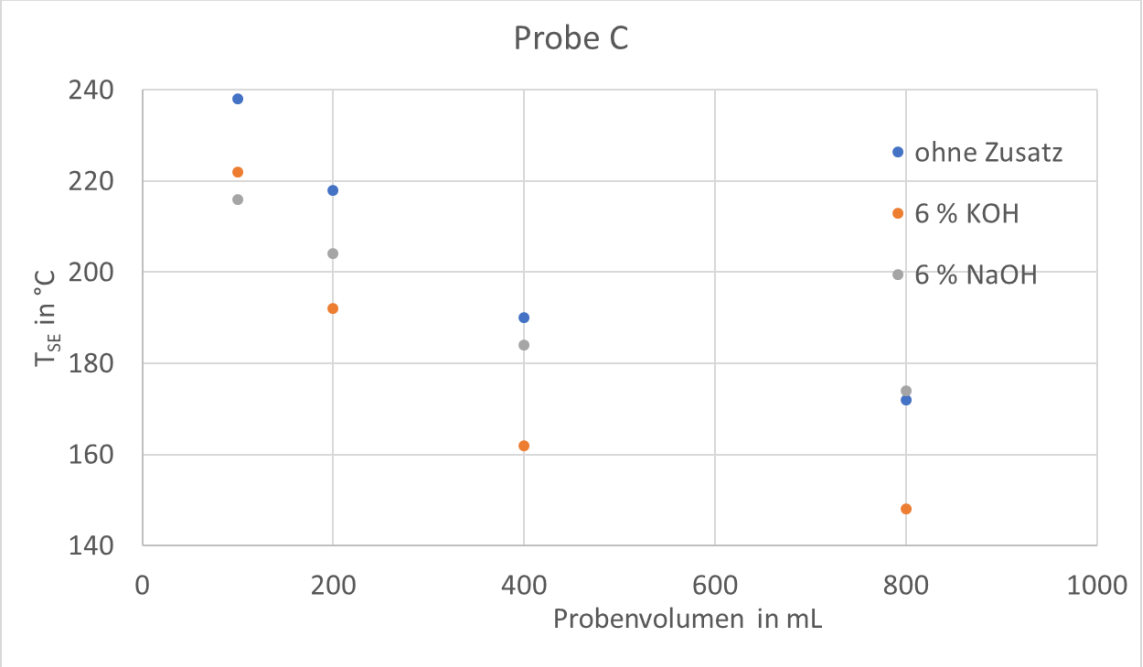



Abb. 5 Selbstentzündungstemperatur von Probe C in Abhängigkeit vom Probenvolumen ohne sowie bei jeweils 6 % Massenanteil von KOH und NaOH

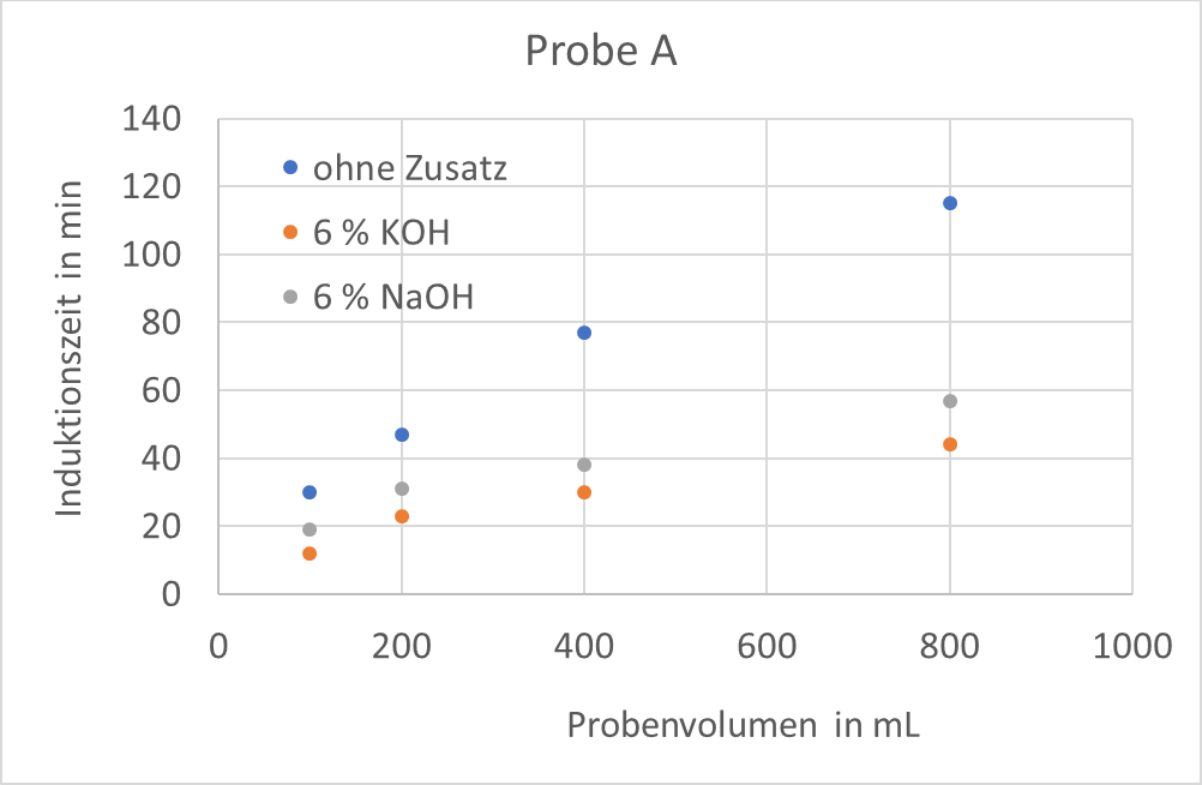


Abb. 3 Induktionszeiten von Probe A in Abhängigkeit vom Probenvolumen ohne sowie bei jeweils 6 % Massenanteil von KOH und NaOH

## 4. Schlussfolgerungen

Bei allen drei untersuchten Proben führte die Zumischung von KOH zu einer deutlichen Verminderung der Selbstentzündungstemperaturen, die umso ausgeprägter wurde, je größer das Probenvolumen war. Nur bei Probe A zeigte auch NaOH eine Verminderung der Selbstentzündungstemperatur.
In der Reihe der Alkalimetalle steigt die Reaktivität mit der Ordnungszahl. Diese beträgt 11 für Natrium und 19 für Kalium. Da KOH hygroskopisch und zugleich wasserlöslich ist, kann von einer teilweisen Dissoziation des KOH in der Schüttung ausgegangen werden, so dass freie Kaliumionen vorliegen, denen die katalytische Wirkung zugeschrieben werden kann.
Die katalytische Wirkung kann auch mit der beobachteten deutlichen Verkürzung der Induktionszeiten begründet werden. Dies ist jedoch im Detail eingehender zu untersuchen. Der vorliegende Beitrag stellt lediglich ein frühes Stadium der Untersuchungen dar.
Unter Berücksichtigung, dass Kalium große Bedeutung für die Holzbildung von Biomasse besitzt [5], ist die Annahme berechtigt, dass es in gewisser Menge in den Reststoffen aus der Biomassevergasung vorhanden ist. Vor allem trifft dies auf Pappelholz zu. Pappeln sind schnell wachsende Gehölze, die deshalb als Biomasselieferanten bevorzugt in sogenannten Kurzumtriebsplantagen angebaut werden. Die Ernte aus diesen Plantagen wird vorwiegend zu Holzhackschnitzeln, dem Rohstoff für die Biomassevergasung, verarbeitet. Auf diese Weise entsteht eine Migrationskette der Kaliumionen in die Reststoffe.
Dieser Umstand verstärkt das beschriebene Problem, so dass eingehendere Forschung erforderlich erscheint.

**Literatur:**

[1] Semjonow N.N., Zur Theorie des Verbrennungsprozesses, Zeitschrift für Physik Bd. 48 (1028), S. 571 - 582
[2] Babrauskas V., Ignition Handbook, Fire Science Publishers, 2003, ISBN: 978-0-9728111-3-2
[3] Purui Li, Yongliang Yang, Xiaohao Zhao, Jinhu Li, Jingjing Yang, Yifan Zhang, Qi Yan, Chang Shen; Spontaneous combustion and oxidation kinetic characteristics of alkaline-water-immersed coal, Energy,Volume 263, Part E,2023,126092,ISSN 0360-5442, https://doi.org/10.1016/j.energy.2022.126092.
[4] Binkau B., Wanke C., Krause U., Influences of inert materials on the self-ignition of flammable dusts, Journal of Loss prevention in the process industries (2014) 1-8; http://dx.doi.org/10.1016/j.jlp.2014.11.017
[5] Wind C., Die Funktion des Kaliums bei der Holzbildung - Eine anatomisch-physiologische Analyse anhand der Modellbaumart Populus tremula L. x Populus tremuloides Michx.; Dissertation, Technische Universität München, 2003
[6] DIN EN 15188:2021-07; Bestimmung des Selbstentzündungsverhaltens von Staubschüttungen; Deutsche Fassung EN 15188:2020, Beuth Verlag Berlin, 2021, https://dx.doi.org/10.31030/3177029
[7] VDI-Richtlinie 2263, Blatt 1, Staubbrände und Staubexplosionen – Gefahren – Beurteilung – Schutzmaßnahmen – Sicherheitstechnische Kenngrößen von Schüttgütern, VDI-Gesellschaft Energie und Umwelt, 2022
[8] Taimoor Khalid, Effect of potassium hydroxide and sodium hydroxide on the self-ignition of residues from biomass gasification, Master thesis (supervisors: U. Krause, F. Köhler), Otto von Guericke University, Magdeburg, 2022

# Branddynamik von unentdeckten Konstruktions- und Hohlraumbränden im Holzbau

Julius Lange
Hochschule Magdeburg-Stendal, Fachbereich Wasser Umwelt Bau und Sicherheit,
39114 Magdeburg

Sebastian Wegner
Michael Neske
Institut für Brand- und Katastrophenschutz Heyrothsberge, Abteilung Forschung
39175 Biederitz

**Kurzfassung:**

Aufgrund der zunehmenden Verbreitung und der stetigen Weiterentwicklung des modernen Holzbaus, bei gleichzeitig noch nicht flächendeckend vorhandenem Wissen in Bezug auf die Brandbekämpfung von Bränden in Gebäuden moderner Holzbauweisen, besteht ein akuter Forschungsbedarf für die Feuerwehren. Insbesondere praxistaugliche und effiziente Brandbekämpfungstechniken und -taktiken für Gebäude in Holzbauweise, beispielsweise für Glimm- und Hohlraumbrände, werden benötigt. Letztere bieten ein besonders hohes Gefahrenpotential, wenn sie in der ersten Interventionsphase der Feuerwehr unentdeckt bleiben und sich weiter entwickeln können. Für die Weiterentwicklung der Taktik und Technik ist relevant, wie das Brandverhalten der Baustoffe und Bauteile unter diesen besonderen Verhältnissen zu bewerten ist, um dann die richtigen Mittel zur richtigen Zeit am richtigen Ort anwenden zu können.
In dieser Veröffentlichung wird die Branddynamik von unentdeckten Konstruktions- und Hohlraumbränden in Abhängigkeit verschiedener Bauarten untersucht. Ziel ist es, für unentdeckte Hohlraumbrände anfällige Bauteilaufbauten zu identifizierne und zu bewerten und ob besondere Maßnahmen von der Feuerwehr bei Bränden in Gebäuden mit diesen Bauteilaufbauten eingeleitet werden müssen. Für diese Untersuchung wurden Versuche in zwei unterschiedlichen Skalierungen durchgeführt. Im ersten Schritt wurden die relevanten Aufbauten durch Versuche im mittleren Maßstab mit 1 x 1 Meter - Probekörpern identifiziert und auf die besagten Fragestellungen hin untersucht. Im zweiten Schritt wurden die Ergebnisse mit ausgewählten Aufbauten im 2 x 2 Meter - Probekörperformat validiert.
Die Ergebnisse zeigen, dass - wie erwartet - Hohlraumbrände in Bauteilen mit Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen unter plausiblen Versuchsbedingungen hervorgerufen werden konnten, da diese zum Glimmen und Schwelen neigen. Zusätzlich wurde aber auch das Hohlraumbrandverhalten von OSB-Platten untersucht und festgestellt, dass diese durch ihr Wärmedämmverhalten nicht allein positiv zu bewerten sind, sondern dass sie ebenfalls zum verdeckten Glimmen gebracht werden konnten.

## 1. Einleitung

Der Klimawandel stellt das größte gesellschaftliche Problem unserer Zeit dar. Es gibt verschiedene Ansatzpunkte, um den Kohlenstoffdioxid-Ausstoß zu reduzieren. Die Bauindustrie bietet hierbei noch erhebliches Potenzial. Weltweit sind 38 % der CO2-Emissionen auf die Bauindustrie zurückzuführen [1]. Eine Möglichkeit zur Reduzierung dieser Emissionen besteht darin, von energieintensiven mineralischen Baustoffen auf nachhaltige Alternativen umzusteigen, die aus nachwachsenden Rohstoffen gewonnen

werden [2]. Der wichtigste unter diesen nachhaltigen Baustoffen ist Holz. Holz bindet Kohlenstoffdioxid während der Anbauphase und speichert dieses während der Nutzungsphase. In kleineren Gebäuden ist der Holzbau dabei sich weiter zu etablieren. Jeder 5. Wohnungsneubau wird in Holz gefertigt [3]. Ein zentrales Problem beim Einsatz von Holz als Baustoff in höheren Gebäuden ist, dass Holz und Holzwerkstoffe in aller Regel der Baustoffklassen B2 (normalentflammbar) zuzuordnen sind und ihre Anwendung durch bauordnungsrechtliche Beschränkungen begrenzt ist. Die maßgeblichen baurechtlichen Regeln sind die Bauordnungen und Richtlinien über brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile und Außenwandbekleidungen in Holzbauweise der Länder.
Allerdings ist die Brennbarkeit des Holzes nicht allein eine bauaufsichtliche Fragestellung. So wird diskutiert, ob sich durch einen vermehrten Einsatz von Holzkonstruktion zusätzliche Herausforderungen für die Feuerwehren ergeben und wie diese weiterhin beherrscht werden können [4]. Dies wird in dem BMBF geförderten Forschungsvorhaben HoBraTec bearbeitet [5]. Durch das Projekt wird eine Optimierung der Brandbekämpfungsmethoden und -techniken für Gebäude in moderner Holzbauweise angestrebt. Um diese Ziele zu erreichen, bedarf es eines besseren Verständnisses der zu erwartenden Branddynamik. Da in der Entwicklungsphase eines Brandes mobile Brandlasten aus der Nutzung des Gebäudes die Branddynamik dominieren, unterscheiden sich Gebäude in mineralischer Bauweise und Holzhäuser brandschutztechnisch anfänglich nicht. Wenn allerdings durch bauliche Schwachstellen oder voranschreitende Brandintensität der Brand ins Innere der Holzbauteile eindringen kann, beteiligen sich die immobilen Brandlasten der Konstruktion. Es ist zu klären, wie sich die Branddynamik unter diesen Randbedingungen beschreiben lässt, wie sich unterschiedlicher Baustoffe verhalten und wie sich Brände innerhalb Holzkonstruktionen ausbreiten.

## 2. Methode

Versuche am Normbrandofen

Zur Untersuchung der beschriebenen Fragestellungen wurden zunächst Probekörper im mittleren Maßstab (1 x 1 Meter) in den Normbrandofen der Hochschule Magdeburg-Stendal (Abbildung 1) eingebaut und einseitig einer definierten Brandbelastung ausgesetzt. Die Temperaturentwicklung im Inneren des Ofens und im Inneren der Bauteile wurde mittels Thermoelementen (Typ K) erfasst. Der Bauteilofen wird mittels Gasbrenner befeuert und ist über die Brennerleistung und den Offeninnendruck regelbar. Zum Einbau der Probekörper verfügt der Bauteilofen über zwei seitliche vertikale und eine obere horizontale Öffnung. Somit ist es möglich, verschiedene Kombinationen aus zwei Wand- und einem Deckenbauteil zu prüfen, wobei die nicht genutzten Öffnungen während des Versuchs mit massiven Blindbauteilen verschlossen werden. Die definierte Brandbelastung wurde über die Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) realisiert. Diese beschreibt die Standardbrandkurve der deutschen Normung, auf der die bauaufsichtlichen Anforderungen an Bauteile beruhen. Auf diese Weise ist ebenfalls eine Vergleichbarkeit zu einer hohen Anzahl von Zulassungsversuchen gegeben. Die Dauer der Prüfung wurde aus dem Wärmestromäquivalent realistischer Naturbrandkurven ermittelt und auf 30 Minuten festgelegt. Dies entspricht einem Raumbrand, welcher eine intensive Brandentwicklung und einen schnellen Übertritt in die Vollbrandphase aufweist, aber von der Feuerwehr rechtzeitig bekämpft wird. Die Probekörper dieser Versuchsreihe wurden in Holztafelbauweise konstruiert und variierten in Bezug auf den verwendeten Dämmstoff und die Bekleidungsschichten. Für die Bestimmung der Temperaturdifferenzen, welche während der einseitigen Beflammung innerhalb der Probekörper entstehen, wurden die Probekörper engmaschig mit Thermoelementen Typ K NiCr-Ni versehen. Diese lieferten mit einer Abtastrate von 5 Sekunden einen für die

Versuchsdauer feinen Temperaturverlauf. Nach der 30-minütigen Beflammung im Ofen wurden die Probekörper aus dem Brandofen entnommen und oberflächlich abgelöscht.

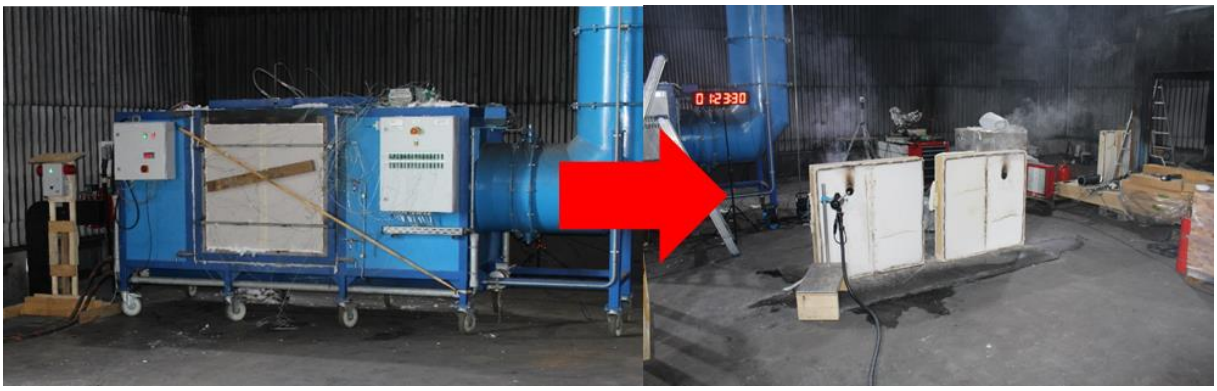


*Abbildung 1 Bauteilofen h² mit eingebauten Wandprobekörpern + Beobachtungsphase*

Anschließend begann die erste Beobachtungsphase, welche 1-2 Stunden andauerte. In dieser Zeit wurden die Probekörper visuell und weiterhin mittels Thermoelementen, Wärmebildkameras, einem Abgas- und Emissions-Analysator, Mehrgasmessgeräten der Feuerwehr und einer optischen Überwachungskamera beobachtet. Bei einem Großteil der Versuche durchliefen die Probekörper nach der ersten, auch die zweite Beobachtungsphase. Diese dauerte ca. 20 Stunden. Auf Grundlage dieses Versuchsaufbaus wurden Versuche mit insgesamt 38 Probekörpern durchgeführt. In diesem Beitrag wird eine Auswahl von Bauteilen vorgestellt.

Versuche am Brandcontainer

Die Versuche im Normbrandofen, welche im mittleren Maßstab durchgeführt wurden, wurden anschließend mit Versuchen in einem eigens entwickelten Brandcontainer validiert. Dafür wurde zum einen die Bauteilgröße angepasst, zum anderen wurde die Temperaturbeanspruchung statt durch Gas mit Holzkrippen realisiert. Der hierzu verwendete Versuchstand besteht aus einem handelsüblichen Seecontainer, welcher im Rahmen des Forschungsvorhabens umgebaut wurde. Dieser ermöglicht die Untersuchung eines zirka 2 × 2 Meter großen Wandbauteils und eines 2 × 1,76 Meter großen Deckenbauteils. Er besitzt eine Größe von 6 × 2,4 × 2,4 Meter und besitzt eine 5 cm dicke Isolierschicht. Eine 2 x 0,85 Meter große Türöffnung, dient sowohl als Abluft- und Zuluftöffnung als auch zum Sammeln von Rauchschichten im Deckenbereich, wie es bei Raumbränden üblich ist. Die Brandlast während der Versuche im Brandcontainer wird mit Holzkrippen mit Außenmaßen von 1 x 1 x 0,56 Meter realisiert. Diese Holzkrippenbestehen aus 168 Holzstäben mit einer Länge von einem Meter und einem quadratischen Querschnitt mit einer Kantenlänge von 40 Millimetern realisiert. Diese wurden in 14 Lagen mit 12 Stäben pro Lage mit wechselnder Ausrichtung angeordnet. Nach Zündung der Krippe mit N-Heptan und einer mindestens 30-minütigen Abbrandphase entspricht dies rechnerisch einer resultierenden Temperaturzeitkurve die näherungsweise äquivalent zu der bei den Ofenversuchen angesetzten Brandbelastung anzusehen ist. Die Temperaturen im Brandraum wurden mit Manteltherm oelementen an verschiedenen Positionen gemessen. Die Temperatur in den Bauteilen wurden mit bis zu 120 Thermoelemente in den Probekörpern ermittelt. Zusätzlich kamen außer handgehaltenen Wärmebildkameras und Mehrgasmessgeräten wiederum hochauflösende Wärmebildkameras zum Einsatz, mit denen auch geringe Temperaturunterschiede an den Bauteiloberflächen ermittelt werden konnten. Nach der 30-minütigen Brandphase wurden die Brände von Einsatzkräften der Feuerwehr gelöscht und der Raum gelüftet.

*Abbildung 2 Brandcontainer HOBRATEC + Innenraum mit Holzkrippe*

Es schloss sich eine Detektionsphase mit Wärmebildkameras und Gasmessgeräten zur Lokalisierung der Schwelbrände an. Dabei standen den Einsatzkräften lediglich handgehaltene Messgeräte zur Verfügung. Offensichtliche Brände wurden direkt gelöscht. Insgesamt wurden 4 Brandversuche mit unterschiedlichen Probekörpern durchgeführt. 2 der 4 durchgeführten Containerversuche dienen der Validierung der durchgeführten Versuche am Normbrandofen und sollen die Branddynamik eines unentdeckten Schwelbrands zeigen. Aus diesem Grund wurde auf eine Löschintervention nach der Brandbeaufschlagung verzichtet und eine bis zu 20 Stunden andauernde Beobachtungsphase angeschlossen. Die Auswertung dieser zwei Versuche ist Bestandteil dieses Beitrags.

Untersuchte Probekörper

In der vorliegenden Arbeit werden vier verschiedene Wandaufbauten im Normbrandofen betrachtet. Zwei dieser Versuche wurden zusätzlich im Brandcontainer untersucht, um den Einfluss der Bauteilgröße und die unterschiedliche Brandlast zu bewerten. Alle verwendeten Aufbauten verfügten, wie im Holzrahmen/Holztafelbau üblich, über eine Zentralkonstruktion aus Vollholz, deren Abmaße in Abbildung 4 und Abbildung 5 hinterlegt sind. Die verschiedenen Bauteilschichten und verwendeten Baustoffe sind der Tabelle 1 in Kombination mit Abbildung 3 zu entnehmen. Zur besseren Übersicht werden die Positionen von beispielsweise Thermoelementen ebenfalls nach Abbildung 3 benannt. Aus der benannten Abbildung wird ebenso deutlich, dass die Probekörper schnittsymmetrisch aufgebaut sind. Es handelt sich dabei um realistische Aufbauten, die in unterschiedlicher Funktion im mehrgeschossigen Holzbau eingesetzt werden können. Um eine realistische thermische Überbrückung der Bekleidungslagen in das Hauptgefach zu gewährleisten, wurden in die Bekleidungslagen vor dem Dämmstoff kreisförmige Löcher mit einem Durchmesser von 68 Millimetern eingebracht. Diese Löcher wurden jeweils in ein Gefach im oberen Bereich des Probekörpers mit 150 Millimeter Abstand zu Rähm und Ständer positioniert und sollen die Schwächung durch eine Hohlwanddose für Steckdosen oder Lichtschalter darstellen. Dies wurde bei allen Probekörpern bis auf den des ersten CON-Versuchs so ausgeführt. Die Gründe hierfür werden im Laufe des Beitrags erläutert.

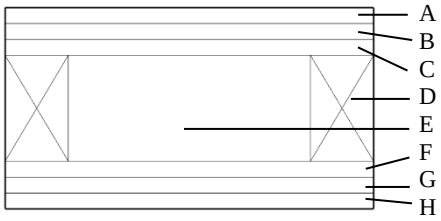



*Abbildung 3 Baustoffschichten -Bezug-*

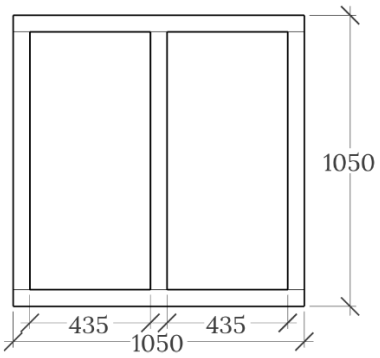



*Abbildung 5 Aufbau Rahmen NBO*

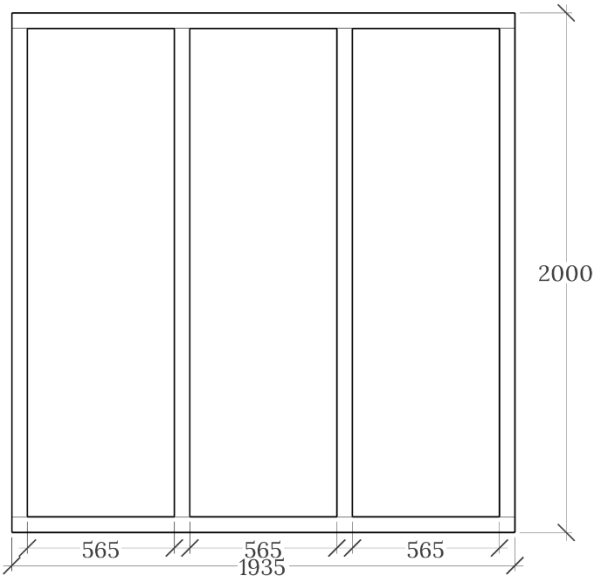



*Abbildung 4 Aufbau Rahmen Brandcontainer HOBRATEC*

*Tabelle 1 Probekörper: Bezeichnung, Aufbau und Zuordnung*

| **Bezeichnung** | **1** | **2** | **3** | **4** |
|---|---|---|---|---|
| **Schicht A [mm]** | - | - | - | GKF 18 |
| **Schicht B [mm]** | - | GKF 18 | GKF 18 | GKF 18 |
| **Schicht C [mm]** | GKF 18 | GKF 18 | OSB 15 | OSB 15 |
| **Schicht D [mm]** | KVH 60 x 100 | KVH 60 x 100 | KVH 60 x 100 | KVH 60 x 100 |
| **Schicht E [mm]** | HF-DS 100 | HF-DS 100 | SW-DS 100 | HF-DS 100 |
| **Schicht F [mm]** | GKF 18 | GKF 18 | OSB 15 | OSB 15 |
| **Schicht G [mm]** | - | GKF 18 | GKF 18 | GKF 18 |
| **Schicht H [mm]** | - | - | - | GKF 18 |
| **NBO** | X | X | X | X |
| **CON** | X | - | X | - |

NBO: Normbrandofen der Hochschule Magdeburg-Stendal
CON: Brandcontainer HOBRATEC
GKF: Gipsplatte Typ GKF nach DIN 18180 in Verbindung mit DIN EN 520
KVH: Konstruktionsvollholz nach DIN 4074 (Fichte, Tanne)
HF-DS: Holzfaserdämmstoff STEICOflex 036 nach DIN EN 13171
SW-DS: Steinwolldämmstoff Rockwool Sonorock nach DIN EN 13162
OSB: Grobspanplatt (OSB) Klasse 3 nach DIN EN 13986

## 3. Ergebnisse

In Tabelle 2 sind Versuchsergebnisse in Form von Wärmebildaufnahmen dargestellt. Gezeigt werden die Temperaturen der Probekörperoberflächen auf der brandzugewandten Seite der Bauteile aus den NBO-Versuchen zu verschiedenen Zeitpunkten. Da aus technischen Gründen keine perspektivisch lesbaren Wärmebildaufnahmen von der brandzugewandten Seite möglichwaren werden den Bildern der NBO-Versuchen, Aufnahmen der brandabgewandten Seite der CON-Versuche gegenübergestellt. Die Temperaturskala ist neben den Ergebnissen abgebildet.

*Tabelle 2 Wärmebildaufnahmen Probekörper NBO/CON*

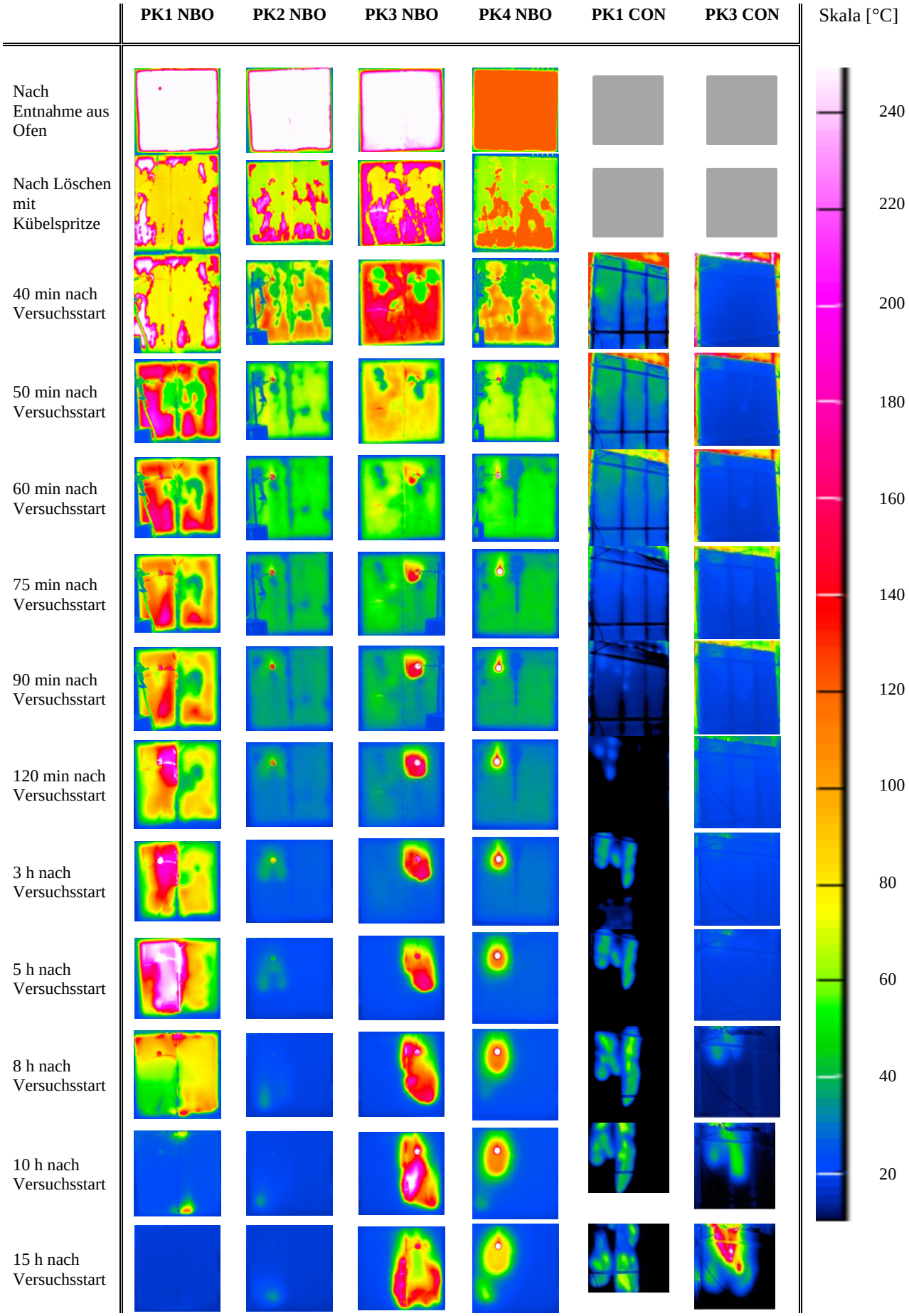


Abbildung 6 zeigt die geöffneten Probekörper der NBO- und CON-Versuche. Es ist zu erwähnen, dass die Zeitpunkte der Bildaufnahmen nicht mit den Endzeitpunkten der in Tabelle 2 und Abbildung 7 dargestellten Daten übereinstimmen, sondern später aufgenommen wurden. Sie dienen der Bewertung des Schadensausmaßes.

Die Temperaturverläufe auf der brandabgewandten Seite des Dämmstoffes sind bis 15 Stunden nach Versuchsbeginn in Abbildung 7 aufgeführt. Es wurden die Temperaturen auf den brandabgewandten Seiten des Dämmstoffes zum Vergleich untereinander gewählt, da sich dort die Entwicklung der Branddynamik zwar verzögert auswirkt, aber eine Beschädigung der Thermoelemente und größere Messfehler deutlich wahrscheinlicher ausgeschlossen werden können. Dazu kommt, dass die Temperaturen auf den brandzugewandten Seiten des Dämmstoffes der NBO-Versuche aus Kapazitätsgründen nicht mit aufgezeichnet werden konnten. Die Legenden der Diagramme in Abbildung 7 trennen die dargestellten Temperaturkurven in die verschiedenen Gefache.

## 4. Auswertung

Probekörper 1

Aus den Ergebnissen wird deutlich, dass die einlagige Brandschutzbekleidung des Probekörpers nicht ausreicht, um einen Hohlraumbrand im Holzfaserdämmstoff unter der gewählten Brandbelastung zu verhindern. Bereits nach dem NBO-Versuch wurde deutlich, dass eine Schwächung der Brandschutzbekleidung nicht notwendig gewesen wäre, um den Dämmstoff zu entzünden. In Tabelle 2 Spalte 1 ist zu erkennen, dass sich im Vergleich zu den anderen Bauteilen hohe Temperaturen in beiden Gefachen über einen Zeitraum von über drei Stunden recht konstant halten. Dies wird hier als ein sicheres Indiz für Schwelprozesse interpretiert. Die Temperaturkurven aus Abbildung 7 stützen diese Annahme. Es ist zu erkennen, dass die Temperaturen in beiden Gefachen über eine längere Zeit konstant sind oder steigen und es dann zu einer schlagartigen Temperaturerhöhung kommt. Dabei ist zu erkennen, dass dies erst im beschädigten und dann unbeschädigten Gefach, mit einer Zeitdifferenz von ca. 2 Stunden geschieht.

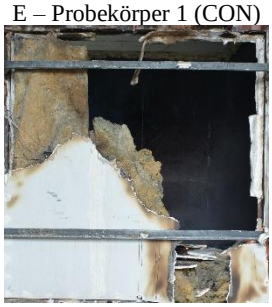
A – Probekörper 1 (NBO)

B – Probekörper 2 (NBO)

E – Probekörper 1 (CON)

C – Probekörper 3 (NBO)

D – Probekörper 4 (NBO)



F – Probekörper 3 (CON)

*Abbildung 6 Probekörper nach Versuchsende*

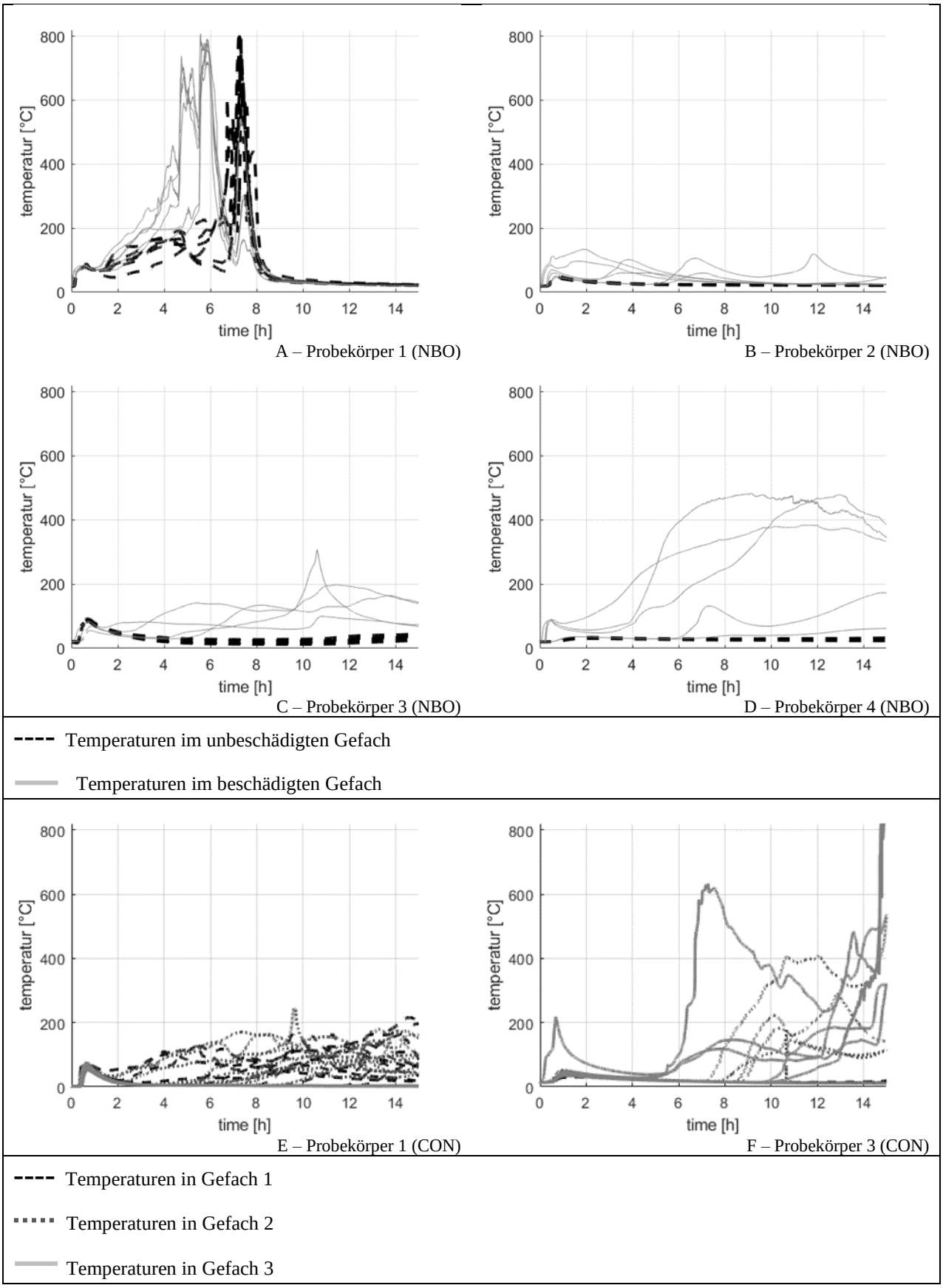



*Abbildung 7 Temperaturverläufe auf Dämmstoff (brandabgewandt)*

Da mit den CON-Versuchen die Ergebnisse aus der ersten Untersuchungsstufe überprüft werden sollten, wurde bei beim ersten CON-Versuch auf eine Schwächung der brandzugewandten Brandschutzbekleidung verzichtet. Die Ergebnisse des ersten CON-Versuchs können die Hypothese bestätigen. Sowohl die Wärmebildaufnahmen aus Tabelle 2 Spalte 5, als auch die Temperaturverläufe zeigen eindeutig, dass die Temperaturbeaufschlagung durch das Brandereignis ausreicht, um den Dämmstoff zu entzünden und Schwelprozesse zu induzieren. Im Schadensbild der Abbildung 6 ist außerdem zu erkennen, dass das Gefach 1, welches am weitesten entfernt von der Ventilationsöffnung lag, noch beinahe unversehrt ist. Dies ist ein Zeichen für ein unregelmäßiges Temperaturfeld im Versuchstand. Dies ist aber bei Versuchen dieses Maßstabs nicht zu verhindern.

Probekörper 2

Aus den Ergebnissen des NBO-Versuchs mit Probekörper 2 wird ersichtlich, dass eine zusätzliche Schicht Brandschutzbekleidung auch bei Überbrückung dieser einen positiven Effekt auf die Branddynamik des induzierten Hohlraumbrandes hat. Die Wärmebildaufnahmen aus Tabelle 2 zeigen zwar einen im Gefach wandernden Schwelprozess, es wird allerdings auch deutlich, dass dies mit einer geringen Brandausbreitungsgeschwindigkeit passiert und das sich dieser nur auf das betroffene Gefach begrenzt. Allerdings kann dies aufgrund einer schlechteren Detektierbarkeit mittels Wärmebildkamera für die Feuerwehr auch ein größeres brandschutztechnisches Risiko bedeuten.

Probekörper 3

Der Probekörper 3 enthielt als einziger Aufbau keinen brennbaren Dämmstoff, sondern lediglich nichtbrennbare Steinwolle und eine OSB-Platte zwischen Gipsbekleidung und Hauptgefach. Die Ergebnisse zeigen, dass die direkte Brandeinwirkung auf die OSB-Platte durch eine Schwächung der Bekleidung (inkl. OSB-Platte) Schwelbrände an und in ebendieser hervorrufen können. Bei Betrachtung der Wärmebildaufnahmen aus Tabelle 2 Spalte 3 und 6 kann man erkennen, dass sich Schwelbrände innerhalb der betrachteten Konstruktion durch die baulich geschaffene Gefachtrennung nicht aufhalten oder verzögern lassen. Dies ist als deutlicher Unterschied zu den anderen bisher betrachteten Aufbauten zu nennen. Aus den Ergebnissen sind wichtige Erkenntnisse für die Einsatztaktik der Feuerwehren abzuleiten, denn auch wenn nach oder während eines Brandereignisses festgestellt wird, dass im gesamten Gebäude mit nichtbrennbarer Dämmung gearbeitet wurden, liegt es trotzdem im Bereich des Möglichen, dass sich verdeckte Hohlraumbrände entwickeln und ausbreiten.

Probekörper 4

Die Ergebnisse des NBO-Versuchs mit Probekörper 4 können als eine Art Kombination der bereits gewonnen Erkenntnisse angesehen werden. In dem Diagramm der Abbildung 7 und den Wärmebildaufnahmen der Tabelle 2 Spalte 4 ist ein ähnliches Brandausbreitungsverhalten wie bei Probekörper 2 zu erkennen. Es ähnelt sich vor allem die Geschwindigkeit der Brandausbreitung. Die Intensität ist allerdings deutlich höher, was mit der Erhöhung der Brandlast durch die zusätzliche OSB-Platte zu erklären ist. Die OSB-Platte beeinflusst zusätzlich die Branddynamik, in dem sie die Ausbreitung auf das nebenliegende Gefach analog zu der bei Probekörper 3 beschriebenen Ausbreitungsdynamik beschleunigt. Dies wird bei der Betrachtung des Schadensbildes in Abbildung 6. Hier wird ersichtlich, dass sich der Brand bei Versuchsende kurz vor dem Übergang in das unbeschädigte Gefach befand.

## 5. Zusammenfassung der Erkenntnisse und Ausblick

Die Auswertung der beschriebenen Versuche liefert wichtige Erkenntnisse bezüglich des Brandschutzes im modernen Holzbau. Es zeigte sich, dass bei Beaufschlagung eines Wandbauteils mit einer kurzen, aber intensiven Raumbrandbelastung eine einlagige Brandschutzbekleidung von 18 Millimeter Dicke nicht ausreichend ist, um einen Hohlraumbrand in Holzfaserdämmung zu verhindern. Es wurde außerdem beobachtete, dass eine zusätzliche Schicht Brandschutzbekleidung die Branddynamik durch eine Verlangsamung der Schwelfrontausbreitung positiv beeinflusst. Dies könnte jedoch ein erhöhtes Risiko für die Feuerwehr darstellen, da durch die niedrigeren Temperaturen der Brand zumindest mit dem Einsatz von Wärmebildkameras schwerer zu detektieren ist. In Bauteilen ohne brennbaren Dämmstoff, konnte eine Brandausbreitung über die Gefache hinweg über eine OSB-Platte festgestellt werden. Dies stellt eine wichtige Erkenntnis für Taktiken von Feuerwehren dar, da sich Hohlraumbrände auch in Gebäuden mit nichtbrennbarer Dämmung innerhalb von Konstruktionen entwickeln können. Diese Erkenntnisse bieten wichtige Informationen für die Entwicklung effektiver Brandschutzmaßnahmen und Einsatzstrategien für die Feuerwehr. Die Ergebnisse zeigen, dass sowohl an Fehlstellen wie Steckdosen und Lichtschaltern, als auch durch die Brandschutzbekleidung hindurch, Holraumbrände entstehen können. Außerdem können sich diese unbemerkt ausbreiten und weitere Gefache entzünden. Aus diesem Grund sollten weitere Arbeiten die Detektion und Brandbekämpfung von Hohlraumbränden forcieren, um die Einsatzkräfte auf die neuen Herausforderungen vorzubereiten.

## Fördernachweis

Die Projektergebnisse stammen aus dem vom Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) über den Projektträger VDI Technologiezentrum GmbH (VDI TZ) geförderten Vorhaben HOBRATEC (FKZ 13N15746, 13N15747 und 13N15748).

## Literatur

[1] United Nations Environment Programme (2020), „2020 Global Status Report for Buildings and Construction: Towards a Zero-emission, Efficient and Resilient Buildings and Construction Sector," Nairobi, 2020.

[2] A. Hafner, S. Rüter, S. Ebert, S. Schäfer, H. König, L. Cristofaro, S. Diederichs, M. Kleinhenz und M. Krechel, „Treibhausgasbilanzierung von Holzgebäuden – Umsetzung neuer Anforderungen an Ökobilanzen und Ermittlung empirischer Substitutionsfaktoren (THG-Holzbau)," Forschungsprojekt: 28W-B-3-054-01 Waldklimafonds. BMEL/BMUB. ISBN: 978-3-00-055101-7, 2017.

[3] Holzbau Deutschland – Bund Deutscher Zimmer meister im Zentralverband des Deutschen Baugewerbes e. V., „Lagebericht 2023," 2023.

[4] T. Engel, S. Brunkhorst, F. Steeger, D. Butscher, C. Kurzer, N. Werther, S. Winter, J. Zehfuß, B. Kampmeier und M. Neske, „Schlussbericht zum Verbundvorhaben TIMpuls - Brandschutztechnische Grundlagenuntersuchung zur Fortschreibung bauaufsichtlicher Regelungen im Hinblick auf eine erweiterte Anwendung des Holzbaus," Fachagentur Nachwachsende Rohstoffe, Gülzow-Prüzen, 2022.

[5] A. Wellisch, D. Butscher, B. Kampmeier, P. Sudhoff, K. Klein, J. Lange, S. Koch und M. Neske, „Optimierung der Brandbekämpfungsmethoden und -techniken für Gebäude in moderner Holzbauweise: Das Projekt HoBraTec," in *vfdb-Jahresfachtagung Tagungsband*, 2022.

# Entwicklungen des mehrgeschossigen Bauens in Holzbauweise

Felix Steeger

Hochschule Magdeburg-Stendal
Fachbereich Wasser, Umwelt, Bau und Sicherheit
Breitscheidstraße 2, 39114 Magdeburg

**Kurzfassung**
Der Notwendigkeit folgend, die auf der Erde vorhandenen Ressourcen in Zukunft nachhaltiger zu nutzen, wird das Bauen mit Holz stetig relevanter. Holz ist aufgrund seiner physikalischen Eigenschaften der wichtigste nachwachsende Rohstoff der Zukunft und kann sowohl für die Ressourcenversorgung als auch die notwendige Dekarbonisierung der Atmosphäre einen wesentlichen Beitrag leisten. Dieser Beitrag präsentiert die Entwicklungen der bauordnungsrechtlichen Regelungen des mehrgeschossigen Holzbaus bis zur Hochhausgrenze sowie Inhalte und Ergebnisse des Forschungsvorhabens TIMpuls, welches das Ziel hatte, die Fortschreibung bauaufsichtlicher Regelungen auf Grundlage experimenteller und numerische Untersuchungen zu fördern.

## 1. Situation der bauordnungsrechtlichen Anforderungen für den mehrgeschossigen Holzbau in Deutschland

Mit der Änderung der Musterbauordnung (MBO) im Jahre 2002 erfolgte die Einführung von Gebäudeklassen. Für die neue Gebäudeklasse (GK) 4, Gebäude mit einer Höhe bis zu 13 m und Nutzungseinheiten mit jeweils nicht mehr als 400 m², wurden erstmalig hochfeuerhemmende Bauteile gefordert, deren tragende und aussteifenden Teile aus brennbaren Baustoffen bestehen und die allseitig eine brandschutztechnisch wirksame Bekleidung aus nichtbrennbaren Baustoffen (Brandschutzbekleidung) und Dämmstoffe aus nichtbrennbaren Baustoffen haben. Diese Erleichterung sollten die konstruktive Holzverwendung für Gebäude mit bis zu fünf Geschossen öffnen [1] und basieren auf einem mehrstufigen Forschungsvorhaben [2], in welchem nachgewiesen wurde, dass das Brandrisiko nicht höher ist als bei einer nichtbrennbaren Stahlbeton- oder Mauerwerksbauweise. Die Anforderungen der MBO wurden 2004 mit der Technischen Baubestimmung Muster-Richtlinie für brandschutztechnische Anforderungen an hochfeuerhemmende Bauteile in Holzbauweise (M-HFHHolzR) [3] konkretisiert. Es wurde unter Anderem gefordert, dass die allseitige Bekleidung die Holzbauteile mindestens 60 Minuten lang vor einer Entzündung schützt und als $K_2$60 nach DIN EN 13501-2 [4] klassifiziert ist. Die Öffnung der MBO und Einführung dieser Holzbaurichtlinie resultierte in eine stetig wachsende Anzahl mehrgeschossiger Gebäude in Holzbauweise [5].

Seit der Änderung der MBO durch Beschluss der Bauministerkonferenz vom 27.09.2019 [6] wird grundsätzlich die Möglichkeit eröffnet, dass feuerbeständige oder hochfeuerhemmende Bauteile „Abweichend… aus brennbaren Baustoffen zulässig [sein können], sofern sie den Technischen Baubestimmungen nach § 85a entsprechen.“. Zudem sind „Abweichend von [der Forderung schwerentflammbarer Außenwandbekleidungen] hinterlüftete Außenwandbekleidungen, die den Technischen Baubestimmungen nach § 85a entsprechen, mit Ausnahme der Dämmstoffe, aus normalentflammbaren Baustoffen zulässig.“.
Die hierfür relevante, technische Baubestimmung ist die Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile und Außenwandbekleidungen in Holzbauweise (MHolzBauRL) [7]. Sie wird in der Muster-Verwaltungsvorschrift Technische

Baubestimmungen (MVV TB) seit Ausgabe 2020/2 [8] als technische Baubestimmung geführt und ersetzt somit die M-HFHHolzR.

In Die Anforderungen der M-HFHHolzR an hochfeuerhemmende Bauteile aus Holztafel- und Holzrahmenbauweisen für die GK 4 wurden im Wesentlichen übernommen (Tabelle 1, Spalte 1). Die Hohlräume dieser Bauteile müssen mit nichtbrennbaren Dämmstoffen vollständig ausgefüllt sein, welche einen Schmelzpunkt ≥ 1.000°C entsprechend DIN 4102-17 [9] aufweisen. Die Bauteile müssen allseitig mit einer brandschutztechnisch wirksamen Bekleidung versehen werden, welche den Entzündungsschutz des Holzes über eine definierte Dauer gewährleistet. Als Bekleidung erfüllen Gipsplatten des Typs GKF (Gipskarton-Feuerschutzplatten) nach DIN 18180 [10] in Verbindung mit DIN EN 520 [11] bzw. GF (Gipsfaserplatten) mit einer Mindestrohdichte von 1.000 kg/m³ nach europäisch technischer Bewertung mit den benannten Dicken die Anforderung.
Entsprechend der MHolzBauRL gilt die Anforderung an den Entzündungsschutz über 60 Minuten als erfüllt, wenn eine zweilagige Brandschutzbekleidung aus 2 x 18 mm dicken Platten ausgeführt wird. Zur Befestigung der Brandschutzbekleidungen sind die Verbindungsmittel und -abstände entsprechend einer Tabelle der MHolzBauRL zu wählen. Die Befestigung der Brandschutzbekleidung hat in die Holzkonstruktion (Tragkonstruktion oder zusätzliche Holzunterkonstruktion) zu erfolgen.

Die MHolzBauRL eröffnet außerdem den Anwendungsbereich für Massivholzbauweisen (Tabelle 1, Spalten 2 und 3). Diese können in Standardgebäuden der GK 4 und 5 als feuerwiderstandsfähige Bauteile verwendet werden, sofern in den Gebäuden lediglich Nutzungseinheiten geplant sind, die jeweils eine maximale Größe von 200 m² aufweisen. Die brennbaren Bauteiloberflächen von Wänden und Decken müssen mit einer brandschutztechnisch wirksamen Bekleidung aus nichtbrennbaren Baustoffen versehen werden, um eine Entzündung der brennbaren Bauteiloberflächen während eines Zeitraums von mindestens 30 Minuten zu verhindern. Eine mindestens 18 mm dicke GF oder GKF gilt hierbei als ausreichend. Abweichend hiervon sind je Raum der Nutzungseinheit entweder die Decke oder maximal 25% aller Wände mit brennbaren Bauteiloberflächen zulässig.
Die Erleichterungen hinsichtlich des Entzündungsschutzes sind möglich, da bei massiven Holzbauteilen die Gefahr von Hohlraumbränden nicht besteht. In der Massivholzbauweise im Sinne der MHolzBauRL können auch (Hybrid-)Bauteile wie Holz-Beton-Verbunddecken verwendet werden. Ein Standardgebäude ist entsprechend der MHolzBauRL ein Gebäude, das keine Anlagen oder Räume besonderer Art oder Nutzung nach § 2 Abs. 4 MBO enthält.

Tabelle 1 werden die Anforderungen an Holzbauweisen entsprechend der MHolzBauRL zusammengefasst.
Die Anforderungen der M-HFHHolzR an hochfeuerhemmende Bauteile aus Holztafel- und Holzrahmenbauweisen für die GK 4 wurden im Wesentlichen übernommen (Tabelle 1, Spalte 1). Die Hohlräume dieser Bauteile müssen mit nichtbrennbaren Dämmstoffen vollständig ausgefüllt sein, welche einen Schmelzpunkt ≥ 1.000°C entsprechend DIN 4102-17 [9] aufweisen. Die Bauteile müssen allseitig mit einer brandschutztechnisch wirksamen Bekleidung versehen werden, welche den Entzündungsschutz des Holzes über eine definierte Dauer gewährleistet. Als Bekleidung erfüllen Gipsplatten des Typs GKF (Gipskarton-Feuerschutzplatten) nach DIN 18180 [10] in Verbindung mit DIN EN 520 [11] bzw. GF (Gipsfaserplatten) mit einer Mindestrohdichte von 1.000 kg/m³ nach europäisch technischer Bewertung mit den benannten Dicken die Anforderung.
Entsprechend der MHolzBauRL gilt die Anforderung an den Entzündungsschutz über 60 Minuten als erfüllt, wenn eine zweilagige Brandschutzbekleidung aus 2 x 18 mm dicken Platten ausgeführt wird. Zur Befestigung der Brandschutzbekleidungen sind die Verbindungsmittel und -abstände entsprechend einer Tabelle der MHolzBauRL zu wählen. Die Befestigung der Brandschutzbekleidung hat in die Holzkonstruktion (Tragkonstruktion oder zusätzliche Holzunterkonstruktion) zu erfolgen.

Die MHolzBauRL eröffnet außerdem den Anwendungsbereich für Massivholzbauweisen (Tabelle 1, Spalten 2 und 3). Diese können in Standardgebäuden der GK 4 und 5 als feuerwiderstandsfähige Bauteile verwendet werden, sofern in den Gebäuden lediglich Nutzungseinheiten geplant sind, die jeweils eine maximale Größe von 200 m² aufweisen. Die brennbaren Bauteiloberflächen von Wänden und Decken müssen mit einer brandschutztechnisch wirksamen Bekleidung aus nichtbrennbaren Baustoffen versehen werden, um eine Entzündung der brennbaren Bauteiloberflächen während eines Zeitraums von mindestens 30 Minuten zu verhindern. Eine mindestens 18 mm dicke GF oder GKF gilt hierbei als ausreichend. Abweichend hiervon sind je Raum der Nutzungseinheit entweder die Decke oder maximal 25% aller Wände mit brennbaren Bauteiloberflächen zulässig.
Die Erleichterungen hinsichtlich des Entzündungsschutzes sind möglich, da bei massiven Holzbauteilen die Gefahr von Hohlraumbränden nicht besteht. In der Massivholzbauweise im Sinne der MHolzBauRL können auch (Hybrid-)Bauteile wie Holz-Beton-Verbunddecken verwendet werden. Ein Standardgebäude ist entsprechend der MHolzBauRL ein Gebäude, das keine Anlagen oder Räume besonderer Art oder Nutzung nach § 2 Abs. 4 MBO enthält.

Tabelle 1: Anforderungen an Holzbauweisen für Gebäude der Gebäudeklassen 4 und 5, entsprechend der MHolzBauRL [7]

| | (1) | (2) | (3) |
|---|---|---|---|
| Holzbauweise nach MHolzBauRL | Holztafel- und Holzrahmenbauweise | Massivholzbauweise | |
| zulässig in Gebäudeklasse (GK) | 4 | 4 | 5 |
| Feuerwiderstandsdauer der Bauteile | 60 min | 60 min | 90 min |
| Dauer des Entzündungsschutzes | 60 min | 30 min | |
| Brandschutzbekleidung* | 2 x 18 mm | 1 x 18 mm | |
| Brandverhalten Gefachdämmstoffe | nichtbrennbar | - | |
| max. Nutzungseinheitengröße | 400 m² | 200 m² | |
| zulässiger Anteil brennbarer (unbekleideter) Raumoberflächen | 0 % | Deckenunterseite oder 25 % der Raumwände | |
| Brandverhalten Gefachdämmstoffe | nichtbrennbar | - | |
| Abschnitt der MHolzBauRL | 4 | 5 | |

* Gipsplatten des Typs GKF nach DIN 18180 in Verbindung mit DIN EN 520 bzw. Gipsfaserplatten mit einer Mindestrohdichte von 1.000 kg/m³ nach europäisch technischer Bewertung

Die Anforderungen der MHolzBauRL wurde bereits in allen Bundesländern verbindlich als technische Baubestimmung bekanntgemacht.

## 2. Brandschutztechnische Grundlagenuntersuchungen zur Fortschreibung bauaufsichtlicher Regelungen in TIMpuls

Im Verbundforschungsvorhaben TIMpuls [12] der Technischen Universität München, Technischen Universität Braunschweig, Hochschule Magdeburg-Stendal und des Instituts für Brand- und Katastrophenschutz Heyrothsberge wurde ein wissenschaftlich begründeter Nachweis erarbeitet, mit dem die unbedenkliche Verwendbarkeit tragender und raumabschließender Holzbaukonstruktionen in mehrgeschossigen Gebäuden bis zur Hochhausgrenze gezeigt wurde. Einhergehend mit dem erweiterten Einsatz der Holzbauweise ist relevant, dass durch die zusätzliche Brandlast aus der tragenden und aussteifenden Gebäudestruktur das bauaufsichtlich geforderte Sicherheitsniveau im Hinblick auf den Brandschutz nicht bzw. allenfalls nur auf ein gesellschaftlich akzeptierbares Niveau gesenkt wird. Eine Form des Nachweises kann über die Gleichwertigkeit der Holzbauweise gegenüber den konventionellen, nicht brennbaren Bauweisen erbracht werden. Hierbei wurden unterschiedliche Aspekte und Lösungswege verfolgt, wie der Nachweis über eine Naturbrandbemessung, das Selbstverlöschen von Bauteilen, die brandschutztechnische Bekleidung „Kapselung“ der Bauteile und die Bewertung der Leistungsfähigkeit der abwehrenden und anlagentechnischen Maßnahmen. Innerhalb der themenbezogenen Risikobetrachtung wurden so alle beeinflussenden Parameter des vorbeugenden und abwehrenden Brandschutzes berücksichtigt und ganzheitliche Maßnahmen für sichere mehrgeschossige Konstruktionen in Holzbauweise erarbeitet.

Gegenüber den GK 1 bis 4 sind in der GK 5 längere vertikale Rettungswege zu berücksichtigen sowie insgesamt mehr zu evakuierende Nutzer zu erwarten. Daher sind in der GK 5 im Allgemeinen Bauteile mit einer Feuerwiderstandsfähigkeit über 90 Minuten (ETK) gefordert. Eine logische Schlussfolgerung für den Holztafelbau in der GK 5 wäre, den Entzündungsschutz durch die Anordnung einer weiteren, dritten Lage Gipsplatten auf 90 Minuten zu erhöhen. Erfahrungsgemäß bedingen zweilagige Brandschutzbekleidungen bereits hohe Aufwendungen für Material- und Arbeitskosten und reduzieren somit die

Konkurrenzfähigkeit und Akzeptanz mehrgeschossiger Holzbauweisen gegenüber Bauweisen aus nichtbrennbaren Baustoffen.
Es ist bauordnungsrechtlich zulässig, einen Bauteilnachweis nicht auf Basis der Feuerwiderstandsdauer infolge der ETK, sondern für eine Naturbrandkurve zu führen. Naturbrandkurven verlaufen nicht über einen definierten Zeitraum von 60 Minuten oder 90 Minuten. Sie umfassen den vollständigen Brandverlauf mit Brandentwicklungs-, Vollbrand- und Abklingphase und werden im Einzelfall in Abhängigkeit der bereits erläuterten Einflüsse bestimmt. Damit ist eine realitätsnähere Bewertung der entstehenden Temperaturen sowie des Tragverhaltens von Bauteilen und Konstruktionen im Brandfall möglich. Der Nachweis ist durch eine eingeführte technische Baubestimmung (A 1.2.1.2 in [13]) definiert und wird im Nationalen Anhang von DIN EN 1991-1-2 [14] beschrieben. Der Brandverlauf einer Naturbrandkurve im Vergleich zur ETK ist in Abbildung 1 dargestellt.

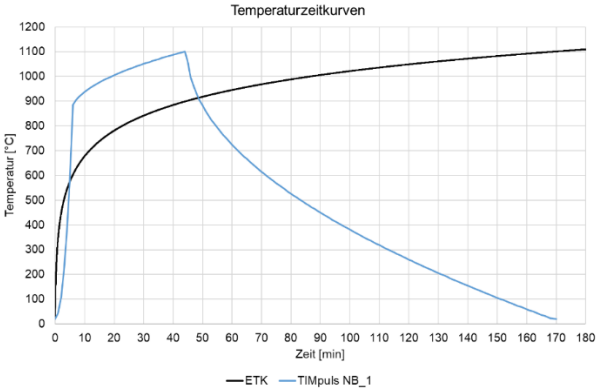



Abb. 1 Verlauf der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) und der Naturbrandkurve „TIMpuls NB_1“ aus [12]

In TIMpuls wurde die thermische Schutzwirkung verschiedener Brandschutzbekleidungen unter ETK- und Naturbrandbeanspruchung im Kleinprüfstand nach DIN 4102-8 [15], als auch im Großbrandofen untersucht. Der Versuchsaufbau im Kleinprüfstand nach DIN 4102-8 mit 500 mm x 500 mm großen Probekörpern ist in Abbildung 2 dargestellt.

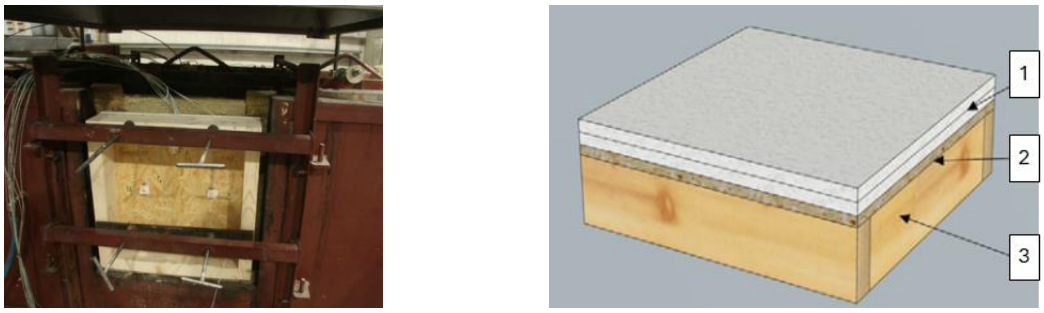



Abb. 2 Versuchsaufbau unbeflammte Seite (links) und Darstellung des Probekörpers mit 1:Brandschutzbekleidung, 2:Trägerplatten und 3:Holzrahmen (rechts) [12]

Es wurde festgestellt, dass die Holzwerkstoffplatte unterhalb der Brandschutzbekleidungen aus 2 x 18 mm dicken GKF, bzw. 2 x 18 mm GF sowohl bei 90-minütiger ETK als auch der repräsentativen Naturbrandkurve „TIMpuls NB_1“ zum Teil verfärben und verkohlen, aber fortlaufende Hohlraumbrände vermieden wurden, siehe Abbildung 3. Die ausführlichen Untersuchungsergebnisse sind im Abschnitt 3.1.2.3 des Abschlussberichtes [12] veröffentlicht.

2 x 18 mm Typ DF
nach 90 min ETK
$T_{max}$ = 250 °C, ø T = 225 °C

2 x 18 mm Typ DF
nach Naturbrand_1
$T_{max}$ = 250 °C, ø T = 240 °C

Abb. 3 Vergleich der thermischen Verfärbung unterhalb 2 x 18 mm dicke Typ DF (nach DIN EN 520) bei Brandbeanspruchung gemäß ETK sowie Naturbrand_1 [12]

Diese Ergebnisse wurden in Großbrandversuchen in einem Deckenbrandhaus bestätigt. Der Brandofen mit einer Grundfläche von 4 x 4 m², besteht aus vier 1,5 m hohen Massivbauwänden, welche um einen Aufbau aus vier 1,5 m hohen Holztafel- bzw. Massivholzwänden und einer Decke (4,2 x 4,3 m²) in Massivholzbauweise erweitert wurde. In Abbildung 4 ist ein solcher Aufbau und ein Querschnitt durch den Versuchsaufbau dargestellt.

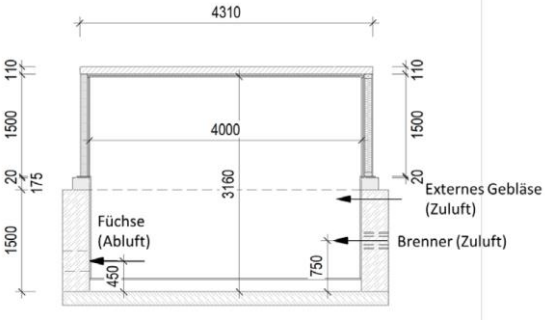



Abb. 4 Ansicht (links) und Querschnitt des Versuchsaufbaus mit Darstellung der Ventilationsbedingungen (rechts) [12]

In Abbildung 5 sind die Ergebnisse der Wandbauteile mit einer Bekleidung aus 2 x 18 mm dicken GF in den Versuchen V01 (ETK) und V02 („Naturbrand_1“) gegenübergestellt. Die Temperaturaufzeichnungen der Grenzschicht zwischen Brandschutzbekleidung und Holzoberfläche sind auf jeweils vier Messachsen A1 bis A4 dargestellt.
Der Vergleich der Temperaturaufzeichnungen sowie die Verkohlungsbilder zeigen eine positivere Bewertung der Bauteile unter der definierten Naturbrandbeanspruchung. Es lässt sich eine deutlich geringere Maximaltemperatur in der Grenzschicht infolge der Naturbrandbeanspruchung feststellen. Entsprechend sind auf der Holzoberfläche nur lokale Verkohlungen im Bereich der Plattenfugen und Anschlussfuge zum Brandofen zu erkennen. Unter der ETK-Beanspruchung traten deutlich höhere Maximaltemperaturen in der Grenzschicht auf, welche auch den Grad der Verkohlungen auf der Holzfläche widerspiegeln. Unabhängig der Brandbeanspruchung konnte ein Entzünden und selbstständiges Weiterbrennen der anfänglich geschützten Holzflächen für beide Versuche nicht beobachtet werden. Die ausführlichen Untersuchungsergebnisse sind im Abschnitt 3.1.2.8 des Abschlussberichtes [12] veröffentlicht.

V01 – 90 ETK

V02 – „Naturbrand 1“

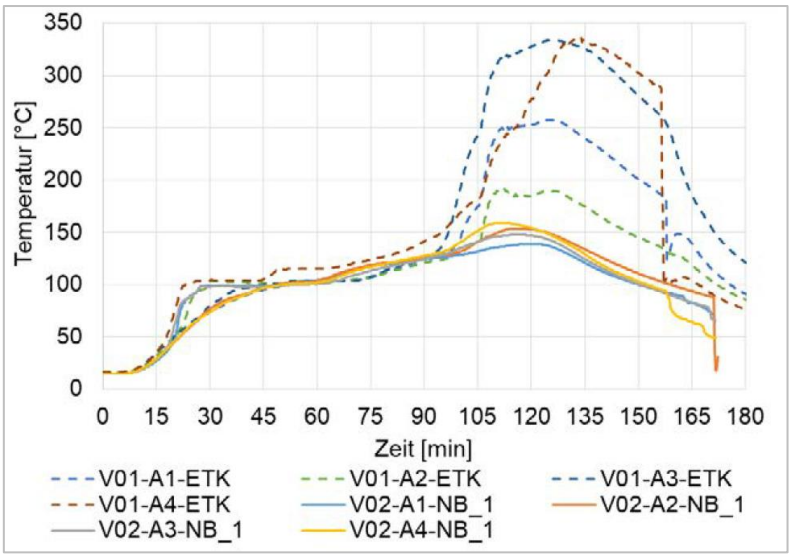



Abb. 5 Verkohlungsbilder und Temperaturen unterhalb der 2 x 18 mm dicken GF bei Brandbeanspruchung gemäß ETK (V01) sowie Naturbrand_1 (V02) [12]

In den abschließenden, realmaßstäblichen Belegversuchungen des Forschungsvorhabens TIMpuls wurden mehrere Bauteile in Holztafelbauweise mit 2 x 18 mm dicken GKF, bzw. 2 x 18 mm dicken GF ausgeführt. Die Belegversuche hatten Abmessungen von 4,5 m x 4,5 m (V0, V1, V2), bzw. 9 m x 4,5 m (V3, V4), mit einer gleichbleibenden Raumhöhe von 2,4 m und einem Öffnungsfaktor von O = 0,094 $m^{0,5}$. Die mobile Brandlast bestand aus Holzkrippen mit einer Brandlastdichte von 1.085 MJ/m². Abbildung 6 zeigt die Innen- und Außenansicht eines Brandversuches. In Tabelle 2 sind die Bauteilaufbauten der fünf Belegversuche dargestellt.

Abb. 6 Innenansicht mit Holzkrippen V3 (links) und Außenansicht eines Belegversuchs (rechts) [12]

Tabelle 2: Ausführung der Bauteile in den Belegversuchungen [12]

| Versuch | V0 | V1 | V2 | V3 | V4 |
|---|---|---|---|---|---|
| Wand 01 | 100 mm BSP<br>2 x 25 mm GKF | 100 mm BSP<br>18 mm GF | 150 mm BSP | 140 mm HTB<br>2 x 12,5 mm GF | 150 mm BSP |
| Wand 02 | 100 mm BSP<br>2 x 25 mm GKF | 100 mm BSP<br>18 mm GF | 140 mm HTB<br>2 x 18 mm GF | 140 mm HTB<br>2 x 18 mm GF | 140 mm HTB<br>2 x 18 mm GF |
| Wand 03 | 100 mm BSP<br>2 x 25 mm GKF | 100 mm BSP<br>18 mm GF | 150 mm BSP | 140 mm HTB<br>2 x 18 mm GKF | 140 mm HTB<br>2 x 18 mm GKF |
| Wand 04 | 100 mm BSP<br>2 x 25 mm GKF | 100 mm BSP<br>18 mm GF | 140 mm HTB<br>2 x 18 mm GF | 140 mm HTB<br>2 x 18 mm GF | 140 mm HTB<br>2 x 18 mm GF |

| Decke | 180 mm BSH<br>2 x 25 mm GKF | 180 mm BSH | 220 mm HTB<br>2 x 18 mm GF | 180 mm BSH | 180 mm BSH |
|---|---|---|---|---|---|
| Lineare Bauteile | - | - | - | - | 2 x Stütze<br>1 x Unterzug |
| $A_{bb}$ bei $t_0$ | 0 % | 35 %* | 37 %* | 42 %* | 58 %* |

BSP – Brettsperrholz, HTB – Holztafelbau mit Steinwolledämmstoff, BSH – Brettschichtholz, GKF – Gipskartonfeuerschutzplatte, GF – Gipsfaserplatte, Stütze – 300 x 300 mm² BSH, Unterzug – 300 x 320 m² BSH
* „$A_{bb}$ bei t0“ beschreibt das prozentuale Verhältnis der Fläche an ungeschützten Holzoberflächen zu Versuchsbeginn

Die Temperaturaufzeichnungen unterhalb der Brandschutzbekleidungen aus 2 x 18 mm dicken GKF, bzw. GF belegen, dass die thermische Zersetzung der Holzkonstruktion in den Belegbrandversuchen über 60 Minuten verhindert wurde. Somit konnte innerhalb der ersten 60 Minuten des natürlichen Brandverlaufs ein Abbrand der Holzrippen und Hohlraumbrände vermieden werden. Nach dem Versagen der Brandschutzbekleidung (Durchwärmung, Rissbildung, Abfallen) wurde die thermische Zersetzung der Holzrippen zudem durch den nichtbrennbaren Gefachdämmstoff (Schmelzpunkt ≥ 1.000°C) begrenzt. Es fand ein nur einseitiger Abbrand der Holzrippen von der Schmalseite ausgehend statt. Zudem ist der Beitrag der Holztafelbauteile nach Versagen der Brandschutzbekleidung zur Branddynamik gering. Der Oberflächenanteil einer typischerweise 60 mm breiten Holzrippen mit einem Achsabstand von 625 mm beträgt ca. 10 %, gegenüber 90 % nichtbrennbarem Gefachdämmstoff. Auf Grundlage dieser Untersuchungsergebnisse wurde die bauordnungsrechtliche Fortschreibung der Holztafelbauweise in der Gebäudeklasse 5 empfohlen.

## 3. Risikobeurteilung mehrgeschossiger Gebäude in Holzbauweise

Die experimentellen Untersuchungen verdeutlichen, dass die derzeitige Begrenzung der Holztafelbauweise auf die GK 4 aus brandschutztechnischer Sicht nicht begründbar ist. Unter Berücksichtigung der Ausführungsregeln der MHolzBauRL ist es möglich Bauteile in Holzbauweisen und deren Anschlüsse für einen Feuerwiderstand von 90 Minuten auszuführen. Die Brandschutzbekleidung mit der Klassifizierung $K_2$60 entsprechend DIN EN 13501-2 verhindert eine Brandbeanspruchung der Holzkonstruktion von mindestens 60 Minuten. Eine entsprechende Brandschutzbekleidung aus 2 x 18 mm dicken GKF oder GF weist entsprechend DIN EN 1995-1-2 sogar eine Zeitdauer bis zum Beginn des Abbrandes eines geschützten Bauteils ($t_{ch}$) von bis zu 90 Minuten ETK auf. Eine relevante Beteiligung der Holzrippen (Schwelle, Ständer, Rähm) am Brandgeschehen und Hohlraumbrände werden über diesen Zeitraum ausgeschlossen. Wie beschrieben werden die Holzrippen nach einem Versagen der Brandschutzbekleidung durch den Gefachdämmstoff seitlich geschützt, wodurch nur ein einseitiger Abbrand an der Schmalseite stattfindet. Bei Anordnung aussteifender Holzwerkstoffplatten unterhalb der Brandschutzbekleidung können diese zwar einen Einfluss auf die Brandraumdynamik ausüben, aber die Wärmefreisetzung findet aufgrund der geringen Plattendicke zeitlich sehr begrenzt statt.

Im Gegensatz zu den rein qualitativen Risikoanalysen werden die Ergebnisse semi-quantitativer Methoden als Zahlenwert, mit dem sogenannten Risikoindex, dargestellt. Auch wenn eine Berechnung durchgeführt wird, so sind Indexmethoden nicht in der Lage das Brandrisiko quantitativ darzustellen. Die Risikoindizes können nur in Relation zueinander beurteilt werden. Semi-quantitative Risikoanalysen werden für eine bestimmte Art und Nutzung von Gebäuden entwickelt. Die „Fire Risk Index Method for Multi-storey Apartment Buildings" (FRIM-MAB) wurde im Nordic Wood-Forschungsprogramm erarbeitet [16] und

zur FRIM-MAB 2.0 weiterentwickelt [17]. Die FRIM-MAB 2.0 wurde zur Bewertung von mehrgeschossigen Wohngebäuden der GK 4 auf der Grundlage von deutschem Baurecht zur FRIM-MAB-D weiterentwickelt [18].
Zur Bewertung des Brandrisikos von Wohngebäuden in Holzbauweisen in der Gebäudeklasse 5 (bis zur Hochhausgrenze) wurde die FRIM-MAB-D in [12] in einigen Parametern angepasst. Die resultierenden Risikoindizes der aus diesen Forschungsarbeiten entwickelten Empfehlungen für die Ausführung von Holzbauweisen in der GK 5 sind in Tabelle 3 zusammengefasst dargestellt, [12] enthält weiterhin eine entsprechende Tabelle für die GK 4. In Tabelle 3 sind die auf das Sicherheitsniveau des Gebäudekonzeptes negativ wirkenden Maßnahmen (weniger Brandschutzbekleidung, brennbare anstelle nichtbrennbarer Dämmstoffe) und positiven Maßnahmen (geringere Nutzungseinheitengröße, Personenrettung und Brandmeldung) dargestellt. Die für die hier untersuchten Differenzen der verschiedenen Gebäudekonzepte nicht relevanten Parameter (bspw. die Qualität der Fenster und Türen oder die Beleuchtung der Rettungswege) sind in allen Empfehlungen gleichbleibend bewertet und nicht dargestellt. Die Gebäudekonzepte entsprechend der MBO (siehe Spalte 1) und MHolzBauRL (Spalte 2) stellen das Sicherheitsniveau der bauordnungsrechtlichen Anforderungen dar. Diesen sind die Gebäudekonzepte in Holztafelbauweise mit nichtbrennbaren Gefachdämmstoffen (Spalte 3) und in teilweise unbekleideter Massivholzbauweise (Spalten 4) gegenübergestellt, welche jeweils verschiedene Kompensationsmaßnahmen berücksichtigen.
Die Zeile „Risikoindex“ stellt das Ergebnis der semi-quantitativen Risikobewertung des jeweiligen Gebäudekonzeptes dar. Der Risikoindex resultiert aus der Bewertung und Gewichtung von 17 Parametern, die für die Brandsicherheit des Gebäudes maßgebend sind. Die Bewertungen und Gewichtungen der Parameter wurde im Laufe der Entwicklung auf Grundlage von Expertenbefragungen bestimmt. Ein geringerer Risikoindex zeigt ein gegenüber den anderen Gebäudekonzepten geringeres brandschutztechnisches Risiko, bzw. höheres Sicherheitsniveau. Gegenüber den bauordnungsrechtlichen Anforderungen der MBO und MHolzBauRL (Spalten 1 und 2) weisen die entwickelten Gebäudekonzepte (Spalten 3 bis 4) ein mindestens gleichwertiges brandschutztechnisches Sicherheitsniveau auf.

Tabelle 3: Zusammenfassung der Empfehlungen der qualitativen und semi-quantitativen Risikobeurteilungen für die Gebäudeklasse 5, entsprechend [12]

| | 1 | 2 | 3 a | 3 b | 4 a | 4 b |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Bauweise | MBO (nb) | MHolzBauRL Massivholzbau | Holztafelbau (nichtbrennbar) | | Massivholzbau (50 % unbekleidet) | |
| zulässig in Gebäudeklasse (GK) | 5 | 5 | 5 | | 5 | 5 |
| Feuerwiderstandsdauer der Bauteile | 90 min | 90 min | 90 min | | 90 min | 90 min |
| Dauer des Entzündungsschutzes | - | 75% $K_2$30 25% K0 | $K_2$60 | | 50% $K_2$60 50% K0 | 50% $K_2$30 50% K0 |
| Brandverhalten Gefachdämmstoffe | - | - | nichtbrennbar | | - | - |
| max. Nutzungs-einheitengröße | ≤ 1600 m² | ≤ 200 m² | ≤ 200 m² | ≤ 1600 m² | ≤ 400 m² | ≤ 400 m² |
| Personenrettung | RW + FW | RW + FW | RW + FW | | RW + FW | 2 bauliche RW |
| Autom. Brandmeldung | batterie. RWM | batterie. RWM | batterie. RWM | vernetzte RWM | vernetzte RWM | vernetzte RWM |
| **Risikoindex** | **3,02** | **3,06** | **2,93** | **2,83** | **2,94** | **2,92** |

NE = Nutzungseinheiten, nb = nichtbrennbare Bauweise (bspw. Mauerwerk), RW = Rettungswege, FW = Feuerwehr, RWM = Rauchwarnmelder, vernetzte RWM bspw. als Teil einer Gefahrenwarnanlagen nach DIN VDE V 0826-1 oder einer Brandwarnanlage nach DIN VDE V 0826-2

## 4. Schlussfolgerungen

Der mehrgeschossige Holzbau erfährt eine steigende Nachfrage. Die bauordnungsrechtlichen Anforderungen haben sich in den vergangenen Jahren weiterentwickelt und erlauben unter Berücksichtigung von Brandschutzbekleidungen und reduzierten Nutzungseinheitengrößen die Massivholzbauweise in den GK 4 und 5 sowie die Holztafelbauweise in GK 4.
Die Ergebnisse des Forschungsvorhaben TIMpuls belegen, dass ein brandschutztechnisch sicheres Bauen in Holzbauweise bis zur Hochhausgrenze möglich ist und die Regelungen der MHolzBauRL in Teilbereichen weiterentwickelt werden können. Tabelle 3 verdeutlicht dies dahingehend, dass die Regelungen für die Holztafelbauweise risikogerecht auch in der Gebäudeklasse 5 fortgeführt werden können. Weiterhin können bei Gebäuden in Holzmassivbauweise die brennbaren, unbekleideten Raumoberflächen vergrößert werden. Derzeit ist diese Fläche auf 25 % der Raumwände oder die Raumdecke begrenzt. Tabelle 3 berücksichtigen außerdem anlagentechnische Brandschutzmaßnahmen wie vernetzte Rauchwarnmelder, beispielsweise als Teil einer Gefahrenwarnanlagen nach DIN VDE V 0826-1 oder einer Brandwarnanlage nach DIN VDE V 0826-2 sowie die Ausführung eines zweiten, baulichen Rettungsweges als geeignete Maßnahmen, um das brandschutztechnische Risiko zu kompensieren. Diese Maßnahmen werden in den bauordnungsrechtlich geregelten Konzepten bisher nicht berücksichtigt.

**Literatur:**

[1] Musterbauordnung (MBO) - Begründung der Fassung November 2002
[2] Hosser D., Wesche J., Dehne M. et al.; Theoretische und experimentelle Grundlagenuntersuchungen zum Brandschutz bei Gebäuden der Gebäudeklasse 4 in Holzbauweise – Abschlussbericht. Forschungsauftrag des Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt) über die Deutsche Gesellschaft für Holzforschung (DGfH) (DIBt-Nr. IV 12-5-4.111.1-896/98, DGfH-Nr. F-98/29), 2001
[3] Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an hochfeuerhemmende Bauteile in Holzbauweise – M-HFHHolzR, 2004
[4] DIN EN 13501-2:2016-12 Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten - Teil 2: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Feuerwiderstandsprüfungen, mit Ausnahme von Lüftungsanlagen, Deutsche Fassung EN 13501-2:2016, 2016
[5] Wachtling J.; Neue Erkenntnisse und Entwicklungen im mehrgeschossigen Holzbau. In: Braunschweiger Brandschutz-Tage 2013 – 27. Fachtagung Brandschutz Forschung und Praxis; 25. und 26. September 2013 ; Tagungsband, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig Heft 220. Techn. Univ. IBMB, Braunschweig, 2013, S. 11-28
[6] Musterbauordnung (MBO) der Bauministerkonferenz, 2019
[7] Deutsches Institut für Bautechnik: Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile und Außenwandbekleidungen in Holzbauweise (MHolzBauRL) – Fassung Oktober 2020, Berlin, 2021
[8] Deutsches Institut für Bautechnik: MVVTB Muster-Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (MVV TB) – Ausgabe 2020/2, Berlin, 2020
[9] DIN 4102-17:2017-12, Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 17: Schmelzpunkt von Mineralwolle-Dämmstoffen - Begriffe, Anforderungen und Prüfung
[10] DIN 18180:2014-09, Gipsplatten - Arten und Anforderungen
[11] DIN EN 520:2009-12, Gipsplatten - Begriffe, Anforderungen und Prüfverfahren; Deutsche Fassung EN 520:2004+A1:2009

[12] Engel T., Brunkhorst S., Steeger F. et al.; Schlussbericht zum Verbundvorhaben TIMpuls „Brandschutztechnische Grundlagenuntersuchung zur Fortschreibung bauaufsichtlicher Regelungen im Hinblick auf eine erweiterte Anwendung des Holzbaus“. Fachagentur Nachwachsende Rohstoffe, Gülzow-Prüzen, 2021
[13] Deutsches Institut für Bautechnik: MVVTB Muster-Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (MVV TB) – Ausgabe 2023/1, Berlin, 2023
[14] DIN EN 1991-1-2:2010-12, Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen - Brandeinwirkungen auf Tragwerke; Deutsche Fassung EN 1991-1-2:2002 + AC:2009
[15] DIN 4102-8:2003-10 Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 8: Kleinprüfstand, 2003
[16] Magnusson S.-E.; Rantatalo T.; Risk assessment of timberframe multistorey apartment buildings - proposal for a comprehensive fire safety evaluation procedure – Report 7004, Department of Fire Safety Engineering, Lund University, Lund, Sweden, 1998
[17] Karlsson B.; Fire Risk Index Method - Multistorey Apartment Buildings FRIM-MAB Version 2.0 – Trätek Rapport P 0212053, Stockholm, 2002
[18] Kampmeier B.; Risikogerechte Brandschutzlösungen für mehrgeschossigen Holzbau; Dissertation. Heft 206, TU Braunschweig Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 2008

# PyroProBiD: Ein Modell zur Vorhersage des Schwelverhaltens von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen

Patrick Sudhoff
Hochschule Magdeburg-Stendal, Fachbereich Wasser, Umwelt, Bau und Sicherheit,
39106 Magdeburg

**Kurzfassung:**
Im vorliegenden Beitrag werden die wesentlichen Ergebnisse des 2023 abgeschlossenen Forschungsprojektes „PyroProBiD“ im Hinblick auf die Entwicklung eines Modells zur Vorhersage des Brandverhaltens von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen zusammengefasst. Zunächst erfolgt eine kurze Übersicht normativer Modelle zur Berechnung der Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen. Die sich hieraus ergebenden Herausforderungen für brennbare, poröse Dämmstoffe bilden die Grundlage für die Entwicklung eines komplexeren Modelles. Die im Rahmen des Projektes entwickelten Modellgrundlagen werden mit Fokus auf die durchgeführten Validierungsversuche im Gero-Rohrofen beschrieben. Das aktuelle Modell ist in der Lage, die Schwelausbreitung im Labormaßstab mit guter Genauigkeit vorherzusagen und bietet die Grundlage für ein besseres Verständnis der komplexen Schwelprozesse.

## 1. Einleitung

Biobasierte Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen (nawaRo-Dämmstoffe) stellen einen essenziellen Teilbereich im Hinblick auf eine nachhaltige Bioökonomie dar. Sie bilden eine wichtige Alternative zu erdölbasierten und mineralischen Dämmstoffen und sind in der Lage, als eine natürliche CO2-Senke zu fungieren. Eine Besonderheit von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen ist jedoch ihr Glimm- und Schwelverhalten.

Nach Wirksamwerden eines Zündinitials tritt ein kontinuierliches Glimmen oder Schwelen ein. Hierbei handelt es sich um Reaktionen an den Feststoffoberflächen der Dämmstofffasern, die sich mit deutlich geringerer Geschwindigkeit ausbreiten als ein Flammenbrand. Jedoch besteht die besondere Gefährlichkeit des Schwelens darin, dass es bei sehr geringem Bedarf an Sauerstoff verläuft und dadurch z.B. eine Ausbreitung im Innern von Wärmedämm-verbundsystemen oder innerhalb der Gefachdämmung von Holztafelbauteilen möglich ist. Diese Vorgänge können längere Zeit unentdeckt bleiben, da von außen erst in einem fortgeschrittenen Stadium Anzeichen für einen solchen Prozess sichtbar werden. Wird die äußere Beplankung verletzt und damit der Zutritt von Luftsauerstoff ermöglicht, schlägt ein Schwel- oder Glimmbrand unter Umständen in einen offenen Flammenbrand um, der eine beschleunigte Brandausbreitung begünstigt.

Weitreichende empirische Untersuchungen zu diesen Vorgängen wurden im 2020 abgeschlossenen FNR-Projekt „Mehr als nur Dämmung - Zusatznutzen von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen“ durchgeführt [1]. Die Ergebnisse ermöglichten es, den Glimmprozess der Dämmstoffe in Abhängigkeit unterschiedlicher Parameter zu analysieren sowie Bewertungskriterien für das Glimmen zu beschreiben. Weiterhin wurden potenziell geeignete Maßnahmen zur Unterdrückung des Glimmens untersucht. Durch empirische Ansätze können grundlegende Zusammenhänge erkannt werden, es besteht jedoch das grundsätzliche Problem der fehlenden Generalisierbarkeit. Viele der komplexem physikalisch-chemischen Prozessen des Schwelens sind noch immer nicht hinreichend verstanden, um das Schwelverhalten vorhersagen zu können.

Ziel des Projektes PyroProBiD war daher die Entwicklung eines validierten, numerischen Pyrolysemodelles, welches die Grundlage für die Modellierung des Schwelverhaltens für nawaRo-Dämmstoffe bilden soll. Das BMEL-geförderte Projekt wurde im Zeitraum 2020-2023 durch die Hochschule Magdeburg-Stendal und die Otto-von-Guericke Universität Magdeburg mit Unterstützung der Industriepartner STEICO SE und GUTEX GmbH + Co. KG durchgeführt.

Die vorliegende Konferenzbeitrag stellt eine Zusammenfassung der Projektergebnisse dar und wird zeitnah durch den Schlussbericht sowie weitere, in Vorbereitung befindliche Veröffentlichungen ergänzt. Die Modellgrundlagen, welche teilweise in [2] veröffentlicht sind, sind außerdem Teil einer kooperativen Promotion an der Otto-von-Guericke Universität.

## 2. Bisherige Modellansätze

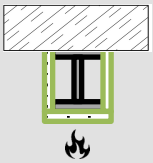
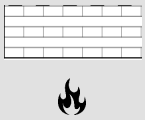
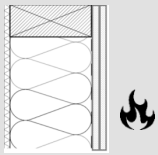
Eine klassische Möglichkeit den Feuerwiderstand von Bauteilen nachzuweisen, stellen Brandversuche dar. Da diese jedoch nur für die jeweiligen Aufbauten aussagefähig sind und der Holzbau stark modularisiert ist, ist diese Nachweisform oft mit hohen Kosten für Einzelnachweise verbunden. Eine Alternative stellen normative Modelle zur Berechnung der Feuerwiderstandsdauer dar. So wird im aktuellen Entwurf des Eurocode 5 ein neues Modell eingeführt, welches den Nachweis von Holz(-tafel)bauteilen mit nawaRo-Dämmstoffen bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 120 Minuten ermöglicht [2].

Die Recherche zu den Modellgrundlagen ergab, dass nahezu alle bisherigen normative Modelle zur Berechnung der Feuerwiderstandsdauer (DIN EN 1991-1995) ausschließlich auf Wärmeleitungsmodellen mit effektiven Materialparametern (Wärmleitfähigkeit, -kapazität, und Rohdichte) basieren. Dies beinhaltet, dass komplexere Wärmetransportprozesse nicht explizit aufgelöst werden, sondern der Wärmestrom stattdessen durch eine temperatur-bedingte Änderung von Variablen wie der Temperaturleitfähigkeit emuliert wird [4]. Ein Vergleich der unterschiedlichen Modellierungsgrundlagen ist in Tabelle 1 dargestellt.

Modelle, in denen vorrangig monolithische Bauteile (z.B. Stahl, Beton, Massivholz) bemessen werden, können mit dieser Näherung nach aktuellem Kenntnisstand hinreichend beschrieben werden. Bei diffusionsoffenen Bauteilen wie Wärmedämmverbundsystemen oder Holztafelbauelementen werden jedoch elementare Transportprozesse wie der konvektive Wärmetransport, Feuchtetransport bzw. Strömung vernachlässigt. Durch die unzureichende Abbildung der tatsächlichen physikalischen Phänomene entstehen Modellfehler, die insbesondere bei Skalierung oder Veränderung der Geometrie erheblich ansteigen können. Auch wenn diese in Vergleichsrechnungen [5] eher auf der konservativen Seite zu verorten sind, zeigen sie den Bedarf einer Modelloptimierung an.

Neben den Transportphänomenen werden die komplexen Zersetzungsmechanismen brennbarer Baustoffe vernachlässigt oder lediglich implizit in Form von variierenden Wärmekapazitäten berücksichtigt. Eine Vorhersage des Schwelverhaltens ist somit nicht möglich. Auch eine Abweichung zu den für die inverse Modellierung verwendeten Randbedingungen ist nicht möglich. So ist die Heißbemessung von Holzbauteilen in prEN 1995-1-2 auf die Einheitstemperaturzeitkurve beschränkt. Andere Ansätze [6], welche wiederum die Schwelprozesse von Dämmstoffen auf Grundlage von Reaktionsmodellen beschreiben, sind aufgrund fehlender Transportmodelle aktuell auf den Kleinmaßstab beschränkt. Zur besseren Vorhersage des Brandverhaltens von nawaRo-Dämmstoffen wurde daher ein gekoppeltes Transport-Reaktions-Modell namens „PyroProBiD“ entwickelt.

Tab. 1 Gegenüberstellung normativer Modellansätze mit PyroProBiD

| | **Mineralische Bauweisen** | **Vollholz, Massivholz** | **Holzrahmen/-tafelbau, Wärmedämmverbundsysteme** | | |
|---|---|---|---|---|---|
| |  |  |  | | |
| Bauweise | Überwiegend monolithisch,<br><br>Nichtbrennbar | Überwiegend monolithisch,<br><br>brennbar | Modular, brennbare Konstr.<br><br>***Nicht-brennbare (poröse) Dämm-stoffe*** | Modular, brennbare Konstruktion<br><br>***Brennbare (poröse) Dämmstoffe*** | |
| Modelle und Berechnungs-verfahren | Vgl. allgemeine Rechenverfahren<br><br>DIN EN 1992-1-2<br>DIN EN 1993-1-2 | Vgl. allgemeine Rechenverfahren<br><br>DIN EN 1995-1-2<br><br>Komplexe Pyrolyse-modelle, vgl. [7] | Compo-nent-Additive-Method<br><br>DIN EN 1995-1-2 Anhang E | Erweiterung des CAM-Modells [8] für biogene Dämmstoffe [9], [10], [11]<br><br>prEN 1995-1-2 | **PyroProBiD**:<br>- Allgemeine Kennwerte (Dichte, Porosität etc.),<br>- Wärmetechnische Kennwerte $(T,\ w),\ cp(T,w), \rho(T,\ w)$<br>- Feuchtetechnische Kennwerte (Sorptionsisotherme, Transportkoeffizienten für Flüssigtransport, Wasserdampfdiffusion …)<br>- Strömungstechnische Kennwerte, Permeabilität (Strömungswiderstand) |
| Material-parameter | Effektive Materialparameter<br><br>Wärmeleitfähigkeit, -kapazität, Rohdichte | | | | |
| Transport-mechanis-men | Wärmeleitung, Wärmestrahlung<br><br>Wärme-, Feuchte und Gastransport durch Strömung/Konvektion werden vernachlässigt | | Wärmeleitung, Wärmestrahlung<br><br>Wärme-, Feuchte und Gastransport durch Strömung/Konvektion sowie Pyrolyse (Zersetzung) werden **implizit** berücksichtigt | | Wärmeleitung-, Strahlung, Konvektion, Impuls/-Massentransport, (Feuchtetransport, Strömung) und Pyrolyse werden **explizit und gekoppelt** berücksichtigt |

## 3. Modellgrundlagen

Der Transportmodellansatz von PyroProBiD basiert auf der expliziten Kopplung von Wärme-, Feuchte- und Stofftransport. Aufbauend auf einem Pyrolysemodell für Schüttgüter von Wanke [12] wurde ein gekoppeltes Reaktionsmodell entwickelt, das die physikalisch-chemische Zersetzung des Materials im Rahmen von Schwelprozessen beschreibt. Das Reaktionsmodell enthält die Stöchiometrie eines dreistufigen Reaktionsmechanismus unter Berücksichtigung des Stofftransports der an der Reaktion beteiligten Spezies $O_2$, CO, $CO_2$ und $H_2O$. Als Basis für die Implementierung wird die Finite-Elemente-Software COMSOL Multiphysics® 6 verwendet.

Zur Ermittlung der Materialparameter wurden Versuchsreihen in verschiedenen Versuchsaufbauten auf Basis einer statistischen Versuchsplanung durchgeführt. Zusätzliche Werte wurden durch eine Literaturrecherche ergänzt. Zunächst wurden neun Holzfaserdämmstoffe und Zellulose verwendet, da sie den größten Marktanteil unter den biobasierten Dämmstoffen darstellen und eine gute Vergleichbarkeit untereinander gegeben ist. Auf der Grundlage eines statistischen Modells werden hieraus zukünftig generische Materialparameter-Datensätze generiert. Eine Ausweitung der verwendeten Methodik auf andere biobasierte Dämmstoffe wie Hanf, Flachs, Jute und Kork, deren Schwelprozesse physikochemisch ähnlich sind, ist ebenfalls möglich.

Da die direkte Auflösung poröser Medien aufwendig und rechenintensiv ist, wurde eine vereinfachte Version der Navier-Stokes-Gleichungen, das sogenannte Darcy-Gesetz, verwendet. Es wird durch die Brinkman-Gleichung erweitert, um den viskosen Transport in der Impulsbilanz zu berücksichtigen. Zur Berechnung wurden die Permeabilität und die Porosität als Eingangsparameter benötigt. Die Porosität beschreibt das Verhältnis des Porenvolumens zum Gesamtvolumen eines porösen Mediums. Sie kann über das Verhältnis von Schüttdichte zu Reindichte berechnet werden. Die Permeabilität wurde mit Versuchen nach DIN EN ISO 9053-1 [13] bestimmt, die eine annähernd quadratische Abhängigkeit der Permeabilität von der Schüttdichte zeigten.

Zur Berechnung des Temperaturfeldes bezüglich der Darcy-Geschwindigkeit wird eine Konvektions-Diffusions-Gleichung verwendet. Die spezifische Wärmekapazität wird für instationäre Erwärmungsvorgänge benötigt und kann für einfache Geometrien (Platten, Zylinder und Kugeln) mit der Gröber-Lösung bestimmt werden [14]. Im Rahmen von Warmlagerungsversuchen wurde die spezifische Wärmekapazität für trockene Holzfaserdämmung zu 1.2 kJ/(kg*K) bestimmt. Die Wärmeleitfähigkeit wird zur Berechnung des Wärmetransports in der festen Phase benötigt und wurde mit einer Zwei-Platten-Apparatur bestimmt. Die Ergebnisse zeigten eine signifikante Abhängigkeit von der Faserorientierung. Ein weiteres Materialmodell wurde entwickelt, um den Einfluss von Temperatur und Feuchtigkeit auf die Wärmeleitfähigkeit zu berücksichtigen.

Der Feuchtigkeitstransport kann die Wärmeübertragung aufgrund der hohen Wassermengen, die bei der chemischen Zersetzung freigesetzt werden, erheblich beeinflussen. Dies gilt auch für Bekleidungsmaterialien, z. B. Gipskartonplatten. Daher wurde ein Zweiphasenmodell zur Berechnung des Feuchtetransports unter Berücksichtigung von Konvektions-, Diffusions- und Kapillartransportprozessen verwendet. Die Feuchtespeicherung wird durch Ausgleichsfeuchtefunktionen mit Anpassungen für höhere Temperaturbereiche beschrieben.

Die temperatur- und diffusionsabhängige chemische Reaktionsgeschwindigkeit basiert auf einem modifizierten Arrhenius-Ansatz. Die formalen kinetischen Parameter "Aktivierungsenergie" und "Präexponentialfaktor" wurden auf der Grundlage von Warmlagerungsversuchen nach DIN EN 15188 [15] bzw. thermogravimetrischer Analysen bestimmt. Zur Bestimmung der chemischen Zusammensetzung der Reaktanten und Produkte und zur Ermittlung der Stöchiometrie wurden Experimente in einem speziellen "SEDEX-Ofen" durchgeführt, der über die Möglichkeit der Kopplung einer simultanen Gasanalyse mit einem Fourier-Transform-Infrarotspektrometer verfügt.

Darüber hinaus wurden die Proben vor und nach dem Experiment einer Elementaranalyse unterzogen. Der Vorteil der Verwendung des SEDEX-Ofens besteht in der Möglichkeit, im Vergleich zu simultanen thermischen Analysen (STA) eine wesentlich größere Probenmenge zu analysieren, was eine realistischere Darstellung der Schwelprozesse ermöglicht. Die

Reaktionswärme wurde durch STA bestimmt. Die Kombination von thermogravimetrischer Analyse (TGA) und Differential Scanning Calorimetry (DSC) erlaubt Rückschlüsse auf die Zersetzungsphasen bei gleichzeitiger Analyse der Wärmeentwicklung.

Ein wichtiger Bestandteil der Modellierungsstrategie stellte die Skalierung vom Klein- zum Bauteilmaßstab dar (siehe Abbildung 1). Für die Bestimmung der Eingangsparameter der Simulation wurden verschiedene Versuchsapparaturen eingesetzt:

- Wärmedurchgangsversuche
- Simultan-thermische Analysen
- SEDEX-Ofen
- Bombenkalorimeter
- Permeabilitätsapparatur
- Cone-Kalorimeter mit kontrollierter Gasatmosphäre
- Klimakammer
- Zwei-Platten-Apparatur
- Gasanalytik/FTIR
- Elementaranalysen

Betrachtet wurden innerhalb des Projektes hierbei vergleichend Holzfaserdämm-Platten im Nassverfahren, Platten im Trockenverfahren sowie Matten und Einblasdämmungen. Für die Versuchsplanung wurde eine statistische Versuchsplanung erstellt werden, mit der die Anzahl der benötigten Versuche für das Erreichen statistisch signifikanter Ergebnisse abgeschätzt werden soll. Dabei wurde eine ausreichende Anzahl von Wiederholungsversuche berücksichtigt. Auf Basis der Einflussfaktoren „Paraffin“, „PUR/PMDI-Klebstoffe“ sowie „Flammschutzmittelgehalt (FSM)“ und „Dichte“ konnten zehn repräsentative Materialien identifiziert werden.

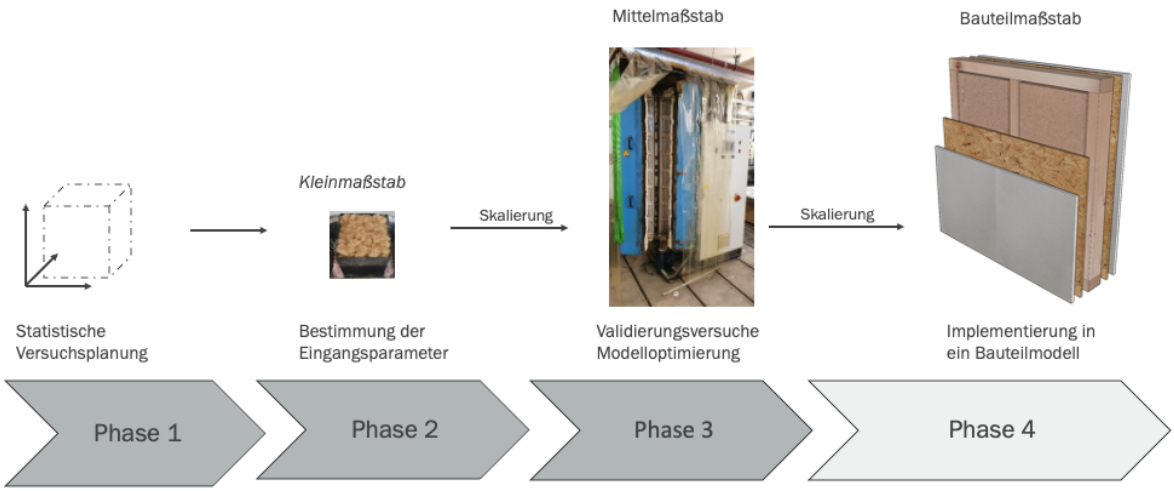



Abb. 1 Modellierungsstrategie und Skalierung des Modelles in Abhängigkeit der Modellgröße

Innerhalb des Projektes konnte eine Modellskalierung bis zum mittleren Labormaßstab erreicht werden. Zur Validierung wurde der sogenannte „Gero-Rohrofen“ eingesetzt. Die Entwicklung eines Bauteilmodells ist aufgrund der Vielzahl der zusätzlich benötigten Materialmodelle und – parameter ausstehend.

## 4. Validierungsversuche im Gero-Ofen

Zur Validierung des Pyrolysemodelles wurde der Gero-Ofen der Otto-von-Guericke Universität eingesetzt. Der vertikale Rohr-Ofen verfügt über Heizwendel-Modulen, die in acht separat ansteuerbare Heizzonen unterteilt sind. Zwischen diesen wird ein Arbeitsrohr eingelassen (Rohrdurchmesser Innen: 0,15 m; Rohrlänge: 1,5 m), in welchem sich die Dämmstoff-Probe befindet. Außerdem kann die kopfseitig eingebrachte Volumenstrom reguliert und auf eine gewählte Temperatur vorgeheizt werden. Die Temperatur im Arbeitsrohr wird durch acht in Probenmitte angeordnete Thermoelemente aufgezeichnet. Der Ofen sowie die eine schematische Zeichnung sind in Abbildung 2 dargestellt.

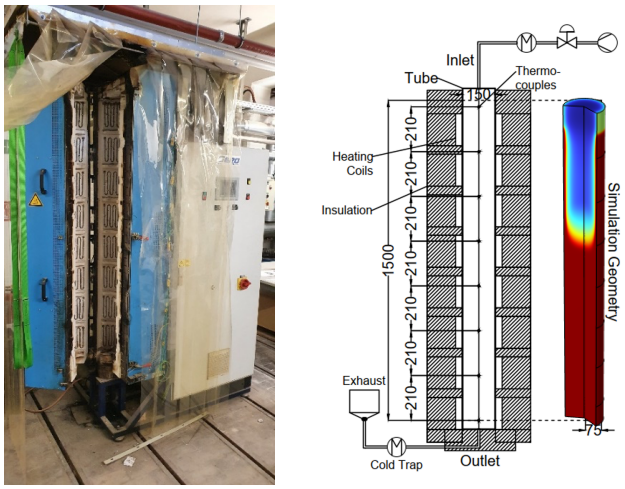



Abb. 2 Gero-Ofen, ohne Arbeitsrohr (links) sowie Querschnitt des Ofens einschließlich schematischer Darstellung der Simulation (rechts)

Vor Versuchsbeginn wurden die Probenmaterialien vorbereitet und abgewogen, Thermoelemente (TE) in Position gebracht und das Arbeitsrohr vorbereitet. Das Probenmaterial wurde in das Rohr gefüllt und in mehreren Schritten verdichtet, um eine möglichst homogene Dichteverteilung zu erzielen. Die gewählte Rohdichte betrug 40 kg/m$^3$, was innerhalb des üblichen Anwendungsbereichs der Einblasdämmung liegt. Das Arbeitsrohr wurde anschließend verschlossen und in den Ofen eingebaut. Kopfseitig erfolgt eine Verbindung des Arbeitsrohres mit der beheizbaren Zuluftleitung. Der Versuch startet mit dem zuvor festgelegtem Zuluftvolumenstrom und den definierten Temperaturbereichen.

Die Heizzonen T2-T8 wurden dabei auf eine Temperatur von 150 °C und damit unterhalb der Selbstentzündungstemperatur nach DIN EN 15188 aufgeheizt. Um den Beginn des Schwelprozesses kontrolliert zu initiieren wurde die oberste Heizzone T1 sowie der Gasvorwärmer auf eine Temperatur von 190 °C und somit ca. 10 K oberhalb der Zersetzungstemperatur eingestellt. Während des Versuchs durchläuft die Schwelfront das Arbeitsrohr, was mehrere Stunden bis Tage dauern kann. Nach Abschluss des Experiments wird die Beheizung ausgeschaltet, der Ofen kühlt ab, und die Messungen werden gestoppt und gespeichert.

Abbildung 3 zeigt den Verlauf der Schwelfront für einen Zuluftvolumenstrom von 180 l/h. Die Zündung tritt am kopfseitigen Thermoelement 1 nach ca. 3 Stunden ein. Die Schwelfront erreicht Maximaltemperaturen von bis zu 450 °C. Auffällig ist, dass der Verlauf der Schwelfront große Schwankungen aufweist. Die mittlere berechnete Schwelgeschwindigkeit aus drei Einzelversuchen beträgt 77 mm/h und die Schwelfront erreicht das untere Ende nach ca. 28 Stunden.

Für die Validierungsversuche im Gero-Ofen wurde COMSOL 6.1 verwendet. Die Modellgeometrie besteht aus einem 2D-rotationssymmetrischen Aufbau mit einer Länge von 1,5 m und einer Breite von 7,5 cm. Am linken Rand befindet sich eine Axialsymmetrie, der rechte Rand ist in die acht sequenziellen Heizzonen unterteilt. Die Lage der Thermoelemente entspricht den experimentellen Positionen in der Mitte des Rohrs.
Das vorgestellte Modell (Stand Februar 2024) beinhaltet die Berücksichtigung von Feuchtetransportmechanismen als auch die Veränderung von Materialparametern (z.B. Rohdichte, Wärmeleitfähigkeit) bei erhöhten Temperaturen.

Im Rahmen von Netzkonvergenzstudien wurden unterschiedliche Elementformen für die Vernetzung getestet. Der Einsatz von strukturierten Netzen ist standardmäßig für Rohrströmungen empfohlen, im vorliegenden Fall liegt neben der Strömung jedoch eine zusätzliche Temperaturrandbedingung an, welcher einen Temperaturgradienten an den Rändern erzeugt. Weiterhin entstehen durch die chemische Reaktion zusätzliche lokale Konzentrations- und Temperaturgradienten, welche eine entsprechend feiner Auflösung im Millimeterbereich benötigen. Die beste Konvergenzverhältnisse wurden mit einem unstrukturierten Netz aus Dreieckselementen erzielt. Die durchschnittliche Elementgröße betrug 2 mm.

Der Vergleich zwischen dem Versuch bei 180 l/h (Abbildungen 3) und der Simulation (Abbildung 4) zeigt eine prinzipiell gute Übereinstimmung der zu erwartenden Maximaltemperaturen an den Thermoelementen. Das Modell sagt eine Entzündung des Materials bei gegebener Initialtemperatur von 190 °C im Bereich der Heizzone 1 vorher. Dennoch kann der zeitliche Verzug der Entzündung nicht korrekt vom Modell abgebildet werden kann. Das frühzeitige Verlöschen der Schwelfront an Thermoelement 8 ist möglicherweise durch die Konstruktionsart des Gero-Ofens bedingt und wird vom Vergleich ausgenommen. Während in allen Versuchen größere Schwankungen in den Temperaturverläufen beobachtet werden konnte, werden im Modell idealisierte Schwelverläufe festgestellt.

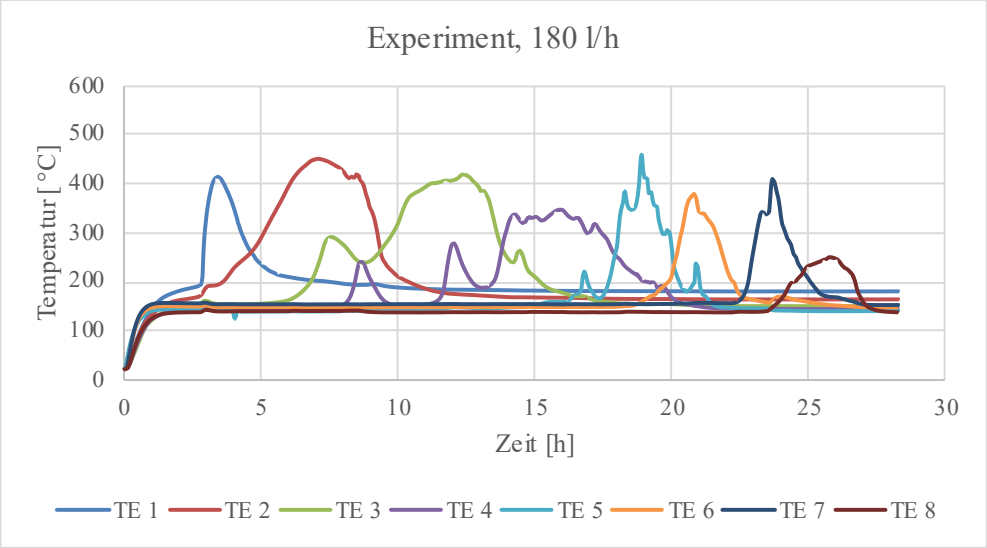



Abb. 3: Temperatur in Rohrmitte bei einem Gero-Ofen Versuch mit Wl-c-09 und 180 l/h Zuluft

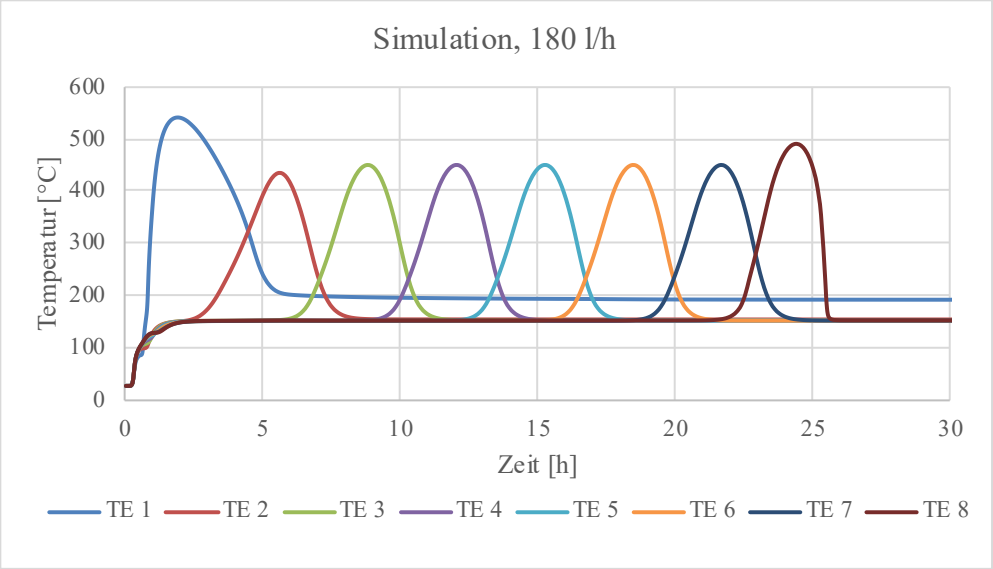



Abb. 4: Temperatur in Rohrmitte bei Simulation des Versuchs mit Wl-c-09 und 180 l/h Zuluft

In Tabelle 2 sind die Ergebnisse für unterschiedliche Zuluft-Volumenströme dargestellt. Es zeigt sich ein deutlicher Einfluss der Schwelgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Sauerstoffzufuhr. Dieser kann von der Simulation grundsätzlich abgebildet werden, jedoch wird die Schwelgeschwindigkeit grundsätzlich unterschätzt.

Eine mögliche Erklärung für sehr homogenen Temperaturverläufe des Modells im Kontrast zu den starken Schwankungen der experimentellen Ergebnisse könnte in strukturellen Inhomogenitäten liegen. So könnte im Experiment eine Materialbewegung basierend auf dem Schrumpfverhalten der Holzfasern stattfinden, welche derzeit noch nicht vom Modell abgebildet wird.

Tab. 2: Vergleich der mittleren Schwelgeschwindigkeit für unterschiedliche Zuluftströme, Mittelwerte und Standardabweichung aus jeweils drei Einzelversuchen

| **Vol.-Strom** | **120 l/h** | **180 l/h** | **240 l/h** |
|---|---|---|---|
| $\bar{v}_{exp}$ | 62 ± 2 mm/h | 77 ± 7 mm/h | 120 ± 27 mm/h |
| $\bar{v}_{sim}$ | 49 mm/h | 65 mm/h | 84 mm/h |

Das Modell ist in der Lage, die Ausbreitung der Schwelfront vorherzusagen. Insbesondere im Bereich der Sensitivität gegenüber den Strömungseinflüssen besteht jedoch weiterhin Verbesserungsbedarf. Anhand der beschriebenen Validierungsexperimente konnte gezeigt werden, dass das Modell grundsätzlich geeignet ist, die notwendigen physikalisch-chemischen Prozesse auch ohne Anwendung der inversen Modellierung abzubilden. Damit ist eine solide Basis für weitere Optimierungen, z.B. durch den unterstützenden Einsatz von Algorithmen, gegeben. Auch wenn die Vorbereitung der Versuche mit großer Sorgfalt erfolgte und die Versuchsgeometrie im Vergleich zu einem realen Bauteil vergleichsweise einfach ist, zeigte sich auch in den Gero-Ofen-Versuchen, insbesondere bei höheren Strömungsg-eschwindigkeiten, eine große Streuung der Ergebnisse. Die Einflüsse für diese Abweichungen sind noch nicht vollständig geklärt. Es zeigt aber eindrücklich die Schwierigkeit in der Abbildung komplexer Zersetzungsprozesse von nawaRo-Dämmstoffen.

## 5. Zusammenfassung

Bisherige normative Modelle zur Berechnung der Feuerwiderstandsdauer basieren nahezu ausschließlich auf vereinfachten Wärmeleitungsmodellen mit effektiven Materialparametern. Bei Bauteilen mit kapillarporösen Baustoffen wie nawaRo-Dämmstoffe in WDVS oder in Holztafelbauelementen werden somit elementare Transportprozesse vernachlässigt, für die eine Erweiterung des Transportmodelles durch eine Kopplung von Wärme-, Feuchtetransport und Strömung notwendig ist.

Mit dem vorgestellten PyroProBiD-Modell ist es erstmals möglich, das kontinuierliche Schwelen eines Holzfaserdämmstoffs im mittleren Labormaßstab auf der Basis eines gekoppelten Transport- und Reaktionsmodells vorherzusagen. Die Materialparameter wurden zunächst für Holzfaserdämmstoffe und Zellulose bestimmt. Die verwendete Methodik eignet sich jedoch grundsätzlich auch für eine Übertragung auf andere Dämmstoffe.

Die Skalierung in einen größeren Maßstab konnte innerhalb der Projektlaufzeit nicht realisiert werden. Dennoch führen die Ergebnisse zu einem besseren physikalischen Verständnis der Schwelprozesse und können als Ausgangspunkt für die Entwicklung ganzheitlicher Modelle für Holzbauteile Anwendung finden.

Das PyroProBiD-Modell kann als Grundlage für die Weiterentwicklung von Raumabschlussmodellen dienen, die derzeit auf effektiven Materialparametern basieren. Auch die detaillierte Berechnung des Entzündungsschutzes durch Bekleidungsmaterialien oder die Vorhersage des Ausbreitungsverhaltens sind mögliche Anwendungen. Durch das verbesserte Verständnis von Wärme-, Feuchte- und Stoffübertragungsvorgängen könnten nicht nur im Brandschutz, sondern gegebenenfalls auch in den Bereichen Schall-, Wärme- und Feuchteschutz Fortschritte erzielt werden.

**Literatur:**

[1] Fachagentur nachwachsende Rohstoffe (FNR) e.V., „Schlussbericht zum Verbundvorhaben: Mehr als nur Dämmung - Zusatznutzen von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen: Zusammenfassender Bericht zum Gesamt-Verbundprojekt“, März 2021. [Online]. Verfügbar unter: https://www.fnr.de/ftp/pdf/berichte/22011615.pdf

[2] Sudhoff, P., „PyroProBiD: Entwicklung eines Pyrolyse-Prognosemodells für Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen“, gehalten auf der 8th Symposium Structural Fire Engineering TU Braunschweig 2022, Braunschweig, Sep. 2022.

[3] „DIN EN 1995-1-2:2023-09, Eurocode_5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten_- Teil_1-2: Tragwerksbemessung für den Brandfall; Deutsche und Englische Fassung prEN_1995-1-2:2023“, Beuth Verlag GmbH. doi: 10.31030/3479710.

[4] P. Sudhoff, F. Steeger, J. Zehfuß, und B. Kampmeier, „Brandverhalten von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen – Teil 2: Untersuchungen zur bautechnischen Verwendung im Gefach von Holztafelbauweisen“, *Bauphysik*, Bd. 43, Nr. 5, S. 303–313, Jan. 2021, doi: 10.1002/bapi.202100024.

[5] S. Scheidel, S. Dienst, T. Götz, und O. Kornadt, „Berechnungsverfahren von Holzrahmenbauteilen mit brandschutztechnischer raumabschließender Funktion“, in *Bauphysik Kalender 2022*, N. A. Fouad, Hrsg., Wiley, 2022, S. 465–496.

[6] P. Guindos, G. Auad, und T. Kolb, „Theoretical model for further development of intumescent substances to remediate smoldering in wood fiber insulation panels“, *Maderas Cienc. Tecnol.*, Bd. 23, Jan. 2021, doi: 10.4067/S0718-221X2021000100451.

[7] F. Richter, „Computational investigation of the timber response to fire“, Imperial College London, 2019. doi: 10.25560/79464.

[8] V. Schleifer, „Zum Verhalten von raumabschliessenden mehrschichtigen Holzbauteilen im Brandfall“, 2009. doi: 10.3929/ETHZ-A-005771863.

[9] N. Werther, V. Hofmann, und E. Kammerer, „Standardisierung der brandschutztechnischen Leistungsfähigkeit von Holztafelkonstruktionen mit biogenen Dämmstoffen“, München, Jan. 2018.

[10] K. N. Mäger *u. a.*, „Procedure for implementing new materials to the component additive method“, *Fire Saf. J.*, Bd. 107, S. 149–160, Jan. 2019, doi: 10.1016/j.firesaf.2017.09.006.

[11] M. Rauch, N. Werther, A. Just, und S. Winter, „Fire design methods for timber frame assemblies - an improved model for the Separating Function Method“, *Conf. INTER - Int. Netw. Timber Eng. Res. Meet. 9 INTER Meet. 2022At Bad Aibling Ger.*, Jan. 2022.

[12] C. Wanke, „Smoldering combustion in mixtures with inert material“, Universitäts- und Landesbibliothek Sachsen-Anhalt, 2021. doi: 10.25673/60683.

[13] *DIN EN ISO 9053-1*. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2019.

[14] VDI e.V., *VDI-Wärmeatlas*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013. doi: 10.1007/978-3-642-19981-3.

[15] *DIN EN 15188, Bestimmung des Selbstentzündungsverhaltens von Staubschüttungen: = Determination of the spontaneous ignition behaviour of dust accumulations*, Deutsche Fassung EN 15188:2020. in Deutsche Norm. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2021.

# Unterfeuerung von Flüssigwassersttofftanks - Topologie eines kritischen Behälterversagens

Martin Kluge[a], Abdel Karim Habib[a], Kees van Wingerden[b]

[a] Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung, Unter den Eichen 87, 12205 Berlin, Deutschland

[b] Vysus Norway, Kokstadflaten 35, 5257 Kokstad, Norwegen

E-mail: *martin.kluge@bam.de*

**Kurzfassung**

In einer Versuchsreihe im Realmaßstab wurden drei Flüssigwasserstofftanks (LH2) unterfeuert. Hierbei sollte unter anderem geklärt werden, ob es, analog zu druckverflüssigten Gasen, zu einem BLEVE (Boiling Liquid Expanding Vapor Cloud Explosion) kommen kann. Die Experimente wurden auf dem Testareal Wasserstoffsicherheit des Testgeländes Technische Sicherheit der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM-TTS) im Rahmen einer Forschungskooperation zwischen der BAM und Gexcon, als Teil des SH2IFT-Programms durchgeführt. Es handelte sich um doppelwandige, vakuumisolierte Tanks von 1 m³ Volumen. Die zylindrischen Tanks unterschieden sich durch ihre Ausrichtung (horizontal oder vertikal) und das verwendete Isoliermaterial (Perlit oder Mehrschichtisolierung (MLI). Der Füllgrad der Tanks betrug bei jedem der durchgeführten Tests etwa 35-40 %. Die Brandlast wurde homogen durch ein propangasbetriebenes Brennersystem erzeugt. Gemessen wurden die Bedingungen im Behälter (Temperaturen und Druck) sowie äußere Randbedingungen und Auswirkungen beim Versagen (Wärmestrahlung, Druckwellen, Flammenballentwicklung und Fragmentierung). Mit Bolometern wurde die Wärmestrahlung gemessen, die sowohl durch das Propanfeuer als auch durch einen möglichen Feuerball/BLEVE erzeugt wurde. Zur Messung der durch das Bersten von Behältern/BLEVEs erzeugten Druckwellen wurden sog. Pencil-Probes verwendet. Des Weiteren wurden mehrere Kameras zur Überwachung der Experimente eingesetzt: Normalbildkameras, Infrarot (IR)-Kameras und Hochgeschwindigkeitskameras, sowohl bodengestützt als auch mittels einer Drohne. Zwei der untersuchten Tanks, ein horizontaler und der vertikale, die beide mit Perlit isoliert waren, hielten der Brandbelastung stand, ohne dass es zu einem Behälterversagen kam. Der mit MLI isolierte horizontale Behälter barst nach 1 Stunde und 6 Minuten und erzeugte dabei einen Feuerball, Trümmerflug und eine Druckwelle.

Neben der Beschreibung der Auswirkungen eines kritischen Versagens eines LH2-Tanks sind weitere Ziele der Arbeit die Identifizierung kritischer Behälterzustände sowie die Erstellung eines umfassendes Datensatzes der Trümmer des geborstenen Tanks. Die größten Abstände für kritische Abstände ergaben sich durch Fragmentwurf. Hier sollen 3D-Scans für die Verwendung in CAD und FEM Anwendungen bereitgestellt werden. Umfassende Daten zu den Fragmentwurfweiten, -massen und -positionen wurden bereits publiziert. Damit soll die Voraussetzung geschaffen werden, um vorhandene Wurfweitenmodelle, die bisher nur für einschalige Behälter konzipiert wurden auf ihre Eignung für mehrschalige Behälter zu überprüfen oder mögliche Anpassungen anhand der realen Daten vornehmen zu können.

Zudem wurde damit begonnen die nicht geborstenen Tanks zu vermessen und zu zerlegen, um u.a. die Perlit-Schüttung auf Beeinträchtigungen durch den Transport und die Unterfeuerung zu untersuchen.

## 1. Einleitung

Wasserstoff ist im Begriff einer der Schlüsselenergieträger der Gegenwart und Zukunft zu werden und soll die Energiebereitstellung durch bisher fossile Energieträger in vielen Bereichen ablösen. Die kryogene Verflüssigung von Wasserstoff wird hierbei als vielversprechendste Methode für den Transport und die Speicherung großer Mengen an Wasserstoff angesehen, um Speichersysteme mit hoher gravimetrischer als auch geringer volumetrischer Speicherkapazität bereitstellen zu können.

Obwohl Diskussionen über die Definition eines BLEVE teils stark differieren (vgl. van den Berg [2], [3] und Ustolin [15]), bleiben die Konsequenzen beim Versagen des Behälters gleich.

Für Behälter mit druckverflüssigten Gasen ist das kritische Versagen in Form eines sogenannten BLEVE (Boiling Liquid Expandig Vapour Explosion) bereits umfänglich für eine Vielzahl von Brenngasen in der Literatur beschrieben, siehe Hemmatian et al. [6] sowie CCPS 2016 [5]. Die möglichen Auswirkungen reichen etwa von der Bildung eines strahlungsintensiven Feuerballs, wie durch Abbasi und Abbasi [1] beschrieben über die Ausbildung einer Druckwelle bis hin zur Erzeugung von Fragmenten. Für einige brennbare kryogene Gase wie LNG (Liquified natural gas) wurde der Effekt von BLEVES u.a. durch Betteridge und Phillips [4] untersucht.

Nach Rigas und Sklavounos [13] ist ein zu berücksichtigendes Unfallszenario das Versagen eines LH2 Tanks. Daher ist es auf der einen Seite erforderlich kritische Behälerzustände etwa durch geeignete Sensorik frühzeitig identifizieren zu können und auf der anderen Seite mögliche Auswirkungen eines kritischen Versagens zu kennen.

Leider liegen bisher nur wenige publizierte Untersuchungen bezüglich BLEVES von LH2-Tanks vor. Die nach jetzigem Stand einzige in der freien Literatur veröffentlichte Untersuchung stammt von Pehr [12] und beinhaltet kleinere Fahrzeugtanks mit LH2-Massen von 1,8 kg bis 5,4 kg, die mit Schneidladungen geöffnet wurden.
Ursache für den Mangel an entsprechenden Untersuchungen liegt vermutlich einerseits in der bisher geringe Verbreitung von LH2 Systemen und andererseits aber auch daran, dass das Speicherkonzept von kryogenen Brenngasen bei sehr geringen Systemdrücken bisher nicht als signifikantes Risiko identifiziert wurde. Aufgrund des konstruktiven Aufbaus als doppelwandiges, hochvakuumisoliertes Behältersystem mit oft zusätzlichen Isolationsmaterialen zur Minimierung der Wärmestrahlungsübertragung, sollten entsprechende Speichersysteme eine gute Widerstandsfähigkeit gegenüber hohen Außentemperaturen wie etwa bei unfallbedingter Befeuerung des Tanks aufweisen.
Für LNG wurde ein entsprechendes Experiment mit der Unterfeuerung eines 3-m³-Tanks von Kamperveen et. al [8] durchgeführt. Hier konnte gezeigt werden, dass der Tank einer Unterfeuerung über die Zeitdauer von 2 Stunden, ohne zu versagen, standhielt. Die Verwendung von kleineren stationären als auch mobilen LH2-Tanks wird mit hoher Wahrscheinlichkeit in naher Zukunft deutlich zunehmen. Betriebsdrücke von bis zu 10 bara sind hier üblich.
Um die Auswirkungen entsprechender Unfallszenarien mit LH2-Tanks beschreiben zu können, wurden drei LH2-Tanks mit jeweils 1-m³-Speichervolumen mit einem Propanbrennersystem unterfeuert. Eine umfassende Beschreibung des experimentellen Vorgehens und der Messdaten ist bereits durch Kluge et. al [9] erfolgt.

## 2. Experimente und Untersuchungen

### 2.1. Genereller Versuchsaufbau

Die Untersuchungen wurden auf dem Testgelände Technische Sicherheit (BAM TTS) auf dem Testareal Wasserstoffsicherheit durchgeführt; einem kreisrunden Prüffeld mit einem Durchmesser von 400 m und einer zentral angeordneten Betonfläche mit 80 m x 80 m, siehe Abb. 1. Es wurde ein vertikal orientierter Behälter mit Perlit sowie zwei horizontal orientierte Behälter jeweils mit Perlit und MLI untersucht. Sowohl der innere als auch der äußere Tank waren aus einem Werkstoff, der sowohl für Tieftemperaturanwendungen geeignet als auch weitgehend unempfindlich gegenüber Wasserstoffversprödung angesehen wird (X5 CrNi 18-10). Der gemessene anfängliche Restdruck im Vakuumbereich zwischen den Schalen betrug etwa 0,3 mbar absolut. Die doppelwandigen Tanks wurden dabei mit LH2 bis zu einem Füllgrad von etwa 35 % – 40 % (etwa 25 kg – 30 kg LH2) befüllt. In Tab. 1 sind die konstruktiven Details zusammengefasst.

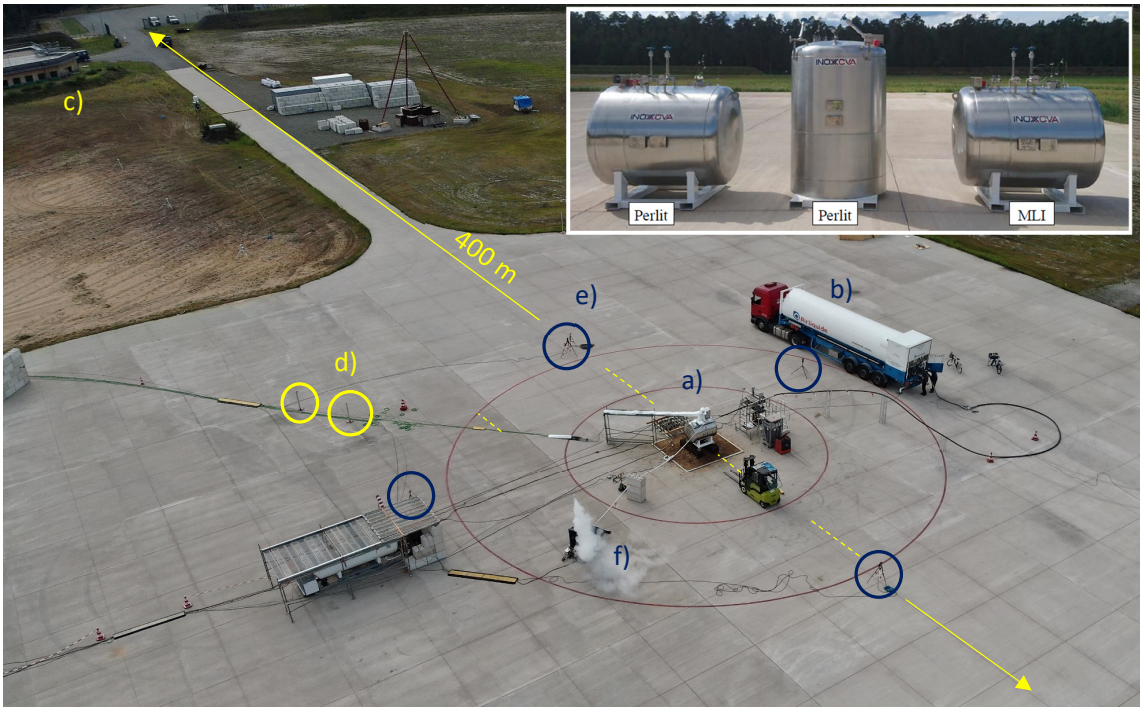



*Abb. 1: Versuchsaufbau auf dem Testareal Wasserstoffsicherheit, a) LH2 Tank, b) Tankfahrzeug, c) Beobachtungsbunker, d) Pencil-Probes, e) H2 Sensoren und Kameras, f) Notablasssystem*

*Tab. 1: Konstruktive Details (Herstellerangaben) für die drei $LH_2$-Behälter*

| Bezeichnung | HH0112ES | HH0112E | MH0112E |
|---|---|---|---|
| Ausrichtung | horizontal | horizontal | vertikal |
| Isolationsmaterial | MLI | Perlit | Perlit |
| Wanddicke innerer Tank (Zyl.) | | 3 mm | |
| Wanddickte äußerer Tank (Zyl.) | | 4 mm | |
| Wanddicke innerer Deckel | | 5 mm | |
| Wanddicke äußerer Deckel | | 5 mm | |
| Gewicht | 750 kg | 855 kg | 950 kg |
| Volumen Innentank, Brutto | 985 L | 985 L | 985 L |
| Volumen Innentank, Netto | 493 L | 493 L | 493 L |
| Betriebsdruck | 9 barg | 9 barg | 9 barg |
| Herstellungsdatum | 2021 | 2021 | 2021 |

Für den Befüllvorgang wurden die Behälter auf Wägezellen positioniert und direkt aus einem Roadtanker befüllt. Hier war zunächst eine erhebliche Menge an LH2 für den Kühlprozess notwendig. Nach Beendigung des Füllvorgangs wurde der Behälter angehoben, das Wägesystem entfernt und das Brennersystem unter dem Behälter aufgebaut.

Die Unterfeuerung erfolgte über ein Brennersystem, bestehend aus 36 Einzeldüsen, die über eine Flüssigpropanpumpe aus einem 5-m³-Propantank gespeist wurde. Der dadurch bereitgestellte homogene Wärmeeintrag liegt bei etwa 100 – 150 kW/m² bei einem mittleren Propanmassenstrom von 4,3 kg/min. Der entsprechende Aufbau ist in Abb. 2 dargestellt.

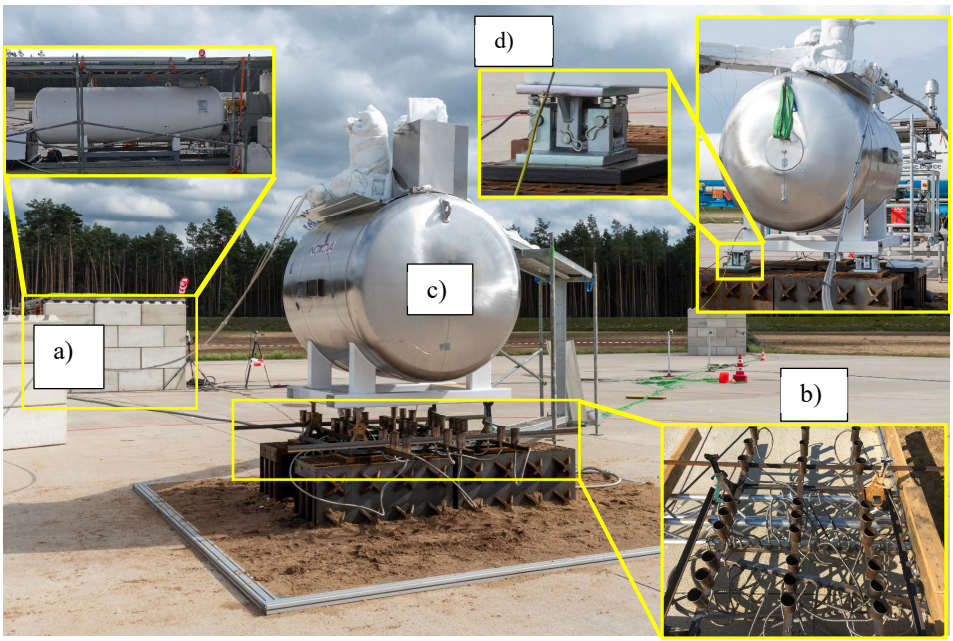



*Abb. 2: Unterfeuerungssystem für die BLEVE-Untersuchungen, a) Propantank, b) Propanbrenner, c) LH2-Behälter, d) Wägezelle*

Jegliche Instrumentierungen mussten durch feuerfeste Insolationsmaterialen gegen den massiven Wärmeeintrag durch das Propanfeuer geschützt werden. Insbesondere die herstellerseitig verbauten Ventile sind nur für den kryogenen Einsatz konzipiert und würden bei direktem Feuerkontakt bereits nach kurzer Zeit beschädigt werden oder gänzlich versagen.

### 2.2. Instrumentierung

Für alle drei Versuche wurden nahezu identische Instrumentierungen zur Erfassung von Temperaturen (Typ K Elemente), Drücken, Wärmestrahlung als auch Videoaufzeichnungen verwendet.
Die Behälter waren mit Temperaturmessstellen an verschiedene Positionen des inneren und äußeren Mantels, teils direkt durch den Hersteller, gemäß unseren Vorgaben, ausgestattet. In Abb. 3 ist dies exemplarisch für die beiden Behältertypen dargestellt.

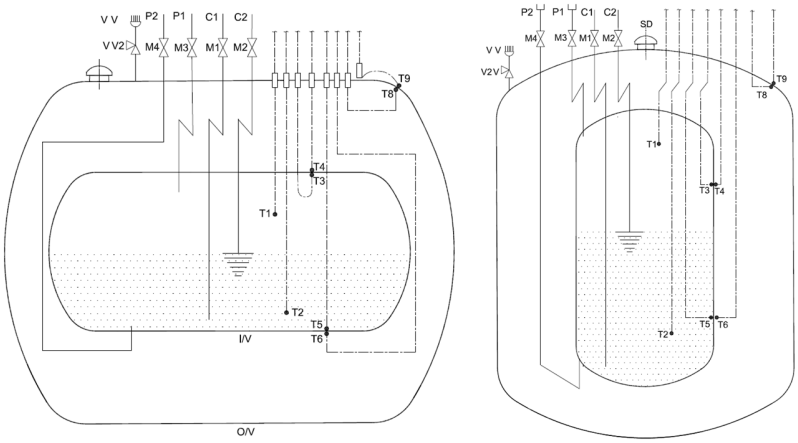



*Abb. 3: Schematische Anordnung der Messstellen im Anlieferungszustand der Behälter*

Die Druckmessung erfolgte in der Gasphase im inneren Behälter sowie in der Flüssigphase im inneren Behälter, um die mögliche hydrostatische Druckdifferenz erfassen zu können, als auch im Vakuumisolationsbereich zur Überwachung der Integrität der Isolation. Im Außenbereich kamen Bolometer, Pencil Probes, Wasserstoffgassensoren sowie Normalbildkameras, IR-Kameras am Boden als auch auf einem UAV zum Einsatz. Die verwendete Messtechnik ist in Tab. 2 aufgeführt.

*Tab. 2: Eingesetzte Messtechnik*

| Sensor/Messgröße | Anzahl | Beschreibung/Typ |
|---|---|---|
| Windrichtung/ geschwindigkeit | 1 | Ultraschallanemometer, Metek USA-1 Scientific |
| Gassensor für H2 | 4, in jede Himmelrichtung | NEOHYSENSE NEO974A |
| Bolometer/Wärmestrahlung | jeweils in 70 m, 90 m und 110 m | Medtherm Model 64-XX-14 |
| Druck innerer Behälter | 2 | 1 abs. Keller PA-10<br>1 diff. Keller PD-23 |
| Thermoelmente | 14 | Type K, 1.5 mm mit Inconelmantel |
| UAV | 1 | DJI M300 RTK, optisch und IR |
| IR-Kamera | 1 | FLIR E 95 |
| Kraftmessdosen | 3 - 4 | MTS VC 3500 |
| Schockwellensensor | Bis zu 3 | Kistler Pencil Probe Typ 6233A |
| Action cams | Bis zu 5 | GoPro, 4K |
| Optische Kamera | 1 | Canon EOS 1DX |

## 3. Resultate und Diskussion

Alle drei Behälter befanden sich für mindestens 1h 6 Minuten im Propanfeuer. Beide Behälter mit Perlit haben nicht kritisch versagt. Beim Behälter mit MLI-Isolation kam es zu einem kritischen Versagen. Obwohl anhand der nur wenigen Prüfmuster keine generellen Aussagen getroffen werden können, erfolgt die Vorstellung und Diskussion der Ergebnisse für die Versuche entsprechend des eingesetzten Isolationsmaterials.

### 3.1. Behälter mit Perlitisolation

#### 3.1.1. Horizontaler Behälter (Versuch 1)

Der erste und dritte Versuch erfolgte mit Behältern mit Perlitisolation. Der horizontal orientierte Behälter wurden dabei für 1 h 20 Minuten unterfeuert. Nach etwa 50 Minuten im Feuer implodierte der äußere Mantel an mehreren Stellen und zeigte deutliche Deformationen (Abb. 4 b und c). Nach etwa 1 h 15 Minuten trat eine Undichtheit am Haupteinlassventil auf, die sich in einer sichtbaren (lumineszierenden) Freistrahlflamme manifestierte (Abb. 4 a). Aufgrund des massiven Druckverlusts (von 23,5 bar auf 10 bar in 300 s und auf 1 bar in weiteren 1.000s) wurde entschieden den Versuch abzubrechen. Nach dem Unterbrechen der Unterfeuerung brannte der austretende Wasserstoff als Jetflame weiter, war jedoch jetzt nur noch über die IR-Kamera zu visualisieren. Der Vergleich von 3D-Scans des implodierten Volumens zum Originalzustand im CAD Modell ergab eine Deformation um etwa 100 dm³ (Abb. 4 d).

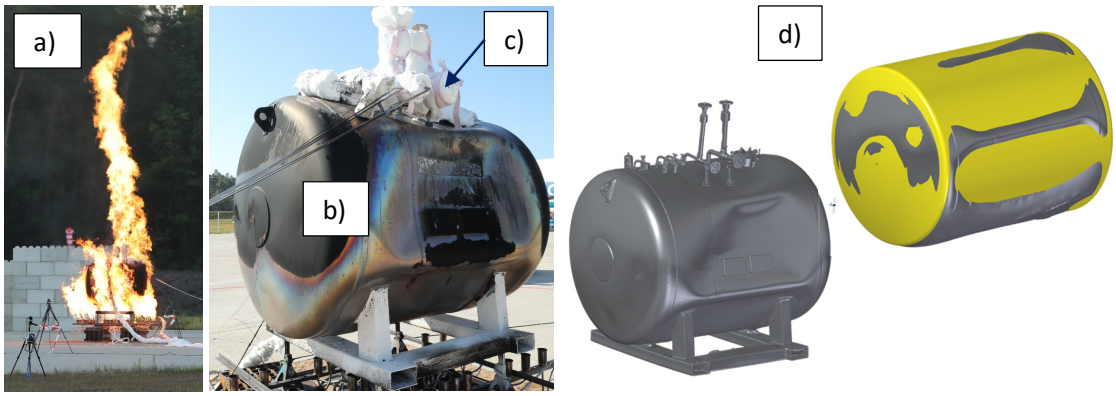



*Abb. 4: H2-Jet, Deformation des LH2-Tanks sowie 3D-Scan mit Differenzvolumen*

#### 3.1.2. Vertikaler Behälter (Versuch 3)

Der vertikale Behälter mit Perlitisolation wurde für 4 Stunden unterfeuert, ohne dass ein kritisches Versagen auftrat. In Anpassung an Versuch 2 wurde das Notablassventil abgangsseitig um ein Hochdruckventil ergänzt, da im Versuch 2 das Ventil für kryogene Anwendungen (PN40) bei einem Innendruck von etwa 50 bar undicht wurde aufgrund der zu geringen Federkraft des Pneumatikantriebs. Nach 4 Stunden wurde die Unterfeuerung gestoppt. Zum einen da der Propantank nahezu leer war aber vor allem weil diese Zeitdauer der Unterfeuerung in realen Unfallszenarien mehr als unwahrscheinlich ist und Einsatzkräfte schon längst vor Ort gewesen wären. Nichtsdestotrotz zeigte sich ein kontinuierlicher Druckanstieg im Behälter bis auf etwa 60 bar. Auch hier implodierte die äußere Hülle während des Versuchs (Abb. 5 b und c). Aufgrund der komplexeren Konstruktion kann die totale Volumenabnahme erst nach weiterer Zerlegung des Behälters erfolgen.

In der ersten Phase der Zerlegung des Behälters wurden an drei Position über der Gesamthöhe Proben aus dem Perlit genommen. Hier zeigte sich, dass über das gesamte Isolationsvolumen offensichtlich pulverförmiges Perlit vorhanden ist. In der mittleren Entnahmeöffnung konnte ein größerer Hohlraum in der Perlitschüttung beobachtet werden, der die komplette Breite der Isolationsschicht bis zum inneren Tank umfasste (Abb. 5 d). Darstellungen vom Behälter vor dem Versuch, sowie die Deformationen durch den Versuch als auch die Probenahmestellen sind in Abb. 5 gezeigt.

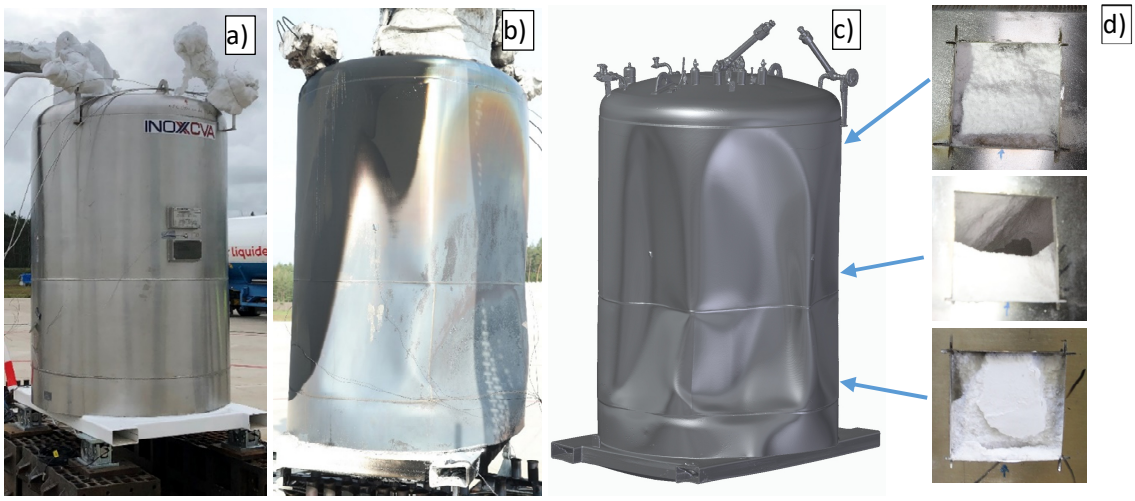



*Abb. 5: a) Tank vor dem Versuch, b) deformierter Tank, c) 3D Scan, d) Probeentnahme*

Der Behälter hatte bis zum Öffnen der Probeentnahmestellen noch Restvakuum vorliegen. Die Proben zeigen eine Tendenz zum Verklumpen, wenn sie kompaktiert werden, wie etwa bei der Entnahme durch die Probenahmesonde (Abb. 6).

*Abb. 6: Proben des entnommenen Perlits aus dem vertikalen Behälter*

Weitere Untersuchungen bezüglich der Bestimmung der Korngrößenverteilung, der Wärmeleitfähigkeit sowie möglicher Degradationsrückstände durch das Feuer als auch die Bestimmung des Schüttvolumens für die Perlitbehälter stehen noch aus. Hier ist u.a. zu klären, ob Setzungsprozesse oder anderweitige Einflüsse zur Abnahme des ursprünglichen Schüttvolumens geführt haben können und somit die Implosionseffekte bei der Unterfeuerung begünstigt haben. Entsprechende Untersuchungen sind derzeit durch Eberwein et. al [6] in Bearbeitung.

### 3.2. Behälter mit MLI-Isolation (Versuch 2)

Beim zweiten Unterfeuerungsversuch wurde der horizontale Behälter mit MLI-Isolation untersucht. Hier trat nach etwa 40 Minuten eine Undichtheit am Notablassventil auf und war nahezu bei kontanten 50 bar für die restliche Versuchsdauer. Die zugrundeliegende Ursache wurde bereits in Abschnitt 3.1.2 beschrieben. Parallel zum Druckanstieg im Innenbehälter konnte ein leichter Druckanstieg im Vakuum verzeichnet werden, sowie ein schlagartiger Druckanstieg im Moment des Berstens nach 1 h 6 Minuten der Unterfeuerung. Die direkte Temperaturmessung erwies sich als sehr schwierig. Die eingesetzten Temperaturmesssysteme mit Linearisierung

lieferten für die Flüssigphase Wasserstoff lediglich Werte um -190°C, obwohl das Messsystem bis -270°C spezifiziert war. Nicht linearisierte Systeme lieferten ebenfalls nach Umrechnung mit den entsprechenden Spannungswerten für Typ K Elemente deutliche Abweichungen zu den realen Temperaturwerten (gemessen etwa -193°C für LH2). Daraufhin wurde im Nachgang auf Basis von Messungen in LHe, LH2 und LN2 eine eigene Kalibrierkurve für die verwendeten Typ K Elemente erstellt. Es konnte beobachtet werden, dass sämtliche verwendeten Mantelthermoelemente (verschiedene Hersteller) für Temperaturen unterhalb von -150°C deutliche Abweichungen der realen Thermospannungen im Vergleich zu den tabellierten Werten zeigen. Die Ursache für dieses Verhalten ist noch nicht geklärt. Vielleicht besteht ein Einfluss des Isolationsmaterials der Thermoelemente auf die Thermospannung im Tieftemperaturbereich oder die Reinheit der verwendeten Legierungen im Typ K Element ist nicht ausreichend hoch. In Abb. 7 sind in der linken Grafik die direkt gemessenen Temperaturen den Werten mit der Eigenkalibrierung gegenübergestellt und in der rechten Grafik ist die zugrundeliegende Kalibrierkurve aufgezeigt.

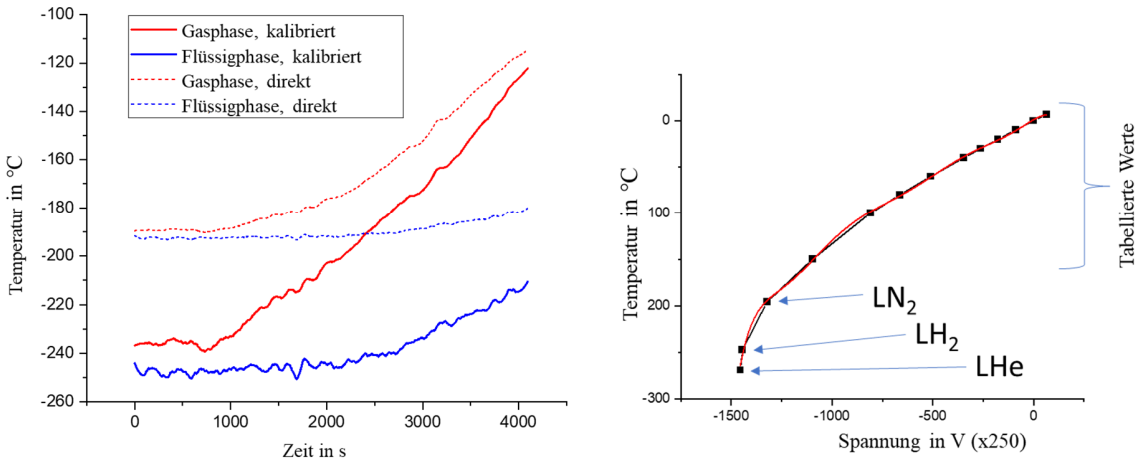



*Abb. 7: links: korrigierte Temperaturwerte, rechts: Kalibrierkurve für Tieftemperaturbereich*

Im Falle eines Behälterversagens sind die hauptsächlichen, kritischen Auswirkungen Druck, durch das Bersten des Behälters, Wärmestrahlung und direkte Flammen, durch die Verbrennung des Brenngas-/Luftgemischs, sowie Fragmentwurf ebenfalls durch das Bersten des Behälters. Die Gemessenen Werte für Druck und Wärmestrahlung sind in Tab. 3 aufgeführt.

*Tab. 3: Messwerte für Druck und Wärmestrahlung*

| Messgröße | Entfernung | Messwert |
|---|---|---|
| Druck | 26,4 m | 99 mbarg |
| | 22,5 m | 133 mbarg |
| Wärmestrahlung | 90 m | 1,2 kW/m² |
| | 70 m | 2,1 kW/m² |
| | 50 m | >2,4 kW/m² |

Berücksichtigt man die im UBA Bericht [14] definierten Grenzwerte für Druckwirkung und Wärmestrahlung ergeben sich die entsprechenden Abstände basierend auf den Messdaten gemäß Abb. 8 und Tab. 4.

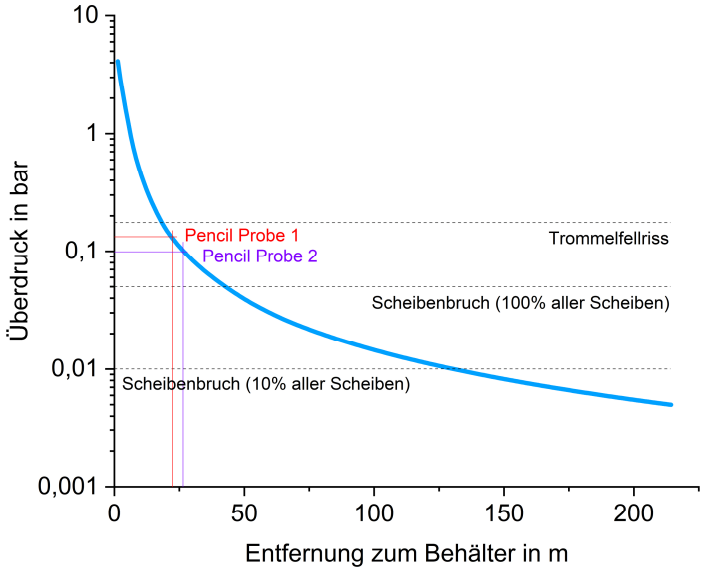



*Abb. 8: Überdruck in Abhängigkeit von der Entfernung beim BLEVE*

*Tab. 4: Auswirkungen und deren Abstände*

| Auswirkung | Grenzwert | Entfernung |
|---|---|---|
| Trommelfellruptur | 0,175 barg | 18 m |
| 100 % Scheiben | 0,05 barg | 42 m |
| 10% Scheiben, Umstoßen von Personen | 0,01 barg | 128 m |
| Sonnenbrand | 1,6 kW/m² | < 90 m |
| Fragmentwurf | Absolute max. Wurfweite | 167 m (72 kg) |

Basierend auf den Daten aus Tab. 4 wird ersichtlich, dass sich die größten Abstände bezüglich der Gefährdung durch Fragmentwurf mit etwa 170 m ergeben.

## 4. Schlussfolgerungen

Verlässliche und kostengünstige Sensorik ist eine grundlegende Voraussetzung für den Betrieb von LH2-Speicherbehältern. Insbesondere Thermoelemente (Typ K), die grundsätzlich entsprechend ihres Temperaturbereichs geeignet sein sollten, zeigen in der Praxis deutliche Abweichungen im Tieftemperaturbereich und sollten vor dem Einsatz in entsprechenden Systemen umfassend geprüft werden. Beim BLEVE eines LH2 Tanks konnte beobachtet werden, dass die kritischen Abstände aufgrund des Feuerballs und des Drucks etwa vergleichbare Werte im Bereich von bis zu 130 m liefern. Die größten Abstände aufgrund der Auswirkung wurde jedoch durch die maximale Wurfweite eines Fragments mit 170 m erreicht. Hierbei handelte es sich zudem um den kompletten Boden des Außenbehälters mit einem Gewicht von 72 kg. Vergleiche mit vorhandenen Modellen zum Fragmentwurf beim Behälterbersten wurden bereits in [9] vorgenommen. Hier lieferten die Modelle meist konservative, teils vergleichbare aber in wenigen Fällen auch zu geringe Werte für die Wurfweiten. Zudem müssen hier einige Annahmen getroffen werden, um die Modelle etwa auf den äußeren Mantel anwenden zu können, da die Modelle bisher nur für einschalige Modelle formuliert sind. Die Bereitstellung exakter 3D-Modelle soll hier zusammen mit weiteren relevanten Daten für Wurfweiten, Masse, Position und anfänglichem Flugwinkel zur Überprüfung und Anpassung vorhandener Modelle als auch zur CFD und oder FEM basierten Simulation von BLEVEs bereitgestellt werden. Zudem sind derzeit

weitere Untersuchungen laufend, um den Einfluss des Isolationsmaterials auf das Verhalten eines LH2-Tanks bei Unterfeuerung zu identifizieren.

**Literatur:**


[1] Abbasi T., Abbasi S.A., (2007), The boiling liquid expanding vapour explosion (BLEVE): Mechanism, consequence assessment, management, Journal of Hazardous Materials, 141, pp. 489–519

[2] Berg A.C. van den, Voort M.M. van der, Weerheym J., Versloot N.H.A., (2004), Expansion-controlled evaporation: a safe approach to BLEVE blast Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 17, pp. 397–405

[3] Berg A.C. van den, Voort M.M. van der, Weerheym J., Versloot N.H.A., (2006), BLEVE blast by expansion-controlled evaporation, Process Safety Progress, 25, 44-51

[4] Betteridge S., Phillips L., (2015), Large scale pressurised LNG BLEVE experiments, IChemE Symposium Series no 160

[5] Center for Chemical Process Safety (CCPS), (2016), Guidelines for Vapor Cloud Explosion, Pressure Vessel Burst, BLEVE, and Flash Fire Hazards

[6] Eberwein R., Hajhariri A., Camplese D., Scarponi G. E., Cozzani V., Otremba F. (2023), A comparative study on insulation materials in tanks for the storage of cryogenic fluids in fire incidents, Proceedings of the ASME 2023 International Mechanical Engineering Congress and Exposition (IMECE2023)

[7] Hemmatian B., Casal J., Planas E., (2017), Essential Points in the Emergency Management in Transport Accidents which Can Lead to a BLEVE-Fireball, Chemical Engineering Transactions, 57, 439-444

[8] Kamperveen J.P., Spruijt M.P.N., Reinders J.E.A., (2016), Heat load resistance of cryogenic storage tanks – Results of LNG Safety Program, TNO report no. TNO 2016 R10352

[9] Kluge M., Habib K., Van Wingerden K., pp. 168 – 181, Large-scale tests to investigate the consequences of exposing cryogenic storage vessels containing liquid hydrogen to a fire load, In Proceedings of the 14th International Symposium on Hazards, Prevention and Mitigation of Industrial Explosions (ISHPMIE 2022), Germany, 2022, DOI 10.7795/810.20221124

[10] Lorenz D., Radandt S., (1996), Trümmerflug in der Umgebung von Staubexplosionsherden – Vergleich zwischen Modellrechnung und Explosionsereignissen. VDI Berichte Nr. 1272

[11] NIST, (2021), NIST Chemistry WebBook 69, National Institute of Standards and Technology <webbook.nist.gov/cgi/cbook.cgi?ID=C1333740&Mask=4> accessed 01.12.2021.

[12] Pehr, K., (1996), Aspects of safety and acceptance of LH2 tank systems in passenger cars, International Journal of Hydrogen Energy, 21, pp. 387–395.

[13] Rigas F., Sklavounos S., (2005), Evaluation of hazards associated with hydrogen storage facilities, International Journal of Hydrogen Energy, 30, pp. 1501 – 1510

[14] UBA Bericht, (2000), Ermittlung und Berechnung von Störfallablaufszenarien nach Maßgabe der 3. Störfallverwaltungsvorschrift; Forschungs- und Entwicklungsvorhaben 204 09 428.

[15] Ustolin F., Song G., Paltrinieri N., (2019), The Influence of H2 Safety Research on Relevant Risk Assessment, Chemical Engineering Transactions, 74, 1393-1398

[16] Ustolin F., Paltrinieri N., Landucci G., (2020), An innovative and comprehensive approach for the consequence analysis of liquid hydrogen vessel explosions, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 68, 104323.

# Untersuchung der Freisetzung von Flüssigwasserstoff auf und unter Wasser

Abdel Karim Habib[a], Martin Kluge[a], Kees van Wingerden[b]
[a] Bundesanstalt für Materialforschung und –Prüfung, Unter den Eichen 87, 12205 Berlin, Deutschland
[b] Vysus Norway, Kokstadflaten 35, 5257 Kokstad, Norwegen
E-mail: *karim.habib@bam.de*

**Kurzfassung:**
In einer Reihe von Experimenten wurden die möglichen Folgen der Freisetzung von verflüssigtem Wasserstoff (LH2) auf, bzw. unter Wasser untersucht. Die Experimente zielten darauf ab, eine unbeabsichtigte Freisetzung von LH2 (z.B. durch Schlauchabriss) insbesondere bei der Betankung eines Schiffes zu simulieren. Für verflüssigtes Erdgas (LNG) wurden dabei sog. RPT's (rapid phase transition) nachgewiesen, bei denen die spontane Verdampfung relevante Druckwellen erzeugt. Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass RPTs auch im Falle von LH2 möglich sind. Die Versuche wurden auf dem Testareal Wasserstoffsicherheit auf dem Testgelände Technische Sicherheit der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM-TTS) in Horstwalde, im Rahmen einer Forschungskooperation zwischen der BAM und Gexcon im Rahmen des SH2IFT-Programms durchgeführt. Die LH2-Freisetzungen erfolgten direkt aus einem LH2-Tanklastwagen über eine lange, flexible, vakuumisolierte Transferleitung. Während die Freisetzung oberhalb und unterhalb der Wasseroberfläche jeweils vertikal orientiert war, wurde bei der Unterwasserfreisetzung zusätzlich eine horizontale Ausströmung, parallel zur Wasseroberfläche realisiert. Zur Bestimmung des Massenstromes, wurde ein Wägesystem unter dem Tankwagen eingesetzt. Spezielle Drucksensoren wurden verwendet, um die durch die Freisetzungsvorgänge erzeugten Stoßwellen sowohl im Wasser als auch in der Luft zu messen. Die Gaskonzentrationen über dem Wasserbecken wurden an verschiedenen Positionen gemessen. Hochgeschwindigkeits-, Infrarot- (IR) und normale Kameras wurden eingesetzt, um die Phänomenologie der Freisetzung aufzuzeichnen und das Verhalten der Gaswolke im Zeitverlauf zu verfolgen. Neben den fest installierten Systemen an Land, kamen auch Unterwasserkameras sowie eine Drohne mit Normal- und IR-Kameras zum Einsatz. Zwei Wetterstationen wurden zur Messung von Windgeschwindigkeit, Windrichtung, Temperatur und Luftfeuchtigkeit während aller durchgeführten Tests eingesetzt. Des Weiteren kamen Bolometer zur Wärmestrahlungsmessung zum Einsatz. Zwar führten die Freisetzung zu einer hochturbulenten LH2/Wasser Mischzone, jedoch zu keinen nennenswerten Überdrücken durch RPT. Im Gegensatz dazu wurde unerwartet, aber reproduzierbar, eine Zündung der Gaswolke in freier Luft in einiger Entfernung von den Instrumenten und dem Ort der Freisetzung beobachtet. Die daraus resultierenden Gaswolkenexplosionen führten zu relevanten Überdrücken und zur Wärmeabstrahlung in die Umgebung.

## 1. Einleitung

Beim Einsatz von Flüssigwasserstoff (LH2), insbesondere im maritimen Bereich für den Transport mit oder den Betrieb von Schiffen, kann bei einer Leckage, z.B. während des Be- und Entladevorgangs im Hafen, der Flüssigwasserstoff in Kontakt mit Wasser kommen. Der große Temperaturunterschied zwischen dem LH2 (Siedetemperatur von -253°C) und dem

Wasser kann potenziell zu einem schnellen Phasenübergang (RPT – Rapid Phase Transition) führen. Bei RPTs handelt es sich um rein physikalische Explosionen, die erhebliche Schäden verursachen können. Beispiele hierfür finden sich z.B. im Bereich der Metallgussindustrie, wenn Wasser mit flüssigem Metall in Berührung kommt [1], oder in der Flüssigerdgasindustrie (LNG), wenn LNG (Siedetemperatur von -160 °C) versehentlich in Wasser gelangt [2]. Bei LNG-RPTs unterscheidet man zwischen „early“ (frühem) und „late“ (verzögertem) RPT, je nachdem, ob der RPT in der LNG-Wasser-Mischzone (früh) oder außerhalb der Mischzone auftritt, wenn sich eine LNG-Lache auf der Wasseroberfläche gebildet hat (spät) [3].
LH2 RPT’s wurden bisher kaum untersucht. Systematische Untersuchungen zu dem Thema wurden bisher nur in einer Studie veröffentlicht [4], in der nur die impulsarme Freisetzung von LH2 auf der Wasseroberfläche betrachtet wurde. In einer weiteren Studie [5] wurde der Einfluss einer Freisetzung von fein dispergiertem Wasser (Spray) auf eine bestehende LH2 Lache untersucht. In keinem dieser Experimente konnte ein RPT beobachtet werden. In [6] wurde auf Basis theoretischer Überlegungen die Wahrscheinlichkeit des Auftretens von LH2-RPT abgeschätzt. Die Untersuchung kommt zu dem Schluss, dass aufgrund der niedrigen Leidenfrost-Temperatur des LH2, der Dampffilm der Wasser und LH2 voneinander trennt deutlich stabiler ist als bei LNG, wodurch verzögerte RPT von LH2 nahezu auszuschließen sind und frühe RPT eine geringere Auftretenswahrscheinlichkeit haben als bei LNG. Des Weiteren kommen die Autoren [6] zu dem Schluss, dass die zu erwartenden Überdrücke von RPT’s bei der Freisetzung von LH2 in Wasser deutlich geringer sind als bei LNG.

Um diese Fragestellung eingehender zu untersuchen, wurden bei der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) Versuche zur Freisetzung von LH2 auf und unter Wasser durchgeführt. In einem realitätsnahen Maßstab wurden Freisetzungen von LH2, als impulsbehafteter Strahl auf und unterhalb der Wasseroberfläche mit Freisetzungsmassenströmen von 0,25 kg/s bis 1,0 kg/s untersucht, deren Ergebnisse hier vorgestellt werden.

## 2. Versuchsaufbau

Die Untersuchungen zur Freisetzung von LH2 auf bzw. unter Wasser wurden auf dem Testgelände Technische Sicherheit der BAM in Horstwalde, ca. 50 km südlich von Berlin, durchgeführt. Um möglichst realitätsnahe Phänomene abbilden zu können, wurde ein Wasserbecken mit einem Fassungsvermögen von 150 m³ angelegt (LxBxT = 10 m x 10 m x 1,5 m), so dass die vorgehaltene Wassermenge einen ausreichend großen „Wärmespeicher“ darstellt, um eine zu starke Abkühlung des Wassers während der einzelnen Freisetzungen von max. 2 min Dauer auszuschließen und somit ähnliche Bedingungen wie z.B. in einem Hafenbecken zu ermöglichen (siehe Abb. 1). Die Versorgung mit LH2 erfolgte über einen 40 m³ Tankauflieger, um einen ausreichenden Vorrat an LH2 (Gesamtmenge 2,5 t Flüssigwasserstoff) zur Durchführung sämtlicher Versuche zu gewährleisten. Der Versuchsstand wurde ferngesteuert, nach Schutzraumprinzip aus einem Bunker bedient.
Die Freisetzung des flüssigen Wasserstoffs erfolgte direkt aus dem Tankauflieger in das Wasserbecken. Vom Tanklastwagen führte ein 46 m langer, doppelwandiger, vakuumisolierte Schlauch (Innendurchmesser 39 mm) zu einer fernsteuerbaren Ventilinsel (alle Ventile in vakuumisolierter Ausführung für kryogene Anwendungen).

*Abb. 1: Versuchsaufbau zur Untersuchung von LH2 Freisetzungen auf und unter Wasser - von links nach rechts: Wasserbecken mit Messgerüst; Messwarte; LH2-Tanklastwagen*

Ein identischer 10 m langer Schlauch verband die Ventilinsel direkt mit dem Freisetzungsmechanismus, bestehend aus einem höhenverfahrbaren und in der Orientierung (horizontal, Vertikal) einstellbaren Auslass (siehe Abb. 2), so dass Freisetzungen 0,5 m oberhalb, 0,5 m unterhalb der Wasseroberfläche jeweils mit vertikaler (nach unten gerichteter) Ausströmrichtung und Freisetzungen 0,5 m unterhalb der Wasseroberfläche mit horizontaler Ausströmrichtung erfolgen konnten. Das gesamte System war zudem über die Ventilinsel mit einer Helium Versorgung verbunden, um vor jeder Freisetzung die Leitungen zu inertisieren. Über die Ventilinsel konnte zudem der LH2-Strom entweder direkt in das Wasserbecken oder in die Umgebungsluft geleitet werden. Letzteres erfolgte vor jeder Freisetzung, um die Leitung (durch Ableitung in die Umgebung) so weit runterzukühlen, dass nur flüssiger Wasserstoff freigesetzt wird. Wenn am Luftseitigen Auslass nur noch Flüssigphase austrat, wurden die Ventile so geschaltet, dass der LH2-Strom ins Wasserbecken geleitet wurde. Diese Umschaltmöglichkeit diente auch als Sicherheitseinrichtung, um im Falle eines Verstopfens des Auslasses am Becken durch z.B. Eisbildung, den Druck aus dem Leitungssystem sicher abzuführen und jederzeit einen sicheren Zustand herstellen zu können. An verschiedenen Stellen im Leitungssystem (insbesondere am Auslass) wurden Temperatur und Druck gemessen. Auf einem Traggerüst oberhalb der Wasseroberfläche waren zusätzlich Thermoelemente (Typ K) zur Temperaturüberwachung und zehn Wassertoffsensoren (NEOHYSENSE NEO974A, Messbereich 0 Vol.% - 100 Vol.% Wasserstoff in Luft) zur Konzentrationsmessung angebracht. Die Thermoelemente wurden alternierend oberhalb und unterhalb der Wasseroberfläche platziert. Zur Messung der bei RPTs zu erwartenden Überdrücke, wurden zwei Unterwasserdruckwellensensoren (Piezotonics PCB 138A01) sowie zwei Druckwellensensoren an Land (Kistler Pencil probe Typ 6233A) eingesetzt. Drei Bolometer (Medtherm 64-XX-14) wurden in Abständen von 70 m, 90 m und 110 m zum Freisetzungsort aufgestellt und zur Messung möglicher Wärmestrahlung eingesetzt. Die Windgeschwindigkeit und -richtung wurde mittels zweier Ultraschallanemometer (USA, Typ Metek USA-1 Scientific) an diagonal gegenüberliegenden Ecken des Wasserbeckens aufgezeichnet.
Das gesamte Messrack über dem Pool, sowie alle in der Nähe befindliche Messtechnik waren geerdet, um die Gefahr einer Zündquelle auszuschließen.
Die Versuchsüberwachung erfolgte zudem mittels 8 Kameras (Typ GoPro Gen. 3 - 8), einer IR-Kamera (FLIR E95) sowie einer Drohne (DJI M300 RTK) die Real- und IR-Bilder (DJI Zenmuse H20T) aufnehmen konnte.

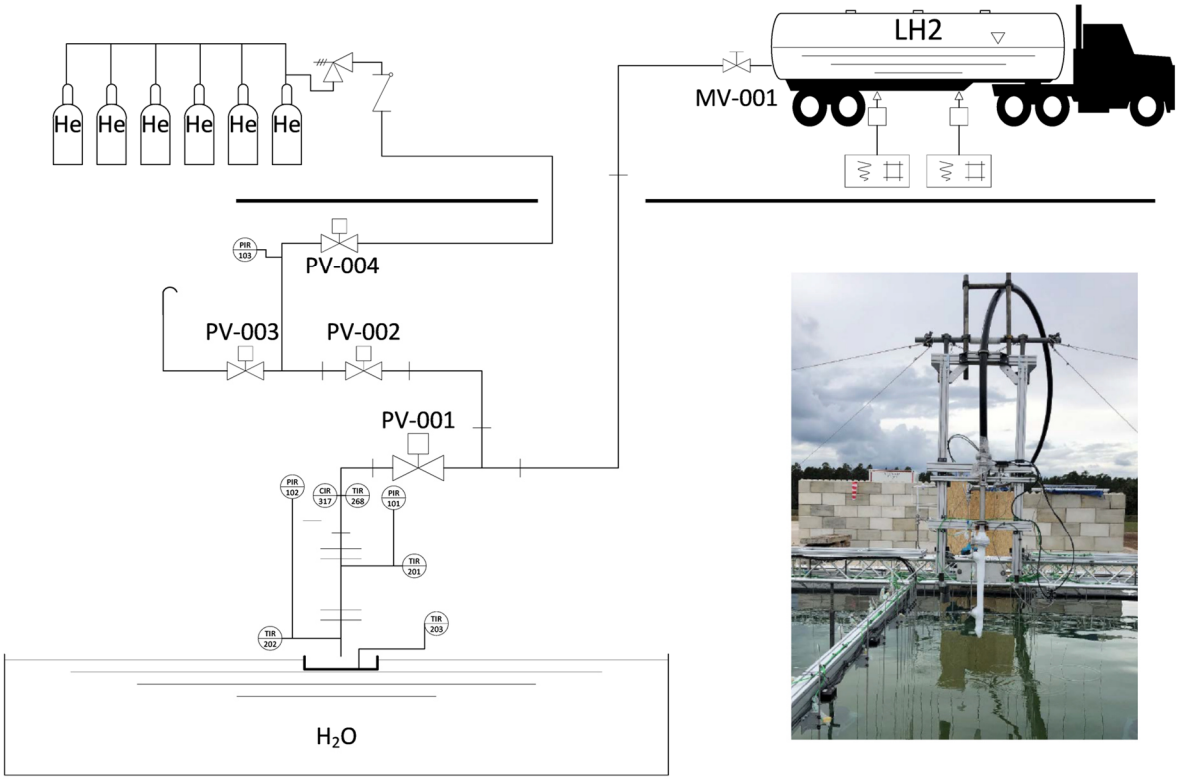



*Abb. 2: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus und Detailaufnahme der Freisetzungsvorrichtung (kurz nach einer Freisetzung)*

Zur Bestimmung des Freisetzungsmassenstroms wurde der Tankauflieger auf jeweils vier 10 t Wägezellen (MTS VC 3500 - Messgenauigkeit +/- 1,5 kg) gestellt (Abb. 3) und aus der Gewichtsdifferenz zwischen Freisetzungsbeginn und -ende und der Freisetzungsdauer ermittelt. Da der Tankauflieger über keinerlei (Fern-)Einstellmöglichkeiten für einen definierten Massenstrom verfügte, wurde bei den Versuchen durch unterschiedliche Öffnungsgrade des Handventils am Tankauflieger versucht den Durchfluss zu beeinflussen und anhand der Wägezellen, dann die resultierenden Massenströme aufgenommen.

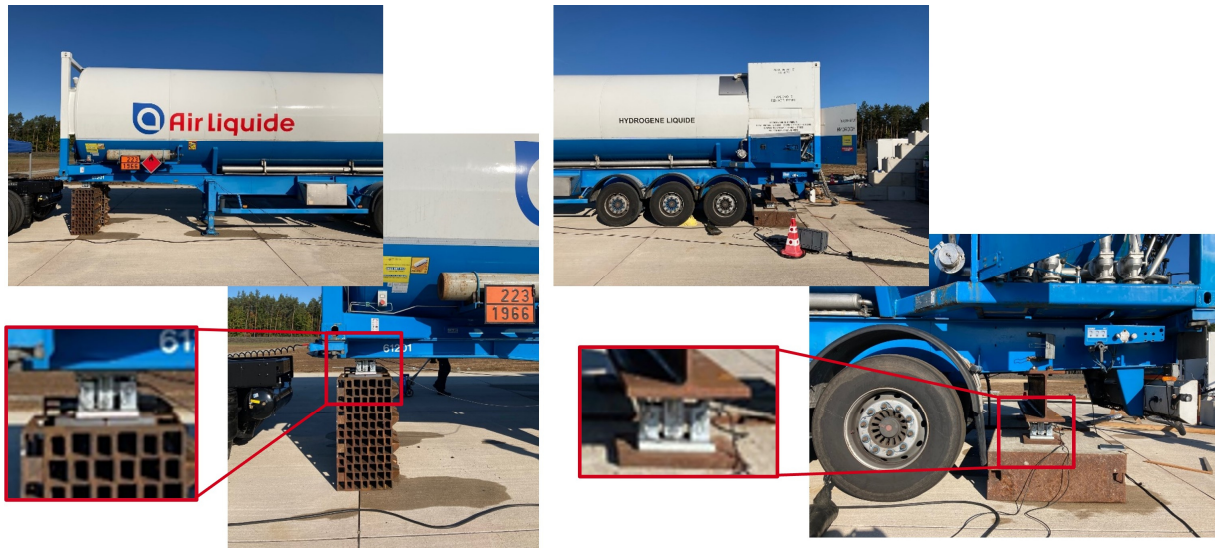



*Abb. 3: Wägesystem für den Tankauflieger zur Bestimmung des Massenstroms bei den Freisetzungen*

## 3. Ergebnisse

In Summe wurden über 80 Freisetzungen (inkl. Vorversuche) realisiert, von denen 75 (in 24 Versuchsreihen) erfolgreich aufgezeichnet und ausgewertet werden konnten. In Tabelle 1 sind die Freisetzungsarten, die Anzahl der Freisetzungen und die Massenströme für jede Versuchsreihe dargestellt.

*Tabelle 1: Art und Menge der Freisetzungen für jede Versuchsreihe*

| Versuchreihe[1] | Orientierung* | Anzahl an Freisetzungen | Massenstrom |
|---|---|---|---|
| 001 | O | 1 | **4 kg/s |
| 002 | O | 8 | 0,3 – 1 kg/s |
| 003 | O | 1 | **0,1 kg/s |
| 004 | U | 3 | 0,35 – 0,85 kg/s |
| 005 | O | 2 | **0,25 kg/s |
| 006 | U | 4 | 0,5 – 1,1 kg/s |
| 007 | U | 5 | 0,35 – 0,65 kg/s |
| 008 | U | 3 | 0,55 – 0,62 kg/s |
| 009 | U | 3 | 0,35 – 0,7 kg/s |
| 010 | U | 3 | 0,35 – 0,45 kg/s |
| 011 | O | 3 | 0,45 – 1,1 kg/s |
| 012 | O | 3 | 0,32 – 0,58 kg/s |
| 013 | O | 3 | 0,25 – 0,4 kg/s |
| 014 | U | 2 | 0,3 – 0,5 kg/s |
| 015 | U | 3 | 0,5 – 0,75 kg/s |
| 016 | U | 1 | 0,8 kg/s |
| 017 | O | 5 | 0,4 – **1,4 kg/s |
| 019 | O | 2 | 0,8 kg/s |
| 020 | O | 3 | 1,1 kg/s |
| 021 | U | 4 | 0,25 – 0,76 kg/s |
| 022 | U | 3 | 0,27 – 0,37 kg/s |
| 023 | UH | 3 | 0,53 – 0,78 kg/s |
| 024 | UH | 3 | 0,36 - 0,55 kg/s |
| 025 | UH | 4 | 0,38 – **0,93 kg/s |

*[1] Versuchsreihe 018 ist nicht in der Liste aufgeführt, da hier aufgrund eines Ausfalls der Messtechnik keine Daten aufgezeichnet werden konnten*
** Bedeutung der Symbole: O= Freisetzung oberhalb Wasseroberfläche, Vertikal nach Unten; U= Freisetzung unterhalb Wasseroberfläche, Vertikal nach Unten; UH= Freisetzung unterhalb Wasseroberfläche, horizontal zur Oberfläche*
*** Wert ist als Schätzung anzusehen, da hier entweder die Freisetzungsdauer zu kurz (<10 s) oder die freigesetzte Menge zu klein (<5 kg) war für die Messgenauigkeit der Wägezellen.*

Abweichend vom ursprünglichen Vorhaben jeweils 120 s lang LH2 freizusetzen, variieren die Freisetzungsdauern. Die Begründung dafür liegt in der Tatsache, dass direkt bei der ersten Freisetzung ein Phänomen beobachtet werden konnte, das so nicht erwartet wurde, jedoch aber gravierenden Einfluss auf die Freisetzungsdauer hatte. Statt einer Druckwirkung durch einen reinen RPT, wurde eine (Selbst-)Entzündung mit anschließender Gaswolkenexplosion (siehe Abb. 4) und resultierender Druckentwicklung beobachtet.

*Abb. 4: IR- und Realbildaufnahme der Zündung der Gaswolke*

Da, nach dieser Zündung, auch das austretende LH2 brannte, mussten somit die Freisetzungen jeweils beendet werden. Das Entzündungsphänomen konnte bei 80 % der Freisetzungen beobachtet werden. In Tabelle 2 sind für alle drei Freisetzungsarten die Anzahl der Versuche und die Anzahl an Zündungen aufgelistet. Während fast alle Unterwasserfreisetzungen mit vertikaler Orientierung nach unten zu einer Zündung führten, ist dies bei einer deutlich geringeren Anzahl der Freisetzungen oberhalb der Wasseroberfläche der Fall. Die Freisetzungen mit einer Freisetzung unter Wasser parallel zur Oberfläche zeigen einen, den Freisetzungen über der Wasseroberfläche ähnlichen Anteil an Zündungen.

*Tabelle 2: Gesamtanzahl an Freisetzungen je Art der Freisetzung und Anzahl der Freisetzungen mit beobachteter Zündung*

| **Orientierung** | **Gesamtanzahl an Freisetzungen** | **Anzahl an Freisetzungen mit Zündung** | **Prozentsatz der gezündeten Freisetzungen** |
|---|---|---|---|
| O | 31 | 21 | 68 % |
| U | 34 | 32 | 94 % |
| UH | 10 | 7 | 70 % |

Um auszuschließen, dass die installierte Messtechnik, trotz vorhandener Erdung, als Zündquelle diente, wurden mehrere Freisetzungen (Versuchsreihe 015, 016 und 017) oberhalb und unterhalb der Wasseroberfläche durchgeführt, bei denen die komplette Messtechnik (bis auf die Kameras und die Bolometer die ausreichend weit weg standen, so dass eine Wirksamkeit als Zündquelle ausgeschlossen werden konnte) abgeschaltet wurde. Auch bei diesen Freisetzungen kam es zu einer Zündung der Gaswolke. Anhand der IR-Kamera Aufnahmen (siehe Abb. 5 ) konnte belegt werden, dass die Zündung der bei der Freisetzung entstandenen Gaswolke „in freier Luft“ und so weit entfernt von allen Aufbauten passiert, dass hier ein noch nicht näher identifizierter Zündmechanismus wirksam wird.
Betrachtet man die Phänomenologie bei der Freisetzung, so wird deutlich, dass dies ein hochturbulenter Vorgang ist, bei dem aufgrund des hohen Impulses sehr viel Energie transportiert wird. Die Freisetzung ist so stark, dass die ursprünglich angedachte Vorrichtung zur Erzeugung von Wellen im Wasserbecken obsolet wurde.

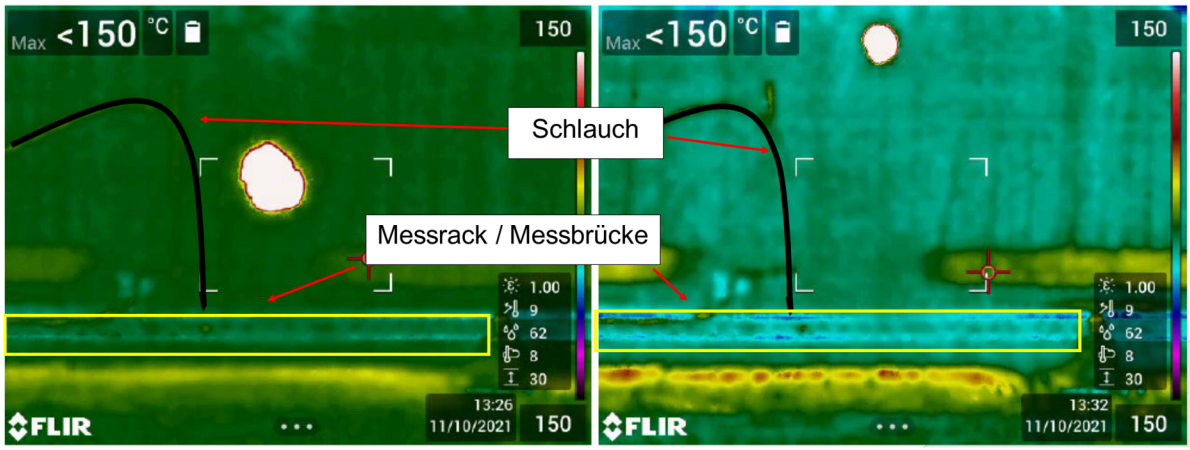



*Abb. 5: IR-Aufnahme der Zündung und somit des Zündortes (jeweils weißer Fleck im Bild) bei zwei Freisetzungen bei denen die gesamte Messtechnik abgeschaltet war.*

Der LH2 Jet penetriert das Wasser fast bis zum Boden des Beckens und der Austrittsimpuls kombiniert mit der Verdampfung (und somit Expansion) des Wasserstoffs führen zu einer hochturbulenten Bewegung des Wassers mit Bildung mehrere Meter hoher Wasserfontänen, sowie Erzeugung einer mit Wassernebel durchsetzen Gaswolke (Abb. 6).
Eine erste Vermutung zum möglichen Zündmechanismus, könnte evtl. die Bildung von Mikroeiskristallen sein. Von diesen ist bekannt, dass sie sich elektrostatisch aufladen können und diese Ladung auch wieder abgeben [7]. Da Wasserstoff eine sehr geringe Mindestzündenergie aufweist, wäre dies eine vorstellbare Begründung. Jedoch sind zu diesem Thema weitere Untersuchungen nötig, um eine belastbare Aussage treffen zu können.
Aus den Messungen der entstehenden Überdrücke, sowie der emittierten Wärmestrahlung der gezündeten Gaswolke, können folgende Erkenntnisse gewonnen werden. Die Wärmestrahlung (gemessen in drei Abständen von 70 m, 90 m und 110 m) übersteigt in keinem Versuch 0,1 kW/m² in 70 m Entfernung. Dies entspräche einer „sicheren“ Entfernung bis zum Unterschreiten des 1,6 kW/m² Grenzwertes für Sonnenbrand von ca. 22 m.

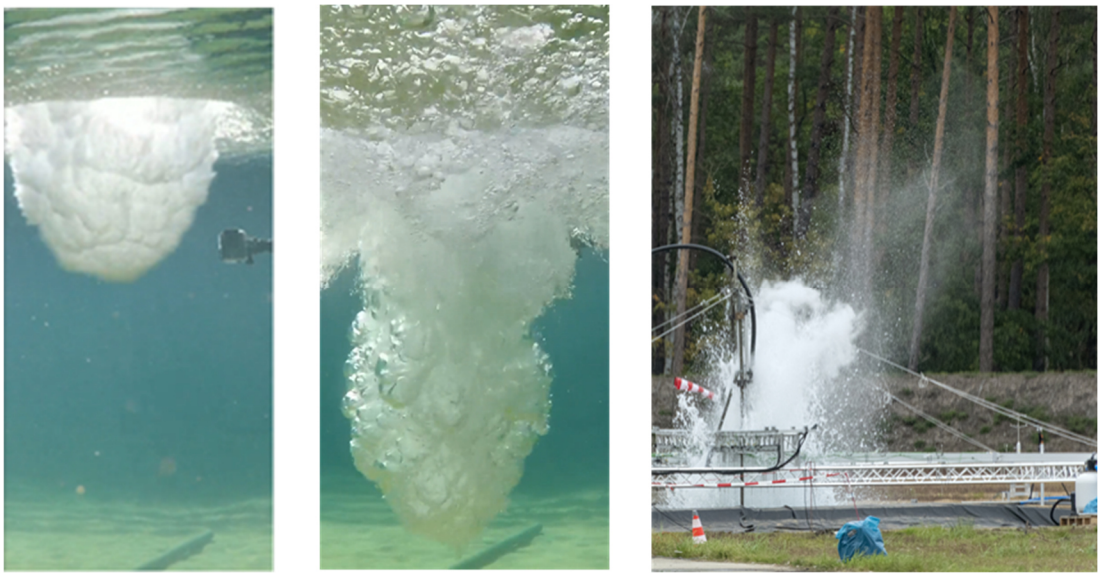


Abb. 6: Aufnahmen der Auswirkungen des LH2 Strahls unter und über Wasser, kurz nach Beginn der Freisetzung.

Die gemessenen Druckwerte zeigen zwar bei den Versuchen ohne Zündung minimale Werte, die auf ein RPT zurückzuführen sind, diese übersteigen zum einen jedoch nie 0,05 bar und

sind zum anderen bei Versuchen mit Zündung nur sehr schwer ermittelbar (siehe Abb. 7). Da zum einen die Drucksignale durch die (Schall-)Wellen der Freisetzung sehr verrauscht sind, und zum anderen bei einer Zündung die gemessenen Werte wesentlich höher als die Druckwerte aufgrund eine RPTs sind, ist eine eindeutige Bestimmung kompliziert. Wie auch in Abb. 7 zu sehen sind die unter Wasser gemessenen Druckwerte um ein Vielfaches höher als die an Land. Hier ist jedoch anzumerken, dass Druck verstärkende Effekte, wie Reflexion an den Wänden des Wasserbeckens nicht ausgeschlossen werden können. Dies würde jedoch auch bei dem unterstellten Szenario eines im Hafen festgemachten Schiffes passieren, da dort die Hafenmauer und der Schiffsrumpf die Druckwellenausbreitung behindern und die Reflexion derselben fördern.

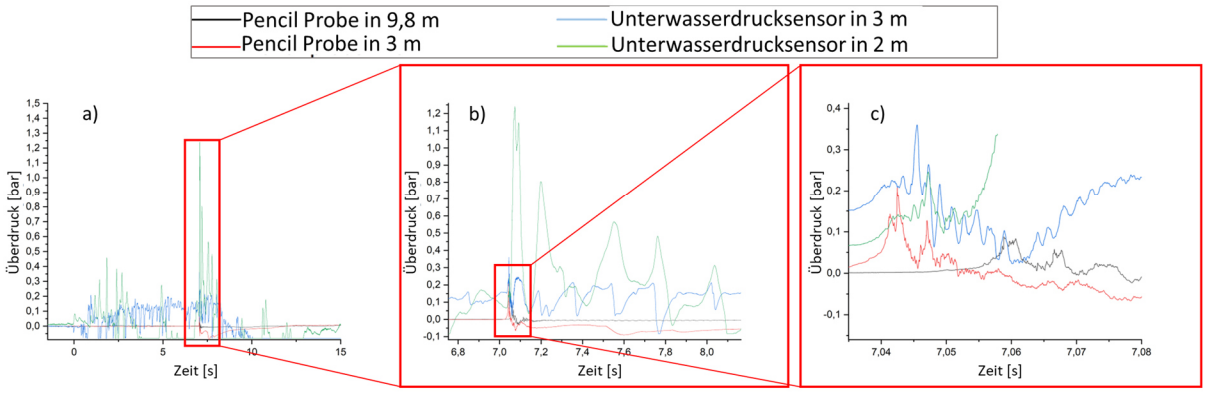



*Abb. 7: Auswertung der einzelnen Drucksignale für eine Freisetzung mit Zündung*

Über alle Versuchsreihen hinweg wurden unter Wasser Druckwerte bis zu mehreren bar gemessen (siehe Abb. 8), wohingegen an Land die maximalen Druckwerte höchstens 0,4 bar in 3 m Entfernung betrugen (siehe Abb. 9). Es ist festzuhalten, dass auch die Werte an Land (zumindest im Nahfeld) mit bis zu 400 mbar in einem Bereich liegen, die schwere Schäden an Strukturen vermuten lassen. Entsprechend der im UBA-Bericht [8] genannten Grenzwerte ordnen sich die gemessenen maximalen Überdrücke wie folgt (Tabelle 3) ein.

*Tabelle 3: Einordnung der gemessenen Überdrücke an Land und unter Wasser anhand einiger Druckgrenzwerte und ihren Auswirkungen*

| **Auswirkung** | **Grenzwert** |
|---|---|
| Personen werden umgestoßen | 0,01 bar |
| Bruch von 100 % der Scheiben | 0,05 bar |
| Stahlblechplatten verbeult | 0,075 bar |
| Zerstörung gemauerter Wände | 0,10 bar |
| Untere Grenze Trommelfellriss | 0,175 bar |
| Nahezu vollständige Zerstörung üblicher Gebäude | 0,40 bar |
| **Maximal gemessener Überdruck an Land** | **0,40 bar** |
| Beladene Güterwagen zerstört, 99 % Schaden an horizontal gelagerten Druckkesseln, chemischen Reaktoren und Wärmetauschern | 0,75 bar |
| Untere Grenze für Lungenschäden | 0,85 bar |
| **Maximal gemessener Überdruck unter Wasser** | **>1,3 bar** |

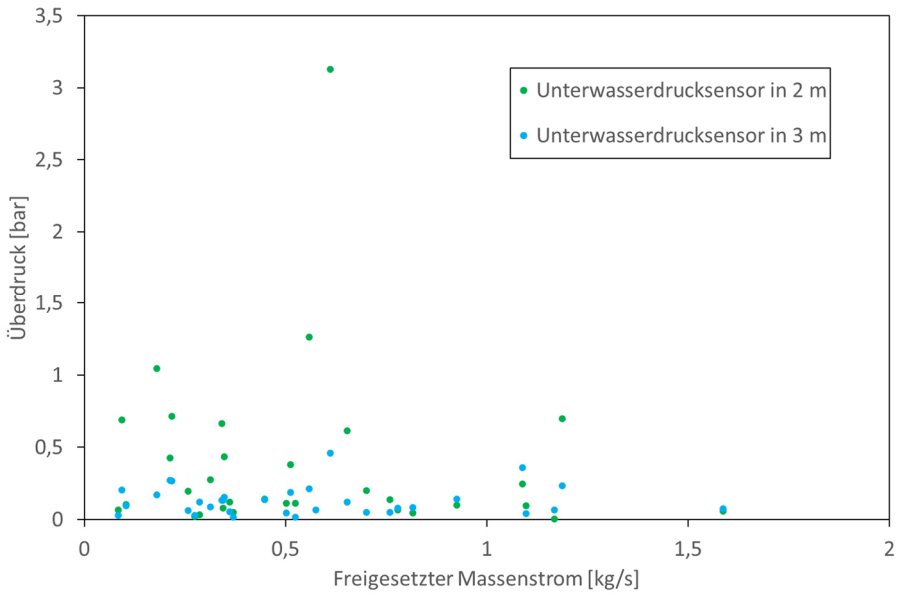



*Abb. 8: Gemessene Überdrücke unter Wasser in Abhängigkeit vom freigesetzten Massenstrom*

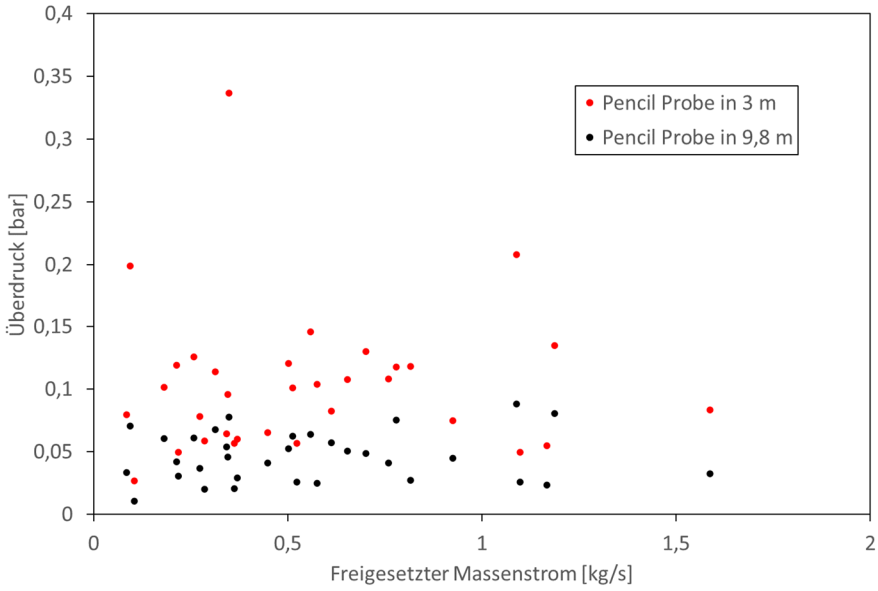



*Abb. 9: Gemessene Überdrücke an Land in Abhängigkeit vom gemessenen Massenstrom*

**3. Schlussfolgerungen**

Die Freisetzung von LH2 auf und unter Wasser führte, wie schon aus theoretischen Ableitungen postuliert zu keinerlei nennenswerten Druckanstiegen aufgrund von RPT. Jedoch wurde eine Selbstentzündung der durch die Freisetzung entstehende Gaswolke beobachtet. Die anschließende Gaswolkenexplosion führte zu signifikanten Druckanstiegen in der Umgebung und unter Wasser. Während an Land Überdrücke von bis zu 0,4 bar gemessen wurden, betrugen die unter Wasser gemessenen Werte mehrere bar. Selbst wenn Letztere der Geometrie des Wasserbeckens und daraus resultierenden Druckreflexionen geschuldet sind, ist im realen Fall eines im Hafen festgemachten Schiffes, durch die Hafenmauern und die Schiffshülle das Auftreten von Druckwellenreflexionen und dementsprechender Überdrücke ebenso möglich. Weiterhin könnte durch den (teil-)verdämmten Raum oberhalb der Wasseroberfläche auch der Überdruck in der Luft höhere, als die hier unverdämmt gemessenen Werte annehmen. Aufgrund der reproduzierbaren und häufigen Zündungen bei der impulsbehafteten Freisetzung von LH2 in Wasser, sind weitere Messkampagnen zur

genaueren Untersuchung des zu Grunde liegenden Zündmechanismus notwendig, um daraus Maßnahmen ableiten zu können wie diese (Selbstent-)Zündung zu vermeiden oder zumindest die Auswirkungen davon zu begrenzen sind.

**Literatur:**

[1] Zielinski S.M., Sansone A.A., Ziolkowski M., Taleyarkhan R.P., 2011, Prevention and Intensification of Melt-Water Explosive Interactions, Journal of Heat Transfer, 133, 071201-1/071201-8

[2] Cleaver P., Humphreys C., Gabillard M., Nedelka D., Heiersted R.S., Dahlsveen J., 1998, Rapid phase transition of LNG, Proceedings 12th International congress on liquefied natural gas, Perth, Australia

[3] Ustolin F., Odsæter L.H., Reigstad G., Skarsvåg H.L., Paltrinieri N., 2020, Theories and Mechanism of Rapid Phase Transition. Chemical Engineering Transactions, 82, 253–258

[4] Verfondern K., Dienhart B., 2007, Pool spreading and vaporization of liquid hydrogen, International Journal of Hydrogen Energy, 32, 2106 – 2117

[5] Atkinson G., 2020, Experiments and analyses on condensed phases, Report project Pre-normative Research for Safe use of Liquid Hydrogen (PRESLHY), Deliverable No. D4.8, Fuel Cells and Hydrogen Joint Undertaking (FCH JU)

[6] Odsæter, L. H., Skarsvåg, H. L., Aursand, E., Ustolin, F., Reigstad, G. A., & Paltrinieri, N., 2021. Liquid Hydrogen Spills on Water—Risk and Consequences of Rapid Phase Transition. Energies, 14(16), 4789.

[7] Petersen D., Bailey M., Hallett J., Beasley W., 2015, Laboratory investigation of corona initiation by ice crystals and its importance to lightning, Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 141,1283–1293

[8] UBA Bericht, 2000, Ermittlung und Berechnung von Störfallablaufszenarien nach Maßgabe der 3. Störfallverwaltungsvorschrift, Forschungs- und Entwicklungsvorhaben 204 09 428.

# Sicherheitstechnische Untersuchungen von Wasserstoff Freistrahlflammen bei Hochdruck im Realmaßstab

Christopher Bernardy[a], Abdel Karim Habib[a], Martin Kluge[a], Bernd Schalau[a], Hanjo Kant[a], Marcel Schulze[a], Alessandro Orchini[b], Christian Oliver Paschereit[b]

[a]Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Berlin

[b]Institut für Strömungsmechanik und Technische Akustik, FG Experimentelle Strömungsmechanik (HFI), TU Berlin

E-mail: *christopher.bernardy@bam.de*

## 1.Einleitung

Um die globalen $CO_2$ Emissionen zu verringern, gewinnt Wasserstoff als Energieträger zunehmen an Bedeutung. Durch den hierfür enorm großen Bedarf an Wasserstoff rücken die sichere Produktion, Transport und Lagerung in den Fokus. Da Wasserstoff in der Regel unter Druck transportiert und gelagert wird, ist ein potenzielles Szenario die impulsbehaftete Freisetzung von Wasserstoff aus einer Leckage mit anschließender Zündung. Zur Beurteilung der Auswirkungen muss die entstehende Freistrahlflamme (Jet Flame) hinsichtlich der emittierten Wärmestrahlung sowie der Flammengeometrie charakterisiert werden. Resultierend hieraus können aus den gewonnenen Erkenntnissen Sicherheitsvorschriften abgeleitet werden.
In der Literatur existieren bereits verschiedene Modelle, welche die Flammengeometrie und emittierte Wärmestrahlung von Jet Flames beschreiben. Ein Großteil der derzeit verwendeten Modelle basieren auf Untersuchungen von Becker und Liang [1] sowie von Kalghatgi [2], welche grundlegende Untersuchungen zur Flammengeometrie von Freistrahlflammen entwickelten. Hierbei wurden Abhängigkeiten vom Freisetzungsdurchmesser, Massenstrom, Reynoldszahl und der resultierenden Flammenlänge hergestellt. Darauf aufbauend führten Chamberlain [3] und Johnson et al. [4] eigene Versuche durch und entwickelten daraus Modellansätze unter Berücksichtigung von Windeinfluss. Neben der Charakterisierung der Flammengeometrie wurde hier zusätzlich der Einfluss der emittierten Wärmestrahlung in die Umgebung betrachtet. Bei den Untersuchungen von Chamberlain für vertikale Auslassbedingungen wurden vorwiegend niederimpulsige Kohlenwasserstoff-freistrahlflammen vermessen. Ergänzend dazu untersuchte Johnson et al. [4] horizontale Kohlenwasserstofffreistrahlflammen unter Berücksichtigung des Auftriebseinflusses. Miller [5] erweiterte diese Modelle auf Auslasswinkel von 45° und verwendet im Gegensatz zu [3] und [4] gewichtete Punktstrahler auf der Flammenmittellinie.
Die angeführten Modelle basieren überwiegend auf einer Großzahl von experimentellen Untersuchungen von Kohlenwasserstoffen wie Methan, Ethan, Propan und Erdgas, so dass die Gültigkeit der Ansätze für Wasserstoff Jet Flames noch überprüft werden muss. Für Wasserstoff entwickelte Molkov et al. [6, 7] eigene Ansätze, in denen die Flammenlängen anhand von empirischen Formeln beschrieben werden können. Diese Ansätze sind auf Basis der Experimente von Kalghatgi [2], Shevyakov et al. [8], Schefer et al. [9], Proust et al. [10], Mogi et al. [11] sowie von Studer et al. [12] entwickelt worden. In weiteren Arbeiten wurden Einflüsse wie z.B. der Auftrieb von horizontalen Jet Flames untersucht [13]. Zur Quantifizierung der von einer Wasserstoff Jet Flamme emittierten Wärmestrahlung in die Umgebung wurde in den Arbeiten von Molina et al. [14], Houf et al. [15, 16], Schefer et al. [9, 17, 18] und Proust et al. [10] verschiedene Ansätze entwickelt.

Ein Großteil der dokumentierten experimentellen Daten wurden bei instationären Ausströmbedingungen ermittelt [9, 10, 19]. Durch den abnehmenden Druck und Massenstrom weisen die Freistrahlflammen keine stationären Abmessungen auf. Experimentelle Untersuchungen mit konstanten, stationären, Ausströmbedingungen wurden größtenteils nur im Labormaßstab durchgeführt [2, 11, 20, 21]. Eine Validierung existierender (stationärer) Freistrahlflammenmodelle für realmaßstäbliche Freisetzungen ist somit aktuell nur bedingt möglich.

Um diese Lücke zu schließen, wurde auf dem Testgelände Technische Sicherheit der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM-TTS) ein Versuchsstand zur Untersuchung von Freistrahlflammen unter stationären Ausströmbedingungen errichtet. Gegenstand der Untersuchungen ist die Beurteilung der Auswirkungen von Freisetzungsszenarien im Realmaßstab hinsichtlich der Flammengeometrie und der freigesetzten Wärmestrahlung. Des Weiteren sollen die erzeugten Datensätze zur Überprüfung existierender Flammenstrahlmodelle hinsichtlich ihrer Eignung für Wasserstoff verwendet werden.

## 2.Experimentelle Untersuchung

### 2.1 Versuchsaufbau

Um die geforderte stationäre Ausströmung mit einem konstanten Massenstrom über mehrere Minuten zu gewährleisten, wird der Versuchsaufbau aus 6 Bündel mit je 12 Wasserstoffflaschen versorgt. Diese 6 Bündel enthalten insgesamt 90 kg Wasserstoff bei einem Druckniveau von 300 bar, so dass in Abhängigkeit vom austretenden Massenstrom eine mittlere Versuchsdauer von $t > 120$ s pro Versuch realisiert werden kann (siehe Abbildung *1*).

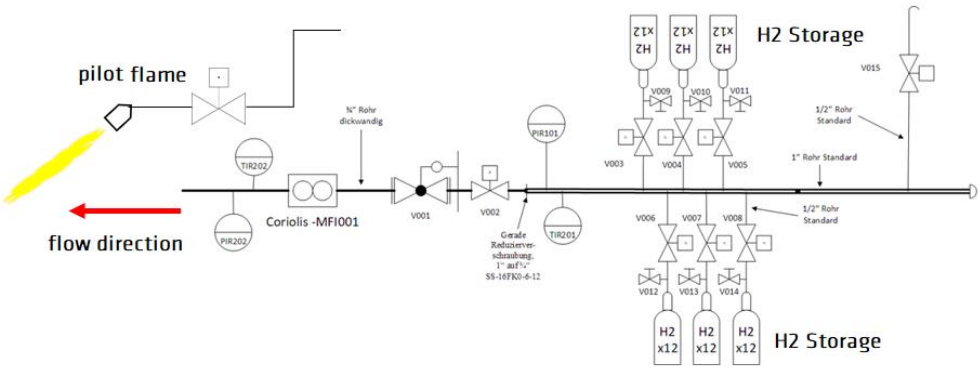



Abbildung 1: Fließschema des Versuchsstandes mit verwendeter Messtechnik und Apparaturen

Die Ermittlung der Flammengeometrie erfolgt mit mithilfe von Infrarotkameras. Zwei Infrarotkamerasysteme (FLIR SC4000 mit gekühltem IR Senor Wellenlängenspektrum $\lambda$=1,5 µm - 5 µm mit einer Frequenzauflösung von $f$=200 Hz und FLIR E96 mit $\lambda$=7,5 µm – 14 µm und einer Aufnahmefrequenz von $f$=30 Hz) werden aus zwei verschiedenen Blickwinkeln auf die Flamme gerichtet. Zur Messung der emittierten Wärmestrahlung der Jet Flame werden vier Wärmestrahlungssensoren (Bolometer - Medtherm Series 64) eingesetzt.

Abbildung 2: Jet-Flame-Testareal auf dem BAM-TTS, Abmessungen des Jet-Flame-Teststands 18 m x 5 m x 4 m (Länge x Breite x Höhe) (links) und Position der Wärmestrahlungssensoren mit IR/IP CAM (rechts)

Drei dieser Bolometer werden in unterschiedlichen Abständen zur Flamme positioniert. Darüber hinaus wird das vierte zur Messung der Hintergrundstrahlung der Umgebung verwendet (siehe Abbildung *2*). Diese Hintergrundstrahlung wird als Offset von der gemessenen Wärmestrahlung der drei Bolometer, welche auf die Flamme ausgerichtet sind, abgezogen. Die Wärmestrahlungssensoren haben ein Spektrum von $\lambda$= 0,5 µm - 14,5 µm, eine maximale Frequenz von $f$=100 Hz und sind für eine maximale Bestrahlungsstärke von 2,25 kW/m² ausgelegt. Zur zusätzlichen Versuchsüberwachung ist eine schwenkbare 360° IP-Kamera installiert.

Der Massenstrom wird über ein Regelventil in Verbindung mit drei Blenden ($d$=1,6 mm, 3,3 mm, 7,7 mm) eingestellt und mittels Coriolis-Massendurchflussmessers (Rheonik Coriolis RHE28) erfasst. Der Versuchsstand ist für die Freisetzung von Wasserstoff mit Massenströmen von bis zu $\dot{m}$=0,5 kg/s ausgelegt. Entlang der Rohrstrecke und am Auslass sind Druck- und Temperaturmessungen installiert, um die thermodynamischen Bedingungen an verschiedenen Stellen entlang des Freisetzungsweges zu bestimmen. Die Erfassung des Windfeldes im Freifeld wird mit einem Ultra-Schall-Anemometer (USA - Metek Typ USA-1 Scientific) vorgenommen. Das Gasgemisch wird durch eine Propan-Pilotflamme am Auslass mit einer piezoelektrischen Hochspannungszündung gezündet. Die Pilotflamme wird direkt nach der Zündung abgeschaltet.

## 2.2 Versuchsprogramm

Bisher wurden insgesamt 128 Freistrahlflammenversuche durchgeführt. Hiervon waren 50 Versuche mit reinem Wasserstoff und 78 Versuche mit reinem Methan. Insbesondere die Methanversuche sollten als Referenz zu den derzeit vorhandenen Flammenmodellen dienen, die größtenteils auf Daten aus Versuchen mit Kohlenwasserstoffen basieren. Weiterhin wurden alle bisherigen Versuche mit einem horizontalen Auslasswinkel von α=0° durchgeführt. Für die Auswertung wurden nur Versuchsreihen herangezogen, bei denen kein Gegenwind herrschte.

Bei Vorversuchen zeigte sich, dass Methan bei zu hohen Ausströmgeschwindigkeiten (kleiner Auslassdurchmesser, 4 mm Blende, $\dot{m}$>0,043 kg/s, $T$=20 °C) keine stabil brennende Flamme mehr ermöglicht. Aus diesem Grund wurde ein Rohrstück ($l$=1 m) mit einem Innendurchmesser von $d$=30 mm als Diffusor auf die Blende gesetzt. Somit konnte der Austrittsimpuls reduziert und die turbulente Flammengeschwindigkeit der Ausströmgeschwindigkeit angepasst werden.

Über den gesamten Massenstrombereich von $\dot{m}$=0,005 kg/s bis $\dot{m}_{max}$=0,2 kg/s konnte hierdurch eine stabil brennende Flamme erzeugt werden (siehe Abbildung 3).

Abbildung 3:Diffusorrohr DN30 ($l$=1 m) und Blende DN1/DN3/DN7 ($l$=0,2 m)

## 3. Ergebnisse

Der Schwerpunkt der Versuche liegt auf der Untersuchung der Flammengeometrie und der emittierten Wärmestrahlung. Das hier angewandte Vorgehen soll im folgenden Beispiel veranschaulicht werden. Abbildung 4 zeigt eine Momentaufnahme einer Wasserstoff Jet Flame (Auslassdurchmesser von $d$=30 mm; Austrittsmassenstrom, $\dot{m}$=0,172 kg/s, $T$=20 °C) im sichtbaren und im IR-Bereich, aus der ersichtlich wird, dass Wasserstoff Jet Flames keine Strahlung im sichtbaren Wellenlängenbereich emittieren. Dies konnte nicht nur bei allen Wasserstoffversuchen beobachtet werden, sondern auch bei den hier durchgeführten Versuchen mit Methan. Die Ermittlung der Flammengeometrie kann somit nur mittels IR-Kamera erfolgen, wobei diese die Vorgabe eines Temperaturbereichs und einer Emissivität erfordern.

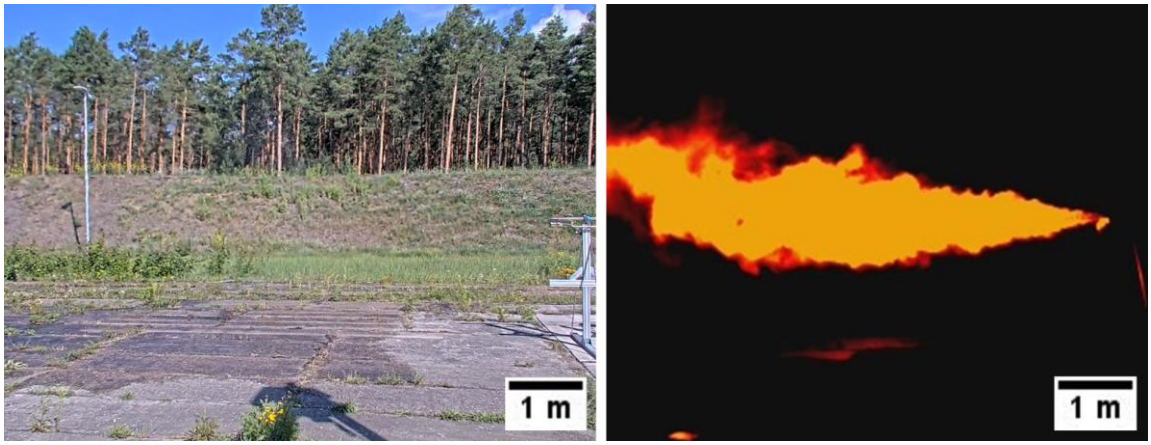



Abbildung 4: Gegenüberstellung Wasserstoff Jet-Flame mit Aufnahme einer IP-Kamera (links) und einer IR-Kamera (rechts)

Die Emissivität ε von IR absorbierenden Gasen ist von vielen Parametern abhängig wie der Spezieskonzentration, der Schichtdicke, der Temperatur der Flamme, dem Umgebungsdruck und der Wellenlänge [22, 23] und ist im Vergleich zur Messung an Festkörpern wesentlich komplexer.

Des Weiteren stellt die Wasserstoff Jet Flame eine Diffusionsflamme dar, die keine homogene Speziesverteilung über die Schichtdicke aufweist und durch den äußeren Wind im Freifeld und der Turbulenz zusätzlich beeinflusst wird [24]. Für die Messungen wurde die Emissivität auf $\varepsilon$=1 gesetzt und der Temperaturbereich $T$=850 °C bis $T$=2000 °C festgelegt.

Zur Bestimmung der Flammengeometrie wird aus der IR-Aufnahme jedes einzelne Frame über die Versuchsdauer gemittelt. Bei einer Aufnahmefrequenz von $f$=200 Hz bei einer Versuchsdauer von $t$=120 s ergibt sich eine Mittelung über 24.000 Frames. Zur besseren Darstellung ist dies in Abbildung 5 exemplarisch gezeigt.

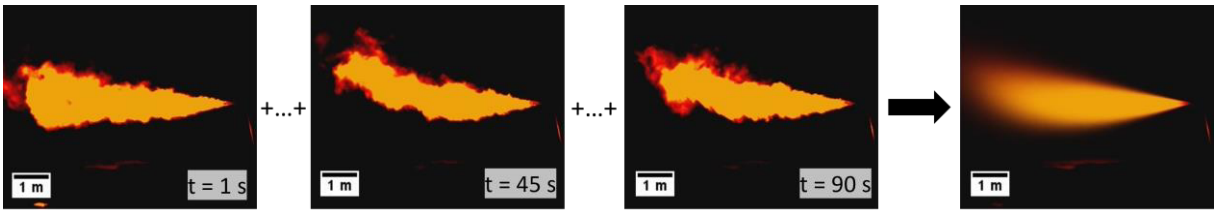



Abbildung 5: Numerische Auswertung und Ermittlung eines gemittelten Flammenbildes über die Versuchsdauer

Auf Basis der erzeugten zeitlich gemittelten (stationären) Flammengeometrie werden alle Parameter der Flamme (Flammenlänge, mittlerer Durchmesser und Sichtfaktor) berechnet. Die Flammenkontur wird hierbei über einen manuell vorzugebenden RBG-Wert festgelegt. Dieser wird so ausgewählt, dass nur die Flammenfläche und keine Reflektionen an den Versuchsapparaturen oder dem Boden im Bild sichtbar sind. Die experimentellen dimensionslosen Flammenlängen und – durchmesser sind in Abbildung *6* dargestellt.

Die Gegenüberstellung der Flammengeometrie in Abbildung 6 von Wasserstoff und Methan zeigt, dass Wasserstoffflammen schmaler und dünner gegenüber Methanflammen sind, welche eher gestaucht und dafür größere Durchmesser aufweisen. Dies ist bei dem massenspezifischen Vergleich auf den Unterschied in der Dichte und damit in der Strömungsgeschwindigkeit zurückzuführen.

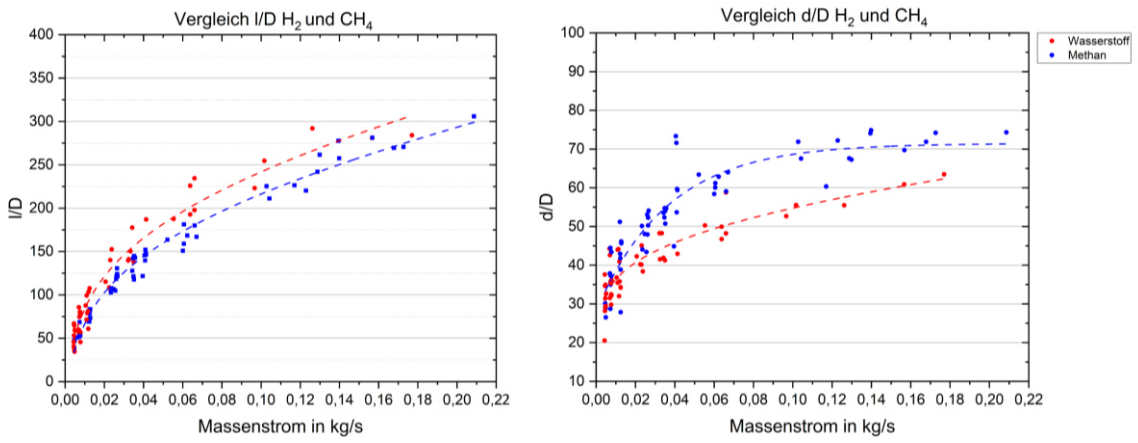



Abbildung 6: Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse von Methan und Wasserstoff hinsichtlich der Flammenlänge *(l)* zum Austrittsdurchmesser (links) und mittlerer Flammendurchmesser *(d)* zum Austrittsdurchmesser (rechts)

Durch die geringere Dichte sind bei gleichem Massenstrom für Wasserstoff ein höherer Volumenstrom und folglich eine größerer Austrittsimpuls vorhanden. Hierdurch breitet sich die $H_2$-Jet Flame ungestörter in das Umgebungsmedium aus, was für längere Flammen sorgt.

Aus den geometrischen Daten der Flamme und den von den Bolometern gemessenen Wärmestrahlungen (Abbildung *7* links) kann die SEP der Flamme über:

$$SEP = \frac{Q_{rad_Sensor}}{\tau_{1_2}\,\varphi_{1_2}} \qquad \text{Gl. 1}$$

ermittelt werden. Dabei werden neben der am Bolometer gemessenen Strahlungsintensität $Q_{rad_Sensor}$ in W/m² ein Sichtfaktor $\varphi_{1_2}$ (einheitenlos) und der Transmissionsgrad $\tau_{1_2}$ (einheitenlos) der Luft benötigt (Indizierung „1_2“ verweiset auf den Weg zwischen Emitter „1“ und Empfänger „2“). Der Transmissionsgrad τ der Luft wurde nach Wayne et al. nach Gl. *2* berechnet [25].

$$\tau = 1{,}006 - 0{,}01171(log_{10}X_{H2O}) - 0{,}02368(log_{10}X_{H2O})^2 - 0{,}03188(log_{10}X_{CO2}) + 0{,}001164(log_{10}X_{CO2})^2 \qquad \text{Gl. 2}$$

$$\text{mit} \quad X_{H2O} = \frac{R_H L S_{mm} 2{,}88651 * 10^2}{T} \;\; und \;\; X_{CO2} = \frac{273L}{T}$$

wobei $\tau$ der Transmissionsgrad (einheitenlos), $x_{H2O}$ Parameter für Wasserdampf in der Atmosphäre (einheitenlos), $x_{CO2}$ Parameter für $CO_2$ in der Atmosphäre (einheitenlos), $R_H$ relative Luftfeuchtigkeit (einheitenlos), L die Pfadlänge zwischen Emitter und Absorber (in m), $S_{mm}$ Dampfdruck von Wasser (in mmHg) und T die Lufttemperatur (in K) ist.

Der Sichtfaktor $\varphi_{1_2}$ wird hier numerisch, basierend auf der ermittelten Flammengeometrie (Abbildung 5 ganz rechts) berechnet. Hierzu wird unter Annahme einer radialsymmetrischen Flamme die Flammengeometrie in vertikale Scheiben mit der Breite eines Pixels der IR-Aufnahme aufgeteilt. Der Sichtfaktor dieser Scheibe wird dann in Abhängigkeit des Abstands der Scheibe zum Bolometer nach den in [26] angegebenen Beziehungen berechnet.

Der Gesamtsichtfaktor der Flamme wird anschließend aus der Summe der einzelnen Sichtfaktoren der Scheiben errechnet. Aus der zeitlichen Mittelung der gemessenen Wärmestrahlung der einzelnen Bolometer, lässt sich somit die SEP der Flamme bestimmen (siehe Abbildung *7*). Idealerweise liegen die aus den unterschiedlichen Bolometer Signalen zurückgerechneten SEP-Werte der Flamme alle aufeinander. Dies wird unter atmosphärischen Bedingungen nur innerhalb einer bestimmten Genauigkeitsgrenze, jedoch mit zufriedenstellender Übereinstimmung erreicht.

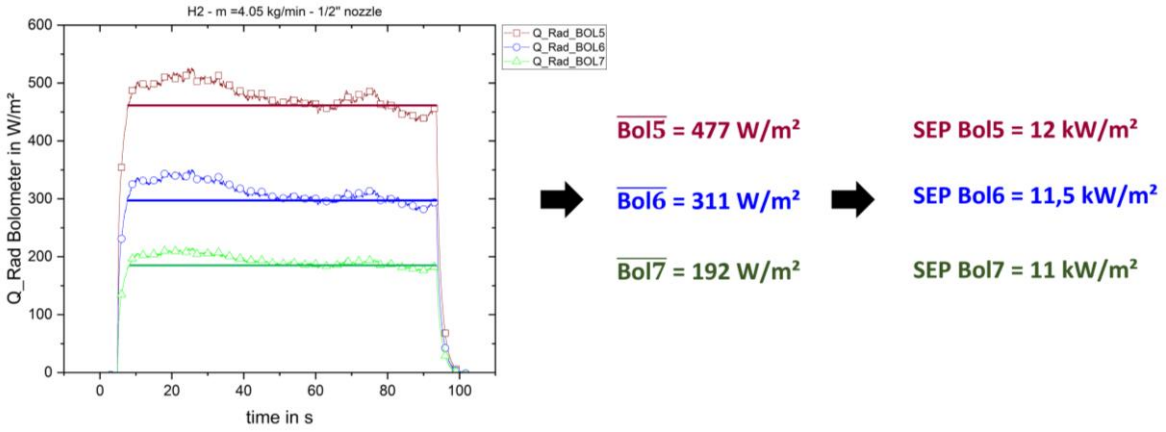



Abbildung 7: absolute Wärmestrahlung gemessen an der Position der Bolometer 5-7 (links) und errechnete Surface Emissive Power der Flammenoberfläche ausgehend von den Bolometern 5-7 (rechts)

Abbildung 8 zeigt die Gegenüberstellung der aus den Messungen ermittelten SEP-Werte für Methan und Wasserstoff. Hierbei lässt sich ein Trend erkennen, dass Wasserstoff Jet Flames höhere SEP aufweisen als Methan Jet Flames. Für Methan wurden SEP im Bereich von 7 kW/m² - 9,5 kW/m² ermittelt und für Wasserstoff SEP zwischen 10 kW/m² - 15 kW/m².

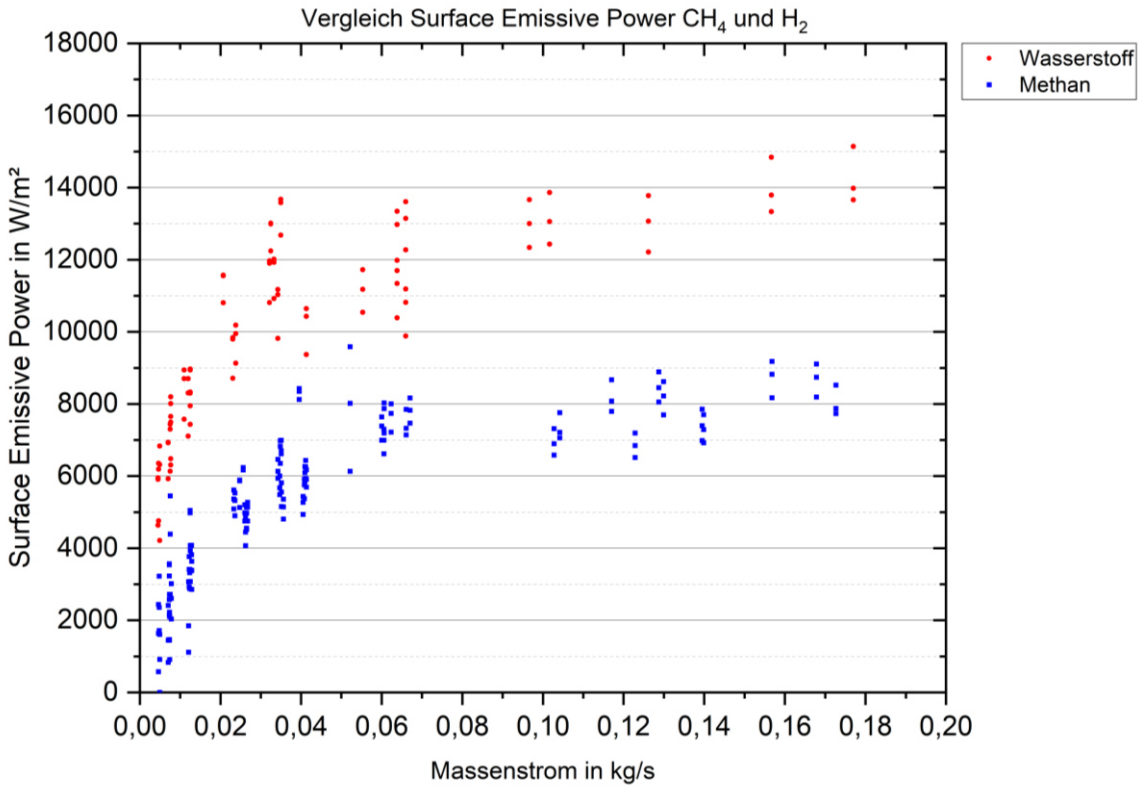



Abbildung 8: Vergleich der Surface Emissive Power von Wasserstoff und Methan über den Massenstrom

In der Literatur z.B. [3, 9-11, 15, 17, 27] wird oft der Strahlungsanteil der Flamme aus den Experimenten abgeleitet. Die Gesamtenergie (Wärmefreisetzungsrate), die bei der Verbrennung entsteht, errechnet sich aus:

$$Q_{Verbrennung} = \dot{m}\Delta H_c \qquad \text{Gl. 3}$$

mit dem Massenstrom ($\dot{m}$) und dem Heizwert ($\Delta H_c$). Letzterer beträgt 120 MJ/kg für Wasserstoff und 50,3 MJ/kg für Methan. Der Strahlungsanteil kann nur indirekt über die gemessene Wärmestrahlung und die Flammenfläche berechnet werden. Für Methan werden Strahlungsanteile im Bereich von $x_{rad_CH4} = 0{,}08 - 0{,}25$ [3, 9, 15] und für Wasserstoff von $x_{rad_H2} = 0{,}03 - 0{,}13$ [5, 9, 12, 15, 17, 20] angegeben.

Hierbei wird $x_{rad}$ nach Gl. *4* berechnet, wobei $A_{Flame}$ die Flammenfläche ist. Das Produkt aus $x_{rad}\ \dot{m}\Delta H_c$ lässt sich als Wärmstrahlungsenergie verstehen, die während der Verbrennung in Strahlung übergeht.

$$SEP = \frac{x_{rad}\ \dot{m}\Delta H_c}{A_{Flame}} \qquad \text{Gl. 4}$$

Bei einer Jet Flame mit einem Massenstrom von $\dot{m}$=0,1 kg/s wird eine Gesamtenergie von ca. 12 MW bei Wasserstoff und ca. 5 MW bei Methan in Form von Konvektion und Strahlung freisetzt. Die Flammenfläche wird, analog zur Ermittlung der Sichtfaktoren, aus der zeitlich gemittelten Flammenkontur numerisch bestimmt. Diese beträgt z.B. bei einem Massenstrom von 0,1 kg/s für Methan ca. $A_{CH4} = 49{,}37$ m$^2$ und für Wasserstoff ca. $A_{H2} = 33{,}3$ m$^2$. Mit einer gemittelten SEP bei obigen Massenstrom von 13 kW/m² für Wasserstoff und 7,2 kW/m² für Methan lässt sich nach Gl. *4* ein Strahlungsanteil der Flamme von $x_{rad\ H2}$=0,036 und $x_{rad\ CH4}$=0,071 berechnen.

Somit liegt der experimentell ermittelte Strahlungsanteil von Wasserstoff innerhalb der in der Literatur angegebenen Bandbreite, wohingegen der von Methan geringer ist als die in der Literatur angegebenen Werte. Dies könnte darauf zurückzuführen sein, dass in der Literatur hauptsächlich sichtbare (lumineszierende) Methanflammen vermessen wurden, in unseren Experimenten jedoch bisher nur nicht sichtbar (nicht lumineszierende) Flammen auftraten, von denen bekannt ist, dass sie geringere Strahlungsanteile aufweisen [28].

## 4. Schlussbetrachtung

Aus den bisherigen und hier vorgestellten Versuchsergebnissen konnten erste Erkenntnisse hinsichtlich der Flammengeometrie und Wärmestrahlung aufgezeigt werden.

1. Wasserstoffflammen weisen eine größere Flammenlänge bei gleichen Massenstrom auf, dafür besitzen sie einen kleineren Flammendurchmesser als Methanflammen.
2. Wasserstoffflammen weisen höhere Wärmestrahlungswerte bei gleichem Massenstrom im Vergleich zu Methan auf. Dies entspricht auch der thermodynamischen Vorhersage.
3. Die bisher ermittelten Strahlungsanteile der Wasserstoff Jet Flames entsprechen den in der Literatur angegebenen Werten (eher an der unteren Grenze), wohingegen die für Methan deutlich geringer als die in der Literatur angegebenen Werte sind, was evtl. auf die nicht-lumineszenz der Flammen in unseren Untersuchungen zurückzuführen ist.

Ausblick: Im Folgenden werden die existierenden Flammenmodelle mit den experimentellen Ergebnissen aus den obigen Versuchen verglichen. Des Weiteren sollen weitere Versuche bezüglich Auslasswinkel, Lumineszenz von Flammen und Auslassdurchmesser untersucht werden. Die hieraus gewonnenen Ergebnisse werden zur Überprüfung der Anwendbarkeit und gegebenenfalls der Weiterentwicklung dieser Flammenmodelle genutzt werden.

### Literatur


[1] H. A. L. Becker, B. , "Visible Length of free turbulent diffusion flames," *Combustion and Flame,* vol. 32, pp. 115-117, 1978.

[2] G. Kalghatgi, "Lift-off Heights and Visible Lengths of Vertical Turbulent Jet Diffusion Flames in Still Air," *COMBUSTION SCIENCE AND TECHNOLOGY,* vol. 41, no. No. 1-2, pp. 17-29, 09/01 1984, doi: https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/00102208408923819.

[3] G. A. Chamberlain, "Developments in design methods for predicting thermal radiation from flares," (in English), vol. 65:4, 1987-07-01 1987.

[4] A. Johnson, H. Brightwell, and A. Carsley, "A model for predicting the thermal radiation hazards from large-scale horizontally released natural gas jet fires," *Process safety and environmental protection,* vol. 72, pp. 157-66, 1994.

[5] D. Miller, "New model for predicting thermal radiation from flares and high pressure jet fires for hydrogen and syngas," *Process Safety Progress,* vol. 36, no. 3, pp. 237-251, 2017, doi: https://doi.org/10.1002/prs.11867.

[6] V. Molkov, "Hydrogen non-reacting and reacting jets in stagnant air: overview and state-of-the-art," in *10th International Conference on Fluid Control, Measurements, and Visualization, Moscow, Russia*, 2009.

[7] V. Molkov and J.-B. Saffers, "Hydrogen jet flames," *International Journal of Hydrogen Energy,* vol. 38, no. 19, pp. 8141-8158, 2013, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2012.08.106.

[8] G. G. Shevyakov and V. F. Komov, "Effect of noncombustible admixtures on length of an axisymmetric on-port turbulent diffusion flame," *Combustion, Explosion and Shock Waves,* vol. 13, no. 5, pp. 563-566, 1977, doi: https://doi.org/10.1007/BF00742209.

[9] R. W. Schefer, W. G. Houf, B. Bourne, and J. Colton, "Spatial and radiative properties of an open-flame hydrogen plume," *International Journal of Hydrogen Energy,* vol. 31, no. 10, pp. 1332-1340, 2006/08/01/ 2006, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2005.11.020.

[10] C. Proust, D. Jamois, and E. Studer, "High pressure hydrogen fires," *International Journal of Hydrogen Energy,* vol. 36, no. 3, pp. 2367-2373, 2011, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2010.04.055.

[11] T. Mogi, H. Nishida, and S. Horiguchi, "Flame Characteristics of high-pressure hydrogen gas jet," 2005.
[12] E. Studer, D. Jamois, S. Jallais, G. Leroy, J. Hebrard, and V. Blanchetière, "Properties of large-scale methane/hydrogen jet fires," *International Journal of Hydrogen Energy,* vol. 34, no. 23, pp. 9611-9619, 2009, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2009.09.024.
[13] I. W. Ekoto, A. J. Ruggles, L. W. Creitz, and J. X. Li, "Updated jet flame radiation modeling with buoyancy corrections," *International Journal of Hydrogen Energy,* vol. 39, no. 35, pp. 20570-20577, 2014, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2014.03.235.
[14] A. Molina, R. Schefer, and W. G. Houf, "Radiative fraction and optical thickness in large-scale hydrogen-jet fires," *Proceedings of The Combustion Institute,* vol. 31, pp. 2565-2572, 2007, doi: https://doi.org/10.1016/j.proci.2006.08.060.
[15] W. Houf and R. Schefer, "Predicting radiative heat fluxes and flammability envelopes from unintended releases of hydrogen," *International Journal of Hydrogen Energy,* vol. 32, no. 1, pp. 136-151, 2007, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2006.04.009.
[16] W. G. Houf, G. H. Evans, and R. W. Schefer, "Analysis of jet flames and unignited jets from unintended releases of hydrogen," *International Journal of Hydrogen Energy,* Article vol. 34, no. 14, pp. 5961-5969, 01/01/January 2009 2009, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2009.01.054.
[17] R. W. Schefer, W. G. Houf, T. C. Williams, B. Bourne, and J. Colton, "Characterization of high-pressure, underexpanded hydrogen-jet flames," *International Journal of Hydrogen Energy,* vol. 32, no. 12, pp. 2081-2093, 2007/08/01/ 2007, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2006.08.037.
[18] R. W. Schefer, W. D. Kulatilaka, B. D. Patterson, and T. B. Settersten, "Visible emission of hydrogen flames," *Combustion and Flame,* vol. 156, no. 6, pp. 1234-1241, 2009, doi: https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2009.01.011.
[19] J. E. Hall, P. Hooker, L. O'Sullivan, B. Angers, A. Hourri, and P. Bernard, "Flammability profiles associated with high-pressure hydrogen jets released in close proximity to surfaces," *International Journal of Hydrogen Energy,* vol. 42, no. 11, pp. 7413-7421, 2017/03/16/ 2017, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2016.05.113.
[20] A. R. Choudhuri and S. R. Gollahalli, "Characteristics of hydrogen–hydrocarbon composite fuel turbulent jet flames," *International Journal of Hydrogen Energy,* vol. 28, no. 4, pp. 445-454, 2003/04/01/ 2003, doi: https://doi.org/10.1016/S0360-3199(02)00063-0.
[21] T. Imamura *et al.*, "Experimental investigation on the thermal properties of hydrogen jet flame and hot currents in the downstream region," *International Journal of Hydrogen Energy,* Article vol. 33, no. 13, pp. 3426-3435, 2008, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2008.03.063.
[22] H. C. Hottel, F. W. Meyer, and I. Stewart, "Temperature in Industrial Furnaces: Interpretation and Use to Measure Radiant Heat Flux," *Industrial & Engineering Chemistry,* vol. 28, no. 6, pp. 708-710, 1936, doi: https://doi.org/10.1021/ie50318a023.
[23] J. P. Gore, S. M. Jeng, and G. M. Faeth, "Spectral and Total Radiation Properties of Turbulent Hydrogen/Air Diffusion Flames," *Journal of Heat Transfer,* vol. 109, no. 1, pp. 165-171, 1987, doi: https://doi.org/10.1115/1.3248038.
[24] P. J. Coelho, "The role of turbulent fluctuations on radiative emission in hydrogen and hydrogen-enriched methane flames," *International Journal of Hydrogen Energy,* vol. 37, no. 17, pp. 12741-12750, 2012, doi: https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2012.05.159.
[25] F. D. Wayne, "An economical formula for calculating atmospheric infrared transmissivities," *Shell Research Ltd. , Thornton Research Center, UK 1991,* 1991.
[26] V. Gesellschaft, *VDI Heat Atlas*. Springer Berlin Heidelberg, 2010.
[27] E. S. Fishburne and H. S. Pergament, "The dynamics and radiant intensity of large hydrogen flames," *Symposium (International) on Combustion,* vol. 17, no. 1, pp. 1063-1073, 1979/01/01/ 1979, doi: https://doi.org/10.1016/S0082-0784(79)80102-2.
[28] R. Sherman, "Radiation from luminous and non-luminous Natural-Gas Flames," *Trans. ASME. Feb 1934, 56(2): 177-185,* 1934, doi: https://doi.org/10.1115/1.4019691.

# Nutzung polymerbasierter Mikrokanalstrukturen für die Zwischenzellkühlung von Lithium-Ionen Pouchzellen zum Eingriff in den Thermal Runaway und seine Propagation

Henrik-Christian Graichen[a], Gunar Boye[a], Jörg Sauerhering[b], Frank Beyrau[a]
[a] Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Institut für Strömungstechnik und Thermodynamik (ISUT), Lehrstuhl für Technische Thermodynamik (LTT), Magdeburg
[b] Hochschule Anhalt, Fachbereich für angewandte Biowissenschaften und Prozesstechnik, Aufgabengebiet Thermische Verfahrens- und Energietechnik, Köthen

**Kurzfassung:**
Lithium-Ionen-Batterien eignen sich aufgrund ihres vergleichsweise hohen spezifischen Energieinhalts für mobile Anwendungen. Sie können allerdings einem Thermal Runaway (TR) unterliegen, dessen Vermeidung und Eindämmung Sicherheitsmaßnahmen und ein intensives Thermomanagement erfordern. Hierfür wird ein neuartiges kombiniertes Thermomanagement- und Sicherheitssystem eingeführt, das für Batteriezellen mit einem großen Aspektverhältnis, wie Pouch- und dünne Prismazellen, entwickelt wurde. Es besteht aus durchströmbaren Mikrokanalstrukturen zur Zwischenzellapplikation, um die Batterien über ihre Seitenflächen mittels eines Fluids thermisch zu konditionieren. Diese folienartigen Strukturen sind leicht und platzsparend, wodurch sie sich für mobile Anwendungen eignen.
In der experimentellen Untersuchung wurde geprüft, inwiefern die Applikation der Kühlfolien zwischen den Zellen einerseits den TR durch Wärmedissipation verzögert und andererseits eine Propagation (TRP) zu benachbarten Zellen verhindert, indem das brandhemmende Polymer mit seiner niedrigen Wärmeleitfähigkeit als thermische Barriere wirkt. NMC-Pouchzellen einer Kapazität von 12,5 Ah wurden mit einer Rate von 1 C überladen, um einen TR zu induzieren. Ohne Anwendung der Folien traten der TR innerhalb einer Stunde und die TRP zur benachbarten Zelle innerhalb einer weiteren Minute auf. Unter Einsatz der Kühlfolien und einer Variation der Kühlflüssigkeitstemperatur zwischen 5 und 30 °C führte die Überladung im gleichen Zeitraum nicht zu einem Zellbrand, wobei sich maximale Zelloberflächentemperaturen zwischen 47 und 59 °C einstellten. Die Experimente wiesen darauf hin, dass die intensive Wärmedissipation über die Kühlfolien Teile der überladungsinduzierten Prozesskette vor dem Zellbrand erheblich verlangsamte, wobei eine dissipierte Wärmestromdichte von knapp 2,2 kW/m² erfasst wurde. Bei einem Ausfall des Kühlsystems konnten die Polymer-Mikrokanalstrukturen eine TRP auf Nachbarzellen verhindern.

## 1. Einleitung

Lithium-Ionen-Batterien erwärmen sich unter Last aufgrund elektrochemischer Reaktionen und verschiedener multiphysikalischer Prozesse, die in enger Wechselwirkung stehen. Die Betriebstemperatur hat einen wesentlichen Einfluss auf diese Prozesse und damit auf die Leistungsfähigkeit, die Alterung und letztlich das Gefährdungspotenzial von Batterien [1]. Idealerweise wird im Betrieb eine Zelltemperatur von etwa 25 °C eingehalten, um eine Verlangsamung der Reaktions- und Transportprozesse und damit steigende Überspannungen zu vermeiden. Höhere Temperaturen fördern zwar die Leistungsfähigkeit der Batterie, gleichzeitig verstärken sich aber parasitäre Nebenreaktionen, was zu einer beschleunigten Zelldegradation und im Extremfall zum Thermal Runaway (TR) führt. Verschiedene Forschergruppen [2,3] erachten eine Integration von Sicherheitsmaßnahmen zur Eindämmung von Bränden und der Propagation des Thermal Runaways (TRP) in das Batterie-Thermomanagementsystem (BTMS) für dringend notwendig. Dies gilt insbesondere für mobile Anwendungen, da jedes batterieelektrische Fahrzeug (BEV) vor einer Straßenzulassung strenge gesetzliche Sicherheitsanforderungen erfüllen muss. Zur Erfüllung der Vorschriften wurden in den letzten Jahren zahlreiche technische

Ansätze als Sicherheitsmechanismen in Batteriesysteme integriert und getestet. Dazu gehören widerstandsfähige Zellmaterialien [4], sensorbasierte Frühwarnsysteme [5], Überdruckventile auf Zell- und Packlevel [6,7] und thermische Barrieren [8,9] zur Reduzierung der Kritikalität und zur Eindämmung der TRP. BTMS bezogene Sicherheitsansätze zielen hingegen auf eine Verlangsamung der dem TR zugrundeliegenden Prozesskette durch intensive Wärmedissipation ab, da diese dem Arrhenius-Gesetz [10] unterliegt. Demnach führt eine Temperaturerhöhung um 10 K zu einer Verdopplung der Reaktionsraten. Thermische Barrieren erhöhen die Sicherheit in Batteriesystemen, indem sie Zellbrände eindämmen und den Übergriff auf Nachbarzellen verhindern. Allerdings unterbrechen sie den regulären Wärmeabtransport im Normalbetrieb. Die thermische Konditionierung über das BTMS, welche das Heizen und Kühlen umfasst, hält die Batteriezellen in einem optimalen Temperaturbereich von 15 bis 35 °C und reduziert Gradienten im Pack auf unter 5 K [11,12]. Damit muss bei der Entwicklung eines kombinierten Thermomanagement- und Sicherheitssystems ein geeigneter Kompromiss zwischen effektiver Wärmedissipation und thermischem Widerstand gefunden werden.
Die Konzeption der Polymer-Mikrokanalfolien befasst sich mit der Erfüllung dieses Trade-offs. Einerseits besitzt das genutzte Polymer eine niedrige Wärmeleitfähigkeit. Bereits die Verwendung von thermischen Isolationsschichten einer Dicke von 2 mm und von Wärmeleitfähigkeiten von 0,1 bis 0,2 W/(mK) zwischen großkapazitiven Batteriezellen kann eine TRP verhindern [13,14]. Andererseits bedient sich der Ansatz der indirekten Fluidkonditionierung, welche die Seitenflächen der Zellen für den Wärmetransport nutzen, siehe Abb. 1. Es sei darauf hingewiesen, dass die Kühlung von Lithium-Ionen-Batterien keine Herausforderung hoher Wärmestromdichten ist, wie bei mikroelektronischen Baugruppen, sondern von niedrigen internen Wärmeleitfähigkeiten und großen Wärmeströmen [11]. Die Verwendung von fluiddurchströmten Aluminium-Kühlplatten in serienreifen BEVs findet bereits in Form der Bodenkühlung (VW ID.3, [15]) oder einer Zwischenzellkühlung (Chevrolet Volt, [16]) statt. Zwar ist die Zwischenzellkühlung technisch komplexer als die Bodenkühlung, zeigt jedoch deutliche Vorteile hinsichtlich der quantitativen und qualitativen Wärmedissipation in Form niedrigerer mittlerer Temperaturen, sowie kleinerer Gradienten im Kern der Batteriezellen [17].

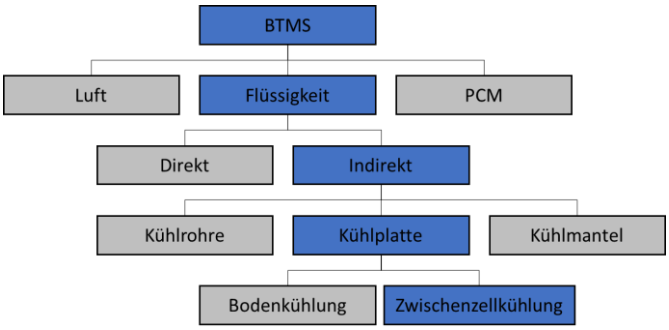


Abb. 1 Klassifizierung BTMS, nach [18]

In den folgenden Experimenten wird durch Überladung von Pouchzellen ein TR induziert und die Anwendung auf folgende Aspekte hin untersucht:

- Ist durch die Wärmedissipation der Mikrokanalfolien ein signifikanter zeitlicher Einfluss auf die Prozesskette des TRs vor dem Zellbrand erkennbar?
- Welche dissipierten Wärmestromdichten sind erreichbar?
- Ist bei Erreichung eines TRs eine Prävention der TRP erkennbar?

## 2. Material und Methoden

### 2.1 Batteriezelle

Im Experiment wurden 12,5 Ah Pouchzellen (Modell: CTS-S7688190) des Herstellers CTS Technology Co. mit einer NMC-Kathode genutzt. Diese werden nicht von einem harten Gehäuse, sondern einer widerstandsfähigen Aluminiumverbundfolie umgeben. Dadurch reagieren

sie sensitiv auf die thermische Konditionierung, erfordern jedoch eine mechanische Vorspannung unter Last, um ihre äußere Form und Zyklenfestigkeit zu erhalten. Vor den Untersuchungen wurden die Zellen zyklisiert und auf einen Ladezustand von 100 % SOC geladen.

2.2. Polymer-Mikrokanalstruktur

Die zur thermischen Konditionierung eingesetzten fluiddurchströmten Mikrokanalstrukturen bestehen aus robusten Polymerwerkstoffen, um eine leichte Bauweise zu ermöglichen. Sie besitzen ein mikrogefrästes Kanalsystem, das mittels thermischen Bondings [19] leckagefrei verschlossen ist. In dieser Anwendung wurde das amorphe Thermoplast Polycarbonat (Makrolon®) verwendet, siehe Abb. 2. Die eingesetzten Strukturen enthielten 24 parallele Mikrokanäle (LxBxH, 137x1x0,5 mm) mit einem hydraulischen Durchmesser von 667 µm, wobei die Gesamtdicke der Strukturen 2 mm betrug.

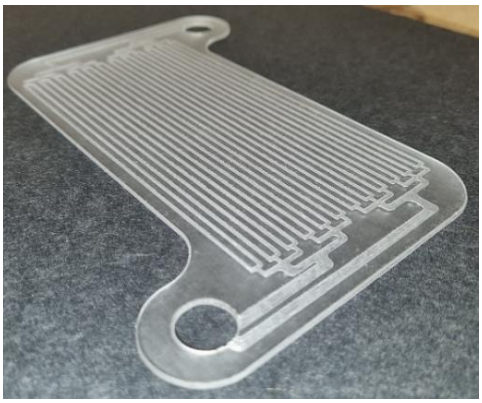


Abb. 2 Angefertigte Polymer-Mikrokanalstruktur

Der bei der Kühlung dissipierte Wärmestrom entspricht der Änderung der inneren Energie des Fluids und kann nach Gleichung (1) aus dem Massenstrom $\dot{M}$, der spezifischen Wärmekapazität des Fluids $c$ und der Temperaturdifferenz des Fluids am Ein- und Auslass berechnet werden.

$$\dot{Q} = \dot{M}c(\vartheta_{Fluid,ein} - \vartheta_{Fluid,aus}) \qquad (1)$$

2.3 Experimenteller Aufbau

Die Batterien und Mikrokanalstrukturen wurden zwecks mechanischer Vorspannung während der Experimente in eine Klemmvorrichtung eingebracht, siehe Abb. 3. Die Vorspannung homogenisiert das Anschwellen der Zelle und vermeidet vorzeitige elektrische Kurzschlüsse. Zusätzlich reduzieren sich die thermischen Widerstände zwischen den Zellen und den Folienstrukturen [20]. Der Aufbau enthält zwei vollständig geladene Pouchzellen und zusätzlich drei Mikrokanalfolien im Falle der thermischen Konditionierung.

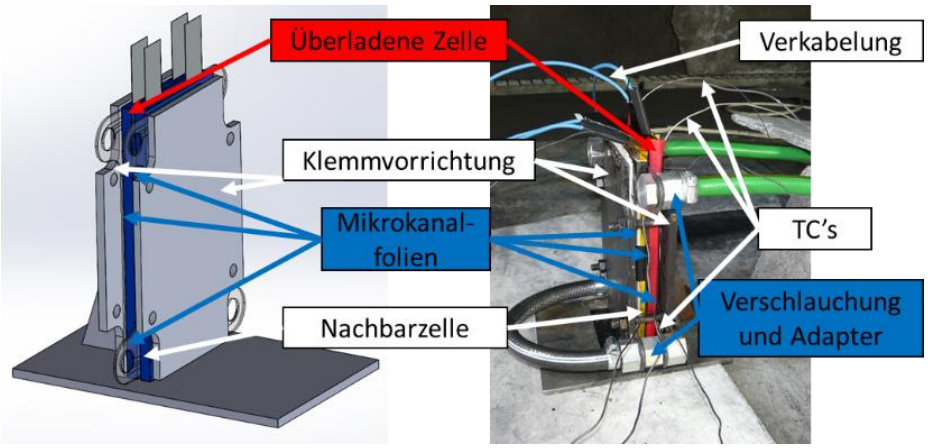



Abb. 3 Klemmvorrichtung (a) CAD-Darstellung und (b) Experimenteller Aufbau, nach [18]

Die überladene Zelle wird nachfolgend auch als „OC Cell“ bezeichnet. Die Thermoelemente (TCs) zur Beobachtung der Temperaturänderung im Überladungsvorgang sind auf den Seitenflächen der Batteriezellen (Face) und im Falz der Aluminiumverbundfolie positioniert (Side). Die Überladung der Batteriezelle führt durch den TR zu einer explosiven Zerstörung der Zelle in kürzester Zeit. Das Experiment wurde mit einem EUCAR Hazard-Level von 7 eingestuft, sodass der experimentelle Aufbau gemäß Abb. 4 aufgeteilt wurde. Der robuste Brandraum verfügte über eine Rauchgasreinigung und die Ansteuerung und Überwachung des Prüfstands war gänzlich aus dem Kontrollraum möglich. Eine High-Speed-Farbkamera ermöglichte die Visualisierung der Zellöffnung und des Zellfeuers (First und Second Venting). Die Batteriezelle wurde mit einer Gleichstromversorgung überladen und die korrespondierende Spannung wurde an ihren Polfahnen gemessen. Ein Thermostat versorgte das System mit temperiertem deionisiertem Wasser, wobei der Massenstrom und die Fluidtemperaturen am Ein- und Auslass gemessen wurden. Zusätzlich erfasste ein Differenzdrucksensor entstandene Leckagen in den Mikrokanalstrukturen. Die Aufnahmerate betrug 1 Hz, respektive 250 fps für die Kamera. Detailliertere Informationen sind [18] zu entnehmen.

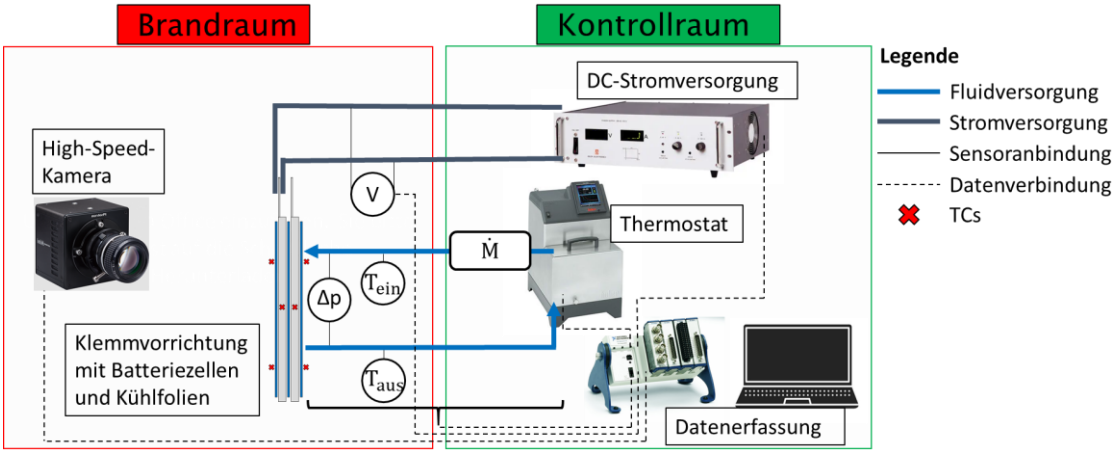


Abb. 4 Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus, nach [18]

## 2.4. Messplan

In der experimentellen Untersuchung wurden drei Szenarien unterschieden, siehe Tab. 1. Das erste Szenario (#1-9) diente als Referenz für den zeitlichen Ablauf der Überladung hin zum TR und zur TRP und verzichtete auf eine thermische Konditionierung durch die Mikrokanalstrukturen. Das zweite Szenario (#1*-4*) nutzte Mikrokanalstrukturen zwischen den Batteriezellen und zeigte den Einfluss der thermischen Konditionierung auf den Überladungsprozess unter Variation der Fluideinlasstemperatur. Im dritten Szenario wurde eine Fehlfunktion des Kühlsystems simuliert. Bei weiterer Erhöhung der Fluidtemperatur auf 40 °C wurde die überladene Zelle auf einen hohen Ladezustand (SOC) über die Zellöffnung und das First Venting hinaus überladen. In zwei Eskalationsstufen wurden die Strom- (#5*$^{c}$) oder die Fluidzufuhr (#6*$^{c}$) eingestellt. Der experimentelle Ausgang wurde auf eine Erhaltung der Schutzwirkung der Folien, hinsichtlich einer TRP zur Nachbarzelle, trotz eines defekten Kühlsystems geprüft.

Tab. 1 Experimentelle Szenarien, nach [18]

| Szenarien | Experiment | Einlasstemperatur (°C) | Kommentar |
|---|---|---|---|
| Überladung, ohne Mikrokanalstruktur | #1–9 | - | Basis-Referenz |
| Überladung, mit Mikrokanalstruktur | #1*–4* | 5, 20, 30 | Reguläre thermische Konditionierung |
| Überladung, mit Mikrokanalstruktur, Fehlfunktion des Kühlsystems | #5*$^{c}$ | 40 | Abbruch der Überladung |
| | #6*$^{c}$ | 40 | Abbruch der Konditionierung |

## 2.5. Überladungsinduzierter Thermal Runaway

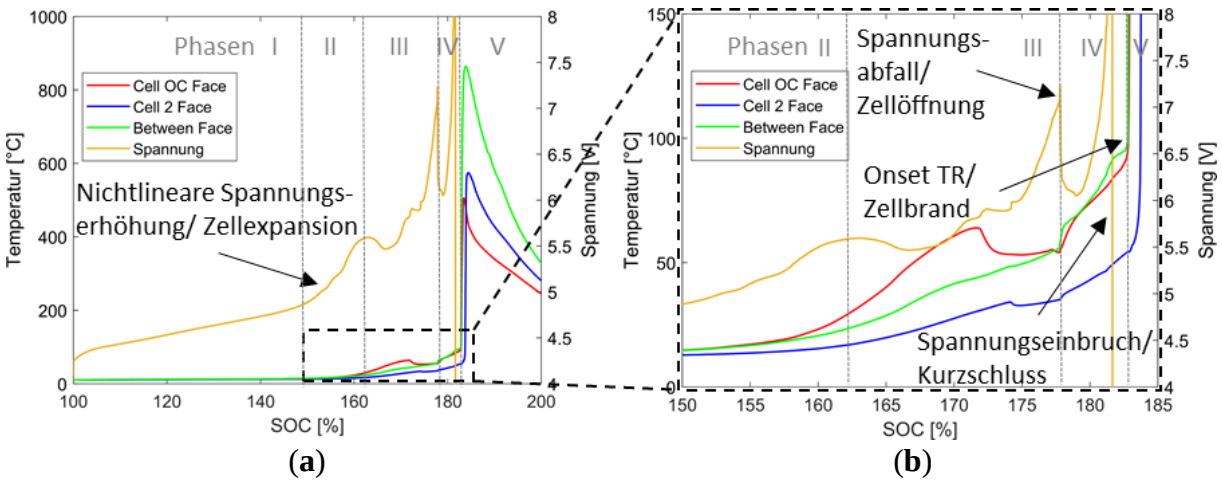
Überladung ist eines der häufigsten Sicherheitsprobleme bei batterietechnischen Anwendungen mit vielen Einzelzellen [21]. Bei einem TR der überladenen Batteriezelle wird das Sicherheitssystem aufgrund eines gesteigerten Energiegehalts [22] vor eine besondere Herausforderung

gestellt. Der Überladungsprozess führt über eine komplexe Prozesskette zum TR und Zellbrand und kann in fünf aufeinander folgende Phasen aufgeteilt werden [23]. Für eine detaillierte Darstellung der ablaufenden Phasen sei auf [18] verwiesen. Durch Ablagerungs- und Oxidationsprozesse an der Kontaktfläche von Elektroden und Elektrolyt, dazu gehören das Lithium-Plating und die Ausbildung einer Sekundären SEI [24], wird der Ladungs- und Stofftransport in der Zelle behindert und ihr Innenwiderstand steigt an. Aufgrund dieser parasitären Nebenreaktionen erhöht sich die Wärmeproduktion, wodurch das Temperaturniveau weiter ansteigt. Ab einer kritischen Temperaturschwelle von 60 °C und Spannungen von 4,9-5 V degenerieren einzelne Spezies unter Verbrauch des Elektrolyten. Es bildet sich ein Gemisch hochentzündlicher Gase [25], sodass die Batteriezelle anschwillt. Die Expansion erhöht den Elektrodenabstand und vergrößert den Innenwiderstand, sowie die Zellspannung bei fortgeführter Überladung [26]. Sobald die Belastungsgrenze der Siegelnaht der Aluminiumverbundfolie durch die interne Druckerhöhung erreicht ist, öffnet sich die Batteriezelle und ein großer Teil der gebildeten Gase entweichen (First Venting) [5], was sich durch einen Spannungsabfall äußert. Als Konsequenz der zunehmenden Feststoffablagerung an der Elektrodenoberfläche kommt es zum Wachstum von Dendriten. Diese können zur Penetration des Separators und damit zur Entstehung von Mikro-Kurzschlüssen führen. Das leicht entflammbare Gasgemisch entzündet sich durch Funkenbildung an den lokalen Hot-Spots der Kurzschlüsse. Es kommt in rascher Folge zu einem schnellen Temperaturanstieg, dem Schmelzen des Separators, einem Makro-Kurzschluss und dem Einbruch der Zellspannung. Die verbleibende chemisch gebundene Energie wird schlagartig in Form von Wärme freigesetzt, wobei der Zellbrand von der Abgabe hochgiftiger Substanzen aus dem Zellinneren an die Umgebung begleitet wird (Second Venting). Wenn benachbarte Batteriezellen dabei einer unzulässigen Erwärmung ausgesetzt sind, durchlaufen sie mit einer zeitlichen Verzögerung ebenfalls die Prozesskette in Richtung des TRs, was als Propagation bezeichnet wird.

## 3. Resultate

### 3.1 Überladung ohne thermische Konditionierung

Im ersten Szenario ohne Mikrokanalstrukturen kam es in jedem Versuch innerhalb einer Stunde zum TR der überladenen Zelle, gefolgt von einer TRP zur Nachbarzelle in weniger als einer weiteren Minute. Abb. 5 (a) zeigt die repräsentativen Temperatur- und Spannungsverläufe aus Versuch #1 mit einer Detaillierung des Zeitintervalls kurz vor dem TR in Abb. 5 (b). Bei einer C-Rate von 1 wird eine Batteriezelle in 60 Minuten von 100 auf 200 % SOC überladen.




(**a**) (**b**)

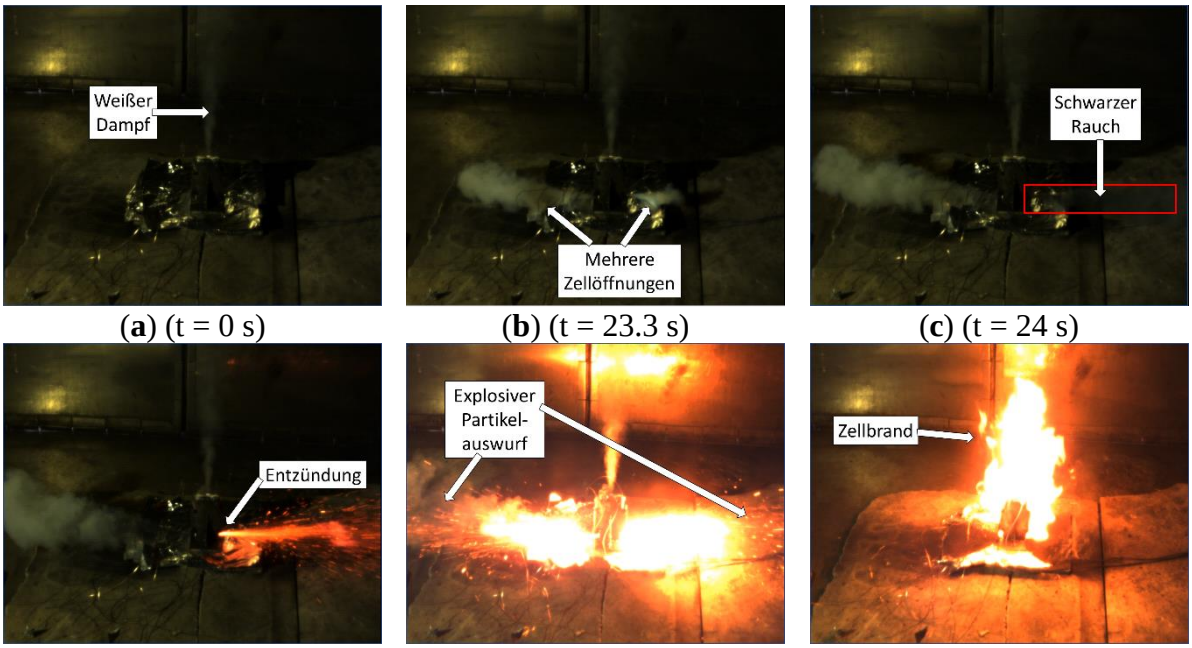
Abb. 5 (a) Charakteristische Temperatur- und Spannungsänderungen ohne thermische Konditionierung mit Vergrößerung vor dem TR in (b), nach [18]

In Phase I der Überladung stiegen Spannung und Temperatur linear an. Ab einem SOC von 150 % begann Phase II mit einem nichtlinearen Anstieg der Spannung bis auf ein lokales

Maximum von 5,59 V bei 162 % SOC. Dies deutete auf beginnendes Lithium Plating und eine Zellausdehnung durch Gasentwicklung hin. Durch die Temperaturanstiege an allen TCs wurde diese Entwicklung bestätigt und setzte sich in Phase III fort. Nach Erreichen eines zweiten lokalen Spannungsmaximums bei 178 % SOC trat Phase IV ein. Dabei war ein spontaner Einbruch der Spannung, begleitet von einer ebenso spontanen Erhöhung der erfassten Temperaturen, zu beobachten. Beides deutete auf eine Öffnung der überladenen Pouchzelle und ein erstes Entweichen gebildeter Gase hin, allerdings zeigte die Kamera keinen optisch sichtbaren Effekt des First Ventings. Darauf stieg die Spannung progressiv bis auf 11,36 V bei 182 % SOC an und brach danach gänzlich ein, was einen internen Kurzschluss signalisierte. Parallel zum Spannungseinbruch trat aus der überladenen Zelle weißer Dampf aus, was auf ein beginnendes Second Venting hinwies. Waren die Oberflächentemperaturen ab der Zellöffnung bis auf etwa 95 °C angestiegen, folgte ein weiterer starker Temperaturanstieg, der auf einen Beginn von Phase V hindeutete. Das entstehende Gasgemisch entzündete sich und es kam zum Zellbrand. Bei einem SOC von 183 % wurde zwischen beiden Batteriezellen (Between Face) eine Temperatur von 865 °C erfasst. Weniger als eine Minute später kam es zur TRP mit einem raschen Anstieg der Temperatur auf der Rückseite der Nachbarzelle bis auf 574 °C. Tab. 2 stellt die mittleren Kennwerte der Überladung ohne thermische Konditionierung dar und Abb. 6 zeigt die dazugehörigen High-Speed-Aufnahmen vor und während des Zellbrands.

Tab. 2 Mittlerer zeitlicher Ablauf der Experimente ohne thermische Konditionierung

| Experiment #1–9 | Nichtlineare Spannungserhöhung/ Beginn Phase II | | | Spannungsabfall/ Beginn Phase IV | | | | TR/ Beginn Phase V | | Dauer von Spannungserhöhung bis -abfall/ Phasen II und III | Dauer von Spannungsabfall bis TR/ Phase IV |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | (V) | Zeit (min) | SOC (%) | Max. (V) | Diff. (V) | Zeit (min) | SOC (%) | Zeit (min) | SOC (%) | Zeit (min) | Zeit (min) |
| Mittelwert | 4,87 | 27,0 | 145 | 6,94 | 1,07 | 43,2 | 172 | 47,7 | 179 | 16,2 | 4,5 |
| Std. Abw. | 0,06 | 2,0 | 3 | 0,89 | 0,55 | 2,2 | 4 | 4,4 | 7 | 2,3 | 3,6 |




(**a**) (t = 0 s) (**b**) (t = 23.3 s) (**c**) (t = 24 s)

(**d**) (t = 24.1 s) (**e**) (t = 24.5 s) (**f**) (t = 31 s)

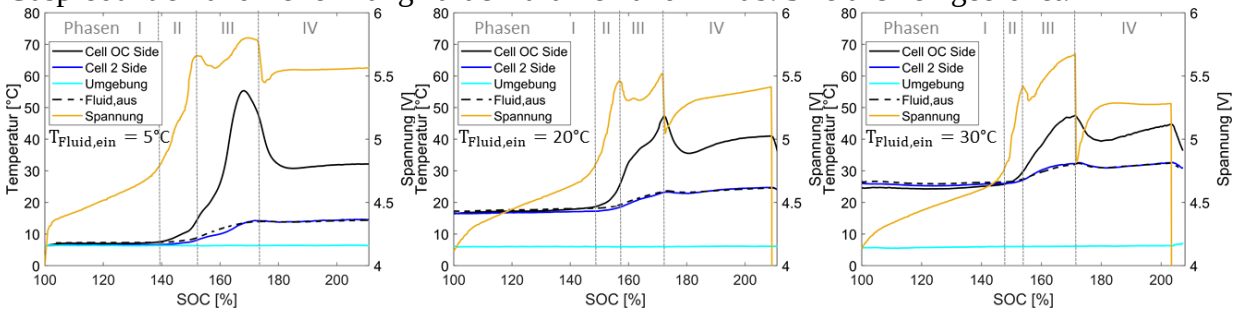
Abb. 6 Merkmale des Zellbrands ohne thermische Konditionierung, nach [18]

Allen Experimenten gemein ist das Vorkommen charakteristischer Spannungsverläufe (Voltage Noise) vor dem Zellbrand. Bei einem SOC von 145 % beginnt Phase II der Überladung mit einer nichtlinearen Spannungserhöhung, hervorgerufen durch die interne Gasentwicklung und Zellexpansion. Nach einem Spannungsplateau tritt bei 172 % SOC und Beginn der Phase IV ein Spannungsabfall durch die Zellöffnung und das First Venting auf. Ein starker Temperaturanstieg durch den TR und die beginnende Phase V treten bei einem SOC von 179 % auf. Die

Gasentwicklung begann im Mittel 27 min nach Überladungsbeginn. Weitere 16,2 min vergingen bis zur Öffnung der überladenen Pouchzelle und der TR trat im Mittel weitere 4,5 min später auf. Dabei variierte der zeitliche Abstand von der ersten Zellöffnung bis zum Zellbrand in den Versuchen deutlich zwischen mindestens 70 s und maximal 12 min.
Die Pouchzellen neigten zu einer ersten Öffnung und einem First Venting an der Oberseite nahe den Polfahnen. In Abb. 6 (a) ist das beginnende Second Venting durch weißen Dampfaustritt zu erkennen. Die Innentemperatur der Zelle steigt kontinuierlich an, sodass die Kondensation des entweichenden Elektrolyt- und Gasgemisches allmählich sichtbar wird. Mit steigender Temperatur nimmt in (b) die Gasproduktionsrate zu, sodass sich die Zelle an mehreren Stellen öffnet. Der Ausstoß weißen Dampfes wechselt zu dichtem schwarzen Rauch in (c), der graduell höhere Anteile von Aktivmaterialien enthält. Das Gas entzündet sich in (d) durch Kurzschlüsse, woraufhin die Zelle unter explosivem Partikelausstoß in (e) gänzlich in (f) ausbrennt.

## 3.2 Überladung mit thermischer Konditionierung

Im zweiten Szenario mit thermischer Konditionierung kam es in derselben Zeitspanne wie im Szenario ohne thermische Konditionierung zu keinem TR. Abb. 7 zeigt die Temperatur- und Spannungsänderungen während der Überladung unter Variation der Fluideinlasstemperatur zwischen 5 und 30 °C. Analog zum Szenario ohne thermische Konditionierung konnte in jedem Experiment eine Spannungscharakteristik, bestehend aus einer nichtlinearen Spannungserhöhung, einem Plateau und einem spontanen Abfall, detektiert werden. Diese ist auf die interne Gasproduktion und Zellöffnung zurückzuführen und in Tab. 3 zeitlich eingeordnet.




**(a)** **(b)** **(c)**

Abb. 7 Charakteristische Temperatur- und Spannungsänderungen bei unterschiedlichen Fluidtemperaturen: (a) niedrig – 5 °C, (b) mittel – 20 °C, (c) hoch – 30 °C, nach [18]

Tab. 3 Zeitlicher Ablauf der Experimente mit thermischer Konditionierung, nach [18]

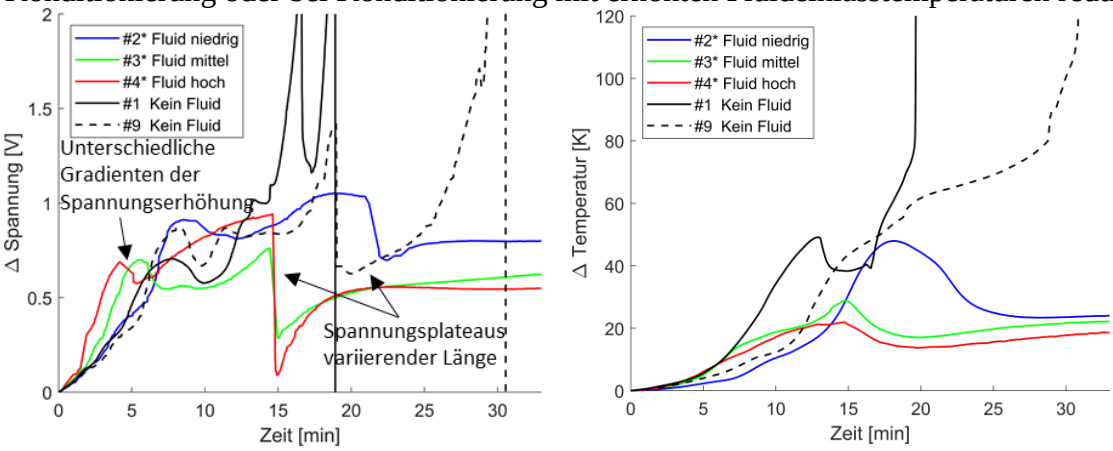
| Experiment | Fluid-einlass-temp. | Zelltemp. bei Beginn | Nichtlineare Spannungserhöhung/ Beginn Phase II | | | Spannungsabfall/ Beginn Phase IV | | | | Dauer von Spannungs-erhöhung bis -abfall/ Phasen II und III | Maximale Zelltemp. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | (°C) | (°C) | (V) | Zeit (min) | SOC (%) | Max. (V) | Diff. (V) | Zeit (min) | SOC (%) | Zeit (min) | (°C) |
| #1* | 5 | 9 | 4,91 | 23,7 | 139 | 5,83 | 0,53 | 42,9 | 172 | 19,2 | 59 |
| #2* | 5 | 6 | 4,75 | 22,7 | 138 | 5,79 | 0,34 | 43,7 | 173 | 20,9 | 55 |
| #3* | 20 | 17 | 4,76 | 28,6 | 148 | 5,52 | 0,47 | 43,0 | 172 | 14,5 | 47 |
| #4* | 30 | 25 | 4,73 | 28,2 | 148 | 5,67 | 0,85 | 42,8 | 171 | 14,7 | 48 |

Während der Zellöffnung wurden die maximalen Zelloberflächentemperaturen erfasst, die jedoch unterhalb der Schwelle von 60 °C lagen. Nach der Zellöffnung mit einem Spannungsabfall zeigt die Spannung einen degressiven Anstieg und im weiteren Verlauf eine Stagnation bei Werten von 5,3 bis 5,5 V. Die Zelltemperatur stieg ebenfalls in degressiver Weise auf Werte von 32 °C, 41 °C und 44 °C bei niedriger, mittlerer und hoher Fluideinlasstemperatur an. Die Untersuchungszeit im Brandraum ist eine wertvolle Ressource. Da im Szenario ohne thermische Konditionierung im Mittel 4,5 min und im Maximum 12 min nach der Zellöffnung ein Zellfeuer detektiert worden war, wurde die Überladung in den thermisch konditionierten Experimenten 20 min nach Zellöffnung beendet. Dies führte in jedem Versuch zur Abkühlung und Stabilisierung des Systems ohne Erzeugung eines TRs. In keinem der Versuche des Szenarios wurde vor dem Ladungsabbruch ein nahender TR durch ein beginnendes Second Venting in Form eines weißen Dampfaustritts, wie in Abb. 6 (a) dargestellt, beobachtet.

Eine Absenkung der Batterietemperatur unter Last fördert ein vorzeitiges Lithium-Plating [25]. Dadurch treten die Gasentwicklung und Zellexpansion ebenfalls bei niedrigeren SOCs auf. Die korrespondierende nichtlineare Spannungserhöhung begann bei niedriger Fluidtemperatur mit 138 % SOC früher als ohne thermische Konditionierung (145 % SOC) und später bei 148 % SOC mit höheren Fluidtemperaturen. Die Öffnung der Pouchzelle zeigte sich unabhängig von den Fluidtemperaturen bei 172 % SOC, analog zu den Versuchen ohne thermische Konditionierung. Hieraus ergab sich eine zeitliche Tendenz für die Dauer der Phasen II und III der Überladung zwischen der Zellexpansion und der Zellöffnung. Bei niedriger Fluidtemperatur wurde eine Zeitspanne von 19 bis 21 min gemessen, ohne thermische Konditionierung von rund 16 min und bei mittlerer, sowie hoher Fluidtemperatur von knapp 15 min.

### 3.3 Vergleich der Szenarien mit und ohne thermische Konditionierung

Abb. 8 zeigt Spannungs- und Temperaturverläufe der überladenen Zelle ausgewählter Versuche mit und ohne thermische Konditionierung. Aus Gründen der Vergleichbarkeit beginnen alle Graphen mit Phase II der Überladung, dem Beginn der Gasentwicklung, und werden um die jeweiligen Spannungs- und Temperaturoffsets zu diesem Zeitpunkt bereinigt. Die Unterschiede in den zeitlichen Charakteristika der ersten beiden Versuchsszenarien lassen sich auf die thermische Konditionierung durch die Mikrokanalstrukturen zurückführen. Bei einer erhöhten Zelltemperatur steigt gemäß Arrhenius-Gesetz die Gasproduktionsrate. Die Siegelnaht der Aluminiumverbundfolie öffnet sich wiederholbar an ihrer Belastungsgrenze. Eine erhöhte Gasproduktionsrate resultiert in einer beschleunigten Zellexpansion und Erhöhung des Elektrodenabstands, was sich in einem steileren Spannungsgradienten äußert, siehe Abb. 8 (a). Zudem verkürzt sich das Zeitintervall zwischen der initialen Gasentwicklung und der Zellöffnung, wodurch sich ebenfalls die Länge des Spannungsplateaus bei Überladung ohne thermische Konditionierung oder bei Konditionierung mit erhöhten Fluideinlasstemperaturen reduziert.




**(a)** **(b)**

Abb. 8 (a) Spannungs- und (b) Temperaturänderungen mit Offsetkorrektur aus Versuchen mit und ohne thermische Konditionierung, nach [18]

Die Wärmedissipation durch die Mikrokanalstrukturen erklärt weiterhin die erhöhte Systemstabilität der überladenen Batteriezelle in Form einer Verlängerung der Phase IV der Überladung, zwischen Zellöffnung und potenziellem Zellbrand. War diese in Versuch #9 ohne thermische Konditionierung mit 12 min weitaus am längsten ausgefallen, so war mit thermischer Konditionierung auch 20 min nach Zellöffnung weder ein Zellbrand, noch ein beginnendes Second Venting zu erkennen. Ohne thermische Konditionierung stiegen die Zellspannungen direkt nach Zellöffnung erneut progressiv an. Auch die Zelltemperaturen, siehe Abb. 8 (b), sanken nur unwesentlich und zeigten kurz darauf wieder einen Anstieg bis zum Beginn von TR und Zellbrand. Mit thermischer Konditionierung stiegen die Zellspannungen nach ihrem Abfall zur Zellöffnung erst degressiv an und stagnierten danach. Die Zelltemperaturen hingegen stagnierten unter dem Niveau, das sie zum Zeitpunkt der Zellöffnung erreicht hatten.

Der dissipierte Wärmestrom bei einem Kühlmittelmassenstrom von 2 g/s betrug während der Zellöffnung bei niedriger und mittlerer Fluidtemperatur 60,9 ± 2,5 W, respektive 51 ± 2,7 W. Im Verlauf der Phase IV der Überladung stiegen die Zelltemperaturen an. Zum Ende der jeweiligen Messungen, 20 min nach der Zellöffnung, wurden jeweils Wärmeströme von 65 ± 2,6 W, respektive 57 ± 2.7 W, abgeführt. In Bezug auf die Kontaktfläche ergab sich eine maximale Wärmestromdichte von 2150 W/m².

3.4 Überladung bei Fehlfunktion des Kühlsystems

Zur Simulation eines fehlerhaften Kühlsystems im dritten Szenario wurde vor dem Überladungsprozess die Einlasstemperatur des Fluids auf einen kritischen Wert von 40 °C erhöht. In zwei Eskalationsstufen wurden in Versuch #5*[c] 12 min nach Zellöffnung, bei einem SOC von 185 %, die Stromzufuhr und in Versuch #6*[c] bei dem gleichen SOC die Fluidzufuhr eingestellt. In beiden Versuchen konnte aus den Spannungsverläufen erneut ein Anschwellen der Zellen und eine Zellöffnung detektiert werden. Durch Intensivierung der Gasproduktion wurden mit knapp über 10 min die kürzesten Zeitspannen von der initialen Gasentwicklung bis zur Zellöffnung erfasst. Zur Öffnung erreichten beide Zellen eine Oberflächentemperatur von etwa 60 °C.

Während sich das System in Versuch #5*[c] nach Einstellung der Stromzufuhr, analog zum vorherigen Szenario, stabilisierte, zeigte sich in Versuch #6*[c] nach Einstellung der Fluidzufuhr ein linearer Anstieg der erfassten Temperaturen, siehe Abb. 9. Die Spannung sank um etwa 0,2 V und stieg danach ebenfalls schnell an. Etwa 10 min nach Einstellung der Fluidzufuhr ging weißer Dampf von der überladenen Zelle aus. Nach etwa 11 min kam es bei einem SOC von 203 % und einer Oberflächentemperatur von 98 °C zum TR. Die seitlich an der überladenen Zelle positionierten TCs wiesen eine maximale Temperatur von 769 °C auf, wohingegen seitlich an der Nachbarzelle lediglich kurzzeitig 100 °C erfasst wurden. Die rückseitig an der Nachbarzelle erfasste Temperatur stieg als Reaktion auf den TR nur auf etwa 45 °C. Daraus war abzuleiten, dass aufgrund der Schutzwirkung der Polymer-Mikrokanalfolie keine Propagation des TRs stattgefunden hatte. Zeitgleich zum TR wurde ein Abfall in der Fluidauslasstemperatur erfasst, was auf eine Öffnung der fluidführenden Mikrokanalstrukturen hindeutete.

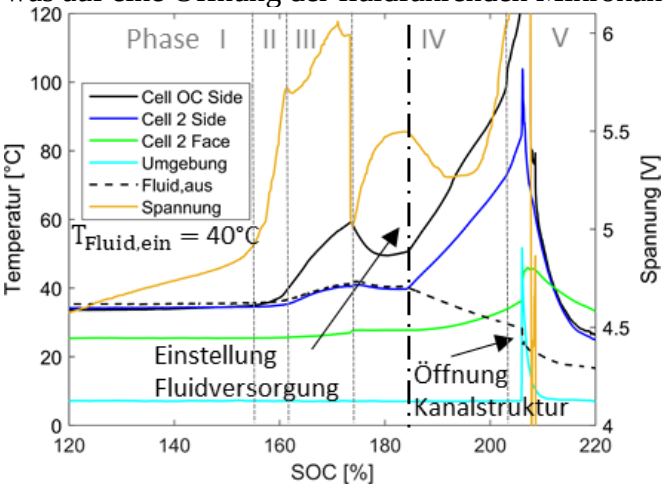
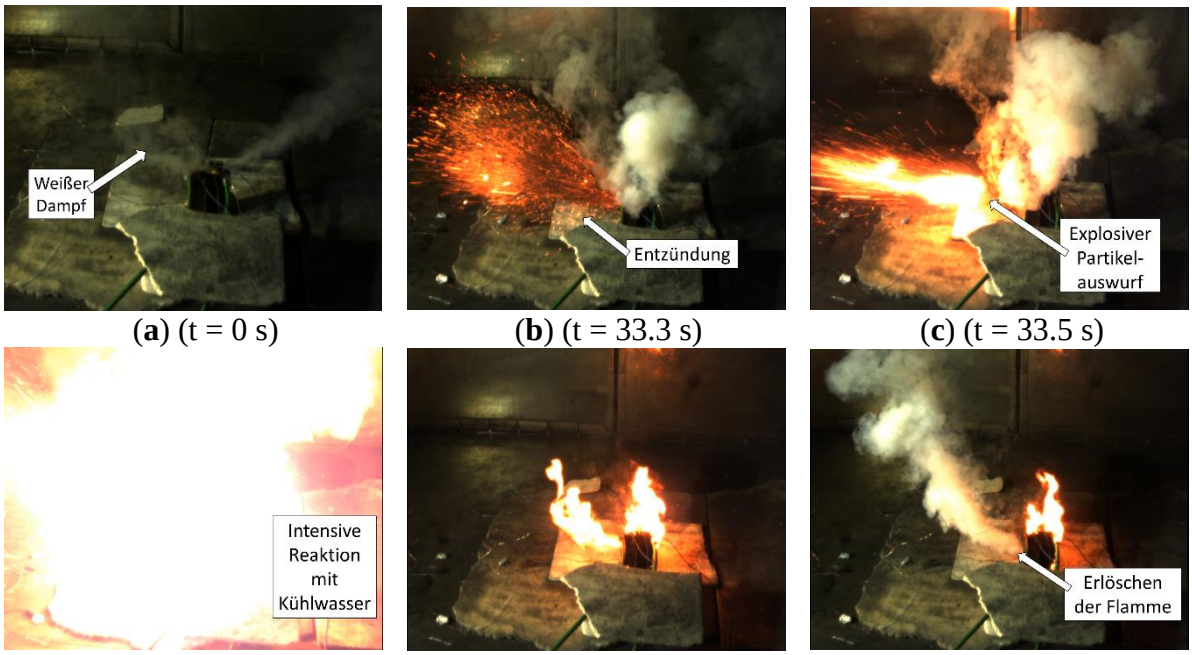



Abb. 9 Charakteristische Temperatur- und Spannungsänderungen mit beeinträchtigtem Kühlsystem und eingestellter Fluidzufuhr bei 185 % SOC, nach [18]

Abb. 10 visualisiert den Zellbrand aus Versuch #6*[c] nach Unterbrechung der Fluidzufuhr. Hervorzuheben ist, dass austretendes Kühlwasser nach der Folienöffnung mit dem aufgeheizten Lithium reagierte und Wasserstoff freisetzte. Der Wasserstoff diente dem Brand in (d) als zusätzlicher Brennstoff. Innerhalb einer marktfähigen Anwendung wäre ein nicht-reaktives Wärmeübertragungsmedium erforderlich. Andererseits zeigte sich in (f) ein plötzliches Erlöschen der Flamme, wobei ein Austritt des im Kreislauf verbliebenen Kühlwassers zu erkennen war.

Abb. 11 zeigt den demontierten Prüfling nach Versuch #6*[c] mit der vollständig ausgebrannten Zelle. Die anliegenden Mikrokanalfolien waren angeschmolzen und an mehreren Stellen geöffnet. Allerdings gab es keine Anzeichen für eine Ausbreitung des TRs auf die Nachbarzelle, die eine intakte Aluminiumverbundfolie, sowie über einen Beobachtungszeitraum von 14 Tagen eine konstante Nominalspannung von 4,2 V, aufwies.




(**a**) (t = 0 s) (**b**) (t = 33.3 s) (**c**) (t = 33.5 s)

(**d**) (t = 35 s) (**e**) (t = 39.5 s) (**f**) (t = 41.5 s)

Abb. 10 Merkmale des Zellbrands bei Fehlfunktion des Kühlsystems, nach [18]

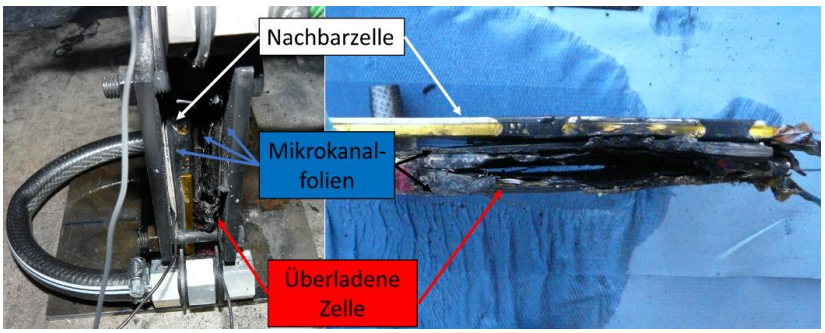



Abb. 11 Experimenteller Aufbau nach dem Zellbrand in Versuch #6*[c], nach [18]

## 4. Schlussfolgerung

Der Artikel stellt ein kombiniertes Thermomanagement- und Sicherheitssystem für mobile Batterieanwendungen vor. Es wird untersucht, wie sich das System auf die Verzögerung und Vorbeugung des Thermal Runaways (TR) und seiner Propagation zu Nachbarzellen (TRP) auswirkt. Eine derartige Anwendung muss zwecks einer geeigneten Temperierung der Batteriezellen im Betriebsfall einen ausreichenden Wärmestrom dissipieren können, aber im Falle eines Zellbrands als thermische Barriere wirken, um Nachbarzellen vor einer unzulässigen Erwärmung zu schützen und damit eine Propagation des TRs zu unterbinden. Die als Zwischenzellkühlung eingesetzten Polymer-Mikrokanalstrukturen nutzen die großen zur Verfügung stehenden Kontaktflächen zu den Batterien für eine intensive thermische Konditionierung. Zugleich stellen die 2 mm starken Folienstrukturen aus Polycarbonat mit einer Wärmeleitfähigkeit von lediglich 0,2 W/(mK) einen erheblichen thermischen Widerstand zwischen den Zellen dar.

In der experimentellen Untersuchung wurde gezeigt, dass es bei Überladung von 12,5 Ah NMC-Pouchzellen mit einer Rate von 1 C zu einem TR kam, wenn keine Mikrokanalstrukturen

eingesetzt wurden. Dieser TR trat im Mittel nach 48 Minuten bei einem Ladungszustand (SOC) von 179% auf und propagierte innerhalb einer weiteren Minute zu seiner Nachbarzelle. Dem Zellbrand zeitlich vorgelagert waren ein Anschwellen der überladenen Zelle durch interne Gasentwicklung, sowie die Öffnung der Zelle mit einem First Venting. Der TR der überladenen Zelle kündigte sich stets durch ein Second Venting an, bei dessen Beginn sich weißer Dampf entwickelte. Dieser entstand durch die Kondensation des Gas- und Elektrolytgemischs aus dem erwärmten Zellinneren an der kalten Umgebung.
Durch die thermische Konditionierung mittels der Mikrokanalstrukturen traten weder ein TR noch ein Second Venting auf. Unter Variation der Fluideinlasstemperatur zwischen 5 °C und 30 °C konnte ein signifikanter Einfluss auf die Gasproduktionsrate innerhalb der Zellen und damit auf die Kerntemperaturen der Batteriezelle beobachtet werden. Weiterhin zeigte sich eine wesentliche Stabilisierung der Zellen in späteren Phasen der Überladung. Wurden ohne thermische Konditionierung zwischen Zellöffnung und Zellbrand im Mittel 4,5 Minuten und maximal 12 Minuten gemessen, so war mit thermischer Konditionierung auch 20 Minuten nach Zellöffnung kein Zellbrand absehbar.
Unterlag das Kühlsystem einer simulierten Fehlfunktion, die zur Unterbrechung der Fluidzufuhr der Mikrokanalstrukturen führte, kam es zu einem TR. Allerdings sorgte die niedrige Wärmeleitfähigkeit des Polymers dafür, dass sich die Nachbarzelle trotz eines Ausbrands der überladenen Zelle nicht unzulässig stark erwärmte, was der TRP vorgebeugte. Die geschützte Nachbarzelle zeigte in einem mehrwöchigen Beobachtungszeitraum einen stabilen Zustand.

Zusammenfassend erfüllen die Polymer-Mikrokanalstrukturen die Anforderungen an ein kombiniertes Thermomanagement- und Sicherheitssystem vollständig. Eine erfasste dissipierte Wärmestromdichte von bis zu 2150 W/m² ist für die meisten Anwendungsszenarien von Batteriesystemen ausreichend hoch (200 bis kurzzeitig 3000 W/m² [11]). Aufgrund ihrer Eignung für mobile Anwendungen infolge des geringen Gewichts und des niedrigen Platzbedarfs werden nachfolgende Baustufen auf mögliche Performanceverbesserungen hin untersucht. Eine veränderte Kanalgeometrie soll zukünftigen Szenarien des Super-Schnellladen gerecht werden.

**Literatur:**


[1] Duan, J.; Tang, X.; Dai, H.; Yang, Y.; Wu, W.; Wei, X.; Huang, Y. Building Safe Lithium-Ion Batteries for Electric Vehicles: A Review. *Electrochem. Energ. Rev.* **2020**, *3*, 1–42, doi:10.1007/s41918-019-00060-4.

[2] Mallick, S.; Gayen, D. Thermal behaviour and thermal runaway propagation in lithium-ion battery systems – A critical review. *J. Energy Storage* **2023**, *62*, 106894, doi:10.1016/j.est.2023.106894.

[3] Li, W.; Zhou, Y.; Zhang, H.; Tang, X. A Review on Battery Thermal Management for New Energy Vehicles. *Energies* **2023**, *16*, 4845, doi:10.3390/en16134845.

[4] Liu, B.; Jia, Y.; Yuan, C.; Wang, L.; Gao, X.; Yin, S.; Xu, J. Safety issues and mechanisms of lithium-ion battery cell upon mechanical abusive loading: A review. *Energy Storage Mater.* **2020**, *24*, 85–112, doi:10.1016/j.ensm.2019.06.036.

[5] Cai, T.; Valecha, P.; Tran, V.; Engle, B.; Stefanopoulou, A.; Siegel, J. Detection of Li-ion battery failure and venting with Carbon Dioxide sensors. *eTransportation* **2021**, *7*, 100100, doi:10.1016/j.etran.2020.100100.

[6] Wang, Q.; Ping, P.; Zhao, X.; Chu, G.; Sun, J.; Chen, C. Thermal runaway caused fire and explosion of lithium ion battery. *J. Power Sources* **2012**, *208*, 210–224, doi:10.1016/j.jpowsour.2012.02.038.

[7] Battery pack directed venting system. Available online: https://patents.google.com/patent/US8557416B2/en (accessed on 12 November 2023).

[8] Vehicle battery pack thermal barrier. Available online: https://patents.google.com/patent/US8875828B2/en (accessed on 12 November 2023).

[9] Bai, Q.; Li, K.; Zan, J.; Liu, J.; Ou, J.; Liu, J. Influence of Insulation Material Thickness on Spread of Thermal Runaway in Battery Packs. *Processes* **2023**, *11*, 1321, doi:10.3390/pr11051321.

[10] Arrhenius, S. XXXI. On the influence of carbonic acid in the air upon the temperature of the ground. *London, Edinburgh Dublin Philos. Mag. J. Sci.* **1896**, *41*, 237–276, doi:10.1080/14786449608620846.
[11] Bandhauer, T.M.; Garimella, S.; Fuller, T.F. A Critical Review of Thermal Issues in Lithium-Ion Batteries. *J. Electrochem. Soc.* **2011**, *158*, R1, doi:10.1149/1.3515880.
[12] Jalkanen, K.; Karppinen, J.; Skogström, L.; Laurila, T.; Nisula, M.; Vuorilehto, K. Cycle aging of commercial NMC/graphite pouch cells at different temperatures. *Appl. Energy* **2015**, *154*, 160–172, doi:10.1016/j.apenergy.2015.04.110.
[13] Feng, X.; He, X.; Ouyang, M.; Lu, L.; Wu, P.; Kulp, C.; Prasser, S. Thermal runaway propagation model for designing a safer battery pack with 25 Ah LiNi Co Mn O2 large format lithium ion battery. *Appl. Energy* **2015**, *154*, 74–91, doi:10.1016/j.apenergy.2015.04.118.
[14] Yu, Y.; Huang, Z.; Mei, W.; Jia, Z.; Song, L.; Wang, Q. Preventing effect of different interstitial materials on thermal runaway propagation of large-format lithium iron phosphate battery module. *J. Energy Storage* **2023**, *63*, 107082, doi:10.1016/j.est.2023.107082.
[15] Wassiliadis, N.; Steinsträter, M.; Schreiber, M.; Rosner, P.; Nicoletti, L.; Schmid, F.; Ank, M.; Teichert, O.; Wildfeuer, L.; Schneider, J.; et al. Quantifying the state of the art of electric powertrains in battery electric vehicles: Range, efficiency, and lifetime from component to system level of the Volkswagen ID.3. *eTransportation* **2022**, *12*, 100167, doi:10.1016/j.etran.2022.100167.
[16] Kurmaev, R.K.; Struchkov, V.S.; Novak, V.V. Experience in the development of an effective thermal management system for the high-voltage battery of the vehicle. *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.* **2020**, *819*, 12020, doi:10.1088/1757-899X/819/1/012020.
[17] Darcovich, K.; MacNeil, D.D.; Recoskie, S.; Cadic, Q.; Ilinca, F. Comparison of cooling plate configurations for automotive battery pack thermal management. *Appl. Therm. Eng.* **2019**, *155*, 185–195, doi:10.1016/j.applthermaleng.2019.03.146.
[18] Graichen, H.-C.; Boye, G.; Sauerhering, J.; Köhler, F.; Beyrau, F. The Impact of a Combined Battery Thermal Management and Safety System Utilizing Polymer Mini-Channel Cold Plates on the Thermal Runaway and Its Propagation. *Batteries* **2024**, *10*, 1, doi:10.3390/batteries10010001.
[19] Tsao, C.-W.; DeVoe, D.L. Bonding of thermoplastic polymer microfluidics. *Microfluid. Nanofluidics* **2009**, *6*, 1–16, doi:10.1007/s10404-008-0361-x.
[20] Graichen, H.-C.; Sauerhering, J.; Stamann, O.; Beyrau, F.; Boye, G. Influence of Adhesive Tapes as Thermal Interface Materials on the Thermal Load of a Compact Electrical Machine. *WEVJ* **2022**, *13*, 42, doi:10.3390/wevj13020042.
[21] Ren, D.; Feng, X.; Lu, L.; He, X.; Ouyang, M. Overcharge behaviors and failure mechanism of lithium-ion batteries under different test conditions. *Appl. Energy* **2019**, *250*, 323–332, doi:10.1016/j.apenergy.2019.05.015.
[22] Larsson, F.; Mellander, B.-E. Abuse by External Heating, Overcharge and Short Circuiting of Commercial Lithium-Ion Battery Cells. *J. Electrochem. Soc.* **2014**, *161*, A1611-A1617, doi:10.1149/2.0311410jes.
[23] Wang, Z.; Yuan, J.; Zhu, X.; Wang, H.; Huang, L.; Wang, Y.; Xu, S. Overcharge-to-thermal-runaway behavior and safety assessment of commercial lithium-ion cells with different cathode materials: A comparison study. *J. Energy Chem.* **2021**, *55*, 484–498, doi:10.1016/j.jechem.2020.07.028.
[24] Broussely, M.; Biensan, P.; Bonhomme, F.; Blanchard, P.; Herreyre, S.; Nechev, K.; Staniewicz, R.J. Main aging mechanisms in Li ion batteries. *J. Power Sources* **2005**, *146*, 90–96, doi:10.1016/j.jpowsour.2005.03.172.
[25] Liu, P.; Yang, L.; Xiao, B.; Wang, H.; Li, L.; Ye, S.; Li, Y.; Ren, X.; Ouyang, X.; Hu, J.; et al. Revealing Lithium Battery Gas Generation for Safer Practical Applications. *Adv. Funct. Mater.* **2022**, *32*, 2208586, doi:10.1002/adfm.202208586.
[26] Chen, Y. Recent advances of overcharge investigation of lithium-ion batteries. *Ionics* **2022**, *28*, 495–514, doi:10.1007/s11581-021-04331-3.

# An Experimental Study on the Thermal Runaway Characteristics and Gas Emission Analysis of 18650-type Cylindrical Sodium-ion cells of NFM Chemistry at different State of Charge Level

Kofi Owusu Ansah Amano, Elena Gimadieva, Ulrich Krause

Otto von Guericke University Magdeburg, Faculty of Process and Systems Engineering, Dept. of Plant Design and Process Safety, Universitätsplatz 2, 39106 Magdeburg, Germany

E-mail: *kofi.amano@ovgu.de*

**Abstract**

This work investigates the effect of the state of charge (SOC) level on the thermal runaway characteristics and gas release from 18650-type Cylindrical Sodium-ion cells of $NaNi_{1/3}Fe_{1/3}Mn_{1/3}O_2$ (NFM) cathode. A total of 10 tests are conducted by subjecting 10 cells to thermal abuse inside a reaction vessel of 10 L in volume. The SOC levels studied among the test were 0%, 25%, 50%, 75%, and 100%. Emphasis was put on the time derivative of temperature and pressure to evaluate the thermal runaway behaviour and gas production from the sodium-ion cells. The investigation revealed the occurrence of thermal runaway was more probable at SOC level ≥ 50% SOC. Thermal runaway of the Na-ion cells was observed at a rate of temperature rise greater than 1 K/s. The results demonstrated the safety in Na-ion cells varies with SOC level. The high maximum pressure (3.9±0.2 bar) and peak reaction temperature (403 ± 14 °C) measured and gas production (5 ± 0.1 L; 1.1 ± 0.02 L/Wh) observed at 100% SOC indicated thermal runaway-related hazards are increased at high SOC level. The results from the gas component analysis showed the release of HF and explosible gases such as CO, HCN, $CH_4$, $C_2H_6$, and $C_2H_4$ from Na-ion cells is inevitable.

## 1. Introduction

Sodium-ion batteries (NIBs) have gained recent attention due to their useful application in energy storage systems. Similar to lithium-ion batteries, the NIBs are usually made of a positive electrode (cathode), negative electrode (anode) and electrolytes. The cathode is composed of one of the following materials: layered transition metal oxides (LTMO), polyanionic compounds and Prussian blue analogues (PBA) [1]. Hard carbon stands out as the most widely used anode in commercial NIBs. The electrolyte is generally a sodium perchlorate ($NaClO_4$) or sodium hexafluorophosphate ($NaPF_6$) salt dissolved in a mixture of organic carbonates such as ethylene carbonate (EC), ethyl methyl carbonate (EMC), dimethyl carbonate (DMC), diethyl carbonate (DEC), and propylene carbonate (PC).

The type of electrolyte used in a sodium-ion cell is based on its compatibility with electrodes and electrochemical properties such as cycling performance [2]. However, in achieving high performance and energy density, there exists a safety hazard due to the high explosibility of the organic electrolytes used in NIBs. Under abuse conditions like heat exposure, NIBs can undergo so-called thermal runaway which has the potential to result in fire and some instances explosion.

In an event of thermal runaway, the components of the cell decompose to release combustible and toxic gases in addition to electrolyte vapour, particulate matter and heat. The amount of gas released can be dependent on some external factors such as the state of charge (SOC) level and cell energy capacity [3]. Although there are limited studies on the explosibility of the gases released from NIB, it is common knowledge the explosible gases released from LIBs can ignite in a suitable condition.

Sodium-ion cell are commonly asserted to be safer compared to LIBs [4] [5]. The mentioned point is seldomly substantiated due to limited investigations. Therefore, safety remains a concern and a comprehensive study is required to understand the thermal runaway behaviour of NIBs. Hence, it is necessary to investigate the thermal stability of NIBs, aiming to characterize thermal runaway from an intrinsic perspective.

In this study, the thermal runaway behavior and gas release from 18650-type cylindrical Na-ion cells of $NaNi_{1/3}Fe_{1/3}Mn_{1/3}O_2$ (NFM) chemistry will be investigated. The Na-ion cells were triggered into thermal runaway by thermal abuse in a reaction vessel of 10 L in volume. The total volume of gas released and the explosibility of the gas mixture were analyzed.

## 2. Methodology

### 2.1.Cell Samples

In this study, a total of 10 commercial 18650-type cylindrical Na-ion cells manufactured by Shenzhen Mushang Electronics Co., Ltd. were evaluated. The test cells had a nominal capacity of 1.2 Ah (3.6 Wh). The characteristics of the investigated cells are present in Table 1. As shown in Table 2, a total of 10 tests were performed with the Na-ion cells of 0%, 25%, 50%, 75% and 100% SOC level.

Table 1. Cell specification [6] [7].

| Parameter | Data |
|---|---|
| Cathode | NFM |
| Anode | Hard carbon |
| Electrolyte | Dimethyl carbonate (DMC), ethyl methyl carbonate (EMC), propylene carbonate (PC) and ethylene carbonate (EC) |
| Conducting | $NaPF_6$ |
| Capacity, $Ah$ | 1.2 |
| Energy density, Wh/kg | 97 |
| $Mass_{(max)}$, g | 38 |
| height, mm | 65 |
| radius, mm | 18 |
| Upper limited voltage, V | 3.8 |
| Average (Nominal) voltage, V | 3 |
| Cut-off voltage, V | 1.5 |

Table 2. Experimental program.

| Test | Cell type | Cells per test | Cell total | SOC, % |
|---|---|---|---|---|
| #01, #02 | 18650 | 1 | 3 | 0 |
| #03, #04 | | | | 25 |
| #05, #06 | | | | 50 |
| #07, #08 | | | | 75 |
| #09, #10 | | | | 100 |

## 2.2.Experimental Setup

The test setup consists of a reaction vessel of 10 litres in volume and several measuring devices (see Fig. 1a). The reaction vessel is an enclosed volume and had a maximum operating pressure of 20 bar. It had a height of h = 0.30 m, and an inner radius, r = 0.10 m.

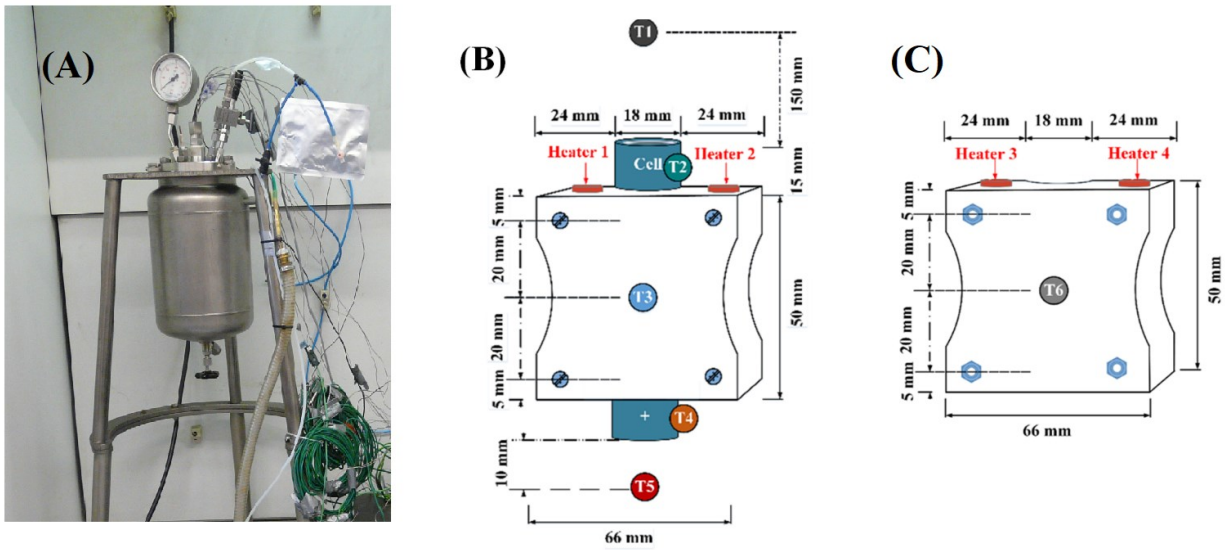



Fig. 1 (A) An image of the experimental setup (B) the positioning of thermocouples on the front side and (C) back side of the cell holder.

In each test, thermal runaway was induced by the thermal abuse approach. Four 320 W heating cartridges were used to subject the Na-ion cells to localized overheating (Otom Group GmbH, Bräunlingen, Germany). As illustrated in Fig. 1b and c, two heating cartridges were positioned in each half of the aluminium heating block. The heating cartridges were limited to a maximum power of 100 W in each test. This control led to a maximum temperature of approximately 300 °C at a heating rate of 12 K/min.

The temperature measurement during the tests were carried out using a total of six K-type thermocouples, each with diameter, d = 1 mm (see position of the thermocouples in Fig 1b & c). The absolute pressure inside the reaction vessel was recorded with a pressure transmitter, Keller PA-S-80638 (Keller Druckmesstechnik AG, Winterthur, Switzerland) installed on the reaction vessel. All the temperature and pressure measurements were recorded using a data

logger Agilent Data Manager (DAQ 34901A) DL-1 (Agilent Technologies, Boeblingen, Germany) at a measurement frequency, f = 1.5 Hz.

The reaction vessel was connected to a Fourier transform infrared spectrometer Gasmet FTIR analyzer DX4000 (Gasmet Technologies Oy, Helsinki, Finland) coupled with a P-Hot sampling system (Ansyco GmbH, Karlsruhe, Germany) for the sampling and analysis of the gas emission. The gas components analyzed with the FTIR were methane ($CH_4$), ethylene ($C_2H_4$), ethane ($C_2H_6$), carbon monoxide (CO), hydrogen cynide (HCN), and hydrogen fluoride (HF). In this, a measured value was obtained by averaging the data collected at a scanning frequency of 10 spectra per second.

A duplicate run of Na-ion cells was carried out at five different SOC levels: 0%, 25%, 50%, 75% and 100% within an air atmosphere. The mean values and standard deviation (mean±SD) obtained from the duplicate tests were used investigate the pressures, temperatures, and gas release.

### 2.3. Test procedure

Prior to each test, a charge-discharge device was used to measure the capacity of each cell at a C-rate = 0.5 using a battery capacity tester EBC-A20 (Zhuozhi Electronic Technology Co., Ltd., Shanghai, China) at the temperature of 25 ± 6 °C. Each cell underwent two full charge and discharge cycle. In a third cycle, the cell charged and subsequently discharged to their respective SOCs.

The procedure followed to trigger the cells into thermal runaway can be found elsewhere [8]. The time derivatives from the temperature and pressure measurements were used to measure the following parameters considered in the study: vent temperature, $T_{vent}$, onset temperature, $T_{onset}$, maximum reaction temperature, $T_{reac}$, effective period of thermal runaway or $\Delta t_{eff}$ initial pressure, $p_i$, vent pressure, $p_{vent}$, vent time $\Delta t_{vent}$, final pressure, $p_f$ and $\Delta p$.

As illustrated in Fig. 2, the vent temperature, $T_{vent}$, and vent pressure, $p_{vent}$ represents the temperature and pressure at which the initial gas release or so-called venting took place. The period from the $T_{vent}$ and $T_{onset}$ was termed the self-heating period, represented as $\Delta t_{SH}$.

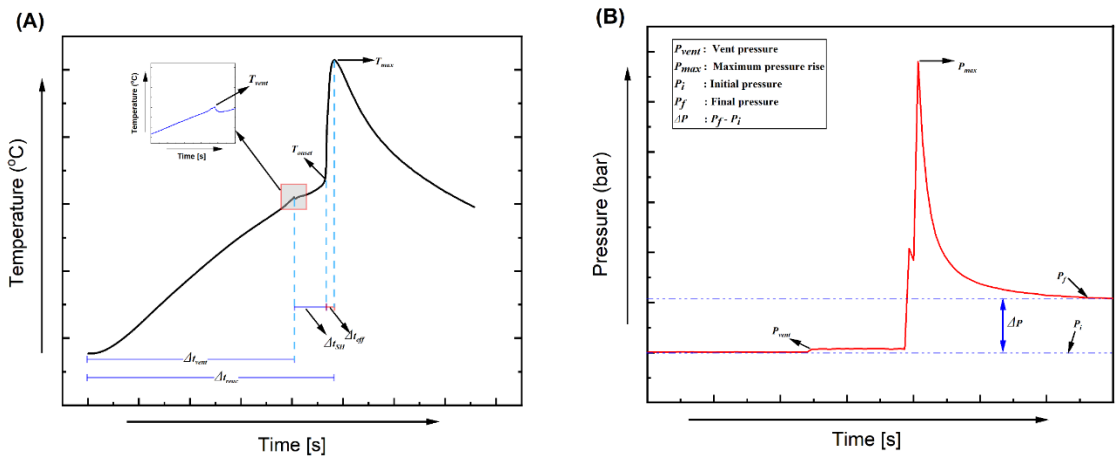



Fig. 2 Sketch of: (A) Temperature change on the cell surface during TR, showing $T_{reac}$, $\Delta t_{vent}$, $\Delta t_{SH}$, $\Delta t_{eff}$, $\Delta t_{reac}$, and $T_{onset}$; (B) pressure change in the reactor during TR, showing $p_i$, $p_{vent}$, $p_f$, $p$, and $p_{max}$.

The total volume of gas released from the Na-ion cells into the reaction vessel during thermal runaway was calculated following expressions described in [3].

## 3. Results and Discussion

### 3.1. Thermal runaway process

The thermal runaway was initiated in sodium-ion cells with SOC level ≥ 50%. During thermal runaway event, a characteristic temperature increase rate exceeding 1 K/s was observed. The thermal runaway could be characterized by five critical safety parameters ($p_{vent}$, $p_{max}$, $T_{vent}$ $T_{onset}$ and $T_{reac}$) as explained in section 2.3.

Table 3 lists the measured pressure and temperature values from the tests. In all tests, the cell safety valve was activated to release the gases produced inside the cell. The measured $T_{vent}$ in the range of 132 – 156 °C could be linked to the breakdown of the SEI layer. The insignificant variation in time for cell venting showed the decomposition of the SEI layer was not influenced by the SOC level.

Table 3. Safety parameters measured for test series 1.

| SOC, % | Test | $p_{vent}$, bar | $p_{max}$, bar | $T_{vent}$, °C | $T_{onset}$, °C | $T_{reac}$, °C | $(dT/dt)_{max}$, K/s | $\Delta t_{reac}$, $s$ | $t_{eff}$, $s$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0 | #01, #02 | 1.12±0.02 | - | 134±1 | - | 165±16 | - | - | - |
| 25 | #03, #04 | 1.13±0.01 | - | 142±8 | - | 200±9 | - | - | - |
| 50 | #05, #06 | 1.08±0.01 | 1.2±0.03 | 144±8 | 157±3 | 271±45 | 3±2 | 954±14 | 42±9 |
| 75 | #07, #08 | 1.1 | 2±0.3 | 143±13 | 155±9 | 341±73 | 18±5 | 872±84 | 24±1 |
| 100 | #09, #10 | 1.1 | 3.9±0.2 | 134±2 | 142±12 | 403±14 | 50±16 | 1049±31 | 4±1 |

No thermal runaway occurred at ≤ 25% SOC. This could be explained by the decreased amount of sodium-ions intercalated in the hard carbon anode. Although, the $T_{reac}$ measured depicts a corresponding rise in temperature at high SOC level, the heat produced from the exothermic reaction was not adequate to trigger thermal runaway.

The onset temperature measured during thermal runaway from the test #05 - #10 was within the range of 130 °C - 164 °C. The measured values align closely with previous investigation on Na-ion cell of NFM chemistry [9]. The $T_{reac}$ measured in the range of 226 °C - 417 °C at thermal showed a dependence on the SOC.

### 3.2. Thermal runaway pressure characteristics

The measured pressure values are given in Table 3. The maximum (absolute) pressure, $p_{max}$, inside the reaction vessel exhibited an increasing trend at high SOC level due to gas release. The highest $p_{max}$ of 3.9±0.2 bar was measured from tests #9 and #10 at 100% SOC. A low $p_{max}$ was evident at a low SOC level.

As mentioned earlier, the thermal abuse condition led to the occurrence of decomposition inside the cells. This resulted in the generation of gases and the build-up of pressure within the cells. The pressure measurements showed the incidental occurrence of decomposition of the internal

component of the cells in all the tests. The continuous breakdown of the internal components of the cell could have led an initial gas release from the 18650 Na-cells within the vent pressure, $p_{vent}$ range of 1.07 bar – 1.1 bar.

Also, two pressure peaks were observed during the vent gas release at 25% SOC (see Fig 3). A possible reason could be that the non-homogeneous nature of the exothermic of reaction led to the gas release. Although the distinctive component decomposition reaction resulting in each pressure release could not be deduced, insights into the thermal properties of the organic electrolytes employed could provide a reasonable explanation for these observations. The vented gases could possibly have been vaporized DMC and EMC, as their individual boiling points of 90°C and 107°C were surpassed (see Table 4) [10] [11].

At this stage, the PC with a boiling point of 242°C and EC with a boiling point of 248°C, which exhibited a higher boiling point, appeared to be more stable [10] [11] [12] [13].

Table 4. The boiling point of the electrolytes used in the Na-ion cells.

| Electrolyte | Boiling point, °C | Ref. |
|---|---|---|
| Dimethyl carbonate (DMC) | 90 | [11] |
| Ethyl Methyl Carbonate (EMC) | 107 | [10] |
| Propylene carbonate (PC) | 242 | [10] |
| Ethylene carbonate (EC) | 248 | [10] [11] |

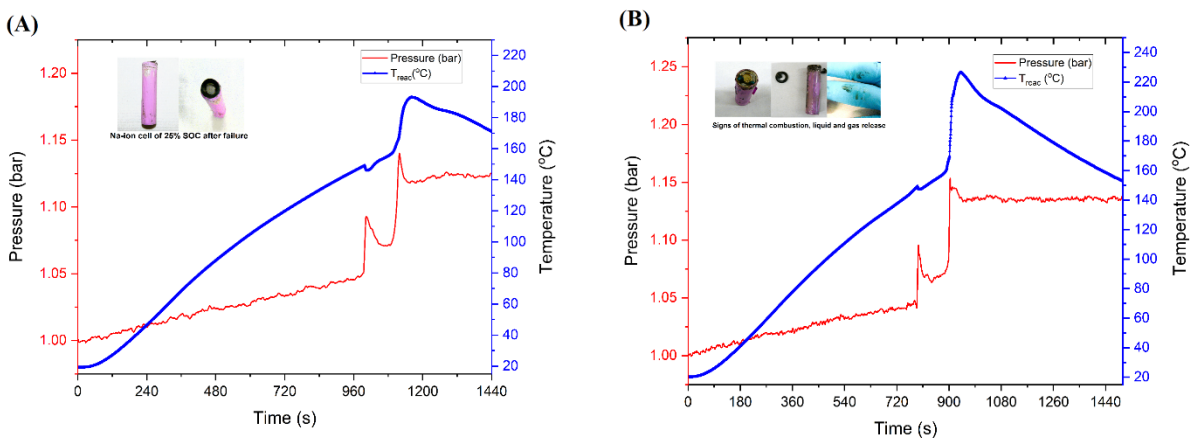



Fig. 3 Pressure and temperature profile for Na-ion cell of (A) 25% SOC (B) Na-ion cell of 50% cell. The cell failure lead to cell venting, liquid electrolyte release, electrolyte vaporization, gas ignition and particle emission.

Two pressure jumps were in the tests involving cells with 50% SOC level. The first was a slight pressure rise induced by venting ($p_{vent}$ = 1.08±0.01 bar), caused by the opening of the gas release valve to release vaporized electrolyte, gases and energy. The release of gas and energy resulted in a surface temperature decrease ($\Delta T \leq 1$ K) observed on the cell surface which rebounded within 0.95 s as indicated in Fig. 3b. Following the initial stage, decomposition occurred within the cells resulting in a $p_{max,}$ = 1.2±0.03 bar. This pattern was consistent at SOC level 75%. However, higher temperature and pressure over 2 bar was observed.

At 100% SOC, a maximum pressure ca. 4 bar bar was recorded. A closer look at the pressure-time curve of test #9 (Fig. 4), it becomes apparent that the occurrence of thermal runaway inside the cell resulted in a cell-case explosion. A $p_{max}$ of approximately 2 bar. The explosible gases generated from the continuous thermal decomposition of the Na-ion cells may have ignited and undergone a gas explosion. The conclusion appears to align with the findings reported by [8].

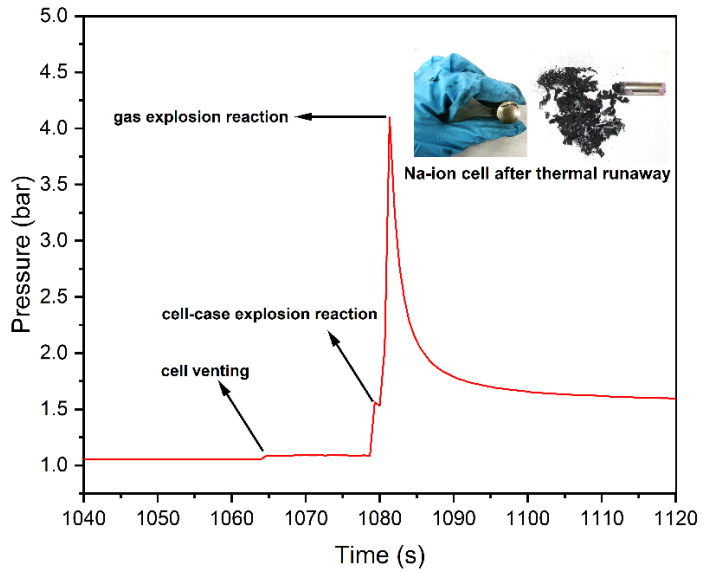



Fig. 4 Pressure-time curve of test #09 (Na-ion cell of 100% SOC level) showing the occurrence of cell venting, cell-case explosion, gas explosion and associated reaction. The insert shows a bloated cell-case and ejected mass after thermal runaway.

### 3.3.The rate of temperature rise $(dT/dt)_{max}$

The thermal runaway of the cells occurred at maximum rate of temperature rise as a function of the SOC level. The $(dT/dt)_{max}$ was 3±2 K/s for the Na-ion cells tested at 50% SOC and followed an increasing trend with increasing the SOC level. The highest $(dT/dt)_{max}$ was recorded at 50±16 K/s for the Na-ion cells tested at 100% SOC.

### 3.4. Comparing the thermal runaway behaviour to that of Li-ion cells

In this section, the thermal runaway behaviour in the NFM cells are compared to that of Li-ion cells of NMC and NCA chemistry. These lithium-ion cells are chosen for the comparison because similar to the Na-ion cells investigated in this study they employ layered transition metal oxide cathode. The results obtained from the pressure and temperature closely align with those measured from lithium-ion cells (see Table 5). The literature data show the maximum temperature measured at thermal runaway from some NMC and NCA cells of 100% SOC could be in the range of 397 °C – 440 °C. The data measured at 100% SOC in this study are almost the same. The observed similarities could be attributed to the commonality in the cathode material and the electrolyte components used. The thermal runaway hazard of the NIBs and LIBs with similar cathode material could be comparable, especially when the electrolytes contain similar organic carbonates.

Table 5. Comparison of the $T_{reac}$ measured from the Na-ion cell with that of Li-ion cells of NMC and NCA cathode of 100% SOC.

| Ref. | Cell cathode | Capacity, Wh | Cell geometry | Electrolyte | $T_{reac}$, °C |
|---|---|---|---|---|---|
| This study | NFM | 3.6 | 18650 | EC, EMC, DMC, PC | 375±40 |
| [11] | NCA | 18 | 21700 | EC, EMC, DEC, FEC | 418±21 |
| [14] | NMC | 9.7 | 18650 | EC, EMC, DEC | 440 |

### 3.5. Total amount of gas release during thermal runaway

Table 6 displays the total gas volume released at thermal runaway and the associated values related to the cell capacity. Generally, the gas release was high at a high SOC level. At SOC levels 0% and 25%, the gas release measured was 1±0.2 L and 1.2±0.05 L, respectively. At SOC level 100%, the amount of gas produced 5±0.1 L (1.1±0.02 L/Wh) was the highest.

Table 6. The total amount of gas released and the normalized volume of gas released at thermal runaway

| Test | SOC, % | Total volume, L | Normalized volume, L/Wh |
|---|---|---|---|
| #05, #06 | 50 | 1.5±0.05 | 0.4±0.01 |
| #07, #08 | 75 | 2±0.5 | 0.5±0.1 |
| #09, #10 | 100 | 5±0.1 | 1.1±0.02 |

### 3.6. Released gas composition

FTIR spectroscopy was used to measure the concentration of the emitted gas components. The concentration of the gases measured from the tests is presented in Table 7.

Table 7. The concentration of the gas components released from the Na-ion cells at different SOC level

| SOC, % | CO, ppm | $CH_4$, ppm | HF, ppm | HCN, ppm | $C_2H_6$, ppm | $C_2H_4$, ppm |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0 | 649±61 | 123110±18440 | 8±1 | 19±4 | 447±2 | 604±80 |
| 25 | 1096±301 | 139190±74770 | 9±3 | 18±2 | 6067±2626 | 1220±770 |
| 50 | 5980±240 | 69265±8560 | 8±2 | 36±8 | 13717±538 | 1940±275 |
| 75 | 97281±5360 | 186570±43020 | 12±2 | 59±15 | 6168±1531 | 14410±2546 |
| 100 | 187654±16801 | 168320±30860 | 12±4 | 67±17 | 2097±147 | 23412±1265 |

The main gas components from both test series were found to be CO, $CH_4$, $C_2H_6$, and $C_2H_4$. Lower concentrations of HF, and HCN and were measured. The production of the measured CO, HF and hydrocarbons generally increased with SOC. The production of the HF, CO and hydrocarbons such as $CH_4$, $C_2H_4$ and $C_2H_6$ can be explained by the decomposition reaction of

the SEI and electrolyte. The reduction of DMC at the sodiated anode can result in the production of $C_2H_6$.

Additionally, the low conversion of electrolyte salt $NaPF_6$ components could contribute to the low level of HF detected. The decomposition of $NaPF_6$ results in the formation of flour-containing species such as NaF, $PF_5$ and $POF_3$ [15]. Further decomposition of the intermediate products $PF_5$ and $POF_3$ could be the primary source of HF formation.

The explosible limit is of significant importance in gas release during thermal runaway and fire safety. Among the five combustible gases analyzed, CO (SOC level ≥ 75) and $CH_4$ were measured within their respective explosible range ($EL_{CO}$ = 12.5 vol% - 74 vol% [16]; $EL_{CH4}$ = 5 vol% -15 vol% [17]). Therefore, the ignition of the explosible gas mixture could be possible in the presence of an ignition source.

## Conclusions

Thermal runaway in NIBs of NFM chemistry was investigated by thermal abuse method. The comparative analysis of the thermal runaway behaviour at different SOC level was performed. The thermal runaway was initiated at an onset temperature in the range of 130 °C - 164 °C and resulted in a reaction temperature of 226 °C - 417 °C. The cells with a SOC level below 50% exhibited low propensity to undergo thermal runaway. The $T_{vent}$ measured suggested a correlation between the gas release and the breakdown of the SEI layer along with the vaporization of DMC and EMC electrolyte. Further, it was found the thermal runaway in the cells tested occurred at a $(dT/dt)_{max}$ in the range of 1 K/s – 66 K/s and followed an increasing trend with increasing the SOC level.

The thermal runaway at SOC level ≤ 75% was limited to the occurrence of cell-case explosion. The pressure measurements suggest the thermal runaway-induced cell-case explosion lead to a maximum pressure rise of approximately 2 bar. However, at 100% SOC could result in the occurrence of a secondary explosion.

The analysis of emitted gas components indicates, high amount of toxic and potentially explosible gas components are released. Among the explosible gas components analysed, the concentration of $CH_4$ and CO was within their respective explosible range.

## References


[1] P. Gupta, S. Pushpakanth, A. M. Haider and S. Basu, "Understanding the Design of Cathode Materials for Na-Ion Batteries," *ACS Omega,* vol. 7, p. 5605–5614, 2022.

[2] J. Zhang, J. Li, H. Wang and M. Wang, "Research Progress of Organic Liquid Electrolyte for Sodium-ion battery," *Frontiers in Chemistry,* vol. 11, p. 1253959, 2023.

[3] K. O. A. Amano, S.-K. Hahn, R. Tschirschwitz, T. Rappsilber and U. Krause, "An Experimental Investigation of Thermal Runaway and Gas Release of NMC Lithium-Ion Pouch Batteries Depending on the State of Charge Level," *Batteries,* vol. 8, no. 5, p. 41, 2022.

[4] T. Patel, "A Comparative Study of Lithium-ion and Sodium-ion Batteries: Characteristics, Performance, and Challenges," *Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg,* 2023.

[5] K. M. Abraham, “How Comparable Are Sodium-Ion Batteries to Lithium-Ion Counterparts?,” *ACS Energy Lett.,* vol. 5, no. 11, p. 3544–3547, 2020.

[6] MS, “Specification for Sodium Ion Battery Rechargeable Cell,” *Shenzhen Mushang Electronics Co., Ltd,* Vols. NA18650-1250, no. A/02, 2022.

[7] H. Laufen, S. Klick, H. Ditler, K. L. Quade, A. Mikitisin, A. Blömeke, M. Schütte, D. Wasylowski, M. Sonnet, L. Henrich, A. Schwedt, G. Stahl, F. Ringbeck and D. U. Sauer, “Extensive Multi-Method Characterization of a Commercial 1.2 Ah 18650 Sodium-Ion Battery Cell,” *SSRN,* pp. 1-62, August 2023.

[8] K. O. A. Amano, S.-K. Hahn, N. Butt, P. Vorwerk, E. Gimadieva, R. Tschirschwitz, T. Rappsilber and U. Krause, “Composition and Explosibility of Gas Emissions from Lithium-Ion Batteries Undergoing Thermal Runaway,” *Batteries,* vol. 9, no. 6, p. 300, 2023.

[9] Y. Xie, G.-L. Xu, H. Che, H. Wang, K. Yang, X. Yang, F. Guo, Y. Ren, Z. Chen, K. Amine and Z.-F. Ma, “Probing Thermal and Chemical Stability of NaxNi1/3Fe1/3Mn1/3O2 Cathode Material Toward Safe Sodium-Ion Batteries,” *Chem. Mater.,* vol. 30, p. 4909−4918, 2018.

[10] A. Bordes, G. Marlair, A. Zantman, A. Chesnaye, P.-A. Le Lore and A. Lecocq, “Safety Evaluation of a Sodium-Ion Cell: Assessment of Vent Gas Emissions under Thermal Runaway,” *ACS Energy Lett.,* vol. 7, no. 10, p. 3386–3391, 2022.

[11] S. Ohneseit, P. Finster, C. Floras, N. Lubenau, N. Uhlmann, H. J. Seifert and C. Ziebert, “Thermal and Mechanical Safety Assessment of Type 21700 Lithium-Ion Batteries with NMC, NCA and LFP Cathodes–Investigation of Cell Abuse by Means of Accelerating Rate Calorimetry (ARC),” *Batteries,* vol. 9, p. 237, 2023.

[12] L. A. Martins, L. T. Biosca, J. A. Gómez-Tejedor, J. P. Serra, D. M. Correia, C. M. Costa, S. Lanceros-Méndez, J. L. G. Ribelles and I. Tort-Ausina, “Influence of the Inclusion of Propylene Carbonate Electrolyte Solvent on the Microstructure and Thermal and Mechanical Stability of Poly(l-lactic acid) and Poly(vinylidene fluoride-co-hexafluoropropylene) Battery Separator Membranes,” *J. Phys. Chem. C,* vol. 127, no. 22, pp. 10480-10487, 2023.

[13] A. Iizuka and E. Shibata, “Mass Spectrometric Study on Volatilization Behavior of Electrolyte Solvents of Lithium-ion batteries,” *Mater. Trans.,* vol. 62, no. 7, pp. 980-8577, 2021.

[14] P. Russo, G. Longobardo, M. Mazzaro, D. B. C and C. P, “Fire Behaviour of NMC Li-ion Battery Cells,” *Proceedings of the Ninth International Seminar on Fire and Explosion Hazards (ISFEH9),* p. 881-890, 2019.

[15] L. Chen, B. Kishore, M. Walker, C. E. J. Dancer and E. Kendrick, “Nanozeolite ZSM-5 electrolyte Additive for Long Life Sodium-ion Batteries,” *Chem. Commun.,* vol. 56, pp. 11609-11612, 2020.

[16] CHEMSAFE Database, [Online]. Available: https://www.chemsafe.ptb.de/. [Accessed 20 February 2024].

[17] M. G. Zabetakis, Flanunability Charaeteristics of Combustible Gases and Vapors, Washington: U.S. Dept of the Interior, Bureau of Mines, 1965.

# Fassadengrün – (k)ein Brandrisiko?

Ansgar R. Gietmann
Benjamin Trautmann
Robert Westphal
hhpberlin Ingenieure für Brandschutz GmbH
Frankfurt/Main
E-mail: *a.gietmann@hhpberlin.de*

**Kurzfassung**:

Begrünte Fassaden haben einen positiven Einfluss auf das Mikroklima, wirken lärmmindernd und tragen zur Vergrößerung der Artenvielfalt bei. Damit sind sie ein wichtiges Instrument zur Bewältigung der Herausforderungen in den Städten der Zukunft. Allerdings sind Pflanzen brennbar, sodass dieses erhöhte Risiko bei der Planung begrünter Fassaden berücksichtigt werden muss.

Die Zahl der neu begrünten Fassaden in Deutschland steigt, auch aufgrund des politischen Willens zur Gebäudebegrünung. Gleichzeitig herrscht unter den an Planung und Genehmigungsverfahren beteiligten Akteuren Unsicherheiten darüber, wie die brennbare Begrünung zu berücksichtigen ist.

In diesem Beitrag wird die Herangehensweise an die brandsichere Gestaltung von begrünten Fassaden vorgestellt. In einer interdisziplinären Podiumsdiskussion haben wir die Perspektiven der an der Planung und Genehmigung beteiligten Akteure zusammengeführt, um dringend benötigte Lösungen zu entwickeln. Wir diskutieren die grundsätzlichen Anforderungen an Fassaden sowie die Berücksichtigung von begrünten Fassaden im Baugenehmigungsverfahren, bestehende Leitfäden und die Perspektive der Feuerwehr. Darüber hinaus wird der aktuelle Forschungsstand zum Brandschutz von begrünten Fassaden vorgestellt.

## 1. Einleitung

Die Begrünung der Gebäudehülle hat diverse positive Aspekte. Dabei sind Dachbegrünungen schon verhältnismäßig lange bekannt, sodass die brandschutztechnischen Anforderungen mit der DIN 4102-4 geregelt sind. Neuer ist die Begrünung der Fassade, weshalb es bislang nur wenige Erfahrungswerte hinsichtlich der brandschutztechnischen Aspekte gibt. Bei der Begrünung höherer Gebäude resultiert dies in Unsicherheiten auf Seite der Planenden, aber auch der genehmigenden Stellen.

Aus diesem Grund veranstalteten wir im Sommer 2023 ein kostenloses Onlinesymposium, um die aktuellen Fragestellungen der Fassadenbegrünung in einem interdisziplinären Expertenteam zu diskutieren. Vertreterinnen und Vertreter der Obersten Bauaufsicht, Prüfanstalten, Feuerwehr, Fachplanern für Gebäudebegrünung und Forschung hielten Impulsvorträge, in der anschließenden Diskussionsrunde wurden einzelne Teilaspekte erneut aufgegriffen. Die Präsentationsfolien der Vortragenden sind unter [1] abrufbar.

Dieser Beitrag fasst die wesentlichen Erkenntnisse des Symposiums zusammenfassen und skizziert den Status quo hinsichtlich der Brandsicherheit begrünter Fassaden.

## 2. Brandschutztechnische Anforderungen an Fassaden

Bei brennbaren Außenwandbekleidungen besteht, bedingt durch ihren Beitrag zum Brandgeschehen, ein erhöhtes Risiko der Brandausbreitung über die Außenhaut des Gebäudes verglichen mit nichtbrennbaren Konstruktionen. Eine Entzündung der brennbaren Bestandteile ist möglich durch Brände von benachbarten bzw. angrenzenden Objekten oder Bränden innerhalb des Gebäudes, skizziert in Abbildung 1. Zur Risikobegrenzung formuliert § 28 Musterbauordnung (MBO) [2] Anforderungen an das Brandverhalten von Außenwänden.

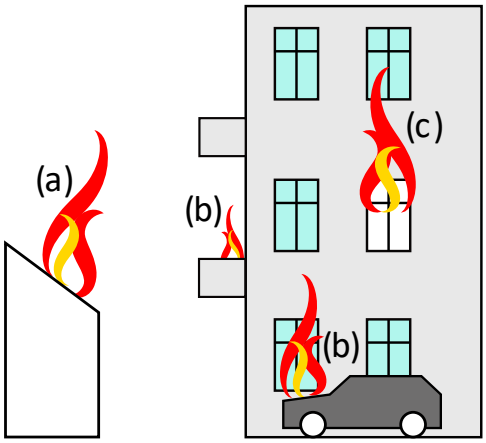



Abbildung 1 Mögliche Szenarien, die zu einer Entzündung der brennbaren Außenwandbestandteile führen können: a) Brand eines benachbarten Objektes, b) Brand eines angrenzenden Objektes, c) Brand innerhalb des Gebäudes.

Außenwände und Außenwandteile sind so auszuführen, dass die Brandausbreitung ausreichend lang begrenzt ist. Eine konkrete Definition von „ausreichend lang“ existiert in Deutschland nicht, für eine ausführliche Diskussion sei auf [3] verwiesen. Die Schutzziele können als erfüllt angenommen werden, wenn die Außenwandbekleidung entsprechend der präskriptiven Anforderungen der Bauordnung ausgeführt ist.

Für die Gebäudeklassen (GK) 1 bis 3 gelten keine weiteren Anforderungen, die Außenwände und Außenwandteile müssen lediglich die bauaufsichtliche Anforderung „normalentflammbar“ erfüllen. Für Gebäude der GK 4 und 5 sind nichttragende Außenwände und nichttragende Teile tragender Außenwände aus nichtbrennbaren Baustoffen zu errichten. Brennbare Baustoffe sind zulässig, wenn raumabschließende Bauteile feuerhemmend ausgeführt werden. Oberflächen von Außenwänden und Außenwandbekleidung müssen schwerentflammbar sein und dürfen nicht brennend abfallen oder abtropfen. Eine Ausnahme gilt für hinterlüftete Außenwandbekleidungen, welche, abgesehen von den Dämmstoffen, aus normalentflammbaren Baustoffen (z.B. Holz) bestehen dürfen. Dafür müssen diese entsprechend einer Technischen Baubestimmung nach § 85a MBO ausgeführt werden.

## 3. Brandverhalten begrünter Fassaden

Begrünte Fassaden werden in bodengebundene und wandgebundene Systeme unterteilt. Bei bodengebundenen Systemen wurzelt die Pflanze im Erdreich am Gebäudesockel. Selbstklimmende Pflanzen, wie beispielsweise Efeu oder Wilder Wein, haften selbstständig an der Fassade und können diese ohne konstruktive Hilfsmittel bewachsen. Gerüstkletterpflanzen, wie beispielsweise Blauregen oder Hopfen, benötigen eine separate Wuchskonstruktion, welche direkt auf der Gebäudehülle befestigt oder freistehend angeordnet ist. Je nach Wuchsform der Pflanze eignen sich dafür beispielsweise vertikal gespannte Seile, Gittermatten oder horizontal

angeordnete Latten. Die maximal begrünbare Höhe ergibt sich aus der natürlichen Wuchshöhe der verschiedenen Pflanzen, welche bis zu 30 m betragen kann [4]. Bei wandgebundenen Systemen, auch Living Walls genannt, ist der Vegetationsträger horizontal oder vertikal an der Wand befestigt, dabei sind auch Bewässerungs- und Düngevorrichtung notwendig.

Das Brandverhalten der verschiedenen Begrünungsformen wird durch die Pflanze, aber auch durch Wuchskonstruktion bzw. Vegetationsträger bestimmt. Einen maßgeblichen Einfluss hat dabei der Pflegezustand der Begrünung. Vitale Fassadenbegrünungen haben üblicherweise einen verhältnismäßig hohen Feuchtigkeitsgehalt, welcher dazu führt, dass die Pflanzen bei Flammeneinwirkung nicht sofort entzünden. Zuerst ist eine Vortrocknung der Pflanzenmasse nötigt, anschließend erfolgt eine Entzündung mit vertikaler Brandweiterleitung. Die Durchzündung hält nur wenige Sekunden an und erfolgt mit heller Stichflamme, welche daher auch als Strohfeuer bezeichnet wird. Eine horizontale Brandausbreitung in der Begrünung ist im Wesentlichen auf den vom Primärbrand beflammten Bereich begrenzt. Brennendes Abfallen beschränkt sich in der Regel auf vereinzelte, glimmende Pflanzenteile.

Bei brennbaren Wuchskonstruktionen und Vegetationsträgern tragen diese zusätzlich zum Brandgeschehen bei. Das ist insbesondere bei wandgebundenen Systemen der Fall. Die Vegetationsträger sind häufig hinterlüftet an der Außenwand montiert, sodass ein möglicher Kamineffekt im Hinterlüftungsspalt die vertikale Brandausbreitung begünstigen kann.

## 4. Baurechtliche Einstufung von Fassadenbegrünung, erforderliche Nachweise

Die im Abschnitt 2 genannten Anforderungen gelten nach § 1 Abs. (1) MBO für bauliche Anlagen und Bauprodukte. Bauliche Anlagen sind nach § 2 Abs. (1) mit dem Erdreich verbundene, aus Bauprodukten hergestellte Anlagen. Demnach unterliegen zwar die Wuchskonstruktionen und Vegetationsträger, nicht aber die Pflanze den präskriptiven Anforderungen der Bauordnung. Hinzu kommt, dass die Prüfverfahren des Brandverhaltens zur Einstufung in nationalen Baustoffklassen sowie zur Bestimmung der mindestens erforderlichen Leistungen nach dem europäischen System nicht mit den Charakteristika der Pflanzen kompatibel sind [5], welche daher nicht in den Anwendungsbereich dieser Prüfverfahren fallen. Daher ist es formal und praktisch nicht möglich, Pflanzen entsprechend ihres Brandverhaltens zu klassifizieren.

Wohlgleich enthält § 28 MBO das Schutzziel, dass eine Brandausbreitung auf und in Außenwänden ausreichend lang begrenzt sein muss. In Verbindung mit der Forderung nach schwerentflammbaren Baustoffen kann dieses Schutzziel weiter konkretisiert werden. Nach A 2.1.2.3 MVV TB [6] darf die schwerentflammbare Außenwand nur einen begrenzten Beitrag zum Brand leisten und die Brandausbreitung muss während und nach Wegfall der Brandeinwirkung ebenfalls begrenzt sein.

Bisher existieren keine Technischen Baubestimmungen, die Anforderungen an eine Fassadenbegrünung stellen. Daher muss der brandschutztechnische Nachweis schutzzielorientiert erfolgen. Dafür gibt es im deutschsprachigen Raum bereits einige Handlungsempfehlungen, wie begrünte Fassaden aus brandschutztechnischer Sicht herzustellen sind. Diese ähneln sich stark, da die Maßnahmen im Wesentlichen von den Erkenntnissen der österreichischen Brandversuche (s. Abschnitt 7) abgeleitet sind.

## 5. Verfügbare Leitfäden und Handreichungen, Empfehlungen zur Ausführung

Die nachfolgenden Ausführungen stellen eine Übersicht der uns bekannten Handlungsempfehlungen dar. Wir freuen uns über eine Nachricht, falls sie weitere Fundstellen kennen.

Der Fachausschuss Vorbeugender Brand- und Gefahrenschutz der deutschen Feuerwehren hat 2020 eine Empfehlung zum Brandschutz großflächig begrünter Fassaden veröffentlicht [7]. Zur Begrenzung einer Brandausbreitung sind in den GK 4 und 5 entweder geschossweise Brandsperren (20 cm auskragende Stahlbleche mit einer Mindestdicke von 1 mm) oder geschosshohe brandlastfreie Bereiche vorgesehen. Alternativ ist es ausreichend, wenn diese Maßnahmen auf den Fensterbereich beschränkt sind. Die an den Fensterstützen positionierten Brandsperren müssen seitlich jeweils 0,5 m überragen. Brandlastfreie Bereiche um die Öffnung müssen seitlich mindestens 0,5 m und oberhalb der Öffnung mindestens 1 m betragen. Zur Dachkonstruktion ist ein brandlastfreier Bereich von 1 m anzuordnen. Für Fassadenbegrünungen über 15 m Höhe sind Feuerwehraufstellflächen für Hubrettungsfahrzeuge vorzuhalten, da eine Brandbekämpfung mit handgeführten Rohren nicht mehr möglich ist.

Die Behörde für Stadtentwicklung und Wohnen der Freie und Hansestadt Hamburg veröffentlichte 2022 ein FAQ zur bauordnungsrechtlichen Anforderungen an Fassadenbegrünungen [8]. Die FAQs geben Antworten zu häufig an das Amt für Bauordnung und Hochbau gestellte Fragen und spiegeln die Amtsmeinung wieder, sind jedoch nicht bindend. Neben einer Erörterung der bauordnungsrechtlichen Einstufung werden die brandschutztechnischen Anforderungen an Fassadenbegrünungen für die verschiedenen Gebäudeklassen beschrieben. Auch hier müssen für die GK 4 und 5 auskragende Stahlbleche (geschossweise oder um den Bereich der Fenster) oder brandlastfreie Bereiche vorgesehen werden, die eine vertikale Brandausbreitung verhindern. Für bodengebundene Begrünungen kann auf die Maßnahmen zur Begrenzung der vertikalen Brandausbreitung verzichtet werden, wenn die begrünte Fläche durch vertikale Brandsperren in maximal 10 m breite Begrünungsabschnitte unterteilt wird. Zur brennbaren Dachkonstruktion und Brandwänden ist ein Abstand von 1 m einzuhalten. Fassadenbegrünungen dürfen nicht mit Efeu, Nadelgehölzarten oder Immergrünem Geißblatt ausgeführt werden, da in früheren Untersuchungen eine erhöhte Entzündbarkeit dieser Pflanzen festgestellt wurde [9]. Aktuelle Versuchsreihen zeigen jedoch, dass die Pflanzenart einen untergeordneten Einfluss auf das Brandverhalten hat [10], weshalb diese Forderung bei einer Aktualisierung des Dokumentes vermutlich entfallen wird.

Eine Vorreiterrolle nimmt das Land Österreich ein. Dort sind in der OIB-Richtlinie 2 [11] (vergleichbar mit dem Regelwerk der deutschen Technischen Baubestimmungen) Anforderungen an Fassadenbegrünungen beschrieben. Demnach müssen die verwendeten Materialien, ausgenommen Pflanzen, in der österreichischen Gebäudeklasse 1 mindestens die Leistung der Euroklasse E erreichen und in den GK 2 und 3 die Leistung der Klasse D-d1. Bei Gebäuden der GK 4 und 5 müssen die Wuchskonstruktionen der Klasse A2 entsprechen. Außerdem ist ein Abstand von 1,2 m zwischen Begrünung und brennbarer Dachkonstruktion einzuhalten, eine Brandausbreitung über mehr als zwei Geschosse muss eingeschränkt sein und bei Gebäuden über sechs Geschosse sind gegebenenfalls Maßnahmen zur Ermöglichung wirksamer Löscharbeiten vorzusehen. Außerdem muss die Begrünung in gepflegten, vitalen und funktionalen gehalten werden. Mit [12] konkretisiert die Stadt Wien die Anforderungen der OIB-Richtlinie. Die Begrenzung der vertikale Brandausbreitung kann mit 30 cm über die Rankhilfe auskragenden Stahlblechen erfolgen, welche geschossweise durchgehend oder im Bereich der Fenster angeordnet werden. Weiterhin werden Anforderungen zur Begrünung von Balkonen und Terrassen formuliert.

Das Schweizer Brandschutzmerkblatt Gebäudegrün [13] enthält Vorschläge zur baulichen und organisatorischen Umsetzung von Dach- und Fassadenbegrünung. Für Gebäude geringer Höhe (bis 11 m Gesamthöhe, gemessen zum höchstgelegenen Punkt der Dachkonstruktion) sind keine Maßnahmen nötig. Für Gebäude mittlerer Höhe (bis 30 m Gesamthöhe) ist ein Pflege- und Instandhaltungskonzept erforderlich, dass den vitalen Zustand der Pflanzen gewährleistet. Fassadenbegrünungen müssen als von der VKF anerkannte Konstruktion ausgeführt werden. Das bedeutet, dass die Schutzziele für diese Konstruktionen nachgewiesen wurden. Alternativ schlägt das Merkblatt gleichwertige Konstruktionen vor. Eine Möglichkeit ist die Begrenzung der vertikalen Brandausbreitung auf maximal drei Geschosse, indem sich zusammenhängende Begrünungsflächen auf maximal drei Geschosse erstrecken und die Teilflächen einen Abstand von 1 m zueinander aufweisen. Weiterhin gelten die Schutzziele als erfüllt, wenn im Falle einer Entzündung der Brand nicht auf die Nutzungseinheit überschlägt, indem entweder 0,5 m Abstand zwischen Fenstern und Fassadenbegrünung besteht oder die Fenster mit Feuerwiderstand ausgeführt sind. Alternativ ist es möglich, die Räume mit begrünter Außenwand mit einer Sprinkleranlage auszustatten. Rankhilfen und Pflanzgefäße müssen aus Baustoffen der Brandverhaltensgruppe RF1 bestehen, was der deutschen Anforderung nichtbrennbar entspricht.

Weitere Informationen und Empfehlungen sind in der BuGG-Fachinformation „Anforderungen an Brandschutz bei Dach- und Fassadenbegrünungen“ [14] enthalten. Neben baurechtlichen Grundlagen und Hintergründen zur Nachweisführung werden auch die Zuständigkeiten im Genehmigungsverfahren beschrieben, wodurch dieses Dokument insbesondere für den Einstieg in die Thematik empfehlenswert ist.

## 6. Sichtweise der Feuerwehr

Fassadenbrände können die Feuerwehr vor große Herausforderungen stellen. Diese ergeben sich aus einer schnellen vertikalen Brandausbreitung mit möglichem Brandüberschlag auf weitere Gebäudeteile oder einer höhenbedingt erschwerten Erreichbarkeit des Brandortes.

Der Brand einer Nutzungseinheit mit Brandüberschlag auf das darüberliegende Geschoss stellt ein in der Regel für die Feuerwehr beherrschbares Szenario dar. Der Kräfte- und Mittelansatz, welcher aus den AGBF-Qualitätskriterien zur Feuerwehrbedarfsplanung resultiert [15], ermöglicht die gleichzeitige Brandbekämpfung des initialen Brandes sowie eines weiteren Entstehungsbrandes in einem darüberliegenden Geschoss bei gleichzeitiger Menschenrettung. Kommt es, bedingt durch eine frühzeitige Ausbreitung über die Fassade, zu Bränden in weiteren Geschossen, übersteigt das die Bewältigungskapazitäten der in der initialen Einsatzphase vor Ort anwesenden Kräfte. Eine weitere Herausforderung besteht bei einer Brandausbreitung auf das Dach. Brände von Dachkonstruktionen sind nur mit einem sehr personalintensiven Löschangriff bekämpfbar und führen erfahrungsgemäß zu einem Totalverlust des Gebäudes. Ein „Hineinlaufen“ des Fassadenbrandes in das Dach muss daher verhindert werden.

Die Erreichbarkeit der brennenden Fassade ist ein weiterer ausschlaggebender Punkt für die Ermöglichung erfolgreicher Löscharbeiten. Für ein erstes Niederschlagen der Flammen ist nicht zwingend ein Hubrettungsfahrzeug erforderlich, bis 15 m Höhe kann die Brandbekämpfung auch mit handgeführten Strahlrohren erfolgen. Problematischer gestalten sich die Nachlöscharbeiten, wenn es sich um wandgebundene Systeme mit brennbaren Vegetationsträgern handelt. Brände in Hohlräumen dieser Begrünungssysteme können dazu führen, dass die Fassadenteile in aufwändiger Handarbeit demontiert werden müssen. Wenn die Erreichbarkeit nicht gebäudeseitig über z.B. Wartungsgänge gesichert ist, sind Stellflächen für Hubrettungsfahrzeuge vor den betroffenen Außenwänden anzuordnen.

## 7. Aktuelle Forschung

Zur der Bewertung des Brandverhaltens begrünter Fassaden wurden bereits einige Forschungsvorhaben durchgeführt. Die ersten dokumentierten Brandversuche aus den Jahren 2018, 2020 und 2021 [16] [17] [18] stammen aus Wien und lieferten wertvolle Impulse für die in Deutschland vorhandenen Beurteilungsgrundlagen (s. Abschnitt 5). Insgesamt wurden 16 Versuche am Fassadenprüfstand nach ÖNORM B 3800-5 (vergleichbar mit dem Prüfstand nach DIN 4102-20) mit boden- und wandgebundenen Systemen durchgeführt. Neben dem allgemeinen Erkenntnisgewinn lag der Fokus der Untersuchung auf Maßnahmen, mit denen eine Entzündung der Begrünung verhindert wird. Die in den oben genannten Handlungsempfehlungen genannten Schutzabstände zwischen Begrünung und Fensteröffnung und die Anordnung der Brandsperren wurden hauptsächlich aus diesen Versuchen abgeleitet.

An der TU München wurden 2019 vier Fassadenbrandversuche im mittleren Maßstab mit bodengebundenen Systemen durchgeführt [19]. 2021 startete das Forschungsvorhaben Fire-Safe Green mit dem Ziel, Vorschläge zur brandschutzsicheren Ausführung von Fassadenbegrünungen zu erarbeiten [20]. Neben einer umfassenden Charakterisierung des Brandverhaltens von 25 Kletterpflanzenarten im SBI-Prüfstand erfolgten mehrere Großbrandversuche (10 m Höhe, Sockelbrandszenario) [21]. Die Großversuche sind auf YouTube über das Schlagwort „Firesafegreen“ abrufbar.

Mit steigender Anzahl an Holzgebäuden entsteht zunehmend der Wusch, auch Außenwandbekleidungen aus Holz zu begrünen. Die Kombination einer normalentflammbaren Holzaußenwandbekleidung mit brennbarer Begrünung ist in Hinblick der Schutzziele der Außenwand in den GK 4 und 5 nicht trivial. Zur Bewertung der Wechselwirkung zwischen Holzaußenwandbekleidung und Fassadenbegrünung haben wir einen Brandversuch in Anlehnung an die DIN 4102-20 durchgeführt [22]. Eine weitere Versuchsreihe fand an der TU München statt, dort nur im Mittelmaßstab, allerdings mit deutlich höherer Begrünungsdichte [10].

Das polnische ITB untersuchte in mehreren Versuchsreihen das Brandverhalten von wandgebundenen Living-Wall-Systemen [23]. Neben Versuchen im Cone-Kalorimeter und SBI-Prüfstand fanden Fassadenbrandversuche nach PN-B 02867 und DIN 4102-20 statt. Die Versuche am polnischen Fassadenprüfstand wurden mit und ohne Windeinfluss durchgeführt. Als wesentliche Erkenntnis wurde festgestellt, dass das Brandverhalten dieser Systeme neben der Pflanzenmasse auch maßgeblich vom brennbaren Vegetationsträger bestimmt ist.

Perspektivisch wird angestrebt, den Nachweis der brandschutzspezifischen Schutzziele neuer Systeme an einem digitalen Zwilling zu führen. Unter Verwendung der Methoden der numerischen Brandsimulation lässt sich die Anzahl der benötigten, kosten- und zeitintensiven Brandversuche reduzieren. Die bisher veröffentlichten Ansätze der numerischen Brandsimulation begrünter Fassaden [24] [25] basieren auf dem CFD-Code Fire Dynamics Simulator (FDS). In [5] wurde das Brandverhalten einer Living Wall im Fassadenprüfstand nach BS 8414 simuliert, allerdings ohne Pflanzen. Bisher steht die Validierung dieser Simulationsansätze aus, sodass diesbezüglich ein umfassender Forschungsbedarf festzustellen ist.

## 8. Zusammenfassung

Die Begrünung der Gebäudehülle ist eine mögliche Reaktion auf die schon heute zu verzeichnenden klimatischen Veränderungen in der Stadt. Die Pflanzen können entweder direkt aus dem Erdreich (bodengebunden) oder an auf der Fassade befestigten Vegetationsträgern (wandgebunden) wachsen. Pflanzen sind immer brennbar. Die mit einer Fassadenbegrünung einhergehenden Brandlasterhöhung an der Außenwand ist im Genehmigungsverfahren zu

berücksichtigen und die Erfüllung der Schutzziele des Brandschutzes nachzuweisen. Fassadenbegrünungen zünden nach Vortrocknung durch den Primärbrand strohfeuerartig für wenige Sekunden durch.

Bisher existieren keine Technischen Regeln, was die Planung und Genehmigung von Fassadenbegrünungen erschwert. Die bestehenden Leitfäden und Handlungsempfehlungen bieten verschiedene Strategien, wie die Schutzziele gewährleistet werden können. Dabei ist eine frühzeitige Abstimmung mit allen am Genehmigungsverfahren beteiligten Akteuren empfehlenswert.

Die nationalen und internationalen Forschungsaktivitäten werden zu einem besseren Verständnis des Brandverhaltens der verschiedenen Begrünungssysteme beitragen. Perspektivisch wird damit der Wissensstand erweitert, auf dessen Grundlage der schutzzielorientierte Nachweis erfolgen kann.

## Literaturverzeichnis


[1] hhpberlin Ingenieure für Brandschutz GmbH, „Fassadenbegrünung," 2023. [Online]. Verfügbar: https://www.hhpberlin.org/fassadenbegruenung. [Zugriff am 27 Oktober 2023].

[2] Bauministerkonferenz, Musterbauordnung Fassung 2002, zuletzt geändert durch Beschluss der Bauministerkonferenz vom 22./23.09.2022.

[3] Engel T., Werther, N.; Analyse der zulässigen Brandausbreitung über die Fassade, Bautechnik, Nr. 97, 2020.

[4] Pfoser, N.; Fassade und Pflanze - Potenziale einer neuen Fassadengestaltung, Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, 2016.

[5] Kotzen, B., Galea, E., Mosco, S., Wang, Z., Ewer, J., Jia, F.; Fire safety risk of external living walls and implications for regulatory guidance in England, Fire Safety Journal, Nr. 139, 2023.

[6] Deutsches Institut für Bautechnik; Muster-Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (MVV TB) Ausgabe 2023/1 (angehört als MVV TB 2022/1), Berlin, 2023.

[7] Fachausschuss Vorbeugender Brand- und Gefahrenschutz der deutschen Feuerwehren; Brandschutz großflächig begrünter Fassaden, München, 2020.

[8] Freie und Hansestadt Hamburg, Behörde für Stadtentwicklung und Wohnen, Amt für Bauordnung und Hochbau; FAQ Bauordnungsrechtliche Anforderungen an Fassadenbegrünungen, Hamburg, 2022.

[9] Pichlhöfer, S.; Brandverhalten von Kletterpflanzen in Bezug auf Fassadenbegrünung, Universität für Bodenkultur Wien, Wien, 2016.

[10] Engel, T.; Brandverhalten von Grünfassaden, Fachmagazin für Baurecht und Technik, Nr. 2, pp. 14-18, 2023.

[11] Österreichisches Institut für Bautechnik; OIB-RIchtlinie 2 OIB-330.2-029/23, Wien, Ausgabe Mai 2023.

[12] Kompetenzstelle Brandschutz (KSB) Stadt Wien; Fassadenbegrünung - brandschutztechnische Anforderungen, Wien, 2023.

[13] Vereinigung Kantonaler Feuerversicherungen; Brandschutzmerkblatt Gebäudebegrünungen 2011-15de, Bern, 2024.

[14] Bundesverband GebäudeGrün e.V. (BuGG); BuGG-Fachinformation - Anforderungen an Brandschutz bei Dach- und Fassadenbegrünung, Berlin, 2023.

[15] AGBF-Bund; Qualitätskriterien für die Bedarfsplanung von Feuerwehren in Städten, Bonn, 2015.

[16] Werner, D., Pommer, G., Danzinger, K., Pomper, S.; Studie zum Thema Brandverhalten von Grünfassaden in großmaßstäblichen Versuchen, Magistratabteilung 39, Wien, 2018.

[17] Werner, D., Pommer, G., Danzinger, K., Pomper, S.; Zweite Studie zum Thema Brandverhalten von Grünfassaden in großmaßstäblichen Versuchen, Magistratabteilung 39, Wien, 2020.

[18] Werner, D., Pommer, G., Goubran, V., Danziger, K., Pomper, S., Grüner, E.; Studie zum Thema Brandverhalten von Grünfassaden in großmaßsteblichen Versuchen, Magistratabteilung 39, Wien, 2021.

[19] Engel, T., Noder, J.; Begrünte Fassaden aus brandschutztechnischer Sicht, Bautechnik, Bd. 97, Nr. 8, pp. 549-557, 2020.

[20] TU München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, „Fire-Safe Green," [Online]. Verfügbar: https://www.cee.ed.tum.de/hbb/forschung/laufende-forschungsprojekte/fire-safe-green/. [Zugriff am 21 Oktober 2023].

[21] Engel, T.; Die begrünte Fassade, in Tagungsband der EIPOS-Sachverständigentage Brandschutz , Dresden, EIPOS GmbH, 2023, pp. 63-72.

[22] Westphal, R., Zauper, L., Trautmann, B., Pedrotti, D., Gietmann, A.; Brandversuch an einer begrünten Holzaußenwandbekleidung, Bautechnik, 2024.

[23] Bielawski, J., Papis, B., Krajewski, G., Wegrzynski, W.; An exploratory investigation into moisture content and wind impact on the fire behaviour of modular living walls, Fire Safety Journal, 2023.

[24] Dahanayake, K. C., Yang, Y., Han, S., Chow, C. L.; Study on the fire growth in underground green corridos, Building Simulation, Nr. 13, pp. 627-635, 2020.

[25] Karunaratne, T. L. W, Chow, C. L.; Fire spread along vertical greenery systems from window ejected flame: A study based on a fire dynamic simulator model, Journal of Building Engineering, Nr. 62, 2022.

# Fire test on a greened timber façade

Linda Zauper
Robert Westphal
hhpberlin Ingenieure für Brandschutz GmbH
10249 Berlin
E-mail: *l.zauper@hhpberlin.de*

**Abstract:**
The greening of building envelopes is a growing trend due to their temperature-regulating and acoustic-dampening effects, as well as their ability to bind fine dust. Additionally, green facades contribute to a harmonious cityscape. Timber construction is also experiencing an upswing, making the combination of both systems a popular choice.
However, there is currently limited information available regarding fire tests on greened timber facades. To assess their fire behaviour initially, a façade fire test was conducted following the German standard DIN 4102-20. The timber façade's closed and rear-ventilated cladding was designed with fire stops in accordance with the general timber construction guideline (Muster-Holzbaurichtlinie). The examined ground-based plants were Hardy Kiwi (Actinidia arguta 'Geneva') and Purple Wintercreeper (Euonymus fortunei 'Coloratus') in well-maintained condition.
The study found that the greenery in front of the façade did not cause uncontrolled vertical fire spread on the timber façade. Although the burning timber façade ignited the greenery several times, the greenery never ignited the timber façade. The fire stops of the wooden facade maintained their function.

## 1. Introduction

The percentage of green façades is steadily rising. They are being increasingly promoted and requested by local authorities due to their positive impact on the urban climate [1]. Simultaneously, timber construction is also experiencing a significant upswing [2]. As a result, building owners are expressing a growing interest in combining wooden cladding with façade greening. It is uncertain whether this is achievable while adhering to fire safety objectives and how this combination affects the fire behavior of the façade construction. Therefore, a preliminary fire test was conducted as part of a master's thesis [3] in accordance with the German standard DIN 4102-20 [4]. For a detailed presentation of the test results, please refer to the peer-reviewed journal article [5] and the test report [6].
The model building code only describes the fire safety objective to be met by external wall cladding in abstract terms. According to this, they must be designed in such a way "that the spread of fire on and in these components is limited for a sufficiently long time." [7] A concrete definition of "sufficiently long" does not yet exist in Germany [8]. Proof of meeting the safety objective can be provided by demonstrating equivalent behavior to accepted solutions. With the prescriptive requirements and their concretization in the technical building regulations, the building regulations provide possible solutions for which it can be assumed that the safety objectives are met. For external wall cladding made of wood, the MHolzBauRL [9] provides the design requirements under which combustible timber may also be used where normally combustible materials with limited contribution to fire as external wall cladding is required.

## 2. Method

To evaluate the fire behavior, an façade fire test was carried out in accordance with DIN 4102-20. This test method represents a scaled fire exposure of the façade by flames venting from a compartment fire. It is used as part of the product certification process to classify combustible façade claddings with limited contribution to fire (equivalent to Euroclass C) at national level. The test stand has a height of 6 m and consists of two L-shaped wings made of sand-lime brick. The combustion chamber, which is 1 m in width and height and 0.8 m deep, is located in the middle of the long wing. A propane gas burner with a heat release rate of 340 kW is used as a test fire and is positioned in the combustion chamber.

For this orientating test, the test specimen was positioned only on the long test stand wing. The rear-ventilated wooden cladding was designed using horizontally tongue and groove formwork made of spruce with a thickness of 24 mm. The formwork was fixed to a 30 mm deep, vertically aligned substructure (see Fig. 1). The reveal lining of the combustion chamber were clad with sheet metal. The formwork and supporting battens were interrupted at a height of 1.75 m and 4.55 m by a fire stop made of 2 mm thick sheet steel projecting 50 mm above the formwork. This allowed for observation of the vertical spread of fire over an entire storey of 2.8 m in height. The wooden cladding was thus designed in accordance with the model timber construction guideline [9] and may therefore be used on buildings with up to 8 storeys.

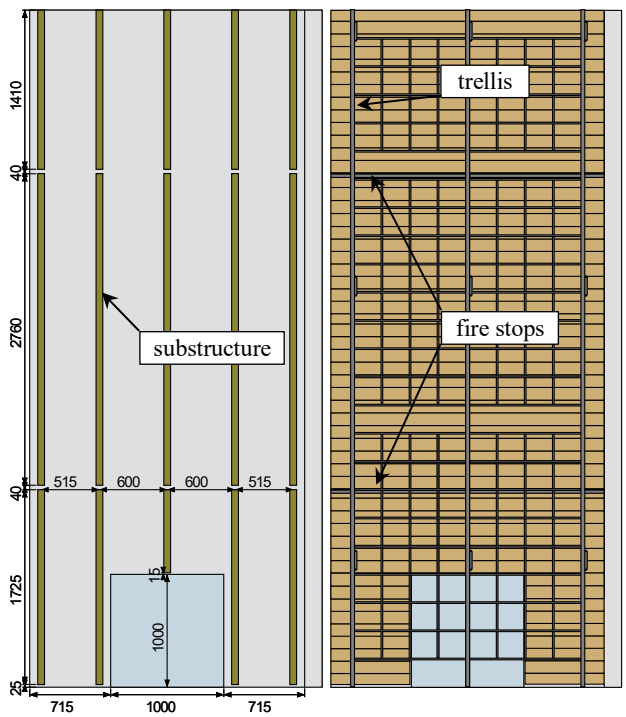
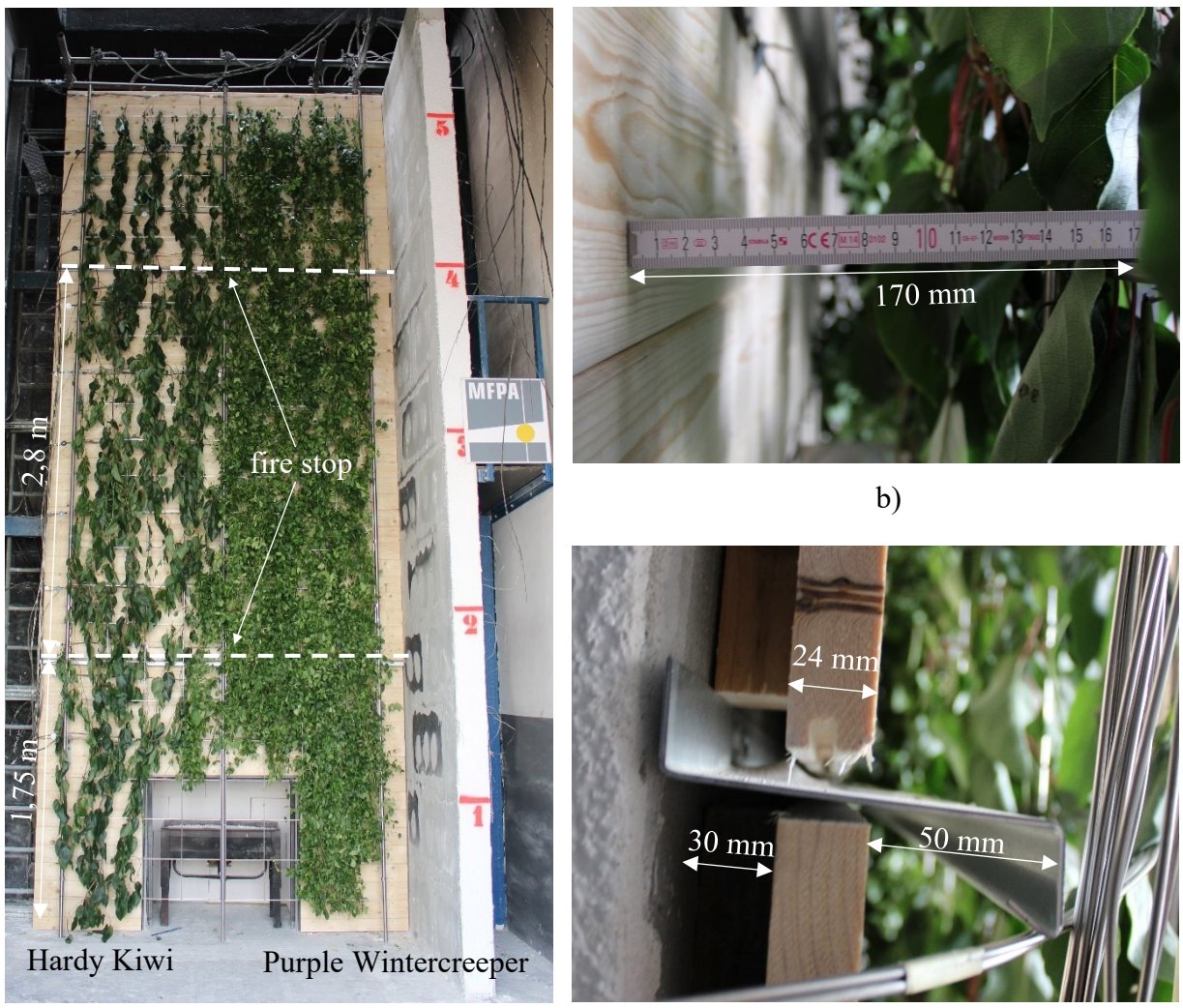



Figure 1 Drawing of the test rig. On the left the wooden substructure, on the right the horizontal wooden cladding with the two firestops and the trellis. *[5]*

The greening was modeled using a ground-based system (see Fig. 2). The non-combustible trellis (stainless steel) was installed at a distance of 170 mm away from the wooden cladding and with Actinidia arguta 'Geneva' (Hardy Kiwi) and Euonymus fortunei 'Coloratus' (Purple Wintercreeper). The Hardy Kiwi was positioned to the left of the combustion chamber and Purple Wintercreeper to the right. Pre-grown hedge elements, each 1.80 m in height and 1.20 m in width were attached to the trellis one day before the fire test. The plants was laid uninterrupted over the

fire stops. The moisture content of the plants $u$ was determined on the day of the test using the Darr method according to equation (1), where is $m_{wet}$ is the mass of the vital plant and $m_{dry}$ is the plant's mass oven-dried to constant mass. The Purple Wintercreeper had a moisture content of 160 %, the Hardy Kiwi of 340 %. The consulted façade gardener confirmed that the test setup corresponded to a well-maintained green façade.

$$u = \frac{m_{wet} - m_{dry}}{m_{dry}} \cdot 100 \tag{1}$$




a) b) c)

Figure 2 Test specimen before the test. a) Frontal view of the test stand, b) View into the air gap between the wooden cladding and the trellis, c) Detailed view of the fire stop with sheathed thermocouples.

Data acquisition carried out with a total of 88 sheathed thermocouples (sampling rate 0.1 Hz) of type K with a diameter of 3 mm in two measuring planes. In the measuring plane 20 mm in front of the wooden cladding, 57 thermocouples were provided, in the measuring plane of the greening (170 mm in front of the wooden outer wall cladding) 31 thermocouples. The test was also

documented with video and infrared cameras. The temperatures are not shown here, please refer to [5] and [6].
The test procedure provided for 20 minutes of flame exposure and a subsequent observation period of 50 minutes. Finally, the test specimen was extinguished using a conventional fire-fighting hose. The test was terminated when all thermocouples indicated a temperature below 50 °C.

## 3. Results

Upon ignition of the burner, flames spread throughout the entire observed full storey, reaching a height of approximately 0.3 m above the second fire stop (Figure 3 a). However, the flames, which were around 4 m in length only lasted for a short time. By the third minute of the test, the flame peaks on the wooden cladding only reached 2 m above the combustion chamber lintel. Until the burner was switched off, the flame height of the burning wooden cladding was between 1 and 2 m above the combustion chamber (Figure 3 c). Meanwhile, several vertical ignitions with longer flame lengths occurred in the greening level. In the 33rd minute of the test, the flames reached the second fire stop; in the 42nd minute of the test, this was overrun with flames spreading to the upper end of the test stand (Figure 3 e).
From the 44th minute of the test, glowing pieces of coal fell off. In the 56th minute of the test, the fallen, glowing pieces of coal ignited the wooden outer wall cladding at the lower end of the test stand to the left of the combustion chamber. This fire self extinguished after 4:11 minutes, the maximum flame length was 25 cm.
Flame spread from the greenery to the cladding was not observed at any time. However, the burning wooden cladding ignited the greenery several times.
For both Hardy Kiwi and Purple Wintercreeper, straw fire-like, vertical ignitions occurred, which lasted up to 20 s and sometimes extended over the entire height of the test stand. Due to the lower greening density and thus the lower fuel load of the kiwi, the ignitions were less pronounced there. The plant parts only ignited after pre-drying by the primary fire; no burning of vital plant parts outside the direct flame exposure was observed for Hardy Kiwi and Purple Wintercreeper. Falloff of flaming parts were limited to individual, quickly extinguishing shoots (< 50 mm). Horizontal fire spread outside the primary fire area was minimal.
As expected, the fire spread in the vegetation across the fire stops of the wooden cladding. During the first ignition in the second minute of the test, the vegetation burned from 2 m above the combustion chamber to the upper end of the test stand. The maximum vertical fire spread, which reached a total of 4 m, was observed in the fifth minute of the test during ignition from 1 m above the combustion chamber to the upper end of the test stand (see Figure 2 b). The vertical fire spread was limited by the maximum test stand height of 6 m.
*The main test observations are listed in*

Table. *1*.

a) 00:00:40 b) 00:05:00 c) 00:16:20

d) 00:33:40 e) 00:42:20 f) After test

Figure 3 View of the test stand during and after the test. The fire stops are shown with white dashed lines. [hh:mm:ss]

Table. 1 List of significant observations.

| Time [hh:mm:ss] | Observation |
|---|---|
| 00:00:00 | Ignition of gas burner |
| 00:01:00 | Flames for a short period of time above second fire stop |
| 00:01:35 | Flames up to 2 m above the combustion chamber |
| 00:11:30 | Ignition of the cladding above the first fire stop |
| 00:20:00 | Gas burner off |
| 00:32:40 | Flames reach the second fire stop |
| 00:41:50 | Flames pass the second fire stop and are reaching up to the upper ending of the test stand |
| 01:09:57 | Start of extinguishing |
| 01:16:00 | End of test, temperatures at measuring points < 50 °C |

## 4. Discussion

The purpose of the fire test was to determine whether the fire behavior of a greened timber façade complies with the safety objectives for exterior wall cladding. The vertical fire spread on the wooden cladding was consistent with that of a timber façade without greenery. The fire stop above the combustion chamber, which is relevant for the performance-based analysis of safety objectives, was overrun after 40 min of the test. Even if self-extinguishing did not occur, it can still be assumed that the fire department can initiate firefighting until then even with long response times. In the greening, the fire spread to the upper end of the test stand within the first few minutes of the test. The fire spread beyond the primary fire area is not consistent with the demanded behavior of combustible materials with limited contribution to fire for external wall cladding in building classes 4 and 5. However, in this test, the short ignitions were not able to ignite the wooden cladding. Therefore it might be possible to consider the ignition of the vegetation as acceptable, if no fire spread to the other materials is expected.

The fire spread over the wooden cladding during the first few minutes of the test, when the flames reached the second fire stop, was remarkable. A conclusive explanation for this behavior cannot be formulated with this single test. It is possible that this rapid fire spread was facilitated by the air gap between the wooden surface and the trellis in combination with the burning vegetation.

The fire behavior of green wooden façades was also investigated as part of the Fire-Safe Green research project [10] [11]. Three tests were carried out on a medium-scale test stand (width × height = 2.5 m × 4 m, three 15 kg wooden cribs as fuel load). While the greening in our test can be classified as well-maintained, the greening density in these tests was significantly higher (2.5 kg/m$^2$ compared to 8.3 and 5.8 kg/m$^2$ respectively). The vegetation above the relevant fire stops also ignited in these tests. Due to the significantly higher greening density, the fire contribution was greater, causing the wood surface to char and smoulder. After the cribs were extinguished, however, no further selfsustained burning could be detected.

## 5. Conclusion

The greening of timber facades combines the positive aspects of both types of construction and gives the building a particularly sustainable appearance. However, both the greening and the wooden cladding are combustible and must therefore be evaluated together with regard to the safety objectives in the event of fire.

For an initial assessment of the fire behavior, an orientating test was carried out in accordance with DIN 4102-20. The 6 m high test stand was designed with a form-fitting, closed and rear-ventilated wooden cladding. The ground-based greenery was positioned on a non-combustible trellis in front of the cladding at a distance of 170 mm. During the test, there were several short vertical ignitions of the vegetation, which reached over the second fire stop to the upper end of the test stand. However, these were not sufficient to ignite the wooden cladding. The burning cladding ignited the vegetations several times.
The results of this fire test therefore indicate that the combination of a greened façade with wooden cladding might be possible in accordance with the safety objectives. The influence of the short-term ignition effects must be discussed on a case-by-case basis. However, further investigations are necessary to obtain a conclusive statement.

**References**


[1] Mann G., Gohlke R., Wolff F.; BuGG-Marktreport Gebäudegrün 2022, Bundesverband GebäudeGrün e.V. (BuGG), Berlin, 2022.

[2] Bundesministerium für Wohnen, Stadtentwicklung und Bauwesen (BMWSB), Bundesministerium für Ernährung und Landwirtschaft (BMEL); Handreichung Holzbauinitiative - Strategie der Bundesregierung zur Stärkung des Holzbaus als ein wichtiger Beitrag für ein klimagerechtes und ressourceneffizientes Bauen, 2023. [Online]. https://www.bmel.de/SharedDocs/Downloads/DE/_Wald/holzbauinitiative.pdf?__blob=publicationFile&v=9. [Accessed February 16 2024].

[3] Zauper L.; Begrünung vor Außenwandbekleidung aus Holz - Untersuchung der Auswirkung im Brandfall (Masterthesis), DIU Dresden International University, Dresden, 2022.

[4] DIN Deutsches Institut für Normung e.V.; Fire behaviour of building materials and building components - Part 20: Complementary verification for the assessment of the fire behaviour of external wall claddings, Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2017.

[5] Westphal R., Zauper L.; Trautmann B., Pedrotti D., Gietmann A.;Brandversuch an einer begrünten Holzaußenwandbekleidung, Bautechnik (2024), doi: 10.1002/bate.202300080

[6] Westphal R., Zauper L.; Großmaßstäblicher Versuch zum Brandverhalten einer begrünten Holzaußenwandbekleidung, hhpberlin Ingenieure für Brandschutz GmbH, Berlin, 2022.

[7] Bauministerkonferenz; Musterbauordnung Fassung November 2002 zuletzt geändert durch Beschluss der Bauministerkonferenz vom 22./.23.09.2022, 2022.

[8] Engel T., Werther N.; Analyse der zulässigen Brandausbreitung über die Fassade, Bautechnik (2020), doi: 10.1002/bate.202000007

[9] Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt); Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile und Außenwandbekleidung in Holzbauweise (MHolzBauRL) Fassung Oktober 2020, Berlin, 2020.

[10] TU München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion; Fire-Safe Green, [Online]. https://www.cee.ed.tum.de/hbb/forschung/laufende-forschungsprojekte/fire-safe-green/. [Accessed February 16 2024].

[11] Schoofs N.; Untersuchung des Einflusses von Fassadenbegrünung auf Holzaußenwandbekleidungen im Brandfall (Masterthesis),“ TU München, München, 2023.

# Experimental Investigation of the Charring Rate of Cross Laminated Timber Made of Modified Beech Wood

Robert Westphal
University of Applied Sciences Magdeburg-Stendal, Department of Water, Environment, Construction and Safety
39114 Magdeburg

**Abstract:**
Due to the increasing of sustainable forest management, the proportion of deciduous trees in German forests is increasing. However, coniferous wood has so far dominated the use of timber as construction material. In order to secure the value chain of sustainably managed forests in the future, it is necessary to expand the usage of hardwood. Due to its pronounced swelling and shrinkage behavior, beech has so far only been of limited use as a construction material. Through a chemical modification process with polyethylene glycol, it has been possible to increase the dimensional stability of beech wood to such an extent that it can now also be used as cross-laminated timber.
This paper presents the experimental investigations to determine the charring rate of cross laminated timber product made of modified beechwood. The charring rate is the essential input parameter for calculating the fire resistance of timber structures according to DIN EN 1995-1-2 and is thus an important parameter for evaluating the fire performance of this new construction material.
To determine the charring rate, tests were carried out in the cone calorimeter under constant heat flux and in the fire resistance furnace under ISO 834 standard temperature-time curve. In addition, the char fall-of under the influence of different adhesives was evaluated, as it is an important parameter describing the fire performance of cross laminated timber. In all test series, the charring rate of the conventional beech wood was about 20 % higher than that of the modified beech wood. This is due to the structure of the protecting char layer, which was significantly more stable in modified beech wood.

## 1. Introduction

The accumulation of extreme weather events, such as heat, drought, and storms, poses a significant threat to the stability of forest ecosystems. Healthy forests are essential to continue providing their ecosystem services in the future [1]. One adaptation strategy is to convert forests from pure conifer stands to climate-resilient, site-adapted deciduous and mixed forests [2]. Currently, coniferous wood is primarily used as raw material [3]. In order to ensure value creation from sustainably managed forests, it is necessary to expand the material utilization potential of hardwood.
Beech wood, in addition to its excellent mechanical properties, exhibits significant swelling and shrinkage with changing wood moisture [4]. Due to its low dimensional stability, only linear timber members e.g. beams or columns have been used as load-bearing components made of beech wood [5]. Previous research has demonstrated the significant potential of cross laminated timber (CLT) made of beech wood [6]. However, the resistance to delamination tests were not passed due to the strong swelling and shrinkage, which means that the durability of these components is not guaranteed. To address this issue, a wood modification process using

polyethylene glycol has been developed to produce plane timber members from cross laminated timber in the future, which leads to corresponding dimensional stabilization [7].
Based on the promising results, the production of cross laminated timber from modified beech wood was further investigated in the follow-up project $B^2BSP$ [8]. In addition to investigations to optimize the modification process, tests were carried out on the manufactured components with regard to fire behavior and strength properties. This article presents the project results of the investigation of the burning rate of modified beech wood.

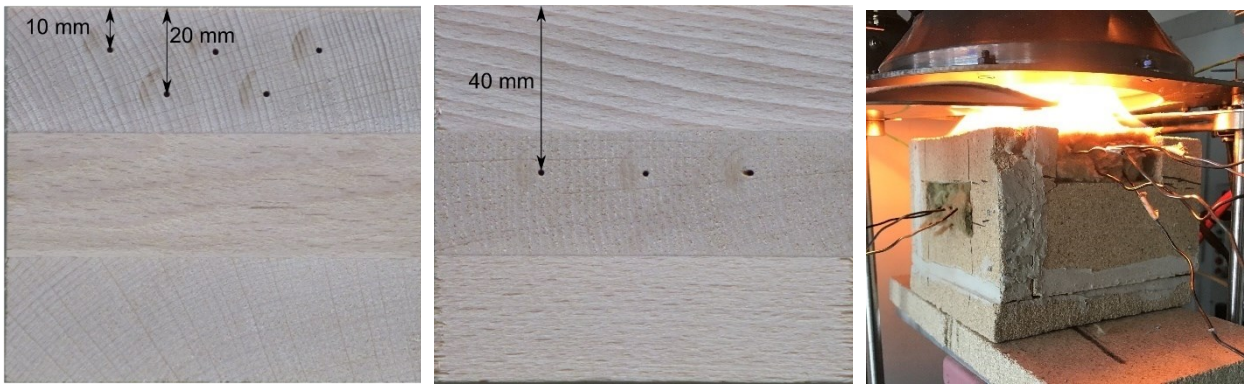
## 2. Materials and Method

### 2.1. Test Specimens and Wood Modification

The test specimens required for the fire tests were produced by the University of Applied Forest Sciences Rottenburg. The subsequent tests included modified beech wood (referred to as PEG) and reference tests on conventional beech wood (referred to as REF). Both types of wood were sourced from the same felling area, allowing for direct evaluation of the influence of wood modification on fire behavior.
The wood was impregnated with an aqueous solution of polyethylene glycol (PEG 3350) using vacuum pressure. The impregnated boards were then re-dried to fix the polyethylene glycol in the material. Afterward, they were processed to CLT using a cold pressing process with MUF as well as PUR adhesive.

### 2.2. Charring Rate Determined in the Cone Calorimeter

Tests were conducted in the cone calorimeter to comparatively evaluate the one-dimensional charring rates of PEG and REF. The determined charring rates are not suitable for the structural design according to EN 1995-1-2 due to the different thermal load compared to the ISO 834 standard temperature-time curve. However, the simple test procedure on a laboratory scale allows for the examination of many samples, enabling in-depth knowledge of the modification process's influence on the charring rate.
The specimens were exposed to a heat flux of 70 $kW/m^2$ for 45 minutes in the cone calorimeter. To achieve an approximately one-dimensional heat input, vermiculite plates were used to insulate the specimens on the five non-exposed sides, as shown in Figure 1. The charring rate was determined by measuring the 300 °C isotherm. Temperature measurements were taken using type K sheathed thermocouples with a diameter of 1.5 mm in three planes. For each level, two or three thermocouples were placed in 30 mm deep drilled holes parallel to the grain orientation. Three-layer CLT elements with dimensions of 100 mm × 100 mm × 90 mm (length × width × thickness) were used as samples. The PEG and REF samples were produced using MUF and PUR adhesive. Five tests were carried out for each configuration.



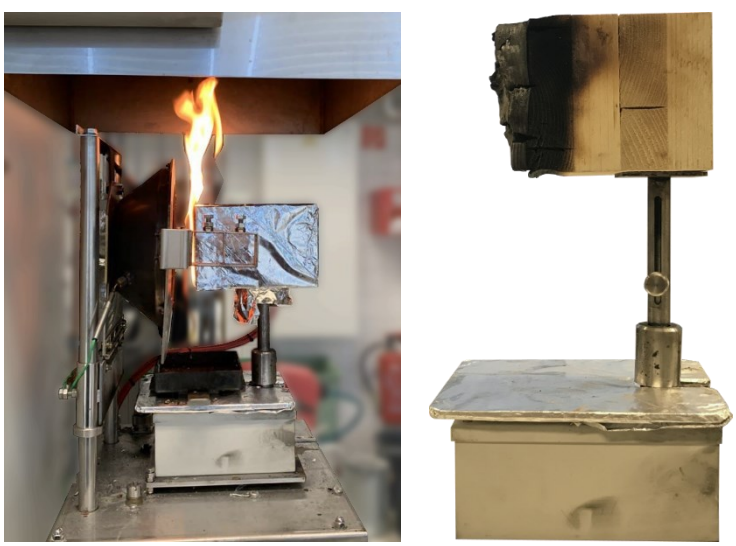

(a) (b) (c)

Figure 1 Side view of the three-layer CLT specimens with drilled holes for temperature measurement in three planes and test specimen during the test in the cone calorimeter.

### 2.3. Fall-off of Charred Layers in the Cone Calorimeter

To evaluate the influence of wood modification on the fall-off of charred layers, laboratory tests were carried out in the cone calorimeter on five-layer CLT elements [9].

For this purpose, the electrical heater of the cone calorimeter was aligned vertically (Fig. 2). The test specimens were placed sideways on the specimen holder of the weighing device so that the layers could fall down due to gravity if the bond line failed. For this purpose, the aluminum foil was cut sufficiently wide on the lower side of the test specimen so that it did not create any additional resistance. The five-layer CLT elements with the dimensions of 100 mm × 100 mm × 150 mm (length × width × thickness) were manufactured using a MUF and a PUR adhesives. Five tests were carried out for each test specimen configuration at a heat flux of 70 kW/m². After 60 minutes of exposure, the samples were extinguished and dried again. The charred layer was then removed using a wire brush, the remaining cross-section was determined and the charring rate calculated.



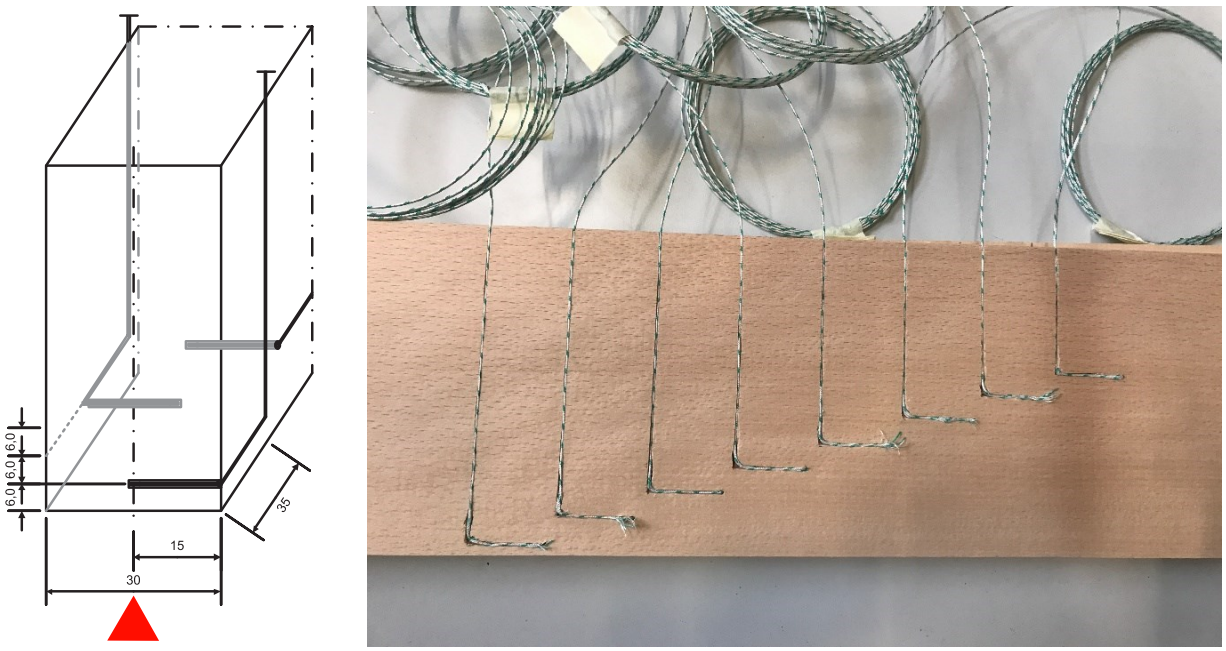
(a) (b)

Figure 2 Cone calorimeter during a test with the electrical heater in vertical orientation ((a)) and picture of the test specimen placed on the weighing device ((b)).

### 2.4. Charring Rate Determined in the Fire Resistance Furnace

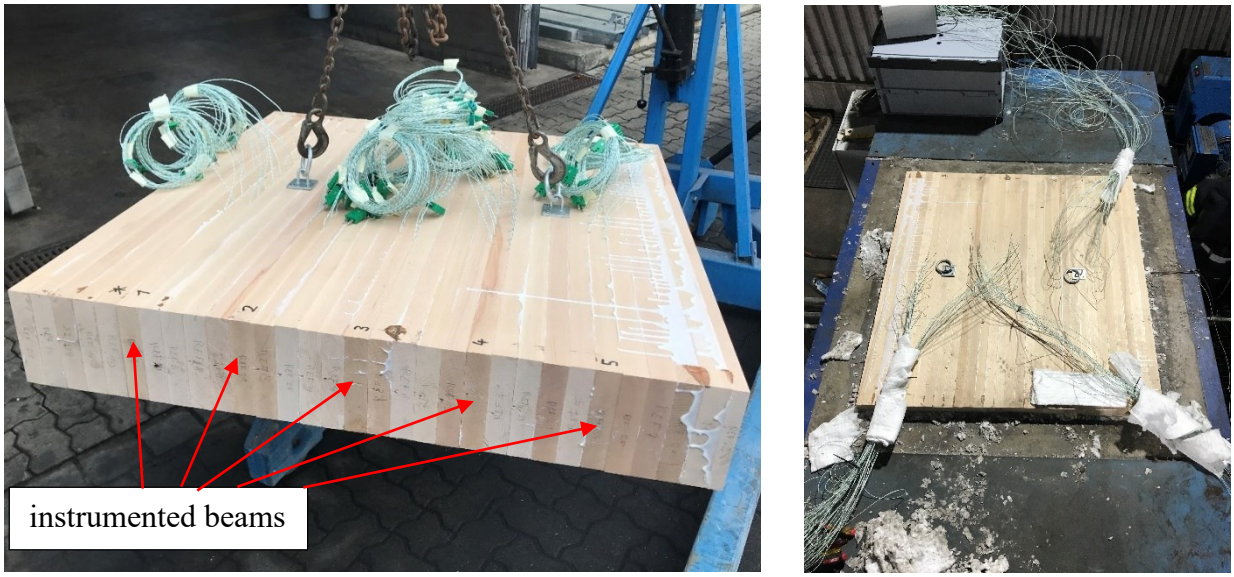
The charring rate used for structural design of timber elements, according to EN 1995-1-2 [10], is based on the ISO 834 standard temperature-time curve. The tests required to determine these charring rates are described in detail in [11] and were conducted following Annex C of prEN 1995-1-2 [12].

The fire test was performed in the fire resistance furnace at Magdeburg-Stendal University of Applied Sciences in accordance with DIN EN 1363-1 [13]. One specimen of PEG and one of REF were each tested for 120 minutes under standard temperature-time curve as a ceiling component. Thermocouples were inserted for temperature measurements during the test. After the test, the specimens were extinguished, and the remaining cross-section was measured after char removal. The specimens to be tested were manufactured in accordance with the requirements of prEN 1995-1-2 Annex C. Therefore, the test specimens are constructed and bonded like to glued laminated timber. The specimen is exposed to fire on one side, the thermocouples are led out on the side facing away from the fire. The each specimen consist of a total of 30 beams with the dimensions 1050 mm × 155 mm × 32 mm (length × width × thickness) and an end beam with the dimensions 1050 mm × 155 mm × 15 mm. In order to determine the progression of the charring rate over time, NiCr-Ni type K thermocouple wires with a 0.5 mm single wire diameter and glass fiber insulation were installed in five beams of a the specimen, staggered over the height and depth. The arrangement of the measuring points is shown in Fig. 3. A total of 16 thermocouples were installed in each beam, meaning that 80 temperature measuring points were available in the whole specimen. Figure 4 shows one specimen right before and during the fire test in the furnace.




(a) (b)

Figure 3 Sketch of the position of the measuring points and instrumented beam with thermocouples.




(a) (b)

Figure 4 Specimen before the test with the five instrumented beams marked and specimen installed in the furnace (top view) during the test.

## 3. Results

### 3.1. Charring Rate Determined in the Cone Calorimeter

The time-dependent temperature curve in the three measuring planes is shown in Figure 5. Only the values for the specimens with MUF adhesive are shown, as the results for the PUR configurations differed only insignificantly. As expected, the temperature perfomance of the adhesive in this test arrangement had no effect on the one-dimensional charring rate. The char-line reaches at the measuring point at the time 300 °C are exceeded. Based on the temperature-time curves of the third measuring level, a strong scattering of the charring rate for REF can be recognized in contrast to the PEG test specimens.

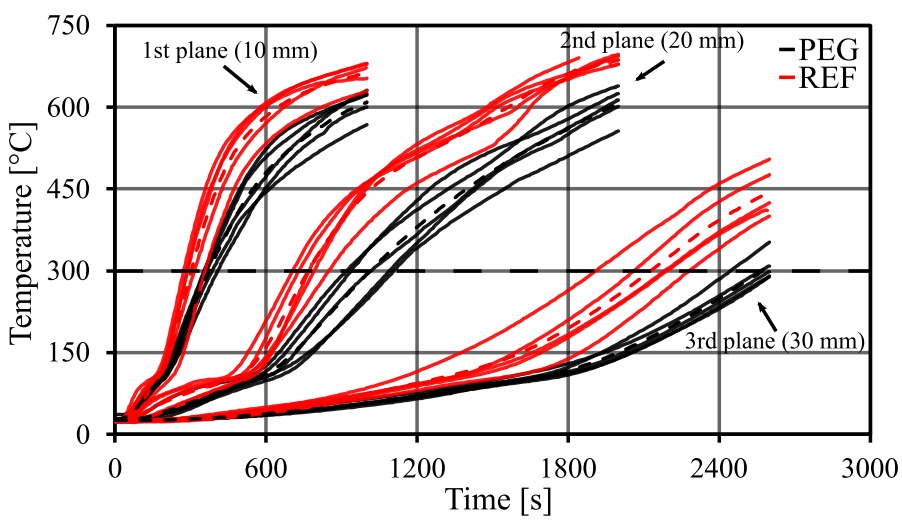



Figure 5 Temperature-time curves for PEG and REF with MUF-adhesive in the three measuring planes.

Table 1 shows the one-dimensional charring rates determined by temperature measurement. For the charring rate of the respective measuring plane, the charring rate of the entire specimen up to the measuring plane was always taken into account. This means that for the third measuring plane, the charring rate is the quotient of the specimen thickness up to the measuring plane (40 mm) and the time until 300 °C were reached at this point.
PEG has the lowest charring rates in every measuring plane. Over the entire test period, the one-dimensional charring rate is 0.95 mm/min, while the charring rate for REF with both adhesives increases by approx. 20 % at an average of 1.1 mm/min. The charring rate decreases for all configurations as the distance between the measuring plane and the exposed sample surface increases.

Table 1 Determined one-dimensional charring rates in the cone calorimeter for the three measuring planes.

| | charring rate [mm/min] | | | |
|---|---|---|---|---|
| | PEG-MUF | PEG-PUR | REF-MUF | REF-PUR |
| 1st measuring plane | 1.61 | 1.39 | 1.99 | 1.96 |
| 2nd measuring plane | 1.19 | 1.23 | 1.56 | 1.39 |
| 3rd measuring plane | 0.94 | 0.94 | 1.13 | 1.07 |

### 3.2. Fall-off of Charred Layers in the Cone-Calorimeter

A fall-off of the charred layers was observed in all test specimens manufactured with PUR. In most of the test specimens, the entire layer fell off in one piece when the bond-line was reached (see Fig. 6 (a)). A complete bond-line integrity failure was not observed in any sample with MUF adhesive. However, small pieces of the charred layer repeatedly detached from the REF samples (Figure 6 (b)). This can be attributed to the strong shrinkage and deformation of the carbon layer.

(a) (b)

Figure 6 Test setup with vertically aligned test specimen. Figure (a) shows a REF specimen produced with PUR immediately after the charred layer has fallen off. In (b), the area is marked in which individual pieces of char have fallen off the REF specimen bonded with MUF. [9]

The charring rates determined with the remaining cross-section are shown in Table 2. The test specimens with PEG-MUF configuration have the lowest charring rate of 0.89 mm/min. The charring rate for REF-MUF was 0.96 mm/min. The charring rates for the test specimens bonded with PUR were 1.12 mm/min for PEG and 1.2 mm/min for REF, 25 % higher than the charring rates for the samples of the respective woods made with MUF.

Table 2 Overview of the charring rates in the cone calorimeter for the tested configurations in vertical orientation, averaged over the five test specimens.

| | PEG-MUF | PEG-PUR | REF-MUF | REF-PUR |
|---|---|---|---|---|
| charring rate [mm/min] | 0.89 | 1.12 | 0.96 | 1.2 |

### 3.3. Charring Rate Determined in the Fire Resistance Furnace

The aimed for test duration of 120 minutes could only be adhered to for the PEG test specimen. When testing the REF member, burn-through occurred at the supports after 108 minutes, and test was terminated prematurely.

Figure 7 shows the temperature curve for the five instrumented beams per specimen at the 30th, 60th and 90th minute under ISO 834 exposure. While the isotherms at the 30th minute of the test are comparable between PEG and REF, there were clear differences as the test progressed. As the test time progressed, the scatter in the position of the char-line of the various measuring points in the individual tests increased. At the same time, the difference in the position of the average char-lines limit between PEG and REF also increased. The average charring rate determined is shown in Table 3. In addition to the continuous evaluation of the charring rate via the temperature measurement, the charring rate was determined after the fire tests by determining the remaining residual cross-section. For this purpose, the test specimens were measured at several points. As determined in the previous series of tests in the cone calorimeter, the charring rate of REF is approximately 20 % higher than PEG at 0.65 mm/min. The charring rates calculated through temperature measurement agrees well with the charring rates determined via the residual cross-section, confirming the plausibility of the results.

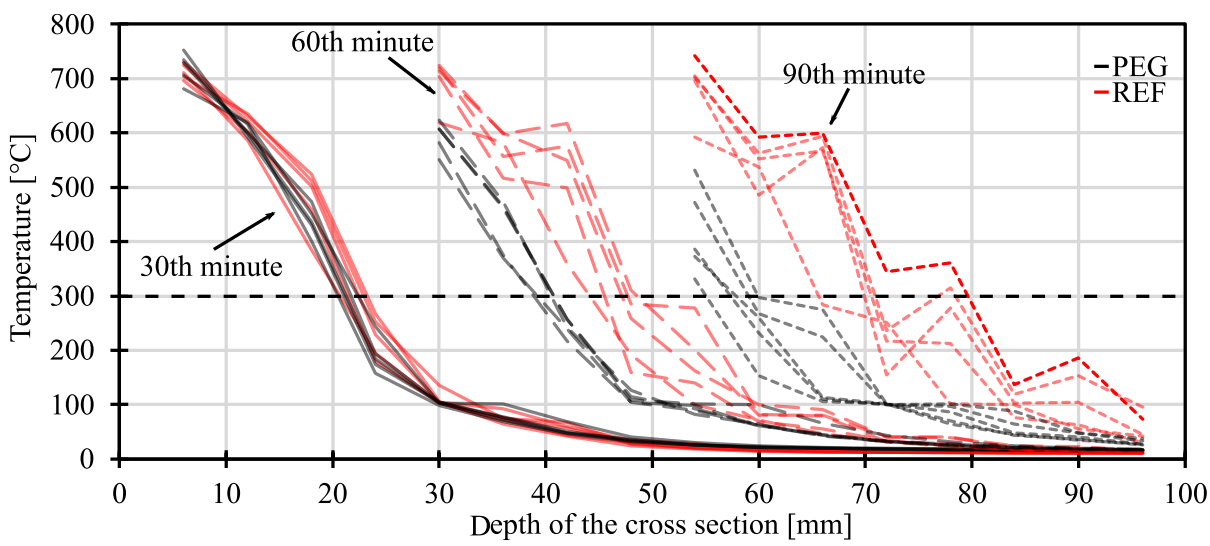



Figure 7 Temperature-time curves for the specimens after 30, 60 and 90 minutes of ISO 834 exposure.

Table 2 Averaged charring rates under ISO 834 exposure.

| | Test duration [min] | Charring rate determined via 300 °C isotherm [mm/min] | Charring rate determined via residual cross-section [mm/min] |
|---|---|---|---|
| PEG | 120 | 0.65 | 0.63 |
| REF | 108 | 0.80 | 0.81 |

## 4. Discussion

In all test series, an approximately 20 % higher charring rate was determined for REF. This is due to the different structures of the resulting char. The PEG test specimens formed a stable char layer which adhered firmly to the unburned residual cross-section. In comparison, the char of the REF specimens consists of significantly smaller individual pieces. In addition, the charred layer bend depending on the orientation of the wood fibers. As a result, the unburned residual cross-section is no longer partially covered by a homogeneously formed, insulating char layer and the charring rate is therefore increased in this area. This was particularly evident during the tests in the fire resistance furnace, as shown in Figure 8.

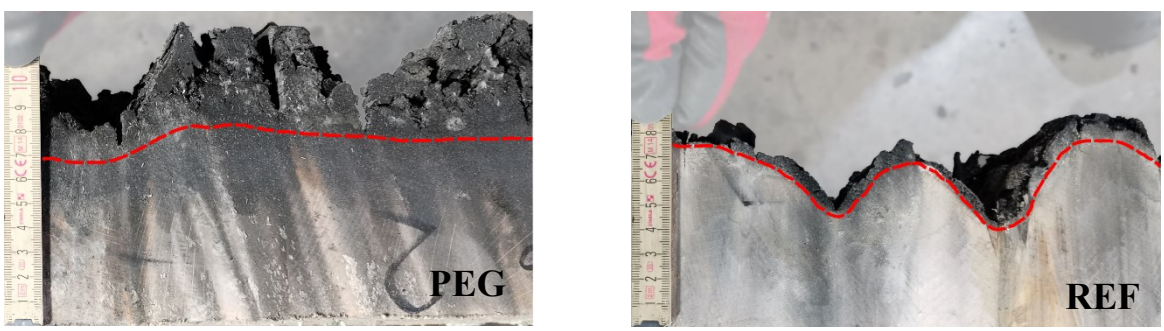



Figure 8 Cut through the specimen after the furnace test. The char-line is marked with by the red line. While a protective char layer still adheres to the residual cross-section of the PEG specimen, the residual cross-section of the REF test specimen is almost fully exposed.

The one-dimensional charring rate determined via temperature measurement is 0.80 mm/min for conventional beech wood. Therefore the measured value is significantly higher than the basic design value of 0.65 mm/min for the charring rate specified in Eurocode 5-1-2. In the literature review of Ehrlenspiel, he mentions charring rates of 0.67 - 0.80 mm/min [14]. More recent investigations also determined 0.81mm/min [15], so that our results can be considered plausible, despite deviating from the Eurocode. According to the draft of Eurocode 5-1-2, the basic design value of the charring rate of beech wood will be raised 0.7 mm/min in the future. Overall, the experimental data available in the literature regarding the one-dimensional charring rate of beech wood appears to be low. Of course, this is also due to the fact that coniferous wood is predominantly used for structural purposes, and thus the interest in this building material is higher.

## 5. Conclusion

The presented results are from a collaborative project aimed at developing cross-laminated timber made of modified beech wood. The goal is to expand the utilization potential of sustainably managed deciduous forests. The modification process, which involves the use of polyethylene glycol, is necessary to increase the dimensional stability of the beech wood. Wood modification significantly affects the structure of the formed char. As a result, the modified beech wood has a decreased charring rate, which improves its fire resistance. Therefore, there are no significant fire safety concerns that would prevent the use of this new construction material in the future.

**Acknowledgements**

This work was funded by the German Federal Ministry of Food and Agriculture (BMEL), under supervision of the FNR (Fachagentur für nachwachsende Rohstoffe e.V., central coordinating institution for research projects in the field of renewable resources). (FNR Project: 2220HV035)

Parts of this article have previously been published in [16] and [17] but will now be presented in English to communicate our findings to the international scientific community. The authors express their gratitude to all those involved in this research project for their cooperation.

**References**

[1] United Nations, Ed., The value of forests: payments for ecosystem services in a green economy. in Geneva timber and forest study paper, no. 34. Geneva: United Nations, 2014.

[2] Bundesregierung; Deutsche Anpassungsstrategie an den Klimawandel - vom Bundeskabinett am 17. Dezember 2008 beschlossen, 2008.

[3] Bundesministerium für Ernährung und Landwirtschaft (BMEL); Waldbericht der Bundesregierung 2021, Referat 513 - Nationale Waldpolitik, Jagd, Kompetenzzentrum Wald und Holz, Bonn, Jun. 2021.

[4] Bosshard H.; Holzkunde - Mikroskopie und Makroskopie des Holzes, vol. 1. Birkhäuser Basel, 1974.

[5] Torno S., Jentsch A., Lattke F.; Konstruktive Bauprodukte aus europäischen Laubhölzern, Informationsverein Holz e. V., Düsseldorf, Nov. 2017.

[6] Franke S., Vogel M., Lehmann M., Sauser F.; Mechanische Eigenschaften von Buchen-Brettsperrholz - Prüfung der mechanischen Eigenschaften von Brettsperrholz in Buche, Berner Fachhochschule Institut für Holzbau, Tragwerke und Architektur, Biel, Schlussbericht P.006711-10-77DL-01_PB-01, 2014.

[7] Burian B., Müller M., Puttmann S., Müller L.; Endbericht zum Vorhaben 'Verwendung von schwachem Laubholz für die Produktion von Brettsperrholz', Hochschule für Forstwirtschaft Rottenburg, Rottenburg am Neckar, FKZ 22003715, Mar. 2020.

[8] Plothe M.; Brettsperrholz-Elemente aus Buche maßhaltig wie Nadelholz, Fachagentur Nachwachsende Rohstoffe. Accessed: Feb. 14, 2024. [Online]. Available: https://www.fnr.de/presse/pressemitteilungen/archiv/archiv-nachricht/brettsperrholz-elemente-aus-buche-masshaltig-wie-nadelholz

[9] Herber K.; Untersuchung des Abbrandverhaltens von Brettsperrholz aus modifizierter Buche im Cone Calorimeter," Magdeburg-Stendal University of Applied Sciences, Magdeburg, master's thesis, Mar. 2022.

[10] DIN EN 1995-1-2:2010-12 Eurocode 5: Design of timber structures- Part 1-2: General - Structural fire design, Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dec. 2010.

[11] Fritsch F.; Experimentelle Untersuchung der Abbrandrate von Brettsperrholz aus modifiziertem Buchenholz," Magdeburg-Stendal University of Applied Sciences, Magdeburg, master's thesis, May 2022.
[12] prEN 1995-1-2:2023 (E) Eurocode 5 – Design of timber structures - Part 1-2: Structural fire design, CEN/TC 250, Sep. 2023.
[13] DIN EN 1363-1:2020-05 Fire resistance tests - Part 1: General Requirements, Beuth Verlag GmbH, Berlin, May 2020.
[14] Ehrlenspiel R., Seemann M., Wegener G.; Temperaturbeanspruchung von Bauholz, Technical University of Munich, Munich, final report, Oct. 2000.
[15] Engel T., Heumann F.; Abbrandverhalten von Holz unter Normbrandbeanspruchung (ETK) und parametrischer Brandbeanspruchung, Technical University of Munich, Munich, Technical Report 01-08–19, Mar. 2020.
[16] Westphal R., Kampmeier B.; Brandverhalten von Brettsperrholz aus modifiziertem Buchenholz, in Tagungsband der 23. Nachwuchswissenschaftler*innenkonferenz, in Harzer Hochschultexte Nr. 14. Wernigerode, 2023, pp. 200–207.
[17] Putmann S., Müller L., Robert W., Burian B., Müller M., Kampmeier B.; Schlussbericht zum Verbundvorhaben B2BSP - Brettsperrholz aus modifiziertem Buchenholz," Fachagentur für Nachwachsende Rohstoffe, Gülzow-Prüzen, 2023.

# Analyse der Brand- und Rauchausbreitung regionaler Waldbrände – Erste Ergebnisse aus den German-Pilot Brandversuchen im TREEADS-Projekt

Lukas Heydick, Kira Piechnik, Florian Köhler, Andrea Klippel

Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Institut für Apparate- und Umwelttechnik, Magdeburg

**Kurzfassung**

Die Untersuchung der Brand- und Rauchgasausbreitung bei Waldbränden bedarf Brandversuche im Realmaßstab. Im Rahmen des German-Pilots des EU Forschungsvorhabens TREEADS wurde im September 2023 in Calvörde (Sachsen-Anhalt) ein Waldbrandversuch auf einer Fläche von etwa 322 m² durchgeführt. Bei der Entzündung der Versuchsfläche konnte charakteristisch ein bodennaher Flammenbrand beobachtet werden, der schnell in einen Schwelbrand mit umfassender Rauchentwicklung überging. Es wurden Daten zu Temperaturen am und im Boden sowie Rauchgaskonzentrationen aufgenommen. Die vorliegende Studie präsentiert ausgewählte Ergebnisse des Waldbrandversuchs, ausgehend von Laborstudien und -experimenten. Die gewonnenen Erkenntnisse unterstützen die Entwicklung proaktiver Ansätze für einen effektiven Katastrophenschutz im Hinblick auf zukünftige Wald- und Vegetationsbrände und liefern die Grundlage für weitere Realbrandversuche.

## 1 Einleitung

Das Verständnis über Waldbrände ist von entscheidender Bedeutung für die Entwicklung effektiver Strategien zur Prävention und Bekämpfung von Waldbränden. Neben Laborstudien zur Charakterisierung der Brennstoffe und lokalen Ausbreitungsphänomene unter kontrollierten Bedingungen bieten Feldversuche die Möglichkeit Wald- und Vegetationsbrände zu untersuchen und zu charakterisieren. Der Vorteil von großskaligen Brandversuchen besteht in der kontrollierten Beobachtung der Brand- und Rauchausbreitung. Weiterhin kann die heterogene Verteilung des Brennstoffs und die verschiedenen Verbrennungscharakteristika untersucht, sowie die Rauchgaszusammensetzung bestimmt werden. Darüber hinaus bieten die Versuche die Möglichkeit zur Erprobung von Löschtechnik und -taktik. Aufgrund der Komplexität von realen Waldbrandversuchen, finden sich im deutschen und internationalen Raum nur wenige Referenzstudien. De Luis et.al. [1] führten Brandversuche einer mediterranen Buschlandvegetation durch. Dabei wurden Temperaturen an der Oberfläche und in Bodentiefen von 1 – 5 cm aufgenommen. Der Verlauf der maximalen Bodentemperaturen in Abhängigkeit der Tiefe zeigt einen exponentiell abnehmenden Verlauf. Charakteristische Werte an der Oberfläche der Vegetation lagen bei bis zu 400°C, während sich der Boden in 2 cm Tiefe nur auf maximal 50°C erwärmte. In 5 cm Bodentiefe stieg die Temperatur in den Brandversuchen kaum signifikant. Mueller et al. [2] führten 2013 einen Großbrandversuch (15 ha) in einem Kiefernbestand durch bei dem das Bodenfeuer dominierte, vereinzelt griffen die Flammen auch auf Baumkronen über. Simeoni et al. [3] untersuchten die Brandausbreitung und retrospektive Brandmuster die auf die Brandrichtung hinweisen in einem Kiefernwaldstück von 28 ha Größe. In beiden Versuchen wurden Temperaturen mit Hilfe von Thermoelementen aufgenommen. Im nationalen Raum sind besonders die Untersuchungen im Rahmen des DFNK-Clusters Waldbrand [4] unter Leitung von Prof. Johann Goldammer und Marco Hille zu erwähnen. Hier wurden in einem deutschen Kiefernwaldstück in Brandenburg auf vier Teilflächen (0,3 – 1 ha) Vollfeuer entzündet. Während der Versuche wurden charakteristische Flammenlängen von bis zu 1,7 m beobachtet und Oberflächentemperaturen von bis zu 700°C sowie Bodentemperaturen von 160°C in 2 cm Tiefe ermittelt.

Seit mehr als 30 Jahren beschäftigen sich weltweit Forschende ebenso mit der Problematik des Rauchphänomens bei Waldbränden. In dieser Zeit wurden umfangreiche Erkenntnisse erlangt, Prognoseinstrumente entwickelt und verfeinert sowie kontinuierliche Anstrengungen unternommen, um Informationen über mögliche Gesundheitsrisiken durch die Exposition gegenüber Rauchgasen zu erlangen. Trotzdem bestehen nach wie vor unbeantwortete Fragen, Wissenslücken und Approximationen in den Simulationen, die weitere Aufmerksamkeit und Optimierung erfordern. Unter anderen leisteten Simeoni [5], Reisen [6], Goldammer et al. [7] und Purser et al. [8] Grundlagen und vertiefende Forschung in den Bereichen der Waldbrände, der Rauchemissionen sowie beim Einfluss des Brandrauchs auf die menschliche Gesundheit und die Umwelt. Trotz der Vielzahl an Publikationen im Themenfeld der Waldbrandrauchgase, wird stets die Diversität der Vegetation und Wälder hervorgehoben. Es gibt einen Mangel an Daten zu bestimmten regionalen Vegetationstypen sowie an Analysen spezifischer Rauchgaskonzentrationsdaten, die auf bestimmte Arten von Vegetation zurückzuführen sind. An dieser Stelle setzt der German-Pilot des EU Projektes TREEADS an und untersucht konkret für die Pilot Regionen Sachsen-Anhalt und Brandenburg die Rauchzusammensetzung (exklusive Aerosole). Zum einen im Labormaßstab bei thermo-oxidativer Zersetzung mittels DIN-Rohr Apparatur, bei der Selbstentzündung von Bodenproben im Sedex- bzw. Memmertofen und im Rahmen der Versuche mit der modifizierten Combustion Chamber.
Des Weiteren wurde im September 2023 ein Versuch in realer Skale in Form eines Bodenfeuers in einem Kiefernwaldstück bei Calvörde, Sachsen-Anhalt durchgeführt. Die vorliegende Arbeit erläutert Untersuchungen zur nationalen Waldbrandproblematik und stellt erste Ergebnisse des Großbrandversuchs dar.

## 2 Experimentelle Laborstudien

Um ein umfassendes Verständnis zu erlangen und sich auf Brandversuche in realer Skale vorzubereiten, wurden verschiedene Laborstudien durchgeführt. Tabelle 1 liefert eine Zusammenfassung der Art der durchgeführten Versuche und der verwendeten Wald- und Vegetationsproben. Sie zeigt außerdem auch die aktuellen und zukünftigen Arbeitsbereiche auf.

Tabelle 1 - Übersicht der Laborstudien von Wald- und Vegetationsproben,
X = Untersuchung abgeschlossen; (X) = andauernde Untersuchung; - = geplant/ Umsetzung folgt

| Probenmaterial | Organischer Anteil [%] | Heiz- und Brennwert (kJ/kg) | Elementar Analyse | Selbstent-zündung + Rauchgas-analyse | Verschwelung + Rauchgas-analyse | Entzündung + Temperaturen | TGA* |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Kiefer<br>Boden, Nadeln, Zapfen, Rinde | X | X | X | X | X | X | X |
| Fichte<br>Boden, Nadeln, Zapfen, Rinde | X | X | X | (X) | X | X | (X) |
| Erle<br>Boden, Blätter, Frucht, Rinde | X | X | X | (X) | X | - | (X) |
| Buche<br>Boden, Blätter, Frucht, Rinde | X | X | X | (X) | X | X | (X) |
| Eiche<br>Boden, Blätter, Frucht, Rinde | X | X | X | (X) | X | X | (X) |
| Moos | X | X | X | | X | - | (X) |
| Wald-Reitgras | - | X | X | | X | - | (X) |

*TGA = Thermogravimetrische Analyse

Die Ziele und bisherigen Erkenntnisse der Studien werden im Folgenden kurz zusammengefasst und vorgestellt.
Im Zuge der Elementaranalyse erfolgt stets auch die Bestimmung der Heiz- und Brennwerte der Proben. Die Analyseergebnisse werden einerseits zur Erstellung der Reaktionsgleichungen auf der Eduktseite verwendet und liefern andererseits Informationen über die Zusammensetzung. Bei der Auswertung der Rindenanalysen fiel auf, dass die Fichte den niedrigsten Kohlenstoffanteil besitzt. Dies steht im Widerspruch, dass Nadelbäume normalerweise aufgrund ihres höheren Ligninanteils in der Rinde einen höheren Kohlenstoffanteil aufweisen im Vergleich zu Laubbäumen. Die Elementaranalyse der Fichtenrinde wird deshalb mit Rindenstücken unterschiedlicher Fichten wiederholt. Bei der Analyse des Verbrennungsverhaltens zweier Laubbäume in den TGA-Studien konnte gezeigt werden, dass das Holz im Vergleich zur zugehörigen Rinde steilere und höhere Anstiege in der temporären Massenverlustrate zeigt. Dies deutet daraufhin, dass die Rinde langsamer und länger brennt als das zugehörige Holz. In der umfassenden Untersuchung der verschiedenen Bestandteile der Streuauflage (Holz- und Rindenstücke, Nadeln, Zapfen, Blätter, Moos, Wald-Reitgras) wurden die vielfältigen Verbrennungscharakteristiken verglichen.
Die Studie zur Selbstentzündung von Waldböden ergab, dass eine Selbstentzündung grundsätzlich möglich ist, vorausgesetzt der organische Anteil des Bodens ist ausreichend hoch. Aktuell konzentrieren sich die Untersuchungen auf Kiefernwaldböden, die Bestimmung des organischen Anteils und die mathematische Berechnung der Selbstentzündungstemperatur. Das Ziel der Studie ist es festzustellen, ob die Selbstentzündung des Bodens eine Ursache für Waldbrände darstellt und um einen Kontrollwert in Form der Selbstentzündungstemperatur für die Nachlöscharbeiten zu haben. Wenn die Bodentemperatur beispielsweise unter dem berechneten Wert liegt, kann davon ausgegangen werden, dass eine potenzielle Gefahr von Selbst- oder wiederholter Entzündung ausgeschlossen werden kann. Weitere Informationen zu den Untersuchungen finden sich bei Piechnik et al. [9].
Die Problematik rund um die emittierten Rauchgase bei Waldbränden wurde in der Studie zur schwelenden Verbrennung und Rauchgasanalyse näher betrachtet. Bei der thermo-oxidativen Zersetzung der Wald- und Vegetationsproben im DIN-Rohr und der anschließenden Analyse der Rauchgase mittels FTIR Spektroskopie, ergeben sich folgende Leitgaskomponenten: CO, $CO_2$, $SO_2$, HCN, $C_3H_4O$ (Acrolein) und $CH_2O$ (Formaldehyd). Diese und weitere Gase wurden dann mit den Acute Exposure Guideline Levels (AEGL) verglichen und bewertet. Bemerkenswert ist hier der erhebliche Unterschied der CO-Konzentrationen bei frischen und getrockneten Kiefernnadeln. Bei jeweils 1 g Proben, ist die CO-Konzentration bei getrockneten Nadeln fast doppelt so hoch. In Summe weisen die Proben größere Unterschiede bei den Gaskonzentrationen auf, es lassen sich aber auch Gemeinsamkeiten zwischen Nadel- und Laubbäumen feststellen. Die Rinden der Nadelbäume weisen mit Abstand die höchsten CO Konzentrationen auf, Buche und Eiche sind im Vergleich mit Fichte, Kiefer und Erle jeweils die Baumarten mit den niedrigsten Konzentrationen. Das kann daran begründet liegen, dass es sich bei Buchen und Eichen um Harthölzer handelt und bei den anderen drei um Weichhölzer. Die Studie beschäftigt sich außerdem mit der Eignung der AEGL als Grenzwerte zur Bewertung der Toxizität der Rauchgase. Es wird zu dem Ergebnis gekommen, dass diese vorübergehend Anwendung finden können, aber spezifische Grenzwerte zur Bewertung der Toxizität des Rauchgasgemisches bei Wald- und Vegetationsbränden wünschenswert sind, um die Einsatzkräfte und die Bevölkerung besser zu schützen und zu warnen.

## 3 German Pilot Brandversuche September 2023

### 3.1 Versuchsaufbau und Umgebungsbedingungen

Die Großbrandversuch im Rahmen des German-Pilots fanden am Donnerstag, den 28.09.2023 in einem Kiefernwaldstück nahe Calvörde (Landkreis Börder, Sachsen-Anhalt) auf einer Fläche von etwa 322 m² statt. Die Umgebungsbedingungen am Tag wurden wie folgt bestimmt:

Tabelle 2 - Übersicht Versuchsbedingungen während des Versuchstages

| | |
|---|---|
| Umgebungstemperatur | Über den Tag gemittelt: 23,6 °C |
| Wetter | Heiter bis wolkig |
| Waldbrandgefahrenstufe | 3 (erhebliche Gefahr) |
| Luftfeuchtigkeit | 63,6 % |
| Bodenfeuchtigkeit | 1,8 bis 5,8 % |
| Windstärke | 0,12 m/s |
| Uhrzeiten der Zündungen | (1) 14:30 Uhr; (2) 14:50 Uhr; (3) 15:20 Uhr |

Zur Versuchsvorbereitung wurde die Fläche horizontal und vertikal von der umliegenden Vegetation durch Anlegen einer Schneise entkoppelt, siehe Abb. 2. Auf der Fläche wurden vor Versuchsbeginn Bodenproben genommen und die Bodenfeuchtigkeit an ausgewählten Stellen gemessen. Die Versuchsfläche war viereckig mit einer maximalen Länge von 22 Metern und Breite von 16 Metern entlang des Weges. Die Fläche war überwiegend bemoost und zum Teil mit kleinen Büschen und Wald-Reitgras bewachsen. Insgesamt stehen zehn Bäume mit unterschiedlichen Durchmessern (15 bis 40 cm) auf der Fläche.

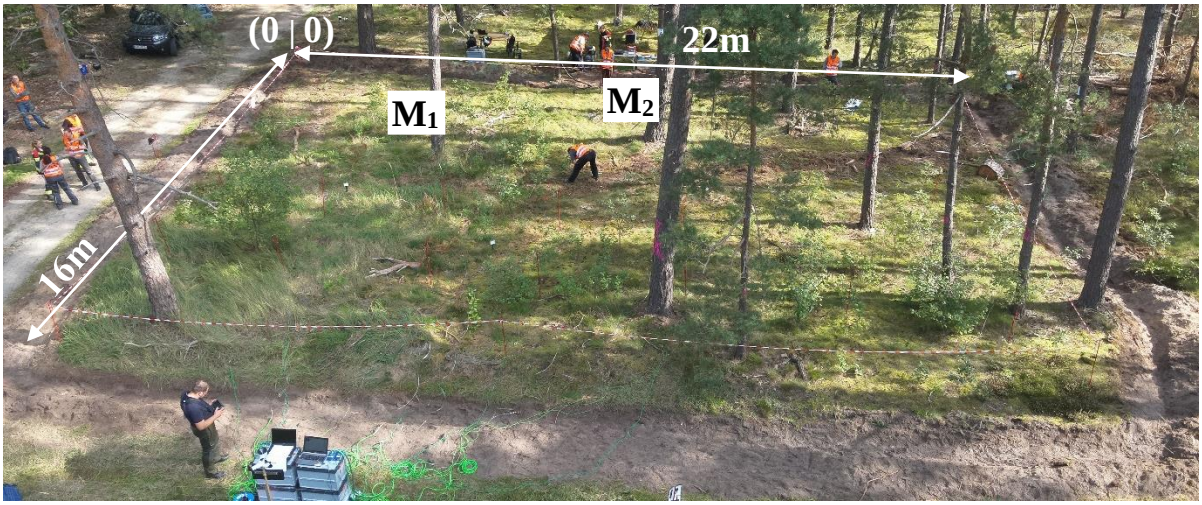



Abb. 1 Vorbereitung der Versuchsfläche (Drohnenbild), (0 | 0) ist der Koordinatenursprung, M – sind die Bäume mit Rauchgasmessgeräten (X-am 5800)

Im Abstand von 3 x 3 Metern wurden Messpunkte für Thermoelemente angelegt. An jedem Messpunkt wurden Thermoelemente in 5 cm Tiefe, auf dem Boden (0 cm) und in 25 cm Höhe angeordnet. Das Raster erstreckte sich von der unteren linken Ecke (Koordinate 0 | 0) über die gesamte Fläche. Zwei Rauchgasmessgeräte (Dräger, X-am 5800) wurden an Bäumen auf einer Höhe von 75 cm im Feld mittels Kabelbinder angebracht, in der Abbildung 1 mit $M_1$ und $M_2$ markiert.

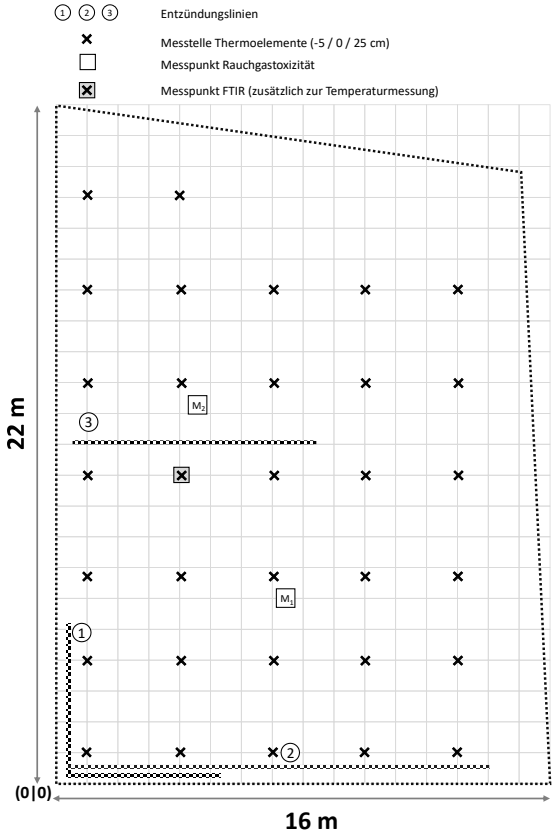



Abb. 2 Skizze der Versuchsfläche mit Aufbau der Messtechnik und eingezeichnete Entzündungslinien

Die Sonde zur Rauchgasaufnahme des FTIR-Spektrometers wurde an Koordinate 7 | 14 gesetzt. Die Löschbereitschaft wurde durch den Waldbrandzug der Verbandsgemeinde Flechtingen aufgebaut und über die Dauer des Versuchs gestellt. Die Entzündung erfolgte mittels Brennkanne (drip torch).

## 3. 2 Versuchsdurchführung und Beobachtungen

Die erste Entzündung der Fläche an der unteren linken Ecke erfolgte in einem 90° Winkel mit Schenkeln von jeweils fünf Meter Länge. Es entwickelte sich eine Flammenfront (Flammenhöhe ca. 30 cm) entlang der Linie welche nach zehn Minuten in einen Schwelbrand überging. Am Messpunkt (1 | 4) konnte eine maximale Temperatur von etwa 500°C am Boden gemessen werden. Die Temperaturen 25 cm über dem Boden lagen mit einem Höchstwert von 80°C deutlich darunter, dennoch ist eine signifikante Temperaturerhöhung in Abb. 4 zu erkennen. Nach der Entzündung breitete sich der Brand nur weniger Zentimeter über die Entzündungslinie hinaus aus, da die Streuauflage in diesem Bereich aufgrund des Einsatzes eines Forstwirtschaftsfahrzeugs im Sommer destruiert wurde. Die stark verdichtete und zum Teil zerstörte Humusauflage bot keine idealen Bedingungen um mittels der geringen Zündenergien in Form der Entzündungslinie ein fortschreitendes Lauffeuer zu initiieren. Die Flammen erloschen recht schnell hinter der Zündlinie, geringe Rauchentwicklung eines Schwelbrandes waren sichtbar. Zur Fortführung des Brandversuchs erfolgte eine Nachzündung entlang der gesamten unteren Begrenzung der Fläche, diesmal als durchgängige Linie von links nach rechts.

Die zweite Entzündung zeigte im linken Brandabschnitt ebenfalls nur eine geringe horizontale Ausbreitung des Feuers, vor allem da der hohe Moosanteil der Streuauflage als Wärmesenke

wirkte und der Flammenbrand in punktuelle Schwelbrände überging. Im rechten unteren Drittel der Versuchsfläche entwickelte sich jedoch ein Bodenbrand (Bewuchs: Moos und Wald-Reitgras) über mehrere Quadratmeter. Die Abb. 3 zeigt die Ausbreitung der Flammenfront exemplarisch über drei Minuten Versuchslaufzeit mittels Drohnenaufnahme.

0 Sekunden

60 Sekunden

120 Sekunden

180 Sekunden

Abb. 3 Horizontale Brandausbreitung eines Flächenstücks über drei Minuten Versuchslaufzeit (Drohnenbild)

Innerhalb der dargestellten Zeit konnte beobachtet werden, wie die Flammenfront etwa einen Meter voranschritt. Die Energie des Brandes reichte dabei aus, um Totholz auf der Fläche zu entzünden. Hinter der Flammenfront entwickelte sich ein Schwelbrand mit kontinuierlicher Rauchgasproduktion über die Dauer des Versuchs. Dieser Brand bildete die größte zusammenhängend verbrannte Fläche von circa 5 m².

An anderen Bereichen der Versuchsfläche konnte vergleichbare Phänomene des punktuellen Aufflammens und Übergang in einen Schwelbrand mit starker Rauchentwicklung beobachtet werden. Da nach über 60 Minuten Versuchslaufzeit nur eine geringe horizontale Brandausbreitung zu erkennen war, wurde eine dritte Zündlinie mit doppelter Stärke in der Mitte der Brandfläche über zehn Meter vom linken Rand ausgelegt. Der Abbrand konzentrierte sich auf die Nähe der Zündlinie mit nur sehr langsamer schwelender Ausbreitung und partiellen Aufflammen. Relevant ist die andauernde Rauchentwicklung vor allem, da in der unmittelbaren Nähe die FTIR-Messstelle angeordnet war, die zur Aufnahme von Rauchgasen diente. Ähnlich zum maßgebenden Brandverlauf der ersten beiden Entzündungen kam es auch hier nicht zum Auftreten eines flammenden Lauffeuers.

Mittels Drohnen- und GoPro-Videos sowie zahlreicher Bildaufnahmen konnte visuell viel Rauch erfasst werden, so waren zeitweise der Boden und Sträucher nicht mehr sichtbar. Auch die Teilnehmenden vor Ort sprachen über eine stechend- beißenden Geruch, zum Teil tränenden Augen und bei längerer Rauchexposition über leichte Kopfschmerzen. Durch die mobile

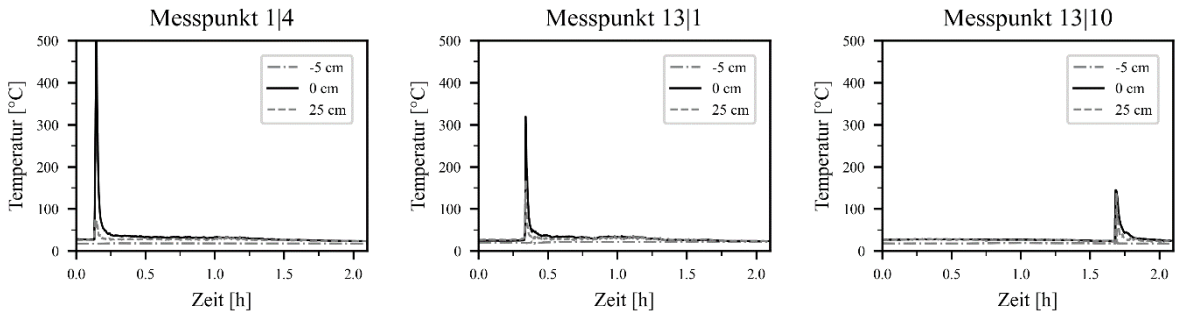
Rauchgasmesstechnik (Dräger x-Act 7000 und Dräger Accuro Handpumpe) konnten qualitativ Benzol und Formaldehyd im Brandrauch nachgewiesen werden. Mittels Dräger X-am 5800 konnte CO, $CO_2$ und HCN auch quantitativ bestimmt werden. Das FTIR-Spektrometer ermöglichte die gleiche Breite an Rauchgasanalysen wie bei den beschriebenen Laborversuchen. Die Rauchgasmessung gestaltet sich dennoch herausfordernd, da die Gaswolken durch die Windstärke und -geschwindigkeit sehr turbulent waren und sich die ortsfesten Messgeräte oftmals nicht in der Rauchwolke befanden. Dies zeigt sich auch bei der Auswertung der Messergebnisse. Durch die mobilen Messgeräte konnte nur qualitativ zwei Gase nachgewiesen werden. Nichtsdestotrotz war die Menge an emittierten Rauch erstaunlich, vor allem weil parallel beobachtet werden konnte, welche geringe Menge an Vegetation verbrannte.

Über zwei Stunden nach erster Zündung wurde der Versuch beendet und die Fläche umfassend durch Kräfte der Feuerwehr abgelöscht. Zum Versuchsende war das obere Drittel der Versuchsfläche nicht vom Brand beeinflusst. Die Beobachtungen der Brand- und Rauchausbreitungsdynamik liefern dennoch Einblicke in die Komplexität und Variabilität des Brandverhalten.

## 4 Ergebnisdarstellung

### 4.1 Messung von Temperaturen im und am Boden

Die Messung der Brandtemperaturen war aufgrund der Größe der Versuchsfläche nur an ausgewählten Messpunkten, siehe Abb. 4 (a) möglich. Wie im Brandverlauf beschrieben, verblieb das obere Drittel ohne Brandeinwirkung und lieferte daher keine verwertbaren Daten zum Temperaturverlauf während des Brandes. Nichtsdestotrotz konnte an signifikanten Messpunkten deutliche Temperaturerhöhungen vor allem am Boden (0 cm) aufgenommen werden. Der höchste Peak der Brandtemperatur wurde direkt zum Beginn bei der ersten Entzündung des Versuchs an Messpunkt (1|4) mit über 500°C aufgenommen, siehe Abb. 4 (a). Signifikant im Temperaturverlauf ist der rapide Anstieg sieben Minuten nach Start der Datenaufnahme direkt am Boden. Hierbei ist von einer flammenden Ausbreitung des Brandes unmittelbar am Messpunkt auszugehen. Ähnlich rapide Anstiege zeigen auch die Plots (b) und (c). In allen drei Graphen steigt auch die Temperatur in 25 cm Höhe, wenn auch geringer.




(a) Temperaturverlauf an Messpunkt (1|4)

(b) Temperaturverlauf an Messpunkt (13|1)

(c) Temperaturverlauf an Messpunkt (13|10)

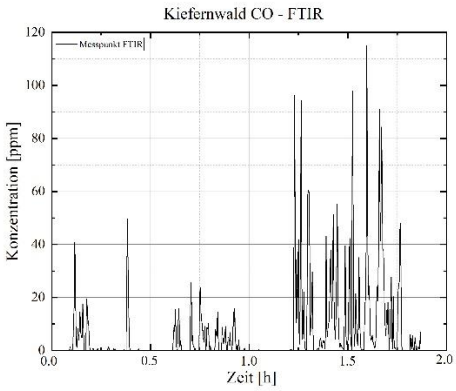
Abb. 4 Temperaturplots verschiedener Messtellen, Koordinaten in Metern Entfernung (X|Y) vom Koordinatenursprung im Feld (0|0), siehe Abb. 2

Diese Anstiege sind auf eine Flammeneinwirkung am Thermoelement als auch durch andauernde Wärmefreisetzung durch den Schwelbrand hinter der Flammenfront zurückzuführen. Alle drei Plots zeigen außerdem einen Abfall der Temperaturkurven etwa fünf

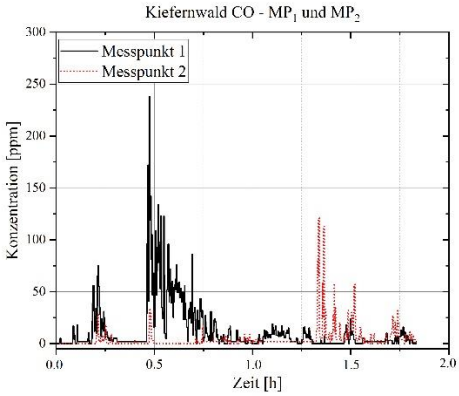
Minuten nach dem Peak. Einerseits verbrennt das umgebende organische Material der Streuauflage während der Brandausbreitung und legt die Thermoelemente frei, wodurch sie stärker von der Umgebungstemperatur beeinflusst werden und abkühlen. Andererseits erloschen die Brandstellen zum Teil von selbst, was zu einer Abnahme der Temperaturen führte. Die Messpunkte (a) bis (c) werden insbesondere Betrachtet, da sie in der unmittelbaren Umgebung der Zündlinien, den maßgebenden Brandorten lagen. Eine signifikante Temperaturerhöhung im Boden (-5 cm) konnte in keinem Fall nachgewiesen werden.

### 4.2 Rauchgasanalyse

Durch die zwei Handpumpen und die zwei x-Act 7000 konnten qualitativ Benzol und Formaldehyd im Brandrauch nachgewiesen werden. Nach der dritten Zündung wurden die höchsten CO-Konzentrationen gemessen mit Peaks bei 115 ppm, über die halbe Stunde gemittelt, ergab sich lediglich eine Konzentration von 17,5 ppm. Ein Vergleich mit den AEGLs über 30 Minuten bzw. 1 Stunde ist an dieser Stelle nicht zielführend, da die gemessene Konzentration weit unter den Grenzwerten liegen. An der Messstelle 1 wurde eine maximale CO-Konzentration von 238 ppm gemessen, an der Messstelle 2 lag der Spitzenwert bei 121 ppm. Die Verläufe sind in Abbildung 5 dargestellt. Es ist zu sehen, dass die Werte deutlich schwanken und es konnten nicht annährend die Werte aus den Laborstudien, welche bei den Kiefernbodenproben bei über 1800 ppm lagen, gemessen werden.




(a) CO-Konzentration gemessen mit FTIR-Spektrometer




(b) CO-Konzentrationsverlauf gemessen mit X-am 5800 an den Messpunkten 1 und 2

Abb. 5 CO-Konzentrationsverläufe an den drei Ortsfesten Messstellen, ermitteltet durch FTIR-Spektrometer und zwei X-am 5800

Die Schwierigkeiten der Rauchgasmessung wurden bereits dargelegt und die Ergebnisse bestätigen die Beobachtungen. Dennoch weisen die Peaks auf hohe Konzentrationen hin, und es ist naheliegend, dass diese auch über längere Zeiträume vorliegen. Es gilt jetzt das Konzept der Rauchgasmessung für weitere Versuche im Feld erheblich zu verändern, um besser auf unter anderem den Windeinfluss reagieren zu können.

## 5 Diskussion

Die Auswertung der Beobachtungen und die Analyse der Messdaten zeigen spezifische Herausforderungen. Unter anderem stellte sich heraus, dass effektive Messungen der Brandtemperaturen im/ am Boden und der Rauchgaskonzentrationen nur in unmittelbarer Umgebung des Brandes möglich waren. Aufgrund der langsamen Brandausbreitung konnten nur wenige Messtellen Daten zu den Bodentemperaturen aufnehmen. Das Verhältnis der Größe der Fläche (322 $m^2$) zur kurzen Zeitdauer der Untersuchungen (2 Stunden) und der limitierten

Anzahl an Messstellen (32 Stück) stellte eine besondere Schwierigkeit dar. Nichtsdestotrotz konnten Temperaturen am Boden von über 500°C gemessen werden. Die Temperaturkurven zeigen dabei einen rasanten Anstieg, wenn sich die bodennahe Vegetation entzündet, was auf eine schnelle Ausbreitung der Wärme hindeutet.
Die höchste CO-Konzentrationen von 238 ppm wurde im vorderen Drittel des Feldes (Messpunkt $X_1$), auf einer Höhe von 75 cm mit dem ortsgebundenen X-am 5800, gemessen. Durch die stets wechselnde Windrichtung und -stärke konnten nur phasenweise die Rauchgase analysiert und die Konzentration gemessen werden.
Die Beobachtungen der Brandausbreitung zeigten charakteristisch eine fortschreitende Flammenfront in Bodennähe und die Entwicklung eines Schwelbrandes mit starker Rauchentwicklung dahinter. Es lässt sich vermuten, dass aufgrund des frischen, moosigen Bodenbewuchses die schwelende Verbrennung im Vergleich zur flammenden begünstigt wurde.
Der Versuchsaufbau und -ablauf eignet sich grundlegend im Hinblick auf eine sichere Durchführung. Nichtsdestotrotz zeigen die Beobachtung und Auswertung des Brandversuches eine Abhängigkeit von sehr vielen, unbekannten Parametern, welche darüber hinaus miteinander in Wechselwirkung stehen. Zum Beispiel begünstigt die Zunahme von Wind die Ausbreitung der Flammenfront. Der Flammbrand führt allgemein zu einer schnellere Brandausbreitung, einer vollständigeren Verbrennung und der geringen Produktion von toxischen Rauchgasen. Die Flammenfront kann an gewissen Punkten zum Erliegen kommen, wenn nicht genügend organisches Material vorhanden ist oder Energie zur thermischen Aufbereitung des Brennstoffs nicht ausreicht. Dann neigt der Brand eher zu einer schwelenden Verbrennung mit kontinuierlicher Rauchgasproduktion. Hierbei konnte wiederum während der Versuchslaufzeit sowohl das eigenständige erlöschen der Brandstelle (Bereich unten links, Zündung 1) als auch eine andauernde Verbrennung (Bereich unten rechts) beobachtet werden. Folglich zeigt der Brandversuch, dass bei der Modellierung des Brandes mit vielen unbekannten Variablen im Raum gerechnet werden muss, deren Wechselwirkung stochastischen Verteilungen unterliegen. Zur numerischen Simulation der Brandphänomene müssen Wahrscheinlichkeiten zum Auftreten verschiedener Prozesse (z.B. flammende / schwelende Verbrennung) berücksichtigt werden. Die Simulationen erfordern folglich empirische Daten, deterministische Modelle und probabilistischen Ansätzen, um eine umfassende und realistische Abbildung des Brandverhaltens zu ermöglichen.

## 6 Zusammenfassung und Ausblick

Die Durchführung eines großangelegten Waldbrandversuchs bei Calvörde im September 2023 stellt einen essenziellen Aspekt des German Pilot im TREEADS Projekt dar. Die Literaturrecherche verdeutlicht, dass nur wenige vergleichbare Feldversuche in realen Waldumgebungen durchgeführt wurden, wobei Realbrandversuche explizit die Möglichkeit bieten, die Brand- und Rauchausbreitung umfassend zu studieren. Die Beobachtungen betonen die Abhängigkeit der lokalen Prozesse von Turbulenzen und brennender Vegetation. Bei der Modellierung der Brandphänomene müssen empirische Daten sowie deterministische und probabilistische Ansätze berücksichtigt werden. Bodennahe Maximaltemperaturen wurden auf 500°C und maximale Rauchgaskonzentrationen auf 238 ppm Kohlenstoffmonoxid bestimmt. Der Waldbrandversuch legt den Grundstein für zukünftige Untersuchungen in realen Vegetationsgebieten in den kommenden Jahren. Hierbei liegt der Fokus vor allem auf längeren Zeitskalen, um eine umfassendere Betrachtung der Brandausbreitung zu ermöglichen. Zusätzlich sollen kleinere, vergleichbare Flächen entzündet werden, um eine gezielte Datenerhebung zu gewährleisten und Muster der Branddynamik zu vergleichen. Diese Studien bilden die ersten Schritte für die numerische Simulation der Brand- und Rauchgasausbreitung in nationalen Wäldern.

**Förderkennzeichnung:** Das TREEADS-Projekt wird mit Mitteln aus dem Forschungs- und Innovationsprogramm Horizon 2020 der Europäischen Union unter der Grant Agreement Nr. 101036926 gefördert. Der Inhalt gibt nur die Meinung der Autoren wieder und die Europäische Kommission ist nicht verantwortlich für die Verwendung der hierin enthaltenen Ergebnisse.

## Literatur

[1] M. De Luis, M. J. Baeza, J. Raventós, and J. C. González-Hidalgo, 'Fuel characteristics and fire behaviour in mature Mediterranean gorse shrublands', *Int. J. Wildland Fire*, vol. 13, no. 1, p. 79, 2004, doi: 10.1071/WF03005.

[2] E. V. Mueller *et al.*, 'Fuel treatment effectiveness in reducing fire intensity and spread rate - An experimental overview', 2014. [Online]. Available: https://api.semanticscholar.org/CorpusID:107986871

[3] A. Simeoni *et al.*, 'A preliminary study of wildland fire pattern indicator reliability following an experimental fire', *Journal of Fire Sciences*, vol. 35, no. 5, pp. 359–378, Sep. 2017, doi: 10.1177/0734904117720674.

[4] J. G. Goldammer, M. Hille, and A. Held, 'Zwischenbericht Forschungsvorhaben A2, Arbeitspaket A Deutsches Forschungsnetz Naturkatastrophen (DFNK)', Freiburg, 2001.

[5] A. Simeoni, 'Wildland Fires', in *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, M. J. Hurley, D. Gottuk, J. R. Hall, K. Harada, E. Kuligowski, M. Puchovsky, J. Torero, J. M. Watts, and C. Wieczorek, Eds., New York, NY: Springer New York, 2016, pp. 3283–3302. doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_87.

[6] F. Reisen, 'Smoke Exposure', in *Encyclopedia of Wildfires and Wildland-Urban Interface (WUI) Fires*, S. L. Manzello, Ed., Cham: Springer International Publishing, 2019, pp. 1–7. doi: 10.1007/978-3-319-51727-8_126-1.

[7] J. G. Goldammer, M. Statheropoulos, and M. O. Andreae, 'Chapter 1 Impacts of Vegetation Fire Emissions on the Environment, Human Health, and Security: A Global Perspective', in *Developments in Environmental Science*, vol. 8, A. Bytnerowicz, M. J. Arbaugh, A. R. Riebau, and C. Andersen, Eds., in Wildland Fires and Air Pollution, vol. 8. , Elsevier, 2008, pp. 3–36. doi: 10.1016/S1474-8177(08)00001-6.

[8] D. A. Purser and J. L. McAllister, 'Assessment of Hazards to Occupants from Smoke, Toxic Gases, and Heat', in *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, vol. 17, M. J. Hurley, D. Gottuk, J. R. Hall, K. Harada, E. Kuligowski, M. Puchovsky, J. Torero, J. M. Watts, and C. Wieczorek, Eds., New York, NY: Springer New York, 2016, pp. 2308–2428. doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_ 63.

[9] K. Piechnik, A. Hofmann, and A. Klippel, 'Self-ignition of forest soil samples demonstrated through hot storage tests', *Fire and Materials*, p. fam.3198, Jan. 2024, doi: 10.1002/fam.3198.

# Waldbrandbekämpfung aus der Luft mittels Löschdrohnengeschwader

Paul David Lieten[1]; Anna Ilic[2], Stefanie Schubert-Polzin[3]
Hochschule Magdeburg-Stendal,
Fachbereich Wasser, Umwelt, Bau und Sicherheit, 39114 Magdeburg

**Kurzfassung**
Ziel des Forschungsprojekts „PEELIKAN“ ist die Konzeption, pilothafte Entwicklung und feuerwehrtechnische Erprobung eines Löschdrohnenschwarms zur direkten Vegetationsbrandbekämpfung. Dieses System soll die Brandbekämpfung am Boden, insbesondere bei kampfmittelbelasteten Flächen, unterstützen. Durch den vorgesehenen automatisierten Betrieb ist ein kostengünstiger und kräfteschonender Einsatz tagsüber und nachts möglich. Die Hochschule Magdeburg-Stendal untersucht unter anderem die Löscheffektivität und -wirkung der unbemannten Luftfahrzeuge und erstellt Einsatzstrategien mit dazugehörigen Schulungs-, Qualifikations- und Informationskonzepten.

## 1. Einleitung

Die Bekämpfung von großflächigen und langandauernden Wald- und Vegetationsbränden ist bis heute sehr personal- und zeitintensiv und stellt vor allem Feuerwehrwehren in ländlicheren Gebieten Deutschlands vor Herausforderungen. Oftmals sind die Landkreise und Kommunen auf die Tagesverfügbarkeit von freiwilligen Feuerwehrleuten angewiesen. Des Weiteren ist die Versorgung mit ausreichend Löschwasser ein zunehmend größer werdendes Problem [1]. Die Brandbekämpfung von Wald- und Vegetationsflächen wird zunächst mit dem auf den Feuerwehrfahrzeugen mitgeführten Wasser durchgeführt. Dies ist aber nur für einen Erstangriff und kleinere Brände ausreichend, sodass eine kontinuierliche Versorgung sichergestellt werden muss. Ein flächendeckendes Hydrantennetz ist in Wäldern nicht vorhanden, daher muss auf natürliche Wasserquellen, wie z.B. Seen und Flüsse, zugegriffen werden. Problematisch sind bei diesen Wasservorräten die Zufahrtswege, welche oftmals zu eng für die LKW der Feuerwehr sind oder der Untergrund nicht ausreichend befestigt ist. Als weitere zeit- und personalintensive Maßnahme ist das Fördern von Wasser mittels Schläuchen über lange Wegstrecke möglich. Je nach Ausprägung des Brandes wird außerdem Unterstützung der Landes- oder Bundespolizei angefordert, welche mit Wasserwerfern oder Hubschraubern den Einsatz unterstützen. Hubschrauber können mit Löschwasser-Außenlastbehältern ausgestattet werden und je nach Spezifikation zwischen 270 l und 2.000 l Löschwasser mitführen und über dem Brand ablassen [1].Als weitere Maßnahme können kleinere Löschflugzeuge, unter zehn Tonnen Abfluggewicht, angefordert werden, welche bis zu 3.000 l Wasser mitführen können [1]. Sowohl Helikopter als auch Flugzeuge sind mit hohem Kosten- und Personalaufwand verbunden, sodass diese oftmals nicht angefordert werden. Auch eine stabile Wasserversorgung der Luftfahrzeuge ist in vielen Regionen nicht immer problemlos möglich. Löschflugzeuge benötigen zum Auftanken von Wasser und Kerosin einen befestigten Landeplatz, Helikopter können den Außenlastbehälter an Seen oder Flüssen auffüllen.

[1] Paul.lieten@h2.de, ORCID: 0009-0004-6818-5360
[2] Anna.ilic@h2.de, ORCID: 0009-0005-4372-8397
[3] Stefanie.schubert-polzin@h2.de



GEFÖRDERT VOM
Bundesministerium für Bildung und Forschung

Jedoch muss eine ausreichende Wassertiefe gegeben sein, damit der Behälter sinkt und das Wasser aufnimmt. Dabei kann es passieren, dass Steine und andere Gegenstände aufgenommen werden und über dem Brand abgeworfen werden, was eine mögliche Gefahr für die Einsatzkräfte darstellt. [1]

Zur Luftaufklärung und der Erstellung von aktuellen Einsatzkarten werden bei großflächigen Brandeinsätzen zeitweise unbemannte Luftfahrzeuge verwendet. Diese sind in der Anschaffung und Wartung vergleichsweise günstig und bieten den Einsatzkräften am Boden einen wichtigen Blickwinkel auf den Brandverlauf. Aufgrund der bisher sehr geringen Traglast der UAV[4] konnten diese bisher nur mit geringem Zusatzgewicht („Payload“) ausgerüstet werden. Durch die schnelle Entwicklung im Bereich der unbemannten Luftfahrt ist es aber nun möglich UAV mit genügend Löschmittel auszustatten, sodass auch eine Brandbekämpfung durchführbar ist.

## 2. Vorgehensweise

Um die Bekämpfung von Wald- und Vegetationsbränden mittels Löschdrohnen konzeptualisieren zu können, müssen diverse Analysen und Berechnungen durchgeführt werden. Zunächst muss eine einheitliche, wissenschaftliche Grundlage für die Tests geschaffen werden. Dies wird durch die Analyse und Beschreibung typischer Waldbrandszenarien geschaffen. Diese zielt darauf ab, die Charakteristika existierender Wald- und Forstgebiete zu ermitteln. Es geht darum, Brandverläufe repräsentativer Waldbrandszenarien aufzustellen, um die Löschwirkung von Drohnengeschwadern und die Effektivität unterschiedlicher Einsatzstrategien zu analysieren. Durch die Ermittlung, Beschreibung und Modellierung typischer Waldbrandszenarien wird eine Grundlage für die wissenschaftliche Vorhersage von Löschwirkungen und die Entwicklung von Einsatzstrategien geschaffen. Einflussfaktoren wie die Brandlast, Vegetationsform, Bodensubstrat, Niederschlagsmengen, das Alter und die Kronenausbildung der Bäume sowie Umweltfaktoren wie Topografie und Wind spielen eine entscheidende Rolle im Brandverlauf. Die Entwicklung von Musterbrandszenarien, die verschiedene Faktoren berücksichtigen und ein kritisches Szenario für die Untersuchung von Löschwirkungen und Einsatzstrategien darstellen, ist ein wesentlicher Bestandteil dieses Vorhabens. [2]
Die Vorgehensweise umfasst eine Literaturrecherche zu realen Wald- und Vegetationsbränden in Deutschland, die Definition der Brandlast basierend auf vorherrschenden Wald-, Vegetations- und Substratformen, sowie die Beschreibung der Einflüsse von Wind und Topografie. Ebenfalls inbegriffen ist die Beschreibung verschiedener Einsatztaktiken, wofür die Mitarbeit der Feuerwehren notwendig ist, und die Simulation des kritischen Waldbrandszenarios unter Berücksichtigung der genannten Faktoren. Zudem wird die theoretische Untersuchung der Löschwirkung bei verschiedenen Einsatzstrategien durchgeführt.

[4] „unmanned aircraft vehicle“ = Drohne

*Abbildung 1: Überblick Arbeitsschritte*

Um einen sicheren Betrieb des Drohnenschwarms gewährleisten zu können, werden in der Untersuchung simuliert und beschrieben, welche besonderen Flugbedingungen Drohnen in der Nähe großer Brände erwarten, insbesondere durch Wärmestrahlung, Thermik und den Massenstrom der Brandgase. Ziel ist es, die Auswirkungen dieser Bedingungen auf Drohnen, vor allem auf kritische Komponenten wie Batterien und Rotoren, zu analysieren und zu bewerten. Dabei liegt der Fokus auf der Energieübertragung des Brandes – durch Wärmestrahlung und Konvektion – und dessen Einfluss auf das Drohnensystem, um Schutzstrategien für einen sicheren Einsatz zu entwickeln. Die Arbeit umfasst die Analyse der Strömungsverhältnisse, den Einfluss des Feuers auf Kommunikation und Steuerung, die Bewertung der Wärmeeinwirkung und die Temperaturtoleranz kritischer Bauteile. Es wird eine Quantifizierung der Gefährdung durch Wärmeenergie angestrebt, um darauf basierend Schutzmaßnahmen zu erarbeiten. Wissenschaftliche Herausforderungen bestehen in der Anpassung und Überprüfung von Turbulenz- und Energiemodellen sowie in der Bestimmung kritischer Temperaturen für Bauteile, um Systemausfälle zu verhindern. [2]
Ein weiteres Ziel dieses Vorhabens ist die Analyse der Effektivität und Wirkung des durch Drohnen ausgebrachten Löschmittels. Im Fokus steht dabei die Optimierung des Abwurfprozesses des Löschmittels, um dessen Verhalten nach dem Abwurf – beeinflusst durch Flugdynamik und Wind – zu verstehen. Experimentell soll erfasst werden, welche Flächen die Löschmitteltropfen erreichen und wie sich die Verteilung auf diesen Flächen gestaltet. Aus diesen Untersuchungen werden die Eindringtiefe des Löschmittels und dessen Löschwirkung abgeleitet. Da für die Messung des Löschmittelauftreffens und der Flächenbelegung keine standardisierten Verfahren existieren, ist die Entwicklung eines experimentellen Setups erforderlich. Die Arbeit umfasst Laborversuche zur Bewertung der Löschwirkung und Effektivität des von Drohnen abgeworfenen Wassers, die Planung und Durchführung von Großversuchen sowie die anschließende Auswertung dieser Experimente. Die Feuerwehr Ludwigsfelde unterstützt bei den großangelegten Experimenten. Basierend auf den Untersuchungen zu Flugeigenschaften und Löschwirkungen von Drohnen werden für spezifische Brandfälle neue Einsatzstrategien entwickelt. Diese systematischen Betrachtungen sind ein Novum und zielen darauf ab, eine Taktik für Drohnengeschwader zu entwerfen, die Brände möglichst effizient und effektiv bekämpfen kann. Die neuen Einsatzstrategien berücksichtigen dabei die Erkenntnisse aus vorangegangenen Arbeiten, einschließlich des Wissens über Brandverläufe, das Flugverhalten von Drohnen und die Löschwirkung des Drohneneinsatzes. Eine wesentliche Herausforderung liegt in der Übersetzung der wissenschaftlichen Erkenntnisse in die Praxisanwendung und die Integration dieser neuen

Technologien in die bestehenden Einsatz-, Organisations- und Kommunikationsstrukturen der Feuerwehren. Die neuen Löschsysteme müssen dabei nahtlos in bestehende Strukturen eingegliedert werden. Die Arbeit beinhaltet die Analyse und Bewertung bestehender Einsatzstrategien zur Waldbrandbekämpfung, die Untersuchung der Effektivität dieser Strategien und ihrer Übertragbarkeit auf den Einsatz von Löschdrohnengeschwadern. Darauf aufbauend wird eine angepasste Einsatzstrategie entwickelt, die geeignete Abwurfpunkte für das Löschmittel vorsieht. Abschließend wird der Strategie- bzw. Taktikvorschlag mit den Feuerwehren abgestimmt, um die Vereinbarkeit mit bestehenden Praktiken und Strukturen sicherzustellen.

## 3. Musterwaldbrandszenarien

Die Aufgabe besteht darin, typische Szenarien für Waldbrände zu identifizieren, zu beschreiben und zu modellieren. Diese Untersuchungen bilden die Basis für wissenschaftlich fundierte Vorhersagen über die Effektivität von Löschmaßnahmen sowie für die Entwicklung von Einsatzstrategien.

Der Prozess beginnt mit einer umfassenden Literaturrecherche über reale Brandereignisse auf Wald- und Vegetationsflächen innerhalb Deutschlands. Darauf folgt die Definition der Brandlast, die sich auf die vorherrschenden Arten von Wäldern, Vegetation und Bodenbelägen stützt. Ein weiterer Bestandteil der Arbeitsphase ist auch die Analyse der Auswirkungen, die Windverhältnisse und die Topografie des Geländes auf die Ausbreitung von Bränden haben. Mit Hilfe der ersten Ergebnisse aus der Literaturrecherche werden, in Zusammenarbeit mit lokalen Brandschutzbehörden, Einsatzstrategien und Taktiken entwickelt. Diese Phase beinhaltet auch die Entwicklung von Simulationen des als kritisch eingestuften Waldbrandszenarios, wobei besonderes Augenmerk auf die oben genannten Einflussfaktoren gelegt wird.

Zunächst wird festgelegt, dass die Hauptaufgabe des Drohnenschwarms die Bekämpfung von Bodenfeuern ist. Man spricht von Boden- oder Lauffeuern, wenn trockene Brennmaterialien (z.B. Gras, Laub, Nadeln) auf dem Waldboden verbrennen. Aufgrund der geringeren Brandlast können diese Brände mit geringer Wasserzufuhr abgelöscht werden. Bei dieser Brandart entsteht nur ein relativ schmaler Feuersaum von 70 bis 200 cm und eine maximale Flammenlänge von ca. 2 m [3]. Die Mehrheit der Waldbrände in Deutschland macht mit einem Anteil von 75% das Bodenfeuer aus, womit es sich gut als Musterbrandszenario für das Drohnengeschwader eignet. [3]

Um den Löschwasserbedarf ermitteln zu können muss die im Wald vorhandenen Brandlast berechnet werden. Dies kann von Bodenfeuern in deutschen Nadelwäldern mittels folgender Gleichung durchgeführt werden.

$$Q = \overline{H_{U,Streu}} * \overline{m_{F,Streu}} + \overline{H_{U,Veg}} * \overline{m_{F,Veg}} + h_{u,Holz} * V_{Brand} + H_{U,Tot,Reisig} * \overline{m_{Reisig}} + H_{U,Tot,Rinde} * \overline{m_{Rinde}} \quad (1)$$

Die Gesamtgleichung ist die Summe der einzelnen Brandlasten für Auflagehumus ($\overline{H_{U,Streu}} * \overline{m_{F,Streu}}$), Bodenvegetation ($\overline{H_{U,Veg}} * \overline{m_{F,Veg}}$), Baumbestand ($h_{u,Holz} * V_{Brand}$) und Totholz ($H_{U,Tot,Rinde} * \overline{m_{Rinde}}$, $H_{U,Tot,Reisig} * \overline{m_{Reisig}}$). Berechnet werden diese aus dem Heizwert und der auf einer Fläche befindlichen Masse oder dem Brandgutvolumen. Für die einzelnen Heizwerte und Massen werden Mittelwerte von Stichproben bzw. Literaturwerten verwendet. [3]

Bei den Berechnungen ist festzustellen, dass die größten Einflussfaktoren auf den Bodenbrand die Streuauflage und die jeweilige Bodenvegetation sind. Stehendes Holz, sowie vorhandeneres Totholz gehen auch zu einem Teil in die Berechnungen mit ein.

Die konkrete Wirkung der jeweiligen Bestandteile im Brandfall muss noch untersucht werden, da diese von den örtlichen Gegebenheiten des Waldes abhängig ist. [3]

## 4. Thermische Belastung der Drohne

Die thermische Belastung des unbemannten Luftfahrzeugs ist ein wichtiger Faktor für einen sicheren Einsatz bei Wald- und Vegetationsbränden. Nicht nur die direkte Strahlungswärme des Feuers kann die Drohnen schwerwiegend schädigen, sondern auch die mitgeführte Wärmeenergie im aufsteigenden Rauch. Somit muss eine sichere Höhe und Flugroute für die unbemannten Luftfahrzeuge erarbeitet werden.

Beim Überflug müssen Faktoren wie eine Materialverschlechterung, Versagen von elektronischen Teilen, Fehlfunktionen von Sensoren und Beeinträchtigung der aerodynamischen Leistung ausgeschlossen werden können. Die hohen Temperaturen der Brandgase können dazu führen, dass die strukturellen Komponenten der Drohne Schaden nehmen und somit die Flugeigenschaften gefährdet werden können. Verwendete Kunststoffe können im schlechtesten Fall schmelzen. Metalle können sich durch zu starke Hitzeeinstrahlung ausdehnen und schwächen die Struktur der Drohne. Für die fehlerfreie Funktion aller relevanten Systeme des unbemannten Luftfahrzeugs werden diverse elektronische Bauteile und Leitungen verwendet. Durch erhöhte Temperatur können sicherheitsrelevante Systeme ausfallen und den Regelbetrieb der Drohne stören. Die verwendeten Lithium-Ionen-Batterien haben einen optimalen Temperaturbereich, in dem diese eine bestmögliche Leistung bieten. Außerhalb dieses Bereichs verringert sich die Laufzeit drastisch und bei zu hohen Temperaturen kann keine Leistung mehr an die Systeme abgegeben werden.
Die genannten Faktoren müssen analysiert werden und geeignete Gegenmaßnahmen ergriffen werden. Zunächst muss überprüft werden, welche Temperaturbereiche über einem Wald- bzw. Vegetationsbrand vorliegen. Hierbei wird ein plausibles Test-Szenario ausgewählt und analysiert. Aufgrund der maximal typischen Baumhöhe von 60 m, werden Temperaturen ab dieser Höhe für die Beurteilung der thermischen Belastung der Drohne herangezogen. Für diesen Wert muss betrachtet werden, welche Bauteile der Hitze ausgesetzt sind und welche Betriebstemperaturen nötig sind. Somit kann beurteilt werden, ob strukturelle oder organisatorische Veränderungen, wie z.B. veränderte Bauteile oder eine andere Flughöhe, angewendet werden müssen. [2]
Als erste Maßnahme wird eine Wasserkühlung der Lithium-Ionen-Batterie des unbemannten Luftfahrzeugs erarbeitet, wodurch der Akku eine konstante Temperatur hält. Dies sorgt für einen kalkulierbaren und geringeren Verschleiß der Batterie und ermöglicht eine bessere Planung der Flugzeiten. Durch eine zusätzliche Aufklärungsdrohne mit Infrarotkamera („Wärmebildkamera“) können außerdem die Temperaturen am Boden beobachtet werden und gegebenenfalls Anpassungen an der Flugroute durchgeführt werden. Weitere Maßnahmen können erst nach der Auswertung der Brandsimulation erarbeitet werden.

## 5. Löschwirkung und Löscheffektivität des Drohnengeschwaders

Die Ausbringung von Löschwasser aus unbemannten Luftfahrzeugen wurde noch nicht ausreichend analysiert, sodass für dieses Projekt eine spezielle Messmethode für die Löscheffektivität und Löschwirkung entwickelt werden muss. Bisher geschieht der Abwurf von Löschwasser aus der Luft durch Flugzeuge und Hubschrauber. Diese sind zu gewissen Teilen vergleichbar mit unbemannten Luftfahrzeugen und somit kann Literatur aus der bemannten Luftfahrt zu Vergleichszwecken verwendet werden. Die Einsatztaktik von Drohnen unterscheidet sich jedoch von der herkömmlichen Luftfahrt zum Beispiel in einer möglichen niedrigeren Flughöhe, insbesondere bei munitionsbelasteten Bereichen. Außerdem können

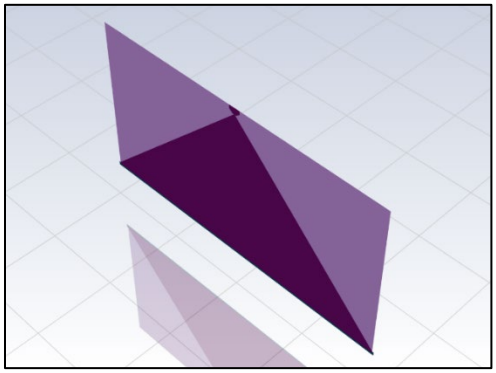
Drohnen, ähnlich wie Hubschrauber, auf einer Stelle fliegen und somit punktuelle Abwürfe durchführen. Somit müssen zwei Abwurfszenarien untersucht werden: Flächenabwurf und Punktabwurf (siehe *Abbildung 2* und 3).

*Abbildung 2: Flächenabwurf Flugzeug [4]*

*Abbildung 3: Punktabwurf Helikopter [5]*

Die Effizienz von Löschmittelabwürfen aus der Luft kann mithilfe einfacher Gleichungen beschrieben werden, die sich auf die Länge und Breite der Abwurfmuster konzentrieren. Diese Muster, bestätigt durch Forschungen des USDA Forest Service und CEREN in Frankreich, sind besonders unter leichten Windbedingungen vorhersagbar. Beim Flächenabwurf kann die Länge des Musters hauptsächlich durch die Flugdistanz bestimmt werden, während die Breite durch das Impulsverhältnis beeinflusst wird. Die Abdeckung durch das Löschmittel folgt einer Gaußschen Verteilung, was auf die zentrale Konzentration des Löschmittels hindeutet [4]. Somit können erste Ergebnisse mittels einfacher Computersimulationen ermittelt werden. Die Tests werden mit den drei unterschiedlich dimensionierten Drohnentanks (20 l, 30 l, 50 l Fassungsvermögen) bei unterschiedlichen Höhen durchgeführt. [2]

Um die Löschmittelverteilung am Boden genauer bestimmen zu können, wird eine nummerische Strömungssimulation verwendet. Bei dieser wird geprüft wie sich das abgelassene Löschmittel im freien Fall, sowie beim Auftreffen auf die zu benetzende Fläche verhält. Ziel der Simulation ist es, dieses Verhalten zu ermitteln und zu prüfen, ob eine Proportionalität in Bezug auf den Abstand zur Bodenfläche, sowie zur Menge des verwendeten Löschmittels besteht. Die Ergebnisse der Simulation werden im Anschluss durch Realversuche auf Integrität überprüft und bei positivem Ergebnis dazu verwendet, Rückschlüsse auf das Verhalten bei veränderten Bedingungen zu ziehen.
Als Software wurde Ansys Fluent ausgewählt, da sowohl Ansys Fluent, als auch die zugehörige Ansys Workbench den Anforderungen in Bezug auf die benötigten Funktionalitäten entspricht. Verwendet wird dabei die Volume-of-Fluid-Methode, welche sich zur Behandlung zweiphasiger Strömungen eignet, wobei eine genaue Beschreibung des Fluids in Bezug auf Verteilung innerhalb einer Rechenzelle möglich ist. [6] Die zwei Phasen bestehen hierbei aus dem Löschmittel, in diesem Fall Wasser, und der Umgebungsluft.
Für das Erstellen der Simulation wird zunächst eine Geometrie erzeugt, welches das Rechengebiet visualisiert. Um die Vorteile einer kurzen Rechenzeit auszunutzen, wird zunächst eine 2D Geometrie in der Ansys Workbench erstellt.



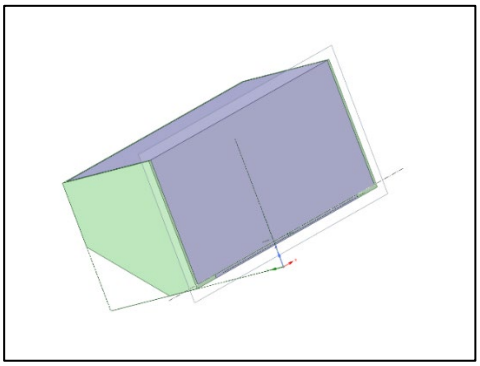


*Abbildung 4: 2D Modell der Simulation* *Abbildung 5: 3D Modell der Simulation*

Wie in Abbildung 4 zu sehen ist, handelt es sich hierbei um einen Querschnitt des Tanks mit einem Kegel, der die Umgebungsluft einschließt und schließlich am Boden der Geometrie endet. Bei Bedarf wird diese Geometrie auf eine 3D Variante erweitert, welche in Abbildung 5 dargestellt ist. Für eine verkürzte Rechenzeit wurde der Körper an der Symmetrieachse geschnitten.
Im Anschluss an die Geometrie wird ein Rechennetz erzeugt und an die Geometrie angepasst. Es ist darauf zu achten, dass die Geometrie der Rechenzellen angemessen entworfen wird, da sonst Fehlerquellen entstehen können. Auf dem Rechengitter werden die Erhaltungsgleichungen der Strömungsmechanik gelöst. Dazu zählen die Massenerhaltung, die Energieerhaltung und die Impulserhaltung in x-, y-, und z-Richtung.
Im Anschluss an die Generierung des Meshs wird dann die Simulation an sich vorbereitet, bei der sowohl die Berechnungsparameter als auch die Fluid- und Materialeigenschaften angegeben werden. Außerdem müssen physikalische Randbedingungen festgelegt werden. Nach Ablauf der Simulation wird eine abschließende Auswertung vorgenommen, auf Grundlage derer weitere Simulationen oder Realversuche stattfinden. [7]

## 6. Einsatzstrategie und Taktik

Um Einsatztaktiken für unbemannte Luftfahrzeuge ermitteln zu können, muss zunächst betrachtet werden, wie ein Brandeinsatz mit bemannten Luftfahrzeugen abgearbeitet wird.
Der Einsatz von Luftfahrzeugen, bekannt unter dem Fachbegriff "International Aerial Firefighting" oder kurz "AirOps", bringt neue Dimensionen in die Vegetationsbrandbekämpfung. Zu den Fluggeräten zählen Drohnen, Hubschrauber und Flugzeuge, die nicht nur zur direkten Brandbekämpfung, sondern auch zur Erstellung von Luft- und Lagebildern oder zum Materialtransport eingesetzt werden. Die Kategorisierung der Luftfahrzeuge nach Art und Anzahl erfolgt in Abstimmung mit dem Einsatzleiter und der Deutschen Flugsicherung, um Flugbeschränkungsgebiete effektiv zu planen und zu kommunizieren. [1]
Die Koordination der Luftfahrzeuge wird zunächst gemäß FwDV 100 durch den Einsatzleiter übernommen. Der erstanfliegende Pilot übernimmt dann als „Pilot in Command“ die fliegerische Verantwortung. Für großflächige Einsätze kann ein Einsatzabschnittsleiter Luft (EAL) hinzugezogen werden, um die fliegerische Koordination zu unterstützen. Die Einweisung der Piloten erfolgt während eines "Safety Briefings", in dem kritische Punkte wie Wasserentnahmestellen und Landeplätze besprochen werden. [1]
Für die effektive Brandbekämpfung ist die Standardisierung von Kommunikations- und Orientierungsmitteln entscheidend.

Hierbei spielen einheitliche Kartentypen und der Funkverkehr eine wichtige Rolle, um eine durchgehende Kommunikation zwischen den Luftfahrzeugen und den Bodeneinheiten sicherzustellen. Die taktischen Prioritäten und die Differenzierung zwischen direktem und indirektem Löscheinsatz sind weitere wesentliche Aspekte. [1]
Die Auswahl der Abwurfarten und -techniken richtet sich nach der Vegetation und den vorherrschenden Bedingungen. So erfordern unterschiedliche Brandarten verschiedene Löschintensitäten und Abwurfstrategien. Die Abwurfhöhe ist dabei von entscheidender Bedeutung für die Löschwirkung, wobei eine feinere Verteilung des Wassers bei niedrigeren Abwurfhöhen in dichter Vegetation und eine breitere Verteilung in offenen Gebieten wie Gras- und Schilfflächen bevorzugt wird. [1], [3]
Es ist festzuhalten, dass der Einsatz von Luftfahrzeugen in der Vegetationsbrandbekämpfung eine komplexe Koordination erfordert, die effiziente Nutzung von Wasserressourcen voraussetzt und durch technische sowie taktische Voraussetzungen limitiert wird. Die Kombination aus boden- und luftgestützten Maßnahmen bildet die Grundlage für eine erfolgreiche Brandbekämpfung, wobei stets die Sicherheit der Einsatzkräfte und die Minimierung von Umweltschäden im Vordergrund stehen.

Durch den niedrigeren Wasservorrat einer einzelnen Drohne ist es notwendig, dass die Einsatzstrategie der Brandbekämpfung aus der Luft angepasst wird. Somit müssen mehrere unbemannte Luftfahrzeuge verwendet werden, sodass eine konstante Löschwirkung vorhanden ist. Die Drohnen starten zunächst vollgetankt auf definierten Lande- und Startfeldern und fliegen mit kurzen Abständen zum Brandherd. Wie auch in der bemannten Luftfahrt üblich, fliegen die Drohnen mit dem Wind an und lassen das Wasser über den Brandherden ab. Je nach Ausprägung des Brandes fliegen die UAV den gleichen Brandherd an oder lassen das Löschwasser an verschiedenen Stellen ab, sodass eine größere Fläche benetzt wird. Dieses Vorgehen kann vor Ort mit dem Einsatzleiter und den Piloten der Drohnen besprochen und sofort geändert werden. Wenn eine Drohne den Wasserbehälter geleert hat, fliegt diese zu einem speziell angefertigten Abrollbehälter und erhält automatisiert einen neuen, vollen Akku und Wasserbehälter. Beides ist als Einheit konstruiert, um einen schnellen Wechsel gewährleisten zu können. Der Austausch am Container dauert unter einer Minute, wodurch die Drohnen zügig wieder zum Brandherd zurückkehren können. Bei einem Fehler in der Flugmechanik fliegt die betroffene Drohne zu einem designierten Notfalllandeplatz um dort repariert oder ausgetauscht zu werden. Bei einer 50 l Tankausstattung der Drohnen kann durch die kurzen Intervalle und den Nachtbetrieb ein Tagesdurchsatz von ca. 140.000 l erreicht werden. Das größte Löschflugzeug in Deutschland schafft im Optimalfall 24 Abwürfe von jeweils 3100 l pro Tag, was ca. die Hälfte des Löschwassers des Drohnenschwarms ist.

## 7. Erste Schlussfolgerungen und Ausblick

Die Einsatzmöglichkeiten von Löschdrohnen zur Bekämpfung von Wald- und Vegetationsbränden repräsentieren ein fortschrittliches und sich noch in der Entwicklungsphase befindendes Forschungsgebiet im Bereich des Katastrophenschutzes. Dieses innovative Feld demonstriert den gezielten Einsatz neuester Technologien zur Steigerung der Effizienz und zur Minimierung der Risiken bei der Handhabung von Naturkatastrophen. Obwohl Löschdrohnen ein signifikantes Potenzial für die Früherkennung, Überwachung und unmittelbare Bekämpfung von Feuern bieten, ist die wissenschaftliche Erforschung und praktische Umsetzung dieser Technologie noch in einer Anfangsphase. Die Integration von Löschdrohnen in existierende Strategien des Katastrophenschutzes erfordert weitreichende, interdisziplinäre Forschungsbemühungen, die sowohl technologische Neuerungen als auch ökologische Nachhaltigkeit und operative Wirksamkeit berücksichtigen.

Um die Effektivität und Sicherheit im Einsatz von Löschdrohnen zur Brandbekämpfung sicherzustellen, gilt es, mehrere offene Fragen zu klären. Hierbei ist insbesondere die Effektivität der Löschmaßnahmen von zentraler Bedeutung. Zudem müssen rechtliche Rahmenbedingungen für den sicheren Betrieb definiert und eine reibungslose Eingliederung in die bestehenden Einsatzstrukturen der Feuerwehr gewährleistet werden. Die in diesem Kontext beschriebenen Arbeitsschritte beleuchten und thematisieren diese Fragestellungen erstmals umfassend, was die Bedeutung dieses Forschungsfeldes unterstreicht und den Weg für zukünftige Entwicklungen ebnet.

Weitere Arbeitsschritte umfassen die Erstellung eines organisatorischen Einsatzablaufes beginnend beim Aufbau der Bodenstation über den dauerhaften Löschbetrieb, bis zur Außerbetriebnahme des Drohnengeschwaders. Der Einsatzablauf und die weiteren theoretischen Grundlagen werden dann bei Flugtests überprüft und die Validität der Ergebnisse ermittelt. Basierend auf diesen Ergebnissen wird ein Qualifikations- und Informationskonzept mit unterschiedlichen Qualifikationsstufen für den Aufbau der Drohnenstation und das Steuern des Schwarms erstellt. Aufbauend auf diesen Stufen werden ein Schulungskonzept und Schulungsinhalte ermittelt. Thematisiert werden unter anderem die gesetzlichen Grundlagen des Drohnenbetriebs, der Auf- und Abbau der Drohnen und der Bodenstation, Wartungsaufgaben der Drohnen und weitere sicherheitsrelevante Felder des Schwarmbetriebs.

## 8. Literaturverzeichnis


[1] L. Zober, J. Heimbrodt und P. Müller, Waldbrandbekämpfung aus der Luft - Einsatztaktiken und Ressourcen in Deutschland, Magdeburg: Hochschule Magdeburg-Stendal, 2023.

[2] S. Schubert-Polzin, Vollantrag - TVB: PEELIKAN-Projekt, Magdeburg: Hochschule Magdeburg-Stendal, 2022.

[3] E. Zimmermann, C. Knoll und M. Hammerich, Musterbrandfälle - typische Waldbrandszenarien, Magdeburg: Hochschule Magdeburg-Stendal, 2023.

[4] D. Legendre, „Fluid Dynamics of Airtanker Firefighting," Annual Review of Fluid Mechanics, Toulouse, 2023.

[5] M. Wiesner, „Mit solchen Extremfällen müssen wir in Zukunft nun einmal rechnen," Frankfurter Allgemeine Zeitung GmbH, 2023. [Online]. Available: https://www.faz.net/aktuell/gesellschaft/ungluecke/wie-hoch-ist-die-brandgefahr-in-deutschland-und-warum-fordert-der-feuerwehrverband-mehr-loeschhubschrauber-16155513/hubschrauber-hier-ein-modell-16155514.html. [Zugriff am 19 02 2024].

[6] C. H. A. B. NICHOLS, Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries, Los Alamos: Los Alamos Scientific Laboratory, 1979.

[7] S. Lecheler, Numerische Strömungsberechnung Schneller Einstieg in ANSYS-CFX durch einfache Beispiele, Wiesbaden: Springer Nature, 2023.


## 9. Anmerkung


Das Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) fördert das Verbundprojekt „Konzeption, pilothafte Entwicklung und feuerwehrtechnische Erprobung eines Löschdrohnenschwarms zur direkten Vegetationsbrandbekämpfung" zur Fördermaßnahme „Feuerwehr der Zukunft" im Rahmen des Programms „WIR! – Wandel durch Innovation in der Region". WIR! ist Teil der BMBF-Strategie „Innovation & Strukturwandel".

# Brandbekämpfung an E-Fahrzeugen – Neue Erkenntnisse auf der Basis von Realbrandversuchen

Daniel Butscher, Julia Kaufmann, Christoph Vogel, Michael Neske
Institut für Brand- und Katastrophenschutz Heyrothsberge, Abteilung Forschung,
Biederitzer Straße 5, 39175 Biederitz / OT Heyrothsberge

**Kurzfassung:**

Im Rahmen eines Forschungsprojektes zur Wirksamkeit von Einsatzmitteln bei der Brandbekämpfung von Elektrofahrzeugen wurden weitere Versuche mit Fahrzeugen in der Brandentstehungsphase durchgeführt. Die besonderen Eigenschaften der Brandentstehungsphase werden vergleichend zu denen der Vollbrandphase beschrieben und auf Unterschiede, die eine Anpassung der Einsatztaktik der Feuerwehr in der Gefahrenabwehr notwendig machen, verwiesen. Die Besonderheiten der Brandentstehungsphase, welche spezifische Gefahren für die Einsatzkräfte der Feuerwehren hervorruft, werden hervorgehoben. Die Messergebnisse zur Einsatzdauer und dem Löschwasserverbrauch für die Brandbekämpfung mit Hohlstrahlrohren werden vorgestellt.

## 1. Einleitung

Mit verstärktem Aufkommen an Fahrzeugen mit Hochvoltkomponenten auf den Straßen gibt es zunehmend Fragestellungen bei den Einsatzkräften der Feuerwehren, wie mit dieser neuen Technologie in der Gefahrenabwehr umzugehen ist. Aufgrund dessen hat das Institut für Brand- und Katastrophenschutz Heyrothsberge (IBK) 2021 mit Brand- und Löschversuchen an E-Fahrzeugen begonnen. Ziel des Projektes war die Bewertung der Eignung von Einsatzmitteln für die Brandbekämpfung an Fahrzeugen mit Hochvoltkomponenten. Im ersten Teilschritt lag der Fokus auf der Brandbekämpfung von E-Fahrzeugen, welche das Stadium des Vollbrandes erreicht hatten. Die Ergebnisse zeigen, dass es möglich ist, den Vollbrand eines E-Fahrzeuges unter Beteiligung des Hochvoltspeichers (HV-Speicher) mit zwei Hohlstrahlrohren und Wasser als Löschmittel zu bekämpfen [1]. Neben der Untersuchung der Wirkungsweise von Brandbekämpfungsmaßnahmen konnten auch mehrere Phasen der Brandentwicklung eines solchen Fahrzeuges identifiziert werden. Die Voraussetzungen für die Brandbekämpfung und die auftretenden Gefahren für die Einsatzkräfte sind für die einzelnen Phasen unterschiedlich. Aus diesem Grund wurden im zweiten Teilschritt ergänzende Brand- und Löschversuche in der Brandentstehungsphase von Elektrofahrzeugen durchgeführt. In dem hier vorliegenden Beitrag werden die Eigenschaften der Brandentstehungsphase, wie Brandentwicklung und gemessene Temperaturen, mit der Vollbrandphase verglichen. Außerdem werden die ersten Ergebnisse bzgl. Löschdauer und Löschwasserverbrauch unter Verwendung von Hohlstrahlrohren bei Beginn der Brandbekämpfungsmaßnahmen in der Brandentstehungsphase vorgestellt.

## 2. Versuchsdurchführung

Für die Untersuchungen der Einsatzmittel zur Brandbekämpfung wurden insgesamt 15 vollelektrische Fahrzeuge (State of Charge > 95 %) der Hersteller Opel, BMW und VW zur Verfügung gestellt. Bei allen Versuchen ging das Bandgeschehen immer von einem Thermal Runaway (TR) der Zellen im HV-Speicher des Fahrzeuges aus. Dieser wurde durch Penetration mittels eines Metalldorns in den HV-Speicher ausgelöst. Gleichzeitig war die Initiierung des TR auch der Beginn der Zeiterfassung. Die Brandbekämpfungsmaßnahmen wurden nach dem Erreichen der geforderten Brandphase eingeleitet, wodurch es zu einer Warte- bzw. Beobachtungszeit kam. In diesem Zusammenhang muss erwähnt werden, dass die Brandentwicklung sowie die Dauer einer Brandphase bei Elektrofahrzeugen unterschiedlich

ausfallen kann. Der Beginn der Brandbekämpfungsmaßnahmen wurde somit in Abhängigkeit der geforderten Brandphase zeitlich angepasst. Für die Untersuchungen zur Brandbekämpfung in der Brandentstehungsphase war eine Wartezeit von 7 ½ bis 20 Minuten notwendig.

Der Löschwasserverbrauch für die Brandbekämpfung wurde, wie in Abb. 1 zu sehen, durch eine Messstrecke mit Sensoren für Volumenstrom, Druck und Temperatur erfasst. Die Messtrecke war vor dem Verteiler angebracht, sodass der Löschwasserverbrauch beider Hohlstrahlrohre aufgezeichnet wurde. Die Videodokumentation der Versuche wurde durch zwei Kameras realisiert (siehe Abb. 1).

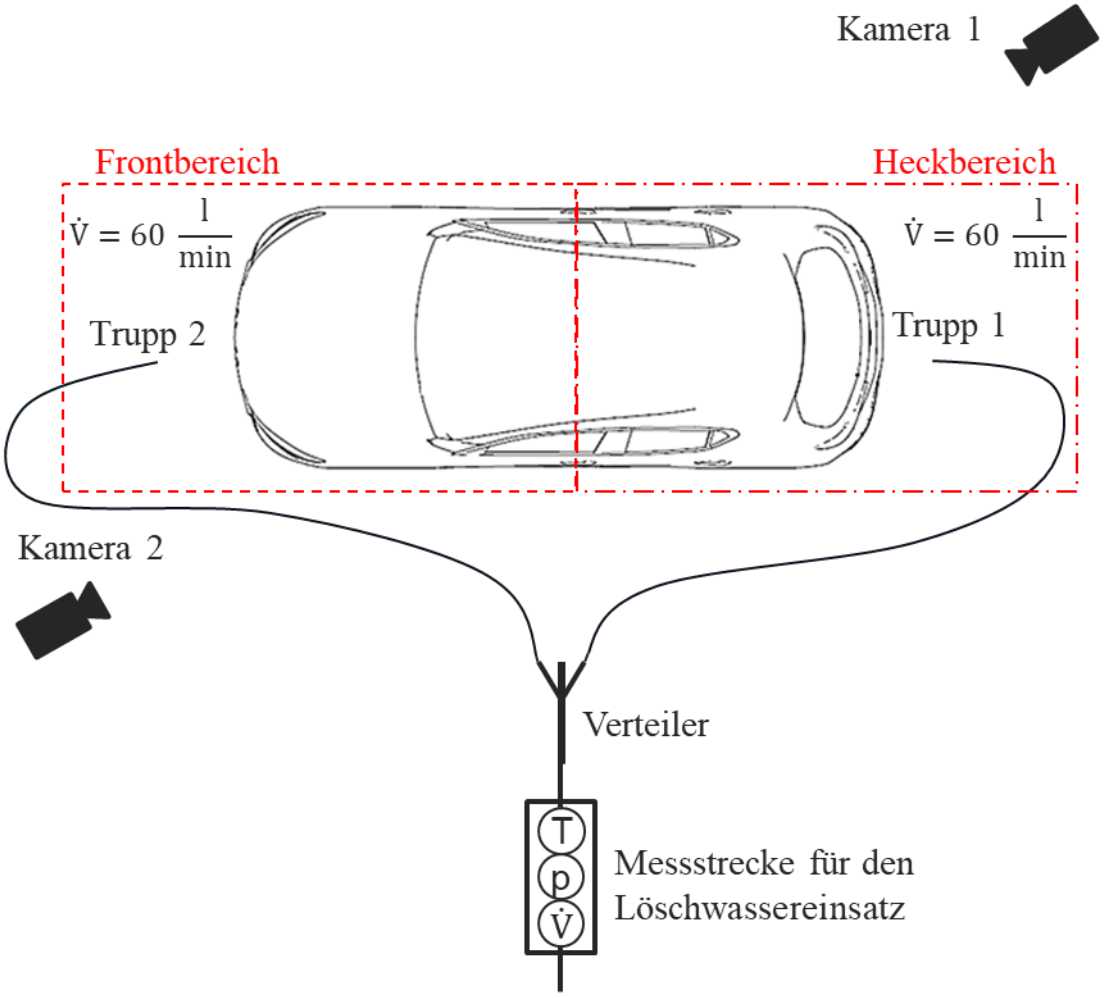



Abb. 1: Vorgehensweise bei der Brandbekämpfung mit Hohlstrahlrohren und Position der Kameras und der Messtechnik zur Erfassung der Löschwasserparameter (Volumenstrom, Druck, Temperatur)

Für die Erfassung der Temperaturen wurden Thermoelemente vom Typ K an mehreren Positionen im Fahrzeug sowie räumlich gesehen über dem Fahrzeug platziert. Im Fahrzeug lag der Fokus der Temperaturüberwachung im Bereich des Fahrersitzes. Hierzu wurde je ein Thermoelement im Fußbodenbereich (T11), Kopfbereich (T12) und im Fußbodenbereich hinter dem Fahrersitz (T13) platziert. Die letzte Temperaturmessstelle im Fahrzeug befand sich auf der Hutablage (T14). Alle Messstellen im Fahrzeug sind in der nachfolgenden Abb. 2 zu sehen.

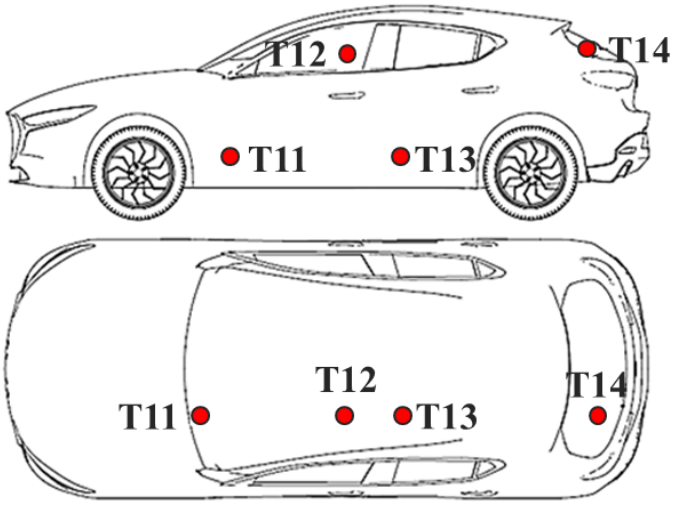


Abb. 2: Temperaturmessstellen im Fahrzeug

Für die Überwachung des Brandverlaufes wurden insgesamt drei Ketten mit Thermoelementen vom Typ K in verschiedenen Höhen über dem Fahrzeug platziert. Im Front- (T1-T5) und Heckbereich (T6-T10) waren ausgehend von 1,5 m Höhe insgesamt fünf Thermoelemente in einem Abstand von 0,5 m platziert. In der Mitte über dem Fahrzeug waren es vier Thermoelemente, welche ebenfalls in einem Abstand von 0,5 m angebracht waren (T15-T18). Die unterste Messstelle an der mittleren Kette befand sich in einer Höhe von 2 m. Die Positionen der Thermoelemente über dem Fahrzeug sind in der nachfolgenden Abb. 3 zu sehen.

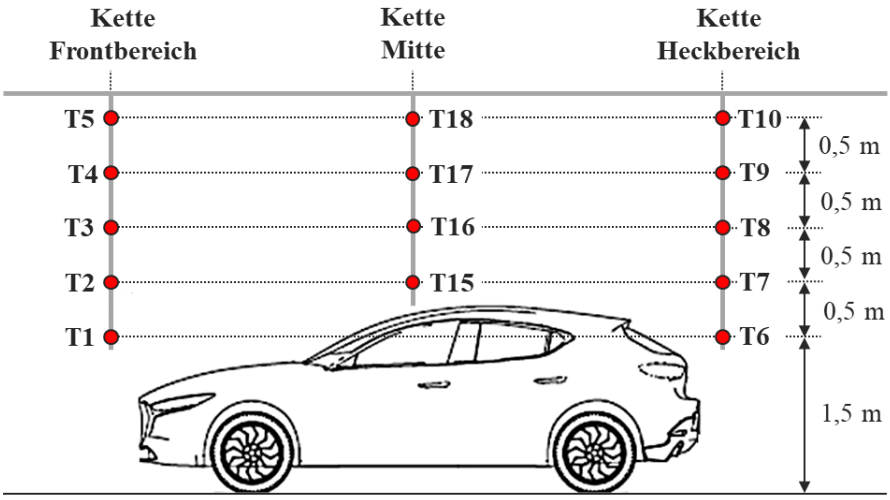


Abb. 3: Temperaturmessstellen über dem Fahrzeug

Die Analyse der Rauchgase wurde mit Hilfe der Fourier-Transformations-Infrarot-Spektroskopie durchgeführt. Hierzu wurden die Venting- und Rauchgase im Inneren des Fahrzeuges im Bereich der Kopfstütze des Fahrers mit Hilfe einer beheizten Entnahmesonde zum FTIR-Spektroskop geleitet. In der Abb. 4 ist die Position der Gasentnahmesonde dargestellt.

Abb. 4: Position der Absaugung für die Rauchgasanalyse

## 3. Beschreibung der Brandentstehungsphase und Vergleich zur Vollbrandphase

Im Vorfeld aller Versuche wurden für die Vergleichbarkeit der Wirksamkeit der untersuchten Taktiken zwei Referenzversuche ohne Löschmaßnahmen durchgeführt. In beiden Versuchen durchliefen die Fahrzeuge in ihrer Brandentwicklung alle Phasen, beginnend bei der Ausgasung (Venting), der Brandentstehungsphase über die Vollbrand- hin zur Abklingphase. Die Temperatur-Zeit-Verläufe dieser beiden Versuche sind in der Abb. 5 dargestellt. Die Diagramme zeigen zwei Möglichkeiten, wie sich die Temperaturen innerhalb des Fahrzeugraumes entwickeln können, wenn keine Löschmaßnahmen durchgeführt werden. Anhand der Temperaturen in diesen beiden Versuchen sind ebenfalls die Unterschiede in der zeitlichen Entwicklung und der Ausprägung der Brandphasen zu sehen. Im Referenzversuch 1 steigen die Temperaturen im Frontbereich bereits nach ca. 18 Minuten auf Temperaturen von über 800 °C an. Die Entzündung der austretenden Ventinggase in der Brandentstehungsphase beginnt im Referenzversuch 1 im Frontbereich, von wo aus sich der Brand über das gesamte Fahrzeug ausbreitet. Beim Referenzversuch 2 werden durchschnittlich geringere Temperaturen gemessen. Die Ausbreitung des Brandes von der Batterie auf das Fahrzeug beginnt vorwiegend im Heckbereich. Die Ausgasungsphase dauerte in diesem Versuch länger, sodass die Brandentstehungsphase erst nach ca. 30 Minuten einsetzte und entsprechend erst dann höhere Temperaturen an den Messstellen des Heckbereichs registriert wurden.

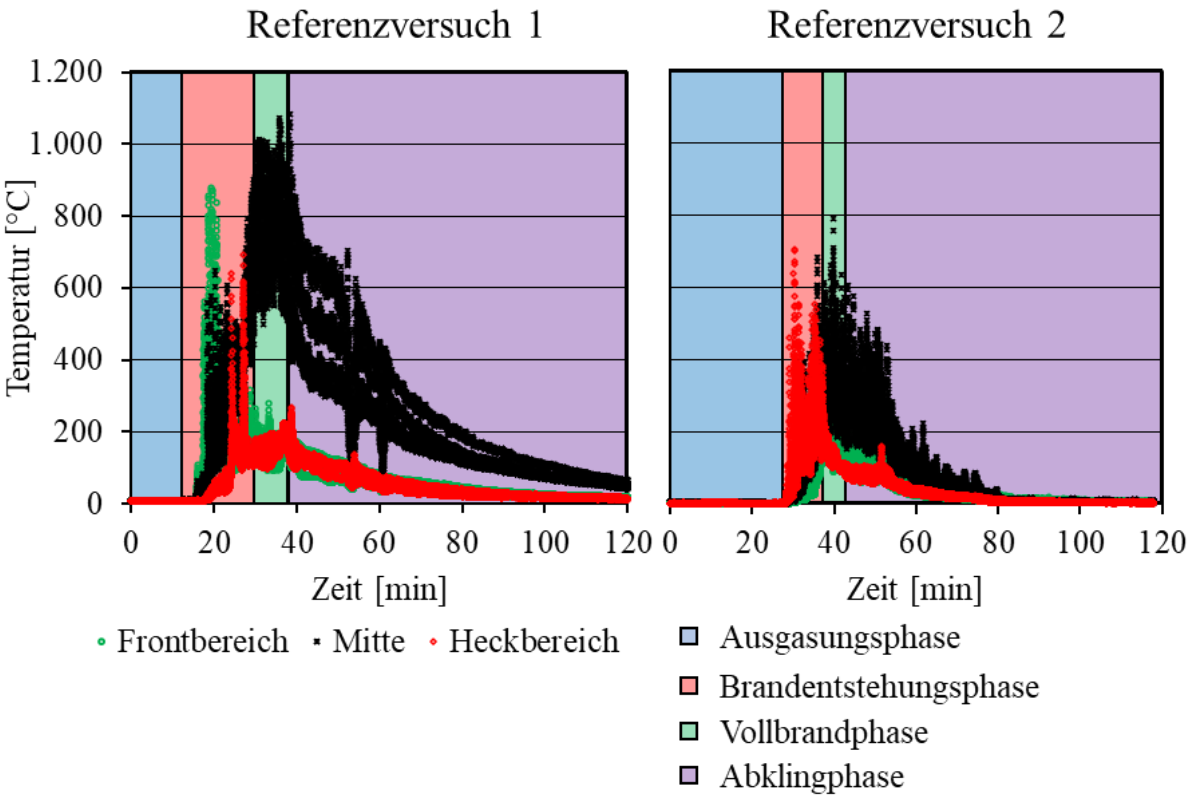



Abb. 5: Temperatur-Zeit-Verläufe der äußeren Temperaturmessstellen bei beiden Referenzversuchen mit Kennzeichnung der verschiedenen Brandphasen

In den Referenzversuchen werden in der Brandentstehungsphase hohe Temperaturen über dem Fahrzeug registriert.

In der Tab. 1 sind die maximal gemessen Temperaturen an den Messketten für die Brandbekämpfung mit Hohlstrahlrohren in der Brandentstehungsphase und der Vollbrandphase vergleichend mit den maximalen Temperaturen der Referenzversuche gegenübergestellt. Anhand der niedrigen Temperaturen über den Fahrzeugen ist zu erkennen, dass durch den frühzeitigen Einsatz von Hohlstrahlrohren die Brandleistung reduziert werden konnte.

Tab. 1: Gemessene Maximaltemperaturen an den Messketten über den Fahrzeugen für die Brandentstehungsphase und die Vollbrandphase im Vergleich zu den Referenzversuchen

| | **Frontbereich** | **Mitte** | **Heckbereich** |
|---|---|---|---|
| **Referenzversuch** | 877,6 °C | 1.082,3 °C | 705,2 °C |
| **Vollbrandphase** | 928,0 °C | 832,1 °C | 773,3 °C |
| **Brandentstehungsphase** | **176,9 °C** | **56,9 °C** | **104,9 °C** |

Die in der Tab. *1* aufgelisteten Temperaturen in der Brandentstehungsphase bedeuten nicht, dass in dieser Phase keine hohen Temperaturen auftreten können. Die aus dem HV-Speicher druckinduziert austretenden Ventinggase können sich entzünden und (Jet)Flammen im Bereich des Fahrzeuges erzeugen. Die aus dem HV-Speicher austretenden Flammen können mehrere Meter lang sein. Sie treten über einen kurzen Zeitraum auf und klingen, nach dem Ausreagieren der Zellen, oftmals wieder ab. Diese Flammen stellen somit eine Gefahr für die Einsatzkräfte dar, besonders wenn sie sich für Löschmaßnahmen dem Fahrzeug nähern müssen. Auch können diese aus dem HV-Speicher austretenden Flammen zur Ausbreitung des Brandes auf das Fahrzeug und auf in der Nähe befindliche brennbare Objekte führen.

Neben entstehenden Flammen aus dem HV-System kann es auch zum Austritt von unverbrannten Ventinggasen kommen. Besonders, wenn durch die Brandbekämpfungsmaßnahmen alle externen Flammen außerhalb des HV-Speichers gelöscht werden und damit Zündquellen beseitigt wurden. In der Abb. 6 sind zwei Beispiele von austretenden Ventinggasen bei den Versuchen am IBK zu sehen.

Abb. 6: Beispiele von austretenden Ventinggasen aus dem HV-Speicher [2]

Die Gase beinhalten brennbare Bestandteile, wie Wasserstoff, welcher insbesondere bei der Verwendung von Brandbegrenzungsdecken mit Konzentrationen von bis zu 13,4 Vol.-% gemessen wurde. Dieser Wert ist deutlich über der unteren Explosionsgrenze (UEG) von Wasserstoff (UEG: 4,0 Vol.-% [3]).

In der Abb. 7 ist der Temperaturverlauf im Inneren des Fahrzeuges bei beiden Referenzversuchen im Bereich der Kopfstütze zu sehen. Durch die Kombination aus hoher Temperatur und einem Gasgemisch, dessen Bestandteile mit Konzentrationen vorliegen, welche die UEG überschreiten, resultiert, beispielsweise im Inneren des Fahrzeuges, die Gefahr der Bildung einer explosiven Atmosphäre [2].

Eine Ansammlung austretender Gase und Dämpfe in der direkten Umgebung des Fahrzeugs, kann beim Vorliegen einer Zündquelle darüber hinaus zu einer räumlich nicht nur auf das Fahrzeug begrenzten Durchzündung führen. Die Abb. *8* zeigt eine Entzündung von Ventinggasen, die sich um das Fahrzeug herum angesammelt hatten. Der Durchmesser des Feuerballs betrug circa 6 m.

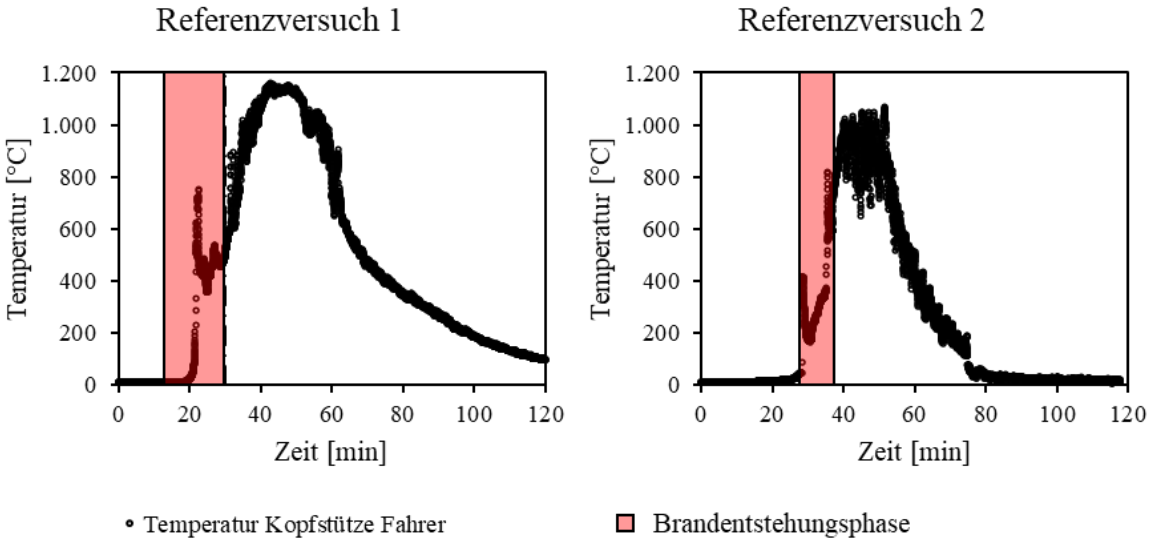



Abb. 7: Temperatur-Zeit-Verlauf im Fahrzeuginneren im Bereich der Kopfstütze des Fahrers bei beiden Referenzversuchen

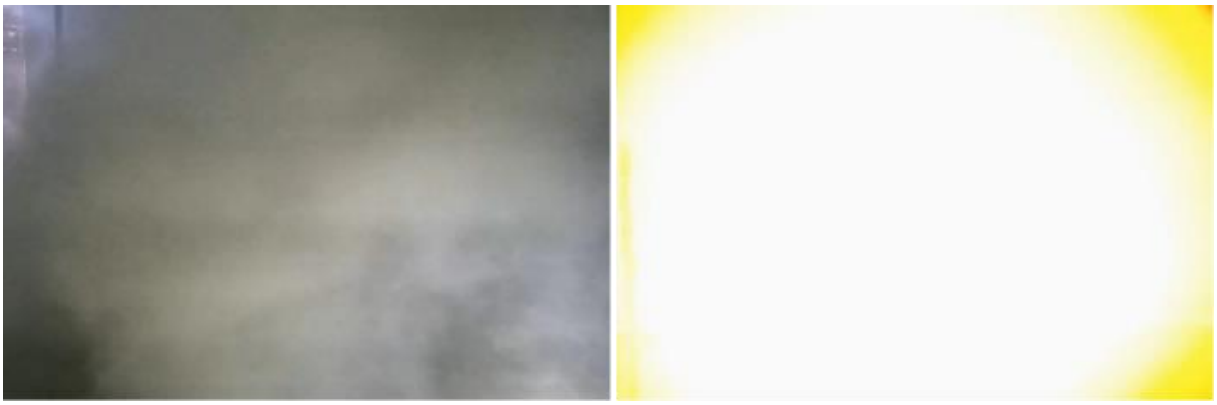


Abb. 8: Durchzündung von austretenden Ventinggasen [2]

## 4. Gefahrenabwehr in der Brandentstehungsphase mit Hohlstrahlrohren

Die durchgeführten Brand- und Löschversuche zeigen, dass sich die Maßnahmen zur Gefahrenabwehr bei Entstehungsbränden, von denen bei Vollbrandszenarien unterscheiden müssen. Analog dem Vollbrandszenario wird die Brandbekämpfung durch zwei agierende 2-Mann-Trupps oder zwei erweiterte Trupps mit jeweils drei Einsatzkräften empfohlen [2]. Diese führen, aufgeteilt auf Front und Heck (siehe Abb. 1), mit Hohlstrahlrohren zeitgleich die Brandbekämpfung durch (siehe Abb. 1). Als Löschmittel wird Wasser empfohlen. In den Versuchen am IBK war an beiden Hohlstrahlrohren ein Volumenstrom von 60 l/min eingestellt. Bei der Annäherung an das Fahrzeug sind bei den Löschmaßnahmen die Abstände nach VDE 0132 [4] einzuhalten. In der Brandentstehungsphase treten, verursacht durch sich entzündende Ventinggase im Bereich der Radkästen, Schweller sowie an Front und Heck Flammen auf. Diese können mit wenigen Sprühstößen abgelöscht werden. Anders als im Vollbrandszenario ist die bedeutend geringere Brandintensität charakteristisch für einen Entstehungsbrand. Infolge der Wärmeexposition verursachte Öffnungen liegen daher seltener vor. Das gezielte Einbringen von Wasser in den HV-Speicher ist daher ohne Hilfsmittel weniger wahrscheinlich als bei einem Vollbrand. In diesem Fall kann der Brand im HV-Speicher, verursacht durch die fortlaufende Propagation der Zellen, nicht gelöscht werden. Die Hersteller (Renault [5] und Dacia [6]) haben jedoch für die Einsatzkräfte der Feuerwehr einen Zugang in den HV-Speicher vorgesehen, worüber Löschmittel zur Kühlung der Zellen appliziert werden kann.

Besitzt das Fahrzeug keinen solchen Zugang, ist die Möglichkeit der direkten Kühlung der Zellen im HV-Speicher mit Hohlstrahlrohren unwahrscheinlich. Aus diesem Grund muss sich die Brandbekämpfung mit Hohlstrahlrohren an einem Elektrofahrzeug in der Brandentstehungsphase darauf konzentrieren, das Brandereignis auf den HV-Speicher zu begrenzen und so den Vollbrand des Fahrzeuges zu verhindern. Weiterhin ist dafür Sorge zu tragen, dass eine Brandausbreitung auf benachbarte brennbare Objekte unterbunden wird. Die Versuche haben gezeigt, dass dies mit reduziertem Löschwassereinsatz (60 l/min je Strahlrohr) erreichbar ist. Die Brandbekämpfung muss so lange angewendet werden, bis alle Zellen im HV-Speicher reagiert haben oder die thermische Propagation selbstständig stoppt.

Die Dauer der Brandbekämpfung und der Löschmittelverbrauch sind am Beispiel von zwei vollelektrischen Fahrzeugen, bei denen mittels Hohlstrahlrohren in der Brandentstehungsphase die Löschmaßnahmen durchgeführt wurden, in der Abb. 9 dargestellt. Bei beiden Versuchen fallen die Einsatzzeiten mit ca. 63 bzw. 86 Minuten länger aus als in der Vollbrandphase mit maximal ca. 35 Minuten. Ursache ist die langsamere thermische Propagation im HV-Speicher. Dies resultiert aus der Tatsache, dass die thermische Konditionierung der Zellen im HV-Speicher infolge der reduzierten Brandintensität, respektive dem reduzierten Thermofeedback, weniger stark ausgeprägt ist.

Der erhebliche Unterschied im Löschwasserverbrauch (6.700 l und 1.115 l) zwischen den beiden Versuchen konnte nicht eindeutig geklärt werden. Fest steht aber, dass im ersten Versuch, der zu Beginn des Teilschrittes 1 mit noch reduziertem Erfahrungsschatz in punkto Brandbekämpfung bei Entstehungsbränden stattfand, versucht wurde, den Brand im HV-Speicher vollständig zu löschen. Dies gelang mangels Öffnungen zum HV-Speicher nicht. Dies führte nachfolgend zu der Erkenntnis, die Brandbekämpfung bei Entstehungsbränden darauf zu konzentrieren, die Brandausbreitung auf das gesamte Fahrzeug zu verhindern. Daher wurden im zweiten Versuch mit einem zugrundeliegenden Entstehungsbrand bedeutend weniger Löschwasser verbraucht. Auch der nicht zweifelsfrei auszuschließende selbstständige Stopp der thermischen Propagation kann dazu geführt haben, dass der Brand früher endete[1]. Durch diesen Umstand können die vergleichsweise geringen Lösch-/Kühlwassermengen und die reduzierte Einsatzzeit erklärt werden.

Trotz der geringen Anzahl von Versuchen kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass bei der Brandbekämpfung mit Hohlstrahlrohren in der Brandentstehungsphase mit einer längeren Einsatzdauer und mit einem höheren Löschwasserverbrauch als bei Vollbrandszenarien zu rechnen ist. Die Angabe genauer Zahlenwerte für diese Parameter ist nach aktuellem Erkenntnisstand nicht ohne weiteres möglich. Als ungünstigster Fall muss angenommen werden, dass es den involvierten Einsatzkräften mit Hilfe von Hohlstrahlrohren nicht gelingt, die Propagation im HV-Speicher zu unterbinden. Das führt zur sukzessiven Reaktion aller Batteriemodule im HV-Speicher und damit zur Erhöhung der Einsatzzeit. Durch die Notwendigkeit, das Übergreifen der Flammen auf das gesamte Fahrzeug während dieses Prozesses zu verhindern, erhöht sich ebenfalls der Bedarf an Lösch-/Kühlwasser. Es muss eingeschätzt werden, dass bis zum Einsatzende Löschwassermengen von bis zu 7.000 Liter notwendig sein können. Stoppt die Propagation im HV-Speicher selbstständig, bevor alle Zellen reagiert haben, kann mit einer reduzierten Einsatzzeit und geringerem Löschmittelbedarf gerechnet werden.

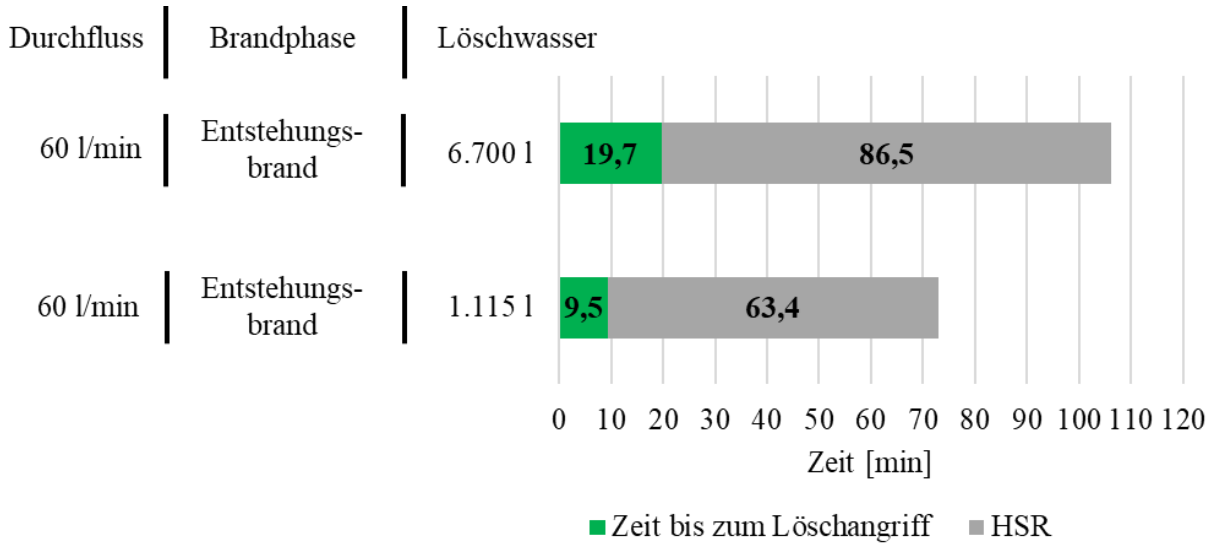



Abb. 9: Einsatzdauer und Löschwasserverbrauch für die Brandbekämpfung mit Hohlstrahlrohren in der Brandentstehungsphase

[1] Der HV-Speicher konnte nach Abschluss der Brandversuche nicht zerlegt und im Detail hinsichtlich noch funktionsfähiger Batteriemodule untersucht werden.

Bei der Brandbekämpfung eines Entstehungsbrandes resultieren spezifische Gefahren für die Einsatzkräfte. Besondere Gefahren gehen von aus dem HV-Speicher austretenden Ventinggasen aus. Diese sind brennbar und mindestens gesundheitsschädlich. Sehr wahrscheinlich ist die Entzündung der Ventinggase an heißen Oberflächen. Der Zeitpunkt, ab wann dies geschieht, ist von einer ganzen Reihe, zum Teil nicht beeinflussbarer, Einflussfaktoren abhängig. Die Versuche haben gezeigt, dass auch bei baugleichen Fahrzeugen und sonst konstanten Startbedingungen, der zeitliche Verlauf des Ventings bzw. der Übergang zur Entzündung, nicht abgeschätzt werden kann. Es ist zu berücksichtigen, dass sich die Ventinggase insbesondere in geschlossenen Räumen explosionsartig, mit und ohne Druckaufbau, entzünden können. Auch die Ansammlung im Fahrzeuginneren birgt die Gefahr solcher Ereignisse. Daher ergeben sich folgende Handlungshinweise.

- Im Gefahrenbereich besteht die Notwendigkeit zum Tragen der vollständigen PSA für die Brandbekämpfung im Innenangriff (inkl. umluftunabhängigem Atemschutz).
- Treten aus dem HV-Speicher Ventinggase aus,
    - ist bei Annäherung mit Wasser am Strahlrohr vorzugehen.
    - muss zeitnah mit deren spontaner Entzündung gerechnet werden.
    - können die Ventinggase zur Reduzierung der bevorstehenden Flammenerscheinungen mit Hilfe von Überdruckbelüftern o.ä. Einsatzmitteln verdünnt, verwirbelt und befeuchtet werden.
    - sollte zur Prävention einer Entzündung versucht werden, deren Ansammlung im Innenraum des Fahrzeugs zu vermeiden (z.B. durch mehrmaliges Öffnen und Schließen der Fahrzeugtüren).
- Tritt das Venting innerhalb geschlossener Räume oder ähnlichen Gebäudeteilen auf,
    - besteht akute Explosionsgefahr.
    - müssen die Ventinggase zur Vermeidung explosionsfähiger Atmosphären mit Hilfe von Überdruckbelüftern o.ä. Einsatzmitteln verdünnt werden[2].
    - sollte versucht werden, das Fahrzeug unter Wahrung des Eigenschutzes ins Freie zu befördern.
- Bei der Brandbekämpfung sollte der Fokus darauf liegen, das Übergreifen der im Bereich des HV-Speichers resultierenden Flammen auf das Fahrzeug zu verhindern. Von der wirksamen Bekämpfung des Batteriebrandes kann, ohne das Vorhandensein von Zugängen und Öffnungen zur Löschwasserapplikation, nicht ausgegangen werden (Wärmebildkameras erleichtern die Suche nach Öffnungen). Die Verwendung zweier Trupps mit Hohlstrahlrohren (je 60 l/min) ist angezeigt.

## 5. Zusammenfassung und Ausblick

Die Brandentstehungsphase eines E-Fahrzeuges unterscheidet sich hinsichtlich ihrer Eigenschaften von der Vollbrandphase. Aus diesem Grund stellte sich die Frage, ob die für die Vollbrandphase vorgeschlagenen Einsatzmaßnahmen auch bei der Brandentstehungsphase angewendet werden können oder ob Änderungen der Taktik notwendig sind. Die Versuche am IBK Heyrothsberge mit vollelektrischen Fahrzeugen mit Beginn der Brandbekämpfung in der Brandentstehungsphase unter Einsatz von Hohlstrahlrohren haben Unterschiede in der Einsatzdauer und dem Löschmittelverbrauch aufgezeigt. Auch die bei diesem Szenario resultierenden Gefahren unterscheiden sich von denen der Vollbrandphase. Es muss mit austretenden Ventinggasen gerechnet werden, die sich in der Folge an heißen Oberflächen

[2] In Ermangelung eines Druckbelüfters können in die unmittelbare Umgebung des Fahrzeugs Sprühstöße abgegeben werden. Es ist zu beachten, dass diese Vorgehensweise weniger effektiv ist.

entzünden werden. Die resultierenden (Jet-)Flammen können zeitweise mehrere Meter lang sein. Im Fahrzeuginnenraum können sich potenziell brennbare Ventinggase ansammeln. Ein regelmäßiges Öffnen und Schließen der Türen ist daher empfohlen. In geschlossenen Räumen und ähnlichen Gebäuden oder Strukturen können im Falle des Ventings ebenfalls brennbare Gase in explosionsfähiger Konzentration vorliegen. Die Einsatzkräfte müssen auf diese Gefahr mit Ventilationsmaßnahmen reagieren. Unter Wahrung des Eigenschutzes sollten alle Möglichkeiten zum Entfernen des Fahrzeugs aus diesem Bereich geprüft werden.

Zusätzlich zu den Untersuchungen der Wirksamkeit von Hohlstrahlrohren in der Brandentstehungsphase, wurden Versuche mit Systemen zur direkten Löschmitteleinbringung in HV-Speicher durchgeführt. Hierbei sollte untersucht werden, ob diese Systeme in der Brandentstehungsphase einen größeren Mehrwert gegenüber Hohlstrahlrohren haben als in der Vollbrandphase. Hierzu sei auf den Ende des zweiten Quartals erscheinenden Abschlussbericht zum Teilschritt 2 verwiesen. Dieser wird analog dem Bericht zum Teilschritt 1 kostenfrei auf der Website des IBK zum Download zur Verfügung stehen.

**Literatur:**

[1] Neske, Michael; Kaufmann, Julia; Butscher, Daniel; Vogel, Christoph: Brandbekämpfung an E-Fahrzeugen - Neue Erkenntnisse auf der Basis von Realbrandversuchen. In: 69. Jahresfachtagung der Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e.V. (vfdb) 2023 in Münster; VdS Schadensverhütung GmbH Verlag; S. 335–347

[2] Institut für Arbeitsschutz der Deutschen Gesetzlichen Unfallversicherungen: Eintrag Wasserstoff in der GESTIS-Stoffdatenbank: Gefahrstoffinformationssystem der Deutschen Gesetzlichen Unfallversicherung

[3] Neske, Michael; Kaufmann, Julia; Butscher, Daniel; Vogel, Christoph: Evaluierung von technischen Verfahren zur Löschmitteleinbringung in Hochvoltspeicher: Untersuchungen zum einsatztaktischen Mehrwert gegenüber anderen Löschtechniken und -taktiken. Forschungsbericht Nr. 210 im Auftrag für die ständige Konferenz der Innenminister und -senatoren der Länder, Arbeitskreis V - Ausschuss für Feuerwehrangelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Verteidigung. Heyrothsberge (2022); (ISSN: 0170-0060)

[4] Norm DIN VDE 0132. 07-2018. Brandbekämpfung und technische Hilfeleistung im Bereich elektrischer Anlagen

[5] Rettungsdatenblatt Renault Megane E-Tech 100% Elektrik, Renault Deutschland AG (2022); URL: https://cdn.group.renault.com/ren/de/rettungskarten/megane-e-tech-100--elektrisch/Renault%20Megane%20E-Tech%20100Prozent%20Electric%20Hatchback%202022%205d%20Electric%20DE%20(002).pdf.asset.pdf/9668d8daa0.pdf (Überprüfungsdatum: 2024-02-09)

[6] Rettungsdatenblatt Dacia Spring, Renault Deutschland AG (2021); URL: https://cdn.group.renault.com/dac/de/editorial/rettungsdatenblaetter/Dacia_Spring__Hatchback_2021_5d_Electric_DE.pdf (Überprüfungsdatum: 2024-02-09)

# Belastung der Persönlichen Schutzausrüstung und des Löschwassers durch Schwermetalle bei der Brandbekämpfung von Hochvoltspeicher

Dr. Julia Kaufmann, Dr. Christian Heiser, Dr. Sandra Wegner
Institut für Brand- und Katastrophenschutz Heyrothsberge, 39175 Biederitz
M. Sc. Martine Schadach Otto von Guericke Universität, 39106 Magdeburg

**Kurzfassung:**
In der Literatur sind bisher einige Untersuchungen zum Kontaminationspotential der Brandemissionen und des anfallenden Abwassers bei Brandversuchen mit Lithiumionen-Batterien (LIB) beschrieben. Dabei wurden vor allem erhöhte Konzentrationen der Metalle Lithium, Aluminium, Cobalt, Mangan und Nickel festgestellt. Inwiefern die Brandemissionen die Persönliche Schutzausrüstung (PSA) kontaminieren, wurde bisher in nur wenigen Versuchen untersucht. Dagegen gibt es keine Untersuchungen zur Kontamination der PSA durch im Einsatzfall anfallendes belastetes Abwasser, wie Lösch- oder Tauchwasser.
Es wurde untersucht, inwieweit sich Metalle in der PSA nach gezielter Kontamination mit Metallsalzlösungen und Tauchwasser wiederfinden, ob sich diese durch einfache Reinigungsverfahren entfernen lassen und ob bei mehrmaliger Kontamination und Wäsche eine Akkumulation stattfindet.

## 1. Einleitung

### 1.1 Lithiumionen-Batterien

Durch das Verwenden von LIB in Fahrzeugen als Energiespeicher ändert sich das Gefahrenpotential bei Bränden erheblich. Um genauer zu verstehen, welche Schadstoffe beim Brand von Elektrofahrzeugen eine Rolle spielen, sind Brand- und definierte Kontaminationsversuche unerlässlich.
Unter dem Begriff Batterie werden all solche Energiespeicher verstanden, bei welchen chemische Energie in elektrische Energie umgewandelt wird. Es handelt sich hierbei um galvanische Zellen. Batterien werden in Primär- sowie Sekundärbatterien unterteilt, wobei Primärbatterien nicht wiederaufladbar sind, Sekundärbatterien dagegen schon. Die meisten LIB sind Sekundärbatterien, so wie sie in Elektrofahrzeugen verbaut werden. [1]
Die nachfolgend beschriebenen LIB sind stets als Sekundärbatterien zu betrachten.
Die austretenden Schadstoffe im Brandfall hängen unmittelbar mit der chemischen Zusammensetzung der Zellen zusammen. In Elektrofahrzeugen sind aktuell größtenteils Zellen aus Lithium-Nickel-Mangan-Cobalt-Oxid (Lithium-NMC) sowie Lithium-Nickel-Cobalt-Aluminium-Zellen in Gebrauch [2]. Der Aufbau einer Lithium-NMC-Zelle ist schematisch in Abbildung 1 gezeigt.

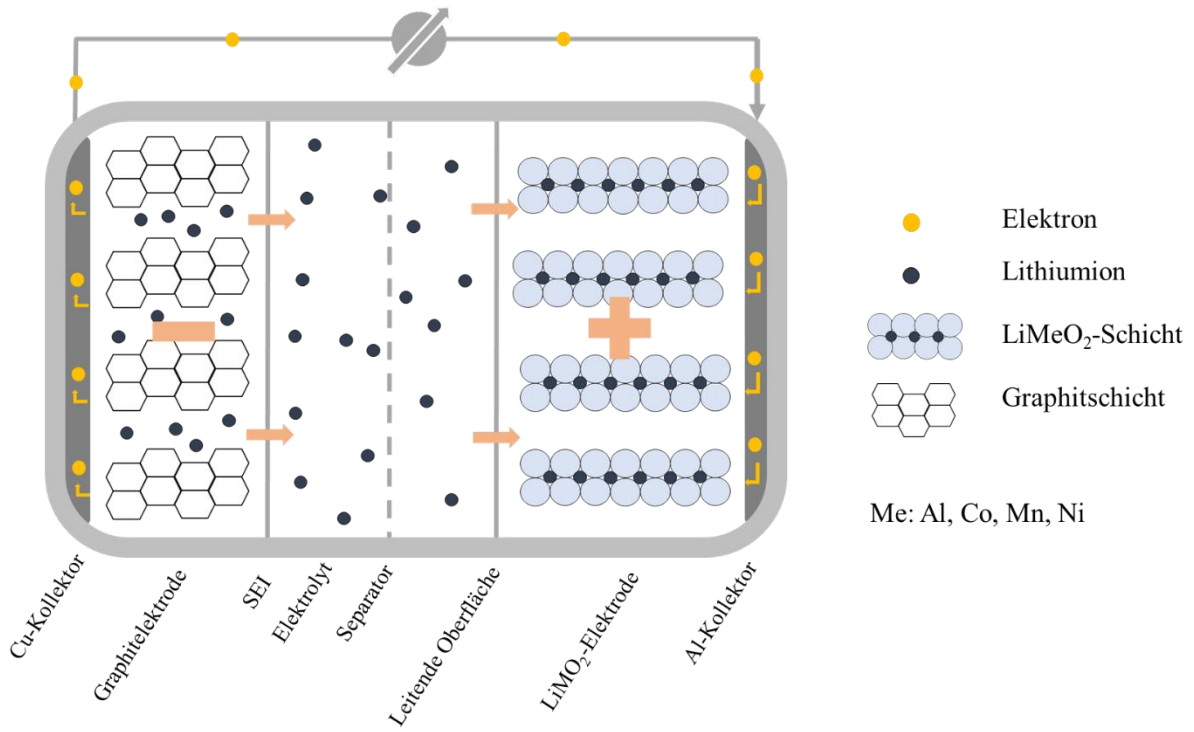



Abbildung 1: Schematischer Aufbau und Funktion einer NMC-Zelle eines Lithiumionen-akkumulators beim Entladevorgang [3].

### 1.2 Grenzwerte für Textilien

Gemäß TÜV Rheinland® [4] gibt es für Textilien gesetzliche Grenzwerte nur für die Metalle Cadmium, Blei, Arsen und Chrom. Um mehr Richtwerte einzubeziehen, werden nicht rechtlich bindende Textillabel herangezogen. Textilstandards, wie Blauer Engel [5], Bluesign [5], Global Organic Textile Standard (GOTS) [5], OEKO-TEX® 100 [5], weisen vergleichbare Anforderungen und Grenzwerte aus. Hier wird sich auf das Label OEKO-TEX® 100 bezogen, da es ebenfalls gesonderte Grenzwerte für Lederstoffe (OEKO-TEX® Leather [6]) besitzt, was unter anderem relevant für die Einsatzhandschuhe ist. Außerdem werden Grenzwerte für persönliche Schutzausrüstung angegeben. Für Aluminium und Lithium werden keine Grenzwerte angegeben.

Tabelle 1: Grenzwerte von Metallen für Textilien nach OEKO-TEX® und GOTS.

| | OEKO TEX®100 [7] | OEKO TEX® Leather [6] | GOTS [8] |
|---|---|---|---|
| Cd [mg/kg] | 0,1 | 0,1 | 0,1 |
| Co [mg/kg] | 1,0 | 4,0 | 1,0 |
| Cr [mg/kg] | 1,0 | 200,0 | 1,0 |
| Cu [mg/kg] | 50,0 | 50,0 | 25,0 |
| Mn [mg/kg] | 90,0 | - | 90,0 |
| Ni [mg/kg] | 1,0 | 4,0 | 1,0 |
| Pb [mg/kg] | 0,2 | 1,0 | 0,2 |
| Zn [mg/kg] | 750 | - | 750 |

## 1.3 Stand der Forschung zu Kontaminationen im Zusammenhang mit LIB

### Brandrückstände

In unterschiedlichen vorangegangenen Untersuchungen anderer Institutionen wurde bereits das Kontaminationspotential von LIB näher betrachtet, wobei von unterschiedlichen Aufbauten und verschiedenen Hochvoltspeichersystemen ausgegangen wurde. So verwendete das Karlsruher Institut für Technologie (KIT) eine Traktionsbatterie (LIB) und die Schweizerischen Eidgenossenschaften in Tunnelbrandversuchen Batteriemodule aus zwölf Zellen. Das Research Institutes of Sweden (RISE) [9] verwendete zwei Elektrofahrzeuge, einen Transporter sowie ein Familienauto. In allen Versuchen wurden die Zellen entweder durch Wärmeexposition oder mechanische Belastung in den Thermal Runaway (TR) gebracht.
Aufgrund der variierenden Versuchsdurchführungen können die Messergebnisse nicht direkt verglichen werden, allerdings werden stets erhöhte Konzentrationen der Metalle Lithium, Aluminium, Cobalt, Mangan und Nickel gefunden, weshalb sich für alle Darlegungen und späteren Untersuchungen besonders auf diese Metalle konzentriert wurde.

### Anfallendes belastetes Abwasser

Neben anfallenden Brandrückständen kann ebenfalls das Löschwasser nach einem Brand erhöhte Metallkonzentrationen aufweisen, was in verschiedenen Experimenten bereits im verwendeten Löschwasser nachgewiesen wurde.
Die Schweizerische Eidgenossenschaft [10] untersuchte neben den Brandrückständen ebenfalls das anfallende Löschwasser. Bei Brandversuchen am IBK [11] wurde die Eskalation der Lithiumbatterie von Elektrofahrzeugen durch Penetration herbeigeführt. Bei den Versuchen wurde sowohl anfallendes Lösch- als auch Tauchwasser untersucht. Im Zuge einer Untersuchung der Ökotoxizitätsbewertung im Zusammenhang mit Elektrofahrzeugen führten Quant et al. [12] vier Brandversuche sowohl mit einem ganzen Elektrofahrzeug als auch mit einzelnen Batteriemodulen, durch. Der TR wurde bei diesen Versuchen durch externe Befeuerung mittels Propangasbrenner eingeleitet.
Abhängig von der Löschmethode und der damit verbundenen Menge an Löschwasser treten unterschiedlich ausgeprägte Schwankungen der Metallkonzentrationen auf. Die zuvor aufgelisteten Metalle traten in den meisten Fällen in signifikanten Konzentrationen auf.

### Kontamination von Textilien

Szmytke et al. [13] untersuchten die Kontamination von Feuerwehrbekleidung bei Bränden von Traktionsbatterien. Im Gegensatz zu allen anderen Versuchen wurde hier eine Nickel-Metallhydrid-Batterie verwendet, welche eine andere Zellchemie als Lithiumionen-Batterien besitzt. Bei diesen Untersuchungen wurden Cobalt und Lithium mittels Röntgenfluoreszenzanalyse nachgewiesen (35 mg/kg Li, 24 mg/kg Co).
Die Schweizer Eidgenossenschaften [10] analysierten ebenfalls die Belastung auf Schutzausrüstung im Zusammenhang mit Bränden von Lithiumionen-Batterien. Hierfür wurden Oberflächenwischproben genommen, in denen nennenswerte Konzentrationen der Metalle Cobalt, Lithium, Mangan und Nickel festgestellt wurden.
Die Technische Universität Graz [14] hat PKW-Brandversuche mit Lithium-NMC-Zellen im Tunnel durchgeführt und neben der Schwermetallbelastung des Löschwassers ebenfalls die Kontamination von Vliesstoffen untersucht. Die Vliesstoffe wurden dafür in Rauchabzugsrichtung in hohen Abständen von 40 und 90 m vom Brandherd montiert. Selbst bei einem sehr großen Abstand von 90 m waren noch Metallkontaminationen festzustellen.

Die bisherigen Untersuchungen zeigen bereits das Kontaminationspotential von LIB, bezogen auf die Brandrückstände und das Abwasser, allerdings sind die Erkenntnisse hinsichtlich der Kontamination der PSA bisher mangelhaft.

So gibt es bisher keine Untersuchung, welche die Kontamination des gesamten Lagenaufbaus bzw. der Einzellagen betrachtet. Ebenso fehlen Untersuchungen zum Kontaminationspotential des Abwassers in Bezug auf die Schutzausrüstung.

Im Rahmen der Brandschutzforschung der Bundesländer soll in diesem Forschungsprojekt untersucht werden, inwiefern sich Metalle in der Schutzkleidung nach definierter Kontamination sowohl im Labormaßstab als auch unter praxisnahen Bedingungen, mit gasförmigen Emissionen, mit belastetem Abwasser sowie mit Brandrückständen Metallverbindungen einlagern und akkumulieren. Darüber hinaus gilt es, geeignete Reinigungsmaßnahmen zu identifizieren, die nötig sind, um die Kontaminationen bestmöglich zu entfernen sowie die Akkumulation zu unterbinden.

## 2. PSA-Kontamination

Für die Untersuchungen der Kontamination von PSA wurden neuwertige Textilproben verwendet, wobei sowohl die Einzellagen als auch vollständige Lagenaufbauten betrachtet wurden (Abbildung 2). Die Zusammensetzung der einzelnen Stofflagen ist in Tabelle 2 zusammengestellt.

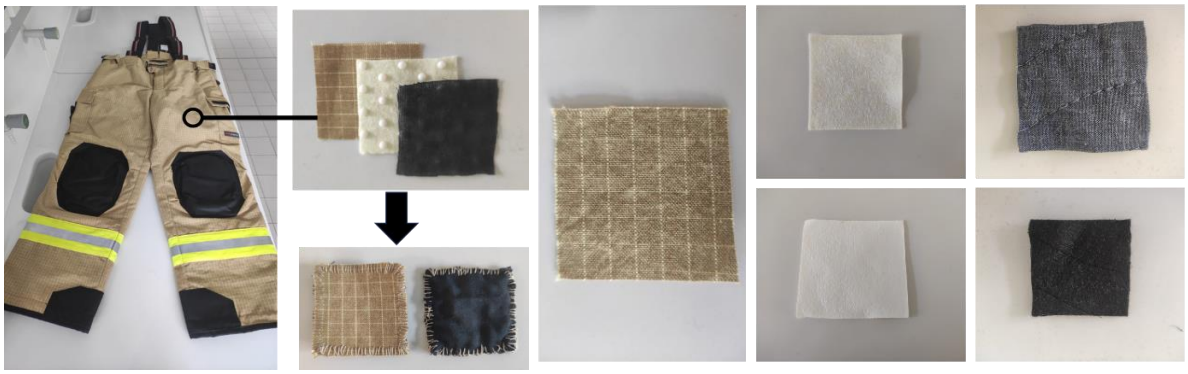


Abbildung 2: Gewinnung Textilproben aus einer neuwertigen Einsatzhose zur Innenbrandbekämpfung; Einzellagen und vollständiger Lagenaufbau [15].

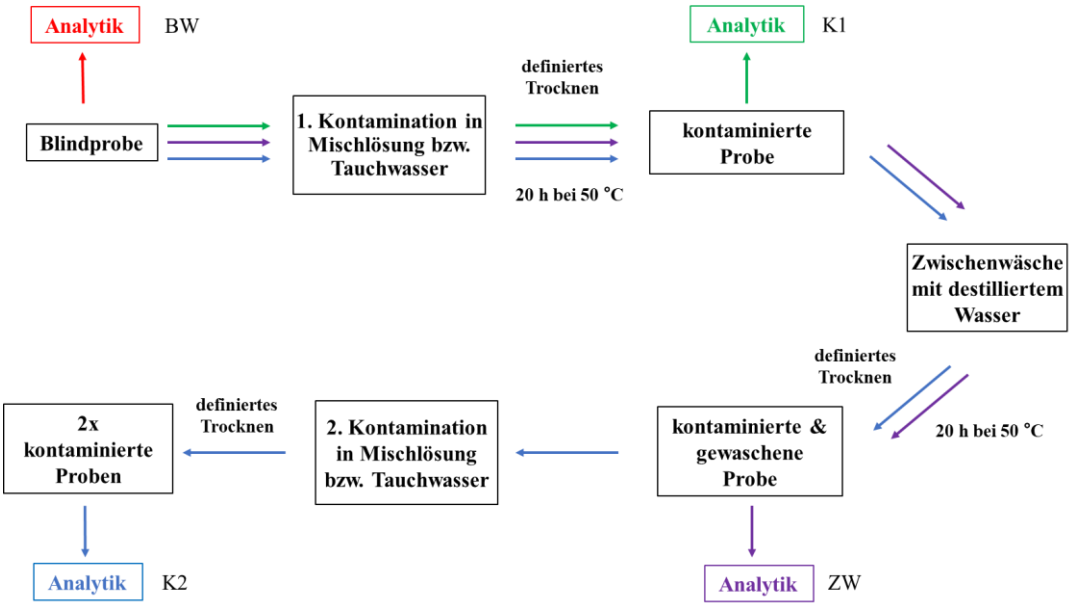
Tabelle 2: Zusammensetzung der einzelnen Stofflagen der Textilien für die Vorversuche [15][16].

| Stofflage | Zusammensetzung |
|---|---|
| Oberstoff | Gewebe aus 59 % *p*-Aramid, 39 % PBI und 2 % Antistatikfaser (sandfarben) |
| Membran | Vlies aus 100 % Aramid (beige) ePTFE-Membran (weiß);<br>mit und ohne Silikonnoppen |
| Innenfutter | Gewebe aus 50 % Aramid und 50 % Viscose FR (grau) |

### 2.1 Vorversuche

Um das Kontaminationspotential von Abwasser einzuschätzen, wurden in Vorversuchen die verschiedenen Einzellagen sowie ein vollständiger Lagenaufbau einer Einsatzbekleidung der Feuerwehr für die Innenbrandbekämpfung gezielt mit einer sauren Metallsalzmischlösung in

Kontakt gebracht. Die Konzentrationen der Metalle in der Mischlösung sind angelehnt an die Ergebnisse des Vorgängerprojekts des IBK [11]. Die Metallbelastung der Textilproben wurde nach einem Aufschluss von einem akkreditierten Labor gemessen. Die Konzentrationen der Metallionen in der Metallsalzlösung sind in Tabelle 1 zu finden. Die Kontamination erfolgte nach Schema 1.




Schema 1: Kontamination der PSA-Proben mit einer sauren Metallsalzmischlösung [15].

Tabelle 3: Metallkonzentrationen in der Mischlösung zur Kontamination der Textilproben.

| Metall | Al | Pb | Cd | Co | Li | Mn | Ni |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Konzentration [mg/l] | 40 | 10 | 10 | 25 | 50 | 25 | 40 |

Sowohl zur Kontamination als auch zum Waschen wurden die Textilproben in die Lösung eingebracht und durch zehnmaliges Quetschen per Hand möglichst gleichmäßig kontaminiert bzw. gereinigt. Durch das Quetschen sollte eine möglichst vollständige Durchtränkung der Textilien erreicht werden. Für die Zwischenwäsche (ZW) wurde destilliertes Wasser verwendet. Die Versuche in den wässrigen Lösungen fanden bei Raumtemperatur statt.
Nach einer definierten Trocknung in einem Klimaschrank wurden die Proben bei 50 °C für 20 Stunden belassen. Im Anschluss erfolgte in einem akkreditierten Labor deren Analyse mittels ICP-OES nach DIN EN ISO 11885 bzw. ICP-MS nach DIN EN ISO 17294-2. Im Vorfeld fand ein Vollaufschluss der Proben nach EPA 3052 statt.
Die Metallkonzentrationen der Einzellagen sowie des Lagenaufbaus nach den einzelnen Verfahrensschritten sind beispielhaft an den Metallen Al und Ni in Abbildung 3 dargestellt.

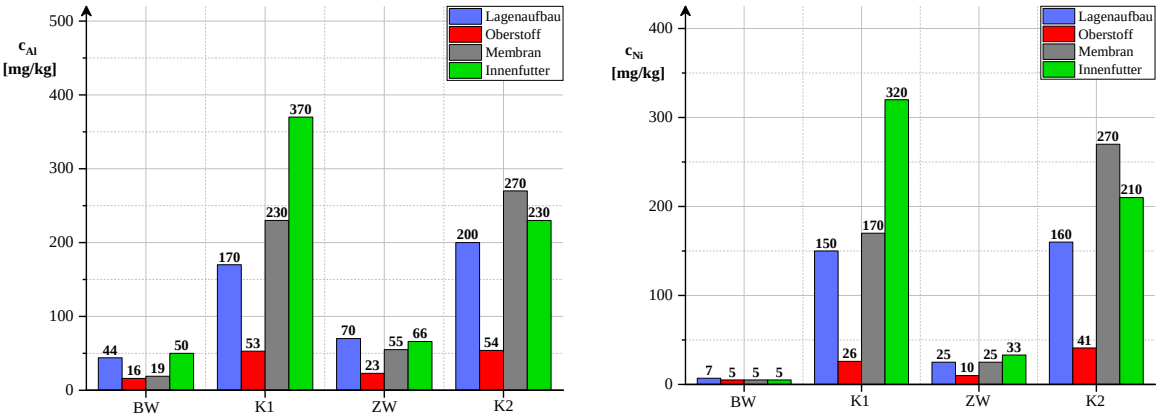



Abbildung 3: Konzentrationen von Aluminium (links) und Nickel (rechts) in den Bekleidungsproben (Lagenaufbau, Außenstoff, Membran, Innenfutter) als Blindwert (BW), nach der 1. Kontamination (K1), Zwischenwäsche (ZW) und nach der 2. Kontamination (K2) [15].

In allen Textilproben liegen die sechs Metalle nach einer Kontamination, im Vergleich zu den Blindwerten und den gewaschenen Lagen, in messbar höheren Absolutkonzentrationen vor.
Die Konzentrationen erreichen stellenweise Werte, die über den Grenzwerten des OEKO-TEX® 100-Label [5] liegen, wobei allerdings anzumerken ist, dass selbst einige Blindwerte der neuwertigen Textilien oberhalb dieser Grenzwerte lagen.
Durch die ZW werden, bereits mit destilliertem Wasser, die Konzentrationen, die aus der vorangegangenen Kontamination resultieren, signifikant herabgesetzt. Allerdings werden nicht die Ausgangskonzentrationen des BW erreicht. Das lässt auf eine unvollständige Entfernung der Rückstände schließen. Beim Lagenaufbau sind nach der ZW Restkonzentrationen eindeutig nachweisbar. Am Beispiel Aluminium zeigt sich rechnerisch der Aspekt von kontaminierter Menge, Restmenge nach der ZW und einer akkumulierten Menge nach der zweiten Kontamination. Generell ist dieser Trend einer höheren Konzentration nach erneuter Kontamination erkennbar, auch bei dem Oberstoff und der Membran. Diese Tendenz ist beim Oberstoff am geringsten und bei der Membran am deutlichsten ausgeprägt. Der Grund liegt in der unterschiedlichen textilen Struktur der einzelnen Lagen. So werden von verschiedenen Materialien und deren Ausführungen unterschiedliche Mengen des metallbelasteten Wassers der Mischlösung aufgenommen und damit einhergehend unterschiedliche Mengen an Metallionen, welche sich final in den Fasern niederschlagen. Das lässt sich anhand ermittelter Massen der feuchten und trockenen Textilproben belegen. Die Proben des Innenfutters nehmen durchschnittlich 5 g Mischlösung bei der Kontamination auf, die Membranproben 1 g und die Oberstoffproben lediglich 0,4 g. Mit der größeren Menge Mischlösung gelangen mehr Metallionen in die Textilien. Bei der Membran ist anzumerken, dass die Wasserbeladung nicht von der ePTFE-Membran selbst aufgenommen wird, sondern von dem Aramidvlies, auf welchem diese appliziert ist.
Neben Textilproben der Oberbekleidung wurden ebenfalls Handschuhe nach dem gleichen Schema bis zur ZW untersucht, mit dem Unterschied, dass Außenstoff (Fire Block Leder) und Innenfutter getrennt betrachtet wurden. Ein vollständiger Lagenaufbau wurde nicht betrachtet. Abbildung 3 zeigt beispielhaft an Aluminium und Lithium die Konzentrationen der neuwertigen Handschuhlagen sowie nach den einzelnen Verfahrensschritten.

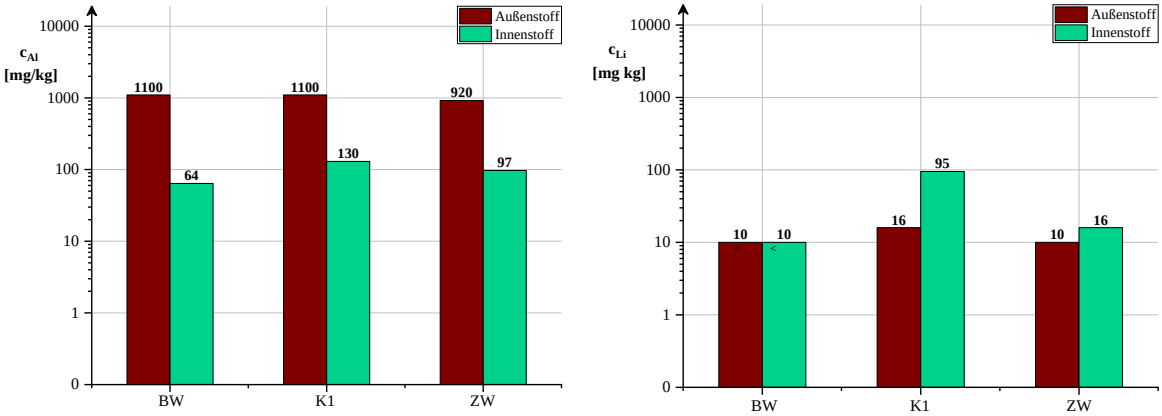



Abbildung 3: Konzentrationen von Aluminium (links) und Lithium (rechts) in den Handschuhproben (Außenstoff, Innenstoff) als Blindwert, nach der 1. Kontamination (K1) und nach der Zwischenwäsche (ZW) [15].

Aufgrund der sehr hohen Blindwertkonzentration ist eine eindeutige Analyse der Metallkontaminationen der Handschuhe durch metallbelastetes Wasser nur schwer möglich. Die hohen Ausgangskonzentrationen sind auf metallbasierte Verstärkungen zur Erhöhung des Schnittschutzes sowie auf Farb- und Gerbstoffe, speziell für die Lederverarbeitung, zurückzuführen.
Die Blindwerte liegen dennoch für viele Metalle über den höher angesetzten Grenzwerten nach OEKO-TEX® Leather [6]. Lediglich die Cobaltkonzentration des Außenstoffs liegt unterhalb der Nachweisgrenze, wobei der Grenzwert ebenfalls darunter liegt. Insbesondere der Außenstoff weist keine nennenswert erfassbare Kontamination auf, was vorerst auf eine gute Schutzfunktion gegenüber der Mischlösung hinweist. Beim Innenstoff zeigt sich eine Tendenz vergleichbar mit der Oberbekleidung.

## 2.2 Kontamination mit Tauchwasser

Neben einer Kontamination mit einer sauren Metallsalzmischlösung wurde das Kontaminationsverhalten der Textillagen der PSA bei Einwirken von Tauchwasser untersucht. Das Tauchwasser wurde aus Brandversuchen gewonnen, bei denen zwei Batteriemodule mit LIB-Technologie gezielt und vollständig eskaliert und im Anschluss in ein Wasserreservoir getaucht wurden.
Besonders der pH-Wert und die Konzentrationen von Lithium und Aluminium stechen bei dem Tauchwasser hervor. Diese werden demnach in der Auswertung berücksichtigt. Der pH-Wert verschob sich in den basischen Bereich (11,8). Die Lithiumkonzentration lag bei ca. 95 mg/l und die Aluminiumkonzentration ist mit ca. 200 mg/l die höchste gemessene Metallkonzentration. Die anderen betrachteten Metalle traten nicht in nennenswerten Konzentrationen auf, was sich auf den Verlauf der Eskalation zurückführen lässt. Hierbei wurden große Mengen des Zellmaterials während der Eskalation herausgeschleudert, die sich nicht mehr im Tauchwasser niederschlugen. Darüber hinaus wurden nur im Wasser gelöste Bestandteile betrachtet und nicht die absetzbaren Schwebstoffe. Der gewöhnliche Lagenaufbau der Oberbekleidung zeigt ein ähnliches Kontaminationsverhalten hinsichtlich der Metallkonzentrationen wie er bereits bei den Vorversuchen herausgearbeitet wurde (Abbildung 4).

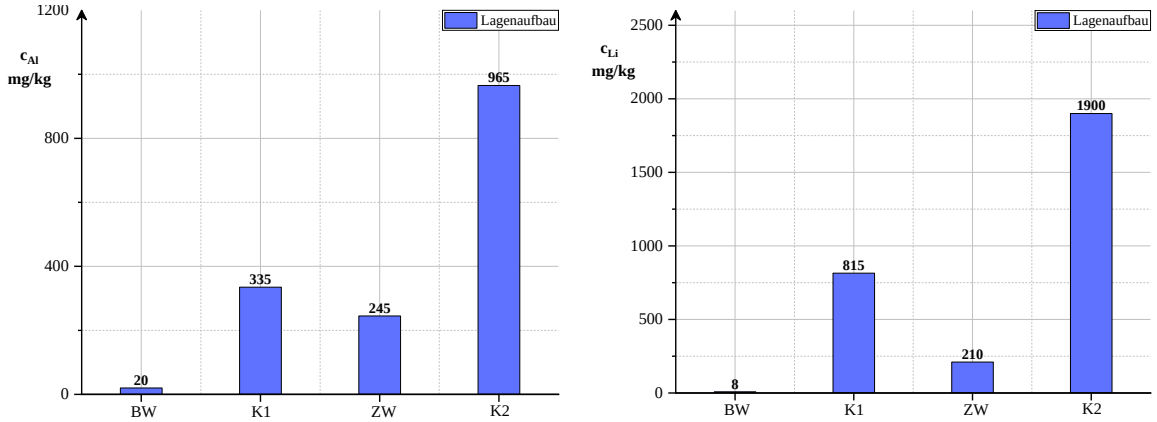



Abbildung 4: Gemittelte Konzentration der Metalle Aluminium (links) und Lithium (rechts) in den Bekleidungsproben (Lagenaufbau) als Blindwert (BW), nach der 1. Kontamination (K1), nach der Zwischenwäsche (ZW) und nach der 2. Kontamination (K2)[15].

Im Gegensatz dazu zeigt sich bei dem Außenstoff der Handschuhe ein sehr ausgeprägter Anstieg der Metallbelastung nach der Kontamination (Abbildung 5). Während bei dem Vorversuch praktisch keine erhöhten Metallkonzentrationen durch die Kontamination festgestellt werden konnte, zeigt sich hier ein Anstieg der Absolutkonzentrationen der Metalle um ungefähr 1000 mg/kg, was der eigentlichen Kontamination entspricht. An dieser Stelle stellt der pH-Wert einen entscheidenden Faktor dar. Ebenfalls ist eine nahezu vollständige Reinigung in diesem Falle nicht mehr mit destilliertem Wasser möglich und es kommt zu einer Akkumulation der Metalle. Obwohl es für Aluminium und Lithium in diesem Zusammenhang keine Grenzwerte gibt, ist, aufgrund der Höhe der Werte, eine toxikologische Relevanz nicht auszuschließen.

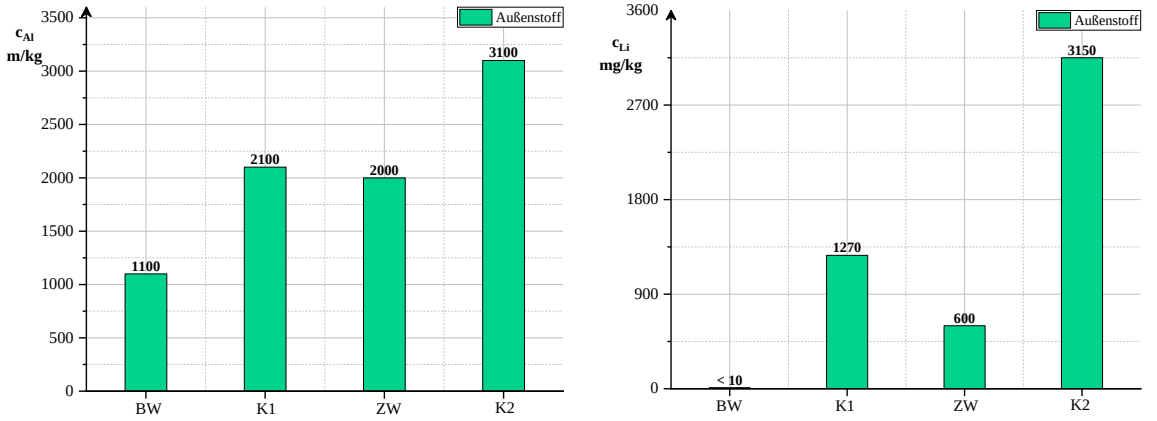



Abbildung 5: Konzentrationen von Aluminium (links) und Lithium (rechts) in den Handschuhproben (Außenstoff) als Blindwert (BW), nach der 1. Kontamination (K1), der Zwischenwäsche (ZW) und nach der 2. Kontamination (K2) [15].

## 3. Schlussfolgerungen

Aus den Ergebnissen der Versuche zur Kontamination von Textilien mit metallbelastetem Wasser kann bereits auf ein erhebliches Kontaminationspotential der PSA geschlossen werden. Die Versuche zeigten grundsätzlich eine Erhöhung der Absolutkonzentrationen der Metalle in allen Stofflagen und eine Verringerung dieser bereits durch die Wäsche mit destilliertem Wasser. Ebenfalls ist eine Akkumulation der Metalle durch mehrfache Kontamination, trotz zwischengelagerter Reinigungen, nicht auszuschließen.

Das Ausmaß der Metallkontamination durch belastetes Wasser korreliert mit dem durch die Textilien aufgenommenen Volumina. Der Außenstoff der PSA nimmt vergleichsweise geringe Mengen Flüssigkeit auf und bildet, als primärer Angriffspunkt äußerer Faktoren, eine

hinreichende Barriere für belastetes Wasser. Die unter Laborbedingungen durchgeführten Versuche stellten ein Worst-Case-Szenario dar, welches eine vollständige Durchtränkung der PSA beschrieb. Es zeigt sich die Notwendigkeit einer intakten Imprägnierung der PSA.
Auf Grund der Tatsache, dass sich Metallionen aus einer wässrigen Lösung in den Textilien niederschlagen und sich beim Waschen teils wieder herauslösen lassen, ergibt sich die notwendige Konsequenz einer getrennten Wäsche. Sofern es der Aufbau der Oberbekleidung ermöglicht, sollten Innenfutter und Außenstoff getrennt voneinander gewaschen werden. So lässt sich eine Übertragung der Kontaminationen des Außenstoffs auf innere, hautnahe Schichten vermeiden.

## 4. Ausblick

Neben der Kontamination mit Tauchwasser wurden, wie bereits erwähnt, Brandversuche mit LIB-Modulen durchgeführt, um praxisnahe Ergebnisse zu erhalten. Dieser Versuch soll neben Erkenntnissen zur Kontamination mit metallbelastetem Abwasser, auch Ergebnisse generieren, die sowohl die Kontamination mit Brandrauch als auch mit Brandrückständen berücksichtigen. Dabei sind neben der eigentlichen Kontamination Faktoren von Interesse, wie Akkumulationsverhalten und Reinigungspotential bei unterschiedlichen Bedingungen (Temperatur, Reinigungsmittel, Mehrfachkontaminationen und -wäschen, alternative Waschverfahren etc.). Die Auswertungen aller Ergebnisse dieser Versuche sind noch nicht in Gänze abgeschlossen.
Das Vermögen der Schadstoffe die PSA zu durchdringen ist ebenfalls ein weiterer noch nicht untersuchter Forschungspunkt. Der Außenstoff bietet bei sachgerechter Imprägnierung bereits eine Barriere für kontaminiertes Lösch- und Kühlwasser. Allerdings ist bisher unklar, wie sich auf dem Außenstoff befindliche Kontaminationen in der PSA bei der Wäsche verteilen und dadurch Schadstoffe in Hautkontakt treten können. Auch ist nicht abschließend geklärt, inwiefern und in welchem Ausmaß häufiges Waschen die textilen Strukturen der PSA nachhaltig schädigt, wodurch deren Schutzwirkung eingeschränkt wird.
Letztendlich bieten die hier herangezogenen Grenzwerte lediglich eine Orientierung. Das Überschreiten einzelner Grenzwerte in neuwertigen Textilien ist hinsichtlich einer toxikologischen Relevanz nicht abschließend geklärt. Umfangreiche Untersuchungen könnten langfristig zu einem optimierten und gesetzlich relevanten Grenzwertsystem für PSA führen.

## Literatur:

[1] Lydia Dorrmann, Kuerstin Sann-Ferro, Patrick Heininger, Jochen Mähliß, "Kompendium: Li-Ionen-Batterien". [Online] abgerufen 13.02.2024 https://www.dke.de/resource/blob/933404/0fe46d3ca210956dec28adb0048d424b/kompendium-li-io-batterien-2022-de-data.pdf

[2] Angelo Arnold, Florian Schoeps, Ilian Dinkov, Dietmar Schelb, "Untersuchung des Gefährdungspotenzials von Lithium-Ionen-Akkus," BRANDSchutz, 7/2021, 2021.

[3] Ehsan Rahimzei, Kerstin Sann, Moritz Vogel, "Kompendium: Li-Ionen-Batterien, Grundlagen, Bewertungskriterien, Gesetze und Normen", [Online] abgerufen 13.02.2024 https://de.readkong.com/page/kompendium-li-ionen-batterien-grundlagen-7272786

[4] TÜV Rheinland®, "Bekleidung und Textilien" [Online] abgerufen 13.02.2024 https://www.tuv.com/germany/de/bekleidung-und-textilien.html

[5] Greenpeace, Textil-Label unter der Detox-Lupe. [Online] abgerufen 13.02.2024 https://www.greenpeace.de/publikationen/greenpeace_textil-label-juni_2016.pdf

[6] OEKO-TEX®, LEATHER STANDARD. [Online] abgerufen 13.02.2024 https://www.oeko-tex.com/importedmedia/downloadfiles/LeatherStandard_02.2023_en_de.pdf

[7] OEKO-TEX®, STANDARD 100: Anhang 6. [Online] abgerufen 13.02.2024 https://www.oeko-tex.com/importedmedia/downloadfiles/OTS100Standard_02.2023_en_de.pdf

[8] Global Standard, GLOBAL ORGANIC TEXTILE STANDARD (GOTS). [Online] abgerufen 13.02.2024 https://global-standard.org/images/resource-library/documents/standard-and-manual/GOTS_7.0__SIGNED_.pdf

[9] Ola Willstrand, Roeland Bisschop, Per Blomqvist, "Toxic Gases from Fire in Electric Vehicles," 2020.

[10] Lars Derek Mellert, Urs Welte, Martin Tuchschmid, Marcel Held, Michael Hermann, Michael Kompatscher, Marc Tesson, Léa Nachef, "Risikominimierung von Elektrofahrzeugbränden in unterirdischen Verkehrsinfrastrukturen" [Online] abgerufen 13.02.2024 https://plus.empa.ch/images/2020-08-17_Brandversuch-Elektroauto/AGT_2018_006_EMob_RiskMin_Unterird_Infrastr_Schlussbericht_V1.0.pdf

[11] Michael Neske, Julia Kaufmann, Daniel Butscher, Christoph Vogel, "Evaluierung von technischen Verfahren zur Löschmitteleinbringung in Hochvoltspeicher, Untersuchungen zum einsatztaktischen Mehrwert gegenüber anderen Löschtechniken und -taktiken," 2022.

[12] Maria Quant, Ola Willstrand, Tove Mallin, and Jonna Hynynen, "Ecotoxicity Evaluation of Fire-Extinguishing Water from Large-Scale Battery and Battery Electric Vehicle Fire Tests," Environmental Science & Technology, vol. 57, no. 12, pp. 4821–4830, 2023, doi: 10.1021/acs.est.2c08581.

[13] Ewelina Szmytke, Dorota. Brzezińska, Waldemar Machnowski, Szymon Kokot, "Firefighters' Clothing Contamination in Fires of Electric Vehicle Batteries and Photovoltaic Modules-Literature Review and Pilot Tests Results," International journal of environmental research and public health, vol. 19, no. 19, 2022, doi: 10.3390/ijerph191912442.

[14] Peter Sturm et al., "BRAFA - Brandauswirkungen von Fahrzeugen mit alternativen Fahrzeugantrieben, Ergebnisbericht," 2021.

[15] Martine Schadach, "Untersuchungen zur Kontamination Persönlicher Schutzausrüstung sowie Abwässer durch Schwermetalle bei der Brandbekämpfung von Hochvoltspeichern und möglicher Rückhaltemaßnahmen durch Einsatzausrüstung der Feuerwehr: Masterthesis," Otto-von-Guericke Universität, Magdeburg, Januar 2024.

[16] Robin Bureck, "Zusammenführung und Bewertung bestehender Erkenntnisse zur toxikologischen Relevanz von Cyanwasserstoff für Einsatzkräfte der Feuerwehr bei der Brandbekämpfung: Masterthesis," Otto-von-Guericke Universität, Magdeburg, Mai 2023.

# Leistungsgrenzen von Flammendurchschlagsicherungen bei nicht-atmosphärischen Bedingungen

Frank Stolpe
Physikalisch-Technische Bundesanstalt, Braunschweig

**Kurzfassung:**
Verschiedene an der PTB in den letzten Jahren durchgeführte Untersuchungen waren mit der Ermittlung der Leistungsgrenzen von Flammendurchschlagsicherungen befasst. Der Fokus lag dabei auf Deflagrationsrohrsicherungen und ihre Verwendung bei nicht-atmosphärischen Bedingungen. Die grundsätzliche Eignung der Normspaltweite, hier als Grenzspaltweite zu verstehen, zur Darstellung der Leistungsgrenze einer Flammendurchschlagsicherung wurde von B. Kampe [1] untersucht. Die Spaltweite des verwendeten Gemisches zum Zeitpunkt der Zündung wurde durch den Druck des Gemisches im Messaufbau eingestellt. In einer zweiten Untersuchung von S. Henkel et.al. [5] wurde der Einfluss eines erhöhten Sauerstoffgehalts auf die Leistungsgrenze einer Deflagrationsrohrsicherung untersucht. Neben dem Sauerstoffgehalt wurde zur Ermittlung der Leistungsgrenze auch der initiale Druck zum Zeitpunkt der Zündung variiert. Nicht-atmosphärische Bedingungen herrschen auch in Gasgemischen mit einem erhöhten Anteil inerter Gase. Deren Einfluss auf die Leistungsgrenze wurde von F. Stolpe und S. Bendada [6] untersucht. In einem abweichenden Setup wurden die Leistungsgrenzen von Flammensperren bei Verwendung von Methan-Wasserstoff Gemischen bei Drücken bis zu 500kPa$_{abs}$ ermittelt, F. Stolpe, J. Grube [10]. Die hier ermittelten Befunde wurden in Versuchen mit einer Deflagrationsrohrsicherung im zuvor verwendeten Aufbau [5], [9] verifiziert.

Allen diesen Untersuchungen ist gemeinsam, dass sie eine Beschreibung der Leistungsgrenze von Deflagrationsrohrsicherungen durch eine Grenzspaltweite unterstreichen. Darüber hinaus erlauben die durchgeführten Versuche die Aufstellung erweiterter Prüfschemata für flexiblere und zielorientiertere Eignungsprüfungen.

## 1. Einleitung

Flammendurchschlagsicherungen sind autonome Schutzsysteme im Sinne der Richtlinie 2014/34/EU. Sie haben die Aufgabe die Ausbreitung möglicher Explosionen zu unterbrechen. Die Haupteinsatzbereiche sind Tankanlagen, verfahrenstechnische Anlagen, Transportmittel (Schiffe, Tankwagen, etc.) und Umschlaganlagen, sowie explosionsgeschützte Geräte wie Pumpen, Ventilatoren, Verbrennungsmotoren u.a.. Flammendurchschlagsicherungen werden unterschieden nach der Art des Verbrennungsvorgangs (Deflagration, Detonation, stabilisiertes Brennen), nach der Art der Installation (Rohrsicherung, Endsicherung, Volumensicherung) und der Bauart (statisch/dynamisch, trocken/nass). Dabei muss eine Flammendurchschlagsicherung den Durchtritt einer Flamme sicher verhindern und den thermischen und mechanischen Belastungen durch die Explosion widerstehen. Der Stofftransport durch die Flammendurchschlagsicherung soll dabei möglichst wenig behindert werden (geringer Druckverlust). Die verbundenen Anlagenteile vor der Flammendurchschlagsicherung, dem Ausgangsort der Explosion, werden als ungeschützte Seite, die Teile nach der Flammendurchschlagsicherung als geschützte Seite bezeichnet. Aktuelle Entwicklungen streben an, Anlagen in denen Flammendurchschlagsicherungen zum Einsatz kommen, bei erhöhtem Druck, abweichenden Sauerstoffgehalt oder erhöhten Inertgasanteilen zu betreiben. Hier erfolgt der Betrieb bei nicht-atmosphärischen Bedingungen, für den Flammendurchschlagsicherungen in der Regel nicht zertifiziert sind. Eignungsprüfungen einzelner Systeme für dedizierte Anwendungen sind in

der Regel das aktuelle Vorgehen zur Ermittlung der Eignung. Aus diesen lassen sich keine allgemeinen Schlussfolgerungen ziehen. Auch ist dieses Vorgehen weder durch entsprechende Normen und Regeln, noch durch Verordnungen, Gesetze oder Richtlinien beschrieben oder gefordert.
Die erste Untersuchung zur Charakterisierung der Leistungsgrenze von Flammendurchschlagsicherungen führte B. Kampe [1] durch. Stand hier zunächst noch die Fragestellung der geeigneten Klassifizierung im Vordergrund so wurden bei den im Folgenden beschriebenen Untersuchungen die Leistungsgrenzen von Flammendurchschlagsicherungen bei nicht-atmosphärischen Bedingungen ermittelt. Die Beschreibung der Leistungsgrenzen erfolgt durch Ermittlung der „Normspaltweite“ unter den gegebenen Bedingungen, im Folgenden als Grenzspaltweite (GSW) bezeichnet.

## 2. Flammendurchschlagsichere Spaltweite

Die flammendurchschlagsichere Spaltweite (Normspaltweite NSW; maximum experimental safe gap - MESG) ist der nach einem genormten Verfahren unter Normalbedingungen bestimmte Abstand eines Ringspaltes definierter Länge (25 mm), der bei jeder Konzentration des explosionsfähigen Brennstoff/Luft-Gemisches den Flammendurchtritt gerade noch verhindert. Die so bestimmte flammendurchschlagsichere Spaltweite ist in hohem Maße abhängig vom Aufbau der Apparatur. Eigenschaften wie ein konzentrischer Aufbau von Innen- und Außenvolumen, ein zirkularer Spalt und die Spaltlänge bestimmen den Messwert. Selbst bei identischen Abmessungen machen sich die Oberflächenqualität des Spaltes und die Verrundungsradien der Spaltkanten bemerkbar.
Apparatur und Verfahren zur Bestimmung der Normspaltweite werden in der DIN EN ISO/IEC 80079-20-1 beschrieben [2]. Die Normspaltweite wird in mm angegeben.
Neben den apparativen Abhängigkeiten, zeigt die Normspaltweite verschiedene Abhängigkeiten bei nicht-atmosphärischen Bedingungen. Es sind Abhängigkeiten von Druck, Temperatur, Sauerstoffgehalt und Oxidationsmittel bekannt (W. Hirsch und E. Brandes [3]). Im Folgenden ist die Druckabhängigkeit von besonderer Relevanz. Spaltweiten, die nicht unter Normbedingungen bestimmt werden, werden oft als Grenzspaltweiten bezeichnet. Die Grenzspaltweite reagiert empfindlich auf den Druck. Für die bekannten Grenzspaltweiten (*GSW*), die bei abweichendem Druck bestimmt wurden, ist ein umgekehrt proportionales Verhalten zum Druck zu finden:

$$GSW(p) = GSW(p_0) \cdot p^n$$

*n* liegt im Bereich zwischen -0,9 und -1,1 bei Temperaturen zwischen 20 °C und 120 °C. Für die bekannten, untersuchten Stoffe wird bei W. Hirsch und E. Brandes [3] ein Mittelwert von $n$=-0,97 angegeben. Abbildung 1 zeigt dieses Verhalten für die nach EN ISO 16852 [4] zur Anwendung kommenden Gase.

Durch Auswahl des Gemisches und dessen Druck vor der Zündung ist es möglich ein bestimmte Grenzspaltweite einzustellen und das Verhalten der Flammendurchschlagsicherung unter diesen Bedingungen zu untersuchen.

## 3. Der Einfluss eines erhöhten Sauerstoffgehalts

Der Einfluss eines erhöhten Sauerstoffgehalts auf die Leistungsgrenze wurde von S. Henkel et.al. [5] untersucht. Dabei kam der in Abbildung 2 dargestellte Aufbau zum Einsatz. Der Aufbau orientiert sich an dem in der DIN EN ISO 16852 [4] für die Prüfung von Deflagrationsrohrsicherungen geforderten Aufbau. Eine handelsübliche Flammendurchschlagsicherung wurde zwischen zwei Rohrabschnitte mit der Nennweite DN 50 und einer Länge von 2500 mm bei einen Länge zu Durchmesser Verhältnis L/D=50 angeordnet. Das flammensperrende Element, bestehend aus zwei bzw. drei 10 mm starken Bandwickeln mit 0,5 mm Drei-

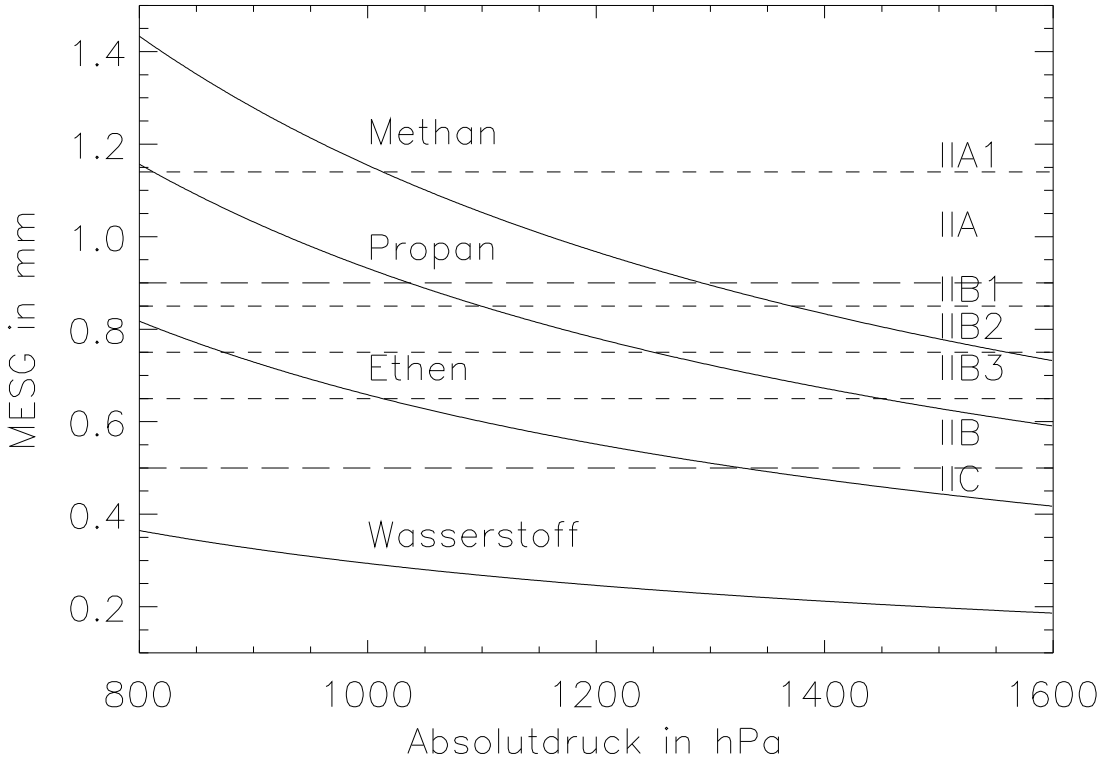



Abbildung 1: Druckabhängigkeit der Grenzspaltweite für Methan, Propan, Ethen und Wasserstoff im Druckbereich zwischen 800 hPa und 1600 hPa.

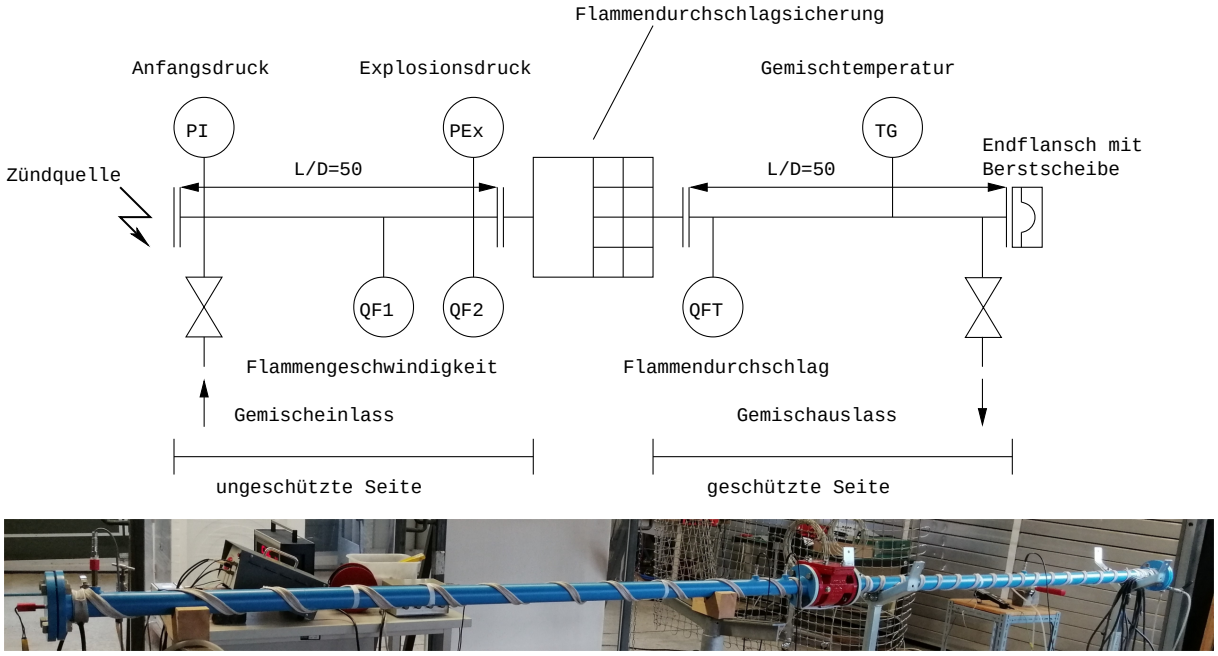



Abbildung 2: Versuchsaufbau zu Bestimmung der Leistungsgrenzen von Deflagrationsrohrsicherungen (oben: Fließbild, unten: Foto des Aufbaus).

eckshöhe, wurde den Erfordernissen der Versuche angepasst. Am Gemischauslass wurden Feuchte und Sauerstoffkonzentration gemessen. Thermoelement, Drucksensoren und Fotodi-

oden wurde an verschiedenen Positionen zur Detektion der Flamme und der Messung des Anfangsdrucks vor der Zündung und zur Messung des Explosionsdrucks montiert. Abweichend vom Fließbild wurde hier noch keine Berstscheibe eingesetzt. Die bei diesen Versuchen eingesetzten Gemische waren stöchiometrische Propan-Luft-Sauerstoff oder Ethen-Luft-Sauerstoff Gemische bei denen der Sauerstoffgehalt im resultierenden Gemischen größer ist als bei Einsatz von reiner Luft gewesen wäre. Details zur Gemischaufbereitung und zum Versuchsablauf sind in [5] zu finden.
Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Abbildung 3 zusammen gefasst. Die folgenden Tabellen 1 und 2 stellen dir zugehörigen Grenzspaltweiten zusammen. Sie liegen alle innerhalb der anzunehmenden Messunsicherheit von ±0,04 mm.

Tabelle 1: Leistungsgrenzen einer Flammendurchschlagsicherung bei stöchiometrischen Ethen-Luft-Sauerstoff Gemischen

| Sauerstoff-konzentration in Vol.-% | Minimaler Anfangs-drucks bei Flammen-durchschlag in hPa | Maximaler Anfangs-druck ohne Flammen-durchschlag in hPa | Grenzspaltweite in mm |
|---|---|---|---|
| 21 | 1500 | 1450 | 0,51 |
| 22 | 1300 | 1250 | 0,50 |
| 23 | 1300 | 1250 | 0,47 |
| 24 | 1100 | - | 0,49 |
| | | Mittelwert | 0,49 |

Tabelle 2: Leistungsgrenzen einer Flammendurchschlagsicherung bei stöchiometrischen Propan-Luft-Sauerstoff Gemischen

| Sauerstoff-konzentration in Vol.-% | Minimaler Anfangs-drucks bei Flammen-durchschlag in hPa | Maximaler Anfangs-druck ohne Flammen-durchschlag in hPa | Grenzspaltweite in mm |
|---|---|---|---|
| 26 | 1500 | 1450 | 0,58 |
| 27 | 1500 | 1450 | 0,56 |
| 28 | 1200 | 1150 | 0,61 |
| 29 | 1100 | - | 0,59 |
| | | Mittelwert | 0,59 |

Die Ermittlung der Grenzspaltweiten erfolgte nach einem vereinfachten Verfahren, so dass hier eine Messunsicherheit von ±0,04 mm anzunehmen ist. Für die angegebenen Drücke ist eine relative Unsicherheit von 1% anzunehmen.

| Anfangsdruck in hPa | Luft-Ethen-Sauerstoff | | | | | Luft-Propan-Sauerstoff | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1600 | * | * | | | | * | * | | | |
| 1550 | | | | | | | | * | | |
| 1500 | | * | | | | | * | * | | |
| 1450 | | * | | | | | * | * | | |
| 1400 | | * | * | | | * | * | * | | |
| 1350 | | | * | * | | | | * | | |
| 1300 | | * | * | * | | | | * | * | |
| 1250 | | | * | * | | | | | | |
| 1200 | | * | * | * | | | | * | * | |
| 1150 | | | | | | | | | * | |
| 1100 | | * | * | * | * | | | * | * | * |
| | 19.6 | 21.0 | 22.0 | 23.0 | 24.0 | 25.0 | 26.0 | 27.0 | 28.0 | 29.0 |
| | Sauerstoffkonzentration in Vol.-% | | | | | | | | | |

Abbildung 3: Darstellung der ermittelten Leistungsgrenzen bei Messungen mit erhöhtem Sauerstoffgehalt. Rote Felder stehen für unsichere Werte bzw. einen gemessen Flammendurchschlag, grüne Felder markieren sichere Werte bzw. es wurde kein Flammendurchschlag gemessen. Für Felder mit einem * wurden Messungen durchgeführt.

## 4. Der Einfluss eines erhöhten Inertgasgehalts

Zur Untersuchung des Einflusses eines erhöhten Inertgasgehalts auf die Leistungsgrenzen wurde der gleiche Aufbau wie zuvor verwendet. Bei der Gemischaufbereitung wurde einem stöchiometrischen Brenngas-Luft Gemisch Inertgas in unterschiedlichen Anteilen zugesetzt. Als Brenngase kamen auch hier Ethen und Propan zum Einsatz und als Inertgase wurden Argon, Stickstoff oder Kohlenstoffdioxid zugemischt. Daten zu Normspaltweiten von Gemischen mit Stickstoff und Kohlenstoffdioxid als zugesetzte Inertgase wurden D. Razus et.al [6] und S. Zakel et.al. [7] entnommen. Die Grenzspaltweiten für Gemische mit Argon als zugesetztem Inertgas wurden durch ergänzende Messungen nach dem in [5] beschriebenen vereinfachtem Verfahren bestimmt. Die Gesamtheit der Ergebnisse ist in [8] und [9] dargestellt. Tabelle 3 fasst die ermittelten Leistungsgrenzen für die eingesetzte Flammendurchschlagsicherung zusammen. Abbildung 4 zeigt wie sich sichere und unsichere Bereiche voneinander abgrenzen.

## 5. Der Einfluss variabler Methan-Wasserstoff Gemische

Aus einer Untersuchung zur möglichen Fortschreibung eines Schutzkonzeptes für stationäre Gasmotoren [10] beim Betrieb mit wasserstoffhaltigem Biogas oder Erdgas ging die Fragestellung hervor, ob sich die an der verwendeten Versuchskonfiguration festgestellten Zusammenhänge auch in der zuvor verwendeten Rohrkonfiguration nachvollziehen lassen. Die in [10] beschriebenen Versuche an den innermotorischen Flammensperren wurden bei initialen Drücken bis 5000 hPa durchgeführt. Um die Versuche an der zuvor bereits verwendeten Rohrstrecke gefahrlos durchführen zu können, wurde diese mit einer Druckentlastung ausgestattet. Diese ist aus mehreren Schichten einer für Wasserstoff diffusionsarmen Folie aufgebaut. Zwischen die Folien wird ein Draht gelegt, der es gestattet das Bersten der Folien in zeitlicher Relation zum Flammendurchschlag zu betrachten. An dieser Stelle sei angemerkt, das festgestellt werden konnte, dass die Folie erst nach dem Flammendurchtritt bersten. In Ta-

belle 4 sind die den ermittelten Werten zuzuordnenden Werte für Gemisch, Druck und GSW zusammengefasst.

Tabelle 3: Leistungsgrenzen einer Flammendurchschlagsicherung bei stöchiometrischen Propan- und Ethen-Luft Gemischen mit Inertgaszusatz.

| Brenngas | Inertgas | Bereich der Grenzspaltweite in mm | Mittelwert der Grenzspaltweite in mm |
|---|---|---|---|
| Ethen | Argon | 0,50 – 0,60 | 0,52 |
| | Stickstoff | 0,54 – 0,57 | 0,56 |
| | Kohlenstoffdioxid | 0,50 – 0,56 | 0,53 |
| Propan | Argon | 0,89 – 1,01 | 0,95 |
| | Stickstoff | 0,74 – 0,89 | 0,80 |
| | Kohlenstoffdioxid | 0,78 – 0,86 | 0,82 |

Tabelle 4: Leistungsgrenzen einer Flammendurchschlagsicherung bei verschiedenen stöchiometrischen Wasserstoff-Methan-Luft Gemischen

| Wasserstoffgehalt in Vol.-% | gehalten | | durchgeschlagen | |
|---|---|---|---|---|
| | Druck in hPa | GSW in mm | Druck in hPa | GSW in mm |
| 100 | 1201 | 0,25 | 1250 | 0,24 |
| 95 | 1402 | 0,22 | 1452 | 0,21 |
| 90 | 1751 | 0,19 | 1801 | 0,19 |
| 85 | 2301 | 0,18 | 2350 | 0,17 |
| 80 | 2853 | 0,17 | 2905 | 0,17 |
| 75 | 3152 | 0,17 | 3202 | 0,17 |
| 70 | 3701 | 0,16 | 3755 | 0,16 |
| 65 | 4604 | 0,14 | 4651 | 0,14 |
| | Mittelwert | 0,185 | | 0,180 |
| | Standardabweichung | 0,034 | | 0,031 |

Die Kurven in Abbildung 5 zeigen den Verlauf der Leistungsgrenze unter verschiedenen Gesichtspunkten. Die obere Abbildung stellt direkt die festgestellte Druckabhängigkeit der Leistungsgrenze dar, die untere Abbildung zeigt die Leistungsgrenze dargestellt als Grenzspaltweite. Wie Tabelle 4 zu entnehmen ist liegt die Standardabweichung für die ermittelte Grenzspaltweite unter dem als Messunsicherheit angenommen Wert von 0,04 mm. Damit darf in diesem Kontext von einem linearen Zusammenhang ausgegangen werden. Abbildung 6 zeigt die Leistungsgrenzen in der bereits zuvor verwendeten Darstellung.

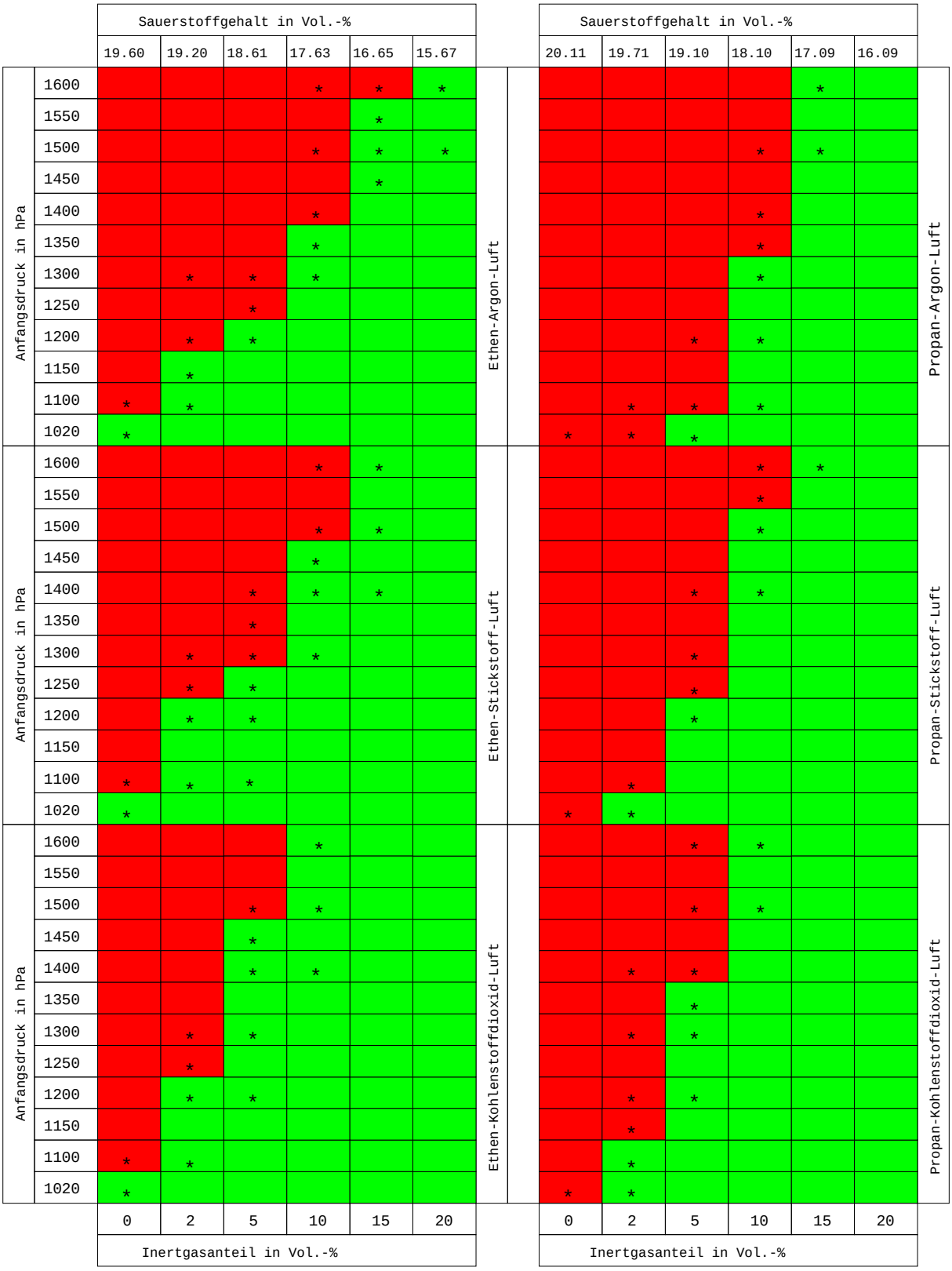
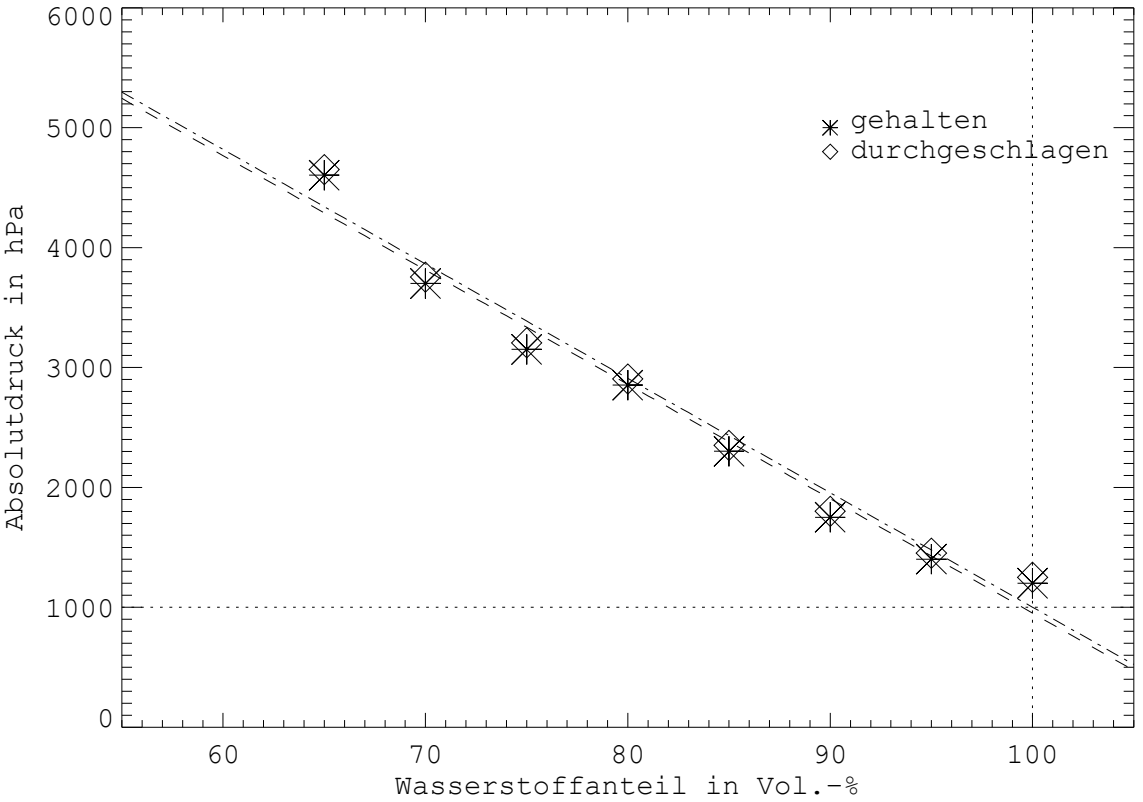



Abbildung 4: Darstellung der Leistungsgrenzen einer Flammendurchschlagsicherung bei Gemischen mit erhöhtem Inertgasgehalt



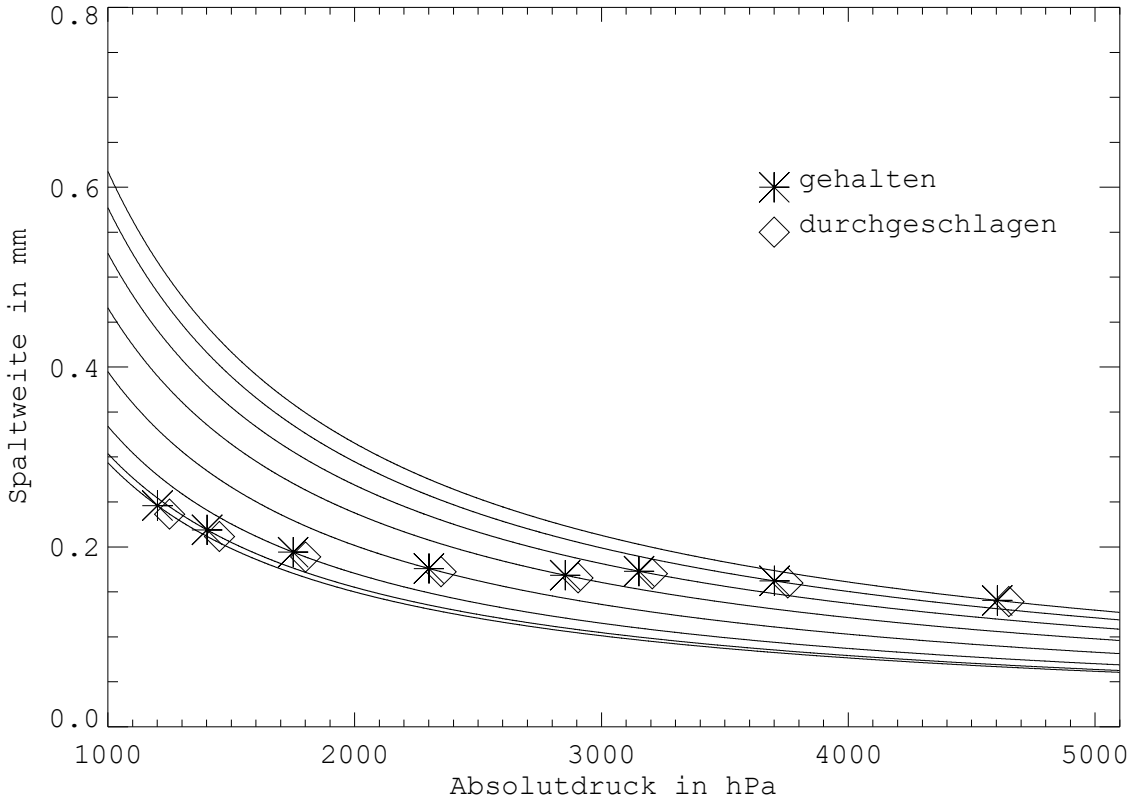




Abbildung 5: Abhängigkeit der Leistungsgrenze von Druck und Wasserstoffgehalt (oben), und Darstellung der Leistungsgrenze als Grenzspaltweite(unten).

## 6. Schlussfolgerungen

Für drei verschiedene Szenarien zu nicht-atmosphärischen Bedingungen beim Einsatz von Flammendurchschlagsicherungen konnte gezeigt werden, dass es immer eine Leistungsgrenze zu geben scheint, die sich durch eine Grenzspaltweite beschreiben lässt. Die für die einzelnen Szenarien ermittelten Grenzspaltweiten liegen innerhalb der anzunehmenden Messunsicherheit. Daraus ließe sich folgern, das die Leistungsgrenze einer Flammendurchschlagsicherung unter Einbeziehung eines Sicherheitsabschlages unter Bedingungen ermittelt werden könnte die nicht exakt den zu erwartenden Betriebsbedingungen entsprechen, aber einfach und zuverlässig dargestellt werden können und gut reproduzierbar sind.

Abschließend bleibt die Frage, gilt die für eine der zuvor beschriebenen Einsatzbedingungen ermittelte Leistungsgrenze, dargestellt als Grenzspaltweite, auch für eine andere? Ist diese für eine Flammendurchschlagsicherung ermittelte Leistungsgrenze universell und allgemeingültig und bietet somit die Möglichkeit einer universellen Klassifizierung? Diese Fragen lassen sich derzeit noch nicht eindeutig beantworten und befinden sich noch in der Phase der experimentellen Klärung.

**Literatur:**

[1] Kampe, B.; Die Normspaltweite als Kenngröße zur Charakterisierung von Flammendurchschlagsicherungen, Masterarbeit, Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, 2011

[2] Europäische Norm DIN EN ISO/IEC 80079-20-1:2020-09; Explosionsfähige Atmosphären - Teil 20-1: Stoffliche Eigenschaften zur Klassifizierung von Gasen und Dämpfen - Prüfverfahren und Daten; Deutsche Fassung EN ISO/IEC 80079-20-1:2019, Beuth Verlag 2020, Berlin

[3] W.Hirsch; E.Brandes; Sicherheitstechnische Kenngrößen bei nicht-atmosphärischen Bedingungen, Physikalisch-Technische Bundesanstalt, Braunschweig 2014. Abrufbar unter: http://www.bgrci.de/exinfode/ex-schutz-wissen/aktuelle-forschung

[4] Europäische Norm DIN EN ISO 16852:2010; Flammendurchschlagsicherungen – Leistungsanforderungen, Prüfverfahren und Einsatzgrenzen; Deutsche Fassung EN ISO 16852:2010; Beuth Verlag 2010, Berlin.

[5] Henkel, S., Zakel, S., Stolpe, F.; Determination of the performance limits of flame arresters at increased oxygen concentrations; Journal of Loss Prevention in the Process Industries, Vol. 58 (2019), S. 17–21

[6] Razus, D., Mitu, M., Giurcana, V., Movileanua, C., Oanceab, D. (2018). Additive influence on maximum experimental safe gap of ethylene-air mixtures. Fuel, 237:888–894. DOI: 10.1016/j.fuel.2018.10.071

[7] Zakel, S., Hansen, U., Stolz, T., Ermittlung der Grenzspaltweite von Gasgemischen in Abhängigkeit von Inertgasanteil und Druck im Überdruckbereich, PTB-Bericht M-4, Juni 2023, DOI: 10.7795/110.20230512

[8] Bendada, S.; Influence of increased inert gas content on the performance of flame arresters, Masterarbeit, Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, 2021

[9] Stolpe, F.; Bendada, S.; The capabilities of flame arresters on explosive mixtures with increased inert gas content; 14th ISHPMI Proceedings (2022), S. 332–339, DOI: 10.7795/810.20221124

[10] Stolpe F., Grube J.; Entwicklung von Verfahren zur Qualifizierung und Prüfung von innermotorischen Flammensperren in Gasmotoren für wasserstoffhaltiges Erdgas/Biogas; PTB-Bericht M-5, Februar 2024, DOI 10.7795/110.20240214

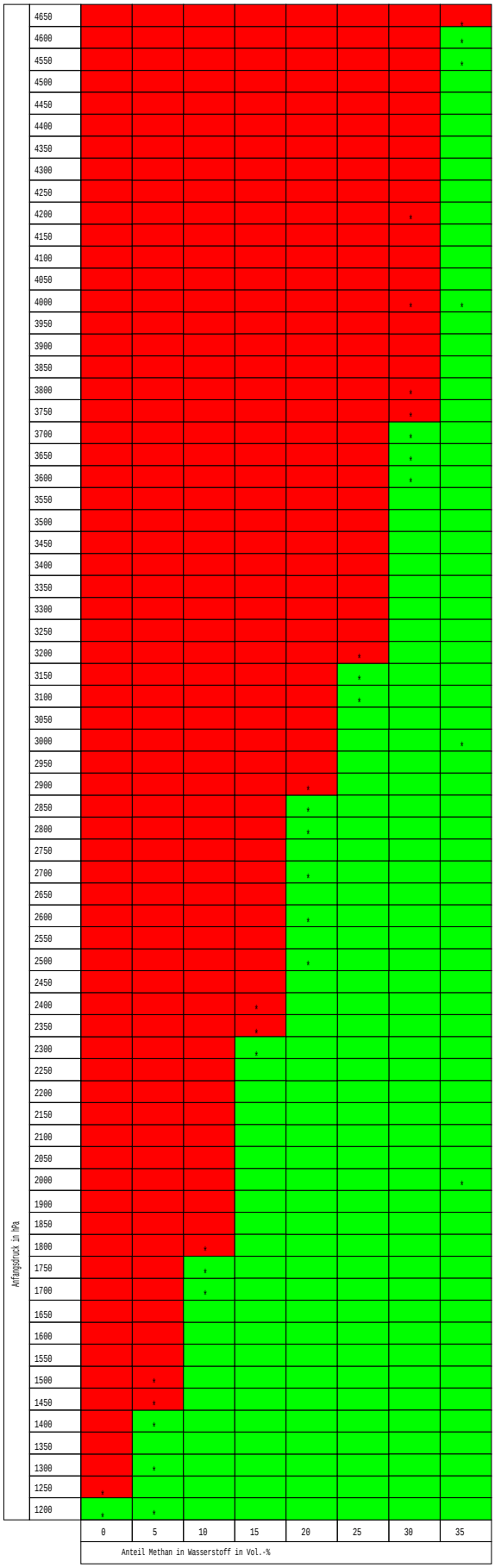



Abbildung 6: Darstellung der Leistungsgrenzen einer Flammendurchschlagsicherung bei Methan-Wasserstoff Gemischen

# Untersuchungen zu möglichen Zündrisiken an Wellenerdungsbürsten explosionsgeschützter elektrischer Maschinen

Christian Lehrmann, Uwe Dreger
Physikalisch-Technische Bundesanstalt, Arbeitsgruppe „Explosionsgeschützte elektrische Antriebssysteme, 38116 Braunschweig

**Kurzfassung:**
Wellenerdungsbürsten werden allgemein in Anwendungsfällen eingesetzt, bei denen rotierende Teile auf einem definierten (Erd)-Potential gehalten werden müssen. Hierbei sind Stromflüsse unterschiedlicher Höhe über die Bürsten möglich [1].
Bei elektrischen Maschinen werden Erdungsbürsten eingesetzt, um den Rotor der Maschine auf Erdpotential zu halten, wenn ansonsten eine ausreichende Erdverbindung nicht gegeben ist. Dieses ist z.B. bei Maschinen der Fall, bei denen beide Lager isoliert oder auch als Magnetlager ausgeführt worden sind. Bei explosionsgeschützten elektrischen Maschinen werden derartige Wellenerdungseinrichtungen üblicherweise in der Zündschutzart „Druckfeste Kapselung“ ausgeführt. In diesem Beitrag werden erste Untersuchungen an einer neuartigen Wellenerdungseinrichtung in der Zündschutzart ec hinsichtlich möglicher Zündung umgebender explosionsfähiger Atmosphäre bei variablen Ableitströmen vorgestellt.

## 1. Einleitung

Wellenerdungsbürsten werden im Allgemeinen in Anwendungsfällen eingesetzt, bei denen rotierende Teile auf einem definierten (Erd)-Potential gehalten werden müssen. Hierbei sind Stromflüsse unterschiedlicher Höhe über die Bürsten möglich [1].
Bei elektrischen Maschinen werden Erdungsbürsten eingesetzt, um den Rotor der Maschine auf Erdpotential zu halten, wenn ansonsten eine ausreichende Erdverbindung nicht gegeben ist. Dieses ist z.B. bei Maschinen der Fall, bei denen beide Lager isoliert ausgeführt worden sind.
Weiterhin hat bei magnetgelagerten Maschinen, bedingt durch das Funktionsprinzip, der Rotor im Betrieb keinerlei elektrischen Kontakt zum Erdpotential und kann somit ein undefiniertes elektrisches Potential annehmen. Dieses ist insbesondere dann kritisch, wenn auch die Arbeitsmaschine mit Magnetlagern ausgeführt ist. Werden dabei in der Arbeitsmaschine Gase oder isolierende Flüssigkeiten gefördert, kann es zu elektrostatischen Aufladungen des Rotors mit der Gefahr zündfähiger Entladungen kommen, z.B. beim Abschalten des Antriebes einschließlich der Magnetlagerung und „fallen“ der Welle in die Fanglager.
Neben elektrostatischen Aufladungen ist der Frequenzumrichterbetrieb in Abhängigkeit der Ausgangsbeschaltung eine weitere Ursache für Potentialdifferenzen des Rotors gegenüber dem Erdpotential [1], [2], [3].
Werden am Umrichterausgang keine auch gegen Erde wirksamen Sinusfilter eingesetzt, führen die durch schnelle Schaltvorgänge der Leistungshalbleiter bedingten hohen dU/dT – Werte der Phasenspannung des Motors gegen Erde auch zu einer durch die kapazitive Kopplung bedingten Spannungsanhebung des Rotors gegenüber dem Erdpotential.
Die Ursache hierfür ist die Einprägung einer Common-Mode Spannung in die Motorwicklung durch den Umrichter, wobei das mittlere Potential des Rotors der Maschine durch kapazitive Kopplungen zum Stator dem mittleren Wicklungspotential folgt, sofern der Rotor isoliert ist. Die Spannung über der Isolation ist dabei ein Abbild der umrichterbedingten Common-mode-Spannung, wobei sich die Spannungsamplituden gemäß der Kapazitätsverhältnisse (Maschine und Lager) in der Maschine einstellen (kapazitiver Spannungsteiler).

Ein weiteres Phänomen bei frequenzumrichtergespeisten Antrieben sind hochfrequente, pulsförmige Wellenspannungen durch in der Maschine auftretende zirkuläre hochfrequente magnetische Flüsse. [1] Diese Wellenspannungen weisen deutlich höhere Amplituden als die auch bei netzgespeisten Maschinen auftretenden Wellenspannungen aufgrund von magnetischen Asymmetrien der Maschine auf und können zu Lagerschäden führen.
Dem wird durch die Verwendung isolierter Lager (üblicherweise auf einer Seite) begegnet. Die Gefahr dabei ist allerdings, dass sich der Zirkularstrom nun über die Arbeitsmaschine und deren Lager schließt, wenn keine isolierte Kupplung verwendet werden kann und dann dort zu Lagerschäden führt. Durch den Einsatz einer Erdungsbürste kann jedoch das Wellenpotential auf Erdpotential gehalten und Stromflüsse über die Lager der Arbeitsmaschine effektiv verhindert werden.
Dieses bedeutet allerdings auch, dass die Wellenerdungseinrichtung während des Betriebes kontinuierlich mit einem Stromfluss beaufschlagt wird, der beim Einsatz in explosionsgefährdeten Bereichen keinesfalls zu einer Zündquelle werden darf.
Eine Möglichkeit stellt hierbei z.B. die Ausführung des Wellenerdungssystems in der Zündschutzart „druckfeste Kapselung“ dar, welche jedoch wegen der zünddurchschlagsicheren Spalte um die rotierende Welle fertigungstechnisch nur sehr aufwendig zu realisieren ist.
Eine mögliche Alternative zum Einsatz in der Zone 2 wäre dabei die Zündschutzart ec, dabei muss jedoch sichergestellt werden, dass im Normalbetrieb keine Zündquellen in der Wellenerdungseinrichtung auftreten, wobei hier hohe Temperaturen, elektrische Entladungen und mechanische Reibfunken zu nennen sind.

## 2. Durchgeführte Betrachtungen, Versuchsaufbau

Zur Klärung der Fragestellung, ob Wellenerdungsbürsten in der Zündschutzart ec prinzipiell ausgeführt werden können, galt es zunächst die Frage zu klären, ob die Wellenerdungsbürsten im ungestörten Betrieb innerhalb der Bemessungswerte für Drehzahl und Ableitstrom in der Lage sind, eine umgebende explosionsfähige Atmosphäre zu zünden.
Hierzu wurde uns von einem Hersteller elektrischer Maschinen eine Modellanordnung angefertigt (Bild 1) und zur Verfügung gestellt, bestehend aus einer Wellennachbildung mit Wellenerdungseinrichtung sowie einem Antriebsmotor, über den mittels Frequenzumrichter die Wellendrehzahl stufenlos eingestellt werden kann. Über ein Netzteil mit Stromregelung ist es möglich, die Wellenerdungseinrichtung mit einem Strom variabler Höhe (DC und AC) zu beaufschlagen.

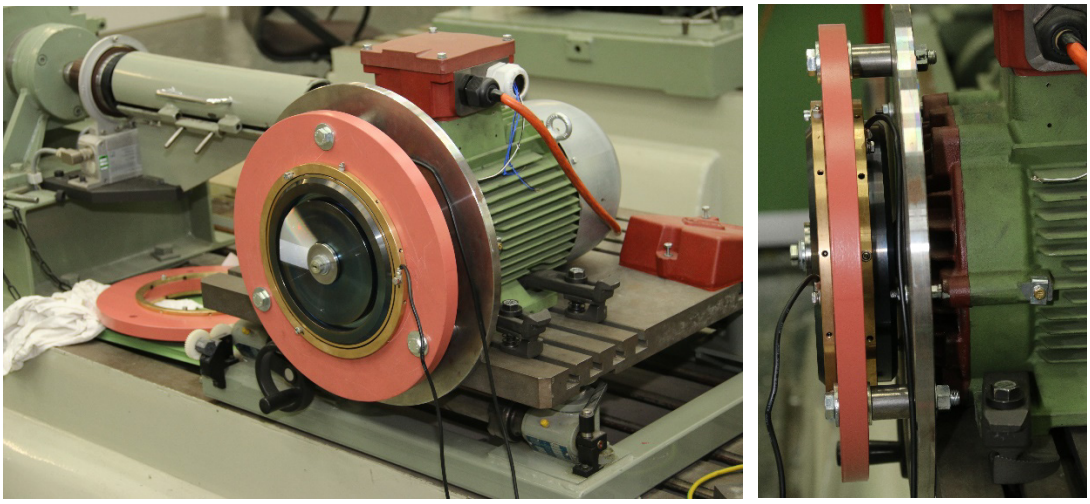


Bild 1: Modellanordnung zur Untersuchung der Wellenerdungseinrichtung

Die Modellanordnung besteht dabei insgesamt aus zwei Wellenerdungseinrichtungen, zwischen denen gemäß der folgenden Abbildung 2 ein Stromfluss über die Welle der Modellanordnung erfolgt. Hierbei können optionale, aus Bronze gefertigte Laufringe verwendet werden. Bei der Anordnung mit Laufringen stellen die Bürsten der Erdungseinrichtung den elektrischen Kontakt nicht zur Oberfläche der Motorwelle, sondern zur Oberfläche des Laufringes aus dem Material Bronze her. Durch den größeren Durchmesser der Laufringe im Vergleich zur Welle erhöht sich hierbei die Umfangsgeschwindigkeit. Vorteilhaft ist das definierte Material, auf dem die Bürsten laufen und darauf optimiert werden können. Im Gegensatz dazu ist das Material der Motorwelle für den Hersteller der Erdungseinrichtung unbekannt. Ein weiterer Unterschied ist, dass bei der hier untersuchten Wellenerdungseinrichtung die Ausführung mit Laufringen mit 11 statt 9 Erdungsbürsten ausgestattet ist.

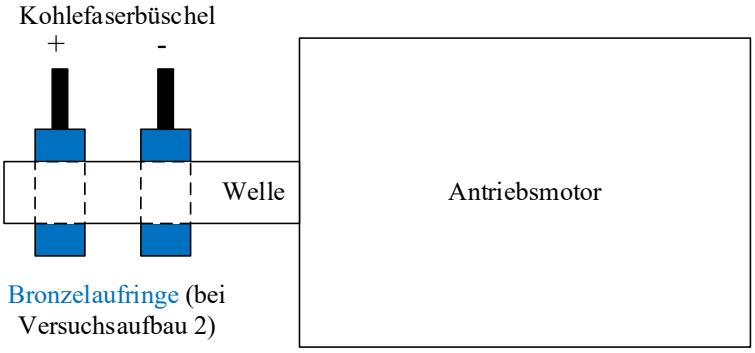



Bild 2: Prinzipieller Aufbau der in Bild 1 dargestellten Modellanordnung

In einem nächsten Schritt wurde der Motor über einen Frequenzumrichter mit variabler Drehzahl betrieben und dabei zwischen den zwei axial versetzten Anschlussringen mit Kohlefaserbüscheln mithilfe eines stromgeregelten Netzteiles ein Strom variabler Höhe über die Wellenerdungseinrichtung getrieben. Hierbei wurden der Strom sowie der Spannungsabfall über der Wellenerdungseinrichtung gemessen. Hierüber erfolgte dann die Berechnung des elektrischen Widerstandes des Wellenerdungssystems.

Geprüft wurde jeweils bei den Drehzahlen n = 0, 500, 1000, 2000, 3000 und 5950 1/min. Dies entspricht bei einem Wellenscheibendurchmesser von 203,2 mm eine Umfangsgeschwindigkeit von 0; 5,3; 10,6; 21,3; 31,9 und 63,3 m/s.

Bei der Anordnung mit Laufringe (3,988 mm Höhe) beträgt der Kontaktdurchmesser 211,176 mm und somit eine Umfangsgeschwindigkeit von 0; 5,5; 11,06; 22,11; 33,17 und 65,79 m/s. Die Versuche wurden mit Gleichstrom und anschließend mit 50 Hz Wechselstrom durchgeführt.

**3. Durchgeführte Messungen**

Das Wellenerdungssystem wurde zunächst bei jeder der beschriebenen Drehzahlstufen mit variablem Gleichstrom gemäß der folgenden Tabellen 1 und 2 beaufschlagt. Die Messungen wurden sowohl für das Erdungssystem ohne Laufringe sowie auch bei Verwendung der Laufringe durchgeführt. Die Bilder 3 und 4 zeigen die strom- und drehzahlabhängigen Widerstandsverläufe.

Tabelle 1: Gleichstrom ohne Laufringe:

| Drehzahl | Messpunkt 1 | | | Messpunkt 2 | | | Messpunkt 3 | | | Messpunkt 4 | | | Messpunkt 5 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1/min | I (A) | U (V) | R (Ω) | I (A) | U (V) | R (Ω) | I (A) | U (V) | R (Ω) | I (A) | U (V) | R (Ω) | I (A) | U (V) | R (Ω) |
| 0 | 4,99 | 3,89 | **0,78** | 10,04 | 4,89 | **0,49** | 19,95 | 6,21 | **0,31** | 30,15 | 6,04 | **0,20** | 38,87 | 6,39 | **0,16** |
| 500 | 5,05 | 4,38 | **0,87** | 9,92 | 5,11 | **0,52** | 19,92 | 6,02 | **0,30** | 30,05 | 6,92 | **0,23** | 38,97 | 7,70 | **0,20** |
| 1000 | 4,98 | 5,29 | **1,06** | 10,07 | 5,79 | **0,57** | 20,14 | 6,69 | **0,33** | 30,03 | 7,50 | **0,25** | 38,9 | 8,18 | **0,21** |
| 2000 | 5,01 | 5,50 | **1,10** | 9,91 | 6,16 | **0,62** | 20,03 | 7,13 | **0,36** | 30,05 | 7,98 | **0,27** | 38,91 | 8,23 | **0,21** |
| 3000 | 5,06 | 5,29 | **1,05** | 10,01 | 6,26 | **0,63** | 20,0 | 7,30 | **0,37** | 30,17 | 8,22 | **0,27** | 38,89 | 8,94 | **0,23** |
| 5950 | 4,96 | 2,05 | **0,41** | 10,0 | 3,18 | **0,32** | 19,98 | 5,90 | **0,30** | 30,16 | 7,66 | **0,25** | 38,9 | 8,21 | **0,21** |
| Mittel | | | **0,88** | | | **0,52** | | | **0,33** | | | **0,25** | | | **0,20** |

Tabelle 2: Gleichstrom mit Laufringen

| Drehzahl | Messpunkt 1 | | | Messpunkt 2 | | | Messpunkt 3 | | | Messpunkt 4 | | | Messpunkt 5 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1/min | I (A) | U (V) | R (Ω) | I (A) | U (V) | R (Ω) | I (A) | U (V) | R (Ω) | I (A) | U (V) | R (Ω) | I (A) | U (V) | R (Ω) |
| 0 | 5,06 | 3,50 | **0,69** | 10,01 | 4,14 | **0,41** | 20,04 | 4,85 | **0,24** | 30,20 | 5,49 | **0,18** | 38,95 | 6,01 | **0,15** |
| 500 | 5,03 | 3,78 | **0,75** | 10,00 | 4,18 | **0,42** | 20,00 | 4,79 | **0,24** | 30,00 | 5,47 | **0,18** | 38,94 | 6,14 | **0,16** |
| 1000 | 5,01 | 3,67 | **0,73** | 10,12 | 4,10 | **0,41** | 19,99 | 4,84 | **0,24** | 30,08 | 5,56 | **0,18** | 38,88 | 6,23 | **0,16** |
| 2000 | 5,03 | 3,89 | **0,77** | 10,03 | 4,39 | **0,44** | 20,03 | 5,09 | **0,25** | 30,05 | 5,83 | **0,19** | 38,89 | 6,43 | **0,17** |
| 3000 | 5,02 | 4,10 | **0,82** | 10,00 | 4,57 | **0,46** | 20,03 | 5,30 | **0,26** | 29,97 | 6,03 | **0,20** | 38,90 | 6,57 | **0,17** |
| 5950 | 5,01 | 5,40 | **1,08** | 10,07 | 5,70 | **0,57** | 20,00 | 6,83 | **0,34** | 30,05 | 7,65 | **0,25** | 38,89 | 8,24 | **0,21** |
| Mittel | | | **0,81** | | | **0,45** | | | **0,26** | | | **0,20** | | | **0,17** |

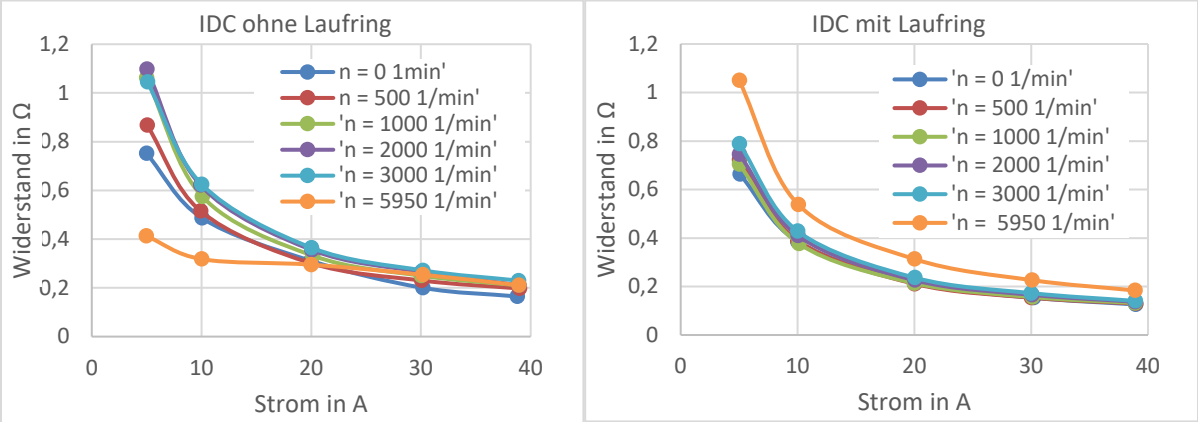



Bild 3: Stromabhängiger Verlauf des Widerstandes der Wellenerdungseinrichtung, mit und ohne Laufring bei variabler Drehzahl und Gleichstromspeisung

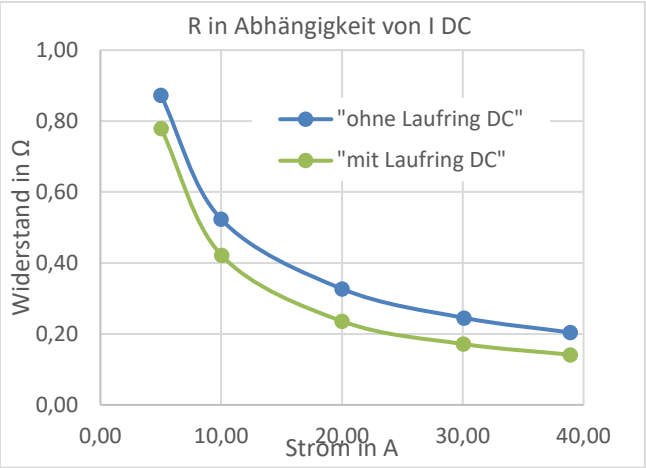



Bild 4: Darstellung des Widerstandsmittelwertes über alle untersuchten Drehzahlen in Abhängigkeit des Stromes für die Ausführungen mit Laufring sowie ohne Laufring bei Gleichstromspeisung

In einem weiteren Schritt wurden, bei gleichem Messaufbau, die Messungen mit Wechselsstrom der Frequenz 50 Hz wiederholt. Die Ergebnisse werden analog zu den Messungen mit Gleichstrom in den Tabellen 3 und 4 sowie den Abbildungen 5 und 6 dargestellt.

Tabelle 3: Wechselstrom ohne Laufringe

| Drehzahl | Messpunkt 1 | | | Messpunkt 2 | | | Messpunkt 3 | | | Messpunkt 4 | | | Messpunkt 5 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1/min | I (A) | U (V) | Z (Ω) | I (A) | U (V) | Z (Ω) | I (A) | U (V) | Z (Ω) | I (A) | U (V) | Z (Ω) | I (A) | U (V) | Z (Ω) |
| 0 | 5,00 | 2,18 | **0,44** | 10,08 | 2,98 | **0,30** | 20,15 | 3,92 | **0,19** | 30,40 | 4,57 | **0,15** | 40,42 | 5,16 | **0,13** |
| 500 | 4,92 | 3,32 | **0,67** | 10,00 | 4,00 | **0,40** | 20,00 | 4,94 | **0,25** | 30,00 | 5,63 | **0,19** | 40,70 | 6,26 | **0,15** |
| 1000 | 5,15 | 3,73 | **0,72** | 10,2 | 4,45 | **0,44** | 20,5 | 5,33 | **0,26** | 30,6 | 6,04 | **0,20** | 40,7 | 6,63 | **0,16** |
| 2000 | 4,95 | 4,09 | **0,83** | 10,10 | 4,54 | **0,45** | 20,4 | 5,36 | **0,26** | 30,90 | 6,11 | **0,20** | 40,90 | 6,67 | **0,16** |
| 3000 | 5,30 | 4,32 | **0,82** | 10,3 | 4,75 | **0,46** | 20,70 | 5,60 | **0,27** | 30,30 | 6,28 | **0,21** | 40,70 | 6,97 | **0,17** |
| 5950 | 5,20 | 1,98 | **0,38** | 10,0 | 3,26 | **0,33** | 20,40 | 4,47 | **0,22** | 29,6 | 5,46 | **0,18** | 41,20 | 6,58 | **0,16** |
| Mittel | | | **0,64** | | | **0,40** | | | **0,24** | | | **0,19** | | | **0,16** |

Tabelle 4: Wechselstrom mit Laufringen

| Drehzahl | Messpunkt 1 | | | Messpunkt 2 | | | Messpunkt 3 | | | Messpunkt 4 | | | Messpunkt 5 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1/min | I (A) | U (V) | Z (Ω) | I (A) | U (V) | Z (Ω) | I (A) | U (V) | Z (Ω) | I (A) | U (V) | Z (Ω) | I (A) | U (V) | Z (Ω) |
| 0 | 4,96 | 2,80 | **0,56** | 10,09 | 3,44 | **0,34** | 20,95 | 4,26 | **0,20** | 29,94 | 4,84 | **0,16** | 40,05 | 5,41 | **0,14** |
| 500 | 5,10 | 3,37 | **0,66** | 10,85 | 3,90 | **0,36** | 20,50 | 4,33 | **0,21** | 30,96 | 5,01 | **0,16** | 41,00 | 5,68 | **0,14** |
| 1000 | 5,00 | 2,86 | **0,57** | 10,05 | 3,31 | **0,33** | 20,36 | 4,12 | **0,20** | 30,49 | 4,84 | **0,16** | 4,62 | 5,63 | **0,14** |
| 2000 | 5,09 | 3,03 | **0,60** | 10,17 | 3,47 | **0,34** | 21,16 | 4,26 | **0,20** | 30,92 | 5,05 | **0,16** | 40,35 | 5,79 | **0,14** |
| 3000 | 4,92 | 3,09 | **0,63** | 10,71 | 3,69 | **0,34** | 20,87 | 4,52 | **0,22** | 29,92 | 5,25 | **0,18** | 41,10 | 6,00 | **0,15** |
| 5950 | 5,29 | 4,37 | **0,83** | 10,59 | 4,95 | **0,47** | 20,70 | 5,68 | **0,27** | 31,44 | 6,48 | **0,21** | 40,16 | 7,22 | **0,18** |
| Mittel | | | **0,64** | | | **0,36** | | | **0,22** | | | **0,17** | | | **0,15** |

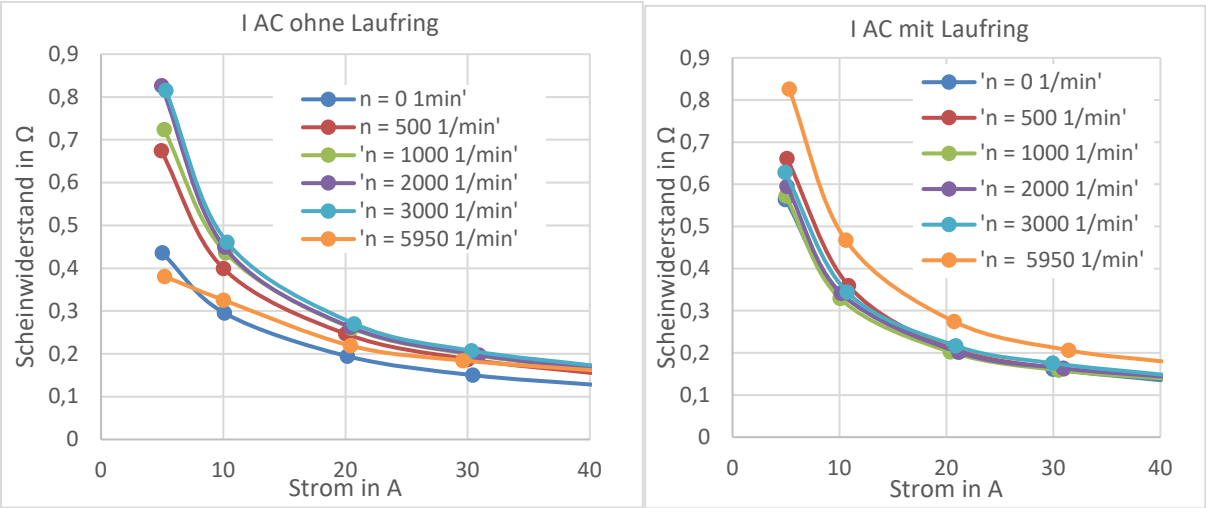



Bild 5: Stromabhängiger Verlauf des Widerstandes der Wellenerdungseinrichtung, mit und ohne Laufring bei variabler Drehzahl und Wechselstromspeisung

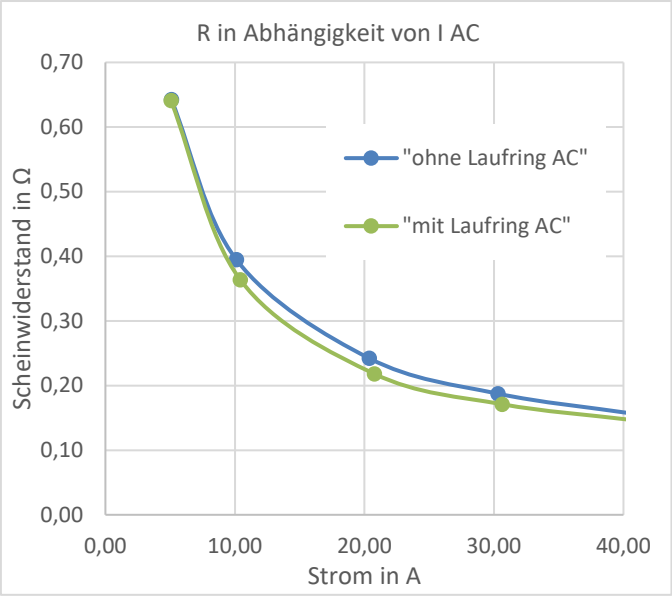



Bild 6: Darstellung des Widerstandsmittelwertes über alle untersuchten Drehzahlen in Abhängigkeit des Stromes für die Ausführungen mit Laufring sowie ohne Laufring bei Wechselstromspeisung

Bei den durchgeführten Messungen mit Wechselstromspeisung und Gleichstromspeisung konnten zusammenfassend die folgenden Beobachtungen festgehalten werden:

- Der elektrische Widerstand des Kontaktes der Kohlefaserbüschel zur Welle ist weitestgehend unabhängig von der Drehzahl bzw. von der Umfangsgeschwindigkeit im hier betrachteten Bereich

- Der elektrische Widerstand ist bei Verwendung des Wellenerdungssystems mit Laufringen etwas geringer als bei direktem Kontakt der Kohlefaserbüschel zur Welle, wenn auf die Laufringe verzichtet wird.

- Bei der durchgeführten Messreihe bei Verwendung der Laufringe ist eine Widerstandserhöhung im oberen Drehzahlbereich zu erkennen. Dieses kann auf eine fliehkraftbedingte, reversible Aufweitung der Laufringe hindeuten, in dessen Folge der Übergangswiderstand zwischen der Welle und den Laufringen zunimmt, siehe auch der Abschnitt „Beobachtungen“.

- Mit ansteigendem Strom verringert sich der Übergangswiderstand zwischen den Kohlefaserbüscheln und der Welle. Eine mögliche Erklärung ist hierbei der negative Temperaturkoeffizient des Widerstandes von Kohlenstoff.

Zusammenfassend lassen sich die Ergebnisse der Untersuchungen in den folgenden zwei Aussagen darstellen:

- Der Übergangswiderstand der Kohlefaserbüschel zur Welle liegt bei Wechselstromspeisung geringfügig unter den bei Gleichstromspeisung gemessenen Widerstandswerten. Er ist unter allen abgeprüften Bedingungen im Bereich von mehreren 100 mΩ, d.h. im elektrostatischen Sinne zur Wellenerdung uneingeschränkt geeignet.

- Bei diversen Messpunkten wurde die an den Kontaktringen anliegende Spannung auf mögliche Oberschwingungen und kurze, intermittierende Unterbrechungen untersucht. Es konnten keine durch kontaktbedingte Stromunterbrechungen verursachte Oberschwingungen festgestellt werden. Dieses wäre auch ein klares Indiz für eine permanent vorhandene Zündquelle durch elektrische Entladungen.

Weiterhin wurde die Erwärmung der Wellenerdungseinrichtung mit der Wärmebildkamera untersucht, das Ziel ist hierbei das Aufspüren von Hotspots an einzelnen Kohlfaserbüscheln durch ungleichmäßige Stromaufteilung auf die Büschel mit lokal erhöhten Stromdichten. Hierbei konnte jedoch auch bei 20 A Ableitstrom (DC) nach ca. 2 h Betrieb keine auffälligen Erwärmungen beobachtet werden (Bild 7). Eine Ursache hierfür kann auch die schlechte Zugänglichkeit der Faserbüschel in einem Spalt der Breite 1,2 mm – 1,4 mm zwischen Welle und Büschelhaltering sein, die eine effektive Heißpunkterfassung mit der Wärmebildkamera verhindert.

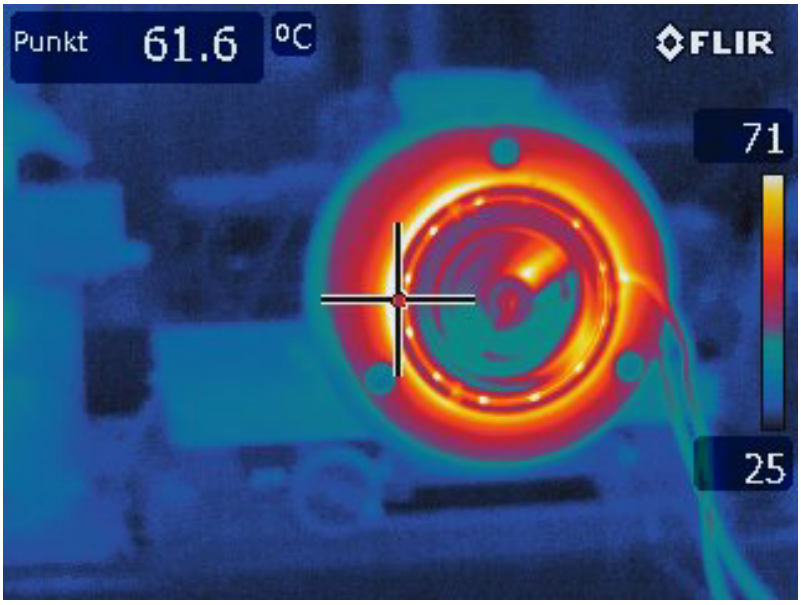



Bild 7: Wärmebild der Erdungseinrichtung (thermischer Beharrungszustand erreicht) bei Betrieb mit 20 A DC

In Bild 8 ist die in der Modellanordnung des Wellenerdungssystems umgesetzte Verlustleistung in Abhängigkeit der Ableitstromstärke und der Drehzahl in den Konfigurationen mit und ohne Laufring dargestellt. Bedingt durch die Abnahme des Widerstands mit steigender Stromstärke kann keine mit dem Strom quadratische Zunahme der Verlustleistung beobachtet werden, wie dieses bei einem stromunabhängigen Widerstand zu erwarten gewesen wäre.

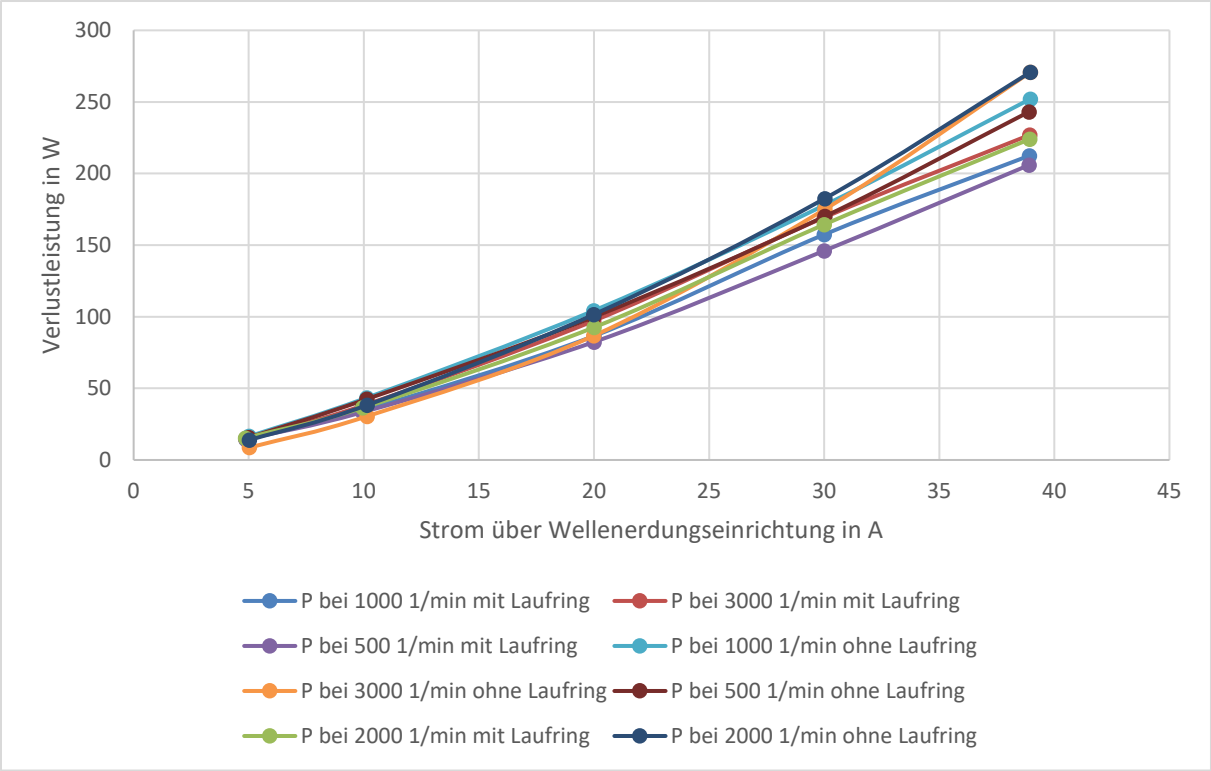



Bild 8: Übersicht über die im Wellenerdungssystem umgesetzte in Abhängigkeit des Stromes (DC) und der Drehzahl

**4. Abschätzung der bei Frequenzumrichterbetrieb auftretenden Ableitströme**

Wellenerdungseinrichtungen werden insbesondere bei frequenzumrichtergespeisten Antrieben eingesetzt, um die Motorwelle bei der Verwendung isolierter Motorlager auf einem definiertem Potential (möglichst nah am Erdpotential) zu halten und auch lagerschädigende Stromflüsse über die Arbeitsmaschine zu verhindern sofern keine isolierende Kupplung verwendet werden kann.
Hierdurch sollen insbesondere bei explosionsgeschützten Motoren das Auftreten von Potentialdifferenzen im Antriebsstrang mit der Gefahr zündfähiger elektrischer Entladungen und auch der vorzeitige, möglicherweise durch hohe Temperaturen zündfähige vorzeitige Lagerausfall verhindert werden.

Die Ursache des Stromflusses über die Welle ist eine über die Statorwicklung und den Stator des Motors kapazitiv in den Rotor eingekoppelte Spannung (Common-Mode-Spannung), [1] deren Höhe von der Zwischenkreisspannung des Frequenzumrichters, der Umrichterschaltfrequenz, der Erdungsimpedanz des Statorgehäuses für umrichterschaltfrequente Ströme sowie auch der Kapazität zwischen Stator und Rotor (in erster Näherung ein Zylinderkondensator) abhängig ist. Für eine beispielhafte Maschine mit der Achshöhe 315 mm, die üblicherweise bei Umrichterbetrieb mit isolierten Lagern eingesetzt wird, ergibt sich z.B. die Kapazität zwischen Stator und Rotor zu 3,02 uF. Mit der maximal möglichen Common-Mode-Spannung von $0{,}5 * U_{Zwischenkreis}$ und einer Schaltfrequenz von 3 kHz ergibt sich bei 400 V Eingangsspannung des Umrichters (ungesteuerter Gleichrichter) ein Ableitstrom von 15,4 A über das Wellenerdungsgerät. Bei einer Netzspannung von 480 V können 18,5 A Ableitstrom berechnet werden.

Um allerdings die Fragestellung beantworten zu können, ob bei dem hier betrachteten Motor die Wellenerdungseinrichtung bei vorhandener explosionsfähiger Atmosphäre eine Zündquelle darstellt, wurde im weiteren Verlauf der Untersuchungen die Wellenerdungseinrichtung ohne Laufringe mit Antriebsmotor in einem druckfesten Behälter in explosionsfähiger Atmosphäre der Explosionsgruppen IIB (Ethylen) und IIC (Wasserstoff) mit einem maximalen Prüfstrom von 20 A betrieben. Eine Zündung der umgebenden explosionsfähigen Atmosphäre wird über den schlagartigen Druckanstieg im Behälter erkannt und registriert.

**5. Betrieb der Erdungsanordnung in explosionsfähiger Atmosphäre**

Untersucht wurde, wie bereits beschrieben, der Versuchsaufbau ohne Laufringe, da hier gemäß den vorhergehenden Messungen höhere Übergangswiderstände und somit auch eine höhere Verlustleistung als bei der Anordnung mit Laufringen aufgetreten sind und sich der Ableitstrom auf weniger Bürsten (9 statt 11 bei der Anordnung mit Laufringen) verteilt.
Der Versuchsaufbau (Antriebsmotor und Wellenerdungseinrichtung) wurde in einem Prüfbehälter (Bild 9) unter Wasserstoff-Luft Gemisch (21% $H_2$, Explosionsgruppe IIC) und anschließend unter Ethylen-Luft (7,8% Ethylen, Explosionsgruppe IIB) geprüft.

Der Motor wurde mit verschiedenen Drehzahlen von =-500-1000-2000 und 3000 1/min für mehrere Minuten betrieben. Hierbei wurde der Strom (DC) über die Erdungsbüschel von 5-0-15-20 und 5 A variiert. Es gab bei all den verschiedenen Prüfpunkten mit den unterschiedlichen Drehzahlen und bei allen untersuchten Stromstärken keine Auffälligkeiten und keine Zündung.

Gemäß Herstellerangaben sollen die Erdungsbüschel für 10 A bei 3 Büschel geeignet sein. Die Prüfanordnung hat 9 Büschel, was einem theoretischem maximalem Ableitstrom von 30 A entspricht. Somit kann als Ergebnis der bisher durchgeführten Untersuchungen festgehalten werden, dass die hier untersuchte Ausführung für einen maximalen dauerhaften Ableitstrom von 20 A geeignet ist und innerhalb dieser Grenze auch keine Entzündung umgebender Gasgemische der Explosionsgruppen IIB und IIC erfolgt. Dieses Ergebnis deckt sich auch mit der Beobachtung, dass eine Analyse des zeitabhängigen Stromverlaufes über die Wellenerdungseinrichtung zu keinem Zeitpunkt Anzeichen von kurzzeitigen Stromkreisunterbrechungen mit möglicherweise zündfähiger Funkenbildung zeigten.

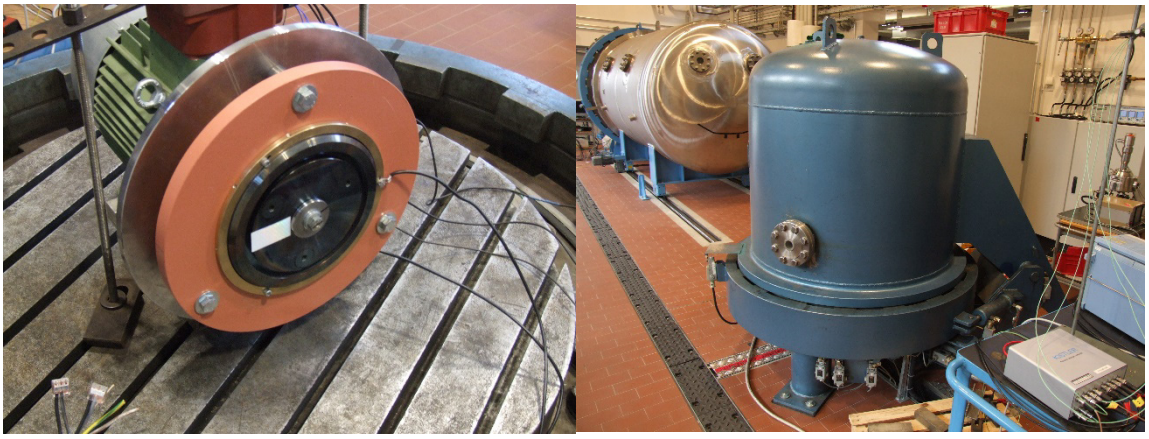


Bild 9: Foto des Versuchsaufbaus zur Untersuchung der Wellenerdungseinrichtung hinsichtlich wirksamer Zündquellen

In weiteren Untersuchungen soll der Strom auf maximal 30 A gesteigert und somit die Erdungseinrichtung ohne Laufringe mit dem maximal gemäß Herstellerangabe zulässigen Ableitstrom betrieben werden. Auch ist geplant, die Versuche unter explosionsfähiger Atmosphäre nach Alterung des Wellenerdungsgerätes zu wiederholen.

## 6. Zusammenfassung

Durch die an der beschriebenen Modellanordnung einer Wellenerdungseinrichtung durchgeführten Untersuchungen konnte prinzipiell gezeigt werden, dass auch bei höheren Ableitstromstärken bis 20 A keine Zündung einer umgebenden explosionsfähigen Atmosphäre bis zur Explosionsgruppe IIC (Wasserstoff) erfolgt ist und auch eine Analyse des während der einzelnen Versuche gemessenen Ableitstromes über die Bürsten keine Anzeichen für kurzzeitige Unterbrechungen der Kontaktgabe durch die Bürsten zwischen dem feststehenden Teil der Erdungseinrichtung und der Welle beobachtet werden konnten. Dieses Fehlen funkenbildender Stromunterbrechungen konnte durch die Nichtzündung einer umgebenden exlosionsfähigen Atmosphäre bestätigt werden.

Es ist an dieser Stelle jedoch noch zu früh, aufgrund der Ergebnisse Wellenerdungsbürsten an explosionsgeschützten Motoren ohne zusätzliche Kapselung in einem druckfesten Gehäuse oder aber in der Zündschutzart Überdruckkapselung einsetzen zu können.
Weitere detaillierte Untersuchungen erfordert auch die Tatsache des negativen Temperaturkoeffizienten des Bürstenmaterials bezüglich des elektrischen Widerstandes. Dieses kann dazu führen, dass bei einer auftretenden ungleichen Stromverteilung eine positive Rückkopplung einsetzt und durch die erhöhte Temperatur der betroffenen Bürsten der Widerstand weiter sinkt und die schon überlasteten Bürsten einen immer höheren Anteil des gesamten Ableitstromes übernehmen und somit die Bürstentemperatur weiter ansteigt. Eine mögliche Abhilfemaßnahme wären hier z.B. den Bürsten Symmetrierwiderstände mit positivem Temperaturkoeffizienten vorzuschalten, um eine stabile und gleichmäßige Ableitstromaufteilung auf alle Bürsten zu gewährleisten.
Eine weitere wichtige Fragestellung ist hierbei auch die Alterung der den Kontakt zur rotierenden Welle herstellenden Bürsten. Diese Fragen soll in zukünftigen Untersuchungen idealerweise an Wellenerdungseinrichtungen verschiedener Hersteller untersucht werden. Aufgrund der dann vorliegenden Erkenntnisse können in der Zukunft auch Wartungsintervalle definiert werden, um die Wellenerdungseinrichtung auch in explosionsgefährdeten Umgebungen stets sicher betreiben zu können.

## Literatur:


[1] Ponick, B.; FEMAG-Anwendertreffen 28.-29.10.2015 – Lagerströme in elektrischen Maschinen; Seminarunterlagen für Teilnehmer

[2] Hausberg, V., Seinsch, H. O.; Kapazitive Lagerspannungen und -ströme bei umrichtergespeisten Induktionsmaschinen; Electrical Engineering, Band 82 (2000), S. 153 – 162

[3] Wimmer, J., Stadler. H.; Lagerströme bei umrichtergespeisten Drehstrommaschinen; Sonderdruck aus antriebstechnik, Band 39 (2000), Nr. 11, S. 34 - 39

[4] Schramke, I.; Betrachtung der Wellenerdung elektrischer Maschinen mit dem Fokus auf den Betrieb in explosionsgeschützten Atmosphären; Bachelorarbeit, Ostfalia Hochschule für angewandte Wissenschaften, Abschluss der Arbeit am 07.09.2020

# Sicherheit in Flüssigkeitsverladestellen - Ein kurzer Exkurs zum rechtlichen Hintergrund und Beispiele für moderne Höhenabsturzsicherungen

Martin Hundt

Huckauf Ingenieure GmbH

## Einleitung

Der Umschlag von Flüssigkeiten ist in allen Branchen ein Thema. In der Petrochemie, der Großchemie, im Lebensmittel- und Pharmabereich werden Flüssigkeiten und Feststoffe in verschiedenen Gebinden abgefüllt. Der Schwerpunkt dieses Beitrags liegt bei dem Flüssigkeitsumschlag bei Schienenfahrzeugen, sogenannten Bahnkesselwaggons, und bei Straßenfahrzeugen in Form von Mehrkammerfahrzeugen oder Tankcontainern samt Aufliegern. Hier bedarf es häufig einer Begehung von oben, um das Fahrzeug beispielsweise zu befüllen, zu entleeren, Proben zu entnehmen, Mannlöcher zum Druckausgleich zu öffnen oder auch Mannlöcher grundsätzlich zu öffnen, zu schließen oder zu verplomben. Bezüglich der Höhenabsturzsicherungen gibt es in Deutschland leider aktuell keine Norm, die sich konkret mit der Sicherung gegen Höhenabsturz beschäftigt. Einige Betreiber haben interne Hausnormen entwickelt. Dieser Beitrag lehnt sich an aktuelle Gesetzte, Verordnungen und technische Regeln an und soll anhand dessen den Stand der Technik bzw. Best Practice aufzeigen.

## Aktuelle Gesetzeslage an Flüssigkeitsverladestellen

Die Sicherheitsanforderungen der Betreiber variieren stark. Häufig trifft man auf Flüssigkeitsverladestellen, an denen keine Begehmöglichkeit vorhanden ist. Die meisten Mehrkammerfahrzeuge verfügen über ein Klappgeländer, das dann zum Einsatz kommt, aber dieses Geländer entspricht bei Weitem nicht den Anforderungen. Wenn eine Flüssigkeitsverladestelle vorhanden ist, dann sind die Klapptreppen, die zur Begehung verwendet werden, häufig zu kurz oder zu lang; es sind keine Schutzkörbe oder Höhenabsturzsicherungen vorhanden oder es gibt fest installierte Rahmenkonstruktionen, die alle den Anforderungen an die Höhenabsturzsicherungen nicht gerecht werden.

Da es konkret für den Umschlag von Flüssigkeiten keine Norm gibt, lehnt man sich an die aktuellen Gesetze, Verordnungen und technischen Regeln an, wobei der entsprechende Geltungsvorrang beachtet werden muss.

Höchsten Geltungsvorrang haben die Gesetze, in diesem Fall das Arbeitsschutzgesetzt (ArbSchG) [1]. Hier werden grundsätzliche Anforderungen formuliert. So §3 Grundpflichten des Arbeitsgebers: (1) Der Arbeitgeber ist verpflichtet, die erforderlichen Maßnahmen des Arbeitsschutzes unter Berücksichtigung der Umstände zu treffen, die Sicherheit und Gesundheit der Beschäftigten bei der Arbeit beeinflussen. Und §4 Allgemeine Grundsätze: Der Arbeitgeber hat bei Maßnahmen des Arbeitsschutzes von folgenden Grundsätzen auszugehen: (4) individuelle Schutzmaßnahmen sind nachrangig zu anderen (z.B. kollektiven Maßnahmen). Sowie §5 Beurteilung der Arbeitsbedingungen: Der Arbeitgeber hat durch eine Beurteilung der für den Beschäftigten mit ihrer Arbeit verbundenen Gefährdungen zu ermitteln, welche Maßnahmen des Arbeitsschutzes erforderlich sind, konkret Erstellung einer Gefährdungsbeurteilung.

Nachrangig zu dem Arbeitsschutzgesetzt ist die Verordnung über Sicherheit und Gesundheitsschutz bei der Verwendung von Arbeitsmitteln (Betriebssicherheitsverordnung – BetrSichV) [2]. Dort§3 Gefährdungsbeurteilung: Der Arbeitgeber hat vor der Verwendung

von Arbeitsmitteln die auftretenden Gefährdungen zu beurteilen und daraus notwendige und geeignete Schutzmaßnahmen abzuleiten. Das Vorhandensein einer CE-Kennzeichnung entbindet nicht von der Pflicht zur Durchführung einer Gefährdungsbeurteilung. Ebenso §4 Grundpflichten des Arbeitgebers: (2) Arbeitsmittel dürfen erst verwendet werden, nachdem der Arbeitgeber die dabei ermittelten Schutzmaßnahmen nach dem Stand der Technik getroffen hat und festgestellt hat, dass die Verwendung der Arbeitsmittel nach dem Stand der Technik sicher ist. Technische Schutzmaßnahmen haben Vorrang zu organisatorischen Maßnahmen, diese haben wiederum Vorrang vor personenbezogenen Schutzmaßnahmen. Die Verwendung einer persönlichen Schutzausrüstung ist für jeden Beschäftigten auf das erforderliche Minimum zu beschränken. Schließlich§9 Weitere Schutzmaßnahmen bei der Verwendung von Arbeitsmitteln: (1) Der Arbeitgeber hat dafür zu sorgen, dass Arbeitsmittel unter Berücksichtigung der erwartenden Betriebsbedingungen so verwendet werden, dass Beschäftigte gegen vorhersehbare Gefährdungen ausreichend geschützt sind. Insbesondere müssen 3. Schutzmaßnahmen getroffen werden, die sowohl einen Absturz von Beschäftigten als auch von Arbeitsmitteln sicher verhindern.

Wir fassen die wichtigsten Punkte zusammen:

- Der Arbeitgeber ist verpflichtet, die erforderlichen Maßnahmen des Arbeitsschutzes zu gewährleisten
- Technische Schutzmaßnahmen haben Vorrang zu organisatorischen, diese haben wiederum Vorrang vor personenbezogenen Maßnahmen. Individuelle Maßnahmen sind nachrangig zu anderen Maßnahmen. Die Verwendung persönlicher Schutzausrüstung ist auf ein Minimum zu beschränken
- Es muss für jede Verladestelle eine Gefährdungsbeurteilung erstellt werden unabhängig von CE gekennzeichneten Systemen
- Die Schutzmaßnahmen sind nach dem Stand der Technik zu treffen

Abgeleitet aus den Anforderungen zeigen die Technischen Regeln für Betriebssicherheit (TRBS 2121) – Gefährdung von Beschäftigten durch Absturz – Allgemeine Anforderungen [3]. 4 Maßnahmen zum Schutz gegen Absturz unterschiedliche Lösungsvorschläge auf.

4 Arbeiten ohne Absturzsicherung (nur in begründeten Ausnahmefällen zulässig). Bei dieser Lösung handelt es sich um eine personenbezogene und individuelle Maßnahme. Diese Schutzmaßnahme entspricht nicht dem Stand der Technik.

3 PSA gegen Absturz.

-Sind aufgrund der Eigenart des Arbeitsmittels oder der durchzuführenden Arbeiten Absturzsicherungen oder Auffangvorrichtungen nicht geeignet oder nicht möglich, ist die Benutzung von persönlichen Schutzausrüstungen gegen Absturz vorzusehen. Persönliche Schutzausrüstungen gegen Absturz sind z.B. Auffanggurte, Höhensicherungsgeräte und Trägerklemmen. Die Verwendung von persönlicher Schutzausrüstung gegen Absturz ist in der Gefährdungsbeurteilung besonders zu bewerten. Bei dieser Lösung handelt es sich um eine technische und organisatorische Maßnahme, die individuell und personenbezogen wirkt. Die Schutzausrüstung wird hierbei nicht auf ein Minimum beschränkt. Diese Schutzmaßnahme entspricht nicht dem Stand der Technik.

2 Auffangvorrichtungen.

-Lassen sich aus arbeitstechnischen Gründen Absturzsicherungen nicht verwenden, müssen Schutzeinrichtungen zum Auffangen verwendet werden. Bei dieser Lösung handelt es sich um eine technische Maßnahme, die kollektiv wirkt. Die Schutzausrüstung wird hierbei auf ein Minimum beschränkt. Die Auffangvorrichtung setzt allerdings voraus, dass das Sturz

entstehen darf und zielt lediglich darauf ab, den Grad der Verletzung zu verringern. Diese Schutzmaßnahme entspricht nicht dem Stand der Technik.

1 Absturzsicherungen.

-Absturzsicherungen sind Schutzvorrichtungen wie z.B. Abdeckungen, Geländer und Schutzkörbe. Sie erfüllen den höchsten Grad an Sicherheit gegen Absturz. Bei dieser Lösung handelt es sich um eine technische Maßnahme, die individuell und kollektiv wirkt. Die Schutzausrüstung wird hierbei auf ein Minimum beschränkt. Die Auffangvorrichtung verhindert den Sturz in Gänze und entspricht deshalb dem Stand der Technik.

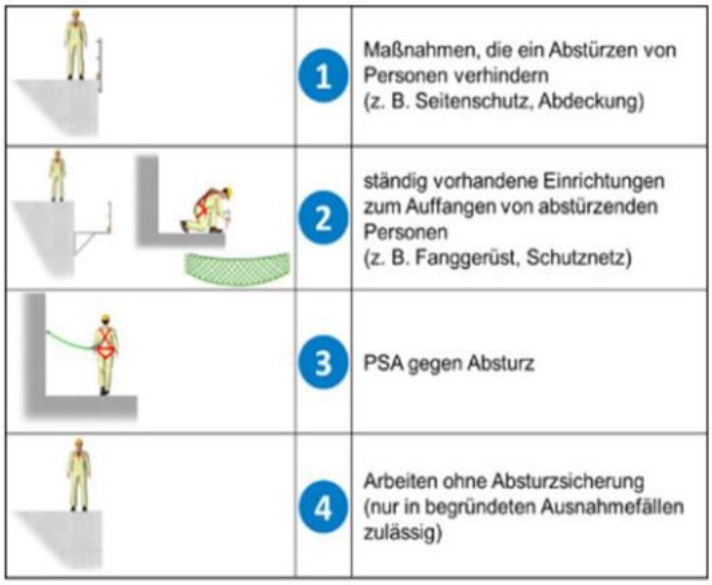



Abbildung 1 Maßnahmen zum Schutz gegen Absturz

Konkretisiert werden die Anforderungen an den Schutz vor Absturz in den Technischen Regeln für Arbeitsstätten ASR A2.1 – Schutz vor Absturz und herabfallenden Gegenständen, Betreten von Gefahrenbereichen [4]. 4.1 Gefährdung durch Absturz. (4) Eine Gefährdung liegt bei einer Absturzhöhe von mehr als 1,0m vor. (4.2) Der Abstand zwischen dem untersten Geländering und der Fahrzeugoberkante darf maximal 300mm betragen.

Weiterhin werden die Anforderungen an die konstruktive Ausführung der Höhenabsturzsicherung in den Berufsgenossenschaftlichen Richtlinien BGI 807 [5] konkretisiert. Diese Richtlinien sind den technischen Regeln untergeordnet und führen die einzelnen Regeln im Detail aus. Dort sind konkrete Anweisungen zu finden, wie die konstruktive Gestaltung der Höhenabsturzsicherung aussehen könnte-, bzw. sollte, z.B. Anforderungen an Seitenschutz, Geländeholme, Zwischenholme und Bordbrett, Einhaltung von Abständen usw.

**Beispiele für moderne Höhenabsturzsicherungen**

Flüssigkeitsverladestellen bestehen grundsätzlich aus vier verschiedenen Komponenten, der Standsäule samt Arbeitsbühne und Aufgangstreppe, der Klapptreppe, dem Schutzkorb und optional einem Flüssigkeitsverladearm.

Die Höhe der Arbeitsbühne richtet sich grundsätzlich nach der Fahrzeughöhe. Erschwerend kommt hinzu, dass Straßenfahrzeuge, im Gegensatz zu Schienenfahrzeugen, keiner Norm unterliegen und die Abmaße stark variieren. Da die deutsche Straßenverkehrsordnung eine maximale Fahrzeughöhe von 4.000 mm vorgibt, ist zumindest die maximale Höhe definiert. Das betrifft meist Tankcontainer auf einem Auflieger. Mehrkammerfahrzeuge sind in der

Regel kleiner, selten jedoch geringer als 3.200 mm. Die optimale Höhe der Arbeitsplattform (Oberkante Stahlbau) sollte genau zwischen dem höchsten und dem niedrigsten Fahrzeug definiert werden. Damit kann die Klapptreppe auch ordnungsgemäß nach oben und nach unten verwendet werden. Zusätzlich wird das Problem vermieden, dass bei einem zu hohen Stahlbau die kurze Klapptreppe für niedrige Fahrzeuge zu kurz ist und die lange Klapptreppe bei hohen Fahrzeugen zu lang. Das gilt ebenfalls für den zu niedrigen Stahlbau, bei dem die kurze Klapptreppe für hohe Fahrzeuge zu kurz ist und die lange Klapptreppe für niedrige Fahrzeuge zu lang.

Die Größe der Arbeitsbühne ist grundsätzlich frei wählbar, wird jedoch oft durch verschiedene Komponenten bestimmt: die Breite der gewählten Klapptreppe, die Anzahl der Verladearme, die Notwendigkeit von Sammeltrichtern, Platzbedarf für sonstige Gerätschaften (z.B. Steuerschränke, Rohrleitungen, Armaturen etc.) und dem grundsätzlichen Platzbedarf je nach vorgeschriebener PSA (z.B. arbeiten in Vollschutz).

Die Ausführung der Aufgangstreppe wird ebenfalls durch verschiedene Faktoren bestimmt. wie z.B. die zu überwindende Höhe, Vorgaben bzgl. Stufenhöhe, -länge und -breite (hier müssen evtl. firmeninterne Werksnormen Beachtung finden) und der Vorgabe bzgl. eines Zwischenpodests nach einer maximalen Anzahl von Stufen.

Bei der Auslegung der Klapptreppe liegt der Fokus auf der Bestimmung der korrekten Stufenanzahl. Die Anzahl ist abhängig von dem erforderlichen Arbeitsbereich in beide Richtungen (oben und unten), der Höhe der Arbeitsbühne und dem Abstand der Bühnenvorderkante bis Mitte Fahrzeug. Die Klapptreppe ist standardmäßig mit diversen Sicherheitsfeatures ausgestattet: leichte Handbedienung durch Federkraftbalancierung, leichtgängige und verschleißarme Lagerung, Fußpedal zur Parkstellungssicherung, Hanfseil zum Heben und Senken der Klapptreppe, Abweiseinrichtungen zur Verhinderung von Hand- und Fußverletzungen, Handlauf und Knieleiste für erhöhte Sicherheit, hohe Sicherheit durch rutschfeste Stufen und einem Kunststoffauflagebügel, der eine Beschädigung am Fahrzeug verhindert. Weitere Optionen, mit der eine Klapptreppe ausgestattet werden kann, sind: eine Kettenverriegelung, mit der eine stufenlose Positionierung der Klapptreppe, auch ohne Aufliegen auf dem Fahrzeug, vorgenommen werden kann, eine Parkpositionsanzeige, mit der beispielsweise eine Ampel angesteuert werden kann, eine pneumatische oder hydraulische Bedienung, variable Stufenbreite zwischen 800 mm bis 4.500 mm, ein Zugangsschutz und natürlich ein Schutzkorb.

Abbildung 2 Klapptreppe mit Schutzkorb (kleiner Arbeitsbereich)

Die Dimensionierung des Schutzkorbs richtet sich nach der Größe des erforderlichen Arbeitsbereiches und den Anforderungen an die Flexibilität der Flüssigkeitsverladestelle. Unterschieden werden grundsätzlich Schutzkörbe, die mit der Klapptreppe fest verbunden werden, in der Regel bis zu einer Breite von ca. 4.000 mm. Schutzkörbe mit einer Länge von 12.000 mm verfahren simultan mit der Klapptreppe, allerdings vertikal und mit einem zusätzlichen Antrieb bedingt durch das hohe Eigengewicht. Die Anforderungen an die Flexibilität sind abhängig von der Art der Fahrzeuge. So könnten Mehrkammerfahrzeuge, Tankcontainer auf Auflieger vorne, mittig und hinten positioniert in einer Verladestelle vorkommen. Schutzkörbe mit einem kleinen Arbeitsbereich sind kostengünstige Lösungen, bieten jedoch geringe Flexibilität. Zusätzlich kann es zu Problemen beim Öffnen von Abdeckungen und/oder Domdeckeln auf den Fahrzeugen kommen - je nach Geometrie und Ausführung. Weiterhin sind eine hohe Parkgenauigkeit und häufiges Rangieren (abhängig von der Anzahl der Kammern) erforderlich. Schutzkörbe mit großem Arbeitsbereich verfahren vertikal und bieten ein Maximum an Flexibilität gepaart mit einem problemlosen Öffnen von Abdeckungen und/oder Domdeckeln auf den Fahrzeugen. Parkgenauigkeit und häufiges Rangieren entfallen komplett.

Da es bei Tankcontainern dazu kommen kann, dass der Schutzkorb über die gesamte Länge des Fahrzeugs hinausragt, entstehen Sicherheitslücken. Diese Lücken werden durch den Einsatz von pneumatischen Quergeländern umgangen. Hierdurch kann der Korb nach vorne und nach hinten stufenlos eingegrenzt und seine erforderliche Länge präzise an das jeweilige Fahrzeug angepasst werden. Der Schutzkorb wird pneumatisch oder hydraulisch bewegt und ist freitragend, kann auf das Fahrzeug aufgesetzt werden oder frei hängen. Die Quergeländer verfahren ebenfalls pneumatisch und sind einzeln anzusteuern und nach dem Absenken vom Schutzkorb an die Fahrzeuggeometrie anzupassen. Nachdem die Arbeiten auf dem Fahrzeug durchgeführt wurden, wird der Schutzkorb wieder nach oben in seine Parkposition bewegt, um eine Kollision zwischen ein- uns ausfahrenden Fahrzeugen zu verhindern. Gleichzeitig verfahren die Quergeländer automatisch in die minimale Position und flankieren somit die Klapptreppe. Durch die Parkstellung der Quergeländer ist bei jeder Verladung ein

individuelles Ausrichten zwingend erforderlich. Ein weiteres Featur des großen Schutzkorbs ist die integrierte Stufe entlang des Korbs auf der Klapptreppenseite. Die Begehmöglichkeiten auf Straßenfahrzeugen sind ebenfalls nicht genormt. Somit können sich die Riffelbleche entweder auf der Fahrer- oder Beifahrerseite des Fahrzeugs, teilweise sogar nur zwischen Kammern, befinden. Um von den Begehmöglichkeiten unabhängig zu sein, kann die integrierte Stufe verwendet werden. Sie liegt entweder auf dem Fahrzeug auf oder schwebt mit einem maximalen Abstand von 300 mm über dem Fahrzeug. Das Fahrzeug kann dann über die Klapptreppe und der integrierten Stufe begangen werden. Der letzte Schritt erfolgt auf dem Fahrzeug, um die geplanten Arbeiten durchzuführen. Sollte es zusätzlich Bedarf geben, die Breite des Schutzkorbs zu variieren, kann ein zusätzliches Klappgitter entlang der Seite des Schutzkorbs (gegenüber der Klapptreppe) integriert werden. Dieses Klappgitter kann ebenfalls vor dem Begehen pneumatisch abgesenkt werden, um eine mögliche Lücke in der Breite des Schutzkorbs zu eliminieren. Ein weiteres Problem bei dem Befüllen von Mehrkammerfahrzeugen liegt in der Schrägstellung des Fahrzeugs, wenn beispielsweise die hinteren Kammern zuerst befüllt werden. Das Gewicht der hinteren Kammern steigt, wodurch die Federn im Fahrwerk nachgeben und das Fahrzeug in einer rückwärtigen Keilform absingt. In diesem Fall könnten die maximal 300 mm Abstand zwischen unterem Korbring und Oberkante Fahrzeug im vorderen Bereich eingehalten werden, im hinteren Bereich allerdings nicht. Dieses Problem löst der vertikale Antrieb des Schutzkorbs, der sich bis zu maximal 3% neigen lässt. Somit kann unter allen Umständen der maximal zulässige Abstand zwischen unterstem Korbring und Oberkante Fahrzeug eingehalten werden.

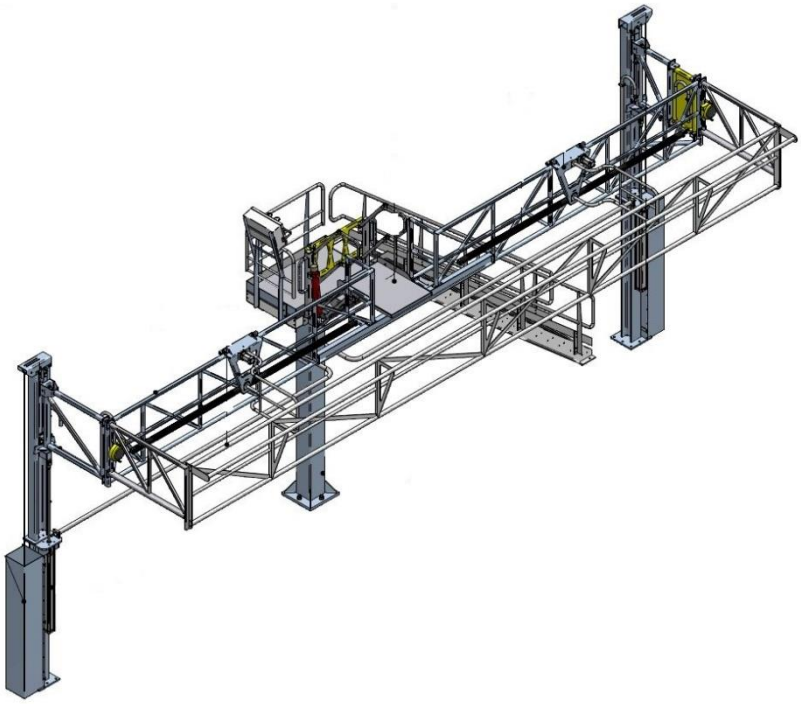


Abbildung 3 Klapptreppe mit Schutzkorb (großer Arbeitsbereich)

**Fazit**

Die Sicherheit in Flüssigkeitsverladestellen hat die höchste Priorität. Je nach Anforderungen and die Flexibilität und Bedienungsfreundlichkeit der Systeme kann das erforderliche Budget sinken oder steigen. Dank der modernen Lösungen im Bereich der Höhenabsturzsicherungen ist es immer möglich, technische-, kollektive Maßnahmen zu implementieren, die nicht nur

Schutz vor Absturz bieten, sondern auch den Einsatz von persönlicher Schutzausrüstung minimieren.

**Literatur**

**[1]** Gesetz über die Durchführung von Maßnahmen des Arbeitsschutzes zur Verbesserung der Sicherheit und des Gesundheitsschutzes der Beschäftigten bei der Arbeit (Arbeitsschutzgesetzt – ArbSchG) vom 07. August 1996 (BGBI. I. S. 1246)

**[2]** Verordnung über Sicherheit und Gesundheitsschutz bei der Verwendung von Arbeitsmitteln (Betriebssicherheitsverordnung – BetrSichV)

**[3]** Technische Regeln für Betriebssicherheit (TRBS 2121) – Gefährdung von Beschäftigen durch Absturz – Allgemeine Anforderungen

**[4]** Technische Regeln für Arbeitsstätten Schutz vor Absturz und herabfallenden Gegenständen, Betreten von Gefahrenbereichen, ASR 2.1

**[5]** Berufsgenossenschaftlichen Richtlinien BGI 807

# Vision Zero – Warum uns ein weiter so in der Arbeitssicherheit nichts bringt!

Magnus Magnusson
Dräger Safety AG & Co.KGaA, Health & Safety, Europark Fichtenhain B5, 47807 Krefeld

**Kurzfassung:**
Die Vision Zero ist die Vision einer Welt ohne Arbeitsunfälle und arbeitsbedingter Erkrankungen. Sie hat zum Ziel, eine präventive und nachhaltige Sicherheitsarbeit in Unternehmen und der Gesellschaft zu implementieren. Ein Einblick über Methoden und Ansätze, die wir auf der Reise zur Erreichung dieses Ziels bei Dräger einsetzen.

## 1. Einleitung

Die Anzahl der Arbeitsunfälle in Deutschland stagniert [1]. Nach erfolgreichen Jahren rückläufiger Zahlen in den 1990er-Jahren, welche im Wesentlichen auf Neuerungen in der Gesetzgebung z.B. durch Veröffentlichung des Arbeitsschutzgesetzes, zurückzuführen sind, ist seit Mitte der 2000er-Jahre eine nahezu konstante Entwicklung zu beobachten.

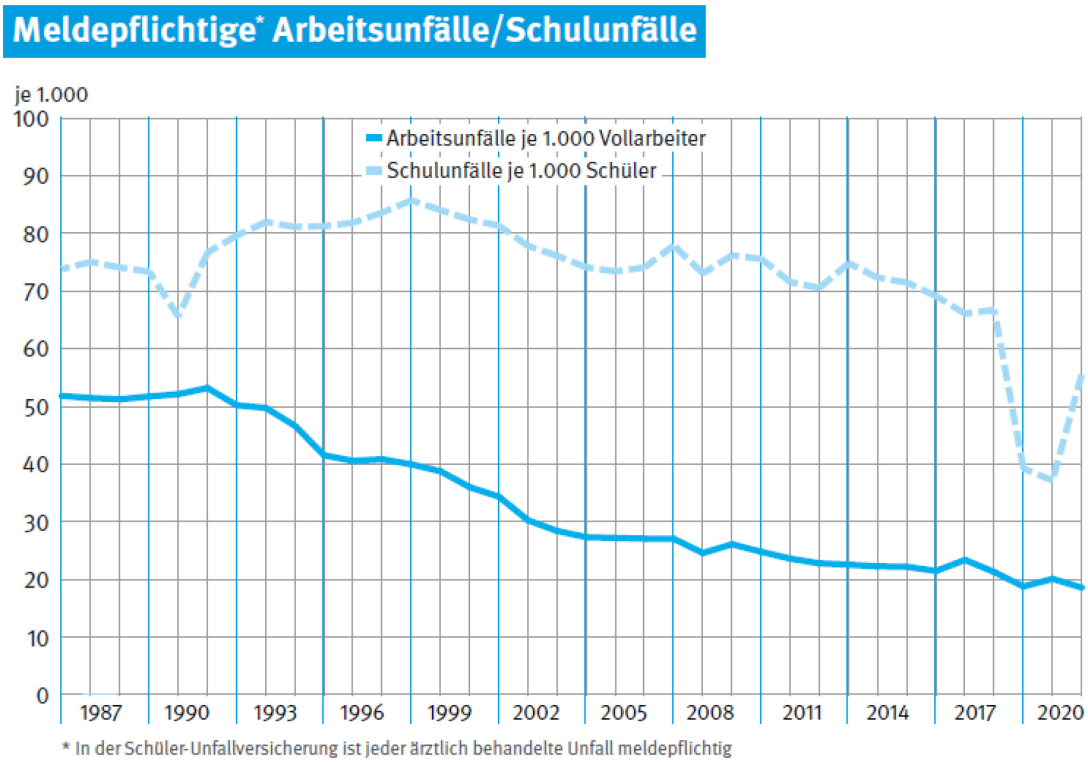



Abb. 1 Meldepflichte Arbeitsunfälle seit 1987 [1]

Auch bei Dräger sind die Unfallzahlen auf einem kontinuierlich sinkenden Trend. Dennoch sinken diese nicht unter eine unsichtbare Grenze [2]. Einschätzungen von Mitarbeitenden im Rahmen einer weltweiten Mitarbeiterbefragung ergeben, dass sie das Umfeld so einschätzen, dass sie ihre Arbeit sicher und ohne Gefährdung für ihre Gesundheit ausführen können [3]. Auch Führungskräfte verorten die Ursachen für Fehlzeiten nicht im Bereich der klassischen Arbeitssicherheit.

Das Verständnis der Vision Zero in den drei Dimensionen: Sicherheit, Gesundheit und Wohlbefinden hilft bei der Analyse und Ableitung von Maßnahmen. Um eine weitere

Reduzierung der Ereignisse zu erzielen, sollen insbesondere in den Bereichen Gesundheit und Wohlbefinden neue Wege gegangen werden.
Zur Messung der Reife der Organisation in Bezug auf diesen umfassenderen Begriff der Sicherheit wird auf die Methode entsprechend der Bradley Kurve zurückgegriffen.

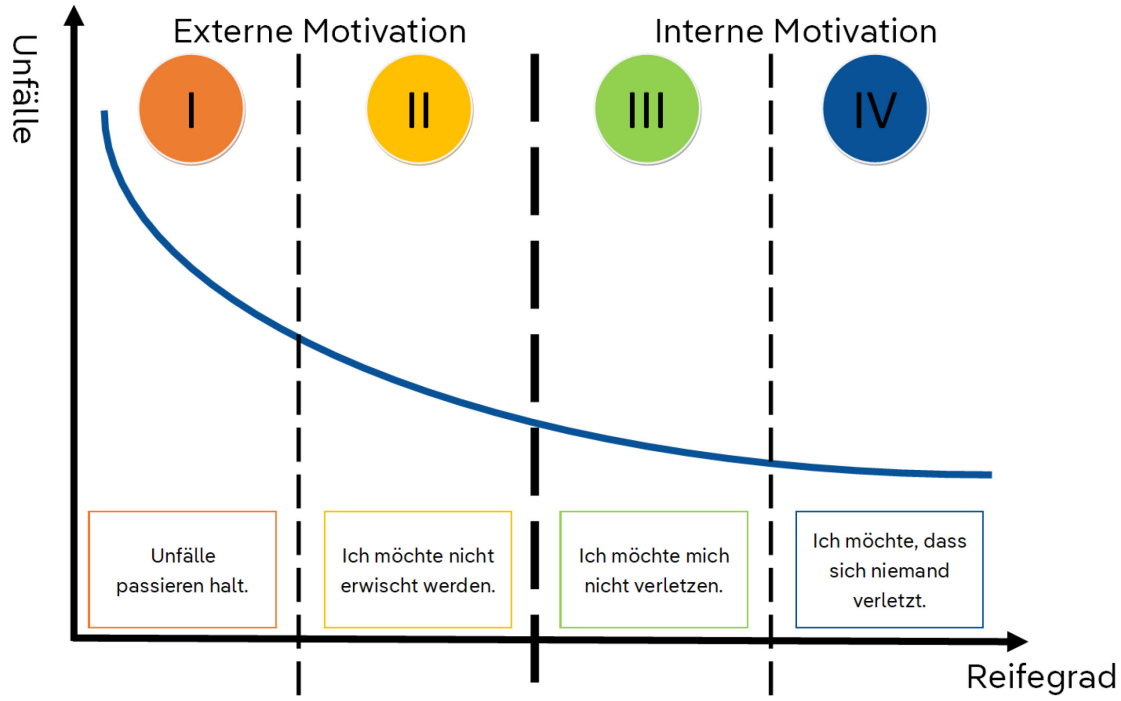



Abb. 2 Reifegrade einer Organisation

Die vier Stufen der Kurve charakterisieren sich wie folgt:

Stufe 1: Reaktives Verhalten („Unfälle passieren halt“)
Auf dieser Stufe dominieren Instinkte und Sicherheit wird als Glücksspiel betrachtet.

Stufe 2: Abhängigkeit von Regeln und Kontrolle („Ich möchte nicht erwischt werden“)
Hier wird versucht, Arbeitssicherheit durch Regeln und Überwachung zu gewährleisten.

Stufe 3: Unabhängige Verpflichtung zur Sicherheit („Ich möchte mich nicht verletzen“)
Auf dieser Stufe übernehmen Mitarbeiter persönliche Verantwortung aus Überzeugung.

Stufe 4: Sicherheitskultur als Teamaufgabe („Ich möchte, dass sich niemand verletzt“)
Die höchste Stufe betont gemeinsame Verantwortung und Verpflichtung im gesamten Team.

Die bisherigen Maßnahmen von Gesetzgeber und Unfallversicherungsträgern zahlen in der Regel auf die Stufe II ein. Um die Sicherheitskultur und somit auch die Unfallzahlen weiter positiv zu entwickeln, bedarf es auch hier neuer Wege.

## 2. Neue Wege

Beispielhaft zeige ich nun drei neue Wege auf: Zunächst wurde Vision Zero durch die oberste Führung als weltweites Programm eingeführt. Dies wurde in der Überzeugung gemacht, dass die Erreichung der Ziele der Vision Zero einen wesentlichen Beitrag zum Unternehmenserfolg

beiträgt. Dies belegt auch die 2013 von Prof. Dr. Dietmar Bräunig et al. [4] als Abschlussbericht im DGUV Report veröffentliche Studie „Berechnung des internationalen „Return on Prevention“ für Unternehmen“. Demzufolge ist der wirtschaftliche Nutzen für Investitionen in die Sicherheit positiv. Dräger investiert im Rahmen des Programms u.a. in Personal, Bildung und Kommunikation. Dräger integriert die Idee der Vision Zero in alle relevanten Prozesse, Produkte und Dienstleistungen.

Ein weiterer neuer Weg ist das Bewusstsein, dass es ein „Safety Mindset“ benötigt, um sicherheitsgerechte Verhaltensweisen zu begünstigen. Dazu tragen die vom Unternehmen gestalteten Rahmenbedingungen des Arbeitsumfelds ebenso bei wie Führung und Verantwortung der Mitarbeitenden. So wird die Vision Zero durch die Mitarbeitenden mit dem Satz: „Wir akzeptieren nicht, dass Menschen bei uns zu Schaden kommen!“ greifbar gemacht.

Menschen verhalten sich im Rahmen ihres kulturellen und sozialen Umfelds in der Regel erwartbar. Das beobachtete Verhalten von Fußballfans im Stadion, wir alle haben ein Bild im Kopf, ändert sich, wenn man sie anstatt in ein Stadion ihres Lieblingsvereins in eine kirchliche Umgebung im Rahmen eines Gottesdienstes oder Konzerts versetzt. Es würde niemand auf die Idee kommen, den Pfarrer oder Priester mit den gleichen Worten zu verunglimpfen wie den Schiedsrichter. Auch mit einer Bierdusche die vorderen Reihen beim Vater-Unser zu begießen würde nicht infrage kommen wie beim Führungstreffer im Stadion. Dieses Verhalten können sich Unternehmen zum Nutzen machen und u.a. durch ein sicheres, achtsames und nachhaltiges Arbeitsumfeld entsprechendes Verhalten fördern.
Zudem endet Sicherheit nicht am Werktor: Wenn wir die gewünschten Verhaltensweisen gefestigt haben, nehmen wir unweigerlich auch Einfluss auf das Verhalten außerhalb des betrieblichen Umfelds.

Der dritte Weg, den ich vorstellen möchte, ist der Safety Coin. Dies ist eine Form der Incentivierung von gewünschtem Verhalten und trägt zu einer deutlich verbesserten Meldemotivation von unsicheren Situationen sowie einer kontinuierlichen Präsenz der „Sicherheit“ bei. Betriebsrat und Führungskräfte dürfen Safety Coins vergeben, um besonders sicheres Verhalten von Mitarbeitenden zu belohnen. Hat ein Teammitglied drei Coins gesammelt, erhält es einen Tag Sonderurlaub. Somit trägt die Belohnung auch zu einer Verbesserung im Bereich Wohlbefinden durch geschenkte Freizeit bei und ist deutlich nachhaltiger als eine rein monetäre Wertschätzung. Dies Programm gilt nicht nur für fest angestellte, sondern auch für temporäre Arbeitskräfte. Der Safety Coin ist eine echte Münze. Zur Sammlung der drei Münzen gibt es ein entsprechendes repräsentatives Etui. Die Incentivierung hat zu einer deutlichen Steigerung und auch Aufrechterhaltung der Meldungen geführt.

## 3. Cone of Possibilities

Die erfolgreiche Umsetzung der Vision Zero ist mehr als eine Frage von Organisation und Regeln oder von Produkten und Dienstleistungen. Letztlich geht es darum, ein fest verankertes kulturelles Verständnis von Sicherheit bei allen Beteiligten zu schaffen. Wenn dieses Bewusstsein kontinuierlich gestärkt wird, wirkt es nachhaltig. Dies ist ein ganz praktisches Beispiel für nachhaltiges unternehmerisches Handeln. Es betrifft sowohl die Mitarbeiter in den Produktionsstätten als auch das Management, aber auch externe Partner.

Um dieses Wissen in das Handeln Einzelner und ganzer Organisationen umzusetzen, ist das Denken in Begriffen des "Cone of Possibility" äußerst hilfreich. Dieses faszinierende

Denkmodell beschreibt die zunehmende Vielfalt möglicher Zukünfte, je weiter wir in die Zukunft blicken. Es wurde ursprünglich unter dem Namen "Cone of Plausibility" von Charles Taylor im Jahr 1990 entwickelt ("Creating Strategic Visions"). Dieses Instrument für Prognosen, Zukunftsforschung und Innovationsprozesse macht deutlich, dass die Zukunft nicht linear verläuft und sich von unserer individuellen oder kollektiven Projektion zukünftiger Ereignisse sehr stark unterscheiden kann. Die entsprechenden Kategorien reichen von wahrscheinlich, plausibel, möglich und wünschenswert bis hin zu absurd.

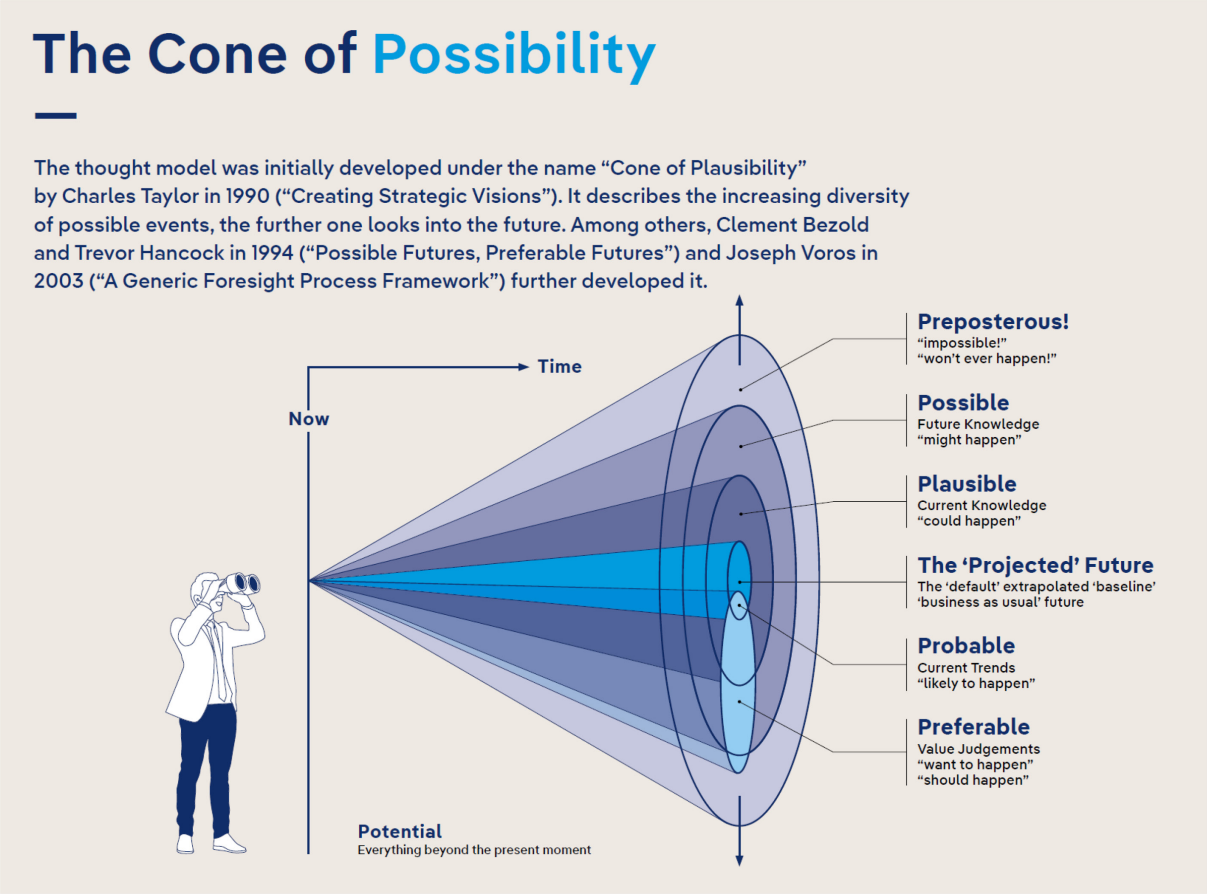



Abb. 3 The Cone of Possibility

**4. Schlussfolgerung**

Grundsätzlich sollten wir uns immer vor Augen halten, dass es keinen einheitlichen und unveränderlichen Weg zur Vision Zero gibt. Denn wie man unfallfrei und achtsam arbeitet, ist eine Frage der Kultur. Nur sie kann das Verhalten der Menschen nachhaltig so verändern, dass sie sicher im Sinne der Vision Zero arbeiten können.
Dazu gehört, sich auf den Weg zu machen und sich kontinuierlich am Ziel zu orientieren. Unser Weg zur Vision Zero ist also eine Reise. Und auf dieser Reise wollen wir mutig handeln und müssen offen sein für Neues.

**Literatur:**

[1] Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung e.V. (DGUV); DGUV-Statistiken für die Praxis 2022 (Oktober 2023), S.32, Webcode: p022413

[2] Drägerwerk AG; Unfallstatistik (2023). intern

[3] Drägerwerk AG; Ergebnisse Mitarbeiterbefragung (2023), intern

[4] Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung e.V. (DGUV); Prof. Dr. Dietmar Bräunig Dr. Thomas Kohstall; Berechnung des internationalen „Return on Prevention“ für Unternehmen: Kosten und Nutzen von Investitionen in den betrieblichen Arbeits- und Gesundheitsschutz (2013)

# Chemische Prozesssicherheit in kontinuierlichen Rohrreaktor-Anlagen

Marlies Moser und Alain Georg
Fluitec mixing + reaction solutions AG, Seuzachstrasse 40, 8413 Neftenbach (Schweiz)

**Kurzfassung:**
Die kontinuierliche Prozessführung in Rohrreaktoren ermöglicht die Führung von kritischen chemischen Prozessen. Sie verlangt jedoch geeignete Sicherheitskonzepte, welche zurzeit noch in der Entwicklungsphase sind. Die zugrundeliegenden kalorimetrischen Daten werden vorzugsweise in kontinuierlichen Reaktionskalorimetern ermittelt, da die Reaktionswärme eines chemischen Prozesses stark von der Prozessführung abhängig sein kann. Diese verlässlichen thermokinetischen Daten in Kombination mit einem geeigneten Sicherheitskonzept können für die Auslegung eines sicheren Scale-ups verwendet werden.

Das hier beschriebene Sicherheitskonzept basiert auf der Einteilung in fünf Sicherheitsklassen anhand prozessspezifischer charakteristischer Temperaturen. Im Weiteren werden Risikoanalysen durchgeführt und Schutzebenen definiert. Die resultierenden industriellen Anlagen werden bei Fluitec standardmässig mit axialen Temperatursensoren in den Rohrbündel-Mischer-Wärmetauschern ausgestattet, was eine real-time Prozessüberwachung erlaubt. Somit können Anomalien, wie beispielsweise Fouling oder ein thermischer Runaway rasch erkannt werden und sofortige Massnahmen (z.B. Sicherheitsspülung) via Steuerung ergriffen werden.

## 1. Einleitung

Prozesssicherheitskonzepte für kontinuierliche Anlagen mit Rohrreaktoren sind im Vergleich zu Tankreaktoren zurzeit erst in der Entwicklungsphase [1]. Insbesondere kritische chemische Prozesse mit hohen Prozesswärmen oder instabilen chemischen Verbindungen benötigen eine besonders sorgfältige Sicherheitsbeurteilung und entsprechende Massnahmen. Das wird spätestens beim Scale-up von im Labor entwickelten Flow-Prozessen relevant werden. Das Hauptziel ist ein thermischer Runaway zu verhindern und dessen Ausbreitung auszuschliessen. Insbesondere soll eine Rohrreaktor-Anlage bei den folgenden Prozessabweichungen sicher sein:

- Kühlungsausfall
- Stromausfall
- Dosierfehler
- Akkumulation

Im Folgenden werden wichtige Hilfsmittel zum Design einer kontinuierlichen industriellen Anlage vorgestellt, wie die kontinuierliche Reaktionskalorimetrie oder ein passendes Sicherheitskonzept. Daraus resultieren entsprechende Schutzebenen, welche in ereignisverhindernde und schadensbegrenzende Schutzeinrichtungen eingeteilt werden.

## 2. Kontinuierliche Reaktionskalorimetrie

Um eine kontinuierliche Anlage auszulegen sind genaue thermokinetische Daten erforderlich, welche bevorzugt in einem ähnlichen Reaktorsystem wie der spätere Scale-up ermittelt werden. Das heisst, die Reaktions- oder Prozesswärmen von Flow-Prozessen sollen entsprechend in Flow-Kalorimetern ermittelt werden. Insbesondere bei nicht selektiven chemischen Prozessen kann die im Flow-Kalorimeter ermittelte Wärmemenge stark von der im Batch-Kalorimeter ermittelten Wärmemenge abweichen, wie von Mortzfeld et al. gezeigt wurde [2].

Im Gegensatz zu Mikro-Flow-Kalorimetern, bieten sich für die Prozessentwicklung im grösseren Massstab die Fluitec Flow-Kalorimeter, basierend auf Doppelmantel-Rohrreaktoren und axialer Temperaturmessung, an [3,4] (Abb. 1). Die Wärmemenge wird aufgrund von Temperaturmessungen, rheologischen Prozessbedingungen sowie chemischen Stoffeigenschaften mithilfe von geeigneten Wärmeübergangsmodellen bestimmt.

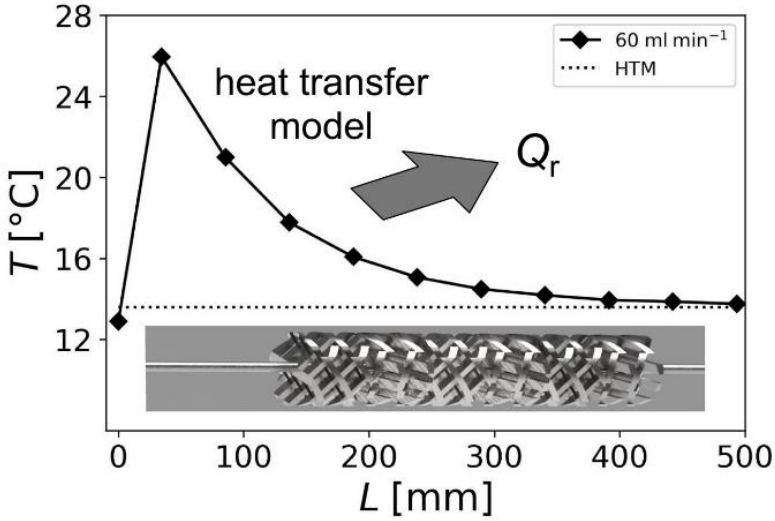



Abb. 1 Reaktionswärme-Bestimmung im kontinuierlichen Reaktionskalorimeter [3].

**3. Scale-up in den Fluitec Mischer-Wärmetauscher CSE-XR®**

Die Oberflächen-Volumenverhältnisse der Flow-Kalorimeter sind vergleichbar mit den für den Scale-up verwendeten Fluitec Rohrbündel-Mischer-Wärmetauscher CSE-XR® [5] (Abb. 2). Die XR-Technologie basiert auf einem binären Wärmeaustauch-Prinzip, d.h. sowohl die Wärmeträgermedium-Rohre als auch der Doppelmantel bieten eine Wärmeaustauschfläche. Das Reaktionsgemisch hingegen fliesst als Single-Flow in dem mit statischen Mischern gefüllten Zwischenraum. Dies ermöglicht Plug-Flow-Strömungsverhalten und verhindert Maldistribution.

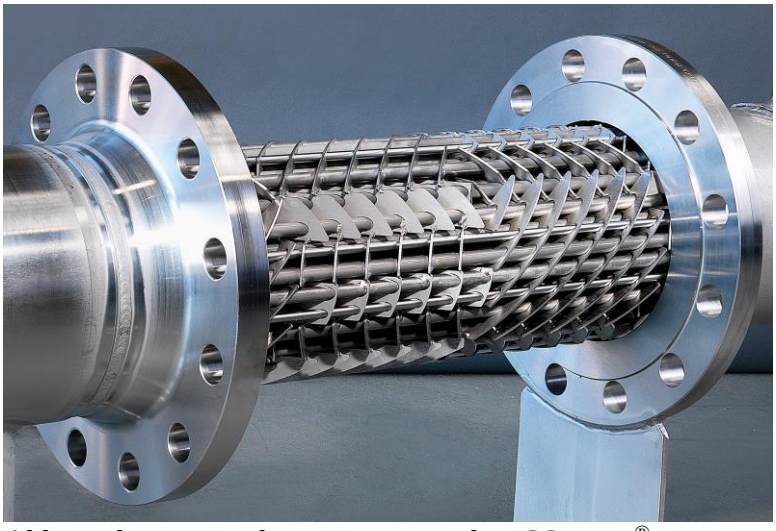


Abb. 2 Fluitec Mischer-Wärmetauscher CSE-XR® mit einer hohen Wärmeaustauschfläche.

**4. Fluitec Sicherheitskonzept**

Das Fluitec Sicherheitskonzept soll das Risiko eines thermischen Runaways minimieren. Es umfasst die Einteilung in eine Sicherheitsklasse, die Beurteilung gemäss Risikoanalyse sowie

die Festlegung der Schutzebenen. Das Konzept ist insbesondere auf kontinuierliche Rohrreaktor-Anlagen bezogen.

Der zentrale Teil des Sicherheitskonzepts ist die Einteilung des kontinuierlichen Prozesses anhand seiner charakteristischen Temperaturen in die Sicherheitsklassen 1 bis 5 (Abb. 3 modifiziert auf Grundlage von F. Stoessel [6]). Die Einteilung erfolgt aufgrund der relativen Positionen der folgenden charakteristischen Temperaturen:

- $T_P$ Prozesstemperatur-Bereich
- $T_m = T_0 + \Delta T_{ad}$ maximal erreichbare Temperatur unter adiabatischen Bedingungen
- TS maximal zulässige Temperatur des Druckgeräts; Temperatur bei Ansprechdruck der Berstscheiben oder des Sicherheitsventils
- $T_{ONSET}$ Onset-Temperatur der Zersetzungsreaktion gemäss DSC

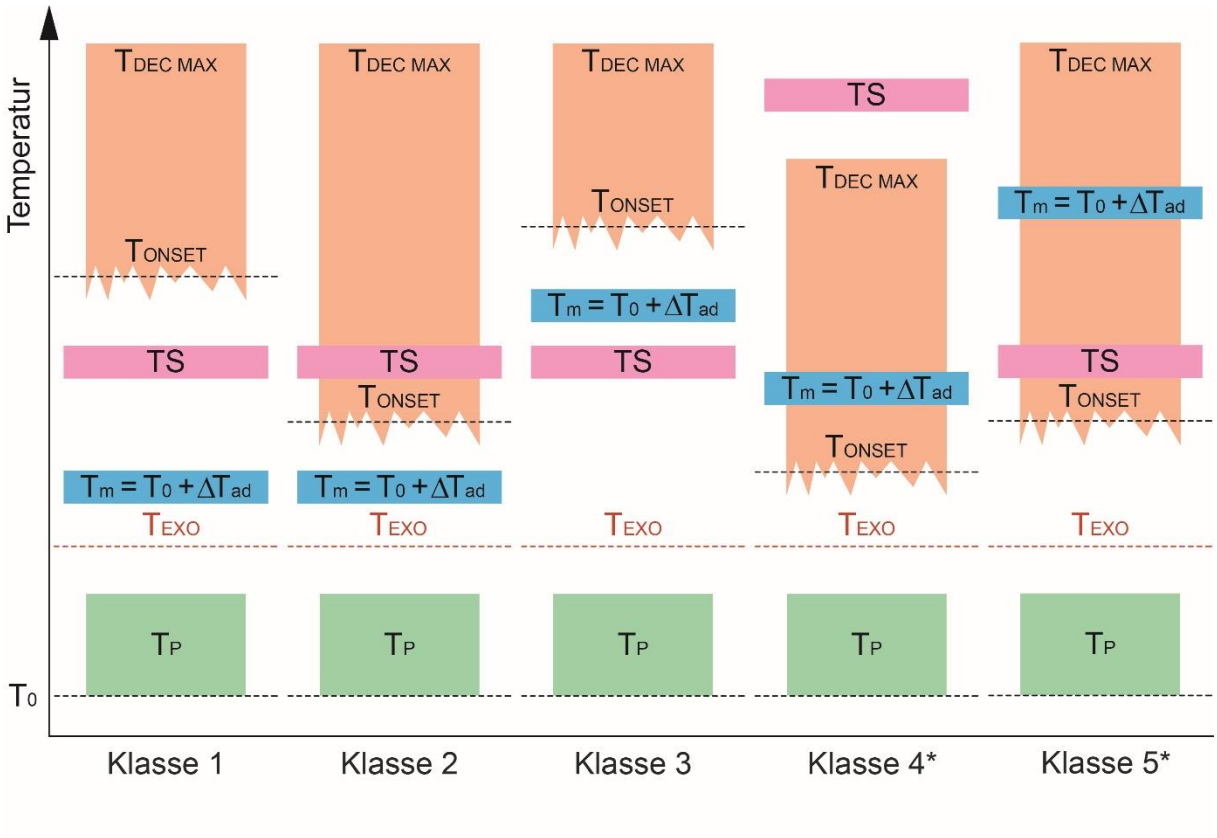



Abb. 3 Sicherheitsklassen. Starttemperatur ($T_0$), Prozesstemperatur ($T_P$), maximal erreichbare Temperatur unter adiabatischen Bedingungen ($T_m = T_0 + \Delta T_{ad}$), maximal zulässige Temperatur des Druckgerätes (TS), Onset-Temperatur der Zersetzungsreaktion gemäss DSC ($T_{ONSET}$), maximal erreichbare Zersetzungstemperatur ($T_{DEC\ MAX}$), Grenztemperatur ($T_{EXO}$), *die Art der Zersetzungsreaktion muss in der Risikoanalyse berücksichtigt werden (modifiziert auf Grundlage von F. Stoessel [6]).

Prozesse der Sicherheitsklassen 1 und 2 können als «sicher» betrachtet werden, da die maximal erreichbare Temperatur unter adiabatischen Bedingungen die Zersetzungsreaktion nicht initiieren kann ($T_m < T_{ONSET}$). Dasselbe gilt für die Prozesse der Sicherheitsklasse 3 mit dem Unterschied, dass der Reaktor bei Erreichen der $T_m$ bersten kann ($TS < T_m$). Prozesse der Sicherheitsklassen 4 und 5 sind sehr kritisch, da bei Erreichen der $T_m$ zudem die

Zersetzungsreaktion initiiert werden kann ($T_{ONSET} < T_m$) und somit ein thermischer Runaway ausgelöst werden kann.

Aufgrund der Einteilung in die Sicherheitsklassen erfolgt die Risikoanalyse gemäss dem Leitfaden für die Herstellung sicherer Maschinen EN 12100, um den Prozess in die Risiko-Schweregrade S1 - S4 und die Risiko-Wahrscheinlichkeiten W1 - W3 einzuteilen, was wiederum als Grundlage für die Definition von Schutzebenen dient. Die Schutzebenen werden gemäss BG RCI [7] in ereignisverhindernde und schadensbegrenzende Schutzeinrichtungen eingeteilt (Abb. 4).

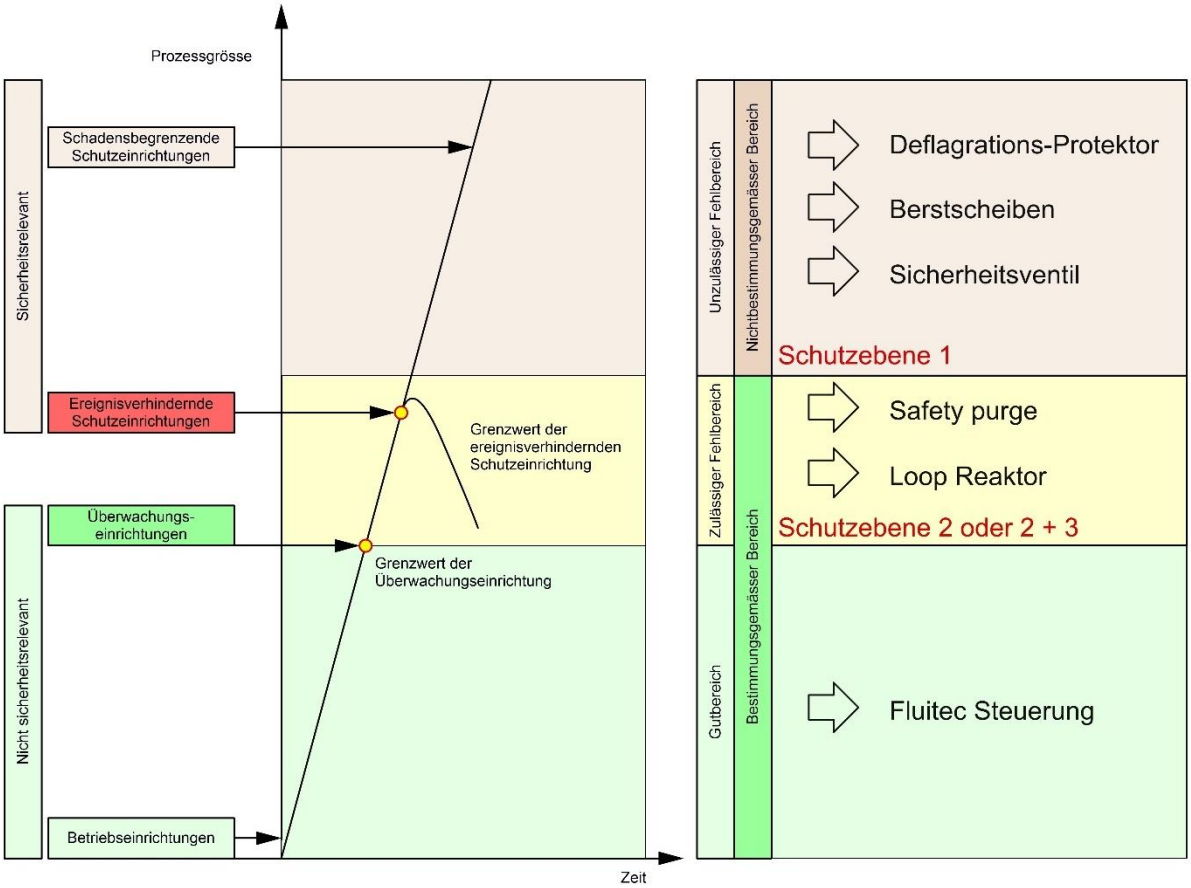



Abb. 4 Einteilung der Schutzebenen in ereignisverhindernde und schadensbegrenzende Schutzeinrichtungen gemäss BG RCI [7].

Eine ereignisverhindernde Schutzeinrichtung ist beispielsweise die patentierte Gegenstrom Sicherheitsspülung (Safety Purge System) [8]. Diese wird von Fluitec für die Prozesse der Sicherheitsklassen 3 bis 5 empfohlen. Sie wird bei Erreichen der maximal noch sicher händelbaren Grenztemperatur ($T_{EXO}$) ausgelöst. Diese Grenztemperatur soll so gewählt werden, dass ausreichend Zeit verbleibt die Spülung auszulösen, bevor die Zersetzungsreaktion initiiert wird. Die $T_{EXO}$ ist demzufolge abhängig von der Ansprechzeit der Temperatursensoren.

Eine weitere ereignisverhindernde Schutzebene ist die Prozessführung mittels Rezirkulationspumpe, im sogenannten Loop Reaktor. Dabei wird das Reaktionsgemisch verdünnt, bis die adiabatische Temperaturerhöhung soweit sinkt, dass der Prozess in die Sicherheitsklassen 1 oder 2 eingeteilt werden kann.

Schadensbegrenzende Schutzeinrichtungen können Sicherheitsventile, Berstscheiben oder ein Deflagrations-Protektor (ähnlich wie ein Rohr-Flammenfilter) sein. Die Anzahl und Dimensionen der Sicherheitsventile und Berstscheiben werden anhand der maximalen Gasproduktionsrate der Zersetzungsreaktion festgelegt.

## 5. Industrielle Rohrreaktor-Anlagen mit Safety Purge System

Industrielle Rohrreaktor-Anlagen für kritische chemische Prozesse werden bei Fluitec standardmässig mit axialen Temperatursensoren, Drucksensoren und Durchflussmessern ausgerüstet (Abb. 5). Insbesondere die axialen Temperatursensoren dienen einer real-time Prozessüberwachung. Somit können Anomalien, wie beispielsweise Fouling oder ein thermischer Runaway, rasch erkannt werden und sofortige Massnahmen (z.B. Sicherheitsspülung) via Steuerung ergriffen werden.

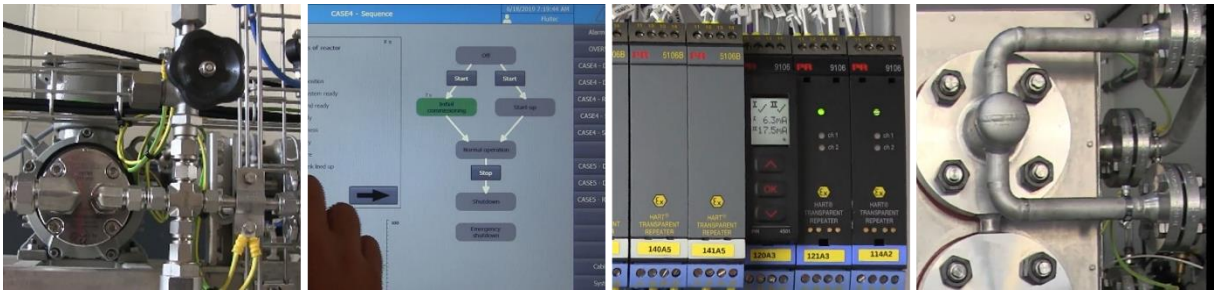


Abb. 5 Industrielle Fluitec Rohrreaktor-Anlage mit Steuerung.

Sofern die Risikoanalyse eine ereignisverhindernde Schutzeinrichtung empfiehlt, wird das Safety Purge System in die industriellen Fluitec Rohrreaktor-Anlagen eingebaut (Abb. 6). Diese Gegenstrom Sicherheitsspülung wird bei unzulässiger Temperatur, Druck oder Durchfluss automatisch aktiviert und der Reaktor wird sofort entleert. Als Spülmedien werden inerte Gase oder Flüssigkeiten eingesetzt. Das Reaktionsgemisch wird im Gegenstrom-Prinzip in einen Quench-Tank geführt. Somit wird die Ausbreitung des reaktiven Prozessmediums in die Vorlagen- oder Auffangbehälter verhindert.

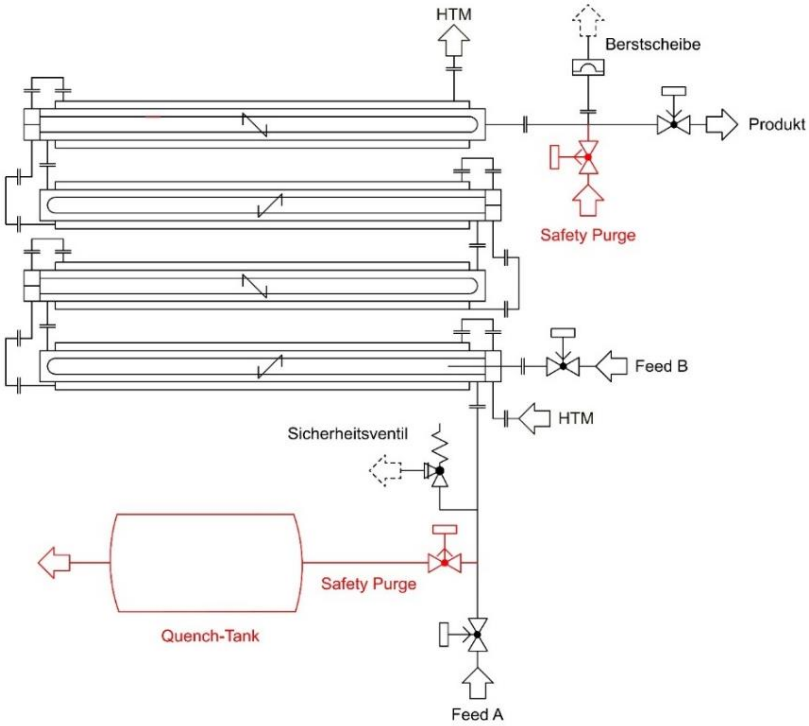



Abb. 6 Schema einer Baugruppe mit Rohrreaktoren, Safety Purge System und Quench-Tank.

## 3. Schlussfolgerungen

Um die hohen Sicherheitsanforderungen eines Scale-ups von kritischen Flow-Prozessen zu erfüllen arbeitet Fluitec mit der kontinuierlichen Reaktionskalorimetrie und einem bewährten Sicherheitskonzept. Dabei werden die chemischen Prozesse anhand ihrer Exothermie und Zersetzungstemperaturen in eine Sicherheitsklasse eingeteilt und eine Risikoanalyse durchgeführt, um entsprechende Schutzebenen zu definieren. Charakteristisch für industrielle Anlagen von Fluitec ist der Rohrbündel-Mischer-Wärmetauscher CSE-XR® mit axialen Temperatursensoren und dem Safety Purge System.

In dem aktuellen Innosuisse-Projekt zusammen mit der Forschungsgruppe von Prof. Dr. A. Zogg von der FHNW sowie der chemischen Fabrik Schärer & Schläpfer AG, wird die Flow-Prozesssicherheit anhand einer Ethoxylierung in Rohrreaktoren untersucht. Das längerfristige Ziel dieses Projekts ist die Erweiterung des Sicherheitskonzepts für stark kritische kontinuierliche Prozesse.

**Literatur:**


[1] N. Kockmann, P. Thenée, C. Fleischer-Trebes, G. Laudadio, T. Noël, *React. Chem. Eng.* **2017**, *2* (3), 258–280. DOI: 10.1039/C7RE00021A.

[2] F. Mortzfeld, J. Polenk, B. Guélat, F. Venturoni, B. Schenkel, P. Filipponi, *Org. Process Res. Dev.* **2020**, *24* (10), 2004–2016. DOI: 10.1021/acs.oprd.0c00117.

[3] M. Moser, A. G. Georg, F. L. Steinemann, D. P. Rütti, D. M. Meier, *J. Flow Chem.* **2021**, *11* (3), 691–699. DOI: 10.1007/s41981-021-00204-y.

[4] F. L. Steinemann, D. P. Rütti, M. Moser, A. G. Georg, D. M. Meier, *J. Flow Chem.* **2022**. DOI: 10.1007/s41981-022-00237-x.

[5] A. Georg, M. B. Däscher, *Chem. Ing. Tech.* **2005**, *77* (6), 681–693. DOI: 10.1002/cite.200407095.

[6] F. Stoessel, *Thermal Safety of Chemical Processes: Risk Assessment and Process Design*, John Wiley & Sons, Weinheim **2008**.

[7] Maßnahmen der Prozesssicherheit in verfahrenstechnischen Anlagen, *Schrift*, BG RCI, Heidelberg **2015**.

[8] A. Eiholzer, D. Altenburger, E. Rosasco, N. Merkel, M. Moser, A. Georg, *Verfahren Zur Kontrolle Einer Chemischen Reaktion*, EP 3417935B1, **2018**.

# Bewertung elektrostatischer Zündgefahren beim Versprühen von Wasser während der Behälterreinigung

Florian Baumann [a], Matthias Himstedt [a], Dieter Möckel [a], Michael Beyer [a]
[a] Physikalisch-Technische Bundesanstalt Braunschweig, Abt. 3 Chemische Physik und Explosionsschutz, 38116 Braunschweig

**Kurzfassung:**
Der stark ladungserzeugende Prozess des Versprühens von Wasser ist, wenn er in explosionsgefährdeten Bereichen erfolgt, sicherheitstechnisch zu bewerten. Zur Prävention elektrostatischer Zündgefahren sind die Grenzwerte der Flüssigkeitsstrahler und Behälterabmessungen, die in der nationalen technischen Regel für Gefahrstoffe 727 und in der internationalen technischen Spezifikation IEC TS 60079-32-1 angegeben sind, einzuhalten. Die Grenzwerte resultieren aus den Leistungsgrenzen der Flüssigkeitsstrahler und den Behältern der in den 70er und 80er Jahren durchgeführten Untersuchungen. Ob eine Überschreitung der Grenzwerte eine elektrostatische Zündgefahr darstellt, ist ungeklärt. Der technische Fortschritt verlangt nach einer Klärung dieser Wissenslücke.
In dieser Arbeit werden die bisherigen Messwerte, Erkenntnisse und Grenzwerte aus einschlägiger Literatur zusammengefasst und ein neuer Ansatz der sicherheitstechnischen Bewertung beschrieben. Um an Messwerte an Wasserstrahlen und -sprühnebeln aus der Literatur anzuschließen, erfolgten Messungen der elektrischen Feldstärke und des Raumpotentials. In Zusammenarbeit mit einem nationalen Interessentenkreis wurden Messungen bei grenzwertüberschreitenden Parametern in leitfähigen geerdeten Behältern bis 44 m³ und ohne räumliche Begrenzung durchgeführt.
Das Ergebnis der sicherheitstechnischen Bewertung dieser Arbeit erlaubt, unter Beachtung der beschriebenen Parameter der Messungen, eine Überschreitung der Grenzwerte, ohne dass eine elektrostatische Zündgefahr zu erwarten ist.

## 1. Einleitung

Nach ihrem Einsatz müssen Transportbehälter für Chemikalien – vom Intermediate Bulk Container (IBC) bis zum Schiffstank – gründlich gereinigt werden. Dabei können die Rückstände im Behälter einen explosionsgefährdeten Bereich ausbilden, der unter ungünstigen Umständen entzündet werden kann. Im Jahre 1969 gab es beim Einsatz leistungsstarker Reinigungstechniken auf drei Supertankern folgenschwere Explosionen mit mehreren Verletzten und Toten [1]. Der Grund: Elektrostatische Entladungen, die durch das Versprühen von Wasser entstanden sind. Zur Vermeidung derartiger Katastrophen sind die Grenzwerte und Maßnahmen der internationalen Sicherheitsrichtlinie für Binnentankschiffe und Terminals (ISGINTT) [2] und die internationale Sicherheitsrichtlinie für Öl Tanker und Terminals (ISGOTT) [3] einzuhalten.
Die Reinigungstechniken, die in der Chemie- und Lebensmittelbranche eingesetzten werden, unterscheiden sich im Druckbereich (einige 100 bar bis mehrere 1000 bar [4]) erheblich von denen, die bei der Schiffsreinigung (bis 10 bar [5]) verwendet werden. Daher lassen sich die in diesem Bereich geltenden Grenzwerte nicht übertragen. Basierend auf Untersuchungen aus den 70er und 80er Jahren [6] wurden für Flüssigkeitsstrahler und Behälterabmessungen die in Abb. 1 zusammengefassten Grenzwerte der nationalen technischen Regel für Gefahrstoffe (TRGS) 727 [7] und der internationalen technischen Spezifikation IEC TS 60079-32-1 [8] festgelegt. Die Pumpendrücke wurden damals auf 500 bar begrenzt, da die Flüssigkeitsstrahler zu dieser Zeit nicht mehr leisten konnten. Heutige Flüssigkeitsstrahler arbeiten jedoch mit Pumpendrücken von bis zu 2500 bar. Daher ist es notwendig, auch für diesen Druckbereich Grenzwerte festzulegen.

| | Pumpendruck ≤ 12 bar | | 12 bar < Pumpendruck < 500 bar (In IEC TS 60079-32-1 [8] ist ein Pumpendruck bis 500 bar zulässig) | |
|---|---|---|---|---|
| **Flüssigkeitsstrahler** | TRGS 727 [7] | IEC TS 60079-32-1 [8] | TRGS 727 [7] | IEC TS 60079-32-1 [8] |
| Volumenstrom | 7 l/s | - | 5 l/s | 5 l/s |
| **Behälter** | | | | |
| Durchmesser | - | - | 3 m | 3 m |
| Volumen | 10 m³ | sehr niedrige Gefahrenstufe bei < 100 m³ | - | - |

Abb. 1: Grenzwerte der TRGS 727 und IEC TS 60079-32-1 zu Flüssigkeitsstrahlern und Behälterabmessungen [4]

In Kooperation mit der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt (PTB) hat ein Kreis von Unternehmen, die Reinigungstechniken herstellen und betreiben, die notwendigen Grenzwerte für den sicheren Einsatz erforscht. Grundlage dafür ist der neue Ansatz der sicherheitstechnischen Bewertung, mit dem die erhobenen Messwerte verglichen wurden.
Die Untersuchungen dienten als Basis für ein anwenderfreundliches Ablaufdiagramm, das die PTB in Zusammenarbeit mit einem Expertenkreis zur Elektrostatik der Berufsgenossenschaft Rohstoffe und chemische Industrie (BG RCI) im Jahr 2023 entwickelt hat. Das Ablaufdiagramm ermöglicht eine Überschreitung der Grenzwerte ohne elektrostatische Zündgefahr durch Büschelentladungen aus Raumladungswolken beim Versprühen von Trinkwasser in leitfähige geerdete Behälter. Dabei werden die Parameter der Flüssigkeitsstrahler und Behälterabmessungen berücksichtigt.

## 2. Sicherheitstechnische Bewertung anhand elektrostatischer Größen

Beim Versprühen von Wasser besteht eine elektrostatische Zündgefahr durch Büschelentladungen, die zwischen der Raumladungswolke und leitfähigen, geerdeten Einbauteilen entstehen. Es gelten folgende Grenzwerte und Beurteilungskriterien elektrostatischer Größen:

- Raumpotentiale ab 58 kV gelten als zündfähig für das repräsentative Propan/Luft-Gemisch (Mindestzündenergie (MZE) 0,24 mJ) der Explosionsgruppe IIA [8].

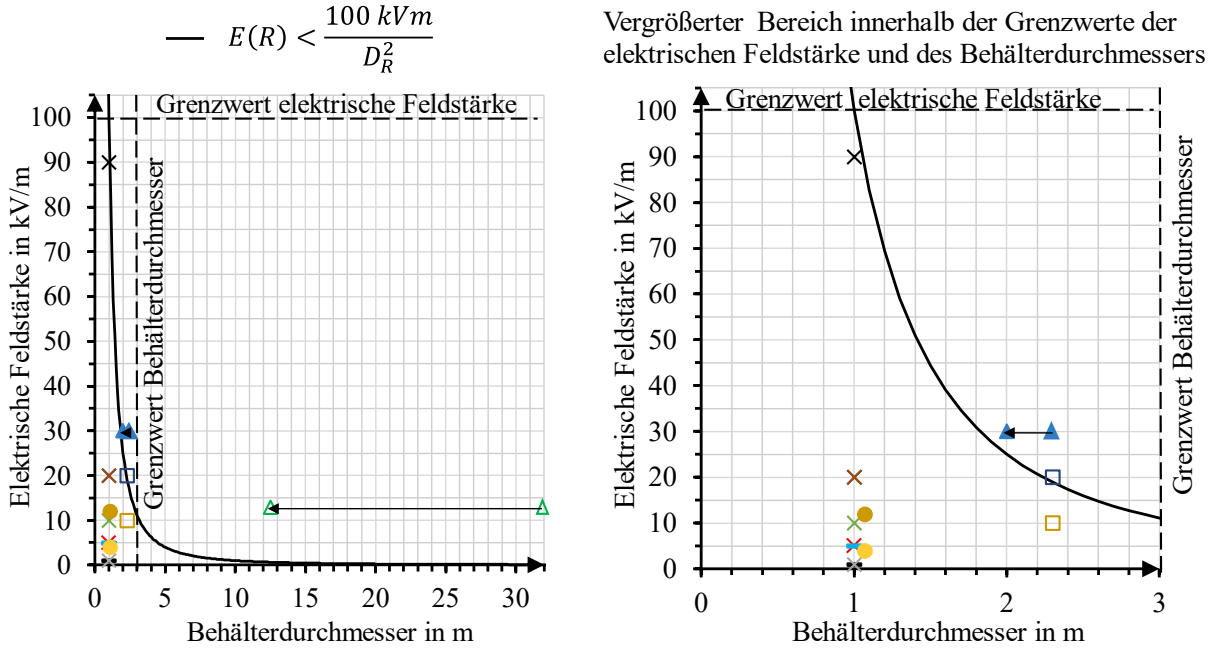
- Elektrische Feldstärken ab 100 kV/m können Büschelentladungen hervorrufen (als gestrichelte, waagerechte Linie in Abb. 2 (oben) gekennzeichnet )[7]. Diese Aussage bleibt auch beim Einbringen feldverzerrender Einbauteile gültig [7].
  Büschelentladungen treten auf, wenn das Produkt aus der elektrischen Feldstärke an der Behälterwand $E(R)$ und dem quadrierten Behälterdurchmesser $D_R$ den Wert von 100 kVm erreicht oder überschreitet (Gleichung 1) [9].

$$E(R) \cdot D_R^2 < 100\ kVm \qquad 1$$

  Durch Umstellung der Gleichung 1 resultiert die elektrische Feldstärke an der Behälterwand, bei der keine Büschelentladungen zu erwarten sind (Gleichung 2).

$$E(R) < \frac{100\ kVm}{D_R^2} \qquad 2$$

  Diese noch sichere elektrische Feldstärke ist in Abhängigkeit vom Behälterdurchmesser in Abb. 2 (oben) als schwarze Kurve dargestellt.




| Quelle | Flüssigkeit | Elektrische Leitfähigkeit in S/m | Ø Düse in mm | Druck in bar |
|---|---|---|---|---|
| [6] | Toluol | $5 \cdot 10^{-10}$ | 1,8 | 50 |
| | Aceton | $5 \cdot 10^{-7}$ | 1,8 | 50 |
| | Betriebswasser | $5 \cdot 10^{-2}$ | 1,8 | 50 |
| | Xylol | $1 \cdot 10^{-9}$ | 1,8 | 50 |
| | Vollentsalztes Wasser | $1 \cdot 10^{-5}$ | 1,8 | 50 |
| | Toluol + 8 Volumen-% Wasser | $2{,}5 \cdot 10^{-10}$ | 1,8 | 50 |
| | Xylol + 4,7 Gewichts-% Aktivkohle | $5 \cdot 10^{-11}$ | 1,8 | 50 |
| | Xylol + 2,6 Gewichts-% $SiO_2$ | $3 \cdot 10^{-10}$ | 1,8 | 50 |
| | Betriebswasser | $5 \cdot 10^{-2}$ | 1,5 | 100 bis 400 |
| | Betriebswasser | $5 \cdot 10^{-2}$ | 2,5 | 100 bis 400 |
| [15] | Trinkwasser | $6{,}6 \cdot 10^{-2}$ | 1,05 | 500 |
| | Vollentsalztes Wasser | $9{,}2 \cdot 10^{-5}$ | 1,05 | 500 |
| [11, 17] | Trinkwasser | $5 \cdot 10^{-2}$ | EA | |
| [16] | Wasser | k. A. | Tankwaschkopf oder Dampf | |

EA = Elektrostatische Applikationsanlage

k. A. = keine Angabe

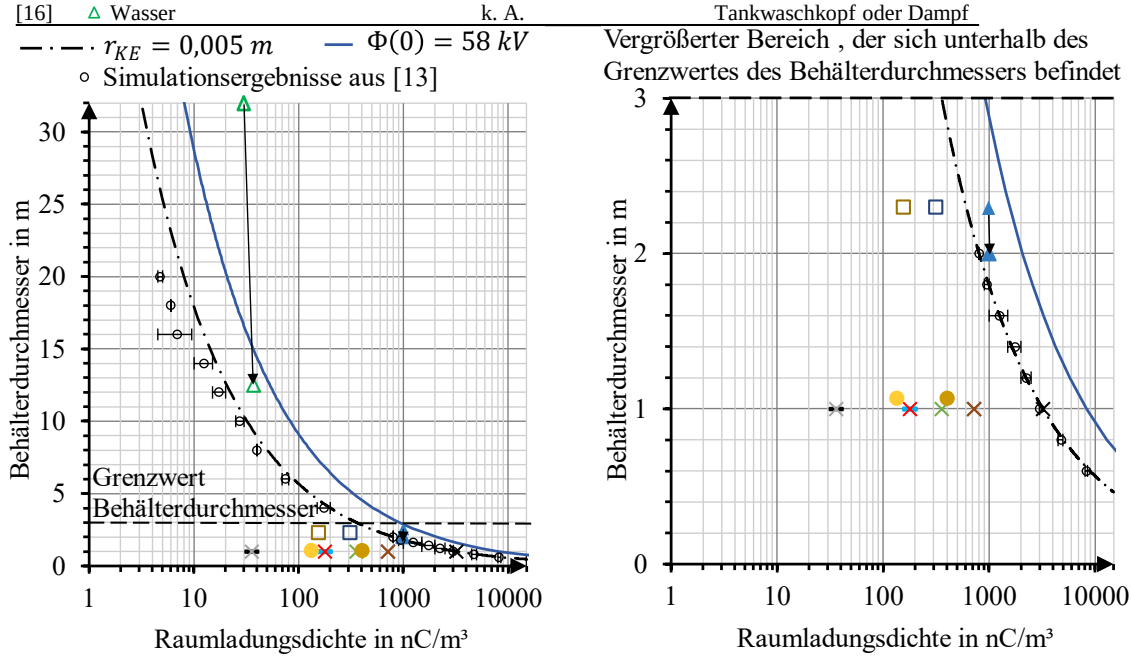
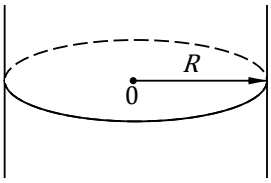



Abb. 2: Kurve der elektrischen Feldstärke, ab der mit dem Auftreten von Büschelentladungen zu rechnen ist, aufgetragen über dem Behälterdurchmesser (oben) und Kurven des Behälterdurchmessers aufgetragen über der Raumladungsdichte, ab denen mit dem Auftreten von Büschelentladungen zu rechnen ist (unten) mit Werten aus der Literatur [4]

- <u>Raumladungsdichten</u> $\rho$ in zylindrischen Behältern mit dem Radius $R$ werden anhand der elektrischen Feldstärke $E(R)$ an der Behälterwand oder dem Raumpotential $\Phi(0)$ im Zentrum des Behälters berechnet (Gleichung 3) [10].



[4]

$$\rho = \frac{\Phi(0) \cdot 4 \cdot \varepsilon}{R^2} = \frac{E(R) \cdot 2 \cdot \varepsilon}{R} \qquad 3$$

Die Permittivität $\varepsilon$ resultiert aus dem Produkt der Permittivitätszahl von 1,01 für feine, sich in Schwebe befindliche Wassertropfen [4] und der elektrischen Feldkonstante $\varepsilon_0$ (Gleichung 4).

$$\varepsilon = \varepsilon_r \cdot \varepsilon_0 \qquad 4$$

Anhand der Durchbruchfeldstärke $E_i$ ist der Behälterdurchmesser $D_R$ durch Gleichung 5 zu berechnen [11]. Wie in [6] wird eine Durchbruchfeldstärke von 3 MV/m [12] genutzt. Ab diesem Behälterdurchmesser ist an feldverzerrenden Einbauteilen mit dem Krümmungsradius $r_{KE}$ im Zentrum des Behälters mit dem Auftreten von Büschelentladungen der Raumladungswolke zu rechnen [6].

$$D_R = 2 \cdot R = 2 \cdot \sqrt{\frac{E_i \cdot 6 \cdot \varepsilon \cdot r_{KE}}{\rho}} \qquad 5$$

Büschelentladungen zwischen der Raumladungswolke und wandnahen Einbauteilen sind im Vergleich zu Einbauteilen im Zentrum des Behälters als unwahrscheinlich einzuschätzen [13]. Deshalb erfolgt keine Betrachtung wandnaher Einbauteile. Basierend auf den nachfolgenden Überlegungen wurden Kurven als Beurteilungskriterium in die Abb. 2 (unten) eingezeichnet:

- <u>Zündfähig für Gas- und Dampf/Luft-Gemische der Explosionsgruppe IIC und IIB:</u> Bei Krümmungsradien von über etwa 0,005 m entstehen vorwiegend Büschelentladungen [7, 14]. Mit kleineren Krümmungsradien steigt die Wahrscheinlichkeit des Auftretens von Koronaentladungen. Koronaentladungen gelten als nicht zündfähig für Gas- und Dampf/Luft-Gemische der Explosionsgruppe IIA und IIB [12]. In Abhängigkeit des Krümmungsradius von 0,005 m lässt sich durch Gleichung 5 der noch sicherer Behälterdurchmesser für Gas- und Dampf/Luft Gemische der Explosionsgruppe IIB über die Raumladungsdichte darstellen (Strich-Punkt-Linie in Abb. 2). Die schwarzen Kreise in Abb. 2 zeigen die Simulationsergebnisse aus [13], die angeben, ab welcher Raumladungsdichte Büschelentladungen bei diesem Krümmungsradius zu erwarten sind.

- <u>Zündfähig für Gas- und Dampf/Luft-Gemische der Explosionsgruppe II</u>: Überschreitung des Raumpotentials von 58 kV, das als zündfähig für das repräsentative Propan/Luft Gemisch (MZE 0,24 mJ) der Explosionsgruppe IIA gilt [8]. Durch Gleichung 3 in Abb. 2 als dunkelblaue Kurve dargestellt.

Um die Anwendbarkeit der als Kurven in Abb. 2 eingezeichneten Beurteilungskriterien des Raumpotentials, der elektrischen Feldstärke und der Raumladungsdichte zu prüfen, erfolgt ein Vergleich mit Messwerten der Literatur. Für den Behälterdurchmesser ist das kleinste

raumbegrenzende Maß zu nutzen und erfordert eine Anpassung der Literaturwerte (Abb. 2, schwarze Pfeile) [7]. Ergänzend ist in Abb. 2 (unten) als vertikale, gestrichelte Linie der Grenzwert des Behälterdurchmessers von 3,0 m eingezeichnet.

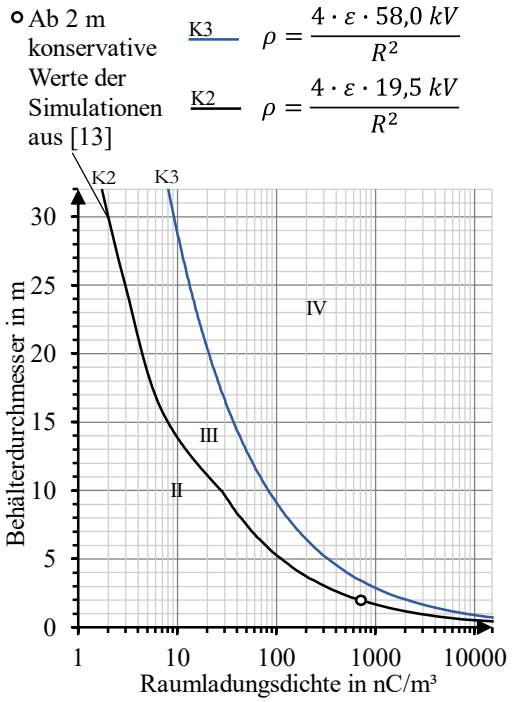
- Unterhalb, auf oder nahe der Kurve der elektrischen Feldstärke und der Kurve des Krümmungsradius von 0,005 m traten bei den Literaturwerten aus [6] keine Büschelentladungen auf. In [15] wurde die sicherheitstechnische Aussage getroffen, dass keine zündfähigen Entladungen auftreten.
- Oberhalb der Kurve der elektrischen Feldstärke und der Kurve des Krümmungsradius von 0,005 m treten bei den Literaturwerten aus [11, 16, 17] erste Büschelentladungen auf (grünes und blaues Dreieck in Abb. 2). Diese Literaturwerte liegen unterhalb der Kurve, die durch den Grenzwert des Raumpotentials von 58 kV gebildet wird. In Bestätigung dieser Kurve waren die Büschelentladungen bei den durchgeführten Zündversuchen aus [16, 17] für ein Propan/Luft- und ein Stadtgas/Luft-Gemisch nicht zündfähig.

## 3. Neuer Ansatz der sicherheitstechnischen Bewertung

Der Grenzwert der elektrischen Feldstärke von 100 kV/m wird für die sicherheitstechnische Bewertung nicht herangezogen, da unterhalb nachweislich Büschelentladungen auftreten. Mit der aus Gleichung 2 gebildeten Kurve der elektrischen Feldstärke (schwarze Kurve in Abb. 2, oben), ist nur eine Aussage über das Auftreten von Büschelentladungen zu treffen. Eine spezifischere Aussage über die elektrostatische Zündgefahr durch Büschelentladungen für Gefahrstoffe der Explosionsgruppe II ist durch die Betrachtung der Kurven des Behälterdurchmessers, aufgetragen über der Raumladungsdichte, möglich (Abb. 3). Es ergeben sich Grenzkurven und Bereiche:

- Bereich II: Unterhalb von K2. Gilt als Übergangsbereich von Korona- zu Büschelentladungen. Auftretende Entladungen sind zündfähig für Gefahrstoffe, deren MZE kleiner ist als die des repräsentativen Gemisches der Explosionsgruppe IIB (MZE 0,082 mJ).
- Grenzkurve K2: Ab dieser Grenzkurve gelten Büschelentladungen für das repräsentative Ethen/Luft Gemisch (MZE 0,082 mJ) der Explosionsgruppe IIB als zündfähig. K2 basiert auf Untersuchungen von [18] zur Bestimmung der Zündfähigkeit von Büschelentladungen gegenüber repräsentativen Gasgemischen der Explosionsgruppe IIA, IIB und IIC. Büschelentladungen erfolgten zwischen der Kugelelektrode und aufgeladenen isolierenden Kunststoffoberflächen. Es wird eine Vergleichbarkeit mit den Büschelentladungen der als isolierend zu betrachtenden Raumladungswolken zu geerdeten Einbauteilen angenommen. Die Zündfähigkeit der Büschelentladungen aus Raumladungswolken wird aufgrund der beweglichen Tropfen, der Taylor-Kegel und der Flüssigkeitsbrückenbildung geringer sein. Der direkt proportionale Zusammenhang zum Potential bzw. Raumpotential ist in beiden Systemen gegeben, was die Vergleichbarkeit begründet. Aus den in [18] beschriebenen Untersuchungen kann ein Verhältnis der Zündfähigkeit von Büschelentladungen zu repräsentativen Gasgemischen der Explosionsgruppe IIA zu IIB von 2,97 abgeleitet werden. Angewandt auf die Grenzkurve K3, entsprechend 58 kV, ergibt sich die Kurve K2, entsprechend 19,5 kV. K2 liegt geringfügig unterhalb der Kurve des Krümmungsradius von 0,005 m (Abb. 2), ist damit konservativer und wird für die weitere sicherheitstechnische Bewertung genutzt. K2 wird ab einem Behälterdurchmesser von 2 m an die konservativer zu bewertenden Simulationsergebnisse aus [13] zum Krümmungsradius von 0,005 m angepasst.
- Bereich III: Unterhalb von K3 bis einschließlich K2. Es treten vorwiegend Büschelentladungen auf. Diese gelten als zündfähig für Gefahrstoffe, deren MZE gleich der des repräsentativen Gemisches der Explosionsgruppe IIB (0,082 mJ) ist oder deren MZE kleiner als die des repräsentativen Gemisches der Explosionsgruppe IIA (0,24 mJ) ist.

- Grenzkurve K3: Die Grenzkurve entspricht dem Raumpotential von 58 kV. Ab dieser Grenzkurve gelten Büschelentladungen für das repräsentative Propan/Luft-Gemisch (MZE 0,24 mJ) der Explosionsgruppe IIA als zündfähig.
- Bereich IV: Oberhalb von K3 liegt der Bereich IV. Es treten zündfähige Büschelentladungen für Gefahrstoffe der Explosionsgruppe II auf.




| Kurve oder Bereich im Diagramm | Zündfähigkeit | auftretende energiereichste Entladungsart |
|---|---|---|
| II < K2 | zündfähig für Gefahrstoffe, deren MZE unterhalb der des repräsentativen Gemisches der Explosionsgruppe IIB liegt | Übergangsbereich von Korona- zu Büschelentladungen |
| K2 | zündfähig für das repräsentativen Gemisch der Explosionsgruppe IIB (Ethen/Luft-Gemisch MZE 0,082 mJ) und für Gefahrstoffe niedrigerer MZE | vorwiegend Büschelentladungen |
| K2 ≤ III < K3 | zündfähig für Gefahrstoffe, deren MZE gleich der des repräsentativen Gemisches der Explosionsgruppe IIB ist oder diese unterhalb der MZE des repräsentativen Gemisches der Explosionsgruppe IIA liegt | |
| K3 | zündfähig für das repräsentative Gemisch der Explosionsgruppe IIA (Propan/Luft-Gemisch MZE 0,24 mJ) und für Gefahrstoffe niedrigerer MZE | Büschelentladungen |
| K3 < IV | zündfähig für Gefahrstoffe der Explosionsgruppe II | |

Abb. 3: Grenzkurven und Bereiche zur sicherheitstechnischen Bewertung elektrostatischer Zündgefahren durch Büschelentladungen der Raumladungswolke für Gefahrstoffe der Explosionsgruppe II [4]

## 4. Messungen

Grundlage der Ladungstrennung beim Versprühen von Wasser ist die Ausbildung einer elektrischen Doppelschicht an der Tropfenoberfläche. Durch den Aufprall auf die Behälterwand und die hydrodynamische Instabilität des Strahls wird die äußerste Molekülschicht einer Polarität der Doppelschicht abgelöst und bildet den Sprühnebel [4, 19, 20]. Beim Versprühen von Trinkwasser ist der Strahl positiv und der Sprühnebel negativ geladen [4, 21]. Dieser Effekt der Ladungstrennung wurde nach seinem Entdecker Philipp Lenard benannt [19, 20]. Beim Versprühen von Trinkwasser ist der dominierende Prozess der Ladungstrennung der Aufprall des Strahls auf die Behälterwand [4]. Maximiert wird die Raumladungsdichte grundlegend durch die in Tabelle 1 genannten Parameter [22]:

Tabelle 1: Parameter zur Maximierung der Raumladungsdichte beim Versprühen von Trinkwasser [22]

| Maximierung der räumlichen Ladungstrennung zwischen Strahl und Sprühnebel: | Erzeugung des Sprühnebels begünstigen (Lenard-Effekt): | Maximierung der Tropfendichte des Sprühnebels: |
|---|---|---|
| ▪ In den unteren Teil des Behälters sprühen<br>▪ Rundstrahldüse nutzen | ▪ Abstand zwischen Düse und Wand reduzieren<br>▪ Erhöhung des Pumpendruckes<br>▪ Temperatur des versprühten Wassers erhöhen | ▪ Für das vorhandene Behältervolumen einen ausreichend großen Düsendurchmesser und Volumenstrom nutzen |

Bei den durchgeführten Untersuchungen hatten die Düsen einen Durchmesser von 0,5 mm bis 4,0 mm und waren wie die Behälter leitfähig und geerdet. Das versprühte Trinkwasser besaß eine elektrische Leitfähigkeit von $(5{,}15 \pm 3{,}41) \cdot 10^{-2}$ S/m. An der tiefsten Stelle der Behälter befand sich ein Ablauf. Im Ablauf wurde die Wassertemperatur mit einem kalibrierten Thermoelement Typ K gemessen (Messunsicherheit ±2 K). Beim Sprühen in den unteren Teil des Behälters traf der Sprühstrahl einer Düse möglichst direkt auf die Behälterwand. Abb. 4 zeigt den Versuchsaufbau mit dem 1 m³ Behälter. Für den 6,2 m³ und den 16,8 m³ Behälter ist der Aufbau gleich. Der 44,0 $m^3$ Behälter war senkrecht aufgestellt. Das eingebaute Rührwerk reduzierte den effektiven Durchmesser von 4,10 m auf 2,50 m. Der Grenzwert für die Kraft der handgeführten Flüssigkeitsstrahler von 250 N wurde eingehalten [23]. Dieser Grenzwert begrenzt die Durchflussmenge, den Düsendurchmesser und den Pumpendruck.

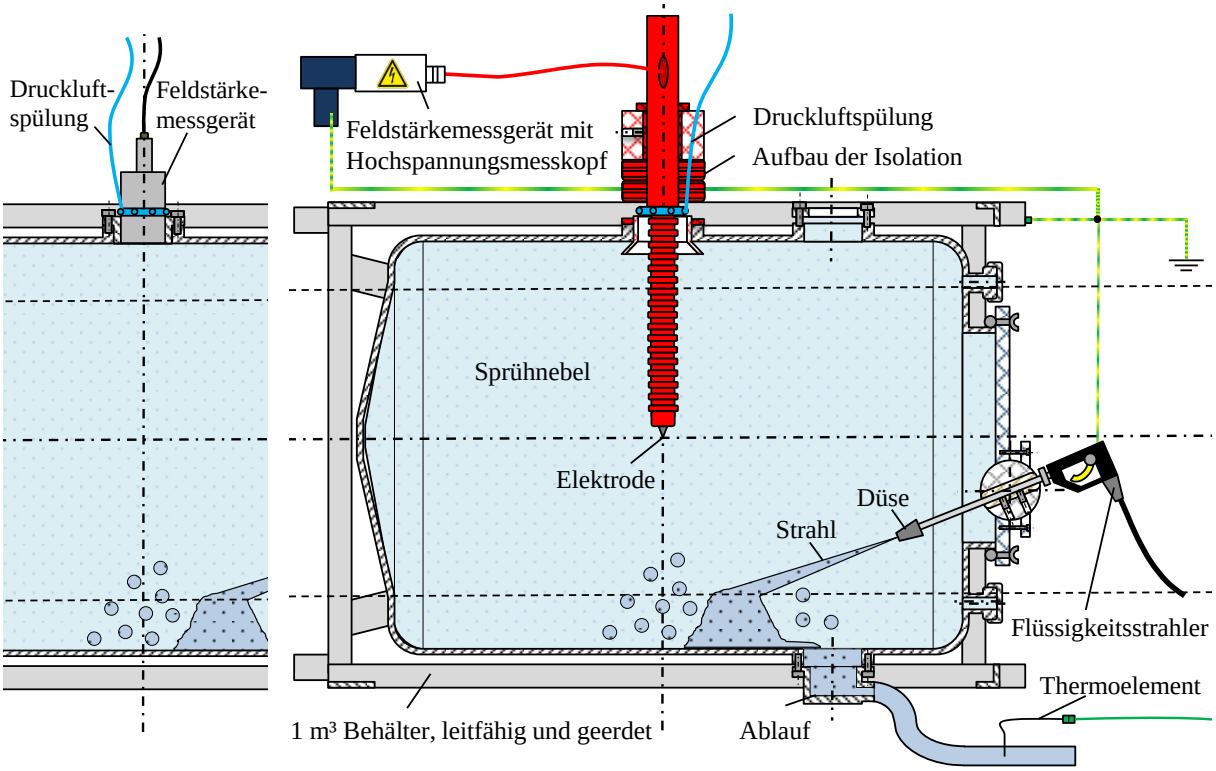



Abb. 4: Versuchsaufbau mit montiertem luftgespültem Feldstärkemessgerät JCI 131 (links) oder der montierten Raumpotentialmesstechnik (rechts) [22]

Die elektrische Feldstärke $E(R)$ wurde mit dem luftgespülten Feldstärkemessgerät JCI 131 der Firma Chilworth Ltd. gemessen [4, 24]. Es wurde bündig in der inneren Mantelfläche auf halber innerer Länge des Behälters montiert (Abb. 4, links). Die Messgenauigkeit betrug ±1,5 % der oberen Messbereichsendwerte von ±2 kV/m, ±20 kV/m und ±200 kV/m [24]. Das Raumpotential $\Phi(0)$ im Zentrum des Behälters wurde mit einer Raumpotentialmesstechnik gemessen (Abb. 4, rechts) [4, 25]. Die isoliert montierte Elektrode (Spitze: 10 mm Länge, 10 mm Durchmesser) der Raumpotentialmesstechnik im Behälter maß das Potential der Tröpfchen durch Kontakt. Die Elektrode wurde mit einem ±40 kV Spannungsmesskopf des Feldmessgerätes EMF 58 der Firma Eltex GmbH oder des EFM 235 der Firma Kleinwächter GmbH gekoppelt. Die Potentialmesstechnik arbeitete als elektrostatisches Voltmeter und maß lastfrei das Raumpotential [4, 25]. Die Messgenauigkeit betrug ±2,5 % der Messbereichsendwerte von ±1 kV, ±2 kV, ±4 kV, ±8 kV, ±10 kV und ±40 kV.
Tabelle 2 fasst die Messwerte der elektrischen Feldstärke und des Raumpotentials in Abhängigkeit der untersuchten Behälterabmessungen zusammen. Eine detaillierte Darstellung aller Messergebnisse ist [4, 22, 26] zu entnehmen.

Tabelle 2: Gemessene elektrische Feldstärken und Raumpotentiale in Abhängigkeit der Abmessungen der leitfähigen geerdeten Behälter [4]

| Volumen in m³ | Durchmesser in m | Innenlänge in m | Elektrische Feldstärke in kV/m | Raumpotential in kV |
|---|---|---|---|---|
| 1,0 | 1,07 | 1,00 | -26,5 bis -3,1 | -2,29 bis 0,51 |
| 6,2 | 1,40 | 4,19 | -14,1 bis -3,7 | -2,94 bis 0,94 |
| 16,8 | 1,79 | 7,04 | Keine Messung | -1,97 bis -0,14 |
| 44,0 | 4,10 (2,50) | 4,00 | -10,9 bis 0,6 | Keine Messung |
| Ohne die räumliche Begrenzung des Behälters | | | -1,0 bis 1,1 | -0,62 bis 0,32 |

## 5. Sicherheitstechnische Bewertung der Messungen

Die gemessenen elektrischen Feldstärken und Raumpotentiale werden mit der Gleichung 3 in Raumladungsdichten umgerechnet. Mit dem bekannten Behälterdurchmesser und den berechneten Raumladungsdichten erfolgt eine Eintragung in das auf einen maximalen Behälterdurchmesser von 3 m vergrößerte Diagramm der Grenzkurven K2 und K3 und deren Bereiche (Abb. 5, links). Alle Raumladungsdichten unterschreiten K2 und liegen im Bereich II.
Abb. 5, rechts, zeigt die Raumladungsdichten unter Beachtung der nachfolgend aufgeführten notwendigen Korrektur der Raumpotentiale und „Worst-Case“-Annahmen:

- Anwendung des in [4] bestimmten Korrekturfaktors des Raumpotentials von 2 ± 0,5.
- Annahme der Temperatur von 100 °C des versprühten Wassers. Erhöhung der Raumladungsdichte um 1 % pro 1 K [4, 22].
- Beim 16,8 m³ und 44,0 m³ Behälter Anwendung des Faktors 2, da kritischster Düsendurchmesser von 2,0 mm nicht untersucht wurde [4].
- Erzeugung maximaler Raumladungsdichten durch gleichbleibende Düsenausrichtung und keinen Einbauteilen im Behälter während der durchgeführten Untersuchungen [4, 22, 26].

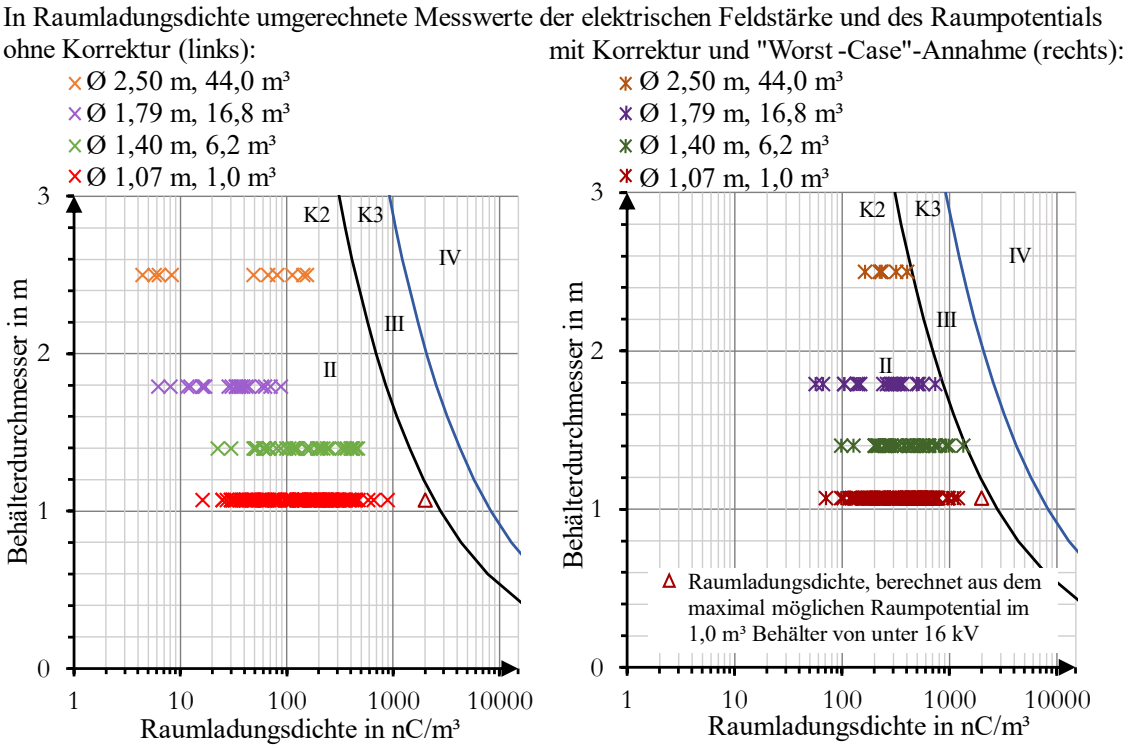



Abb. 5: Berechnete Raumladungsdichten der gemessenen elektrischen Feldstärken und Raumpotentiale und deren Behälterdurchmesser im auf einen maximalen Behälterdurchmesser von 3 m vergrößerten Diagramm der Grenzkurven K2 und K3 und deren Bereiche. Links ohne Korrektur, rechts mit Korrektur und „Worst-Case“-Annahme

In Abhängigkeit des Behälters werde nachfolgende sicherheitstechnische Aussagen getroffen:

- 1,0 m³: Selbst die durch Nutzung einer elektrostatischen Applikationsanlage maximale Raumladungsdichte in diesem Behälter [27] (Abb. 5, rotes Dreieck), führte zu keiner Überschreitung von K2.
- 6,2 m³: Die Nutzung von mehreren Düsen kann zu einer Überschreitung von K2 führen.
- 16,8 m³ und 44,0 m³: Es erfolgten keine Untersuchungen mit dem kritischsten Düsendurchmesser von 2,00 mm und mehreren Düsen. Eine Überschreitung von K2 ist möglich.
- Ohne die räumliche Begrenzung des Behälters und ohne Aufprall des Strahls auf eine Oberfläche besteht beim Versprühen von Trinkwasser keine elektrostatische Zündgefahr durch Büschelentladungen der Raumladungswolke (Tabelle 2).

## 6. Schlussfolgerungen

Die Ergebnisse durchgeführter Messungen dieser Arbeit wurden mit dem neuen Ansatz der sicherheitstechnischen Bewertung verglichen. Basierend darauf ist in Zusammenarbeit mit dem AK Elektrostatik der BG RCI ein Flussdiagramm zur sicherheitstechnischen Bewertung der elektrostatischen Zündgefahr von Büschelentladungen aus Raumladungswolken beim Versprühen von Trinkwasser in leitfähige geerdete Behälter entstanden (Abb. 6) [28].

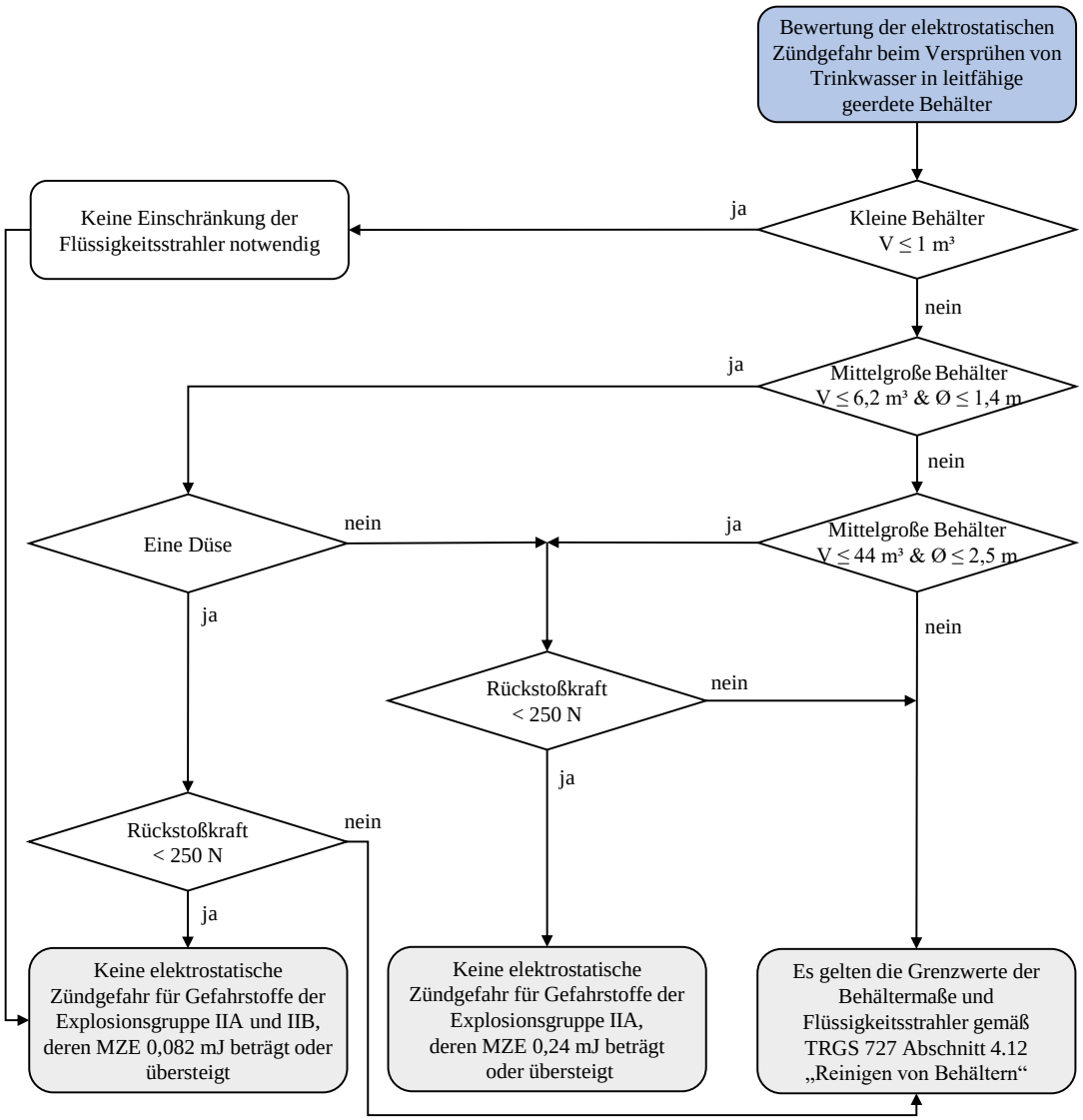



Abb. 6: Mit dem AK Elektrostatik der BG RCI entwickeltes Flussdiagramm zur sicherheitstechnischen Bewertung der elektrostatischen Zündgefahr von Büschelentladungen aus Raumladungswolken beim Versprühen von Trinkwasser in leitfähige geerdete Behälter [28]

Treten herabfallende zusammenhängende Wassercluster auf, ist die TRGS 727 Abschnitt 4.12 Absatz 4 Hinweis 2 zu beachten [7]. Beim Versprühen von vollentsalztem Wasser dominiert die Ladungstrennung an der leitfähigen geerdeten Düse. Elektrische Feldstärken von einigen 100 kV/m, Potentiale über 48 kV, niederenergetische Gasentladungen aus dem Strahl und ein „blaues Leuchten“ beim Auftreffen auf Oberflächen treten auf [4, 26]. Es gilt die TRGS 727 Abschnitt 4.12.1 und Abschnitt 4.12.2.

**Danksagung**
Die Forschungsarbeiten wurden von der Deutschen Gesetzlichen Unfallversicherung (DGUV) und den fünf beteiligten Berufsgenossenschaften BG RCI, BG ETEM, BG HM, BG Verkehr und BG HW finanziert. Ein großer Dank geht an die mehr als zehn Industriepartner, die Sprühtechnik und Know-how zur Verfügung gestellt haben.

**Literaturverzeichnis**

[1] STEEN, H. (Hrsg.): *Handbuch des Explosionsschutzes*. Weinheim : Wiley-VCH, 2000

[2] ZENTRALKOMMISSION FÜR DIE RHEINSCHIFFFAHRT ; OIL COMPANIES INTERNATIONAL MARINE FORUM: *ISGINTT* : *Internationaler Sicherheitsleitfaden für die Binnenschifffahrt und Binnentankterminals*. erste Auflage. Strasbourg : Zentralkommission für die Rheinschifffahrt, 2010

[3] INTERNATIONAL CHAMPER OF SHIPPING ; OIL COMPANIES INTERNATIONAL MARINE FORUM:: *ISGOTT* : *International safety guide for oil tankers and terminals*. 5. ed. London : Witherby's, 2006

[4] BAUMANN, F.: *Dissertation: Über elektrostatische Zündgefahren beim Versprühen von Wasser in explosionsgefährdeten Bereichen*. 2023

[5] BUSTIN, W. M. ; DUKEK, W. G.: *Electrostatic Hazards in the Petroleum Industry*. Letchworth, Engl. : Research Studies Press LTD., 1983 (Electrostatics and electrostatic applications series 2)

[6] POST, L. ; LÜTTGENS G. ; MAURER, B. ; GLOR, M.: *Vermeidung von Zündgefahren infolge elektrostatischer Aufladungen beim Versprühen von Flüssigkeiten unter hohem Druck.* In: *Sonderdruck aus "Die BG" Heft 7/83* (1983)

[7] TECHNISCHE REGEL FÜR GEFAHRSTOFFE: *Vermeidung von Zündgefahren infolge elektrostatischer Aufladungen (TRGS 727)*. Ausgabe 8/2016, (2016), (GMBl 2016 S. 256-314 [Nr. 12-17] (v. 26.04.2016); Berichtigt: GMBl 2016 S. 623 [Nr. 31] (v. 29.07.2016))

[8] TECHNICAL SPECIFICATION IEC TS 60079-32-1:2013+AMD1:2017 CSV: *Explosive atmospheres - Part 32-1: Electrostatic hazards, guidance*. Edition 1.1 2017-03. Berlin : VDE-Verlag

[9] FREYTAG, H. H.: *Handbuch der Raumexplosionen*. Weinheim : Verlag Chemie, 1965

[10] KRÄMER, H.: *Kriterien zur Beurteilung der Zündgefahren infolge elektrostatisch aufgeladener Flüssigkeiten* : *Übersichtsbeiträge*. In: *Chemie Ingenieur Technik* 55 (1983), Nr. 6, S. 419–428

[11] BRIGHT, A. W. ; HUGHES, J. F. ; MAKIN, B.: *Research on Electrostatic Hazards Associated with Tank Washing in Very Large Crude carriers (Supertankers) : I. Introduction and Experiment Modelling.* In: *Journal of Electrostatics* 1 (1975), S. 37-46

[12] LÜTTGENS, G. ; SCHUBERT, W. ; LÜTTGENS, S. ; PIDOLL, U. von ; EMDE, S.: *Statische Elektrizität* : *Durchschauen - Kontrollieren - Einsetzen*. Weinheim : Wiley-VCH, 2020

[13] OHSAWA, A.: *Prevention criteria of electrostatic ignition by a charged cloud in grounded tanks.* In: *Journal of Electrostatics* 67 (2009), 2-3, S. 280-284

[14] HEARN, G. L. ; JONES, R. T.: *Electrostatic Hazards Associated with Water Deluge and Explosion Suppression Systems Offshore : OFFSHORE TECHNOLOGY REPORT - OTO 95 026 der Health and Safety Executive.* In: *(OTO series)* 1995

[15] BLUM, C.: *Forschungsbericht, Aufladung beim Versprühen von Flüssigkeiten - Voruntersuchungen zur Bestimmung relevanter Parameter*. Berufsgenossenschaft Rohstoffe und chemische Industrie (BG RCI) Projekt Nr. 617.0 - FP290. 2015

[16] VAN DE WEERD, J. M.: *Electrostatic charge generation during the washing of tanks with water sprays-II: Measurements and interpretation*. In: *static electrification: invited and contributed papers from the Inst London [u.a]* (1971), paper 15 (II), S. 158–177

[17] HUGHES, J. F. ; BRIGHT, A. W. ; MAKIN, B. ; PARKER, I. F.: *A study of electrical discharges in a charged water aerosol*. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* 6 (1973), Nr. 8, S. 966–975

[18] LANGER, T. ; MÖCKEL, D. ; BEYER, M.: *Transferred charge of brush discharges in explosive gas atmospheres – A verification of the ignition threshold limits*. In: *Journal of Electrostatics* 69 (2011), Nr. 3, S. 200–205

[19] LENARD, P.: *Ueber die Electricität der Wasserfälle*. In: *Annalen der Physik und Chemie* 282 (1892), Nr. 8, S. 584–636

[20] LENARD, P.: *Über Wasserfallelektrizität und über die Oberflächenbeschaffenheit der Flüssigkeiten*. In: *Annalen der Physik und Chemie* 352 (1915), Nr. 12, S. 463–524

[21] PIERCE, E. T.: *WATERFALLS, BATHROOMS AND--PERHAPS--SUPERTANKER EXPLOSIONS*. In: *SAE technical papers* (1970), Nr. 700922, S. 89–96

[22] BAUMANN, F. ; SCHIERDING, C. ; HIMSTEDT, M. ; MÖCKEL, D. ; BEYER, M.: *Parameters Influencing Space Charge Density in Vessels by Spraying Water*. In: *Journal of Physics: Conference Series* 2702 (2024), Nr. 1, S. 12024

[23] DGUV REGEL 100-500: *Betreiben von Arbeitsmitteln, Kapitel 2.36 Arbeiten mit Flüssigkeitsstrahlern*. Ausgabe 3/2017. Berlin : Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung e.V. (DGUV), 2017

[24] CHILWORTH TECHNOLOGY LIMITED: *USER MANUAL: JCI 131 / JCI 131F Adverse Conditions Electrostatic Fieldmeter*. o. J.

[25] BAUMANN, F. ; HIMSTEDT, M. ; MÖCKEL, D. ; THEDENS, M.: *Charge-separating processes by spraying water under high pressure*. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 72 (2021), 104527 (S. 1–11)

[26] BAUMANN, F. ; HIMSTEDT, M. ; MÖCKEL, D. ; THEDENS, M. ; BEYER, M.: *Elektrostatische Aufladung beim Versprühen von Wasser - Untersuchung praxisrelevanter Prozesse bei der Reinigung kleiner und mittelgroßer Behälter*. Braunschweig, Juli 2022 (PTB-Bericht M, Metrologie PTB-M-1)

[27] BAUMANN, F. ; ESSLINGER, J. ; MÖCKEL, D. ; THEDENS, M. ; LOSERT, O.: *Measurement of electric fields of charged spray clouds of conductive liquids in free space and in a conductive vessel*. In: *Journal of Physics: Conference Series* 1322 (2019), 012019 (S. 1–5)

[28] EXINFO, FAQ, ELEKTROSTATIK, 3 ELEKTROSTATISCHE AUFLADUNGEN BEI TÄTIGKEITEN MIT FLÜSSIGKEITEN: *3.41 Ist das Reinigen von mit Kohlenwasserstoffen benetzten, leitfähigen geerdeten Behältern durch Wasserstrahlen mit Drücken über 500 bar ohne Zündgefahr möglich?* URL https://www.bgrci.de/exinfode/ex-schutz-wissen/antworten-auf-haeufig-gestellte-fragen/elektrostatik#c5499 – Überprüfungsdatum 01/2024

# Zusammenhänge und Einflussfaktoren bei einer Zündung eines Wasserstoff-Luft-Gemisches durch eine elektrische Kontaktöffnungs-Entladung

Carsten Uber[a], Dominik Bratek[a], Ralf Methling[b], Bogdan Barbu[c], Niklas Schüler[a], Michael Hilbert[a]

[a]Physikalisch-Technische Bundesanstalt, Braunschweig

[b]Leibniz-Institut für Plasmaforschung und Technologie, Greifswald

[c]Technische Universität Ilmenau, Ilmenau

E-mail: *carsten.uber@ptb.de*

**Kurzfassung**

Elektrische Kontaktöffnungs-Entladungen sind eine Variante von elektrischen Zündquellen, die beispielsweise beim Trennen von Steckverbindungen auftreten können. Für die sicherheitstechnische Bewertung verfahrenstechnischer Anlagen ist deshalb das detaillierte Verständnis des durch elektrische Entladungen ausgelösten Zündprozesses, besonders in der Nähe der Zündgrenze, von großem Interesse. Typische in diesen Untersuchungen betrachtete Spannungen und Ströme für solche zündfähigen Entladungen sind ca. 30 V und 60 mA. Im Rahmen eines DFG-Projektes werden Zündungen nah an der Zündgrenze von explosiven Wasserstoff-Luft-Gemischen durch elektrische Kontaktöffnungs-Entladungen erzeugt und analysiert. Damit soll ein Modell entwickelt werden, um perspektivisch die Vorhersage einer Zündung zu ermöglichen.

Für die Erzeugung der zündfähigen Kontaktöffnungs-Entladungen an der Zündgrenze ist eine Kontaktöffnungs-Bewegung mit geeigneten Einflussparametern (Öffnungsgeschwindigkeit, Geometrie, Material und Oberflächenbeschaffenheit der Kontakte) erforderlich. Je nach Stromkreistyp und Parameter der elektrischen Versorgung wird bei einer zündfähigen Entladung ein Nichtgleichgewichtsplasma sowie Metalldampf erzeugt. Um das Plasma bildet sich ein heißer Gaskern, der beim Überschreiten einer kritischen Größe eine erfolgreiche Zündung ermöglicht und eine selbsterhaltende thermochemische Zündung bewirkt. Dieser Beitrag gibt einen Überblick zu den umfassenden Zusammenhängen und Einflüssen bei der Zündung eines Wasserstoff-Luft-Gemisches durch eine Kontaktöffnungs-Entladung und zeigt die Ergebnisse mit dem aktuellen Stand der Untersuchungen.

## 1. Einleitung

Für die Bewertung von Zündungen durch elektrische Kontaktöffnungs-Entladungen wurden in den 1960er Jahren verschiedene Versuchsapparaturen erschaffen und verglichen. Untersuchungen zur Zündung von Kontaktentladungen ermittelten Zündgrenzen mit verschiedenen Kontaktmaterialien für Methan-Luft-Gemisch [30, 32]. Von den verschiedenen Versuchsapparaturen wurde das frühere VDE-Prüfgerät und sogenannte Funkenprüfgerät [12] in die internationale Normung

übernommen. Untersuchungen dazu befassten sich meist anwenderorientiert beispielsweise mit der Zündwahrscheinlichkeit und Sicherheitsfaktoren [3, 7] sowie mit den Zündgrenzen verschiedener Stromkreise [5, 13, 22, 25, 26, 33]. Detailliertere Untersuchungen zu den Vorgängen bei einer Zündung von Kontaktentladungen erfolgten mit vergleichsweise größeren Strömen [34]. Allgemeine Dokumentationen zum Funkenprüfgerät sind bei Magison [19] oder Steen [24] zu finden. Der Vergleich der Prüfergebnisse der weltweit eingesetzten Funkenprüfgeräte beim Ex Proficiency Testing Scheme zeigte Handlungsbedarf bei der Reproduzierbarkeit [15]. Eine alternative Bewertungsmethode beispielsweise über ein analytisches Modell erfordert jedoch genauere Kenntnisse der physikalischen und thermochemischen Vorgänge an der Zündgrenze, die in diesem DFG-Projekt untersucht werden.

Die Rahmenbedingungen in dieser Arbeit stützen sich auf die normative Prüfung in einem Wasserstoff-Luft-Gemisch mit dem Funkenprüfgerät [12]. Bei der Entwicklung des Funkenprüfgerätes wurden als Kontaktmaterialien Cadmium für die Kathode und Wolfram für die Anode festgelegt, die in Zündversuchen Zündungen mit den niedrigsten Strom- und Spannungswerten ermöglichen [32]. Der im Funkenprüfgerät experimentell ermittelte Kontaktöffnungsvorgang für die thermochemische Zündung mit niedrigsten Spannungs- und Stromwerten wurde in einer experimentellen Kontaktvorrichtung nachgebildet und ist vereinfacht im folgenden prinzipiellen Vorgang dargestellt (siehe Abb. 1).

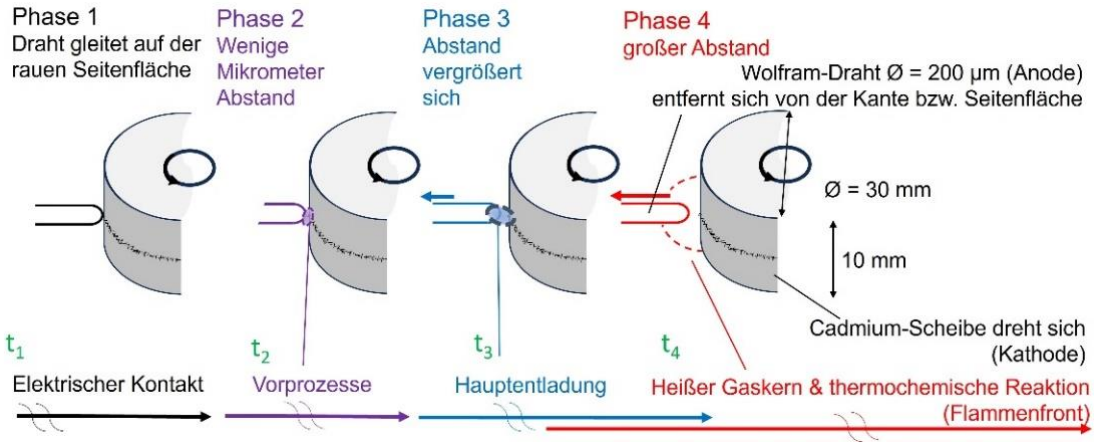



Abb. 1: Prinzipielle Vorgänge bei einer Zündung durch eine Kontaktöffnungs-Entladung [vgl. 27]

Für eine zündfähige Kontaktöffnungs-Entladung muss der Wolfram-Draht entsprechend der ersten Phase in Abb. 1 über eine sich bewegende Cadmium-Oberfläche gleiten. Nach einem Abheben in einen Abstand von wenigen Mikrometer finden Vorprozesse statt, die jedoch noch nicht zu einer Zündung führen. Dieses erfolgt erst durch eine weitere langsame Vergrößerung des Abstandes auf eine Entladungslänge von 150 bis 200 µm in ca. 400 µs bis 1 ms. Gleichzeitig wird ein heißer Gaskern um die Entladung erzeugt, der zu einer thermochemischen Reaktion mit einer selbsterhaltenden Flammenfront führen kann. Im Weiteren wird detaillierter auf die Entladung, den heißen Gaskern mit der Zündung des Brennstoff-Luft-Gemisches und die Zusammenhänge bei einer erfolgreichen Zündung an der Zündgrenze eingegangen.

## 2. Entladung

Für Kontaktentladungen mit dem Kathodenmaterial Cadmium ist bei Babrauskas [1] ein Mindeststrom von 30 mA angegeben. Zur Erzeugung von solchen zündfähigen Entladungen sind bestimmte Bedingungen und unterstützende Prozesse erforderlich. Neben den **Vorprozessen** und der **langsamen Kontaktöffnung** ist eine **konditionierte Oberfläche** eine Voraussetzung. Auf der Oberfläche mit Mikrospitzen und Tälern finden sich Partikel mit bis zu 40 µm Durchmesser, Whisker sowie Bereiche mit Cadmiumoxid [27]. Eine oxidierte Oberfläche z. B. durch die Lagerung an Luft stellt ein zusätzlich zu überwindendes Potential dar. Der Aktivierungsprozess bewirkt eine mechanische Reinigung [8] bzw. Mikrokanäle für austretenden Metalldampf [17]. Solche konditionierten oder aktivierten Oberflächen ermöglichen maßgeblich durch elektrische Feldstärkeerhöhung eine geringere Durchschlagsspannung zwischen zwei Elektroden als Werte in Anlehnung an die Paschenkurve [11, 23]. Laut Meysats und Proskurovskii [20] bilden die Mikrospitzen durch die elektrischen Feldstärkeerhöhung die Elektronen-Emissionsstellen, an denen die explosionsartige Materialemission mit einer hohen Stromdichte an den Mikrospitzen stattfindet. Die Mikrospitzen werden dabei verdampft. Eine Oberfläche der Cadmium-Elektrode nach den Experimenten zeigt Abb. 2.

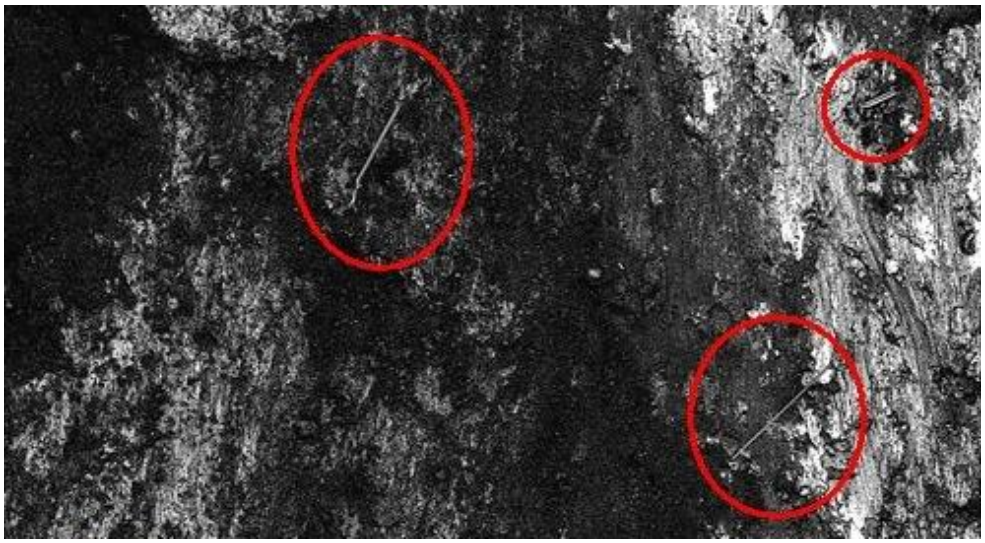


Abb. 2: Oberfläche einer abgenutzten Cadmium-Elektrode mit Rauheit und Whiskern [vgl. 29].

Die in Abb. 2 abgebildete Cadmium-Elektrode zeigt die typische Rauheit der Oberfläche. Ebenfalls sind Partikel, Ritzspuren sowie bis zu 50 µm lange nadelförmige Gebilde (Whisker) zu sehen, die mit roten Kreisen gekennzeichnet sind.

Von der Metalldampfentladung ist nur ein Teil von der zugeführten elektrischen Energie thermisch in der Plasmasäule wirksam. Der Anteil, der auf der Kathoden- und Anodenfallspannung basiert, trägt nicht dazu bei. Mit größer werdendem Elektrodenabstand vergrößert sich die Entladungslänge und ebenfalls der wirksame Anteil der Spannung. Dieser Zusammenhang kann mit quasi-statischen Kurven für die Entladungsspannung und den Spannungs-Strom-Kurven beschrieben werden. Diese grafische Methode nach Holm [11] kann für langsame Kontaktöffnungen angewendet werden und

ist vom Elektrodenmaterial abhängig. Ein beispielhafter Spannungs- und Stromverlauf ist in folgender Abb. 3 dargestellt:

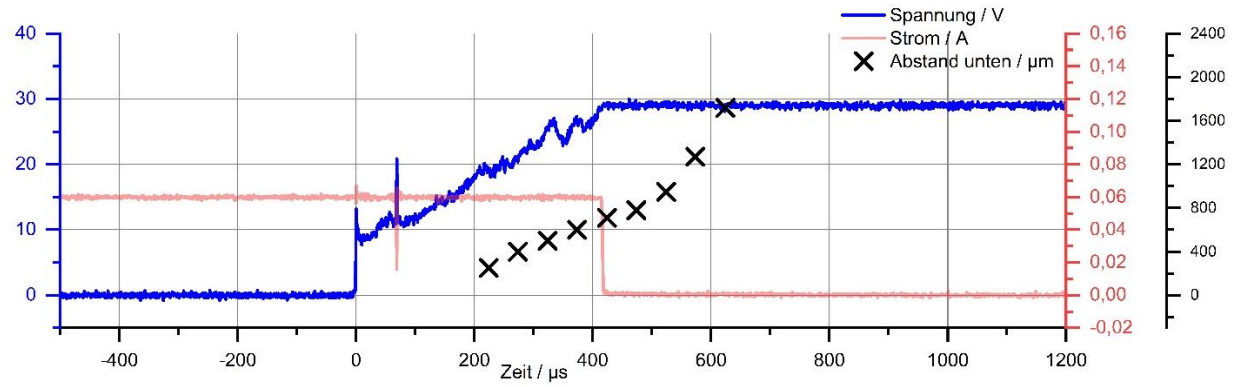



Abb. 3: Beispiel für einen Strom- und Spannungsverlauf einer Kontaktentladung

Die Kontaktöffnung erfolgt über einen Zeitraum von ca. 400 µs. Wenige Mikrosekunden vor 0 µs erfolgt ein kaum sichtbarer kleiner Spannungsanstieg auf ca. 160 mV, in der eine Schmelzbrücke zwischen den Elektroden entsteht [27]. Bei sehr kleinen Elektrodenabständen zu Beginn ab 0 µs zeigt die Entladung Spannung im Bereich der Kathodenfallspannung von ca. 8,6 V, die für Cadmium in der Literatur [9] zu finden ist. Während der weiteren Kontaktöffnung steigt die Spannung entsprechend der Entladungslänge an. Peaks im Spannungsverlauf können hier ein Kennzeichen für raue bzw. vorkonditionierte Oberflächen sein [4]. Ebenfalls können Spannungssprünge im Bereich von 1-3 V auftreten, wenn sich die Entladungslänge ändert, beispielsweise durch Springen der Entladung auf andere Fußpunkte oder durch die raue Oberfläche einschließlich der bis zu 40 µm großen Mikropartikel. Nach ca. 400 µs wird die maximale Versorgungsspannung erreicht und die Entladung bricht zusammen. Ergänzend ist noch der Abstand im heißen Gaskern dargestellt, auf den im Abschnitt 3 eingegangen wird.

Spektrale Untersuchungen von Kontaktöffnungsentladungen zeigen, dass die emittierte Strahlung von Cadmium-Atomlinien dominiert wird (siehe Abb. 4 links).

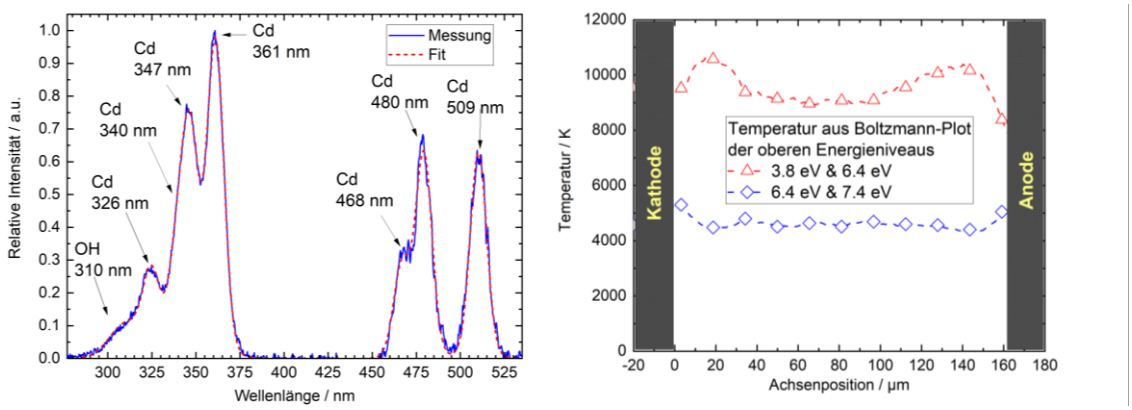



Abb. 4 links: Spektrum der Kontaktöffnungs-Entladungen, rechts: Axiale Temperaturverteilung der Plasmatemperatur [vgl. 21]

Anhand der Intensitätsverhältnisse von Linien mit unterschiedlichen oberen Energieniveaus lassen sich Plasmatemperaturen bestimmen. Diese liegen im Bereich von 5000 - 11000 K (siehe Abb. 4 rechts). Dabei stellte sich heraus, dass die erhaltenen Temperaturen von den Energien der gewählten Linien abhängen, was auf ein Nichtgleichgewichtsplasma hinweist. Um diese Entladung bildet sich ein heißer Gaskern mit Metalldampfanteil, der mit der Zeit expandiert. Der relativ hohe Anteil des Metalldampfes ist eine Besonderheit bei diesen Kontaktentladungen und von den Elektrodenmaterialien abhängig.

## 3. Zündung des Brennstoff-Luft-Gemisches

Bei einer erfolgreichen Zündung an der Zündgrenze bildet sich ausgehend von der elektrischen Entladung ein heißer Gaskern, der sich mit der Zeit vergrößert.

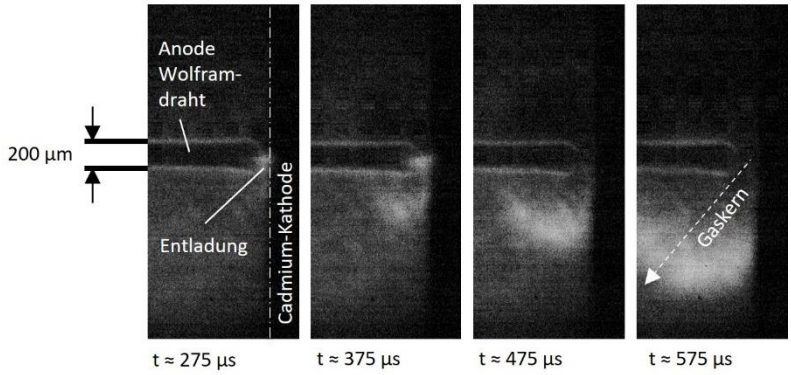



Abb. 5: Schlierenbilder zur Expansion des heißen Gaskernes um eine Entladung zwischen der Anode (Draht links) und der Kathode (Block rechts)

In den Aufnahmen der Abb. 5 ist oben der expandierende heiße Gaskern um die Entladung zwischen den Elektroden (Anode Wolframdraht und Kathode Cadmiumblock) zu erkennen. In Abb. 3 ist die zeitliche Entwicklung dieser Expansion dargestellt. Es ist ein Zeitpunkt (ca. 350 µs) mit einer minimalen Expansion zu erkennen, in der die Zündung an der Zündgrenze eine kritische Phase durchläuft. Lintin [18] hat die kritische Phase als den Zeitpunkt definiert, bei dem ein Unterschied zwischen der Abnahme der Expansion des Gaskernes und der Zunahme der Ausbreitung durch die selbsterhaltende Flammenfront feststellbar ist. Ebenfalls hat Lintin [18] dieser Phase einen Radius zugeordnet, der sich in seinen Untersuchungen auf eine vollkugelförmige Gaskernexpansion bezieht. Für die halbkugelförmige Gaskernexpansion in diesen Untersuchungen wird ein Radius von ca. 650 µm zwischen der Entladung und dem maximalen Gaskernrand in der kritischen Phase abgeschätzt. Ein Löschabstand von 610 µm für ein Wasserstoff-Luft-Gemisch hat Helwig [10] mit dem PTB-Spaltweitenprüfgerät ermittelt. Die korrespondierende Grenzspaltweite (MESG) von 290 µm ist auch in Brandes [2] zu finden.

In der kritischen Phase wird der Radius des Gaskernes erreicht, ab dem die Verluste an Oberfläche durch Reaktionsgewinne im Volumen ausgeglichen bzw. überstiegen werden. Wird eine ausreichende Energie zugeführt und Temperatur im Gaskern erreicht, dominiert anschließend die

thermochemische Reaktion. Die Expansion geht dann in die selbsterhaltende Flammenfront mit der Flammengeschwindigkeit des Gasgemisches über [24, 31].

## 4. Zusammenhänge und Einflussfaktoren

Die wesentlichen Zusammenhänge und Einflussfaktoren für den Versuchsaufbau in diesen Untersuchungen werden mit Hilfe der vereinfachten Darstellung der Elektrodengeometrie und den zugehörenden relevanten Größen dargestellt.

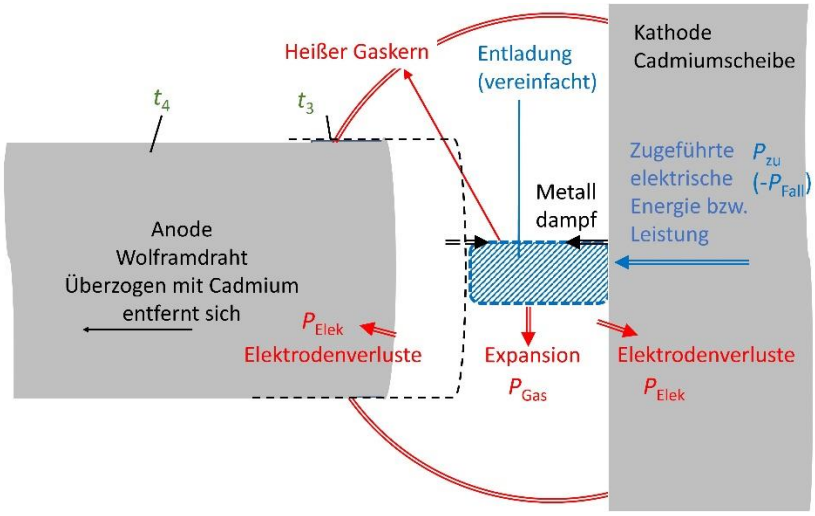



Abb. 6: Schematische Darstellung der Elektrodengeometrie und des heißen Flammenkerns mit den relevanten Größen [vgl. 28]

In der schematischen Darstellung Abb. 6 ist links die Anode, rechts die Kathode und dazwischen die Entladung mit dem heißen Flammenkern darum zu sehen. Mit der Zeit bewegt sich die Anode nach links und der heiße Flammenkern vergrößert sich entsprechend den vorhergehenden Beschreibungen. Die relevanten Einflussgrößen für die Energiebilanz der schematischen Darstellung Abb. 7 sind in folgender Formel aufgeführt [vgl. 28]:

$$W_{kern} = \int_0^t (P_{zu} - P_{Fall} - P_{Elek} - P_{Gas})\, dt \qquad (1)$$

In Formel (1) wird die zeitabhängige Energie $W_{kern}$ des expandierenden Gaskernes beschrieben, die sich aus der zugeführten Energie bzw. Leistung $P_{zu}$, den Elektrodenfallgebieten $P_{Fall}$, den Elektrodenverlusten $P_{Elek}$ und den Transfer in das umgebende Gas $P_{Gas}$ ergeben. Zur zugeführten Energie trägt der Teil der elektrischen Leistung der Säule bei, der auf der Spannung abzüglich der Kathoden- und Anodenfallspannung basiert. Erste Rechnungen ergeben, dass diese allein nicht genügt, um einen heißen Gaskern mit dem erforderlichen Halbkugelradius und ausreichender Temperatur zu bilden. Zur weiteren erforderlichen Energie bzw. Expansion könnte der Metalldampf beitragen. Das könnte beispielsweise durch eine Materialemission an der Kontaktstelle bzw. am Fußpunkt der Entladung [20], durch Cadmiumerosion [14], ein Oberflächenverdampfungsdruck [14] oder durch die Verbrennungsenthalpie von Cadmium bzw.

Cadmiumoxid [16] erfolgen. Die genauen Effekte werden für eine bessere Näherung derzeit evaluiert.

Die Elektrodenverluste sind von der Elektrodenfläche, -abstand und der Gasgemischtemperatur abhängig und in Uber [28] ausführlicher beschrieben. Effekte durch das Nichtgleichgewichtsplasma oder mögliche katalytische Effekte sind in diesem Modell bisher nicht berücksichtigt. Da der beschriebene gesamte Energietransfer innerhalb des expandierenden Gaskernes betrachtet wird, entfällt der Energietransfer in das umgebende Gas. Die prinzipiellen Zusammenhänge zeigt folgende Abb. 7.:

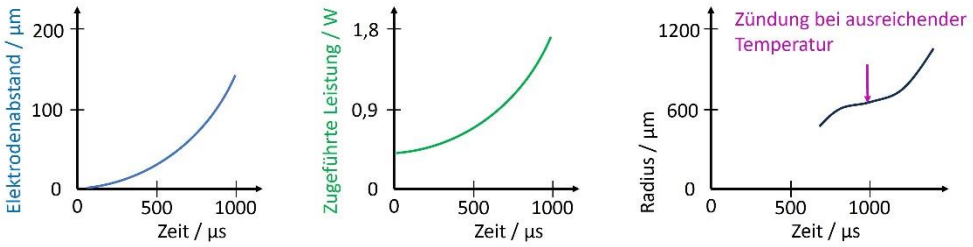



Abb. 7: Prinzipielle Zusammenhänge des Modells bei einer Zündung

Die Zusammenhänge in Abb. 7 zeigen die Vergrößerung des Elektrodenabstandes, daraus folgen die Berechnung der elektrischen Parameter und die Expansion des Gaskernvolumens, das bei einer erfolgreichen Zündung eine ausreichende Temperatur aufweisen muss. Für Stromkreise mit Konstantstrom berechnet das Modell das Volumen des heißen Gaskernes, um mit dem Erreichen des Radius der kritischen Phase bei einer ausreichender Temperatur eine erfolgreiche Zündung vorhersagen zu können [28].

## 5. Zusammenfassung und Ausblick

In diesem Artikel sind die Zusammenhänge für eine thermochemische Zündung durch eine elektrische Kontaktöffnungs-Entladung an der Zündgrenze von einem Wasserstoff-Luftgemisch beschrieben. Es sind die besonderen Bedingungen für solche Entladungen dargestellt, um die ein heißer Gaskern sowie Metalldampf erzeugt wird. Sofern während der kritischen Phase im Gaskern eine ausreichende Temperatur vorhanden ist und der Gaskern eine ausreichende Größe besitzt, kann eine selbsterhaltende thermochemische Reaktion erfolgen.

Für ein besseres Verständnis des Einflusses des Metalldampfes auf die Zündung werden zurzeit weitere Elektrodenmaterialen untersucht. Mit dem wesentlich weniger erodierenden Kupfer sind für Entladungen beispielsweise eine maximale Spannung von 50 V und 550 mA typisch [2]. Die o. g. Beispiele für Zündungen mit Cadmium als Kathode werden wie bereits zuvor beschrieben mit einer maximalen Spannung von 30 V und einem Strom von 60 mA erzeugt.

Die Ergebnisse der bisherigen Untersuchungen basieren auf der Verwendung einer Konstantstromquelle für eine einfachere Separation der einzelnen Effekte. Weitere im Explosionsschutz gängige Stromkreise [vgl. 6] weisen in der Praxis Charakteristika auf, die der

Entladung ggf. einen variablen Strom zuführen. Zukünftig wird daher mit Hilfe von weiteren Stromkreisen das generelle dynamische Verhalten von Entladungen mit Zündung untersucht und das Modell um dieses zeitliche Verhalten erweitert. Stromkreise mit Kapazitäten, die Zündungen bei geringeren Spannungen in Verbindung mit Schließentladungen ermöglichen, sind ebenfalls noch nicht in dieser Form betrachtet. Mit diesen Untersuchungen und den genannten Zusammenhängen wird eine Grundlage geschaffen, um ein erweitertes Modell [vgl. 28] für eine Vorhersage einer erfolgreichen Zündung in einem Wasserstoff-Luft-Gemisch zu ermöglichen.

**Danksagung:** Die Autoren danken Lia Benedix, Rilana Rohde, Steffen Franke und Robin Abraham für die experimentelle Arbeit sowie Thomas Horn, Detlev Markus, Stefan Essmann, den Mitarbeitenden des PTB Fachbereiches 3.6 sowie allen, die diesen Artikel mit Kompetenz und Equipment unterstützt und ermöglicht haben.

Gefördert durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) - Projektnummer 411446115.

## Literatur:

[1] Babrauskas, V. 2003. Ignition handbook: principles and applications to fire safety engineering, fire investigation, risk management and forensic science. Fire Science Publishers.

[2] Brandes, E. and Möller, W. 2008. Sicherheitstechnische Kenngrößen, Brennbare Flüssigkeiten und Gase. Wirtschaftsverl. NW, Verl. für Neue Wiss.

[3] Cawley, J.C. and Peterson, J.S. 1988. The relative safety factors obtained by using various materials as spark electrodes in methane-air atmospheres. Conference Record of the 1988 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting (1988), 1283–1287.

[4] Cernak, M. et al. 1995. Effect of cathode surface properties on glow-to-arc transition in a short positive corona gap in ambient air. Journal of Physics D: Applied Physics. 28, 6 (1995), 1126.

[5] Dill, W.G. and Kanty, G. 1989. Untersuchung des dynamischen Verhaltens elektronisch geregelter Stromversorgungsgeräte. (1989).

[6] DKE Deutsche Kommission Elektrotechnik Elektronik Informationstechnik im DIN und VDE ed. 2011. DIN EN 60079-25:2011-06 Explosionsfähige Atmosphäre - Teil 25: Eigensichere Systeme. VDE Verlag GmbH, Berlin.

[7] Fraczek, J.K. 1994. Assessment of hazard caused by intrinsically safe systems. Fifth International Conference on `Electrical Safety in Hazardous Environments' (London, UK, 1994), 191–197.

[8] Gehm, U. 1978. Die Oberfläche des Cadmiums und elektrischer Funken. Ex Zeitschrift Nr. 9. (Apr. 1978).

[9] Grakov, V.E. 1967. Cathode fall of an arc discharge in a pure metal I. Soviet Physics-Tech. Phys. 12, (1967), 286–292.

[10] Helwig, N. and Nabert, K. 1968. Zusammenhänge zwischen Kenngrößen für explosionsgeschützte Betriebsmittel. PTB-Mitteilungen. 4 (1968).

[11] Holm, R. 1967. Electric Contacts. Springer Berlin Heidelberg.

[12] International Electrotechnical Commission ed. 2023. IEC 60079-11:2023 Explosive atmospheres - Part 11: Equipment protection by intrinsic sagfety "i." IEC, Genf (CH).

[13] Johannsmeyer, U. and Krämer, M. 1999. Zusammenschaltung nichtlinearer und linearer eigensicherer Stromkreise. Wirtschaftsverl. NW, Verl. für neue Wissenschaft.

[14] Kimblin, C.W. 1973. Erosion and ionization in the cathode spot regions of vacuum arcs. Journal of Applied Physics. 44, 7 (1973), 3074–3081.

[15] Klausmeyer, V.U. et al. 2014. Internationales „PTB EX PROFICIENCY TESTING SCHEME" für Vergleiche zwischen Ex-Laboratorien. Ex-Zeitschrift. 46 (2014).
[16] Kuchta, J.M. 1985. Investigation of fire and explosion accidents in the chemical, mining, and fuel-related industries-a manual. Bulletin. Bureau of Mines, Washington, DC (USA).
[17] Latham, R. 2006. High Voltage Vacuum Insulation. Author House.
[18] Lintin, D.R. and Wooding, E.R. 1959. Investigation of the ignition of a gas by an electric spark. British Journal of Applied Physics. 10, 4 (1959), 159–166. DOI:https://doi.org/10.1088/0508-3443/10/4/302.
[19] Magison, E.C. 2008. Electrical instruments in hazardous locations. International Society of Automation (ISA).
[20] Mesyats, G.A. and Proskurovsky, D.I. 1989. Pulsed electrical discharge in vacuum. (1989).
[21] Methling, R. et al. 2023. Investigation of a cadmium dominated discharge utilized in explosion protection by means of optical emission spectroscopy. Proceedings XXIII International Conference on Gas Discharges and their Applications (Greifswald, 2023), 362–365.
[22] Pogorelsky, A.E. 1998. Expert estimation of an opportunity to use experimentally obtained reference curves for estimation of intrinsically safety linear and non-linear electrical circuits Part 2.
[23] Slade, P.G. ed. 2014. Electrical contacts: principles and applications. CRC Press.
[24] Steen, H. ed. 2000. Handbuch des Explosionsschutzes. Wiley-VCH.
[25] Tomlinson, R. and Widginton, D.W. 1978. Effects of slewing rate when testing intrinsically safe power supplies.
[26] Towle, L.C. 1994. Intrinsic safety-the way forward. (1994).
[27] Uber, C. 2019. Charakterisierung elektrischer Kontakt-Entladungen im Bereich niedriger Spannungen im Zündgrenz-Bereich von Wasserstoff-Luft-Gemisch. TU Ilmenau.
[28] Uber, C. et al. 2022. Correlation between the electrical power of a slow contact break discharge and the ignition of an H2/air mixture. Journal of Loss Prevention in the Process Industries. 74, (Jan. 2022), 104620. DOI:https://doi.org/10.1016/j.jlp.2021.104620.
[29] Uber, C. et al. 2023. Kontaktöffnungs-Entladungen in einem zündfähigen H2-Luft-Gemisch. R. Stahl Ex-Magazin. (2023). DOI:https://doi.org/10.60048/exm20_35.
[30] Vogt, G. 1968. Die Zündschutzart Eigensicherheit. Glückauf.
[31] Warnatz, J. and Maas, U. 1993. Technische Verbrennung. Springer.
[32] Widginton, D.W. 1966. Ignition of methane by electrical discharges. Ministry of Power, Safety in Mines Research Establishment.
[33] Zalogin, A. 2005. Study of the effect of material of spark test apparatus contacts on gas mixture ignition when testing intrinsically safe circuits. 20th World Mining Congress & Expo2005, Tehran (2005).
[34] Zborovszky, Z. 1969. Ignition Criteria and Flame Kernel Development between Breakflash Electrodes in Explosive Gas Mixtures. University of Surrey (United Kingdom).

# Sicherheits-Upgrade einer Bestands-Produktionsanlage zur Verpressung von pulverförmigen Chemikalien mit früher Einbeziehung der Mitarbeiter und dem Ergebnis einer Produktivitätssteigerung bei Einhaltung geltender Grenzwerte

Kevin Beutel
Merck Electronics KGaA
Process Development – Safety Engineering
E-Mail: kevin.beutel@merckgroup.com

**Kurzfassung:**

Mit dem vorgestellten Projekt konnten zwei Themen vereint werden, die in der chemischen Industrie üblicherweise nicht miteinander einhergehen. Denn bei dieser Anlagenoptimierung wurde der **Mitarbeiterschutz enorm erhöht** und gleichzeitig die **Prozessproduktivität gesteigert.** Da es sich um den Umbau einer Bestandanlage handelte, waren diverse technische und interdisziplinäre Herausforderungen zu bewältigen. Neben der Koordination verschiedener interner Gewerke war es auch erforderlich die Kollegen aus den zwei anderen beteiligten Firmen miteinander vertraut zu machen, um zielgerichtet an der Konstruktion arbeiten zu können. Von Beginn an wurde die Intention verfolgt, dass die Anlage nach dem Umbau **anwenderfreundlich für Bediener*innen und Maintenance** wird. Um dies zu erreichen sind die Kolleg*innen aus der Produktion und der Instandhaltung von vornherein **miteinbezogen** worden, wodurch einige gute Ideen mit in das Projekt eingeflossen sind.
Nach Inbetriebnahme und Schulung der Anlagenbediener*innen konnte mit einer geeigneten Gefahrstoffmessung (SMEPAC) die **Einhaltung des vorgegebenen Grenzwertes** evaluiert werden. Darüber hinaus wurden anschließend genügend Daten gesammelt, um eine **Produktivitätssteigerung von über 50 %** zu ermitteln. Die Kombination aus einer erfolgreichen Arbeitsschutzmaßnahme, der gleichzeitig erreichten Steigerung der Prozessgeschwindigkeit und der positiven Akzeptanz in der Belegschaft zeigt, wie wertvoll es sein kann, die späteren Anwender*innen mit in Planungs- und Umbauprojekte einzubeziehen.

## 1. Motivation

Bei der Firma Merck KGaA am Standort in Darmstadt wird eine Vielzahl an unterschiedlichen Chemikalien aus den drei Geschäftsfeldern Electronics, Life Science und Health Care entwickelt und hergestellt. Substanzen von Merck zeichnen sich durch ihre hohe Reinheit aus. Manche von Ihnen weisen jedoch ein erhöhtes Gefahrenpotential aus, weshalb sie unter kontrollierten Bedingungen und ausschließlich mit speziellen Anlagen hergestellt werden. Weiterhin dürfen die meisten Chemikalien nur mit entsprechenden Schutzsystemen und von geschultem Personal gehandhabt werden. Einige der Produkte werden je nach Kundenwunsch sowohl pulverförmig als auch in Form von gepressten Sticks angeboten, wodurch die Handhabung staubarmer wird und die Dichte der abzuliefernden Produkte erhöht werden kann. Zur Herstellung dieser Presslinge sind spezielle Produktionsanlagen erforderlich. Nach interner Re-Evaluierung dieser Anlagen wurde entsprechend dem STOP-Prinzip (siehe Kap. 2.1) festgestellt, dass die Anforderungen des Arbeitsschutzes erfüllt sind, dennoch aber Optimierungspotentiale bestanden.
Darüber hinaus wurde ermittelt, dass sich dadurch zusätzlich das Potential geboten hat, die Kapazität der Produktion weiter auszubauen und diese zusätzlich effizienter zu gestalten.
Bei der Planung des Umbauprojektes wurden die einzelnen Räume mit den jeweiligen Anlagen funktionsorientiert betrachtet und aufgrund der Komplexität entschieden, dass zur Optimierung der bestehenden Presse und des dazu gehörenden Raumes ein eigenständiges Teil-Projekt initiiert wird. Dies war der Startschuss für ein Arbeitssicherheit-Projekt, bei dem bisherige Erfahrungen aus Produktionspraxis und Technik dazu beigetragen haben, eine Produktionsanlage in der Art umzubauen, dass eine sichere Bedienung mit einer Produktivitätssteigerung und der Akzeptanz der Bediener*innen erfolgreich vereinen wurde.

## 2. Hintergründe

Nachdem die Motivation für den Umbau der Presse und der organisatorische Rahmen für das Projekt definiert wurden, waren die genauen Anforderungen an das spätere Ergebnis der Optimierung zusammen zu tragen. Im Folgenden wird dazu sowohl auf die regulatorischen wie auch auf die technischen Hintergründe und Bedingungen eingegangen.

### 2.1 Regulatorische Hintergründe

Da die Substanzen zumindest intern als Gefahrstoffe eingestuft sind, ist für sie ein geeigneter interner Grenzwert ermittelt und festgelegt worden, den es mithilfe entsprechender Handhabung einzuhalten gilt. Doch bevor es hierbei konkreter wird, werden die nachfolgenden Fragen beleuchtet, um ein Grundverständnis für die Thematik zu schaffen:

- Was ist ein Gefahrstoff ?
- Was ist ein Gefahrstoff-Grenzwert ?
- Wie werden Gefahrstoffe sicher gehandhabt und wie wird dabei die Einhaltung eines Grenzwertes nachgewiesen ?

Gefahrstoff:
Im Allgemeinen sind Gefahrstoffe Substanzen, die aufgrund ihrer stoffspezifischen Eigenschaften eine Gefahr für den Menschen, andere Lebewesen, die Umwelt oder das direkte Umfeld des Stoffes darstellen. Diese können giftig, ätzend, reizend, kanzerogen (krebserzeugend), reproduktions-toxisch (fortpflanzungsgefährdend) oder auch mutagen (erbgutverändernd) sein und somit anhaltende wie auch akute gesundheitliche Schäden beim Menschen hervorrufen. Weiterhin sind Gefahrstoffe auch Stoffe, die zu einem gewissen Grad entzündlich, explosionsfähig oder gefährlich für die Natur sind oder denen aus anderen, hier nicht genannten Gründen, ein Grenzwert zugewiesen wurde [1, S. 4] [2].

Grenzwerte für Gefahrstoffe (OEL):
Arbeitsplatzgrenzwerte oder auch OEL (Occupational Exposure Limits) sind ermittelte und festgelegte Werte für die höchste Raumluft-Konzentration einer staubförmigen Substanz, bei der auch bei täglich wiederholter Personeneinwirkung von je acht Stunden keine bedenklichen oder anhaltend gesundheitsschädlichen Folgen festzustellen sind. Die OEL sind ein bedeutendes und weisendes Hilfsmittel der Arbeitssicherheit und tragen somit indirekt zum Schutz der Mitarbeiter vor gesundheitsgefährdenden Stoffen bei. Zur Bestimmung von allgemein geltenden Arbeitsplatzgrenzwerten wird der jeweilige Stoff vom deutschen Ausschuss für Gefahrstoffe (AGS) nach toxikologischen und arbeitsmedizinischen Kriterien untersucht und bewertet. Anhand verschiedener Richtgrenzwerte, wie zum Beispiel die übergeordneten Werte der Europäischen Kommission, wird aus den Bewertungen und Erkenntnissen ein Grenzwert erarbeitet, der schließlich in den Technischen Regeln für Gefahrstoffe 900 (TRGS 900) aufgenommen wird. Da es jedoch eine Vielzahl von Gefahrstoffen gibt, die nicht in der TRGS 900 aufgelistet sind, ist es für diese Stoffe notwendig, mit Hilfe einer toxikologischen Einrichtung entsprechende Arbeitsplatzgrenzwerte zu erarbeiten. Bei der Firma Merck wird dies von der internen Toxikologie durchgeführt und die ermittelten firmeninternen Arbeitsplatzgrenzwerte werden Merck-OEL (MOEL) genannt. So wurde beispielsweise auch der interne MOEL für die betroffenen Chemikalien ermittelt und auf 200 µg / m³ festgelegt [3, S. 11] [4].

Zur Verdeutlichung:
200 µg / m³ entsprechen einer kaum sichtbaren Menge an Staub (200 µg), die homogen in der Luft eines 1 m³ großen Würfels verteilt ist. Entsprechend der toxikologischen Bewertung ist die Handhabung des Stoffes bis zu dieser Konzentration ungefährlich. Da sich diese Konzentrationen jenseits des sichtbaren Bereiches befinden, macht es die Arbeit mit derartigen Substanzen und die Schulung der Mitarbeiter*innen sehr schwer. Denn sobald die Chemikalien in Form einer minimalen Staubwolke sichtbar werden, ist die Konzentration um ein Vielfaches zu hoch. Doch auch, wenn nichts sichtbar wird, besteht keine Gewissheit, ob die Grenzkonzentration überschritten wird oder nicht. Somit arbeiten die Mitarbeitenden in diesem und darunter liegenden OEL-Bereichen quasi blind. Umso wichtiger ist es, die Angestellten durch Auswahl geeigneter Schutzsysteme und -Verfahren zu schützen.

Gefahrstoff-Handhabung:
Es gibt unzählige Gefahrstoffe mit den unterschiedlichsten Eigenschaften, die aufgrund diverser Anforderungen meist nicht mit den gleichen Verfahren und Systemen gehandhabt werden können. Demnach gibt es eine Vielzahl an verschiedenen Möglichkeiten, wie die Mitarbeitenden und die Umwelt vor diesen Substanzen geschützt werden können. Eine allgemeingeltende Vorgabe, wie an die Auswahl geeigneter Systeme zur Handhabung von Gefahrstoffen heranzugehen ist, stellt das STOP-Prinzip dar. Es gibt eine festgelegte Rangfolge vor, nach der sicherheitstechnische Maßnahmen anzuwenden sind. Vor allem in der GefStoffV,

aber auch im ArbSchG und in der EU-Richtlinie 89/391/EWG ist das STOP-Prinzip in mehreren Paragrafen verankert. Unter Einhaltung der folgenden Reihenfolge steht STOP für:

1. Substitution
2. Technische Schutzmaßnahmen
3. Organisatorische Schutzmaßnahmen
4. Personenbezogene Schutzmaßnahmen.

Daraus folgt, dass beim Umgang mit Gefahrstoffen primär eine Substitution anzustreben ist, wobei die entsprechenden Gefahrstoffe und Verfahren durch Substanzen und Prozesse zu ersetzen sind, die „für die Gesundheit und Sicherheit der Beschäftigten nicht oder weniger gefährlich sind“ (§ 7 (3) GefStoffV). Ist dies aus bestimmten Gründen nicht möglich, müssen „Schutzmaßnahmen technischer Art an der Gefahrenquelle“ angebracht und geeignete organisatorische Maßnahmen angewandt werden (§ 7 (4) S. 2. GefStoffV). Organisatorische Maßnahmen können unter anderem betriebliche Vorgaben zur Dauer oder zum Ort einer Tätigkeit sein oder aber auch durch Zugangsbeschränkungen abgebildet werden. Erst wenn eine Gefährdung nicht durch Substitution oder technische und organisatorische Schutzmaßnahmen ausgeschlossen oder vermindert werden kann, darf nach GefStoffV auf personenbezogene Schutzausrüstung (PSA) zurückgegriffen werden. Im vorgestellten Projekt war eine Substitution der Subtanzen nicht möglich, da es sich um die Vor- und Endstufen des Produktes handelt. Es wurden allerdings sowohl technische und organisatorische Lösungen konzipiert als auch geeignete PSA für einen Handhabungsschritt ausgewählt, der wegen der Anforderungen nicht mit technischen Maßnahmen gelöst werden konnte. [1, S. 14] [5 S. 194 ff.].

<u>Nachweis der Grenzwert-Einhaltung:</u>
Zur Evaluierung, ob die ausgewählten technischen und organisatorischen Systeme wirksam sind und zur Sicherstellung, dass die Arbeitsplatzgrenzwerte eingehalten werden, muss der Arbeitgeber Arbeitsplatzmessungen oder „andere geeignete Methoden zur Ermittlung der Exposition“ durchführen (§ 7 (8) GefStoffV). Dabei ist unter dem Begriff Arbeitsplatzmessung „die messtechnische Ermittlung der inhalativen Exposition“ auf den Mitarbeiter zu verstehen (2 (4) TRGS 402) [1, S. 14] [6, S. 4].
Als Orientierung zur Herangehensweise an Arbeitsplatzmessungen dient die sogenannte SMEPAC-Guideline (Standardized Measurement of Equipment Particulate Airborne Concentration). Dabei handelt es sich um eine Standardrichtlinie, die von der ISPE (International Society of Pharmaceutical Engineering) erstellt wurde und vor allem in der pharmazeutischen, aber auch in der chemischen Industrie als allgemein anerkannte Vorgabe zur Messung von Partikelkonzentrationen in der Umgebungsluft eines Arbeitsplatzes verwendet wird. Die SMEPAC-Guideline gibt in erster Linie die Methode und den Aufbau zur Durchführung dieser Messungen vor, aber unter anderem auch den zeitlichen Ablauf, die Abstände der Probenahmen zum vermessenen Objekt sowie die Art der Messgeräte.
Ziel der sogenannten SMEPAC-Messung ist es, schließlich einzelne Anlagen oder Handhabungssysteme hinsichtlich ihrer ‚Staub- Dichtigkeit‘ in einem einheitlichen, objektiven und messwertgestützten Vergleich gegenüberstellen zu können. Arbeitsplatzmessungen können entweder mit den tatsächlich vorgesehenen Stoffen oder mit Ersatzstoffen, sog. Surrogaten, durchgeführt werden. Dabei ist jedoch darauf zu achten ist, dass die verwendete Substanz von den entsprechenden Analysegeräten gut identifiziert werden kann.

## 2.2 Technische Hintergründe

Zu Projektbeginn wurden die Anforderungen an die spätere Anlage gesammelt und funktionsbezogen gegliedert. Da es sich um den Umbau einer bestehenden Anlage in begrenzten, bereits genutzten Räumlichkeiten drehte, waren von Anfang an die vorhandenen Rahmenbedingung und der eingeschränkte Gestaltungsspielraum zu berücksichtigen. Um ein grobes Verständnis des ursprünglichen Zustandes zu vermitteln, wird zunächst dargestellt, wie die Teil-Prozesse ‚Sticks pressen' und ‚Sticks verpacken' vor der Optimierung durchgeführt wurden und welche sicherheitskritischen Punkte dabei aufgefallen sind. Abbildung 1 zeigt hierzu den Pressenraum vor dem Umbau mit den folgenden Positionen:

1. Presse
2. Sicherheitswerkbank zur Verwiegung und optischen Kontrolle
3. Verpackungsgerät

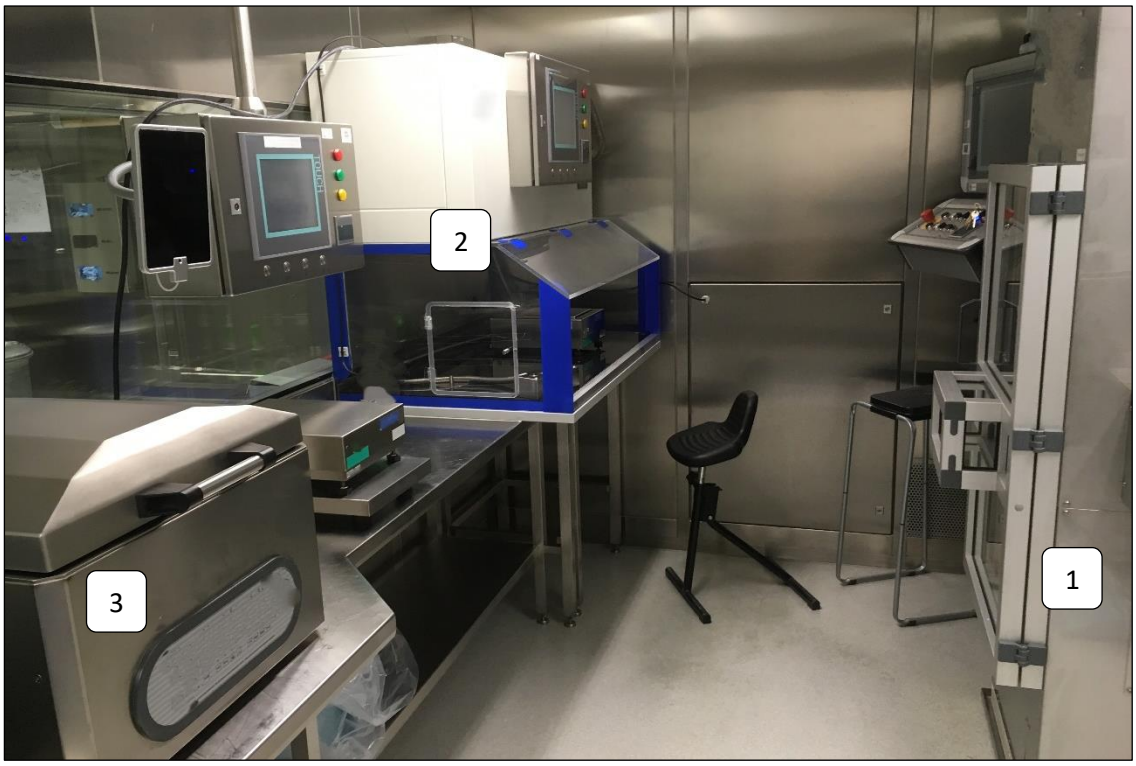



*Abbildung 1 - Pressenraum vor dem Umbau*

Vor der Optimierung sah der Prozess der Stickherstellung wie folgt aus:
In der Presse (1) konnte jeweils eine kleine Menge Sticks gepresst werden bis die Presse automatisch zur Entnahme stoppte. Danach musste die Pressentür händisch geöffnet werden, mithilfe eines Trägers händisch in die Sicherheitswerkbank (2) zu überführen. Erst nachdem die Schale zurück in die Presse gelegt und die Tür verschlossen wurde, konnte die Presse weiter laufen. Die gepressten Sticks wurden anschließend einzeln mit einer Waage verwogen und optisch kontrolliert. Sofern die Kriterien erfüllt waren, wurden die Presslinge in einer weiteren Schale gesammelt und schließlich in der offenen Packung zum Verpackungsgerät (3) gehoben, wo sie eingepackt wurden.
Neben den offensichtlichen Sicherheitsrisiken, die durch Öffnen des Pressenraumes oder auch durch die offene Handhabung der Sticks bestanden, war vor allem aber die Befüllung der Presse die hauptsächliche Emissionsquelle des Gesamtprozesses. Diese fand ebenfalls offen statt, indem aus kleinen zylindrischen Gebinden das Zwischenprodukt vorsichtig mit einer Schaufel

in den Vorlagebehälter der Presse gefüllt wurde (siehe V in Abb. 3). Zur Verdeutlich werden anhand der Abbildungen 2 und 3 die Gegebenheiten der Pressen-Befüllung dargestellt, wobei auf Abb. 2 die Presse und auf Abb. 3 der Befüll-Bereich vor dem Umbau zu sehen sind.

*Abbildung 2 - Presse vor Umbau*

*Abbildung 3 – Befüll-Bereich vor Umbau*

Die beiden Türen rechts oben im Bild hatten die Funktion ein Eingreifen in die Presse von hinten zu verhindern, weshalb sie mit Sicherheits-Schaltern (S) bestückt waren. Die Staubemission aus der nach hinten offenen Presse (siehe Abb. 3) konnte jedoch mittels der Türen nicht begrenzt werden, da die Spalte am Rahmen für manche Produktanforderungen zu groß ausgelegt waren. So kam es, dass in diesem Fall Oberflächen im gesamten Pressenraum mit Produktstaub belegt sein konnten und dieser Raum vorbeugend nur mit erweiterter Schutzausrüstung betreten werden durfte. Neben des Sicherheitsrisikos der Staub-Exposition auf die Mitarbeitenden waren die Arbeitsschritte des Press-Prozesses im alten Pressenraum nicht kontinuierlich und nur bedingt ergonomisch.

## 2.3 Stand der Technik

Zur sicheren Handhabung von Gefahrstoffen gibt es ein weites Spektrum sogenannter Containment-Systeme, wobei sich diese unter anderen hinsichtlich Funktionsweise, Anwendung, Perfomance und Kosten teilweise stark unterscheiden. Neben fest installierten Einrichtungen wie zum Beispiel Isolatoren, geschlossenen Abfüll-Anlagen oder prozessintegrierten Doppelklappen (Multi-Use) gibt es auch zahlreiche flexible und mobile Lösungen wie beispielsweise fahrbare Folien-Isolatoren oder diverse Kunststoff-Systeme (Single-Use). Zusätzlich zur großen Varianz an verschiedenen Handhabungs-Prinzipien werden die einzelnen Produkte meist auch in diversen Ausführungen, Größen und Materialien und angeboten. So ergeben sich vielzählige Möglichkeiten und Kombinationen, um Gefahrstoffe unter Berücksichtigung der Randbedingungen sicher transferieren zu können.
Bei einem Projekt zur Gefahrstoff-Handhabung ist entsprechend der Anforderungen zu prüfen, welche Containment-Systeme für die Anwendung in Frage kommen, sodass anschließend durch eine genauere Gegenüberstellung die geeignete Lösung ausgewählt werden kann. Aufgrund der zahlreichen Optionen und Bedingungen ist es essenziell, dass bei derartigen Projekten entsprechende Experten beteiligt sind, welche das erforderliche Fachwissen wie auch einen umfassenden Überblick zum aktuellen Stand der Technik verfügen. Bei der Firma Merck Electronics KGaA gibt es hierfür ein internes Experten-Team, das sich ausschließlich mit dem Thema der Gefahrstoff-Handhabung beschäftigt und für entsprechende Projekte beauftragt werden kann.

# 3. Projektdurchführung

## 3.1 Projektstart

Wie bei Projekten üblich wurden zu Beginn Motivation und Thema definiert, das Projekt initiiert und das Projektteam festgelegt. Für den späteren Erfolg des Projektes war die Auswahl der beteiligten Personen ein wesentlicher Schritt. Denn für die Wirksamkeit eines Containment-Systems sind die **Akzeptanz und Motivation der Mitarbeitenden** sowie die **korrekte Handhabung <u>die</u> entscheidenden Faktoren**. Um dies zu erreichen, wurde bereits bei Projektstart entscheiden, dass sowohl die späteren Kolleg*innen zur Anlagenbedienung als auch für Maintenance möglichst früh in das Vorhaben eingebunden werden. So konnten sie fachlich sowie emotional auf die Umstellung vorbereitet werden und sich aktiv bei der Umgestaltung des Prozesses einbringen.
Derartige Beteiligungen bewirken bei den Mitarbeitenden ein Gefühl der Wertschätzung und erhöhen nachhaltig die Motivation für weitere Optimierungs-Ideen. Neben der internen Festlegung des Projekt-Teams und der beteiligten Gewerke mussten auch die externen Lieferanten frühzeitig involviert und miteinander vertraut gemacht werden.

### 3.2 Konzept und Konstruktion

Nach Erfassung und Definition der Anforderungen konnte begonnen werden diese mit den vorhandenen Rahmenbedingungen gegenüberzustellen, wodurch schon früh die Möglichkeiten und Grenzen der Umgestaltung deutlich wurden. Nachfolgend werden dazu Beispiele mit Angabe der entsprechenden Hintergründe vorgestellt:

1. Da es sich um eine Bestandsanlage mit fest installierter Infrastruktur und begrenzten räumlichen Begebenheiten handelte, war der Gestaltungsspielraum zur Anordnung der Anlage und der notwendigen Equipments eingeschränkt.
2. Es stellte sich heraus, dass aus Qualitätsgründen nur sehr wenige Werkstoffe für mögliche Containment-Systeme zur Befüllung der Presse in Frage gekommen wären. Weiterhin zeigte sich, dass Kunststoff-Systeme mit bewegten Bauteilen aufgrund des Risikos von Materialabrieb nicht in Erwägung gezogen werden konnten.
3. Zur Entnahme der gepressten Sticks aus der Presse mussten zum einen die gleichen Bedingungen wie bei 1. und 2. berücksichtigt werden (Raum, Materialien). Zum anderen musste für jedes Szenario sicher gestellt werden, dass nicht mit Händen oder Fingern in den laufenden Betrieb der Presse eingegriffen werden kann.

Unter Beachtung der beschriebenen Rahmenbedingungen musste übergeordnet die geforderte Containment-Perfomance von 200 µg/m³ erreicht werden.

Im Rahmen der Basic-Engineering Phase fanden zu Beginn mehrere **Präsenz-Treffen** in größerer Runde statt. Dabei ging es vor allem darum, gemeinsam **mit Anlagenbedienern**, **Mechanikern, Ingenieuren** und weiteren Projektbeteiligten herauszufinden, was beim bisherigen Prozess nicht gut lief und welche Schritte optimiert werden müssen – nach dem Motto: **Wo drückt der Schuh?**
Als diese Punkte erfasst waren, wurden aus den einzelnen Themen Teil- und Hauptfunktionen abgeleitet, die der finale Raum und die Anlage erfüllen mussten. Diese Teilfunktionen konnten anschließend gemeinsam mit der übergeordneten Gesamtfunktion systematisch aufgestellt und zum Teil zusammengefasst werden. Somit lässt sich in einem technischen Projekt eine anforderungs-orientierte Funktions-Übersicht erstellen, die dazu genutzt wird, zu den Einzelfunktionen entsprechende technische Lösungen zu finden. Hierbei wird der Leitfrage gefolgt: **Was und wie wird es benötigt?** Abb. 4 zeigt eine schematische Funktionsübersicht, die als Grundlage für die technische Ideenfindung dienen kann. Die Farben stellen dabei Themen dar, die bei mehreren Funktionen eine Rolle spielen (z.B. Gefahrstoffhandhabung).

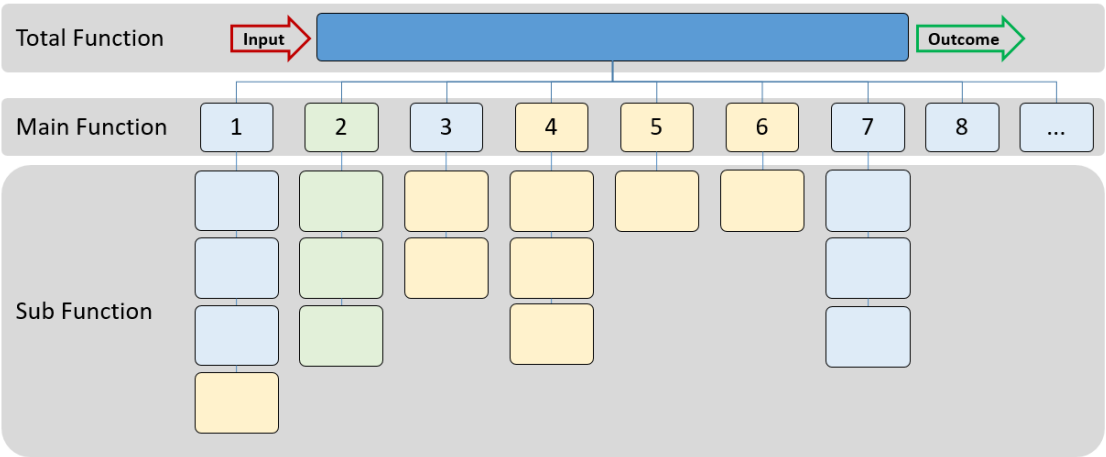



*Abbildung 4 - Funktionsübersicht zur systematischen Ideenfindung*

Nachdem die Anforderungen und Funktionen aufgestellt wurden war es an der Zeit die nächste Leitfrage im Projektteam zu lösen: **Welche Lösungen gibt es ?**
Dafür bietet sich der sogenannte Morphologische Kasten als ein Werkzeug der Konstruktionsmethodik an. Es werden dabei die Hauptfunktionen in der ersten Spalte einer Tabelle untereinander aufgelistet und in den Spalten rechts daneben mögliche technische Lösungen eingefügt. Dies ermöglicht es, verschiedenste Vorschläge aus den Projektmeetings funktionsorientiert zu erfassen und miteinander zu vergleichen. So ergibt sich eine umfassende Sammlung verschiedener Lösungsmöglichkeiten, aus denen das finale Konzept kombiniert wird. Bei der Auswahl der geeigneten Kombination können unterschiedliche Pfade (günstig, innovativ, einfach etc.) erstellt werden, um schließlich die Entscheidung für eine mögliche Kombination zu vereinfachen. Auf dieser Grundlage wurde mithilfe der bisherigen Erfahrungen und der Wünsche des Anlagenpersonals ein Gesamtkonzept erstellt, das allen Anforderungen und Funktionen gerecht werden soll. In der nächsten Phase, dem Detail-Engineering, wurde das Konzept **iterativ mit** den zwei beteiligten Lieferanten und der **internen Arbeitssicherheits-Abteilung auskonstruiert**. So entstand zeitgleich ein **Sicherheitskonzept** für die Anlage.

Um den Prozess der Stick-Verpressung möglichst sicher, ergonomisch und effizient zu gestalten, entwickelte das Projekt-Team folgende neuartige Idee, welche in Abbildung 5 dargestellt wird. Die gepressten Sticks werden aus der Presse (P) durch eine Durchführung in die angebundene AirBarrier-Anlage (A) geschoben. Die gepressten Sticks werden aus der Presse (P) durch eine Durchführung in die angebundene AirBarrier-Anlage (A) geschoben. Dort werden die Sticks dem Pressen-Personal gefahrenlos vorgelegt, sodass sie kontrolliert, mit den Waagen gewogen und verpackt werden können. Es ist zu sehen, dass dadurch ein geradliniger und kontinuierlicher Ablauf ermöglicht wurde, wobei die erforderlichen Handgriffe innerhalb des geschützten Bereichs des AirBarriers stattfinden. Eine AirBarrier-Anlage funktioniert nach dem Prinzip eines gerichteten Luft-Vorhangs (Barriere), der bei richtiger Handhabung Mitarbeiter- und Produkt-Schutz ermöglicht. Im Inneren der offenen Sicherheits-Werkbank wird von oben laminar Luft von nach unten gedrückt. Zusätzlich wird mittels eines Luftschlitzes entlang der Anlagenbreite eine gerichtete Strömung (Luftvorhang) von oben nach unten erzeugt, die gemeinsam mit der laminaren Strömung an der vorderen Kante eingesaugt wird. So werden die Staubpartikel erfasst, nach unten gedrückt und von der Anlage in ein entsprechendes Filtersystem abgesaugt.

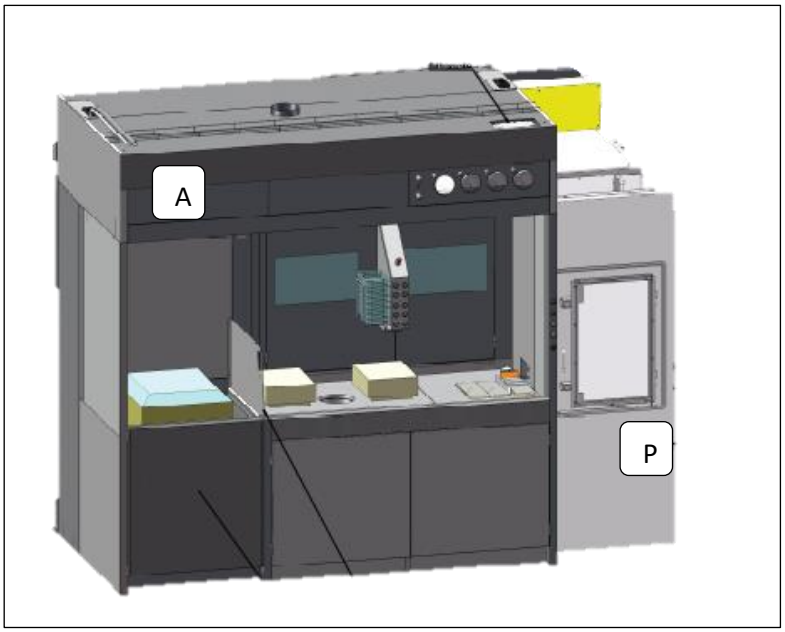



*Abbildung 5 - 3D-Modell des Aufbaus: Presse mit AirBarrier*

Neben der technisch geösten (T) Handhabung der gepressten Sticks wurde auch für die Befüllung der Presse eine geeignete Lösung gefunden. Aufgrund der beschriebenen Einschränkungen konnten hierfür nur bestimmte Materialien und Lösungen ohne bewegte Bauteile verwendet werden. Deshalb ist die Entscheidung auf eine „semi-geschlossene“ Variante gefallen, bei der das Quellgebinde per Adapter-Schlauch und TriClamp-Verbindungen direkt mit dem neu entworfenen Befüllrohr der Presse verbunden wird (siehe Abb. 6).

*Abbildung 6 – Pressen-Befüllung*

Da das An- und Abdocken dabei nicht geschlossen stattfindet, sind für diese Teilprozesse mehrere organisatorische (O) wie auch zusätzliche persönliche Schutzmaßnahmen (P) festgelegt worden. So wird beispielsweise das Gebinde ausschließlich bei stehender Presse und mit Hilfe eines zweiten Mitarbeitenden gewechselt. Während eine Person eine dafür vorgesehene Quellabsaugung an die Emissionsstelle hält, löst die andere Person vorsichtig und langsam die TriClamp-Verbindung, verschließt beide offenen Enden und wechselt anschließend das Gebinde. Auch wenn dieser Teilprozess den Ergebnissen der Gefahrstoffmessung nach unkritisch gegenüber dem festgelegten Grenzwert ist, wurde hierfür zusätzlich die Nutzung einer geeigneten PSA (Staubmaske, Handschuhe, Armstulpen) festgelegt. Somit ist das Personal in jedem Fall ausreichend geschützt; auch wenn es zu unerwarteten Emissionen beim Wechsel des Gebindes kommen sollte.

### 3.3 Projekt-Umsetzung

Nach Erarbeitung des neuen Konzeptes zum Press-Prozess und der Anlagen-Umgestaltung wurden in enger Abstimmung mit dem Anlagenpersonal und den Lieferanten die Details für den Raum- und den Pressen-Umbau auskonstruiert. Zum **Test der Praxistauglichkeit** wurde bei den Herstellern des AirBarriers und der Presse jeweils ein sogenanntes **Mock-Up** durchgeführt. Dabei spielten die internen Kolleg*innen aus der Betriebspraxis die entscheidende Schlüsselrolle. Denn bei einem Mock-Up werden die einzelnen Prozessschritte anhand eines **Modellaufbaus praxisnahe durch gespielt**, um die letzten Feinheiten

anzupassen und mögliche kritische Punkte zu finden. Die Teilnahme und die **Kommentare der Kolleg*innen aus der betrieblichen Praxis** beim Mock-Up und dem darauf folgenden FAT (Factory Acceptance Test) waren essenziell für die **Akzeptanz** und den späteren Erfolg der Umbau-Maßnahmen. Als beide Anlagen bei den Lieferanten fertiggestellt und vor Ort abgenommen wurden, konnten die Arbeiten in den internen Produktionsräumen gestartet werden. Auch dabei wurde großen Wert darauf gelegt, dass sowohl die internen Ingenieure und technischen Koordinatoren als auch die Mitarbeiter aus Maintenance und der Produktionspraxis in die einzelnen Abschnitte des Umbaus eingebunden wurden. Somit konnte sicher gestellt werden, dass die **Kolleg*innen fachkundig** zu den unterschiedlichen **Anlagenbestandteilen** und zur dahinter befindlichen Infrastruktur sind.
Beim **SAT** (Site Acceptance Test), der **Inbetriebnahme** und schließlich der **Übergabe** an den Anlagenbetreiber waren die internen **Technik-Kollegen** ebenfalls **integriert**, um mögliche **Auffälligkeiten kennen** zu lernen und für etwaige Störungen vorbereitet zu sein. Dies waren zudem die letzten Schritte der baulichen Veränderungen und auch die letzten im Projekt, die von den externen Lieferanten unterstützt wurden. Nach Fertigstellung und Prüfung der Lieferantendokumentation konnten daraus interne Sicherheits- und Schulungsunterlagen abgeleitet werden. Das am Projekt beteiligte Anlagenpersonal war bei der Erstellung der Schulungsmaterialien beteiligt, um dieses möglichst verständlich und anwenderfreundlich zu gestalten. Doch vor allem die detaillierten **Vor-Ort-Schulungen** an den verbundenen Anlagen wie auch eine **Praxis-Betreuung** während der ersten Produktionsansätze führten dazu, dass die der neue Prozess mit den einzelnen Teilschritten positiv vom Personal aufgenommen wurde.

### 3.4 Überprüfung der Wirksamkeit

Um die Wirksamkeit und Containment-Perfomance der umgesetzten Arbeitsschutzmaßnahme gegenüber der bestehenden Anforderungen zu evaluieren, ist es erforderlich, mithilfe einer geeigneten Messmethode den Realprozess zu vermessen. Als standardisiertes Messverfahren zum quantitativen Nachweis von Gefahrstoff-Expositionen auf die Mitarbeitenden und die nähere Umgebung wurde das Vorgehen nach der SMEPAC-Guideline gewählt. Bei der Durchführung der Messungen gab es keine Auffälligkeiten und die Teilschritte wurden reibungslos durchgeführt. Bis zur Mitteilung und internen Auswertung der Ergebnisse war es erforderlich, das Personal mit adäquater PSA vor möglicher Exposition zu schützen. Dies ist das übliche Vorgehen, um durchgehend den Mitarbeiterschutz zu gewährleisten, bis die Wirksamkeit der technischen Maßnahmen vollständig bestätigt wird. Nach Eintreffen der Messwerte konnten diese von internen Experten ausgewertet und die neuen Anlagen für den Dauerbetrieb freigegeben werden. Die Werte lagen mit ausreichender Sicherheit unter dem angestrebten Grenzwert, wodurch der vermessene Prozess zur Herstellung von Presslingen erfolgreich hinsichtlich des Arbeitsschutzes optimiert wurde. Nach mehreren Produktions-ansätzen konnten schließlich genügend Daten gesammelt werden, um zusätzlich eine Steigerung der Produktionsgeschwindigkeit (Sticks pro Zeit) von über 50 % errechnen zu können. Somit wurde bei diesem Projekt nicht nur der Arbeitsschutz, die Arbeitshygiene und die Ergonomie optimiert, sondern zeitgleich auch die Produktivität enorm erhöht.

## 4. Schlussfolgerungen

Bei diesem Projekt war das Ziel, den Arbeitsschutz und die Arbeitsbedingungen bei der Stickherstellung zu optimieren. Durch frühzeitige und feste Projekt-Einbindung von fachkundigen Mitarbeitenden aus der betrieblichen Praxis konnten wichtige **Erfahrungen, gute Ideen wie auch kritische Fragen** mit in den neuen Prozess einfließen. So entstand ein Konzept, welches nicht nur die Anforderung des Arbeitsschutzes erfüllt, sondern auch die **essenzielle Akzeptanz** beim Anlagenpersonal und die Produktivität erhöhen konnte. Die Vorteile der frühen Beteiligung der Betriebs-Mitarbeitenden liegen auf der Hand:

- Zum einen kann der **Erfahrungsschatz** der Kolleg*innen **Wert geschätzt** und zielführend im Projekt angebracht werden. Vor allem für die Aspekte ‚Akzeptanz der neuen Systeme', ‚Ergonomie', ‚Reinigbarkeit' wie auch ‚De- und Montage von Anlagenkomponenten' war das Know-How der Praxis-Kolleg*innen maßgebend für den Erfolg. Die Erfahrung, die Ideen und die zum Teil kritischen Meinungen direkt aus der betrieblichen Praxis in ein technisches Projekt zu integrieren, stellte sich als ein erfolgreiches Vorgehen dar, welches sich auch für andere Maßnahmen und Projekte empfehlen lässt.

- Zum anderen kann dies bei den Angestellten die **innere Motivation** für ein aktives Einbringen ins Projekt und für weitere Ideen über das Projekt hinaus anregen. Das kann wiederum nachhaltig zu einer Steigerung des **Verantwortungsgefühls** und der Beteiligung der Mitarbeitenden am kontinuierlichen Verbesserungsprozess (KVP) beitragen.

Ich hoffe mit diesem Beispiel eines Arbeitsschutz-Projektes zeigen zu können, dass Themen wie Containment, Ergonomie oder generell Arbeitssicherheit nicht unbedingt im Konflikt mit Effizienz, Produktivität und Wirtschaftlichkeit stehen müssen. Unter Berücksichtigung der relevanten Bedingungen und Einbeziehung des entsprechenden Know-Hows ist es in einigen Fällen wahrscheinlich möglich, **Prozesse sicherer und zugleich effizienter** zu gestalten.

Abschließend zeigt Abbildung 7 die finale Produktionsanlage zur Herstellung von Presslingen.

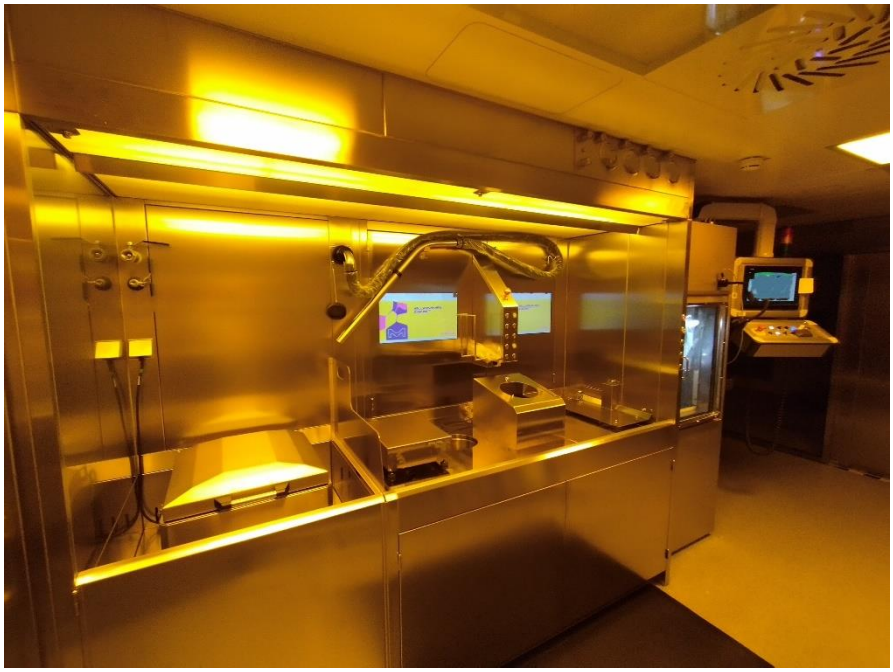


*Abbildung 7 - Finale Produktionsanlage – Presse mit AirBarrier*

**Literatur / Quellen:**


[1] o. V.; Bundesanstalt für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin (2017):
Verordnung zum Schutz vor Gefahrstoffen (Gefahrstoffverordnung – GefStoffV), 2017

[2] o. V.; Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung (DGUV) (o. J.): Gefahrstoffe
URL: https://www.dguv.de/de/praevention/themen-a-z/gefahrstoffe/index.jsp

[3] o. V.; Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung (DGUV) (Hrsg.) (2012):
Sicheres Arbeiten in der pharmazeutischen Industrie - BGI 5151, 2. Auflage, Berlin 2012

[4] o. V.; Institut für Arbeitsschutz der Dt. gesetzl. Unfallversicherung (IFA) (o. J.):
Arbeitsplatzgrenzwerte (AGW),
URL: https://www.dguv.de/ifa/fachinfos/arbeitsplatzgrenzwerte/index.jsp

[5] Stöffler, B. (2017): Sicheres Arbeiten mit Gefahrstoffen - schnell erklärt mit vielen Übungsaufgaben und Praxistipps, 2. Auflage, Landsberg am Lech 2017

[6] o. V.; Bundesministerium für Arbeit und Soziales (Hrsg.) (2023):
Technische Regeln für Gefahrstoffe – Ermitteln und Beurteilen der Gefährdung bei Tätigkeiten mir Gefahrstoffen: Inhalative Exposition – TRGS 402, 2023

# Effektive und sichere Hautreinigung von Gefahrstoffen

**Charlie Weise[a], Jonas Schubert[a,b,*]**

[a]*DermaPurge GmbH*

[b]*Department of Functional Colloidal Materials, Leibniz-Institute for Polymer Research Dresden e.V., Germany*

*Email: schubert-jonas@ipfdd.de, schubert@dermapurge.com

**Kurzfassung:**
Für viele Berufe in Deutschland ist die effektive und sichere Hautreinigung von Gefahrstoffen eine reale Herausforderung. Unsere über eine Million Feuerwehrleuten in Deutschland sind bei Löscheinsätzen krebserregenden Stoffen im Brandrauch ausgesetzt, der laut Studien auch trotz PSA Hautstellen erreichen kann. Die Arbeit an drehenden Werkzeugen untersagt das Tragen von Handschuhen, während bei Schleif- und Polierprozessen hautgefährdende Stoffe freigesetzt werden, bei denen kleinste Partikel auf die Haut gelangen können. Es besteht also im Bereich der Entfernung von PAK (Polyzyklische aromatische Kohlenwasserstoffe) und kleinster Partikel ein Bedarf diese effizient und sicher von der Haut zu entfernen. Es gibt zahlreiche weitere Beispiele über Kontaminationsverschleppung und Arbeitsunfälle in diesen Bereichen.
Bisher wird versucht, die Stoffe mit Seifen und seifenhaltigen Mitteln, wie z.B. Reinigungstüchern, von der Haut zu entfernen. Für PAK wurde gezeigt, dass nach einer Reinigung spezialisierten Reinigungstüchern 77% oder mehr und mit Seife und Wasser 53% der PAK auf der Haut zurückbleiben (vgl. Abbildung 4).
Die Verwendung bisher eingesetzter Hautreinigungsmittel nicht nur defizitär, sondern sie ist sogar kontraproduktiv, weil Seifen oder seifenhaltige Mittel, die auch in Dekontaminationstüchern enthalten sind, zu einem wash-in-Effekt führen. Die PAK können dann um bis zu 400% leichter durch die Haut eindringen.
Im Bereich von Mikro- und Nanopartikeln sieht das Problem ähnlich aus. Hier ist Seife ebenfalls nicht ausreichend. Dies führt insbesondere in Bereichen wo viel mit Pulvern gearbeitet wird zu Hautproblemen. So sind Nickel- und Kobalt haltige Partikel dafür bekannt Allergien auszulösen. In diesem Beitrag wird es hauptsächlich um die Gefahren der Exposition mit PAK gehen.

## 1. Einleitung

PAK, krebserregende Stoffe im Brandrauch, sind in der Feuerwehr ein ernstzunehmendes Gesundheitsrisiko. Die IARC hat die Feuerwehrfrauen und -männer als "bekannterweise krebserregend" eingestuft. Das ist die höchstmögliche Gefahreneinstufung. Diese Einstufung wurde maßgeblich aufgrund der Exposition gegenüber PAK vorgenommen [1]. Die Entstehung von PAK bei Bränden und deren verstärkte Aufnahme durch den Hautkontakt sind bekannt. PAK entstehen bei jedem Brand, aber vor allem bei unvollständiger Verbrennung und bei der Verbrennung von Kunststoffen [2].

Die FAST-Studie zeigt, dass Einsatzkleidung, insbesondere an Übergangsstellen, durchlässig ist (vgl. Abb. 1) [3]. Geeigneter Atemschutz kann die Inhalation verhindern, aber der Hautkontakt ist schwer zu vermeiden, besonders im Innenangriff bei Brandeinsätzen.
Die dermale Aufnahme von PAK erfolgt an den Übergangsstellen der Schutzausrüstung, die eine vollständige Kontamination der Haut nicht verhindert. Kontaminationsverschleppung durch den Hautkontakt mit kontaminierten Schläuchen oder Ausrüstung im Einsatzumfeld erhöht das Risiko. Studien zeigen, dass bis zu 75% der PAK über die Haut aufgenommen werden, was die Notwendigkeit einer effektiven Hautreinigung betont [4].
Die orale Aufnahme von PAK erfolgt oft als Folge einer Hautkontamination, wenn verunreinigte Hände die Gefahrstoffe auf Lebensmittel übertragen. Studien zeigen, dass die orale Aufnahme genauso hoch sein kann wie die inhalative Aufnahme [5]. Eine effiziente und sichere Dekontamination von PAK ist gemäß der Gefahrstoffverordnung §4 Abs.1 die „Verwendung geeigneter Arbeitsmittel und Materialien nach dem Stand der Technik“ arbeitsrechtlich vorgeschrieben [6].

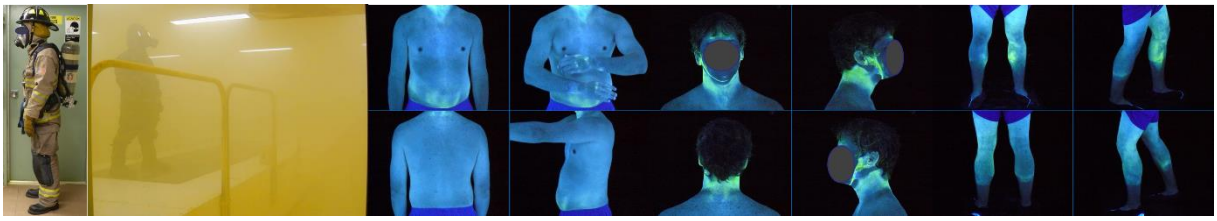


Abb. 1 Ergebnisse der FAST Studie. In der Studie wurde Modellrauch mit fluoreszierenden 2,5 µm großen Silikat ($SiO_2$) Partikeln erzeugt und die Einsatzkräfte diesem exponiert. Anschließend wurde die Fluoreszenz mittels UV-Licht sichtbar gemacht. Es zeigt sich, dass die Einsatzkleidung vor allem an den Übergangsstellen durchlässig ist. Dies ist im Bereich der Maske der Fall, am Übergang von Jacke und Handschuhe (Arm), von Jacke zu Hose (Bauch) und am Übergang von der Hose zu den Schuhen (Bein).

## 2. Stand der Technik der Hautreinigung

Seife und Reinigungstücher sind nicht effektiv bei der Dekontamination und PAK-Entfernung, darüber hinaus besitzen sie Inhaltsstoffe die den "wash-in-Effekt" verursachen. Dieses öffnen der Hautporen beim Waschen beeinträchtigt die natürliche Hautbarriere in einem Maße, dass sich die Aufnahme von PAK zusätzlich um bis zu 400% verstärken kann (vgl. Abb. 2) [7]. Die nachteiligen Effekte von Seife auf die Haut sind seit vielen Jahrzehnten bekannt und werden auch von der DGUV thematisiert. Das Waschen mit Seife schwächt die natürliche Barriere der Haut und entfernt wichtige Hautfette [8]. Zudem sind viele Konservierungsmittel wie “Sodium laureth sulfate“ [9], „Sodium dodecylsulfate“ [10], „Polysorbate“ [11], „Citric Acid“ [12], oder „Decyl (Poly)glucoside“ [13] als sogenannte Penetrationsverstärker bekannt, weshalb sie nicht in Hautreinigungsmitteln enthalten sein sollten, insbesondere wenn es um die Entfernung von chemischen Gefahrstoffen von der Haut geht [14].

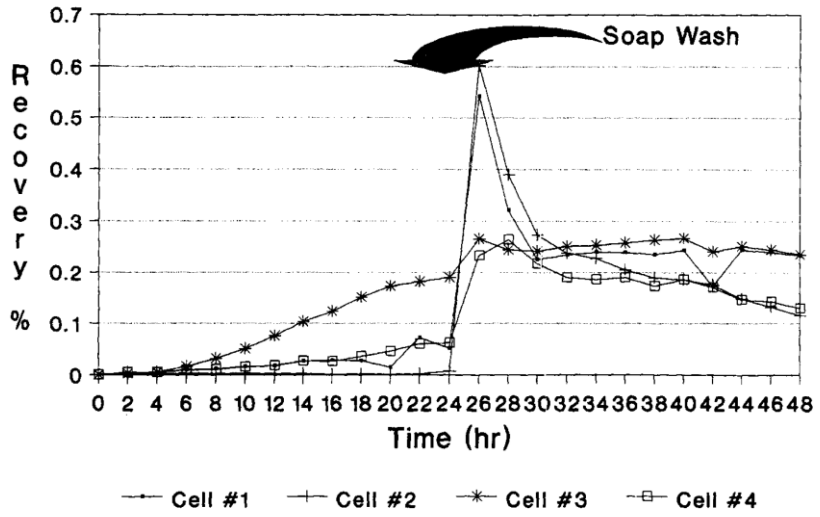



Fig. 4. In vitro analysis of $^{14}$C-B[*a*]P permeating 32-year-old ♀ human skin. The % recovery in the receiver solution is shown versus time for each of the four replicate Bronaugh cells. The onset of the 24-h skin wash with Radiac soap and water is shown.

Abb. 2 Wash-in-Effekt. Durch die Benutzung von Seife kann die Aufnahme von PAK durch die Haut um bis zu 400% gesteigert sein.

**5. Ergebnisse der Dekontaminationstests am Schweinehautmodell**

Ein weiterer entscheidender Aspekt ist die Reinigungseffizienz selbst, die mittels Versuche an einem Schweinehautmodell untersucht wurde. Dabei wurde eine definierte Menge polyzyklischer aromatischer Kohlenwasserstoffe (PAK), darunter Fluoren und Benz[a]pyren, nach einer konstanten Einwirkzeit auf die Haut aufgebracht. Anschließend erfolgte die Reinigung mit dem jeweiligen Reinigungsmittel und kaltem Wasser. Die Hautproben wurden auf einer Platte fixiert und mittels 2D-aufgelöster Fluoreszenzspektroskopie charakterisiert. Die Eigenfluoreszenz der Haut wurde durch Messung einer Referenzprobe subtrahiert.
Die Ergebnisse zeigten, dass bei Verwendung von Seife mindestens 40% der PAK auf der Haut verblieben. Es wurden sowohl Tücher, Seife als auch das am Institut entwickelte pak-ex getestet. Nach realen Brandeinsätzen, wie eine kürzlich erschienene kanadische Studie belegte: Mit Seife verblieben mehr als 50%, und mit Tüchern sogar mehr als 75% der PAK auf der Haut. Mit pak-ex wurde erreicht, dass das Gel mindestens 96% der PAK von der Haut entfernt.

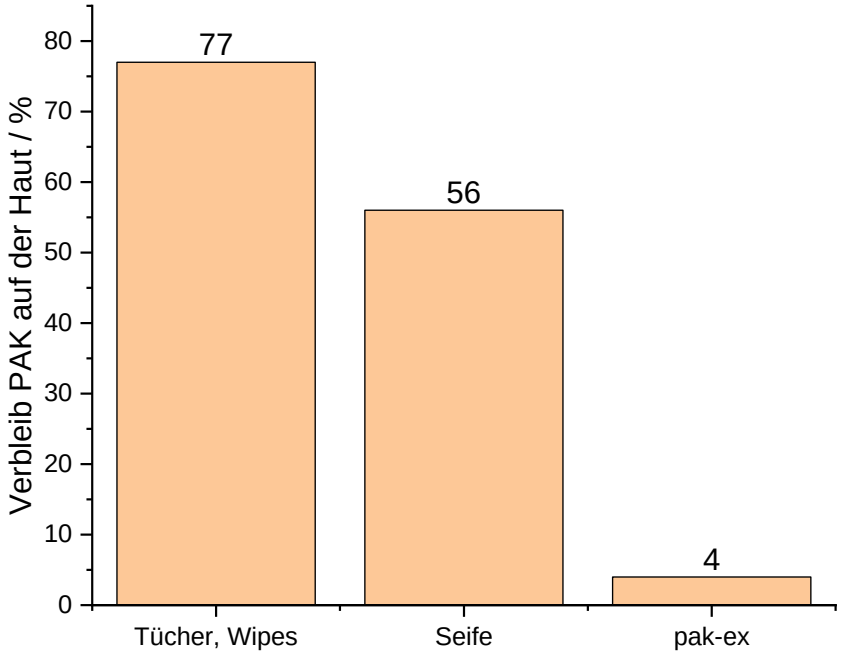



Abb. 3 PAK-Rückstände auf der Haut nach dem Waschen mit Tüchern und Seife und mit pak-ex.

Neben chemischen Gefahren können Einsatzkräfte noch mit anderen Gefahren, wie z.B. pathogene Keimen in Kontakt kommen. Um diesen Gefahren effektiv zu begegnen sind Produkte mit hohem Biozidanteil nötig. Diese Desinfektionsmittel sind zur Reinigung von PAK aufgrund ihrer starken penetrationsfördernden Wirkung gänzlich ungeeignet. Sollte es also zu einer kombinierten Kontamination auf chemischen und biologischen Gefahrstoffen kommen, so sollte zuerst von den chemischen Gefahren mit pak-ex dekontaminiert werden und danach die verbleiben Keime durch Desinfektion abgetötet werden.

**8. Schlussfolgerung**

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Exposition gegenüber PAK, insbesondere bei Feuerwehrmännern und -frauen, erhebliche gesundheitliche Risiken birgt. Herkömmliche Reinigungsmethoden wie Seife, Desinfektionsmittel und Reinigungstücher erweisen sich als ineffektiv und unzureichend für die effektive Dekontamination von PAK.

Abbildung 3: Anwendungsgebiete von pak-ex: Nicht nur nach dem Einsatz, sondern auch nach der Realbrandausbildung, in der Atemschutzgerätewerkstatt und am Ausgang der Fahrzeughalle kann pak-ex zur Hautreinigung verwendet werden.

Die Einführung von Pak-ex markiert einen bedeutenden Fortschritt, da dieses Produkt erstmalig die Möglichkeit bietet, bis zu 96% der PAK von der Haut zu entfernen. Mit seinem pH-neutralen und duftstofffreien Charakter stellt pak-ex nicht nur eine effiziente, sondern auch eine schonende Lösung dar. Darüber hinaus trägt die Verwendung von Pak-ex dazu bei, den Wash-In-Effekt zu vermeiden, und stellt somit einen entscheidenden Beitrag zur Sicherheit und Gesundheit der Feuerwehrleute dar. Es wird deutlich, dass innovative Ansätze wie pak-ex einen wichtigen Schutzmechanismus gegen die schädlichen Auswirkungen von PAK bieten und somit einen positiven Beitrag zur Arbeitsgesundheit in diesem anspruchsvollen Berufsfeld leisten.

**Literatur:**


[1] Demers, P., Carcinogenicity of occupational exposure as a firefighter, The Lancet Oncology, 2022, 23, 8, 985-986.

[2] Greim, H. Polycyclische Aromatische Kohlenwasserstoffe (PAH), BFR, (2002).

[3] Fluorescent Aerosol Screening Test (FAST) Test Report, RTI Project Number: 0212534.112, Jay Hill, RTI International

[4] VanRooij JG, Bodelier-Bade MM, Jongeneelen FJ, Estimation of individual dermal and respiratory uptake of polycyclic aromatic hydrocarbons in 12 coke oven workers. Occupational and Environmental Medicine 1993;50:623-632.

[5] Cherrie, John W., et al. "How important is inadvertent ingestion of hazardous substances at work?." The Annals of Occupational Hygiene 50.7 (2006): 693-704.

[6] GefStoffV, §4 Abs.1.

[7] Richard P. Moody*, Brita Nadeau, Ih Chu, In vivo and in vitro dermal absorption of benzo[a]pyrene in rat, guinea pig, human and tissue-cultured skin, Journal of Dermatological Science 9 (1995) 48-58.

[8] DGUV Information 205-035 „Hygiene und Kontaminationsvermeidung bei der Feuerwehr“, Möglichkeiten zur Expositionsvermeidung – Nach dem Einsatz, S. 33

[9] Som I, Bhatia K, Yasir M. Status of surfactants as penetration enhancers in transdermal drug delivery. J Pharm Bioallied Sci. 2012;4(1):2-9.

[10] Ebd.

[11] N Akhtar, et al., Penetration Enhancing Effect of Polysorbate 20 and 80 on the In Vitro Percutaneous Absorption of L Ascorbic Acid, Tropical Journal of Pharmaceutical Research, 2011; 10 (3): 281-288.

[12] Prasanthi D, Lakshmi PK. Effect of chemical enhancers in transdermal permeation of alfuzosin hydrochloride. ISRN Pharm. 2012;2012:965280.

[13] Abd E, Roberts M, S, Grice J, E: A Comparison of the Penetration and Permeation of Caffeine into and through Human Epidermis after Application in Various Vesicle Formulations. Skin Pharmacol Physiol 2016;29:24-30. doi: 10.1159/000441040

[14] Eine erweiterte Übersicht der in dieser Hinsicht problematischen Stoffe inklusive wissenschaftlicher Referenzen haben wir unter https://www.dermapurge.com/produkte/pak-ex/ zusammengestellt.

# Das Glas ist immer HALBVOLL – Gefahren bei der Lagerung und Handhabung von restentleerten, jedoch ungereinigten Gebinden

Dipl.-Ing. Daniel Vieth
INBUREX Consulting GmbH, Fachbereich Explosionsschutz, 59067 Hamm

Dipl.-Ing. (FH) Dirk Saschenbrecker
INBUREX Consulting GmbH, Fachbereich Brandschutz, 59067 Hamm

Dipl.-Chem. (FH) Joachim Wandt
INBUREX Consulting GmbH, Fachbereich Forschungs- und Prüflabor, 59067 Hamm

**Kurzfassung:**

Die Maßnahmen zum Brand- und Explosionsschutz für restentleerte, jedoch ungereinigte Gebinde, müssen entsprechend der TRGS 510 analog zu den Maßnahmen für vollständig gefüllte Behälter umgesetzt werden. Die Darstellung der unabdingbare Notwendigkeit dieser Anforderungen soll mit der durchgeführten Case-Study unterstrichen werden.
In der alltäglichen Praxis wird die Gefährdung, die von restentleerten Gebinde ausgeht, jedoch häufig unterschätzt, da vermeintlich „keine Flüssigkeit“ mehr in den Gebinden enthalten ist und somit von dem „leeren“ Gebinde keine Gefahr ausgeht.
Um diesem Irrglauben jedoch entgegenzutreten, wurden im Rahmen einer Case-Study, mehrere Unterfeuerungsszenarios für restentleerte Gebinde durchgeführt. Diese hatten das Ziel, die Gefahr, trotz der vergleichsweise geringen Restmengen in den Gebinden, für Leib und Leben der Mitarbeiter im Fall einer Unterfeuerung darzustellen und zu verdeutlichen.

## 1. Einleitung

In der Philosophie stellt man sich häufig die Frage, ob ein Glas entweder halb voll oder eher halb leer ist. In der alltäglichen Praxis verhält es sich jedoch speziell beim Gefahrstoffhandling von restentleerten, jedoch ungereinigten Gebinden häufig anders, da immer wieder deren tatsächliches Gefährdungspotential aufgrund der vermeintlich geringfügigen Restmengen in Frage gestellt wird.
Einwände wie, “Die Gebinde sind doch leer, was soll da schon passieren“, sind hierbei keine Seltenheit.
In diesem Zusammenhang sollte jedoch besser die Frage gestellt werden: „Ist augenscheinlich leer, wirklich leer?!“.
Im Rahmen der in diesem Beitrag dargestellten Case-Study, soll die Gefährdung bei der Lagerung und Handhabung von restentleerten Gebinden anhand von praktischen Unterfeuerungsszenarios im Realmaßstab dargestellt werden. Die hieraus abzuleitenden Erkenntnisse sollen zur Sensibilisierung von Betreibern und zur Grundlage einer Gefährdungsbeurteilung dienen.
Für die durchgerührten Unterfeuerungsszenarios werden die entzündbaren Flüssigkeiten Aceton und Isopropanol verwendet, deren Flammpunkt bereits unter Umgebungsbedingungen überschritten wird.
Aufgrund der Überschreitung des Flammpunktes bildet sich oberhalb der Flüssigkeitsoberfläche ein explosionsfähiger Dampf/Luft-Gemisch, welches bei Kontakt mit einer wirksamen Zündquelle gezündet werden kann. Eine Umsetzung der vorgeschriebenen

Maßnahmen bzgl. des Brand- und Explosionsschutzes ist dadurch unabdingbar, um den Anforderungen nach Betriebssicherheits- bzw. Gefahrstoffverordnung [1] zu genügen.

Bei den restentleerten Gebinden, die in diesem Zusammenhang in der Praxis häufig zur Anwendung kommen und durch Mitarbeiter entleert werden, handelt es sich allen Voran um Intermediate Bulk Container (IBCs) und um Abfall-Sammelbehälter für flüssige Abfälle (ASF). Diese werden meist nach der Restentleerung im Entsorgungsbereich zur Abholung durch einen Entsorger bereitgestellt. In der nachfolgenden Abbildung ist ein solcher Lagerbereich dargestellt, in welchem jedoch keine erkennbaren Maßnahmen zum Brand- und Explosionsschutz nach TRGS 510 [2] umgesetzt wurden.

Abb. 1 Entsorgungsbereich zur Abholung restentleerter Gebinde durch einen Entsorger

Für viele Betriebe stellt sich die Frage, ob der nicht unaufwändige Betrieb eines Lagers für restentleerte Gebinde inkl. der umzusetzenden Maßnahmen zum Brand- und Explosionsschutz nach TRGS 510 [2] oder doch der Betrieb einer sogenannten „Spülküche“ vorteilhafter sein wird.

WICHTIG: Eine Umetikettierung restentleerter Gebinde darf erst nach ihrer vollständigen Reinigung erfolgen. Restentleerte Gebinde müssen ihre Kennzeichnung, mit welcher entzündbaren Flüssigkeit sie ursprünglich befüllt gewesen sind, bis zu ihrer vollständigen Reinigung behalten.

## 2. TRGS 510 – Restentleerte Gebinde

Doch was versteht man unter restentleerten Gebinden? Entsprechend der TRGS 510 [2] gelten Gebinde als restentleert, wenn die im Behälter verbleibende Flüssigkeit oder deren Restanhaftungen weniger als 0,5% des Behälterfassungsvermögens betragen. Betrachtet man in diesem Kontext einen IBC als restentleertes Gebinde, so ist von einer Restmenge von 5 L entzündbarer Flüssigkeit auszugehen. In der nachfolgenden Abbildung ist zur besseren Vorstellung eine Visualisierung der unterschiedlichen Füllgrade eines IBC exemplarisch dargestellt.

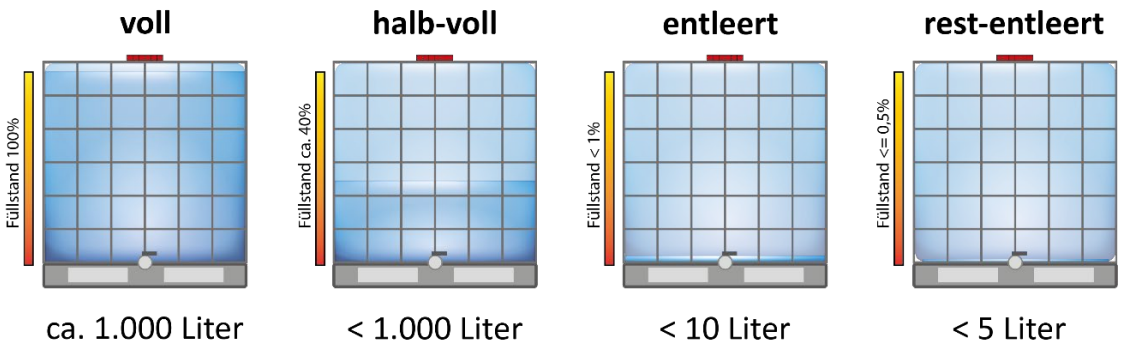


Abb. 2 Darstellung möglicher Füllgrade, die ein IBC während der Entleerung annehmen kann

**Gefährdungsbeurteilung und mögliche Gefahren im Gefahrstoffhandling**
Aus Sicht des Brand- und Explosionsschutzes ergeben sich die nachfolgend aufgeführten Gefährdungen. Nach §6 Abs. 4 der GefStoffV [1] sind die Betreiber einer Anlage mit explosionsgefährdeten Bereichen, die aufgrund des Handlings von entzündbaren Flüssigkeiten entstehen, verpflichtet eine Gefährdungsbeurteilung zu auftretenden Brand- und Explosionsrisiken durchzuführen.
Bei der Lagerung von gefüllten Intermediate Bulk Containern (IBCs) mit einem Inhalt von ca. 1.000 L entzündbarer Flüssigkeit ist das Gefahrenpotenzial unumstritten und für jeden Betreiber sofort ersichtlich. Die Gefährdung tritt zum Einen in Form der reinen Brandlast auf, und zum anderen durch eine Flüssigkeitsfreisetzung und der sich bildenden Flüssigkeitslache in Leckagefall. Die sich bildende Lache kann eine Flächenausdehnung von ca. 200 m² unter der Annahme einer Schichtdicke von 5 mm [3], wie sie z.B. auf Beton- oder Steinböden auftritt, betragen.
Aus diesem Grund werden von Betreibern die Maßnahmen zum Brand- und Explosionsschutz nach TRGS 510 [2] ohne zu zögern umgesetzt. Im Gegensatz dazu werden restentleerte Gebinde mit einer vermeintlich nicht mehr gefahrdrohenden Menge an entzündbaren Flüssigkeiten in der alltäglichen Praxis jedoch eher stiefmütterlich betrachtet. Das Gefährdungspotenzial, was von restentleerten Gebinden aus geht, wird üblicherweise unterschätzt und abgetan oder schlichtweg ignoriert. Nicht selten werden die Maßnahmen nach TRGS 510 als zu aufwändig, übertrieben und kostspielig abgetan. Diese Ignoranz oder Unwissenheit kann jedoch katastrophale Auswirkungen nach sich ziehen.

## 3. Gefahrenpotential der Restmenge
Auf den ersten Blick schein eine Menge von 5L entzündbarer Flüssigkeit nicht viel zu sein, aber im Brandfall sind die freiwerdenden Verbrennungsenergien erheblich und stellen ein deutliches Risiko für Leib und Leben der Mitarbeitern in der direkten Umgebung dar. Die freiwerdende Verbrennungswärme von 5L Ethanol beträgt beispielsweise rund 106 MJ.

**Alltagsbeispiel – Steakzubereitung**
Um die freiwerdende Wärmemenge zu veranschaulichen, lässt sich ein einfacher Alltagsvergleich bemühen. Die Zubereitungszeit eines durchschnittlichen Steaks auf einem handelsüblichen Gasgrill beträgt etwa 15 Minuten, ohne die Anheizzeit des Grills. Während dieser Zeit sind zwei Brenner mit jeweils 5 kW Leistung in Betrieb, was in Summe einer Leistung von 10 kW für eine Dauer von 900 Sekunden bedeutet. Dies entspricht einem Energiebedarf für die Steakzubereitung von 9.000 kJ.
Mit der freiwerdenden Verbrennungswärme der Restmenge von 5L wäre es demnach möglich ca. 12 Steaks zu grillen.

## 4. Physikalischer Hintergrund

Der Flammpunkt ist definiert als die niedrigste Temperatur, bei welcher der Dampfdruck $p_D$ oberhalb der Flüssigkeit ausreichend ist, um die untere Explosionsgrenze (UEG) zu erreichen [4]. Wie bereits oben beschrieben bildet sich somit oberhalb der Flüssigkeit ein explosionsfähiges Dampf/Luft-Gemisch. Diese unsichtbare Gefahr wird durch die Mitarbeiter oder Betreiber nicht gesehen und damit meist nicht wahrgenommen. Dadurch wird der Eindruck erweckt, dass von dem Gebinde vermeintlich keine Gefahr ausgeht. Der Eindruck täuscht jedoch immens.

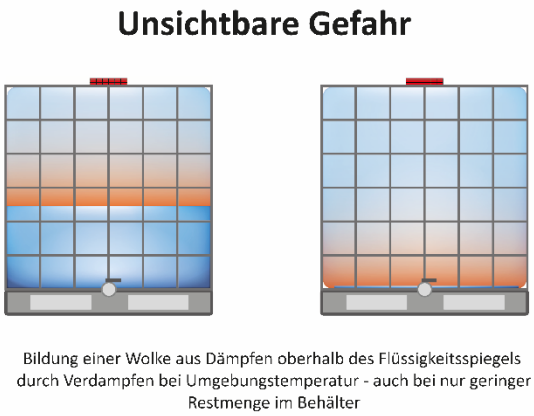



Abb. 3 Darstellung der unsichtbaren Gefahr durch die verdampfende Flüssigkeit innerhalb eines IBCs

Die Flammpunkte und die UEG für die betreffenden entzündbaren Flüssigkeiten sind der nachfolgenden Tabelle zu entnehmen.

Tab. 1 Flammpunkte und untere Explosionsgrenzen von Aceton und Isopropanol [6]

| Kenngröße | Aceton | Isopropanol |
|---|---|---|
| Flammpunkt [°C] | < -20 | 12 |
| untere Explosionsgrenze [Vol.-%] | 2,5 | 2 |

**Wie kann man den Dampfdruck berechnen?**

Die Dampfdrücke können in Abhängigkeit der Flüssigkeitstemperatur durch die Antoine-Gleichung berechnet und in Dampfdruckkurven dargestellt werden.
Da der sich einstellende Dampfdruck von der Temperatur abhängig ist, kommt es infolge eine Unterfeuerungsfalls zu einer erhöhten Verdampfung und der Einstellung höherer Dampfkonzentrationen innerhalb der Behälter.

## 5. Gefahrdrohende Mengen

Im Explosionsschutz sind 10L zusammenhängender explosionsfähiger Gemische in geschlossenen Räumen unabhängig von deren Größe als gefahrdrohend anzusehen, vgl. hierzu TRGS 721 [5]. Jedoch können auch geringere Mengen zusammenhängender explosionsfähiger Gemische in Räumen mit einem Volumen kleiner 100 m³ ein hohes Risiko für die Mitarbeiter und die Anlagen darstellen. Nach TRGS 721 [5] gilt als Daumenregel, dass bereits 1/10.000 des Raumvolumens, das gefüllt ist mit einem explosionsfähigen Gemisch, bereits als gefahrdrohend einzuschätzen ist.

Bezogen auf einen IBC mit einem Fassungsvermögen von 1.000L würde nach obiger Definition bereits eine verdampfte Menge entzündbarer Flüssigkeit von 0,1L nach TRGS 721 ausreichen, um als gefahrdrohend für dieses Gebinde eingestuft werden zu müssen.
Allein anhand dieser Betrachtungsweise ist unschwer zu erkennen, warum restentleerte Gebinde wie gefüllte Gebinde zu betrachten sind.
Als Faustformel lässt sich festhalten, dass das Verdampfen eines Schnapspinnchens gefüllt mit entzündbarer Flüssigkeit ausreichend ist, um ein 200L-Fasses vollständig mit einem explosionsfähigen Dampf/Luft-Gemisch zu füllen.

**6. Versuchsreihe: Gefahrenpotenzial restentleerter Gebinde**
Die eher stiefmütterliche und unterschätzte Gefährdung, die restentleerte Gebinde darstellen, war der Anlass zur Durchführung einer Versuchsreihe zu deren Gefahrenpotenzial im Fall einer Unterfeuerung.
Eine Unterfeuerung benachbarter Gebinde ist das typischerweise zu erwartende Szenario, dass in einem Gefahrstofflager für entzündbare Flüssigkeiten zu unterstellen ist. Die Versuche wurden auf dem hauseigenen Versuchsfeld der INBUREX Consulting GmbH, am Möhnesee, durchgeführt.

**Versuchsbeschreibung**
Die Versuchsreihe bestand insgesamt aus drei Unterfeuerungsszenarios, in denen zwei Kunststoff-IBCs und ein Metall-IBC unterfeuert wurden.
Hierzu wurden die drei IBCs für jeden Versuch einzeln auf einer Auffangwanne platziert. Anschließend wurden diese IBCs mit jeweils 5L Aceton und 5L Isopropanol befüllt.
Zur Durchführung der Unterfeuerung wurde die Auffangwanne mit einer unbestimmten Menge an Isopropanol als Brennstoff befüllt. Die Zündung des Isopropanols erfolgte über einen elektrischen Zünder aus sicherer Entfernung. Der Versuchsaufbau ist in der nachfolgenden Abbildung dargestellt.
Die durchgeführten Versuche mit den dazugehörigen Versuchsbedingungen sind in der nachfolgenden Tabelle zusammengefasst.

Abb. 4: Versuchsaufbau für die Unterfeuerungsszenarios mit einem Kunststoff-IBC platziert auf einer Auffangwanne, welche mit Isopropanol gefüllt ist

Tab. 2 Durchgeführte Versuchsreihe zur Unterfeuerung von restentleerten IBCs und die dazugehörigen Versuchsbedingungen

| Nummer | Versuchsbezeichnung | Versuchsbedingungen |
|---|---|---|
| 1 | Kunststoff-IBC | Leckage am Auslassstutzen, 5L Aceton<br>$T_U = 20°C$ |
| 2 | Kunststoff-IBC | Vollständig geschlossener Behälter ,5L Isopropanol<br>$T_U = 20°C$ |
| 3 | Metall-IBC | vollständig geschlossener Behälter, 1L Aceton<br>$T_U=23°C$ |

**Versuchsdurchführung und Versuchsergebnisse – Versuchsnr. 1**
Der erste Versuch wies die Besonderheit auf, dass der verwendete Kunststoff-IBC am Auslassventil undicht war. Nach bereits acht Sekunden nach der Zündung des Isopropanols in der Auffangwanne, kam es zu einem Aufblähen des Behälter einhergehend mit einer Zerstörung des umgebenden Metallgitters und der Holzpalette. Beim Abblasvorgang wurden Teile des Frontventils weggeschleudert und es kam zu einem Abheben des IBCs um ein paar Zentimeter. Der erste Moment des Abblasevorgangs, bei dem es zu einem Abheben des IBCs und der Flammenstrahlbildung kam, sind auf dem nachfolgenden Foto deutlich zu erkennen.

Abb. 5: Versuchsnr. 1 Abblasvorgang über des Fronventil eines Kunststoff-IBC mit 5 L Restmenge an Aceton. Erkennbar ist das Aufblähen das IBC und der am Fronventil austretende Flammenstrahl

Der Flammenstrahl aus dem IBC wies eine Länge von ungefähr acht bis zehn Metern auf. Nach dem Abblasen kam es zu einer Flammenerscheinung im Inneren des Behälters, was auf eine Rückzündung in das Innere schließen lässt. In der Folge haben die Kunststoffblase des Behälters sowie die Palette zum Brand beigetragen. Die noch nicht verdampfte Flüssigkeit trat aus dem IBC aus und bildete eine Lache, die sofort gezündet wurde.

**Versuchsnr. 2 Dichtes Auslassventil am Kunststoff-IBC**
Im Zweiten Versuch wies der IBC keine Undichtigkeit am Frontventil auf. Daher kam es in diesem Fall nicht unmittelbar zu einer Zündung nach Beginn der Unterfeuerung. Erst nach einer Vorbrandzeit von zwei bis drei Minuten kam es zu einem seitlichen Abblasen über die Außenwand des IBC, nachdem diese aufgrund der Unterfeuerung versagt hat.

Die Versuchsergebnisse aus dem vorhergehenden Unterfeuerungsszenario konnte vollständig reproduziert werden mit dem einzigen Unterschied, dass der IBC an jeder Stelle hätte versagen können und somit eine Gefährdung im kompletten Umfeld des IBC vorliegt. Der austretende Flammenstahl wies erneut ungefähr eine Länge von etwa acht bis zehn Metern auf.

In der nachfolgenden Abbildung ist das Aufreißen des IBCs erkennbar und der Austritt der Restflüssigkeit aus dem Behälter. Aufgrund der Temperatur- und Druckerhöhung innerhalb des IBCs kam es bei der Freisetzung zu einer Nachverdampfung der entzündbaren Flüssigkeit und einer Zündung des Dampf/Luft-Gemisches.

Abb. 6: Versagen der Behälterwandung durch die Unterfeuerung und Freisetzen der Restflüssigkeit, Zündung des Nachverdampften Dampf/Lut-Gemisches

**Versuchsnr. 3 Reproduktion der Versuchsnr. 2 mit einem Metall IBC**
Auch der dritte Versuch hat die beschriebenen Effekte reproduziert gezeigt, auch wenn der Abbrand der Dämpfe im Inneren durch die undurchsichtige Metallhaut des IBCs nicht nach außen sichtbar war und somit eine Rückzündung nicht visuelle beobachtet werden konnte. Der frei aufgestellte IBC hat durch den Rückstoß des Flammenstrahls seine Position auf der Auffangwanne um ca. 0,5 m entgegen der Entlastung verändert.

Die Videos zu den drei durchgeführten Versuchen auf dem Versuchsfeld der INBUREX Consulting GmbH sind auf der Videoplattform Youtube verfügbar und den QR-Codes in der nachfolgenden Abbildung hinterlegt.

Unterfeuerung eines IBC mit **5l Aceton**

Video-Link

Unterfeuerung eines IBC mit **5l Iso-Propanol**

Video-Link

Unterfeuerung eines IBC mit **1l Aceton**

Video-Link

Abb. 7 QR-Codes mit den hinterlegten Links zur Videoplattform Youtube für die durchgeführten IBC-Versuche

**Fazit**

Aufgrund des unberechenbaren und schlagartigen Flammenstrahls ist es für die Mitarbeiter, die sich im Umfeld eines unterfeuerten IBCs aufhalten, unmöglich sich in Sicherheit zu bringen. Bei Kontakt mit den beobachteten Flammenstrahlen ist mit schwersten bis hin zu tödlichen Verbrennungen zu rechnen. Die Richtung eines möglichen Flammenstrahls ist dabei nicht vorhersehbar. Die Wucht kann ausreichend sein, die Behälter über die Fläche zu bewegen oder bei gestapelten Behältern zu einem Absturz und damit zu weitergehenden Gefährdungen führen. Bei einem Absturz kann es wiederum zu einer Flüssigkeitsfreisetzung kommen, welche die Auswirkungen noch weiter verstärkt.

Die in dem Versuch vorgenommene isolierte Betrachtung eines einzelnen restentleerten IBCs findet in der Praxis der Gefahrstofflagerung nicht statt. Meistens werden die restentleerten IBCs gruppiert gelagert, vgl. Abbildung 1. Welche Ausmaße eine Ausbreitung in solch einem Lager annehmen kann, ist anhand des Schadensereignisses bei einem Unternehmen im südöstlichen Ruhrgebiet für die Herstellung und deren Rekonditionierung von IBCs im Oktober 2021 erkennbar.

Beim Gefahrstoffhandling ist somit das Glas IMMER als mindestens halbvoll zu betrachten, sodass damit auch die in der Literatur und zu Anfang gestellte Frage Beantwortung findet. Abschließend lässt sich festhalten, dass die in der TRGS 510 angesetzte Festlegung, dass restentleerte Gebinde wie volle Gebinde zu betrachten sind, ihre uneingeschränkte Berechtigung hat.

**Literatur:**

[1] Bundesanstalt für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin (BAuA); Verordnung zum Schutz von Gefahrstoffen (Gefahrstoffverordnung – GefStoffV), 2021

[2] Ausschuss für Gefahrstoffe; TRGS 510 Lagerung von Gefahrstoffen in ortsbeweglichen Behältern (2020)

[3] ProcessNet-Fachgemeinschaft „Anlagen und Prozesssicherheit“; Statuspapier Auswirkungsbetrachtungen bei störungsbedingten Stoff- und Energiefreisetzungen in der Prozessindustrie, 3rd ed. (2017)

[4] Steen H.; Handbuch des Explosionsschutzes, Wiley-VCH, Weinheim, 2009
[5] Ausschuss für Gefahrstoffe; TRGS 721 Gefährliche explosionsfähige Gemische – Beurteilung der Explosionsgefährdung (2020)
[6] [Lit1] Institut für Arbeitsschutz der Deutschen Gesetzlichen Unfallversicherung. GESTIS Stoffdatenbank „Gefahrstoffinformationssystem der Deutschen Gesetzlichen Unfallversicherung“. Zugriff am 19.02.2024 . Verfügbar unter http://www.dguv.de/ifa/gestis/gestis-stoffdatenbank/index.jsp

# Kontinuierliche Trennung von Öl-Wasser-gemischen mittels adaptierter Pitot-Pumpe

Jessica Köpplin[a], Katharina Zähringer[a], Dominique Thévenin[a]
[a]Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Inst. für Strömungstechnik und Thermodynamik, Lehrstuhl für Strömungsmechanik und Strömungstechnik, 39106 Magdeburg

**Kurzfassung:**
Die adaptierte Pitot-Pumpe ist eine innovative Lösung für die gleichzeitige Trennung und Förderung von flüssigen Mehrphasensystemen. Die klassische Pitot-Pumpe wird im Allgemeinen eingesetzt, um bei niedrigen spezifischen Drehzahlen eine effiziente Druckerhöhung zu erzielen. Das neuartige modifizierte Pitot-Rohr ermöglicht den Einsatz dieser Pumpe in Katastrophenfällen zur Trennung von Öl-Wasser-Gemischen. Die Dringlichkeit einer effizienten Reinigung ölverschmutzter Gewässer wurde in zahlreichen natur- und menschengemachten Katastrophen deutlich, einschließlich starkregeninduzierter Überschwemmungen in Deutschland und weltweit. Strenge Umweltauflagen setzen niedrige Grenzwerte für öl- und fetthaltige Abwässer fest, wie beispielsweise der Einleitungsgrenzwert für Bilgewasser der Internationalen Seeschifffahrts-Organisation (IMO) von 15 ppm Öl in Wasser und der Grenzwert von 30 ppm Öl in Wasser für Prozesswasser in der Nordsee [1]. Damit ergibt sich eine klare Herausforderung für Trennanlagen. Bestehende Systeme sind oft zu groß für den praktischen Einsatz oder erfordern hohe Drehzahlen im fünfstelligen Bereich für eine effiziente Trennung. Durch intensive Forschung an der Pitot-Pumpe, von den Grundlagen der Öl-Wasser-Trennung bis zur Simulation, Validierung und Optimierung, wurde die Leistung der Trennpumpe erheblich verbessert. Mittels experimenteller und numerischer Methodik konnte die Trennpumpe so optimiert werden, dass die erzielte Reinheit ausreicht, um das Wasser auch bei den strengsten Richtlinien wieder direkt in das Gewässer leiten zu dürfen. Erste Strichproben-Untersuchungen zeigten, dass im gereinigten Wasser weniger als 10 ppm Öl in Wasser vorhanden sind. Weitere Laboruntersuchungen bestätigten ähnlich hohe Reinheiten bei der Auftrennung von verschiedenen Gemischen mit Sonnenblumenöl, Olivenöl, Rapsöl, Diesel, Benzin, Motorenöl und Heizöl. Die Trennergebnisse können je nach den Parametereinstellungen an der Pumpe variieren, jedoch konnten sie mittlerweile unter definierten Einlassbedingungen konstant unter 100 ppm Öl-in-Wasser gehalten werden, meistens sogar unter 10 ppm. Um die konstante Reinheit des Wassers auf 10 ppm Öl-in-Wasser oder darunter dauerhaft zu gewährleisten, wird momentan eine automatisierte Lösung für den Betrieb der Pitot-Pumpe entwickelt. Dazu soll ein Sensor erstellt werden, der den Durchmesser des Ölkerns im Inneren der Pumpe kontinuierlich überwacht. Dieser Sensor wird dazu beitragen, die Betriebsparameter der Pumpe automatisch zu steuern. Diese automatisierte Kontrolle und Anpassung der Parameter gewährleistet eine zuverlässige und präzise Trennung von Öl-Wasser-Gemischen und erfüllt die strengen Umweltauflagen für die Einleitung des gereinigten Wassers in Gewässer.

## 1. Einleitung

Ölverschmutzungen können viele Ursachen haben (z.B. Verkehrsunfälle, Leckagen aus Pipelines, Bohrplattform-Unfälle, Überläufe aus Tanks, Abfallentsorgungsmängel). Auch tägliche Ursachen wie öliges Prozesswasser oder Bilgewasser auf Schiffen können Umwelt und Lebewesen schädigen. Pflanzliche und mineralische Öle haben unterschiedliche chemische Zusammensetzungen, können aber alle schwerwiegende Umweltschäden verursachen (für Landschaft, Boden, Gewässer, Wildtier- und Pflanzenlebensräume). Die Auswirkungen von Ölverschmutzungen können langanhaltend und nicht sofort sichtbar sein. Deshalb ist es sehr wichtig, Ölsäuberungsmaßnahmen zu ergreifen, um Gewässerökosysteme zu schützen und eine Grundwasserkontamination zu vermeiden.

Abhilfe soll hier ein System schaffen, welches die Trennung als auch die Förderung gleichzeitig bewerkstelligen kann. Die bewährte Pitot-Pumpe, normalerweise zur Druckerhöhung von Flüssigkeiten bei niedrigen spezifischen Drehzahlen verwendet (Abbildung 1) wurde in unserer Gruppe in den vergangenen Jahren so umgebaut, dass sie nicht nur Drucksteigerungen bei flüssigen Medien erzeugen, sondern auch Fluide unterschiedlicher Dichte trennen und über separate Kammern am Pitot-Rohr abführen kann (Abbildung 2). Das Wasser (höhere Dichte) wird am Hochdruckauslass (HDA) gefördert und das Öl (niedrigere Dichte) aus dem Niederdruckauslass (NDA).

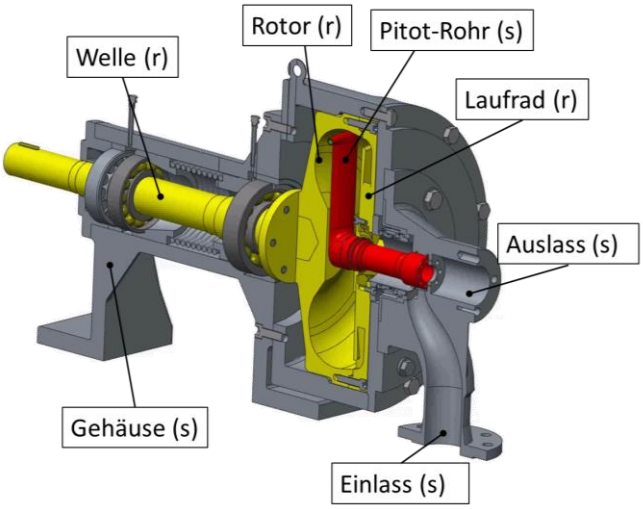



Abbildung 1: Klassische Pitot-Pumpe zur Druckerhöhung von Flüssigkeiten

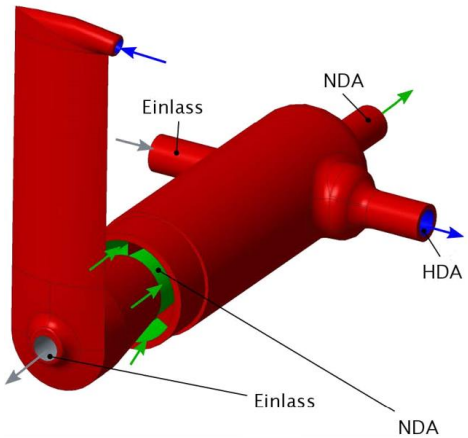



Abbildung 2: Adaptiertes Pitot-Rohr zur Abführung zweier Flüssigkeiten [2]

Diese gleichzeitige Trennung und Förderung von Fluiden bringt große Vorteile gegenüber herkömmlichen Methoden. Dabei wurden Öl in Wasser (ÖiW)-Konzentrationen von weniger als 100 ppm am HDA unter Verwendung eines Eingangsgemisches mit bis zu 40% Öl erzielt. Unter bestimmten Prozessbedingungen konnten sogar Konzentrationen von weniger als 10 ppm Öl im gereinigten Wasser nachgewiesen werden. Mit diesen Ergebnissen kann die Einhaltung geltender Umweltschutzrichtlinien, wie beispielsweise für Bilgewasser an Häfen (maximal 15 ppm) oder für Prozesswasser (maximal 5 ppm) [1,3] direkt gewährleistet werden.

## 2. Betriebsparameter der adaptierten Pitot-Pumpe

Jeder Betriebspunkt der Pumpe setzt sich aus vier Betriebsparametern zusammen [4] .

- Drehzahl $n$ [upm]
- Massenstrom am Einlass $\dot{m}_{Ein}$ [kg/h]
- Ölanteil am Einlass $ÖA$ [-]
- Flow-Split $FS$ [-]

Die Drehzahl n und der Massenstrom $\dot{m}_{Ein}$ sind Standardgrößen für Turbomaschinen. Der Ölanteil am Einlass $ÖA$ beschreibt das Verhältnis des Einlassmassenstroms des Öls zum Gesamtmassenstrom am Einlass. Der Flow-Split $FS$ ist das Verhältnis der Massenströme an den Ausgängen HDA und NDA zum Massenstrom am Eingang. Er wird wie folgt definiert:

$$FS = \frac{\dot{m}_{NDA}}{\dot{m}_{Ein}} = 1 - \frac{\dot{m}_{HDA}}{\dot{m}_{Ein}} \qquad (1)$$

Ein *FS*-Wert von 1 heißt dementsprechend, dass der gesamte eingehende Massenstrom am NDA ausgeht und ein *FS*-Wert von 0, dass der gesamte eingehende Massenstrom am HDA austritt. Das Verhältnis wird mit Ventilen geregelt. Unter Variation aller Betriebsparameter sollen die beiden Zielwerte Trennungsgrad $\eta_T$ und die Förderhöhe $H_{HDA}$ maximiert werden.
Der Trennungsgrad $\eta_T$ stellt das Verhältnis zwischen dem Ölanteil am Einlass *ÖA* und dem Ölanteil am Auslass $\alpha_{HDA}$ dar.

$$\eta_T = 1 - \frac{\alpha_{HDA}}{\text{Ö}A} \qquad (2)$$

Ist $\eta_T$ = 0, ist der Ölanteil am HDA gleich dem ursprünglichen Ölgehalt am Einlass und keine Trennung hat stattgefunden. Ist $\eta_T$ = 1, so befindet sich im HDA nur reines Wasser.
Der zweite Parameter ist eine Standardgröße für Turbomaschinen, die Förderhöhe $H_{HDA}$.

$$H_{HDA} = \frac{\Delta p}{\rho_{HDA} * g} \qquad (3)$$

**3. Prototyp im Labor-Maßstab**

Für die Analyse der Parameter und ihren Einfluss auf Trennungsgrad und Druckerhöhung im System wurde eine adaptierte Pitot-Pumpe zur kontinuierlichen Trennung von Öl-Wasser-Gemischen im Labormaßstab entwickelt und gebaut. Die zentrale Komponente ist der Rotor mit einem Durchmesser von 19 cm und dem neuen Pitot-Rohr. Die neue Kammer-Struktur für die Ein- und Auslässe in diesem Pitot-Rohr konnte dank 3D-Druck unkompliziert gefertigt werden und ermöglicht nun das separate Abführen von Öl und Wasser. In Abbildung 3 ist die Pumpe während eines Trennprozesses zu sehen. Das Wasser und das Öl für die Experimente werden in separaten Tanks gelagert. Für den Großteil der Messungen wird nicht-toxisches Sonnenblumenöl mit einer Dichte von ≈ 0,92 kg/l genutzt. Ein Rohrsystem verbindet die Tanks mit dem Rest der Anlage. Die Abbildung 4 zeigt den schematischen Versuchsaufbau. Mithilfe von Feineinstellventilen können die entsprechenden Massenströme eingestellt werden, um den Ölanteil und die Massenströme im Betrieb zu variieren. Die Massenströme sowie die Temperaturen und Dichten von Öl und Wasser werden an den Coriolis-Durchflussmessern (CF) gemessen, angezeigt und in der angeschlossenen *Diadem*-Software dargestellt und gespeichert. Gleiches gilt für die Drücke, die mit den Drucksensoren von *Endress+Hauser* gemessen werden. Je nach Setup fließen die beiden Flüssigkeiten mit oder ohne zusätzliche Booster-Pumpe in das Innere des Rotors.

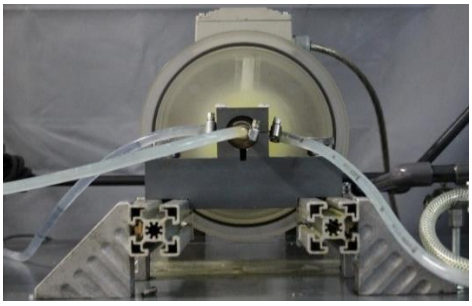


Abbildung 3: Labor-Pitot-Pumpe während des Trennprozesses

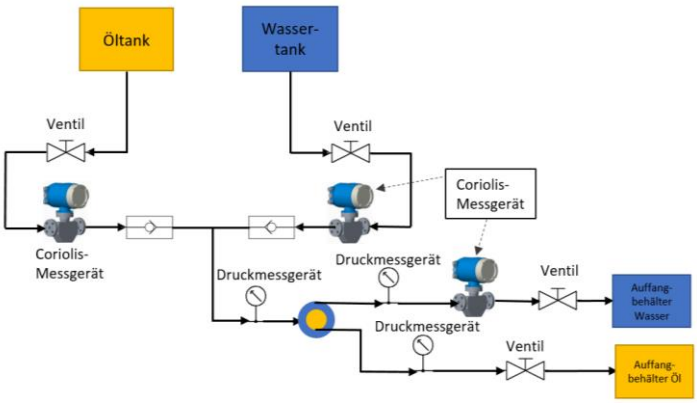



Abbildung 4: Skizzierter Gesamtaufbau des Systems

Im Inneren der Zentrifuge wird das Gemisch getrennt. Durch die innovative Kammerstruktur des Pitot-Rohrs strömen die getrennten Flüssigkeiten aus zwei separaten Auslässen (HDA und NDA). Die Zentrifugalkräfte drücken das Wasser an den äußeren Rand der Zentrifuge, wo es

am Kopf des Pitot-Rohrs abgenommen und aus der Zentrifuge gepumpt wird. Am HDA ist ein Drucksensor installiert, wodurch die Druckdifferenz und der erreichte Druckaufbau bestimmt werden können. Massenstrom, Dichte und Temperatur werden über einen CF gemessen. Aus der Massenbilanz der Dichte des Öls und des Wassers am Einlass und am Hochdruckaustritt kann die Restölkonzentration am HDA bestimmt werden. Unter Variation der unter 2. aufgeführten Parameter ist es momentan möglich Förderhöhen von bis zu 12 Metern in der Anlage zu erreichen. Diese kann mit konstruktiven Anpassungen noch weiter optimiert werden. Deutlicher hervorzuheben sind aber vor allem die Ergebnisse der Trenngüte. In definierten Parameter-Bereichen (n=450…600 upm; $\ddot{O}A \leq 0{,}45$; $\dot{m}_{Ein}$ = 200...350 kg/h; $FS$ = 0,7…0,9) und unter Verwendung der aktuellen Messtechnik sind Trenngüten von > 99% (Grenze der Messgenauigkeit der CF) erreichbar. Als wichtigster Parameter für die Trennung hat sich in den Versuchen der Flow-Split, der einen erheblichen positiven Einfluss auf die Trenngüte hat, erwiesen. Aber auch der Ölanteil am Einlass ist weitestgehend unter 0,45 zu halten. Dies wird durch einen einfachen kapazitiven Sensor sichergestellt, der entlang des Pitot-Rohrs verläuft. Während des Trennprozesses bildet sich im Rotor mittig ein Ölkern (gelblich in Abbildung 3). Der Durchmesser des Ölkerns kann mit dem kapazitiven Sensor vermessen und der resultierende Ölanteil berechnet werden. Bei einer Schwankung des Ölanteils am Einlass, wie es in der realen Anwendung oft der Fall ist, kommuniziert der Sensor mit den automatisierten Stellventilen am HDA und NDA, die damit den *FS* steuern. Steigt der Ölanteil am Einlass, wird der *FS* nach oben korrigiert, um die Trenngüte konstant zu halten.
Aufgrund der erreichten extrem hohen Reinheit des Wassers in der Anlage reicht die Gütekontrolle über die Bilanzierung der Dichten nicht aus, um den Restölanteil im Wasser genau zu bestimmen. Stichprobenartige Laborproben haben gezeigt, dass die Wasserproben unter optimalen Bedingungen einen Restölanteil von unter 10 ppm aufweisen. Dies konnte sowohl für das Sonnenblumenöl, als auch für eine große Auswahl von Ölen und Kraftstoffen nachgewiesen werden. Es konnte mithilfe der Pitot-Pumpe erfolgreich Diesel, Benzin, Heizöl, Motorenöl, verunreinigtes Maschinenöl und diverse Pflanzenöle aus Wasser getrennt werden. Für die weitere Optimierung der Pumpe und um den Trennprozess mit dem kapazitiven Sensor zu kontrollieren, ist es jetzt unerlässlich, eine geeignete Analysemethode zu entwickeln, die auch in diesem niedrigen Konzentrationsbereich (< 15 ppm) verlässliche Ergebnisse liefert. Mit dieser neuen Analysemethode soll zukünftig der kapazitive Sensor kalibriert werden.

## 4. Fluoreszenzbasierte Nachweismethode von Kleinstmengen Öl in Wasser

Das charakteristische Merkmal der neuen Analysemethode liegt darin, dass eine optische fluoreszenz-basierte Messung durchgeführt wird, während das Öl-Wasser-Gemisch homogenisiert als Emulsion vorliegt. Das soll, gerade in Bezug auf nicht-mischbare flüssige Mehrphasensysteme, Unregelmäßigkeiten und Messungenauigkeiten verringern. Vor der eigentlichen Konzentrationsbestimmung wurden Vorversuche durchgeführt, die die Herstellung dieser Emulsion standardisierten. Für die Beurteilung der Emulsionsstabilität während der Messung wird der Einfluss der Rührparameter untersucht. Für alle Messungen dieser Versuchsreihe wurden 200 ml destilliertes Wasser mit 1 ml Sonnenblumenöl versetzt. Das entspricht einem Ölanteil von 0,5 % im Gemisch. Um das Öl in den nachfolgenden Bildaufnahmen sichtbar zu machen, wird der Farbstoff Nile-Red verwendet. Dieser Farbstoff, der selbst zunächst als Pulver vorliegt, wird zuerst im Sonnenblumenöl gelöst, da er selektiv an das Öl bindet, und danach wird das gefärbte Öl in das abgemessene Wasser dosiert. Nach dem Mischen der beiden Phasen wird die Flüssigkeit mit Hilfe eines Dispergiergeräts PT 3100 gerührt, wobei die Drehzahl bei den einzelnen Versuchen variiert wird. Für die Tests beträgt die Rührzeit immer 30 Sekunden und es werden vier Proben bei 6000, 8000, 10000 und 12000 U/min gerührt. Abbildung 5 zeigt das Ergebnis der verschiedenen Rührerdrehzahlen auf das Gemisch. Mit steigender Rührerdrehzahl ist hier eine Steigerung der Emulsionsstabilität erkennbar. Das rot gefärbte Öl setzt sich mit einer niedrigeren Drehzahl nach einer Zeit von

300 s schneller wieder ab, was durch die Verfärbung am oberen Rand der Küvette erkennbar ist. Das von Natur aus nicht fluoreszierende Sonnenblumenöl kann durch den selektiv nur an die ölige Phase bindenden Farbstoff Nile-Red auch für eine quantitative Bestimmung der Fluoreszenzintensität genutzt werden. Somit können die Rührparameter weiter bestimmt werden und im Weiteren auch die Konzentrationsabhängigkeit zur Fluoreszenzintensität untersucht werden.

Abbildung 5: Bildaufnahme nach 300 s von gefärbten Öl-in-Wasser Proben mit aufsteigender Rührdrehzahl (v.l.n.r) 6000, 8000, 10000, 12000 u/min.

Der dafür erstellte Versuchsaufbau ist in Abbildung 6 dargestellt. Für die Bildaufnahmen wird eine Kamera der Firma FLIR verwendet, die mit einem 555 nm Hochpassfilter für die Anwendung optimiert ist. Die Kamera verfügt über eine Auflösung von 5 Megapixeln und eine Bit-Tiefe von 16 Bits. Sie ist einerseits mit einem Computer verbunden, auf dem die Software *SpinView* installiert ist, die die Steuerung der Kamera und die Aufnahmen ermöglicht. Andererseits ist die Kamera mit einer Triggerbox und einem Funktionsgenerator verbunden, über die die Aufnahmefrequenz von 10 Hz eingestellt werden kann. Die Triggerbox ist wiederum mit blauen LEDs verbunden, die als Lichtquelle für die Versuche dienen. Diese LEDs haben eine Wellenlänge von ca. 380-400 nm und sind in Form von zwei LED-Leisten links und rechts der Probenküvette angeordnet. Die Kamera ist frontal auf die seitlich beleuchtete Küvette, in der die Proben enthalten sind, gerichtet. Um die Einflüsse des umgebenden Lichts auf die Messungen zu minimieren, sind die Küvette und die LEDs in eine schwarzen Box eingebaut. Die erforderlichen Kameraeinstellungen, wie zum Beispiel die Belichtungszeit, werden in der Software getätigt.

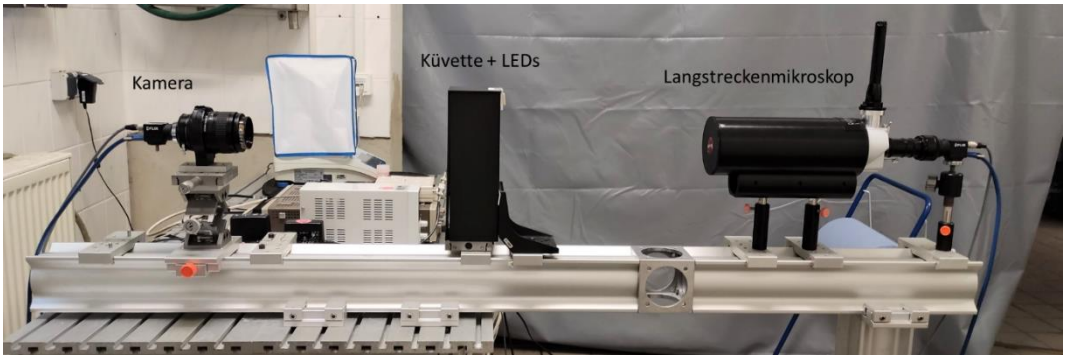



Abbildung 6: Gekoppelte Fluoreszenz-Mikroskop-Messungen am Institut

Für die Bestimmung der Tröpfchen-Eigenschaften werden simultan mikroskopische Aufnahmen mit einem Langstreckenmikroskop (QM1/ *QUESTAR*) von der anderen Seite der Küvette durchgeführt. Am Mikroskop ist eine zweite FLIR-Kamera angebracht. Beide Kameras sind gekoppelt und die Fluoreszenz- und Mikroskopaufnahmen werden gleichzeitig in der Software *SpinView* aufgezeichnet. Abbildung 7 skizziert die gleichzeitige Aufnahme von

Fluoreszenzintensitäten einer Probe und die mikroskopische Untersuchung der Tröpfchen-Eigenschaften und veranschaulicht die zwei verwendeten Messprinzipien.

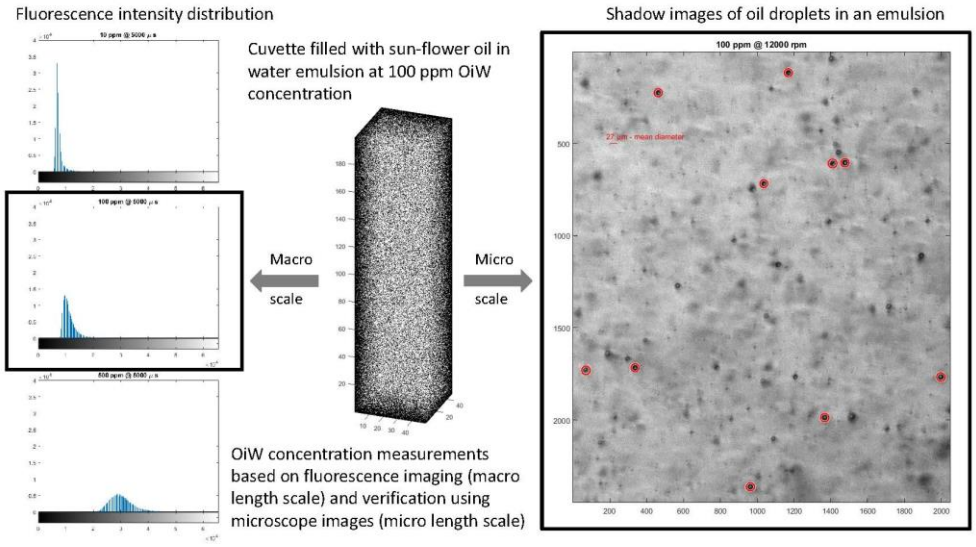



Abbildung 7: Gleichzeitige Erfassung von Fluoreszenzintensitäten und Öl-Tröpfchen

Abbildung 8 zeigt schematisch den Bildverarbeitungsalgorithmus mit allen Einzelschritten. Hier erfolgt, ausgehend von einem Rohbild, die Signalanalyse der Fluoreszenz bis hin zur Berechnung von Mittelwerten bzw. anderen Signaleigenschaften.

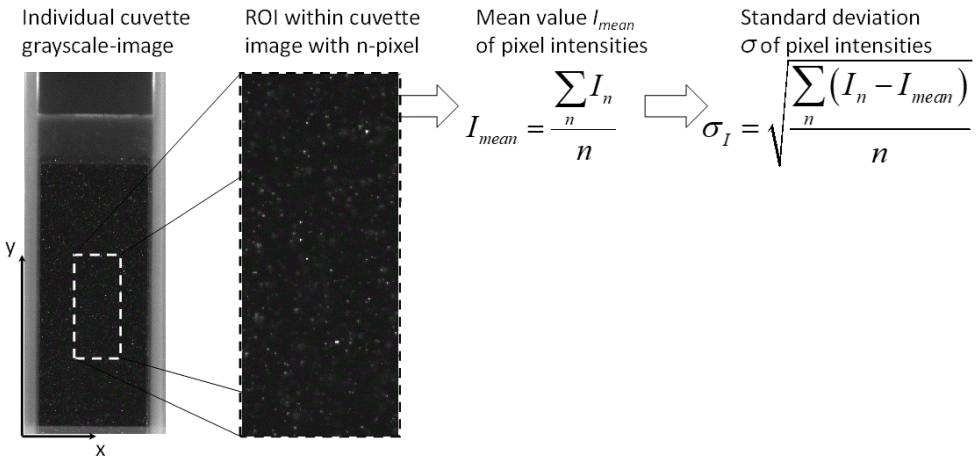



Abbildung 8: Fluoreszenz-Aufnahme und Auswertealgorithmus [5]

Unter Verwendung der oben dargestellten Auswertungsalgorithmen kann nun die quantitative Auswertung der Rührparameter erfolgen. Für die Probenvorbereitung wird das Öl mit einer Farbstoffkonzentration von 10 mg/l Nile-Red versetzt. Das gefärbte Öl wird genutzt, um die definierten ÖiW-Konzentrationen herzustellen. Es wurden 200 ml Wasser und 1 ml gefärbtes Öl unter Verwendung verschiedener Rührerdrehzahlen emulgiert. Das Diagramm aus Abbildung 9 zeigt, dass die Rührerdrehzahl einen signifikanten Einfluss auf die Stabilität der Emulsionen hat. Bei niedrigeren Drehzahlen (6000 U/min und 8000 U/min) nahm die ausgewertete Fluoreszenzintensität im Laufe der Zeit zu, was auf eine Entmischung der Emulsionen hinweist. Dagegen bleibt die Intensität bei höheren Drehzahlen (10000 U/min und 12000 U/min) weitgehend konstant, was auf eine stabile Emulsion während der Messzeit hindeutet.

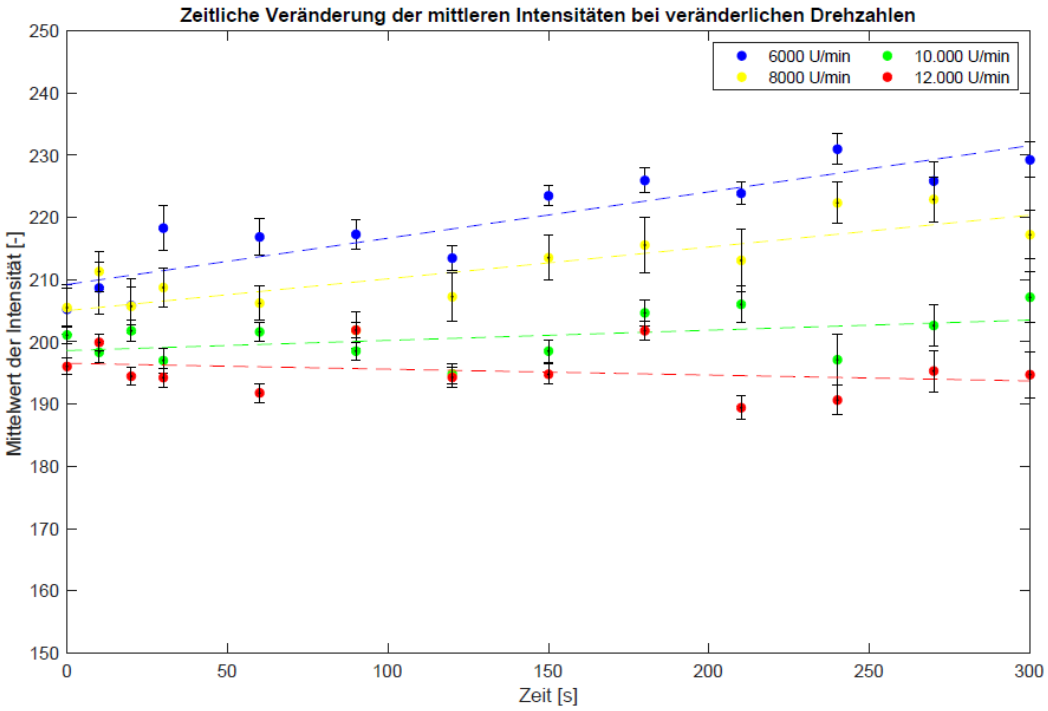



Abbildung 9: Darstellung der zeitlichen Abhängigkeit der gemessenen Intensität bei unterschiedlichen Rührerdrehzahlen

Auf Grundlage dieser Ergebnisse wird für die weitere Probenvorbereitung systematisch eine Rührerdrehzahl von 12000 U/min gewählt. Die Experimente zur Drehzahlabhängigkeit wurden bei einer frei gewählten Mischungsdauer von 30 Sekunden durchgeführt. Um für die folgenden Versuche eine Grundlage für die Auswahl der Rührzeit zu schaffen, wurde ergänzend der Einfluss der Mischungsdauer auf die hergestellten Emulsionen und ihre Stabilität untersucht. Hierbei wurde jeweils für die Mitte der Küvette in den Aufnahmen die mittlere Intensität und die Standardabweichung bestimmt. In Abbildung 10 sind die gemittelten Intensitäten mit den dazugehörigen Standardabweichungen über die Rührzeit dargestellt. Aus der Abbildung wird deutlich, dass sich die Intensitäten aller Versuche in einem vergleichbaren Bereich bewegen. Obwohl die getesteten Rührzeiten zwischen 15 und 180 Sekunden einen breiten Bereich abdecken, hat dies keinen Einfluss auf die Emulsionsstabilität.

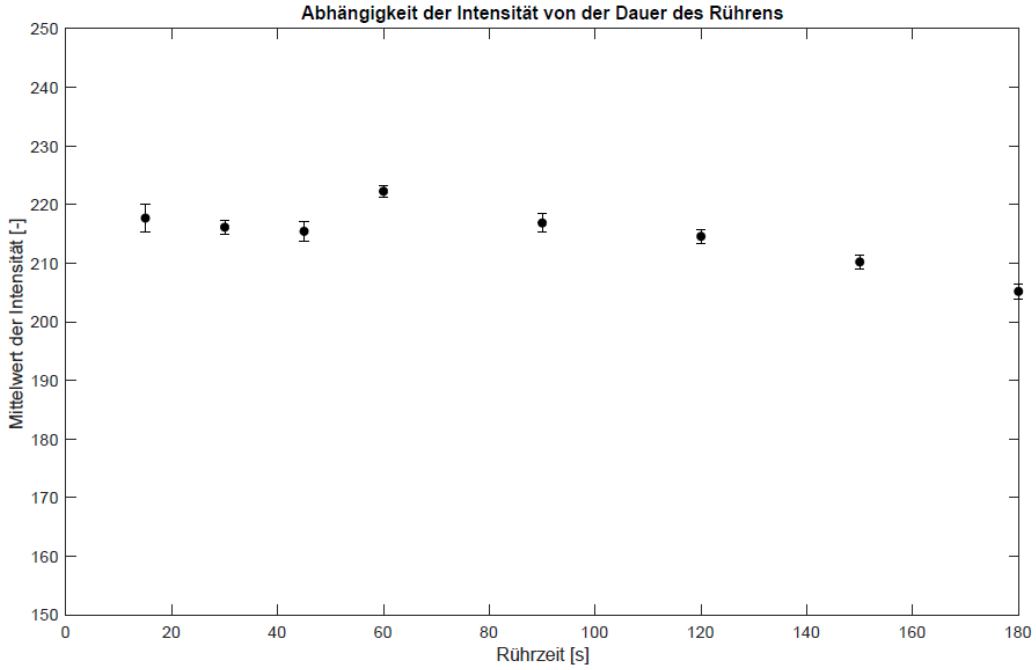



Abbildung 10: Darstellung der mittleren Intensität über der Rührzeit

Aus den Daten geht kein eindeutiger Trend hervor, der eine ideale Rührzeit aufzeigt. Auch die Betrachtung der Standardabweichungen lässt keine Aussage zu, ob eine kürzere oder längere Rührzeit einen Einfluss auf die Stabilität der Emulsionen haben könnte. Die Stabilität hängt somit hauptsächlich von der Drehzahl des Rührers ab, aber nicht von der Dauer des Rührprozesses. Basierend auf diesen Ergebnissen wurde für die folgenden Versuche eine Rührzeit von 30 Sekunden festgelegt.
Mit den aus den Vorversuchen festgelegten Rührparametern konnte im Anschluss die Abhängigkeit der ÖiW-Konzentration auf die Fluoreszenzintensität bestimmt werden. Das gefärbte Sonnenblumenöl (10 mg/l Nile-Red in Sonnenblumenöl) wurde wie oben beschrieben mit 200 ml Wasser emulgiert. Um die Konzentrationsabhängigkeit zu ermitteln, wurden Lösungen mit 10, 50, 100, 250, 500, 750 und 1000 ppm Öl vorbereitet und mit den ermittelten Rührparametern homogenisiert. Für die Dauer der nachfolgenden Fluoreszenzaufnahmen kann also davon ausgegangen werden, dass eine stabile Emulsion vorliegt. Aus den Messergebnissen (Abbildung 12) konnte dann ein linearer Zusammenhang zwischen der Fluoreszenz-Intensität und der ÖiW-Konzentration erkannt werden. Die Kalibriergleichung für die Abhängigkeit der Fluoreszenzintensität von der Ölkonzentration Gleichung (4) lautet wie folgt:

$$I = 49,73 \cdot c_{O/W}\ [ppm] + 4767 \qquad (4)$$

Hier steht I für die Intensität und $c_{O/W}$ für die ÖiW-Konzentration in der Einheit ppm. Mit dieser Gleichung kann somit aus der gemessenen Intensität einer unbekannten Probe die Konzentration des Öls im Wasser bestimmt werden.

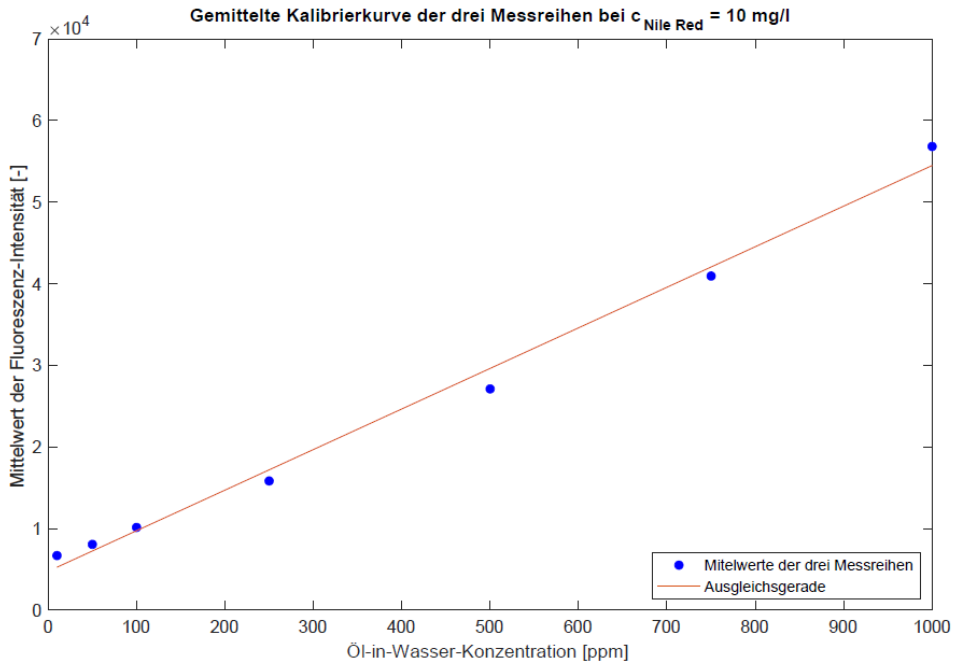


Abbildung 11: Darstellung der gemittelten Intensitätswerte bei einer Nile-Red-Konzentration von 10 mg/l und der dazugehörigen Regressionsgeraden

## 4. Schlussfolgerung

Die kontinuierliche Trennung von Öl-Wasser-Gemischen mittels der adaptierten Pitot-Pumpe bietet eine effiziente Lösung für die Reinigung ölverschmutzter Gewässer in Katastrophenfällen sowie für industrielle Anwendungen. Die Pitot-Pumpe wurde erfolgreich modifiziert, um nicht nur eine effiziente Druckerhöhung zu ermöglichen, sondern auch die gleichzeitige Trennung von Flüssigkeiten unterschiedlicher Dichte.

Die durchgeführten Laboruntersuchungen haben gezeigt, dass die adaptierte Pitot-Pumpe in der Lage ist, kontinuierlich ÖiW-Konzentrationen von weniger als 100 ppm zu erreichen. Stichproben haben gezeigt, dass sogar Konzentrationen von weniger als 10 ppm Öl im gereinigten Wasser erzielt werden können. Das lässt darauf schließen, dass die Bilanzierung der Dichten über die CF-Messgeräte nicht ausreichend genau ist, um die Trennpumpe weiter zu optimieren. Eine ÖiW-Konzentration von unter 10 ppm am HDA entspricht den geltenden Umweltschutzrichtlinien und bietet eine effektive Lösung für die Reinigung ölverschmutzter Gewässer, um Umweltschäden zu verhindern. Um eine kontinuierlich geringe Restöl-Konzentration im Wasser erreichen zu können, wird die Automatisierung der Anlage mittels eines einfachen kapazitiven Sensors angestrebt. Durch die Integration des Sensors, der den Durchmesser des Ölkerns im Inneren der Pumpe kontinuierlich überwacht, wird eine automatisierte Kontrolle und Anpassung der Parameter ermöglicht. Zur Kalibrierung dieses Sensors muss jedoch zunächst eine passende Messtechnik entwickelt werden, um die äußerst geringe ÖiW-Konzentration am HDA zuverlässig quantifizieren zu können.

Die vorgestellte Fluoreszenz-basierte Nachweismethode ermöglicht eine präzise quantitative Bestimmung der Öl-Wasser-Konzentrationen in Wasserproben. Nach der Untersuchung und Festlegung der Parameter für die Emulsionsherstellung konnte bereits eine Abhängigkeit von Fluoreszenzintensität zu Öl-Wasser-Konzentration nachgewiesen werden. Diese erste Entwicklungsphase zeigt sehr gute Ergebnisse, die im Weiteren genutzt werden können, um diese Methodik weiterzuentwickeln und auf eine In-Line-Methodik umzurüsten. Dafür werden weitere Testreihen durchgeführt und eine Kalibrierung für die Inline-Methodik entwickelt, sodass diese Messmethode an der adaptierten Pitot-Pumpe angeschlossen werden kann. Sie kann damit für die Kalibrierung des kapazitiven Sensors genutzt werden, um die Parameter Drehzahl und Flow-Split automatisch zu steuern.

Ein solcher Prototyp mit automatisierter Steuerung wird schließlich für erste Versuche in Zusammenarbeit mit einer Ölwehr getestet.

**Literatur:**


[1] A. Carpenter, Oil pollution in the North Sea: the impact of governance measures on oil pollution over several decades, Hydrobiologia (2019) 109–127.

[2] J. Meyer, L. Daróczy, D. Thévenin, Shape Optimization of the Pick-Up Tube in a Pitot-Tube Jet Pump, J. Fluids Eng. 139 (2017) 021103-1 - 021103-11.

[3] T. Wieslaw, Origins of Ship Safety Requirements Formulated by International Maritime Organization, Procedia Engineering (2012) 847–856.

[4] J. von Deylen, J. Köpplin, D. Thévenin, Development and Validation of a Design Tool for an Improved Pitot-Tube Jet-Pump Allowing Continuous Fluid-Fluid Separation, Journal of Fluids Engineering 144 (2022).

[5] J. Köpplin, L. Bednarz, T. Hagemeier, D. Thévenin, Fluorescence Imaging Methodology for Oil-in-Water Concentration Measurements, Chemical Engineering & Technology 44 (2021) 1343–1349.

# Verwendung von Polyurethan-Hartschaumabfällen als Ölbindemittel

Daniel Müller
Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Abt. Anlagentechnik und Anlagensicherheit, 39106 Magdeburg

**Kurzfassung:**

Produkte aus Polyurethan (PU oder PUR) werden jedes Jahr weltweit in mehreren Millionen Tonnen angefertigt und davon allein in Deutschland um die eine Million Tonnen. Stoffliche Verwertungswege oder Kreislaufprozesse sind bisher noch nicht für alle Produktvarianten erschlossen. Polyurethan-Hartschaumabfälle werden überwiegend in der Co-Verbrennung thermisch verwertet. Kunststoffe aus Polyurethan sind wasserabweisend und lipophil, was sie für die Second-Life-Verwendung als Ölbindemittel attraktiv macht. In diesem Beitrag soll die funktionelle Verwertung von PUR-Hartschaumabfällen zur Absorption von Öl am Beispiel von Rezyklaten aus entsorgten Kühlgeräten untersucht werden. Das Ziel ist die Entfernung von Öl aus wässrigen Medien, wie beispielsweise wassergetragene Oil-Spills. Das partikuläre Abfallmaterial wurde basierend auf einer Siebanalyse in drei mögliche Recycling-Produkte mit unterschiedlichen Kornarten und Anwendungspotentialen eingeteilt. Diese sind das Mahlgut (Staub), die Bruchsplitter (kurz Splitter) und die Pellets. Es wurden diverse Produkteigenschaften für die drei Siebfraktionen geprüft. Eine Rasterelektronenmikroskopie gibt Einsicht in die morphologische Beschaffenheit. Die chemische Zusammensetzung wurde mittels Immediatanalyse, UV/VIS-Spektralphotometrie, Graphitrohr-Atomabsorptionsspektroskopie (G-AAS) und der energiedispersiven Röntgenspektroskopie (EDS) charakterisiert. Das Freisetzungsverhalten von Metallen (z. B. Blei und Cadmium) von den Abfallfeststoffen in Wasser ist auch Teil dieser Arbeit. Für die Freisetzungsrisiken hat sich eine positive Einschätzung des Gefährdungspotentials ergeben. Zur Bestimmung der Absorptionskapazität (Ölbinderkapazität) wurde eine gravimetrische Messmethode entwickelt. Es wird gezeigt, dass das Korngrößenspektrum den wesentlichen Einfluss auf die Produktqualität des Binders hat. Die Rezyklatpartikel dürfen nicht zu groß und nicht zu klein sein. Neben der Binderkapazität gehen auch Schüttguteigenschaften, wie Staubverhalten und Rieselfähigkeit, in die Bewertung ein. Weiterhin wurde das Schwimm- und Sinkverhalten der drei Produktformen analysiert. Prozesstechnische Anwendungsideen, wie die Absorption von Öl aus Prozesswasser in Festbettanlagen, werden auch diskutiert.

## 1. Einleitung

Polyurethane (PU oder PUR) finden aufgrund ihrer vielseitigen Eigenschaften zahlreiche Anwendungen, wie zum Beispiel als Weichschäume in Matratzen oder als Hartschäume in Dämmstoffen. Mit einem im Jahr 2016 erfassten Produktionsvolumen von rund 1,2 Millionen Tonnen in Deutschland [1] und 22,3 Millionen Tonnen weltweit [2] gehören Polyurethane zu den häufigsten Polymeren, woraus ein großer Bedarf an ökonomisch und ökologisch verträglichen Entsorgungswegen entsteht. Der globale Anteil an Hartschaumerzeugnissen wird dabei auf etwa 42 % geschätzt [3]. Heizwerte von über 12 MJ/kg sprechen einerseits zwar für die thermische Verwertung von PU-Abfällen [4], allerdings werden hier nur ca. 30 %

des kompletten Energiebedarfs der Herstellungsprozesse zurückgewonnen [5] und, zum weiteren, werden Stickoxide und nicht-klimaneutrales CO2 freigesetzt.
Dämmstoffe aus PUR-Hartschaum sind sehr feinporig und enthalten oft Treibmittel, welche durch die sogenannte Matrixentgasung zurückgewonnen werden müssen. Hierbei werden die Poren der Dämmplatten durch Mahlung aufgeschlossen und die Treibmittel abgesaugt. Als Folge gehen Eigenschaften wie mechanische Stabilität und geringe Wärmeleitfähigkeit verloren und es verbleibt ein Mahlgut aus PUR. Im Gegensatz zu anderen Kunststoffen wie Polyethylenterephthalat (PET) oder Polypropylen (PP), sind PUR-Materialien nicht schmelzbar, sondern neigen zum Schwelen und Zersetzen [6, 7]. Sie können daher nicht thermisch von Fremdstoffen getrennt werden, was die saubere Rückführung in eine Kreislaufwirtschaft erschwert. Aus diesen Gründen werden PUR-Hartschaumrezyklate bisher zum Großteil thermisch verwertet, bei der die chemische Struktur des Materials entweder vollständig oder teilweise verloren geht. Aus dieser Sicht ist die stoffliche Verwertung vorzuziehen.
Die Verwendung von PUR-Hartschaumabfällen als Ölbindemittel bietet ein Potential, denn es existieren bereits einige geprüfte Ölbindemittel, die auf Polyurethan basieren [8]. Diese sind im Vergleich zu anderen Ölbindern etwas weniger vertreten. Häufiger zu finden sind Materialien auf Silikatbasis, Diatomeenerde, aus Polypropylen oder aus Gummi. In den meisten Fällen handelt es sich um Neuprodukte und keine Abfallstoffe. Außerdem sind die PU-basierten Ölbindemittel (z.B. OEL-KLEEN, ÖKO-Pur oder Öl-EX) bisher nur für die Anwendung auf Straßenoberflächen zugelassen. Die Verwendung von PUR-Hartschaumabfällen auf und im Wasser ist bisher eine Marktlücke. Die Einsatzmöglichkeiten sind vielseitig. Ölbindemittel im Katastrophenschutz als Reinigungsmaßnahme für Ölschichten auf Wasseroberflächen (Oil-Spill-Response) erfordert zum Beispiel einen schwimmfähigen und staubfreien Binder. Weitere Anwendungen können für die Reinigung von Industrieabwässern gefunden werden. Hier entstehen prozesstechnische Fragen für die Umsetzung, zum Beispiel für das Rührkesselverfahren oder die Festbettabsorption.

## 2. Hintergrund und Zielstellung

Im Hintergrund zu diesem Beitrag sollen Forschungsprojekte der Umweltverfahrenstechnik am Institut für Apparate und Umwelttechnik an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg entstehen. Die Verwertung von Abfallstoffen als Sorbenzien zur Behandlung von Kontaminationssystemen bilden den inhaltlichen Rahmen des Forschungsvorhabens sowie -schwerpunktes des Autors. Im Zentrum steht dabei die sorptive Reinigung von kontaminierten Umweltmedien (Gewässer, Böden) und Industrieabwässer für verschiedene Schadstoffklassen (Öle, Schwermetalle, PFAS, etc.).
In der vorliegenden Arbeit liegt der Fokus auf den Einsatz von PUR-Hartschaumabfällen als Ölbindemittel. Basierend auf diesen Forschungsergebnissen soll zudem ein kostengünstiges Ölbindemittel für den Katastrophenschutz entwickelt werden. Die Haupteinsatzfelder sind die Eindämmung der Ausbreitung von Oil-Spills und die Reinigung von öligen Sandböden. Letzteres befindet sich in Planung, so dass noch keine Ergebnisse gezeigt werden können.
Als Beispielfall dienen die PUR-Hartschaumabfälle von der Firma „KLINK-Entsorgung GmbH“ in Rehna (Mecklenburg-Vorpommern). In dem Recyclingunternehmen werden Kühlgeräte zerkleinert und die Fragmente in Plastikkunststoff, PUR-Hartschaum und Metalle sortiert. Da die einzelnen Trennprozesse nicht perfekt sind, enthält das PUR-Hartschaumrezyklat mehrere Fremdstoffe. Die Zusammensetzung schwankt täglich, da die angelieferten Kühlgeräte unterschiedlicher Bauart sind. Die PUR-Fragmente werden innerhalb der sogenannten Matrixentgasung gemahlen und pelletiert. Die Pelletierung ist schwer zu kontrollieren und kann nicht das gesamte PUR-Mahlgut erfassen. Aus diesem Grund ergibt sich ein Gemisch aus Mahlgut (hier als Staub bezeichnet), Bruchsplitter und

Pellets variierender Länge. Das breite Korngrößenspektrum des Rezyklats erschwert die gezielte Anwendung im Rohzustand und erfordert eine Selektion nach Partikelgröße.

## 3. Analyse der morphologischen Beschaffenheit

*Siebanalyse und Fraktionierung nach Korntypen*

Zunächst wurde eine Siebanalyse (Gerät: Vibrations-Siebmaschine Analysette 3 Pro von Fritsch) mit 8 Korngrößenklassen durchgeführt. Die Partikelgrößenverteilung (PGV) ist in Form von wasserfreien Massenanteilen in Abb. 1 abgebildet. Das Korngrößenspektrum erstreckt sich von Staubflocken im unteren Mikrometerbereich über wenige Millimeter große Bruchpartikel bis hin zu Pellets mit einem Durchmesser von 5 mm und mit Längen zwischen 3 mm bis 20 mm. Gemäß der verwendeten Siebmaschenweiten, weist das Schüttgut eine bimodale massenspezifische PGV auf, bei der die erste Fraktion (< 0,8 mm) und die letzte Fraktion (> 4,5 mm) die größten Masseneinteile ausmachen. Dazwischen sind die Massenanteile deutlich kleiner. Am wenigsten vertreten sind Partikel mit 2,8 mm bis 4 mm als Korndurchmesser.

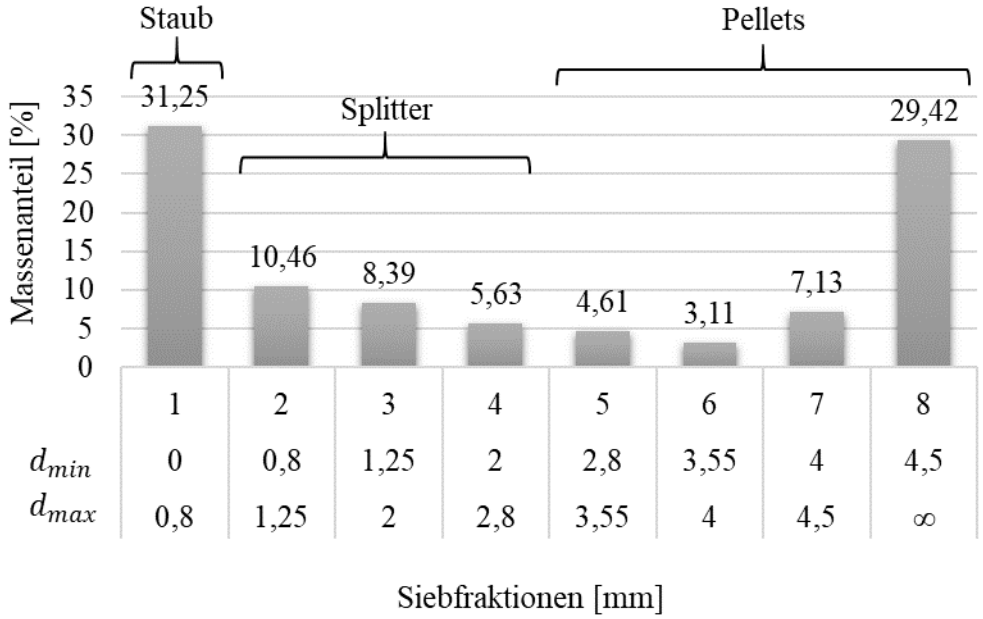



Abb. 1 Massenspezifische Partikelgrößenverteilung des getrockneten PUR-Hartschaumrezyklats der Firma KLINK-Entsorgung GmbH, gemessen über 8 Siebklassen

. Das gesamte PUR-Gemisch wurde in drei Hauptfraktionen unterschiedlicher Korntypen - Staub, Splitter und Pellets – eingeteilt, welche in Abb. 2 dargestellt sind. Die Korngrenzen der Fraktionierung wurden wie folgt entschieden. Die Splitterfraktion sollte nicht staubförmig sein, aber noch klein genug, um eine möglichst hohe spezifische Oberfläche zu erzielen. Der Staubanteil wurde mit einem Sieb von 0,8 mm Maschenweite abgetrennt. Damit die Ausbeute der mittleren Siebfraktion (Splitter) nicht zu klein ist, wurde ein Oberkorndurchmesser von 2,8 mm gewählt. Die Fraktion über 2,8 mm werden als Pellets bezeichnet. Aus der gemessen Korngrößenverteilung ergeben sich demnach 31,25 % als Staubanteil, 24,45 % Splitter und 44,27 % Pellets. Der Volumenanteil des Mahlguts ist bezogen auf das gesamte Rohmaterial wesentlich größer, da das relative Lückenvolumen von Partikeln im unteren Mikrometerbereich aufgrund von Oberflächenkräften zunimmt.

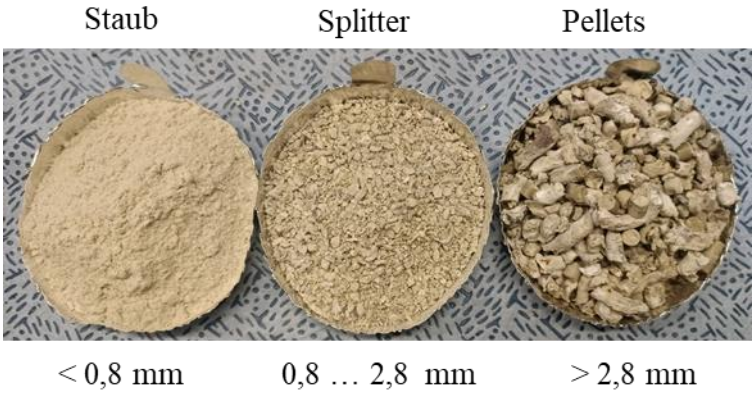



Abb. 2 Foto der Fraktionierung in drei unterschiedliche Korntypen: Staub, (Bruch-)Splitter und Pellets des PUR-Hartschaumrezyklats

*Rasterelektronenmikroskopie des PUR-Staubs und der PUR-Splitter*
Die Rasterelektronenmikroskopie (REM) wurde mit dem Gerät Zeiss SmartEDX durchgeführt. In Abb. 3 sind REM-Aufnahmen der Staub- und Splitterfraktion des PUR-Abfalls dargestellt. Anhand der Staubpartikel lässt sich die aufgebrochene Wabenstruktur der Hartschäume sehr gut erkennen. Die Poren von Dämmplatten entstehen durch Ausdehnung von Reaktionsgasen und Treibmitteln und besitzen daher runde und glatte Wände. Das Mahlgut weist scharfe Kanten auf. Die abgebildeten Staubkörner haben Ausdehnungen von ca. 20 µm bis 100 µm. Die weißen Flecken entstehen durch Metallrückstände auf den PUR-Partikeln. Höhere elektrische Leitfähigkeiten erscheinen heller in der REM-Aufnahme. Es ist zu erkennen, dass die Metallpartikel auf der Feststoffoberfläche der PUR-Staubflocken anhaften. In der Darstellung besitzen die Metallstücke die Größe von Nanopartikeln. In den beiden unteren Bildern ist ein Bruchsplitter mit einer Ausdehnung von ca. 0,7 mm in der Breite und 1,5 mm in der Länge dargestellt. Es lässt sich gut erkennen, dass dieses Bruchpartikel aus vielen zusammengepressten Staubflocken besteht. Dadurch einsteht eine raue Oberfläche, was die volumenspezifische Oberfläche und die Ölbindungskapazität erhöht (siehe Abb. 5).

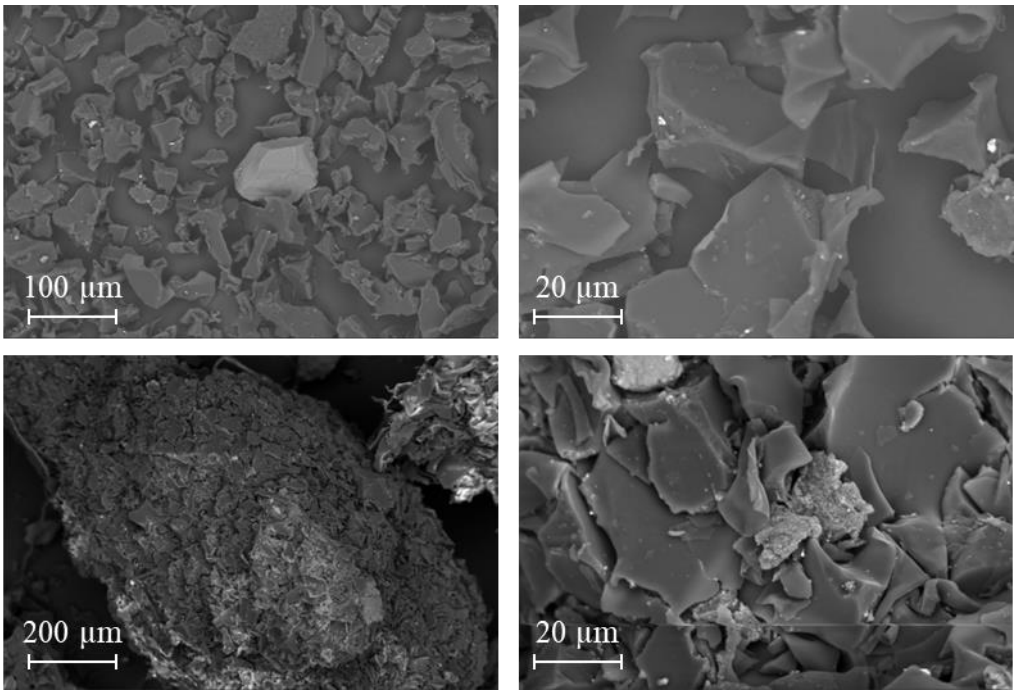



Abb. 3 Rasterelektronenmikroskop-Aufnahme der Staubfraktion (oben) und der Splitterfraktion (unten)

In einigen Proben der Staubfraktion und der Splitterfraktion sind auch gröbere Metallstücke, entweder lose oder mit PUR-Partikeln verpresst, enthalten, die mit bloßem Auge erkennbar sind (nicht dargestellt in Abb. 3). Der Metallgehalt in den Pellets reicht sogar aus, dass nahezu alle Pellets von einem handelsüblichen Magneten festgehalten werden können.

## 4. Analyse der chemischen Zusammensetzung und Metallgehalt

Zur Analyse von organischen und anorganischen Bestandteilen wurden die PUR-Hartschaumabfälle mittels Immediatanalyse, UV/VIS-Spektralphotometrie und Graphitrohr-Atomabsorptionsspektroskopie (G-AAS) untersucht.

*Immediatanalyse*

Tab. 1 zeigt die Ergebnisse der Immediatanalyse nach DIN 51734 (Gerät: TGA701 von LECO) für die 8 Korngrößenklassen aus der Siebanalyse. Diese thermogravimetrische Analyse (TGA) unterteilt die Feststoffzusammensetzung nach dem Aschegehalt $A$ (Glühverlust), den brennbaren Bestandteilen $B$ (Organik-Anteil) und dem hygroskopischen Wassergehalt $W_{hyg}$ (Feststofffeuchte). Der Aschegehalt liegt zwischen 11,25 % und 4,72 % und nimmt mit der Korngröße ab. Umgekehrt steigt der Anteil der Brennbaren für die größeren Fraktionen mit Werten zwischen rund 87,5 % und 93,9 %. Der Organik-Anteil ist in den Pellets am größten, da die Flocken des PUR-Mahlgutes bei der Pelletierung (ca. um den Faktor 4) verdichtet werden. Enthalte Metallpartikel können allerdings nur sehr wenig oder gar nicht verpresst werden. Der Großteil der brennbaren Bestandteile besteht aus PUR. Andere Kunststoffe wie PET oder PP können durch Fehlausträge der Sortierprozesse innerhalb der Recycling-Anlage vorhanden sein, welche in einigen Proben anhand der weißen Farbe zu erkennen sind. Der Organik-Anteil sollte möglichst hoch sein, da PUR-Feststoffoberflächen ölanziehend (engl. oleophil) sind. Der Wasseranteil ist nicht von der Partikelgröße abhängig. Aufgrund der hydrophoben Oberfläche von Polyurethan-Feststoffen (oder auch von PP und PET) sind die Feuchtigkeitsanteile gering mit Werten zwischen 1,02 % und 1,28 %.

Tab. 1 Immediatanalyse nach DIN 51734 für 8 Korngrößenklassen

| Siebfraktion | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $d_{min}$ [mm] | 0 | 0,8 | 1,25 | 2 | 2,8 | 3,55 | 4 | 4,5 |
| $d_{max}$ [mm] | 0,8 | 1,25 | 2 | 2,8 | 3,55 | 4 | 4,5 | - |
| $A$ [%] | 11,25 | 10,84 | 10,36 | 7,79 | 6,8 | 5,5 | 4,72 | 6,23 |
| $B$ [%] | 87,47 | 88,01 | 88,53 | 91,18 | 92,09 | 93,32 | 93,9 | 92,55 |
| $W_{hyg}$ [%] | 1,28 | 1,16 | 1,11 | 1,02 | 1,11 | 1,17 | 1,38 | 1,22 |

*Bestimmung von einzelnen Metallen*

Die gemessenen Metallkonzentrationen im Feststoff sind in Tab. 2 aufgeführt. Den größten Anteil hat Fe mit bis zu 1,38 %, gefolgt von Al mit Werten zwischen 0,76 % und 1,13 % und dann Cu zwischen 0,09 % und 0,21 %. Der Eisengehalt wurde mittels UV/VIS-Spektralphotometrie bzw. Elektronenabsorptionsspektroskopie (Gerät: Cary Series UV-Vis Spectrophotometer von Agilent Technologies) bestimmt, allerdings nur für die beiden größeren Siebfraktionen. Die Elemente Al, Cu, Ni, Cr, Pb und Cd wurden durch Graphitrohr-Atomabsorptionsspektroskopie (Gerät: SpectrAA 800 von Varian) nach DIN 38406 und VDI-Richtlinien 2267 und 2268 bestimmt. Die Metallgehalte von Ni, Cr und Pb liegen im unteren ppm-Bereich, wobei Ni höhere Werte aufweist als Cr, und die Anteile an Pb nochmal deutlich kleiner sind. Für Cd wurden sogar Werte festgestellt, die vom ppm-Bereich bis hin zum unteren ppb-Bereich gehen. Die Tendenz abnehmender Metallkonzentration für größere Siebfraktionen zeigt sich hier erneut. Schwankungen sind auch erkennbar und lassen sich auf die Inhomogenität der Probe (siehe z. B. REM-Aufnahmen in Abb. 3) zurückführen.

Tab. 2 Metallkonzentrationen im Feststoff für drei verschiedene Korntypen des PUR-Hartschaumrezyklates

| Metall | Staub <0,8 mm | Splitter 0,8-2,8 mm | Pellets >2,8 mm | Einheit | RSD [%] |
|---|---|---|---|---|---|
| Fe | - | 1,38 | 1,05 | % | 23,82 |
| Al | 0,83 | 1,13 | 0,76 | % | 11,84 |
| Cu | 0,21 | 0,09 | 0,15 | % | 35,33 |
| Ni | 278,3 | 132,6 | 103,2 | ppm | 27,02 |
| Cr | 184,2 | 80,7 | 71,0 | ppm | 9,61 |
| Pb | 17,4 | 49,5 | 11,8 | ppm | 46,62 |
| Cd | 5,08 | 0,63 | 0,33 | ppm | 47,75 |

Das verwendete REM-Analysegerät besitzt die Funktion der energiedispersiven Röntgenspektroskopie (EDS). Dadurch lässt sich die elementare Zusammensetzung von lokalen Stellen auf der REM-Aufnahme qualitativ analysieren. Mithilfe der EDS wurden auch weitere Metalle wie Cl, Ca, Mg, Zn, Si und Pt detektiert.

**5. Freisetzung von Metallen im Wasser**

Um das Freisetzungsverhalten von Metallen aus den drei Siebfraktionen zu untersuchen, wurden jeweils 10 ml Schüttvolumen des Feststoffs mit 10 ml destilliertes Wasser vermischt, 24 h gelagert und anschließend filtriert. Von den gelösten Metallen im Filtrat wurden Al, Cu, Ni, Cr, Pb und Cd mithilfe der G-AAS bestimmt. Die Ergebnisse sind in Tab. 3 zusammengefasst. Die Konzentrationen an Al und Cu sind am größten. Bei diesen beiden Metallen ist eine klare Abnahme der Freisetzungskonzentration mit den größeren Fraktionen zu erkennen. Besonders auffällig sind die erhöhten Werte aus der PUR-Staubfraktion. Bei den Spurenmetallen (Ni, Cr, Pb, Cd) ist diese Tendenz nicht mehr vorhanden. Ein Grund hierfür kann die Inhomogenität des Materials sein, aber auch chemische Eigenschaften, wie die Löslichkeit der Metalle, können eine Rolle spielen. Die Freisetzungskonzentrationen der Spurenelemente sind viel geringer als die von Al und Cu. Dabei liegen Cr und Ni im unteren Bereich der µg/l-Skala, was dem ppb-Bereich entspricht. Die Konzentrationen von Pb und Cd gehen sogar bis in den Bereich der ng/l-Skala, also dem ppt-Bereich.
Die Freisetzungskonzentrationen werden weiterhin mit Grenzwerten aus der Trinkwasserverordnung (Tab. 3, rechte Spalte) verglichen. Der Grenzwert für Al von 200 µg/l wurde durch die PUR-Staubprobe deutlich und von der Splitterfraktion nur sehr knapp überschritten. Für Ni konnte der Grenzwert von 20 µg/l sogar für allen drei Korngrößenfraktionen nicht eingehalten werden. Aus der Pelletprobe ist die Eluatkonzentration an Cr etwas oberhalb der vorgeschriebenen Grenze. Alle anderen Metallkonzentrationen sind geringer als deren Grenzkonzentrationen. An dieser Stelle ist anzumerken, dass die Grenzwerte der Trinkwasserverordnung besonders gering sind. Außerdem ist die Kontaktzeit mit 24 h recht hoch und das Mengenverhältnis von Feststoff zu Wasser ausgeglichen. In der Anwendung als Ölbinder durch Festbettabsorption oder für Oil-Spills ist die Kontaktzeit wesentlich kürzer und die Wassermenge sehr viel größer. Dies würde die Eluatkonzentrationen sehr stark verdünnen.

Tab. 3 Metallkonzentrationen (Eluate) im Filtrat des Feststoff-Wasser-Gemisches für drei Siebfraktionen sowie Grenzwerte der Trinkwasserverordnung (TrinkwV, [9])

| Metall | Staub <0,8 mm | Splitter 2 - 2,8 mm | Pellets >4,5 mm | Grenzwert (TrinkwV) µg/l |
|---|---|---|---|---|
| Al | 839,0 | 200,6 | 56,3 | 200 |

| | | | | |
|---|---|---|---|---|
| Cu | 541,5 | 109,3 | 81,9 | 2000 |
| Ni | 36,8 | 32,5 | 53,5 | 20 |
| Cr | 2,07 | 21,9 | 37,7 | 25 |
| Pb | 0,34 | 1,83 | 0,45 | 10 |
| Cd | 0,45 | 0,20 | 0,39 | 3 |

**6. Bestimmung der Ölbindungskapazität**

Der Aufbau zur Bestimmung der Ölbindungskapazität ist in Abb. 4 illustriert. Es besteht aus einem Rundsieb (10 cm Durchmesser, von Retsch), in dem eine Schicht (Packung) eines trockenen Ölbinders mit bekannter Masse gleichmäßig verteilt wird. Anschließend wird die Binderschüttung mit einem bestimmten Öl (hier Sonnenblumenöl, Rapsöl und Kfz-Altöl) übergossen, so dass die komplette Feststoffoberfläche benetzt und die Schüttungsporosität vollständig mit Öl gefüllt ist. Unterhalb des Siebs ist eine Glasschale zum Auffangen des durchflossenen Öls positioniert. Nach dem Gießen steht die getränkte Schüttung 5 min zum Abtropfen von losem Öl. Das im Schwerkraftfeld dauerhaft festgehaltene Öl wird als maximal aufzunehmende Ölmenge des Binders betrachtet. Aus der Massenzunahme kann die absorbierte Ölmenge berechnet werden.

Die Siebmaschenweite wurde mit 1 mm gewählt, damit das Öl gut durchfließen kann. Feinmaschige Metallsiebe sind schwer bis hin zu gar nicht öldurchlässig. Damit keine Partikel durch das Sieb fallen können, insbesondere aus der Staubfraktion, wurde ein feinmaschiges Tuch mit Polyester-Fasern auf das Sieb gelegt. Dieses Material ist sehr gut öldurchlässig trotz seiner sehr kleinen Maschenweite weit im unteren Mikrometerbereich. Auf diesem Wege konnte das Rückhaltevermögen des Öls durch die Siebwand minimiert werden.

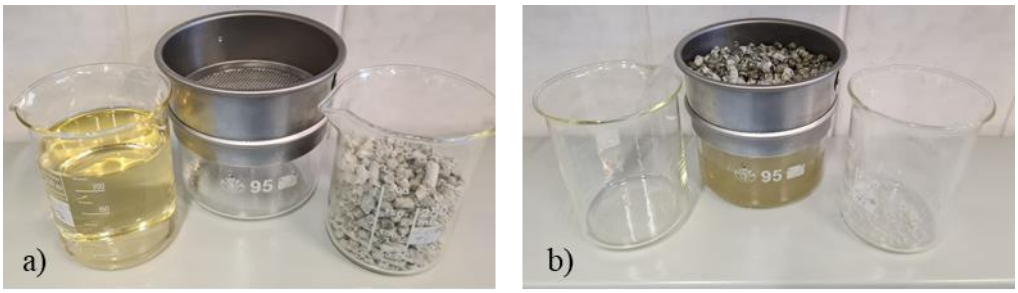



Abb. 4 Aufbau zur Bestimmung der Ölbindungskapazität vor dem Übergießen mit Öl in a) und nach dem Gießen in b), hier dargestellt Sonnenblumenöl

Die Absorptionskapazität $K$, auch als Sättigungsbeladung bezeichnet, ergibt sich aus dem Quotienten der gebundenen Ölmenge zur Trockenmasse des Binders. Die Kapazitätswerte wurden für drei verschiedene Öle sowie für alle drei Korntypen des PUR-Rezyklats (Staub, Splitter und Pellets) bestimmt. Die beiden Pflanzenöle, Sonnenblumenöl und Rapsöl, wurden verwendet, weil sie leicht erhältlich sind und das Kfz-Altöl soll ein Beispiel für mineralische Öle sein. Man kann erkennen, dass sich die Sättigungsbeladungen zwischen den verschiedenen Ölarten nur wenig unterscheiden. Die Öle weisen eine ähnliche Massendichte (0,87 - 0,93 kg/l) auf, wodurch die absorbierte Volumenmenge fast gleich ist. Die Partikelgröße dahingegen hat einen maßgeblichen Einfluss auf die Bindungskapazität, wovon auszugehen ist. Entscheidend für die Absorptionsmenge sind die zugängliche Oberfläche und die Kapillaren. Zu letzteren gehören die offenen Poren innerhalb der Partikel und die Kontaktstellen zwischen den Partikeln. Die Staubfraktion hat eine intrapartikuläre Porosität von nahezu null (siehe Abb. 3 oben rechts). Allerdings besitzt die Staubschicht die größte spezifische Oberfläche und bietet eine immens hohe Anzahl an Kontaktstellen zwischen den Partikeln. Dadurch kann der PUR-Staub das meiste Öl aufnehmen. Es bilden sich Flüssigkeitsbrücken zwischen den Staubpartikeln und es entsteht ein hochviskoses und stark

kohäsives Gemisch aus PUR-Staub und Öl. Wie bereits in Abb. 3 zu erkennen, bestehen die Splitter aus verpressten Staubpartikeln. Dadurch wird das intrapartikuläre Porenvolumen verringert, was sich auch in den geminderten Kapazitätswerten für alle Öle widerspiegelt. Die Splitter sind dennoch vergleichsweise klein und besitzen eine hohe spezifischen Oberfläche und sehr viele interpartikuläre Kontaktstellen. Deshalb sind die Absorptionskapazitäten der Packungen aus Splittern um ein Vielfaches größer als bei den Pelletpackungen. Die PUR-Pellets nehmen pro Trockenmasse am wenigsten Öl auf, da sie stark verpresst sind und kaum mehr zugängliche Poren aufweisen. Weiterhin bilden sich sehr viel weniger Festkörperkontaktstellen und der größere hydraulische Lückendurchmesser der Pelletschüttung vermindert die interpartikuläre Kapillarwirkung. Dadurch kann weniger Öl im Gravitationsfeld gehalten werden und die Schüttungsporosität des Binders wird nicht vollständig ausgenutzt.

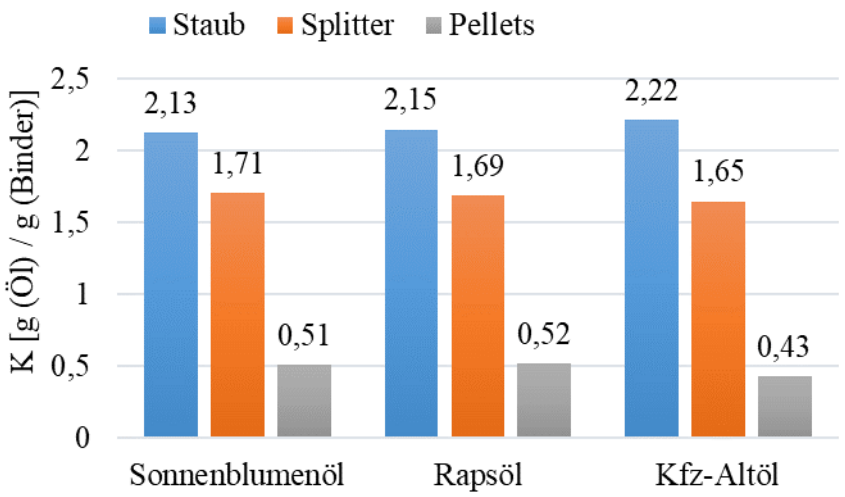



Abb. 5 Absorptionskapazitäten der Staub-, Splitter- und Pelletfraktion des PUR-Hartschaumrezyklats, jeweils für drei verschiedene Öle

**7. Schwimm- und Sinkverhalten**

Das Schwimm- und Sinkverhalten ist entscheidend für die Anwendung von partikulären Ölbindern auf wassergetragenen Ölschichten. Deshalb wurden hier auch die Schwimm- und Sinkanteile jeweils für die einzelnen Siebfraktionen des PUR-Rezyklats untersucht. Dazu wurden die Materialen zunächst in Wasser verrührt. Nach Rühren setzen sich die Sinkbaren unten und Schwimmbaren oben ab. Durch langsames Nachfüllen von Wasser wurden die schwimmenden Feststoffe über einen Überlauf transportiert und aufgefangen. Die beiden Anteile der Mischungs-und-Sedimentations-Experimente wurden entwässert und getrocknet. Die Sinkanteile liegen bei den PUR-Splittern und PUR-Pellets jeweils zwischen 10 % und 30 %. Umgekehrt sind ca. 70 % bis 90 % dieser Korntypen schwimmfähig. Die großen Schwankungen werden durch ungleiche hydrodynamische Partikeldichten verursacht. Die Partikeldichte ist eng um den Dichtewert von Wasser verteilt. Höhere Partikeldichten als Wasser führen zum Sinken und leichtere zum Aufschwimmen der einzelnen Körner. Wie zuvor festgestellt, ist der Metallgehalt sehr ungleichmäßig im Material verteilt, weshalb die effektive Partikeldichte leicht variiert. Die Staubfraktion des PUR-Abfalls sinkt kaum. Die Staubflocken bilden eine kohäsive Partikelschicht in die Wasser aufgrund der Oberflächenspannung kaum bis gar nicht eindringen kann. Dadurch wird Luft innerhalb der Staubschicht festgehalten, wodurch die Schicht als Ganzes auf dem Wasser schwimmt. Erst wenn man sehr viel mechanische Energie gegen die Oberflächenspannung aufbringt, zum Beispiel durch starkes Rühren, dann können einzelne Körner komplett mit Wasser umschlossen werden. Dieser Zustand entspricht einer metastabilen Suspension, aus der der

Großteil der Flocken nach einigen Stunden wieder aufschwimmt. Die Partikeldichte wird auch durch Aufnahme von Öl verändert, was das Schwimm- und Sinkverhalten beeinflusst. Dieser Effekt soll in nachfolgenden Arbeiten untersucht werden.
In Abb. 6 ist ein Beispielexperiment einer wassergetragenen Ölschicht dargestellt, die mithilfe der PUR-Staubfraktion aufgesaugt werden soll. Darin wurden zuerst 100 ml Sonnenblumenöl auf 300 ml Wasser aufgegossen. Im Anschluss wurden 100 ml PUR-Staub auf die Ölschicht aufgetragen, siehe linkes Bild. Der Binder saugt das Öl nicht sofort vollständig, sondern nur teilweise auf. Durch leichtes Rühren mit einem Spatel kann die komplette Ölschicht gebunden werden. Die Staubflocken und das Öl bilden ein hochviskoses Suspensionsgemisch. Auch nach stärkerem Rühren bleibt der mit Öl getränkte Binder zusammen und schwimmt wieder auf. Eine klare Phasengrenze zum Wasser bleibt erhalten, wie im rechten Bild gut zu erkennen ist. Der Binder wird zu einem deformierbaren Klumpen und das Wasser bleibt in der Kernphase klar. Nur nach Absieben verbleiben kleine Öltröpfchen auf der Wasseroberfläche des Filtrats.

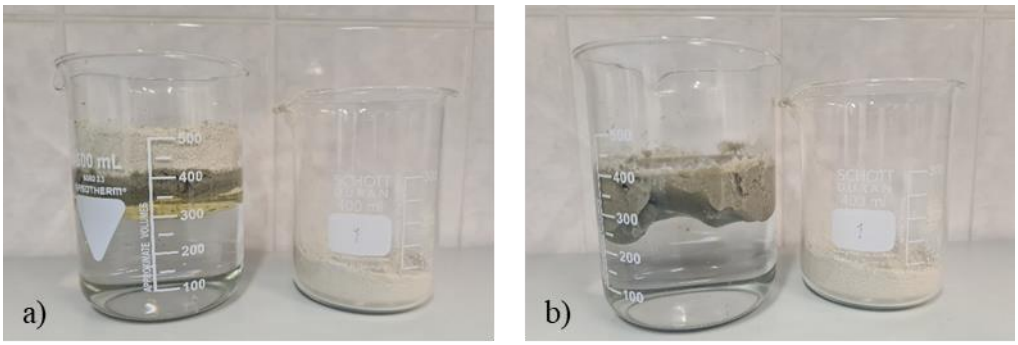



Abb. 6 Binden eines wassergetragenen Films aus Sonnenblumenöl in eine Schicht aus PUR-Staub (Mahlgut), dargestellt nach Aufschütten in a) und nach Verrühren in b)

**8. Schlussfolgerungen**

Die Anwendbarkeit von PUR-Hartschaumabfällen als Ölbinder wurde hier anhand einer Chargenprobe aus einer Recyclingfirma für Kühlgeräte geprüft. Das Korngrößenspektrum ist aufgrund einer unvollkommenen Pelletierung sehr breit. Es werden zwischen drei Korntypen bzw. Siebfraktionen unterschieden: Staubpartikeln, Bruchsplitter und Pellets.
Der untersuchte Abfallstoff enthält viele Metallrückstände, am meisten Fe, Al und Cu. Besonders giftige Schwermetalle wie Pb und Cd liegen im Spurenbereich (ppm) vor.
Das Freisetzungsverhalten der Metalle in Wasser wird als unbedenklich erachtet, da die meisten Eluatkonzentrationen unterhalb von Grenzwerten der Trinkwasserverordnung liegen, sogar bei einer Kontaktzeit von 24 h und einer hohen Abfallbeladung in der Wasserprobe mit 10 ml Feststoff in 10 ml Wasser. In der Anwendung mit größeren Wassermengen und geringeren Kontaktzeiten werden die Metallkonzentration vermutlich sehr stark verdünnt.
Für eine technische Anwendung als Ölbindemittel benötigt das Material in optimales Korngrößenspektrum. Die Ölbindungskapazität ist für die kleineren Siebfraktionen höher. Die Staubfraktion (hier <0,8 mm) bindet zwar das meiste Öl bezogen auf die Trockenmasse, sie hat aber in der Anwendung viele Nachteile, wie die Anfälligkeit zur Staubverteilung in Luft und das kohäsive Fließverhalten. Als Festbettabsorbens zur Reinigung von Öl-in-Wasser-Kontaminationen ist die Staubfraktion auch ungeeignet, da der Strömungswiderstand zu groß ist und die Staubschicht ein Auftriebsverhalten aufweist. Die beste Anwendung der Feinkornfraktion wäre als Ölbinder für verschüttetes Öl auf Böden in windgeschützten Bereichen, wie beispielsweise in Industriehallen. Hohe Windgeschwindigkeiten lassen eine Anwendung von losen Staubpartikeln zum Binden von Ölfilmen auf See nicht zu. Gleiches gilt auch für mittlere Siebfraktion (Splitter) zwischen 0,8 mm und 2,8 mm. Der Binderschüttgut müsste dazu in Kissen aus feinmaschigen öldurchlässigen Materialien gefüllt

werden. Hierfür könnte sich Polypropylen eignen. Es existieren bereits einige zugelassene Ölbinder, die für die Anwendung auf Gewässern zugelassen sind, z. B. PIG® Oil-Only Sperren (Schlauchform) OEL-KLEEN (Schlauchform) oder OILPAD (Vliesmatte).
Die PUR-Hartschaumpellets (hier > 2,8 mm) würde vermutlich nur teilweise vom Wind mitgetragen, aber die Ergebnisse des Sinkverhaltens sprechen nicht für eine Off-shore-Anwendung als Oil-Spill-Response. Die Pellets sind aufgrund der geringen Aufnahmekapazität als Bindemittel für große Ölmengen ungeeignet, weder auf Böden noch auf kontaminierten Wässern. Der Einsatz der Pellets in Kontaminationssystemen mit geringen Ölkonzentrationen, zum Beispiel als Vorreinigungsstufe von Industrieabwässern, ist allerdings denkbar. Dazu müsste aber die Bruchfestigkeit der Pellets verbessert werden. Kürzere Pellets wäre besser für die Binderkapazität. Ein geringerer Metallgehalt führ zu einem höheren Schwimmanteil.
Die Splitterfraktion des PUR-Rezyklats (hier 0,8 – 2,8 mm) schneidet in der Bewertung am besten ab und bildet einen guten Kompromiss aus Easy-handling (Staubfreiheit und Rieselfähigkeit) und Absorptionskapazität. Die gewählte Siebklassenbreite von 0,8 mm bis 2,8 mm ist an der Stelle nur ein Beispielfall, die für eine größere Massenausbeute aus der vorhandenen Charge so gewählt wurde. Diese Siebmaschengrenzen können auch enger sein. Korngrößen unterhalb von 0,8 mm sind jedoch nicht empfehlenswert, um die Staubanfälligkeit zu vermeiden. Die PUR-Pellets könnten in einer Mühle gebrochen werden. Über einen Siebmahlkreislauf mit Doppelsieb-Vibrationsrinne und gekoppelter Pelletierung könnte ein gezieltes Korngrößenspektrum erzeugt werden. Empfehlenswert sind 0,8 mm bis 2 mm.

**Literatur:**


[1] Verband der Chemischen Industrie e.V.; Produktion von Polyurethanen in Deutschland in den Jahren von 2013 bis 2021, 2022

[2] Austin A., Hicks D. A.; A review of the global PU industry of 2016 and outlook for 2017, PU MAGAZINE, Bd. 14 (2016), pp. 1-15

[3] Vanbergen T., Verlent I., Geeter J. D., Haelterman B., Claes L., Vos D. D.; Recycling of Flexible Polyurethane Foam by Split-Phase Alcoholysis: Identification of Additives and Alcoholyzing Agents to Reach Higher Efficiencies, ChemSusChem, Bd. 13 (2022), pp. 3835-3843, doi: 10.1002/cssc.202000949

[4] Deilmann C., Kraus N., Gruhler K.; Sensitivitätsstudie zum Kreislaufwirtschaftspotenzial im Hochbau (Endbericht), Forschungsprogramm Zukunft Bau, Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung (BBSR) im Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung (BBR), Deutschland, 2014

[5] Fischer B.; PUR recyceln und daraus neues herstellen, Österreichische Kunststoffzeitschrift, 7.10.2022, https://www.kunststoff-zeitschrift.at/.

[6] Zakharyana E. M., Maksimov A. L.; Pyrolysis of Polyurethanes. Process Features and Composition of Reaction Products, Russian Journal of Applied Chemistry, Bd. 95 (2022) Nr. 1, pp. 191-255, doi: 10.1134/S1070427222020033

[7] Font R., Fullana A., Caballero J., Candela J. und García A.; Pyrolysis study of polyurethane, Journal of Analytical and Applied Pyrolysis, Bd. 58/59 (2001) pp. 63-77, doi: 10.1016/S0165-2370(00)00138-8

[8] Verband der Hersteller geprüfter Öl- und Chemikalienbindemittel GÖC e.V.; Sofortmaßnahmen bei Mineralölunfällen - Liste der geprüften Ölbindemittel Typ I, II, III und IV, Stand 2021, https://www.goec-ev.com

[9] Bundesamt für Justiz; Trinkwasserverordnung - TrinkwV, Fassung 2023, TrinkwV.pdf (gesetze-im-internet.de)

# Unsicherheitsbetrachtungen in CFD- Simulationen

Ronald Zinke[a,b,*], Kevin Wothe[a] und Jan Struve[b]

[a]Institut für Apparate- und Umwelttechnik, Otto-von-Guericke Universität, Magdeburg
[b]TÜV NORD EnSys GmbH & Co. KG, Hamburg
[*]E-Mail: *ronald.zinke@ovgu.de*

**Kurzfassung**

In industriellen Anlagen und Prozessen, einschließlich im Management und in Notfallplanungen gilt es, unvermeidbare Risiken zu reduzieren. Ziel von Risikoanalysen ist es, Risiken zu identifizieren und die erkannten Risiken auf ein akzeptables Maß zu reduzieren.

Für die Prozess- und Anlagensicherheit wird ein gesellschaftlich akzeptiertes und gesetzlich festgelegtes Maß benötigt, wann ein Risiko als akzeptabel anzusehen ist und zum anderen benötigt man geeignete Verfahren der Risikoanalyse, das Erreichen bzw. Unterschreiten dieses Maßes nachzuweisen. In Deutschland gibt es hier ungenutztes Potential, denn quantitative Risikoanalysen (QRA) sind (außer in kerntechnischen Bereichen) nicht gefordert und die korrekte Durchführung von QRA verlangt in jeder Verfahrensstufe und in jedem Teilmodell auch die Mitbestimmung und Berücksichtigung von Modellunsicherheiten. Hierfür sind zusätzliche Verfahrensweisen erforderlich.

CFD-Modelle stellen im Bereich der Simulation den Stand der Wissenschaft und Technik dar und sollen zukünftig auch bei Risikoanalysen stärker Anwendung finden.
Publizierte CFD-Simulation sind jedoch meistens Simulationen von Einzelszenarien, über dessen Eintrittswahrscheinlichkeit selten eine Aussage getroffen wird.
Eine Auseinandersetzung mit der Bandbreite verschiedener Szenarien, insbesondere einer umfassenden Fehlerbetrachtung, Einfluss- und Toleranzanalyse ist praktisch nicht zu finden.
Toleranz- und Fehlerbetrachtung sind u. a. durch Kopplung mit Monte-Carlo-[1] (MCS) bzw. mit Latin-Hypercube-Sampling [2, 3] (LHS) möglich. aber numerisch äußerst aufwendig.

Hier soll gezeigt werden, dass eine Untermenge von CFD-Simulationen zur Definition eines Ersatzmodells benutzt werden kann. Das Ersatzmodell nennt man auch Response Surface, womit Unsicherheitsbetrachtungen als algebraische Probleme fortgeführt werden können. Ein Beispiel für die Anwendung von solchen Ersatzmodellen soll hier vorgestellt werden.

## 1 Unsicherheiten in Risikoanalysen

In Deutschland erfolgt abseits von Anagen mit atomrechtlicher Genehmigung die Betrachtung von Risiken von Anlagen überwiegend mit Verfahren der qualitativen Risikoanalyse. Hierbei werden systematisch Gefährdungen und denkbare Auswirkungen identifiziert und semiquantitativ bewertet. Eine quantitative Bestimmung von Risiken ist jedoch nicht vorgeschrieben.
Hervorhebenswert ist, dass bei allen genannten Bereichen nicht im Detail festgelegt ist, wie der Nachweis zur Erfüllung der Anforderungen zu erfolgen hat. Ebenso wurde darauf verzichtet, quantitative Grenzkriterien zu definieren, ab wann ein Risiko als hinreichend reduziert betrachtet werden kann.

### 1.1 Risiko

Typische Risikodefinitionen, wie sie in vielen Abhandlungen angegeben werden, lauten: das Risiko ist das Produkt aus Eintrittswahrscheinlichkeit $P$ und Konsequenz. Bisweilen finden sich auch verkürzte Darstellungen, in denen über einen nicht näher spezifizierten Index summiert wird: $R = \sum_i P_i K_i$. Für praktische Zwecke sowie für Verständnisfragen sind diese Definitionen noch zu ungenau.
Es ist nicht deutlich, wovon eine Eintrittswahrscheinlichkeit erhoben wird und was als Konsequenz aufzufassen ist. Durch die Summation lässt sich zwar darstellen, dass Einzelrisiken zu einem Gesamtrisiko zusammengefasst werden, dennoch ist die Summe für die betrachteten Einzelrisiken selten zutreffend.

In Risikoanalysen werden Ereignisse betrachtet, die im mathematischen Sinne als Elemente $A_i$ eines Ereignisfeldes $\Sigma$ (innerhalb eines wohldefinierten Wahrscheinlichkeitsraumes) aufgefasst werden können. Für diese soll es sowohl eine Bewertung bezüglich eines Merkmals, als auch eine Eintrittswahrscheinlichkeit geben:

$$\forall\, A_i \in \Sigma\, \exists\, P(A_i) \rightarrow [0,1] \text{ und } \forall\, A_i\, \exists\, K_M(A_i). \tag{1}$$

Das Risiko ist dann eine Zufallsvariable, welche bezogen auf die Merkmaleigenschaft $M$ den folgenden Wert annimmt:

$$R(M) = P(A_i) K_M(A_i). \tag{2}$$

Typische Merkmalseigenschaften sind monetärer Verlust, Nicht-Verfügbarkeit oder Personenschaden. Das Risiko $R$ trägt dann die Einheit der Merkmaleigenschaft.
Selbst bei gleichen Einheiten und stochastisch unabhängigen Ereignissen können Risiken nicht einfach addiert werden. Für die Aggregation von Risiken sind Verfahren der Risikoanalyse notwendig.

### 1.2 Skalenniveau von Risiken

Häufig verwendete Verfahren der Risikoanalyse unterscheiden sich darin, auf welchem Skalenniveau Risiken erhoben werden. Im Sprachbereich der Gefährdung könnte auch von **qualitativen Risiken** gesprochen werden, bei denen Risiken nur auf einer Nominalskala erhoben werden. Dann sind mögliche Ereignisse und mögliche Konsequenzen in verbaler Form bekannt. Da es auf diesem Skalenniveau keine Ordnungsrelation gibt, können qualitative Risiken nicht der Größe nach sortiert werden.
**Semiquantitative Risikoanalysen** erheben Risiken auf einer Ordinalskala, womit eine Ordnung und damit auch eine Risikopriorisierung möglich ist. Hierbei werden zur Bewertung üblicherweise Risikomatrizen eingesetzt, welche oft grob gerastert und unsicherheitsbehaftet sind. Viele Verfahren in der Anlagensicherheit erheben Risiken auf diesem Skalenniveau.
**Quantitative Risikoerhebungen** erheben Risiken auf einer Kardinalskala bei der sowohl eine Ordnungsrelation existiert, als auch der Abstand interpretierbar ist. Eine quantitative Risikoanalyse verarbeitet das maximal bereitstellbare Wissen zu den Risiken und gibt eine zur Genauigkeit der Eingangsdaten passende Bewertung. Weitere Vorteile einer quantitativen Risikoanalyse können die Schaffung einer Basis sein, ab wann ein Risiko als hinreichend reduziert angesehen werden kann und als Wirksamkeitsnachweis von risikoreduzierenden Maßnahmen dienen.

## 2 Unsicherheiten in CFD-Simulationen

Zunächst sei angenommen, dass zwischen einer interessierenden Zielgröße $y$ und einer oder mehreren erklärenden Variablen $x_1, ..., x_n$ ein funktionaler Zusammenhang $y = f(x_1, ..., x_n)$ be-

steht. Ist dieser bekannt und differenzierbar, so können Fehler- bzw. Unsicherheitsbetrachtung mit Fehlerfortpflanzungsgesetzen (totales Fehlerdifferential oder Gaußsche Fehlerfortpflanzung [4]) untersucht werden.
Für CFD-Simulationen zu Ausbreitungs- oder Brandereignissen liegt ein solcher funktionaler Zusammenhang nicht vor. Die Simulationen basieren auf nichtlinearen partiellen Differentialgleichungssystemen [5], auf welche die genannten Fehlerfortpflanzungen nicht angewendet werden können. Im Folgenden soll daher zunächst eine kurze Übersicht gegeben werden, welche Möglichkeiten zur Mitbetrachtung von Unsicherheiten in der Literatur untersucht wurden. Diese, sowie die Abbildung 1, wurden sinngemäß dem Überblicksartikel [6] entnommen.

Fehlerfortpflanzungsmethoden haben das Ziel, Fehler bzw. Unsicherheiten der Eingangsdaten eines Modells so zu berücksichtigen, dass deren Einfluss in den Modellausgangsdaten ersichtlich wird [4], etwa die Bestimmung von $\Delta y$ bei Berücksichtigung der Eingangsunsicherheiten $\Delta x_i$.
In verschiedenen Quellen [6, 7, 8] werden für die nähere Beschreibung der $\Delta x_i$ zwei Gruppen unterschieden: Nicht-probabilistische Methoden und probabilistische Methoden. Nicht-probabilistische Methoden besitzen wiederum zwei Untergruppen: (i) durch Angabe eines Intervalls und (ii) durch Angabe einer Zugehörigkeitsfunktion, während probabilistische Methoden auf der Angabe von Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen beruhen. Abbildung 1 stellt diese Gruppen und Unterteilungen in einer Übersicht dar.

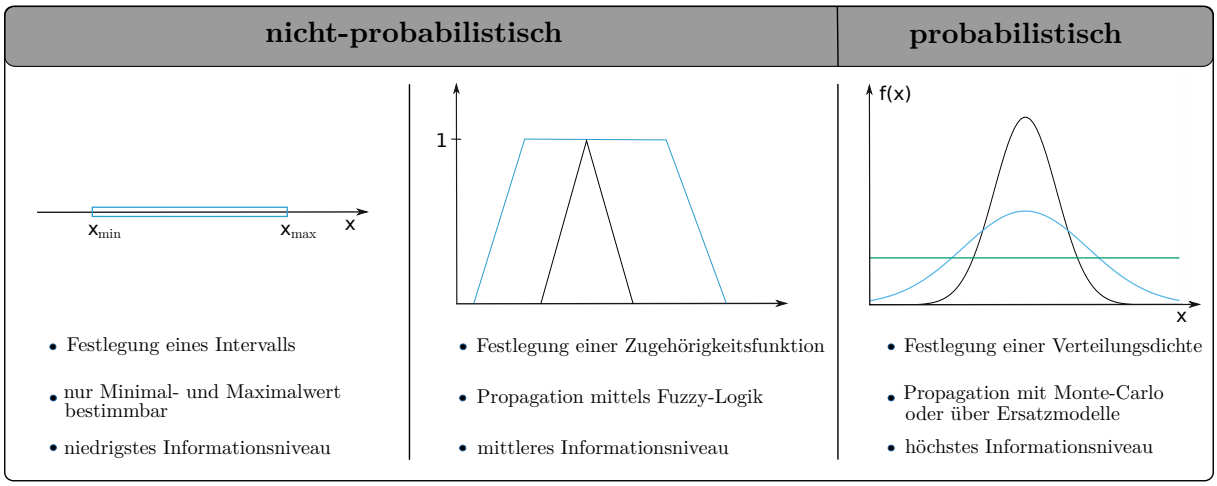



Abbildung 1: Illustration verschiedener Möglichkeiten für die Repräsentation von Unsicherheiten in Modelleingangsdaten in Abhängigkeit der vorliegenden Information [6] (modifizierte Abbildung).

## 2.1 Nicht-probabilistische Methoden

Zu den nicht-probabilistischen Methoden zählen Intervallmethoden, in denen die Unsicherheiten lediglich durch $x_i \in [x_{i,min}, x_{i,max}]$ repräsentiert werden. Ziel der Berücksichtigung ist die Abschätzung eines Intervalls $y \in [y_{min}, y_{max}]$. Das totale Fehlerdifferential ist hierfür ein Beispiel, wenn $y = f(x_1, ..., x_n)$ bekannt und hinreichend differenzierbar ist. Ist $y = f(x_1, ..., x_n)$ nicht explizit bekannt, wie im Falle von CFD-Simulationen, dann könnte man etwa mit den Minimal- und Maximalwerten (gegebenenfalls auch mit Rasterpunkten dazwischen) simulieren.
Ebenso als nicht-probabilistisch werden Unsicherheitsbetrachtungen eingestuft, welche durch Zugehörigkeitsfunktion $\mu(x)$ im Rahmen der Fuzzy-Logik (Möglichkeitstheorie) beschrieben

werden können. Die verfügbare Information zur Unsicherheit ist größer als im Falle einer Intervallangabe, allerdings genügt sie nicht für die Plausibilisierung einer Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion.

### 2.2 Probabilistische Methoden

Probabilistische Methoden benötigen hinreichende Informationen, um für jede Eingangsvariable $x_i$ eine Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion $f_{PDF,i}(x_i)$ oder im Falle von Korrelationen eine gemeinsame Verteilungsdichtefunkion $f_{PDF,I}(\{x_{i\in I}\})$ (I Indexmenge) bestimmen zu können. Ziel ist es nun, durch Propagation vom Modelleingang bis zum Modellausgang für die Zielgröße $y$ eine geeignete Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion zu finden. Hierzu zählen auch Anwendungen von Sampling-Verfahren, wie Monte-Carlo- oder Latin-Hypercube-Sampling.

## 3 Polynomielle Chaosentwicklung und Response Surface

Ziel der Response-Surface-Methode ist die Modellierung der Abhängigkeit zwischen erklärenden Variablen $x_i$, $i = 1, \cdots, m$ und einer Antwort (engl. response) $y$, darstellbar als $y \Leftrightarrow (\vec{x})$ oder auch durch $y = f(\vec{x})$. Die Methode wurde von Box und Wilson [9] für die Optimierung von vorwiegend chemischen Prozessen entwickelt. Dabei sollte das Optimum eines chemischen Prozesses hinsichtlich der Ausbeute eines Produktes gefunden werden. Statt der Durchführung einer Großzahl von Voruntersuchungen und Experimenten sollte mittels eines Ersatzmodells dieses Optimum ressourcenschonend gefunden werden. Dazu wurde eine Beziehung zwischen den Parametern Temperatur-, Druck-, Reaktionszeit sowie Zusammensetzung und der Ausbeute erstellt.
Diese Abhängigkeiten können mit Hilfe von Polynomen niedriger Ordnung approximiert werden, was auch mit Hilfe der polynomialen Chaosentwicklung (PCE) begründet werden kann (siehe [10, 11, 12, 13]). Eine mögliche allgemeine Darstellung ist:

$$y = \vec{f}(\vec{x}) \cdot \vec{a} + r. \tag{3}$$

Dabei ist $\vec{a} = (a_0, a_1, \cdots, a_p)$ ein Koeffizientenvektor aus $p+1$ konstanten Koeffizienten und $\vec{f}(\vec{x})$ ein $(p+1)$-dimensionales Vektorfeld, das aus sämtlichen Produkten der erklärenden Variablen in jeder Komponente besteht. Mit $r$ kann ein zufälliger Einfluss modelliert werden, für den man üblicherweise annimmt, dass bei $n$ Wiederholungen der Bestimmung $(\vec{x}_i \to y_i)$ der Erwartungswert $\frac{1}{n}\sum_i r_i \approx 0$ beträgt.
Für die Modellierung der Abhängigkeit verwendet man meist multivariate Modelle 1. oder 2. Ordnung. Letztere können (als Beispiel) dargestellt werden mit:

$$y = a_0 + \sum_{i=1}^{m} a_i x_i + \sum_{i=1}^{m} a_{ii} x_i^2 + \sum_{i=1, i\neq j}^{m} a_{ij} x_i x_j + r. \tag{4}$$

Für einen allgemeinen Überblick über die Entwicklung und Anwendung dieser Methode wird auf [14] verwiesen. In anderen Beiträgen zu dieser Methode wird auch die Bezeichnung Stochastic Response Surface Models (SRSM) verwendet (vgl. [8, 7]). Diese Bezeichnung soll betonen, dass bei der Erstellung der Response Surface mittels der PCE [12, 13] die Verteilungseigenschaften der beeinflussenden Zufallsvariablen explizit berücksichtigt werden. Die Begründung für die Auswahl und die Struktur der multivariaten Polynome erfolgt dann mittels PCE. Auf die PCE soll an dieser Stelle nicht weiter eingegangen werden. Für weitere Ausführungen zur PCE in Bezug auf Response Surface Methode sei auf [15, 10] verwiesen. Hier werden die Begriffe als synonym angesehen und weiterhin von der RSM gesprochen.

Viele Größen in physikalischen Modellen oder in CFD-Simulationen sind, mathematisch gesehen, Zufallsvariablen $X$. Zufallsvariablen sind formal definiert als eine messbare Funktion von einem Wahrscheinlichkeitsraum zu einem Messraum. Die Zufallsvariablen $X$ sind Funktionen, die jedem Ergebnis $\omega$ des Stichprobenraums $\Omega$ eine reelle Zahl zuordnen:

$$\forall x \in \mathbb{R}: \ \{\omega \mid X(\omega) \leq x\} \in \Sigma \tag{5}$$

wobei $\Sigma$ ein $\Omega$ zugeordneter Ereignisraum ist, der auch eine $\sigma$-Algebra auf $\Omega$ ist. Die Zufallsvariable $X$ nimmt bei der Durchführung eines Zufallsexperiments (oder bei einer Messung) den Wert $x$ an, was als Realisierung bezeichnet wird.
Da $Y$ in $Y = Y(X)$ von $X$ abhängt, wird die Realisierung $y = f(x)$ angenommen, wenn $X$ die Realisierung $x$ annimmt. Ist $Y = Y(X_1, X_2, ..., X_m)$ eine Zufallsvariable, die von einem Vektor von $m$ reellen Zufallsvariablen $X_i$ abhängt, so nennt man $Y$ eine multivariate Zufallsvariable und die $X_i$ Randverteilungen. Dazu müssen die $X_i$ auf demselben Wahrscheinlichkeitsraum definiert sein.
Betrachtet man $f \in L^2$ als Funktion einer standardnormalverteilten Zufallsvariablen $X$ mit endlichem Erwartungswert $E[f(X)] < \infty$ (nun im Wahrscheinlichkeitsraum mit dem Lebesgue-Integral berechnet), so kann man folgende Darstellung als Reihe verwenden:

$$f(X) = \sum_{j=0}^{\infty} f_j H_j(X), \quad \text{with: } f_j = E[f(X), H_j(X)]. \tag{6}$$

Auch wenn Zufallsvariablen im Wahrscheinlichkeitsraum definiert sind, kann $y = f(x)$ in eine verallgemeinerte Fourier-Reihe (Chaos-Expansion) mit Hermite-Polynomen expandiert werden, wenn die Zufallsvariable $Y$ ein endliches Moment zweiter Ordnung (endliche Varianz) hat [16, 17]:

$$y = \sum_{j=0}^{\infty} a_j H_j(x), \text{ with: } H_j(x) = (-1)^j e^{x^2} \frac{d^j}{dx^j} e^{-x^2}. \tag{7}$$

Der Index $j$ gibt die Ordnung der Hermite-Polynome an. Wenn $Y = Y(X_1, X_2, ..., X_m)$ eine Zufallsvariable ist, die von einem Vektor von $m$ reellen, normalverteilten Zufallsvariablen $X_i$ abhängt, dann wird eine solche Chaos-Erweiterung unter Verwendung von multivariaten Hermite-Polynomen als Polynom-Basis durchgeführt. Diese Basis ergibt sich aus den Tensorprodukten der jeweiligen univariaten Basispolynome:

$$\begin{aligned} y &= a_0\Gamma_0 + \sum_{i=1}^{m} a_{i1}\Gamma_1(x_{i1}) + \sum_{i_1=1}^{m}\sum_{i2=1}^{i1} a_{i1,i2}\Gamma_2(x_{i1}, x_{i2}) \\ &+ \sum_{i1=1}^{m}\sum_{i2=1}^{i1}\sum_{i3=1}^{i2} a_{i1,i2,i3}\Gamma_3(x_{i1}, x_{i2}, x_{i3}) + \cdots \end{aligned} \tag{8}$$

Der erste Term ist eine Konstante, der zweite enthält alle Terme 1. Ordnung, der dritte Term alle multivariaten Kombinationen der Variablen 2. Ordnung, gekennzeichnet durch den Index $p$ auf dem Ausdruck $\Gamma_d(x_{i1}, x_{i2}, \cdots, x_{im})$, der auch als polynomielles Chaos der Ordnung $d$ bezeichnet wird. Die multivariaten Hermite-Polynome der Ordnung $d$ für das $\Gamma_d$ können auch wie folgt angegeben werden (Physiker-Konvention):

$$\Gamma_d(x_{i1}, \cdots, x_{id}) = (-1)^p e^{\frac{1}{2}\vec{x}^T\vec{x}} \frac{\partial^d}{\partial_{x_{i1}} \cdots \partial_{x_{id}}} e^{-\frac{1}{2}\vec{x}^T\vec{x}}. \tag{9}$$

Die Expansionskoeffizienten $a_{\mathbf{j}}$ ($\mathbf{j}$ ist ein Multiindex, der die Ordnung charakterisiert) sind zu bestimmen. Diese polynomiale Chaos-Erweiterung kann verallgemeinert werden, wenn die

$X_1, X_2, \cdots, X_m$ nicht normalverteilt sind. Dann kann eine Expansion unter Verwendung anderer orthogonaler Polynomsysteme durchgeführt werden. Dies soll nun kurz diskutiert werden.
Wenn man annimmt, dass $Y$ ein endliches Moment zweiter Ordnung und alle $X_i$ endliche Momente in beliebiger Ordnung haben [18], dann kann $Y$ mit Hilfe orthogonaler Polynome $\{\Psi_{\mathbf{j}}(\mathbf{X}), \mathbf{j} \in \mathbb{N}^m\}$ ausgedrückt werden als:

$$Y = \sum_{\mathbf{j} \in \mathbb{N}^m} a_{\mathbf{j}} \Psi_{\mathbf{j}}(\mathbf{X}), \tag{10}$$

wobei $\mathbf{X}$ der Zufallsvektor ist und wobei:

$$\int_{\mathbb{R}^m} \Psi_{\mathbf{j}}(\mathbf{x}) \Psi_{\mathbf{k}}(\mathbf{x}) f_{\mathbf{X}}(\mathbf{x}) d\mathbf{x} = \delta_{\mathbf{jk}}. \tag{11}$$

Dabei sind $\mathbf{j}, \mathbf{k} \in \mathbb{N}^m$ wieder Multi-Indizes, die die Ordnung charakterisieren. Das Element $j_i \in \mathbf{j}$ bezeichnet also die Ordnung von $\Psi_{\mathbf{j}}(\mathbf{X})$ in der $i$-ten Variablen. Die Gesamtordnung $|\mathbf{j}|$ von $\Psi_{\mathbf{j}}(\mathbf{X})$ ist nun $\sum_i j_i$. Sind die $m$ Zufallsvariablen unabhängig voneinander, so gibt es wieder eine Tensorproduktdarstellung für $\Psi_{\mathbf{j}}(\mathbf{X})$, bei der für jede einzelne Variable ein eigenes orthogonales Polynomsystem verwendet wird. So können auch Zufallsvariablen zu Polynomen entwickelt werden, die nicht durch eine einfache Transformation in die Standardnormalverteilung überführt werden können [19].
Eine wichtige Klasse von orthogonalen Polynomen sind die sogenannten Askey-Wilson-Polynome [20]. Zu dieser Familie gehören neben den Hermite-Polynomen (Standard-Normalverteilung) auch die Jakobi-Polynome (Beta-Verteilung), die als Spezialfall die Legendre-Polynome (Gleichverteilung) enthalten, die Laguerre-Polynome (Gamma-Verteilung) und andere.
Die in Klammern angegebenen Verteilungen sind die entsprechenden Dichtefunktionen in der Orthogonalitätsbeziehung der Polynome. Die Reihenentwicklung wird normalerweise bei einer bestimmten Polynomordnung beendet, um eine endliche Menge von Expansionskoeffizienten zu erhalten. Hier ist die Ordnung oft begrenzt, indem man [19]:

$$A^{m,p} = \{\mathbf{j} \in \mathbb{N}^m : |\mathbf{j}| \leq p\} \tag{12}$$

anwendet, wobei $|\mathbf{j}| = \sum_{i=1}^m j_i$ die Gesamtordnung von $\Psi_{\mathbf{j}}$ ist und $p$ die höchste betrachtete Ordnung des Polynoms. Dann gibt es $\binom{m+p}{p}$ Koeffizienten in dem Polynom. Dieses Schema soll auch hier verwendet werden.
Für die Bestimmung der Koeffizienten des Vektors $\vec{a}$ gibt es verschiedene Methoden. In dieser Arbeit stehen nur Stützstellen für die Beziehungen $y = f(x_1, \cdots, x_m)$ zur Verfügung (siehe Kapitel 3), so dass die Koeffizienten nach der Methode der kleinsten Quadrate bestimmt werden.

### 3.1 Methode der kleinsten Quadrate

In der Methode der kleinsten Quadrate werden die Koeffizienten so bestimmt, dass die Summe der quadratischen Abweichungen, berechnet mit einem multivariaten Polynom, minimal ist. Die Summe der quadrierten Abweichungen $F(a_0, \cdots, a_p)$ ist eine Funktion der $p+1$ Parameter:

$$F(a_0, \cdots, a_p) = \sum_{i=1}^n \left[f(\vec{x}_i) - \hat{f}(\vec{x}_i)\right]^2 = \sum_{i=1}^n r_i^2. \tag{13}$$

Die notwendige Bedingung für die Minimierung der Summe der quadratischen Abweichungen ist:

$$\nabla F(a_0, \cdots, a_p) \stackrel{!}{=} \vec{0}. \tag{14}$$

Die einfache Herleitung des entsprechenden Gleichungssystems wird hier weggelassen. Es kann gezeigt werden, dass mit der Matrix $M$ (Größe $n \times (p+1)$):

$$M = \begin{pmatrix} f_0(\vec{x}_1) & f_1(\vec{x}_1) & \cdots f_p(\vec{x}_1) \\ f_0(\vec{x}_2) & f_1(\vec{x}_2) & \cdots f_p(\vec{x}_2) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ f_0(\vec{x}_n) & f_1(\vec{x}_n) & \cdots f_p(\vec{x}_n) \end{pmatrix} \tag{15}$$

und mit:

$$\vec{y}^T = [f(\vec{x}_1), \cdots, f(\vec{x}_n)], \quad \vec{a}^T = [a_0, a_1, \cdots, a_p] \tag{16}$$

folgt:

$$M^T M \vec{a} = M^T \vec{y} \quad \Rightarrow \vec{a} = (M^T M)^{-1} M^T \vec{y}. \tag{17}$$

Mit (17) können die Koeffizienten durch Lösen eines Gleichungssystems bestimmt werden.

## 4 Anwendungsbeispiel zur Response Surface: CFD-Simulation von VOC-Emissionen aus Schwimmdachtanks

### 4.1 Beschreibung des CFD-Modells

Für das Beispiel wurde der Ottokraftstofftank aus dem BG-RCI-Forschungsprojekt verwendet [21]. Der betrachtete Tank sowie seine Umgebung können als repräsentativ für Tanklagersituationen angesehen werden.
Eine Darstellung des Auffangbereiches und des Tanks zeigt Abbildung 2. Das Gelände um den

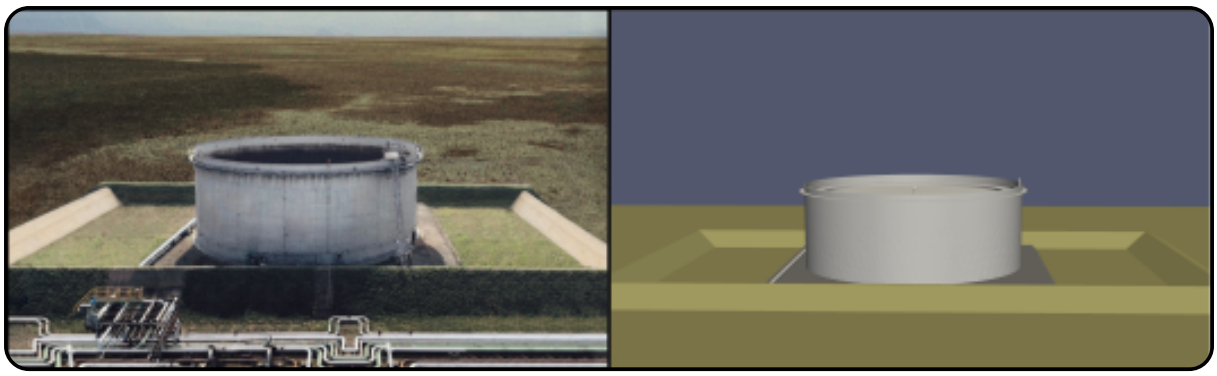


Abbildung 2: Darstellung eines Schwimmdachtanks für Ottokraftstoffe innerhalb eines Auffangbereiches; links: bearbeitetes Foto, rechts: abgeleitetes Modell für die Ausbreitungssimulationen.

Auffangbereich wird als eben und homogen angenommen und von einem Windfeld mit fester Windrichtung und definiertem Windprofil überströmt.
Das Tankmodell aus Abbildung 2 wurde in einen Quader eingebettet und mit SnappyHexMesh (OpenFOAM) bzw. mit ANSYS Meshing (ANSYS) vernetzt.
Die Einbettung des Tanks und die Auswahl der Quaderabmessungen erfolgte entsprechend einer Best-Practice-Guideline [22].
Das gesamte Simulationsgebiet besitzt damit die Abmessungen $(160\,m, 200\,m, 520\,m)$ und ist in Abbildung 3 dargestellt.
Für die Gitterzellendefinition wurde berücksichtigt, welche Abmessungen Emissionsquellen auf dem Schwimmdach (Ringspalt, Atmungsarmatur) und welche Abmessungen typische lokale

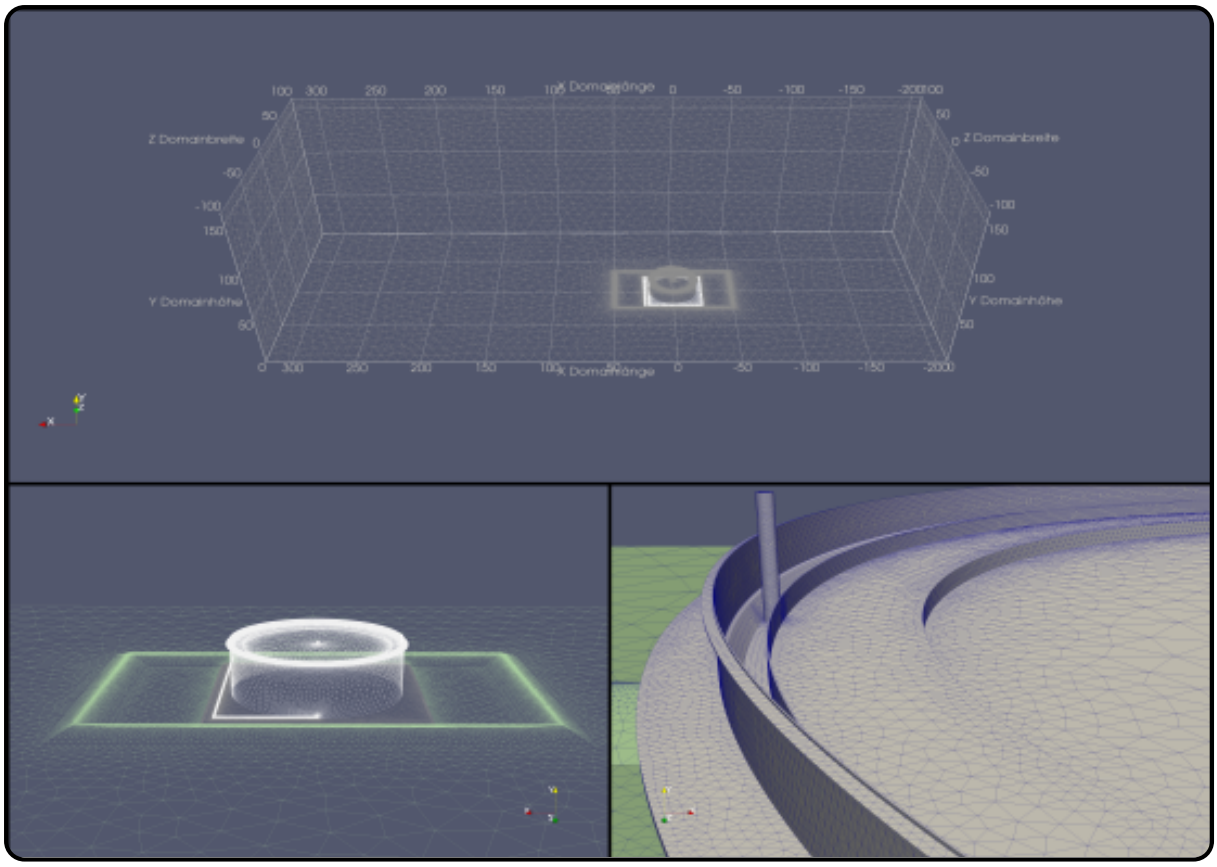



Abbildung 3: Darstellung des Simulationsgebietes und des Simulationsgitters mittels paraView. Oben: Gesamtansicht des Simulationsgebietes und Angabe der Abmessungen im Vergleich zum Tank, links: Vernetzung des Simulationsgebietes und des Tanks, rechts: Detailansicht zur Tankvernetzung.

Strömungshindernisse haben. Emissionsquellen sowie Dacharmaturen wurden im Zentimeterbereich aufgelöst und die Oberflächen des Tankdaches im Dezimeterbereich $(10-20)$ $cm$. Die größten Zellen im Meterbereich befinden sich in Gebieten, die weit vom Tank oder eines Randbereiches entfernt liegen. Durchgeführte Gittervergleiche zeigen, dass der Gewinn bei weiterer Verfeinerung des Gitters gering ist.

### 4.2 Strömungsmodell in ANSYS und OpenFOAM

Die Durchführung der CFD-Ausbreitungssimulationen erfolgte an einem handelsüblichen PC mittels der Softwarepakete ANSYS [23] und OpenFOAM [24]. Beide Pakete stellen sehr umfangreiche Funktionsbibliotheken bereit. ANSYS besitzt den Vorteil einer ausgereiften und den Funktionsumfang umfassenden graphischen Benutzeroberfläche. Im Gegenzug ist OpenFOAM frei verfügbar und verursacht weder Anschaffungs-, noch Lizenzkosten. In OpenFOAM liegt zudem der verwendete Quellcode offen, so dass alle Details der physikalischen Modellierung bis hin zu mathematischen Algorithmen diskutiert werden können. In ANSYS wurde der Strömungslöser ANSYS CFX verwendet, während in OpenFOAM der Solver *rhoReactingBuoyandFoam* benutzt wurde. Die Beschreibung der turbulenten Strömung wird in beiden Paketen mittels RANS-Modellen vorgenommen. Als Turbulenzmodell wurde das SST-Modell (Shear Stress Transport) benutzt, welches eine Kombination aus einem $k-\omega$-Modell in Wandnähe und einem $k-\varepsilon$-Modell in weiter von Wänden entfernt liegenden Zellen nutzt.

Für die Wände des Tanks wurde eine *no slip*-Randbedingung eingestellt und angenommen, dass diese hydraulisch glatt sind. Diese Randbedingung sorgt bei reibungsbehafteten Strömungen dafür, dass die Strömungsgeschwindigkeit der Luft an festen Oberflächen stets null ist. In OpenFOAM wurde für die Bodenoberfläche zudem eine Bodenrauhigkeitslänge $z_0$, die variablel im Zentimeterbereich eingestellt wurde und das überströmende Windprofil beeinflusst, eingestellt. Hierdurch klingt für größere $z_0$ die Strömungsgeschwindigkeit in Bodennähe rascher auf null ab.
In ANSYS CFX wurde für das Windprofil ein Potenzansatz $u(z) \sim z^p$ ($p$ ist hier ein Profilexponent) verwendet, während in OpenFOAM ein logarithmisches Windprofil ($u(z) \sim Ln(z/z_0)$) benutzt wurde.
Durch diese Unterschiede in den Einstellungen in beiden Softwarepaketen sind die Simulationsergebnisse nicht identisch, weisen jedoch nur geringe Unterschiede auf. Hier wurden die Simulationsergebnisse aus ANSYS CFX für die Erstellung der Response-Surface verwendet.

### 4.3 Erstellung der Response-Surface

Die Response-Surface wurde direkt mit den Knoten des ANSYS-Gitters für die Variablen Windgeschwindigkeit $u$, Emissionsmassenstrom $\dot{q}$ und für die Bodenrauhigkeit $z_0$ aufgestellt:

$$\begin{aligned} u &= \{1,2,3,4,5\}\,\mathrm{m\,s^{-1}}, \\ \dot{q} &= \{1,3,5\}\,\mathrm{kg\,s^{-1}}, \\ z_0 &= \{0,01;0.1;0,2\}\,\mathrm{m}. \end{aligned} \tag{18}$$

Für die Simulationen wurde ein Emissionsszenario zu Grunde gelegt, dem eine sehr große Lache auf dem Dach oder gar ein Dachuntergang entspricht. Insgesamt wurden 45 Parameterkombinationen (= Anzahl der CFD-Simulationen) benutzt, um 726458 Polynome anzupassen. Für einen Vergleich wurden Polynome 2. und 3. Ordnung angepasst, für welche 10 bzw. 20 Koeffizienten durch Regression zu bestimmen sind. Zunächst soll erneut das Originalmodell mit der Response-Surface verglichen werden. Als Parameterkombination wurde hierfür $u = 4\,\mathrm{m\,s^{-1}}$, $\dot{q} = 3\,\mathrm{kg\,s^{-1}}$ und $z_0 = 0{,}1\,\mathrm{m}$ gewählt. Das Konzentrationsprofil ist in Abbildung 4 durch longitudinale (Schnitt durch die Tankmitte in Windrichtung) , laterale (Schnitt 1 *m* neben dem Tank mit Windrichtung als Normale) und horizontale (Schnitt 1 *m* oberhalb des Daches) Schnitte des räumlichen Konzentrationsprofiles dargestellt. Für die Abbildung wurden Polynome 2. Ordnung inklusive lokaler Wichtung benutzt. Erneut findet man eine gute Übereinstimmung zwischen Originalmodell und Response-Surface, was auch für andere hier nicht gezeigte Parameterkombinationen erhalten bleibt. Selbstverständlich sind auch hier die Konzentrationsprofile nicht identisch. Die Unterschiede sind jedoch deutlich geringer als zu erwartende Abweichungen bei Berücksichtigung der Parameterunsicherheiten. Für die Bestimmung der Polynome mit dem C++-Programm benötigte eine CPU eines core i9 9900K @3.6 *GHz* etwa 14 s und es waren 0,75 GB Festplattenspeicher erforderlich. Für die Auswertung der Polynome (Berechnung einer Parameterkombination) wurden 0,25 s (CFD-Simulation ungefähr 10 h) benötigt.
Abbildung 5 zeigt die Polynome für eine ausgewählte Zelle des zugehörigen CFD-Gitters. Nun wurden $\dot{q} = 3\,\mathrm{kg\,s^{-1}}$ und $z_0 = 0{,}1\,\mathrm{m}$ konstant gehalten und die Windgeschwindigkeit variiert. Man kann erkennen, dass die Polynome 2. Ordnung die Daten bereits gut interpolieren. Zu Vergleichszwecken wurden lokal gewichtete Polynome 2. und 3. Ordnung (ohne Wichtung) hinzugenommen. Diese interpolieren die Daten etwas besser. Auch hier gilt, dass die Güte der Anpassung für alle Zellen ähnlich ist, so dass die Response-Surface als gutes Ersatzmodell betrachtet werden kann. Zur Untersuchung des Einflusses der Parameterunsicherheiten mittels MCS und LHS wurden lokal gewichtete Polynome 2. Ordnung benutzt. Als Abbruchbedingung wurde eingestellt, dass mindestens zwei Stellen signifikant sein müssen. Da es sich er-

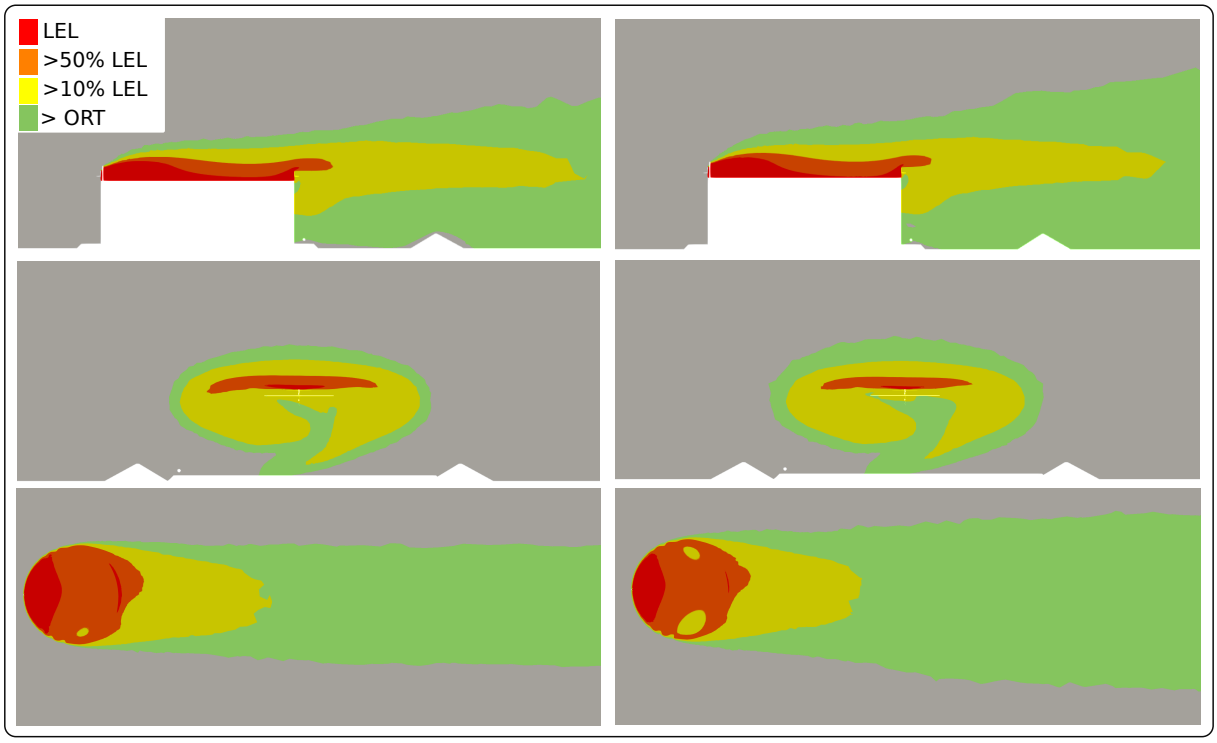



Abbildung 4: Vergleich des Originalmodells (links) mit der Response-Surface (rechts) mit longitudinalen, lateralen und horizontalen Schnitten (von oben nach unten) des räumlichen Konzentrationsprofiles (Farbeinteilung untere Explosionsgrenze, 6000 *ppm*) und Erkennensschwelle des Geruches, 6 *ppm*).

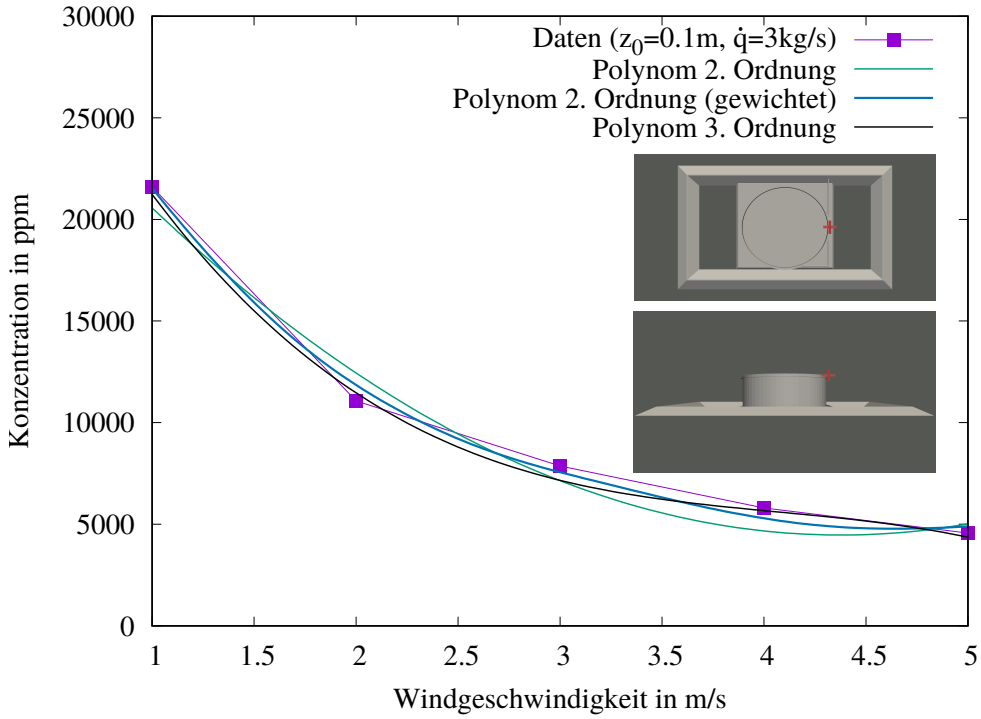



Abbildung 5: Darstellung der Konzentration in Abhängigkeit der Windgeschwindigkeit für eine ausgewählte Zelle (inset Figur: rotes Kreuz). Hierfür wurden Polynome 2. (zusätzlich inklusive lokaler Wichtung) und 3. Ordnung verwendet.

neut um eine Demonstration handelt, wurde angenommen, dass $u \sim N(4,1)$, $\dot{q} \sim U[1,5]$ und $z_0 \sim U(0{,}01,\ 0{,}2)$ gelten. Abbildung 6 zeigt Konzentrationsprofile für den Erwartungswert (links) und für den Einfluss der Schwankungen (rechts, $\pm$ eine Standardabweichung). Für die

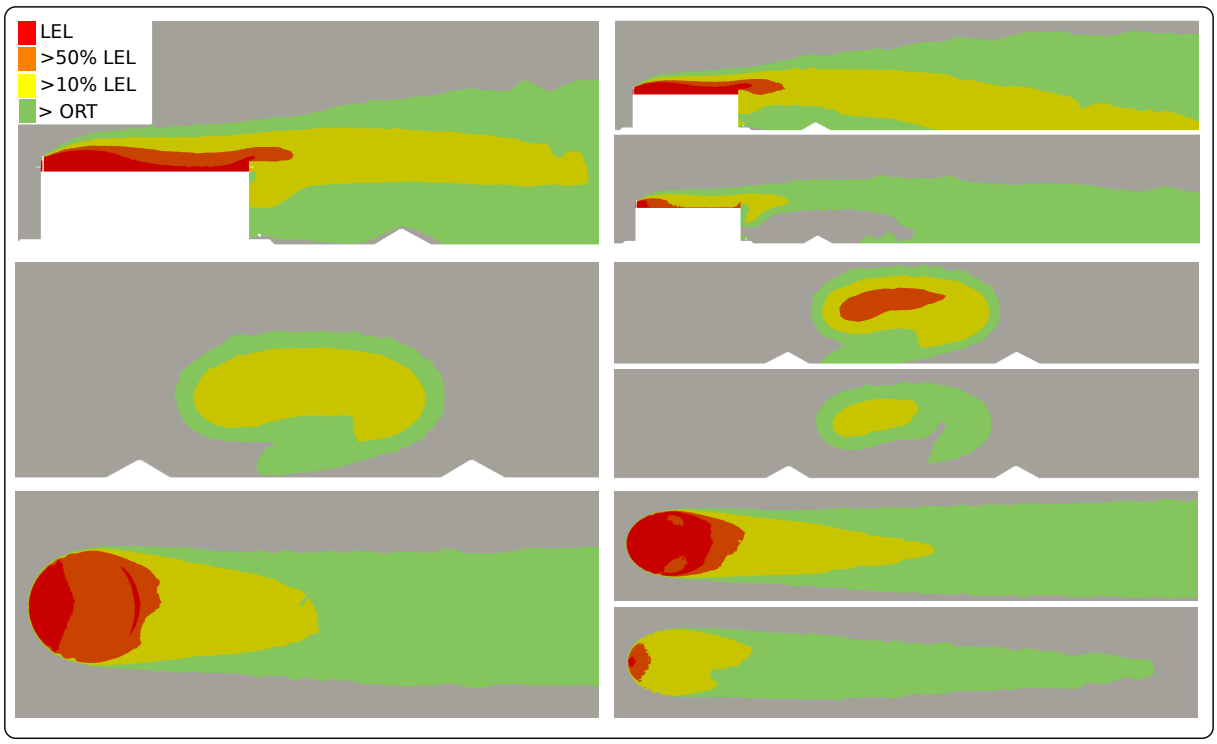



Abbildung 6: Illustration der Konzentrationsprofile für den Erwartungswert (links) und für den Einfluss der Schwankungen (rechts, $\pm$ eine Standardabweichung) mittels longitudinaler, lateraler und horizontaler Schnitte (von oben nach unten).

Erfüllung der Abbruchbedingung wurde etwa 10000 (MCS) bzw. 1000 (LHS) samples benötigt. Zur Veranschaulichung der erforderlichen Gesamtzeit wurde in einem wiederholten Durchlauf die Sampling-Zahlen für alle Polynome fixiert zu 10000 (sowohl für MCS als auch für LHS). Ein Kern einer core i7 4930K @$3.4GHz$ benötigte $19 \cdot 10^3$ s (MCS) und $65 \cdot 10^3$ s (LHS) zur Bestimmung von Erwartungswert und Varianz für alle Polynome.

## 5 Zusammenfassung

CFD-Modelle stellen im Bereich der Simulation den Stand der Wissenschaft und Technik dar und werden zukünftig auch bei Risikoanalysen stärker Anwendung finden.
Publizierte CFD-Simulation sind jedoch meistens Simulationen von Einzelszenarien, über dessen Eintrittswahrscheinlichkeit selten eine Aussage getroffen wird.
Eine Auseinandersetzung mit der Bandbreite verschiedener Szenarien, insbesondere einer umfassenden Fehlerbetrachtung, Einfluss- und Toleranzanalyse ist praktisch nicht zu finden.

Hier wurde gezeigt, dass eine Untermenge von CFD-Simulationen zur Definition eines Ersatzmodells, basierend auf einem multivariaten Polynom, genutzt werden kann. Das erstellte multivariate Polynom ermöglicht die Auswertung bzw. Unsicherheitsbetrachtung durch Berücksichtigung von Verteilungseigenschaften der unsicheren Parameter auf numerisch einfachere Art, da es sich nunmehr um ein algebraisches Problem handelt. Ein Beispiel für die Anwendung und zur Demonstration der Vorteile von solchen Ersatzmodellen wurde hier am Beispiel der VOC-Emissionen aus einem Schwimmdachtank gezeigt.

## Literatur


[1] SOBOL, I. M.: Die Monte-Carlo-Methode. In: *Deutscher Verlag der Wissenschaften* (1991)

[2] MCKAY, M. D. ; BECKMAN, R. J. ; CONOVER, W. J.: Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output from a Computer Code. In: *Technometrics* 21 (1979), Nr. 2, S. 239–245. http://dx.doi.org/10.1080/00401706.1979.10489755. – DOI 10.1080/00401706.1979.10489755. – ISSN 0040–1706

[3] IMAN, R. L. ; HELTON, J. C. ; CAMPBELL, J. E.: An Approach to Sensitivity Analysis of Computer Models: Part I—Introduction, Input Variable Selection and Preliminary Variable Assessment. In: *Journal of Quality Technology* 13 (1981), Nr. 3, S. 9. http://dx.doi.org/10.1080/00224065.1981.11978748. – DOI 10.1080/00224065.1981.11978748

[4] *DIN 1319: Grundlagen der Meßtechnik*. 1999

[5] LAURIEN, E. ; OERTEL, H. j.: *Numerische Strömungsmechanik*. Version: 2013. http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-03145-9. – DOI 10.1007/978–3–658–03145–9

[6] FARAGHER, John ; DSTO PLATFORMS SCIENCES LABORATORY (Hrsg.): *Probabilistic Methods for the Quantification of Uncertainty and Error in Computational Fluid Dynamics Simulations*. 2004

[7] CHUTIA, Rituparna ; MAHANTA, Supahi ; DATTA, D: Uncertainty modelling of atmospheric dispersion by stochastic response surface method under aleatory and epistemic uncertainties. In: *Indian Academy of Sciences* (2014), Nr. 2, S. 467–485. http://dx.doi.org/10.1007/s12046-013-0212-7. – DOI 10.1007/s12046–013–0212–7

[8] ISUKAPALLI, S. S. ; ROY, A. ; GEORGOPOULOS, P. G.: Stochastic response surface methods (SRSMs) for uncertainty propagation: application to environmental and biological systems. In: *Risk analysis : an official publication of the Society for Risk Analysis* 18 (1998), Nr. 3, S. 351–363. http://dx.doi.org/10.1111/j.1539-6924.1998.tb01301.x. – DOI 10.1111/j.1539–6924.1998.tb01301.x. – ISSN 0272–4332

[9] BOX, G. E. P. ; WILSON, K. B.: On the Experimental Attainment of Optimum Conditions. In: *Journal of the Royal Statistical Society: Series B (Methodological)* 13 (1951), Nr. 1, S. 1–38. http://dx.doi.org/10.1111/j.2517-6161.1951.tb00067.x. – DOI 10.1111/j.2517–6161.1951.tb00067.x. – ISSN 00359246

[10] ZINKE, Ronald: *Unsicherheitsbetrachtungen und Fehlerfortpflanzung in quantitativen Risikoanalysen*, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Habilitation, 2022. http://dx.doi.org/http://dx.doi.org/10.25673/88131. – DOI http://dx.doi.org/10.25673/88131

[11] MUGLER, Antje: *Verallgemeinertes polynomielles Chaos zur Lösung stationärer Diffusionsprobleme mit zufälligen Koeffizienten*, Brandenburgische Technische Universität Cottbus–Senftenberg, Dissertation, 2013

[12] WIENER, N.: The Homogeneous Chaos. In: *American Journal of Mathematics* 60 (1938), Nr. 4, S. 39. http://dx.doi.org/10.2307/2371268. – DOI 10.2307/2371268

[13] WIENER, N.: Nonlinear Problems In Random Theory. In: *MIT Press, Cambridge* (1958). ISBN 9780262230049

[14] KHURI, André I. ; MUKHOPADHYAY, Siuli: Response surface methodology. In: *Wiley Interdisciplinary Reviews: Computational Statistics* 2 (2010), Nr. 2, S. 128–149. http://dx.doi.org/10.1002/wics.73. – DOI 10.1002/wics.73. – ISSN 1939–5108

[15] ZINKE, Ronald ; WOTHE, Kevin ; DUGAREV, Dmitry ; GÖTZE, Oliver ; KÖHLER, Florian ; SCHALAU, Sebastian ; KRAUSE, Ulrich: Uncertainty consideration in CFD-models via response surface modeling: Application on realistic dense and light gas dispersion simulations. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 75 (2022), S. 104710. http://dx.doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jlp.2021.104710. – DOI https://doi.org/10.1016/j.jlp.2021.104710. – ISSN 0950–4230

[16] GHANEM, R.G. ; SPANOS, P. D.: Spectral Techniques for Stochastic Finite Elements. In: *Archives of Computational Methods in Engineering* (1997), Nr. 1, S. 63–100

[17] CAMERON, R. H. ; MARTIN, W. T.: The Orthogonal Developement of Non-Linear Functionals in Series of Fourier-Hermite Functionals. In: *The Annals of Mathematics* 48 (1947), Nr. 2, S. 385–392

[18] ERNST, O. G. ; MUGLER, A. ; STARKLOFF, H.-J. ; ULLMANN, E.: On the convergence of generalized polynomial chaos expansion. In: *ESAIM: M2AN* 46 (2012), Nr. 2, S. 317–339. http://dx.doi.org/10.1051/m2an/2011045. – DOI 10.1051/m2an/2011045

[19] XIU, Dongbin ; KARNIADAKIS, George E.: The Winer-Askey Polynomial Chaos for Stochastic Differential Equations. In: *SIAM Journal on Scientific Computing* 24 (2002), Nr. 2, S. 619–644. http://dx.doi.org/10.1137/S1064827501387826. – DOI 10.1137/S1064827501387826

[20] ASKEY, R. ; WILSON, J.: Some basic hypergeometric orthogonal polynomials that generalize Jacobi polynomials. In: *Memoirs of the American Mathematical Society* 54 (1985), S. 319. http://dx.doi.org/10.1090/memo/0319. – DOI 10.1090/memo/0319. – ISSN 0065–9266

[21] ZINKE, R. ; KÖHLER, F.: *Emissionen leichtflüchtiger Kohlenwasserstoffe aus Schwimmdachtanks und deren lokale Ausbreitung: Betrachtungen zum bestimmungsgemäßen Betrieb und im Schadenfall*. Berufsgenossenschaft Rohstoffe, Chemische Industrie (BG-RCI), 2019

[22] FRANKE, J. ; HELLSTEN, A. ; SCHLÜNZEN, H. ; CARISSIMO, B.: Best Practice Guideline for the CFD Simulation of Flows in the Urban Environment: COST Action 732 Quality Assurance and Improvement of Microscale Meteorological Models. In: *Meteorological Institute University of Hamburg* (2007)

[23] ANSYS ACADEMIC RESEARCH: *Help System, Coupled Field Analysis Guide, ANSYS, Inc.*

[24] OPENFOAM LTD. OPENFOAM LTD.: *OpenFOAM*. http://www.openfoam.com

# Ersatzmodelle von CFD-Simulationen: Unsicherheitsbetrachtungen und Genauigkeitsanalysen

Kevin Wothe[a,*], Jan Struve[b] und Ronald Zinke[a, b]

[a]Institut für Apparate- und Umwelttechnik, Otto-von-Guericke Universität, Magdeburg
[b]TÜV NORD EnSys GmbH & Co. KG, Hamburg
[*]E-Mail: *kevin.wothe@ovgu.de*

**Kurzfassung**

CFD-Simulationen (Computational Fluid Dynamics) werden in der Anlagensicherheit zunehmend für sicherheitstechnische Betrachtungen (z. B. der Modellierungen von Brand- oder Ausbreitungsszenarien) verwendet. Der Hauptgrund ist die potenziell höhere Genauigkeit aufgrund der physikalischen Nachbildung realer Prozesse und der Verwendung möglichst genauer, fallspezifischer Eingangsdaten. Jedoch lassen sich viele Beispiele von qualitativen Sicherheitsanalysen von Anlagen und Prozessen mit CFD-Simulationen finden, die entweder verfahrensbedingt ohne Unsicherheitsbetrachtungen auskommen müssen oder bei denen eine detaillierte Betrachtung dieser zu Gunsten eines abdeckenden Einzelszenarios ausgelassen wurde. Bei einer Kopplung der Simulationen mit Monte-Carlo- oder Latin-Hypercube-Sampling können Verteilungsfunktionen von Eingangsparametern berücksichtigt und somit Unsicherheiten analysiert werden. Diese gehen aber mit einem hohen numerischen Aufwand einher, sodass die Anwendung oft nicht in einem vertretbaren Zeitrahmen durchführbar ist. Als Alternative zur direkten Kopplung der Methoden mit einer ohnehin aufwändigen CFD-Simulation können Ersatzmodelle dieser Simulationen verwendet werden. Die Response Surface Methode (RSM) ist dabei eine Möglichkeit, algebraische Ersatzmodelle von CFD-Simulationen zu erstellen. Um Stützstellen für die Response Surface (RS) bereitzustellen, werden die für die Unsicherheitsbetrachtungen vorgesehenen Parameter auf einem zuvor festgelegten Raster definiert und Simulationen mit ihnen durchgeführt. Anschließend wird mithilfe der Simulationsergebnisse für jede Gitterzelle des Simulationsnetzes ein multivariates Polynom erstellt, welche in ihrer Gesamtheit die RS darstellen. Diese Methodik sowie der dafür erstellte C++-Code und deren Anwendungsmöglichkeiten sollen in diesem Tagungsbeitrag vorgestellt werden. Weiterhin soll aufbauend auf bereits abgeschlossene Forschungsprojekte [1, 2] die Genauigkeit der Ersatzmodellierung mittels der ANOVA (analysis of variance) quantitativ bewertet und daraus ableitbare Verfahrensweisen für zukünftige Simulationen anhand von Beispielrechnungen aufgezeigt werden. Dies sind jeweils Teile eines bereits laufenden Promotionsverfahrens.

## 1 Einleitung

In der Industrie können Störfälle durch Explosionen, Brände, Freisetzungen gefährlicher Stoffe oder durch sich gegenseitig bedingende Ereignisse verursacht werden. Zur Bewertung dieser Ereignisse, z. B. zur Ableitung geeigneter Schutzmaßnahmen sind entsprechenden Analysen notwendig. Hierzu werden sowohl Experimente als auch theoretische Modelle verwendet. Experimente bieten die Möglichkeit, Daten unter realistischen Bedingungen zu sammeln. Allerdings sind die Unfallszenarien sehr vielfältig und nicht alle lassen sich in statistisch repräsentativem Umfang realisieren, da die für die Untersuchung erforderlichen Änderungen der Eingangsgrößen und Aufbauten sehr teuer sind. Modellrechnungen und theoretische Abschätzungen bis hin zur Durchführung von Simulationen am Computer können daher eine günstigere Alternative

darstellen. Je nach Problemstellung können verschiedene Arten von Modellrechnungen eingesetzt werden. Diese reichen von einfachen algebraischen oder empirischen Modellen bis hin zu komplexen Simulationen. Insbesondere für Schadstoffausbreitungsanalysen oder die Modellierung von Bränden werden zunehmend CFD-Simulationen (Computational Fluid Dynamics) [3] eingesetzt.
Bei CFD-Simulationen werden strömungsdynamische partielle Differentialgleichungssysteme (Navier-Stokes-Gleichungen) und zahlreiche andere Bilanz- und Modellgleichungen numerisch gelöst. So werden räumlich und zeitlich aufgelöste dreidimensionale Skalar- oder Vektorfelder, wie z.B. Konzentrations- oder Geschwindigkeitsfelder, bestimmt. In den meisten Fällen wird eine möglichst umfassende mathematisch-physikalische Modellierung bis auf die Ebene der Submodelle angestrebt, um die Notwendigkeit des Rückgriffs auf genauigkeitsbegrenzende Approximationen zu minimieren. Daher bieten diese Modelle die höchste potenzielle Genauigkeit, stellen aber auch sehr hohe Anforderungen an die Qualität der Eingabedaten. Auch wenn CFD-Simulationen prinzipiell zu sehr detaillierten Ergebnissen führen können, muss man sich bewusst sein, dass viele Eingangsgrößen unsicher sind und innerhalb parameterspezifischer Verteilungsfunktionen schwanken können. Bis hin zu den Submodellen sind zahlreiche Modellparameter implementiert, deren numerische Werte realistischerweise auch schwanken können. Literaturstudien zeigen, dass zahlreiche CFD-Simulationen Analysen von Einzelszenarien mit scharfen Werten und häufig mit Default-Werten in Teilmodellen sind. Eine allgemeine Diskussion der Bandbreite verschiedener Szenarien, insbesondere eine umfassende Fehlerbetrachtung, Einfluss- und Toleranzanalyse, ist praktisch nicht zu finden. Einfache Fehlerfortpflanzungsbetrachtungen können für CFD-Modelle nicht durchgeführt werden, da die Korrelation zwischen den Eingangs- und Zielgrößen $(x_1, ..., x_m) \rightarrow y$ nicht als differenzierbare Funktion vorliegt. Unsicherheitsbetrachtungen der Eingangsvariablen sind jedoch möglich durch Stichproben- bzw. Samplingverfahren wie Monte-Carlo-Sampling (MCS) [4, 5] oder Latin-Hypercube-Sampling (LHS) [6, 7]. Eine direkte Kopplung von CFD-Simulationen mit den oben genannten Sampling-Methoden würde die Durchführung einer Simulation für jeden (zufällig gewählten) Eingangsparameter-Vektor $(x_1, ..., x_m) \rightarrow y$ erfordern. Auch wenn LHS im Allgemeinen schneller konvergiert als MCS, wäre dennoch eine große Anzahl von Simulationen notwendig, bis die angenommenen Verteilungsfunktionen der Eingangsgrößen statistisch ausreichend repräsentiert sind. Der Aufwand steigt zudem exponentiell mit der Anzahl der zu berücksichtigenden Parameter. Auch wenn einzelne Simulationen in der Regel bereits auf Parallelrechnern durchgeführt werden, ist diese direkte Kopplung numerisch sehr aufwendig oder sogar undurchführbar bzw. kann nur in Spezialfällen durchgeführt werden. Eine alternative Strategie ist der Versuch, die Korrelation $(x_1, ..., x_m) \rightarrow y$ durch ein algebraisches Ersatzmodell zu approximieren. In der hier vorliegenden Arbeit werden dazu multivariate Polynomensysteme [1, 8] verwendet. Dieser Ansatz wird als Response Surface Methode (RSM) und das so erstellte Ersatzmodell als Response Surface (RS) bezeichnet.
Wenn ein hinreichend genaues Ersatzmodell existiert, kann es direkt mit den Sampling-Methoden gekoppelt werden, da für jeden neuen Parametervektor nur algebraische Operationen berechnet werden müssen, was in einem Bruchteil der Zeit einer Simulation erledigt werden kann. Allerdings müssen zur Erstellung des Modells CFD-Simulationen durchgeführt werden, um genügend Stützpunkte für die Modellanpassung zu erhalten. Ist das Ersatzmodell ausreichend genau, können neue Parameterkombinationen berechnet werden, ohne dass eine erneute Ausführung einer CFD-Simulation erforderlich ist. Neben der schnelleren Berechnung von Simulationsergebnissen sind mit den Response Surfaces auch andere Untersuchungen möglich. So können beispielsweise Parameterstudien, Sensitivitätsanalysen und Optimierungsprozesse durchgeführt werden. Da es sich bei diesen Ersatzmodellen um Approximationen der Simulation handelt, ist deren Genauigkeit für die Anwendung dieser Methode relevant. Mit der geforderten Genau-

igkeit steigt der Aufwand zur Bestimmung der RS. Es muss also ein Kompromiss zwischen Genauigkeit und Aufwand gefunden werden. Zu diesem Zweck werden varianzanalytische Ansätze (ANOVA - engl. Analysis of Variance) untersucht, um Anwendungsmöglichkeiten, aber auch Grenzen der RSM aufzuzeigen. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurde ein C++-Code erstellt, der die RS vollautomatisch auf Standard-PCs, aber auch auf Hochleistungsrechnern erzeugen kann. Dieser Code kann auch für die Durchführung der Simulationen sowie für weitere Berechnungen mit der RS verwendet werden und wurde bereits für einfache Modelle aber auch für industriell relevante CFD-Simulationen eingesetzt [1, 2, 8]. Die RSM, die Diskussion der Genauigkeit sowie die Umsetzung der Untersuchungen mit dem C++-Code sind zentrale Punkte der aktuellen Forschung und werden in dieser Arbeit vorgestellt. Hierzu ist die Arbeit wie folgt gegliedert.

In Kapitel 2 werden die mathematischen Grundlagen der verwendeten Methoden erklärt. Dazu wird in diesem Abschnitt auf die RSM sowie die in ihr verwendete Regressionsmethode (Methode der kleinsten Quadrate) eingegangen. Anschließend werden die Betrachtungen zur Genauigkeit der RS mittels ANOVA sowie die Erklärungen, warum diese als wichtiger Kernaspekt der aktuellen Forschung gesehen wird, vorgestellt, bevor die verwendeten Sampling-Verfahren MCS und LHS kurz erläutert werden. Im dritten Kapitel werden der von der Forschungsgruppe erstellte C++-Code und seine Funktionen präsentiert. Ergebnisse aus früheren Projekten im Zusammenhang mit der RSM werden im vierten Kapitel zusammengefasst und abschließend soll ein Überblick über die Erkenntnisse sowie ein Ausblick in anstehende Forschungsaufgaben gegeben werden.

## 2 Grundlagen der Response Surface Methode

### 2.1 Response Surface Methode und Methode der kleinsten Quadrate

Die RSM wurde von Box und Wilson [9] für die Optimierung von chemischen Prozessen entwickelt. Sie ermöglicht die Bestimmung einer Korrelation zwischen Eingangsparametern $x_i$, $i = 1, \cdots, m$ und einer Response $y$. Diese Zusammenhänge können mit Hilfe von Polynomen niedriger Ordnung genähert werden, was auch mit Hilfe der polynomialen Chaosentwicklung (PCE) begründet werden kann. Für weitere Ausführungen zur PCE in Bezug auf die Response Surface Methode sei auf [1, 8, 10, 11, 12] verwiesen. Einen allgemeinen Überblick über die Entwicklung und Anwendung der RSM bietet [13].
Für die Modellierung der Abhängigkeit verwendet man meist multivariate Modelle 1. oder 2. Ordnung. Ein einfaches Beispiel dieser ist die Regressionsfunktion 2.Ordnung für zwei Variablen $f(x_1, x_2) = a_0 + a_1x_1 + a_2x_2 + a_3x_1x_2 + a_4x_1^2 + a_5x_2^2$. Dabei ist $\vec{a} = (a_0, a_1, \cdots, a_p)$ ein Koeffizientenvektor aus $p+1$ konstanten Koeffizienten.
Für die Bestimmung der Koeffizienten des Vektors $\vec{a}$ gibt es verschiedene Methoden. In dieser Arbeit stehen nur Stützstellen für die Beziehungen $y = f(x_1, \cdots, x_m)$ zur Verfügung (siehe Kapitel 3), so dass die Koeffizienten nach der Methode der kleinsten Quadrate bestimmt werden. Dabei werden die Koeffizienten so bestimmt, dass die Summe der quadratischen Abweichungen minimal ist. Die Summe der quadrierten Abweichungen $F(a_0, \cdots, a_k)$ ist eine Funktion der $p = k+1$ Parameter:

$$F(a_0, \cdots, a_k) = \sum_{i=1}^{n} \left[ f(\vec{x}_i) - \hat{f}(\vec{x}_i) \right]^2 = \sum_{i=1}^{n} r_i^2 = R. \tag{1}$$

Die notwendige Bedingung für die Minimierung der Summe der quadratischen Abweichungen ist:

$$\nabla F(a_0, \cdots, a_k) \stackrel{!}{=} \vec{0}. \tag{2}$$

Es kann gezeigt werden, dass mit der Matrix $M$ (Größe $n \times p$):

$$M = \begin{pmatrix} f_0(\vec{x}_1) & f_1(\vec{x}_1) & \cdots f_k(\vec{x}_1) \\ f_0(\vec{x}_2) & f_1(\vec{x}_2) & \cdots f_k(\vec{x}_2) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ f_0(\vec{x}_n) & f_1(\vec{x}_n) & \cdots f_k(\vec{x}_n) \end{pmatrix} \tag{3}$$

und mit:

$$\vec{y}^T = [f(\vec{x}_1), \cdots, f(\vec{x}_n)], \quad \vec{a}^T = [a_0, a_1, \cdots, a_k] \tag{4}$$

folgt:

$$M^T M \vec{a} = M^T \vec{y} \quad \Rightarrow \vec{a} = (M^T M)^{-1} M^T \vec{y}. \tag{5}$$

Mit (5) können die Koeffizienten durch Lösen eines Gleichungssystems bestimmt werden. Die für die Bestimmung verwendeten Daten können auch gewichtet werden:

$$\vec{a} = \left(M^T W M\right)^{-1} M^T W \vec{y}, \tag{6}$$

wobei $W$ eine quadratische Diagonalmatrix der Größe $n \times n$ ist. Die Stärke der Wichtung kann beispielsweise indirekt proportional zur Größe des Residuums (also der Abweichung vom Modell im Vergleich zu den ursprünglichen Daten) angegeben werden. Ein möglicher Ansatz für die Diagonalelemente von $W$ ist:

$$w_i = \frac{1}{1 + r_i^2}, \tag{7}$$

wobei $r_i$ der absolute Wert des i-ten Residuums ist. Es ist auch möglich, die Wichtungsmatrix in Abhängigkeit vom Ort zu definieren ("moving least square"). Hierfür kann dieselbe Formel verwendet werden, wobei jedoch $r_i$ durch den Abstand zwischen der Position des tatsächlichen Punktes und dem Wichtungsort ersetzt wird. Die Verwendung der Moving Least Squares kann zu lokal genaueren Ersatzmodellen führen.

### 2.2 Varianzanalyse

Bei Regressionsproblemen ist man immer mit der Aufgabe konfrontiert, zu bestimmen oder zu untersuchen, welche Ordnung das Regressionspolynom haben sollte und welche Entwicklungskoeffizienten signifikant/nicht signifikant sind. Dies ist von Bedeutung um Über- bzw. Unteranpassungen zu vermeiden. Unteranpassungen, oder auch Underfitting genannt, beschreibt dabei die Verwendung eines zu einfachen Ersatzmodells für die Beschreibung der Beziehung zwischen den Eingangsdaten und der Response. Dabei kann das Modell die ursprünglichen Zusammenhänge nicht genau genug abbilden. Dies tritt ein wenn eine zu geringe Ordnung für die Anpassung (engl. fitting) verwendet wird. Im Gegensatz dazu steht die Überanpassung oder auch Overfitting bei dem das Modell eine übermäßige Komplexität aufweist. Dabei wird eine sehr gute Anpassung an die Ursprungsdaten geschaffen, die aber keine Generalisierbarkeit besitzt. Somit können Vorhersagen für andere als die gegebenen Stützwerte (Inter- oder Extrapolationen) verfälscht werden.
Um diese Begrifflichkeiten zu verdeutlichen soll ein einfaches Beispiel aus [8] gezeigt werden. Dabei wurde ein Datensatz aus sechs Datenpaaren erzeugt, die einem quadratischen Zusammenhang $f(x) = (x-2)^2$ unterliegen. Anschließend wurden den Funktionswerten kleine, normalverteilte Fehler aufaddiert. Die so gewonnenen Wertepaare wurden dann als Eingangsgrößen für die Regression von Funktionen 1. bis. 5. Ordnung verwendet. Diese sind in Abbildung 1 dargestellt. Weiterhin sind die Summen der Residuen für die jeweiligen Regressionsfunktionen gegeben (vgl. (1)).

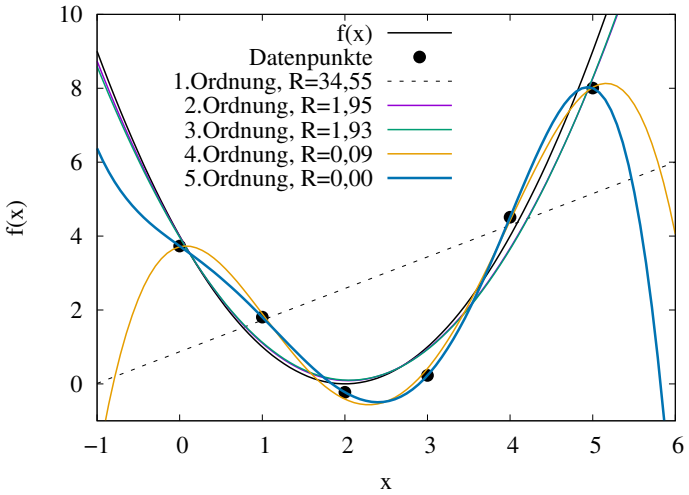



Abbildung 1: Illustration von Unteranpassung und Überanpassung bei einem Regressionsproblem. R ist die Summe der Beträge der Residuen.

Man kann der Abbildung entnehmen, dass das Polynom 1. Ordnung den Verlauf der Datenpunkte nicht gut beschreibt und der Trend der Datenpunkte nicht korrekt wiedergegeben wird. Hier liegt eine Unteranpassung vor. Das Polynom 2. Ordnung folgt erwartungsgemäß dem Verlauf der Datenpunkte besser, gibt auch global gute Approximationen und eignet sich für Extrapolationen. Die Summe der Residuenquadrate ist zudem deutlich kleiner als für das Polynom 1. Ordnung. Wird die Ordnung des Polynomes weiter erhöht, so nimmt die Summe der Residuenquadrate weiter ab und die Kurven schmiegen sich den Punkten besser an. Im Fall des Polynoms 5. Ordnung ist die Residuensumme null und die Kurve verläuft exakt durch die Datenpunkte. Allerdings zeigt das Polynom Oszillationen, die hier nichts mit dem Ausgangsmodell zu tun haben und bei Inter-/Extrapolationen schlechtere Werte vorhersagen, als das Polynom 2. Ordnung, was ein Überanpassungsproblem ist. Ist der Zusammenhang $y = f(x)$ nicht bekannt und es liegt eine begrenzte Auswahl an Stützstellen vor, so ist die Festlegung eines geeigneten Polynoms mitunter nicht naheliegend.
Polynome bzw. Regressionsmodelle 2. Ordnung sind hierbei ein Kompromiss. Zum einen sind sie durch die höhere Parameterzahl anpassungsfähiger als Modelle 1. Ordnung, zum anderen sind Folgen von möglicher Überanpassung noch gering. Ein weiteres Argument ist, dass Ersatzmodelle mit $m > 1$ erklärenden Variablen höherer als 2. Ordnung rasch eine hohe Koeffizientenzahl besitzen. Für das Polynom 2. Ordnung in drei Variablen müssen 10 Koeffizienten angepasst werden. Für ein allgemeines Polynom der Ordnung $d$ mit $m$ erklärenden Variablen ist die Koeffizientenzahl $\binom{m+d}{d}$, also beispielsweise müssen bei einem Polynom 3. Ordnung in drei Variablen bereits 20 Koeffizienten angepasst werden. Die Beschränkung der Polynomenordnung auf 2. Ordnung dient also auch der Limitierung des Rechenaufwandes zur Aufstellung und Nutzung des Ersatzmodells.
Um die gezeigten Regressionsprobleme zu vermeiden, müssen die angenommenen Koeffizienten auf Signifikanz untersucht werden. Eine Möglichkeit hierfür ist die Varianzanalyse, die im weiteren Verlauf auch als ANOVA bezeichnet wird [14]. Dies ist eine Gruppe von Datenanalyseverfahren, die auf Hypothesentests basieren. Bei diesen Verfahren wird der Einfluss der Variable auf die Response mit Hilfe der Varianz beschrieben. Damit ist es möglich, Rückschlüsse auf die in den verwendeten Regressionsdaten enthaltenen Strukturen zu ziehen und die im Regressionsverfahren getroffenen Annahmen (Ordnung, Koeffizienten usw.) zu überprüfen. In [15] wurden Ersatzmodelle für eine Variable mit polynomialer Chaosentwicklung aufgestellt. Die Arbeit zeigt, dass die ANOVA nützlich sein kann, um weitere Vermutungen über das ur-

sprüngliche Modell zu finden und sie optimal in das Ersatzmodell einzufügen. um dies zu verdeutlichen, soll auf ein weiteres Beispiel eingegangen werden.
Als Ausgangspunkt wurde der Zusammenhang $f(x_1,x_2,x_3) = 1 + x_1^2 + x_2^2 + x_3^2$ angenommen. Daraufhin wurden zwanzig Funktionswerte bestimmt, zu denen normalverteilte Fehler aufaddiert wurden. Die auf diese Weise gewonnenen Wertetupel wurden anschließend für die Anpassung von einem Polynom 2. Ordnung in drei Variablen (10 Koeffizienten) verwendet:

$$\begin{aligned} y(x_1,x_2,x_3) &= a_0 + a_1x_1 + a_2x_2 + a_3x_3 + a_4x_1x_2 + a_5x_1x_3 + a_6x_2x_3 \\ &+ a_7x_1^2 + a_8x_2^2 + a_9x_3^2 \\ &= y_{\cdot 0} + y_{\cdot 1} + \cdots + y_{\cdot 9} \end{aligned} \tag{8}$$

Für die Hinzunahme normalverteilter Fehler wurden mit einem Zufallszahlengenerator $N(0;0,5)$-verteilte Zufallswerte $\Delta y_i$ erzeugt und zu den mit (8) berechneten $y_i$ hinzuaddiert, um etwas gestreute Wertetupel („Beobachtungen“) $(x_{1i},x_{2i},x_{3i},y_i)$, $i = 1,\cdots,20$ zu erhalten. Auf die Angabe der einzelnen Stütz- und Funktionswerte wird an dieser Stelle verzichtet.
Anschließend wurde der Regressionsansatz (8) verwendet, um mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate die Koeffizienten $a_0$ bis $a_9$ zu bestimmen:

$$\begin{aligned} y(x_1,x_2,x_3) &= 1,7895 + 0,08654x_1 - 0,06906x_2 - 0,00131x_3 - 0,02941x_1x_2 - 0,01887x_1x_3 \\ &+ 0,00255x_2x_3 + 1,0024x_1^2 + 0,97642x_2^2 + 0,96668x_3^2. \end{aligned} \tag{9}$$

Mit dem nun bekannten Polynom können die erklärten Wertetupel $(x_{1i},x_{2i},x_{3i},\hat{y}_i)$, $i = 1,\cdots,20$ bestimmt und die Signifikanzanalyse durchgeführt werden. Dabei soll untersucht werden, welche Koeffizienten signifikant sind und welche nicht. Die Erwartungshaltungen für die Anpassung und für den Signifikanztest sind, dass die Koeffizienten $a_1$ bis $a_6$ näherungsweise null und nicht-signifikant und die Koeffizienten $a_0$, $a_7$, $a_8$ und $a_9$ näherungsweise gleich, etwa eins und signifikant sind.
Eine gebräuchliche Methode, das Regressionspolynom auf Signifikanz zu untersuchen, ist die Durchführung von F-Tests bzw. t-Tests für die Signifikanzanalyse einzelner Parameter. Auf Details zur Begründung dieser Tests soll hier verzichtet und auf die Literatur [16, 17] verwiesen werden. Der hier angegebene Test wurde entsprechend [15] durchgeführt, wenn auch mit anderen Größendefinitionen. So sei die Summe der Residuenquadrate zunächst definiert gemäß (1). Fittet man ein Polynom mit $p$ Koeffizienten ($k = p-1$ Anstiegskoeffizienten) an $n$-Datenpunkte, so besitzt $R$ genau $(n-p)$ Freiheitsgrade. Das gesamte Polynom besitzt zehn Freiheitsgrade und jeder Term $y_{\cdot j}$, $j = 0,\cdots,9$ einen Freiheitsgrad. Die Teststatistiken lauten nun:

$$F_j = \frac{n-p}{R}\sum_{i=1}^{n}\hat{y}_{ij}^2, \quad \text{Entscheidung: } F_{(1-\alpha)}(1,n-p)\text{-Quantil} \tag{10}$$

$$F_g = \frac{n-p}{R(k+1)}\sum_{i=1}^{n}\left(\sum_{j=0}^{9}\hat{y}_{ij}\right)^2, \quad \text{Entscheidung: } F_{(1-\alpha)}(k+1,n-p)\text{-Quantil} \tag{11}$$

Als Signifikanzniveau für die Entscheidung für oder gegen die Nullhypothese wurde $\alpha = 0,05$ verwendet. Die Hypothesen lauten dabei wie folgt:

$H_0$ : Alle erklärenden Variablen haben keinen Einfluss auf die abhängige Variable, d. h. die zugehörigen Koeffizienten aus $F_j$ bzw. $F_g$ sind null.

$H_1$ : Mindestens eine Variable ist signifikant.

Überschreiten die nach (10) bzw. nach (11) berechneten Werte für $F_j$ bzw. $F_g$ bei gegebenem Signifikanzniveau den kritischen Wert des $F_{(1-\alpha)}(1,n-p)$- bzw. des $F_{(1-\alpha)}(k+1,n-p)$-Quantils der Fischer-Verteilung, so verwirft man die Nullhypothese zu Gunsten der Alternativhypothese. Nach diesen Annahmen überschreiten die Werte für $F_j$ der Koeffizienten $a_0$, $a_7$, $a_8$ und $a_9$ bzw. $F_g$ die Werte der Fischverteilung um ein Vielfaches. Somit sind das gesamte Polynom, als auch diese Koeffizienten als signifikant zu bewerten. Die anderen Koeffizienten hingegen sind nicht signifikant. Mit den Koeffizienten aus (9) findet man auch die Erwartungshaltung zu den Beträgen näherungsweise bestätigt. Für dieses konstruierte Beispiel würde die Signifikanzanalyse nur basierend auf den Eingangsdaten weitere Hinweise über die Struktur des Zusammenhanges liefern können. Es könnte (gedacht des Falles, dass der funktionale Zusammenhang nicht bekannt wäre) als Ersatzmodell demnach ein Polynom 2. Ordnung ohne lineare und gemischte Anteile angesetzt werden.
Wie dies für RS in CFD-Simulationen genutzt werden kann, wird in einem laufenden Promotionsprojekt untersucht. Mit Hilfe der ANOVA in Kombination von weiteren die Anpassungsgüte beschreibenden Methoden (zum Beispiel dem Bestimmtheitsmaß) sollen somit Automatismen und Handlungsempfehlungen in bestehende Forschungsprojekte und dem C++-Code (siehe Kap. 3) eingefügt werden. Allgemein sollen diese Methoden die Anpassungsgüte der Ersatzmodelle aber auch die Nutzung von Ressourcen (Zeit, Rechenleistung etc.) optimieren.

### 2.3 Monte Carlo and Latin Hypercube Sampling

Sowohl bei MCS als auch bei LHS werden die Stichproben entsprechend den Verteilungseigenschaften der ausgewählten Variablen bestimmt. Für den mathematischen Hintergrund beider Methoden wird auf die Literatur verwiesen [4, 5, 6, 7]. Ziel ist es, Zufallszahlen zu erzeugen, die die zugrunde liegende Verteilungsfunktion statistisch repräsentieren. Sowohl bei der LHS- als auch bei der MCS-Stichprobe wird eine Verbesserung der statistischen Genauigkeit erreicht, wenn der Stichprobenumfang erhöht wird [18, 19]. Allerdings müssen bei MCS in der Regel sehr viele Kombinationen für eine repräsentative Erfassung einer Verteilungsfunktion bestimmt werden, da MCS nur sehr langsam konvergiert. Es kann gezeigt werden, dass für $y = f(x)$ die notwendige Anzahl n von Stützstellen $x_i$, um einen relativen Fehler mit einer gegebenen Wahrscheinlichkeit nicht zu überschreiten, $\sim \sqrt{1/n}$ ist [4]. Je nach den erforderlichen Quantilen der Verteilung sind typischerweise $n > 10$ bis $n \approx 10^2$ oder deutlich mehr Stützstellen erforderlich. Das Latin-Hypercube-Sampling ist hier von Vorteil, da es deutlich schneller konvergiert und somit weniger Datenpunkte für eine repräsentative Stichprobe benötigt. Die tatsächlich benötigte Anzahl von Stützwerten ist modellabhängig und kann nicht allgemein angegeben werden. In praktischen Anwendungen ist LHS aufgrund des schnelleren Konvergierens dem einfachen MCS vorzuziehen. Der unten beschriebene C++-Code enthält beide Stichprobenverfahren.

## 3 Computergestütze Anwendung der Methodik / C++-Code

Bei CFD-Simulationen werden Skalar- oder Vektorfelder in Form von Werten für jede Gitterzelle oder für bestimmte Berechnungsknoten ausgegeben [20]. In OpenFOAM [21] erfolgt die Ausgabe für jede Gitterzelle des zugrunde liegenden Simulationsgitters in Form von Listen. Daher kann für jede Gitterzelle ein multivariates Polynom auf der Grundlage der einzelnen durchgeführten Simulationen erstellt werden, die zusammen die Response Surface bilden. Dies hat den Vorteil, dass die Parameter zur Beschreibung des Ortes nicht in das Ersatzmodell einbezogen werden müssen, was den Aufwand der Erstellung erheblich reduziert.
Die Erstellung des Ersatzmodells auf der Basis von OpenFOAM-Simulationen (Ergebnisse von anderen Simulationstools sind ebenfalls verwendbar, siehe weiter unten) sowie alle weiteren Be-

rechnungen mit der RS werden mit einem eigens programmierten C++-Code durchgeführt. Dieser Code kann die durchzuführenden CFD-Simulationen verwalten (Parameterübergabe und Simulationsstart), die Ergebnisse der OpenFOAM-Simulationen einlesen und den Output in einer Form bereitstellen, die mit ParaView [22] visualisiert werden kann. Der Code ist für den Einsatz auf Hochleistungsrechnern (HPCs) gedacht, kann aber auch auf PCs unter vielen herkömmlichen Betriebssystemen eingesetzt werden. Der allgemeine Arbeitsablauf des Programms ist in Abbildung 2 dargestellt.

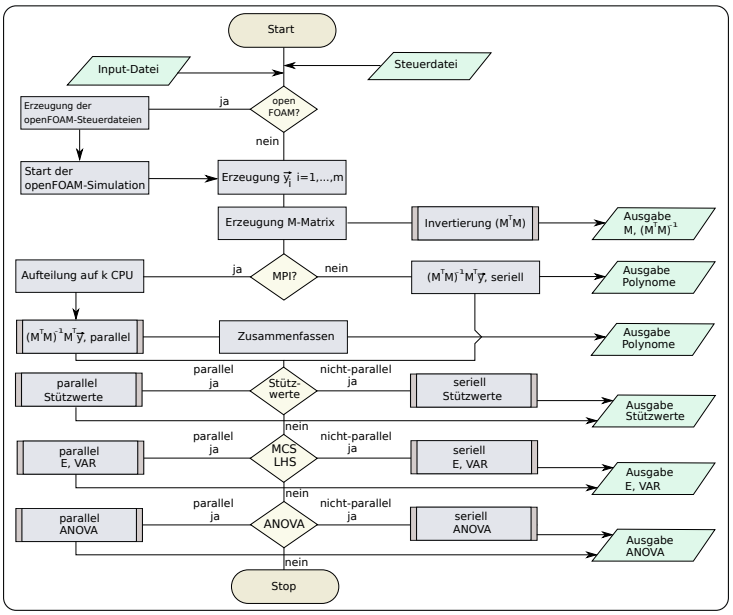



Abbildung 2: Vereinfachtes Ablaufschema zum C++-Programm.

Normalerweise wird ein Simulationsordner mit einem vorbereiteten OpenFOAM-Case erstellt, und der Code erstellt alle anderen Dateien entsprechend den vorgegebenen Parametervektoren, startet die Simulationen und sammelt die Ergebnisse. Dies erleichtert selbst einfache Parameterstudien, auch wenn keine RS erstellt werden soll. Darüber hinaus ist sogar die direkte Anwendung der Sampling-Methoden (MCS oder LHS) mit der CFD-Simulation der CFD-Simulation möglich, sofern die notwendigen Ressourcen für die Berechnungen in ausreichendem Maße zur Verfügung stehen.

Bei der Durchführung der CFD-Simulationen bzw. der Generierung der RS kann der Anwender je nach Situation entscheiden, ob dies parallel oder seriell erfolgen und wie viele Prozessoren dafür verwendet werden sollen. Die Ergebnisse der Simulationen und der RS können dann direkt in das Visualisierungstool des Simulationsprogramms ParaView [22] eingelesen werden. Wenn die CFD-Simulationen mit einem anderen Programm durchgeführt wurden, müssen die Ergebnisse nur als einfache Textdatei verfügbar sein, um mit dem Code Berechnungen durchführen zu können. Der Code kann auch eine aus diesen Ergebnissen erstellte Eingabedatei verarbeiten, in der zunächst die Zell- oder Knotenkoordinaten und dann die Ergebnisse für jede betrachtete Parameterkombination in Spaltenform eingetragen werden. Auf weitere Details hierzu wird verzichtet mit dem Hinweis, dass ein umfangreiches Handbuch zum Vorgehen und zur Verwendung des Codes im Paket enthalten ist.[1]

Zu Beginn der Berechnung der Polynome wird die M-Matrix (siehe Gleichung (3)) entsprechend der Parameternummer und der angegebenen Polynomordnung erstellt. Dies geschieht

[1] Für weitere Informationen, Hinweise oder Anfragen wird darum gebeten, sich beim Korrespondenzautor bzw. der Arbeitsgruppe von Herrn Dr. Ronald Zinke zu melden.

nur einmal, unabhängig von der Art der Berechnung (seriell oder parallel), da die Matrix für alle Zellen der Simulation identisch ist. Bevor die Koeffizienten nach Gleichung (5) berechnet und die Ergebnisse in eine Ausgabedatei geschrieben werden, prognostiziert das Programm den Speicherbedarf und gibt eine Aussage über die Machbarkeit auf dem verwendeten Computersystem. Mit der Ausgabedatei für die Regression kann der Code nun weitere Ergebnisse (Interpolationen, begrenzte Extrapolationen im Parameterraum) oder ganze Parameterreihen berechnen, sowie ANOVA, MCS oder LHS durchführen. Informationen dazu finden Sie in Kapitel 4. Am Ende jeder Anwendung des Codes wird eine Zusammenfassung der verbrauchten Ressourcen (Zeit und Computerspeicher), aber auch der durchgeführten Teilschritte (Simulation, Regression, weitere Wertberechnungen, Stichprobenverfahren, etc.) ausgegeben.

## 4 Ergebnisse und Diskussion

Die in Kapitel 2 erklärte RSM wurde bereits mehrfach für industrierelevante Simulationen mit Hilfe des erstellten C++-Codes (siehe Kap. 3) eingesetzt [1, 2, 8]. Die Ergebnisse aus den abgeschlossenen Untersuchungen und Projekten werden im Folgenden kurz zusammengefasst.
Mit der Unterstützung der RSM bei CFD-Simulationen wurden in der Forschungsgruppe bereits Gasfreisetzungen (sowohl Leichtgas als auch Schwergas) [1, 8, 23] und Brandausbreitungen [2] untersucht.
Die Leichtgasausbreitungssimulationen konzentrieren sich auf VOC-Emissionen (flüchtigen organischen Verbindungen) aus Schwimmdachtanks für die Lagerung von Mineralölprodukten. Ziel war es, Konzentrationsfelder einschließlich denkbarer Schadensszenarien am Tank zu ermitteln, um die Wahrscheinlichkeit des Auftretens einer gefährlichen explosiven Atmosphäre abzuschätzen [23]. Neben dem Vergleich zwischen den Ergebnissen der Simulation und des für die Ausbreitung erstellten Ersatzmodells wurde hierbei die Parallelisierbarkeit der Durchführung der Unsicherheitsbetrachtungen mittels MCS und LHS untersucht. Der Vergleich zwischen einem idealen Verlauf und den tatsächlichen Unsicherheitsanalysen ist in Abbildung 3 dargestellt. Es wurden hierfür 100.000 Polynome mit jeweils 10.000 Stützwerte für MHS bzw. LHS auf zwei unterschiedlichen CPUs berechnet.

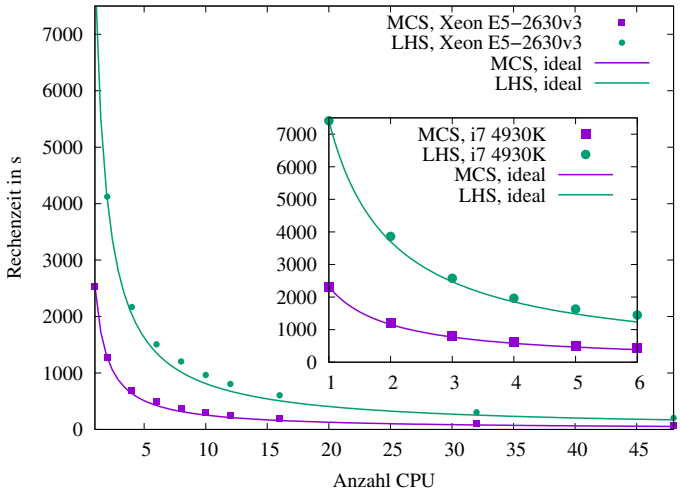



Abbildung 3: Darstellung der Berechnungszeit für MCS/LHS (10000 Stützstellen) von 100000 Polynomen in Abhängigkeit der Anzahl der verwendeten CPUs (Xeon E5-2630v3 (Haswell)@2.4GHz und core i7 4930K @3.4GHz).

Aus der Abbildung geht hervor, dass die im Code implementierten Verfahren nahezu perfekt parallelisieren und sehr schnell ausgeführt werden können.

Die Simulationen zur Ausbreitung von schweren Gasen wurden durchgeführt, um die Eignung eines modifizierten Turbulenzmodells zu überprüfen, das die Ausbreitung von Schwergasen im bodennahen Bereich so genau wie möglich beschreiben soll [24]. In [1] wurden diese OpenFOAM-Simulationen [21] verwendet, um zu zeigen, wie gut die Ersatzmodelle auch kleine Schwankungen in den Eingangsgrößen erfassen und reproduzieren können. Zu diesem Zweck wurden Konzentrationsprofile als Funktion der Bodenrauigkeit und der Windgeschwindigkeit erstellt und die RS direkt mit unabhängig generierten CFD-Ergebnissen verglichen.
In diesen Untersuchungen [1, 8] wurde neben dem Vergleich des Ersatzmodells mit der CFD-Simulation, der in Abbildung 4 dargestellt ist, ebenfalls die Leistungsfähigkeit des C++-Codes für die Erstellung der RSM analysiert und erstmals veröffentlicht.

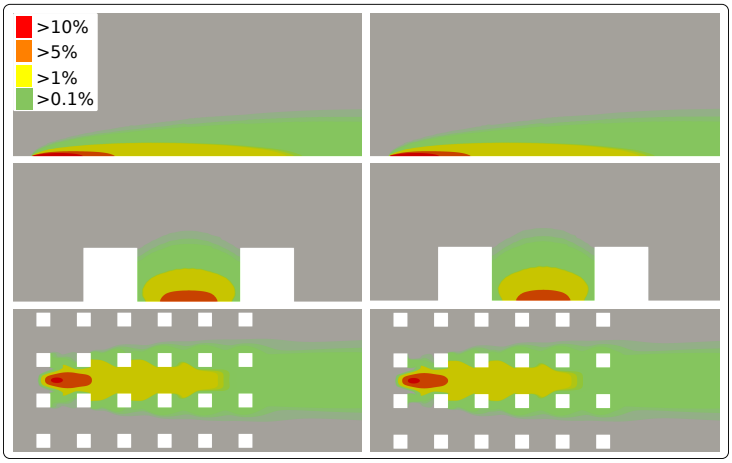



Abbildung 4: Vergleich zwischen dem ursprünglichen Modell (links) und der Response Surface (rechts) über Längs-, Quer- und Horizontalschnitte (von oben nach unten) der 3D-Konzentrationsprofile einer Schwergasausbreitung. Die entsprechenden Konzentrationen des Schwergases sind in Prozenten der Quellkonzentration angegeben

Aus diesem und weiteren Vergleichen, die während der Untersuchungen aufgestellt wurden, geht eine gute Übereinstimmung zwischen dem Ersatzmodell und den CFD-Simulationen hervor. Weiterhin zeigten sich erhebliche Zeit- und Ressourcenersparnisse (Simulation 10 h gegenüber Ersatzmodellierung 9 s). Für weitere Erläuterungen zur Leistung des Codes und zu den Untersuchungen wird auf [1, 8, 24] verwiesen.
In einem weiteren Projekt wurde gezeigt, inwieweit die RSM im Rahmen von Brandsimulationen in komplexen Gebäudestrukturen angewendet werden kann. Dieses Forschungsprojekt [2] hatte die Hauptziele (i) die Simulation von Bränden in komplexen Gebäudestrukturen und der anschließenden Ausbreitung von Brandgasen, (ii) die Berücksichtigung der beteiligten Brennstoffe einschließlich des Transports radioaktiver Stoffe über den Gasstrom, (iii) eine vollständige Toleranz- und Fehleranalyse mit statistischer Berücksichtigung der verteilten Eingangsparameter und (iv) die Nutzung der Parallelverarbeitung auf einem HPC. Dafür wurden die Umgebungstemperatur, die Wärmefreisetzungsrate und die Lufterneuerungsrate als variable Eingangsparameter für die Simulationen verwendet.
Nachdem eine gute Übereinstimmung der RS mit den Simulationsergebnissen nachgewiesen werden konnte, wurden Unsicherheitsbetrachtungen mit MC und LHS durchgeführt. Für das LHS wurden 1000 Stützstellen in wenigen Minuten erstellt, wohingegen eine Simulation mehrere Tage dauerte.
Abschließend lässt sich zusammenfassen, dass in allen Forschungsprojekten gezeigt werden konnte, dass die Ersatzmodelle eine gute Annäherung an die ursprünglichen Simulationen dar-

stellten und dreidimensionale Skalar- sowie Vektorfelder trotz der geringen Anzahl der verwendeten Gitterpunkte recht genau abbilden können. Des Weiteren wurden Folgeuntersuchungen (Unsicherheitsbetrachtungen mit MCS bzw. LHS und Interpolationen) unter Verwendung des C++-Codes der Forschungsgruppe durchgeführt. Aufgrund der Art der Implementierung und des algebraischen Modells waren diese in einem Bruchteil der Zeit möglich, die für eine direkte Berechnung mit der CFD benötigt worden wäre.

## 5 Zusammenfassung

In diesem Tagungsbeitrag wurden Grundlagen und Erkenntnisse in der Anwendung der Response Surface Methode auf CFD-Simulationen vorgestellt. Es konnte gezeigt werden, dass mit dieser Ersatzmodellierung aufwändige Simulationen gut approximiert werden können. So sind Unsicherheitsanalysen mit Samplingverfahren möglich. Weiterhin wurde ein C++-Code präsentiert, der für die automatische Durchführung von Simulationen, die Erstellung der Ersatzmodelle, anschließenden Unsicherheitsanalysen und weiteren Berechnungen mit der Response Surface (Signifikanzanalysen, Parameterstudien, etc.) verwendet werden kann. Mit diesem Programm erreichte Ergebnisse, wie die Erzeugung sehr guter Näherungen von industrierelevanten CFD-Simulationen, Leistungsfähigkeiten und bereits geplante Erweiterungen wurden ebenfalls gezeigt.
Aufbauend auf den Ergebnissen der in Abschnitt 4 gezeigten Projekte soll die Kopplung zwischen CFD-Simulationen und RSM zukünftig dafür genutzt werden neben Unsicherheitsuntersuchungen innerhalb der Eingangsparameter auch Unsicherheiten in verwendeten Submodellen zu untersuchen. Dabei kann es sich beispielsweise um empirische Koeffizienten handeln, die häufig als Default-Wert verwendet werden, jedoch eigentlich einem Schwankungsbereich unterliegen bzw. für bestimmte Wertekombinationen nicht experimentell verifiziert sind. Hierzu gibt es bereits ein laufendes Promotionsvorhaben. Ein weiteres aktuelles Forschungsthema, die Genauigkeitsanalyse der RS unter Verwendung der ANOVA und die möglichen Anwendungsgebiete dieser, wurde ebenfalls präsentiert. Die daraus gewonnenen Erkenntnisse werden in näherer Zukunft zu Optimierungen aber auch Funktionserweiterungen des C++-Codes führen.

## Literatur


[1] ZINKE, Ronald ; WOTHE, Kevin ; DUGAREV, Dmitry ; GÖTZE, Oliver ; KÖHLER, Florian ; SCHALAU, Sebastian ; KRAUSE, Ulrich: Uncertainty consideration in CFD-models via response surface modeling: Application on realistic dense and light gas dispersion simulations. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 75 (2022), S. 104710. http://dx.doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jlp.2021.104710. – DOI https://doi.org/10.1016/j.jlp.2021.104710. – ISSN 0950–4230

[2] ZINKE, Ronald ; KÖHLER, Florian: Modellierung von Brandszenarien in komplexen Gebäudestrukturen : Abschlussbericht. (2021). http://dx.doi.org/https://doi.org/10.2314/KXP:1807376435. – DOI https://doi.org/10.2314/KXP:1807376435. – Reaktorsicherheitsforschung - Vorhaben-Nr.: 1501530

[3] SHEN, Ruiqing ; JIAO, Zeren ; PARKER, Trent ; SUN, Yue ; WANG, Qingsheng: Recent application of Computational Fluid Dynamics (CFD) in process safety and loss prevention: A review. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 67 (2020), 104252. http://dx.doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jlp.2020.104252. – DOI https://doi.org/10.1016/j.jlp.2020.104252. – ISSN 0950–4230

[4] SOBOL, I. M.: Die Monte-Carlo-Methode. In: *Deutscher Verlag der Wissenschaften* (1991)

[5] MÜLLER-GRONBACH, Thomas ; NOVAK, Erich ; RITTER, Klaus: *Monte Carlo-Algorithmen*. Version: 2012. http://dx.doi.org/10.1007/978-3-540-89141-3. – DOI 10.1007/978–3–540–89141–3. ISBN 978–3–540–89140–6

[6] MCKAY, M. D. ; BECKMAN, R. J. ; CONOVER, W. J.: Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output from a Computer Code. In: *Technometrics* 21 (1979), Nr. 2, S. 239–245. http://dx.doi.org/10.1080/00401706.1979.10489755. – DOI 10.1080/00401706.1979.10489755. – ISSN 0040–1706

[7] IMAN, R. L. ; HELTON, J. C. ; CAMPBELL, J. E.: An Approach to Sensitivity Analysis of Computer Models: Part I—Introduction, Input Variable Selection and Preliminary Variable Assessment. In: *Journal of Quality Technology* 13 (1981), Nr. 3, S. 9. http://dx.doi.org/10.1080/00224065.1981.11978748. – DOI 10.1080/00224065.1981.11978748

[8] ZINKE, Ronald: *Unsicherheitsbetrachtungen und Fehlerfortpflanzung in quantitativen Risikoanalysen*, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Habilitation, 2022. http://dx.doi.org/http://dx.doi.org/10.25673/88131. – DOI http://dx.doi.org/10.25673/88131

[9] BOX, G. E. P. ; WILSON, K. B.: On the Experimental Attainment of Optimum Conditions. In: *Journal of the Royal Statistical Society: Series B (Methodological)* 13 (1951), Nr. 1, S. 1–38. http://dx.doi.org/10.1111/j.2517-6161.1951.tb00067.x. – DOI 10.1111/j.2517–6161.1951.tb00067.x. – ISSN 00359246

[10] MUGLER, Antje: *Verallgemeinertes polynomielles Chaos zur Lösung stationärer Diffusionsprobleme mit zufälligen Koeffizienten*, Brandenburgische Technische Universität Cottbus–Senftenberg, Dissertation, 2013

[11] WIENER, N.: The Homogeneous Chaos. In: *American Journal of Mathematics* 60 (1938), Nr. 4, S. 39. http://dx.doi.org/10.2307/2371268. – DOI 10.2307/2371268

[12] WIENER, N.: Nonlinear Problems In Random Theory. In: *MIT Press, Cambridge* (1958). ISBN 9780262230049

[13] KHURI, André I. ; MUKHOPADHYAY, Siuli: Response surface methodology. In: *Wiley Interdisciplinary Reviews: Computational Statistics* 2 (2010), Nr. 2, S. 128–149. http://dx.doi.org/10.1002/wics.73. – DOI 10.1002/wics.73. – ISSN 1939–5108

[14] DORMANN, Carsten F.: *Partielle Differentialgleichungen und funktionalanalytische Grundlagen*. Version: 2013. http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-34786-3. – DOI 10.1007/978–3–642–34786–3. ISBN 978–3–642–34785–6

[15] CHOI, Seung-Kyum ; GRANDHI, Ramana V. ; CANFIELD, Robert A. ; PETTIT, Chris L.: Polynomial Chaos Expansion with Latin Hypercube Sampling for Estimating Response Variability. In: *AIAA Journal* 42 (2004), Nr. 6, S. 1191–1198. http://dx.doi.org/10.2514/1.2220. – DOI 10.2514/1.2220. – ISSN 0001–1452

[16] FAHRMEIR, L. ; KÜNSTER, R. ; PIGOT, I. ; TUTZ, G.: *Statistik. Der Weg zur Datenanalyse*. Springer Spektrum, Berlin, Heidelberg, 8. Auflage, 2016. – ISBN 978–3–662–50371–3

[17] HARTUNG, Joachim ; ELPELT, Bärbel ; KLÖSENER, Karl-Heinz: *Statistik: Lehr- und Handbuch der angewandten Statistik ; [mit zahlreichen durchgerechneten Beispielen*. 15., überarb. und wesentlich erw. Aufl. München, 2009. ISBN 978–3486590289

[18] SALTELLI, A. ; CHAN, K. ; SCOTT, E. M.: *Sensitivity Analysis*. Wiley, 2009. – ISBN 978–0–470–74382–9

[19] HELTON, J. C. ; DAVIS, F. J.: Sampling-Based Methods for Uncertainty and Sensitivity Analysis. 22 (2002), Nr. 3, S. 31. http://dx.doi.org/10.1111/0272-4332.00041. – DOI 10.1111/0272–4332.00041

[20] ANSYS ACADEMIC RESEARCH: *Help System, Coupled Field Analysis Guide, ANSYS, Inc.*

[21] OPENFOAM LTD. OPENFOAM LTD.: *OpenFOAM*. http://www.openfoam.com

[22] AHRENS ; JAMES ; GEVECI ; BERK ; LAW ; CHARLES: ParaView: An End-User Tool for Large Data Visualization, Visualization Handbook. In: *Elsevier, 2005* (2005). ISBN 978–0123875822

[23] ZINKE, Ronald ; KÖHLER, Florian ; BERUFSGENOSSENSCHAFT ROHSTOFFE UND CHEMISCHE INDUSTRIE (Hrsg.): *Emissionen leichtflüchtiger Kohlenwasserstoffe aus Schwimmdachtanks und deren lokale Ausbreitung: Betrachtungen zum bestimmungsgemäßen Betrieb und Schadenfall*. 2019

[24] SCHALAU, Sebastian ; HABIB, Abdelkarim ; MICHEL, Simon: Atmospheric Wind Field Modelling with OpenFOAM for Near-Ground Gas Dispersion. In: *Atmosphere* 12 (2021), Nr. 8. http://dx.doi.org/10.3390/atmos12080933. – DOI 10.3390/atmos12080933. – ISSN 2073–4433

# Risikobasierte Wirksamkeitskontrolle von Brandschutzmaßnahmen auf der Basis der Brandschadenstatistik

Dr. Sebastian Festag, vfdb Arbeitskreis Statistik
Jonas Esser, Bergische Universität Wuppertal

**Kurzfassung:**

Brandschutzmaßnahmen beugen Brände vor oder halten die entstehenden Schäden so gering wie möglich. Verschiedene Brandschutzmaßnahmen sind rechtlich in Abhängigkeit der Gebäudeklasse und -nutzung vorgeschrieben. In diesem Zuge wird davon ausgegangen, dass mit der Einhaltung dieser bauordnungsrechtlichen Anforderungen die geforderten Schutzziele erreicht sind. Bei Abweichungen von bauordnungsrechtlichen Anforderungen oder als Alternative zu diesem präskriptiven Ansatz ist das Schutzniveau durch einen leistungsorientierten Nachweis im Rahmen von Ingenieurmethoden zu gewährleisten. Brandschutzmaßnahmen sind somit sowohl rechtlich als auch ingenieurtechnisch zu betrachten und lassen sich risikobasiert aufgreifen. Es existieren erste risikobasierte Nachweise der Wirksamkeit von Brandschutzmaßnahmen anhand genereller Wirksamkeitskontrollen [1]. Die Wirksamkeit einer Maßnahme setzt deren Zuverlässigkeit voraus. Die Zuverlässigkeit von bestimmten Brandschutzmaßnahmen ist in verschiedenen Arbeiten analysiert (vgl. [2], [3], [4] [5]). Zwischen der Wirksamkeit und Zuverlässigkeit von Brandschutzmaßnahmen liegen direkte Verbindungen vor, die zukünftig gezielt herausgearbeitet gehören.

## 1. Risikobasierte Wirksamkeitskontrolle

Ein Risiko setzt sich aus der Wahrscheinlichkeit des Schadenseintritts und dem Ausmaß eines (potenziellen) Schadens zusammen ([6], [7]). Schutzmaßnahmen zielen dabei darauf ab, diese Risiken zu kontrollieren [8]. In einer Risikoanalyse werden verfügbare Daten systematisch genutzt, um Risiken für Personen, Sachwerte oder die Umwelt zu identifizieren und zu bewerten. Die Bewertung verfolgt das Ziel festzustellen, ob ein akzeptables Risikomaß überschritten wird. Diese Abwägung erfolgt im Idealfall anhand objektivierter Bewertungsmaßstäbe [9]. Brandrisiken einerseits und der Einfluss von Brandschutzmaßnahmen andererseits lassen sich mit deterministischen und probabilistischen Ansätzen risikoorientiert bewerten und führen zu Wahrscheinlichkeitsaussagen über stattgefundene oder zu erwartende Brandschäden. Mit leistungsorientierten Ansätzen lassen sich im Brandschutz risikobasierte Entscheidungen und Brandszenarien bei der Entwicklung von Schutzstrategien aufgreifen. Eine fallspezifische Bewertung von Brandrisiken ermöglicht es allen Beteiligten, eine auf das jeweilige Objekt zugeschnittene und unter einem optimalen Ressourceneinsatz zugleich wirtschaftliche Schutzstrategie zu entwickeln. Im Zuge der Risikobewertung lassen sich auch unterschiedliche Ansätze für Brandschutzmaßnahmen effektiv und effizient gegeneinander abwägen [10].

Risikoorientiere Vorgehensweisen benötigen aussagekräftige Daten. Systematische Daten aus denen Häufigkeiten von Brandursachen, der Brandausbreitung, den Brandschäden und der Wirksamkeit von Schutzmaßnahmen hervorgehen sind gediegen. Eine systematisch erhobene statistische Grundlage von Gebäudebrandalarmierungen liegt mit der vfdb-Brandschadenstatistik [1] vor, womit sich Brand-Charakteristika bis hin zu Wirksamkeiten von Schutzmaßnahmen evaluieren lassen. Gleichzeitig liegen auch zur Zuverlässigkeit von Brandschutzmaßnahmen sporadisch Informationen vor [9]. Die Zuverlässigkeit von Brandschutzmaßnahmen spielt bei der Wirksamkeit von Schutzmaßnahmen eine wichtige Rolle. Jede Maßnahme bzw. jedes System weist eine Versagenserscheinung auf. Bei

reparierbaren Systemen wird dieses Versagensverhalten unter anderem anhand der „Verfügbarkeit“ (*availability,* V(t)) beschrieben und bei nichtreparierbaren Systemen unter anderem anhand der „Ausfallwahrscheinlichkeit“ (*propability of failure,* F(t)). Die Verfügbarkeit ist ein Merkmal, das bei vielen technischen Brandschutzmaßnahmen herangezogen werden kann und Aufschluss über das Verhältnis zwischen der Betriebsdauer einer Anlage und der Zeit gibt, in der sie im Störungs- oder Alarmzustand ist [4]. Die Zuverlässigkeit von technischen Systemen resultiert grundsätzlich aus dem Ausfallverhalten der einzelnen Bestandteile sowie den Einsatz- und Umgebungsbedingungen, wobei organisatorische, technische, natürliche und menschliche Faktoren zusammenwirken. Das Ausfallverhalten von Einzelkomponenten bezieht sich hauptsächlich auf das Versagen von Bauteilen, welches maßgeblich von den verwendeten Materialien, der Bauweise gemäß den Normen und der Qualität der Herstellung abhängt (vgl. [11], [4]). Die Umgebungsbedingungen sind einsatzspezifisch und beeinflussen das Bauteilversagen substanziell. Darüber hinaus umfassen die Umgebungsbedingungen Einflussfaktoren auf die Verfügbarkeit wie die Qualität der Dienstleister, die Handhabung im Betrieb und Umweltfaktoren (z. B. Betriebsbedingungen, Temperatur, Staubbelastung, Luftfeuchtigkeit und Strömungsverhältnisse).

Wirksamkeits- und Zuverlässigkeitsabwägungen spiegeln die Leistungsfähigkeit von Maßnahmen wider. Es bedarf gezielter Verbindungen dieser Ansätze.

## 2. Methodischer Rahmen

Die vfdb-Brandschadenstatistik basiert auf einer Datenbank von Gebäudebrandeinsätzen, bei denen Feuerwehren alarmiert wurden. Mithilfe eines standardisierten Erfassungsbogens werden Gebäudebrandeinsätze anhand einheitlicher Kriterien feuerwehrübergreifend erfasst. Insgesamt liegen bisher 5.016 Gebäudebrandeinsätze zur Auswertung vor, von denen 1.220 Fälle reale Gebäudebrände darstellen. Die Daten wurden entweder durch den Einsatzleiter der Feuerwehr oder eine andere sachkundige Person ausgefüllt und an die vfdb übermittelt [1]. Der Zeitraum für die Beteiligung am Projekt ist flexibel gestaltet. Das bedeutet, dass die Feuerwehren über einen frei gewählten Zeitraum von bis zu einem Jahr einzelne oder alle ihre Gebäudebrandeinsätze zur Verfügung stellen. Dieser standardisierte Erfassungsbogen besteht aus 20 Abfrageblöcken mit verschiedenen Erfassungskriterien. Die Abfrageblöcke und Erfassungskriterien umfassen Informationen, wie den Ort und Zeitpunkt des Feuerwehreinsatzes, die Art der Alarmierung, den Verlauf des Brandes sowie die geschätzten entstandenen Schäden und die eingeleiteten Brandschutzmaßnahmen. Die Verwendung standardisierter Erfassungsbögen ermöglicht die systematische Dokumentation verschiedener Kriterien, die für den Nachweis der Wirksamkeit bestimmter Brandschutzmaßnahmen von Bedeutung sind [12].

Die Verfügbarkeit von Brandmeldeanlagen [9], [13], [14], [3], Feuerlöschanlagen [9] sowie Rauch- und Wärmeabzugsanlagen [15] wurde in verschiedenen Arbeiten mit unterschiedlichen Grundlagen analysiert und beträgt etwa 99 % (stellenweise sind die Daten veraltet oder nur für bestimmte Anlagenarten spezifiziert). Diese Verfügbarkeitskennwerte gelten vermutlich vor allem dann, wenn die Anlagen normenkonform geplant, gebaut, betrieben und durch zertifizierte Dienstleister instandgehalten werden [16]. Regelmäßige Prüfungen von sicherheitstechnischen Anlagen durch den TÜV [17] weisen bezugnehmend auf alle Anlagen „im Feld“ eine Mängelquote von ca. 27 % aus. Die Mängelquote zeigt die festgestellten wesentlichen Mängel bei Prüfung von Anlagen vor der Inbetriebnahme sowie bei wiederkehrenden Prüfungen von bestehenden Anlagen.

## 3. Ergebnisse zur risikobasierten Wirksamkeit von Brandschutzmaßnahmen

Ingenieurwissenschaftliche Methoden ermöglichen es die Wirksamkeit von Brandschutzmaßnahmen (inkl. Zuverlässigkeit) zu analysieren, um effektive und wirtschaftliche Brandschutzkonzepte zu unterstützen [16]. Die Wirksamkeit bestimmter Brandschutzmaßnahmen wird durch die Analyse der Schadenskriterien von Bränden ermittelt, bei denen die analysierten Brandschutzmaßnahmen ausgelöst haben, im Vergleich zu Bränden ohne solche Maßnahmen (siehe [18]). Abbildung 1 zeigt exemplarisch die Verteilung der geschätzten Sachschäden bei Brandfällen in denen eine Brandmeldeanlage, Feuerlöschanlage oder Rauch- und Wärmeabzugsanlagen ausgelöst hat (rote Balken und Kurven) im Vergleich zu Bränden ohne technische Brandschutzmaßnahmen (graue Balken und Kurven). Aus der Schadendifferenz lässt sich die Wirksamkeit von den Brandschutzmaßnahmen hier in Bezug auf den entstandenen geschätzten Sachschaden in Euro ableiten.

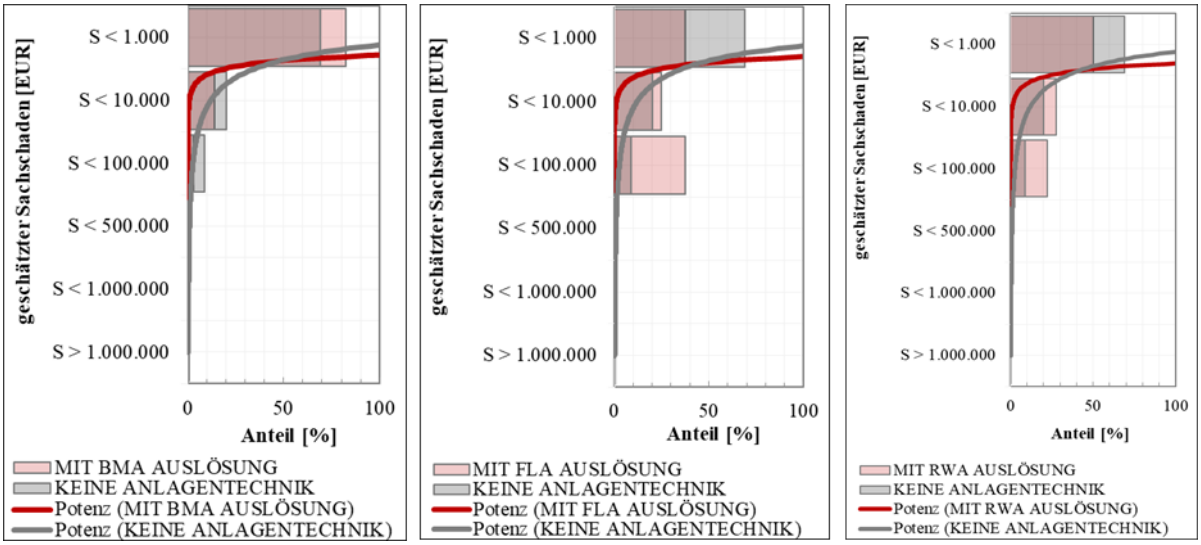



Abbildung 1 Wirksamkeit von anlagentechnischen Brandschutzmaßnahmen in Bezug auf den geschätzten Sachschaden in EUR im Brandfall (vgl. [1])

Das Ergebnis zeigt, dass anlagentechnische Brandschutzmaßnahmen einen Einfluss auf die Schadensparameter bei Brandereignissen haben. Diese Wirksamkeit kann beispielsweise durch die Darstellung in Form eines Ereignisbaums ähnlich [19] übersichtlich dargestellt werden (siehe Abbildung 2). Tabelle 1 zeigt die Werte, die Abbildung 1 zu Grunde liegen.

Tabelle 1 Wirksamkeitswerte von anlagentechnischer Brandschutzmaßnahmen [1]

| **Erfassungskriterium** | | **keine Anlagen-technik** | | **Brandmelde-anlagen** | | **Feuerlösch-anlagen** | **Rauch- und Wärmeabzugs-anlagen** | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | **[ANZ.]** | **[%]** | **[ANZ.]** | **[%]** | **[ANZ.]** | **[ANZ.]** | **[%]** |
| **Sachschaden** | < 1.000 EUR | 452 | 69 | 128 | 83 | 3 | 18 | 50 |
| | < 10.000 EUR | 132 | 20 | 22 | 14 | 2 | 10 | 28 |
| | < 100.000 EUR | 59 | 9 | 5 | 3 | 3 | 8 | 22 |
| | < 500.000 EUR | 10 | 2 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| | < 1.000.000 EUR | 1 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| | > 1.000.000 EUR | 1 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| | Keine Angabe möglich | 76 | --- | 23 | --- | 3 | 2 | --- |
| | **Summe** | **731** | **100** | **178** | **100** | **11** | **38** | **100** |

In der Praxis werden in der Regel verschiedene Brandschutzmaßnahmen zur Erreichung der geforderten Schutzziele konzeptionell gemeinsam berücksichtigt. Brandmeldeanlagen dienen zum Beispiel vor allem der frühzeitigen Erkennung von Bränden, der Alarmierung von Personen sowie der Ansteuerung weiterer Maßnahmen. Während Feuerlöschanlagen insbesondere dazu dienen, den Brand zu löschen bzw. seine Ausbreitung zu verhindern. Rauch- und Wärmeabzugsanlagen dienen primär der Rauchfreihaltung, um die Flucht- und Rettungswege begehbar zu halten. Erst durch die Kombination von verschiedenen Brandschutzmaßnahmen – und das begrenzt sich nicht auf technische Maßnahmen – kann im Brandfall schnell reagiert werden, was die Sicherheit von Personen und die Begrenzung von Sachschäden ermöglicht. Die Verknüpfung der Wirksamkeit von verschiedenen Brandschutzmaßnahmen ist deshalb ein Schritt zur Weiterentwicklung des hier dargestellten Ansatzes.

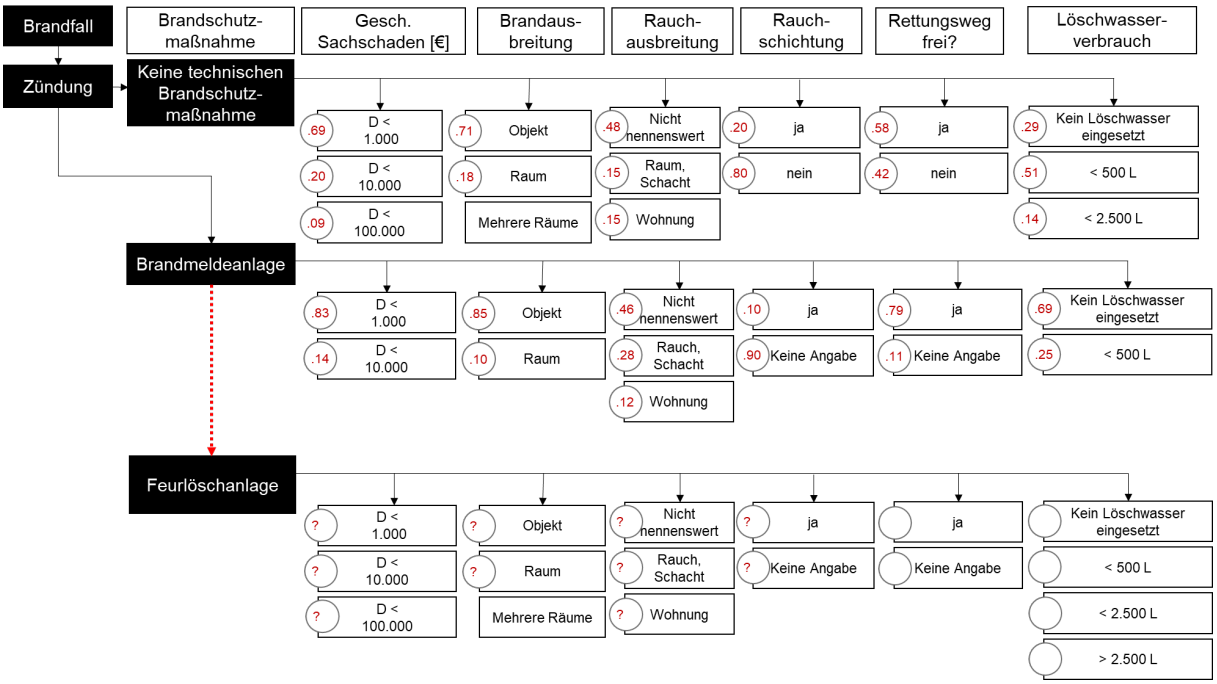



Abbildung 2 Wirksamkeitskontrolle von Brandschutzmaßnahmen (vgl. *[12]*)

Es wird daran gearbeitet die Wirksamkeitskennwerte von Brandschutzmaßnahmen ähnlich zur Verarbeitung von Zuverlässigkeitskennwerten (vgl. [9]) im Brandschutzkonzept zu berücksichtigen.

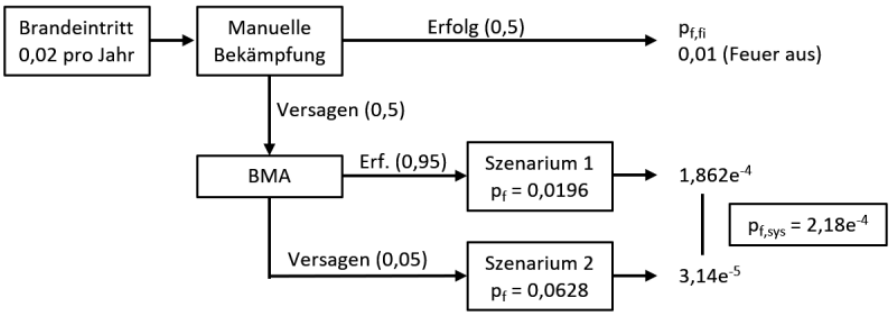



Abbildung 3 Darstellung einer Brandschutzvorkehrung unter Einbeziehung einer Brandmeldeanlage mit einer Alarmierungskette (vgl. *[9]* nach *[19]*)

Unter Berücksichtigung der einzelnen Versagenswahrscheinlichkeiten kann hierdurch beispielsweise der Einfluss einer Brandmeldeanlage (BMA) im Vergleich zu anderen Maßnahmen auf die Personensicherheit betrachtet und dabei die jeweiligen Kosten einbezogen werden. Auf diese Weise kann eine Schutzlösung gefunden werden, die den Nutzen und die Kosten optimiert, ohne dabei das erforderliche Sicherheitsniveau herabzusenken. Der vorliegende Fall dient dazu als Beispiel. Um den Einfluss von technischen Maßnahmen auf die Zuverlässigkeit der Personenrettung im Brandfall allgemeingültig zu bewerten, bedarf es weiterführender Analysen unter Berücksichtigung der Wirksamkeit und Zuverlässigkeit der einzelnen Maßnahmen auf Basis von statistisch fundierten Versagenswahrscheinlichkeiten [9].

## 4. Schlussfolgerungen

Damit Brandschutzmaßnahmen im Brandfall wirksam sein können, muss sichergestellt sein, dass sie zuverlässig funktionieren. Wie hier gezeigt wurde, liegen zu bestimmten Brandschutzmaßnahmen Zuverlässigkeitskennwerte vor, die einen Eindruck von der Versagenswahrscheinlichkeit dieser Brandschutzmaßnahmen liefern. Die statistische Auswertung von Brandfällen zeigt, dass bei den analysierten Brandschutzmaßnahmen (tendenziell) eine hohe Wirksamkeit vorliegt. Das bedeutet, dass sich Brandschäden durch Brandschutzmaßahmen zum Teil deutlich reduzieren lassen. Bei der Anwendung der ermittelten Werte zum Nachweis der Wirksamkeit ist im Einzelfall zu prüfen, ob die Daten sachgerecht verwendet werden können. Bei der Verwendung von Wirksamkeitskriterien müssen verschiedene Gesichtspunkte berücksichtigt werden. So werden technische Brandschutzmaßnahmen beispielsweise oft in Gebäuden mit einer hohen Wertekonzentration bzw. einer hohen Brandlast eingesetzt, woraus ein grundsätzlich erhöhtes Schadenspotenzial im Vergleich zu Gebäuden ohne solche Brandschutzmaßnahmen abzuleiten ist. Außerdem beinhaltet die Datengrundlage und damit die berechnete Wirksamkeit keine Informationen darüber, wie und warum die Brandschutzmaßnahmen eingesetzt werden. Zum Beispiel können Feuerlöschanlagen auch zur Kompensation von Abweichungen im baulichen Brandschutz eingesetzt werden, wodurch das Schutzziel die Ersetzung einer Brandwand und nicht die direkte Brandbekämpfung innerhalb eines Brandabschnitts den Einsatz begründet. Trotzdem sind die Ergebnisse für den leistungsorientierten Brandschutznachweis nützlich, allerdings müssen die erarbeiteten Ergebnisse durch Verbindungen zwischen den Maßnahmen in eine Brandschutzkonzeption einfließen, wie dies zum Teil schon bei Zuverlässigkeitskennwerten vorzufinden ist. Ein vielversprechender Ansatz wurde in [20] ausgearbeitet und dargestellt. Vertiefende Arbeiten in diese Richtung sind erforderlich.

## Literatur


[1] Festag, S., Döbbeling, E.-P. (2020). "vfdb-Brandschadenstatistik: Untersuchung der Wirksamkeit von (anlagentechnischen) Brandschutzmaßnahmen: Technischer Bericht vfdb TB 14-01," Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e. V. (vfdb), und Technisch-Wissenschaftlicher Beirat (TWB), Münster, 2020.

[2] Festag S. & Lipsch C. (2020) Eine Zuverlässigkeitsanalyse von automatischen Brandmeldeanlagen. VFDB, 4, S. 147–155.

[3] Festag, S. & Herbster, H. (2013). Untersuchungen über die Verfügbarkeit von Brandmeldeanlagen. In FeuerTrutz Brandschutzkongress: Neue Regeln, neue Trends, neue Konzepte (S. 83-92), FeuerTrutz Verlag, Nürnberg, 20.-21.02.2013.

[4] Festag, S. & Lipsch, C. (2019). Empirische Untersuchung der statistischen Verfügbarkeit von automatischen Brandmeldeanlagen. 5. Magdeburger Brand- und Explosionsschutztag, 25.-26.03.2019.

[5] Festag, S. & Staimer, A. (2012). Unterschiedliches Verhalten gleicher Anlagentechnik: Erläuterung am Beispiel der Gegenüberstellung von deutschen und britischen automatischen Brandmeldeanlagen. VFDB, 3/2012, S. 128–134.

[6] Hammer, W. (1972). Handbook of System and Product Safety. Prentice Hall.

[7] ISO/Guide 73 (2009). Risk management – Vocabulary. International Organization for Standardization.

[8] Compes, P. C. (1982). Zur sicherheitswissenschaftlichen Terminologie und Methodologie der Risiko-Problematik. In Peter C. Compes (Hrsg.), Risiken komplizierter Systeme – ihre komplexe Beurteilung und Behandlung (S. 49–70). GfS-Sommer-Symposion 1979 der, Gesellschaft für Sicherheitswissenschaft. Bergische Universität – Gesamthochschule Wuppertal..

[9] Zehfuß, J. (2020). Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes (Technischer Bericht 04-01, 4. Auflage). Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e. V. (vfdb), Technisch-Wissenschaftlicher Beirat (TWB), Referat 14, Münster.

[10] Danzi, E. et al. (2021). FLAME: A Parametric Fire Risk Assessment Method Supporting Performance Based Approaches. Fire Technology 57, 721–765 (2021). https://doi.org/10.1007/s10694-020-01014-9.

[11] Verband der TÜV e.V. (2021). Baurechtsreport 2021. Berlin: Vd-TÜV.

[12] Festag, S. (01/2021). The Statistical Effectiveness of Fire Protection Measures: Learning from Real Fires. Fire Technology.

[13] Staimer, A., Festag, S. & Münz, F. (2012). Verfügbarkeit von Brandmeldeanlagen. Wie sicher sind Brandmeldeanlagen? (Technischer Bericht, ZVEI-Merkblatt 33009:2012-08), Zentralverband Elektrotechnik- und Elektronikindustrie, Frankfurt am Main.

[14] Staimer, A., Klein, W. & Montrone, F. (2007). Hochwertige Systeme als Voraussetzung für höchste Verfügbarkeit. VFDB, 1/2007, S. 7–13.

[15] RWA Statistik - Funktionssicherheit. FVLR e.V. URL: https://www.fvlr.de.

[16] Festag, S. & Herbster, C. (2021). Die Entwicklung des anlagentechnischen Brandschutzes. In: FeuerTrutz Magazin, 01.09.2021.

[17] VdTÜV (2023). Baurechtsreport 2023. Verband der TÜV e. V. (VdTÜV), URL: www.vdtuev.de (Zugriffsdatum: 22.01.2024).

[18] Festag S (05/2016) Ergebnisse aus dem Projekt "Brandschadenstatistik": Der Wert des Projektes aus wissenschaftlicher Sicht. In: vfdb-Jahresfachtagung 2016, S. 209–226..

[19] Albrecht, C. (2011). Grundlagen und Sicherheitskonzept für den Nachweis der Räumung im Brandfall. In: Hosser, D. (Hrsg.): Braunschweiger Brandschutz-Tage 2011, Tagungsband. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig.

[20] Sander, L. (2023). Grundlagen für ein Sicherheitskonzept zum Nachweis der Personensicherheit im Brandfall. In: Braunschweiger Brandschutz-Tage 2023, 37. Fachtagung - Forschung und Praxis 06. und 07. September 2023. Braunschweig.

# Die Kunst der Krisenkommunikation: Der Weg zur effektiven, zielgruppenspezifischen Kommunikation in Extremsituationen

Fabienne Seifert
Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e. V. (vfdb), 48028 Münster

**Kurzfassung:**
In Krisensituationen spielt eine effektive Kommunikation eine entscheidende Rolle für das erfolgreiche Management und zur Bewältigung des Ereignisses; trotzdem ist die Bedeutung der Krisenkommunikation in Behörden und Organisationen mit Sicherheitsaufgaben (BOS) bisher in der Forschung weitgehend unbeleuchtet. Untersuchungsschwerpunkte konzentrieren sich hauptsächlich auf die Reputation und das strategische Handeln von Unternehmen in einer Krise [1].
Im Rahmen des Forschungsprojekts ResKriVer (Kommunikations- und Informationsplattform für resiliente krisenrelevante Versorgungsnetze) beschäftigt sich die vfdb unter anderem mit Krisenkommunikation und deren Prozesse, Infrastrukturen und Strategien. Dabei ist bedeutsam, dass allgemeine Leitfäden, wie der "Leitfaden Krisenkommunikation" vom Bundesministerium des Innern [2] vorliegen, jedoch keine spezifischen Anwenderinformationen sowie konkrete, szenarienorientierte Umsetzungsmodelle für BOS.
In dem Beitrag möchte ich die Herausforderungen und Besonderheiten der Krisenkommunikation in BOS am Beispiel der Feuerwehr beleuchten. Hierbei werden mögliche Kommunikationsstrategien und -werkzeuge für den Umgang mit Krisenszenarien diskutiert, die von Feuerwehren bearbeitet werden. Besondere Aufmerksamkeit wird auch der Rolle der sozialen Medien in diesen Situationen gewidmet.
Eine effektive Kommunikation in Krisensituationen stärkt das Vertrauen der Bevölkerung in BOS [2]. Dabei ist ein zentraler Aspekt, wie verschiedene Bevölkerungsgruppen adäquat von BOS angesprochen und ihre spezifischen Bedarfe berücksichtigt werden können. Eine maßgeschneiderte Kommunikation, die auf die unterschiedlichen Bedürfnisse der Menschen eingeht, kann die Wirksamkeit der Krisenkommunikation erhöhen und die Resonanz in der Bevölkerung verbessern, indem Empfehlungen umgesetzt werden, oder die individuelle Vorbereitung auf künftige Krisen vorangetrieben wird [3] [4].
Das Ziel des Beitrags ist es, ein umfassendes Verständnis für die Bedeutung der Krisenkommunikation in BOS zu vermitteln und praxisnahe Ansätze zur Bewertung und gegebenenfalls Verbesserung von Kommunikationsstrategien in Krisensituationen aufzuzeigen. Dabei sollen die Erkenntnisse aus der Feuerwehr auch auf andere BOS übertragen werden können. Durch die Auseinandersetzung mit Krisenkommunikation, ihrer Vorbereitung und Best Practice Beispielen soll zur Umsetzung der adressatengerechten Krisenkommunikation in BOS beigetragen werden.

## 1. Einleitung

Die Entwicklung einer effektiven und zielgruppenspezifischen Krisenkommunikation ist für BOS von grundlegender Bedeutung, um über Risiken im Alltag, in Extremsituationen und (länger andauernden) Krisen Informationen, Warnungen, Maßnahmen und Handlungsempfehlungen an Bevölkerungsgruppen weiterzugeben. Bei Extremwetterereignissen, wie Starkregenereignissen, Überschwemmungen, Tornados und Krisensituationen, wie langanhaltende, flächendeckende Stromausfälle steht nicht nur die schnelle und präzise Informierung der Bevölkerung im Vordergrund, sondern auch die gezielte Ansprache unterschiedlicher Zielgruppen, um Vertrauen [2], Verständnis, Kooperation und Hilfsbereitschaft zu fördern. Im Forschungsprojekt ResKriver hat die vfdb bislang sechs qualitative, leitfadengestützte Interviews mit Mitarbeitenden aus BOS und Krisenstäben geführt [5]. Zurzeit wird das empirische Material mithilfe einer codierenden Auswertungsmethode analysiert [6]. In diesen Beitrag fließen Einblicke in dieses Vorhaben

und zeigen durch eine Zusammenfassung der ersten Ergebnisse den aktuellen Stand der Auswertung auf.
Krisenkommunikation wird in diesem Beitrag als Kommunikation von BOS verstanden und bezieht sich auf die strategischen Prozesse der gezielten Informationsübermittlung während Extremereignissen. Diese Perspektive aus dem empirischen Material der Feuerwehren divergiert von kommunikationstheoretischen Ansätzen, in denen die krisenhafte Betroffenheit von Organisationen und die Sicherung der Reputation im Vordergrund stehen. Das Hauptziel dieser Krisenkommunikation ist die Bereitstellung von klaren und präzisen Informationen, um die Öffentlichkeit über die Lage und deren Entwicklung aufzuklären sowie Handlungsempfehlungen mitzuteilen. Damit verbunden sind unter anderem Fragestellungen, die die Vorbereitung der Kommunikation, die Kommunikationskanäle und deren Reichweite ebenso wie die Bedürfnisse der Adressaten umfassen. Eine zentrale Herausforderung für BOS besteht dabei darin, (potenziell) Betroffene zu erreichen, die sich in ihren Informationsbedürfnissen, Erwartungen an die Behörden und Organisationen sowie ihren sprachlichen Voraussetzungen, kulturellen Hintergründen und technischen Affinitäten stark unterscheiden können [3]. Die Frage, wie Pressestellen und Social Media Beauftragte der BOS in Echtzeit, zum Teil zu Beginn der Chaosphase, mit wenigen Informationen über die Lage über verschiedenste Kanäle, Plattformen aufklären und auch bei etwaigen Ausfällen darauf zugreifen können, ist ein Fokus der Betrachtung.
Menschen nutzen heutzutage eine Vielzahl von Informationsquellen, um sich über aktuelle Geschehnisse zu informieren [7] [8]. Neben traditionellen Medien wie Zeitungen, Radio und Fernsehen greifen viele auf Online-Plattformen, soziale Netzwerke und Apps zurück. Diese Vielfalt an web-basierten Kanälen ermöglicht es, Informationen kurz nach dem Versenden zu erhalten und individuell angepasste Nachrichtenströme zu konsumieren. Die zunehmende Digitalisierung erweitert die Möglichkeiten der Informationsbeschaffung und den Zugang zu verschiedensten Inhalten, wodurch Menschen ihre Informationsquellen entsprechend ihren Bedürfnissen und Interessen auswählen können. Trotz der Vielzahl an Informationsquellen besteht die Gefahr, dass Menschen in sogenannten Echokammern [9] [10] verbleiben, in denen sie nur noch Informationen konsumieren, die ihre bestehenden Ansichten bestätigen. Dies kann zu einer Verengung der Perspektiven führen und infolgedessen das Hinterfragen von Informationen und deren Wahrheitsgehalten. Zudem birgt die Vielzahl an Informationen, deren Absender auf Plattformen teils anonym bleiben, das Risiko von Fehlinformationen und Manipulationen. Die Herausforderung bei den Nutzenden besteht daher darin, eine kritische Medienkompetenz zu entwickeln, um Informationen und ihre Echtheit zu hinterfragen und einzuordnen.
Für die Krisenkommunikation bedeutet die Vielzahl an Informationskanälen sowohl Chance als auch Herausforderung zugleich. Einerseits ermöglichen diverse Kanäle eine schnellere und weitere Verbreitung wichtiger Informationen über die Lage, zudem besteht die Möglichkeit der zeitnahen und direkten Informierung, Warnung und Anleitung der Bevölkerung. Andererseits besteht die Herausforderung darin, sicherzustellen, dass die veröffentlichten Informationen über die heterogenen Kommunikationskanäle kohärent, verlässlich und aktuell sind. Zusätzlich müssen BOS auf etwaige Fehlinformationen, nicht überprüfbare oder absichtlich irreführende Informationen in den unterschiedlichen Kommunikationskanälen reagiert und eine Korrektur der verbreiteten Nachrichten vornehmen, welches ebenso eine Herausforderung darstellt. Daran anschließen lässt sich die Frage, wie solche Falschinformationen identifiziert und herausgefiltert werden können und ob der Einsatz von Technologien und Anwendungen, wie zum Beispiel Künstliche Intelligenz, die Mitarbeitenden aus den Pressestellen künftig unterstützen können. Die Verwaltung unterschiedlicher Kommunikationskanäle erfordert eine (zeitintensive) Koordination sowie zeitliche und personelle Ressourcen, um in einer sich schnell verändernden Lage auf neue Entwicklungen reagieren und die Kommunikationsstrategie anpassen zu können. Die Frage nach der Nutzung von Technologien, Plattformen, Apps und Messengern stellen eine zusätzliche Herausforderung für die Pressestellen und Social Media Manager der BOS dar.

Die Mitarbeitenden müssen nicht nur in der Lage sein, diese Instrumente effektiv zu nutzen, sondern mit einem Monitoring die Stimmung auf den Plattformen zu beobachten, Falschinformationen entgegenzuwirken und die Glaubwürdigkeit ihrer Kommunikation sicherzustellen und aufrechtzuerhalten.
Daneben gibt es zwei weitere Aspekte, die beim Thema Krisenkommunikation von BOS näher betrachtet werden müssen: Erstens die Berücksichtigung emotionaler und psychologischer Aspekte und zweitens das Abwägen, wann und bei welchem Szenario die BOS informiert. Zu erstens: Bei der Warnung, Informierung und Weitergabe von Handlungsempfehlungen ist eine sozial-psychologische Komponente der Krisenkommunikation zu berücksichtigen. Die gesendeten Nachrichten können unterschiedlichste Reaktionen und Emotionen bei den Empfangenden auslösen [3]. Von einer rationalen Perspektive mit Einsicht und Umsetzen der vorgeschlagenen Maßnahmen, bis hin zu Ängsten, ablehnendem Verhalten und dem Nicht-Befolgen der Maßnahmen. Reaktionen können ebenfalls sein, dass sich Empfangende alternative Nachrichten und Wahrheiten suchen und von Falschinformationen beeinflusst werden. Wie kann also eine adäquate Ansprache gelingen, die durch den Aufbau der Nachricht, die Wortwahl und den verwendeten Kommunikationsweg den Aufbau von Vertrauen fördert sowie klare Anweisungen und authentische Informationen weitergibt [2]?
Der zweite Aspekt betrifft Fragen nach dem Zeitpunkt und der Art der Informierung, und ob eine Informierung verbreitet wird. Beides kann nicht pauschal beantwortet werden, sondern hängt von der Art des Ereignisses, der Dringlichkeit und dem Bedarf von Maßnahmen und Handlungsempfehlungen ab. Frühzeitige und transparente Informationen können das Vertrauen in die BOS stärken [2], zu viele Informationen, Unklarheiten, oder differierende Nachrichten jedoch das Gegenteil bewirken und Unsicherheit stiften. Daraus wird die Thematik des Ausbalancierens der Häufigkeit von Mitteilungen deutlich: "*Ich habe ein bisschen die Befürchtung, dass die Leute abstumpfen, wenn wir halt zu viel warnen.*" (Interview_3)
Es geht folglich um eine Betrachtung von Krisenkommunikation, die sich nicht nur mit der technischen Frage der verwendeten Kanäle, Infrastrukturen und technologischen Lösungen auseinandersetzt, sondern auch die sozialwissenschaftliche Perspektive der Prozesse und Strategien der Krisenkommunikation einbezieht, sozial-psychologische Komponenten berücksichtigt sowie strategische Überlegungen umfasst, wie in dynamischen und komplexen Extremsituationen oder Krisen eine bestmögliche Kommunikation gewährleistet werden kann.

## 2. Kommunikationskanäle und Zielgruppen in einer Krise

BOS setzen bei einer Krisenkommunikation auf eine Mischung der verwendeten Kommunikationskanäle. Die Wahl und Bespielung unterschiedlicher Kanäle ist von entscheidender Bedeutung, um eine effektive Informationsvermittlung und –verbreitung zu gewährleisten. Klassische Kanäle wie Pressemitteilungen, Pressekonferenzen, Nachrichten im Fernsehen und im Radio, ebenso wie die Berichterstattung in Printmedien bieten die Basis für die Informierung der Bevölkerung. Ebenso können auf gedruckte Handzettel und Durchsagen über Lautsprecherwagen zurückgegriffen werden. Im digitalen Zeitalter haben Online-Plattformen, Messenger und diverse Warn-Apps einen signifikanten Einfluss auf die Krisenkommunikation und die von den BOS genutzten Kanäle. Soziale Medien ermöglichen beispielsweise eine sofortige Verbreitung der Information. Werden Kurzmeldungen über soziale Medien zur Verfügung gestellt, verweisen sie für genauere Informationen und detaillierte Hintergrundinformationen auf die Website der BOS, oder der Kommunalverwaltung, auf denen mehr Platz besteht, um diese bereitzustellen, so eine beschriebene Praxis aus den Interviews. Meldungen über Soziale Medien schaffen außerdem die Möglichkeiten eines direkten Dialogs mit der Öffentlichkeit, anders als bei den zuerst genannten Kommunikationskanälen [11]. Über das Radio, den Fernseher und Medienerzeugnisse werden die Informationen an die Empfangenden gestreut, auf Plattformen

können die Empfangenden selbst zu Sendern werden, indem sie auf die Meldungen durch Kommentare, Posts und Weiterleitungen reagieren.
Nicht nur unterschiedliche Kommunikationskanäle müssen seitens der BOS bespielt und auf dem aktuellen Stand gehalten werden, um möglichst vielen Menschen Informationen bereitstellen zu können, sondern die unterschiedlichen Kanäle erfordern auch eine unterschiedliche Aufbereitung der Nachricht. Während auf einer Website Platz für Hintergrundinformationen und eine ausführliche Beschreibung zur Verfügung steht, werden auf Sozialen Medien und Plattformen eher Bilder, Videos, prägnante Überschriften und Kurzmeldungen geteilt. All diese Voraussetzungen und das Bewusstsein für die Kommunikation über unterschiedliche Kanäle sollte in der Vorbereitung der BOS auf die Kommunikation in Krisensituationen und Extremereignissen aufgegriffen werden. Die Wahl der Kommunikationskanäle ist mit dem Mediennutzungsverhalten der Adressaten verbunden. Das lineare Fernsehprogramm wird durch Streaming-Dienste ergänzt, die Auswahl an Sendern, Nachrichten, und Zeitungen werden durch Plattformen ergänzt, auf denen mit einem Klick Nachrichten verteilt werden können, während die klassischen Medien Informationen durch Redaktionen aufbereiten und erst danach veröffentlichen. Als Konsequenz lässt sich daraus schließen, dass über Plattformen und Soziale Medien eine Verbindung, ein direkter Weg zu den Adressaten hergestellt werden kann, durch viele unterschiedliche Kommunikatoren jedoch Informationen und deren Wahrheitsgehalt mit einer Skepsis behaftet sein können. Abhilfe sollen beispielsweise Warn-Apps schaffen, die ebenfalls Informationen direkt an die Adressaten übertragen und keine Diskussionsmöglichkeiten, oder die Meinungsbeeinflussung durch andere Kommunikatoren zulassen. Diese Nachrichten erreichen jedoch nur Smartphone-Nutzende, die die jeweilige App installiert haben und wirkt sich damit direkt auf die Reichweite der Mitteilungen aus.

**3. Durch Sprache Vertrauen herstellen**

Wie gelingt es BOS Risiken, Extremereignisse und Krisen zu kommunizieren? Eine effektive Kommunikation von Risiken ist von entscheidender Bedeutung, um die Öffentlichkeit angemessen zu informieren und ein Verständnis für potenzielle Gefahren herzustellen [1]. Als Beispiele für eine Warnung von Risiken können folgende Szenarien sein: Glätte, Eisflächen nicht zu betreten, oder kein Feuer in Waldgebieten, oder trockener Vegetation zu entzünden. Ein zentrales Element ist dabei eine klare, einfache Sprache, die es ermöglicht komplexe Informationen für ein breites Publikum verständlich zu machen. Das bedeutet, dass Lagemeldungen, Wettervorhersagen sowie technische und naturwissenschaftliche Details in eine leichte Sprache übersetzt werden müssen, ohne dabei Genauigkeit einzubüßen. Die Verbindung zwischen Fachwissen und der Aufbereitung in allgemeinverständliche Aussagen, ist dabei essenziell für eine wirksame Risiko- und Krisenkommunikation, die die Öffentlichkeit erreicht.
Um effektiv zu warnen und zu informieren, möchte ich neben der gewählten Sprache und der zielgruppenspezifischen Wortwahl der Krisenkommunikation fünf weitere Aspekte herausgreifen: Die Vorbereitung einer Krisenkommunikation, die Berücksichtigung von Informationsbedarfen der betroffenen Bevölkerungsgruppen, das zeitnahe Reagieren auf ein Ereignis, Handlungsanweisungen an die Öffentlichkeit geben und die kommunikative Begleitung des Ereignisses sowie deren Entwicklung.
Mit der Prämisse Vorbereitungen für eine etwaige Krisenkommunikation zu treffen, geht eine oft ausgedrückte Äußerung einher: In der Krise Köpfe kennen. "*Dieser abgedroschene Spruch in Krisen Köpfe kennen, kann man da wirklich nur bestätigen, wenn man sich da schon mal in entspannter Atmosphäre kennengelernt hat, schon mal grundsätzlich die andere Organisation kennengelernt hat, dann klappt es im Einsatz natürlich auch viel besser*." (Interview_4) Was bedeutet dieser Ausspruch für die Krisenkommunikation? Dass eine Reichweite nicht erst in der Krise aufgebaut werden kann, sondern Strukturen, Abläufe und Kanäle bekannt sein müssen, bereits vor einer Krise bespielt, getestet und gepflegt werden müssen, um ihre Funktionalität, Zuverlässigkeit und Reichweite in der jeweiligen Lage

sicherzustellen. Antizipiert wird, dass die geteilten Informationen in einer Krisensituation möglichst vielen Menschen zugänglich gemacht werden. Insbesondere sind Konzepte zu entwickeln, wie die spezifischen Bedarfe von Bevölkerungsgruppen einbezogen werden können und mit leichter Sprache, Mehrsprachigkeit, oder beispielsweise den Alternativtexten zu Bildern für sehbeeinträchtige Menschen gearbeitet wird. Ansprechpartnerinnen und -partner bei der lokalen Presse, bei Radiosendern sowie der Kommunalverwaltung sollten benannt und bekannt sein. Ebenso sollte klar geregelt sein, wer welche Aufgabe wann übernimmt und wer unter welcher Telefonnummer auch außerhalb von Dienstzeiten zu erreichen ist, um im Krisenfall direkt handlungsfähig zu sein und die ersten Maßnahmen einleiten zu können [2].

Die Berücksichtigung von Informationsbedarfen der betroffenen Bevölkerungsgruppen umfasst alle Maßnahmen, die notwendigen Informationen zusammenzustellen und zu verteilen, ohne dabei Unsicherheiten in der Öffentlichkeit zu bewirken, sondern durch transparente Informationen das Vertrauen in die BOS zu stärken [2] [3]. Die Kommunikation fokussiert nicht nur die aktuellen Geschehnisse der Lage, sondern auch präventive Maßnahmen und mögliche Auswirkungen bei Nichteinhaltung der Präventivmaßnahmen. Dazu zählt auch, auf Fragen aus der Öffentlichkeit einzugehen und die Kommunikationsstrategien entsprechend anzupassen, um eine Bewältigung der Krise zu unterstützen. Dieser Aspekt enthält die Beschäftigung mit Fragen, welche Informationen für Personen relevant sind, die in einem Gebiet wohnen, in dem beispielsweise ein Hochwasser, ein Orkan oder ähnliches erwartet wird, oder bereits ein großflächiger Stromausfall eingetreten ist. Zusätzlich muss reflektiert werden, wie Wetterdaten oder Vorhersagen allgemeinverständlich formuliert werden können, damit die Öffentlichkeit die Erkenntnisse einordnen kann. Dazu passt folgendes Beispiel aus einem Interview, indem sowohl Fragen der Art und Frequenz von Warnungen aufgeworfen werden als auch die Verständlichkeit von Informationen, in dem Fall Wettervorhersagen aufgegriffen wird: "*Und ich glaube, das ist eine der größten Herausforderungen, die wir haben werden an der Stelle, auch im Bereich Krisenkommunikation. Ab wann warnen wir? Wie warnen wir? Und in welcher Häufigkeit warnen wir? (...) Ich muss Ihnen ehrlich sagen 200 Liter pro Quadratmeter habe ich auch nicht verstanden. Und wir waren das Gebiet, was betroffen werden sollte. Auch wir saßen hier und dachten, ok, wird halt ein heftigerer Regen, schauen wir mal. (...) Also auch das sind halt so Sachen, den Leuten zu erklären, was das eigentlich bedeutet, 200 Liter pro Quadratmeter.*" (Interview_3)

Mit dem zeitnahen Reagieren auf ein Ereignis verdeutlichen BOS, dass sich die Mitarbeitenden um das Ereignis kümmern. Eine schnelle Reaktion ermöglicht nicht nur die rasche Verbreitung von relevanten Informationen für die Öffentlichkeit, sondern trägt dazu bei Falschinformationen vorzubeugen. Durch zeitnahe Folgemeldungen können BOS zeigen, dass sie die Lage bearbeiten und aktiv Maßnahmen zur Bewältigung der Situation ergreifen und schaffen so Vertrauen. Zur schnellen Reaktion auf die Lage zählt auch, dass situativ und in zeitkritischen Lagen erste Informationen sehr schnell rausgegeben werden, um zu warnen, oder der Öffentlichkeit Verhaltenshinweise und Empfehlungen mitzuteilen, die dann in der Entwicklung der Lage ergänzt, oder korrigiert werden können. Zur transparenten Kommunikation seitens BOS zählt auch, dass in einer Chaosphase die Lage erkundet werden muss und entsprechend noch nicht alle Informationen zur Lage zusammengetragen sind. Erste Einschätzung mit der Öffentlichkeit zu teilen und diese im Laufe der Entwicklungen zu revidieren und korrigieren, zählt ebenso zur Krisenkommunikation wie das Entwarnen, beispielsweise nach der Bearbeitung des Einsatzes. Eine weitere Passage aus einem Interview fasst diesen Aspekt folgendermaßen zusammen: "*Das läuft dann auch nicht immer, dass man Hundertprozent in den ersten Chaosphasen alles hat. Das versucht man dann aber relativ zeitnah nachzuziehen. (...) Weil manchmal geht es auch einfach um Schnelligkeit. Das muss man auch einfach mal sagen. Da ist es uns lieber (...) wir sagen macht die Fenster und Türen zu und zwar jetzt sofort und runter von den Straßen, als es dann perfekt gestaltet ist und wir die Zeit verlieren.*" (Interview_3)

Das Bereitstellen von Handlungsanweisungen an die Öffentlichkeit ist in der Krisenkommunikation von Seiten der BOS von entscheidender Bedeutung, da sie einen klaren Handlungsrahmen schaffen, in denen die Menschen aktiv werden können. Sie sind ein entscheidendes Instrument, um Panik und Verwirrung zu vermeiden und eine Orientierung zu geben. Ein aktuelles Beispiel ist das Hochwasser in Teilen Deutschlands zum Jahreswechsel 2023/2024. Viele Menschen wollen helfen und aktiv werden [12] [13], einige davon verdrängen oder vergessen jedoch bereits ähnliche erlebte Ereignisse wie die Fluten im Ahrtal im Jahr 2021 [14] [15], was Auswirkungen auf die Vorbereitung auf etwaige Szenarien und den Umgang mit der Lage hat. Dieses Vergessen wird unter dem Begriff "Katastrophendemenz" [12] [15] in der Forschung diskutiert. Wiederkehrende Empfehlungen dienen nicht nur dazu, Unsicherheiten zu minimieren, sondern ermöglichen es den Menschen auch, aktiv und orientiert zu handeln, für sich Verantwortung zu übernehmen und ihre eigene Sicherheit zu gewährleisten, indem sie beispielsweise bei einem Brand Fenster und Türen geschlossen halten. Durch präzise Anweisungen können potenziell lebensrettende Maßnahmen ergriffen werden und die Bevölkerung kann sich auf das Umgehen mit und Reagieren auf die Situation einstellen. Konkrete Handlungsempfehlungen können das kooperative Verhalten der Öffentlichkeit fördern und zum Akzeptieren der Maßnahmen beitragen.
Die kommunikative Begleitung des Ereignisses sowie deren Entwicklung verdeutlicht, dass eine Krisenkommunikation nicht mit einem Post, einer Pressemitteilung, oder einer Warnung abgearbeitet ist. Vielmehr muss über die Lage und ihre Entwicklung fortlaufend berichtet, Ergebnisse aus einem Krisenstab geteilt, oder Anpassungen, weitere Maßnahmen und letztlich auch die Entwarnung gegeben werden. Das stellt auch eine Verbindung zur Risikokommunikation dar [1] [16] [17]. Beide Arten der Kommunikation verbinden das proaktive und transparente Berichten und Informieren. Während die Risikokommunikation darauf abzielt, über Gefahren und potenzielle Risiken zu informieren, konzentriert sich die Krisenkommunikation auf die Bewältigung während einer bereits eingetretenen Krise. Beide Ansätze teilen das Ziel die Öffentlichkeit zu informieren, Unsicherheiten zu minimieren und Vertrauen aufzubauen. Eine effektive Risikokommunikation kann als Vorbereitung auf eine mögliche Krisensituation eingesetzt werden und die Krisenkommunikation dadurch erleichtern. Wenn die Krise abklingt, kann in den Modus der Risikokommunikation übergegangen werden und durch das Aufzeigen von potenziellen Risiken und Gefahren für ein gesellschaftliches Bewusstsein sorgen und die Vorbereitung auf weitere Krisenereignisse fördern [1].

## 4. Herausforderungen für BOS

Dieses Kapitel soll Einblicke in die Herausforderung für BOS hinsichtlich der Krisenkommunikation geben. Die Herausforderungen betreffen unter anderem die frühzeitige Vorbereitung und Risikoanalyse, um entsprechende Kommunikationsstrategien im Voraus zu entwickeln. Fragen nach der zielgruppenspezifischen Wortwahl, den Kommunikationskanälen und ihrer Ausfallsicherheit sowie der Erreichbarkeit der Bevölkerung schließen sich diesen Überlegungen an. Die Abwägung, wann eine Bevölkerungsinformierung notwendig wird und wie in dem spezifischen Fall eine transparente Kommunikation aussieht, muss ebenfalls antizipiert werden. Wie in zeitkritischen Lagen effektiv reagiert werden kann und welche Vorkehrungen hinsichtlich personeller und technischer Ressourcen vorgenommen werden müssen, stellt ebenfalls eine Herausforderung für BOS dar.
Aktuelle Herausforderungen für BOS in Bezug auf Krisenkommunikation umfassen zudem die rasante Verbreitung von Informationen in den digitalen Medien und Plattformen, die Fluch und Segen zugleich sein kann. Eine schnelle Verbreitung von verifizierten Informationen in einer Krise, kann die Bewältigung des Ereignisses erleichtern, die Verbreitung von Fehlinformationen und Fake News jedoch die Effektivität von Botschaften beeinträchtigen. Letztlich bleibt die Frage aktuell und muss sich mit gesellschaftlichem Wandel allgemein und dem Wandel von Nutzungsverhalten der Öffentlichkeit kontinuierlich

gestellt werden, wie transparente Krisenkommunikation aussieht und wie sie die Öffentlichkeit erreicht. Damit einher gehen die Vielfalt und Heterogenität der Kommunikationskanäle. Es erfordert eine Strategie, wie die unterschiedlichsten Kanäle zeitgemäß, ausfallsicher und konsistent sowie mit den zur Verfügung stehenden technischen, personellen und finanziellen Ressourcen bespielt werden können. Die situative Informierung der Öffentlichkeit in der jeweiligen Lage leitet zu einer weiteren Herausforderung über: Die steigenden Erwartungen der Öffentlichkeit an BOS, schnell auf Krisensituationen zu reagieren und schnellstmöglich Informationen bereitzustellen. Diese Informationen werden nicht nur einmal gestreut, sondern müssen kontinuierlich aktualisiert, bei Neubewertungen der Lage Änderungen mitgeteilt und die Lage an sich seitens der BOS kommunikativ begleitet werden, wofür insbesondere personelle Ressourcen zur Verfügung stehen müssen, um ein Monitoring und eine stetige Kommunikation mit der Bevölkerung zu gewährleisten. Auffällt, dass die Erwartungen an BOS über das Bereitstellen von Informationen hinausgehen, so die Interviewten. Die Öffentlichkeit und insbesondere Nutzerinnen und Nutzer von Sozialen Medien möchten sich mit den Mitarbeitenden der BOS austauschen, Eindrücke teilen und erwarten, dass auf Fragen und Kommentare reagiert sowie Vorschläge aus der Bevölkerung in die weiter Planung von Maßnahmen integriert werden. Es soll sich also ein Dialog entwickeln, der von beiden Seiten gleichermaßen geführt wird. Doch wie kann eine Pressestelle mit Bezug auf zeitliche und personelle Ressourcen alle bespielten Plattformen und Kommunikationskanäle im Blick behalten, um auf Rückfragen zu antworten und Beiträge zu kommentieren – wohlgemerkt bei einem Extremereignis? Aller Schwierigkeiten zum Trotz sollte das Bedürfnis nach Information in der Bevölkerung bei Planungen der Krisenkommunikation berücksichtigt und das Feedback aus der Bevölkerung zugelassen werden, um die Akzeptanz von Maßnahmen und das Ankommen der Kommunikationsstrategie zu evaluieren. Das Monitoring von Kommentaren und Reaktionen auf Plattformen und in Sozialen Medien kann eine wertvolle Ressource bei der Analyse der Stimmung im Internet darstellen und – wenn genügend Personal vorhanden ist – die Anpassung der Kommunikationsstrategie ermöglichen, um einen Großteil der Bevölkerung zu erreichen; beispielsweise, dass die Nachrichten nicht nur wahrgenommen werden, sondern die enthaltenen Informationen von Adressaten auch aktiv umgesetzt werden. Hieran anschließend sind Überlegungen der Vorbereitung einer Krisenkommunikation. Inwieweit kann eine Krisenkommunikation im Sinne von vorgefertigten Textbausteinen vorbereitet werden? Über welche Kanäle möchten Zielgruppen in einer Krise informiert werden? Es bedarf einer Zielgruppenidentifikation und eine Auswertung der Bedürfnisse, Erwartungen und Präferenzen der Bevölkerung, um diese im Krisenfall bedienen zu können [3]. Dies ermöglicht eine gezielte Ansprache und eine zielgruppenspezifische und angepasste Kommunikation. Und trotzdem müssen sich BOS die Flexibilität aufrechterhalten, wie auf dynamische Lagen reagiert werden kann und Kommunikation an sich schnell verändernde Lagen anzupassen. Im Sinne der Vorbereitung bleibt die Frage stets aktuell, welche Kommunikationskanäle für die Krisenkommunikation verwendet werden, um Abhängigkeiten von Techniken, Plattformen und Unternehmen, Ausfallsicherheit und das Nutzungsverhalten der Öffentlichkeit einzubeziehen.
Wie Sprache als Instrument genutzt werden kann, um Transparenz und Klarheit in teils unübersichtlichen, zeitkritischen Extremsituationen und Krisenlagen zu vermitteln, bleibt ein Thema, mit dem sich BOS auch künftig unter der Perspektive unterschiedlichster Auswirkungen wie klimatischer Veränderungen und einer sich wandelnden Gesellschaft stellen muss, um leichtverständliche Botschaften an die Bevölkerung zu übermitteln [18] und diese zu einem proaktiven Verhalten zu motivieren, um bei der Krisenbewältigung mitzuwirken.

## 5. Schlussfolgerungen

Welche Implikationen ergeben sich aus den Erwartungen der Bevölkerung, dem Nutzungsverhalten und den Anforderungen an eine Krisenkommunikation für BOS?

Wie gestalten BOS eine Krisenkommunikation effektiv und mit einer Wortwahl, die in der Öffentlichkeit ankommt, unterschiedliche Bedarfe der Zielgruppen berücksichtigt und die Bewohnerinnen und Bewohner erreichen? Die BOS befinden sich auf dem Weg zu einer effektiven, zielgruppenspezifischen Kommunikation in Extremsituationen und Krisen, indem sie die Bedarfe der Öffentlichkeit antizipieren und beispielsweise auf unterschiedlichste Kommunikationskanäle für die Krisenkommunikation setzen. Identifizierte Kommunikationskanäle aus dem empirischen Material sind unter anderem Mitteilungen über das Radio, Fernsehen, online und Printmedien, Warn-Apps, die Website der Stadtverwaltung, Sozialen Medien und Plattformen, Lautsprecherdurchsagen und Handzettel. Sie erhoffen sich dadurch eine große Reichweite und viele Bevölkerungsgruppen erreichen zu können. Nutzungsverhalten und Erwartungen von Bevölkerungsgruppen verändern sich, beispielsweise durch die Etablierung von Technologien und neuen Plattformen. Diese Veränderungen zu antizipieren und darauf zu reagieren, kann für die Reichweite von Warnungen und Informationen einen entscheidenden Faktor darstellen. Für BOS sind nicht nur gesellschaftliche Trends, sondern auch Abhängigkeiten von Unternehmen und Plattformen zu berücksichtigen, sodass unterschiedlichste Kanäle, Plattformen und Tools genutzt werden, um die Öffentlichkeit zu erreichen. Nicht nur das Nutzungsverhalten von Plattformen und App-Anwendungen verändert sich, sondern auch die Informationsbedürfnisse und Erwartungen seitens der Bevölkerung. Besonders auf Plattformen und in Sozialen Medien sind Antworten der BOS auf Nachrichten und Posts erwünscht, ebenso wie Statusupdates und Informationen zur Lage. Zusätzlich haben betroffene Personen ein Mitteilungsbedürfnis und wollen Informationen teilen [19], aber erwarten zugleich eine Reaktion der BOS, indem sie die Beiträge kommentieren und antworten. Dieser Dialog erfordert jedoch personelle und zeitliche Ressourcen, um Nachrichten in Sozialen Medien zu beobachten und auf Kommentare, Nachrichten und Anfragen reagieren zu können.
Eine Lage kann dynamisch sein und sich schnell verändern. Ebenso sollte durch eine Aktualisierung der Mitteilungen Informationen zur Entwicklung der Lage an die Öffentlichkeit gegeben werden. Aus diesem Aspekt wird die Bedeutsamkeit der kommunikativen Begleitung eines Ereignisses deutlich. Wie bereits im Titel aufgeführt wurde, beschreiten die BOS den Weg der effektiven, zielgruppenspezifischen Kommunikation. Auf dem weiteren Weg werden immer wieder Anpassungen nötig sein, um die Bevölkerung schnell und umfänglich informieren zu können. Sinnbildlich formuliert, werden durch neue Kommunikationskanäle technische Herausforderungen entstehen, BOS werden auf dem Weg zu Weggabelungen gelangen, an denen Entscheidungen für und gegen die Abhängigkeit von Betreibern, oder Unternehmen getroffen werden müssen. Es werden eventuell Sackgassen und Abzweigungen beim Praktizieren der Krisenkommunikation entstehen und Erkenntnisse gesammelt werden, wie Krisenkommunikation nicht funktioniert und nach einem Schritt zurück, können Herausforderungen überwunden und für entstandenen Probleme Lösungen gefunden werden.
Ein effektiver Weg zur zielgruppenspezifischen Krisenkommunikation besteht darin, kontinuierlich Bedürfnisse, Erwartungen und Reaktionen heterogener Zielgruppen zu analysieren. Eine maßgeschneiderte Kommunikation umfasst unter anderem bestehende und künftige Risiken zu antizipiert, Abwägungen zu treffen, wann und bei welchem Ereignis gewarnt wird sowie das Feedback aus der Bevölkerung in die weiteren Prozesse aufzunehmen. In Anbetracht dieser Postulierung wird deutlich, dass eine zielgruppenspezifische Krisenkommunikation nicht nur mit Herausforderungen verbunden ist, sondern BOS die Chance bietet auf Risiken aufmerksam zu machen, ein proaktives Verhalten hinsichtlich der Bewältigung von Krisen zu fördern und Vertrauen in die Kompetenzen der BOS aufzubauen und dadurch eine langfristige Beziehung zu der Bevölkerung zu pflegen.

**Literatur:**

[1] Drews J.; Risikokommunikation und Krisenkommunikation. Kommunikation von Behörden und die Erwartungen von Journalisten, Springer VS, Wiesbaden, 2018

[2] Bundesministerium des Innern; Leitfaden Krisenkommunikation, auf: https://www.bmi.bund.de/SharedDocs/downloads/DE/publikationen/themen/bevoelkerungsschutz/leitfaden-krisenkommunikation.html, 2014
[3] Bundesamt für Bevölkerungsschutz und Katastrophenhilfe; Warnbedarf und Warnreaktion Grundlagen und Empfehlungen für Warnmeldungen, auf: https://www.bbk.bund.de/SharedDocs/Downloads/DE/Mediathek/Publikationen/Krisenmanagement/warnbedarf-und-warnreaktion.pdf?__blob=publicationFile&v=7, 2022
[4] Kahlenborn W., Kind C., Becker R., Grothmann T.; Ansätze und Erfolgsbedingungen in der Kommunikation zum Umgang mit Extremereignissen. Anpassung an den Klimawandel alltagstauglich machen und Eigenvorsorge stärken, Climate Change, Bd. 25 (2016), auf: https://www.umweltbundesamt.de/publikationen/ansaetze-erfolgsbedingungen-in-der-kommunikation
[5] Helfferich C.; Die Qualität qualitativer Daten. Manual für die Durchführung qualitativer Interviews, 4. Aufl., VS Verlag für Sozialwissenschaften, Wiesbaden, 2011
[6] Kuckartz U.; Qualitative Inhaltsanalyse. Methoden, Praxis, Computerunterstützung, 4. Aufl., Beltz Juventa, Weinheim, 2018
[7] Lohmeier L.; Meistgenutzte Informationsquellen der Bevölkerung in Deutschland im Jahr 2023, auf: https://de.statista.com/statistik/daten/studie/171257/umfrage/normalerweise-genutzte-quelle-fuer-informationen/, 02.01.2024
[8] Deutscher Bundestag; Kurzinformation. Aktuelle Mediennutzung in Deutschland, auf: https://www.bundestag.de/resource/blob/983268/8b44ad3e0e6349a85dd7faedcfda3b9e/WD-10-034-23-pdf.pdf, 2023
[9] Deutscher Bundestag; „Echokammern" und „Filterblasen" in digitalen Medien, auf: https://www.bundestag.de/resource/blob/898208/396d70db93fbc68bca40726b4d5308db/WD-10-007-22-pdf-data.pdf, 2022
[10] Ohl L.; Echokammer: Der psychologische Effekt einfach erklärt, auf: https://praxistipps.focus.de/echokammer-der-psychologische-effekt-einfach-erklaert_163852, 19.07.2023
[11] Pankratz A.; Social Media – das neue Bürgertelefon?, in: Bundesamt für Bevölkerungsschutz und Katastrophenhilfe, Tagungsband LÜKEX 2018. 3. Thementag: Risiko- und Krisenkommunikation, S. 8-12, auf: https://www.bbk.bund.de/SharedDocs/Downloads/DE/Mediathek/Publikationen/LUEKEX/luekex18-tagungsband3.pdf?__blob=publicationFile&v=6, 2018
[12] Brecht I.; Vom Hochwasser und der "Katastrophendemenz", auf: https://www.zdf.de/nachrichten/briefing/hochwasser-katastrophendemenz-brecht-zdfheute-update-100.html, 09.01.2024
[13] Weil S.; „Weihnachtshochwasser 2023" – Gemeinsinn gegen Wassermassen. Regierungserklärung vor dem Niedersächsischen Landtag am 7. Februar 2024, auf: https://www.stk.niedersachsen.de/startseite/der_ministerprasident/aktuelles/solide-finanzen-in-sturmischen-zeiten-regierungserklarung-von-ministerprasident-stephan-weil-229360.html, 07.02.2024
[14] DKKV (Hrsg.); Governance und Kommunikation im Krisenfall des Hochwasserereignisses im Juli 2021, DKKV-Schriftenreihe Nr. 63 (2024)
[15] Kuhn T.; „So eine Katastrophe könnte jederzeit wieder passieren", auf: https://www.wiwo.de/technologie/umwelt/lehren-aus-dem-hochwasser-so-eine-katastrophe-koennte-jederzeit-wieder-passieren/29245886.html, 14.07.2023
[16] Demeritt D., Nobert S.; Models of best practice in flood risk communication and management, Environmental Hazards. Human and Policy Dimensions, vol. 13, issue 4 (2014), pp. 313-328, doi: https://doi.org/10.1080/17477891.2014.924897
[17] Zehner L., Fuchs U., Lindemann A.-K., Jungnickel K., Schulze A., Böl G.-F.; Risikokommunikation. Ein Handbuch für die Praxis, auf: https://www.bbk.bund.de/SharedDocs/Downloads/DE/Mediathek/Publikationen/Risikomanagement/handbuch-risikokommunikation.pdf?__blob=publicationFile&v=5, 2022

[18] Ebert H., Fisiak I.; Bürgerkommunikation auf Augenhöhe. Wie Behörden und öffentliche Verwaltungen verständlich kommunizieren können, 3. überarb. Aufl., Springer Fachmedien, Wiesbaden, 2018
[19] Wahl S., Gerhold L.; Katastrophenkommunikation und soziale Medien im Bevölkerungsschutz; in: Bundesamt für Bevölkerungsschutz und Katastrophenhilfe (Hrsg.), Forschung im Bevölkerungsschutz, Bd. 27 (2021), auf: https://www.bbk.bund.de/SharedDocs/Downloads/DE/Mediathek/Publikationen/FiB/FiB-27-kat-kommunikation-soz-medien-bevs.pdf?__blob=publicationFile&v=8

GEFÖRDERT VOM
Bundesministerium
für Bildung
und Forschung

SIFO.de

# Krisenkommunikation im Landkreis Meißen (KriKom-LK-MEI)

Jakob Reitmeier, Thomas Müller, Stefanie Schubert-Polzin
Hochschule Magdeburg-Stendal, FB Wasser, Umwelt, Bau und Sicherheit
39114 Magdeburg

**Kurzfassung:**
Durch die Auswertung realer Einsatzprotokolle und Literaturrecherche wurden erste organisatorische und technische Schwachstellen im bestehenden Krisenkommunikations-System (KriKom-System) zusammengetragen. Auf Basis der Einsatztagebücher kann ein erster Anwendungsfall („Horizontale und vertikale Vernetzung von Krisenstäben“) herausgearbeitet werden.

## 1. Motivation

Die zunehmende Abhängigkeit unserer Gesellschaft von elektrischer Energie und modernen Kommunikationstechnologien verdeutlicht die Dringlichkeit, sich auf potenzielle Krisenszenarien vorzubereiten, insbesondere auf großräumige, langfristige Stromausfälle. In diesem Kontext gewinnt die Entwicklung eines autarken, integrativen KriKom-Systems zunehmend an Bedeutung. Ein solches System trägt im Ereignisfall entscheidend dazu bei, die Auswirkungen eines Stromausfalls auf Informationstechnik und Telekommunikation zu mildern.
Die effektive Kommunikation von krisenspezifischen Informationen zwischen allen beteiligten Akteuren steht bei langandauernden Flächenlagen im Katastrophen- oder Krisenfall an oberster Stelle. Die Entwicklung eines integrierten Systems zur Sammlung, Bewertung und Generierung von Daten und Informationen spielt eine entscheidende Rolle bei der Bewältigung solcher Szenarien.

## 2. Krisenkommunikation im Landkreis Meißen

Die Kommunikation in der Gefahrenabwehr ist ein komplexes Netzwerk. Viele unterschiedliche Akteure sind beteiligt, mit welchen auf verschiedenen Kommunikationswegen Informationen ausgetauscht werden. Je nachdem unterscheidet sich auch die Anforderung bei der Kommunikation. In Abbildung 1 sind die verschiedenen Beteiligten mit unterschiedlichen Kommunikationswegen vereinfacht dargestellt.

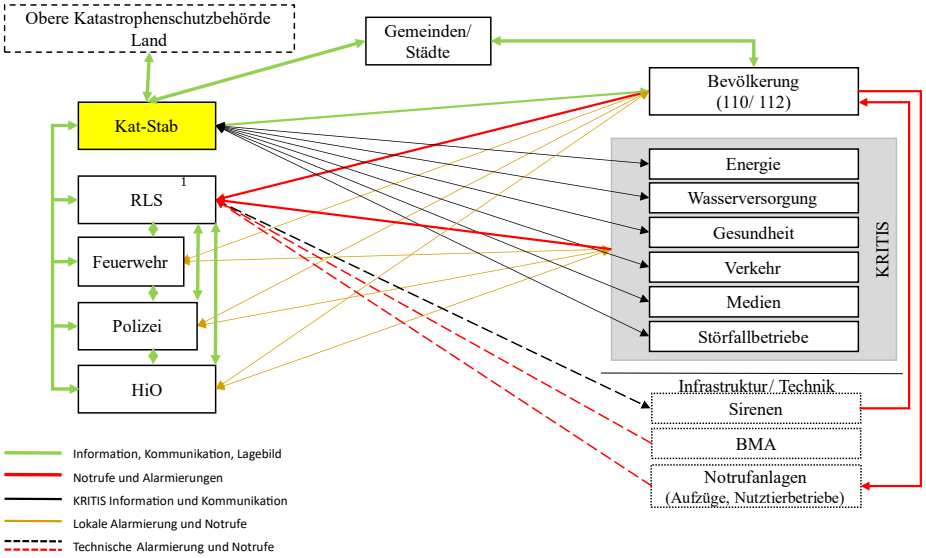



*Abbildung 1: Kommunikationswege zwischen unterschiedlichen Beteiligten[1]*

Meist sind diese KriKom-Systeme nur kurz oder gar nicht gegen einen Stromausfall gesichert [2]. So kommt es bei einem Blackout zu einem Totalausfall der Kommunikation. Dies bedeutet, dass die Kommunikationswege, die in Abbildung 1 dargestellt sind, nicht mehr zur Verfügung stehen (siehe Abbildung 2).

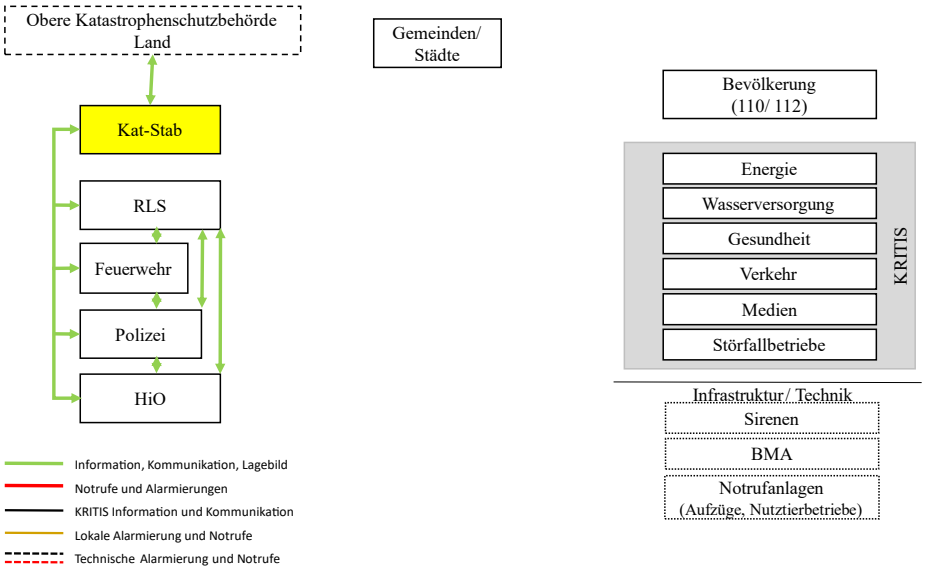



*Abbildung 2: Ausfall der Kommunikation bei einem Blackout [1]*

Um auf einen Blackout bestmöglich vorbereitet zu sein, werden Sicherheitsstrategien implementiert, die das Krisenmanagement stärken. Das Ziel ist, die Kommunikation auch in einem Blackout Szenario zu ermöglichen.
Das ausfallsichere System soll im Katastrophenfall die Kommunikation zwischen dem kommunalen Katastrophenschutz, den Behörden und Organisationen mit Sicherheitsaufgaben (BOS), den Betreibern von kritischen Infrastrukturen (KRITIS), Alarmierungssystemen (Sirenen und Brandmeldeanlagen) und der Bevölkerung ermöglichen. Dabei steht unter anderem die bidirektionale Kommunikation zwischen Sender und Empfänger im Vordergrund (siehe Abbildung 3).

[1] RLS = IRLS = Integrierte Rettungsleitstelle

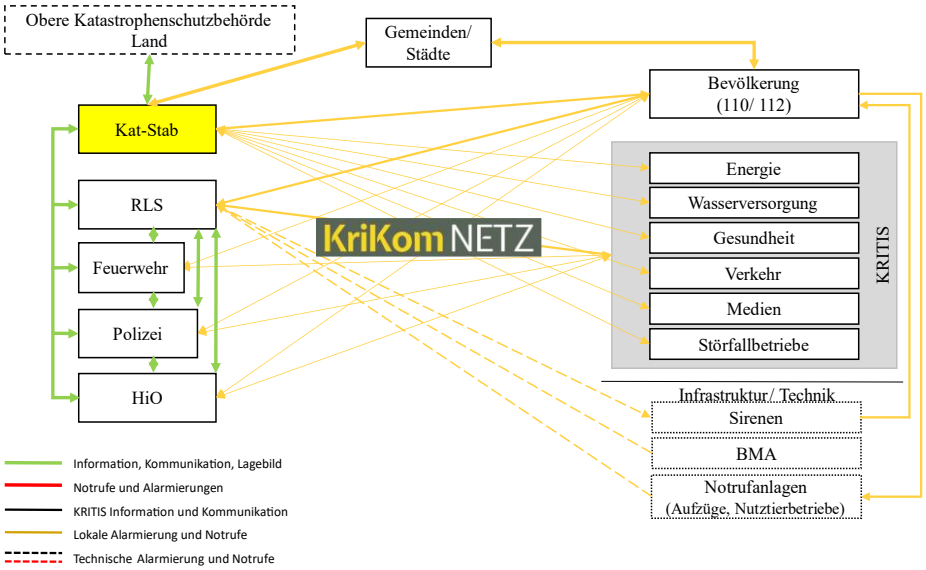



*Abbildung 3: Aufbau eines KriKom Netzes zwischen unterschiedlichen Akteuren[1]*

## 3. Anforderungen an ein modernes KriKom-System

Um die KriKom-Strategie zu operationalisieren und die technischen Detailplanungen zu unterstützen, müssen aus dem Bedrohungsszenario Anwendungsfälle, sogenannte Use Cases (UCs) abgeleitet werden. Diese dienen dazu, Anforderungen und Funktionen eines autarken Krisenkommunikationssystems zu identifizieren und Schnittstellen zwischen einzelnen Komponenten und Teilsystemen aufzuzeigen. Dadurch ist es möglich anwendungsbasierte Bedarfskriterien zu ermitteln und Akzeptanzkriterien zu definieren.

Dazu wurden im Rahmen des Projektes „KriKom-LK-MEI“ Einsatzprotokolle aus Realeinsätzen quantitativ und qualitativ ausgewertet. Die Tabelle 1 zeigt eine Übersicht der ausgewerteten Katastrophenschutzeinsätze aus dem Landkreis Meißen aus den Jahren 2002 bis 2023. Die Unterlagen für die Auswertung wurden aus dem Landkreis zur Verfügung gestellt.

*Tabelle 1: Realeinsätze des Katastrophenschutzes im LK Meißen [3]*

| Ereignis | Bemerkung |
|---|---|
| 2002 - Hochwasser | |
| 2006 - Hochwasser | |
| 2010 - Septemberhochwasser | |
| 2010 - Tornado Großenhain | kein Stab im Einsatz |
| 2011 - Tauwetter Januar | kein Katastrophenalarm |
| 2013 - Junihochwasser | |
| 2015/16 - Flüchtlingskrise | kein Katastrophenalarm |
| 2021 - Unterstützung Hochwassergebiete Rheinland-Pfalz | |
| 2022 - Unterstützung Waldbrand | |
| 2022 - Waldbrand Gohrischheide | |
| 2023 - Störung Wasserversorgung Gebiet Meißen | |
| 2023 - Waldbrand Gohrischheide | |

### 3.1. Ableitung eines Anwendungsszenarios

Im Falle einer Katastrophe bilden Verwaltungen, BOS und KRITIS jeweils eigene Krisenstäbe [4]. Die Krisenstäbe der unterschiedlichen beteiligten Akteure sind horizontal und vertikal miteinander vernetzt. Dies ist vor allem auch aus den Abbildungen 1-3 ersichtlich. Um das

Anwendungsszenario „Horizontale und vertikale Vernetzung von Krisenstäben“ zu verifizieren wurden anhand von Einsatztagebüchern aus den realen Einsatzprotokollen Kommunikationsketten abgeleitet.
Für eine quantitative Auswertung wurden die Einsatztagebücher des Verwaltungsstabs von acht Katastropheneinsätzen im LK Meißen betrachtet. Von den Zwölf Einsätzen aus Tabelle 1 wurden die Einsätze „2002 – Hochwasser“, „2010 – Septemberhochwasser“ und „2011 - Tauwetter Januar“ nicht in die Auswertung einbezogen, da es nicht möglich war aus den Einsatztagebüchern Kommunikationsketten abzuleiten. Beim „2010 - Tornado Großenhain“ kam kein Stab zum Einsatz. Die vorhandenen Protokolle und Berichte zu den fünf Einsätze können für die Schwachstellenanalyse verwendet werden.

Für das Anwendungsszenario wurden aus den Einträgen der restlichen Einsätze die ein- und ausgehenden Nachrichten extrahiert (siehe Tabelle 2). Bei den Eingängen sind es 514 und bei den Ausgängen 320 Nachrichten. Das Einsatztagebuch vom Hochwasser aus dem Jahr 2006 stellt den größten Anteil der Auswertung mit insgesamt 343 Nachrichten dar.

*Tabelle 2: Anzahl der ein- und ausgehende Nachrichten aus [3]*

| **Katastrophe** | **Eingänge** | **Ausgänge** | **Gesamt** |
|---|---|---|---|
| 2006 - Hochwasser | 233 | 110 | 343 |
| 2013 - Hochwasser | 37 | 12 | 49 |
| 2015/16 - Flüchtlingskrise | 88 | 71 | 159 |
| 2021 - Unterstützung Hochwasser | 67 | 37 | 104 |
| 2022 - Waldbrand Gohrischheide | 32 | 29 | 61 |
| 2022 - Waldbrand Sächsische Schweiz | 39 | 31 | 70 |
| 2023 - Störung Wasserversorgung | 15 | 13 | 28 |
| 2023 - Waldbrand Gohrischheide | 4 | 18 | 22 |
| | 515 | 321 | 836 |

Zur Untersuchung wurden die Einträge aus den Einsatztagebüchern entnommen,
bei denen der Sender bei Eingängen bzw. der Empfänger bei Ausgängen ein anderer Krisenstab war. Es konnten 327 Ein- und 210 Ausgänge identifiziert werden. Setzte man diese ins Verhältnis zu den 515 Ein- bzw. 321 Ausgängen aus der Tabelle 2 macht die Kommunikation mit anderen Krisenstäben 63 % der Eingänge und 65 % der Ausgänge aus.
Untersucht man die eingegangenen Nachrichten in den Krisenstäben nach der Art des Absenders, zeigt sich, dass 49% der eingehenden Nachrichten von Krisenstäben anderer Verwaltungen gesendet werden.
Werden die Einträge nach den Überbegriffen Verwaltung, BOS und KRITIS sortiert, wird ersichtlich, dass innerhalb dieses UCs die häufigste Kommunikation mit Krisenstäben anderer Verwaltungen oder der BOS abläuft. Bei den Eingängen sind es jeweils 49 %. Bei den Ausgängen liegt der prozentuale Anteil der Kommunikation mit den Krisenstäben anderer Verwaltungen bei 50 %. BOS macht auch hier 49 % aus. Bei der KRITIS sind es nur 2 % Eingänge und 1 % Ausgänge (siehe Abbildung 4).

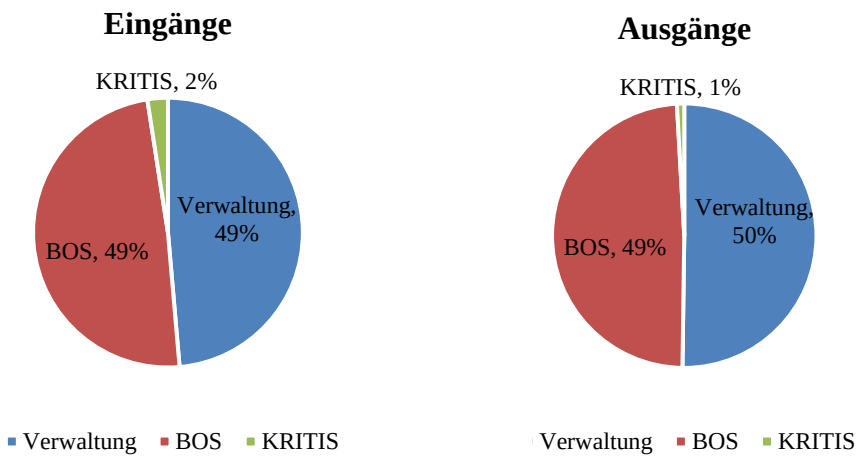



*Abbildung 4: Prozentualer Anteil ein- und ausgehender Nachrichten, klassifiziert nach Art des Senders bzw. Empfängers*

Der Grund für den niedrigen Anteil bei der Kommunikation mit der KRITIS kann aus den Protokollen nicht herausgearbeitet werden. Eine mögliche Erklärung ist, dass für die Zusammenarbeit mit der betroffenen KRITIS häufig Fachberater in die Krisenstäbe bestellt werden. Diese kommunizieren mit dem jeweiligen Unternehmen. So werden die Ein- und Ausgänge nicht im Einsatztagebuch dokumentiert. Zudem sind die KRITIS nicht an das BOS-Netz angebunden [5].

### 3.2. Schwachstellenanalyse bisheriger KriKom-Systeme

Die Abbildung 2 verdeutlicht, dass bei einem Ausfall der bestehenden Kommunikationssysteme auch die Kommunikation über Mobilfunksysteme bei langanhaltenden Flächenszenarien nicht mehr möglich ist. Das KriKom-System schließt diese Versorgungslücke. Allerdings nur unter der Voraussetzung, dass bestehende Schwachstellen in bisherigen Kommunikationssystemen ausgeschlossen werden. Um dies zu erreichen, wurde eine Schwachstellenanalyse anhand einer qualitativen Analyse der Einsatzprotokolle und -berichte sowie von Fachliteratur durchgeführt. Zu unterscheiden ist zwischen technischen und organisatorischen Schwachstellen.

Organisatorische Schwachstellen treten vor allem im organisatorischen Aufbau, den etablierten Arbeitsabläufen, an Schnittstellen zu anderen Kommunikations- oder Datenverarbeitungs-systemen und in den hierarchischen Strukturen der Stäbe auf.

Hier konnten folgende übergeordnete Probleme herausgearbeitet werden:

- Personelle Überbelastung und Ressourcenknappheit [3, 6]
- Unklarheiten bei den Zuständigkeiten [2, 3, 7–9]
- Fehlende Übung/Schulung [6, 10–13]
- Fehlende Resilienz [2, 9, 10]
- Uneinheitliches Vorgehen in der Kommunikation mit der Bevölkerung [2, 13, 14]
- Fehlende Rufbereitschaft [3, 13]
- Hohe Komplexität und Interdependenz [2, 8]
- Fehlende Sicherheitsvorschriften [2, 15]
- Fehlende Anbindung der KRITIS [13, 16]

Im Gegensatz dazu stehen technischen Schwachstellen, die die Ausfallsicherheit, Störungen und kapazitive Grenzen der Kommunikationssysteme darstellen. Hier sind es folgende übergeordnete Schwachstellen:

- Probleme bei technischen Einrichtungen zur Kommunikation/Warnung der Bevölkerung [2, 3, 8, 10, 13, 14]
- Schäden an KRITIS und Sekundärschäden nach einem Stromausfall [2, 10, 11, 16, 17]
- Sicherheitsmängel/Anfälligkeit des System für Angriffe [2, 8, 10, 15, 18–20]
- (Teil)Ausfall der Kommunikation durch Stromausfall [2, 3, 7, 8, 14, 17, 21]
- Hohe Netzauslastung [7, 14, 20]
- Fehlende/geringe Notstromversorgung [2, 8, 10, 15, 17, 18]
- Hohe Komplexität und Interdependenz [2, 8]

Aus der Analyse geht hervor, dass der Großteil der Schwachstellen:

- Personelle Belastung und Ressourcenknappheit,
- Unklarheiten bei den Zuständigkeiten,
- fehlende Übung/Schulung,
- uneinheitliches Vorgehen in der Kommunikation mit der Bevölkerung,
- fehlende Rufbereitschaft,
- Probleme bei technischen Einrichtungen zur Kommunikation/Warnung der Bevölkerung,
- (Teil)Ausfall der Kommunikation durch Stromausfall,
- hohe Netzauslastung und
- fehlende Anbindung der KRITIS

sowohl in der Literatur, als auch in den Einsatzprotokollen und -berichten beschrieben wurde. Die theoretisch beschriebenen Probleme in der Krisenkommunikation treten in realen Einsätzen auf. Das bekräftigt, dass es ein autarkes und ausfallsicheres KriKom-System braucht. Die noch nicht aufgetretenen oder offengelegten Probleme aus den übrigen Punkten lassen sich zum Teil darauf zurückführen, dass im LK Meißen bisher kein flächendeckender Stromausfall aufgetreten ist. So wurden nur einzelne Straßenzüge oder Stadtteile stromlos geschalten [3, 7, 14]. Darüber hinaus gab es keine Ausfälle aufgrund von (Cyber-)Angriffen. Dies bedeutet jedoch nicht, dass die Probleme nicht auftreten könne und werden.

## 4. Fazit und Ausblick

Die Betrachtung der Kommunikationsketten hinsichtlich der horizontalen und vertikalen Vernetzung von Krisenstäben bestätigt das angenommenen Anwendungsszenario der horizontalen und vertikalen Vernetzung von Krisenstäben. Als organisatorische Schwachstellen konnten personelle Belastung, Ressourcenknappheit, Unklarheiten bei Zuständigkeiten, Fehlende Übung/Schulung, Fehlende Resilienz, uneinheitliches Vorgehen in der Kommunikation mit der Bevölkerung, fehlende Rufbereitschaft, hohe Komplexität, Interdependenz, Fehlende Sicherheitsvorschriften und Fehlende Anbindung der KRITIS herausgearbeitet werden. Bei den technischen Schwachstellen bestehender Systeme wurde vor allem die Probleme bei technischen Einrichtungen zur Kommunikation/Warnung der Bevölkerung, die Schäden an KRITIS und Sekundärschäden nach einem Stromausfall, Sicherheitsmängel/Anfälligkeit des Systems für Angriffe, (Teil)Ausfall der Kommunikation durch Stromausfall, hohe Netzauslastung, Fehlende/geringe Notstromversorgung und die hohe Komplexität und Interdependenz benannt. Das KriKom-System versucht diese Probleme zu lösen. Da es bspw. kein Teil des BOS-Netzes ist, ermöglicht es die KRITIS in die Kommunikation einzubinden. Zudem bietet es die Möglichkeit der bidirektionalen

Kommunikation und einer autarken Arbeitsweise, ohne auf einen Zugriff auf ein externes Stromnetz angewiesen zu sein. Um die Arbeitsfähigkeit des KriKom-Systems während eines Blackouts zu wahren, werden zukünftig die Erfahrungen und Ergebnisse des Projektes TankNotStrom implementiert. In diesem Forschungsvorhaben sind Management- und Logistikketten für eine ausfallsichere Energie- und Kraftstoffversorgung geschaffen worden. Ressourcen, Material und Personal werden zur ausfallsicheren Betriebsbereitschaft koordiniert, eingesetzt und zu vernetzt.

Durch weiterführende Untersuchung der Einsatzprotokolle können zusätzliche Anwendungsfälle abgeleitet oder bestätigt werden. Zudem kann darauf aufbauend ein Nachrichtenkategorie-System entwickelt werden. Darauf basierend können zusätzliche Bedarfe und Anforderungen festgestellt und die verifizierten Anwendungsszenarien erweitert werden. Im Laufe des Projektes werden in Zusammenarbeit mit den Stakeholdern der Krisenkommunikation zusätzlich Anforderungen an ein modernes KriKom-System ermittelt. Gemeinsam werden Akzeptanzkriterien definiert, um die Bedarfe und Anforderungen messbares zu machen. Aufbauend auf der Grundlagenarbeitet können Teilkomponenten des KriKom-Netzes in ersten Vortest erprobt werden. Darüber hinaus soll für die Endanwender des KriKom-Systems ein „Life-Cycle-Prozess“ zur Inbetriebnahme, über Anwendung bis zum Rückbau und langfristiger Lagerung des KriKom-Systems entstehen. Ebenfalls werden Problemlösungsstrategien, sowie Erneuerung- und Entsorgungsmaßnahmen festgehalten, um die Handhabung des System zu vereinfachen und den Zugang auch für weniger erfahrene Anwendende zu ermöglichen.

**Förderhinweis**
Das Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) fördert das Verbundprojekt „Krisenkommunikation im Landkreis Meißen (KriKom-LK-MEI) - Teilvorhaben: Hochschule Magdeburg-Stendal (Förderkennzeichen: 13N15595)“ zur Fördermaßnahme „SifoLIFE – Demonstration innovativer, vernetzter Sicherheitslösungen“ im Rahmen des Programms „Sifo – Forschung für die zivile Sicherheit“. Sifo ist Teil der BMBF-Strategie „Gemeinsam für ein sicheres Leben in einer resilienten Gesellschaft“.

## Literatur

[1] *Landkreis Meißen; Hochschule Magdeburg-Stendal FB Wasser, Umwelt, Bau und Sicherheit; HÖRMANN Warnsysteme GmbH et al.:* Gesamtvorhabensbeschreibung – Integrierte, autarke und ausfallgeschützte Krisenkommunikation Landkreis Meißen.
[2] *Petermann, T.; Bradke, H.; Lüllmann, A. et al.:* Was bei einem Blackout geschieht – Folgen eines langandauernden und großflächigen Stromausfalls, Studien des Büros für Technikfolgen-Abschätzung beim Deutschen Bundestag Heft 33, edition sigma, Berlin, 2011.
[3] *Landratsamt Meißen Dezernat Verwaltung, Amt für Brand-, Katastrophenschutz und Rettungswesen:* Einsatzprotokolle Katastrophenschutz ab dem Jahr 2000.
[4] *Hofinger, G.; Heimann, R. (Hrsg.):* Handbuch Stabsarbeit – Führungs- und Krisenstäbe in Einsatzorganisationen, Behörden und Unternehmen. Springer, Berlin, 2022.
[5] *Bundesministerium des Innern, für Bau und Heimat:* Funkrichtlinie Digitalfunk BOS – Anerkennungsrichtlinie – BOS-Funkrichtlinie. Bundesministerium des Innern, für Bau und Heimat, 2021.
[6] *Bayer, F.; Fiedrich, F.; Gißler, D. et al.:* Thesen zur Zukunft der Stabsarbeit.
[7] *von Kirchbach, H.-P.; Popp, T.; Schröder, J. et al.:* Abschlussberichte Junihochwasser 2013.
[8] *Saurugg, H.:* Blackout – Eine nationale Herausforderung bereits vor der Krise.

[9] *Lucien Nicolas Schibli:* BLACKOUT IN DER SCHWEIZ – Alarmierung und Notkommunikation durch Behörden und Organisationen für Rettung und Sicherheit in der Schweiz bei einem europaweiten Stromausfall (2019).
[10] *Saurugg, H.:* Integrierte Sicherheitskommunikation als -Schlüssel für den Umgang mit -Unsicherheit und Krisen, 2019, https://crisis-prevention.de/kommunikation-it/integrierte-sicherheitskommunikation-als-schluessel-fuer-den-umgang-mit-unsicherheit-krisen.html [Zugriff am: 13.02.2024].
[11] *Saurugg, H.:* Blackout-Vorsorge: Der Teufel steckt im Detail, 2021, https://crisis-prevention.de/sicherheit/blackout-vorsorge-der-teufel-steckt-im-detail.html [Zugriff am: 13.02.2024].
[12] *Broemme, A.; Graf von Gneisenau, A.:* Bevölkerungsschutz 4.0 Strategische Betrachtungen zur Neuausrichtung und Modernisierung des Bevölkerungsschutzes in Deutschland, 2022, https://crisis-prevention.de/katastrophenschutz/bevoelkerungsschutz-4-0-strategische-betrachtungen-zur-neuausrichtung-modernisierung-des-bevoelkerungsschutzes-in-deutschland.html [Zugriff am: 13.02.2024].
[13] *Momo Paula Lühmann, Richard Muschter:* Auswertung Trinkwasserhavarie Meißen (09.02.2023) – Auswertung Landratsamt/Krisenstabs intern Ausgabe März 2023.
[14] *Landkreis Meißen; von Kirchbach, H.-P.; Franke, S. et al.:* Abschlussberichte 2002 Hochwasser.
[15] *Barthelmes, D.:* Stärkung der kommunikativen Resilienz bei besonderen Lagen. *In:* BRANDSchutz 76 (2022), Heft 9, S. 772-780.
[16] *Leitert, T.:* BLACKOUT: Die Katastrophe beherrschbar machen, 2020, https://crisis-prevention.de/katastrophenschutz/blackout-die-katastrophe-beherrschbar-machen-thomas-leitert.html [Zugriff am: 13.02.2024].
[17] *Systemic Foresight Institute:* „Plötzlich Blackout“ – Aktionsplan 2014 und Ergebnisanalyse des nationalen Workshops am 29. November 2013.
[18] *Schröder, T.:* Umgang mit einer Betriebsunterbrechung beim Notruf 112. *In:* BRANDSchutz 77 (2023), Heft 6, S. 416-421.
[19] *Voigt, R.; Leitert, T.:* „Reden ist Silber – Stille kann tödlich sein!“, 2023, https://crisis-prevention.de/kommunikation-it/reden-ist-silber-stille-kann-toedlich-sein-sichere-krisenkommunikation-ist-zukunftssicherung.html [Zugriff am: 19.02.2024].
[20] *Rupp, N.:* Redundante Kommunikation an der Schnittstelle zwischen BOS & KRITIS, 2021, https://crisis-prevention.de/kommunikation-it/redundante-kommunikation-an-der-schnittstelle-zwischen-bos-kritis-nicola-rupp.html [Zugriff am: 13.02.2024].
[21] *Kocina, E.; Wetz, A.* Der Tag, an dem es plötzlich dunkel wird [online]. *In:* Die Presse, 2013 [Zugriff am: 13.02.2024], https://www.diepresse.com/1492824/der-tag-an-dem-es-ploetzlich-dunkel-wird.