

**Untersuchungen
zur deterministischen
Bewertung
der Einwirkungen aus
Gasfreisetzungen und
chemischen Explosionen**

Untersuchungen zur deterministischen Bewertung der Einwirkungen aus Gasfreisetzungen und chemischen Explosionen

Burkhard Forell
Rainer Wenke

November 2018

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende F&E-Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und nukleare Sicherheit (BMU) unter dem Kennzeichen 3615R01345 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung des Auftragnehmers wieder und muss nicht mit der Meinung des Auftraggebers übereinstimmen.

Deskriptoren

Brand, Einwirkungen von außen, Explosion, Gasfreisetzung, Notstandsfälle, zivilisatorische Einwirkungen

Kurzfassung

Die in Betrieb befindlichen deutschen Kernkraftwerke sind gegen Druckwellen aus chemischen Explosionen hinsichtlich ihrer Festigkeit und induzierter Schwingungen gemäß einer Richtlinie des Bundesinnenministeriums aus dem Jahre 1976 ausgelegt. Die Richtlinie führt auch vor dem Hintergrund heutiger Erkenntnisse und Betriebserfahrungen zu einer robusten mechanischen Auslegung. Gegen Einwirkungen aus der Freisetzung von gefährlichen Gasen können sicherheitstechnisch wichtige Gebäude im vollständigen Umluftbetrieb der Lüftungsanlage betrieben werden, wobei grundsätzlich auf dem Anlagengelände nur entzündliche Gase automatisch detektiert werden können. In diesem Vorhaben wurden deshalb die nicht-mechanischen Einwirkungen aus chemischen Explosionen und aus Gasfreisetzungen auf mehrere Sicherheitsebenen der elektrischen Energieversorgung abgeschätzt.

Dabei wurde zunächst anhand der Betriebserfahrung gezeigt, dass Verbrennungsprodukte wie Explosionsschwaden oder Brandrauch in der Lage sind, im Bereich von spannungsführenden elektrischen Leitern (hochenergetische) Störlichtbögen zu erzeugen, die so auch zum Ausfall der Netzversorgung von Kernkraftwerken geführt haben. Das Phänomen der durch Verbrennungsprodukte erzeugten Störlichtbögen wurde ebenfalls theoretisch untersucht. Dabei wurde insbesondere die temperaturbedingt geringere Dichte von Verbrennungsprodukten gegenüber der Luftdichte als Voraussetzung für Spannungsüberschläge identifiziert. Darüber hinaus befinden sich innerhalb der direkten Verbrennungszone ionisierte Teilchen, die zu einer erhöhten Leitfähigkeit führen.

Als weitere nicht-mechanische Auswirkung von Gaswolkenexplosionen wurde die Vulnerabilität von Dieselgeneratoren gegen Verbrennungsprodukte exemplarisch untersucht. Dazu wurden zunächst Versagenskriterien für eine minimale Sauerstoffversorgung und eine maximale Verbrennungslufttemperatur vor dem Turbolader eines Dieselaggregates bestimmt. Danach wurden CFD-Parameteruntersuchungen von Bränden vor einem Notspeisegebäude durchgeführt, um die Randbedingungen zu definieren, unter denen die Ausfallkriterien erreicht werden. In den Simulationen wurden der Brandbereich, die Wärmefreisetzungsrates pro Flächeneinheit und die Windgeschwindigkeit senkrecht zur Gebäudewand variiert. Die aus den Parameterstudien resultierenden Korrelationen zeigen, dass das Versagen von Dieselaggregaten basierend auf dem Kriterium der Sauerstoffversorgung früher erreicht wird als das auf Grund des Temperaturkriteriums der Fall ist. Zusätzlich wurden unterschiedliche Auswirkungen auf die Druckverluste in der Verbrennungsluftansaugung exemplarisch untersucht. Dabei zeigte sich, dass die

temperaturbedingten Druckverluständerungen den Luftmassenstrom negativ beeinflussen. Die Beladung des Luftfilters durch Brandruß führt erst bei längeren Branddauern zu signifikanten Auswirkungen.

Als weiterer Arbeitsschritt wurden die Auswirkungen auf Kernkraftwerke durch gefährliche luftgetragene Stoffe (entzündbare und toxische Stoffe) abgeschätzt. Dabei wurde die Ausbreitung von exemplarischen Gefahrstoffen simuliert und die Konzentrationen der Gefahrstoffe vor den Einlassöffnungen eines Kernkraftwerkes berechnet. Unter der Annahme des Ausfalls des Lüftungsabschlusses wurden die in Anlagenräumen resultierenden Konzentrationsverläufe der Gefahrstoffe abgeschätzt. Im Notstromerzeugergebäude kann auf Grund der hohen Zuluftraten in den Dieselaggregataufstellräumen am ehesten gefährliche explosionsfähige Atmosphäre entstehen, wobei dieses Gebäude auch nicht gegen Notstandsfälle auszulegen ist. Für die übrigen sicherheitstechnisch wichtigen Gebäude zeigt sich, dass das Erreichen explosionsfähiger Atmosphäre innerhalb von Anlagenräumen sehr unwahrscheinlich ist – auch weil eine großvolumige Gaswolke vorher entzündet wird. Für toxische Schadstoffe ist das Erreichen von Referenzkonzentrationen innerhalb von Anlagenräumen leichter, da die zugehörigen Beurteilungswerte geringer sind. Die potenziellen sicherheitstechnischen Auswirkungen beim Ausfall von Personal wären aber auf Grund des Auslegungsmerkmals der Autarkie über mindestens zehn Stunden geringer, als sie bei redundanzübergreifenden anlageninternen Explosionen auftreten könnten.

Abstract

The German nuclear power plants in operation are designed against pressure waves from chemical explosions in terms of their strength and induced vibrations according to a guideline of the Federal Ministry of the Interior from 1976. This guideline also leads to a robust structural design against the background of current knowledge and operating experience. Against the effects of the release of hazardous gases, safety-relevant buildings can be operated in a complete recirculation mode of the ventilation system, whereby basically only flammable gases can be automatically detected on the plant site. In this project, therefore, the non-mechanical effects of chemical explosions and gas releases on several levels of safety of the electrical energy supply were evaluated.

It was first shown on the basis of operating experience that combustion products such as combustion products or fire smoke are able to generate (high-energy) arcing faults in the area of electrical conductors, which have also led to the failure of the power supply of nuclear power plants. The phenomenon of arcing faults generated by combustion products has also been studied theoretically. In particular, the temperature-related lower density of combustion products compared to the air density was identified as a precondition for sparkovers. Moreover, within the direct combustion zone are ionized particles leading to increased conductivity.

As a further non-mechanical impact of gas cloud explosions, the vulnerability diesel generators against combustion products was investigated in an exemplary manner. For this purpose, failure criteria for a minimum oxygen supply and a maximum combustion air temperature in front of the turbocharger of a diesel engine were first determined. Subsequently, CFD parameter studies of fires were conducted in front of an emergency building to define the boundary conditions under which the failure criteria were met. In the simulations, the fire area, the heat release rate per unit area and the wind speed perpendicular to the building wall were varied. The correlations resulting from the parameter studies show that the failure of diesel engines is achieved earlier based on the criterion of oxygen supply than that due to the temperature criterion. In addition, different effects on the pressure losses in the combustion air intake were exemplary investigated. It was found that the temperature-induced pressure loss changes negatively affect the air mass flow. The loading of the air filter by soot only leads to significant effects after longer periods of fire.

As a further step, the impact on nuclear power plants was estimated by dangerous airborne substances (flammable and toxic substances). The propagation of exemplary hazardous substances was simulated and the concentrations of hazardous substances in front of the inlet openings of a nuclear power plant were calculated. Assuming a failure of the ventilation system to work in recirculation mode, the concentration profiles of hazardous substances resulting in plant rooms were estimated. Due to the high air intake rates in the diesel engine compartments of the emergency power generator building, in these compartments dangerous explosive atmosphere may most likely to arise. However, this building does not need to be designed against very rare human-induced external hazards. For the other safety-relevant buildings, it was shown that it is very unlikely that explosive atmospheres within plant areas will be reached - also because a large-volume gas cloud could ignite before. For toxic gases, achieving reference concentrations within plant spaces is easier because the associated assessment values are lower. However, the potential safety-related impact of staff injuries may be lower than they could be with redundant plant-internal explosions because the plants fulfil the design criterion of a minimum of ten hours of autarchy.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
2	Nicht-mechanische Auswirkungen aus chemischen Explosionen	3
2.1	Auswirkungen auf die Netzversorgung eines KKW.....	3
2.1.1	Ereignisse aus der Betriebserfahrung.....	3
2.1.2	Theoretischer Hintergrund	5
2.2	Auswirkungen auf Dieselaggregate des D1 und D2-Netzes	12
2.2.1	Auslegungsanforderungen	12
2.2.2	Verbrennungsluftversorgung von Dieselaggregaten.....	14
2.2.3	Ableitung von Versagenskriterien für Dieselaggregate	15
2.2.4	Modellierung von Brandszenarien.....	19
2.2.5	Simulationsergebnisse	24
3	Auswirkungen von Stoffausbreitungen	39
3.1	Grundlegendes und Vorgehensweise	39
3.2	Szenario und Ableitung von Quelltermen.....	40
3.3	Ausbreitungsbedingungen und -simulation	43
3.3.1	Randbedingungen und variierte Parameter	43
3.3.2	Windfeld	45
3.3.3	Simulationstechnische Quellterme	46
3.4	Simulationsergebnisse	47
3.4.1	Darstellungsweise und Berechnungsschritte	47
3.4.2	Einfluss der Gitterweite	49
3.4.3	Grundszenario mit 208 t Butan und 3 m/s Windgeschwindigkeit.....	51
3.4.4	Szenario mit 416 t Butan und 3 m/s Windgeschwindigkeit.....	56
3.4.5	Grundszenario mit 180 t Chlor und 3 m/s Windgeschwindigkeit.....	62
3.4.6	Szenario mit 90 t Chlor und 3 m/s Windgeschwindigkeit	69
3.5	Schlussbetrachtung zur modellierten Schadgasausbreitung	75
4	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	77

1 Einleitung

Die deutschen Kernkraftwerke (KKW) wurden entsprechend dem zum Zeitpunkt ihrer Errichtung jeweils gültigen Stand des kerntechnischen und konventionellen Regelwerks gegen zivilisatorische Einwirkungen von außen (EVA) und Notstandsfälle ausgelegt. Während die Auslegung gegen Flugzeugabstürze insbesondere im zurückliegenden Jahrzehnt einer intensiven Nachbewertung unterzogen wurde, wurde die Auslegung gegen Einwirkungen aus chemischen Explosionen und gefährlichen luftgetragenen Stoffen bisher nicht systematisch überprüft. Eine Überprüfung von Teilaspekten fand innerhalb des Vorgängervorhabens – „*Untersuchungen zur deterministischen und probabilistischen Bewertung von Einwirkungen von außen (3609R01350)*“ – statt. Ergebnisse sind im Berichtsteil "*Einwirkungen aus gefährlichen Stoffen und chemischen Explosionen*" /GRS 13/ dokumentiert.

Im Rahmen des damaligen Überprüfungsumfanges wurde festgestellt, dass die Auslegung der derzeit in Betrieb befindlichen Kernkraftwerke in Deutschland gegen chemische Explosionen bezüglich des angenommenen Überdruck-Zeit-Verlaufs und der Massen-Abstands-Beziehung sehr robust ist. Die Auslegung geht auf die sogenannte Druckwellenrichtlinie des Bundesministeriums des Inneren aus dem Jahr 1976 /BMI 76/ zurück und wurde durch die aktuellen Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke /BMU 15/ bestätigt. Die Richtlinie fordert die Auslegung sichertechnisch wichtiger Gebäude gegen eine Explosion mit einem Maximaldruckanstieg auf 0,45 bar Überdruck innerhalb von 0,1 s, der innerhalb weiterer 0,1 s auf 0,3 bar abfällt und für insgesamt mindestens 1 s am Gebäude ansteht. Diese bauliche Auslegung dient grundsätzlich dem Schutz vor Gaswolkenexplosionen, da diese beliebig nah an ein sicherheitstechnisch wichtiges Gebäude herandriften können, bevor eine Entzündung stattfindet. Betrachtungen in /GRS 13/ zeigen, dass die Auslegung eine schnelle Deflagration in einer Gaswolke abdeckt und eine gefährlichere Gasedetonation gegenüber einer Deflagration deutlich unwahrscheinlicher ist. Die bauliche Auslegung ist auch im Vergleich zu den aktuellen US-amerikanischen Anforderungen /NRC 13/ sehr robust, in denen eine deutlich konservativere Massen-Abstands-Beziehung verwendet wird, die einen maximalen Überdruck von 0,069 bar an zu schützenden Strukturen gewährleistet.

Da die baulichen Anforderungen gegen die mechanischen Auswirkungen einer Explosionsdruckwelle sehr robust sind, wurden in aktuellen Vorhaben die nicht-mechanischen Auswirkungen aus chemischen Explosionen in den Vordergrund gestellt. Hier kommen

insbesondere Auswirkungen auf die elektrische Energieversorgung in Frage, die grundsätzlich auch auf mehreren Sicherheitsebenen zugleich einwirken können:

- Ausfall von dem Haupt- und Fremdnetz durch Störlichtbögen (Ereignisse wurden bereits in nationaler und internationaler Betriebserfahrung beobachtet),
- Verfügbarkeit von Notstromdieselgeneratoren (NSD-Gebäude ohne Auslegung gegen Explosionsdruckwelle (EDW)) und
- Verfügbarkeit von Notspeisedieselgeneratoren (Verfügbarkeit der Verbrennungsluftversorgung, Fehlschließen von Brandschutzklappen).

Beim Eindringen gefährlicher luftgetragener Stoffe in die Anlage lässt sich zwischen

- Gefahrstoffen, die die Handlungsfähigkeit des Personals herabsetzen können,
- korrosiven Gefahrstoffen und
- explosionsfähiger Atmosphäre.

unterschieden. Automatische Vorkehrungen zur Erkennung von Gefahrstoffen der ersten zwei Kategorien sind in der Regel nicht vorhanden. Obwohl eine explosionsfähige Atmosphäre prinzipiell an allen deutschen Kernkraftwerksstandorten automatisch detektiert werden kann, geht von dieser Kategorie ein besonderes Risiko bezüglich der Schadfolgen aus. Die Betrachtung eines möglichen Ausfalls des Lüftungsabschlusses erscheint aber wegen der großen möglichen Schadfolgen sinnvoll. Ein Ausfall könnte nach Ausfall des Gaswarnsystems auftreten oder weil die teilweise notwendigen Schaltheilungen unterbleiben. Schließlich könnte auch ein Ausfall der anzusteuern Klappen in den Lüftungssystemen der sicherheitstechnisch wichtigen Gebäude auftreten. In der Vergangenheit hat es in deutschen Kernkraftwerken keine Auffälligkeiten an den Einrichtungen zur Umsetzung des Lüftungsabschlusses gegeben.

Im Rahmen des Vorgängervorhabens wurden keine konkreten Freisetzungs- und Ausbreitungsszenarien betrachtet, so dass Konzentrationen am Einlass von Lüftungsöffnungen nur grob abgeschätzt wurden. Mit Ausbreitungsbetrachtungen lässt sich ebenfalls abschätzen, ob von der räumlichen Entfernung von Notstromerzeugergebäude und Notspeisegebäude bzw. der Funktionsfähigkeit der Dieselaggregate Kredit genommen werden kann.

2 Nicht-mechanische Auswirkungen aus chemischen Explosionen

Die Richtlinie /BMI 76/ behandelt den Schutz gegen Druckwellen aus chemischen Reaktionen, also die mechanischen Einwirkungen. Die aktuellen Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke /BMU 15/ zitieren für die bauliche Auslegung die Richtlinie /BMI 76/. Ferner wird in /BMU 15/ explizit gefordert, dass die zur Beherrschung der Einwirkungen der Explosion erforderliche sicherheitstechnisch wichtige Lüftungsanlagen durch Explosionseinwirkungen nicht unzulässig beeinträchtigt werden dürfen.

Der Schutz der Lüftungseinrichtungen erfolgt bei Vorliegen eines Gasalarms grundsätzlich durch den Abschluss der Lüftungseinlässe von außen, so dass keine Auswirkungen auf Lüftungsanlagen auftreten können. Dabei kann der Lüftungsabschluss abhängig von der Anlage und der gemessenen Gaskonzentration manuell oder automatisch erfolgen.

Bei Explosionen, die nicht zuvor durch einen anstehenden Gasalarm angekündigt wurden, kann eine Druckwelle in die Lüftungskanäle hineinschlagen. Hiergegen werden die Kanäle z. B. durch Druckstoßventile geschützt.

2.1 Auswirkungen auf die Netzversorgung eines KKW

Im Folgenden werden mögliche Auswirkungen auf die frei liegende Netzversorgung des ersten und zweiten Netzanschlusses beschrieben. Dazu werden zunächst Ereignisse aus der deutschen und internationalen Betriebserfahrung beschrieben. Danach wird der theoretische Hintergrund erläutert.

2.1.1 Ereignisse aus der Betriebserfahrung

Die Auswertungen der nationalen und internationalen Betriebserfahrung /NEA 13/ und /GRS 11/ haben gezeigt, dass Verbrennungsgase bzw. ionisierte Teilchen auch Kurz- bzw. Erdschlüsse an den Überlandleitungen hervorrufen können, die zum Auftreten hochenergetischer Störlichtbögen und damit zum Ausfall der Netzanschlüsse führen.

In einem dokumentierten Fall handelte es sich um die Folgen eines kontrollierten Abbrands in der Nähe eines Kernkraftwerks. Mit dem Brand sollte die Vegetation im Umfeld von 230 kV-Freileitungen beseitigt werden. Die Brandwärme führte dazu, dass sich das Feuer ungünstig ausbreitete und das Unterholz unterhalb der Freileitungen in Brand

geriet. Der dabei aufsteigende Rauch führte zu einem Phase-zu-Phase-Störlichtbogen. Die automatischen Schutzabschaltungen der Freileitungen führten zu deren Abschaltung. Das Kraftwerk führte eine automatische Schnellabschaltung durch. Innerhalb von 35 min verlöschte das Feuer von alleine. Obwohl keine exakte Ereignisdarstellung vorliegt, lässt sich auf Grund der Beschreibung vermuten, dass nur der Brandrauch zwischen die Leitungen geriet und die Flammenzone sich noch unterhalb der Leitungen befand.

In einem anderen Fall trat ein Versagen eines Strom-Spannungs-Wandlers einer 220 kV-Freiluftschaltanlage des zweiten Blocks auf dem Gelände einer deutschen Doppelblockanlage auf. Das spontane Versagen führte zu einem Zerknall des Wandlers. Da der Wandler mit ca. 100 l Öl gefüllt war, konnte auch die explosionsartige Verbrennung von Ölanteilen im Zusammenhang mit dem Versagen des Wandlers nicht ausgeschlossen werden. In der Folge entstand ein Trümmerflug, der durch den physikalischen Zerknall und evtl. die chemische Explosion des Gerätes hervorgerufen wurde.

Der Ausfall eines Wandlers in einer der drei Phasen wurde vom Leitungsschutz der außerhalb des KKW liegenden Umspannanlage erkannt und somit die 220 kV Leitung zum Schutz abgeschaltet. Somit war der gemeinsame Reservenetztransformator spannungslos und es trat der Notstromfall im ersten Block ein, der zu diesem Zeitpunkt revisionsbedingt nur über das 220 kV-Netz versorgt wurde.

Ca. 600 ms nach dem Störungseintritt wurde die 380 kV-Leitung des Kraftwerks durch den Leitungsschutz einer anderen außerhalb des KKW liegenden Umspannanlage abgeschaltet. Das Auslösekriterium war dabei ein Überschlag zwischen den Phasen R und S. Der Überschlag wurde durch die Ionisierung der Luft infolge der Zerstörung des Wandlers hervorgerufen. Die 380 kV-Leitung verläuft im Bereich des 220 kV Schaltfeldes ca. 5 bis 6 m oberhalb der 220 kV Leitung. Durch den zusätzlichen Ausfall des 380 kV Hauptnetzanschlusses kam es auch im zweiten Block zum Notstromfall. Ein Abfangen auf Eigenbedarf war nicht möglich, da unter den gegebenen Bedingungen auslegungsgemäß der Generatorschalter vom Schutz geöffnet wurde. Damit lag in beiden Blöcken ein Notstromfall vor.

Durch die umherfliegenden Bruchstücke und den Folgebrand wurden im Bereich der Freiluftschaltanlage

- ein weiterer Strom-Spannungs-Wandler,
- zwei Greifertrenner,
- ein Drehtrenner und
- diverse Mess- und Steuerkabel

beschädigt.

2.1.2 Theoretischer Hintergrund

2.1.2.1 Stand von Wissenschaft und Technik

Der aktuelle Stand von W&T zum Zustandekommen von Störlichtbögen an Hochspannungsleitungen – grundsätzlicher Mechanismus, Einflussfaktoren, Forschungsvorhaben hierzu aus nicht-nuklearen Bereichen – wird hier dargestellt. Hierbei wurde ein Schwerpunkt auf mögliche Einflussfaktoren für die Ausbildung dieser Störlichtbögen gelegt, wie sie bei Bränden oder Gaswolkenexplosionen auftreten können (Temperatur, Rauch, geänderte Luftzusammensetzung). Als ausschlaggebende Größe für das Zustandekommen eines Störlichtbogens wird hier im Weiteren die Durchschlagspannung herangezogen. Dies wird auf Grund der Annahme gemacht, dass schon das Zustandekommen eines Lichtbogens zu Beeinträchtigungen an der Energieversorgung führt. Daher werden die Dauer eines Lichtbogens und die eingebrachte Energie hierbei nicht berücksichtigt.

2.1.2.2 Bildung von Störlichtbögen an Hochspannungsleitungen

Sowohl zwischen den einzelnen Phasen von Hochspannungsleitungen, als auch zwischen den Hochspannungsleitungen und der Erde oder geerdeten Anlagenteilen besteht im Betrieb eine Spannung, welche bei entsprechender Auslegung normalerweise zu keinem Überschlag in Form eines Störlichtbogens führt. Auf Grund besonderer Randbedingungen (Brände) kam es dennoch zum Auftreten von Störlichtbögen an Hochspannungsleitungen /NTS 12/, /YOU 13/.

Vorkommnisse mit Bränden unterhalb von Hochspannungsleitungen und dem Auftreten eines Kurzschlusses wurden in /YOU 13/ analysiert. Ebenso wurden Versuche durchgeführt, bei denen die Auswirkungen eines Feuers auf 110 kV-, 220 kV- und 500 kV-Leitungen mit einem 4 m bis 7 m Abstand zur Erde nachgebildet wurden. Aus diesen

Versuchen wurde der Widerstand gegen Durchschlag bei Wechselspannung sowohl an Luft, als auch für den Fall eines Feuers gemäß Tab. 2.1 bestimmt.

Tab. 2.1 Parameter für einen Spannungsdurchschlag bei einem Brand unterhalb der Leiter und bei reiner Luft /YOU 13/

Simulative wire	Fire source	Wires were enwrapped by fire when breakdown (the stable combustion phase of wood cribs)			Pure air		
		Breakdown distance/cm	Breakdown voltage/kV	Average breakdown field strength/kV/m	Breakdown distance/cm	Breakdown voltage/kV	Average breakdown field strength/kV/m
Single (110kV)	Single wood crib	63.5	59.4	93.5	21.0	72.0272	343.0
Double-split (220kV)	Double wood cribs	89.0	84.4	94.8	46.0	130.3204	283.0
Four-split (500kV)	Three wood cribs	141.0	163.4	115.9	56.0	194.5500	347.0

Demnach kommt es zu einer Reduzierung des Widerstands gegen Durchschlag auf ein Drittel des Wertes für Luft, wenn ein Feuer bis an die Leitungen heranreicht. Daraus folgt, dass für eine 220 kV-Leitung im Falle eines Brands unter der Leitung ein Abstand deutlich größer als 2,7 m zu überschlaggefährdeten Objekten bestehen muss, um einen Störlichtbogen zu verhindern. Entsprechend muss für eine 110 kV-Leitung ein Abstand größer als 1,2 m gelten. Angaben zu einzelnen Einflussfaktoren, wie dem Partikelgehalt, der Zusammensetzung der Gase, der Temperatur oder des Drucks werden in /YOU 13/ nicht gemacht.

Ausschlaggebend für das Zustandekommen eines Störlichtbogens sind neben der Spannung und den geometrischen Gegebenheiten insbesondere die Eigenschaften eines gasförmigen Dielektrikums, wie es bei luftisolierten Hochspannungs-Anlagenteilen der Fall ist. Einflussfaktoren, welche die Eigenschaften des Dielektrikums und damit das Zustandekommen eines Störlichtbogens beeinflussen, sind u. a.:

- Temperatur
- Druck
- Luftfeuchtigkeit
- Zusammensetzung der Gase
- Partikelgehalt (z. B. Rauch)
- Ionisation der Gase.

Im Falle von chemischen Reaktionen bzw. eines Brands im Bereich von Hochspannungsleitungen treten hierbei verschiedene dieser Einflussfaktoren gleichzeitig auf. Die einzelnen Faktoren werden im Folgenden diskutiert.

2.1.2.2.1 Einfluss von Temperatur und Druck auf Störlichtbögen

In der Prüfvorschrift DIN EN 60060-1 /DIN 11/ wird für Durchschlagsuntersuchungen ein Korrekturfaktor k_d für die Umrechnung einer gemessenen Durchschlagspannung U_d auf die zugehörige Durchschlagspannung U_{d0} unter Raumbedingungen von $T_0 = 293$ K und $p_0 = 1013$ mbar vorgeschrieben. Dadurch wird der Einfluss der Gasdichte auf die notwendige Durchschlagspannung in Abhängigkeit von der Temperatur T und dem Druck p berücksichtigt.

$$U_{d0} = \frac{U_d}{k_d} \text{ mit } k_d = \left(\frac{p}{p_0}\right)^m \cdot \left(\frac{T_0}{T}\right)^n ; (T_0 = 293 \text{ K}, p_0 = 1013 \text{ mbar})$$

Die Exponenten m und n zu den Quotienten aus Druck und Temperatur sind in Abb. 2.1 dargestellt.

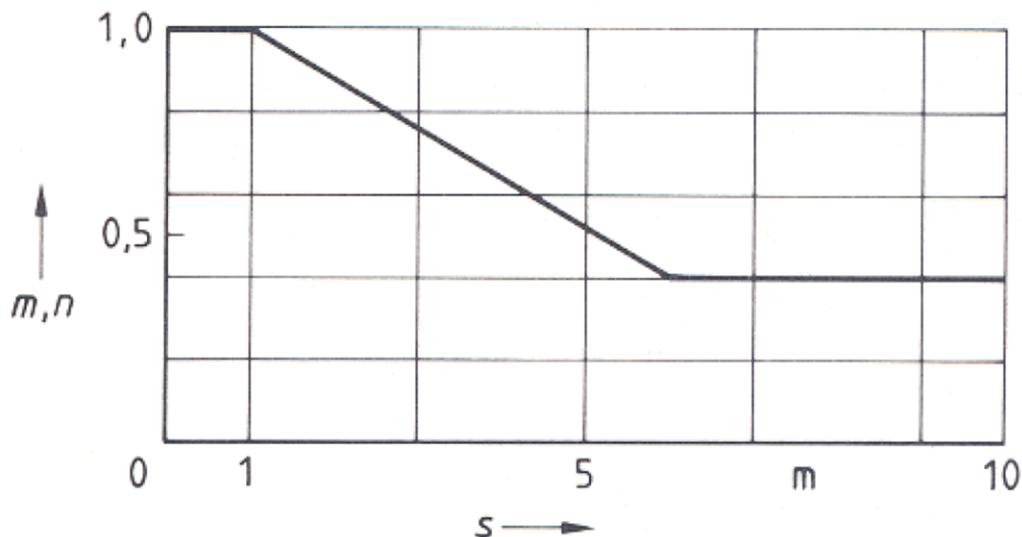


Abb. 2.1 Luftdichtekorrektur-Exponenten m und n in Abhängigkeit von der Schlagweite s für Wechselspannung und positive Schaltstoßspannung /DIN 11/

So wird z. B. bei einem Druck $p = p_0 = 1013$ mbar durch eine Temperaturerhöhung um 100 K für einen Abstand („Schlagweite“ s) kleiner 1 m ($m = n = 1,0$) eine Absenkung der Durchschlagspannung U_d auf etwa das 0,75-fache berechnet. Für einen Abstand größer

als 6 m ($m = n = 0,4$) wird U_d etwa auf das 0,89-fache des Wertes ohne Temperaturerhöhung reduziert.

Die Abnahme der Durchschlagspannung mit steigender Temperatur ist in Abb. 2.2 für kleine Abstände (< 1 m) und große Abstände (> 6 m) dargestellt. Für kleine Abstände ist der Effekt deutlicher.

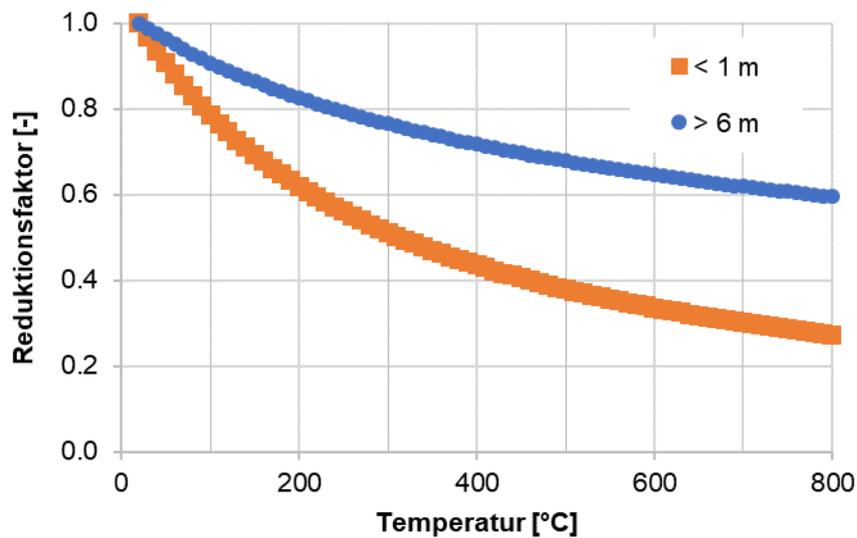


Abb. 2.2 Reduktion der Durchschlagspannung in Abhängigkeit der Temperatur für Abstände kleiner 1 m und größer 6 m

Bei einer Temperatur $T = T_0 = 293$ K führt ein um 50 mbar geringerer Druck für einen Abstand kleiner 1 m zu einer Reduzierung der notwendigen Durchschlagspannung auf das etwa 0,95-fache und für einen Abstand größer als 6 m auf das etwa 0,98-fache des Wertes ohne Druckänderung.

2.1.2.2.2 Einfluss der Luftfeuchtigkeit auf Störlichtbögen

Für deutlich kleinere Abstände als 1 m (z. B. $\approx 0,6$ m bei einer Stab-Platte-Anordnung der Elektroden und positiver Gleichspannung) hat die Luftfeuchte keinen Einfluss auf die Durchschlagspannung im Vergleich zu trockener Luft. Hingegen nimmt bei größeren Abständen die notwendige Durchschlagspannung bei steigender Luftfeuchte zu, d. h. sie ist für trockene Luft am niedrigsten.

Die anzuwendenden Luftfeuchte-Korrekturfaktoren für Durchschlagsuntersuchungen sind in der Prüfvorschrift DIN EN 60060-1 /DIN 11/ festgelegt.

2.1.2.2.3 Zusammensetzung der Gase und der Einfluss auf Störlichtbögen

Versuche mit verschiedenen Gasen (u. a. Luft, Stickstoff (N_2) und Kohlendioxid (CO_2)) unter verschiedenen Drücken (1 – 5 bar) und für unterschiedliche Spaltbreiten werden in /ÖNA 04/ beschrieben. Demnach sind unter Normalbedingungen (Temperatur 293 K und Druck 1 bar) keine wesentlichen Unterschiede bei der Durchschlagspannung für Luft, Stickstoff oder Kohlendioxid feststellbar. Erst wenn deutlich größere Drücke als 1 bar vorliegen, treten bei den durchgeführten Versuchen bei Wechselspannung und Luftspalten zwischen 5 und 25 mm Unterschiede bezüglich der jeweiligen Durchschlagspannung für Luft, Stickstoff oder Kohlendioxid auf, die umso deutlicher ausfallen je größer der Luftspalt ist (siehe Abb. 2.3).

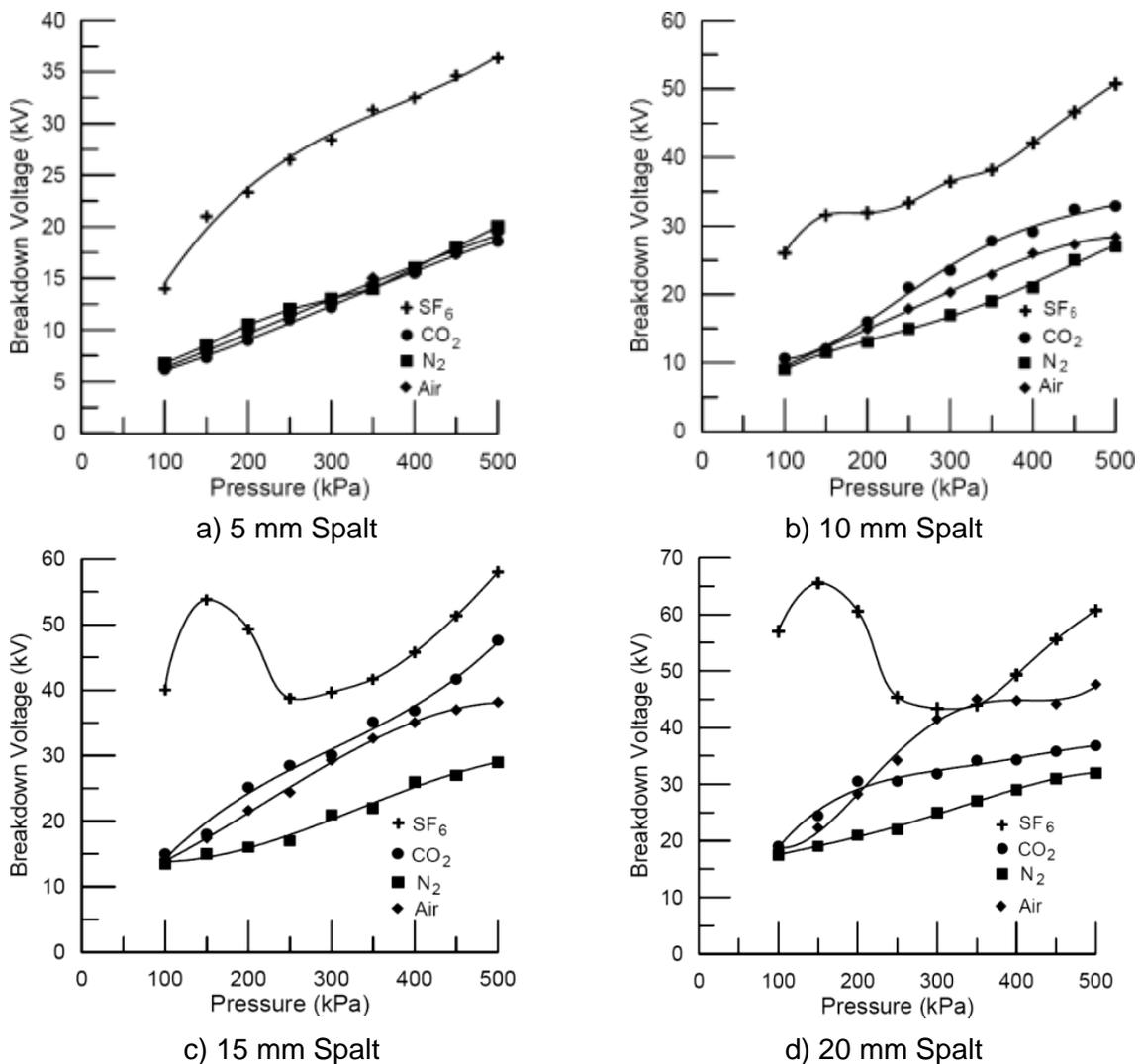


Abb. 2.3 Durchschlagspannung für verschiedene Gaszusammensetzungen und Spaltbreiten /ÖNA 04/

Hierbei kann die Durchschlagspannung für Kohlendioxid deutlich unterhalb derjenigen von Luft liegen, wie dies bei einem Spalt von 20 mm und Drücken oberhalb von 2 bar der Fall ist (siehe Abb. 2.3d).

Änderungen an der Zusammensetzung der Luft, wie sie durch einen Brand verursacht werden, bedeuten u. a. einen höheren CO₂-Gehalt, führen aber zu keinen signifikanten Änderungen in Bezug auf die Durchschlagspannung im Vergleich zu Änderungen der Temperatur oder des Drucks.

2.1.2.2.4 Einfluss von Partikeln auf Störlichtbögen

Bei dem Einfluss von Partikeln auf einen möglichen Durchschlag muss unterschieden werden zwischen solchen, die elektrische Ladungen transportieren können (Metallpartikeln) und nicht elektrisch aufladbaren Partikeln. Für letztere muss darüber hinaus noch eine Unterscheidung gemacht werden zwischen elektrisch polarisierbaren und elektrisch nicht polarisierbaren Partikeln, da durch elektrisch polarisierbare Partikel (elektrische Dipole) das elektrische Feld und somit das Dielektrikum verändert werden kann.

Die Versuche in /YOU 13/ und /YU 83/ erlauben keine separate Analyse des Einflusses von Partikeln auf das Auftreten von Störlichtbögen. In der Arbeit von /YU 83/ wurde unter anderem der Einfluss von Partikeln auf den zeitlichen Verlauf eines Durchschlags, als auch auf die Durchschlagspannung untersucht. Der Abstand zwischen den Elektroden war hierbei klein (0,75 – 2,63 cm), so dass die Ergebnisse nicht ohne weiteres auf größere Abstände übertragbar sind. Weiterhin wurden bei den Versuchen Kupfer-Partikel verwendet, die elektrisch geladen waren, was eine Übertragbarkeit auf die hier zu betrachtenden Störlichtbögen an Hochspannungsleitungen in Luft erschwert.

Untersuchungen zum Einfluss der Temperatur, der Gasdichte und von Partikeln auf das Auftreten von Störlichtbögen bei Gleichspannung wurden von /NTS 12/ durchgeführt. Die Versuche fanden mit Luftspalten im Bereich 10 – 150 mm und 200 – 500 mm bei Temperaturen bis 300 °C statt. Ebenso wurden Versuche unter ähnlichen Bedingungen mit Luftspalten im Bereich 40 – 150 mm und in Verbindung mit Partikeln (Sägespäne) durchgeführt, um deren Einfluss auf einen Durchschlag zu ermitteln. Nach diesen Untersuchungen war der Einfluss von Partikeln nur gering oder nicht eindeutig feststellbar.

In /NTS 12/ werden ebenso die Ergebnisse anderer Autoren und Versuche aufgeführt. In Versuchen von Robledo-Martinez et al. an 70 kV Wechselspannungs-Versuchs-

leitungen mit einem Abstand von 12 cm und für unterschiedliche Arten von Bränden unterhalb der Leitungen wurden die Reduktionsfaktoren der Durchschlagspannung bestimmt (Verringerung der Durchschlagspannung: Gasbrand 49 %, Brand von Zuckerrohrblättern 37 %, Brand von Pressrückständen des Zuckerrohrs 29 % und Holzbrand 27 %). Details zu den Temperaturen, der Zusammensetzung der Gase oder den Partikeln werden nicht genannt, weswegen keine genauen Angaben zu einer Abhängigkeit der Durchschlagspannung von dem Vorhandensein von Partikeln möglich ist. Weiterhin werden Versuche von Fonseca et al. mit Hochspannungsleitungen in einem Abstand von 1 m zueinander und einem Abstand zur Erdung von ebenfalls 1 m bei verschiedenen Wechselspannungen aufgeführt. Hierbei befand sich in dem Luftspalt ein Feuer aus Zuckerrohrblättern, was je nach Versuchsanordnung den Luftspalt nur teilweise oder komplett ausfüllte. Auch hierfür sind keine genauen Angaben zu einer Abhängigkeit der Durchschlagspannung von dem Vorhandensein von Partikeln möglich, da mehrere Faktoren gleichzeitig variiert wurden.

Brandrauch besteht im Wesentlichen aus Gasen wie Stickstoff, Kohlendioxid und Sauerstoff, Wasserdampf und Brandruß, der hauptsächlich aus Kohlenstoff und Kondensaten besteht. Insofern ist von einer eher geringen Polarisierbarkeit auszugehen. Innerhalb der Reaktionszonen treten dagegen ionisierte Teilchen auf. Dadurch entstehen Radikale wie CH_2^* , CH^* und C^* . In Verbindung mit Sauerstoff der äußeren Flammzonen tritt unter anderen die Reaktion



auf. Dieser Vorgang wird Chemiionisation genannt, wobei hier das CHO^+ -Ion als Ladungsträger auftritt. Außerhalb der Flammzone treten Rekombinationsreaktionen auf, so dass die Leitfähigkeit im Brandrauch reduziert wird.

2.1.2.3 Fazit

Der qualitative und quantitative Einfluss von Temperatur, Druck und Luftfeuchtigkeit auf das Auftreten bzw. für die Vermeidung von Störlichtbögen sind gut erfasst und in entsprechenden Regelwerken verankert (vgl. Tab. 2.2). Dadurch werden die wesentlichen Einflussfaktoren in Bezug auf Störlichtbögen erfasst.

Tab. 2.2 Qualitativer Einfluss verschiedener Parameter auf die notwendige Spannung bzw. den notwendigen Abstand für einen Durchschlag in Luft

Parameter	Änderung	Einfluss auf den Durchschlag (Abstand gleichbleibend)	Einfluss auf den Durchschlag (Spannung gleichbleibend)
Temperatur	steigende Temperatur (geringere Dichte)	geringere Durchschlagspannung nötig	Durchschlag bei größerem Abstand möglich
Druck	steigender Druck (höhere Dichte)	höhere Durchschlagspannung nötig	Durchschlag erst bei kleinerem Abstand
Luftfeuchtigkeit	steigende Luftfeuchte	höhere Durchschlagspannung nötig	Durchschlag erst bei kleinerem Abstand

Dahingegen sind quantitative Relationen für andere Einflussfaktoren entweder schwieriger anzugeben oder zu erfassen (z. B. Partikel, Ionisation) oder spielen im Vergleich zu anderen Faktoren für die hier zu betrachtenden Störlichtbögen und die vorhandenen Umgebungsbedingungen nur eine untergeordnete Rolle (Zusammensetzung der Gase).

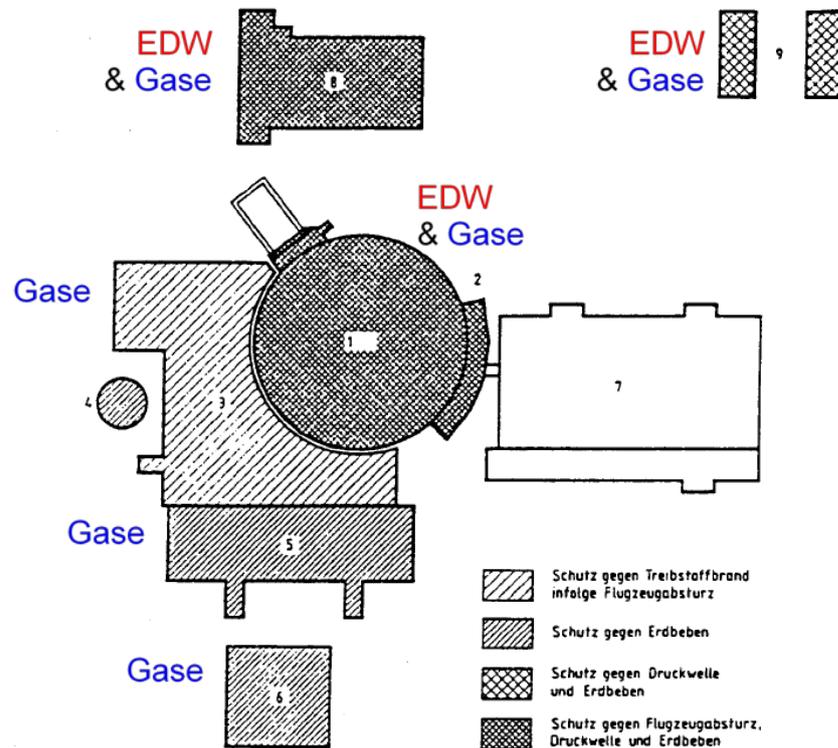
2.2 Auswirkungen auf Dieselaggregate des D1 und D2-Netzes

2.2.1 Auslegungsanforderungen

Die Notstromdieselaggregate des D1 Netzes sind zusammen mit der Kaltwasserzentrale in einem Gebäude untergebracht, das baulich nicht gegen die Einwirkungen aus Explosionsdruckwellen ausgelegt ist (siehe Abb. 2.4). Insofern ist das Risiko des Versagens des Notstromerzeugergebäudes bei chemischen Explosionen bedeutend höher, als ein Versagen der ausgelegten Gebäude. Zu den ausgelegten Gebäuden zählt auch das Notspeisegebäude, in dem die Dieselaggregate des D2 Netzes untergebracht sind. Durch die räumliche und bauliche Trennung des Notstromdieselgebäudes vom Notspeisegebäude ergibt sich ein erhöhter Schutz gegen das gleichzeitige Ausfallen beider Gebäude. Die bauliche Trennung ist dabei durch das sich zwischen den beiden Gebäuden befindliche Reaktorgebäude gegeben.

Da sich durch die Auslegung der Gebäude bzw. dem Abstand untereinander generell ein hoher Schutz gegen Explosionen ergibt, wird in diesem Vorhaben der Schutz gegen Verbrennungsprodukte aus Bränden bzw. Gasexplosionen (Schwaden) betrachtet.

Als chemische Reaktion wird eine Verbrennung von Kohlenwasserstoffen betrachtet, bei der sich Brandgase von Explosionsschwaden bzgl. der Zusammensetzung praktisch nicht unterscheiden. Brände, die ebenfalls als Sekundärbrände nach Explosionen entstehen können, wirken auf Grund ihrer langsamen Reaktionsgeschwindigkeiten länger auf die Gebäude ein, so dass sie bzgl. ihrer Schädwirkungen kritischer beurteilt werden. Explosionsschwaden steigen dagegen auf, so dass ihre Konzentration an den Zuluftöffnungen von Gebäude relativ schnell abnimmt.



1 Reaktorgebäude, 2 Frischdampf- und Speisewasserarmaturenkammern, 3 Reaktorhilfsanlagengebäude, 4 Fortluftkamin, 5 Schaltanlagengebäude, 6 Notstromerzeugergebäude und Kaltwasserzentrale, 7 Maschinenhaus, 8 Notspeisegebäude, 9 Nebenkühlwasserpumpenbauwerke

Abb. 2.4 Auslegung der Hauptgebäude gegen Einwirkungen von außen und Notstandsfälle nach /BOH 86/, ergänzt

Gemäß Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke /BMU 15/, Anhang 3, Abschnitt 4.2.3.2 (3) sind bei anlagenexternen Bränden „Die Auswirkungen anlagenexterner Brände auf Lüftungsanlagen und die Ansaugluft der Notstromdiesel sowie der mögliche Eintrag von Verbrennungsprodukten in Gebäude (sind) zu berücksichtigen.“ Konkrete Untersuchungen zum Verhalten von Dieselaggregaten sind der GRS nicht bekannt.

Im Folgenden wird das Verhalten der Dieselaggregate beim Eindringen von Verbrennungsprodukten in die Einlässe für Verbrennungsluft betrachtet. Die Eigenschaften der Verbrennungsluft werden durch

- die erhöhten Temperaturen,
- den durch Sauerstoffverbrauch und -verdrängung reduzierten Sauerstoffanteil und
- dem Rußanteil im Brandrauch

verändert. Erhöhte Gastemperaturen führen zu einer Verschlechterung des Wirkungsgrads der Luftverdichter, so dass der Ladedruck der Aggregate fällt. Der reduzierte Sauerstoffanteil führt zu einer geänderten Gemischzusammensetzung, so dass der Verbrennungsprozess beeinflusst wird. Der Rußanteil führt zu einer Erhöhung des Druckverlustes an den Luftfiltern der Lüftungs- und Ansaugsysteme.

Inwieweit sich die geänderten Eigenschaften der eingesaugten Luft direkt auf die Leistungsfähigkeit eines Dieselaggregates auswirken, hängt von der Ausführung der Verbrennungsluftversorgung ab.

2.2.2 Verbrennungsluftversorgung von Dieselaggregaten

Die Notstromdieselaggregate verfügen über eine Verbrennungsluftversorgung und eine Lüftung zur Abfuhr des Teils der Verlustwärme, der nicht über die Wasserkühlung abgeführt wird. Die Verlustwärme in den Aufstellraum entspricht ca. 10 % der Leistung eines Aggregates. Es wurden unterschiedliche Kombinationen der Lüftungssysteme vorgefunden.

In der Variante A wird der Aufstellraum der Dieselaggregate zwangsbelüftet, so dass ein hoher Luftwechsel zur Wärmeabfuhr auftritt. Ein Teilstrom der Zuluft wird innerhalb des Aufstellraums als Verbrennungsluft entnommen. Dieser Teilstrom wird über das Abgasystem des Dieselaggregates aus dem Raum herausgeführt. Die zur Kühlung verwendete Luft wird über eine Abluftöffnung aus dem Gebäude abgeführt. Diese Variante wurde nicht bei Dieselaggregaten gefunden, die gegen Einwirkungen aus Explosionen ausgelegt sind. Erhöhte Temperaturen führen hier nicht nur zur Abnahme des Ladedrucks, sondern auch zum Verlust der Luftkühlung eines Aggregates. So weisen die Betriebshandbücher von Kernkraftwerkern in Deutschland für die Maximaltemperaturen in den Aufstellräumen der D1 Dieselaggregate Temperaturen aus, die etwas oberhalb von hochsommerlichen Temperaturen liegen.

In der Variante B erfolgt die Verbrennungsluftversorgung direkt über Kanäle von außen, die zu beiden Längsseiten des Gebäudes öffnen. Die jeweils zwei Kanalstränge pro Aggregat sind nach Kenntnis der GRS mit herkömmlichen Brandschutzklappen ausgestattet, die auslegungsgemäß über ein Schmelzlot bei 72 °C Rauchtemperatur schließen. Die Kühlung der Gehäuseabwärme der Aggregate erfolgt unabhängig von der Verbrennungsluftversorgung und kann über Zuluft oder Umluft erfolgen. Die Variante B erhöht damit die Unabhängigkeit von den Umgebungsbedingungen außerhalb der Anlage. Diese Variante wird bei Dieselaggregaten des D2-Systems verwendet. Da die eingesaugte Verbrennungsluft vor dem Luftkompressor nicht vermischt oder aktiv gekühlt wird, stehen die am Lufteinlass gemessenen Parameter im Wesentlichen auch am Dieselaggregat an. Für die folgenden Ausfallbetrachtungen wird diese Variante zugrunde gelegt.

Eine Variante C, die eine Mischvariante aus A und B darstellt, wurde in einer ausländischen Anlage vorgefunden. Hierbei wurde die Verbrennungsluft aus dem Aufstellraum eingesaugt, die wiederum durch einen Ansaugkanal von außen ergänzt wird. Die im Aufstellraum entstehende Abwärme wird durch Umluftkühlung abgeführt. Da die Verbrennungsluft mit der Luft im Aufstellraum vermischt wird, verzögern sich die Auswirkungen der geänderten Zusammensetzung am Motor. Zudem bietet die Umluftkühlung die Möglichkeit, die Verbrennungsluft vor dem Kompressor zu kühlen.

2.2.3 Ableitung von Versagenskriterien für Dieselaggregate

Bezüglich der geänderten Eigenschaften der Verbrennungsluft (erhöhte Temperaturen, reduzierter Sauerstoffanteil und Rußanteil im Brandrauch) werden im Folgenden Versagenskriterien abgeleitet.

2.2.3.1 Auswirkungen erhöhter Verbrennungslufttemperaturen

Die in deutschen Kernkraftwerken verwendeten Dieselaggregate verfügen über Turboverdichter, werden also durch den Abgasstrom der Maschinen aufgeladen. Dabei stellt sich der Ladedruck, bzw. das Druckverhältnis der ausströmenden zur einströmenden Luft in Abhängigkeit zum Volumen- bzw. Massenstrom der Luft und der Drehzahl ein (siehe Abb. 2.5). Der Arbeitspunkt ist typischerweise für den Bereich des optimalen Wirkungsgrads eingestellt. Bei erhöhter Lufttemperatur wird der Wirkungsgrad des Verdichters reduziert und der erreichbare Druck des Luftverdichters fällt. Da der GRS keine spezifischen Werte vorliegen, wird hier der Wert von 2,2 % weniger Druck pro 10 K

Temperaturerhöhung am Verdichtereingang herangezogen. Dieser Wert wurde vom Hersteller MAN für den maritimen Bereich veröffentlicht /MAN 14/. Es ist nicht bekannt, wie die beschriebene Leistungsabnahme über größere Temperaturbereiche verläuft. Es wird deshalb von einem linearen Verlauf ausgegangen. Bei reduzierten Massenströmen und reduzierten Luftdichten kann es zudem zu Strömungsabrissen an den Verdichterschaukeln kommen, bei dem der Druck am Austritt abfällt und der Verdichter zyklisch zu „pumpen“ (engl. surge) beginnt. In diesem Fall, bzw. wenn am Verdichter ein Pumpschutz aktiviert wird, wäre die Luftversorgung des Motors weiter reduziert.

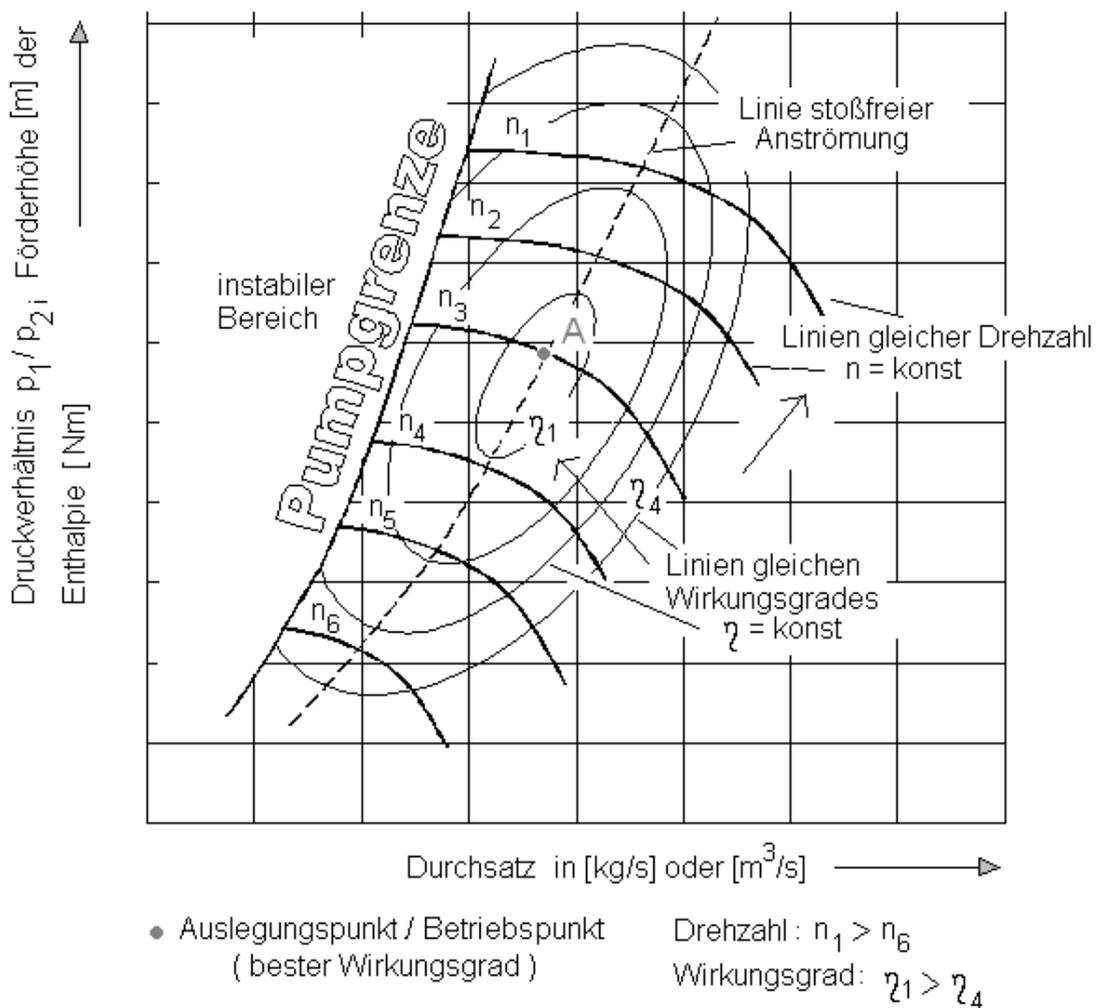


Abb. 2.5 Exemplarisches Kennfeld eines Radialverdichters /KIR 06/

Eine Reduzierung des Ladedrucks führt zu einer reduzierten Motorleistung. Bei einem Beispielmotor, der in einem deutschen Kernkraftwerk installiert ist, zeigt die Reduzierung ein nahezu lineares Verhalten für höhere Lastniveaus (siehe Abb. 2.6). Eine Reduzierung des Ladedrucks um 20 % führt zu einer Leistungsreduzierung von ca. 15 %. Der Anteil der Leistungsreduzierung, der zum Ausfall eines Motors führt, hängt von den

tatsächlichen Lastbedingungen ab. Im Folgenden wird von einer typischen Leistungsreserve des Motors bei Notbespeisung der Dampferzeuger und paralleler Stromerzeugung für leittechnische Einrichtungen von etwa 25 % ausgegangen. Wenn eine Verringerung der Motorleistung von 25 % als Ausfallkriterium herangezogen wird, entspricht dies einer Verringerung des Ladedrucks um etwa 35 %. Wenn die oben erwähnte Korrelation zwischen der Temperaturerhöhung und der Ladedruckreduzierung extrapoliert wird, entspricht dem Ausfallkriterium eine Erhöhung der Turboladereinlasstemperatur um 150 K oder 170 °C Lufttemperatur. Mit diesen Parametern werden die Ausfallbetrachtungen in den folgenden Abschnitten fortgeführt. Größere Leistungsreserven von ca. 50 % treten auf, wenn mehr als zwei Aggregate zur Verfügung stehen und die Bespeisung der Dampferzeuger sowie Stromerzeugung auf verschiedene Aggregate verteilt werden kann. Auf Basis der Abb. 2.6 kann dann der Ladedruck um etwa 65 % verringert werden. Diese Leistungsabnahme entspricht einer Erhöhung der Turboladereinlasstemperatur um 300 K oder 320 °C Lufttemperatur, wobei diese Parameter auf Grund der Extrapolation der o. g. Temperaturabhängigkeit mit größeren Unsicherheiten verbunden ist. Höhere Belastungsbedingungen, die z. B. beim Hochlaufen großer Pumpen entstehen, können zu einem früheren Ausfall eines Dieselaggregates führen.

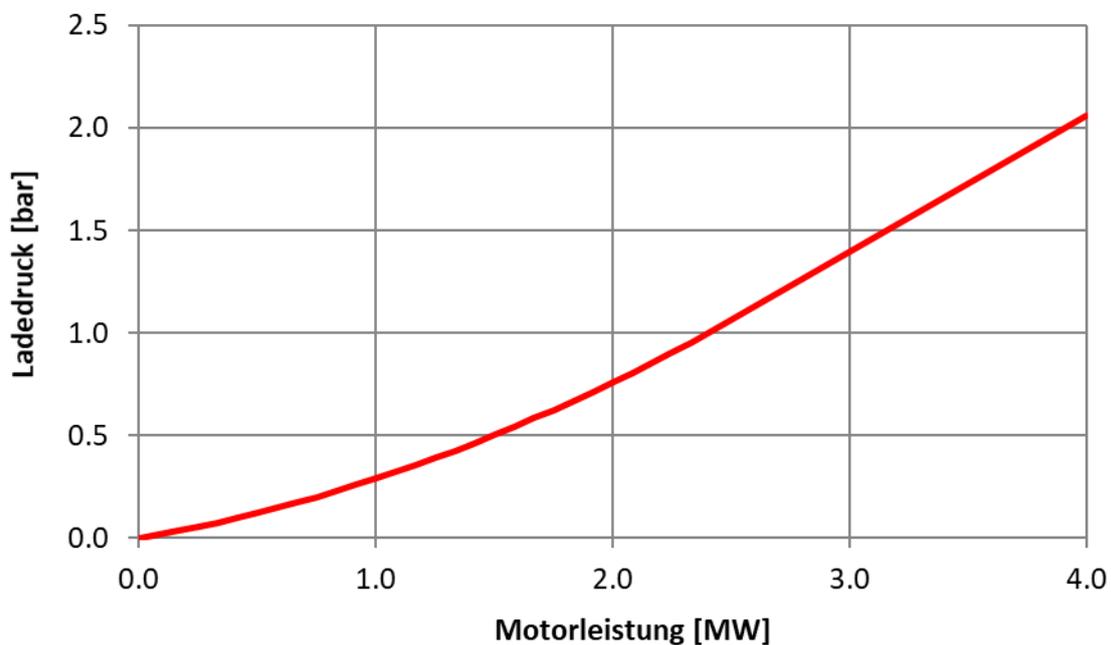


Abb. 2.6 Beispielzusammenhang zwischen Ladedruck (gekühlt hinter dem Turbolader) und Motorleistung

2.2.3.2 Auswirkungen eines reduzierten Sauerstoffanteils

Die Reaktion von organischem Brandlasten wie Holz, Kunststoff oder Treibstoff in der Luft wirkt sich auf die Zusammensetzung der Verbrennungsluft zweifach aus: Der Gehalt an Sauerstoff (O_2) (23,2 Masse-% in trockener Luft) wird reduziert und Verbrennungsprodukte wie Kohlendioxid (CO_2) und Wasserdampf (H_2O) werden produziert, die wiederum den Restsauerstoff teilweise verdrängen. Bei einer Brandlast mit einem typischen Molverhältnis von Kohlenstoff zu Wasserstoff von 1 zu 2 werden für jedes Molekül Sauerstoff, das an der Verbrennung teilnimmt, 1,33 Moleküle Verbrennungsprodukte erzeugt. Da die Wärmekapazitäten von CO_2 und H_2O größer sind als die von Stickstoff (N_2) als Hauptluftbestandteil, ist auch die inhibierende Wirkung der Verbrennungsprodukte größer als von Luft, was die Zündwilligkeit der Mischung verringert.

Die Verbrennungsprodukte werden mit Umgebungsluft vermischt, bevor sie in den Einlasskanal eines Dieselmotors gesaugt werden. Bei Außenbränden unterhalb des Einlasses erfolgt die Vermischung von Verbrennungsprodukten mit Umgebungsluft durch Einmischung in den aufsteigenden Feuerplume (Rauchgassäule).

Ein Ausfallkriterium basierend auf der Sauerstoffversorgung ist der GRS nicht bekannt; daher wurde dies basierend auf offenen Informationen abgeleitet. Die Dieselmotoren in den gebunkerten Notspeisegebäuden laufen im Volllastbetrieb (100 % Nennleistung) mit einem Luftüberschuss von etwa $\lambda \approx 1,7$. Nach Herstellerinformationen beträgt der minimale Luftüberschuss für (ungestörten) Betrieb ca. $\lambda \approx 1,2$, was 71 % des Sollwertes entspricht. Als Kriterium für einen gestörten Betrieb wird $\lambda \approx 1,1$ angenommen, was 65 % des Sollwertes entspricht. Es wird erwartet, dass eine solche Verringerung zum Ausfall eines Motors führt, weil die Zündung des Kraftstoff-Luft-Gemischs weniger zuverlässig ist und/oder der Verbrennungsprozess unvollständiger ist. Zudem wird der Abgasstrom wegen des geringeren Luftüberschusses und der unvollständigen Verbrennung gegenüber dem Normalwert deutlich reduziert. Dies wiederum reduziert die für den Turbolader verfügbare Leistung, so dass schließlich die Drehzahl eines Dieselmotors verringert wird. Auf eine Unterdrehzahl reagiert die Motorsteuerung mit einer Erhöhung der Kraftstoffzufuhr, wodurch die Luftüberschusszahl λ weiter reduziert wird und ein Ausfall des Aggregates die angenommene Folge ist.

2.2.3.3 Auswirkungen des Brandrußes

Bei Freibränden beträgt die Rußausbeute (die entstehende Rußmasse pro verbrannter Brandlast) ca. 0,02 g/g für Holz, ca. 0,05 g/g für Kerosin bis größer als 0,1 g/g für viele Kunststoffe /VFD 14/, /TEW 02/. Der Rußanteil im Brandrauch wird in den Feuerplume eingemischt. Grundsätzlich korreliert die Temperaturerhöhung des Brandrauchs mit der Rußkonzentration. Die Schadwirkung des Brandrußes ergibt sich aus der Möglichkeit, die Luftfilter der Verbrennungsluftversorgung zuzusetzen, so dass sich der Differenzdruck erhöht. Im Vergleich zu den beiden vorgenannten Ausfallkriterien, die in erster Näherung direkt mit Brandrauchtemperatur bzw. -konzentration korrelieren, wirkt die Rußbelastung der Verbrennungsluft integral über die Dauer eines Brands. Deshalb lässt sich dazu kein Ausfallkriterium ableiten, das direkt mit Brandparametern korrelierbar ist (siehe auch Abschnitt 2.2.5.7).

2.2.3.4 Diskussion der Ausfallkriterien

Als Ausfallkriterien wurde eine Einlasstemperatur am Turboladers von 170 °C oder eine Absenkung des Sauerstoffmassenstroms auf 65 % des Sollwertes abgeleitet. Das zweite Kriterium ist möglicher Weise das evidentere, weil es die Eigenschaft des Motors betrifft, das Gemisch zu zünden, während das erste die Leistungsabgabe beeinflusst, die vom Leistungsbedarf abhängt. Synergieeffekte zwischen erhöhter Temperatur und verringertem Sauerstoffmassenstrom (durch reduzierte Sauerstoffkonzentration und erhöhten Druckverlust) sind für die Praxis zu erwarten. Für die Quantifizierung möglicher Synergieeffekte der Schadwirkungen am Motor liegen keine Erkenntnisse vor, so dass hier keine rechnerische Kombination der Kriterien vorgenommen werden kann.

2.2.4 Modellierung von Brandszenarien

2.2.4.1 Exemplarisches Notspeisegebäude

Zur Simulation der Brandauswirkungen wurde ein Referenzmodell eines Notspeisegebäudes festgelegt. Dabei handelt es sich um ein Gebäude einer Vor-Konvoi Anlage. Das annähernd quaderförmige Gebäude ist 15,2 m hoch und 26,0 m breit. Darin befinden sich vier baulich getrennte Redundanzen des Notstandssystems, zu dem auch die Dieselaggregate mit den Hilfssystemen wie die Verbrennungsluftversorgung gehören. Auf beiden Längsseiten sind je vier Zuluftöffnungen in einer Höhe der Mitte der Öffnung von 11,6 m installiert. Jede Öffnung ist 3,6 m breit und 2,4 m hoch. Durch Schutzgitter springt

jede Öffnung ca. 0,4 m vor. Der Luftvolumenstrom einer Öffnung wurde mit $0,665 \text{ m}^3/\text{s}$ angesetzt. Es wurde nur eine Längsseite des Gebäudes modelliert, da die Rückseite bzgl. der Einsaugöffnungen symmetrisch aufgebaut ist (Variante B der Verbrennungsluftversorgung, vgl. Abschnitt 2.2.2).

Es wird davon ausgegangen, dass ein Brand bzw. eine Verbrennungsreaktion vor dem Notspeisegebäude stattfinden. Die aufsteigenden Verbrennungsgase gelangen dann möglicher Weise in eine der vier Zuluftöffnungen (vgl. Abb. 2.8).

2.2.4.2 Bedeutung von Gaswolkenexplosionen und Feuerbällen

Grundsätzlich lässt sich zwischen der Verbrennung von Gaswolken und der Verbrennung von Feststoffen bzw. Flüssigkeiten unterscheiden. Bei Gaswolken sind Brennstoff und Sauerstoff bereits vorgemischt und liegen in Teilen als zündfähiges Gemisch, also innerhalb der Explosionsgrenzen vor. Bei Explosionen treten deshalb deutlich höhere Verbrennungsraten als bei Bränden auf, so dass unter Umständen signifikante Druckwirkungen entstehen, die bereits in /GRS 13/ betrachtet wurden.

Sollte der durch einen Gasalarm ausgelöste Umluftbetrieb der Lüftungsanlagen nicht erfolgt sein besteht die Möglichkeit, dass eingedrungene explosionsfähige Atmosphäre (vgl. Kapitel 3) innerhalb von Gebäuden zündet und somit Raumexplosionen entstehen, gegen die keine Auslegungsanforderungen bestehen. Nach Kenntnis der GRS sind die Verbrennungsluftkanäle der Notspeisegebäude nicht gegen das Eindringen explosionsfähiger Atmosphäre absperrbar. Auch wenn diese bei abgeschaltetem Diesellaggregat nicht aktiv durchströmt werden lässt sich nicht ausschließen, dass explosionsfähige Atmosphäre in die Kanäle gerät und im Falle einer Zündung zum Schließen von Brandschutzklappen oder zu Beschädigungen an den Kanälen führt.

Neben der Druckwirkung wird die Verbrennung einer Gaswolke als Feuerball sichtbar. Die Dauer der Verbrennung bzw. des Feuerballs ist eine Funktion der Brennstoffmasse, wobei je nach verwendetem Abschätzungsmodell die Brennstoffmasse mit einem Exponenten im Bereich von 0,3 belegt wird. Die Verbrennung von zehn Tonnen freigesetzten Kohlenwasserstoffen benötigt entsprechend der Modellergebnisse ca. 10 s; die Verbrennung der doppelten Menge etwa 15 s /ASS 10/. Während der Verbrennung lässt sich ein Ablösen des Feuerballs vom Boden beobachten. Dieses ist dadurch begründet, dass auf Grund der Thermik die Verbrennungsgase (Schwaden) nach oben abströmen und unverbranntes Gemisch nach sich ziehen. In dem Modell von Roberts wird deshalb auch

eine Zeit bis zum Ablösen des Feuerballs vom Boden angegeben. Diese beträgt /ACI 00/

$$t_{ab} = 1,1 m_{br}^{1/6}$$

mit

Masse des Brennstoffs m_{br} [kg]

Der Zusammenhang ist in Abb. 2.7 graphisch dargestellt. Durch die Abhängigkeit der Ablösedauer des Feuerballs von der 6. Wurzel der Brennstoffmasse beträgt auch bei extremen Massen die Brenndauer am Boden nur wenige Sekunden. Sollte ein Start der Dieselaggregate erst durch einen Feuerball angeregt werden, ist dieser unbedeutend bzgl. der vor dem Gebäude auftretenden Verbrennungsgaskonzentration.

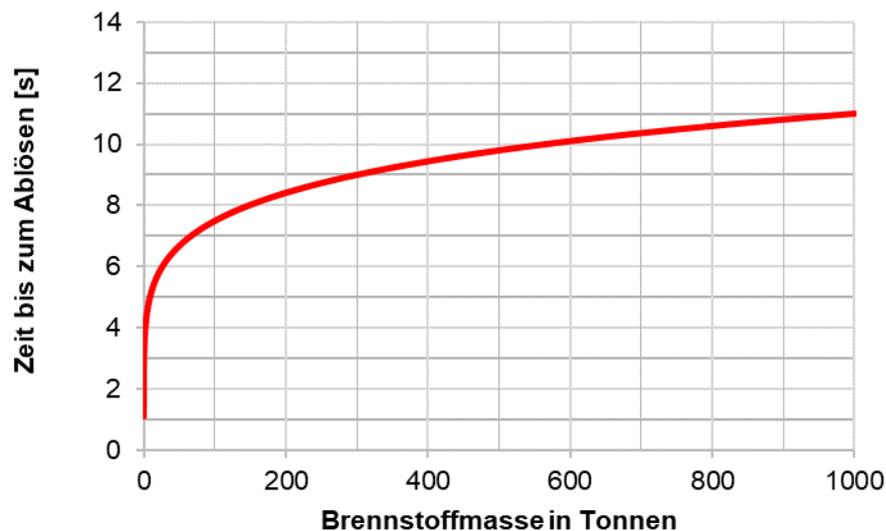


Abb. 2.7 Zusammenhang zwischen Brennstoffmasse und der Zeit bis zum Ablösen eines Feuerballs vom Boden

Die wesentliche Schadfolge eines Feuerballs ist die extreme Wärmestrahlung mit Strahlungsemissionen im Bereich von 150 bis 350 kW/m² /ASS 10/. Je nach Größe, Dauer, Abstand und Strahlungswinkel eines Feuerballs lässt sich nicht ausschließen, dass Brandschutzklappen in den Verbrennungsluftkanälen thermisch ausgelöst werden. Dies ist insbesondere nicht auszuschließen, falls sich Verbrennungsgase im Kanal befinden, so dass ein konvektiver Wärmeübergang auf die Schmelzklappen stattfinden kann. Unter diesen Umständen ist es nicht ausschließbar, dass ein bzw. beide Stränge der Verbrennungsluftversorgung blockiert werden.

Daneben treten durch die Wärmestrahlung an vorhandenen Brandlasten Sekundärbrände auf. Da die Dauer möglicher Sekundärbrände lang ist gegenüber dem kurzen, instationären Verlauf von Explosionen oder Feuerbällen, werden im Folgenden die Parameter von Bränden mit den zuvor abgeleiteten Ausfallkriterien von Diesellaggregaten korreliert.

2.2.4.3 Brandszenarien und Parametervariationen

Die Brandszenarien (vgl. Abb. 2.8) wurden mit dem CFD-Brandsimulationsmodell Fire Dynamics Simulator (FDS) in der Version 6.5.3 /MCG 17/, /MCG 17a/ simuliert. Das Simulationsprogramm wurde von U.S.-amerikanischen National Institute of Standards and Technology (NIST) entwickelt und steht der internationalen Fachgemeinschaft zur Verfügung. Das Modell ist umfangreich dokumentiert und validiert /MCG 17b/ und wird auch für kerntechnische Anwendungen international eingesetzt.

Mögliche Schadensfeuer in der Nähe von sicherheitstechnisch wichtigen Gebäuden können die Vegetation, Großkomponenten wie Transformatoren etc., abgestellte Fahrzeuge oder gelagerte Bau-Materialien (z. B. Gerüstmaterial) umfassen. Insofern soll im Rahmen der Brandsimulationen ein Brandszenario generisch beschrieben werden. Hierzu werden innerhalb der Simulationen die Parameter

- a) Größe bzw. Tiefe der Brandfläche,
- b) Wärmefreisetzungsrate pro Brandfläche und
- c) Windgeschwindigkeit

variiert.

Zu a)

Es ist schwer abzuschätzen, in welchem Abstand zu den Lufteinlässen und auf welcher Fläche ein Schadensfeuer wirkt. Aus diesem Grund wird zur Begrenzung der möglichen Parameter die Annahme getroffen, dass ein Feuer direkt an der Gebäudewand entsteht. Diese Annahme repräsentiert den Fall, dass Brandlasten vor dem Gebäude gelagert wurden. Die Annahme, dass ein Brand direkt an der Gebäudewand ausbricht ist konservativ, da die Rauchgassäule (Feuerplume) sich dann an die Gebäudewand anlegt und relativ weniger Luft einmischen kann. Ausgehend von dieser Annahme muss nur die Tiefe der Brandfläche variiert werden. Hier wurden Werte von 1 m, 3 m, 6 m und 9 m verwendet.

Zu b)

Die Wärmefreisetzungsrate pro Brandfläche (kW/m^2) (englisch: Heat Release Rate Per Unit Area, HRRPUA) zeigt eine sehr beträchtliche Streuung innerhalb möglicher Brandszenarien, die auf die verschiedenen Brandlasten, Dichten und Geometrien zurückzuführen sind. Um praktisch das gesamte Spektrum von Schwelbränden von Feststoffen bis zu offenen Flüssigkeitsbränden abzudecken, wurde die Wärmefreisetzung pro Brandfläche von 0 bis 1200 kW/m^2 linear erhöht. Da in den Simulationen der Anstieg der Wärmefreisetzungsrate sehr langsam erfolgte, werden stationäre Bedingungen bezüglich der Gaskonzentrationen und Temperaturen an den Lufteinlässen des Gebäudes erreicht. Die ersten Sekunden der Simulationen mit sehr kleinen Wärmefreisetzungen werden ebenfalls zur Stabilisierung des Windfeldes (siehe c)) herangezogen. Für das Verbrennungsmodell wird ein typischer organischer Brennstoff mit einem Molverhältnis von C zu H von 1 zu 2 betrachtet. Die effektive Verbrennungswärme des Brennstoffgemisches ist $H_{U,eff} = 39 \text{ MJ/kg}$. Die Rußausbeute beträgt $Y_S = 0,042 \text{ g/g}$. Die Höhe der Brandlast beträgt $z = 0,40 \text{ m}$ über dem Boden.

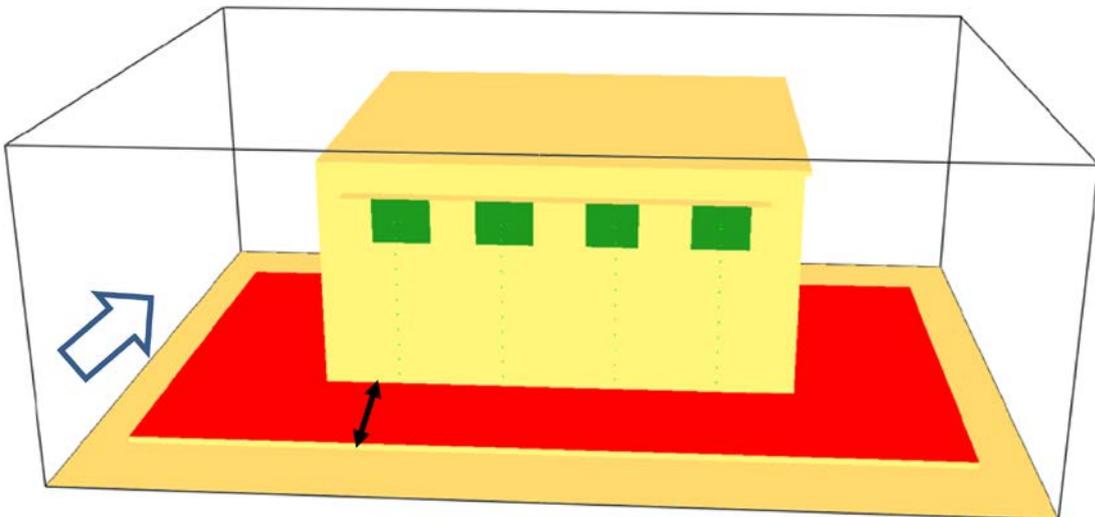


Abb. 2.8 Bildschirmfoto des diskretisierten Referenz-Notspeisegebäudes mit der in der Tiefe variierenden Brandfläche sowie dem variablen orthogonalen Wind

Zu c)

Die Lufteinmischung in den Rauchgasplume wird durch Seitenwind erhöht. Da die Annahme windstiller Verhältnisse für einen Freibrand sehr konservativ ist, die möglichen Windparameter wie Richtung, Geschwindigkeit, Böigkeit und Turbulenz aber sehr

umfangreich und ortsspezifisch sind, können nicht alle Parameter von der Simulation abgedeckt und variiert werden. Um einen Hinweis auf den möglichen Einfluss zu erhalten, wird in den Simulationen ein konstanter Wind berücksichtigt, der orthogonal auf die Gebäudewand gerichtet ist. Die Windgeschwindigkeit wird auf 1 m/s, 3 m/s bzw. 9 m/s festgesetzt.

Da das Gebäude mit dem Brandszenario achsensymmetrisch aufgebaut ist, wurde nur eine Hälfte des Szenarios modelliert und die Spiegelfunktion des Modells FDS verwendet.

2.2.5 Simulationsergebnisse

Auf Grund der Achsensymmetrie verfügt das Gebäude über zwei „innere“ und zwei „äußere“ Lufteinlässe auf jeder Seite. Wie zu erwarten war, ist die Lufteinmischung im Bereich der äußeren Einlässe geringfügig größer als im inneren Bereich. Die innen gelegenen Lufteinlässe werden deshalb für die Auswertung herangezogen.

2.2.5.1 Gastemperatur an den Einsaugöffnungen

Die Gastemperatur vor dem Einlass als Simulationsergebnis der verschiedenen Parametervariationen ist in Abb. 2.9a-c dargestellt. Die Temperatur wird mit der Wärmefreisetzungsrate pro Brandfläche korreliert. Das obere Diagramm a) steht für 1 m Tiefe des Brands bis zur Gebäudewand, das mittlere Diagramm b) für 3 m und das untere c) für 6 m Brandtiefe. Jedes Diagramm zeigt Grafen für die drei gewählten Windgeschwindigkeiten (1 m/s, 3 m/s, 9 m/s). Wie zu erwarten ist, werden für größere Brandflächen (Tiefen) höhere Temperaturen, als für kleine Flächen erreicht. Bei sehr großen Flächen beginnt eine Sättigung, d. h. die Temperaturen vor der Öffnung steigen nur noch langsam an. Der Grund dafür ist, dass die Flammen nicht mehr bevorzugt entlang der Außenwand züngeln, sondern sich bei großen Tiefen von der Wand ablösen. Aus Brandversuchen ist bekannt, dass Temperaturen von Freibränden auch im Flammenbereich Werte über 800 °C nur in seltenen Fällen überschreiten.

Trotz der Mittelung der Temperaturen über jeweils neun Werte fluktuieren die Temperaturen auf Grund der Turbulenz der Flammen. Da auf dem Weg zum Motor eine weitere Vermischung stattfindet, ist eine Mittelung über einen längeren Zeitraum möglich; in der Abbildung sollten allerdings noch Informationen zur Turbulenz erhalten bleiben. So ist

erkennbar, dass für geringe Wärmefreisetzungsraten pro Fläche weniger Turbulenz vorhanden ist.

Mit steigender Windgeschwindigkeit orthogonal zum Gebäude sinkt die Gastemperatur durch die erhöhte Lufteinmischung. Der Vergleich der oberen Abbildung a) mit der Abbildung c) zeigt allerdings, dass sich große Brandflächen (Tiefen) weniger durch den Seitenwind beeinflussen lassen.

Das zuvor festgelegte Temperaturkriterium von 170 °C wird nur für Brandflächen ab 3 m Tiefe erfüllt. Hierbei sind eine HRRPUA von etwa 1 MW/m² und relativ wenig Wind (1 - 3 m/s) erforderlich. Für 6 m Tiefe werden eine HRRUA von ca. 550 kW/m² bei wenig Wind (< 3 m/s) oder ca. 1 MW/m² bei 9 m/s Wind benötigt. Die erreichte Temperatur ist allerdings auch im Zusammenhang mit dem gesamten Wärmeeintrag und der Auslegung der Lüftung (vgl. Abschnitt 2.2.2) zu betrachten.

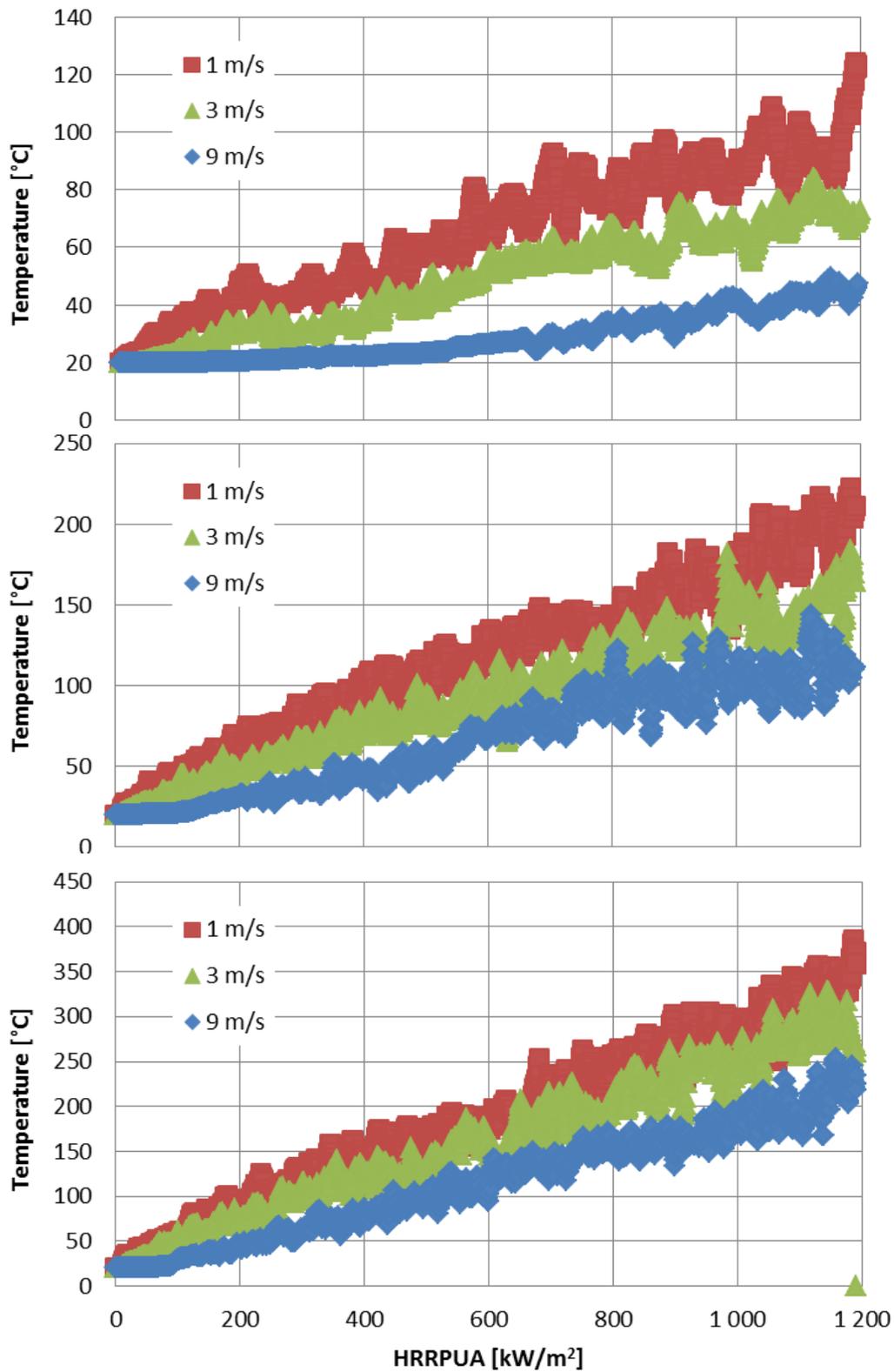


Abb. 2.9a-c Gemittelte Gastemperatur an der Zuluftöffnung in Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrate pro Fläche [kW/m²] bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten (1 m/s, 3 m/s und 9 m/s) und Tiefen der Brandfläche (oben: 1 m, mitte: 3 m, unten: 6 m)

2.2.5.2 Wärmestrom durch die Einsaugöffnungen

Analog zur Gastemperatur ist der Wärmestrom durch die Einsaugöffnungen in das Gebäude hinein in Abb. 2.10a-c dargestellt. Der Wärmestrom wird bei einem Gasvolumenstrom von $0,655 \text{ m}^3/\text{s}$ bestimmt. Für den Wärmestrom kann kein einfaches Ausfallkriterium abgeleitet werden, da die Wärmeverluste bis zum Turboverdichter abhängig von der Auslegung der Lüftung (vgl. Abschnitt 2.2.2) sind:

Für die nicht gegen EVA ausgelegte Variante A treten Wärmeverluste im Zuluftkanal und den Umfassungswänden des Dieselaggregateaufstellraums auf. Allerdings führt der hohe Luftwechsel dazu, dass die in den Betriebshandbüchern dokumentierten Maximaltemperaturen sehr schnell erreicht würden.

Das beispielhaft modellierte Gebäude verwendet die Variante B, bei der der Verbrennungsluftkanal direkt an den Luftverdichter angeschlossen ist und wenig Wärmeverluste auftreten können. Eine Besonderheit ist, dass hier Brandschutzklappen in den Kanal eingebaut sind, die auslegungsgemäß bei einer Temperatur von 72 °C durch die Auslösung eines Schmelzlotes geschlossen werden. In diesem Fall kann eine Ansaugung der Verbrennungsluft noch von der anderen Gebäudeseite erfolgen.

Bei der ebenfalls gegen EVA ausgelegten Variante C steht nur ein Kanal für Verbrennungsluft und Ventilation des Aufstellraums zur Verfügung, wobei zugleich eine Umluftkühlanlage installiert ist, die teilweise den Wärmeeintrag kompensieren kann: Im modellmäßig betrachteten Beispiel beträgt die Abwärme der Aggregate in die Aufstellräume ca. 70 kW . Im Vergleich ist bei $0,65 \text{ m}^3/\text{s}$ Volumenstrom der brandbedingte Wärmeeintrag je nach Brandparameter durchaus höher als die Abwärme. Deshalb ist zu erwarten, dass ein Umluftkühler die Wärmeeinträge in den Aggregateaufstellraum nur unvollständig abführt.

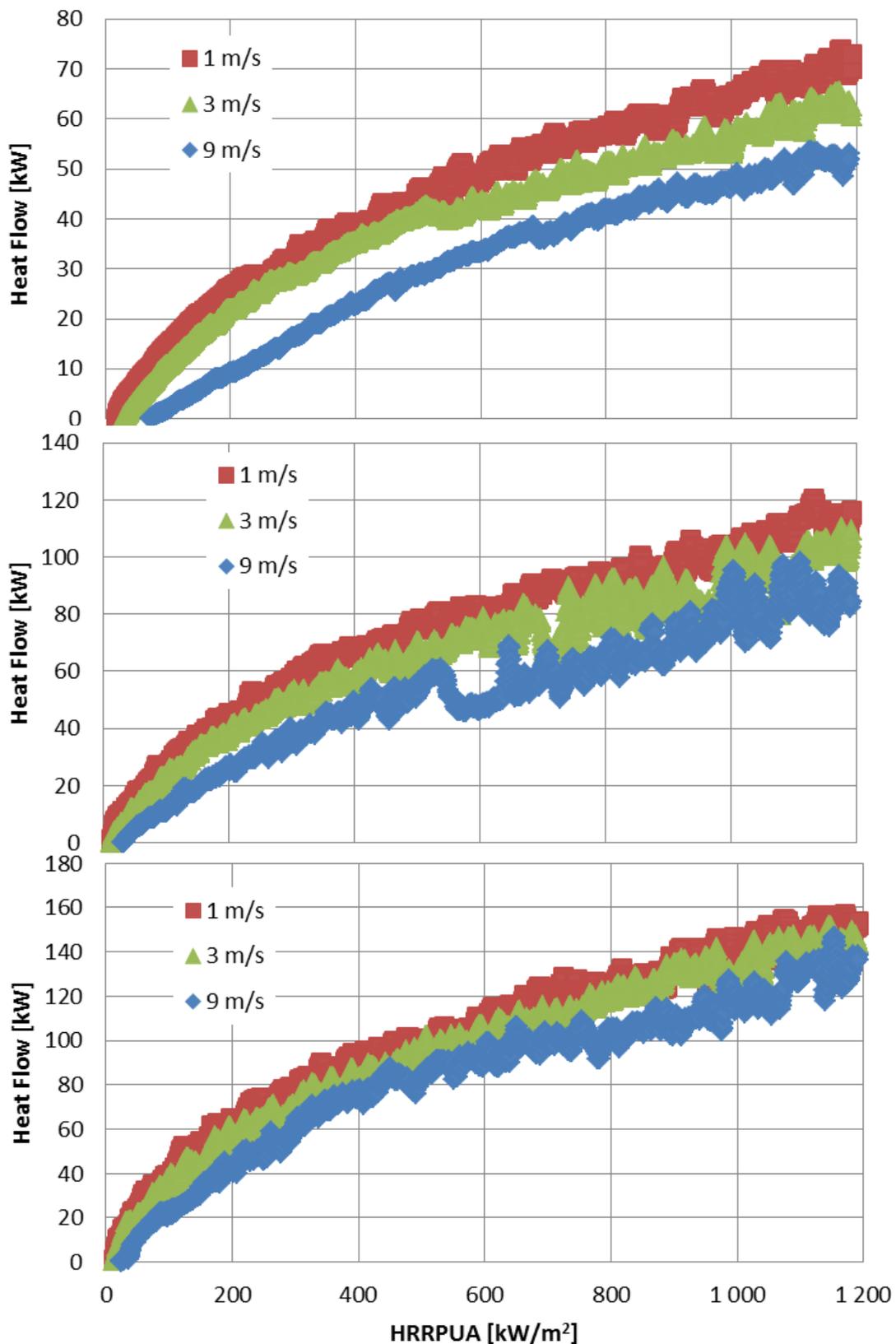


Abb. 2.10a-c Gemittelter Wärmestrom durch die Zuluftöffnung in Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrates pro Fläche [kW/m²] bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten (1 m/s, 3 m/s und 9 m/s) und Tiefen der Brandfläche (oben: 1 m, mitte: 3 m, unten: 6 m)

2.2.5.3 Sauerstoffmassenanteil in den Einsaugöffnungen

Als nächstes wird der Sauerstoffmassenanteil in den Einsaugöffnungen in Abb. 2.11a-c dargestellt. Der Massenanteil wird von 0,23 kg pro kg in reiner Luft in Abhängigkeit der Brandparameter reduziert. Die Reduzierung findet durch Sauerstoffzehrung und -verdrängung durch Brandprodukte statt.

Die Verläufe verhalten sich erwartungsgemäß, so dass mit zunehmender Wärmefreisetzung pro Brandfläche, abnehmender Windgeschwindigkeit orthogonal zum Gebäude und zunehmender Fläche (Tiefe) des Brands der Sauerstoffmassenanteil abnimmt. Es werden innerhalb der gewählten Parameter Reduktionen bis zu ca. 18 kg/kg Sauerstoffanteil erreicht. Diese Reduktion um ca. zwanzig Prozent ist vergleichsweise gering, da theoretisch Sauerstoffkonzentrationen von annähernd Null im Flammkern möglich sind. Insofern können heftigere Brände noch zu deutlich höheren Schadwirkungen führen.

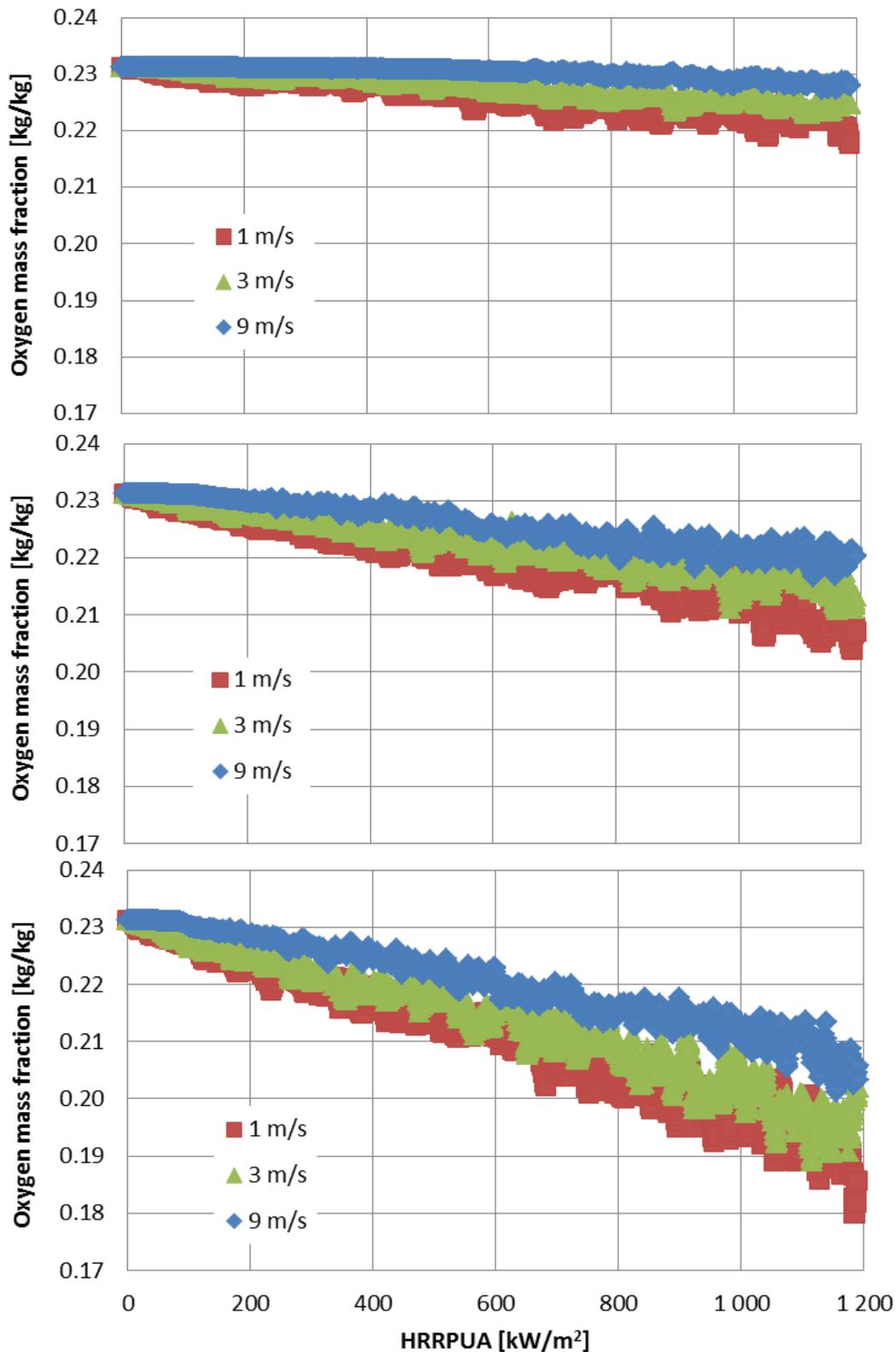


Abb. 2.11a-c Gemittelter Sauerstoffmassenanteil in der Zuluftöffnung in Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrate pro Fläche [kW/m²] bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten (1 m/s, 3 m/s und 9 m/s) und Tiefen der Brandfläche (oben: 1 m, mitte: 3 m, unten: 6 m)

2.2.5.4 Sauerstoffmassenstrom durch die Einsaugöffnungen

Der Sauerstoffmassenstrom durch die Einsaugöffnungen wird in Abb. 2.12a-c dargestellt. Der Gasvolumenstrom durch die Öffnung ist auf $0,655 \text{ m}^3/\text{s}$ eingestellt, was bei $20 \text{ }^\circ\text{C}$ einem Sauerstoffmassenstrom von $0,196 \text{ kg/s}$ entspricht. Die Verringerung des Sauerstoffmassenstroms ist auf die temperaturbedingt verringerte Dichte und die verringerte Sauerstoffkonzentration zurückzuführen. Das Ausfallkriterium von 65 % des unge störten Sauerstoffmassenanteils repräsentiert einen Sauerstoffmassenstrom von $0,128 \text{ kg/s}$. Dieses Kriterium ist erfüllt für Brandflächen von 1 m Tiefe bei einer HRRPUA von etwa 750 kW/m^2 bei einer Windgeschwindigkeit von 1 m/s , einer HRRPUA von etwa 1 MW/m^2 bei einer Windgeschwindigkeit von 3 m/s und einer HRRPUA von etwa $1,3 \text{ MW/m}^2$ bei 9 m/s Windgeschwindigkeit. Für Brandflächen von 3 m Tiefe wird es bei einer HRRPUA von ca. 300 kW/m^2 bei 1 m/s Windgeschwindigkeit, bei einer HRRPUA von ca. 370 kW/m^2 bei 3 m/s Windgeschwindigkeit und bei einer HRRPUA von ca. 700 kW/m^2 bei 9 m/s Windgeschwindigkeit erreicht. Bei 6 m Tiefe wird es bei einer HRRPUA von ca. 170 kW/m^2 bei 1 m/s Windgeschwindigkeit, bei einer HRRPUA von ca. 200 kW/m^2 bei 3 m/s Windgeschwindigkeit und bei einer HRRPUA von ca. 300 kW/m^2 mit 9 m/s Windgeschwindigkeit erreicht.

Für die genannten Kriterien ist zu beachten, dass sie unter der Annahme eines konstanten Volumenstroms und damit reduzierten Massenstroms gelten. Der durch ein Dieselaggregat geförderte Volumenstrom ändert sich allerdings durch verschiedene Auswirkungen auf den Druckverlust, die im Abschnitt 2.2.5.6 betrachtet werden.

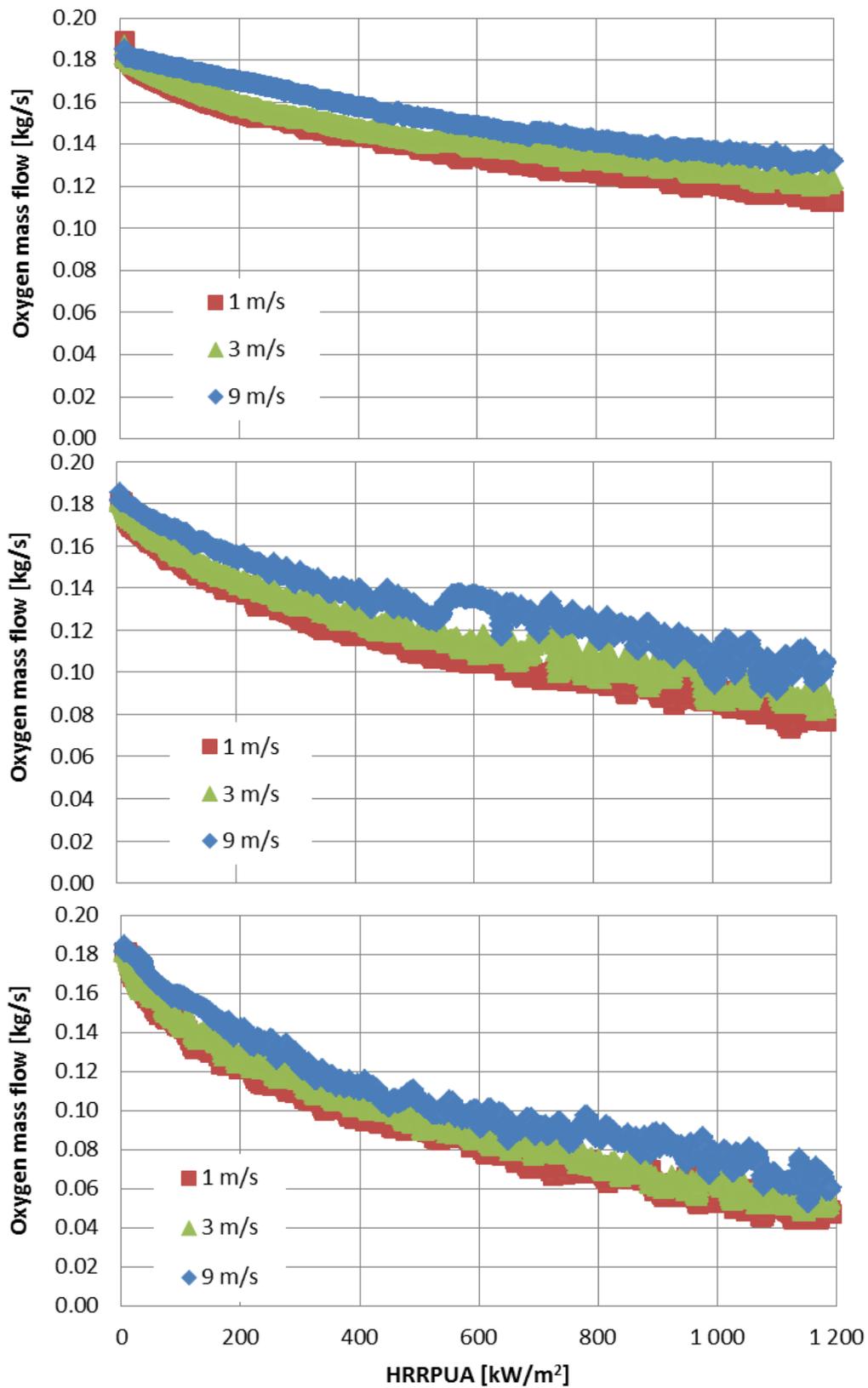


Abb. 2.12a-c Gemittelter Sauerstoffmassenstrom durch die Zuluftöffnung in Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrate pro Fläche [kW/m²] bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten (1 m/s, 3 m/s und 9 m/s) und Tiefen der Brandfläche (oben: 1 m, mitte: 3 m, unten: 6 m)

2.2.5.5 Zusammenfassende Auswertung von Temperatur- und Sauerstoffmassenstromkriterien

Aus den oben dargestellten Ergebnissen der exemplarischen Brandsimulationen wurden zusammen mit Simulationen mit einer Brandtiefe von 9 m die Brandparameter ermittelt, bei denen die Versagenskriterien "Einlasstemperatur über 170 °C" (siehe Abb. 2.13) und "Sauerstoffmassenstrom unter 65 % des Nennwerts" erreicht werden" (siehe Abb. 2.14). In den Diagrammen wurden die Punkte durch geglättete Linien verbunden. Die Diagramme sind so zu lesen, dass rechts oben von den Kurvenverläufen die Ausfallkriterien erreicht werden und ein Ausfall des Dieselaggregats eintritt, während links unten von den Kurvenverläufen eine mehr oder weniger reduzierte Leistung zu erwarten ist. Das wahrscheinlich gravierendere Kriterium des Sauerstoffmassenstroms (siehe Abschnitt 2.2.3.4), schlägt grundsätzlich früher als das Temperaturkriterium an. Für das Temperaturkriterium wurden zudem Kühleffekte innerhalb des Ansaugsystems konservativ ignoriert.

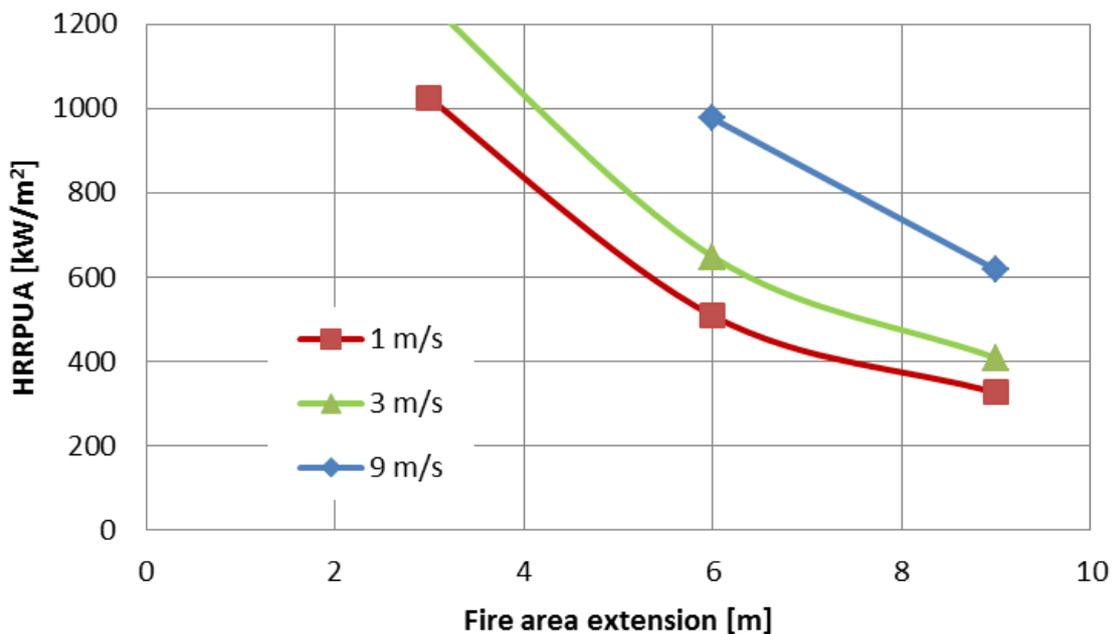


Abb. 2.13 Erreichung des 170 °C-Kriteriums in Abhängigkeit der Tiefe der Brandfläche und Wärmefreisetzungsrate pro Fläche [kW/m²] bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten

In Bezug zur Brandtiefe zeigt das Kriterium der Sauerstoffversorgung bereits früher ein asymptotisches Verhalten, so dass ab einer Tiefe von ca. 6 m die notwendige HRRPUA nur noch geringfügig fällt. Mögliche Windeffekte wurden auf Grund ihrer Komplexität nur unvollständig untersucht. Der Einfluss der Geschwindigkeit einer orthogonalen

Strömung auf die Ergebnisse ist aber gut nachvollziehbar. Das Kriterium der Sauerstoffversorgung wird etwas weniger durch den Seitenwind beeinflusst als die Temperatur.

Spezifische Wärmefreisetzungsraten von wenigen hundert kW/m² führen für das exemplarisch betrachtete Gebäude bei entsprechenden Brandflächen und geringer Windgeschwindigkeit zum Erreichen des Sauerstoffkriteriums. Diese spezifischen Wärmefreisetzungsraten werden z. B. bei Bränden von Holz oder festen Kunststoffen erreicht. In Abhängigkeit der Oberfläche werden sie, wie z. B. bei Palettenstapeln, deutlich überschritten. Wärmefreisetzungsraten im Bereich MW/m² werden bei Flüssigkeitsbränden erreicht.

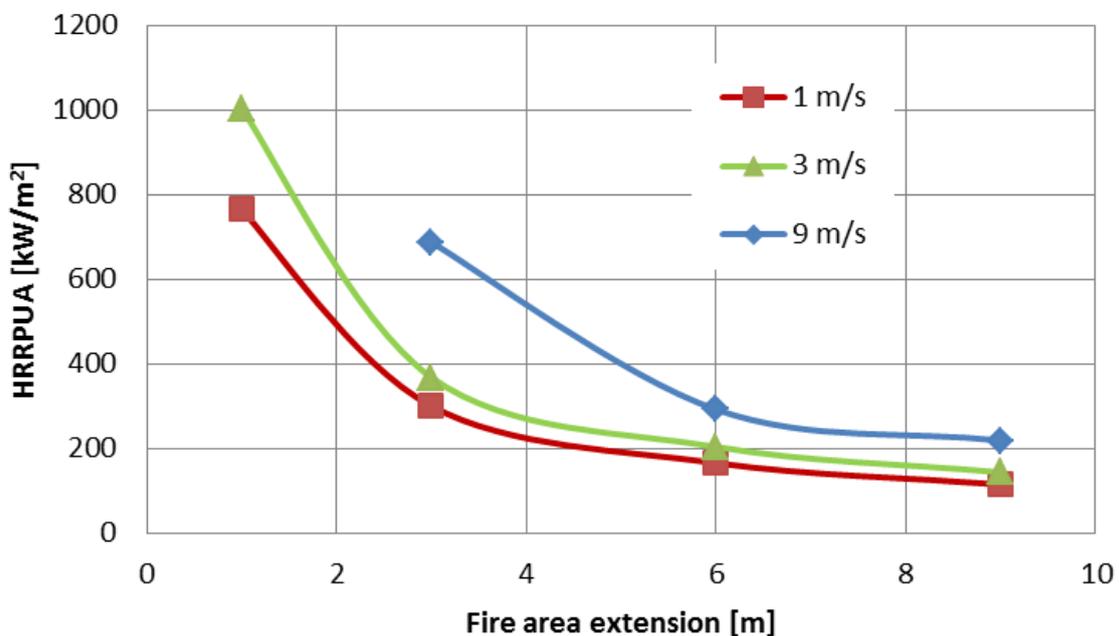


Abb. 2.14 Erreichung des 65 %-Kriteriums in Abhängigkeit der Tiefe der Brandfläche und Wärmefreisetzungsrates pro Fläche [kW/m²] bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten

Wie oben dargestellt, wird das 65 % Sauerstoffkriterium früher erreicht als das 170 °C Temperaturkriterium. Mit Bezug auf die Auslegung deutscher Notspeisegebäude ist aber erkennbar, dass die Auslösetemperatur der Brandschutzklappen von 72 °C wiederum vor dem 65 % Sauerstoffkriterium erreicht wird (vgl. Abb. 2.9). Positiv wirkt sich zudem aus, dass in dem Fall die Temperatur im vom Brand betroffenen Kanalstrang direkt an der zugehörigen Brandschutzklappe einwirkt, während der reduzierte Sauerstoffanteil durch Vermischung mit Luft vom gegenüberliegenden Strang teilweise kompensiert wird. Falls die thermisch beaufschlagte Brandschutzklappe auslegungsgemäß schließt, die

gegenüberliegende Brandschutzklappe nicht geschlossen ist und Brandwirkungen nur auf einer Gebäudeseite auftreten, ist die Luftversorgung eines Dieselaggregates weiterhin gewährleistet.

2.2.5.6 Temperatureinflüsse auf die Massenströme der Verbrennungsluft

Die Strömung der Verbrennungsluft führt zu Druckverlusten zwischen der Einsaugöffnung und dem Verdichter. Die Verluste lassen sich vereinfacht auf das Zuluftgitter mit dem Kanalsystem und die Luftfilter (s. u.) aufteilen, wobei sich im Normalbetrieb nur die Differenzdrücke der Filter durch Staubablagerungen mit der Zeit erhöhen, so dass diese auch auf der Warte überwacht werden. Der Druck wird durch die Saugwirkung des Motors sowie des Verdichters aufgebaut, wobei er während der Hochlaufphase aufgebaut wird. Es kann davon ausgegangen werden, dass der Unterdruck im Normalbetrieb bis zu ca. 20 mbar beträgt.

Unter den Bedingungen eines Brands vor den Verbrennungslufteinlässen werden die Druckverluste mehrfach beeinflusst. Zunächst führt die Temperaturerhöhung zu einer verminderten Dichte des Gemisches, was bei gleichem Volumenstrom den Massenstrom reduziert. Um diesen Effekt abzuschätzen, reicht die Anwendung des idealen Gasgesetzes, weil sich die spezifische Dichte des Brandrauchs praktisch nicht von der von Luft unterscheidet. Das ist darin begründet, dass die Hauptgaskomponente in beiden Fällen Stickstoff ist und der Luft-Sauerstoff durch den leichteren Wasserdampf und das schwerere Kohlendioxid ausgetauscht wird. Entsprechend reduziert sich die Dichte des Mediums beispielhaft von

$$\rho_{\text{Luft},20^{\circ}\text{C}} = 1,2 \text{ kg/m}^3 \text{ bei } 20^{\circ}\text{C} \text{ auf } \rho_{\text{Rauch},120^{\circ}\text{C}} = 0,895 \text{ kg/m}^3 \text{ bei } 120^{\circ}\text{C} \text{ bzw. auf } \rho_{\text{Rauch},220^{\circ}\text{C}} = 0,713 \text{ kg/m}^3 \text{ bei } 220^{\circ}\text{C}.$$

Für die Gasströmung durch den Zuluftkanal ergibt sich unter der Annahme eines konstanten Druckverlustes (z. B. motorseitig erzeugt) aus der Bernoulli-Gleichung, dass sich der Volumenstrom um ca. die Quadratwurzel des Verhältnisses der Kelvin-Temperatur des Brandrauchs geteilt durch die Kelvin-Temperatur unter Umgebungsbedingungen erhöht. Der Massenstrom wird um diesen Faktor abnehmen. Wird ein Dieselaggregat beispielsweise bei Standardbedingungen (20 °C) mit 1,30 m³/s (1,56 kg/s) Luft versorgt, ergeben sich bei gleichem Druckverlust bei 120 °C nunmehr 1,51 m³/s (116 %) Volumenstrom und 1,35 kg/s (86 %) Massenstrom bzw. bei 220 °C entsprechend 1,69 m³/s (130 %) Volumenstrom und 1,20 kg/s (77 %) Massenstrom. Die Massenströme der Abb. 2.12 sind unter dieser Annahme etwas konservativ, da ein konstanter Volumenstrom

angesetzt wurde. Unter dieser Annahme sinkt der Massenstrom linear zum Abfall der Dichte (s. o.), wie in Abb. 2.12 berücksichtigt.

Ein weiterer Einfluss der Temperaturerhöhung auf den Druckverlust ergibt sich daraus, dass die Verbrennungsluft in den meisten Notstromerzeuger-/Notspeisegebäuden von dem Höhengniveau, auf dem sie eingesaugt wird, nach unten auf das Niveau des Motors geführt wird. Deshalb ergibt sich eine zusätzliche Druckdifferenz durch den Auftrieb, den das nunmehr heiße Gas erzeugt („Kamineffekt“). Der Auftrieb ist gegen die Strömungsrichtung gerichtet und erhöht daher den Druckverlust. Der zusätzliche Druckverlust ist direkt proportional zum Dichte- und Höhenunterschied. Bei Werten von 220 °C Gastemperatur und 10 m Höhenunterschied ergibt sich eine Druckdifferenz von 0,48 mbar. Gemessen an der Gesamtdruckdifferenz liegt der Beitrag damit im einstelligen Prozentbereich.

2.2.5.7 Druckverluste in den Zuluftfiltern

Je nach Aufbau der Lüftung und Verbrennungsluftversorgung (siehe Abschnitt 2.2.2) werden Zuluftfilter vor dem Dieselaggregat und evtl. zusätzlich am Lufteinlass eingesetzt. Für das betrachtete Referenzgebäude mit den Dieselaggregaten des D2-Systems wird nur ein Filter pro Strang verwendet.

Falls konservativ davon ausgegangen wird, dass nur ein Strang zur Verfügung steht, wird darüber der Verbrennungsluftvolumenstrom von ca. 1,3 m³/s geführt. Der Rußmassenstrom in die Einsaugöffnung beträgt dann bis zu 0,5 g/s (konservative Brandparameter: 1200 kW/m², 1 m/s Wind, 6 m Tiefe der Brandfläche). Die Beladung des Luftfilters führt zu einem Anstieg der Druckdifferenz. Der exemplarische Zusammenhang zwischen Filterdurchflusswiderstand und abgeschiedener Staubmenge für einen Filter eines Dieselaggregates ist in Abb. 2.15 dargestellt. Der Volumenstrom von 90 m³/min entspricht dem eines Notspeisedieselaggregates. Der Widerstand beim unbeladenen Filter hängt auch von der Filterfläche und der konkreten Einbausituation ab. Im Beispiel ist erkennbar, dass ein Anstieg des Druckverlusts um ca. 20 mbar bei einer Filterbeladung von ca. 20 000 g auftreten würde. Bei o. g. Rußbeladung der Luft würde diese Menge erst nach 40 000 s (11 h !) abgeschieden. Die dargestellte Korrelation ist allerdings nur für einen Teststaub „SAE-grob“ (ehemalige Bezeichnung: Society of Automotive Engineers) verfügbar. Für Ruß kann davon ausgegangen werden, dass der erhöhte Luftwiderstand des Filters auf Grund der kleineren Teilchengröße und klebenden Eigenschaften des Rußes deutlich früher erreicht würde.

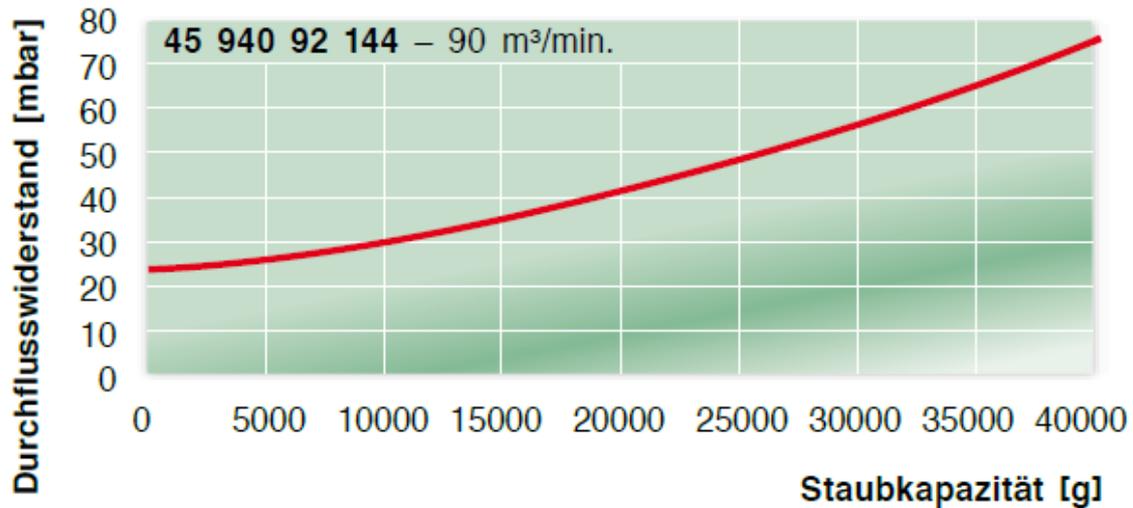


Abb. 2.15 Exemplarischer Verlauf des Filterdurchflusswiderstands in Abhängigkeit der abgeschiedenen Staubmenge /MAN 18/

Neben dem schwer abschätzbaren Anstieg des Druckverlusts des Zuluftfilters in Abhängigkeit der Rußbeladung kann bei höheren Temperaturen ebenso eine Filterleckage durch Defekte im Filtermedium bzw. der Verklebung im Rahmen auftreten, so dass der Differenzdruck wieder fällt. Betriebstemperaturen für Zuluftfilter aus Glasfaserpapier bzw. Polyesterfließ werden mit unterhalb von 100 °C angegeben. Für Abdichtungen aus Polyurethan wird eine Temperaturbeständigkeit bis ca. 80 °C angegeben.

3 Auswirkungen von Stoffausbreitungen

3.1 Grundlegendes und Vorgehensweise

Im Folgenden werden exemplarische Freisetzungs- und Ausbreitungsszenarien für luftgetragene Gefahrstoffe in der Nähe eines Kernkraftwerkstandortes betrachtet. Bzgl. der unterschiedlichen Gefahrstoffmerkmale haben Voruntersuchungen (vgl. /GRS 13/, /RSK 11/) gezeigt, dass die Merkmale „akut toxisch“ und „entzündbar“ von besonderem Interesse sind, da ein kurzfristiger Schaden eintreten kann. Akut toxische Gefahrstoffe können zur Beeinträchtigung des Kraftwerkspersonals führen. Entzündbare Gase können zur Bildung explosionsfähiger Atmosphäre außerhalb und unter besonderen Bedingungen auch innerhalb der Anlage führen und somit sicherheitstechnisch wichtige Anlagenteile beeinträchtigen.

Da Gase mit einer höheren spezifischen Dichte als Luft ein ungünstigeres Ausbreitungsverhalten zeigen, wurden diese in den Szenarien berücksichtigt. Als exemplarisches entzündbares Gas wurde der Kohlenwasserstoff Butan verwendet, das druckverflüssigt als sogenanntes Liquefied Petroleum Gas (LPG) mit Tankschiffen transportiert wird. Butan hat eine untere Explosionsgrenze (UEG) von 1,4 Vol-% in Luft.

Als exemplarisches toxisches Gas wurde Chlor verwendet. Die Grundchemikalie Chlor wird überwiegend schienengebunden und druckverflüssigt mit Eisenbahnkesselwagen transportiert /PÖT 04/. Dem schienengebundenen Transport von Chlorgas steht ein möglicher Transport auf dem Wasserweg gegenüber. Bisher werden Chlorgas-transporte auf den Wasserstraßen noch nicht durchgeführt, jedoch existieren Untersuchungen /PÖT 04/ dazu, wie groß das Risiko ausgehend von einem Transport auf Wasserstraßen sein könnte.

Im folgenden Abschnitt werden das Freisetzungsszenario sowie die Quellterme festgelegt. Danach werden die atmosphärischen Ausbreitungsbedingungen beschreiben und die Ergebnisse der Ausbreitungssimulationen dargestellt. Im letzten Schritt erfolgt eine Betrachtung der möglichen Schadwirkungen.

3.2 Szenario und Ableitung von Quelltermen

Auf Grund der Lage von Kernkraftwerken an Flüssen, die häufig schiffbar sind, werden Transportunfälle mit Schiffen, die mit Gefahrstoffen beladen sind, häufig als ein standortspezifisch abdeckendes Szenario betrachtet. Das ergibt sich aus der Menge der transportierten Stoffe und der möglichen Nähe des Freisetzungsortes zu den sicherheitstechnisch wichtigen Gebäuden eines Kraftwerkstandortes.

In diesem Vorhaben wird als Unfallszenario davon ausgegangen, dass ein Binnenschiff auf einem Fluss havariert und am Uferdeich vor einem Kraftwerkstandort mit einem Leck in einem Gefahrstofftank liegen bleibt. Bei dem Unfallablauf verursachen die mechanischen Einwirkungen ein Nachgeben der Werkstofffestigkeit eines Lagertanks, so dass das Gefahrgut freigesetzt wird und sich atmosphärisch über den Anlagenstandort ausbreitet.

Für das entflammbare Gefahrgut wird von druckverflüssigten Butan ausgegangen, wie es international als Liquefied Petroleum Gas (LPG) in großen Mengen mit Schiffen transportiert wird /PÖT 04/. Zur Quelltermbestimmung kann als Grundlage für den Transport das „Europäische Übereinkommen vom 26. Mai 2000 über die internationale Beförderung von gefährlichen Gütern auf Binnenwasserstraßen (ADN)“ (Stand: 2017) /ADN 17/ herangezogen werden. Laut /ADN 17/ hängt das höchstzulässige Tankvolumen auf Schiffen von der Länge, Breite und Höhe des Tankschiffes selbst ab, wobei ein maximales Tankvolumen eines Ladetanks von 380 m^3 , nicht überschritten werden darf. Im Falle einer Beladung eines Tankschiffes auf Binnengewässern beträgt der maximal zulässige Tankfüllungsgrad 91 %, sodass sich eine maximale Beladung eines Binnenschiffes mit etwa 345 m^3 pro Tank ergibt.

Druckverflüssigtes Butan weist eine Dichte der Flüssigphase von 601 kg/m^3 auf, so dass sich eine Butanmasse von etwa 208 t ergibt, die maximal freigesetzt werden kann. Für Chlor ergibt sich unter diesen Bedingungen eine Masse von 180 t.

Zur Bestimmung des Quellterms existieren eine Vielzahl an Berechnungsmöglichkeiten, die mehr /DEC 12/ oder weniger vereinfacht /KAI 00/ die Austrittsfläche und den daraus resultierenden Massenstrom und die Austrittsdauer bestimmbar machen. Bevor der Quellterm bestimmt werden kann, ist die Austrittshöhe am Tank selbst zu bestimmen. Da das Gefahrgut für die betrachteten Beispiele innerhalb des Tanks in druckverflüssigter Form vorliegt, befindet sich oberhalb des Flüssigkeitsspiegels die Gasphase, wobei

der Flüssigkeitsspiegel im Laufe der Freisetzung sinkt. Entsprechend unterschieden werden drei mögliche idealisierte Austrittsfälle /PÖT 04/:

- Die Leckage befindet auf einer Höhe oberhalb der Flüssigphase, also vollständig in der Gas-/Dampfphase,
- die Leckage befindet auf einer Höhe unterhalb der Gas-/Dampfphase, also vollständig in der Flüssigphase, oder
- die Leckage geht über beide Phasen, so dass eine Zweiphasenströmung austritt.

Um eine einfache Übertragbarkeit des in diesem Vorhaben betrachteten Austrittsszenarios auf andere Fragestellungen (z. B. Freisetzung aus Pipelines etc.) zu gewährleisten, soll der Quellterm möglichst exemplarisch sein. Dazu soll er als stationärer Quellterm idealisiert sein und die Anwendungsgrenzen des Modells für die Ausbreitungssimulation nicht überschreiten. Deshalb wird eine Leckage auf Höhe der Gasphase angenommen, die zu einer idealisiert konstanten Druckdifferenz vom Tankinneren nach außen führt. Somit bleibt auch ein Flashanteil unberücksichtigt, der beim Aufreißen des Behälters sofort verdampft und ggf. auch Teile der Flüssigphase mit sich zieht.

Zur Berechnung des gasförmigen Massenstroms \dot{m}_g werden grundsätzlich Angaben zur Fläche und zur Geometrie der Leckageöffnung sowie die Massenstromdichte G_g benötigt entsprechend /DEC 12/

$$\dot{m}_g = \alpha_g \cdot A \cdot G_g$$

mit

Austrittsfläche A [m²]

Ausflussziffer für Gasströmung α_g [-]

Massenstromdichte gasförmig G_g [kg/(m² s)]

Die Ausflussziffer α_g hängt von der Geometrie des Lecks ab und wird für eine scharfkantige Öffnung mit 0,62 und für eine runde Öffnung mit über 0,9 /KAI 00/ angenommen. Für die hier betrachteten Fälle wird von einer Lecköffnung mit mittlerer Effizienz und einem Wert von $\alpha_g = 0,75$ ausgegangen. Die Austrittsfläche A entspricht der Öffnungsfläche der Tankaußenhaut und ist entsprechend szenarienabhängig /DEC 12/.

Die Massenstromdichte G_g kann nach /DEC 12/ über folgende Gleichung berechnet werden:

$$G_g = \psi \cdot \sqrt{2 \cdot \frac{p_0^2}{R \cdot T}}$$

mit

Ausflussfunktion ψ (unterkritisch, überkritisch)

Überdruck im Behälter p_0 [Pa]

Spezifische Gaskonstante des austretenden Mediums R [J/(Kg K)]

Temperatur des austretenden Mediums T [K]

Die Ausflussfunktion ψ muss in Abhängigkeit eines Druckverhältnisses berechnet werden. Dabei wird zwischen einem unterkritischen und einem (über-)kritischen Verhältnis unterschieden /DEC 12/. Ein unterkritisches Verhältnis liegt vor, sobald die Bedingung

$$\frac{p_1}{p_0} > \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}$$

erfüllt ist mit

Druck in freier Umgebung p_1 [Pa]

Isentropenexponent des austretenden Mediums κ [-]

Dann ergibt sich für die Ausflussfunktion

$$\psi = \sqrt{\frac{\kappa}{\kappa - 1}} \cdot \sqrt{\left(\frac{p_1}{p_0} \right)^{\frac{2}{\kappa}} - \left(\frac{p_1}{p_0} \right)^{\frac{\kappa + 1}{\kappa}}}$$

Für ein (über-)kritisches Druckverhältnis gilt für die Ausflussfunktion ψ

$$\psi = \sqrt{\frac{\kappa}{\kappa + 1}} \cdot \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{1}{\kappa - 1}}$$

Als Lagerbedingung im Tank wird 20 °C angenommen. Der Umgebungsdruck beträgt unter Standardbedingungen 101,3 kPa. Für den Kohlenwasserstoff Butan (Iso-Butan) beträgt der Dampfdruck bei 20 °C 302 kPa, für Chlor beträgt er 673 kPa. Mit den Isentropenkoeffizienten von $\kappa \approx 1,1$ für Butan und $\kappa \approx 1,3$ für Chlor ergibt sich beide Stoffe eine kritische Ausströmung.

Für Butan würde sich unter den angenommenen Bedingungen bei einer Austrittsfläche von 0,48 m² ein Massestrom von 1000 kg/s ergeben. Je nach Aufbau des Tanks könnte die Austrittsfläche durch eine knapp 0,1 m breite Öffnung auf 5 m Tanklänge entstehen.

Für Chlor würde der gleiche Massenstrom auf Grund des höheren Dampfdrucks eine Lecköffnung von nur 0,13 m² benötigen.

Der Massenstrom von 1000 kg/s ist bewusst für beide Gefahrstoffe als Referenzwert für die Grundszenarien abgeleitet worden, um einen einheitlichen Bezugswert zu haben. In der Risikostudie /PÖT 04/ ist ebenfalls mit diesem Wert für einen fiktiven Chlortransport auf Binnenschiffen gearbeitet worden.

Da einerseits ein konservativer Quellterm verwendet werden soll und andererseits ein hoher Anfangsimpuls der ausströmenden Gase das Ausbreitungsverhalten nicht dominieren soll, wird davon ausgegangen, dass die Ausströmung zunächst auf den Boden gerichtet verläuft.

Vom Boden findet dann eine flächige Freisetzung statt, die deutlich unterhalb der Schallgeschwindigkeit verläuft und deshalb auch durch die Modellgrenzen des CFD-Simulationsmodells FDS abgedeckt ist.

Aus diesen Gründen wird der Quellterm von jeweils 1000 kg/s auf einer Fläche von 16 m² kontinuierlich freigesetzt. Die Freisetzungsdauer für die Grundszenarien beträgt entsprechend der Gesamtmasse und des Massenstroms 204 s für Butan und 180 s für Chlor.

3.3 Ausbreitungsbedingungen und -simulation

3.3.1 Randbedingungen und variierte Parameter

Die Windgeschwindigkeit am Kraftwerkstandort liegt statistisch am häufigsten in der Gruppe zwischen 3,1 - 5,0 m/s. Da konservative Ergebnisse für niedrige

Windgeschwindigkeiten auftreten, wurde hier eine Parametervariation durchgeführt und Geschwindigkeiten von 1 m/s, 3 m/s und 9 m/s verwendet. Als überwiegende Windrichtung wird West angegeben, die für alle Windgeschwindigkeiten innerhalb der Simulationen verwendet wird. Die Lage des Freisetzungsortes ist für die Windrichtung konservativ gewählt.

Alle Simulationen wurden mit der FDS Version 6.5.1 /MCG 17/ durchgeführt und mit Smokeview in der Version 6.3.2 dargestellt. FDS verwendet ein kartesisches Koordinatensystem. Die Domain weist eine Gesamtfläche von 0,2378 km² und eine Höhe von 100 m auf. Die Wahl der Gitternetzabstände ist ein Kompromiss zwischen erzielbarer Genauigkeit der Ergebnisse und benötigter Computerressourcen (CPU-Kapazität sowie RAM- und Plattenspeicher für die Ergebnisse). Als Gitternetzabstand wurde deshalb auf Grund der großen Rechendomäne für die Simulationen grundsätzlich 2 m gewählt. Die Simulationen mussten auf Grund des hohen Speicher- und CPU-Bedarfs auf dem GRS-eigenen Rechencluster "MANNI" gerechnet werden. Um den Rechencluster verwenden zu können, wurde das Gesamtgebiet in vier etwa gleichgroße Teilnetze unterteilt. Um den Einfluss einer feineren Gitterweite abzuschätzen, wurden zusätzlich jeweils die Grundszenarien mit einer Windgeschwindigkeit von 1 m/s und einem Gitterabstand von 1 m als simuliert. Weitere Parameterstudien waren auf Grund der Kapazitätsgrenzen nicht möglich.

Eine Ansicht (siehe Abb. 3.1) des Berechnungsfelds zeigt die innerhalb der Simulation verwendete Geometrie, in der die Gebäude und Anlagenteile eines Druckwasserreaktors realitätsnah berücksichtigt sind. Auf der linken Seite ist entsprechend der Freisetzungsszenarien das verunglückte Binnenschiff (gelb) dargestellt. Der Fluss und ein Wassergraben, der das Kraftwerksgelände umgibt (blau), wurden ebenso wie unterschiedliche Bodenstrukturen (Straße, Beton usw.) (grün) berücksichtigt. Neben den Gebäudestrukturen und Hindernissen, die umströmt werden, wurden auch die Einlässe der Lüftungsanlagen bzw. Zuluftöffnungen der sicherheitstechnisch wichtigen Gebäude realitätsnah berücksichtigt. Hierzu zählen auch die Standorte von Lüftungseinlässen unterschiedlicher Gebäude (grün). Für das Schaltanlagegebäude wurde ein Zuluftvolumenstrom von 20,32 m³/s verwendet. Für das Notspeisegebäude wurden vier Einlässe (je zwei pro Gebäudeseite) mit einem Volumenstrom von 3,5 m³/s pro Längsseite verwendet. Für das Reaktorhilfsanlagegebäude wurden zwei Einlässe abgebildet, die je einen Volumenstrom von 31,65 m³/s aufweisen. Die dicht nebeneinander liegenden Einlässe der Notstromdiesel- und Kaltwasserzentrale wurden zu einer Öffnung zusammengefasst,

woraus sich ein gesamtter Volumenstrom von etwa 286,6 m³/s ergibt. Diese Zuluftöffnung wird in Abb. 3.2 im Detail dargestellt.



Abb. 3.1 Ansicht des Berechnungsfelds mit Freisetzungsort und Gebäuden

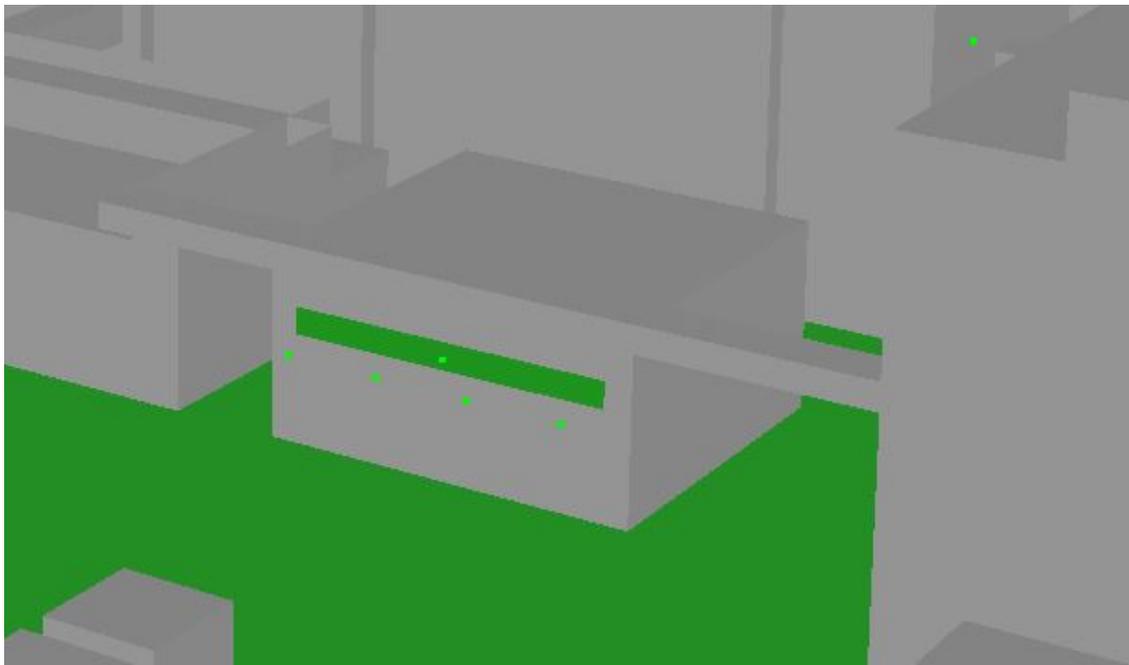


Abb. 3.2 Detaildarstellung der Zuluftöffnung des Notromdieselgebäudes mit Kaltwasserzentrale

3.3.2 Windfeld

Die FDS-Version 6.5.1 bietet zur Abbildung von Windgeschwindigkeiten zwecks Ausbreitungssimulationen die Funktion „Mean Forcings“ /MCG 17/ an, mit der das Windfeld in der ganzen Domain entsprechend eines vom Nutzer gewünschten Richtungsvektors beeinflusst wird. Die bis dahin einzige vorhandene Möglichkeit, das Windfeld an den

Domaingrenzen zu definieren, wurde dagegen nicht verwendet und wird gemäß aktueller Programmdokumentation auch nicht präferiert.

Als Windgeschwindigkeiten wurden neben dem Wert von 3 m/s auch 1 m/s und 9 m/s in Parameterstudien berücksichtigt. Der Wind wurde dabei immer aus westlicher Richtung kommend eingestellt. Die Abb. 3.3 zeigt die genordnete Draufsicht der Rechendomäne. Das Notspeisegebäude liegt in direkter Windrichtung des Freisetzungsortes.

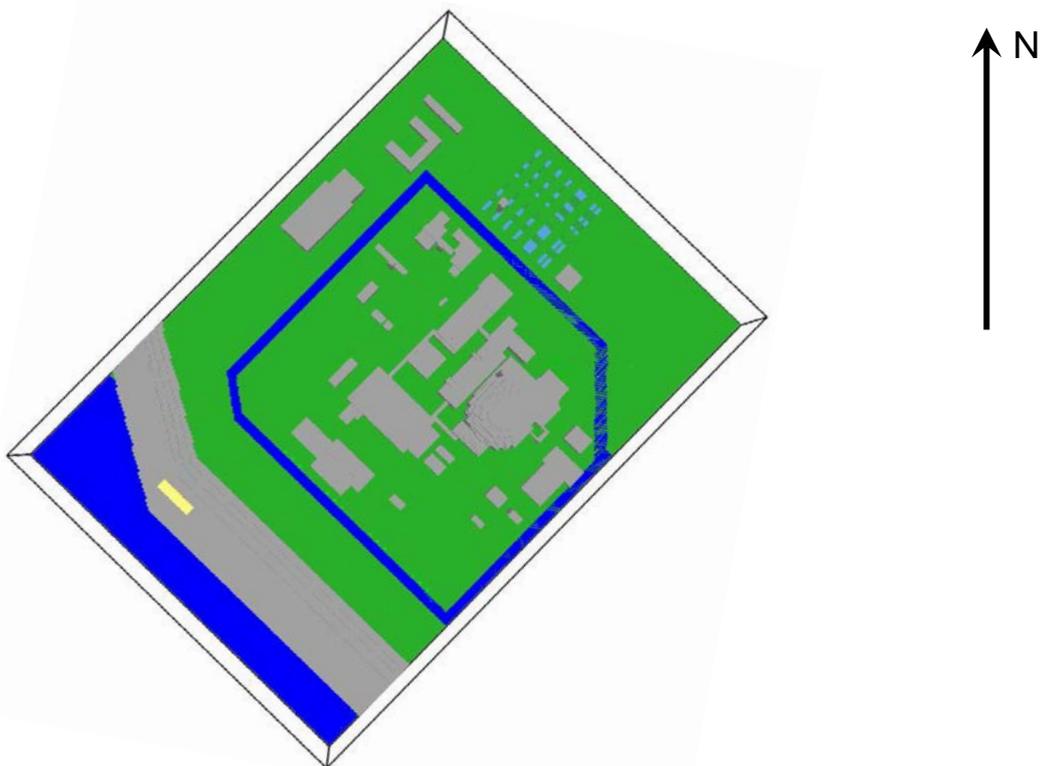


Abb. 3.3 Draufsicht auf das Berechnungsfeld

3.3.3 Simulationstechnische Quellterme

Trotz der Funktion des „Mean Forcings“ war es erforderlich, dass sich das Windfeld zu Beginn der Simulation über die gesamte Rechendomäne aufbaut. Dazu wurden 750 s simuliert, ohne dass Gas freigesetzt wurde. Danach wurde innerhalb der Simulationen die jeweilige Freisetzung durchgeführt. Nach vollständiger Freisetzung wurde so lange gewartet, bis die die Gefahrstoffkonzentration an den sicherheitstechnisch wichtigen Gebäuden wieder unterhalb der relevanten Konzentrationen war. In der Tab. 3.1 sind alle

Parametervariationen bezogen auf die Austrittsmenge dargestellt. Ausgehend vom Grundszenario wurden die Quellterme um den Faktor 2 reduziert bzw. erhöht. Dabei wurde jeweils die Gesamtaustrittsmenge und die Quellstärke um den gleichen Faktor verändert, so dass die Austrittsdauer unverändert blieb.

Tab. 3.1 Variierte Austrittsmengen und Quellstärken der Gefahrstoffe (Grundszenarien fett hinterlegt)

Gefahrstoff	Austrittsmenge [t]	Quellstärke [kg/s]
Butan	104	500
	208	1000
	416	2000
Chlor	90	500
	180	1000
	360	2000

Für den Chlorgasaustritt wird entsprechend der ermittelten Quellterme (vgl. Abschnitt 3.2) die Austrittsmenge von 180 t Chlorgas als Parametervariation einmal verdoppelt und einmal halbiert. Bei Butan wird entsprechend des ermittelten Quellterms (208 t) eine Parametervariation mit 104 t und 416 t durchgeführt.

Ziel der Parametervariation bezogen auf die Austrittsmenge ist es einzuschätzen, inwiefern sich die Stoffkonzentrationen an Zuluftöffnungen entwickeln, wenn die Austrittsmenge um den Faktor 2 variiert wird.

3.4 Simulationsergebnisse

3.4.1 Darstellungsweise und Berechnungsschritte

Im Folgenden wird die Ausbreitung der Schadstoffwolken für ausgewählte Szenarien mittels Bildschirmfotos zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Dabei wird die Wolke als Isokontur dargestellt, an deren Rändern eine Butankonzentration von 1,4 Vol-%, entsprechend der unteren Explosionsgrenze (UEG) als Referenzwert, erreicht wird. Für Chlorgas wird ein Referenzwert von 0,5 Vol-% verwendet, da toxische Schädwirkungen bei geringeren Konzentrationen, allerdings auch in Abhängigkeit der Expositionsdauer auftreten. Innerhalb der Isokonturen treten höhere Schadstoffkonzentration auf.

Die vor den Ansaugöffnungen der Lüftungsanlagen auftretenden Schadstoffe werden über die Volumenströme der Lüftungsanlage in die Anlagenräume befördert. Der grundsätzliche Aufbau und die in dem Zusammenhang verwendeten Begrifflichkeiten von lüftungstechnischen Anlagen in Kernkraftwerken entsprechend der KTA 3601 /KTA 17/ werden in Abb. 3.4 verdeutlicht.

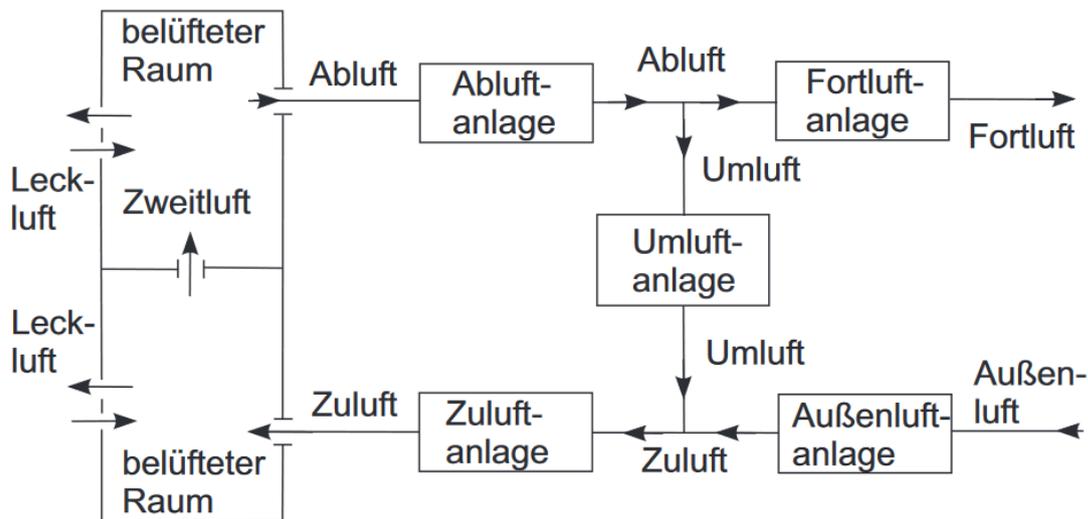


Abb. 3.4 Benennung von Luftströmen und Anlagen entsprechend KTA 3601 (2017) /KTA 17/

Schadstoffe werden über die Außenluft angesaugt und mit einem Umluftanteil vermischt. Danach gelangen sie als Zuluft in einen Anlagenraum innerhalb der Anlage. Für die Berechnungen wird vom typischen Zustand ausgegangen, dass die Anlagenräume über Zu- und Abluft verfügen, also nicht zwei Anlagenräume verbunden sind, die untereinander über Zweitluft (Überströmöffnungen) verbunden sind. Ebenfalls wird davon ausgegangen, dass Leckluftströmungen im Vergleich zu den Zu- und Abluftströmungen klein sind. Entsprechend sind die Volumenströme der Zu- und Abluft gleich groß. Ein großer Teil der Abluft wird als Umluft wieder Teil der Zuluft. Insofern finden Austauschvorgänge in den Anlagenräumen langsamer statt, als sich auf Grund der raumbezogenen Luftwechselzahlen errechnen lässt.

Für die numerische Berechnung im Einschrittverfahren wird davon ausgegangen, dass die Konzentration der Zuluft (C_{zu}) sich aus der Konzentration der Außenluft (C_a) unter Berücksichtigung des Umluftanteils (70 bis 90 %) bestimmt. Die Zuluft wird mit einem gegebenen Volumenstrom in den Anlagenraum gefördert, so dass sich ein Luftwechsel von 5 bis 15 pro Stunde einstellt. Eine Besonderheit stellen die Dieselaggregateräume

des Notstromdieselgebäudes dar, da dort keine Umluft vorhanden ist und der Luftwechsel deutlich höher werden kann (vgl. Abschnitt 2.2.2). Als weitere Besonderheit liegt innerhalb des Containments der Außenluftanteil bei deutlich unterhalb von 0,1 Luftwechsel pro Stunde, so dass sich die Schadgase praktisch nicht im Containment anreichern können.

Die aktuelle Schadgaskonzentration im Anlagenraum (C_{raum}) ergibt sich aus der Konzentration im Raum ein Zeitschritt zuvor zuzüglich der Differenz aus der abgeführten und der zugeführten Schadgasmenge bezogen auf das gegebene Raumvolumen. Es wird davon ausgegangen, dass die Vermischung zwischen Zuluft und der Raumluft schnell - d. h. innerhalb eines Zeitschritts - erfolgt, so dass eine homogene Raumkonzentration vorhanden ist. Die Abluft aus dem Anlagenraum hat entsprechend Raumkonzentration ($C_{ab} = C_{raum}$). Sie wird unter Berücksichtigung des gegebenen Umluftanteils wieder in den Anlagenraum zurückgeführt. Dabei wird als mittlere Dauer für die Durchströmung der Anlage pauschal 1 min berücksichtigt. Eine Ausnahme von den Annahmen zu Umluftanteil und Luftwechsel stellen die Aufstellräume der Dieselaggregate dar. Deren Lüftungskonzepte wurden in Abschnitt 2.2.2 beschrieben.

3.4.2 Einfluss der Gitterweite

Bei den hier untersuchten Fragestellungen stoßen die rechentechnischen Möglichkeiten an Grenzen, so dass die Wahl der Gitternetzabstände einen Kompromiss zwischen erzielbarer Genauigkeit der Ergebnisse und den benötigten Computerressourcen darstellt. Für die Simulationen, die mit einer Gitterweite von 2 m und zusätzlich 1 m durchgeführt werden konnten, weisen die Ergebnisse bezogen auf die berechneten Schadgaskonzentrationen teilweise deutliche Unterschiede auf. Die Unterschiede hängen vom Messort (Lage und Höhe) und den gewählten Parametern insbesondere für die Windgeschwindigkeit ab. So werden für 3 m/s Windgeschwindigkeit deutlich bessere Übereinstimmungen als für 1 m/s erzielt.

Grundsätzlich ist die Gitterweitenabhängigkeit der Ergebnisse für einen relativ frei anströmbaren Messort, wie den Einlässen zum Notspeisegebäude, mit ca. 20 % gering, wobei hier tendenziell aber nicht ausschließlich für die kleinere Gitterweite höhere Konzentrationswerte berechnet wurden. Bei 3 m/s Windgeschwindigkeit werden für die kleinere Gitterweite jeweils etwas höhere Konzentrationen bestimmt. Dieses Phänomen entspricht der Erfahrung, dass beim Simulationsmodell FDS durch größere Gitterweiten die Verdünnung durch Diffusion etwas überhöht wird.

Obwohl im direkten Umfeld keine Strömungshindernisse vorhanden sind, werden die Konzentrationen an den Einlässen des Notstromdieselgebäudes offensichtlich von vorgelagerten Gebäuden stärker beeinflusst. Die Konzentrationen variieren deshalb um teilweise mehr als 50 %, wobei auch hier tendenziell aber nicht ausschließlich für die kleinere Gitterweite höhere Konzentrationswerte berechnet wurden. Auch hier werden bei 3 m/s Windgeschwindigkeit die Übereinstimmungen besser, wobei die kleinere Gitterweite immer zu höheren Konzentrationswerten führt.

Da die beiden betrachteten Gase Schwergase sind, ist die Konzentrationen am Bodengrundsätzlich höher als in darüberliegenden Messorten. Die Einlässe des Schalt- und Hilfsanlagengebäudes sind deshalb durch ihre Höhenlage etwas geschützt. Die Diffusion der Gase über die Vertikale wird allerdings durch ein grobes Rechengitter begünstigt, so dass grundsätzlich für die höhergelegenen Messorte beim groben Gitternetz höhere Konzentrationen zu erwarten sind. Dieser Effekt ist allerdings nur bei der relativ frei liegenden Öffnung des Hilfsanlagengebäudes erkennbar und dort auch nur bei der geringen Windgeschwindigkeit von 1 m/s. Unter diesen Randbedingungen sind die Konzentrationswerte des groben Gitternetzes bis zu 8-fach höher. Bei einer Windgeschwindigkeit von 3 m/s sind wiederum die Konzentrationswerte des feinen Gitters ca. 30 % höher, was sich gut mit den anderen Messstellen und allgemeinen Erfahrungen mit dem Simulationsmodell deckt.

Die Außenluftansaugung des Schaltanlagengebäudes ist zwar ebenfalls höher gelegen, sie befindet sich aber in Strömungsrichtung relativ versteckt in einem Spalt gegenüber dem Reaktorgebäude. Die Einmischung der Schadgase in diese wenig durchströmten Bereiche wird durch eine feine Diskretisierung offensichtlich realistischer, so dass höhere Konzentrationen bei kleinen Gitterweiten auftreten. Der Einfluss der Höhenlage wird durch den Einfluss der Lage im Strömungsschatten überkompensiert. Die Konzentrationswerte am Schaltanlagengebäude sind bei 1 m/s Windgeschwindigkeit bei kleiner Gitterweite 1,5- bzw. 4-mal höher als bei grober Weite. Bei 3 m/s Windgeschwindigkeit beträgt der Faktor 1,3 bzw. 2,7.

Auf Grund des relativ großen und uneinheitlichen Einflusses der Gitterweite auf die Ergebnisse bei 1 m/s Windgeschwindigkeit werden diese Simulationen nicht mit in die Auswertung einbezogen. Für die Referenzanlage tritt eine Windgeschwindigkeit von 3,1 m/s bis 5,0 m/s statistisch am häufigsten auf (vgl. Abschnitt 3.3.1), so dass die Simulationsergebnisse für 3 m/s ausreichend konservativ sind.

Bei 3 m/s Windgeschwindigkeit liegen die Gaskonzentrationen bei 1 m Gitterweite einheitlich höher als bei 2 m Gitterweite. Ein von einigen FDS-Anwendern eingeführter Gitterfaktor, mit dem die Ergebnisse des gröberen Gitters multipliziert werden, beträgt ca. 1,4. Der Faktor ist allerdings je nach betrachtetem Gas und Messort unterschiedlich.

3.4.3 Grundszenario mit 208 t Butan und 3 m/s Windgeschwindigkeit

3.4.3.1 Ausbreitung der Butangaswolke

Die Ausbreitung der Butangaswolke für das Grundszenario mit 208 t Freisetzungsmenge und 3 m/s Windgeschwindigkeit wird in den folgenden Abb. 3.5 bis Abb. 3.8 veranschaulicht. Zehn Sekunden nach Beginn der Freisetzung mit 1000 kg/s wird auf dem Kraftwerksgelände noch keine explosionsfähige Atmosphäre erreicht (siehe Abb. 3.5). 120 s nach Beginn der Freisetzung haben sich maximale Konzentrationen der Butangaswolke um die Gebäude des Kraftwerksgeländes eingestellt (siehe Abb. 3.6). Für die gewählte Ausbreitungssituation ist erkennbar, dass das Maschinenhaus ein Strömungshindernis darstellt, um das herum sich die Wolke ausbreitet. Die Darstellung 210 s nach Beginn der Freisetzung stellt zugleich den Zeitpunkt 2 s nach Erliegen der Freisetzung dar (siehe Abb. 3.7). In diesem Zeitraum werden für den Bereich zwischen Schaltanlagengebäude und Notstromdieselgebäude die höchsten Konzentrationen – am Beispiel der UEG als Referenzkonzentration – erreicht. 400 s nach Beginn der Freisetzung – zugleich 192 s nach Beendigung der Freisetzung, hat sich die Gaswolke schon soweit aufgelöst, dass der Bereich mit explosionsfähiger Atmosphäre deutlich kleiner geworden ist (siehe Abb. 3.8).

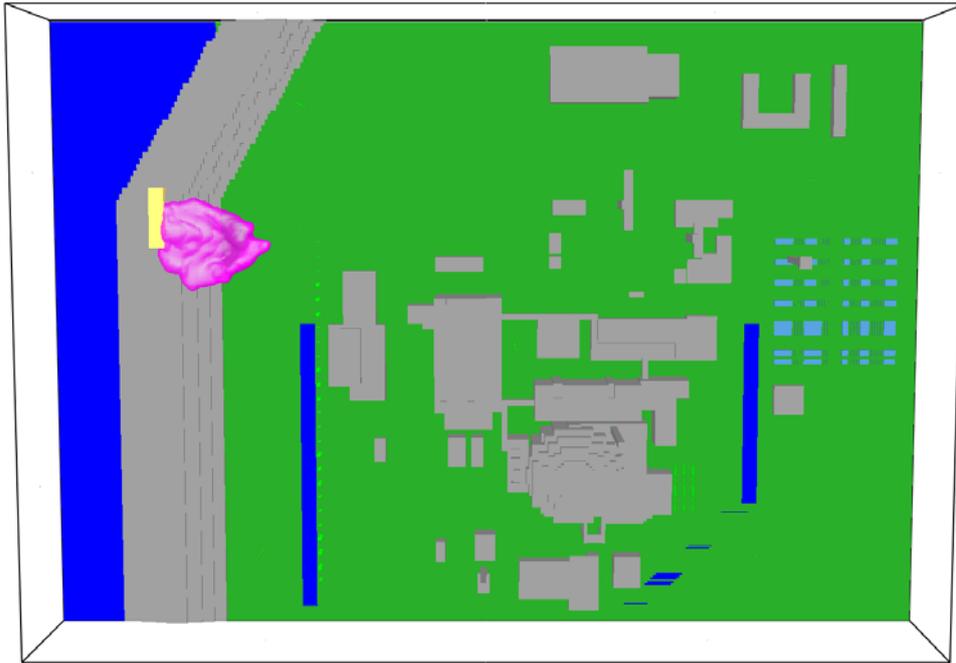


Abb. 3.5 Bildschirmfoto des Grundzenarios 10 s nach Freisetzungsbeginn (760 s)

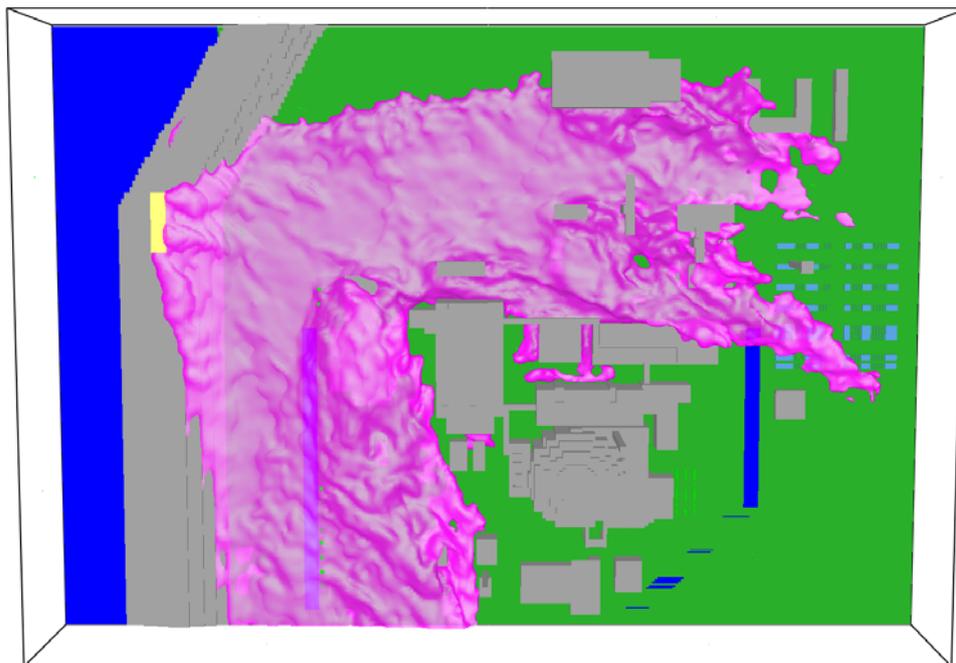


Abb. 3.6 Bildschirmfoto des Grundzenarios 120 s nach Freisetzungsbeginn (870 s)

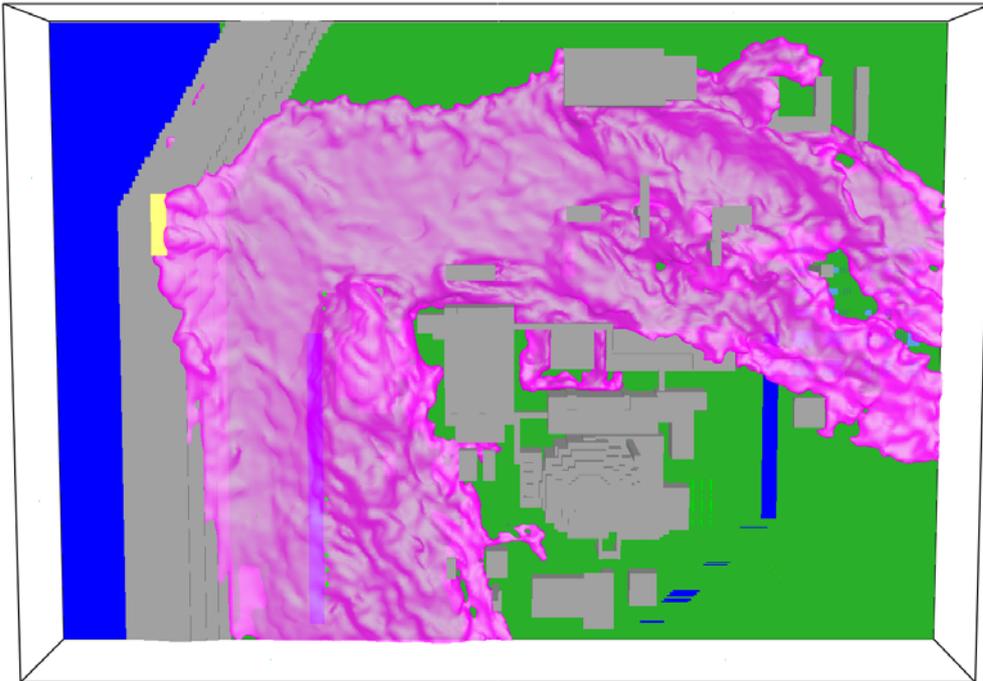


Abb. 3.7 Bildschirmfoto des Grundszenarios 210 s nach Freisetzungsbeginn (960 s)

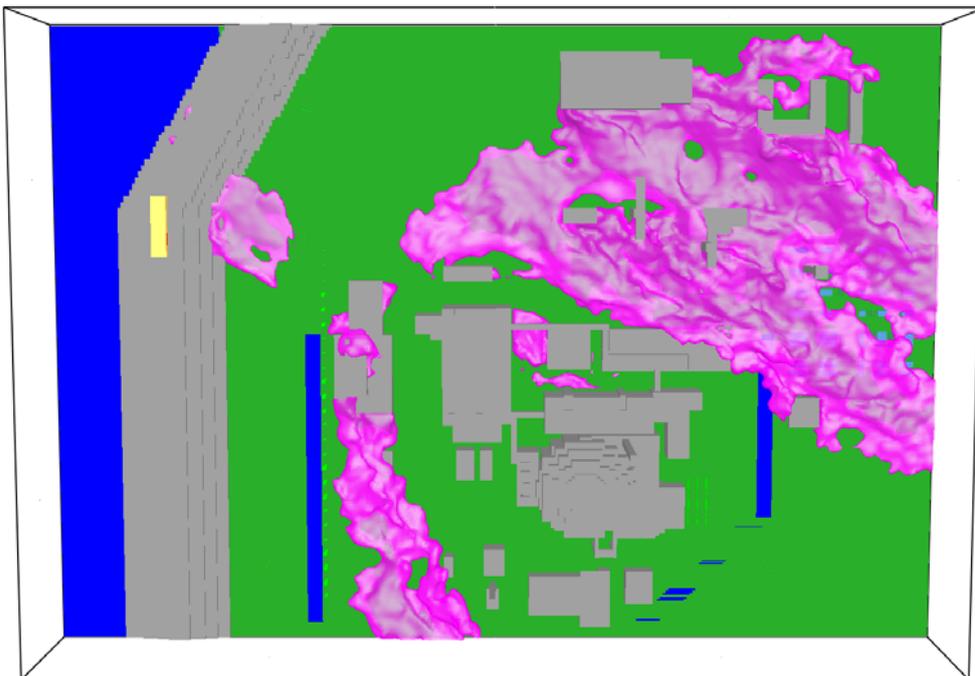


Abb. 3.8 Bildschirmfoto des Grundszenarios 400 s nach Freisetzungsbeginn (1050 s)

3.4.3.2 Konzentration von Butan in den Anlagenräumen

Die Butankonzentration an den vier Luftenlässen des Notstromdieselgebäudes ist in Abb. 3.9 dargestellt. Eine explosionsfähige Konzentration von 1,8 Vol-% wird an den Messstellen 1, 2 und 3 kurzzeitig überschritten. Es tritt aber nur eine sehr peakweise Belastung mit einem Maximalwert von 3,5 Vol-% an Messstelle 2 auf.

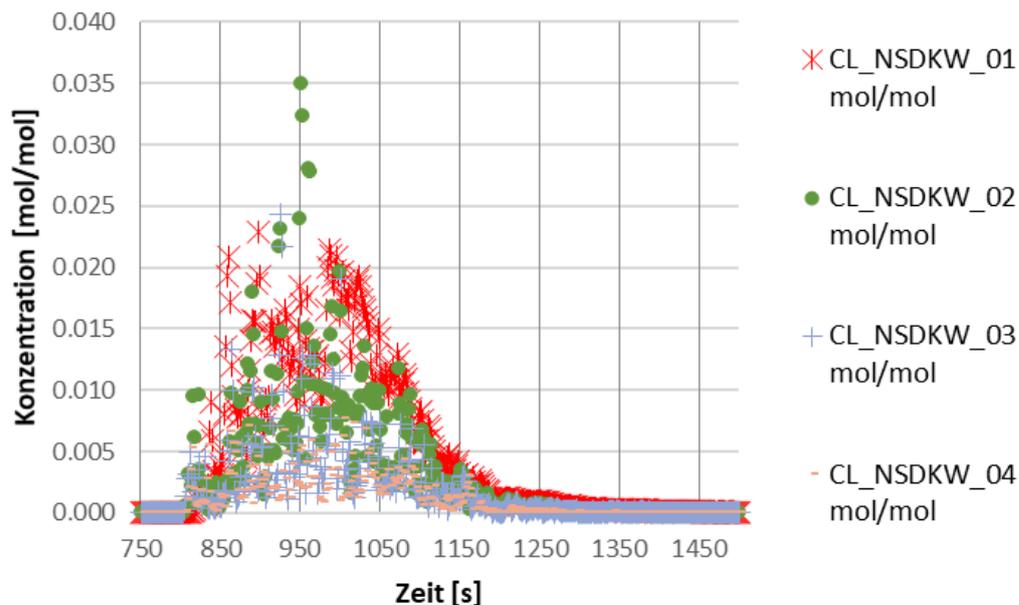


Abb. 3.9 Butankonzentration an den vier Einlässen des Notstromdieselgebäudes

Wenn die Werte einer der Messstellen 1 - 4 als Außenluftkonzentration angesetzt werden, gelten diese Werte für den Aufstellraum des Dieselaggregates als Zuluftkonzentrationen, da hier kein Umluftanteil auftritt (vgl. Abschnitt 2.2.2). Die Luftwechselrate des Dieselaufstellraums kann durch sukzessive Zuschaltung von bis zu drei Ventilatoren besonders gesteigert werden, um die Kühlung bei Motorenlauf sicherzustellen, so dass eine Luftwechselrate von 100 /h möglich ist. Bei dieser Luftwechselrate ergibt sich für die Messstelle 1 für den zugehörigen Anlagenraum 1 eine Maximalkonzentration von 1,68 Vol-%, also etwas oberhalb der unteren Explosionsgrenze von 1,4 Vol-% (vgl. Abb. 3.10). Für die Messstelle 2, die zwar den höheren Maximalwert aber ein geringeres Plateau aufweist, wird als Maximalkonzentration im Anlagenraum 2 genau 1,40 Vol-% berechnet (vgl. Abb. 3.11). Da wie oben dargestellt die Gaskonzentrationen in den Simulationen tendenziell unterschätzt werden ist davon auszugehen, dass bei dem konservativen Freisetzungsszenario explosionsfähige Atmosphären in den Aufstellungsräumen der Aggregate des Dieselgebäudes erreicht werden.

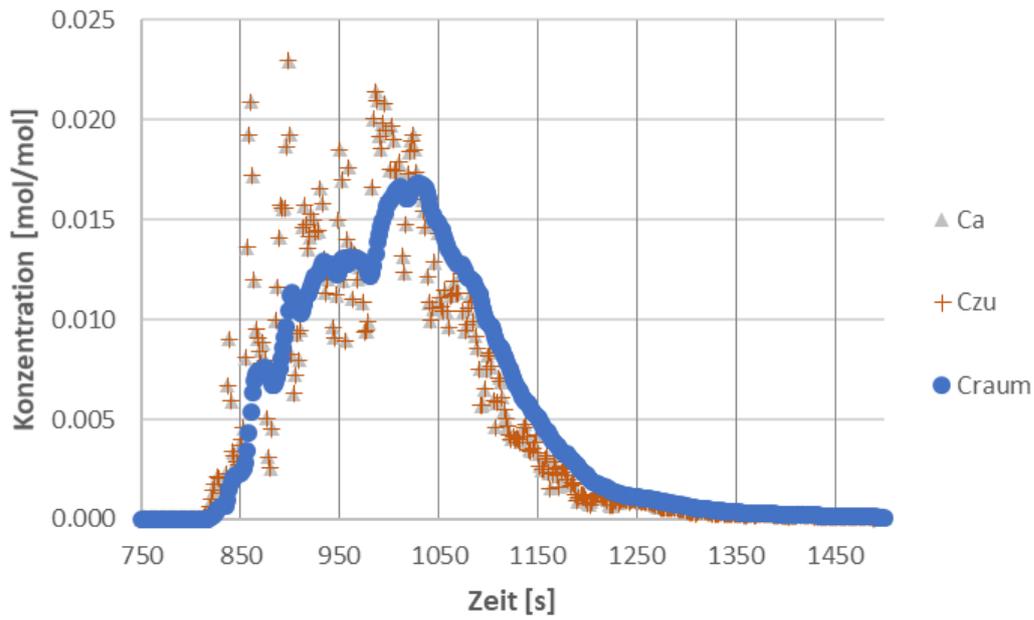


Abb. 3.10 Butankonzentration am Einlass Nr. 1 und innerhalb des Dieselaufstellraums Nr. 1

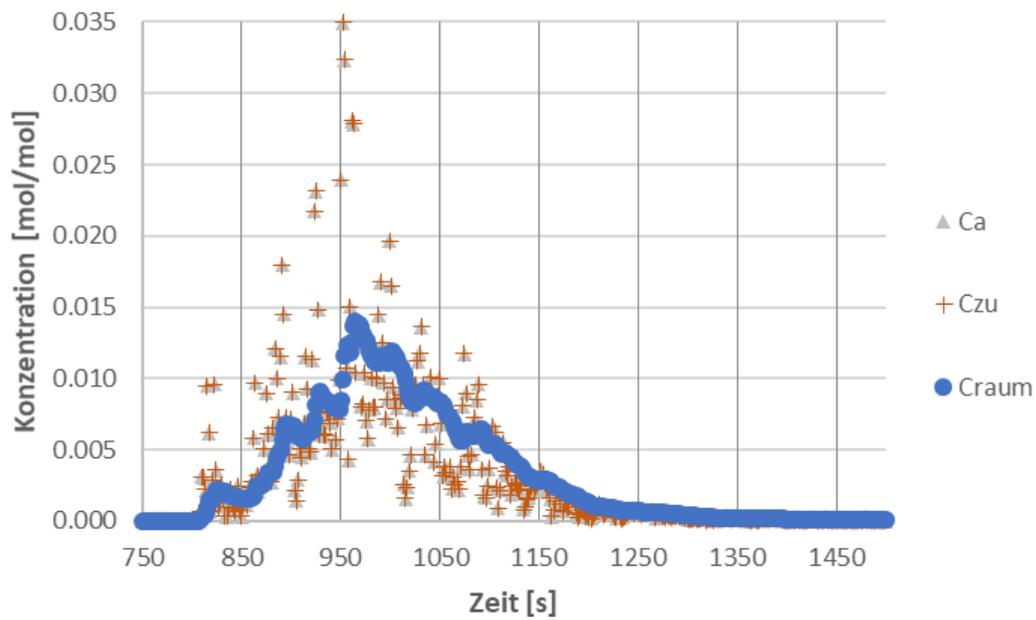


Abb. 3.11 Butankonzentration am Einlass Nr. 2 und innerhalb des Dieselaufstellraums Nr. 2

3.4.4 Szenario mit 416 t Butan und 3 m/s Windgeschwindigkeit

3.4.4.1 Ausbreitung der Butangaswolke

Die Ausbreitung der Butangaswolke für das Szenario mit 416 t Freisetzungsmenge und 3 m/s Windgeschwindigkeit wird in den folgenden Abbildungen veranschaulicht. Zum Zeitpunkt 120 s nach Beginn der Freisetzung mit 2000 kg/s ist der Bereich, innerhalb dessen eine explosionsfähige Atmosphäre erreicht wird, im Vergleich zum Grundszenario geringfügig ausgeweitet (siehe Abb. 3.12). Ähnliches gilt für die Darstellung 210 s nach Beginn bzw. 2 s nach Erliegen der Freisetzung (siehe Abb. 3.13). Zum Zeitpunkt 400 s nach Beginn bzw. 192 s nach Beendigung der Freisetzung hat sich der explosionsfähige Bereich der Gaswolke zwar zurückgebildet, insbesondere in den wenig durchströmten Bereichen zwischen den Gebäuden und in Windrichtung hinter dem Reaktor- gebäude befinden sich aber noch im Vergleich zum Grundszenario größere explosionsfähige Bereiche (siehe Abb. 3.14). Neben den Draufsichten ist die Wolke zum Zeitpunkt 400 s nach Beginn der Freisetzung in Abb. 3.15 ebenfalls in der Nord-Ost-Ansicht dargestellt. Darauf wird erkennbar, dass die höchsten Butankonzentrationen am Boden erreicht werden. Die Ansaugöffnungen von Schalt- und Hilfsanlagegebäude sind so hoch gelegen, dass bereits deutlich geringere Schadstoffkonzentrationen auftreten.

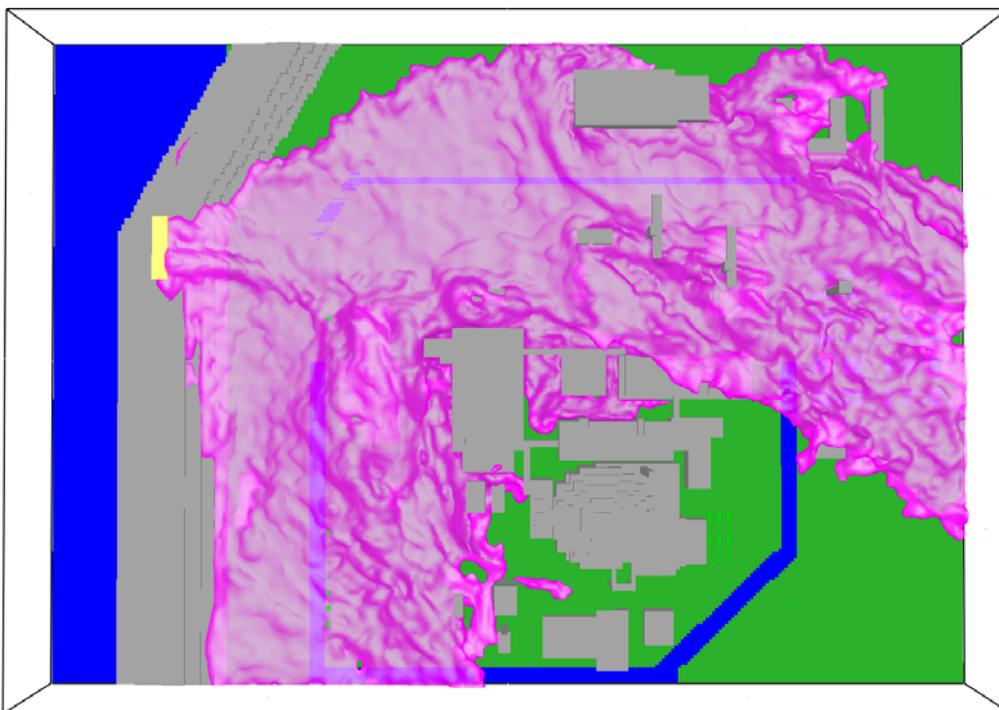


Abb. 3.12 Bildschirmfoto des Szenarios mit verdoppeltem Quellterm 120 s nach Freisetzungsbeginn (870 s)

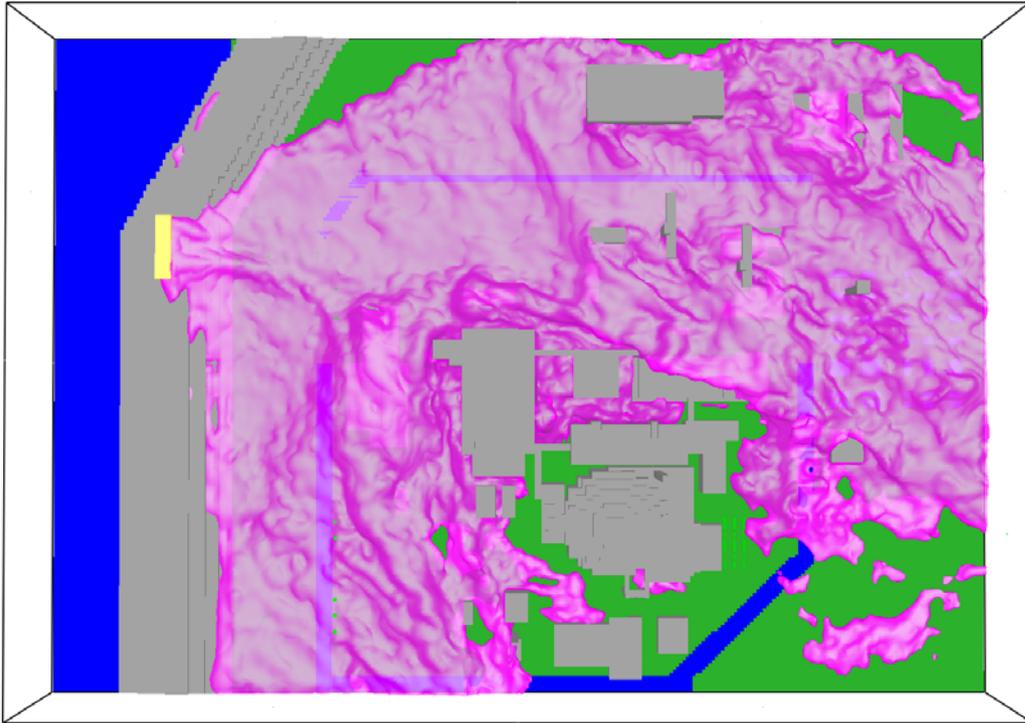


Abb. 3.13 Bildschirmfoto des Szenarios mit verdoppeltem Quellterm 210 s nach Freisetzungsbeginn (960 s)

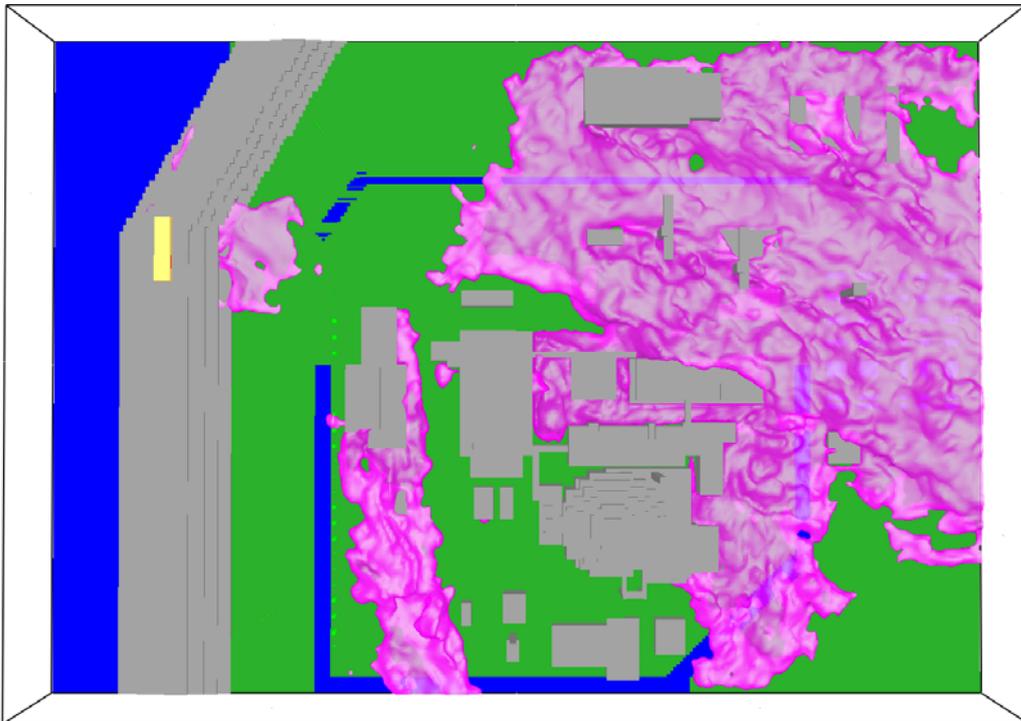


Abb. 3.14 Bildschirmfoto des Szenarios mit verdoppeltem Quellterm 400 s nach Freisetzungsbeginn (1050 s)

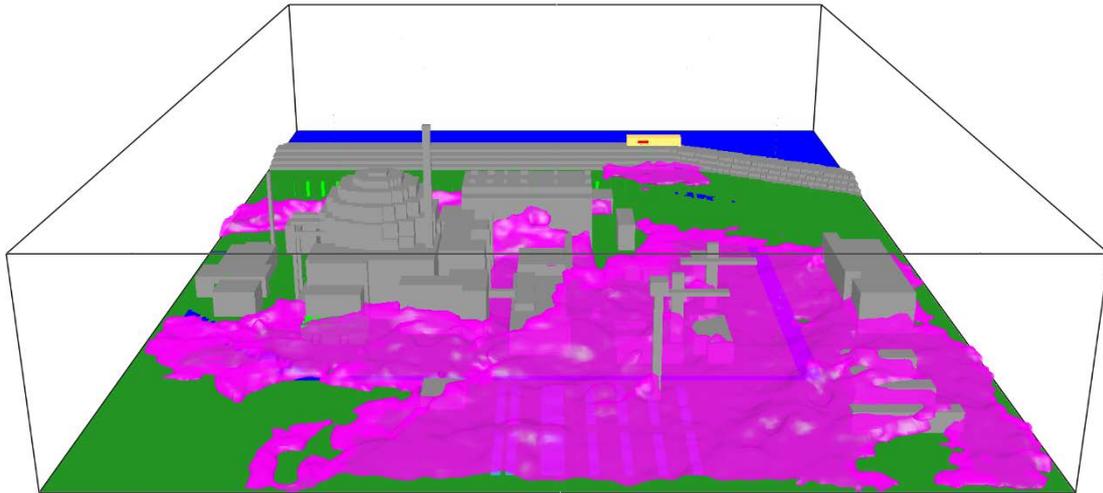


Abb. 3.15 Bildschirmfoto (Ansicht von Nord-Ost) des Szenarios mit verdoppeltem Quellterm 400 s nach Freisetzungsbeginn (1050 s)

3.4.4.2 Konzentration von Butan in den Anlagenräumen

Die Butankonzentration an den vier Lufteinlässen des Notstromdieselgebäudes ist in Abb. 3.16 dargestellt. Eine explosionsfähige Konzentration von 1,8 Vol-% wird an allen vier Messstellen zeitweilig überschritten. Die Messstellen 1 und 2 zeigen wieder insgesamt die höchsten Konzentrationen.

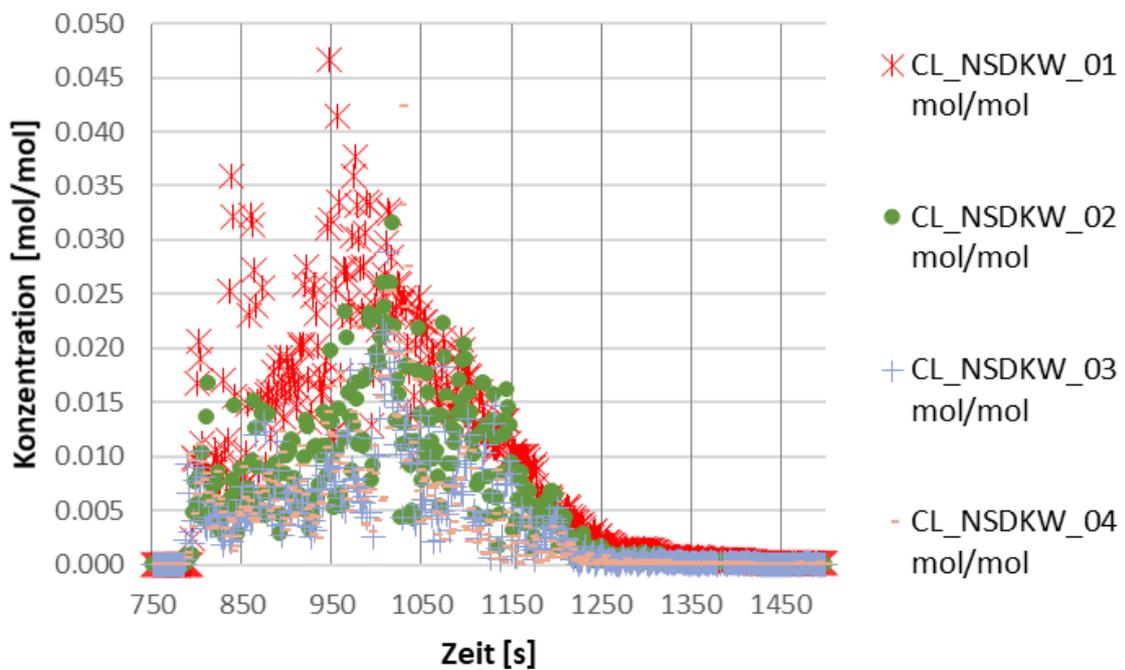


Abb. 3.16 Butankonzentration an den vier Einlässen des Notstromdieselgebäudes

Die Verdopplung des Quellterms wirkt sich eher auf die Verbreiterung der Plateaus als auf die Maximalkonzentrationen aus. Das zeigt sich ebenfalls an den Konzentrationen innerhalb der Anlagenräume.

Analog dem Grundszenario werden die Konzentrationen in den Dieselaggregaträumen 1 und 2 ermittelt. Für den Dieselaggregatraum 1 wird eine Maximalkonzentration von 2,74 Vol-% erreicht (siehe Abb. 3.17). Explosionsfähige Atmosphäre wird über einen Zeitraum von 271 Sekunden (864. bis 1135. Sekunde) erreicht. Zum Vergleich wird diese beim Grundszenario nur über 68 Sekunden (988. bis 1056. Sekunde) erreicht.

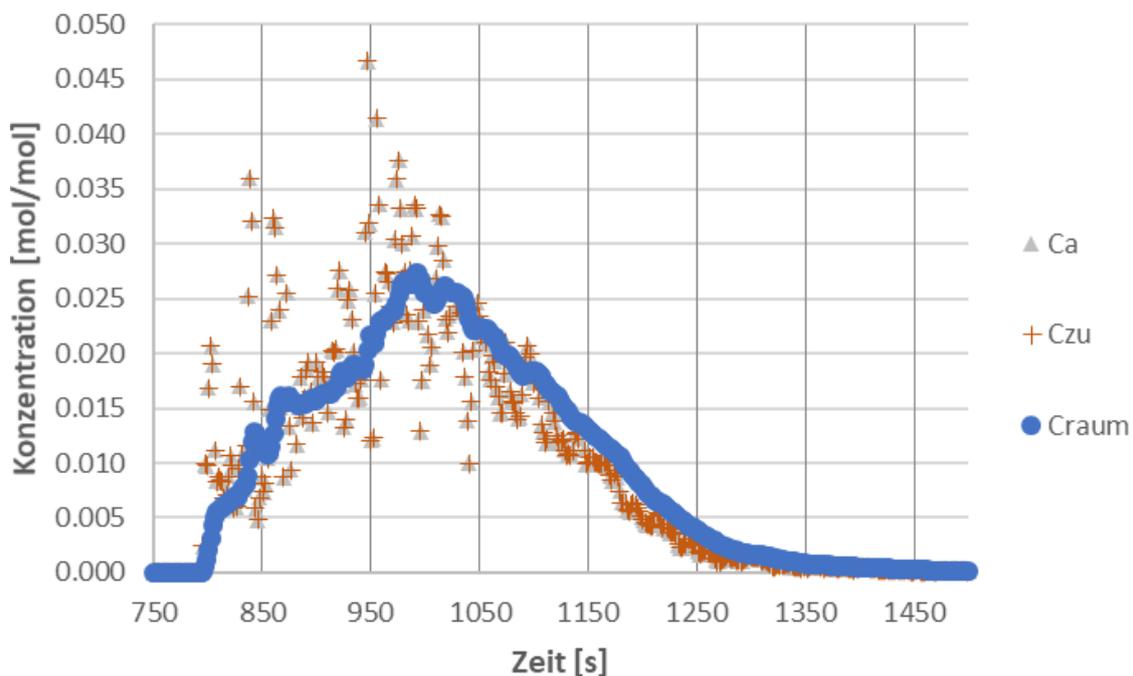


Abb. 3.17 Butankonzentration am Einlass Nr. 1 und innerhalb des Dieselaufstellungsraums Nr. 1

Im Dieselaggregatraum 2 wird eine Maximalkonzentration von 1,95 Vol-% erreicht (siehe Abb. 3.18). Explosionsfähige Atmosphäre wird über einen Zeitraum von 69 s (993. bis 1062. Sekunde) erreicht. Zum Vergleich wird diese beim Grundszenario nur zur Sekunde 964 erreicht. Da die Gaskonzentrationen in den Simulationen tendenziell unterschätzt werden ist davon auszugehen, dass bei dem sehr konservativen Freisetzungsszenario explosionsfähige Atmosphären in allen Aufstellungsräumen der Aggregate des Dieselgebäudes für eine gewisse Zeit erreicht werden.

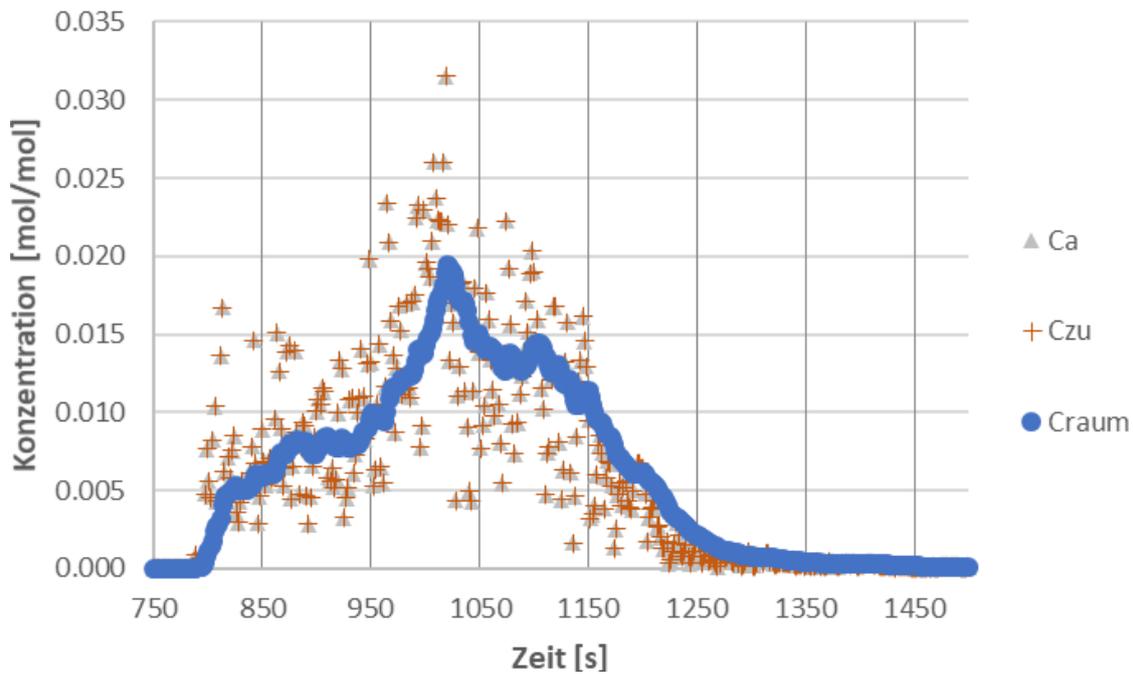


Abb. 3.18 Butankonzentration am Einlass Nr. 2 und innerhalb des Dieselaufstellraums Nr. 2

Für dieses Szenario treten im Bereich der Zuluftöffnung des Hilfsanlagegebäudes höhere Schadstoffkonzentrationen als für das Schaltanlagegebäude auf. Es werden Maximalwerte bis ca. 1 Vol-% am Hilfsanlagegebäude erreicht (siehe Abb. 3.19), wobei beide Messstellen auf Grund der geringen Entfernung zueinander sehr ähnliche Werte anzeigen.

Wenn die Konzentrationswerte der beiden Messstellen gemittelt werden, ergibt sich ein Konzentrationswert C_a für die Außenluft (vgl. Abb. 3.20). Bei einem Umluftanteil von 75 % ist der Butananteil in der Zuluft C_{zu} deutlich reduziert, so dass auch bei einem relativ hohen Luftwechsel von 15/h nur eine Maximalkonzentration von $C_{raum} = 0,176$ Vol-% Butan in einem exemplarischen Anlagenraum erreicht wird. Diese Konzentration ist noch deutlich von der UEG entfernt, so dass trotz der beschriebenen tendenziellen Unterschätzung der berechneten Gaskonzentrationen das Erreichen explosionsfähiger Atmosphäre auch bei dem betrachteten konservativen Freisetzungsszenario nicht zu erwarten ist. Der Abbau des Gases aus dem Lüftungssystem erfolgt auf Grund des hohen Umluftanteils C_u relativ langsam.

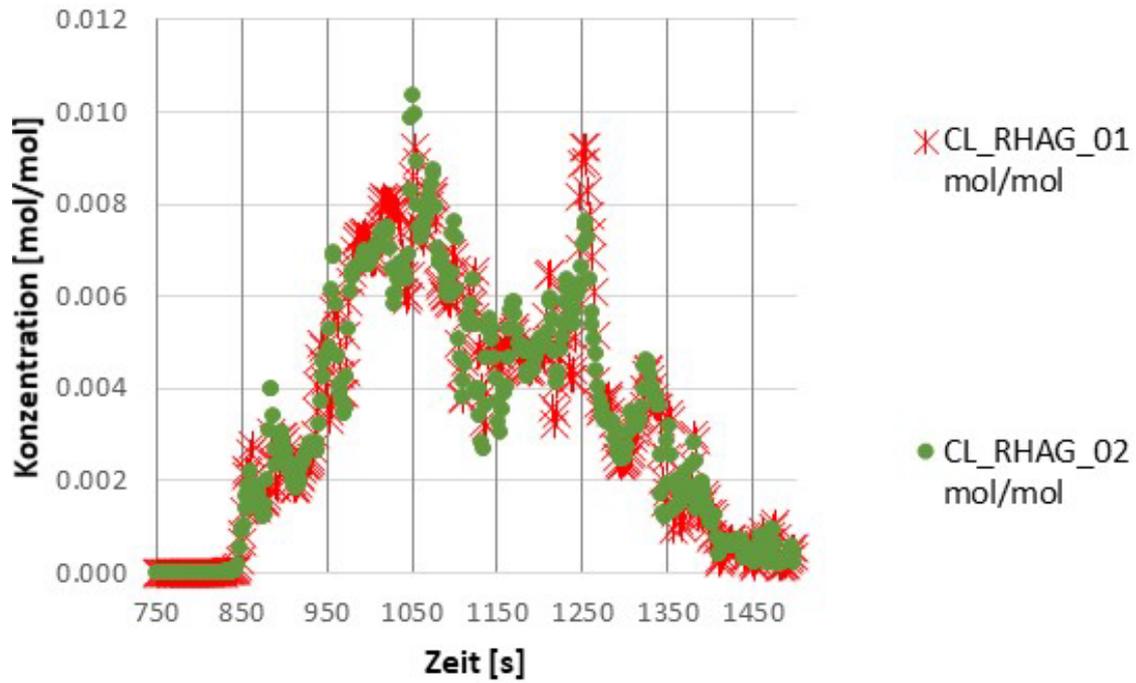


Abb. 3.19 Butankonzentration an den beiden Messstellen zur Zuluftöffnung des Kontrollbereichs am Hilfsanlagengebäude

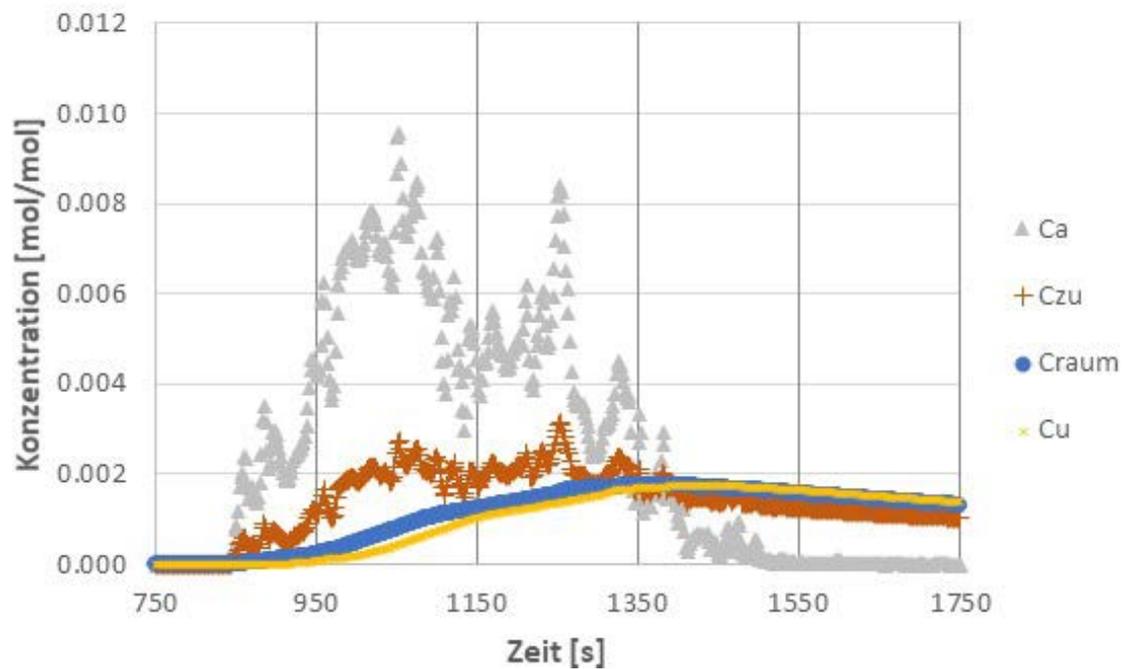


Abb. 3.20 Butankonzentration am Einlass des Kontrollbereichs und innerhalb eines exemplarischen Anlagenraums

3.4.5 Grundszenario mit 180 t Chlor und 3 m/s Windgeschwindigkeit

3.4.5.1 Ausbreitung der Chlorgaswolke

Als Beurteilungswerte für die Schadwirkung von Chlorgas werden die sogenannten Acute Exposure Guideline Level (AEGL) Werte verwendet, die auch in Deutschland als Störfallbeurteilungswerte herangezogen werden /UBA 18/.

Die AEGL-Werte stellen toxikologisch begründete Spitzenkonzentrationswerte dar, wobei für verschiedene Expositionszeiträume (10 Minuten, 30 Minuten, 1 Stunde, 4 Stunden, 8 Stunden) und drei verschiedene Effekt-Schweregrade unterschieden wird:

- AEGL-1: Schwelle zum spürbaren Unwohlsein;
- AEGL-2: Schwelle zu schwerwiegenden, lang andauernden oder fluchtbehindernden Wirkungen;
- AEGL-3: Schwelle zur tödlichen Wirkung.

Die in Deutschland gültigen AEGL-Werte für Chlorgas sind in Tab. 3.2 dargestellt. Es ist erkennbar, dass z. B. eine Exposition mit 50 ppm Chlor (0,005 Vol-%) über 10 min schon die Grenze zur tödlichen Wirkung darstellt. Damit werden viel kleinere Konzentrationen bzgl. ihrer Schadwirkungen relevant, als das beim entzündbaren Gas Butan der Fall ist.

Tab. 3.2 AEGL-Werte für Chlorgas /UBA 18/

7782-50-5 Chlorine (ppm)	10 min	30 min	60 min	4 hr	8 hr
AEGL 1	0.50	0.50	0.50	0.50	0.50
AEGL 2	2.8	2.8	2.0	1.0	0.70
AEGL 3	50	28	20	10	7.1

Die Ausbreitung der Chlorgaswolke für das Grundszenario mit 180 t Freisetzungsmenge und 3 m/s Windgeschwindigkeit wird in den folgenden Abbildungen veranschaulicht. Zehn Sekunden nach Beginn der Freisetzung mit 1000 kg/s wird auf dem Kraftwerksge-
lände der Referenzwert von 0,5 Vol-% noch nicht erreicht (siehe Abb. 3.21). Zum Zeitpunkt 120 s nach Beginn der Freisetzung ist der Referenzwert auf großen Teilen des Anlagengeländes erreicht (siehe Abb. 3.22). Auch hier stellt das Maschinenhaus ein Strömungshindernis dar, um das herum sich die Wolke ausbreitet.



Abb. 3.21 Bildschirmfoto des Grund Szenarios 10 s nach Freisetzungsbeginn (760 s)

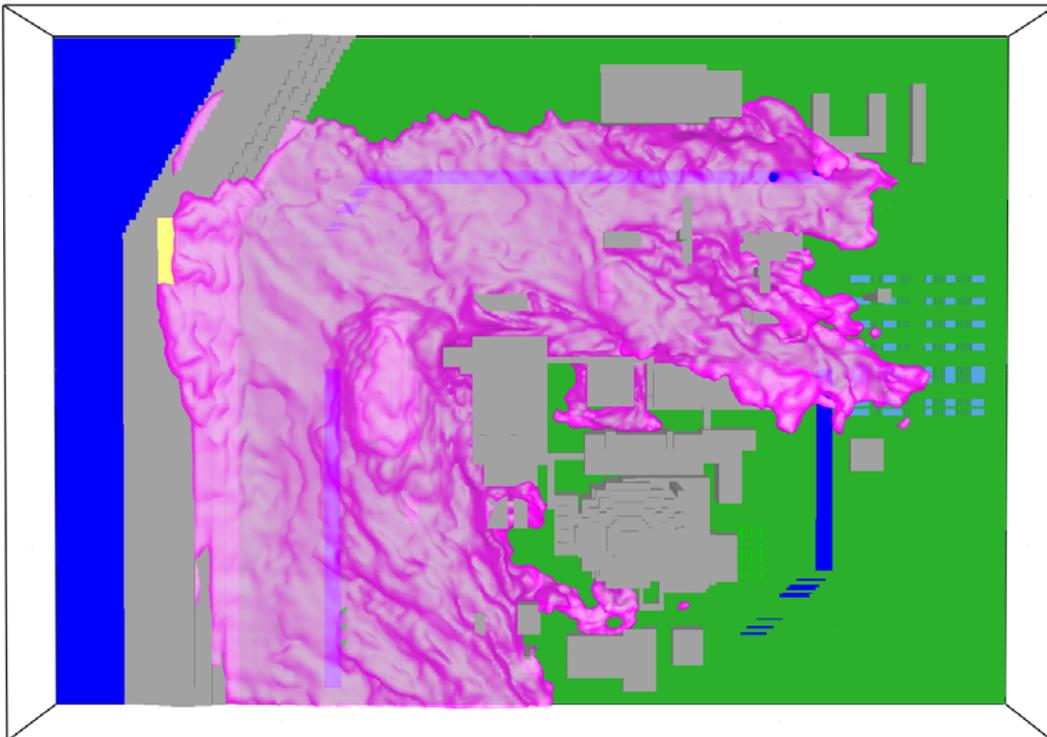


Abb. 3.22 Bildschirmfoto des Grund Szenarios 120 s nach Freisetzungsbeginn (870 s)

Die Darstellung 210 s nach Beginn der Freisetzung stellt zugleich den Zeitpunkt 30 s nach Erliegen der Freisetzung dar (siehe Abb. 3.23). Zu diesem Zeitpunkt wird auch im

Bereich der Außenluftöffnung des Hilfsanlagegebäudes der Referenzwert überschritten. Zum Zeitpunkt 400 s nach Beginn der Freisetzung, entsprechend 220 s nach Beendigung der Freisetzung, hat sich die Gaswolke schon deutlich zurückgebildet, allerdings liegen an den weniger durchströmten Bereichen auf dem Anlagengelände noch Konzentrationen oberhalb des Referenzwertes an (siehe Abb. 3.24).

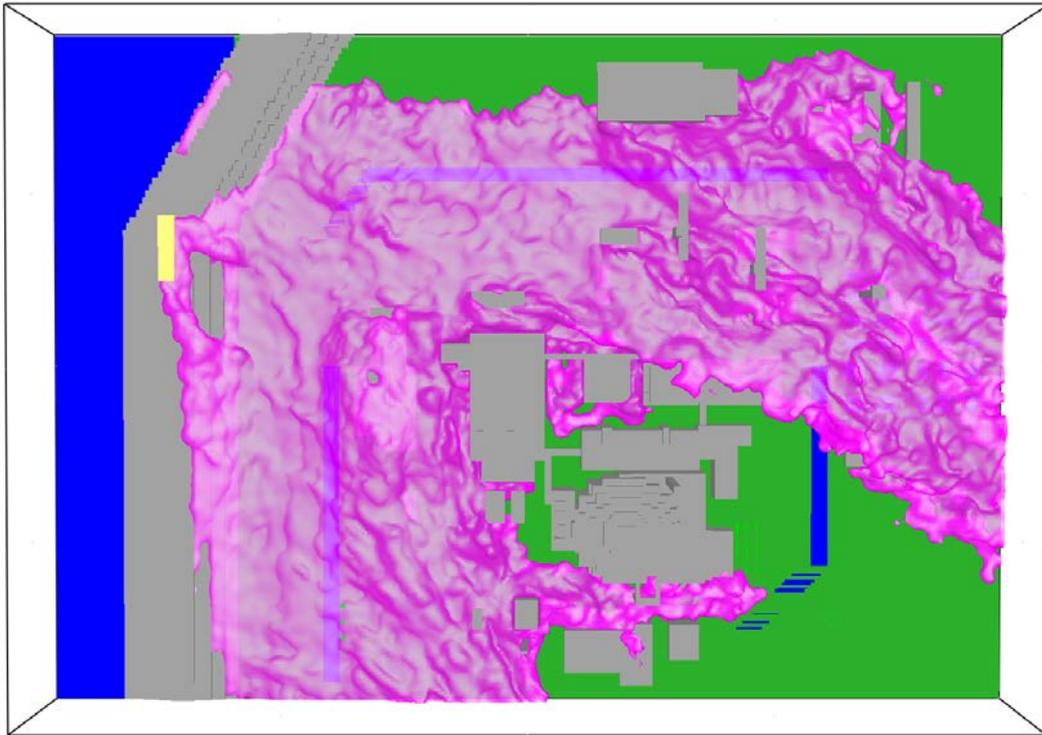


Abb. 3.23 Bildschirmfoto des Grund Szenarios 210 s nach Freisetzungsbeginn (960 s)

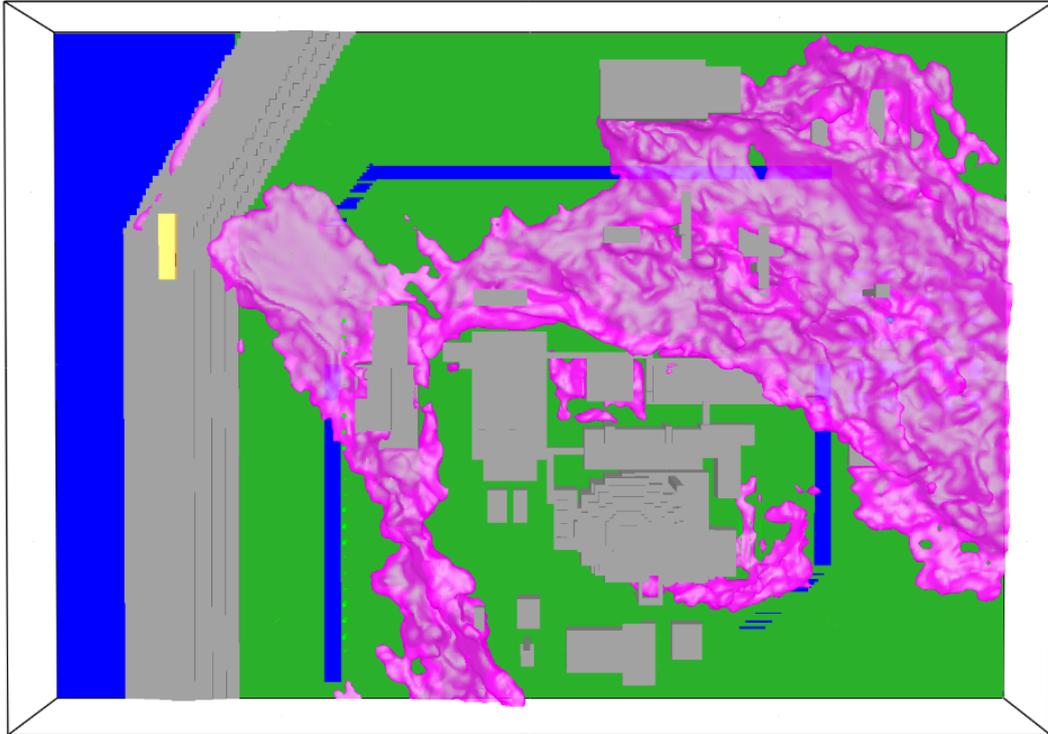


Abb. 3.24 Bildschirmfoto des Grund Szenarios 400 s nach Freisetzungsbeginn (1050 s)

3.4.5.2 Konzentration von Chlor in den Anlagenräumen

Die Chlorkonzentration am Lufteinlass des Schaltanlagengebäudes und die daraus resultierende Konzentration in einem Referenzanlagenraum ist in Abb. 3.25 dargestellt. Einzelne Peaks ausgenommen werden Chlorkonzentration der Außenluft um die $C_a = 150$ ppm erreicht. Bei einem Umluftanteil von 75 % und einer Luftwechselrate von 15 /h errechnet sich eine maximale Raumluftkonzentration von $C_{raum} = 17$ ppm.

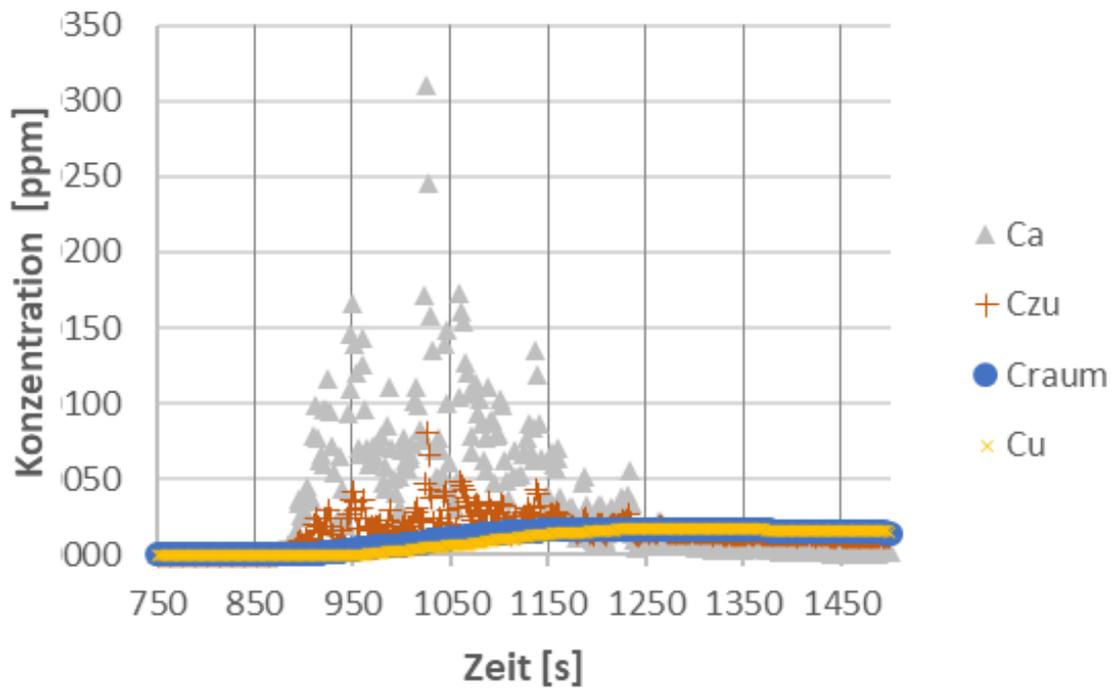


Abb. 3.25 Chlorkonzentration am Einlass des Schaltanlagengebäudes und resultierende Konzentration im Lüftungssystem sowie einem Referenzanlagenraum

Die Abb. 3.26 stellt im Vergleich zu Abb. 3.25 nur die Konzentrationen innerhalb des Lüftungssystems dar. Es wird allerdings eine längere Zeitachse verwendet. Der Vergleich mit den AEGL-Werten der Tab. 3.2 zeigt, dass der AEGL-2 Wert von 2,8 ppm im Referenzanlagenraum über mehr als 10 min deutlich überschritten wurde. Entsprechend der Definition des AEGL-2-Wertes als „Schwelle zu schwerwiegenden, lang andauernden oder fluchtbehindernden Wirkungen“ kann davon ausgegangen werden, dass unter diesen Bedingungen die Handlungsfähigkeit des Personal beeinflusst wäre.

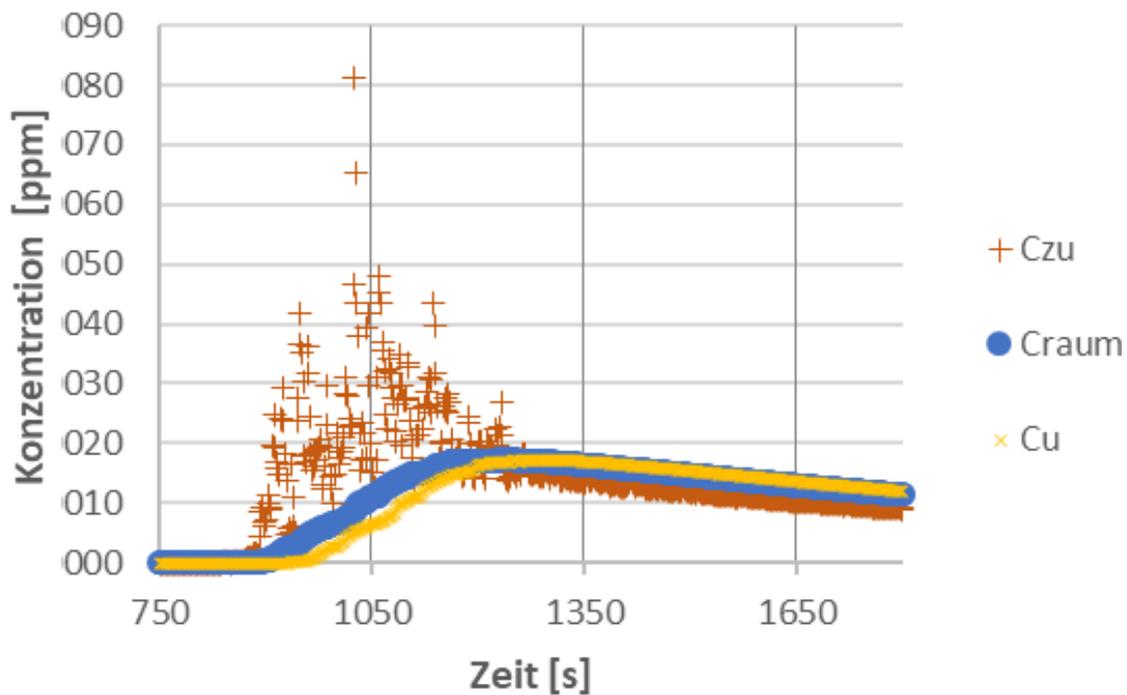


Abb. 3.26 Chlorkonzentration im Lüftungssystem des Schaltanlagengebäudes sowie einem Referenzanlagenraum über einen längeren Betrachtungszeitraum

Die Chlorkonzentration am Lufteinlass des Hilfsanlagengebäudes und die daraus resultierende Konzentration in einem Referenzanlagenraum ist in Abb. 3.27 dargestellt. Es werden Chlorkonzentration der Außenluft bis zu $C_a = 4500$ ppm erreicht. Bei einem Umluftanteil von 75 % und einer Luftwechselrate von 15 /h errechnet sich eine maximale Raumluftkonzentration von $C_{raum} = 595$ ppm.

Die Abb. 3.28 stellt im Vergleich zu Abb. 3.27 die Konzentrationen innerhalb des Lüftungssystems über eine längere Zeitachse dar. Der Vergleich mit den AEGL-Werten der Tab. 3.2 zeigt, dass der AEGL-3 Wert von 50 ppm im Referenzanlagenraum über mehr als 10 min deutlich überschritten wurde. Entsprechend der Definition des AEGL-3-Wertes als „Schwelle zur tödlichen Wirkung“ kann davon ausgegangen werden, dass unter diesen Bedingungen ungeschütztes Personal umkommen würde.

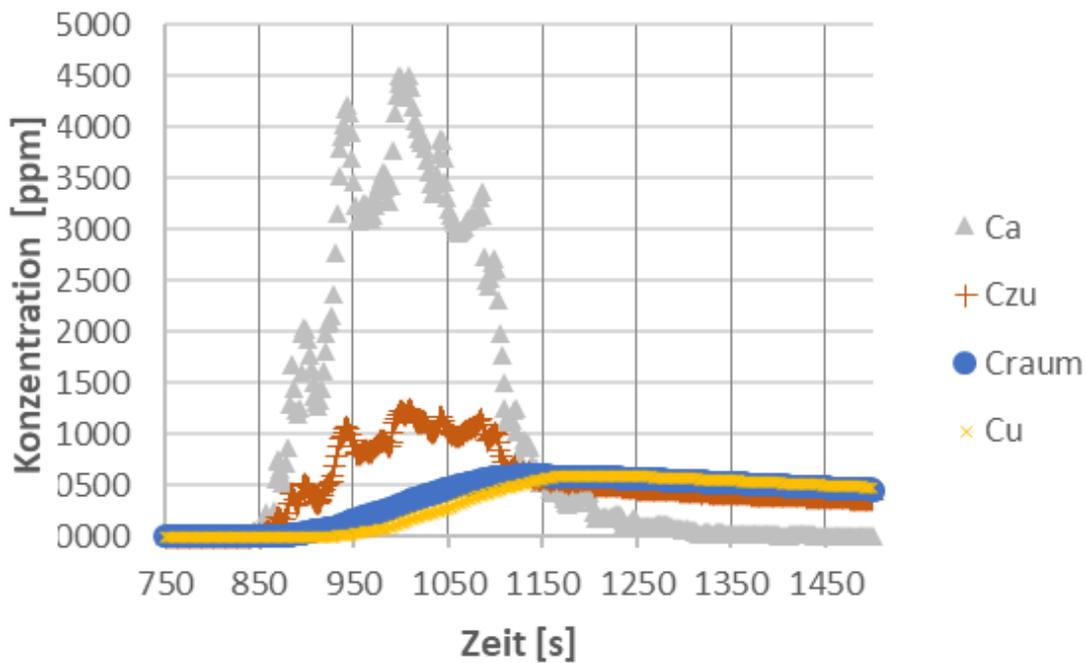


Abb. 3.27 Chlorkonzentration am Einlass des Hilfsanlagegebäudes und resultierende Konzentration im Lüftungssystem sowie einem Referenzanlagenraum

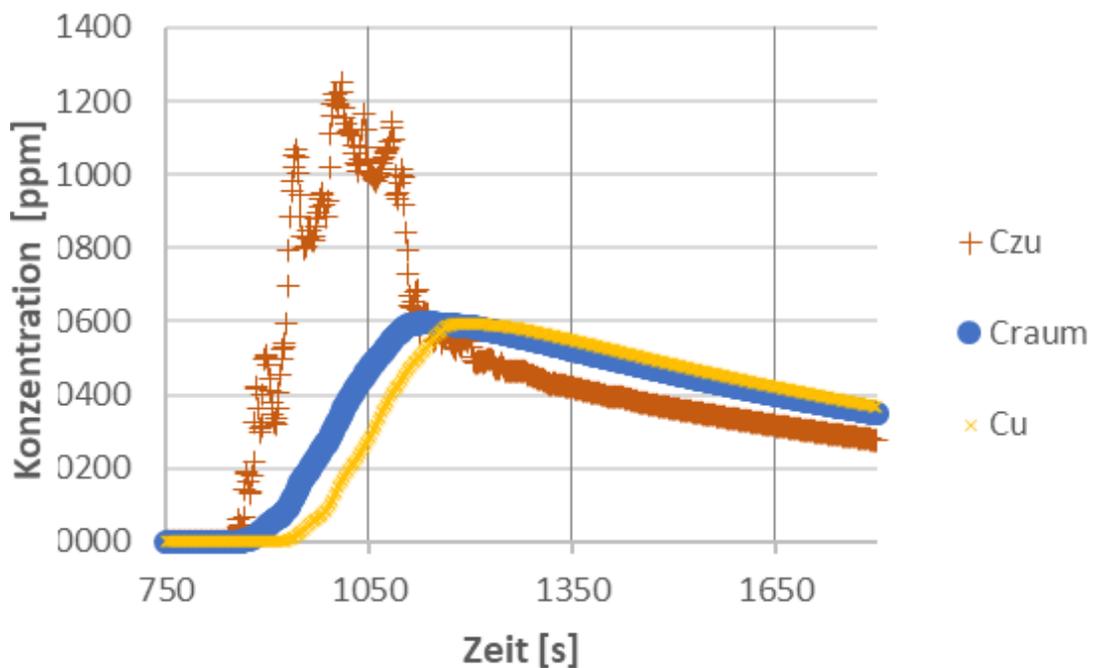


Abb. 3.28 Chlorkonzentration im Lüftungssystem des Hilfsanlagegebäudes sowie einem Referenzanlagenraum über einen längeren Betrachtungszeitraum

3.4.6 Szenario mit 90 t Chlor und 3 m/s Windgeschwindigkeit

Da beim Grundszenario die AEGL-Referenzwerte in ausgewählten Anlagenräumen schon deutlich überschritten wurden, wird in diesem Abschnitt das Szenario mit halbiertem Quellterm betrachtet.

3.4.6.1 Ausbreitung der Chlorgaswolke

Die Ausbreitung der Chlorgaswolke für das Szenario mit 90 t Freisetzungsmenge und 3 m/s Windgeschwindigkeit wird in den folgenden Abbildungen veranschaulicht. Zehn Sekunden nach Beginn der Freisetzung mit 500 kg/s wird der Referenzwert von 0,5 Vol-% nur im unmittelbaren Deichbereich erreicht (siehe Abb. 3.29). Zum Zeitpunkt 120 s nach Beginn der Freisetzung wird der Referenzwert auf großen Teilen des Anlagengeländes erreicht (siehe Abb. 3.30), allerdings mit geringerer Ausdehnung als beim Grundszenario. Auch die Darstellung 210 s nach Beginn der Freisetzung (30 s nach Erliegen der Freisetzung) stellt einen im Vergleich zum Grundszenario reduzierten Wolkenumfang dar (siehe Abb. 3.31). Im Bereich der Außenluftöffnung des Hilfsanlagengebäudes wird der Referenzwert nicht überschritten. Zum Zeitpunkt 400 s nach Beginn der Freisetzung (220 s nach Freisetzungsende) hat sich die Gaswolke schon deutlich zurückgebildet, so dass der Referenzwert an den Lufteinlässen sicherheitstechnisch wichtiger Gebäude nicht mehr erreicht wird (siehe Abb. 3.32).



Abb. 3.29 Bildschirmfoto des Grundszenarios 10 s nach Freisetzungsbeginn (760 s)



Abb. 3.30 Bildschirmfoto des Grund szenarios 120 s nach Freisetzungsbeginn (870 s)



Abb. 3.31 Bildschirmfoto des Grund szenarios 210 s nach Freisetzungsbeginn (960 s)

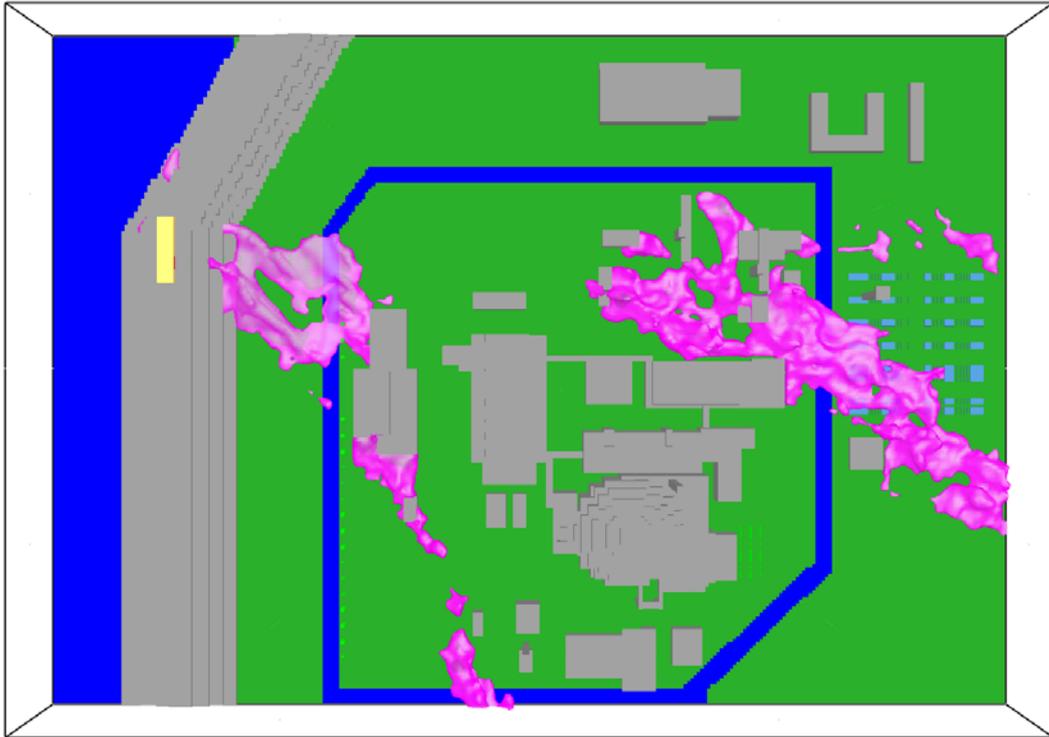


Abb. 3.32 Bildschirmfoto des Grund Szenarios 400 s nach Freisetzungsbeginn
(1050 s)

3.4.6.2 Konzentration von Chlor in den Anlagenräumen

Die Chlorkonzentration am Lufteinlass des Schaltanlagengebäudes und die daraus resultierende Konzentration in einem Referenzanlagenraum ist in Abb. 3.33 dargestellt. Es werden maximale Chlorkonzentration der Außenluft von ca. $C_a = 120$ ppm erreicht. Bei einem Umluftanteil von 75 % und einer Luftwechselrate von 15/h errechnet sich eine maximale Raumlufkonzentration von $C_{raum} = 11$ ppm.

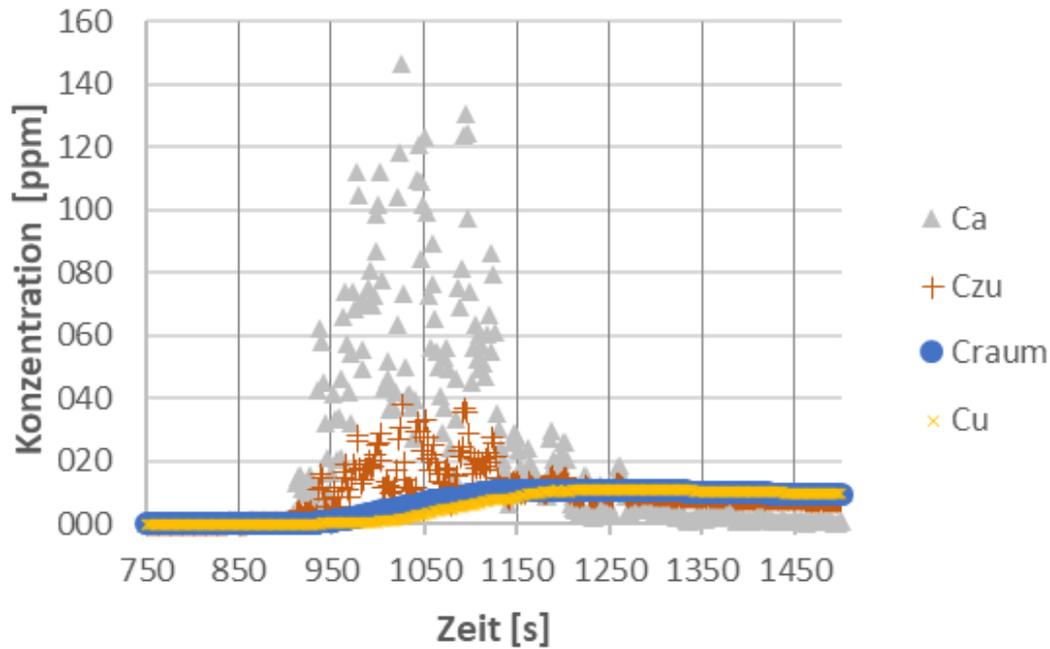


Abb. 3.33 Chlorkonzentration am Einlass des Schaltanlagengebäudes und resultierende Konzentration im Lüftungssystem sowie einem Referenzanlagenraum

Die Abb. 3.34 stellt im Vergleich zu Abb. 3.33 nur die Konzentrationen innerhalb des Lüftungssystems über eine längere Zeitachse dar. Der Vergleich mit den AEGL-Werten der Tab. 3.2 zeigt, dass der AEGL-2-Wert von 2,8 ppm im Referenzanlagenraum über mehr als 10 min überschritten wurde. Hinzu kommt, dass die Gaskonzentrationen in den Simulationen tendenziell unterschätzt werden. Entsprechend der Definition des AEGL-2-Wertes als „Schwelle zu schwerwiegenden, lang andauernden oder fluchtbehindernden Wirkungen“ kann davon ausgegangen werden, dass unter diesen Bedingungen die Handlungsfähigkeit des Personal beeinflusst wäre.

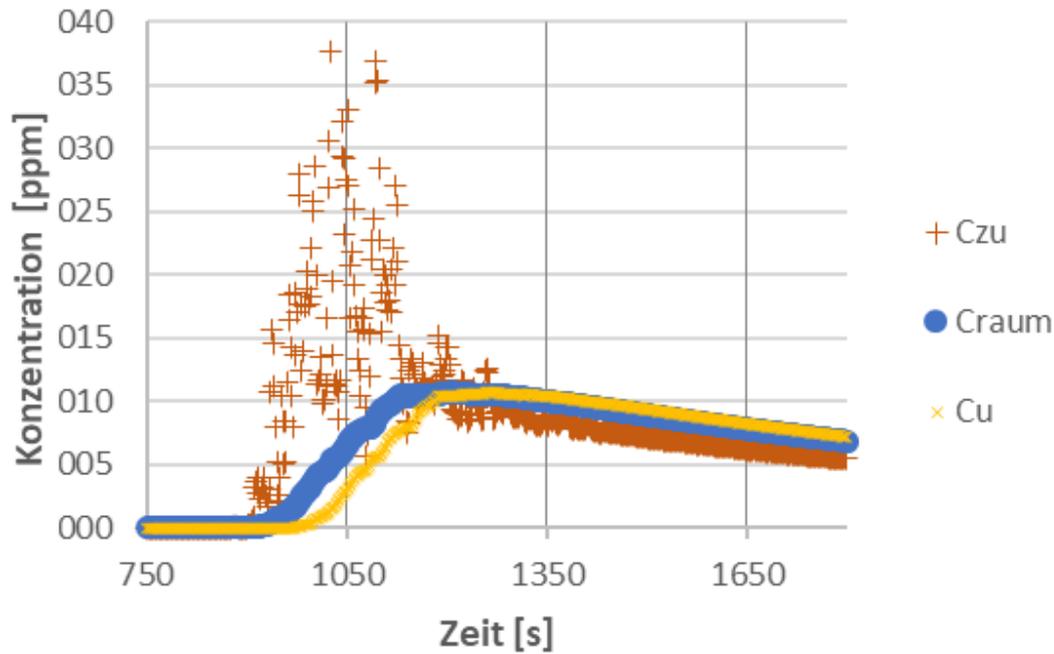


Abb. 3.34 Chlorkonzentration im Lüftungssystem des Schaltanlagengebäudes sowie einem Referenzanlagenraum über einen längeren Betrachtungszeitraum

Die Chlorkonzentration am Lufterinlass des Hilfsanlagengebäudes und die daraus resultierende Konzentration in einem Referenzanlagenraum ist in Abb. 3.35 dargestellt. Es werden Chlorkonzentration der Außenluft bis über $C_a = 2500$ ppm erreicht. Bei einem Umluftanteil von 75 % und einer Luftwechselrate von 15 /h errechnet sich eine maximale Raumluftkonzentration von $C_{raum} = 306$ ppm.

Die Abb. 3.36 stellt im Vergleich zu Abb. 3.35 die Konzentrationen innerhalb des Lüftungssystems über eine längere Zeitachse dar. Der Vergleich mit den AEGL-Werten der Tab. 3.2 zeigt, dass der AEGL-3-Wert von 50 ppm im Referenzanlagenraum über mehr als 10 min deutlich überschritten wurde. Entsprechend der Definition des AEGL-3-Wertes als „Schwelle zur tödlichen Wirkung“ kann davon ausgegangen werden, dass unter diesen Bedingungen ungeschütztes Personal umkommen würde.

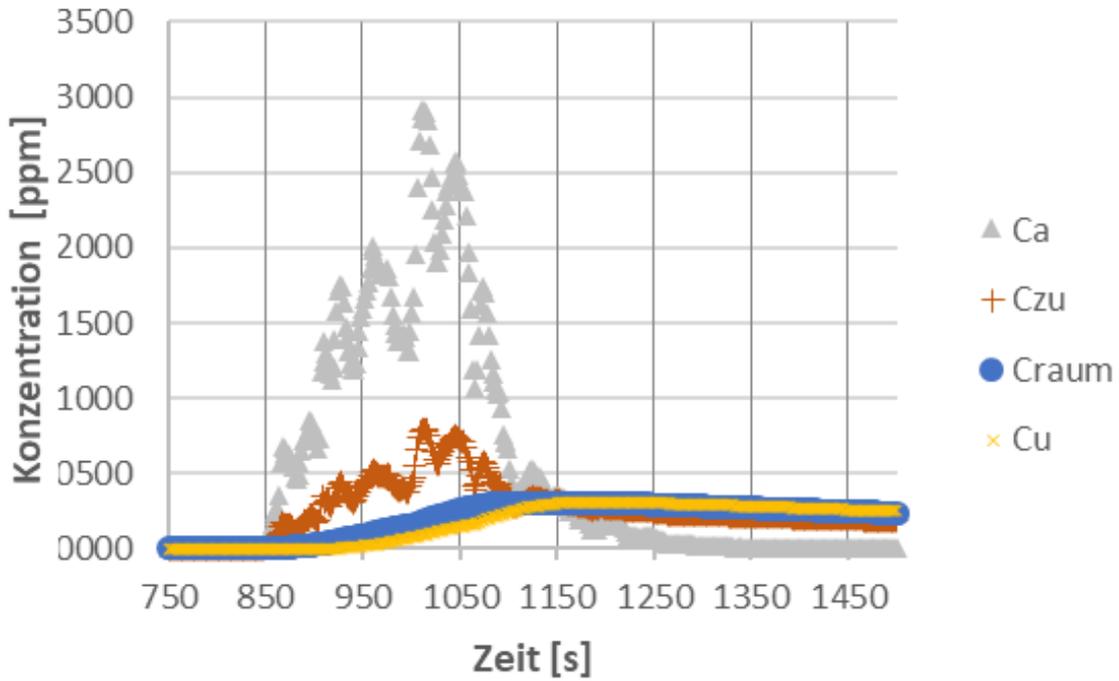


Abb. 3.35 Chlorkonzentration am Einlass des Hilfsanlagegebäudes und resultierende Konzentration im Lüftungssystem sowie einem Referenzanlagenraum

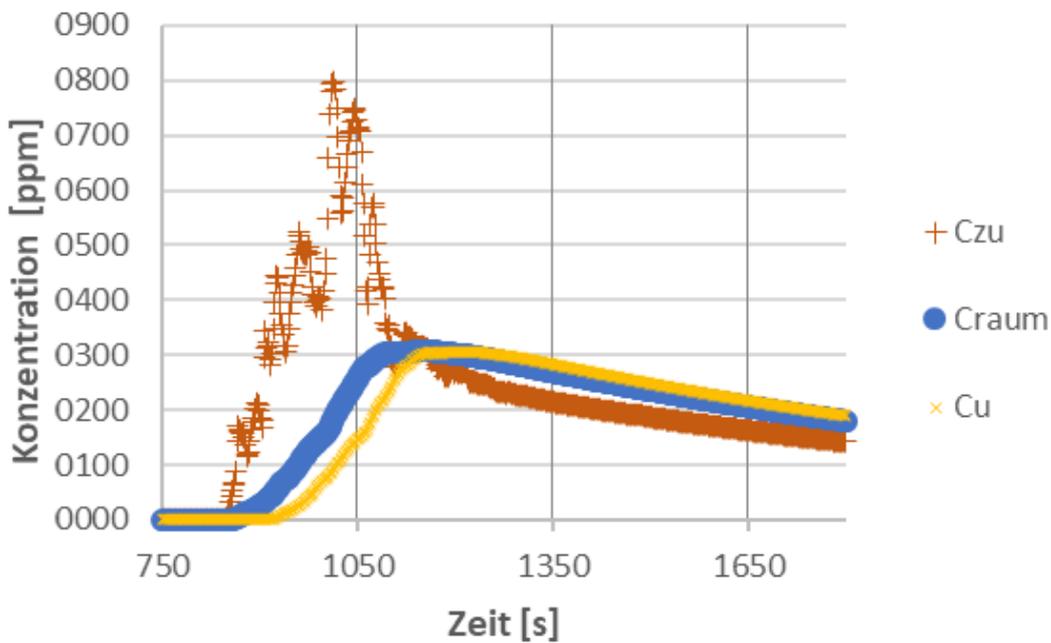


Abb. 3.36 Chlorkonzentration im Lüftungssystem des Hilfsanlagegebäudes sowie einem Referenzanlagenraum über einen längeren Betrachtungszeitraum

3.5 Schlussbetrachtung zur modellierten Schadgasausbreitung

Die betrachtete atmosphärische Ausbreitung ist bezgl. der Höhe der Quellterme und der Lage des Quellortes in Bezug zur Entfernung zur Anlage und zur Windrichtung sicher sehr konservativ. Dazu kommt die Annahme, dass der Lüftungsabschluss an den sicherheitstechnisch wichtigen Gebäuden versagt. Die Ausfallannahmen betreffen sowohl

- den für entzündbare Gase teilweise automatischen Lüftungsabschluss,
- Schalthandlungen von der Warte und
- notfallmäßige Handlungen, die z. B. direkt in den Außenluftanlagen durchgeführt werden können.

Auch bei Versagen des Lüftungsabschlusses rufen entzündbare Gase erst eine Gefahr hervor, wenn die UEG überschritten ist. Dieses ist bei Konzentrationen im Prozentbereich der Fall. Das gegen Notstandsfälle ungeschützte Notstromerzeugergebäude ausgenommen, vollzieht sich auf Grund des Umluftanteils der Lüftung eine Anreicherung von Gasen in den Anlagenräumen relativ langsam. Insofern müssten außen besonders hohe Konzentrationen auftreten bzw. die Konzentrationen müssen über sehr lange Zeit anstehen, um explosionsfähige Atmosphäre in Anlagenräumen zu erreichen. Beides ist sehr unwahrscheinlich, da eine solche Gaswolke kaum freizusetzen wäre und die Wahrscheinlichkeit, dass die Wolke sich entzündet, sehr groß wäre.

Toxische Gase wie Chlor werden zwar nicht automatisch durch das Gasspürsystem eines Kernkraftwerks erkannt, doch können viele toxische Gase bereits in geringen Konzentrationen wahrgenommen werden. Daneben bestehen andere, z. T. behördliche Möglichkeiten der Warnung nach Havarien etc. Je nach Schadgas liegen die toxischen Referenzwerte wie AEGL aber in geringeren Größenordnungen als die UEG; insofern sind Schädwirkungen weniger unwahrscheinlich. Die Möglichkeit, dass sich Personal mittels persönlicher Schutzausrüstung gegen bestimmte eingedrungene Gase schützen kann, wird hier nicht weiter untersucht.

Die potenziellen sicherheitstechnischen Auswirkungen beim Ausfall von Personal wurden in der RSK-SÜ /RSK 11/ unter Bezugnahme auf das Auslegungsmerkmal der 10-Stunden-Autarkie als beherrschbar eingestuft. Redundanzübergreifende anlageninterne Explosionen lassen sich dagegen möglicher Weise nicht beherrschen. Ihr Auftreten durch externe Gaswolken ist aber praktisch auszuschließen.

4 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

In diesem Vorhaben wurden die sehr seltenen zivilisatorisch bedingten äußeren Einwirkungen (Notstandsfälle) einer Freisetzung gefährlicher Stoffe sowie einer chemischen Explosion auf die Sicherheit deutscher Kernkraftwerke exemplarisch untersucht. Da im Vorgängervorhaben die Druckwirkung von Explosionen bereits betrachtet wurde, lag der Schwerpunkt auf den nicht-mechanischen Einwirkungen.

Im Abschnitt 2.1 wurde die Wirkungsweise von Gasen, Verbrennungsprodukten und Flammen auf die Netzversorgung eines KKW untersucht, das nicht gegen übergreifende Einwirkungen von außen und Notstandsfälle auszulegen ist. Die Betriebserfahrung und eine theoretische Betrachtung zeigen exemplarisch, dass Verbrennungsprodukte wie Explosionsschwaden oder Brandrauch in der Lage sind, im Bereich von spannungsführenden elektrischen Leitern hochenergetische Störlichtbögen zu erzeugen, die so auch zum Ausfall der Netzversorgung führen können. Es gibt aber keine Anhaltspunkte, dass alleine die unfallbedingte Freisetzung von Gasen mit bestimmten dielektrischen Eigenschaften dazu führen könnte, dass Störlichtbögen entstehen.

Das Notspeisegebäude ist im Unterschied zum Notstromerzeugergebäude gemäß Sicherheitskonzept für deutsche Kernkraftwerke gegen Notstandsfälle auszulegen (Abschnitt 2.2). Aus diesem Grund ist sowohl eine mechanische Auslegung gemäß Druckwellenrichtlinie /BMI 76/, als auch eine Verbrennungsluftversorgung der Dieselaggregate über Kanäle von zwei Gebäudeseiten vorhanden, die auslegungsgemäß über herkömmliche Brandschutzklappen bei Temperatureinwirkung ab 72 °C geschlossen werden. Die Vulnerabilität von exemplarischen Dieselaggregaten in einem exemplarischen Notspeisegebäude gegenüber Verbrennungsprodukten wurde in Abschnitt 2.2 untersucht. Durch Gasexplosionen bzw. Feuerbälle können Sekundärbrände auf dem Anlagengelände ausgelöst werden. CFD-Brandsimulationen von postulierten Bränden haben gezeigt, dass eine Gefährdung der Dieselaggregate in einem exemplarischen Notspeisegebäude nur zu erwarten wäre, wenn sich in unmittelbarer Gebäudenähe signifikante Brandlasten befänden. Dies ist allerdings bei keinem KKW in Rahmen der Auslegung zu unterstellen. Zudem führt das 72 °C Auslösekriterium der Brandschutzklappen dazu, dass die Klappen schließen, bevor der Sauerstoffanteil in der Verbrennungsluft so stark reduziert wird, dass ein Ausfall eines Aggregats zu erwarten ist.

Das Schutzniveau von deutschen Kernkraftwerken gegen das Eindringen gefährlicher Gase ist insgesamt hoch. Die Ergebnisse der durchgeführten Ausbreitungsrechnungen

in Kapitel 3 zeigen zudem, dass die gewählte Anordnung von Notstromerzeugergebäude und Notspeisegebäude auch bei postulierte Versagen des Lüftungsabschlusses bei vielen Ausbreitungssituationen geeignet ist, übergreifende Einwirkungen auf beide Gebäude abzumildern. Das Notstromerzeugergebäude ausgenommen zeigen die durchgeführten Untersuchungen, dass auch unter der auslegungsüberschreitenden Annahme eines Ausfalls des Lüftungsabschlusses das Erreichen explosionsfähiger Atmosphäre innerhalb von Anlagenräumen sicherheitstechnisch wichtiger Gebäude sehr unwahrscheinlich ist. Beim Notstromerzeugergebäude werden die Dieselaggregataufstellräume mit hohen Zulufraten belüftet, so dass hier das Erreichen explosionsfähiger Atmosphäre am ehesten möglich ist (vgl. Abschnitt 3.5).

Für toxische Schadstoffe ist das Erreichen gefährlicher Referenzkonzentrationen innerhalb von Anlagenräumen leichter, da im Allgemeinen keine automatischen Warneinrichtungen vorhanden sind und die zugehörigen Beurteilungswerte /UBA 18/ deutlich geringer sind. Falls anlagenspezifisch besondere Stoffrisiken vorliegen, sind gemäß /BMU 15/ der Gasalarm auf diese Stoffe zu erweitern und im Bereich der Warte sowie in den Anlagenräumen stoffspezifische persönliche Schutzausrüstungen vorzuhalten. Die potenziellen sicherheitstechnischen Auswirkungen beim Ausfall von Personal infolge toxischer Einwirkungen wären auf Grund des Auslegungsmerkmals der Autarkie über mindestens zehn Stunden ohnehin gering.

Literaturverzeichnis

- /ACI 00/ Acikalin, A., M. Albrecht, M. Lambert, J. Steinbach: Ermittlung und Berechnung von Störfallablaufszszenarien nach Maßgabe der 3. Störfallverwaltungsvorschrift, Band II: Berechnungsmethoden, aktuelle Modelle und Modellgleichungen, TU Berlin, Institut für Prozeß- und Anlagentechnik, Berlin, 2000.
- /ADN 17/ ADN: Europäisches Übereinkommen vom 26. Mai 2000 über die internationale Beförderung von gefährlichen Gütern auf Binnenwasserstraßen (ADN), Stand 1. Januar 2017.
- /ASS 10/ Assael, M.J; Kakosimos, K.E.: Fires, Explosions, and Toxic Gas Dispersions – Effects Calculation and Risk Analysis. CRC Press Taylor & Francis Group (2010).
- /BMI 76/ Bundesministerium des Inneren (BMI): Richtlinie für den Schutz von Kernkraftwerken gegen Druckwellen durch chemische Reaktionen durch Auslegung der Kernkraftwerke hinsichtlich ihrer Festigkeit und induzierter Schwingungen sowie durch Sicherheitsabstände, Stand: August 1976, Bekanntmachung 13. September 1976 (BAnz. 1976, Nr. 179), 3-6, RS-Handbuch, Stand: 12/01.
- /BMU 15/ Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit (BMUB): Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke, Bekanntmachung vom 3. März 2015, BAnz AT 30.02.2015 B2.
- /BOH 86/ Bohn, T. (Hrsg.), Autorengemeinschaft: Kernkraftwerke. Handbuchreihe Energie, Bd. 10, Technischer Verlag Resch, Gräfling/Verlag TÜV Rheinland: Köln, 1986.
- /DEC 12/ DECHEMA – Gesellschaft für Chemische Technik und Biotechnologie e.V.: Statuspapier Quelltermberechnung bei störungsbedingten Stoff- und Energiefreisetzen in der Prozessindustrie – Methodenübersicht und industrielle Anwendung, Frankfurt am Main 2012.

- /DIN 11/ Deutsches Institut für Normung (DIN): DIN EN 60060-1, Hochspannungs-Prüftechnik - Teil 1: Allgemeine Begriffe und Prüfbedingungen (IEC 60060-1:2010); Ausgabedatum: 2011-10.
- /GRS 11/ Röwekamp, M., Forell, B., Katzer, S., Klindt, J.: Weiterführende Untersuchungen zum hochenergetischen Versagen elektrischer Einrichtungen mit sicherheitstechnischer Bedeutung in Kernkraftwerken, GRS-A-3630, September 2011.
- /GRS 13/ Forell, B.; Einarsson, S. (2013): Untersuchungen zur deterministischen und probabilistischen Bewertung von Einwirkungen von außen (EVA-Ereignisse) - Einwirkungen aus gefährlichen Stoffen und chemischen Explosionen. GRS-A-3695, 70 S. Juli 2013, <https://www.grs.de/sites/default/files/pdf/grs-a-3695.pdf>.
- /KAI 00/ Kaiser, W.; Acikalin, A. et al.: Ermittlung Berechnung von Störfallablaufsznarien nach Maßgabe der 3. Störfallverwaltungsvorschrift, Band I, Anhang 2: Methodische Hinweise zur Abschätzung der Ausbreitung, 2000.
- /KIR 06/ Kirsch: Verdichterkennfeld, Wikimedia Commons, Zugriff September 2018, <https://commons.wikimedia.org/w/index.php?curid=36184371>,
- /KTA 17/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): Sicherheitstechnische Regel des KTA: KTA 3601 Lüftungstechnische Anlagen in Kernkraftwerken, Fassung: 2017-11.
- /MAN 14/ MAN Diesel & Turbo (Ed.): Influence of Ambient Temperature Conditions – Main engine operation of MAN B&W two-stroke engines, Copenhagen, Denmark, 2014.
- /MAN 18/ Mann und Hummel: Mann und Hummel Luftfilter, Produktübersicht und technische Informationen, 132 S., 2018.
- /MCG 17/ McGrattan, K., et al.: Fire Dynamics Simulator User's Guide, Special Publication 1019, Sixth Edition, National Institute of Standards and Technology (NIST), Gaithersburg, MD, USA, January 2017.

- /MCG 17a/ McGrattan, K., et al.: Fire Dynamics Simulator – Technical Reference Guide
Volume 1: Mathematical Model, Special Publication 1018-1, Sixth Edition,
National Institute of Standards and Technology (NIST), Gaithersburg, MD,
USA, January 2017.
- /MCG 17b/ McGrattan, K., et al.: Fire Dynamics Simulator – Technical Reference Guide
Volume 2: Mathematical Model, Special Publication 1018-3, Sixth Edition,
National Institute of Standards and Technology (NIST), Gaithersburg, MD,
USA, January 2017.
- /NEA 13/ Organisation for Economic Co-operation and Development (OECD) Nuclear
Energy Agency (NEA), Committee on the Safety of Nuclear Installations
(CSNI) OECD FIRE Project - Topical Report No. 1, Analysis of High Energy
Arcing Fault (HEAF) Fire Events, Paris, France, June 2013,
<http://www.oecdnea.org/documents/2013/sin/csni-r2013-6.pdf>.
- /NRC 13/ Nuclear Regulatory Commission (US NRC): Evaluations of Explosions pos-
tulated to occur at nearby Facilities and Transportation Routes near Nuclear
Power Plants, Regulatory Guide 1.19, Revision 2, April 2013.
- /NTS 12/ Ntshangase, Z.: A Study of Fire-Induced Air-Gap Voltage Breakdown Char-
acteristics under HVDC Conditions, A dissertation submitted in partial fulfil-
ment (50 %) of the requirements for the degree of Master of Science in Elec-
trical Engineering (Power & Energy Studies). University of KwaZulu-Natal,
2012.
- /ÖNA 04/ Önal, E.: Breakdown Characteristics of Gases in Non-Uniform Fields. Jour-
nal of Electrical & Electronics Engineering, Bd. 4, Nr. 2, S. 1177 - 1182, 2004.
- /PÖT 04/ Pötzsch, Michael: Risikobewertung des Transports von Chlor mit Binnen-
tankschiffen auf dem Rhein unter besonderer Beachtung des Gefahrgut-
rechts, Dissertation, Bergische Universität Wuppertal, 2004.
- /RSK 11/ RSK (Reaktor-Sicherheitskommission): Anlagenspezifische Sicherheits-
überprüfung (RSK-SÜ) deutscher Kernkraftwerke unter Berücksichtigung
der Ereignisse in Fukushima-I (Japan). RSK-Stellungnahme Nr. 437,
RSK/ESK-Geschäftsstelle, 16.05.2011.

- /TEW 02/ Tewarson, A.: Generation of Heat and Chemical Compounds in Fires. In: DiNenno, P. J. et al. (Hrsg.). The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. 3. Auflage, Quincy, Massachusetts, S. 3-82 – 3-161, 2002.
- /UBA 18/ UBA, Umwelt-Bundesamt: Internetauftritt, Webseite mit Titel „Störfallbeurteilungswerte“, Zugriff: September 2018, <https://www.umweltbundesamt.de/themen/wirtschaft-konsum/anlagensicherheit/aegl-stoerfallbeurteilungswerte>.
- /VFD 14/ vfdb, Hosser (Hrsg.): Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes, 3., überarbeitete und ergänzte Auflage, Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e.V. (vfdb), Altenberge, November 2013, Revision 1 (Januar 2014).
- /YOU 13/ You, F., Zhang, Y., Chen, H.-x., Zhang, L.-h., Zhu, J.-p., Zhou, J.-j.: Preliminary Studies on Flashovers of High-voltage Transmission Lines Induced by Wildfires by Field Survey and Experimental Test. Procedia Engineering, Nr. 52, S. 557 - 565, 2013.
- /YU 83/ Yu, T.-U.: Electrical breakdown and ignition of an electrostatic particulate suspension, Retrospective Theses and Dissertations. Iowa State University, Nr. 7661, 1983.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Luftdichtekorrektur-Exponenten m und n in Abhängigkeit von der Schlagweite s für Wechselfeldspannung und positive Schaltstoßspannung /DIN 11/.....	7
Abb. 2.2	Reduktion der Durchschlagspannung in Abhängigkeit der Temperatur für Abstände kleiner 1 m und größer 6 m.....	8
Abb. 2.3	Durchschlagspannung für verschiedene Gaszusammensetzungen und Spaltbreiten /ÖNA 04/.....	9
Abb. 2.4	Auslegung der Hauptgebäude gegen Einwirkungen von außen und Notstandsfälle nach /BOH 86/, ergänzt.....	13
Abb. 2.5	Exemplarisches Kennfeld eines Radialverdichters (Bildquelle: Wikipedia, Von Kirsch, GFDL, https://commons.wikimedia.org/w/index.php?curid=36184371)	16
Abb. 2.6	Beispielzusammenhang zwischen Ladedruck (gekühlt hinter dem Turbolader) und Motorleistung.....	17
Abb. 2.7	Zusammenhang zwischen Brennstoffmasse und der Zeit bis zum Ablösen eines Feuerballs vom Boden.....	21
Abb. 2.8	Bildschirmfoto des diskretisierten Referenz-Notspeisegebäudes mit der in der Tiefe variierenden Brandfläche sowie dem variablen orthogonalen Wind	23
Abb. 2.9a-c	Gemittelte Gastemperatur an der Zuluftöffnung in Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrate pro Fläche [kW/m^2] bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten (1 m/s, 3 m/s und 9 m/s) und Tiefen der Brandfläche (oben: 1 m, mitte: 3 m, unten: 6 m)	26
Abb. 2.10a-c	Gemittelter Wärmestrom durch die Zuluftöffnung in Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrate pro Fläche [kW/m^2] bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten (1 m/s, 3 m/s und 9 m/s) und Tiefen der Brandfläche (oben: 1 m, mitte: 3 m, unten: 6 m).....	28
Abb. 2.11a-c	Gemittelter Sauerstoffmassenanteil in der Zuluftöffnung in Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrate pro Fläche [kW/m^2] bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten (1 m/s, 3 m/s und 9 m/s) und Tiefen der Brandfläche (oben: 1 m, mitte: 3 m, unten: 6 m).....	30
Abb. 2.12a-c	Gemittelter Sauerstoffmassenstrom durch die Zuluftöffnung in Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrate pro Fläche [kW/m^2]	

	bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten (1 m/s, 3 m/s und 9 m/s) und Tiefen der Brandfläche (oben: 1 m, mitte: 3 m, unten: 6 m).....	32
Abb. 2.13	Erreichung des 170 °C-Kriteriums in Abhängigkeit der Tiefe der Brandfläche und Wärmefreisetzungsrates pro Fläche [kW/m ²] bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten	33
Abb. 2.14	Erreichung des 65 %-Kriteriums in Abhängigkeit der Tiefe der Brandfläche und Wärmefreisetzungsrates pro Fläche [kW/m ²] bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten	34
Abb. 2.15	Exemplarischer Verlauf des Filterdurchflusswiderstands in Abhängigkeit der abgeschiedenen Staubmenge /MAN 18/	37
Abb. 3.1	Ansicht des Berechnungsfelds mit Freisetzungsort und Gebäuden	45
Abb. 3.2	Detaildarstellung der Zuluftöffnung des Notromdieselgebäudes mit Kaltwasserzentrale.....	45
Abb. 3.3	Draufsicht auf das Berechnungsfeld.....	46
Abb. 3.4	Benennung von Luftströmen und Anlagen entsprechend KTA 3601 (2017) /KTA 17/.....	48
Abb. 3.5	Bildschirmfoto des Grundszenarios 10 s nach Freisetzungsbeginn (760 s)	52
Abb. 3.6	Bildschirmfoto des Grundszenarios 120 s nach Freisetzungsbeginn (870 s)	52
Abb. 3.7	Bildschirmfoto des Grundszenarios 210 s nach Freisetzungsbeginn (960 s)	53
Abb. 3.8	Bildschirmfoto des Grundszenarios 400 s nach Freisetzungsbeginn (1050 s)	53
Abb. 3.9	Butankonzentration an den vier Einlässen des Notstromdieselgebäudes	54
Abb. 3.10	Butankonzentration am Einlass Nr. 1 und innerhalb des Dieselaufstellraums Nr. 1.....	55
Abb. 3.11	Butankonzentration am Einlass Nr. 2 und innerhalb des Dieselaufstellraums Nr. 2.....	55
Abb. 3.12	Bildschirmfoto des Szenarios mit verdoppeltem Quellterm 120 s nach Freisetzungsbeginn (870 s).....	56

Abb. 3.13	Bildschirmfoto des Szenarios mit verdoppeltem Quellterm 210 s nach Freisetzungsbeginn (960 s).....	57
Abb. 3.14	Bildschirmfoto des Szenarios mit verdoppeltem Quellterm 400 s nach Freisetzungsbeginn (1050 s).....	57
Abb. 3.15	Bildschirmfoto (Ansicht von Nord-Ost) des Szenarios mit verdoppeltem Quellterm 400 s nach Freisetzungsbeginn (1050 s).....	58
Abb. 3.16	Butankonzentration an den vier Einlässen des Notstromdieselgebäudes	58
Abb. 3.17	Butankonzentration am Einlass Nr. 1 und innerhalb des Dieselaufstellraums Nr. 1	59
Abb. 3.18	Butankonzentration am Einlass Nr. 2 und innerhalb des Dieselaufstellraums Nr. 2.....	60
Abb. 3.19	Butankonzentration an den beiden Messstellen zur Zuluftöffnung des Kontrollbereichs am Hilfsanlagegebäude.....	61
Abb. 3.20	Butankonzentration am Einlass des Kontrollbereichs und innerhalb eines exemplarischen Anlagenraums	61
Abb. 3.21	Bildschirmfoto des Grundszenarios 10 s nach Freisetzungsbeginn (760 s)	63
Abb. 3.22	Bildschirmfoto des Grundszenarios 120 s nach Freisetzungsbeginn (870 s)	63
Abb. 3.23	Bildschirmfoto des Grundszenarios 210 s nach Freisetzungsbeginn (960 s)	64
Abb. 3.24	Bildschirmfoto des Grundszenarios 400 s nach Freisetzungsbeginn (1050 s)	65
Abb. 3.25	Chlorkonzentration am Einlass des Schaltanlagegebäudes und resultierende Konzentration im Lüftungssystem sowie einem Referenzanlagenraum.....	66
Abb. 3.26	Chlorkonzentration im Lüftungssystem des Schaltanlagegebäudes sowie einem Referenzanlagenraum über einen längeren Betrachtungszeitraum	67
Abb. 3.27	Chlorkonzentration am Einlass des Hilfsanlagegebäudes und resultierende Konzentration im Lüftungssystem sowie einem Referenzanlagenraum	68

Abb. 3.28	Chlorkonzentration im Lüftungssystem des Hilfsanlagengebäudes sowie einem Referenzanlagenraum über einen längeren Betrachtungszeitraum	68
Abb. 3.29	Bildschirmfoto des Grundszenarios 10 s nach Freisetzungsbeginn (760 s)	69
Abb. 3.30	Bildschirmfoto des Grundszenarios 120 s nach Freisetzungsbeginn (870 s)	70
Abb. 3.31	Bildschirmfoto des Grundszenarios 210 s nach Freisetzungsbeginn (960 s)	70
Abb. 3.32	Bildschirmfoto des Grundszenarios 400 s nach Freisetzungsbeginn (1050 s)	71
Abb. 3.33	Chlorkonzentration am Einlass des Schaltanlagengebäudes und resultierende Konzentration im Lüftungssystem sowie einem Referenzanlagenraum.....	72
Abb. 3.34	Chlorkonzentration im Lüftungssystem des Schaltanlagengebäudes sowie einem Referenzanlagenraum über einen längeren Betrachtungszeitraum	73
Abb. 3.35	Chlorkonzentration am Einlass des Hilfsanlagengebäudes und resultierende Konzentration im Lüftungssystem sowie einem Referenzanlagenraum	74
Abb. 3.36	Chlorkonzentration im Lüftungssystem des Hilfsanlagengebäudes sowie einem Referenzanlagenraum über einen längeren Betrachtungszeitraum	74

Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1	Parameter für einen Spannungsdurchschlag bei einem Brand unterhalb der Leiter und bei reiner Luft /YOU 13/ 6
Tab. 2.2	Qualitativer Einfluss verschiedener Parameter auf die notwendige Spannung bzw. den notwendigen Abstand für einen Durchschlag in Luft 12
Tab. 3.1	Varierte Austrittsmengen und Quellstärken der Gefahrstoffe (Grundszenarien fett hinterlegt) 47
Tab. 3.2	AEGL-Werte für Chlorgas /UBA 18/..... 62

**Gesellschaft für Anlagen-
und Reaktorsicherheit
(GRS) gGmbH**

Schwertnergasse 1
50667 Köln
Telefon +49 221 2068-0
Telefax +49 221 2068-888

Boltzmannstraße 14
85748 Garching b. München
Telefon +49 89 32004-0
Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200
10719 Berlin
Telefon +49 30 88589-0
Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4
38122 Braunschweig
Telefon +49 531 8012-0
Telefax +49 531 8012-200

www.grs.de