

Experimentelle und numerische Untersuchungen reaktiver Brandschutzbeschichtungen für Gefahrgut-Transporttanks

Dissertation
zur Erlangung eines Doktorgrades

im
Fachbereich D - Architektur, Bauingenieurwesen,
Maschinenbau, Sicherheitstechnik
der
Bergischen Universität Wuppertal

-Sicherheitstechnik-

vorgelegt von
Diplom-Ingenieur Daniel Christian Blees
aus Herdecke

Wuppertal 2012

Die Dissertation kann wie folgt zitiert werden:

urn:nbn:de:hbz:468-20130820-114855-8

[<http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn=urn%3Anbn%3Ade%3A468-20130820-114855-8>]

Danksagung

Für die Unterstützung der vorliegenden Arbeit, die während meiner Tätigkeit in der Abteilung 3 „Gefahrgutumschließungen“ bei der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) in Berlin in Zusammenarbeit mit dem Fachbereich D Abteilung Sicherheitstechnik der Bergischen Universität Wuppertal entstand, möchte ich allen Beteiligten herzlich danken, insbesondere:

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. e.h. Vorath für die wissenschaftliche Betreuung, die Anregungen bei der Anfertigung der Arbeit seitens der Bergischen Universität Wuppertal.

Herrn Dr.-Ing. Balke für die Unterstützung seitens der BAM Fachbereich 3.2.

Frau Dr.-Ing. Müller für Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit der reaktiven Brandschutzbeschichtungen mit dem Programm IOPT2D sowie bei der Auswertung der Ergebnisse.

Herrn Dr.-Ing. Schalau, der mir das Programm ProNuSs © zur Verfügung stellte, sowie den Mitarbeitern des Fachbereichs 3.2 „Gefahrguttanks und Unfallmechanik“ für die Ratschläge, Diskussionen und vor allem für die Unterstützung bei den experimentellen Untersuchungen.

Zusammenfassung

Durch den Einsatz reaktiver Brandschutzbeschichtungen auf Gefahrgut-Transporttanks wurde experimentell und numerisch untersucht, ob die Feuerwiderstandsdauer für einen Zeitraum > 75 Minuten erhöht werden kann. Reaktive Brandschutzbeschichtungen bilden durch ihre spezifische Zusammensetzung bei einer thermischen Belastung eine schützende Isolierschicht. Zur Eignungsuntersuchung wurden Brandprüfungen an beschichteten Platten durchgeführt. Aus den gewonnenen Ergebnissen der Plattenbrandprüfungen konnte u.a. eine äquivalente Wärmeleitfähigkeit berechnet werden, die zur Simulation eines beschichteten Gefahrguttanks bei einer Unterfeuerung diente. Die Ergebnisse der Plattenbrandprüfungen und der Simulation konnten im Rahmen eines Brandversuchs mit einem beschichteten Tank verifiziert werden.

Eine Feuerwiderstandsdauer > 75 Minuten ist mit reaktiven Brandschutzbeschichtungen möglich.

Abstract

The use of fire protection coating for dangerous goods tanks was analyzed experimentally and numerically for a fire resistance period increased to more than 75 minutes. In a thermal stress, reactive fire protection coatings form due to their specific composition. Panel fire tests were carried out to determine suitability. As a result of the panel fire tests, it was possible to calculate an equivalent thermal conductivity which in turn was used to simulate the fire test on a dangerous goods tank. The results of the panel fire tests, and of the simulation, were verified within the scope of a fire test on a dangerous goods tank with fire protection coating.

A fire resistance period of more than 75 minutes is possible with a fire protection coating.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	xi
Verzeichnis der verwendeten Formelzeichen	xiii
1 Einleitung und Zielsetzung	1
2 Gesetzliche Regelungen zur Beförderung gefährlicher Güter	3
2.1 Einführung	3
2.2 Anforderungen an Transporttanks	3
2.2.1 Anforderungen an Transporttanks im Hinblick auf den Brandschutz	4
3 Darstellung von Gefahrguttransport-Unfällen	7
3.1 Allgemeines	7
3.2 Gefahrguttransport-Unfälle	7
3.2.1 Bemerkungen zu den Gefahrguttransport-Unfällen	10
3.3 Unfallstatistik	11
4 Der BLEVE	13
4.1 BLEVE-Theorie	13
4.1.1 Hot BLEVE	14
4.1.2 Cold BLEVE	14
4.2 Auswirkungen eines BLEVE	15
4.3 Das Behälterbersten	15
4.3.1 Spannungszustand in der Tankwand	15
4.3.2 Das Berstkriterium	16
5 Thermische Belastung von Gefahrguttanks	19
5.1 Grundlagen der Wärmeübertragung	19
5.1.1 Wärmeleitung	19
5.1.2 Wärmestrahlung	20
5.2 Wärmeeintrag in Tanks	21
5.2.1 Brandprüfstand	22
5.2.2 Ermittlung des Wärmeeintrags	22
5.3 Brandschutzmaßnahmen für Gefahrgut-Transporttanks	22
5.3.1 Druckentlastungseinrichtung	23
5.3.2 Thermische Isolierung	24
5.4 Experimentelle Untersuchungen des Verhaltens von Gefahrguttanks bei thermischer Belastung	24
5.4.1 Brandversuch an einem mit Flüssiggas gefüllten Eisenbahnkesselwagens	25

5.4.2	Brandversuch an einem 2750 l Tank mit einem für den Brandfall ausgelegten Sicherheitsventil	25
5.5	Numerische Untersuchungen des Verhaltens von Gefahrguttanks bei thermischer Belastung	27
5.5.1	Beschreibung des Berechnungsprogramms	27
5.5.2	Numerische Simulation des Tankbrandversuchs mit einem für den Brandfall ausgelegten Sicherheitsventil	28
6	Reaktive Brandschutzbeschichtungen	31
6.1	Entwicklung	31
6.2	Aufbau und Wirkungsweise reaktiver Brandschutzbeschichtungen	31
6.3	Applikation	33
7	Anforderungen und Prüfungen reaktiver Brandschutzbeschichtungen	35
7.1	Regelwerke, Normen und Vorschriften zur Verwendung/ Prüfung reaktiver Brandschutzbeschichtungen	35
7.2	Prüfeinrichtungen	37
7.2.1	Kleinprüfstand	37
7.2.2	1 m ³ -Ofen	37
7.3	Brandbeanspruchungen	39
7.3.1	Einheits-Temperaturzeitkurve -ETK	39
7.3.2	BAM-Kurve	39
7.3.3	Kohlenwasserstoffkurve	40
7.3.4	CFR 49 -Procedures for Simulated Pool and Torch-Fire Testing	41
7.4	Durchführung und Auswertung von Plattenbrandprüfungen	42
7.4.1	Schichtdickenmessung	42
7.4.2	Instrumentierung	43
7.4.3	Isolierung	43
7.4.4	Plattenbrandprüfung	44
8	Übertragbarkeit der Ergebnisse von Plattenbrandprüfungen auf Tankbrandversuche	51
8.1	Modell zur Übertragbarkeit	51
9	Numerische Untersuchungen reaktiver Brandschutzbeschichtungen für Gefahrguttanks	57
9.1	Finite-Differenzen-Methode zur Kennwertermittlung	57
9.1.1	Beschreibung und Grundlagen des Berechnungsprogramms IOPT2D	57
9.1.2	Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit aus Brandprüfungen mit beschichteten Platten	63
9.2	Simulation eines beschichteten Gefahrguttanks bei einer Unterfeuerung	67
9.2.1	Simulationsergebnis	68
10	Fazit & Ausblick	71
10.1	Weitere ergänzende Plattenbrandprüfungen mit einem jet fire	72
10.2	Brandversuche mit Gefahrgut-Transporttanks	73
10.3	Entwicklung eines Verfahrens zur Dimensionierung reaktiver Brandschutzbeschichtungen auf Tanks	73

Literaturverzeichnis	75
Abbildungsverzeichnis	81
Tabellenverzeichnis	83
Index	85
Anhang	87
A Anhang	87
A.1 Brandversuch mit einem beschichteten Tank ohne Sicherheitsventil	87
A.2 Ermittlung der kritischen Wandungstemperatur	93
A.3 Mess- und Berechnungsungenauigkeiten	96

Abkürzungen, Formelzeichen

Abkürzungsverzeichnis:

ADN	Accord Européen Relatif au Transport International des Marchandises Dangereuses par Voie de Navigation
ADR	Accord Européen Relatif au Transport international des Marchandises Dangereuses par Route
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
BLEVE	Boiling Liquid Expanding Vapour Explosion
BMVBS	Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung
CFR	Code of Federal Regulations
CGSB	Canadian General Standards Board
DFT	dry film thickness
DGL	Differentialgleichung
ECE	Economic Commission for Europe
ETAG	European Technology Assessment Group
ETK	Einheits-Temperaturzeitkurve
GGBefG	Gefahrgutbeförderungsgesetz
GGVSee	Verordnung über die Beförderung gefährlicher Güter mit Seeschiffen
IAEA	International Atomic Energy Agency
IBC	Intermediate Bulk Container
IMDG-Code	International Maritime Dangerous Goods Code
IMO	International Maritime Organisation
IOPT2D	Instationäre Optimierung 2D
Klep	Kleinprüfstand
LPG	Liquified Petroleum Gas
NASA	National Aeronautics and Space Administration
NFPA	National Fire Protection Association
NiCr-Ni	Nickel-Chrom-Nickel
OTIF	Organisation intergouvernementale pour les transports internationaux ferroviaires
ProNuSs ©	Programm zur numerischen Störfallsimulation
RID	Règlement International Concernant le Transport des Marchandises Dangereuses par Chemins de Fer

TCDD	Tetrachlordibenzodioxin
TTS	Testgelände Technische Sicherheit
UNECE	United Nations Economic Commission for Europe
UStatG	Umweltstatistikgesetz
VCE	Vapour Cloud Explosion

Verzeichnis der verwendeten Formelzeichen:

α	$[1/K]$	Wärmeausdehnungskoeffizient
α	$[W/(m^2K)]$	Wärmeübergangskoeffizient
$\Delta\vartheta$	$[K]$	Temperaturdifferenz
\dot{Q}_{12}	$[W]$	Wärmestrom
$\dot{Q}_{m,gen}$	$[W]$	erzeugter Wärmestrom
$\dot{Q}_{m,zuf}$	$[W]$	zugeführter Wärmestrom
\dot{w}	$[W/(m^3)]$	Wärmestromquellichte
λ	$[W/(mK)]$	Wärmeleitfähigkeit
ρ	$[kg/(m^3)]$	Dichte
σ	$[5,6696 \cdot 10^{-8}W/(m^2K^4)]$	Stefan-Boltzmann-Konstante
σ_φ	$[N/m^2]$	Tangentialspannung
σ_v	$[N/mm^2]$	Vergleichsspannung
σ_x	$[N/m^2]$	Längsspannung
τ	$[N/mm^2]$	Schubspannung
ν	$[-]$	Poissonzahl
ε	$[-]$	Emissionsverhältnis
ε_{OFP}	$[-]$	Emissionskoeffizient der Prüfkörperoberfläche
φ	$[-]$	Einstrahlzahl
φ_{12}	$[-]$	Einstrahlzahl
ϑ_{Li}	$[^\circ C]$	Lufttemperatur
ϑ_{OFP}	$[^\circ C]$	Temperatur der Prüfkörperoberfläche
a	$[m^2/s]$	Temperaturleitfähigkeit
A	$[m^2]$	Tankoberfläche
C	$[-]$	Gaskonstante
c_p	$[J/(kgK)]$	spezifische Wärmekapazität
d	$[m]$	Durchmesser
D_c	$[m]$	maximaler Durchmesser des Feuerballs
E	$[N/mm^2]$	Elastizitätsmodul
F	$[-]$	Isolierungsbeiwert
k	$[W/(m^2K)]$	Wärmedurchgangszahl
l	$[-]$	charakteristische Abmessung des festen Körpers
L	$[kJ/kg]$	Verdampfungswärme
L	$[m]$	Länge
M	$[kg/kmol]$	molare Masse
m	$[kg]$	Masse
m_f	$[kg]$	Masse des Brennstoffs
Nu	$[-]$	Nußeltzahl
O	$[m^2]$	Oberfläche
p	$[Pa, bar, N/m^2]$	Druck

Q	$[m^3/s]$	Volumenstrom
r	$[m]$	Radius
R_m	$[N/m^2]$	Zugfestigkeit
$R_{m\vartheta}$	$[N/m^2]$	rechnerischer temperaturabhängiger Zugfestigkeitskennwert
$R_{p0,2\vartheta}$	$[N/m^2]$	0,2% Dehngrenze bei erhöhter Temperatur
$R_{p0,2}$	$[N/m^2]$	0,2% Dehngrenze
S	$[-]$	Streckgrenzenverhältnis
T	$[K]$	absolute Temperatur
t	$[s]$	Versuchsdauer
t_c	$[s]$	Branddauer
$T_{krit.}$	$[^\circ C]$	kritische Temperatur
T_{sl}	$[^\circ C]$	Superheat limit temperature (Überhitzungstemperatur) bei Atmosphärendruck
t_{wand}	$[mm]$	Wanddicke
V	$[m^3]$	Volumen
Z	$[-]$	Gaskompressibilitätsfaktor

1 Einleitung und Zielsetzung

Im zusammenwachsenden Europa steigt der Bedarf an jederzeit und überall verfügbaren Gütern, was ein stetig wachsendes Verkehrsaufkommen mit sich bringt. Gerade durch den Transport von Gefahrgütern werden Mensch und Umwelt erhöhten Gefährdungen ausgesetzt, da jede Technologie versagen kann. Hier gilt es, durch technische Maßnahmen das Risiko auf ein gesellschaftlich akzeptables Maß zu minimieren.

Wie in der Vergangenheit deutlich wurde, können Unfälle mit Gefahrgütern, insbesondere bei Ausbruch eines Unfallfeuers, gravierende Konsequenzen hervorrufen. Bei den Gefahrgütern der Klasse 2 (brennbare druckverflüssigte Gase) kann es auf Grund der Brennbarkeit und der hohen Energiedichte unter thermischer Belastung eines Tanks in kürzester Zeit zu einem BLEVE (Boiling Liquid Expanding Vapour Explosion), siehe Seite 13, kommen. Eines der am häufigsten zu transportierenden Gefahrgüter der Klasse 2, sowohl auf der Straße als auch auf der Schiene, ist das Propan Gemisch C (UN-Nr. 1965), auch bekannt als LPG .

In der vorliegenden Dissertation „Experimentelle und numerische Untersuchungen reaktiver Brandschutzbeschichtungen für Gefahrgut-Transporttanks“ werden die Anforderungskriterien, die Effektivität und die erforderliche Dimensionierung, entsprechend der Feuerwiderstandsdauer und der Bemessungstemperatur, reaktiver Brandschutzbeschichtungen für Tanks unter Berücksichtigung der Besonderheiten beim Gefahrguttransport ermittelt. Zum gegenwärtigen Zeitpunkt stellen die internationalen Gefahrgutvorschriften, wie z.B. ADR /RID, keine besonderen Anforderungen an Tanks im Hinblick auf den Brandschutz. Lediglich bei der Verwendung von Aluminium als Tankwerkstoff muss der Tank mit einer Isolierung ausgestattet sein, die den Tank für eine Wärmebelastung von 110 kW/m^2 über einen Zeitraum von mindestens 30 Minuten schützen soll. Des Weiteren müssen sogenannte ortsbewegliche Tanks, die im Seeverkehr eingesetzt werden können, mit einer federbelasteten Druckentlastungseinrichtung ausgestattet sein, die für den Brandfall ausreichend ist. In den Nordamerikanischen Gefahrgutvorschriften, u.a. CFR 49, werden sehr konkrete Anforderungen an den Brandschutz von Gefahrguttanks, vor allem für den Transport auf der Schiene, gestellt.

Inzwischen hat das Thema Brandschutz im Gefahrguttransport auch auf internationaler Ebene der Gemeinsamen RID/ADR/ADN-Tagung (GT)¹ an aktueller Bedeutung gewonnen. Auslöser hierfür war ein Unfall am 5. April 2000 in Lillestrøm, Norwegen, bei dem auf Grund eines Zugzusammenstoßes die Gefahr des Berstens von Kesselwagen für mehrere Tage bestand. Zurzeit existiert hierzu eine informelle Arbeitsgruppe (BLEVE-Arbeitsgruppe), die sich mit Präventions- und Verzögerungsmaßnahmen sowie Gefährdungsbeurteilungen für die Gefahrgutbeförderung der Klassen 2 und 3 beschäftigt.

Durch den Einsatz von reaktiven Brandschutzbeschichtungen wird experimentell und numerisch untersucht, ob Tanks einer Wärmebelastung von 75 - 90 Minuten widerstehen können. Dazu ist es zunächst erforderlich, Stahlplattenprüfungen in einem 1 m^3 -Ofen durch-

¹Gemeinsame Tagung des RID-Sicherheitsausschusses und der Arbeitsgruppe für die Beförderung gefährlicher Güter der UNECE

zuführen, um Aussagen zum thermischen Verhalten zu bekommen. Des Weiteren müssen die Prüfkriterien für die Plattenbrandprüfungen definiert werden. Mit Hilfe eines Rechenprogramms wird aus den bei Brandversuchen ermittelten Temperatur-Zeit-Verläufen eine äquivalente Wärmeleitfähigkeit bestimmt, die alle Wärmetransportvorgänge wie Wärmeleitung und Wärmeübertragung durch Konvektion und Strahlung berücksichtigt. Die ermittelte Wärmeleitfähigkeit dient zur numerischen Simulation eines Tankbrandes.

Um die Prüfergebnisse der Plattenbrandprüfungen auf Tanks anzuwenden, ist es notwendig, ein Modell zur Übertragbarkeit der Ergebnisse zu erstellen.

Durch Großbrandversuche auf dem „BAM Testgelände Technische Sicherheit“ werden die ermittelten und für ausreichend angesehenen Schichtdicken verifiziert.

Das Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung (BMVBS) fördert seit 2009 Forschungs- und Entwicklungsvorhaben zum Thema „Verhalten von Gefahrgut tanks im Brandfall unter Berücksichtigung der Füllgüter“ [1]. Ergebnisse und Erkenntnisse aus diesen Vorhaben, insbesondere die aus Großbrandversuchen, fließen in die vorliegende Arbeit ein.

2 Gesetzliche Regelungen zur Beförderung gefährlicher Güter

2.1 Einführung

In der Bundesrepublik Deutschland wird die Beförderung gefährlicher Güter durch das Gefahrgutbeförderungsgesetz -GGBefG [2] geregelt. Hierin wird das Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung mit der Zustimmung des Bundesrates ermächtigt, verkehrsträgerübergreifende Verwaltungsvorschriften von grundsätzlicher Bedeutung über die Beförderung gefährlicher Güter zu erlassen. Durch entsprechende verkehrsträgerspezifische Rechtsverordnungen wird das Gefahrgutbeförderungsgesetz auf den verschiedenen Verkehrsträgern Straße, Schiene, See- und Binnenwasserstraße umgesetzt. Auf Grund der EU-Richtlinie 2008/68/EG [3] gilt das europäische Übereinkommen über die internationale Beförderung gefährlicher Güter auf der Straße/Binnenwasserstraße -ADR/ADN - sowie die Ordnung für die internationale Eisenbahnbeförderung gefährlicher Güter -RID- nicht nur bei grenzüberschreitender Beförderung im europäischen Raum, sondern auch bei innerstaatlicher Beförderung.

Im weltweiten Seeverkehr ist der Transport gefährlicher Güter durch den IMDG-Code - International Maritime Dangerous Goods Code- der International Maritime Organization (IMO) geregelt. Zusätzlich zu diesen UN-Vorschriften gilt in der Bundesrepublik Deutschland noch die Gefahrgutverordnung See -GGVSee.

Durch die Internationale Atomenergie-Organisation (IAEO), mit Sitz in Wien, wird weltweit der Transport radioaktiver Stoffe durch die IAEA Safety Standards [4] geregelt, auf europäischer oder nationaler Ebene existieren hierfür keine weiteren Vorschriften.

Die Inhalte der auf völkerrechtlicher Basis vereinbarten Abkommen ADR/RID [5] und IMDG-Code gehen teilweise auf die UN-Empfehlungen „UN-Recommendations on the Transport of Dangerous Goods“, auch Modellvorschriften genannt, zurück.

Als Pendant zum ADR/RID im europäischen Raum gelten in den Vereinigten Staaten von Amerika der sogenannte Code of Federal Regulations (CFR). Im CFR-Title 49 - Transportation- wird der Transport von Gefahrgütern sowohl auf der Straße als auch auf der Schiene explizit geregelt.

2.2 Anforderungen an Transporttanks

Die Anforderungen an Tanks zur Beförderung gefährlicher Güter orientieren sich an den betrieblichen Gegebenheiten, wie Transportbeanspruchungen, Druck, Temperatur sowie Korrosion. Gefahrgutumschließungen werden nicht oder nur teilweise unfallsicher konstruiert. Auf Grund von wirtschaftlichen Aspekten bevorzugt man die Leichtbauweise

und einen möglichst hohen Füllungsgrad. Hiervon ausgenommen sind die Umschließungen für radioaktive Stoffe, die unfallsicher hergestellt werden müssen. [6] Der Transport von Gefahrgütern, insbesondere Gefahrgüter der Klasse 2 -Gase und gasförmige Stoffe-, kann auf unterschiedlichen Verkehrsträgern mit verschiedenen Tanktypen erfolgen. Auf der Straße kommen vorwiegend Tankfahrzeuge, auf der Schiene hingegen Kesselwagen zum Einsatz. Darüber hinaus ist der Transport auch mit Tankcontainern (Straße und Schiene) oder ortsbeweglichen Tanks nach IMDG-Code (Straße, Schiene -innerhalb des ADR/RID-Raums- und Seeverkehr -weltweit-) möglich.

In den Kapiteln 4.2, respektive Abschnitt 4.2.3 für Gase, und Kapitel 6.7 des ADR/RID werden Verwendung bzw. der Bau und die Prüfungen von ortsbeweglichen Tanks geregelt. Tankfahrzeuge, Kesselwagen und Tankcontainer werden im Hinblick auf ihre Verwendung bzw. Bau und Prüfungen in den Kapiteln 4.3 bzw. 6.8 geregelt, für Gefahrgüter der Klasse 2 sind zusätzlich die Sondervorschriften in Abschnitt 6.8.3 zu beachten.

Abhängig von dem zu transportierenden Gefahrgut ergeben sich dann die Anforderungen an den Tankwerkstoff. Als Werkstoff zur Herstellung von Tanks für Gefahrgüter der Klasse 2 werden häufig Feinkornbaustähle verwendet. Die erforderliche Mindestwanddicke des Tankmantels und der Böden hängt u.a. von dem verwendeten Tankwerkstoff, dem zu transportierenden Gefahrgut, der Größe des Tanks (Durchmesser größer oder kleiner als 1,80 m) sowie dem Betriebsdruck ab.

Sollte der Tank mit einer Wärmeisolierung ausgestattet sein, so kann der Prüf- bzw. Betriebsdruck um 2 bar reduziert werden. Zum gegenwärtigen Zeitpunkt ist als Wärmeisolierung entweder ein Sonnenschutz, der mindestens das obere Drittel, höchstens aber die obere Hälfte der Tankoberfläche bedeckt, oder eine vollständige aus isolierenden Stoffen bestehende Umhüllung zulässig (ADR/RID 6.8.3.2.14).

2.2.1 Anforderungen an Transporttanks im Hinblick auf den Brandschutz

Die Anforderungen an die Tanks zur Beförderung von gefährlichen Gütern im Hinblick auf den Brandschutz sind weltweit nicht harmonisiert und werden abhängig von den unterschiedlichen Verkehrswegen Straße, Schiene und See auch in Europa nicht einheitlich geregelt. Der folgende Regelwerksvergleich zwischen dem ADR/RID -Kapitel 6.7 und Kapitel 6.8-, dem IMDG-Code und den nordamerikanischen Regelungen, wie CFR 49, verdeutlicht die unterschiedliche Handhabung von Brandschutzmaßnahmen bei Gefahrgut-Transporttanks. Einerseits ergeben sich die Unterschiede aus den Verkehrswegen selbst, aber auch die Erfahrungen aus Unfällen führen zu einer differenzierten Risikoeinschätzung.

Anforderungen nach Kapitel 6.7 ADR/RID

Nach Kapitel 6.7 ADR/RID, den Modellvorschriften der UNO, die für ortsbewegliche Tanks weltweit gelten, sind die Anforderungen an den Bau und die Prüfung von ortsbeweglichen Tanks geregelt. Neben den allgemeinen Anforderungen an die metallenen Tankkörper, wie z.B. die Schweißbarkeit, sind auch Anforderungen hinsichtlich der Belastbarkeit eines Tanks im Feuer enthalten. Sollte Aluminium als Werkstoff verwendet werden,

so muss der Tank mit einer Isolierung versehen sein, die eine Verringerung der physikalischen Eigenschaften bei einer Wärmestromdichte von 110 kW/m^2 über einen Zeitraum von mindestens 30 Minuten verhindert. Bei jeder Temperatur unterhalb von 649°C muss die Isolierung wirksam bleiben und zusätzlich mit einem Werkstoff ummantelt sein, der einen Schmelzpunkt von mindestens 700°C hat.

Die angegebene Wärmestromdichte gilt für alle ortsbeweglichen Tanks aus allen Werkstoffen. [1]

Alle ortsbeweglichen Tanks sind mit mindestens einer Druckentlastungseinrichtung auszurüsten (6.7.2.7.1). Sie dienen zur Begrenzung eines möglichen ansteigenden Betriebsüberdrucks durch selbsttätiges Öffnen. Die Anforderungen an die Abblasmenge der Druckentlastungseinrichtungen sind in Kapitel 6.7, getrennt nach den Gefahrgütern, angegeben. Danach wird unterschieden zwischen flüssigen Stoffen und nicht tiefgekühlt verflüssigten Gasen. Die Gesamtabblasmenge der Druckentlastungseinrichtung für nicht tiefgekühlte verflüssigte Gase muss so ausreichend sein, dass bei einer vollständigen Feuereinwirkung der Druck im Tankkörper auf einen Wert von höchstens 20 % über dem Ansprechdruck begrenzt wird. Für verflüssigte Gase dürfen nur federbelastete Druckentlastungseinrichtungen verwendet werden.

Anforderungen nach Kapitel 6.8 ADR/RID

Nach Kapitel 6.8 (Absatz 6.8.3.2.3) der europäischen Vorschriften für den Straßen- und Schienenverkehr ADR/RID müssen alle Öffnungen für das Füllen bzw. Entleeren eines Tanks für verflüssigte entzündbare und/oder giftige Gase mit einer innen liegenden schnell schließenden Absperreinrichtung versehen sein, die automatisch bei einem ungewollten Verschieben oder einem Brand schließt. Es werden keine weiteren baulichen Anforderungen, mit Ausnahme für Tanks für die Beförderung organischer Peroxide, im Hinblick auf den Brandschutz gestellt. [1]

Auszüge aus den nordamerikanischen Regelungen

Im Vergleich zu den hiesigen Vorschriften und Regelwerken existieren in den USA, im CFR 49 [7], und in Kanada, im CGSB-43.147, sehr konkrete Anforderungen bezüglich des Brandschutzes beim Gefahrguttransport. Im Eisenbahnverkehr sind für Kesselwagen, die verflüssigte entzündbare Gase transportieren, Druckentlastungseinrichtungen und eine thermische Isolierung vorgeschrieben. Im CFR 49 Part 179 (§ 179.18 Thermal protection systems) sind die Anforderungen, die ein Brandschutzsystem erfüllen muss, definiert. Ein pool fire von 100 Minuten und ein torch fire von 30 Minuten werden zur Eignungsuntersuchung der Brandschutzbeschichtung bei Kesselwagen angewendet.

Im Straßentransport werden, hauptsächlich für die Beförderung von verdichteten Gasen, Druckentlastungseinrichtungen verlangt (CFR 49 § 178.337), jedoch keine thermische Isolierung.

3 Darstellung von Gefahrguttransport-Unfällen

3.1 Allgemeines

Beim Transport und der Lagerung von Gefahrgütern bzw. Gefahrstoffen ist es in der Vergangenheit immer wieder zu schweren Unfällen gekommen. Oft sind die Auswirkungen verheerend für Mensch und Umwelt. Wie so häufig in der Sicherheitstechnik wurden auch hier teilweise die Ereignisse zum Anlass genommen, die einschlägigen Vorschriften zu verändern, neue Technologien einzusetzen bzw. internationale Fachgremien einzuberufen.

So kam es am 10. Juli 1976 zu einer Umweltkatastrophe in der norditalienischen Stadt Seveso, bei der Trichlorphenol und TCDD (Dioxine und Furane) in die Umgebung gelangten. Die europäische Staatengemeinschaft reagierte auf dieses Ereignis mit der Einführung einer Richtlinie zur Beherrschung der Gefahren bei schweren Unfällen mit gefährlichen Stoffen. In Deutschland ist die Seveso-II-Richtlinie in der 12. Verordnung des Bundes- Immissionsschutzgesetzes der Störfallverordnung umgesetzt. Diese gilt für alle Betriebsbereiche (z.B. Produktionsanlagen, Lager), in denen gefährliche Stoffe oberhalb einer sogenannten Mengenschwelle vorhanden sind.

Am 19. November 1984 kam es in San Juan Ixhuatepec, Mexico City, in einer Lager- und Verteilanlage für LPG zu einer Katastrophe mit 500 Toten und 2000 Verletzten. Etwa 60.000 Menschen mussten aus ihren Häusern evakuiert werden. Durch zahlreiche BLE-VEs wurden große Teile der Anlage zerstört, teilweise flogen Tankfragmente mit einem Gewicht von mehr als 10 t bis zu 890 m weit. [8]

3.2 Gefahrguttransport-Unfälle

Das Risiko beim Transport von Gefahrgütern ist stoff-, mengen- und verkehrsträgerbezogen. Die Wahrscheinlichkeit für ein Stoff-Freisetzungereignis ist beim Transport höher als bei stationären Anlagen. Auf Grund der nicht vorhersehbaren Stoff-Freisetzungsorte ist die Notfallplanung beim Transport schwieriger. [9]

Um einen Eindruck der Auswirkungen von Gefahrguttransport-Unfällen zu gewinnen, wird im Folgenden eine Auswahl nationaler und internationaler Ereignisse kurz vorgestellt.

Crescent City, Illinois, USA, 21. Juni 1970

„Bei einer Zugentgleisung sprangen 15 Wagen, davon neun Großkesselwagen, aus den Schienen. Aus einem beschädigten Kesselwagen wurde Propan freigesetzt, das sich ent-

zündete. Die Hitzeeinwirkung durch den Brand führte zum Ansprechen der Sicherheitsventile weiterer Propan-Kesselwagen und schließlich zum Aufreißen von fünf Kesselwagen. Der Brand griff auch auf das Geschäftszentrum der Stadt über und konnte erst nach 56 Stunden gelöscht werden.“ [10]

Nach [11] hatte der BLEVE folgende Dimensionen:

- insgesamt wurde eine Masse von ca. 75 t Propan verbrannt,
- Höhe des Feuerballs ca. 250 m,
- von Augenzeugen geschätzter Durchmesser des Feuerballs ca. 150-200 m, berechneter Durchmesser ca. 245 m

Los Alfaques, Spanien, 11. Juli 1978

Am 11. Juli 1978 ereignete sich ein Unfall auf dem spanischen Campingplatz Los Alfaques, der weitreichende Konsequenzen für die Beförderung von Gefahrgütern mit sich brachte. Auf einer Breite von 200 m liegt der Campingplatz zwischen Meer und einer Straße. Der Tank eines Tankfahrzeuges, befüllt mit Propylen (UN-Nr. 1077), versagte auf der Höhe des Campingplatzes. Das freiwerdende Propylen, das schwerer ist als Luft, dehnte sich in Richtung des Campingplatzes aus. Durch eine vorhandene Zündquelle, eventuell ein Grill, entzündete sich das Gas. Es kam zu einer Explosion, Teile des Tankfahrzeuges wurden ca. 300 m weit weg geschleudert, und es entstand ein großer Feuerball. Der Unfall forderte mehr als 200 Menschenleben, und über 400 Personen wurden teilweise schwer verletzt. Untersuchungen ergaben, dass der füllungsfreie Raum im Tank nicht eingehalten worden war. Dadurch konnte sich das flüssige Gas nicht ausdehnen. Hinzu kam, dass der Tank aus einem spröbruchempfindlichen Stahl hergestellt wurde, was ein schlagartiges Versagen des Tanks begünstigte. Als Konsequenz aus diesem Ereignis schrieb die Bundesrepublik Deutschland für die Fahrer von Gefahrguttransporten sogenannte Gefahrgutfahrerschulungen vor. Auch die spanischen Behörden zogen Konsequenzen aus diesem Ereignis, u. a. wurden nach jahrelanger Diskussion mit der Wirtschaftskommission für Europa (ECE WP.15) spröbruchempfindliche Stähle (sogenannter T1-Stahl, wie bei dem Unfallfahrzeug) durch Änderung des ADR verboten. [12]

Palermo, Italien, 18. März 1996

In einem Autobahntunnel kam es auf regennasser Fahrbahn, ca. 100 m nach der Tunnelleinfahrt, zu einer Kollision mit mehreren Fahrzeugen. Ein folgendes Tankfahrzeug stoppte noch rechtzeitig 50 m nach der Tunnelleinfahrt. Ein mit mehreren Personen besetzter Bus fuhr mit hoher Geschwindigkeit in das Tankfahrzeug und verursachte dort ein Leck. Zunächst kam es zu einer kleineren Explosion, das entweichende Gas entzündete sich an einem brennenden Fahrzeug aus der vorhergegangenen Kollision. Hierbei wurden zahlreiche Menschen verletzt, einige waren so schwer verletzt, dass sie aus eigener Kraft den Tunnel nicht mehr verlassen konnten. Wenige Minuten nach der ersten Explosion kam es zu einem BLEVE. Die zurückgebliebenen Verletzten wurden hierbei getötet. Das Feuer breitete sich im gesamten Tunnel aus. [13]

Schönebeck (Elbe) , Deutschland, 03. Juni 1996

„Am 01.06.1996 kam es [...] in Schönebeck zu einem folgenschweren Eisenbahnunfall. Durch die Entgleisung eines Gefahrgutzuges, der aus 18 Kesselwagen mit jeweils 58 Tonnen flüssigem Vinylchlorid bestand, kam es zur Explosion eines Kesselwagens mit einer anschließenden Feuerwalze. Die Folge war ein mehrtägiger Brand von insgesamt fünf weiteren Kesselwagen, der bis zum 03.06.1996 [...] dauerte.“ [14]

Elsterwerda, Deutschland, 20. November 1997

„In den frühen Morgenstunden des 20. November 1997 kam es zu einer schweren Brandkatastrophe in [...] Elsterwerda. Ein Güterzug mit 22 Kesselwagen - gefüllt mit bleifreiem Normalbenzin - fuhr in den Bahnhof der Stadt ein. Bei der Einfahrt entgleisten mehrere Wagen, einige von ihnen stürzten um. Dabei explodierte ein Waggon, weitere schlugen leck, auslaufendes Benzin entzündete sich und setzte Kesselwagen und Umgebung in Brand.“ Auf Grund der Explosion eines Kesselwagens wurden zwei Menschen getötet und mehrere schwer verletzt. [15]

Marl, Deutschland, 24. Dezember 1997

„Am 24. Dezember 1997 barst gegen 7 Uhr 40 im Bahnhof Ost der Hüls AG ein mit Propen befüllter Druckgaskesselwagen. Das Propen stammte aus der Ukraine. An der Grenze zu Polen mußte das Propen aufgrund der unterschiedlichen Spurweiten der Druckgaskesselwagen umgefüllt werden.“ [16] Bei einer Kontrollwägung wurde eine Überfüllung des Druckgaskesselwagens von ca. 16 t festgestellt. Daraufhin stellt man den Kesselwagen auf einen separaten Gleisabschnitt, um den Innendruck über Nacht durch Abkühlung zu reduzieren. Eine Temperaturerhöhung während der Nacht von ca. 6 K führte zu einem weiteren Druckanstieg im Kesselwagen und schließlich zum Versagen. Hierbei wurden spontan 68 450 kg freigesetzt. Durch günstige Witterungsbedingungen (u.a. Regen) bildete sich kein explosionsfähiges Gemisch. Als Unfallursache ist die unzulässige Überfüllung des Druckgaskesselwagens in Verbindung mit einer Temperaturerhöhung, die während des Transports von Osteuropa nach Marl herrschte, zu sehen. [16]

Lillestrøm, Norwegen, 05. April 2000

Wie in der Einleitung erwähnt, bildete ein Unfall mit einem Brand eines Eisenbahn-Kesselwagens in Norwegen den Ausgangspunkt für die erneute internationale Diskussion über Schutzmaßnahmen an Tanks zur Verhinderung bzw. Verzögerung eines BLEVE. Am 5. April 2000 kam es zu einem Zusammenstoß zweier Züge in einem bebauten Gebiet an der Bahnstation Lillestrøm. Zwei Kesselwagen, befüllt mit LPG, gerieten durch die Kollision in Brand. Für 3 - 5 Tage mussten 2000 Menschen evakuiert werden, die Bahnlinie von und nach Oslo war für 4 Tage gesperrt. Die Unfallursache war ein Versagen der Bremsen des Zuges. Der deutsche Kesselwagen, der in den Unfall involviert war, war mit einem Sonnenschutzdach ausgestattet, jedoch nicht mit einem Sicherheitsventil.

Als Reaktion auf diesen Unfall stellte die Norwegische Regierung den Antrag bei der Gemeinsamen ADR/RID/ADN-Tagung, folgende Schutzmaßnahmen vorzusehen:

- Verbot von Sonnenschutzdächern
- Ausstattung der Kesselwagen mit Sicherheitsventilen
- Komplette thermische Isolierung [17]

Osnabrück, Deutschland, 17. März 2004

Am 17. März 2004 entgleiste ein Güterzug im Bereich des Bahnhofs Osnabrück. Ein mit Propan-/Butan-Gemisch befüllter Kesselwagen wurde dabei beschädigt, und austretendes Gasgemisch entzündete sich. Durch einen Großeinsatz der Feuerwehr konnten durch sofort eingeleitet Kühlmaßnahmen, u.a. unter Zuhilfenahme eines Flugfeldlöschfahrzeuges der Flughafen-Feuerwehr Münster/ Osnabrück, eine Brandausbreitung sowie ein BLEVE verhindert werden. Nach Angaben der Deutschen Bahn AG hatten die ersten drei Kesselwagen jeweils ein Volumen von 95 m³ und waren mit 39 t Propan-/Butan-Gemisch (UN-Nr. 1965) befüllt. Der ebenfalls umgekippte vierte Kesselwagen enthielt Propylen (UN-Nr. 1077). Während des 5 tägigen Feuerwehreinsatzes waren mehr als 770 Einsatzkräfte im Einsatz, insgesamt mussten 86 Menschen aus den anliegenden Häusern evakuiert werden. [18]

Manila, Philippinen, Februar 2007

„... Bei der Explosion eines mit Flüssiggas beladenen Lastwagens sind auf den Philippinen mindestens 26 Menschen umgekommen, teilten die Behörden [...] mit. Der Lkw sei explodiert, als ein vollbesetzter Bus vorbeigefahren sei. Dieser sei durch Wucht der Detonation auseinander gerissen worden. Teile seien noch 800 Meter vom Unglücksort entfernt gefunden worden. Die Zahl der Opfer könne nach Militärangaben noch bis auf 50 steigen.“ [19]

3.2.1 Bemerkungen zu den Gefahrguttransport-Unfällen

Aus den vorgestellten Ereignissen wird deutlich, dass menschliches Fehlverhalten häufig als Unfallursache im Vordergrund steht. Das Nichtbeachten von Gefahren im Straßenverkehr, wie in den Fällen Palermo und Manila, sowie die Überfüllung von Tanks, wie im Fall Marl, und die Verwendung nicht geeigneter Werkstoffe (Los Alfaques) führte häufig zu den Ereignissen. Im Fall Manila kann sicherlich auch von einem defizitären Gefahrenbewusstsein gesprochen werden.

Das Landgericht Cottbus sieht ebenfalls menschliches Versagen als Ursache für die Eisenbahnkatastrophe von Elsterwerda. [20]

In dem Bericht „Ermittlung sicherheitstechnischer Kriterien zur Flüssiggastechnologie und Herleitung geeigneter Sicherheitsstandards“ [21] kommen die Autoren unter Berücksichtigung zahlreicher Ereignisse zu dem Ergebnis, dass „menschliches Versagen unterschiedlichster Art in allen Bereichen im Vordergrund“ [21] steht. „Häufig steht Unkenntnis oder Unachtsamkeit über Sicherheitspflichten und über die vom Flüssiggas ausgehenden Gefahren dahinter. Bei Umschlag und Handhabung besteht wegen möglicher menschlicher Handlungen ein besonderes Fehlerrisiko.

Vorkehrungen zur Vermeidung oder Begrenzung von Bedienungsfehlern oder anderem

Fehlverhalten sind oft unzureichend.“ [21]

Aus dem Unfallbericht des Zugunglückes von Crescent City geht hervor, dass trotz vorhandener Sicherheitsventile ein Bersten der Kesselwagen durch die Ventile nicht verhindert werden konnte. Weitere Ausführungen zum Thema Sicherheitsventil siehe Abschnitt 5.3.1.

3.3 Unfallstatistik

Die Aufbereitung und Auswertung von Unfallstatistiken sowie die Erhebung und Auswertung einzelner Gefahrgutunfälle spielen für die Sicherheitstechnik eine wichtige Rolle. Hieraus lassen sich Erkenntnisse und Maßnahmen zur sicherheitstechnischen Weiterentwicklung von Gefahrgutumschließungen ableiten. Des Weiteren können Unfallstatistiken als Hilfestellungen bei Entscheidungen z.B. im Bereich der Landnutzungsplanung oder der Gefahrguttransportlogistik dienen. [22] Nach ADR/RID 1.8.5 [5] sind Unfälle, die sich beim Befüllen, bei der Beförderung oder beim Entladen mit Gefahrgütern ereignen, in Form eines Berichtes bei den zuständigen Behörden zu melden. Da die meldepflichtigen Unfälle von den zuständigen Behörden nicht publiziert werden, ist es nur schwer möglich eine vollständige, verkehrsträgerübergreifende Unfallstatistik über Gefahrgutunfälle, insbesondere zu BLEVEs, zu erhalten.

Auf Grund des Unfallstatistikgesetzes von 2005 (UStatG) müssen Unfälle mit wassergefährdenden Stoffen erhoben werden. In § 9 des UStatG „Erhebungen der Unfälle beim Umgang mit und bei der Beförderung von sowie der Anlagen zum Umgang mit wassergefährdenden Stoffen“ sind die Häufigkeit der Erhebungen und die Erhebungsmerkmale festgelegt.

Vom Statistischen Bundesamt wird jährlich ein Bericht über „Unfälle mit wassergefährdenden Stoffen“ [23] veröffentlicht. Hieraus lässt sich die Häufigkeit von Gefahrgutunfällen und die Freisetzungsmenge im Zusammenhang mit wassergefährdenden Stoffen entnehmen.

Gefahrstoffklasse:	Anzahl:	Freisetzungsmenge: [m³]
1 (Explosive Stoffe)	2	2,3
2 (Gase)	2	0,2
3 (Entzündbare flüssige Stoffe)	64	60,3
4.1 (Entzündbare feste Stoffe)	1	0,1
5.2 (Organische Peroxide)	1	0,1
6.1 (Giftige Stoffe)	5	25,1
8 (Ätzende Stoffe)	10	4,8
9 (Verschiedene gefährliche Stoffe)	6	1,2
gesamt:	91	94,1

Tabelle 3.1: Gefahrgutunfälle 2007: Anzahl und freigesetzte Menge nach Gefahrgutklasse [23]

Aus Tabelle 3.1 wird deutlich, dass im Jahr 2007 Gefahrgut der Klasse 3 am häufigsten und mit den größten Mengen freigesetzt wurde.

4 Der BLEVE

Unter dem Begriff BLEVE (Boiling Liquid Expanding Vapour Explosion) versteht man das Versagen einer Umschließung bei gleichzeitiger Freisetzung des Inhaltes mit anschließender Zündung/ Explosion. Bei dem Inhalt handelt es sich um eine Flüssigkeit, deren Temperatur sich zum Zeitpunkt des Versagens über dem Siedepunkt befindet. Die Konsequenzen eines solchen BLEVE sind Trümmerflug, Druckwellen sowie Feuerbälle. Das Versagen einer Umschließung kann u.a. durch folgende Ursachen ausgelöst werden: Werkstofffehler, Materialermüdung, Risse, Korrosion sowie eine Überschreitung des Prüfdruckes. Eine Überschreitung des Prüfdruckes entsteht durch eine Überfüllung, eine durchgehende Reaktion oder durch Wärmeeintrag, z.B. Unterfeuerung. [11, 24]

4.1 BLEVE-Theorie

Das Phänomen BLEVE wurde von mehreren Wissenschaftlern untersucht, die mit Hilfe von Theorien die im Tank ablaufenden Mechanismen bis zum Eintreten des BLEVE erläutern. Grundsätzlich muss festgehalten werden, dass keine Theorie alle BLEVE-Phänomene/ Ereignisse vollständig berücksichtigt. Im Folgenden soll die Theorie von Reid [25, 26], die auf der Basis überhitzter Flüssigkeiten basiert und in zahlreichen Veröffentlichungen, z.B. [24], herangezogen wird, kurz vorgestellt werden. Mit der Erwärmung einer Flüssigkeit steigt die Temperatur und in einem geschlossenen Tank auch der Druck. Nach Reids Theorie befindet sich vor dem Bersten des Tanks die Flüssigphase im Gleichgewicht mit der Dampfphase, entsprechend der Dampfdruckkurve. Mit dem Bersten des Tanks fällt der Druck schlagartig ab und das Gleichgewicht zwischen den zwei Phasen ist nicht mehr vorhanden, so dass die überhitzte Flüssigkeit an den Grenzflächen Flüssigkeit-Dampf und Flüssigkeit-Behälterwand spontan verdampft. Diese spontane Verdampfung ist nach Reid nur möglich, wenn die Flüssigkeit ihre Überhitzungstemperatur erreicht hat. Sollte sich die Temperatur der Flüssigkeit im Tank oberhalb der Überhitzungstemperatur befinden, so ist mit einem BLEVE zu rechnen. Unterhalb ihrer Überhitzungstemperatur wird die Flüssigkeit bei einem plötzlichen Druckabfall nicht siedend, weil die Kräfte zwischen ihren Molekülen stärker sind als die Kräfte an den Grenzflächen. Nach [25] liegt die Überhitzungstemperatur T_{sl} bei ca. 90 % der kritischen Temperatur $T_{krit.}$ eines Gases.

Reid und weitere Wissenschaftler legen die Überhitzungstemperatur von Propan auf 53 °C bei atmosphärischem Druck fest. [11]

Aus zahlreichen Versuchen, u.a. siehe [1], ist bekannt, dass ein BLEVE auch unterhalb der Überhitzungstemperatur möglich ist.

Im Rahmen eines Forschungsprojekts stellte Birk [27] fest, dass es zwei verschiedene Typen von BLEVE, einen cold und einen hot BLEVE, gibt.

4.1.1 Hot BLEVE

Unter einem hot BLEVE wird das Bersten eines Tanks verstanden, dem ein Wärmeeintrag von einigen Minuten vorausgegangen ist. Das Versagen des Tanks erfolgt in der Regel in einem Zwei-Schritt-Prozess. Zunächst bildet sich auf Grund der Spannungsverteilung in axialer Richtung im Tankscheitel ein Riss. Dadurch wird eine Zweiphasenströmung möglich, die einen Druckabfall im Tank begünstigt. Die Flüssigkeit beginnt zu siedeln, und es kommt zum BLEVE. Nach [27] ist bekannt, dass die Flüssigkeitstemperatur bei den durchgeführten Versuchen während eines hot BLEVE bei ca. 54 °C lag und somit über der Überhitzungstemperatur.

4.1.2 Cold BLEVE

Ein sogenannter cold BLEVE kann eintreten, wenn ein Tank, z.B. durch einen Unfall, erheblich beschädigt wurde. Nach [27] ist ein spontanes Versagen eines Tanks ohne Wärmeeintrag möglich. Bei einem Brandversuch mit einem defekten Tank kam es in weniger als zwei Minuten zu einem BLEVE. Das vorhandene Sicherheitsventil öffnete sich nicht. Die Flüssigkeitstemperatur lag bei ca. 37 °C und damit unterhalb der Überhitzungstemperatur. Der BLEVE lief in einem Ein-Schritt-Verfahren ab.

Nr.	Tankgröße	Füllgrad	Sicherheitsventil	Gasraumtemperatur	Flüssigkeitstemperatur	Druck	Branddauer
1	4,85 m ³	50 %	1"	138 °C	71 °C	24,4 bar	11,2 min
2	4,85 m ³	50 %	1"	86 °C	87 °C	39 bar	7,3 min
3	4,85 m ³	50 %	1"	77 °C	78 °C	30,5 bar	9 min
4	4,85 m ³	85 %	2"	48 °C	46 °C	15 bar	8 min
5	45,36 m ³	22 %	—	280 °C	68,8 °C	25 bar	15 min
6	2,75 m ³	50 %	2"	40 °C	40 °C	13,2 bar	6 min

Tabelle 4.1: BLEVE-Versuche bei der BAM

Wie aus der Tabelle 4.1 deutlich wird, versagt ein sich im Feuer befindender Tank innerhalb von ca. 10 Minuten. Die Flüssigkeitstemperaturen liegen zum Zeitpunkt des Versagens in der Regel über der Überhitzungstemperatur von 53 °C.

Bei allen Versuchen wurde Propan Gemisch C (UN-Nr. 1965) als Füllgut verwendet. Alle Tanks waren mit einem 1" bzw. 2" Sicherheitsventil ausgestattet, mit Ausnahme des Kesselwagens (Versuchs-Nr. 5). Da der Kesselwagen eine Wanddicke von ca. 15 mm hatte, konnte er dem Wärmeeintrag und dem damit verbundenen Festigkeitsverlust länger widerstehen als die anderen Tanks, die eine Wanddicke von ca. 6 mm hatten. Die Messdaten aus Tabelle 4.1 lassen sich mit den folgenden Gleichungen zur Berechnung des Dampfdrucks p von Propan C_3H_8 bzw. n-Butan $n-C_4H_{10}$ überprüfen. [28]

C_3H_8

$$\lg p = 6,2886 - \frac{987}{T} \quad (4.1)$$

$n - C_4H_{10}$

$$\lg p = 6,5586 - \frac{1245,14}{T} \quad (4.2)$$

Gültigkeitsbereich: $T=230 - 350$ K, p in [kPa]

4.2 Auswirkungen eines BLEVE

Wie schon erwähnt, sind Trümmerflug, Druckwelle und Feuerball die Auswirkungen eines BLEVE. Zum Zeitpunkt des Versagens der Umschließung wird die gesamte Stoffmenge freigesetzt, verdampft und entzündet sich durch die Flammen. Dabei entsteht ein Feuerball, der abbrennend nach oben steigt. Zur Berechnung des Durchmessers und der Abbranddauer eines Feuerballs sind mehrere Beziehungen veröffentlicht worden. In [11] werden u.a. die folgenden Gleichungen dafür verwendet:

$$D_c = 5,8m_f^{\frac{1}{3}} \quad (4.3)$$

$$t_c = 0,45m_f^{\frac{1}{3}} \quad \text{für } < 30\,000 \text{ kg} \quad (4.4)$$

$$t_c = 2,6m_f^{\frac{1}{6}} \quad \text{für } > 30\,000 \text{ kg} \quad (4.5)$$

Hierbei wird nur die Masse des Brennstoffs (m_f) berücksichtigt.

4.3 Das Behälterbersten

Durch thermische Belastung eines Tanks steigt der Innendruck bei gleichzeitigem Festigkeitsverlust der Tankwand. Um abzuschätzen, ob und wann der Tank versagen wird, ist es erforderlich, die auftretenden Spannungen im Tank auf Grund der Druckerhöhung und des Wärmeeintrages zu kennen und mit den Werkstoffkennwerten des Tankwerkstoffs zu vergleichen. Der Tank wird durch axiale, radiale und tangential Spannungen belastet. Um die genaue Spannungsverteilung in der Tankwand zu ermitteln, sind komplexe Berechnungen erforderlich, die Kenntnisse über die Temperaturverteilung sowie temperaturabhängige Festigkeitseigenschaften des Tankwerkstoffes voraussetzen. Da die genaue Temperaturverteilung in der Tankwand, z.B. bei einem Unfallfeuer, nicht bekannt ist, wird mit Hilfe eines vereinfachten Modells, bei dem die Spannungsproblematik von einem dreidimensionalen auf einen zweidimensionalen Spannungszustand reduziert wird, eine Vorhersage zum Zeitpunkt des Versagens durchgeführt. Hierfür sind einige Annahmen zu definieren:

Der Tank wird als ein dünnwandiger Zylinder oder als eine Kugel betrachtet, die Spannungsverteilung wird entsprechend der Membranspannungstheorie, bei der an jeder Stelle der Tankwand eine homogene Spannungsverteilung vorausgesetzt wird, angenommen. Die Hauptspannungen im Tank liegen im Wesentlichen in der Normalspannung, Tangentialspannung σ_φ und Längsspannung σ_x . Die im Folgenden beschriebene Methode zur Abschätzung, ob und wann ein Tank bei einer Unterfeuerung versagen wird, orientiert sich an dem in [29] vorgestellten vereinfachten Verfahren.

4.3.1 Spannungszustand in der Tankwand

Die Spannungen in einer Tankwand ergeben sich einerseits durch die Druckerhöhung in dem Tank, als auch durch die Temperaturdifferenz zwischen der Tankaußen- und der

Tankinnenwand. Mit den sog. Kesselformeln lassen sich die Tangentialspannung σ_{φ_p} und die Längsspannung σ_{x_p} auf Grund der Druckerhöhung bestimmen.

$$\sigma_{\varphi_p} = \frac{p \cdot d_m}{2 \cdot t_{wand}} \quad (4.6)$$

$$\sigma_{x_p} = \frac{p \cdot d_m}{4 \cdot t_{wand}} \quad (4.7)$$

mit

$$d_m = \frac{d_a + d_i}{2}$$

Die Gleichungen 4.6 und 4.7 sind wegen der Annahme $t_{wand} \ll r$ bzw. wegen des zugrundegelegten ebenen Normalspannungszustandes nur für dünne Wanddicken gültig. Bei dickwandigen Tanks müsste auch die radiale Spannung und damit die Veränderung in radialer Richtung berücksichtigt werden. [30] Die Spannungen in der Tankwand auf Grund der Temperaturdifferenz zwischen Außen- und Innenwand sind im Vergleich zu den Spannungen auf Grund des Tankinnendrucks sehr klein. Dies rechtfertigt zur Abschätzung der Spannungen die Anwendung eines einfachen Modells.

Hierfür sind die nach den Hookeschen Gesetzen bekannten Deformationsgleichungen anzuwenden. Da die Spannungen infolge der Temperaturdifferenz betrachtet werden, sind die Gleichungen mit einem $\Delta\vartheta$, die Temperaturänderung gegenüber dem spannungslosen Zustand, und mit einem Wärmeausdehnungskoeffizient α zu ergänzen. [31]

Mit der folgenden Näherungsformel können die Tangentialspannung und die Längsspannung infolge der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Außen- und Innentankwand abgeschätzt werden. Der Ausdruck in der eckigen Klammern in Gleichung 4.8 ist für dünnwandige Tanks ≈ 1 .

$$\sigma_{\varphi_T} = \sigma_{x_T} = \frac{E \cdot \alpha \Delta\vartheta}{1 - \nu} \frac{1}{2} \left[1 - \frac{t_{wand}}{3 \cdot r_m} \right] \quad (4.8)$$

mit

$$r_m = \frac{r_a + r_i}{2}$$

Die Gesamtspannung in der Tankwand ergibt sich aus der Summe der Spannungen infolge des Tankinnendrucks und der Temperaturdifferenz zwischen Tankaußen- und Tankinnenwand.

$$\sigma_{\varphi} = \sigma_{\varphi_p} + \sigma_{\varphi_T} \quad (4.9)$$

bzw.

$$\sigma_x = \sigma_{x_p} + \sigma_{x_T} \quad (4.10)$$

4.3.2 Das Berstkriterium

Um ein Versagenskriterium eines dünnwandigen Tanks zu definieren, ist es erforderlich den mehrachsigen Spannungszustand auf eine einachsige Vergleichsspannung σ_v zurückzuführen. Dies ermöglicht einen Vergleich zwischen der Beanspruchung des Tanks und den in Versuchen ermittelten Werkstoffkennwerten, die unter einachsiger Beanspruchung ermittelt wurden. Bei einer thermischen Belastung eines mit druckverflüssigtem Gas befüllten Tanks wird die Tankwand in der Flüssigphase zeitweise gekühlt, jedoch wird sie

in der Gasphase, insbesondere im Tankscheitel, nicht gekühlt. In zahlreichen Versuchen, u.a. in [1] und [27], wurde festgestellt, dass der Tank kurz vor dem vollständigen Versagen (BLEVE) im Tankscheitel in Längsrichtung aufreißt. Dies legt den Schluss nahe, dass sich in der Tankwand (Tankscheitel) ein Trennbruch senkrecht zur Hauptzugspannung bildet, und damit zur Bestimmung der Vergleichsspannung die Normalspannungshypothese nach [32] angewendet werden kann.

$$\sigma_v = \frac{1}{2}[\sigma_x + \sigma_\varphi + \sqrt{(\sigma_x - \sigma_\varphi)^2 + 4\tau^2}] \quad (4.11)$$

Mit $\tau = 0$ und $\sigma_x = \frac{1}{2}\sigma_\varphi$ ergibt sich dann als Vergleichsspannung:

$$\sigma_v = \sigma_\varphi \quad (4.12)$$

Sobald die Vergleichsspannung die Festigkeitsgrenze des Tankwerkstoffes bei der vorherrschenden Wandtemperatur erreicht bzw. überschritten hat, ist mit dem Versagen des Tanks zu rechnen. Als Versagenskriterium ergibt sich somit, dass $\sigma_v \geq$ Werkstoffkennwert bei vorherrschender Wandtemperatur sein muss.

Der maßgebende Werkstoffkennwert für den Trennbruch ist die Zugfestigkeit R_m .

Für die Bemessung des Trennbruchs sind temperaturabhängige Zugfestigkeitskennwerte des Tankwerkstoffes aus Kurzzeitversuchen erforderlich, im Allgemeinen sind jedoch nur die Dehngrenzwerte bei erhöhter Temperatur, z.B. aus [33], bekannt. Da der Dehngrenzwert ein Werkstoffkennwert für den Fließbeginn eines Werkstoffes ist, lässt sich hiermit keine Aussage zur Versagensart Bruch definieren. In [29] wird daher der folgende alternative Weg vorgeschlagen, um einen „rechnerischen“ temperaturabhängigen Zugfestigkeitswert $R_{m\vartheta}$ zu erhalten. Aus der Literatur sind für einige britische Stähle temperaturabhängige Kennwerte wie Zugfestigkeit R_m und Dehngrenze $R_{p0,2}$ bekannt. Bei diesen Stählen ist eine abnehmende Tendenz des Streckgrenzenverhältnisses S bei erhöhten Temperaturen festzustellen.

Zunächst ist es erforderlich, das Streckgrenzenverhältnis S des Tankwerkstoffes bei Raumtemperatur nach Gleichung 4.13 zu bestimmen.

$$S = \frac{R_{p0,2}}{R_m} \quad (4.13)$$

Ausgehend von der Annahme, dass dieses Verhältnis auch bei höheren Temperaturen konstant bleibt, wird ein temperaturabhängiger Zugfestigkeitskennwert $R_{m\vartheta}$ bestimmt.

$$R_{m\vartheta} = \frac{R_{p0,2\vartheta}}{S} \quad (4.14)$$

Die Bestimmung dieses Kennwerts mit einem konstanten Streckgrenzenverhältnis bedeutet aus sicherheitstechnischer Sicht eine sehr konservative Annahme, da wahrscheinlich das tatsächliche Streckgrenzenverhältnis bei höheren Temperaturen eine abnehmende Tendenz haben wird. Mit einem größeren Streckgrenzenverhältnis nach Gleichung 4.13 ergeben sich kleinere temperaturabhängige Zugfestigkeitswerte $R_{m\vartheta}$.

Für das Berstkriterium gilt somit:

$$\sigma_v \geq R_{m\vartheta} \quad (4.15)$$

5 Thermische Belastung von Gefahrguttanks

Die Unterfeuerung eines Gefahrguttanks gilt als eine der häufigsten Ursachen für einen BLEVE. Bei einer thermischen Belastung kann nicht nur von einer vollständigen Beflammung ausgegangen werden, auch eine punktuelle thermische Belastung durch ein jet fire bzw. torch fire (definiert im CFR 49, NFPA 58) kann möglich sein. Um geeignete Brandschutzmaßnahmen für Tanks zu bestimmen bzw. zu ermitteln, sind Kenntnisse der Wärmeübertragungsmechanismen bei einer Unterfeuerung hilfreich.

5.1 Grundlagen der Wärmeübertragung

Die Wärmeübertragung erfolgt durch zwei Arten:

- Wärmeleitung
 - Konvektion
- Wärmestrahlung

5.1.1 Wärmeleitung

Die Wärmeleitfähigkeit eines Körpers ist abhängig sowohl von der Art des Stoffes als auch von seinem Zustand. Durch den Wärmeleitkoeffizienten λ wird sie gekennzeichnet und ist für zahlreiche technisch relevante Stoffe experimentell ermittelt worden. Bei einer ständigen Aufrechterhaltung eines konstanten Wärmestromes spricht man von einer stationären Wärmeleitung. Die bei einer stationären Wärmeleitung in einem Körper durch Temperaturdifferenzen entstehende Wärmestromdichte wird nach dem Gesetz von Fourier folgendermaßen definiert:

$$\dot{q} = -\lambda \cdot \nabla \vartheta = -\lambda \cdot \left(\frac{d\vartheta}{dx} + \frac{d\vartheta}{dy} + \frac{d\vartheta}{dz} \right) \quad (5.1)$$

Bei der instationären Wärmeleitung verändern sich mit der Zeit die lokalen Temperaturen im Körper. Die hierfür allgemein gültige Differentialgleichung lautet:

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = a \cdot \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial r^2} = a \cdot \nabla^2 \vartheta \quad (5.2)$$

Mit der Größe a wird die Temperaturleitfähigkeit bezeichnet. Die Temperaturleitfähigkeit ist die Eigenschaft, die die Erwärmung bzw. Abkühlung in einem Körper bestimmt.

Daher wird die instationäre Wärmeleitfähigkeit in einem Stoff nur durch Temperaturunterschiede und Temperaturleitfähigkeit bestimmt. Die größten Temperaturleitfähigkeiten haben die Metalle und die Gase, daher erfolgt der Temperatursausgleich in diesen Medien etwa gleich schnell. Bei Flüssigkeiten und nichtmetallischen Stoffen läuft auf Grund der geringeren Temperaturleitfähigkeiten der Temperatursausgleich langsamer ab. [34]

Wärmeübertragung durch Konvektion

In strömenden Fluiden tritt auf Grund der Druckdifferenz neben der molekularen Wärmeleitung noch der Energietransport durch Konvektion hinzu. In der Technik kommt die erzwungene Konvektion am häufigsten als Wärmeübergangsart vor. Neben der erzwungenen Konvektion existiert auch noch die freie Konvektion, die auf Grund von Temperaturunterschieden im Fluid zustande kommt. Für die an der Wand auftretende Wärmestromdichte gilt nach Newton:

$$\dot{q} = \alpha \cdot (\vartheta_{Wand} - \vartheta_{Fluid}) \quad (5.3)$$

Den gesuchten Wärmeübergangskoeffizienten α erhält man mit Hilfe der Nußeltschen Kennzahl. [32]

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{l} \quad (5.4)$$

Verdampfung

Die Verdampfung ist ein besonderes Phänomen der Wärmeübertragung, da sich hierbei der Aggregatzustand einer Flüssigkeit verändert. Damit eine Flüssigkeit verdampft, ist es notwendig, dass sie auf ihre Siedetemperatur erhitzt wird. Anschließend ist eine weitere Erwärmung erforderlich. Auch eine Überhitzung einer Flüssigkeit ohne Verdampfung ist möglich. Bei einer sehr hohen Überhitzung, auch Siedeverzug genannt, kommt es zu einer plötzlichen, explosionsartigen Dampfbildung. Ursache hierfür ist, dass die Wandtemperatur höher ist als die Sättigungstemperatur der Flüssigkeit, dadurch kondensieren die Blasen wieder. [34] In Abhängigkeit von der Temperaturdifferenz zwischen der Wand und der Flüssigkeit wird zwischen stillem Sieden, Blasensieden und Filmsieden unterschieden.

5.1.2 Wärmestrahlung

Die Wärmeübertragung durch Strahlung erfolgt durch elektromagnetische Wellen. Während die Wärmeübertragung bei der Wärmeleitung durch die Bewegung der Moleküle in einem Stoff erfolgt, ist bei der Strahlung kein Trägermedium erforderlich, d.h. auch in einem Vakuum kann die Wärme durch Strahlung übertragen werden. Die elektromagnetischen Wellen, durch die die Wärme übertragen wird, haben eine Länge zwischen 0,8 bis 400 μm , dieser Wellenbereich wird auch als ultraroter Wellenbereich bezeichnet. Die auf einen Körper auftreffenden elektromagnetischen Wellen werden teilweise reflektiert, durchgelassen oder absorbiert. [34]

Die maximale mögliche Wärmestromdichte, die von der Oberfläche eines schwarzen Körpers ausgestrahlt werden kann, wird durch das Gesetz von Stefan-Boltzmann mit der Stefan-Boltzmann-Konstante σ beschrieben.

$$\dot{q} = \sigma \cdot T^4 \quad (5.5)$$

Da der wirkliche Körper weniger als der schwarze Körper emittiert, ist es erforderlich, den Emissionsgrad ε einzuführen. Der Emissionsgrad ε beschreibt das Verhältnis der Emission des wirklichen Körpers zur Emission des schwarzen Körpers von gleicher Oberflächentemperatur. Für die Wärmestromdichte des wirklichen Körpers gilt folgende Gleichung:

$$\dot{q} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot T^4 \quad (5.6)$$

Mit der Gleichung 5.7 lässt sich der zwischen zwei Flächenelementen auftretende Wärmestrom \dot{Q}_{12} auf Grund der Strahlung berechnen.

$$\dot{Q}_{12} = \varphi_{12} \cdot A_1 \cdot \varepsilon_1 \cdot \varepsilon_2 \cdot \sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4) \quad (5.7)$$

Die Einstrahlzahl φ_{12} gibt den Anteil der ausgesandten Strahlung an, der auf dem bestrahlten Objekt auftritt. Sie lässt sich wie folgt bestimmen: [34]

$$\varphi_{12} = \frac{1}{A_1} \cdot \int_{A_1} \int_{A_2} \frac{\cos\beta_1 \cdot \cos\beta_2}{\pi \cdot s^2} \cdot dA_1 \cdot dA_2 \quad (5.8)$$

5.2 Wärmeeintrag in Tanks

In den internationalen und nationalen Regelwerken für Transporttanks werden Brandtests nicht explizit gefordert. Zum gegenwärtigen Zeitpunkt orientiert man sich bei Brandtests an den Regularien der IAEA, siehe § 728 [4]. Darin wird für Behälter zum Transport radioaktiver Stoffe ein „thermal test“ mit einer durchschnittlichen Flammentemperatur von 800 °C und einer Versuchsdauer von 30 Minuten gefordert. Unter Annahme eines Konvektionskoeffizienten von 10 W/(m² · K) und einem Emissionsverhältnis von 0,9 lässt sich die Wärmestromdichte \dot{q} mit folgender Gleichung bestimmen: [35]

$$\dot{q} = \varepsilon_{Feuer} \cdot \varepsilon_{Oberfl.} \cdot \sigma \cdot (T_{Feuer}^4 - T_{Oberfl.}^4) + \alpha \cdot (T_{Feuer} - T_{Oberfl.}) \quad (5.9)$$

Wie schon in 2.2.1 erwähnt, müssen alle ortsbeweglichen Tanks aus allen Werkstoffen einer Wärmebelastung (Wärmestromdichte) von 110 kW/m² für einen Zeitraum von 30 Minuten widerstehen. Aus Tabelle 4.1 ist zu entnehmen, dass Gefahrgutumschließungen einer Unterfeuerung von 30 Minuten nicht standhalten können.

5.2.1 Brandprüfstand

Auf dem „BAM Testgelände Technische Sicherheit“ (BAM TTS) [36] betreibt die BAM zwei Brandprüfstände A und B zur Untersuchung thermischer Belastbarkeit von Gefahrgutumschließungen, d.h. von Druckgefäßen, Lager- und Transporttanks, Verpackungen und IBC sowie Transport- und Lagerbehältern für radioaktive Stoffe. Als Verbrennungsprodukt wird flüssiges Propangasgemisch (LPG) verwendet, dies kann auch als Füllgut im Prüfling eingesetzt werden. Die Anlage ist so konzipiert, dass bei einem zerstörungsfreien Versuch das Füllgut wieder in den unterirdischen Lagertanks aufgefangen werden kann. Es können Versuche mit einer Wärmestromdichte bis zu 110 kW/m^2 entsprechend den Anforderungen in internationalen Regelwerken realisiert werden.

Beim Brandprüfstand B wird das flüssige Propangasgemisch aus Düsen freigesetzt, deren Strömungsrichtung senkrecht nach oben ausgerichtet ist und somit der Prüfkörper vom Feuer umschlossen wird. Dieser Prüfstand ist für sogenannte Zerstörende Prüfungen, d.h. Versuche, bei denen der Prüfling bersten oder undicht werden kann, ausgelegt. Die Brennerfläche dieses Prüfstands besteht aus 26 Düsensträngen zu je 16 Düsen. Die Fläche wird durch das Absperren einzelner Düsen im Strang an den Prüfling angepasst. Insgesamt steht eine Brennerfläche von ca. $10,5 \text{ m} \times 6,5 \text{ m}$ zur Verfügung. [37]

5.2.2 Ermittlung des Wärmeeintrags

Um den Brandprüfstand auf den Prüfling zu kalibrieren, sind Wärmeeintragsversuche zur Ermittlung und Bestimmung der absoluten Wärmestromdichte \dot{q} erforderlich. Diese ist im Brandprüfstand abhängig von der Anzahl der Brennerdüsen, der Durchflussmenge des flüssigen Propangasgemisches sowie des Abstandes zwischen den Düsen und der Tanksohle.

Als Kalorimeter wird ein dem Prüfling baugleicher Tank eingesetzt, der mit zwei Tauchpumpen ausgestattet ist. Während des Versuches wird durch die Tauchpumpen eine homogene Temperaturverteilung im Füllgut Wasser erreicht. Zur Messung der auftretenden Temperaturen im Wasser, der Feuertemperaturen sowie an einigen Stellen der Außen- und Innenwandtemperaturen ist das Kalorimeter mit Thermoelementen instrumentiert. [38] Die Ermittlung der Wärmestromdichte erfolgt aus dem arithmetischen Mittelwert der Messwerte, die zur Bestimmung des Temperaturanstiegs im Füllgut (Wasser) über die Versuchszeit aufgezeichnet werden.

Mit Hilfe der gemessenen Werte lässt sich die absolute Wärmestromdichte nach der folgenden Gleichung berechnen: [37]

$$\dot{q} = \frac{m_{Wasser} \cdot c_{pWasser} + m_{Stahl} \cdot c_{pStahl}}{A} \cdot \frac{\Delta\vartheta}{t} \quad (5.10)$$

5.3 Brandschutzmaßnahmen für Gefahrgut-Transporttanks

Zu den Brandschutzmaßnahmen bei Gefahrgut-Transporttanks zählen hauptsächlich

- die Druckentlastungseinrichtung und
- die thermische Isolierung.

5.3.1 Druckentlastungseinrichtung

Da teilweise für ortsbewegliche Tanks Druckentlastungseinrichtungen vorgeschrieben sind, liegen hierzu bereits Erfahrungen vor. In internationalen Gremien (BLEVE-Arbeitsgruppe) wurden die Vor- und Nachteile von Druckentlastungseinrichtungen diskutiert. [39] Bezogen auf den Schutz der Tanks gegen ein Bersten, insbesondere bei einer Unterfeuerung können folgende Vor- und Nachteile genannt werden: [1]

Vorteile:

- Schutz gegen Überdruck, z.B. bei Überfüllung
- im Brandfall Schutz durch Abblasen und dadurch Zeitgewinn bis zum Bersten
- Warnsignale für Rettungskräfte
- Kühleffekt während des Abblasens
- durch das Abblasen Reduzierung des Füllguts vor dem Bersten (kleinerer BLEVE)

Nachteile:

- Begrenzter Kühleffekt bei Unfällen mit umgestürztem Tank
- mögliches Abreißen des Ventils im Unfall und ggf. Entwicklung eines torch fire
- keine Verhinderung einer starken Erhöhung der Wandtemperatur im Gasraum
- bei großen Tanks ggf. mehr als ein Ventil zur Erreichung der Abblasmenge notwendig
- mögliches Abblasen des Ventils durch Fehlfunktion, insbesondere in Tunneln und bei entzündbaren und giftigen Gasen (eine Berstscheibe reduziert dieses Risiko)

Abblasmenge von Druckentlastungseinrichtungen

Die erforderliche Gesamtabblasmenge der Druckentlastungseinrichtungen bei vollständiger Feuereinwirkung auf den Tank lässt sich mit Hilfe der folgenden Kapazitätsformel 5.11 nach [5] Unterabschnitt 6.7.3.8 bestimmen.

$$Q = 12,4 \frac{FA^{0,82}}{LC} \sqrt{\frac{ZT}{M}} \quad (5.11)$$

Bei der Betrachtung des Wärmestroms in einem Behälter gilt es zu beachten, dass größere Behälter den Flammen eines in der Ausdehnung begrenzten offenen Feuers weniger ausgesetzt sind als kleine. Daher wird bei Berechnungen des Wärmeeintrags bei Gefahrguttanks ein dimensionsloser Wärmeeinwirkungs-Flächenbeiwert f eingeführt.

$$f = (10,764 \cdot A)^{0,18} = 1,534 \cdot A^{0,18} \quad (5.12)$$

Aus zehn Versuchen bzw. Versuchsreihen mit Flüssigkeit befüllten Behältern, die einer vollständigen Unterfeuerung ausgesetzt wurden, hat man einen Wert für die zu erwartende Wärmestromdichte \dot{q} festgelegt. Aus diesen Versuchen, die in den Jahren 1925 und 1948 in den USA durchgeführt wurden, stammt auch der Flächenbeiwert f .

$$\dot{q} = 391\,802 \text{ kJ}/(\text{m}^2\text{h})(\hat{=}109 \text{ kW}/\text{m}^2) \quad (5.13)$$

Von der Compressed Gas Association (CGA) wurde für Tanks, die zur Beförderung von verflüssigten Gasen dienen, eine verbesserte Anpassung des Wertes der Wärmestromdichte an die oben erwähnten zehn Versuche herausgegeben. Die Anpassung der Wärmestromdichte erfolgte mit der Herausgabe der Kapazitätsformel für Druckentlastungseinrichtungen von Gefahrguttanks. [40]

$$\dot{q} = 255\,500 \text{ kJ}/(\text{m}^2\text{h})(\hat{=}71 \text{ kW}/\text{m}^2) \quad (5.14)$$

Hieraus wird deutlich, dass bei einer Unterfeuerung eines Tanks von einer Wärmestromdichte von $109 \text{ kW}/\text{m}^2$ bzw. $71 \text{ kW}/\text{m}^2$ ausgegangen wird. Der zugeführte Wärmestrom muss über eine Druckentlastungseinrichtung wieder abgeführt werden.

5.3.2 Thermische Isolierung

Als thermische Isolierung kommt zurzeit in Europa u.a. Mineralfaserwolle in Kombination mit einer metallischen Schutzummantelung bei Transporttanks zum Einsatz, die primär zur Wärmeisolierung und nicht als Brandschutz dient. Bezüglich der Anforderungen an die Wärmeisolierungen und ihren Einsatz sind in den Gefahrgutvorschriften nur wenige Anforderungen für Tanks definiert. Nach den Vorschriften ADR/RID Kapitel 6.7 [5] muss das Isolierungssystem bis zu einer Temperatur von 649°C wirksam bleiben und der Schmelzpunkt des Werkstoffs der Ummantelung darf nicht geringer als 700°C sein. Des Weiteren muss die Wärmeisolierung so ausgelegt sein, dass weder der Zugang zu den Füll- und Entleerungseinrichtungen sowie zu den Sicherheitsventilen behindert noch deren Funktion beeinträchtigt wird. Auch ein Sonnenschutzdach am Tank ist nach den Gefahrgutvorschriften als eine Wärmeisolierung definiert. Um die Tankwanddicken zu reduzieren oder das Füllgut vor Erwärmung bzw. Abkühlung zu schützen, werden solche thermischen Isolierungen angebracht.

Bei Lagertanks für druckverflüssigte Gase werden bereits seit Jahren mit überwiegend positiven Erfahrungen sogenannte reaktive Brandschutzbeschichtungen in Kombination mit einem Sicherheitsventil eingesetzt. Transporttanks sind zum gegenwärtigen Zeitpunkt hauptsächlich in Nordamerika, wie bereits in 2.2.1 erwähnt, mit solch einer Beschichtung für den Brandfall geschützt.

Der Aufbau und die Wirkungsweise reaktiver Brandschutzbeschichtungen werden in Kapitel 6 vorgestellt.

5.4 Experimentelle Untersuchungen des Verhaltens von Gefahrguttanks bei thermischer Belastung

In der Vergangenheit führte die BAM bereits einige Versuche zum thermischen Verhalten von Gefahrguttanks im Rahmen von Forschungsvorhaben durch. Ziel der Untersuchungen

war die Ermittlung von Versagensgrenzen als auch die Wirkung von Brandschutzmaßnahmen.

Hierbei kamen sowohl Flüssiggas-Lagertank als auch Gefahrgut-Transporttanks zum Einsatz. Bei weiteren veröffentlichten Brandtests wurden primär Flüssiggas-Lagertanks verwendet. [38] Das in den internationalen Regelwerken vorgeschriebene Kerosin- bzw. Heizölfeuer wurde in den 90er Jahren durch ein mit Propangemisch (LPG) erzeugtes Feuer ersetzt, eine Vergleichbarkeit der beiden Prüffeuer wurde bereits in [37] untersucht. Als Füllgut wird vorwiegend ebenfalls das Propangemisch LPG, UN-Nr. 1965, verwendet.

Die folgenden zusammengefassten Versuche spiegeln den gegenwärtigen, nach internationalem Gefahrgutrecht zulässigen, Stand der Sicherheitstechnik hinsichtlich der Anforderungen für Gefahrgut-Transporttanks im Brandfall wider.

5.4.1 Brandversuch an einem mit Flüssiggas gefüllten Eisenbahnkesselwagens

Im Jahr 1999 untersuchte die BAM im Auftrag des Sächsischen Staatsministeriums für Umwelt und Landwirtschaft die Auswirkungen einer Unterfeuerung eines mit Flüssiggas (Propan) teilgefüllten Kesselwagens. Der Kesselwagen hatte ein Nennvolumen von 45 360 l und war für einen Prüfdruck von 28 bar zugelassen. Die Wandung bestand aus ca. 15 mm dickem Feinkornbaustahl.

Das Versuchsobjekt war mit 10 m^3 Propan gefüllt, dies entspricht einem Füllungsgrad von ca. 22 %. Die Unterfeuerung des Kesselwagens erfolgte durch ein Heizölfeuer, das innerhalb von 3 bzw. 5 Minuten eine Temperatur von ca. $900\text{ }^\circ\text{C}$ erreichte. Die ersten zwei Versuchsminuten wurden zur Zündung des Heizöls mittels brennendem Benzin in Kunststoffwannen benötigt. Der Innendruck stieg von 7 bar auf 25 bar innerhalb 15 Minuten nach Beginn der Zündung des Heizöls an. Bei 25 bar Innendruck und einer gemessenen Wandungstemperatur von $550\text{ }^\circ\text{C}$ barst der Kesselwagen und es kam zu einem BLEVE mit Trümmerflug und einem aufsteigendem Feuerball. [41]

Mit den Formeln 4.3 und 4.4 aus 4.2 lassen sich die Auswirkungen des BLEVE bei diesem Versuch, sowie der Durchmesser und die Branddauer des Feuerballs berechnen:

$$D_c = 5,8m_f^{\frac{1}{3}} = 5,8 \cdot 5000^{\frac{1}{3}} = 99\text{ m} \quad (5.15)$$

$$t_c = 0,45m_f^{\frac{1}{3}} = 0,45 \cdot 5000^{\frac{1}{3}} = 7,7\text{ s} \quad (5.16)$$

5.4.2 Brandversuch an einem 2750 l Tank mit einem für den Brandfall ausgelegten Sicherheitsventil

Im Rahmen eines Forschungsvorhabens [1] führte die BAM einen Tankbrandversuch mit einem für den Brandfall ausreichend dimensionierten Sicherheitsventil durch. Mit diesem Versuch sollte u.a. das Verhalten eines Sicherheitsventils unter thermischer Belastung untersucht werden. Die nach der Formel 5.11 für den Brandfall ausreichend bemessene Abblasmenge sollte ebenfalls hiermit überprüft werden.

Als Prüfobjekt kam ein 2750 l Flüssiggas-Lagertank, der zu 50 % $\hat{=}$ 1375 l mit LPG befüllt

war, zum Einsatz. Das innenliegende 2'' federbelastete Sicherheitsventil war auf einen Ansprechdruck von 15,6 bar eingestellt. Während des gesamten Versuches wurden der Druck und die Wandungstemperaturen im Tankscheitel, an den Böden und in der Tanksohle sowie die Temperaturen in der Flüssig- und Gasphase gemessen. Bei einer Feuertemperatur von ca. 900 °C, nach der ersten Versuchsminute, versagte der Tank bereits nach sechs Minuten bei einem Überdruck von ca. 13,5 bar.

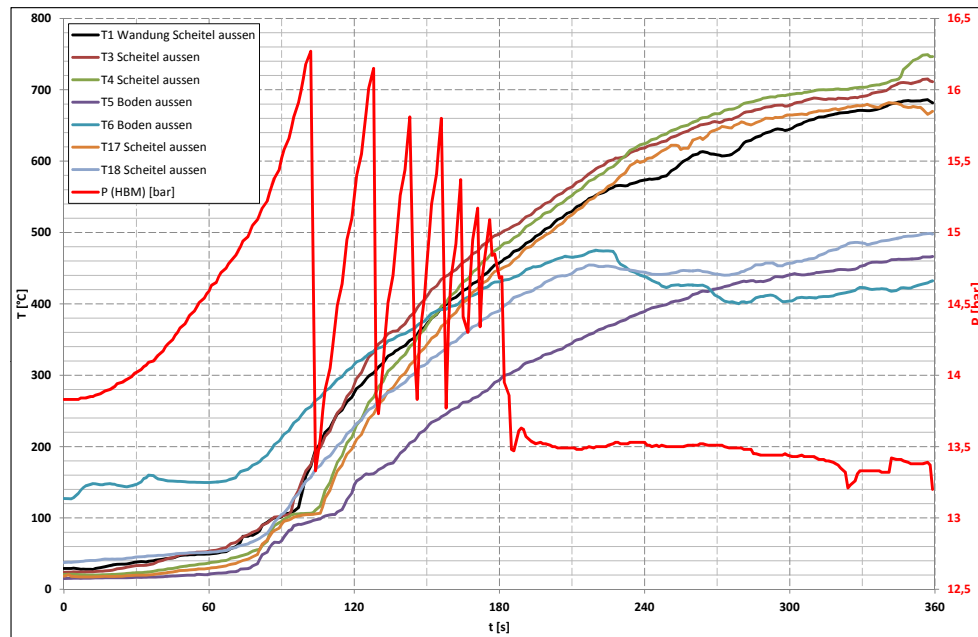


Abbildung 5.1: Verlauf von Tankinnendruck und Tankwandungstemperaturen [42]

Aus Abbildung 5.1 ist der Verlauf des Tankinnendrucks und der Tankwandungstemperaturen während der 6 minütigen Versuchszeit zu entnehmen. Das 2''-Sicherheitsventil öffnete zum ersten Mal nach ca. 90 Sekunden bei einem Überdruck von ca. 16 bar, was zu einem Druckabfall auf 13,5 bar führte. Es folgte ein mehrmaliges Öffnen und Schließen des Ventils, da der Innendruck durch die thermische Belastung erneut anstieg. Nach drei Minuten war die Feder im Ventil nicht mehr funktionsfähig, dies führte zu einem ständigen Abblasen des Ventils bei ca. 13,5 bar.

Im Tankscheitel wurde eine Wandungstemperatur zum Zeitpunkt des Versagens von ca. 700 °C gemessen. Der Tank barst nach ca. 6 minütiger Unterfeuerung mit den Auswirkungen eines BLEVE. [42]

Auf Grund der vorhergegangenen Unterfeuerung, der geringen Anzahl an Trümmerstücken und der Verformung des Tankmantels zu einem Stück Blech, ist auf einen Zähl- bzw. Verformungsbruch zu schließen.

Dieser Versuch zeigt, dass ein Sicherheitsventil, das nach der Kapazitätsformel für ausreichend bemessen ist, den Tankinnendruck im Brandfall auf einen unkritischen Druck



Abbildung 5.2: Versuchstank im Brandprüfstand unmittelbar nach dem Bersten aus [42]

von ca. 15,6 bar begrenzt. Durch das kontinuierliche Abblasen des Sicherheitsventils reduzierte sich das Füllgut, dies führte im Fall des Tankberstens zu einer Verringerung der Auswirkungen. [42]

Auf Grund der sehr hohen Wandungstemperaturen, vor allem im Tankscheitel, reichte ein zunächst als ausreichend bemessenes Sicherheitsventil als Brandschutzmaßnahme nicht aus. Wie in Tabelle 4.1 gezeigt wurde, versagen Tanks mit Sicherheitsventilen bei einer thermischen Belastung innerhalb von ca. 10 Minuten.

5.5 Numerische Untersuchungen des Verhaltens von Gefahrguttanks bei thermischer Belastung

5.5.1 Beschreibung des Berechnungsprogramms

Mit dem Programm zur numerischen Störfallsimulation (ProNuSs ©) [43] besteht die Möglichkeit, verschiedene Störfallszenarien, die bei Handhabung, Transport und Lagerung mit Gefahrstoffen bzw. Gefahrgütern sich ereignen können, zu simulieren. Hierzu gehören u.a. die Unterfeuerung eines Gastanks, die Freisetzung von Gasen und Flüssigkeiten aus geschlossenen Behältern, die Bildung von explosiven Gemischen und Bränden sowie deren Auswirkungen (BLEVE, VCE).

Des Weiteren kann mit ProNuSs © die Auslegung von Sicherheitsventilen, z.B. für LPG-Tanks, numerisch untersucht werden.

Verschiedene bekannte Modelle zur Störfallsimulation sind in diesem Programm hinterlegt und miteinander verknüpft. Das Programm ermöglicht, in einem begrenzten zeitlichen Rahmen eine Aussage zu möglichen Konsequenzen eines Störfalls/ Ereignisses zu treffen. [44]

Für diese Arbeit sind insbesondere instationäre Berechnungen einer Tankunterfeuerung von großer Relevanz, da hierdurch der Versagenszeitpunkt des Tanks und die dafür notwendigen Temperaturen bzw. der Druck ermittelt werden können.

Die für die instationäre Berechnung verwendeten Modelle und Gleichungen sind aus [44] zu entnehmen.

5.5.2 Numerische Simulation des Tankbrandversuchs mit einem für den Brandfall ausgelegten Sicherheitsventil

Der Tankbrandversuch mit einem für den Brandfall ausgelegten Sicherheitsventil, siehe hierzu Abschnitt 5.4.2, wurde mit dem Programm ProNuSs © (Version 7.25) simuliert. Hierbei stand vor allem das Verhalten und der Einfluss des Sicherheitsventils im Vordergrund.

Folgende relevante Parameter wurden dem Programm vorgegeben:

Tank

Tankvolumen:	2750 l
Füllgut:	Propan
Füllungsgrad:	50 % ($\hat{=}$ 1325 l)
Tankdurchmesser:	1250 mm
Tankwanddicke:	6,0 mm

Sicherheitsventil

Ansprechüberdruck:	15,6 bar
Engster Strömungsdurchmesser:	46,9 mm
Ausflussziffer:	0,6

Feuer

Flammentemperatur:	900 °C
--------------------	--------

Aus dem Vergleich der Druckverläufe zwischen Versuch und Simulation, siehe Abbildung 5.3, wird deutlich, dass in der Simulation der Tank ebenfalls nach ca. 6 Minuten versagt. Wie im Programm vorgegeben, öffnet das Sicherheitsventil bei einem Überdruck von 15,6 bar. Da hierbei von einer kontinuierlichen Funktion des federbelasteten Sicherheitsventils ausgegangen wird, kommt es zu einem differenzierten Verlauf des Tanküberdrucks im Vergleich zum Versuch.

Während des Versuchs wurde eine maximale Wandungstemperatur von ca. 700 °C gemessen. Das Programm berechnet ebenfalls eine Wandungstemperatur von ca. 675 °C kurz vor dem BLEVE, siehe Abbildung 5.4.

Diese Simulation zeigt, dass das Programm ProNuSs © zur numerischen Simulation instationärer Tankunterfeuerung, unter Berücksichtigung des Einflusses eines für den Brandfall ausgelegten Sicherheitsventils, geeignet ist.

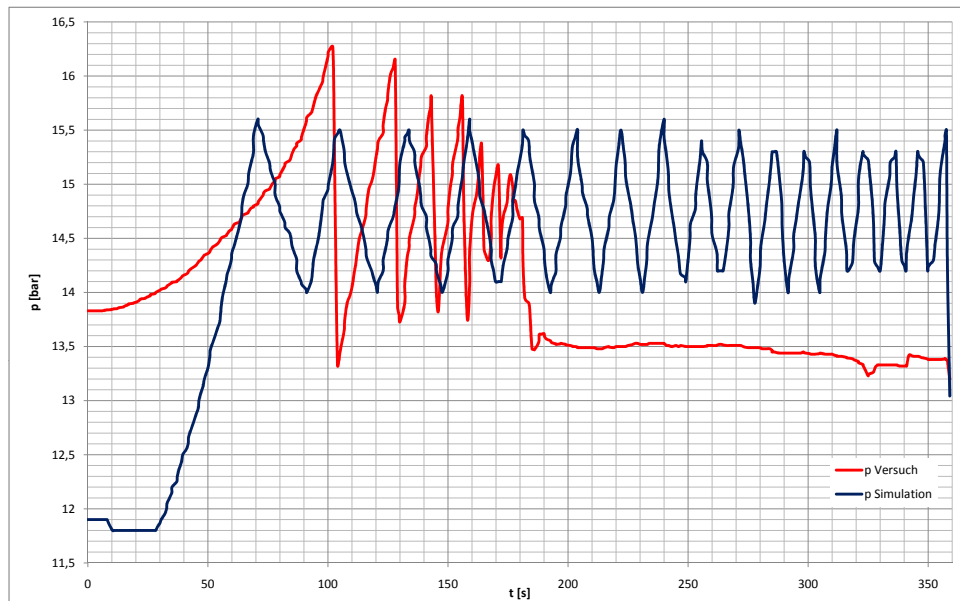


Abbildung 5.3: Vergleich der Druckverläufe von Versuch und Simulation

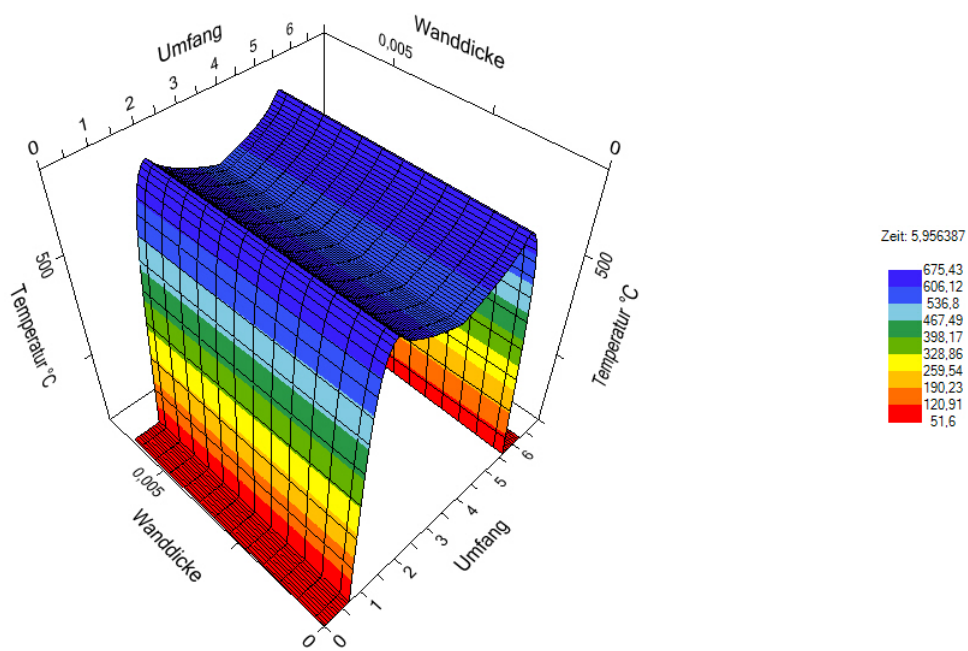


Abbildung 5.4: Temperaturverteilung der Tankwand

6 Reaktive Brandschutzbeschichtungen

Reaktive Brandschutzbeschichtungen sind Beschichtungen, die auf Grund ihrer spezifischen Zusammensetzung bei einer thermischen Belastung eine schützende Schicht bilden. Diese Isolierschicht ist um ein Vielfaches größer als ihre Trockenschichtdicke. Man unterteilt die Beschichtungen nach ihrer Funktionsweise und ihrer Eignung. Am häufigsten werden intumeszierende (lat. intumeszere = anschwellen), auf Epoxidharzbasis, und sublimierende Beschichtungen verwendet. Sie können sowohl für den Außenbereich, z.B. bei Offshore-Anlagen, als auch für den Innenbereich geeignet sein.

Da es sich bei den reaktiven Brandschutzbeschichtungen um einen Baustoff handelt, ist für die Verwendung die Zulassung einer anerkannten Prüfstelle erforderlich.

6.1 Entwicklung

Die ersten feuchtigkeitsbeständigen intumeszierenden Beschichtungen wurden in den USA für das Apollo-Raumfahrtprogramm in den 60er Jahren und für den wehrtechnischen Bereich entwickelt. Um die Astronauten und die Apollo-Raumkapseln bei Wiedereintritt in die Erdatmosphäre vor dem Verglühen zu schützen, wurden in Zusammenarbeit mit der NASA Hitzeschilder hergestellt. Auf Grund positiver Erfahrungen mit diesen Produkten kam es zu einem verstärkten Einsatz im baulichen Brandschutz. [45]

6.2 Aufbau und Wirkungsweise reaktiver Brandschutzbeschichtungen

Das Verhalten der verschiedenen dämmschichtbildenden Brandschutzbeschichtungen unter thermischer Beanspruchung ist trotz unterschiedlicher chemischer Zusammensetzung der firmengebundenen Produkte ähnlich. [46] Bei einer Temperatureinwirkung von mehr als 250 °C (produktabhängig) wird eine thermochemische Reaktion ausgelöst, die zur Bildung einer Schaumschicht führt. Die Schutzmechanismen einer reaktiven Brandschutzbeschichtung beruhen auf Reflexion, Konvektion und thermischer Isolierung. Ein Teil der Wärme wird an der Oberfläche der Isolierschicht dadurch reflektiert, dass die Oberfläche der Schicht sich selbst bis auf die Brandtemperatur erwärmt und die aufgenommene Wärme zum Brandherd zurückstrahlt. Ein anderer Teil der Wärme wird durch die aus der Schicht austretenden Gase mittels Konvektion abgeführt. [45]

Die Schutzfunktion der thermischen Isolierung ist vergleichbar mit der Verbrennung eines

Holzstückes. Hierbei bildet sich an der Oberfläche des Holzes eine schützende Dämmschicht, die Holzkohleschicht, die eine geringe Wärmeleitfähigkeit von ca. $0,07 \text{ W}/(\text{mK})$ hat. Durch diese schützende Dämmschicht wird der weitere Abbrand verzögert. [47]

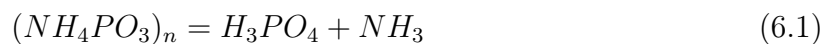
Im Wesentlichen besteht eine intumeszierende Brandschutzbeschichtung aus den folgenden vier Komponenten:

- Kohlenstoffquelle
- Katalysator
- Treibmittel
- Bindemittel

Als Kohlenstoffquelle kommt ein mehrwertiger Alkohol mit einer hohen Anzahl an OH-Gruppen zum Einsatz. Die Zersetzungstemperatur muss über der des Katalysators liegen, damit sich der Katalysator als erste Komponente zersetzen kann. Hierfür hat sich besonders Mono-, Di- und Tripentaerythrit bewährt.

Der Katalysator sollte einen hohen Phosphorgehalt aufweisen und muss sich bei einer Temperatur, die unter der Zersetzungstemperatur des Kohlenstoffs liegt, unter Bildung von Phosphorsäure zersetzen. Als Katalysator wird bevorzugt Ammoniumpolyphosphat eingesetzt. Das Treibmittel Melamin dient als Quelle der nicht entflammaren Gase, die zum Aufschäumen des Kohlenstoffs notwendig sind.

Bei einer thermischen Belastung beginnt sich zunächst der Katalysator zu zersetzen und gibt Phosphorsäure (H_3PO_4) und Ammoniak (NH_3) frei.



Anschließend erfolgt eine Reaktion zwischen der Kohlenstoffquelle und der Phosphorsäure, hierbei entsteht ein Phosphorsäureester. Durch weitere Temperaturerhöhung spaltet sich die veresterte Kohlenstoffverbindung und es entsteht Kohlenstoff, Wasser und Kohlendioxid. Die Phosphorsäure wird bei dieser thermochemischen Reaktion wieder frei und der Kreislauf kann sich erneut fortsetzen. Mit der Zersetzung des Esters spaltet sich gleichzeitig das Treibmittel (Melamin) und es entstehen nicht entflammare Ammoniakgase. Diese Ammoniakgase bringen den kohlenstoffhaltigen Rückstand zum Schäumen. Hierdurch entsteht eine isolierende Karbonschaumschicht. [45]

Nach der vollständigen Expansion verfestigt sich die Dämmschicht in eine schwarze, schwammartige Masse. Diese brennt an der Grenzschicht Luft/ Dämmschicht langsam ab. [48] Mit steigender Temperatur beginnt die Oberfläche der Dämmschicht zu veraschen und die Haftfähigkeit geht damit verloren. Die veraschenen Bestandteile fallen ab und mit dem einsetzenden Schwindvorgang kommt es zu einer Rissbildung in der Dämmschicht. [46]

Die sublimierende Brandschutzbeschichtung besteht aus polymeren, copolymeren Verbindungen, Feststoffen mit Sublimationseigenschaften und herstellerepezifischen Zusätzen. Ihre Schutzwirkung beruht ebenfalls auf einem endothermen Prozess, bei dem einerseits die Brandschutzschicht verzehrt wird und andererseits Gase freigesetzt werden, die dem

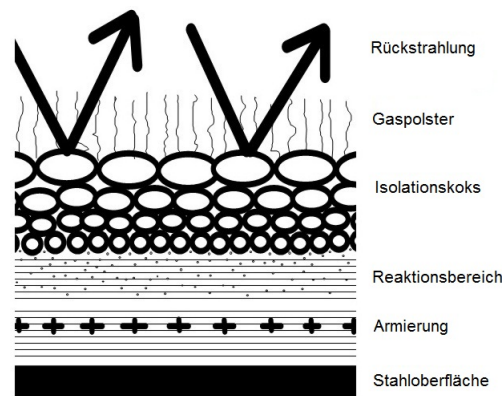


Abbildung 6.1: Umwandlungsvorgang in einer intumeszierenden Brandschutzbeschichtung [48]

Wärmefluss vom Brandherd entgegenwirken. [49, 50] Für den Sublimationsprozess ist eine große Menge an Wärmeenergie notwendig, um einen Stoff direkt vom festen in den gasförmigen Aggregatzustand zu überführen.

Typische Eigenschaften und Kennwerte reaktiver Brandschutzbeschichtung

- Farbton: weiß/grau
- Dichte: 1000 kg/m³
- Trockenschichtdicke (DFT): 2,0 bis 20 mm
- Trockenzeiten: Handtrocken nach ca. 5 Stunden, belastbar nach ca. 24 Stunden
- Korrosionsschutz: bis Korrosivitätskategorie C5-I bzw. C5-M
- Feuerwiderstandsdauer: bis F180

6.3 Applikation

Reaktive Brandschutzbeschichtungen werden auf die Oberflächen von Stahlbauteilen oder Tanks in einer wässrigen Form aufgebracht, die dann innerhalb von 24 Stunden (produkt- und schichtdickenabhängig) aushärten (Kohäsion). Auf Grund von Temperaturschwankungen und Bewegungen kann es zu Schubkräften zwischen der Beschichtung und der Oberfläche kommen, daher ist, um eine sichere Haftung (Adhäsion) der Schicht zu garantieren, eine sorgfältige Vorbereitung der Oberfläche notwendig.

Die zu beschichtenden Stahlbauteile oder Tankoberflächen werden in der Regel per Sandstrahl gereinigt, um eine saubere, staub- und fettfreie Oberfläche mit einer Rautiefe von $\geq 50 \mu\text{m}$ zu erhalten. Die Kohäsion im Brandschutzsystem wird durch eine Faserverstärkung erzielt. Die dafür notwendigen Fasern sind Bestandteil der Stammkomponente. [48]

Ein vollständiges Beschichtungssystem besteht aus den vier Bestandteilen:

- Grundierung
- reaktive Brandschutzbeschichtung

- ggfs. eine Armierung
- Decklack

Die Schutzwirkung des Beschichtungssystems ist nicht nur abhängig von der Bildung einer stabilen Schaumschicht, sondern auch von den Eigenschaften der anderen Bestandteile (Grundierung und Decklack). [46]

Zur Applikation einer Brandschutzbeschichtung sind zwei Verfahren möglich: die Handapplikation mit Spachtel und Kelle oder das Airless-Applikations-Verfahren. Das Airless-Verfahren erfolgt mit einem Zwei-Komponenten-Applikationsgerät und eignet sich besonders für große Flächen. [48]

7 Anforderungen und Prüfungen reaktiver Brandschutzbeschichtungen

Um die Eignung von reaktiven Brandschutzbeschichtungen für Gefahrgut-Transporttanks festzustellen, können Tankbrandversuche unter verschiedenen Bedingungen in Brandprüfständen durchgeführt werden. Diese Untersuchungsmethode fordert einen großen zeitlichen und logistischen Aufwand, dabei dürfen die entstehenden Kosten nicht unberücksichtigt bleiben. Bei Brandversuchen im Freien besteht grundsätzlich die Schwierigkeit der Reproduzierbarkeit von Versuchsergebnissen, da die meteorologischen Einflüsse schwer zu kalkulieren sind. Daher gilt es zu untersuchen, ob mit Hilfe von Plattenbrandprüfungen in Prüföfen vereinfachte Eignungsuntersuchungen unter vergleichbaren Bedingungen durchgeführt werden können.

7.1 Regelwerke, Normen und Vorschriften zur Verwendung/ Prüfung reaktiver Brandschutzbeschichtungen

Die Anforderungskriterien für reaktive Brandschutzbeschichtungen sind im baulichen Brandschutz sowie für Lagertanks bereits sehr weit entwickelt. Für Transporttanks hingegen existieren zwar in den USA Prüfvorschriften, jedoch nicht in Europa.

Zur Orientierung bei der Beurteilung von Brandschutzbeschichtungen für Transporttanks bzw. Kesselwagen können zahlreiche europäische Normen, Vorschriften und Richtlinien dienen. Einige Industriebranchen, vor allem die chemische und petrochemische Industrie, haben zum Schutz ihrer Anlagen bzw. Lagertanks zusätzlich ihre eigenen Standards und Anforderungen für Brandschutzbeschichtungen definiert. Nachfolgend eine Auswahl von Regelwerken, Normen und Vorschriften zur Verwendung/ Prüfung reaktiver Brandschutzbeschichtungen:

Klassifizierung zum Brandverhalten von Bauprodukten

Wie schon in Kapitel 6 erwähnt, handelt es sich bei den reaktiven Brandschutzbeschichtungen um einen Baustoff, für den es vor der Verwendung im Bau einer bauaufsichtlichen Zulassung einer anerkannten Prüfstelle bedarf. Hierfür ist u.a. eine Klassifizierung zu seinem Brandverhalten erforderlich. Nach der Europäischen Norm EN 13501-1 [51] werden die Bauprodukte entsprechend ihres Brandverhaltens in sieben Klassen von A1 „kein

Beitrag zum Brandgeschehen“ bis F „Brandverhalten nicht bestimmbar“ eingeteilt. Zusätzlich zu den Baustoffklassifizierungen sind zwei weitere Klassifizierungen erforderlich: die Anforderungen an

1. Rauchentwicklung
2. brennendes Abtropfen/ Abfallen

Feuerwiderstandsprüfungen

Die Europäische Norm EN 1363 Teil 1 und Teil 2 [52, 53] wird zur Bestimmung der Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen herangezogen. In Teil 1 sind die allgemeinen Grundsätze von verschiedenen Bauteilen, die unter genormten Bedingungen dem Feuer ausgesetzt werden, definiert. Hierzu gehört z.B. die Einheits-Temperaturzeitkurve. In Teil 2 sind alternative Beflammungsbedingungen und andere Verfahren festgelegt, die unter bestimmten Bedingungen erforderlich werden können. Drei alternative Brandbeanspruchungskurven, die Kohlenwasserstoffkurve, die Schwelbrandkurve und die Außenbrandkurve, sind im Detail in Teil 2 beschrieben.

„Die Feuerwiderstandsdauer ist die Mindestdauer in Minuten, während der ein Bauteil bei Prüfung nach [Norm] [...] die [...] gestellten Anforderungen erfüllt.“ [54]

Leitlinie für europäische technische Zulassungen für Brandschutzprodukte -ETAG Nr. 018

In der ETAG Nr. 018 Teil 2 Anhang A [55] wird zur Erstprüfung reaktiver Brandschutzbeschichtungen eine Ofenbrandprüfung nach den Bedingungen der definierten Einheits-Temperaturzeitkurve gefordert. Hierfür sind beschichtete Stahlplatten mit einer Mindestgröße von 300 mm × 200 mm, die auf der dem Feuer abgewandten Seite mit zwei Thermo-elementen instrumentiert sind, zu verwenden. Weiterhin wird die dem Feuer abgewandte Plattenseite mit einer Vermiculit- oder Calciumsilikatplatte in einer Mindestdicke von 50 mm abgedeckt. Die Brandprüfung muss bis zu einer Temperatur von 500 °C, gemessen an beiden Thermo-elementen, durchgeführt werden.

Entwurf einer Richtlinie aus dem Jahr 2001 zur Prüfung von Brandschutzbeschichtungen für Flüssiggaslagerbehälter

Mit dieser Richtlinie [49] beabsichtigte die BAM im Jahr 2001 Prüfung und Eignungsfeststellung von Brandschutzbeschichtungen, die als Schutzmaßnahme für Flüssiggaslagerbehälter vorgesehen sind, zu definieren. Für Eignungsfeststellung von Brandschutzbeschichtungen, die für Transporttanks verwendet werden sollen, ist diese Richtlinie nicht vorgesehen.

Aus den Erfahrungen mit Großbrandversuchen von Lagertanks ist u.a. folgendes Prüfkriterium für Brandschutzbeschichtungen abgeleitet worden:

Beschichtete Stahlplatten werden in dem Kleinprüfstand nach DIN 4102-8 [56] nach der sog. BAM-Kurve geprüft. Dabei gilt als Prüfkriterium eine Stahloberflächentemperatur an der dem Feuer abgewandten Plattenseite von 300 °C nach 90 Minuten Prüfzeit.

NFPA 58

In den USA werden in der NFPA 58 Anhang H [57] für Brandschutzbeschichtungen zwei Testverfahren vorgeschlagen. Sie simulieren eine hohe thermische wie auch mechanische Belastung für die Beschichtung. Mit einem sog. torch-fire, siehe 7.3.4, von 50 Minuten Branddauer und einem hose stream resistance test (Löschwassertest) von 10-minütiger Dauer nach 20-minütiger thermischer Belastung soll die Eignung untersucht werden. Zusätzlich regelt in den USA der Code of Federal Regulation 49 die Anforderungen für Brandschutzbeschichtungen zur Verwendung für Kesselwagen, siehe hierzu Abschnitt 7.3.4.

7.2 Prüfeinrichtungen

7.2.1 Kleinprüfstand

Der Kleinprüfstand nach DIN 4102-8 [56] besteht aus dem Brandraum, der Beflammungseinrichtung und den Messeinrichtungen. Er dient zur thermischen Untersuchung von Bauprodukten wie z.B. reaktiver Brandschutzbeschichtungen, die auf Stahlplatten aufgebracht, in die Längswand des Ofens eingebaut werden können. Dabei kommt es zu einer tangentialen Beflammung des Probekörpers. Die Wände des Brandraums müssen aus Schamottsteinen, die Decke sowie der Boden aus Feuerbeton hergestellt sein. Der Brandraum insgesamt hat folgende Abmessungen: Höhe = 600 mm, Breite = 400 mm, Länge = 1900 mm, es ergibt sich ein Brandraumvolumen von $0,456 \text{ m}^3$. Die sich in den Längswänden befindenden zwei Probekörperöffnungen haben jeweils eine Größe von $450 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$. Als Beflammungseinrichtung wird ein Ölzerstäubungsbrenner mit einer maximalen Leistung von 290 kW verwendet. Auf der gegenüberliegenden Seite der Beflammungseinrichtung befindet sich die Rauchabzugsöffnung. Zur Messung der Brandraumtemperatur ist ein Mantelthermoelement im Brandraum angebracht. Während der Prüfung muss im Brandraum ein Überdruck von 10 Pa herrschen.

7.2.2 1 m^3 -Ofen

Bei dem 1 m^3 -Ofen der BAM handelt es sich um einen nicht genormten hochhitzebeständigen Mehrzweckprüfofen. Er umfasst ein Brandraumvolumen von 1 m^3 . Im Wesentlichen bestehen Boden und Decken aus Feuerleichtbeton, die Wände sind aus Feuerleichtsteinen gemauert. Sowohl der Ofen als auch die zwei Rauchabzugskanäle sind mit einem 5 mm dicken Stahlblechmantel umkleidet. In der Ofendecke befinden sich zwei symmetrisch angeordnete Rauchabzugsöffnungen.

Als Beflammungseinrichtung werden zwei Ölzerstäubungsbrenner, die horizontal und vertikal im Ofenboden bzw. in einer Seitenwand angebracht sind, mit einer jeweiligen maximalen Leistung von 465 kW verwendet. In den anderen drei Seitenwänden können Probekörper, z.B. beschichtete Stahlplatten, eingesetzt werden. Die drei Probekörperöffnungen haben jeweils eine Größe von $500 \text{ mm} \times 500 \text{ mm}$. Die Brandraumtemperatur wird in dem Ofen über zwei Mantelthermoelemente gemessen.

Der 1 m³-Ofen ist für eine Temperatur von 1200 °C und eine Prüfdauer von fünf Stunden ausgelegt. [58]

Kenndaten	Kleinprüfstand	1 m³-Ofen
Norm	DIN 4102-8	nicht genormt
Baujahr	2006	1994
Brandraum		
Höhe	600 mm	1000 mm
Breite	400 mm	1000 mm
Länge	1900 mm	1000 mm
Volumen	0,456 m ³	1 m ³
Probekörperöffnung	450 mm × 450 mm	500 mm × 500 mm
Prüfkörper (Stahlplatte)	500 mm × 500 mm	600 mm × 600 mm
Brenner		
Anzahl	1	2
Anordnung	vertikal	vertikal u. horizontal
Leistung pro Brenner	290 kW	465 kW
Temperaturmessung	2 Mantelthermoelemente	2 Mantelthermoelemente

Tabelle 7.1: Übersicht der technischen Daten beider Prüfeinrichtungen

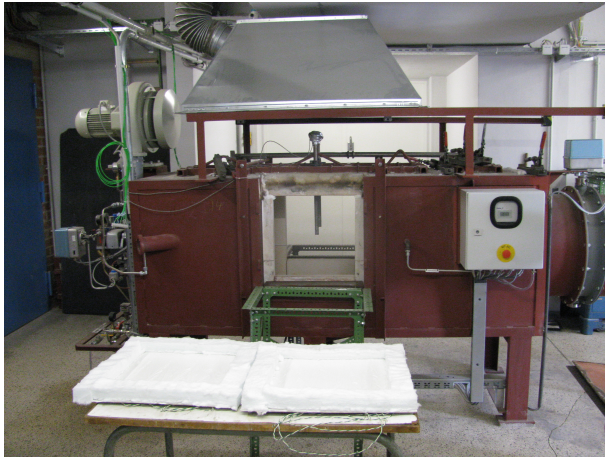


Abbildung 7.1: Kleinprüfstand

Abbildung 7.2: 1 m³-Ofen

7.3 Brandbeanspruchungen

7.3.1 Einheits-Temperaturzeitkurve -ETK

Um Ergebnisse von Versuchsbränden mit den Auswirkungen von Realbränden zu vergleichen, wurde hierfür eine eindeutige Einheits-Temperaturzeitkurve, die ETK nach [52], festgelegt: „Die Einheitstemperaturkurve stellt keine Brandsimulation dar, sie stellt einen Maßstab dar, an dem das Brandverhalten von Bauteilen beurteilt und verglichen werden kann.“ [47] Der Verlauf der ETK ist sehr an den Verlauf eines Zimmerbrandes angelehnt und berücksichtigt den Flashover sowie den Vollbrand. Der Flashover ist definiert als ein „Übergang zu einer Brandphase, in der die gesamte Oberfläche der brennbaren Stoffe in einem geschlossenen Raum am Brand beteiligt ist.“ [59]

Die ETK ist durch die folgende Funktion definiert:

$$\vartheta(t) = 345 \cdot \lg(8 \cdot t + 1) + 20 \quad (7.1)$$

Wie bereits erwähnt, dient die ETK zur Brandbeurteilung von Bauprodukten. In einem Brandraum muss nach 30 Minuten mit einer Temperaturerhöhung von mehr als 800 K gerechnet werden.

7.3.2 BAM-Kurve

In Anlehnung an die Erfahrungen aus Großbrandversuchen der BAM mit Flüssiggaslagertanks wurde eine Temperaturzeitkurve definiert, die den gemessenen Temperaturzeitverlauf annähernd widerspiegelt. Hierbei werden vor allem der schnelle Temperaturanstieg sowie die hohe Verbrennungstemperatur berücksichtigt.

Folgende Kriterien gelten für die BAM-Kurve: Innerhalb der ersten fünf Minuten muss eine Temperatur von 900 °C erreicht werden, die dann über den gesamten Prüfzeitraum konstant zu halten ist. [49]

7.3.3 Kohlenwasserstoffkurve

Baustoffe, die in der petrochemischen oder Offshore-Ölindustrie eingesetzt werden, können im Falle eines Brandes einer Brandbeanspruchung ausgesetzt werden, die sich von einem natürlichen Brand deutlich durch eine höhere Temperatur und einen schnelleren Temperaturanstieg unterscheidet. Um diese Beanspruchungen wie z.B. Öllächenbrände zu simulieren, wurde die Kohlenwasserstoffkurve in [53] definiert.

$$\vartheta(t) = 1080[1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}] + 20 \quad (7.2)$$

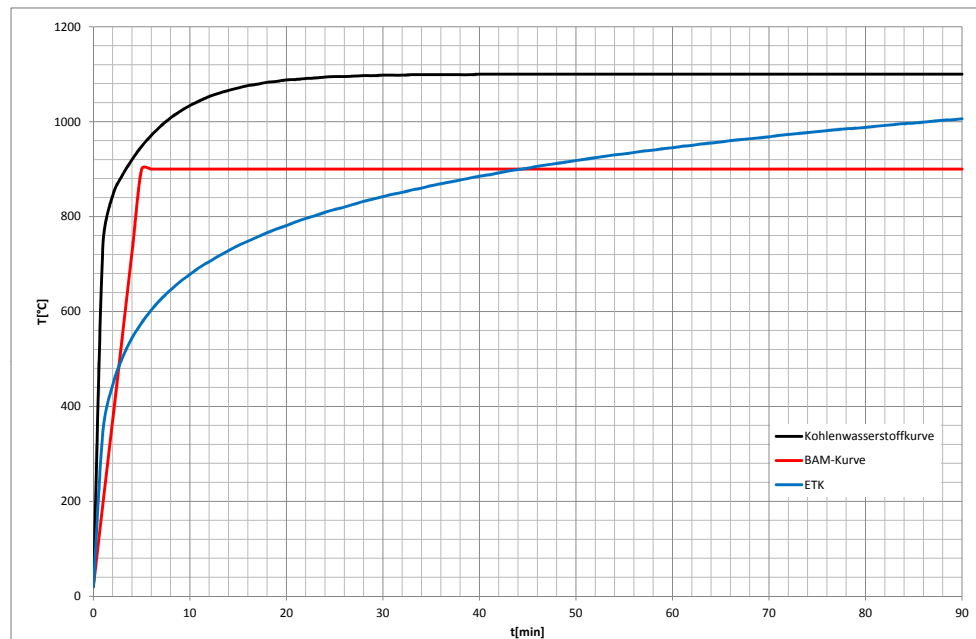


Abbildung 7.3: Temperaturzeitkurven

7.3.4 CFR 49 -Procedures for Simulated Pool and Torch-Fire Testing

In Part 179 (§179.18 Thermal protection systems) des Code of Federal Regulations- Title 49 werden zur Eignungsuntersuchung einer Brandschutzbeschichtung für Kesselwagen ein 100-minütiges pool fire und ein 30-minütiges torch fire gefordert. Eine detaillierte Beschreibung der Prüfkriterien ist in Anhang B zum Part 179 zu finden.

Hiernach werden die geforderten Brandbeanspruchungen in Form von Plattenbrandprüfungen in einem Prüfofen und mit einer speziellen Prüfapparatur simuliert. Man verzichtet dabei auf einen Großbrandversuch.

Nachfolgend werden diese Prüfkriterien zusammengefasst wiedergegeben.

Simulated pool fire test

Unter einem pool-fire ist ein Öllachenbrand mit einer Flammentemperatur von ca. 870°C (1600 F) zu verstehen.

Für die Brandprüfung wird eine unbeschichtete Platte mit einer Größe von einem Fuß (30,48 cm) mal 1 Fuß mal 1,6 cm Dicke verwendet, die vergleichbare thermische Eigenschaften eines Kesselwagens besitzt. Die Temperaturmessung erfolgt durch neun Thermoelemente, die sich auf der dem Feuer abgewandten Plattenseite befinden. Hierfür ist die Platte in neun gleich große Quadrate geteilt, in der Mitte jedes Quadrates wird ein Thermoelement platziert. Das Feuer umfasst die gesamte Oberfläche der unbeschichteten

Platte, wobei die Spitze der Flamme auf die Mitte der Platte gerichtet ist. Vor Beginn des Versuches darf keines der Thermoelemente mehr als 38 °C (100 F) und nicht weniger als 0 °C anzeigen. Nach 13 Minuten, plus-minus einer Minute, müssen mindestens zwei der neun Thermoelemente eine Temperatur von ca. 430 °C (800 F) anzeigen.

Zur Untersuchung eines Brandschutzbeschichtungssystems ist ein pool-fire, wie beschrieben, anzuwenden. Als Prüfkriterium gilt, dass keines der Thermoelemente auf der abgewandten Plattenseite mehr als ca. 430 °C (800 F) nach 100 Minuten Brandprüfung anzeigen darf. Mindestens drei hintereinander erfolgreiche Brandprüfungen sind für jedes Brandschutzbeschichtungssystem durchzuführen.

Simulated torch fire test

Torch-fire bezeichnet ein gerichtetes Feuer mit einer Flammentemperatur von ca. 1200 °C (2200 F) und einer Geschwindigkeit von ca. 65 km/h (40mph).

Als Probekörper wird wie beim pool-fire eine unbeschichtete Platte, instrumentiert mit neun Thermoelementen, verwendet. Vor Versuchsbeginn darf keines der Thermoelemente mehr als ca. 38 °C und weniger als 0 °C anzeigen. Nach vier Minuten, plus-minus 30 Sekunden, müssen mindestens zwei Thermoelemente eine Temperatur von ca. 430 °C anzeigen. Das Brandschutzsystem ist mit einem torch-fire zu prüfen. Während der Brandprüfung ist die ganze äußere Oberfläche des Brandschutzsystems dem torch-fire ausgesetzt. Als Prüfkriterium für ein Brandschutzbeschichtungssystem gilt, dass keines der neun Thermoelemente mehr als 430 °C nach 30 Minuten Prüfdauer anzeigen darf. Mindestens zwei hintereinander erfolgreiche Brandprüfungen müssen für jedes Brandschutzbeschichtungssystem durchgeführt werden.

Das torch-fire dient zur Simulation eines verunfallten Eisenbahnkesselwagens, bei dem aus einem Sicherheitsventil oder aus einer Leckage das zu transportierende Gefahrgut ausströmt und sich entzündet hat. Trifft die hierbei entstehende Fackel auf einen benachbarten Kesselwagen, so wird dieser punktuell thermisch stark beansprucht, was in kürzester Zeit zu einem BLEVE führen kann.

7.4 Durchführung und Auswertung von Plattenbrandprüfungen

Unter der Annahme, dass man eine vergleichbare thermische Belastung mit Plattenbrandprüfungen wie bei Tankbrandversuchen erreichen kann, sollte, unter Berücksichtigung der bereits vorhandenen Erfahrungen, die Ermittlung von Prüfkriterien für beschichtete Plattenprüfungen intensiviert werden.

Folgende Vorgehensweise hat sich bei der Durchführung von Plattenbrandprüfungen bewährt:

7.4.1 Schichtdickenmessung

Die Schichtdicke der beschichteten Stahlplatten in den Größen 500 mm × 500 mm zur Verwendung im Kleinprüfstand bzw. 600 mm × 600 mm bei Verwendung im 1 m³-Ofen wird

durch 25 Einzelmessungen pro Platte nach einem festgelegten Raster, siehe Abbildung 7.4, bestimmt. Bei keiner oder einer nichtmetallischen Armierung (Mesh) kann die Schichtdicke nach dem Wirbelstrommessverfahren zerstörungsfrei bestimmt werden. Bei einer Drahtarmierung kommt ein mechanischer Schnelltester zum Einsatz.

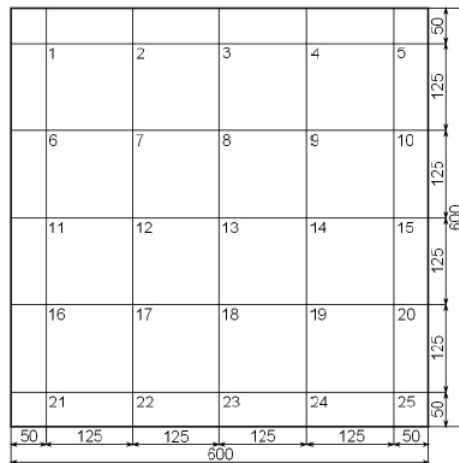


Abbildung 7.4: Raster zur Schichtdickenmessung

7.4.2 Instrumentierung

Zur Messung der Stahltemperatur ist die Platte auf der dem Feuer abgewandten Seite mit fünf NiCr-Ni-Thermoelementen instrumentiert. Ein Thermoelement befindet sich in der Mitte der Platte und vier auf der halben Diagonalen, gemessen vom Mittelpunkt. Die Anordnung der Thermoelemente ist der Abbildung 7.5 zu entnehmen.

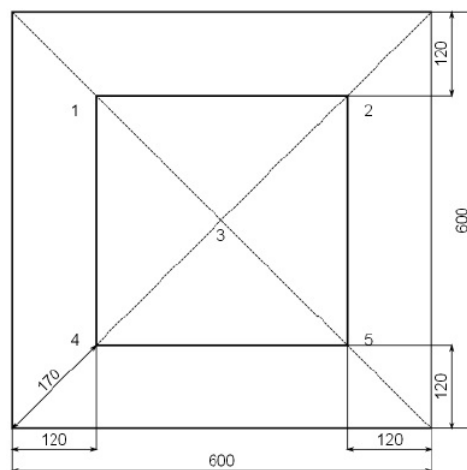


Abbildung 7.5: Platteninstrumentierung mit Thermoelementen

7.4.3 Isolierung

Um annähernd vergleichbare Bedingungen bei den Plattenbrandprüfungen wie bei einem Großbrandversuch zu erhalten, wird die unbeschichtete Plattenhälfte mit einer Alumini-

umfolie gegenüber der Raumatmosphäre abgeschirmt. Hierdurch soll die Wärmestrahlung in der Gasphase des Tanks berücksichtigt werden. Bei einer Prüfung für den baulichen Brandschutz werden häufig, wie z.B. in ETAG Nr. 018 Teil 2 Anhang A [55], 50 mm Vermiculitplatten zur Abschirmung verwendet.

Zur Minimierung des Wärmeaustrages zwischen der Öffnung des Prüfofens und den beschichteten Platten wird Mineralfaserwolle eingesetzt.

7.4.4 Plattenbrandprüfung

Aufbauend auf den bereits vorhandenen Erfahrungen, sollten im Rahmen dieser Arbeit erneut Plattenbrandprüfungen im Kleinprüfstand nach der BAM-Kurve durchgeführt werden. Hierbei stellte sich heraus, dass der inzwischen erneuerte Kleinprüfstand nach [56] bzw. der Brenner nicht mehr die vorgegebene Leistung erreicht. Auf Grund poröser Außenmauern wurde der Kleinprüfstand inkl. des Brenners vollständig erneuert. In Abb. 7.6 ist ein Vergleich zwischen der BAM-Kurve und der tatsächlich erreichten Brandraumtemperatur im Kleinprüfstand zu sehen. Durch den Versuch der schnellen Erwärmung schaltete sich der Brenner für mehrere Minuten ab, die gewünschte Brandraumtemperatur von 900 °C wurde erst nach ca. 16 Minuten anstatt nach 5 Minuten erreicht. Nach Rücksprache mit einigen Herstellern von reaktiven Brandschutzbeschichtungen, die ebenfalls über einen Kleinprüfstand nach [56] verfügen, stellte sich heraus, dass eine Erwärmung von 900 °C innerhalb von 5 Minuten mit diesem Ofentyp nicht gesichert ist. Dies ist jedoch eine Voraussetzung, um reproduzierbare Plattenbrandprüfungen durchführen zu können. Da die auf dem europäischen Markt zugelassenen Brandschutzbeschichtungen primär nach der ETK geprüft werden, ist eine Eignungsfeststellung für Tanks nach der BAM-Kurve oder ggf. Kohlenwasserstoffkurve notwendig. Hierfür kommt der 1 m³-Ofen zum Einsatz, der für schnelle und hohe Temperaturanstiege geeignet ist. [60]

Mit der Entscheidung, zukünftig die Plattenbrandprüfungen im 1 m³-Ofen durchzuführen, war es erforderlich, die bereits definierten Prüfkriterien im Kleinprüfstand zu bestätigen bzw. neu zu definieren. Wie bereits unter 7.2.2 erwähnt, besitzt der 1 m³-Ofen sowohl zwei Brenner, die vertikal und horizontal angeordnet sind, als auch eine größere Brandraumgeometrie. Daher ist mit einer differenzierten thermischen Belastung der Probekörper im Vergleich zur Prüfung im Kleinprüfstand zu rechnen.

Vergleich der Ergebnisse aus Prüfungen im Kleinprüfstand und im 1 m³-Ofen

Um die Übertragbarkeit zwischen den beiden Öfen zu untersuchen, wurde auf ein im vorherigen Kleinprüfstand erfolgreich geprüftes Produkt zurückgegriffen und unter denselben Bedingungen im 1 m³-Ofen untersucht.

Aus Tabelle 7.2 sind die Kennwerte der beschichteten Platten, die zur Untersuchung der Übertragbarkeit dienten, zu entnehmen.

Aus Abbildung 7.7 wird deutlich, dass die Temperatur-Zeitverläufe der 6 mm dicken Stahlplatten, die im Kleinprüfstand und im 1 m³-Ofen untersucht wurden, identisch sind. Zum Vergleich sind die gemessenen Temperaturwerte der Platten 2 und 6 aus Tabelle 7.2 herangezogen worden. Bei den 15 mm dicken Stahlplatten bestand während der 90-minütigen

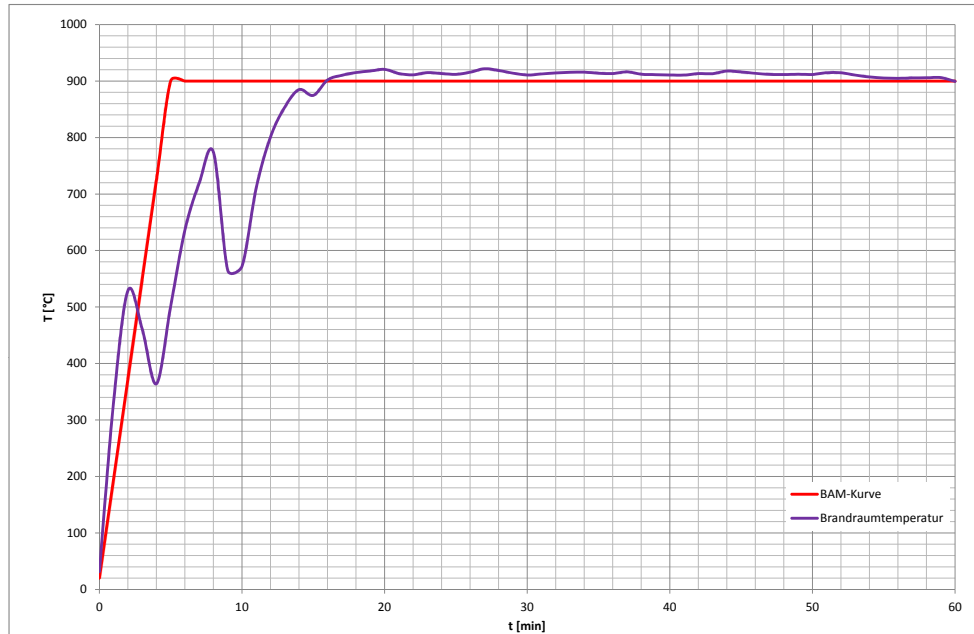


Abbildung 7.6: Vergleich BAM-Kurve mit tatsächlicher Brandraumtemperatur im Kleinprüfstand

Nr.	Stahldicke	Schichtdicke	Ofen	Brandbeanspruchung	Isolierung
1	6,0 mm	6,7 mm	Kleinprüfstand	BAM-Kurve	Aluminiumfolie
2	6,0 mm	6,7 mm	Kleinprüfstand	BAM-Kurve	Aluminiumfolie
3	15,0 mm	6,1 mm	Kleinprüfstand	BAM-Kurve	Aluminiumfolie
4	15,0 mm	8,4 mm	Kleinprüfstand	BAM-Kurve	Aluminiumfolie
5	6,0 mm	6,2 mm	1 m ³ -Ofen	BAM-Kurve	Aluminiumfolie
6	6,0 mm	6,3 mm	1 m ³ -Ofen	BAM-Kurve	Aluminiumfolie
7	15,0 mm	6,4 mm	1 m ³ -Ofen	BAM-Kurve	Aluminiumfolie
8	15,0 mm	6,1 mm	1 m ³ -Ofen	BAM-Kurve	Aluminiumfolie

Tabelle 7.2: Beschichtete Stahlplatten zur Untersuchung der Übertragbarkeit

Prüfung eine durchschnittliche Temperaturdifferenz von 20 K. Die Platte, die im Kleinprüfstand untersucht wurde (Platte 3), erwärmte sich um zusätzliche 20 K im Vergleich zur Platte aus dem 1 m³-Ofen (Platte 8).

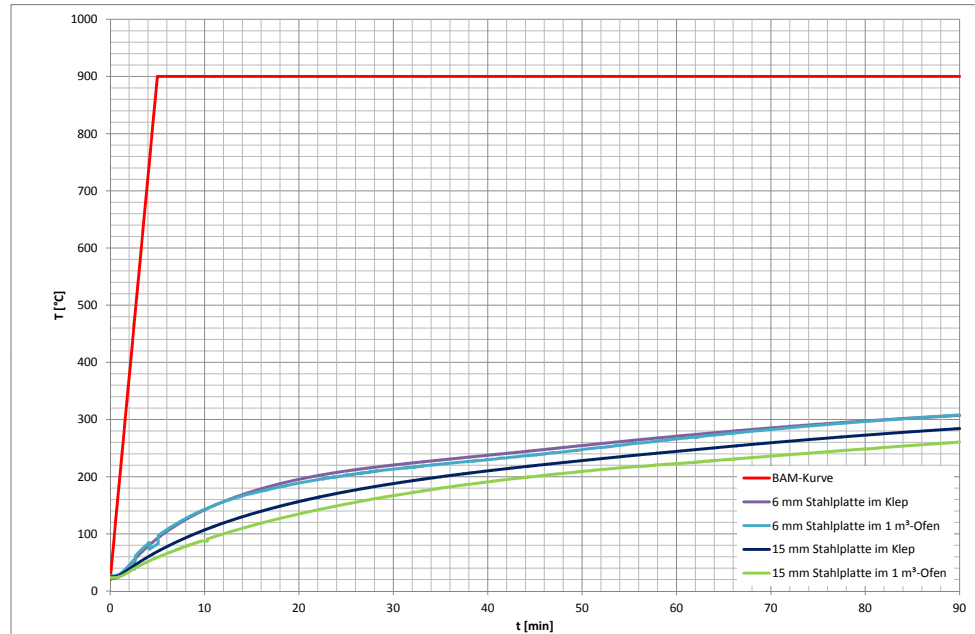


Abbildung 7.7: Vergleich von Plattenbrandprüfungen im Kleinprüfstand und 1 m³-Ofen

Im Rahmen einer Diplomarbeit [58] wurden ausgewählte Ergebnisse aus Prüfungen im Kleinprüfstand sowie im 1 m³-Ofen untersucht. Dabei bestanden die Prüfkörper aus 15 mm bis 40 mm dicken Calciumsilikatplatten. Die Brandprüfungen fanden unter der Belastung der Einheits-Temperaturzeitkurve statt. Aus den Untersuchungen konnten folgende Aussagen getroffen werden:

- die zeitabhängige integrale Abweichung der Brandraumtemperatur (ETK) ist im 1 m³-Ofen geringer als im Kleinprüfstand
- die Temperaturverteilung auf der Stahlplatte ist im 1 m³-Ofen gleichmäßig, hingegen im Kleinprüfstand treten Unterschiede bis zu 100 K auf
- die Feuerwiderstandsdauern liegen im 1 m³-Ofen ungünstiger als im Kleinprüfstand, d.h. die Zeiten bis zum Erreichen der kritischen Temperatur verkürzen sich

Plattenbrandprüfungen im 1 m³-Ofen bei unterschiedlicher Brandbeanspruchung

In einer weiteren Prüfreihe mit zwölf beschichteten Stahlplatten wurden mit einer neu entwickelten reaktiven Brandschutzbeschichtung die Auswirkungen der drei Brandbeanspruchungen, ETK, BAM-Kurve und Kohlenwasserstoffkurve, im 1 m³-Ofen untersucht. Hierbei waren auch die unterschiedlichen Isolierungsmöglichkeiten auf der dem Feuer abgewandten Stahlplattenseite von Bedeutung.

Nr.	Stahldicke	Schichtdicke	Gewicht	Brandbeanspruchung	Isolierung
1	6,0 mm	5,53 mm	20,1 kg	ETK	Aluminiumfolie
2	6,0 mm	5,33 mm	20,0 kg	ETK	Aluminiumfolie
3	6,0 mm	4,17 mm	19,5 kg	ETK	Vermiculitplatte
4	6,0 mm	4,53 mm	19,5 kg	ETK	Vermiculitplatte
5	6,0 mm	4,83 mm	19,6 kg	BAM-Kurve	Aluminiumfolie
6	6,0 mm	5,49 mm	20,0 kg	BAM-Kurve	Aluminiumfolie
7	6,0 mm	5,12 mm	19,6 kg	BAM-Kurve	Vermiculitplatte
8	6,0 mm	4,90 mm	19,6 kg	BAM-Kurve	Vermiculitplatte
9	6,0 mm	5,20 mm	20,0 kg	Kohlenwasserstoffkurve	Aluminiumfolie
10	6,0 mm	4,40 mm	19,7 kg	Kohlenwasserstoffkurve	Aluminiumfolie
11	6,0 mm	4,93 mm	19,5 kg	Kohlenwasserstoffkurve	Vermiculitplatte
12	6,0 mm	5,02 mm	19,6 kg	Kohlenwasserstoffkurve	Vermiculitplatte

Tabelle 7.3: Übersicht der beschichteten Stahlplatten zur Untersuchung der Brandbeanspruchungen und Isolierungen im 1 m³-Ofen

Wie aus Tabelle 7.3 zu entnehmen ist, betrug die Stahldicke bei allen Platten 6,0 mm und die durchschnittliche Trockenschichtdicke 5,0 mm. Als Auswertungskriterium wurde die gemessene durchschnittliche Stahltemperatur der fünf Thermoelemente von 300 °C herangezogen. Es war zu erwarten, dass bei Prüfungen nach der ETK die längste Prüfzeit benötigt wird, um die Prüftemperatur von 300 °C zu erreichen. Nach mehr als 80 Minuten wurde diese an den Platten 1 und 2 gemessen, siehe Abbildung 7.8. Diese beiden Platten waren mit einer Aluminiumfolie isoliert. Es ergab sich eine kürzere Prüfzeit von mehr als 10 Minuten bei einer Isolierung mit 100 mm dicken Vermiculitplatten. Die Platten 5-8 wurden im 1 m³-Ofen nach der BAM-Kurve untersucht, wobei die Platten 5 und 6 mit einer Aluminiumfolie, die Platten 7 und 8 mit Vermiculitplatten abgeschirmt waren. Auffallend ist, dass die Untersuchungen dieser vier Platten nach der BAM-Kurve dem Ergebnis der Prüfungen mit der ETK, Platte 3 und 4, annähernd entsprechen. Mit der Kohlenwasserstoffkurve wurden die Platten 9-12 thermisch belastet. Auf Grund der hohen Temperatur von 1100 °C im Brandraum erreichten die Platten nach 45 bzw. 52 Minuten die 300 °C-Grenze. Bei den Platten 9 und 10, die mit einer Aluminiumfolie isoliert waren, wurden die 300 °C früher erreicht als bei den Platten 11 und 12.

Plattenbrandprüfungen zur Eignungsuntersuchung für Tankbrandversuche

Zur Eignungsuntersuchung und Schichtdickenfeststellung für Tankbrandversuche wurden weitere vier beschichtete Platten im 1 m³-Ofen geprüft. Die Kennwerte der Prüfplatten sind auch Tabelle 7.4 zu entnehmen. Die Beschichtungen der Platten 3 und 4 wurden nach einer Schichtdicke von ca. 7,0 mm mit einer Armierung (Kohlefaser-Einlage) stabilisiert.

Zum gegenwärtigen Zeitpunkt wird auf internationaler Ebene der Gemeinsamen RID/ADR/ADN-Tagung (GT) über eine Feuerwiderstandsdauer für Gefahrgut-Transporttanks von 75 bzw. 105 Minuten [61] diskutiert. Daher sind die Ergebnisse der Plattenbrandprüfungen nur bis zu diesem Zeitpunkt relevant. Die Platten 1 und 3, die unter der thermischen Belastung der BAM-Kurve geprüft wurden, erwärmten sich nach 75 Minuten auf ca. 310 °C bzw. auf ca. 260 °C. Mit der Kohlenwasserstoffkurve wurden die Platten 2 und 4

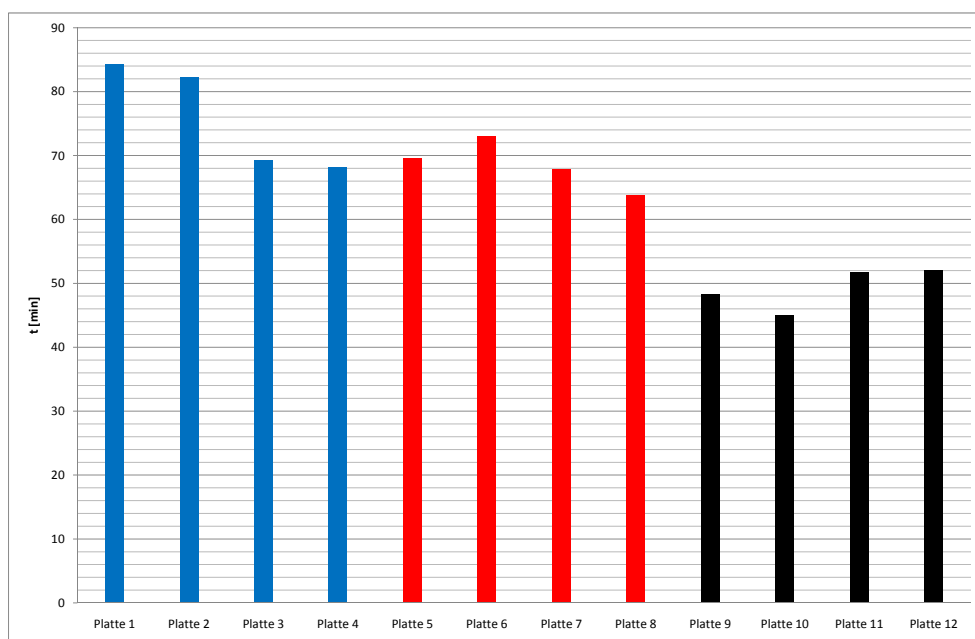


Abbildung 7.8: Ergebnisse von Plattenbrandprüfungen bei unterschiedlichen Brandbeanspruchungen

geprüft, die sich auf ca. 385 °C bzw. 325 °C erwärmten. Mit diesen Ergebnissen konnte angenommen werden, dass ein Tankbrandversuch ohne Sicherheitsventil mit einer Beschichtung von ca. 10 mm und der o. g. Armierung einem Feuer von 900 °C über einen Zeitraum von 75 Minuten standhalten würde. Mit Ausnahme der Platte 2 (ca. 385 °C nach 75 Minuten) lagen die Ergebnisse in einem unkritischen Bereich.

Nr.	Stahldicke	Schichtdicke	Gewicht	Brandbeanspruchung	Isolierung
1	6,0 mm	6,81 mm	20,0 kg	BAM-Kurve	Aluminiumfolie
2	6,0 mm	7,48 mm	20,2 kg	Kohlenwasserstoffkurve	Aluminiumfolie
3	6,0 mm	8,99 mm	21,0 kg	BAM-Kurve	Aluminiumfolie
4	6,0 mm	9,28 mm	21,2 kg	Kohlenwasserstoffkurve	Aluminiumfolie

Tabelle 7.4: Übersicht der beschichteten Stahlplatten zur Eignungsuntersuchung für Tankbrandversuche

Fazit der Plattenbrandprüfungen

Die zahlreichen durchgeführten Plattenbrandprüfungen im 1 m³-Ofen haben gezeigt, dass der 1 m³-Ofen eine sehr gute Alternative zum Kleinprüfstand nach [56] ist. Alle drei Brandbeanspruchungen, ETK, BAM-Kurve und Kohlenwasserstoffkurve, konnten zuverlässig „gefahren“ werden, siehe Abbildungen 7.9 und 7.10. Mit der Untersuchung ausgewählter Ergebnisse aus Prüfungen im Kleinprüfstand und im 1 m³-Ofen wurde deutlich, dass die

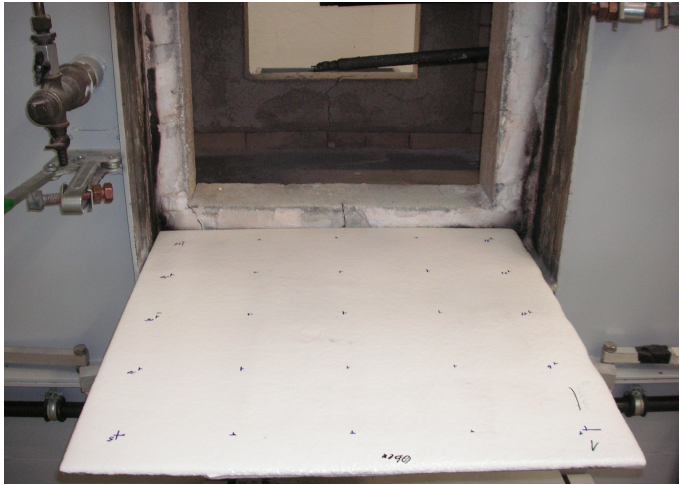


Abbildung 7.9: Platte vor der Brandprüfung



Abbildung 7.10: Platte nach der Brandprüfung

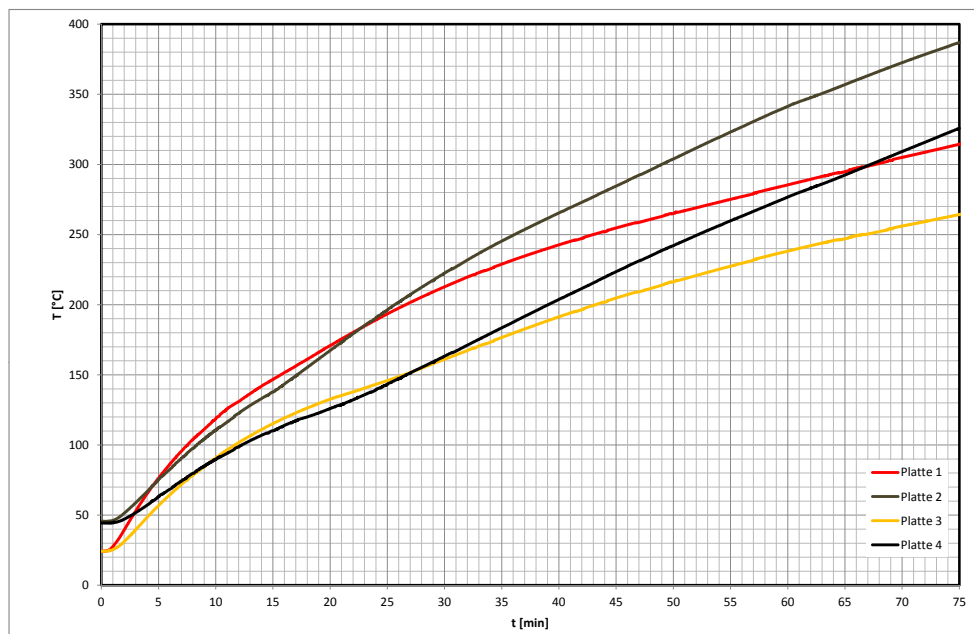


Abbildung 7.11: Ergebnisse von Plattenbrandprüfungen zur Eignungsuntersuchung

Anforderungen der Richtlinie (Prüfung von Brandschutzbeschichtungen für Flüssiggaslagerbehälter) [49], siehe Seite 36, auch für den 1 m³-Ofen gelten können. Außerdem wurde erkennbar, dass die Dicke der Stahlplatten nur einen begrenzten Einfluss auf die Feuerwiderstandsdauer hat. Es wurden 6 mm und 15 mm dicke Platten verwendet, diese Stahldickenbreiten entsprechen den geläufigen Wandungsdicken von Gefahrgut-Transporttanks für die Klasse 2.

Die in der Diplomarbeit [58] getroffenen Aussagen zur Vergleichbarkeit der beiden Prüfeinrichtungen, siehe Seite 46, konnten hierbei nicht bestätigt werden. Die untersuchten Calciumsilikatplatten zeigten in den zwei Prüfeinrichtungen ein differenzierteres Verhalten im Vergleich zur reaktiven Brandschutzbeschichtung.

Die Ergebnisse zur Untersuchung der Auswirkungen der drei Brandbeanspruchungen auf eine reaktive Brandschutzbeschichtung im 1 m³-Ofen zeigten -wie erwartet-, dass die Kohlenwasserstoffkurve die größte thermische Beanspruchung ist. Die europäische Norm DIN EN 1363-2 [53] schreibt für den Einsatz in der petrochemischen oder Offshore-Ölindustrie die Prüfung nach der Kohlenwasserstoffkurve vor. „Besteht eine berechtigte Anforderung für eine solche Brandbeanspruchung, ist die [...] Kohlenwasserstoffkurve anzuwenden.“ [53] Eine eindeutige Aussage zur Art der Isolierung, Aluminiumfolie oder Vermiculitplatten, ließ sich nach den Ergebnissen aus 7.8 nicht treffen, da es keinen eindeutigen Unterschied gab.

Die aus den Plattenbrandprüfungen gewonnenen Temperatur-Zeit-Verläufe dienen einerseits zur Beurteilung eines Brandschutzproduktes und andererseits als Grundlage zur numerischen Bestimmung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit, siehe hierzu Abschnitt 9.1.

8 Übertragbarkeit der Ergebnisse von Plattenbrandprüfungen auf Tankbrandversuche

Um reaktive Brandschutzbeschichtungen mit Hilfe von Plattenbrandprüfungen untersuchen zu können, muss die Übertragbarkeit der gewonnenen Ergebnisse aus den Plattenbrandprüfungen auf Tankbrandversuche gewährleistet sein. Wie schon in Kapitel 7 erwähnt, erleichtern die Plattenbrandprüfungen die Eignungsuntersuchung reaktiver Brandschutzbeschichtungen für Gefahrguttanks und dienen zur Feststellung der idealen Trockenschichtdicke entsprechend der Feuerwiderstandsdauer. Hierbei kann auf ein jederzeit reproduzierbares Prüfverfahren zurückgegriffen werden, das mit internationalen Standards vergleichbar bzw. identisch ist. Auch die Untersuchung von beschichteten Platten, die einer zeitweiligen Bewitterung ausgesetzt wurden, ist hiernach möglich.

Dem gegenüber stehen Tankbrandversuche, die auf einem Freiversuchsgelände im Brandprüfstand bei einer Brandtemperatur zwischen 800 °C und 1000 °C durchgeführt werden, siehe Kapitel 5. Die Reproduzierbarkeit der Prüfparameter ist nur beschränkt möglich, da die Umgebungsbedingungen instationär sind.

Auch wenn die Plattenbrandprüfungen unter vergleichbaren thermischen Belastungen wie die Tankbrandversuche durchgeführt werden, so wird der Einfluss des Gefahrguts, des druckverflüssigten Gases, hierbei nicht berücksichtigt. Aus sicherheitstechnischer Sicht steht bei einer thermischen Belastung eines Tanks der Tankscheitel im Vordergrund der Untersuchungen, da dieser thermisch am stärksten belastet wird, siehe Kapitel 4. Die Untersuchungen mit den beschichteten Platten sollen annähernd diesen Belastungen entsprechen, daher der Einsatz der Aluminiumfolie bzw. der Vermiculitplatten, siehe Kapitel 7.

Im Folgenden soll mit Hilfe eines Modells aus [62] der Zusammenhang zwischen Plattenbrandprüfung und Tankbrandversuch erläutert werden:

8.1 Modell zur Übertragbarkeit

Als Übertragungskriterium wird der Wärmeübergangskoeffizient α jeweils aus den Ergebnissen der Plattenbrandprüfung und dem Tankbrandversuch ermittelt und anschließend die α -Werte miteinander verglichen. Bei dem Tankbrandversuch ist der Wärmeübergangskoeffizient im Tankinnern und bei der Plattenbrandprüfung an der dem Feuer abgewandten Seite zu ermitteln.

Der Gesamtwärmeübergangskoeffizient α_{ges} ist die Summe aus dem konvektiven Anteil α_{Konv} und dem Strahlungsanteil α_{Str} .

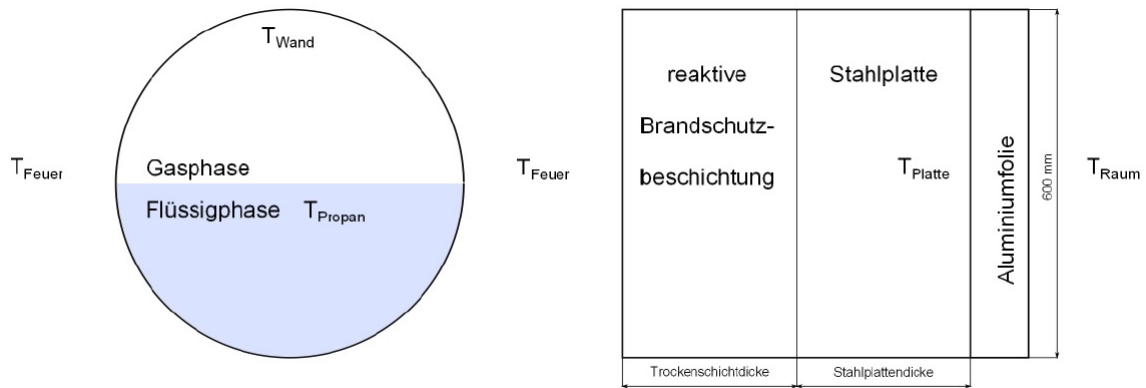


Abbildung 8.1: Wärmeübergang bei Tank und Platte

$$\alpha_{ges} = \alpha_{Konv} + \alpha_{Str} \quad (8.1)$$

Aus [63] sind für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{Konv} + \alpha_{Str}$ für vertikale bzw. horizontale Platten bei einer laminaren Strömung folgende vereinfachte Gleichungen entnommen:

Für eine vertikale Platte gilt:

$$\alpha_{Konv} = 1,42 \left(\frac{\Delta T}{L} \right)^{0,25} \quad (8.2)$$

Für eine horizontale Platte gilt:

$$\alpha_{Konv} = 0,61 \left(\frac{\Delta T}{L^2} \right)^{0,2} \quad (8.3)$$

L = Länge der Stahlplatte

Der Strahlungsanteil α_{Str} lässt sich nach [63] wie folgt berechnen.

Für den Tank gilt:

$$\alpha_{Str} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot \frac{T_{Wand}^4 - T_{Propan}^4}{\Delta T} \quad (8.4)$$

$$\Delta T = T_{Wand} - T_{Propan}$$

Für die Platte gilt:

$$\alpha_{Str} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot \frac{T_{Platte}^4 - T_{Raum}^4}{\Delta T} \quad (8.5)$$

$$\Delta T = T_{Platte} - T_{Raum}$$

Kennwerte zur Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten

Die Kennwerte zur Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten sind aus Abbildung 8.2, Tabelle 8.1, dem Anhang, siehe Seite 87, und [62] entnommen.

In Abbildung 8.2 sind die Tankscheiteltemperatur (Mittelwert) sowie die Ergebnisse zweier Plattenbrandprüfungen dargestellt. Anhand dieser Abbildung wird der Zusammenhang zwischen dem Temperaturanstieg im Tankscheitel und dem in den Platten deutlich. Es besteht innerhalb der ersten 50 Versuchsminuten eine gute Übereinstimmung zwischen Tankscheitel und Platte 4. Die zu Beginn herrschende Temperaturdifferenz ist durch die hohe Brandraumtemperatur von ca. 40 °C zu begründen. Die Platte 3, die unter der thermischen Belastung der BAM-Kurve geprüft wurde, spiegelt den Temperaturanstieg im Tankscheitel bis zur 30. und ab der 60. Versuchsminute wider.

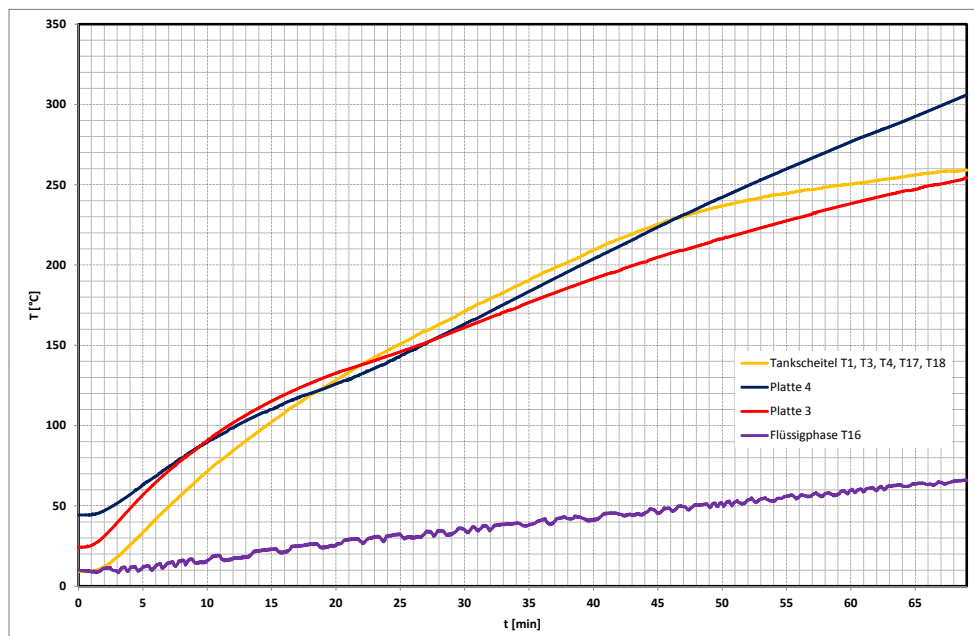


Abbildung 8.2: Vergleich zwischen der Tankscheiteltemperatur und den Plattentemperaturen

Nr.	Stahldicke	Schichtdicke	Größe	Brandbeanspruchung	Isolierung
3	6,0 mm	8,99 mm	600 mm × 600 mm	BAM-Kurve	Aluminiumf.
4	6,0 mm	9,28 mm	600 mm × 600 mm	Kohlenwasserstoffkurve	Aluminiumf.

Tabelle 8.1: Kennwerte der Platten 3 und 4

Die Wärmeübergangskoeffizienten werden beispielsweise bei einer Wand- und Plattentemperatur von 250 °C berechnet.

T_{Wand} :	250 °C
T_{Propan} :	60 °C
p:	22 bar
L:	0,6 m
ε_{Stahl} :	0,6 [62]
$\varepsilon_{Propan} \approx \varepsilon_{Wasser}$:	0,9 [62]
$\varepsilon_{Alufolie}$:	0,09 [62]
$\varepsilon_{Vermiculit}$:	0,9
φ_{12} :	0,8 [62]

Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten

Tank

In dem Modell [62] wird der konvektive Anteil zwischen Tankwand und Propan nicht berücksichtigt. In dieser Arbeit ist er nach der Formel 8.3 berechnet, Ergebnis siehe 8.6.

$$\Delta T = 523 \text{ K} - 333 \text{ K} = 190 \text{ K}$$

$$\alpha_{Konv} = 0,61 \left(\frac{\Delta T}{L} \right)^{0,2} = 0,61 \left(\frac{190}{0,6} \right)^{0,2} = 2,1 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (8.6)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_{Stahl} \cdot \varepsilon_{Propan} \cdot \varphi_{12} = 0,6 \cdot 0,9 \cdot 0,8 = 0,43$$

$$\alpha_{Str} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot \frac{T_{Wand}^4 - T_{Propan}^4}{\Delta T} = 0,43 \cdot 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{523^4 - 333^4}{190} = 8,0 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (8.7)$$

$$\alpha_{ges} = \alpha_{Konv} + \alpha_{Str} = 2,1 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) + 8,0 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) = 10,1 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (8.8)$$

Platte

$$\Delta T = 523 \text{ K} - 298 \text{ K} = 225 \text{ K}$$

$$\alpha_{Konv} = 1,42 \left(\frac{\Delta T}{L} \right)^{0,25} = 1,42 \left(\frac{225}{0,6} \right)^{0,25} = 6,2 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (8.9)$$

Berechnung des Strahlungsanteils einer beschichteten Platte ohne Isolierung:

$$\varepsilon = \varepsilon_{Stahl} = 0,6$$

$$\alpha_{Str} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot \frac{T_{Wand}^4 - T_{Raum}^4}{\Delta T} = 0,6 \cdot 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{523^4 - 298^4}{225} = 10,1 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (8.10)$$

Bei der Berechnung des Strahlungsanteils einer beschichteten Platte, die mit einer Aluminiumfolie isoliert ist, wird in [62] davon ausgegangen, dass die Temperaturdifferenz

zwischen der Stahlplatte und der Aluminiumfolie vernachlässigbar gering ist. Dies konnte jedoch bei den Plattenbrandprüfungen durch Messung der Folientemperatur nicht bestätigt werden. Daraus folgt:

$$\varepsilon = \varepsilon_{Stahl} \cdot \varepsilon_{Alu\text{folie}} = 0,6 \cdot 0,09 = 0,054$$

$$\alpha_{Str} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot \frac{T_{Wand}^4 - T_{Raum}^4}{\Delta T} = 0,054 \cdot 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{523^4 - 298^4}{225} = 0,9 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (8.11)$$

Zum Vergleich zu 8.11 soll der Strahlungsanteil einer beschichteten Platte, die mit einer Vermiculitplatte isoliert ist, ebenfalls berechnet werden.

$$\varepsilon = \varepsilon_{Stahl} \cdot \varepsilon_{Vermiculit} = 0,6 \cdot 0,9 = 0,54$$

$$\alpha_{Str} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot \frac{T_{Wand}^4 - T_{Raum}^4}{\Delta T} = 0,54 \cdot 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{523^4 - 298^4}{225} = 9,1 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (8.12)$$

Mit der Aluminiumfolie als Isolierung für die Stahlplatte ergibt sich folgender Gesamtwärmeübergangskoeffizient:

$$\alpha_{ges} = \alpha_{Konv} + \alpha_{Str} = 6,2 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) + 0,91 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) = 7,1 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (8.13)$$

In die Berechnungen der Wärmeübergangskoeffizienten ist die Länge $L = 0,6 \text{ m}$ der Stahlplattengröße ($600 \text{ mm} \times 600 \text{ mm}$) eingegangen. Da jedoch der Prüfofen eine Öffnung von nur $500 \text{ mm} \times 500 \text{ mm}$ hat und auch nur diese Fläche beflammt wird, beträgt die tatsächlich wärmeabgebende Fläche nur 83 %, und der Gesamtwärmeübergangskoeffizient muss korrigiert werden.

$$\alpha_{ges} = \frac{7,1 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})}{0,83} = 8,6 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (8.14)$$

Ein Vergleich der Wärmeübergangskoeffizienten eines Tankbrandversuchs und einer Plattenbrandprüfung mit Aluminiumfolie als Isolierung zeigt eine annähernde Übereinstimmung. Des Weiteren wird die gute Übereinstimmung durch die Abbildung 8.2, Vergleich zwischen der Tankscheiteltemperatur und den Plattentemperaturen, bestätigt.

- Unter Berücksichtigung des konvektiven Anteils zwischen Tankwand und Propan

$$\alpha_{gesTank} = 10,1 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \approx \alpha_{gesPlatte} = 8,6 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (8.15)$$

- Ohne Berücksichtigung des konvektiven Anteils zwischen Tankwand und Propan

$$\alpha_{gesTank} = 8,0 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \approx \alpha_{gesPlatte} = 8,6 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (8.16)$$

9 Numerische Untersuchungen reaktiver Brandschutzbeschichtungen für Gefahrguttanks

Numerische Untersuchungen (Computersimulationen) zur Ermittlung von Versagensgrenzen gewinnen in der Sicherheitstechnik immer mehr an Bedeutung. Während die Sicherheit über die letzten Jahrhunderte durch das sogenannte „trial and error“-Verfahren (Versuch und Irrtum) untersucht wurde [64], besteht heute das Bestreben, auf Grund von wirtschaftlichen und zeitlichen Aspekten, als auch auf Grund der Komplexität der Systeme, prospektive Untersuchungen durchzuführen und Aussagen über numerische Methoden zu gewinnen.

In dieser Arbeit sollen neben den experimentellen thermischen Untersuchungen (Plattenbrandprüfungen siehe Kapitel 7, Tankbrandversuch siehe Anhang) auch numerische Untersuchungen als Ergänzung angewendet werden.

Für eine Simulation des Brandverhaltens eines beschichteten Gefahrguttanks, bei der die charakteristische Wirkung der reaktiven Brandschutzbeschichtung berücksichtigt werden soll, sind produktabhängige Kennwerte erforderlich. Diese thermischen Kennwerte sind in der Regel von dem Hersteller nicht zu erhalten.

Mit den aus den Plattenbrandprüfungen gewonnenen Temperatur-Zeit-Verläufen lassen sich die erforderlichen thermischen Kennwerte, wie z.B. die äquivalente Wärmeleitfähigkeit λ und/oder die spezifische Wärmekapazität c_p , berechnen. Hierfür hat sich das Berechnungsprogramm IOPT2D, das in der Abteilung Bauwerkssicherheit der BAM entwickelt wurde, bewährt.

9.1 Finite-Differenzen-Methode zur Kennwertermittlung

9.1.1 Beschreibung und Grundlagen des Berechnungsprogramms IOPT2D

Die Beschreibung und die Grundlagen des Berechnungsprogramms sind aus [65] entnommen.

IOPT2D ist ein Rechenprogramm, das zur Simulation zweidimensionaler Erwärmungsprobleme unter instationären Randbedingungen dient. Hiermit können nicht nur Temperatur-

und Wärmestromverteilungen ermittelt werden, sondern auch thermische Stoffeigenschaften oder Größen, wie z.B. die Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität, Wärmeübergangskoeffizienten und/oder Emissionskoeffizienten, aus Brandversuchen abgeleitet werden.

Die mit einem Finite-Differenzen-Verfahren ermittelten Temperatur-Zeit-Verläufe und die gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufe werden mit Hilfe eines Iterationsverfahrens, der Newton-Raphson-Methode, in möglichst gute Übereinstimmung gebracht. Die während des Versuchs herrschenden Bedingungen, wie z.B. Wärmestromeinspeisungen und nichtlineare Temperatur- und Strahlungsbedingungen, können in der Berechnung berücksichtigt werden.

Die Temperatur- und Wärmestromverteilungen werden für vorgegebene Geometrien berechnet. Dafür wird die Prüfanordnung in eine zweidimensionale Geometrie umgesetzt, deren Koordinaten dem Rechenprogramm zugeführt werden.

Die Grundlage für die Berechnung der Temperatur- und Wärmestromverteilung zweidimensionaler Geometrien ist die parabolische partielle Differentialgleichung der Wärmeleitung. Diese Gleichung beschreibt den allgemeinen Zusammenhang zwischen räumlichen und zeitlichen Temperaturänderungen in Materialien:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \right) + \dot{w} = \rho c \frac{\partial \vartheta}{\partial t} \quad (9.1)$$

Durch Unterteilung eines Körpers in Volumenelemente und durch Aufstellung einer Energiebilanz an jedem einzelnen Volumenelement ergibt sich ein System gewöhnlicher Differentialgleichungen erster Ordnung entsprechend Gleichung 9.2. In diesen DGL kommt nur noch die Zeit t als unabhängige Variable vor. Die Energiebilanz an einem Volumenelement m besagt, dass die Summe der zugeführten und im Volumenelement erzeugten Wärmeströme dazu dient, das Volumenelement m in der Zeitdifferenz Δt um $\Delta \vartheta_m = \vartheta_m^* - \vartheta_m$ zu erwärmen:

$$\dot{Q}_{m,zuf} + \dot{Q}_{m,gen} = V \rho c \frac{\vartheta_m^* - \vartheta_m}{\Delta t} \quad (9.2)$$

bzw.

$$\frac{\Delta \vartheta_m}{\Delta t} = \frac{1}{V \rho c} (\dot{Q}_{m,zuf} + \dot{Q}_{m,gen}) \quad (9.3)$$

Diskretisierung

Für die Berechnungen von thermischen Kennwerten aus den Plattenbrandprüfungen im 1 m^3 -Ofen ist eine zweidimensionale Diskretisierung der beschichteten Platten ausreichend. Die zweidimensionale Diskretisierung wird mit Hilfe von Dreieckselementen vorgenommen, mit denen nach [66] jede zweidimensionale Geometrie angenähert werden kann. „Alle Dreieckselemente haben die Tiefe $\Delta z = 1$. Als einzige Einschränkung, jedoch nur für Dreieckselemente mit Wärmeleitung, wird gefordert, daß kein Winkel größer als 90° sein darf [67]. An den Knoten der Dreieckselemente werden die Temperaturen als zu bestimmende Größe eingeführt. Jedem Knoten wird ein Bereich zugeordnet, der sich aus

den Mittelsenkrechten der Dreiecksseiten ergibt,“ [65] siehe Abbildung 9.1. Mit den Gleichungen 9.4, 9.5 und 9.6 lassen sich die den Knotenpunkten M, B, C zugeordneten Teilflächen im Dreieckselement $j = 1$ wie folgt berechnen:

$$A_M = \frac{b^2 \cot \beta + c^2 \cot \gamma}{8} \quad (9.4)$$

$$A_B = \frac{c^2 \cot \gamma + d^2 \cot \delta}{8} \quad (9.5)$$

$$A_C = \frac{d^2 \cot \delta + d^2 \cot \beta}{8} \quad (9.6)$$

Der dem Knotenpunkt M zugeordnete Bereich m besteht aus Flächenanteilen mehrerer Dreieckselemente, die aus unterschiedlichen Materialien bestehen können.

$$A_m = \sum_j A_j \quad (9.7)$$

Hierbei wird angenommen, dass die Temperatur im Bereich m der Temperatur des zugehörigen Knotenpunktes M entspricht.

$$\vartheta_m = \vartheta_M \quad (9.8)$$

Die Gesamtwärmekapazität im Bereich m ergibt sich aus der Aufsummierung der einzelnen Wärmekapazitäten aus den zum Bereich m gehörenden Flächenanteilen. Die Rohdichte ρ sowie die spezifische Wärmekapazität c können Funktionen der Temperatur sein.

$$V \rho c = (V \rho c)_m = \Delta z \sum_j A_j \rho_j c_j \quad (9.9)$$

mit $\rho_j = f(\vartheta_m)$ und $c_j = f(\vartheta_m)$

Betrachtung der Wärmeübertragung im Bereich m

Von den anliegenden Knotenpunkten i fließen dem Bereich m infolge Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung Teilwärmeströme \dot{Q}_i zu, die unter Beachtung des Vorzeichens aufzusummieren sind. Bei den Teilwärmeströmen handelt es sich um:

- \dot{Q}_L (infolge durch Wärmeleitung)
- \dot{Q}_K (infolge durch Konvektion)
- \dot{Q}_{Str} (infolge durch Strahlung)

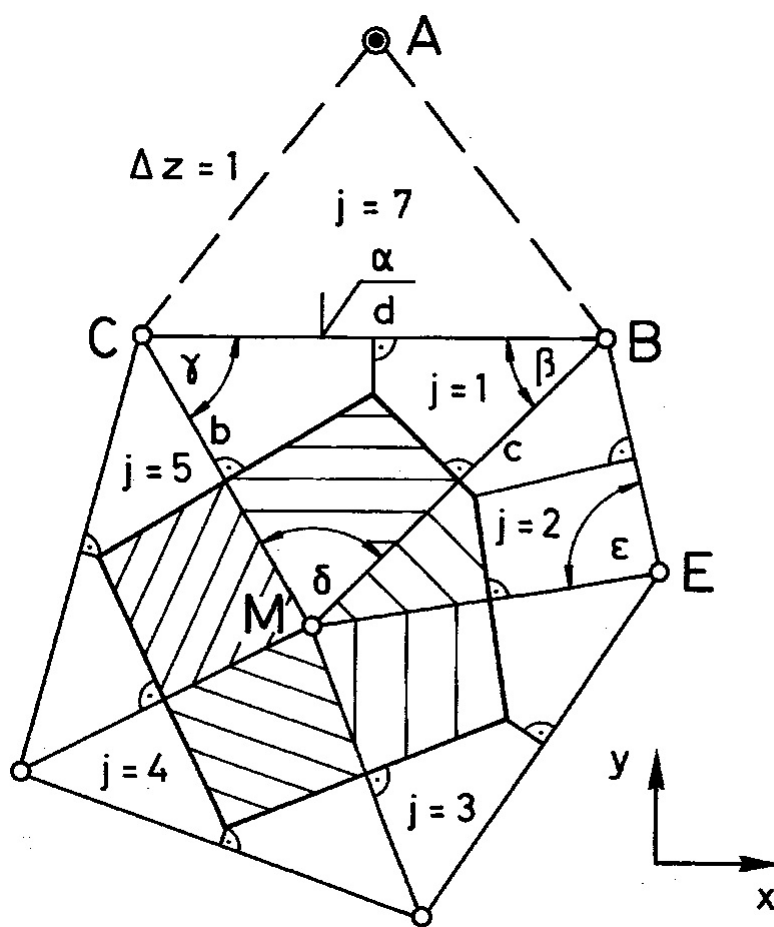


Abbildung 9.1: Einteilung des Integrationsgebietes in finite Dreieckselemente [68]

Wärmeleitung

Der Teilwärmestrom infolge Wärmeleitung, der beispielsweise vom Knoten B dem Knoten M zufließt, wird wie folgt berechnet:

$$\dot{Q}_L = \dot{Q}_{BM} = kA(\vartheta_B - \vartheta_M) \quad (9.10)$$

mit

$$kA = \Delta z \lambda_1 S_1 + \Delta z \lambda_2 S_2 \quad (9.11)$$

Mit λ_1 bzw. λ_2 werden die Wärmeleitfähigkeiten bezeichnet und mit S_1 bzw. S_2 die Geometriefaktoren der Dreieckselemente 1 bzw. 2 beiderseits der Dreiecksseite BM. Wenn die Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Temperatur zu berücksichtigen ist, wird dafür der Mittelwert der Temperaturen in den Knoten B und M zugrunde gelegt und der entsprechende Wärmeleitfähigkeitswert durch Interpolation ermittelt.

$$\lambda_1 = f\left(\frac{\vartheta_B + \vartheta_M}{2}\right) \quad (9.12)$$

bzw.

$$\lambda_2 = f\left(\frac{\vartheta_B + \vartheta_M}{2}\right) \quad (9.13)$$

Nach [67] lassen sich die Geometriefaktoren S_1 bzw. S_2 aus dem Kotangens der der Dreiecksseite BM gegenüberliegenden Winkel γ bzw. ε in den Dreieckselementen 1 bzw. 2 berechnen.

Unter Berücksichtigung der Wärmeleitfähigkeit und des Geometriefaktors ergibt sich für den Teilwärmestrom durch Wärmeleitung vom Knoten B im Bereich m folgende Gleichung:

$$\dot{Q}_L = \dot{Q}_{BM} = \Delta z \frac{1}{2} (\lambda_1 \cot \gamma + \lambda_2 \cot \varepsilon) (\vartheta_B - \vartheta_M) \quad (9.14)$$

Konvektion

Die außenliegende Dreieckselementseite, z.B. die Dreieckselementseite BC, kann einer Wärmeübertragung durch Konvektion ausgesetzt sein. In diesem Fall würden den Knotenpunkten B und C von Knoten A zusätzliche Teilwärmeströme zufließen.

$$\dot{Q}_K = \dot{Q}_{AB} = \frac{d}{2} \Delta z \alpha_B (\vartheta_A - \vartheta_B) \quad (9.15)$$

und

$$\dot{Q}_K = \dot{Q}_{AC} = \frac{d}{2} \Delta z \alpha_C (\vartheta_A - \vartheta_C) \quad (9.16)$$

Der Wärmeübergangskoeffizient α kann eine Konstante mit $\alpha = \alpha_B = \alpha_C$ oder eine Funktion der Oberflächentemperatur $\alpha = f(\vartheta_{OFP})$ sein.

Wärmestrahlung

Die außenliegende Dreieckselementseite, z.B. die Dreieckselementseite BC, kann außerdem einer Wärmeübertragung durch Wärmestrahlung ausgesetzt sein. Dies hat Einfluss auf die Wärmeübertragung im Bereich m. Die Teilwärmeströme infolge der Wärmestrahlung, die von Knoten A zu den Knotenpunkten B und C fließen, werden wie folgt berechnet:

$$\dot{Q}_{Str} = \dot{Q}_{AB} = \frac{d}{2} \Delta z \sigma \varphi \varepsilon_{ges} \varepsilon_{OFP} \left(\left(\frac{\vartheta_A + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{\vartheta_B + 273}{100} \right)^4 \right) \quad (9.17)$$

und

$$\dot{Q}_{Str} = \dot{Q}_{AC} = \frac{d}{2} \Delta z \sigma \varphi \varepsilon_{ges} \varepsilon_{OFP} \left(\left(\frac{\vartheta_A + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{\vartheta_C + 273}{100} \right)^4 \right) \quad (9.18)$$

Berechnungsverfahren

Für jeden Knotenpunkt, mit Ausnahme derjenigen mit Temperatur-Randbedingungen, wird nach Gleichung 9.2 bzw. 9.3 eine DGL erster Ordnung aufgestellt. So erhält man ein System für n Knotenpunkte mit n DGL nach der Art

$$\vec{\vartheta}' = f(\vec{\vartheta}, t), \quad (9.19)$$

dessen Lösung für die Anfangsbedingung

$$\vec{\vartheta}(t_o) = \vec{\vartheta}_0 \quad (9.20)$$

gesucht ist. „Zur Lösung der vorliegenden, sehr steifen Anfangswertprobleme wird das auf den rückwärts genommenen Differentiationsformeln basierende Verfahren von Gear [69] [...] angewendet.“ [70] Hierbei handelt es sich um ein lineares Mehrschrittverfahren, das „nach dem Prädiktor/Korrektor-Schema arbeitet. Dabei wird ein mit dem Prädiktor berechneter Startwert solange iterativ mit Hilfe des Korrektors verbessert, bis Konvergenz gegen einen Fixpunkt erreicht ist.“ [70]

Zur Vertiefung des Berechnungsverfahrens wird auf [70] und [65] verwiesen.

9.1.2 Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit aus Brandprüfungen mit beschichteten Platten

Die temperaturabhängige äquivalente Wärmeleitfähigkeit, die sämtliche Prozesse der Wärmeübertragung während der Brandprüfung, u.a. auch den Prozess des Aufschäumens der Brandschutzbeschichtung, berücksichtigt, wurde für eine Tankbrandsimulation ermittelt. Hierfür wurden die Temperatur-Zeit-Verläufe aus den Plattenbrandprüfungen im 1 m³-Ofen herangezogen. Die thermischen Untersuchungen erfolgten wie in Abschnitt 7.4 beschrieben. Da sich die Wärmeleitfähigkeit λ auf eine Temperatur ϑ beziehen soll und im Berechnungsprogramm IOPT2D eine mittlere Temperatur ϑ_m entsprechend Gleichung 9.21 und Abbildung 9.2 zugrunde gelegt wird, war es notwendig, die relevanten Platten bis zu einer durchschnittlichen Stahltemperatur von 500 °C einer Brandprüfung zu unterziehen. Somit kann bei Anwendung der Kohlenwasserstoffkurve auf der dem Brandraum zugewandten Seite der Brandschutzbeschichtung die Wärmeleitfähigkeit als Funktion der Temperatur bis $\vartheta_m = 800$ °C ermittelt werden.

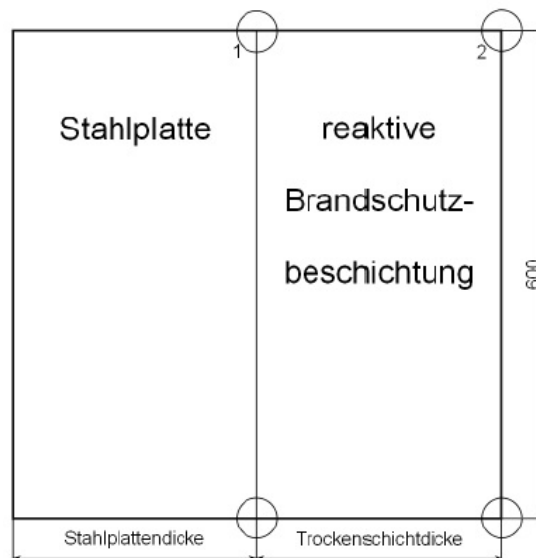


Abbildung 9.2: Modell zur Temperaturberechnung

$$\vartheta_m = \frac{\vartheta_1 + \vartheta_2}{2} = \frac{\vartheta_{Stahl} + \vartheta_{Br}}{2} \quad (9.21)$$

Als Berechnungsgrundlage werden die idealen Brandbeanspruchungen nach Abschnitt 7.3 zugrunde gelegt, da es nur eine geringe Abweichung zwischen den Brandbeanspruchungen nach Norm und den tatsächlichen Brandraumtemperaturen gab. Man kann davon ausgehen, dass der Wärmetransport bei der gewählten Prüfanordnung überwiegend in einer Richtung abläuft, d.h. dass die Betrachtung des in Abbildung 9.3 dargestellten Modells mit eindimensionaler Wärmeübertragung vollkommen ausreichen wird. Die Elementierung dieses Modells dient zur Berechnung der gesuchten äquivalenten Wärmeleitfähigkeit. Das Modell weist 6 Knoten mit 4 Dreieckselementen auf. Beispielhaft wird die Berechnung der Wärmeleitfähigkeit λ an einer im 1 m³-Ofen entsprechend der Kohlenwasserstoffkurve brandbeanspruchten Stahlplatte mit folgenden Daten erläutert:

Plattengröße:	600 mm × 600 mm
Dicke der Stahlplatte:	6,0 mm
Dicke der Beschichtung:	9,28 mm mit Armierung
Isolierung:	Aluminiumfolie

Elementierung des Modells

Bei der Elementierung des betrachteten Modells, siehe Abbildung 9.3, werden folgende Annahmen getroffen: Auf Grund der hohen Wärmeleitfähigkeit des Stahls, die zu einem schnellen Temperatúrausgleich innerhalb der Platte führt, wird die Stahlplatte mit nur einer Schicht berücksichtigt. Die reaktive Brandschutzbeschichtung wird ebenfalls mit nur einer Schicht berücksichtigt, um einen eindeutigen Bezug auf eine mittlere Temperatur für die zu ermittelnde äquivalente Wärmeleitfähigkeit der Brandschutzbeschichtung zu erzwingen.

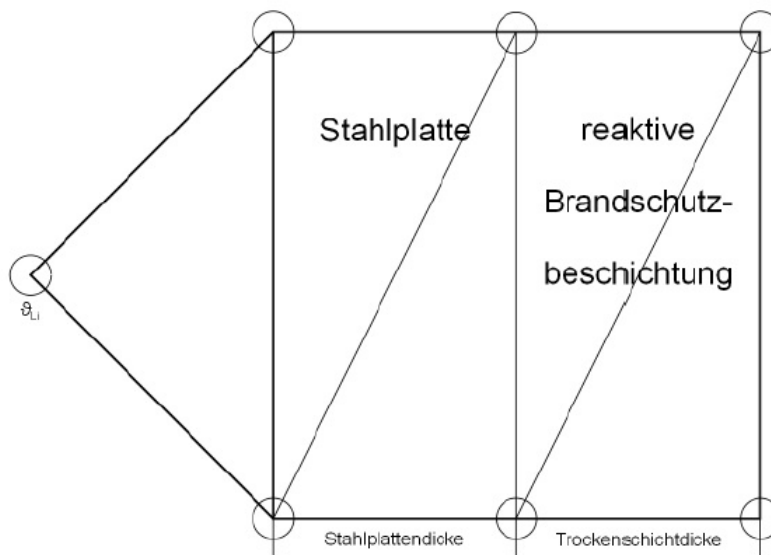


Abbildung 9.3: Elementierung des Modells

Berechnung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit

Aus dem Eurocode 3 (DIN EN 1993-1-2) [71] wurden die folgenden Kennwerte von Stahl entnommen:

- Wärmeleitfähigkeit siehe Abbildung 9.5
- spezifische Wärmekapazität siehe Abbildung 9.4
- Rohdichte $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$

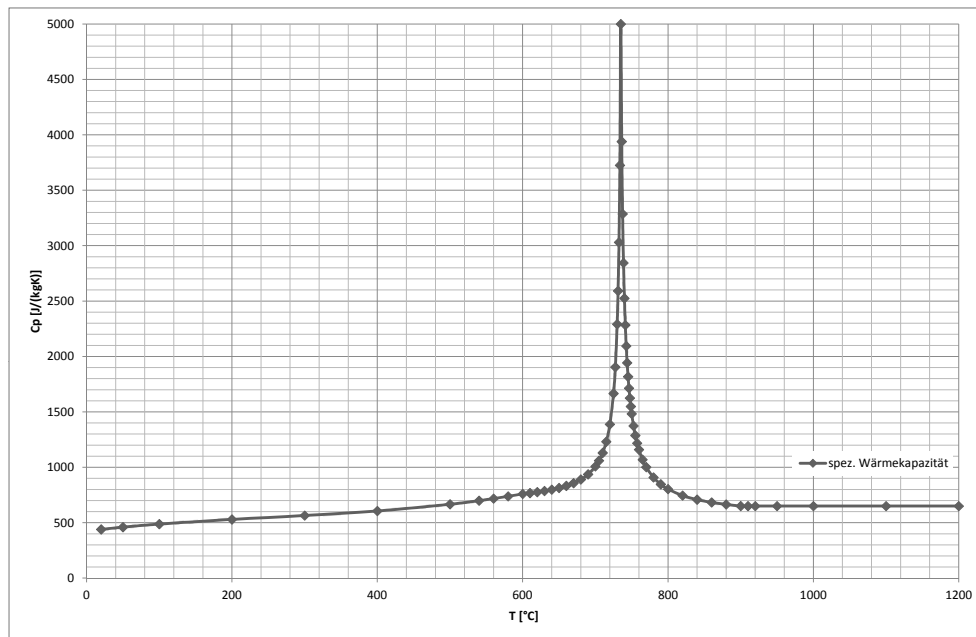


Abbildung 9.4: Spezifische Wärmekapazität von Kohlenstoffstahl in Abhängigkeit von der Temperatur [71]

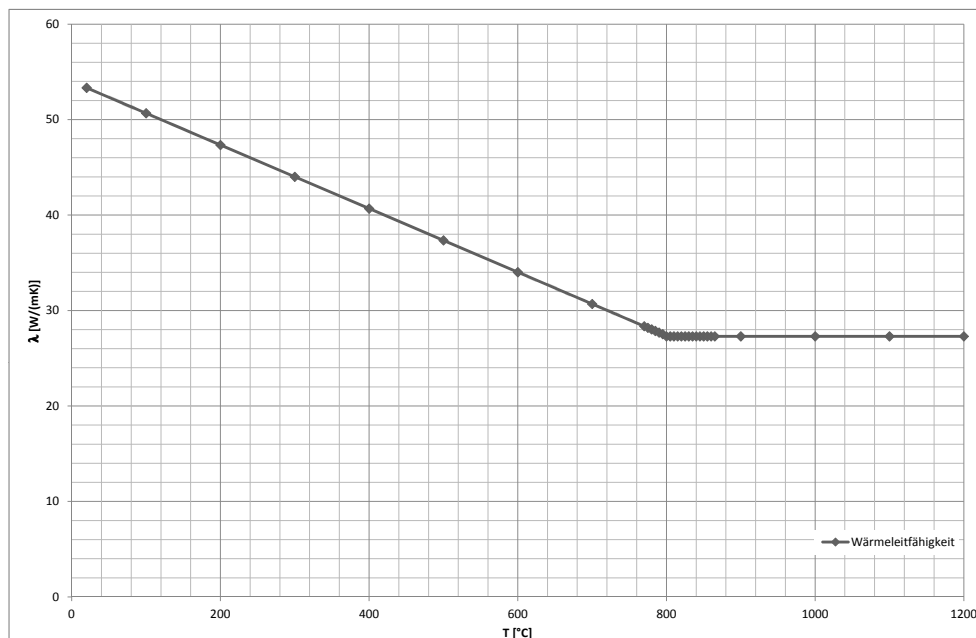


Abbildung 9.5: Wärmeleitfähigkeit von Kohlenstoffstahl in Abhängigkeit von der Temperatur [71]

Unter Zugrundelegung des beschriebenen Modells für die Plattenbrandprüfung wurde die äquivalente Wärmeleitfähigkeit λ der reaktiven Brandschutzbeschichtung mit dem Berechnungsprogramm IOPT2D unter Annahme folgender Randbedingungen ermittelt:

- Die Temperatur $\vartheta_{Br} = \vartheta(t)$, entsprechend der Kohlenwasserstoffkurve, siehe Gleichung 7.2, auf der dem Brandraum zugewandten Oberfläche der Brandschutzbeschichtung
- Wärmetransport infolge Konvektion und Strahlung auf der dem Raum zugewandten Oberfläche der Aluminiumfolie, unter Annahme folgender Kennwerte:

Lufttemperatur	$\vartheta_{Li} = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$
konvektiver Wärmeübergangskoeffizient	$\alpha_c = 8\text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$
Emissionskoeffizient der Umgebungsluft	$\varepsilon_{ges} = 1,0$
Emissionskoeffizient der Aluminiumfolie	$\varepsilon_{OFP} = 0,10$
resultierender Emissionskoeffizient	$\varepsilon_{res} = \varepsilon_{ges} \cdot \varepsilon_{OFP} = 0,10$
Einstrahlzahl	$\varphi = 1,0$

Der Wärmestrom wurde nach folgendem Ansatz ermittelt:

$$\dot{Q} = A\alpha_c(\vartheta_{OFP} - \vartheta_{Li}) + A\sigma\varepsilon_{ges}\varphi\left(\left(\frac{\vartheta_{OFP} + 273}{100}\right)^4 - \left(\frac{\vartheta_{Li} + 273}{100}\right)^4\right) \quad (9.22)$$

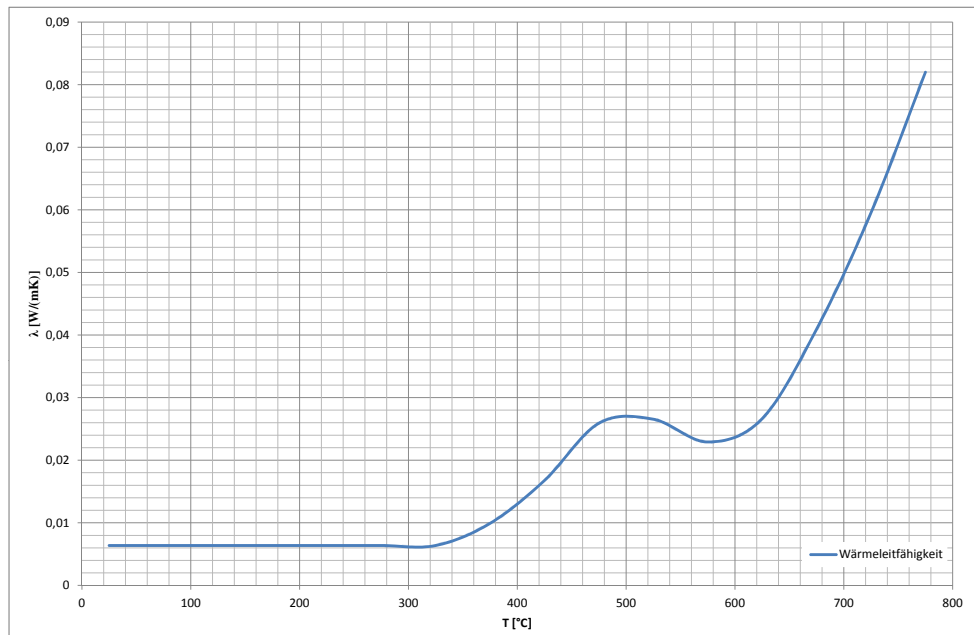


Abbildung 9.6: Äquivalente Wärmeleitfähigkeit der reaktiven Brandschutzbeschichtung als Funktion der mittleren Temperatur

In Abbildung 9.6 ist das Ergebnis der Simulation - die äquivalente Wärmeleitfähigkeit als Funktion der mittleren Temperatur (Mittelwert aus Stahl- und Brandraumtemperatur) -

dargestellt. Die Funktion wurde jeweils in 50 °C-Intervallen gemittelt, um eine möglichst glatte Kurve zu erhalten.

Für die geplante Simulation ist die Funktion der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit ab der mittleren Temperatur von ca. 500 °C bis zu einer Temperatur von ca. 750 °C relevant. Ausgehend von einer Brandraumtemperatur entsprechend der Kohlenwasserstoffkurve, herrscht in diesem Intervall der mittleren Temperatur nach Abb. 9.7 eine Stahltemperatur von ca. 70 °C bis ca. 400 °C. Der Abfall der Wärmeleitfähigkeit in Abb. 9.6 bei einer mittleren Temperatur von 500 °C ist mit dem Beginn des Aufschäumprozesses zu erklären.

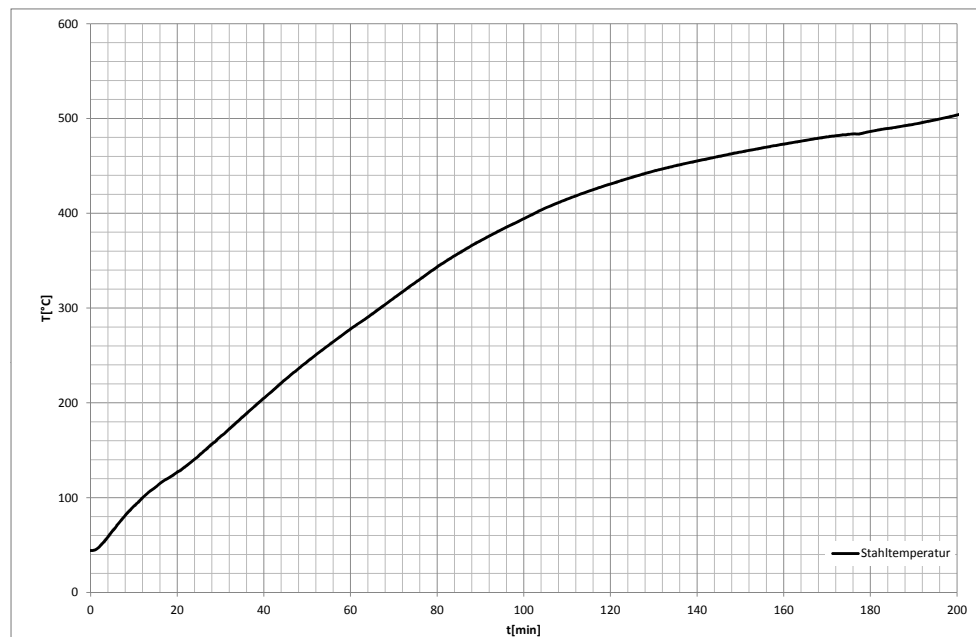


Abbildung 9.7: Gemessene Stahltemperatur als Funktion der Zeit

9.2 Simulation eines beschichteten Gefahrguttanks bei einer Unterfeuerung

Mit der Ermittlung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit aus dem Ergebnis der Plattenbrandprüfung besteht die Möglichkeit, mit geeigneten Programmen eine Tankbrandsimulation durchzuführen, die Erkenntnisse im Sinne der thermischen Eignung einer reaktiven Brandschutzbeschichtung liefert. Des Weiteren kann durch Parametervariation das Verhalten von Tanks verschiedener Größen unter thermischer Belastung numerisch untersucht werden.

Bei der Simulation mit dem verwendeten Programm war es erforderlich, Verallgemeinerungen zu treffen, die von dem durchgeführten Tankbrandversuch abweichen, zum Vergleich

siehe Versuchsbericht im Anhang.

Folgende Parameter mussten für die Simulation angenommen werden:

- homogene Flammentemperatur um den Tank
- gleichmäßige Beschichtungsdicke
- konstante Wärmeleitfähigkeit λ

Bestimmung der konstanten Wärmeleitfähigkeit λ

Die Wärmeleitfähigkeit bezieht sich per Definition auf eine mittlere Temperatur ϑ_m nach Gleichung 9.21. Im Brandraum herrschte während der Plattenbrandprüfung eine Temperatur entsprechend der Kohlenwasserstoffkurve von 1100 °C. Nach der Richtlinie [49] gilt als Prüfkriterium für reaktive Brandschutzbeschichtungen, die als Schutzmaßnahme für Flüssiggaslagerbehälter vorgesehen sind, dass die Stahloberflächentemperatur nicht höher als 300 °C nach 90 Minuten Prüfzeit sein darf. Somit ergibt sich nach Gleichung 9.21 eine mittlere Temperatur $\vartheta_m = 700$ °C.

Aus Abbildung 9.6 lässt sich bei einer mittleren Temperatur von 700 °C ein $\lambda = 0,05$ W/(mK) ermitteln.

Zur Simulation eines mit reaktiver Brandschutzbeschichtung geschützten Gefahrguttanks bei einer Unterfeuerung wurde, unter Verwendung folgender Parameter, das Programm ProNuSs © verwendet:

Tank

Tankvolumen:	2700 l
Füllgut:	Propan
Füllungsgrad:	50 % ($\hat{=}$ 1350 l)
Tankdurchmesser:	1250 mm
Tankwanddicke:	6,0 mm

Beschichtung

Schichtdicke:	10,0 mm (Mittelwert)
Wärmeleitfähigkeit:	0,05 W/(mK)
Wärmekapazität:	1000 J/(kgK) (nach DIN EN 13381-8 [72])
Dichte:	1000 kg/m ³ (nach Angabe des Herstellers)

Feuer

Flammentemperatur:	950 °C
--------------------	--------

9.2.1 Simulationsergebnis

Der Vergleich zwischen den beiden Druckverläufen des Versuchs und der Simulation, siehe Abbildung 9.8, zeigt eine weitestgehende Übereinstimmung. Ab der 44. Minute steigt der Druckverlauf der Simulation jedoch deutlich an. Somit ergibt sich eine Druckdifferenz am Versuchsende von ca. 4 bar. Das Simulationsprogramm berechnet in der 83. Minuten ein Tankbersten (BLEVE) bei einem Überdruck von 35 bar.

Die Abweichungen im Druckverlauf sind u.a. durch die bereits genannten Verallgemeinerungen zu erklären.

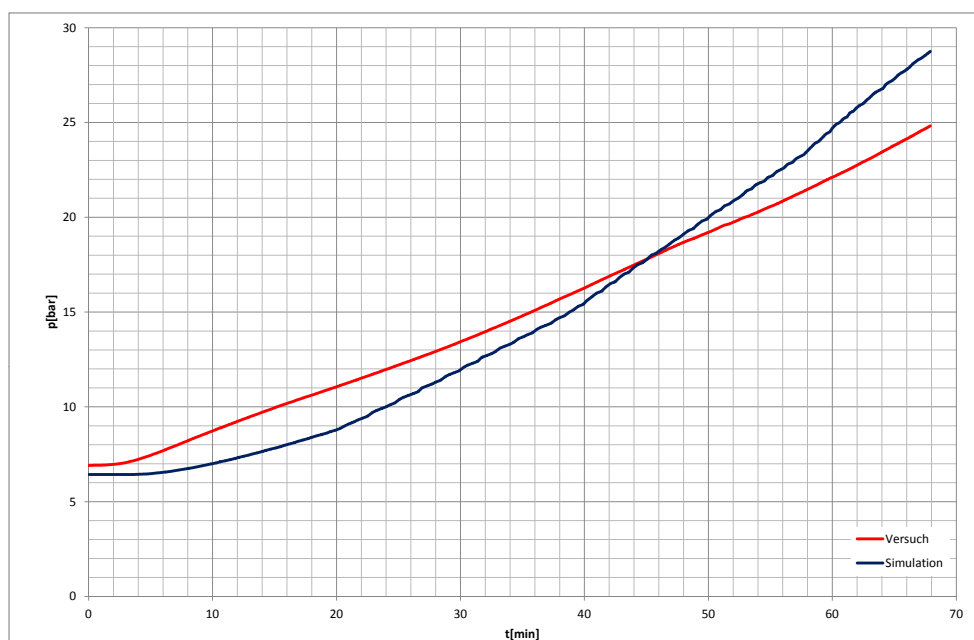


Abbildung 9.8: Vergleich der Druckverläufe

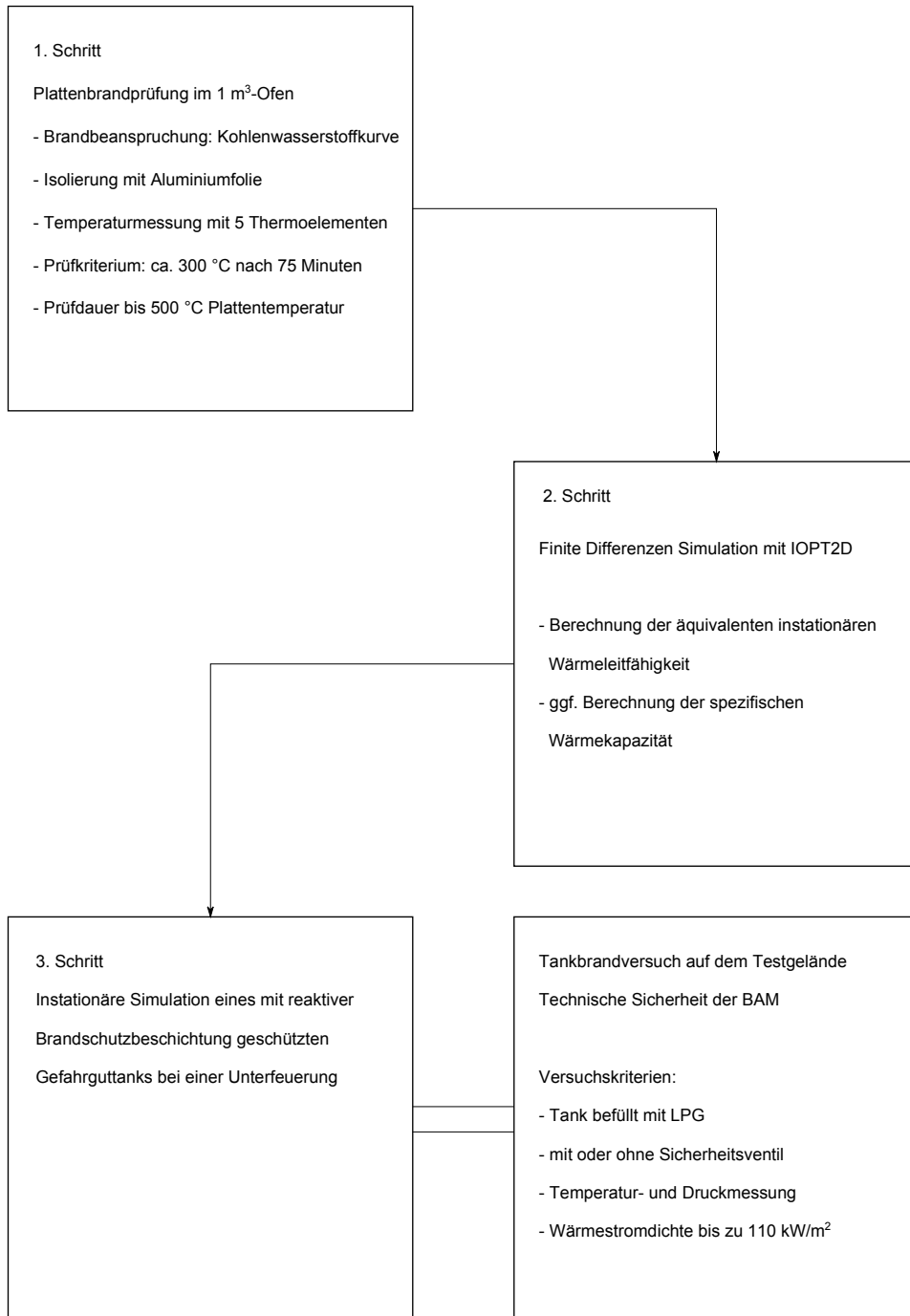


Abbildung 9.9: Ablauffolge zur Eignungsuntersuchung

10 Fazit & Ausblick

Die Durchführung sowie die Auswertung der Tankbrandversuche haben den gegenwärtigen Stand der Technik im Hinblick auf die Feuerwiderstandsdauer von Flüssiggastanks verdeutlicht. Innerhalb von zehn Minuten, respektive 15 Minuten beim Eisenbahnkesselwagen, versagten die Tanks in Form eines BLEVE. Auch ein Sicherheitsventil, das nach internationalem Gefahrgutrecht für den Brandfall ausreichend dimensioniert war, konnte die Feuerwiderstandsdauer nicht wesentlich erhöhen. Im Rahmen dieser Arbeit konnten die Zeiten bis zum Tankversagen (BLEVE) mit numerischen Methoden (Programm ProNuSs ©) bestätigt werden.

In internationalen Fachgremien wird gegenwärtig eine Feuerwiderstandsdauer für Gefahrguttanks von mindestens 75 Minuten diskutiert. [61]

Um dies zu erreichen, besteht die Möglichkeit, Gefahrguttanks mit einer reaktiven Brandschutzbeschichtung zu versehen. Seit Jahrzehnten wird dies in der Praxis mit positiven Erfahrungen für stationäre Gastanks angewendet.

Die Eignungsuntersuchung der reaktiven Brandschutzbeschichtung erfolgte ähnlich wie im baulichen Brandschutz mit Hilfe von Plattenbrandprüfungen in einem Mehrzweckprüfofen. Da der hierfür vorgesehene Kleinprüfstand nach DIN 4102-8 die für notwendig betrachteten Brandbeanspruchungen nicht zuverlässig erfüllt, wurde der 1 m³-Ofen der BAM verwendet.

Durch zahlreiche Plattenbrandprüfungen unter differenzierten thermischen Belastungen, ETK, BAM-Kurve und Kohlenwasserstoffkurve, wurden die Auswirkungen dieser Temperaturzeitkurven experimentell untersucht. Hierbei stellte sich heraus, dass der Temperaturanstieg in einer beschichteten Platte, die unter den thermischen Belastungen entsprechend der Kohlenwasserstoffkurve geprüft wurde, dem Temperaturanstieg im Tankscheitel während eines Tankbrandversuches entspricht, siehe Abb. 8.2.

Mit Hilfe eines Modells, durch Ermittlung der Wärmeübergangskoeffizienten im Tankscheitel und der Platte, konnte die Übertragbarkeit der Ergebnisse aus den Plattenbrandprüfungen auf einen Tankbrandversuch bestätigt werden.

Zur Eignungsuntersuchung für einen Tankbrandversuch wurden Plattenbrandprüfungen mit einer Schichtdicke von 10 mm (inkl. Armierung) unter der thermischen Belastung entsprechend der Kohlenwasserstoffkurve durchgeführt. Die Ergebnisse zeigten, dass eine Feuerwiderstandsdauer eines beschichteten Tanks von 75 Minuten möglich sein müsste, da die Plattentemperatur zu diesem Zeitpunkt bei ca. 330 °C (Platte 4 Abb. 7.11) lag und unterhalb einer Wandungstemperatur von 400 °C mit einem Tankversagen nicht zu rechnen ist.

Mit den aus den Plattenbrandprüfungen gewonnenen Temperatur-Zeit-Verläufen wurde mit dem Programm IOPT2D, basierend auf Finiten-Differenzen-Methode, die äquivalente instationäre Wärmeleitfähigkeit als Funktion einer mittleren Temperatur ermittelt. Hierdurch war es möglich, die Simulation eines beschichteten Gefahrguttanks bei einer Unterfeuerung durchzuführen. Nach dem Simulationsergebnis konnte ebenfalls wie bei den Plattenbrandprüfungen von einer Feuerwiderstandsdauer > 75 Minuten ausgegangen

werden. Anschließend konnten die Ergebnisse der Plattenbrandprüfungen und der Simulation im Rahmen eines Tankbrandversuchs verifiziert werden, siehe Anhang.

Sollten Gefahrgut-Transporttanks mit einer reaktiven Brandschutzbeschichtung, die für eine Feuerwiderstandsdauer > 75 Minuten geeignet ist, geschützt werden, so würde sich das Eigengewicht des Tanks erhöhen.

Beispielhaft soll im Folgenden die Masse einer reaktiven Brandschutzbeschichtung für einen 110 m^3 großen Eisenbahnkesselwagen, der für den Transport der Gefahrgutklasse 2 - druckverflüssigte Gase - geeignet ist, ermittelt werden.

Die Maximallast eines Eisenbahnkesselwagens bemisst sich nach der Radsatzlast und der Anzahl der Achsen. Die Radsatzlast ist abhängig von der Streckenklasse. Gegenwärtig sind Gewichte von $22,5 \text{ t}$ pro Radsatz üblich. Bei einem 4-achsigen Eisenbahnkesselwagen, d.h. zwei Drehgestelle mit je zwei Radsätzen, ergibt sich ein Gesamtgewicht von 90 t . Das Eigengewicht von Eisenbahnkesselwagen ist abhängig von der Bauart und dem Hersteller, bei einem Volumen von 110 m^3 sind es ca. 33 t .

Zur Ermittlung der zusätzlichen Masse durch die Brandschutzbeschichtung wurden folgende Annahmen getroffen:

Kessel

Geometrie des Kessels: gerader Kreiszyylinder

Volumen: $V = 110 \text{ m}^3$

Länge: $L = 16 \text{ m}$ (18 m über Puffer)

Durchmesser: $d = 3 \text{ m}$

Beschichtung

Beschichtungsdicke: $0,01 \text{ m}$

Dichte: $\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$

Ermittlung der Oberfläche des Kessels

$$O = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot (r + L) = 2 \cdot \pi \cdot 1,5 \text{ m} \cdot (1,5 \text{ m} + 16 \text{ m}) = 165 \text{ m}^2 \quad (10.1)$$

Ermittlung der zusätzlichen Masse durch die Brandschutzbeschichtung

$$m = 165 \text{ m}^2 \cdot 1000 \text{ kg/m}^3 \cdot 0,01 \text{ m} = 1650 \text{ kg} \quad (10.2)$$

Eine reaktive Brandschutzbeschichtung mit einer Schichtdicke von 10 mm würde das Eigengewicht eines Eisenbahnkesselwagens mit einem Volumen von 110 m^3 um eine zusätzliche Masse von ca. $1,65 \text{ t}$ erhöhen.

In den folgenden Abschnitten werden weitere zu ergänzende Untersuchungen bzw. Verfahren zur Anwendung reaktiver Brandschutzbeschichtungen für Gefahrgut-Transporttanks vorgestellt.

10.1 Weitere ergänzende Plattenbrandprüfungen mit einem jet fire

Zusätzlich zu den durchgeführten Plattenbrandprüfungen im 1 m^3 -Ofen, siehe Abschnitt 7.4, wären ergänzende Plattenbrandprüfungen mit einem sog. jet fire zur thermischen

Untersuchung von reaktiven Brandschutzbeschichtungen für Gefahrgut-Transporttanks empfehlenswert. Wie in Abschnitt 7.3.4 beschrieben, wird im US-Verkehrsrecht CFR ein sog. torch fire bei der Eignungsuntersuchung gefordert. Hierbei wird die reaktive Brandschutzbeschichtung direkt (mit einer Temperatur von ca. 1200 °C) beflammt und nicht wie bei den Untersuchungen im 1 m³-Ofen nur tangential.

Diese Form der thermischen Belastung simuliert ein Unfallszenario realistischer. Ein jet fire ist eine größere thermische Belastung für die Beschichtung. Die Wärmestromdichte liegt bei solch einem Feuer bei ca. 200 kW/m², während bei einem pool fire von nur ca. 100 kW/m² ausgegangen wird. [73]

Ein wesentlicher Unterschied zwischen dem torch fire und einem jet fire z.B. nach ISO 22899-1 [74] besteht in der Austrittsgeschwindigkeit des brennbaren Gases aus der Prüfapparatur. Nur bei einem jet fire wird Schallgeschwindigkeit gefordert.

Beschichtete Stahlplatten, die auf der nicht beflamnten Plattenseite mit Thermoelementen instrumentiert sind, sollten für einen Zeitraum von ca. 30 Minuten einer Brandprüfung entsprechend den Kriterien eines jet fire bzw. torch fire untersucht werden. Dabei sollte sich die Platte innerhalb des Prüfzeitraums um nicht mehr als ca. 300 °C erwärmen.

10.2 Brandversuche mit Gefahrgut-Transporttanks

Zur Verifizierung der Ergebnisse aus den Plattenbrandprüfungen und der Simulation wurde ein Brandversuch mit einem Lagertank für Flüssiggas durchgeführt. Da der Lagertank für einen geringeren Betriebsüberdruck (ca. 16 bar) als für einen Transporttank erforderlich ausgelegt war, eine Wanddicke von nur ca. 6 mm hatte und aus einem Feinkornbaustahl StE36 bestand, ist der durchgeführte Tankbrandversuch im Sinne der Sicherheitstechnik als konservativ zu betrachten. Um weitere Erkenntnisse zum thermischen Verhalten von beschichteten Tanks zu erhalten, ist es empfehlenswert, Brandversuche mit beschichteten Gefahrgut-Transporttanks durchzuführen. Hierbei sollte, vergleichbar den Plattenbrandprüfungen mit einem jet fire bzw. torch fire, siehe Abschnitt 10.1, eine punktuelle thermische Belastung berücksichtigt werden.

Des Weiteren könnte mit Hilfe von numerischen Methoden Parametervariationen durchgeführt werden, um die Ergebnisse aus dem Brandversuch mit einem Lagertank auf einen Gefahrgut-Transporttank zu übertragen.

10.3 Entwicklung eines Verfahrens zur Dimensionierung reaktiver Brandschutzbeschichtungen auf Tanks

Mit der Klärung des Zusammenhangs zwischen Plattenbrandprüfung und Großbrandversuch, siehe hierzu Kapitel 8, könnte, in Anlehnung an das in DIN EN 13381-8 [72] beschriebene Vorgehen, überprüft werden, ob die im Brandschutz von Gebäuden vorgesehenen numerischen Verfahren zur Dimensionierung von Beschichtungsdicken für Stahlbauteile (offenes Profil, Rechteck-Hohlprofil bzw. Rundhohlprofil) auch auf Transporttanks übertragbar sind.

Es ist zu überprüfen, ob die Haftfähigkeit auf Transporttanks im Vergleich zu den Plattenbrandprüfungen eingeschränkt sein kann und ob die Notwendigkeit der Berechnung von Korrekturfaktoren besteht. Danach könnten die beiden numerischen Verfahren wie die numerische Regressionsanalyse und die auf der Lösung einer Differentialgleichung beruhende Methode zur Bestimmung einer variablen Wärmeleitfähigkeit auf der Basis von zahlreichen Plattenbrandprüfungen an beschichteten Stahlplatten unterschiedlicher Dicke und mit unterschiedlichen Trockenschichtdicken dahingehend untersucht werden, ob sie ohne Änderung anwendbar sind.

Folgende Schritte wären für die Entwicklung eines Verfahrens zur Dimensionierung reaktiver Brandschutzbeschichtungen auf Transporttanks notwendig:

- Durchführung von Plattenbrandprüfungen im 1 m³-Ofen an Stahlplatten unterschiedlicher Dicke (im Bereich von 4 mm - 16 mm entsprechend den möglichen Dicken der Tankwandungen) und mit unterschiedlichen Trockenschichtdicken der reaktiven Brandschutzbeschichtung bei den unter Abschnitt 7.3 genannten Prüfbedingungen
- Untersuchung der Haftfähigkeit der reaktiven Brandschutzbeschichtung mit Berechnung eines geeigneten Korrekturfaktors
- Dimensionierung der erforderlichen Trockenschichtdicken der Brandschutzbeschichtung für beliebige Tankwanddicken und beliebige Feuerwiderstandsdauern entsprechend den in DIN EN 13381-8 [72] angegebenen numerischen Auswertungsmethoden
 1. Numerische Regressionsanalyse
 - a) Berechnung der Koeffizienten der Schätzfunktion
 - b) Überprüfung der Akzeptabilitätskriterien für die Schätzfunktion
 - c) Berechnung der Schichtdicken für beliebige Einflussgrößen
 2. Auf der Lösung einer Differentialgleichung beruhende Methode zur Ermittlung einer variablen Wärmeleitfähigkeit
 - a) Ermittlung der Wärmeleitfähigkeiten der reaktiven Brandschutzbeschichtung auf den einzelnen Stahlplatten
 - b) Ermittlung einer mittleren Wärmeleitfähigkeit
 - c) Überprüfung der Akzeptabilitätskriterien (zur Verifizierung des Modells)
 - d) Berechnung der Schichtdicken für beliebige Werte der Einflussgrößen

Die Ergebnisse der Untersuchungen mit reaktiven Brandschutzbeschichtungen, die im Rahmen dieser Arbeit experimentell und numerisch durchgeführt wurden, haben gezeigt, dass die Feuerwiderstandsdauer eines beschichteten Gefahrgut-Transporttanks um mehr als 75 Minuten erhöht werden kann.

In der Sicherheitstechnik versteht man unter dem Begriff Risiko die quantitative Größe einer Gefährdung als Produkt aus der Eintrittswahrscheinlichkeit und dem Schadensausmaß. Gefahrgut-Transporttanks mit einer reaktiven Brandschutzbeschichtung zu versehen, um einen BLEVE zu verhindern bzw. zu verzögern, lässt sich nicht durch die Eintrittswahrscheinlichkeit, sondern primär durch die Konsequenzen eines BLEVE begründen.

Literaturverzeichnis

- [1] ULRICH, Armin ; HOPPE, Marion: *Verhalten von Gefahrguttanks im Brandfall unter Berücksichtigung der Füllgüter*. 2010. – Schlussbericht, BAM-Forschungsvorhaben 3222 vom 23.06.2010
- [2] *Gesetz über die Beförderung gefährlicher Güter (Gefahrgutbeförderungsgesetz-GGBefG)*
- [3] *Richtlinie 2008/68/EG des europäischen Parlaments und des Rates vom 24. September 2008 über die Beförderung gefährlicher Güter im Binnenland*. Amtsblatt der Europäischen Union, September 2008
- [4] IAEA SAFETY STANDARDS: *Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material*
- [5] CONRAD, Jochen: *Gefahrgutrecht Straße/Schiene, ADR/RID 2009*
- [6] LUDWIG, Jörg: *Experimentelle Untersuchungen und Empfehlungen zur Belastbarkeit von Transporttanks für gefährliche Stoffe durch Explosionsdruck und andere Beanspruchungen*, Bergische Universität-Gesamthochschule Wuppertal, Diss., 1999
- [7] CFR 49: *Code of Federal Regulations 49, Transportation, parts 100 to 185*. October 1998
- [8] *The day the sky caught fire*. A journal from skandia international, 1985
- [9] UEBING, D. ; HARTWIG, S. (Hrsg.): *Große technische Gefahrenpotentiale Risikoanalysen und Sicherheitsfragen*. Springer-Verlag, 1983
- [10] KIER, Benno ; MÜLLER, Günther ; BUA (Hrsg.): *Handbuch Störfälle - Dokumentation über Störfälle in Chemanlagen-*. Erich Schmidt Verlag Berlin, 1983
- [11] CCPS: *Guidelines for Evaluating the Characteristics of Vapor Cloud Explosions, Flash Fires, and BLEVEs*. American Institute of Chemical Engineers, 1998
- [12] RIDDER, Klaus: Los Alfaques: Eine Tragödie mit Konsequenzen. In: *Der Gefahrgut-Beauftragter* 16 (2005), März, S. 9–10
- [13] BALKE, Ch. ; KONERSMANN, R.: Abschlussbericht, Ermittlung typischer Störfallauf szenarien anhand ausgewählter Unfälle/Störfälle mit Flüssiggas / Bundesanstalt für Materialforschung- und prüfung. 2005. – Forschungsbericht
- [14] *Vinylchlorid-Unfall in Schönebeck/Elbe*. <http://www.bestpractice-feuerwehr.de/ereignisse/brande/vinylchlorid-unfall-in-schonebeck-elbe>, März 2011
- [15] *Elsterwerda: Kesselzugexplosion im Bahnhof*. <http://www.bestpractice-feuerwehr.de/ereignisse/brande/elsterwerda-kesselzugexplosion-im-bahnhof>, März 2011

- [16] KÖHLER, Christian: Schadensfall an einem Druckgaskesselwagen. In: *Technische Überwachung* 39 (1998), April, Nr. 4, S. 35–36
- [17] OCTI/RID/GT-III/2005/43: *Gemeinsame Tagung des Sicherheitsausschusses und der Arbeitsgruppe für die Beförderung gefährlicher Güter*. September 2005
- [18] FIENING, Klaus ; GEHLE, Markus: Brennender Flüssiggas-Kesselwagen nach Zugentgleisung, Umfangreiche Kühlmaßnahmen verhindern BLEVE. In: *BrandSchutz Deutsche Feuerwehr Zeitung* 59 (2005), S. 470–472
- [19] REUTERS: Verheerende Explosion eines Tankklusters. In: *Berliner Zeitung* 29 (2007)
- [20] SWAT, Wolfgang: *Eine Verkettung unglücklicher Umstände*. http://www.gebe.storck-verlag.de/gefahrgut-recht/gefahrgut-recht_0302.shtml.
Version: März 2011
- [21] AHLHORN, Rolf ; NICOLAY, Karsten: Ermittlung sicherheitstechnischer Kriterien zur Flüssiggastechnologie und Herleitung geeigneter Sicherheitsstandards, Fachband 4.1: Sammlung und Auswertung von aufgetretenen Zwischen- und Unfällen bei Lagerung, Umschlag, Transport und Handhabung von Flüssiggas (LPG) / Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Technischer Überwachungs-Verein Hannover e. V. 1988. – Forschungsbericht
- [22] BAM, III.2: Untersuchung der Statistik, Unfälle mit wassergefährdenden Stoffen des Statistischen Bundesamtes aus dem Jahr 2007 im Vergleich zu den Vorjahren / Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung. 2010. – Forschungsbericht
- [23] STATISTISCHES BUNDESAMT: Umwelt, Unfälle mit wassergefährdenden Stoffen 2007 / DESTATIS. 2008 (Fachserie 19 Reihe 2.3). – Forschungsbericht
- [24] ABBASI, S.A.: The boiling liquid expanding vapour explosion (BLEVE): Mechanism, consequence assessment, management. In: *Journal of Hazardous Material* (2006), S. 489–519
- [25] REID, R. C.: Superheated Liquids. In: *American Scientist* 64 (1976), S. 146–156
- [26] REID, R. C.: Some theories on boiling liquid expanding vapour explosions. In: *Fire* (1980), S. 525–526
- [27] BIRK, A. M. ; YE, Z. ; MAILLETTE, J. ; CUNNINGHAM, M.: Hot and Cold BLEVEs: Observation and Discussion of Two Different Kinds of BLEVEs. In: *AIChE Symposium Series* Bd. 89, 1993, S. 119–130
- [28] KURTH, Klaus: *Flüssiggas-Handbuch*. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1975
- [29] ACIKALIN, Hatice A.: *Dynamische Simulation thermisch initiiertes Domino-Effekte*, Technische Universität Berlin, Diss., 2003
- [30] GUMMERT, Peter ; RECKLING, Karl-August: *Mechanik*. Vieweg, 1987
- [31] SZABÓ, István: *Höhere Technische Mechanik*. Springer-Verlag, 1977
- [32] BEITZ, W. ; KÜTTNER, K.-H.: *Doppel Taschenbuch für den Maschinenbau*. Bd. 14. Auflage. Springer-Verlag, 1981

- [33] DIN EN 10028-3: *Flacherzeugnisse aus Druckbehälterstählen, Teil 3: Schweißgeeignete Feinkornbaustähle, normalgeglüht*. September 2003
- [34] BÖCKH, P. v.: *Wärmeübertragung Grundlagen und Praxis*. Springer, 2004
- [35] DROSTE, B. ; WIESER, G. ; PROBST, U.: Thermal Test Requirements and Their Verification by Different Test Methods PATRAM. (1992), S. 1263–1272
- [36] BAM: *BAM Testgelände Technische Sicherheit*. <http://www.tts.bam.de/de/>. Version: Januar 2012
- [37] BORCH, Jörg ; ULRICH, Armin ; BLEES, Christian: Wärmeeintragsversuche mit Gefahrgutumschließungen auf den neuen Brandprüfständen der BAM. In: *Technische Überwachung* 51 (2010), S. 41–45
- [38] LUDWIG, J. ; FEUTLINSKE, K.: THEBETA-Thermische Belastbarkeit von Tanks / Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM). 1996. – Forschungsbericht
- [39] UNECE: *Report of the informal working group on the reduction of the risk of a BLEVE INF.9*. September 2007. – Joint Meeting of the RID Committee of Experts and the Working Party on the Transport of Dangerous Goods (Geneva, 11-21 September 2007)
- [40] LUDWIG, Jörg: Die Kapazitätsformel für Druckentlastungsvorrichtungen von Gefahrguttanks / DGMR, Deutsche Wissenschaftliche Gesellschaft für Erdöl, Erdgas und Kohle e.V. 2000. – Forschungsbericht
- [41] LUDWIG, J. ; HELLER, W.: *Brandversuch mit einem Propankesselwagen*. Juni 1999. – Versuchsbericht
- [42] ULRICH, A. ; BORCH, J.: *Brandprüfung an einem zu 50 % propangefüllten Tank mit 2750 l Fassungsraum*. Januar 2010. – Versuchsbericht
- [43] SCHALAU, Bernd: *ProNuSs © Programm zur Numerischen Störfallsimulation*. <http://www.pronuss.de/>. Version: 2011
- [44] SCHALAU, Bernd: *Programm zur Numerischen Störfallsimulation ProNuSs ® 7*. Version vom 18.03.2010. – zur Programmversion 7.1
- [45] MOHR, Adolf: Intumeszierende feuerhemmende Dispersionsbeschichtungen. In: *FARB&Lack* 102 (1996), 7, S. 60–62
- [46] STANKE, J.: Die Anwendung dämmschichtbildender Brandschutzbeschichtungen bei Bauteilen aus Stahl, Stahlbeton und Holz. In: *BRAND (Verhütung, Bekämpfung)* 20 (1970), S. 22–24. – Herausgeber: Schadensverhütungsdienst der Feuerversicherungsgesellschaft Berlin
- [47] WERNER, Ulf-Jürgen: *Bautechnischer Brandschutz Planung-Bemessung-Ausführung*. Birkhäuser Verlag, 2004
- [48] *Epoxy -Brandschutzbeschichtungen*. – Produktinformation der Firma AkzoNobel
- [49] BAM: *Richtlinie zur Prüfung von Brandschutzbeschichtungen (Dünnschichtsysteme) für Flüssiggaslagerbehälter*. Februar 2001. – Entwurf, 1. Auflage
- [50] KATZER, Helga ; LOOK, Wolfgang: Brandschutzarten für Flüssiggaslagerbehälter. In: *Technische Überwachung* 34 (1993), S. 56–62

- [51] DIN EN 13501-1: *Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten- Teil 1: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Prüfungen zum Brandverhalten von Bauprodukten*. Mai 2007
- [52] DIN EN 1363-1: *Feuerwiderstandprüfungen Teil 1: Allgemeine Anforderungen*. Oktober 1999
- [53] DIN EN 1363-2: *Feuerwiderstandprüfungen Teil 2: Alternative und ergänzende Verfahren*. Oktober 1999
- [54] DIN 4102-2: *Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen Teil 2: Bauteile, Begriffe, Anforderungen und Prüfungen*. September 1977
- [55] ETAG NR. 018: *Leitlinie für europäische technische Zulassungen für Brandschutzprodukte (Brandschutzbekleidungen und Brandschutzbeschichtungen) Teil 2: Reaktive Brandschutzbeschichtungen auf Stahlbauteilen*. Juni 2006
- [56] DIN 4102-8: *Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen Teil 8: Kleinprüfstand*. Oktober 2003
- [57] LEMOFF, Theodore C. (Hrsg.): *Liquefied Petroleum Gases Handbook*. National Fire Protection Association, 1992. – With the complete text of NFPA/ANSI 58-1992, Standard for the Storage and Handling of Liquefied Petroleum Gases
- [58] KONSTABEL, Bernd: *Vergleich ausgewählter Ergebnisse aus den Prüfungen im Kleinprüfstand nach DIN 4102/T8 und einem universell einsetzbaren 1 m³-Ofen*, Technische Universität Berlin, Diplomarbeit, 1996
- [59] DIN EN ISO 13943: *Brandschutz- Vokabular Deutsche und Englische Fassung*. Februar 2011
- [60] BLEES, Christian ; BALKE, Christian ; OTREMBA, Frank: *Plattenbrandprüfungen mit reaktiven Brandschutzbeschichtungen für Gastanks -Ein Vergleich zwischen Kleinprüfstand und 1 m³-Ofen-*. In: *Technische Sicherheit* 2 (2012), Januar/Februar, Nr. 1/2, S. 27–30
- [61] OTIF: *Tanks: Verringerung der Gefahr eines BLEVE (TNO-Bericht) INF. 3 D*. März 2006. – Gemeinsame Tagung des RID-Sicherheitsausschusses und der Arbeitsgruppe für die Beförderung gefährlicher Güter (Bern, 20. bis 23. März 2006)
- [62] WIESER, G. ; DROSTE, B.: *Full-scale versus small-scale fire testing of fire protection materials for LPG storage vessels*. In: *7th international symposium on loss prevention and safety promotion in the process industries*, 1992
- [63] HOLMAN, J. P.: *Heat Transfer*. McGraw-Hill, 1981
- [64] HARTWIG, Sylvius: *Eine Nation im freien Fall, Deutschland in der Sicherheitskrise*. Verlag Dr. Bussert & Stadeler, 2005
- [65] MÜLLER, Renate: *Ein numerisches Verfahren zur simultanen Bestimmung thermischer Stoffeigenschaften oder Größen aus Versuchen/ Anwendung auf das Heißdraht-Parallelverfahren und auf Versuche an Hausschornsteinen / Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin. 1992 (185). – Forschungsbericht*

- [66] RUDOLPHI, Reinald ; MÜLLER, Renate: ALGOL-Computerprogramm zur Berechnung zweidimensionaler instationärer Temperaturverteilungen mit Anwendungen aus dem Brand- und Wärmeschutz / Bundesanstalt für Materialprüfung Berlin. 1980 (74). – Forschungsbericht
- [67] DUSINBERRE, George M.: *Heat-Transfer Calculations by Finite Differences*. International Textbook Company, Scranton (Pennsylvania), 1961
- [68] RUDOLPHI, Reinald: Übertragbarkeit der Ergebnisse von Brandprüfungen am Beispiel von Stahl- und Holzstützen / Bundesanstalt für Materialprüfung Berlin. 1980 (72). – Forschungsbericht
- [69] GEAR, C. W.: *Numerical Initial Value Problems in Ordinary Differential Equations*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs (New Jersey), 1971
- [70] PAASCH, Sebastian ; MÜLLER, Renate ; RUDOLPHI, Reinald ; SCHRIEVER, Robert: Numerische Ableitung von thermischen Stoffeigenschaften oder Größen aus Brandprüfungen an unbedeckten und bedeckten Stahlstützen -Möglichkeiten und Grenzen- / Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung. 2000 (236). – Forschungsbericht
- [71] DIN EN 1993-1-2: *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten- Teil 1-2: Allgemeine Regeln- Tragwerksbemessung für den Brandfall*. Dezember 2010
- [72] DIN EN 13381-8: *Prüfverfahren zur Bestimmung des Beitrages zum Feuerwiderstand von tragenden Bauteilen - Teil 8: Reaktive Ummantelung von Stahlbauteilen*. September 2010
- [73] BUCKLAND, I: *Characterisation of passive fire protection (PFP) materials against jet-fire impingement*. <http://www.hse.gov.uk/foi/internalops/hid/din/505.pdf>. Version: März 2012
- [74] ISO 22899-1: *Determination of the resistance to jet fires of passive fire protection materials- Part 1: General requirements*. Dezember 2007
- [75] ULRICH, A. ; BORCH, J.: *Brandprüfung an einem zu 50 % propangefüllten Tank mit 2750 l Inhalt mit Brandschutzbeschichtung ohne Sicherheitsventil*. Dezember 2011. – Versuchsbericht
- [76] DIN 4680-1: *Ortsfeste Druckbehälter aus Stahl für Flüssiggas für oberirdische Aufstellung - Teil 1: Maße, Ausrüstung*. September 2005. – Entwurf
- [77] DIN EN ISO 2360: *Nichtleitende Überzüge auf nichtmagnetischen Grundwerkstoffen - Messen der Schichtdicke - Wirbelstromverfahren (ISO 2360: 2003)*. April 2004

Abbildungsverzeichnis

5.1	Verlauf von Tankinnendruck und Tankwandungstemperaturen [42]	26
5.2	Versuchstank im Brandprüfstand unmittelbar nach dem Bersten aus [42] .	27
5.3	Vergleich der Druckverläufe von Versuch und Simulation	29
5.4	Temperaturverteilung der Tankwand	29
6.1	Umwandlungsvorgang in einer intumeszierenden Brandschutzbeschichtung [48]	33
7.1	Kleinprüfstand	39
7.2	1 m ³ -Ofen	39
7.3	Temperaturzeitkurven	41
7.4	Raster zur Schichtdickenmessung	43
7.5	Platteninstrumentierung mit Thermoelementen	43
7.6	Vergleich BAM-Kurve mit tatsächlicher Brandraumtemperatur im Kleinprüfstand	45
7.7	Vergleich von Plattenbrandprüfungen im Kleinprüfstand und 1 m ³ -Ofen . .	46
7.8	Ergebnisse von Plattenbrandprüfungen bei unterschiedlichen Brandbeanspruchungen	48
7.9	Platte vor der Brandprüfung	49
7.10	Platte nach der Brandprüfung	49
7.11	Ergebnisse von Plattenbrandprüfungen zur Eignungsuntersuchung	49
8.1	Wärmeübergang bei Tank und Platte	52
8.2	Vergleich zwischen der Tankscheiteltemperatur und den Plattentemperaturen	53
9.1	Einteilung des Integrationsgebietes in finite Dreieckselemente [68]	60
9.2	Modell zur Temperaturberechnung	63
9.3	Elementierung des Modells	64
9.4	Spezifische Wärmekapazität von Kohlenstoffstahl in Abhängigkeit von der Temperatur [71]	65
9.5	Wärmeleitfähigkeit von Kohlenstoffstahl in Abhängigkeit von der Temperatur [71]	65
9.6	Äquivalente Wärmeleitfähigkeit der reaktiven Brandschutzbeschichtung als Funktion der mittleren Temperatur	66
9.7	Gemessene Stahltemperatur als Funktion der Zeit	67
9.8	Vergleich der Druckverläufe	69
9.9	Ablauffolge zur Eignungsuntersuchung	70
A.1	Prüfling im Brandprüfstand vor Versuchsbeginn	88
A.2	Messstellenplan aus [75]	89
A.3	Verlauf der Feuertemperaturen	90

A.4	Verlauf der Scheitel- und Bödentemperaturen sowie des Innendrucks	91
A.5	Verlauf der Gas- und Flüssigphasentemperaturen sowie des Innendrucks . .	91
A.6	Prüfling im Brandprüfstand nach dem Versuch	92

Tabellenverzeichnis

3.1	Gefahrgutunfälle 2007: Anzahl und freigesetzte Menge nach Gefahrgutklasse [23]	11
4.1	BLEVE-Versuche bei der BAM	14
7.1	Übersicht der technischen Daten beider Prüfeinrichtungen	38
7.2	Beschichtete Stahlplatten zur Untersuchung der Übertragbarkeit	45
7.3	Übersicht der beschichteten Stahlplatten zur Untersuchung der Brandbeanspruchungen und Isolierungen im 1 m ³ -Ofen	47
7.4	Übersicht der beschichteten Stahlplatten zur Eignungsuntersuchung für Tankbrandversuche	48
8.1	Kennwerte der Platten 3 und 4	53
A.1	Schichtdickenmesswerte	89

Index

A

Abblasmenge 5, 23, 25
Absperreinrichtung 5
Adhäsion 33
Airless-Applikations-Verfahren 34
Aluminiumfolie .. 44, 47, 50 f, 54 f, 64, 66
Ammoniak 32
Ammoniumpolyphosphat 32
Ansprechdruck 5
Apollo-Raumfahrtprogramm 31
Armierung 34, 43, 47, 64, 71

B

BAM-Kurve 36, 39 f, 44, 46 ff, 53, 71
Baustoffklassifizierung 36
Beflammungseinrichtung 37
Bewitterung 51
Bindemittel 32
BLEVE 1, 7 – 11, 13 ff, 17, 19, 23,
25 – 28, 42, 68, 71, 74
Brandprüfstände 22, 35, 51

C

Calciumsilikatplatte 36, 46, 50
Compressed Gas Association 24
Crescent City 7

D

Diskretisierung 58
Druckentlastungseinrichtung ... 1, 5, 23 f

E

Einheits-Temperaturzeitkurve 36, 39, 44,
46 ff, 71
Elsterwerda 9
ETAG 36

F

Faserverstärkung 33
Feinkornbaustahl 4, 25, 73
Feuerball 13, 15, 25
Feuerwiderstandsdauer ... 1, 33, 36, 46 f,
50 f, 71 f, 74
Finite-Differenzen-Verfahren 58
Flashover 39

G

Gefahrgutfahrerschulung 8
Gefahrguttransportlogistik 11

H

Haftfähigkeit 32, 74
Hookesche Gesetze 16
hose stream resistance test 37

I

intumeszierende Brandschutzb. 32
IOPT2D 57, 63, 66, 71
Iterationsverfahren 58

J

jet fire 19, 72 f

K

Kalorimeter 22
Kapazitätsformel 23 f, 26
Karbonschaumschicht 32
Katalysator 32
Kesselformeln 16
Kesselwagen ... 4 f, 7 – 11, 14, 25, 35, 37,
41 f, 71 f
Kohäsion 33
Kohlenstoffquelle 32

Kohlenwasserstoffkurve . 36, 40, 44, 46 ff,
50, 63, 66 ff, 71

Korrosionsschutz 33

Korrosivitätskategorie 33

L

Lillestrøm 9

Los Alfaques 8

M

Manila 10

Mantelthermoelement 37

Marl 9

Melamin 32

Membranspannungstheorie 15

Mexico City 7

Mineralfaserwolle 24, 44

Mono-, Di- und Tripentaerythrit 32

N

Normalspannungshypothese 17

numerische Regressionsanalyse 74

O

Offshore-Ölindustrie 40, 50

Offshore-Anlage 31

ortsbewegliche Tanks 1, 4 f

Osnabrück 10

P

Palermo 8

Phosphorsäure 32

Phosphorsäureester 32

pool fire 41 f, 73

Prüfkriterium 36

ProNuSs © 27 f, 68, 71

R

Radsatzlast 72

Risiko 1, 7, 23, 74

S

Sättigungstemperatur 20

Schönebeck (Elbe) 9

Schutzmechanismen 31

Seveso 7

Seveso-II-Richtlinie 7

Sicherheitsventil . 8 – 11, 14, 24 – 28, 42,
48, 71

Sonnenschutz 4

Sonnenschutzdach 9 f, 24

sprödbbruchempfindlicher Stahl 8

sublimierende Brandschutzb. 32

T

Tankcontainer 4

Tankfahrzeuge 4, 8

thermal test 21

thermische Isolierung 5, 10, 23 f, 31

Thermoelement 22, 36, 41 ff, 47, 73

torch fire 19, 37, 41 f, 73

Treibmittel 32

trial and error 57

Trockenschichtdicke 31, 33, 51, 74

U

Unfallstatistikgesetz 11

V

Vermiculitplatte 36, 44, 47, 50 f, 55

W

Wärmeübergangskoeffizient 20, 51

Wärmeeinwirkungs-Flächenbeiwert ... 23

Wirbelstrommessverfahren 43

Z

Zersetzungstemperatur 32

A Anhang

A.1 Brandversuch mit einem beschichteten Tank ohne Sicherheitsventil

A.1.1 Einleitung

Als Ergänzung zu den durchgeführten Plattenbrandprüfungen mit reaktiver Brandschutzbeschichtung und zur Verifizierung der instationären Simulation eines beschichteten Tanks bei einer Unterfeuerung wurde ein Brandversuch mit einem beschichteten Tank ohne Sicherheitsventil auf dem Brandprüfstand für zerstörende Versuche der BAM durchgeführt. Dieser Versuch wurde vom BMVBS (Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung) im Rahmen eines Forschungsvorhabens gefördert.

Der Tank sollte ohne Sicherheitsventil einer thermischen Belastung eines pool fires von ca. 900 °C für eine Versuchsdauer von mindestens 75 Minuten standhalten. Die hierfür erforderliche Schichtdicke orientierte sich an den bereits durchgeführten Plattenbrandprüfungen, siehe Abschnitt 7.4.4.

Die Brandschutzbeschichtung, ein Zweikomponenten-Epoxidharz mit einer Dichte von 1000 kg/m³, wurde nach den Vorgaben des Herstellers aufgebracht.

Bei dem Versuchsobjekt, siehe Abbildung A.1, handelte es sich um einen Lagertank nach DIN 4680-1 [76] mit einem Volumen von 2700 l, der zu 50 % mit LPG (UN 1965 Gemisch C) befüllt war. Nachfolgend eine Übersicht zum Versuchsobjekt:

Tankvolumen:	$V = 2700 \text{ l}$
Füllgut:	LPG
Füllungsgrad:	50 % ($\hat{=} 1350 \text{ l}$)
Tankdurchmesser:	$d_i = 1250 \text{ mm}$
Tankwanddicke:	$t_{wand} = 5,1 \text{ mm}$ Mantel (5,7 mm Böden)
Zulässiger Betriebsüberdruck:	16,4 bar
Prüfdruck:	21,6 bar
Material:	Feinkornbaustahl StE36

A.1.2 Versuchsvorbereitung

Der Tank wurde im Brandprüfstand auf wassergekühlte Stützen so positioniert, dass er durch 4 Brennerdüsenreihen symmetrisch befeuert werden konnte. Zwischen der Tanksohle und den Brennerdüsen bestand ein Höhenunterschied von 725 mm. Zur Befüllung mit und Entleerung des Tanks von LPG bestand eine Verbindung mittels Bodenschluss des Brandprüfstandes mit dem Tank. Vor der Befüllung des Tanks mit 1350 l



Abbildung A.1: Prüfling im Brandprüfstand vor Versuchsbeginn

($\cong 50\%$) LPG erfolgten mehrere Spülungen mit Stickstoff. Hierdurch wurde der Tank inertisiert.

Instrumentierung

Zwischen den Schritten der Grundierung, die nach dem Sandstrahlen folgte, und der Beschichtung wurde der Tank mit zahlreichen Thermoelementen (20) instrumentiert. Die genaue Verteilung der 20 Thermoelemente, u.a. zur Erfassung der Wandungstemperatur, ist Abbildung A.2 zu entnehmen. Der Tankscheitel, dessen Erwärmung während des Versuchs von größter Bedeutung ist, wurde mit 5 Thermoelementen ($T_1, T_3, T_4, T_{17}, T_{18}$) versehen. Neben der Wandungstemperatur wurden ebenfalls die Temperaturen der Flüssigphase durch die Thermoelemente T_{11}, T_{15} und T_{16} sowie die der Gasphase mit T_2 und T_{14} gemessen. Die 7 Thermoelemente $T_{19} - T_{25}$ dienen zur Messung der Feuertemperatur in Nähe (ca. 10 cm) des Tanks. Über den Bodenanschluss des Tanks konnte während der gesamten Versuchsdauer mit Hilfe eines Drucksensors der sich im Tank befindende Überdruck gemessen werden.

Schichtdickenmessung

Zur Messung der Schichtdicke nach DIN EN ISO 2360 [77] wurde ein Wirbelstrommessgerät eingesetzt. Der Messbereich der eingesetzten Winkelsonde mit einer zylindrischen Geometrie lag zwischen 0 mm und 15 mm.

Um die Schichtdicke der gesamten Tankoberfläche zu erfassen, wurde die Fläche in Segmente aufgeteilt. Diese ergaben sich aus den Kreuzpunkten aus jeweils 8 horizontalen ($L_1 - L_8$) und vertikalen (A - H) Linien, die über die Tankoberfläche in einem Abstand von 350 mm gelegt wurden. In Tabelle A.1 sind die Werte der Kreuzpunkte dargestellt. Jede Angabe ist der Mittelwert aus jeweils 9 Einzelmessungen. Bei der Schichtdickenmessung

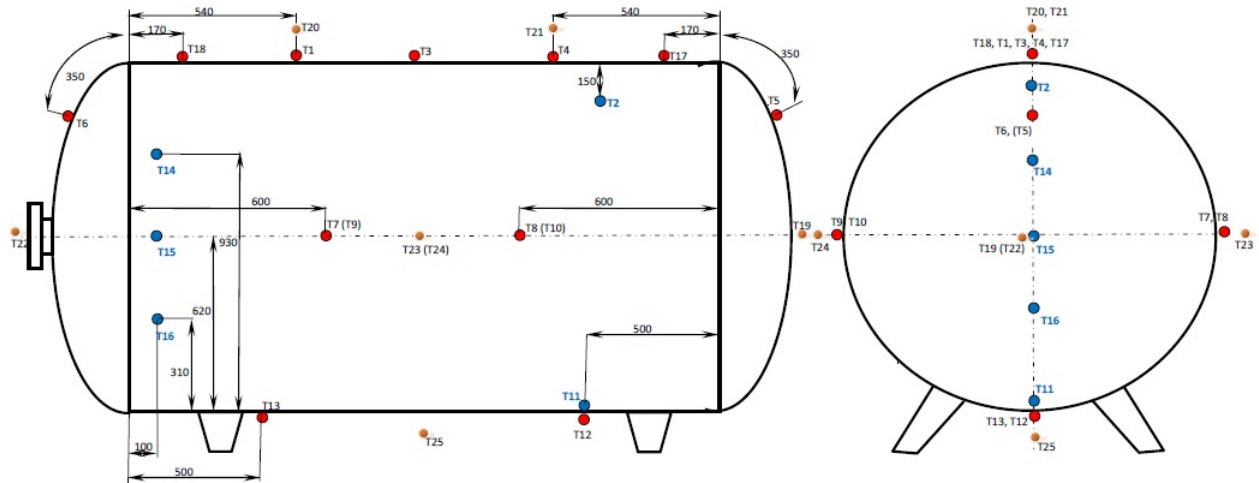


Abbildung A.2: Messstellenplan aus [75]

stellte sich heraus, dass die Beschichtung ungleichmäßig (Minimum 5,3 mm und Maximum 14,1 mm) aufgebracht wurde, siehe Tabelle A.1.

Linie	A	B	C	D	E	F	G	H	Mittelwert
L_1	9,83	10,59	11,29	13,14	14,11	11,84	10,60	10,83	10,83
L_2	11,28	12,39	10,36	10,94	11,44	11,44	12,95	11,12	11,49
L_3	11,26	13,98	11,36	10,67	11,71	12,58	13,49	10,33	11,92
L_4	10,70	13,11	12,56	10,86	11,05	13,03	12,53	9,73	11,70
L_5	11,93	6,27	7,23	8,14	7,77	7,57	5,27	9,78	8,23
L_6	10,37	10,99	11,01	10,78	12,05	12,48	9,40	9,09	10,13
L_7	8,74	10,77	8,61	8,86	8,78	9,35	10,82	9,83	9,47
L_8	8,45	11,12	10,22	10,78	9,77	9,63	9,93	10,62	10,07

Tabelle A.1: Schichtdickenmesswerte

A.1.3 Versuchsdurchführung

Innerhalb von ca. 120 Sekunden nach der Zündung hatte sich das Versuchsfeuer im Brandprüfstand so entwickelt, dass der Tank von den Flammen vollständig umschlossen wurde. Die gemessenen Flammentemperaturen lagen zwischen ca. 800 °C und ca. 1000 °C während der gesamten Versuchsdauer, siehe Abbildung A.3.

In der Tankwand inkl. den Tankböden war während des Versuchs ein kontinuierlicher Temperaturanstieg, insbesondere im Tankscheitel, zu verzeichnen. Nach 40 Minuten Versuchszeit herrschte im Tankscheitel eine Temperatur von ca. 200 °C, die dann bis zum Versuchsende auf eine Temperatur von ca. 260 °C (Mittelwert) anstieg, siehe Abbildung A.4.

Im Tank herrschte zu Versuchsbeginn ein Überdruck von ca. 7 bar, der durch die thermische Belastung kontinuierlich auf ca. 25 bar anstieg. Mit dem Druckanstieg stieg ebenfalls die Temperatur in der Flüssiggasphase, beginnend bei 10 °C bis auf 67 °C, an. In der Gasphase hingegen wurden zwei unterschiedliche Temperaturanstiege gemessen. Die beiden

Thermoelemente (T_2 und T_{14}) befanden sich in einem Abstand von 170 mm. Das Thermoelement T_2 , das nur ca. 150 mm vom Tankscheitel entfernt war, zeichnete einen Temperaturanstieg von ca. 10 °C bis auf ca. 230 °C an. Mit dem zweiten Thermoelement (T_{14}) wurde ein Temperaturanstieg von ca. 10 °C bis auf 180 °C gemessen. Dieses befand sich in unmittelbarer Nähe zur Flüssigphase. Die Verläufe der Gas- und Flüssigphasentemperaturen sowie des Innendrucks sind aus Abbildung A.5 zu entnehmen.

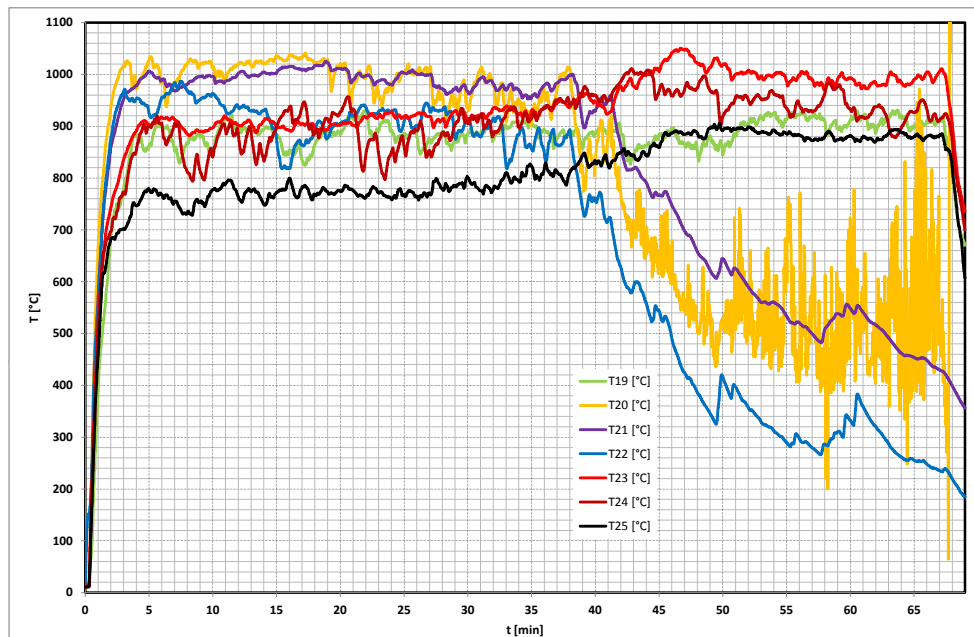


Abbildung A.3: Verlauf der Feuertemperaturen

A.1.4 Versuchsauswertung

Der Versuch hat gezeigt, dass eine reaktive Brandschutzbeschichtung einen mit LPG befüllten Tank ohne Sicherheitsventil für einen Zeitraum von mehr als einer Stunde in einem pool fire mit einer Flammentemperatur von ca. 900 °C schützen kann, siehe Abbildung A.6. Aus der Untersuchung der aufgeschäumten Brandschutzbeschichtung geht hervor, dass die Schicht nicht vollständig reagiert hat. Unter der obersten Dämmschicht befand sich noch bis zu 3 mm unreaktierte Beschichtung.

Nach dem Versuch wurden folgende Dicken von der entstandenen Dämmschicht gemessen:

- Scheitel (T3) 17 mm
- Scheitel (T17) 15 mm
- Boden ohne Flansch (T5) 15 mm
- Boden mit Flansch (T6) 12 mm

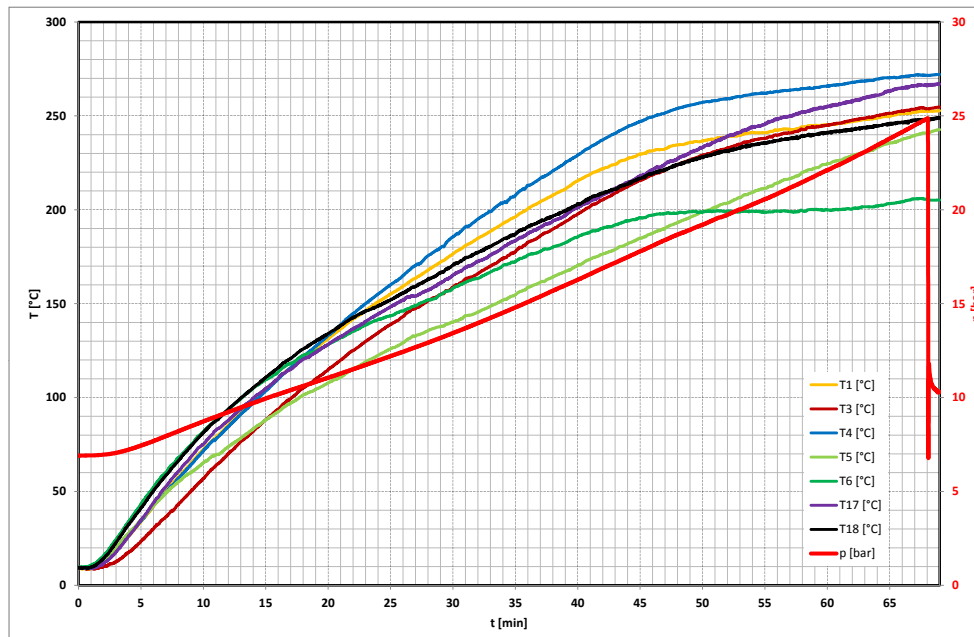


Abbildung A.4: Verlauf der Scheitel- und Bödentemperaturen sowie des Innendrucks

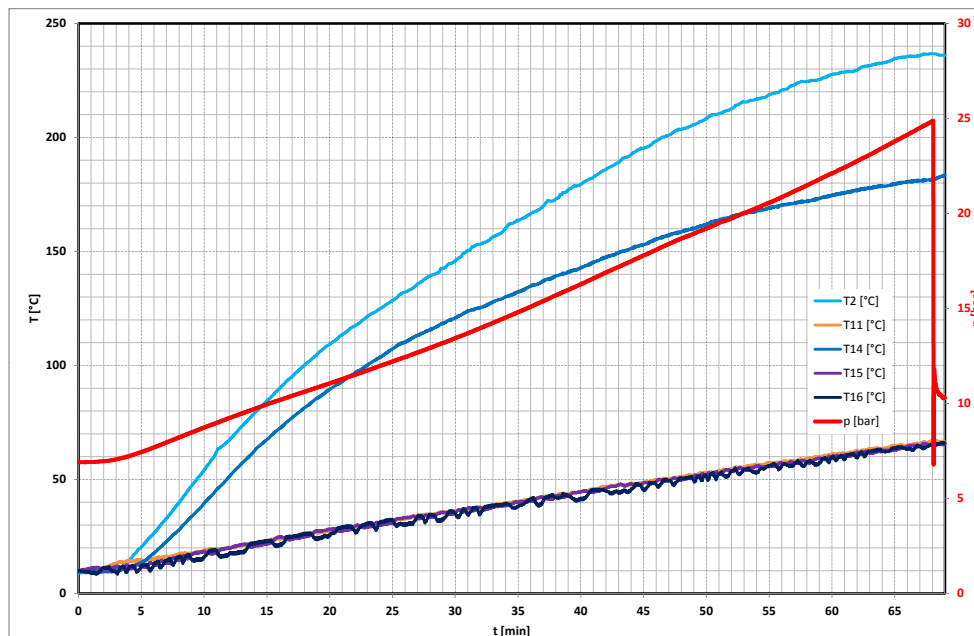


Abbildung A.5: Verlauf der Gas- und Flüssigphasentemperaturen sowie des Innendrucks

- Äquatorhöhe (T7) 12 mm
- Äquatorhöhe (T9) 21 mm

Da der Brandprüfstand nur für einen Druck von 25 bar ausgelegt ist, war es erforderlich, den Versuch bei einem Überdruck von 25 bar im Tank nach 68 Versuchsminuten abubrechen. Die Auswertung des Versuchs zeigte jedoch, dass der Tank einer weiteren thermischen Belastung standhalten würde. Bis zur 68. Versuchsminute wurde eine maximale Wandungstemperatur (im Scheitel) von ca. 270 °C gemessen.



Abbildung A.6: Prüfling im Brandprüfstand nach dem Versuch

A.2 Ermittlung der kritischen Wandungstemperatur

Mit dem Verfahren aus 4.3 wird die kritische Wandungstemperatur eines Tanks, nach DIN 4680-1 [76], ermittelt. Hierbei wird angenommen, dass der Tank mit einem ausreichend dimensionierten Sicherheitsventil ausgerüstet ist, sodass der zulässige Betriebsüberdruck von 15,6 bar nicht überschritten wird.

Im Folgenden die Kennwerte für die Berechnung:

Werkstoffkennwerte P355N

Zugfestigkeit:	$R_m = 490 - 630 \text{ MPa}$ [33]
Dehngrenze: $R_{p0,2}$	
bei 20 °C	295 – 355 MPa
bei 300 °C	232 MPa [33]
bei 350 °C	214 MPa [33]
bei 400 °C	202 MPa [33]
E-Modul: E	
bei 300 °C	192 000 MPa
bei 400 °C	184 000 MPa
Poissonzahl für Stahl:	0,27-0,30
Wärmeausdehnungskoeffizient:	$\alpha = 12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

Tank

Tankdurchmesser:	$d_i = 1250 \text{ mm}$
Tankwanddicke:	$t_{wand} = 5,1 \text{ mm}$
Zulässiger Betriebsüberdruck:	$p = 15,6 \text{ bar}$
Temperaturdifferenz:	$\Delta\vartheta = 20 \text{ K}$ [1]
Garantierte Mindeststreckgrenze:	$R_e = 355 \text{ N/mm}^2$

A.2.1 Spannungszustand in der Tankwand

$$\sigma_\varphi = \sigma_{\varphi_p} + \sigma_{\varphi_T} \quad (\text{A.1})$$

Spannung auf Grund der Druckerhöhung:

$$\sigma_{\varphi_p} = \frac{p \cdot d_m}{2 \cdot t_{wand}} \quad (\text{A.2})$$

mit

$$d_m = \frac{d_a + d_i}{2} \quad (\text{A.3})$$

$$d_m = \frac{1260,2 \text{ mm} + 1250 \text{ mm}}{2} = 1255,1 \text{ mm} \quad (\text{A.4})$$

$$\sigma_{\varphi_p} = \frac{1,56 \text{ N/mm}^2 \cdot 1255,1 \text{ mm}}{2 \cdot 5,1 \text{ mm}} = 192 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{A.5})$$

Spannung auf Grund der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen Tankaußen- und Tankinnenwand:

$$\sigma_{\varphi_T} = \sigma_{x_T} = \frac{E \cdot \alpha \Delta\vartheta}{1 - \nu} \left[1 - \frac{t_{wand}}{3 \cdot r_m} \right] \quad (\text{A.6})$$

bei 300 °C

$$\sigma_{\varphi_T} = \sigma_{x_T} = \frac{192 \text{ kN/mm}^2 \cdot 12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1} \cdot 20 \text{ K}}{1 - 0,27} \cdot \frac{20 \text{ K}}{2} = 32 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{A.7})$$

bei 400 °C

$$\sigma_{\varphi_T} = \sigma_{x_T} = \frac{184 \text{ kN/mm}^2 \cdot 12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1} \cdot 20 \text{ K}}{1 - 0,27} \cdot \frac{20 \text{ K}}{2} = 30 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{A.8})$$

Gesamtspannung:

$$\sigma_{\varphi} = \sigma_{\varphi_p} + \sigma_{\varphi_T} \quad (\text{A.9})$$

$$\sigma_{\varphi_{300^\circ\text{C}}} = 192 \text{ N/mm}^2 + 32 \text{ N/mm}^2 = 224 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{A.10})$$

$$\sigma_{\varphi_{400^\circ\text{C}}} = 192 \text{ N/mm}^2 + 30 \text{ N/mm}^2 = 222 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{A.11})$$

A.2.2 Bestimmung der „rechnerischen“ temperaturabhängigen Zugfestigkeit $R_{m\vartheta}$

Streckgrenzenverhältnis bei Raumtemperatur

$$S = \frac{R_{p0,2}}{R_m} \quad (\text{A.12})$$

$$S = \frac{350 \text{ N/mm}^2}{490 \text{ N/mm}^2} = 0,7 \quad (\text{A.13})$$

„rechnerische“ temperaturabhängige Zugfestigkeit

$$R_{m\vartheta} = \frac{R_{p0,2\vartheta}}{S} \quad (\text{A.14})$$

„rechnerische“ Zugfestigkeit bei 300 °C

$$R_{m\vartheta} = \frac{232 \text{ MPa}}{0,7} = 331 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{A.15})$$

„rechnerische“ Zugfestigkeit bei 350 °C

$$R_{m\vartheta} = \frac{214 \text{ MPa}}{0,7} = 306 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{A.16})$$

„rechnerische“ Zugfestigkeit bei 400 °C

$$R_{m\vartheta} = \frac{202 \text{ MPa}}{0,7} = 289 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{A.17})$$

A.2.3 Berstkriterium

$$\sigma_v \geq R_{m\vartheta}$$

mit $\sigma_v = \sigma_\varphi$

bei 300 °C σ_φ (224 N/mm²) < $R_{m\vartheta}$ (331 N/mm²)

bei 400 °C σ_φ (222 N/mm²) < $R_{m\vartheta}$ (289 N/mm²)

⇒ ab einer Wandungstemperatur > 400 °C bei einem Überdruck von 15,6 bar ist mit einem Bersten des Tanks zu rechnen.

A.3 Mess- und Berechnungsungenauigkeiten

Bei den experimentellen und numerischen Untersuchungen reaktiver Brandschutzbeschichtungen wurden Mess- und Berechnungsungenauigkeiten deutlich, die im Folgenden noch einmal genauer erläutert werden.

Vor jeder Plattenbrandprüfung bzw. vor jedem Tankbrandversuch wurde die von einer Fachfirma aufgebrachte Beschichtung zur Kontrolle nachgemessen. Mit Hilfe eines Wirbelstrommessgerätes konnte die Schichtdicke nach einem festgelegten Raster an insgesamt 25 Punkten bestimmt werden, siehe Abschnitt 7.4.1. Durch die Messungen wurde deutlich, dass die tatsächliche Schichtdicke auf den Prüfplatten von der vorgegebenen abweicht, siehe z.B. Tabelle 7.3.

Zur Messung der auf dem Versuchstank aufgebrachten Schichtdicke der reaktiven Brandschutzbeschichtung diente ebenfalls ein festgelegtes Raster, siehe Tabelle A.1. Hierbei wurde ein Minimum von ca. 5,3 mm und ein Maximum von ca. 14,1 mm festgestellt.

In der Tankbrandsimulation ist jedoch von einer konstanten Schichtdicke von 10,0 mm ausgegangen worden. Die zum Teil an einzelnen Stellen der Tankoberfläche deutlich abweichenden Schichtdicken sind in der Simulation nicht berücksichtigt.

Um die Simulation durchzuführen, war, wie in Abschnitt 9.1.2 beschrieben, die Ermittlung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit erforderlich. Bei der Ermittlung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit wurde von der tatsächlichen durchschnittlichen Schichtdicke auf der Prüfplatte, d.h. von 9,28 mm, ausgegangen. Auch diese Abweichung ist nicht in der Tankbrandsimulation berücksichtigt.

Durch die experimentelle Untersuchung der reaktiven Brandschutzbeschichtung stellte sich heraus, dass die Beschichtungen nicht ohne Abweichungen hinsichtlich der Dicke auf den Prüfplatten bzw. Versuchstank aufgebracht werden konnten.

In Abschnitt 5.4.2 wird ein Tankbrandversuch vorgestellt, bei dem es trotz Sicherheitsventil zu einem BLEVE kam. Dieser Brandversuch wurde mit dem Programm ProNuSs © simuliert. Bis auf wenige Sekunden Differenz kommt man mit dem Simulationsprogramm zu einem Ergebnis, das dem des Versuchs entspricht. Bei der Berechnung der maximalen Wandungstemperatur liegt im Vergleich zum Versuchsergebnis eine Differenz von 25 K vor.

Die Durchführung von Tankbrandsimulationen in der vorliegenden Arbeit diente primär zur Abschätzung der Feuerwiderstandsdauer beschichteter Tanks und nicht einer exakten Vorhersage der Ergebnisse.

Hinsichtlich der thermischen Beanspruchungen der beschichteten Prüfplatten gab es beim Einsatz des 1 m³-Ofen keine Differenzen zwischen den definierten Temperaturzeitkurven - Einheits-Temperaturzeitkurve, BAM-Kurve und Kohlenwasserstoffkurve-, siehe Abschnitt 7.3, und den im Brandraum mit Mantelthermoelementen gemessenen Temperaturverläufen.