

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig

Probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung



Vom Fachbereich Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina
zu Braunschweig

zur Erlangung des Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Michael Dehne
aus Braunschweig

2003

Berichtersteller: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hossler
Berichtersteller: Univ.-Prof. Dipl.-Ing. DDr. techn. Ulrich Schneider
Eingereicht am: 30. April 2003
Mündliche Prüfung am: 29. September 2003
Druckjahr: 2003

Anschrift:

Technische Universität Braunschweig

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz – Fachgebiet Brandschutz

Beethovenstraße 52

D-38106 Braunschweig

Michael Dehne

Geboren 1973 in Bad Harzburg / Niedersachsen. Von Oktober 1993 bis Dezember 1998 Studium des Bauingenieurwesens an der Technischen Universität Braunschweig. Seit Januar 1999 wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 1999 bis 2003 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hosser danke ich sehr herzlich für die vielfältigen Anregungen und das entgegengebrachte Vertrauen. Seine stetige Bereitschaft zur Diskussion verbunden mit vielen Hinweisen und Ratschlägen waren mir eine wertvolle Hilfe.

Herrn o. Univ.-Prof. em. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Karl Kordina danke ich herzlich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Herrn o. Univ.-Prof. Dipl.-Ing. DDr. techn. Ulrich Schneider danke ich ganz besonders für die Übernahme des Korreferates und die damit verbundene Mühe.

Bei Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Manfred Krafczyk bedanke ich mich für die Bereitschaft, als Prüfer in meinem Promotionsverfahren mitzuwirken.

Meinen Kollegen bin ich für das freundschaftliche Verhältnis dankbar, das meine Tätigkeit am Fachgebiet Brandschutz zu einer unvergesslichen Zeit werden ließ.

Bedanken möchte ich mich an dieser Stelle auch bei allen Studenten, die im Rahmen von Diplom- und Vertieferarbeiten zum Gelingen der Arbeit beitrugen.

Michael Dehne

INHALTSVERZEICHNIS

1	EINLEITUNG UND INHALT DER ARBEIT	1
2	ZIELE DES PROBABILISTISCHEN SICHERHEITSKONZEPTES	3
3	BESTEHENDE SICHERHEITSKONZEPTANSÄTZE FÜR DIE BRANDSCHUTZTECHNISCHE BEMESSUNG	5
3.1	Konzept der DIN 18230	5
3.2	Konzept nach Schleich.....	6
3.3	Konzept nach Schaumann.....	6
3.4	Vergleich mit eigenem Konzept	7
4	INGENIEURMÄßIGE ANSÄTZE ZUR FESTLEGUNG VON BRANDSZENARIEN .	9
4.1	Allgemeines	9
4.2	Einflüsse auf den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates.....	9
4.3	Brandlast.....	10
4.4	Ventilationsbedingungen	13
4.5	Umfassungsbauteile	14
4.6	Anlagentechnische Brandschutzmaßnahmen.....	15
4.6.1	Allgemeines	15
4.6.2	Automatische Brandmeldeanlagen	16
4.6.3	Sprinkleranlagen.....	17
4.6.4	Gaslöschanlagen.....	20
4.6.5	Rauch- und Wärmeabzüge (RWA).....	21
4.7	Abwehrende Brandschutzmaßnahmen.....	22
4.7.1	Anerkannte Werkfeuerwehr.....	22
4.7.2	Öffentliche Feuerwehr	24
4.8	Verknüpfung der Einflüsse auf das Brandszenario.....	25
5	PHYSIKALISCHE MODELLE ZUR BESCHREIBUNG DER BRANDBEANSPRUCHUNG	27
5.1	Allgemeines	27

5.2	Plumemodelle für die Beschreibung von Temperaturen im Brandnahbereich	28
5.2.1	Allgemeines	28
5.2.2	Bauteil befindet sich in der Kaltgasschicht (Fall I)	29
5.2.3	Bauteil befindet sich in der Heißgasschicht (Fall II)	30
5.2.4	Bauteil befindet sich direkt im Flammenbereich (Fall III).....	34
5.3	Ceiling Jet-Modelle	34
5.3.1	Ceiling Jet-Modell I für die Beschreibung der Temperaturen	34
5.3.2	Ceiling Jet-Modell II für die Ermittlung von Auslösezeiten	35
5.4	Empirische Gleichungen aus Brandsimulationsrechnungen	35
5.4.1	Mittlere Heißgastemperatur T_H	35
5.4.2	Mittlere Kaltgastemperatur T_K	38
5.4.3	Grenzflächenhöhe $z_{l,1}$	39
5.5	Modelle für die Auslegung von Entrauchungsmaßnahmen.....	40
5.5.2	Modifizierter Ansatz für den Plumemassenstrom	40
5.5.3	Berechnung lokaler Gaskonzentrationen mit Feldmodellen.....	43
5.6	Anwendungsgrenzen der beschriebenen physikalischen Modelle.....	46
5.6.1	Analytische Ansätze für Plume und Ceiling Jet.....	46
5.6.2	Modifizierter Ansatz von Heskestad.....	47
6	GRUNDLAGEN UND METHODEN ZUR ERMITTLUNG DER VERSAGENSWAHRSCHEINLICHKEIT	47
6.1	Allgemeines	47
6.2	Zufallsvariablen und Verteilungsfunktionen	48
6.3	Das R – S – Modell	52
6.4	Nummerische Integration.....	53
6.5	Monte-Carlo-Simulation	54
6.6	First and Second Order Reliability Method (FORM/SORM).....	56
6.7	Stochastische Finite Elemente.....	61
7	STATISTISCHE AUSWERTUNGEN	63
7.1	Allgemeines	63
7.2	Häufigkeit gefährlicher Brände im Industriebau	63
7.3	Zuverlässigkeit anlagentechnischer Komponenten	65

7.3.1	Sprinkleranlagen.....	65
7.3.2	CO ₂ -Löschanlagen.....	67
7.3.3	Brandmeldeanlagen	68
7.3.4	Rauch- und Wärmeabzüge.....	69
7.4	Brandentwicklungsdauern (öffentliche Feuerwehr).....	69
8	FESTLEGUNG VON ZIELVERSAGENSWAHRSCHEINLICHKEITEN P_F.....	73
8.1	Life Quality Index	73
8.2	Einordnung der Bemessungssituation in Risikoklassen	80
9	PROBABILISTISCHE UND SEMI-PROBABILISTISCHE BEMESSUNG	87
9.1	Zuverlässigkeitsanalyse von Systemen.....	87
9.2	Grundkonzept der probabilistischen Bauteilbemessung.....	90
9.3	Herleitung von Sicherheitselementen.....	97
9.4	Fehlerbäume und Grenzzustände am Beispiel des Industriebaus	105
9.4.1	Allgemeines	105
9.4.2	Brandmeldung.....	107
9.4.3	Rauch- und Wärmeabzüge.....	109
9.4.4	Direkte Brandbekämpfung	111
9.4.5	Indirekte Brandbekämpfung	117
9.4.6	Bauteilwiderstand	118
9.5	Stochastische und logische Modelle am Beispiel des Industriebaus.....	120
9.5.1	Allgemeines	120
9.5.2	Stochastisches Modell der Zufallsvariablen	120
9.5.3	Korrelationen zwischen Basisvariablen	124
9.5.4	Logisches Modell der Systemkomponenten	126
9.6	Berücksichtigung von Modellunsicherheiten	128
9.6.1	Allgemeines	128
9.6.2	Modellunsicherheitsfaktor η	129
9.6.3	Modellunsicherheitsfaktor ν	131
9.7	Berechnung von Sicherheitselementen am Beispiel des Industriebaus.....	132
9.8	Validierung der SORM-Berechnungen	143
9.9	Validierung der Sicherheitselemente	143

9.10 Ansätze für die probabilistische Bemessung von Entrauchungsmaßnahmen..... 151

10 GRUNDLAGEN FÜR DEN ENTWURF EINER BEMESSUNGSNORM 157

10.1 Allgemeines 157

10.2 Beschreibung des Verfahrens 158

10.2.1 Grundsätze des Nachweises 158

10.2.2 Charakteristische Werte der Energiefreisetzungsrates 158

10.2.3 Bemessungsenergiefreisetzungsrates 165

10.2.4 Physikalische Modelle 165

10.2.5 Brandschutztechnischer Nachweis für Bauteile 166

10.2.6 Angaben für den rechnerischen Nachweis 167

10.3 Teilsicherheitsbeiwerte γ_S und γ_R 168

10.3.1 Risikoklassen 168

10.3.2 Annahmen für die Herleitung der Teilsicherheitsbeiwerte 170

11 VERGLEICH MIT DEM BERECHNUNGSVERFAHREN NACH DIN 18230 171

11.1 Allgemeines 171

11.2 Beispiel 1 171

11.2.1 Bemessung mit der semi-probabilistischen Methode 171

11.2.2 Bemessung nach DIN 18230-1 [1]: 174

11.3 Beispiel 2 175

11.3.1 Bemessung mit der semi-probabilistischen Methode 175

11.3.2 Bemessung nach DIN 18230-1 [1]: 177

12 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK..... 178

13 LITERATURVERZEICHNIS..... 181

Anhang A Vergleich der Ergebnisse aus CFAST mit den Resultaten des modifizierten Ansatzes nach Heskestad 187

Anhang B Auszüge aus den SORM-Parameterstudien 188

Anhang C Zusammenstellung der Brandversuche für die Ermittlung des Modellunsicherheitsfaktors ν 196

Anhang D Auszüge aus den Validierungsberechnungen mit der Monte-Carlo-Methode in Verbindung mit Adaptive Sampling..... 197

Anhang E Brandentwicklungszeiten t_g 198

Symbolverzeichnis

Lateinische Buchstaben

A	Grundfläche bzw. Brandbekämpfungsabschnittsfläche [m ²]
A _{Brand}	Brandfläche [m ²]
A _{Brand,max}	maximale Brandfläche [m ²]
A _{Brand,grenz,PF}	0,05-Quantil der Brandfläche, die durch Betriebspersonal mit einem Feuerlöscher gerade noch gelöscht werden kann [m ²]
A _{Brand,grenz,PW}	0,05-Quantil der Brandfläche, die durch Betriebspersonal mit einem Wandhydranten gerade noch gelöscht werden kann [m ²]
A _{Brand,grenz,WF}	0,05-Quantil der Brandfläche, die durch eine anerkannte Werkfeuerwehr gerade noch gelöscht werden kann [m ²]
A _{Brand,grenz,ÖF}	0,05-Quantil der Brandfläche, die durch die öffentliche Feuerwehr gerade noch gelöscht werden kann [m ²]
A _{Brand,grenz,IB}	Brandbekämpfungsabschnittsfläche, auf die der Brand durch die indirekte Brandbekämpfung begrenzt werden soll [m ²]
A _{Brand} (t)	Brandfläche zum Zeitpunkt t [m ²]
A _{Dach}	Abluftöffnungsfläche [m ²]
A _v	Zuluftöffnungsfläche [m ²]
B	Nutzen, der von einer Brandschutzmaßnahme abgeleitet werden kann
C	Kosten der Brandschutzmaßnahme
C _δ	Maß für die Form der Überlebenskurve
c _a	spezifische Wärmekapazität des Baustahls [J/kgK]
c _p	spezifische Wärmekapazität der Bekleidung [J/kgK]
C _{SORM}	Second Order Korrekturfaktor
D	Kosten im Versagensfall
d _p	Dicke der Bekleidung [m]
dt	Zeitintervall [s]
c _{pH}	spez. Wärmekapazität in der Heißgasschicht [kJ/kgK]
c _{pK}	spez. Wärmekapazität der Kaltgasschicht [kJ/kgK]
d	Brandherddurchmesser [m]
e	Fläche unterhalb der Überlebenskurve (Lebenserwartung)
E _{fi,d}	Bemessungswert der maßgebenden Beanspruchung im Brandfall
f _S (x)	Verteilungsdichte von S bei x
F _R (x)	Verteilungsfunktion von R bei x
\vec{F}	Vektor der Knotenkräfte
g _B	Bruttoinlandsprodukt (BIP) pro Jahr
h	Fußbodenhöhe oberstes Geschoss mit Aufenthaltsräumen [m]
h (a, r)	Altersverteilung einer Gesellschaft
h _D	Abstand des betrachteten Bauteils von der Decke [m]
h _{eq}	Zuluftöffnungsflächenhöhe [m]
H _F	Live Saving Cost
H _M	Sach- und Folgekosten
h _R	Raumhöhe [m]
H ₁	Abstand Brandherd-Decke [m]
H ₂	Distanz zwischen „virtueller Wärmequelle“ und Decke [m]

h_S	statische Höhe [cm]
H_u	Heizwert [kWh/kg]
h_Y	Simulations-Dichtefunktion
I	Indikatorfunktion
$I(a)$	Überlebenswahrscheinlichkeit im Alter a
k	Korrelationskoeffizient
$k(Q, h, A)$	Korrekturfaktor für das Heskestad-Plumemodell
K_{orr}	Korrekturwert [MW]
k_p	Quantil der standardisierten Normalverteilung
K	globale Steifigkeitsmatrix
L	Life Quality Index (LQI)
M	Masse der Brandlast [kg]
m_i	Mittelwert der Zufallsvariable X_i
\dot{m}_{Dach}	Massenstrom aus den Dachöffnungen [kg/s]
\dot{m}_{PL}	Plumemassenstrom [kg/s]
m_S	Sterblichkeit
M_{30}	30 % der vorhandenen Brandlastmasse [kg]
M_{70}	70 % der vorhandenen Brandlastmasse [kg]
My	Lastausnutzungsgrad
N	Anzahl der Realisationen bei der Monte-Carlo-Simulation
N_P	Gesamtanzahl der Personen im betrachteten Objekt
p	Versagenswahrscheinlichkeit
P_{ij}	Versagen der Systemkomponente ij
p_{BA}	Brandausbreitungswahrscheinlichkeit
p_f	Zielversagenswahrscheinlichkeit pro Jahr
p_{fBA}	bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall
p_{sys}	Systemversagenswahrscheinlichkeit
Q_{fc}	maximale Energiefreisetzungsrate für brandlastkontrollierte Brände [MW]
Q_{vc}	maximale Energiefreisetzungsrate für ventilationskontrollierte Brände [MW]
$Q_{l,1}^*$	dimensionslose Energiefreisetzungsrate des realen Brandherdes [-]
$Q_{l,2}^*$	dimensionslose Energiefreisetzungsrate der „virtuellen Wärmequelle“ [-]
$Q_{char}(t)$	charakteristischer Wert der Energiefreisetzungsrate zum Zeitpunkt t [MW]
$Q_d(t)$	Bemessungsenergiefreisetzungsrate zum Zeitpunkt t [MW]
Q_{LK}	maximale Energiefreisetzungsrate für löschanlagenkontrollierte Brände [MW]
Q	Energiefreisetzungsrate des realen Brandherdes [kW]
Q_2	Energiefreisetzungsrate der „virtuellen Wärmequelle“ [kW]
r	Abstand zwischen Plume-Achse und betrachtetem Punkt [m]
R	Widerstand (allgemein)
$R_{fi,d,t}$	Bemessungswert der Beanspruchbarkeit zum Zeitpunkt t
R_{isk}	Risikoindex
R_{sp}	spezifische Abbrandgeschwindigkeit [kg/m ² min]
$R_A(t)$	Abbrandrate zum Zeitpunkt t [kg/s]
RTI	Response Time Index [(ms) ^{0,5}]
S	Einwirkung (allgemein)
$S_{KAL(RK_i,A)}$	Skalierungswert für die Risikoklasse i und die Brandbekämpfungsabschnittsfläche A

t	Zeitdauer in Sekunden nach der Entzündung [s]
$t_{3,4}$	Zeitpunkt des Beginns der Löscharbeiten durch Personal [s]
$t_{3,6}$	Zeitpunkt des Beginns der Brandbekämpfung durch Sprinkler [s]
$t_{3,9,c}$	charakteristischer Wert der Hilfsfrist für anerkannte Werkfeuerwehren [s]
$t_{3,9,d}$	Bemessungswert der Hilfsfrist für anerkannte Werkfeuerwehren [s]
$t_{3,12,c}$	charakteristischer Wert der Hilfsfrist für die öffentliche Feuerwehr [s]
$t_{3,12,d}$	Bemessungswert der Hilfsfrist für die öffentliche Feuerwehr [s]
$t_{4,3}$	Zeitpunkt des Beginns der indirekten Brandbekämpfung [s]
t_{act}	Zeitpunkt der Aktivierung der Brandbekämpfungsmaßnahme [s]
T_{BM}	Anregungsschwelle des Wärmemelders [°C]
t_{BMA}	Alarmierungszeit bei Brandmeldeanlagen [s]
t_{con}	Zeitpunkt der Brandkontrolle [s]
t_{fc}	Zeitpunkt, ab dem $Q(t)$ brandlastkontrolliert verläuft [s]
t_g	Brandentwicklungszeit [s]
T_H	mittlere Heißgastemperatur [°C]
T_{Jet}	Ceiling Jet-Temperatur [°C]
T_K	mittlere Kaltgastemperatur [°C]
T_{krit}	kritische Temperatur in Abhängigkeit vom Ausnutzungsgrad [°C]
$T_{Lichtkuppel}$	Selbstaflösetemperatur der Lichtkuppel [°C]
$t_{manuell}$	Alarmierungszeit bei manueller Brandmeldung [s]
$t_{min\beta}$	Zeitpunkt des minimalen Sicherheitsindex β
$T_{P,m}$	mittlere Plumetemperatur [°C]
$T_{P,C}$	Plume-Centerlinetemperatur [°C]
T_{RL}	Versagenstemperatur der Rohrleitung einer Sprinkleranlage [°C]
T_{SL}	Auslösetemperatur des Schmelzlotmechanismus [°C]
$T_{S,t}$	Sprinklertemperatur zum Zeitpunkt t [°C]
T_{Stahl}	Stahltemperatur [°C]
t_{sup}	Zeitpunkt der Brandeindämmung [s]
t_{vc}	Zeitpunkt, ab dem $Q(t)$ ventilationskontrolliert verläuft [s]
T_{∞}	Anfangstemperatur [°C]
ΔT_{Jet}	Temperaturdifferenz zwischen Ceiling Jet und Heißgasschicht [K]
t_{70}	Zeitpunkt, an dem 70 % der Brandlasten verbraucht sind [s]
t_{100}	Zeitpunkt, an dem 100 % der Brandlasten verbraucht sind [s]
\vec{u}	Vektor der Knotenverschiebungen
u_i^*	Koordinate des Bemessungspunktes
v	Ventilation [%]
V_i	Variationskoeffizient der Zufallsvariable i
v_b	Brandausbreitungsgeschwindigkeit [m/s]
$v_{Jet,t}$	Gasgeschwindigkeit im Ceiling Jet [m/s]
w	durchschnittliche Zeit eines Individuums, die für Arbeit aufgewendet werden muss
$x_{c,i}$	charakteristischer Wert der Zufallsvariable i
x_i^*	Bemessungswert der Zufallsvariable i
y_L	Dicke der Heißgasschicht [m]
z	Abstand zwischen Brandherd und betrachteter Höhe [m]
Z	Sicherheitsabstand

z_E	Höhendifferenz zwischen dem tiefsten Punkt der Einmischung in den Plume und der betrachteten Höhe [m]
$z_{I,1}$	Abstand des realen Brandherdes zur Grenzfläche zwischen oberer und unterer Schicht (Grenzflächenhöhe) [m].
$z_{I,2}$	Abstand der „virtuellen Wärmequelle“ zur Unterkante der Heißgasschicht [m]
Z_N	Zustand der Nutzer
$Z(\vec{p})$	Kosten-Nutzen-Schadenfolgen-Funktion

Griechische Buchstaben

α	Signifikanzniveau
$\alpha_{V,i}$	Wichtungsfaktor (Sensitivität) der Zufallsvariable X_i
$\alpha_{C,i}$	Wichtungsfaktor der Komponente i
β	Sicherheitsindex
γ_R	Teilsicherheitsbeiwert
γ_S	Teilsicherheitsbeiwert
ε	Änderung der Sterblichkeit
$\Delta\delta$	Durchbiegungsintervall [cm]
δ_d	Bemessungswert der Durchbiegung [cm]
δ_{krit}	kritische Durchbiegung [cm]
$\Delta t_{3,6}$	Zeitbedarf für die erfolgreiche Brandbekämpfung durch Sprinkler [s]
$\Delta t_{3,9,c}$	charakteristischer Wert der Zeitdauer bis zur Eindämmung des Brandes [s]
$\Delta t_{3,9,d}$	Bemessungswert der Zeitdauer bis zur Eindämmung des Brandes [s]
$\Delta t_{3,4}$	Zeitbedarf für die erfolgreiche manuelle Brandbekämpfung durch Personal [s]
$\Delta T_{P,K}$	Differenz zwischen mittlerer Plumetemperatur und Kaltgastemperatur [K]
$\Delta T_{P,H}$	Differenz zwischen Plume-Centerline- und mittlerer Heißgastemperatur [K].
ΔT_{Jet}	Temperaturdifferenz zwischen Ceiling Jet und Heißgasschicht [K]
Δ_{V-M}	Differenz zwischen Experiment und Modellrechnung
η	Modellunsicherheitsfaktor für die Ermittlung der Temperaturbeanspruchung
ζ	Temperaturverhältnis von Heiß- und Kaltgasschicht [-].
κ_i	Krümmungen im β -Punkt
λ_P	Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung [W/mK]
λ_B	Häufigkeit gefährlicher Brände
$\mu (a)$	Sterberate
μ_{Dach}	Kontraktionskoeffizient
ν	Modellunsicherheitsfaktor für die Ermittlung der Bauteiltemperatur
ρ_a	Dichte des Baustahls [kg/m ³]
ρ_H	Gasdichte in der Heißgasschicht [kg/m ³]
ρ_K	Gasdichte der Kaltgasschicht [kg/m ³]
ρ_{Dach}	Dichte der auströmenden Rauchgase [kg/m ³]
ρ_p	Dichte des Bekleidungsmaterials [kg/m ³]
σ_i	Standardabweichung der Zufallsvariable X_i
Φ	Verteilungsfunktion der Gauß-Normalverteilung
χ	Verbrennungseffektivität $0 < \chi \leq 1$

1 Einleitung und Inhalt der Arbeit

Für die brandschutztechnische Auslegung von Industriebauten hat sich das Nachweisverfahren nach DIN 18230 Teil 1 [1] bewährt, dem das physikalische Modell eines vollentwickelten Brandes in einem sogenannten Brandbekämpfungsabschnitt zugrunde liegt. Hiermit ist es erstmals möglich, die erforderliche Feuerwiderstandsdauer der Bauteile bei Vorhandensein besonderer anlagentechnischer oder abwehrender Brandschutzmaßnahmen abzumindern. Die Muster-Industriebaurichtlinie - M IndBauRL - [2] erlaubt nun, alternativ zum vereinfachten Nachweis nach [1] den brandschutztechnischen Nachweis mit anerkannten Methoden des Brandschutzingenieurwesens, wie z. B. mit

- Wärmebilanzmodellen (Zonen- und Feldmodelle) oder
- analytischen Ansätzen für Plume- und Ceiling Jet [3].

Bislang werden diese ingenieurmäßigen Verfahren jedoch rein deterministisch verwendet, d.h. Streuungen von Modellparametern und Ausfallwahrscheinlichkeiten von brandschutztechnischen Einrichtungen werden völlig vernachlässigt.

Voraussetzung für die Gleichberechtigung solcher Verfahren gegenüber dem Nachweis nach DIN 18230 Teil 1 ist ihre Einbettung in ein Sicherheitskonzept, so dass Unsicherheiten beim brandschutztechnischen Nachweis kompensiert werden.

In dieser Arbeit wird ein globales probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung vorgestellt, welches vom sich ausbreitenden Brand als einem außergewöhnlichen Ereignis ausgeht und die geforderte Sicherheit gegenüber dem Versagen eines Tragwerkes im Brandfall aus den für die Personengefährdung maßgebenden Randbedingungen ableitet, die je nach Nutzung variieren. Das Sicherheitskonzept kann an beliebige Nutzungen angepasst werden und ist in Verbindung mit beliebigen physikalischen Modellen zur Beschreibung des Brandszenarios verwendbar, sofern diese einen Quellthem vorsehen und die spezifischen Modellunsicherheiten quantifiziert werden können.

Beispielhaft werden in dieser Arbeit u. a. physikalische Modelle verwendet, die anstelle eines in großen Räumen äußerst unwahrscheinlichen Vollbrandes einen Brand auf einer mit fortschreitender Branddauer radial anwachsenden Brandfläche zugrunde legen [3], [4]. Das Grundkonzept des Verfahrens besteht darin, sämtliche den Brandverlauf beeinflussenden Parameter über ihre Wirkung auf den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrate zu berücksichtigen. Letztere dient als Eingangswert für vereinfachte analytische Ansätze, mit denen die Temperaturen und Massenströme im unmittelbaren Brandbereich, dem sogenannten Plume, und in dem sich über dem Brand an der Decke ausbreitenden Heißgasstrom, dem sogenannten Ceiling Jet, berechnet werden können.

Die Grundzüge des probabilistischen Sicherheitskonzeptes werden allgemeingültig hergeleitet und mit bestehenden Konzepten verglichen. Es wird ein Verfahren zur Einstufung von Bemessungssituationen in Risikoklassen vorgestellt, welches sich an dem bislang gesellschaftlich akzeptierten Sicherheitsniveau orientiert, jedoch zusätzlich neuere Ansätze zur Festlegung von Zielversagenswahrscheinlichkeiten berücksichtigt, wie z. B. die von vielen Randbedingungen abhängende Bereitschaft einer Gesellschaft, in Sicherheit zu investieren [5].

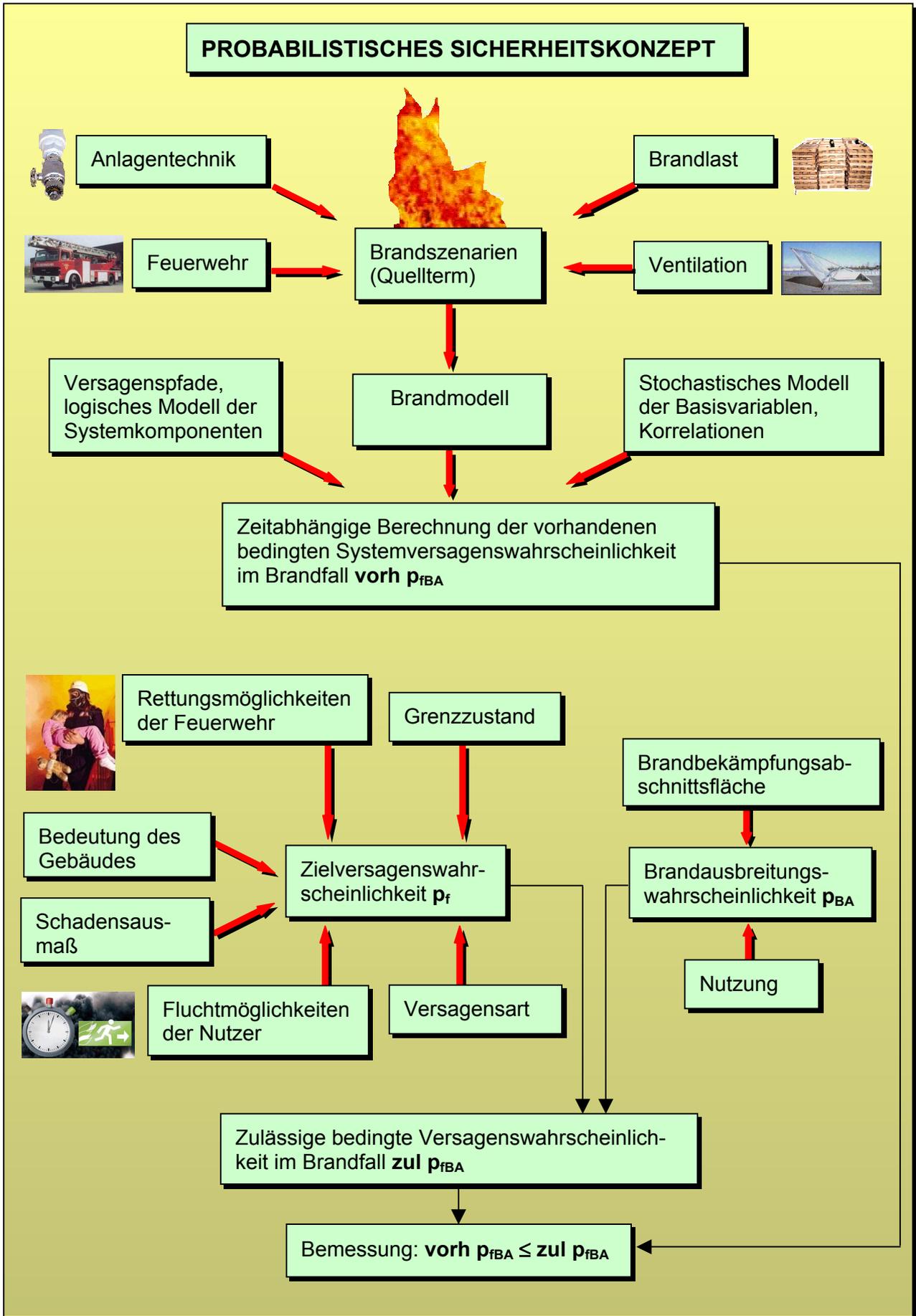


Bild 1 Bestandteile des Sicherheitskonzeptes

Im Verfahren der probabilistischen Bemessung und bei der wahrscheinlichkeitstheoretisch begründeten Herleitung von Sicherheitselementen für eine praxisingerechte semi-probabilistische Bemessung wird das Zusammenwirken aller Brandschutzmaßnahmen und Randbedingungen sowie deren Wechselwirkung mit dem Brandverlauf als System berücksichtigt. Auf diese Weise kann im Rahmen der probabilistischen Bemessung eine bedingte Wahrscheinlichkeit des Strukturversagens infolge des Brandes unter Einbeziehung aller brandschutztechnischen Systemkomponenten bestimmt werden. Ermöglicht wird dies durch die Verknüpfung des

- physikalischen Modells zur Beschreibung der Brandszenarien mit dem
- stochastischen Modell der Basisvariablen sowie deren Korrelationen und dem
- logischen Modell der Systemkomponenten

mit anerkannten Methoden der Zuverlässigkeitstheorie. Die probabilistische Bemessung bleibt wegen ihrer Komplexität speziellen Einzelfällen vorbehalten. Die Brandschutzbemessung in der Praxis kann im Regelfall deterministisch unter Verwendung von probabilistisch hergeleiteten Sicherheitselementen erfolgen. Dazu werden die für die Systemzuverlässigkeit maßgebenden Größen identifiziert und ausschließlich diese werden so mit Sicherheitselementen belegt, dass die als Sicherheitsmaßstab dienende Zielversagenswahrscheinlichkeit eingehalten wird. Die Sicherheitselemente werden exemplarisch für den Bereich des Industriebaus quantifiziert, wobei der Schwerpunkt auf die brandschutztechnische Auslegung des Tragwerkes gelegt wird. Zusätzlich werden Ansätze für die probabilistische Bemessung von Entrauchungsmaßnahmen vorgestellt.

Durch den Ansatz der Wirkung von anlagentechnischen und abwehrenden Brandschutzmaßnahmen im jeweils verwendeten physikalischen Modell und durch die Berücksichtigung der entsprechenden Streuungen und Ausfallwahrscheinlichkeiten über das Sicherheitskonzept ist es erstmals möglich, den Effekt baulicher Brandschutzmaßnahmen direkt mit dem Nutzen anlagentechnischer und abwehrender Einrichtungen zu vergleichen. Als objektiver Maßstab für den Vergleich der Wirkung der unterschiedlichen Maßnahmen dient die jeweils berechnete bedingte Systemversagenswahrscheinlichkeit im Brandfall.

Anhand von repräsentativen Beispielen wird das semi-probabilistische Bemessungsverfahren mit dem Berechnungsverfahren nach DIN 18230-1 [1] verglichen. Abschließend werden Grundlagen für den Entwurf einer brandschutztechnischen Bemessungsnorm für die semi-probabilistische brandschutztechnische Bemessung von Stahlbauteilen im Industriebau vorgestellt.

2 Ziele des probabilistischen Sicherheitskonzeptes

Die Anforderungen an ein Sicherheitskonzept umfassen die Definition von Regeln und Methoden, mit denen Bauwerke ausreichend sicher und wirtschaftlich bemessen, ausgeführt und genutzt werden können. Die Ziele des in dieser Arbeit vorgestellten Sicherheitskonzeptes sind

- die Gewährleistung ausreichender Sicherheit für
 - Gebäudenutzer und
 - Feuerwehrleute sowie die
- Dimensionierung der Brandschutzmaßnahmen so, dass
 - Todesopfer vermieden und
 - Folgen des Konstruktionsversagens minimiert werden.

Naturgemäß vermittelt ein Sicherheitskonzept zwischen der im öffentlichen Interesse liegenden Sicherheit einerseits und der aus Kostengründen notwendigen Wirtschaftlichkeit andererseits. Eine ausreichende Sicherheit liegt vor, wenn das Versagen eines Bauwerkes innerhalb der geplanten Nutzungsdauer mit einer akzeptierbar kleinen Wahrscheinlichkeit (Zielversagenswahrscheinlichkeit) auftritt. Versagen tritt ein, wenn einer der möglichen Grenzzustände der Konstruktion überschritten wurde.

In allgemeiner Schreibweise kann der Zustand einer Konstruktion wie folgt formuliert werden (siehe Bild 2):

$$Z = R - S \tag{1}$$

mit

- Z Sicherheitsabstand
- R den Widerstand beschreibende Zufallsvariable
- S die Einwirkung beschreibende Zufallsvariable

Der Grenzzustand wird bei $Z = 0$ erreicht, Versagen tritt bei $Z < 0$ ein. Das Sicherheitskonzept hat die Aufgabe, die bei Entwurf, Bemessung und Ausführung auftretenden Unsicherheiten möglichst umfassend und effektiv abzudecken, so dass $Z > 0$ ist. Die Unsicherheiten können zwar, wie bisher üblich, mit deterministischen Sicherheitsfaktoren abgedeckt werden, die aufgrund langjähriger Erfahrung und subjektiver Einschätzung gewählt werden.

Sinnvoller ist jedoch ein probabilistisches Sicherheitskonzept, bei dem die stochastischen Eigenschaften der Modellparameter (Widerstände R und Einwirkungen S) direkt berücksichtigt werden können. Als Sicherheitsmaß dient dabei die Versagenswahrscheinlichkeit der Bauteile. Bei der Tragwerksbemessung für den Brandfall handelt es sich dabei um die sogenannte bedingte Wahrscheinlichkeit, dass die Struktur versagt, wenn sich ein bestimmter Bemessungsbrand eingestellt hat. In der Regel ist dies ein Brand, der in Selbsthilfe nicht mehr gelöscht werden kann, so dass er sich weiter ausbreitet und nach [6] als Kleinbrand b , Mittel- oder Großbrand bezeichnet wird. In den Versicherungsstatistiken können solche Brände z. B. durch Überschreitung einer bestimmten Schadenssumme identifiziert werden.

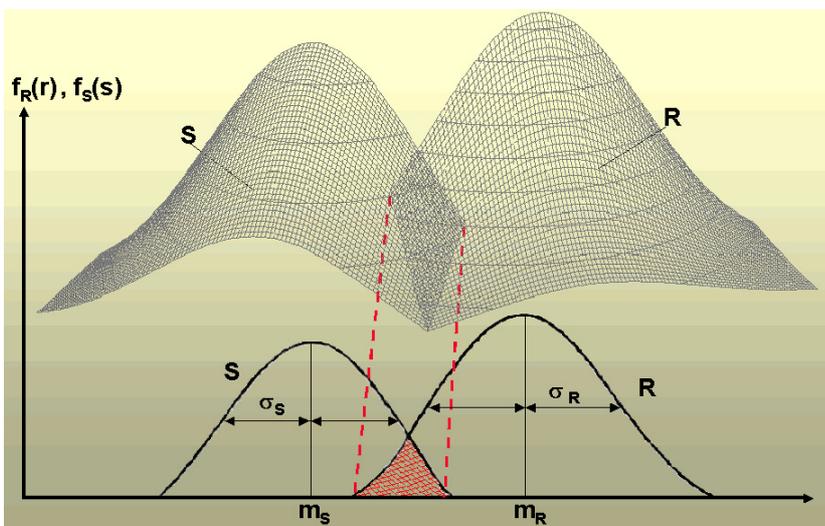


Bild 2 Graphische Darstellung der Grenzzustandsgleichung $Z = R - S$

Die probabilistische Bemessung eignet sich aufgrund ihrer Komplexität vor allem für besondere Bemessungsfälle. Für die Praxis dient die semi-probabilistische Bemessung unter Verwendung deterministischer Bemessungsgleichungen und probabilistisch hergeleiteter Sicherheitselemente.

Kernaufgabe bei der Erstellung des Sicherheitskonzeptes ist zum einen die Erarbeitung einer Methode zur Einstufung von Bemessungssituationen in Risikoklassen mit zugehörigen Zielversagenswahrscheinlichkeiten. Für die semi-probabilistische Bemessung müssen die für das Systemversagen maßgebenden Größen mit Methoden der Zuverlässigkeitstheorie identifiziert und mit Sicherheitselementen belegt werden, um den zur Einhaltung der festgelegten Zielversagenswahrscheinlichkeiten erforderlichen Sicherheitsabstand zu gewährleisten.

Die Systemversagenswahrscheinlichkeit ergibt sich aus der Verbindung eines physikalischen Modells für den betrachteten Grenzzustand mit dem stochastischen Modell der Eingangsparameter und dem logischen Modell der Systemkomponenten. Im Folgenden werden zunächst die wesentlichen Bestandteile bestehender Sicherheitskonzepte vorgestellt. In Abschnitt 3.4 werden die Grundgedanken dieser Konzepte mit denen des eigenen Ansatzes verglichen.

3 Bestehende Sicherheitskonzeptansätze für die brandschutztechnische Bemessung

3.1 Konzept der DIN 18230

Das Ziel des Sicherheitskonzeptes der DIN 18230 [1] ist es, die Gebäude und ihre Teile so zu bemessen, dass die Gesamtkonstruktion und die Einzelbauteile den Einwirkungen im Brandfall für eine ausreichende Zeit widerstehen.

Die Berücksichtigung der unterschiedlichen Einflüsse wird in Tabelle 1 zusammengefasst.

Tabelle 1 Bestandteile des Sicherheitskonzeptes der DIN 18230 [1]

Einfluss	Parameter / Art	Berücksichtigung im Sicherheitskonzept
Brandlast	Brandlastdichte	Erhöhung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Ventilation	Wärmeabzugsfaktor	Bestimmung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Umfassungsbauteile	Umrechnungsfaktor c	Bestimmung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Brandmeldung	Zusatzbeiwert α_L	Verringerung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Löschanlagen	Zusatzbeiwert α_L	Verringerung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Werkfeuerwehr	Zusatzbeiwert α_L	Verringerung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Brandauftretenswahrscheinlichkeit	Fläche	Sicherheitsbeiwert γ bzw. δ
Brandbekämpfungsmöglichkeit	Geschossanzahl	Sicherheitsbeiwert γ bzw. δ
Anforderung an die Funktion Standicherheit / Raumabschluss		Einteilung in Brandsicherheitsklassen SK _b 3 bis SK _b 1

Ausgangspunkt des Konzeptes ist die Beschreibung der Brandwirkung und des Feuerwiderstandes der Bauteile als streuende Größen. Der Brand wird statistisch als seltenes Ereignis mit Hilfe seiner

mittleren jährlichen Auftretensrate dargestellt. Unter Berücksichtigung der Streuungen der Einwirkungen des Brandes und des Feuerwiderstandes der Bauteile wird der Sicherheitsabstand zwischen Beanspruchung und Beanspruchbarkeit so festgelegt, dass eine bestimmte Zuverlässigkeit nicht unterschritten wird. Dabei wird auch das Vorhandensein anlagentechnischer und abwehrender Brandschutzmaßnahmen einbezogen.

3.2 Konzept nach Schleich

Charakteristisch für das Sicherheitskonzept nach Schleich [7] ist die Berücksichtigung anlagentechnischer und abwehrender Brandschutzmaßnahmen über eine Reduzierung der Brandlastdichte, bei deren Bestimmung eine Brandaktivierungsgefahr in Abhängigkeit von Fläche und Nutzung eingeht.

Mit dieser rechnerischen Brandlastdichte wird unter Berücksichtigung des Gesamttragverhaltens und der für den Lastfall Brand angesetzten Lastfallkombination der Feuerwiderstand so bestimmt, dass er größer als der erforderliche Feuerwiderstand ist. Dieser hängt nach [7] von der Evakuierungszeit und den Folgen des Tragwerkversagens ab und wird mit Hilfe von empirischen Gleichungen sowie mit subjektiv festgelegten Faktoren bestimmt. Die Berücksichtigung der unterschiedlichen Einflüsse wird in Tabelle 2 zusammengefasst.

Tabelle 2 Bestandteile des Sicherheitskonzeptes nach Schleich [7]

Einfluss	Parameter / Art	Berücksichtigung im Sicherheitskonzept
Brandlast	Brandlastdichte	Ermittlung vorhandene Feuerwiderstandsdauer (Realbrandkurve)
Ventilation	Ventilationsfaktor	Ermittlung vorhandene Feuerwiderstandsdauer (Realbrandkurve)
Brandmeldung		Reduzierung der Brandlastdichte über Abminderungsfaktor γ_n
Löschanlagen		Ermittlung vorhandene Feuerwiderstandsdauer (Realbrandkurve)
Werkfeuerwehr		Ermittlung vorhandene Feuerwiderstandsdauer (Realbrandkurve)
Evakuierungszeit	Gefähigkeit Nutzer Nummer der Geschossebene Nutzeranzahl Breite des Brandabschnitts Länge des Brandabschnitts Anzahl der Fluchtwege	empirische Gleichung zur Berechnung eines Faktors $\gamma_{s1} \Rightarrow$ Erhöhung erforderliche Feuerwiderstandsdauer
Folgen des Tragwerkversagens	Anzahl Geschosse	Faktor $\gamma_{s1} \Rightarrow$ Erhöhung erforderliche Feuerwiderstandsdauer

3.3 Konzept nach Schaumann

Das Sicherheitskonzept nach Schaumann für Stahl- und Verbundbauteile in Büro- und Verwaltungsgebäuden [8] beruht in den Grundzügen auf dem Berechnungsverfahren nach DIN 18230

Teil 1 [1]. Es sieht akzeptierte Versagenswahrscheinlichkeiten in Abhängigkeit der relativen Kosten für Sicherheitsmaßnahmen, der Versagensfolgen und der Evakuierungsmöglichkeiten vor.

Unter Berücksichtigung einer statistisch ermittelten nutzungsabhängigen Wahrscheinlichkeit eines vollentwickelten Brandes und der festgesetzten Zielversagenswahrscheinlichkeit wird eine bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall bestimmt. Diese dient als Grundlage für die Ermittlung eines globalen Sicherheitsbeiwertes. Die Berücksichtigung der unterschiedlichen Einflüsse wird in Tabelle 3 zusammengefasst.

Tabelle 3 Bestandteile des Sicherheitskonzeptes nach Schaumann [8]

Einfluss	Parameter / Art	Berücksichtigung im Sicherheitskonzept
Brandlast	Brandlastdichte	Erhöhung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Ventilation	Wärmeabzugsfaktor	Bestimmung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Umfassungsbauteile	Umrechnungsfaktor c	Bestimmung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Brandmeldung	Zusatzbeiwert α_L	Verringerung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Löschanlagen	Zusatzbeiwert α_L	Verringerung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Werkfeuerwehr	Zusatzbeiwert α_L	Verringerung der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer
Evakuierungsbedingungen	normal schwer keine Evakuierung möglich	Festlegung der akzeptierten Versagenswahrscheinlichkeit
Versagensfolgen	groß durchschnittlich gering	Festlegung der akzeptierten Versagenswahrscheinlichkeit
Relative Kosten der Sicherheitsmaßnahme	gering mäßig beträchtlich	Festlegung des globalen Sicherheitsbeiwertes

3.4 Vergleich mit eigenem Konzept

Das in dieser Arbeit vorgestellte Sicherheitskonzept unterscheidet sich von den bestehenden Ansätzen unter anderem darin, dass es

- für sämtliche Nutzungen Gültigkeit besitzt, unter der Bedingung, dass die nutzungsspezifischen Auftretenshäufigkeiten gefährlicher Brände und die ebenfalls nutzungsabhängigen Streuungen der Brandlasten bekannt sind
- in Verbindung mit beliebigen physikalischen Modellen angewendet werden kann, sofern diese einen Quellterm (zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates) voraussetzen und die spezifischen Modellunsicherheiten quantifizierbar sind.

Grundprinzip des Sicherheitskonzeptvorschlages ist die Berücksichtigung des Zusammenwirkens aller baulichen, anlagentechnischen und abwehrenden Brandschutzmaßnahmen als System und

die zeitabhängige Bestimmung einer bedingten Systemversagenswahrscheinlichkeit im Brandfall (siehe Abschnitt 9.2).

Dies ermöglicht erstmals den direkten Vergleich baulicher Brandschutzmaßnahmen mit anlagentechnischen und abwehrenden Einrichtungen. Objektiver Vergleichsmaßstab ist die jeweils erzielte bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall.

Anders als z. B. beim vom Prinzip der äquivalenten Branddauer ausgehenden Konzept der DIN 18230 [1], bei dem das Vorhandensein von anlagentechnischen oder abwehrenden Brandschutzmaßnahmen komplett über das Sicherheitskonzept berücksichtigt wird, müssen im vorliegenden Fall lediglich die Streuungen der den Brand beeinflussenden Parameter und die Versagenswahrscheinlichkeiten der Systemkomponenten über das Sicherheitskonzept abgedeckt werden.

Die Wirkung von anlagentechnischen und abwehrenden Brandbekämpfungseinrichtungen (z. B. Sprinkleranlagen, Werkfeuerwehren etc.) auf das Brandszenario wird über das jeweils verwendete physikalische Modell berücksichtigt, indem der Einfluss der Löschmaßnahme auf den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates quantitativ erfasst wird (siehe Abschnitt 4).

Im Sicherheitskonzept nach Schleich [7] wird das gleichzeitige Vorhandensein mehrerer Maßnahmen der brandschutztechnischen Infrastruktur durch Multiplikation der entsprechenden Ausgleichsfaktoren γ_{ni} berücksichtigt. Dies ist mathematisch nicht korrekt, da die einzelnen Brandschutzmaßnahmen teilweise nicht stochastisch unabhängig voneinander sind. Das in dieser Arbeit vorgestellte Sicherheitskonzept dagegen berücksichtigt die Vorhaltung mehrerer Brandschutzeinrichtungen über das physikalische Modell, indem die Wirkung der kombinierten Maßnahmen auf die Energiefreisetzungsrates quantifiziert wird.

Während im Sicherheitskonzeptvorschlag nach [7] eine große Anzahl von Teilsicherheitsbeiwerten vorgesehen sind, deren Herkunft z. T. nicht rechnerisch nachvollzogen werden kann und die eine Bemessung unübersichtlich machen, geht das hier vorgestellte Konzept einen anderen Weg. Im Rahmen der praxismgerechten semi-probabilistischen Bemessung werden lediglich zwei Sicherheitselemente vorgesehen: ein Teilsicherheitsbeiwert γ_S für den Quellterm (Beanspruchungsseite) und ein Teilsicherheitsbeiwert γ_R für die Bauteilbeanspruchbarkeit.

Das Konzept nach Schaumann [8] nennt tolerierbare Versagenswahrscheinlichkeiten u. a. in Abhängigkeit der Rettungs- und Brandbekämpfungsmöglichkeiten der Feuerwehr. Je einfacher die Feuerwehr zu einem Brand gelangen kann, desto geringer sind danach die Anforderungen an den Feuerwiderstand der Bauteile.

Die Kompensation geringerer Anforderungen an den baulichen Brandschutz durch bessere Bedingungen bezüglich des abwehrenden Brandschutzes erfordert jedoch einen objektiven Vergleichsmaßstab, z. B. in Form der jeweils erzielten bedingten Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall. Dieser Vergleichsmaßstab fehlt bei den bislang vorhandenen Verfahren völlig. Ein einheitliches Sicherheitsniveau kann jedoch bei einem subjektiven Austausch von Maßnahmen nicht gewährleistet werden.

Das in dieser Arbeit vorgestellte Sicherheitskonzept berücksichtigt den Einfluss der Feuerwehr auf den Brand direkt über das physikalische Modell, indem die Wirkung der Löscharbeiten den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates beeinflusst. Kurze Hilfsfristen bzw. Brandentwicklungsdauern führen so direkt zu niedrigeren Temperaturzeitkurven und damit zu geringeren Anforderungen an den baulichen Brandschutz. Der Vorteil dieses Konzeptes besteht darin, dass im Gegensatz zu [8] hier auch die relativ hohen Streuungen der Hilfsfristen (Variationskoeffizient $> 0,15$) berücksichtigt werden.

Bei den bestehenden Sicherheitskonzepten werden die akzeptierten Versagenswahrscheinlichkeiten aus langjähriger Erfahrung heraus festgesetzt. Die Kriterien zur Festlegung der Zielversagenswahrscheinlichkeiten sind in der Regel empirisch und lassen sich rechnerisch nicht nachvollziehen. Die Frage: „Wie sicher ist sicher genug?“ wird z. T. anhand der subjektiven Meinung des Konzeptaufstellers beantwortet.

Im Gegensatz dazu wird im vorliegenden Fall ein zuverlässigkeitsorientierter Optimierungsalgorithmus nach Rackwitz [5] zur Herleitung von Zielversagenswahrscheinlichkeiten verwendet. Für die Brandschutzbemessung in der Praxis werden die Bemessungssituationen drei Risikoklassen mit dazugehörigen Zielversagenswahrscheinlichkeiten zugeordnet, die sich am Eurocode [9] orientieren. Als Einstufungsverfahren in Abhängigkeit von sechs Kriterien dient eine Punktemethode, die mit dem Verfahren nach Rackwitz [5] kalibriert werden kann.

Fazit:

Es existieren eine Reihe von Sicherheitskonzeptvorschlägen für die Brandschutzbemessung, die jedoch allesamt keine direkte Vergleichbarkeit der baulichen und anlagentechnischen Brandschutzmaßnahmen durch einen objektiven Maßstab ermöglichen. Das in dieser Arbeit vorgestellte Konzept nutzt anerkannte Methoden der Zuverlässigkeits- und Systemtheorie und liefert einen objektiven Vergleichsmaßstab in Form der jeweils erzielten bedingten Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall.

In den nachfolgenden Abschnitten soll diese Verfahrensweise erläutert werden. Ein wichtiger Bestandteil des Sicherheitskonzeptes ist die Festlegung der möglichen Brandszenarien in Form von Quelltermen (siehe Bild 1). Dabei werden die wesentlichen Einflüsse auf den Brandverlauf über ihre Wirkung auf den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates berücksichtigt. Methoden zur Quantifizierung dieser Quellterme werden im folgenden Abschnitt vorgestellt.

4 Ingenieurmäßige Ansätze zur Festlegung von Brandszenarien

4.1 Allgemeines

Für die Festlegung von Brandszenarien in Form von Quelltermen existieren bislang keine allgemeingültigen Vorgehensweisen. Berechnungsansätze existieren lediglich für Holzkrippen und Flüssigkeitsbrände (pool-fire). Am exaktesten lässt sich die Energiefreisetzungsrates für eine bestimmte Brandlastkonfiguration aus Brandversuchen bestimmen. In der Regel ist dies jedoch aus wirtschaftlichen Gründen nicht möglich, darum werden im Folgenden ingenieurmäßige Ansätze für die konservative Festlegung des zeitlichen Verlaufes der Energiefreisetzungsrates in Abhängigkeit der wesentlichen brandbeeinflussenden Größen vorgestellt.

4.2 Einflüsse auf den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates

Das Grundkonzept der in Verbindung mit dem Sicherheitskonzept einsetzbaren physikalischen Modelle besteht darin, die wesentlichen brandbeeinflussenden Parameter über ihren Einfluss auf den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates zu berücksichtigen.

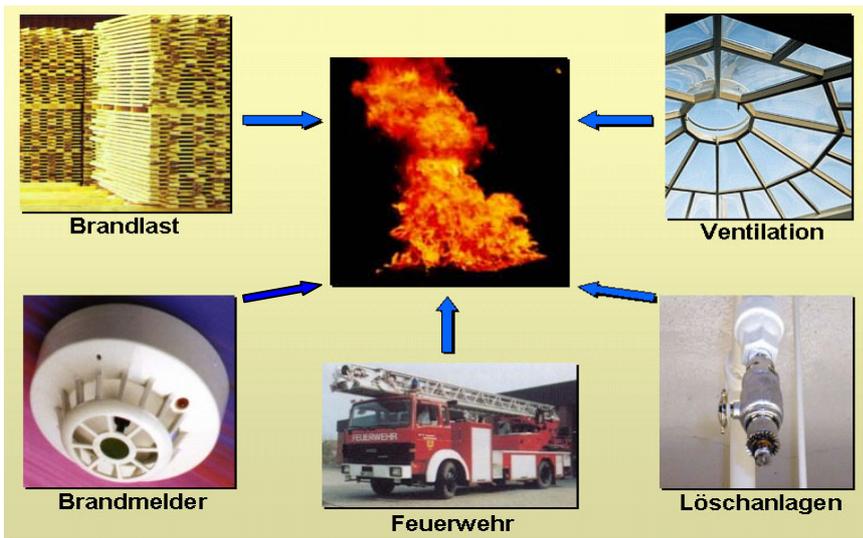


Bild 3 Einflüsse auf das Brandszenario

In großen Räumen sind dies in erster Linie:

- Art, Anordnung und Masse der Brandlasten,
- Ventilationsbedingungen,
- anlagentechnische Brandschutzmaßnahmen und
- abwehrende Brandschutzmaßnahmen.

Die ermittelten Energiefreisetzungsraten werden als Quellterm in ein für die jeweilige Fragestellung geeignetes Modell eingesetzt, wodurch Bauteile, Rauchabzüge, Sprinkler und Schmelzloten brandschutztechnisch bemessen werden können.

4.3 Brandlast

In der Phase der Brandentstehung breitet sich das Feuer von einem Brandherd aus. Es wird vereinfacht angenommen, dass die Brandfläche kreisförmig mit dem größer werdenden Radius $r(t)$ zunimmt. Bei einer solchen radialen Brandausbreitung unter Annahme einer konstanten Brandausbreitungsgeschwindigkeit v_b gemäß [10] kann eine zeitabhängige Brandfläche $A_{\text{Brand}}(t)$ zugeordnet werden:

$$A_{\text{Brand}}(t) = \pi \cdot (v_b \cdot t)^2 \tag{2}$$

mit

A_{Brand} Brandfläche [m²]

v_b Brandausbreitungsgeschwindigkeit [m/s]

t Zeitpunkt in Sekunden nach der Entzündung [s].

Es liegt nun nahe, auch den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrate durch eine quadratische Funktion zu beschreiben, da $Q(t)$ und $A_{\text{Brand}}(t)$ sich gegenseitig beeinflussen. In [10] wird folgende Funktion für die Energiefreisetzungsrate angegeben:

$$Q(t) = Q_0 \cdot \left(\frac{t}{t_g}\right)^2 \quad [\text{MW}] \tag{3}$$

mit

Q_0 1,0 [MW]

t_g Brandentwicklungszeit [s]

t Zeitpunkt ab Entzündung [s].

Die Brandentwicklungszeit t_g ist die Dauer, nach der ein Brand auf die Energiefreisetzungsrate $Q_0 = 1,0$ MW angewachsen ist. Ist sie bekannt, können alle Einflüsse des Brandgutes auf das Szenarium (Heizwert, Menge, Anordnung, Stapeldichte etc.) über den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrate berücksichtigt werden. In [11] und [12] werden – ohne Anspruch auf Vollständigkeit - die Brandentwicklungszeiten t_g einiger im Industriebau häufig anzutreffender Brandlasten vorgestellt. Um das Verfahren allgemein in der Praxis anwenden zu können, kann der t_g -Wert für die jeweilige Brandlastanordnung anhand der bereits vorhandenen Werte zur sicheren Seite hin abgeschätzt werden.

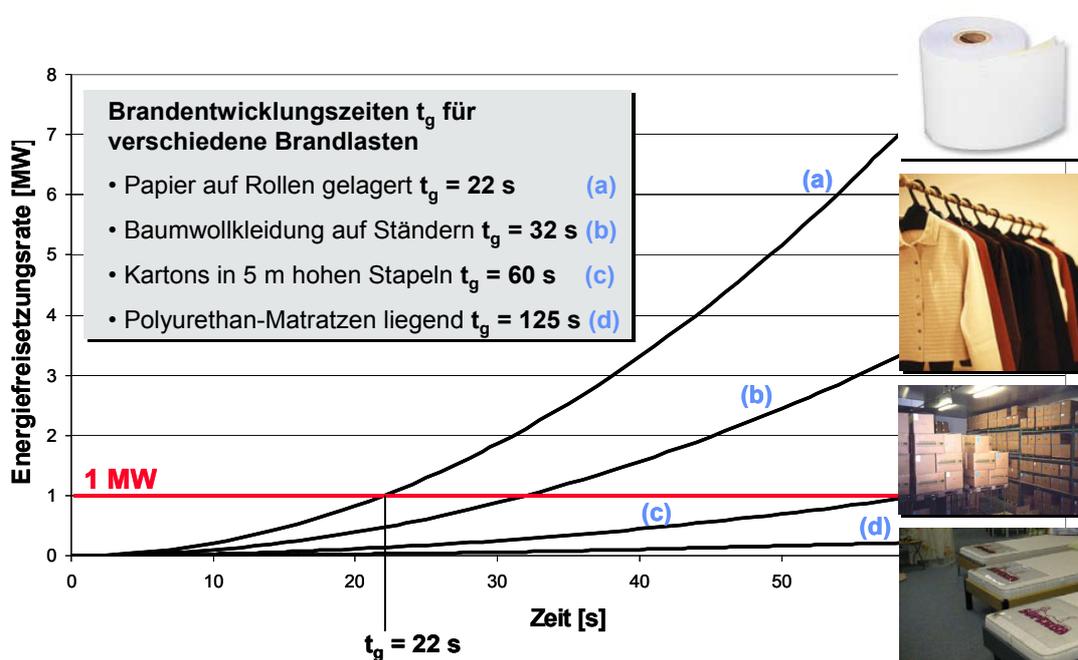


Bild 4 Zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrate für unterschiedliche Brandentwicklungszeiten t_g

Ohne Ansatz von Löschmaßnahmen gilt der Verlauf der Energiefreisetzungsrate nach Bild 4 solange, bis der Brand infolge der im Einzelfall vorliegenden Umgebungsbedingungen - Ventilationsöffnungen und vorhandenes Brandgut - entweder brandlast- oder ventilationsgesteuert abläuft.

In ausgedehnten Gebäuden mit großen Ventilationsöffnungen, verhältnismäßig geringen Brandlasten und ohne automatische Löschanlagen oder eine Werkfeuerwehr wird der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungsrate zunächst quadratisch ansteigen und bis zum Beginn der Löscharbeiten durch die öffentliche Feuerwehr brandlastgesteuert sein. Die maximale Höhe der Energiefreisetzungsrate Q_{fc} ist in diesem Fall in erster Linie von der Art und der Anordnung der Brandlast abhängig.

In [13] werden Verläufe der Energiefreisetzungsrate für bestimmte Nutzungen vorgeschlagen, z. B. für Wohnungen und Büros. Q_{fc} wird dort aus dem Produkt der maximal auftretenden Brandfläche und einer aus Versuchen ermittelten, pauschal festgelegten Energiefreisetzungsrate pro Flächeneinheit berechnet. Für Bürogebäude wird beispielsweise eine bezogene Energiefreisetzungsrate

von 250 kW/m² vorgeschlagen. Bei feststehenden Nutzungen mit sich wiederholenden Mustern von Art und Anordnung der Brandlasten kann es durchaus sinnvoll sein mit solchen pauschal festgelegten Werten zu rechnen, da sie innerhalb gewisser Streubreiten liegen werden. Im Industriebau jedoch sind die Verhältnisse bezüglich der vorhandenen Brandlasten sehr unterschiedlich und statistische Daten liegen nur vereinzelt vor, so dass die Berechnung von Q_{fc} nach [13] für diesen Fall als ungeeignet anzusehen ist. Denkbar wäre die Unterscheidung zwischen verschiedenen industriellen Nutzungen, jedoch liegen experimentell abgesicherte bezogene Energiefreisetzungsraten bislang nur für wenige Fälle vor.

Bei Industriebauten muss die maximal auftretende Energiefreisetzungsrate Q_{fc} im brandlastgesteuerten Fall daher auf andere Weise ermittelt werden. Im Gegensatz zu bezogenen Energiefreisetzungsraten liegen für spezifische Abbrandgeschwindigkeiten bereits größere Mengen experimentell abgesicherter Daten vor, so dass Q_{fc} nach [14] berechnet werden kann:

$$Q_{fc} = 0,06 \cdot R_{sp} \cdot H_u \cdot A_{Brand,max} \cdot \chi \tag{4}$$

mit

Q_{fc} maximale Energiefreisetzungsrate für brandlastkontrollierte Brände [MW]

R_{sp} spezifische Abbrandgeschwindigkeit [kg/m²min]

H_u Heizwert [kWh/kg]

A_{Brand,max} maximale Brandfläche [m²]

χ Verbrennungseffektivität 0 < χ ≤ 1

Einem Ansatz in [13] zufolge wird ein linearer Abfall des Verlaufes der Energiefreisetzung angenommen, sobald 70 % der Brandlasten verbraucht sind. Dieser Zeitpunkt kann über die Abbrandrate R_A (t) bestimmt werden, wenn die Masse der Brandlast bekannt ist.

$$R_A(t) = \frac{5}{18} \cdot \frac{Q(t)}{H_u} \tag{5}$$

mit

R_A (t) Abbrandrate zum Zeitpunkt t [kg/s]

Q (t) Energiefreisetzungsrate zum Zeitpunkt t [MW]

Setzt man (3) in (5) ein, erhält man folgenden Ausdruck:

$$R_A(t) = \frac{5}{18} \cdot \frac{t^2}{t_g^2 \cdot H_u} \tag{6}$$

Durch Bildung des Integrals über die Abbrandrate lässt sich der Zeitpunkt t₇₀ (siehe Bild 5), an dem 70 % der Brandlasten verbraucht sind, einfach berechnen.

$$M_{70} = \frac{5}{18} \cdot \int_0^{t_{fc}} \frac{t^2}{t_g^2 \cdot H_u} dt + \frac{5}{18} \cdot \int_{t_{fc}}^{t_{70}} \frac{Q_{fc}}{H_u} dt \tag{7}$$

mit

M₇₀ 70 % der vorhandenen Brandlastmasse [kg]

t_{fc} Zeitpunkt, ab dem der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungsrate brandlastkontrolliert abläuft [s]

t_{70} Zeitpunkt, an dem 70 % der Brandlasten verbraucht sind [s]

Integration und Auflösen nach $t_{70\%}$ ergibt schließlich:

$$t_{70} = \frac{18}{5} \cdot \frac{M_{70} \cdot H_u}{Q_{fc}} - \frac{t_{fc}^3}{3 \cdot t_g^2 \cdot Q_{fc}} + t_{fc} \tag{8}$$

Ebenso lässt sich der Zeitpunkt t_{100} (siehe Bild 5) bestimmen, an dem die gesamte Brandlast verbraucht ist.

$$M_{30} = \int_{t_{70}}^{t_{100}} \frac{5}{18 \cdot H_u} \cdot \left[-\frac{Q_{fc}}{t_{100} - t_{70}} + \frac{Q_{fc} \cdot t_{100}}{t_{100} - t_{70}} \right] dt \tag{9}$$

mit

M_{30} 30 % der vorhandenen Brandlastmasse [kg]

t_{100} Zeitpunkt, an dem 100 % der Brandlasten verbraucht sind [s]

$$t_{100} = t_{70} + \frac{36}{5} \cdot \frac{M_{30}}{Q_{fc}} \tag{10}$$

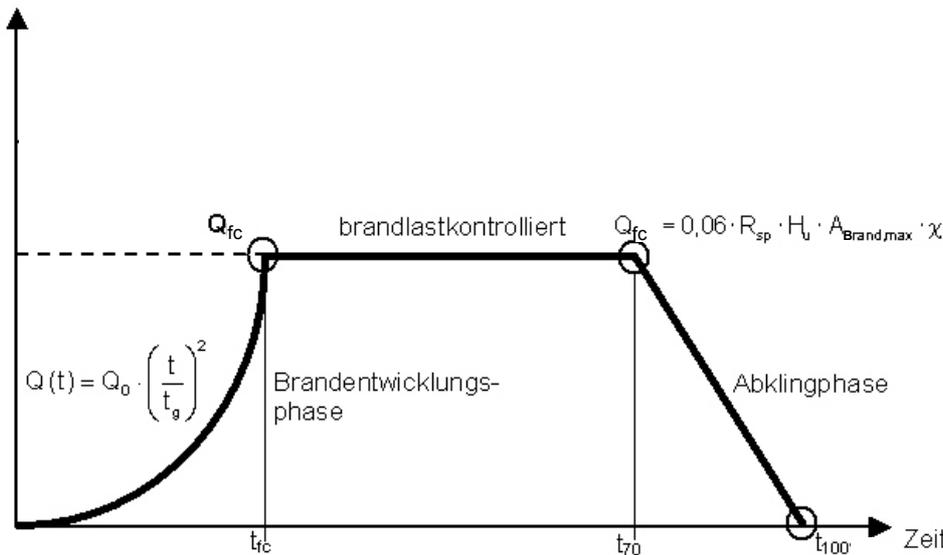


Bild 5 Zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrate für den brandlastgesteuerten Fall ohne Ansatz von Löschmaßnahmen

Durch die Bestimmung des quadratischen Anstieges und der drei Punkte (t_{fc}/Q_{fc}) , (t_{70}/Q_{fc}) und $(t_{100}/0)$ kann der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungsrate angegeben werden. Die Kurve nach Bild 5 ergibt sich jedoch lediglich für den brandlastkontrollierten Fall. Es ist ebenso möglich, dass der Brand ventilationsgesteuert abläuft oder dass anlagentechnische bzw. abwehrende Brandschutzmaßnahmen die Höhe der maximalen Energiefreisetzungsrate sowie die Branddauer begrenzen. Diese Einflüsse werden in den folgenden Abschnitten beschrieben.

4.4 Ventilationsbedingungen

Die Ventilation hat großen Einfluss auf die Höhe und den Verlauf der Energiefreisetzungsrate. Die Größe der Öffnungsflächen bestimmt sowohl die Luftmenge, die in den Brandraum eindringen und an der Energieerzeugung durch Verbrennung teilnehmen kann, als auch den Anteil der Energie, die dem Brandraum durch Abströmen von Heißgasen durch die Ventilationsöffnung entzogen wird.

Bei den im Industriebau vorliegenden geometrischen Randbedingungen kann der Brand zumindest bei Vorhandensein größerer Brandlasten nach einiger Zeit ventilationsgesteuert verlaufen. Dann flacht der Kurvenverlauf $Q(t)$ nach Gl. (3) ab. Würde man diesen Aspekt vernachlässigen, ergäben sich nach relativ kurzer Zeit Energiefreisetzungsrate, die unrealistisch hoch wären.

Mit Gl. (11) nach [15] kann die maximal mögliche Energiefreisetzungsrate Q_{vc} beim ventilationsgesteuerten Brand bestimmt werden.

$$Q_{vc} = 0,10 \cdot \chi \cdot H_u \cdot A_v \cdot \sqrt{h_{eq}} \tag{11}$$

mit

Q_{vc} maximal mögliche Energiefreisetzungsrate in einem natürlich ventilierten Raum [MW]

A_v Zuluftöffnungsfläche [m²]

h_{eq} Zuluftöffnungsflächenhöhe [m]

H_u Heizwert [MJ/kg]

Die Zeitpunkte t_{70} und t_{100} , an denen 70 % bzw. 100 % der vorhandenen Brandlasten verbraucht sind, werden nach den Gleichungen (7) bis (10) berechnet, jedoch ist anstelle von Q_{fc} die maximale Energiefreisetzungsrate für den ventilationsgesteuerten Brand Q_{vc} einzusetzen.

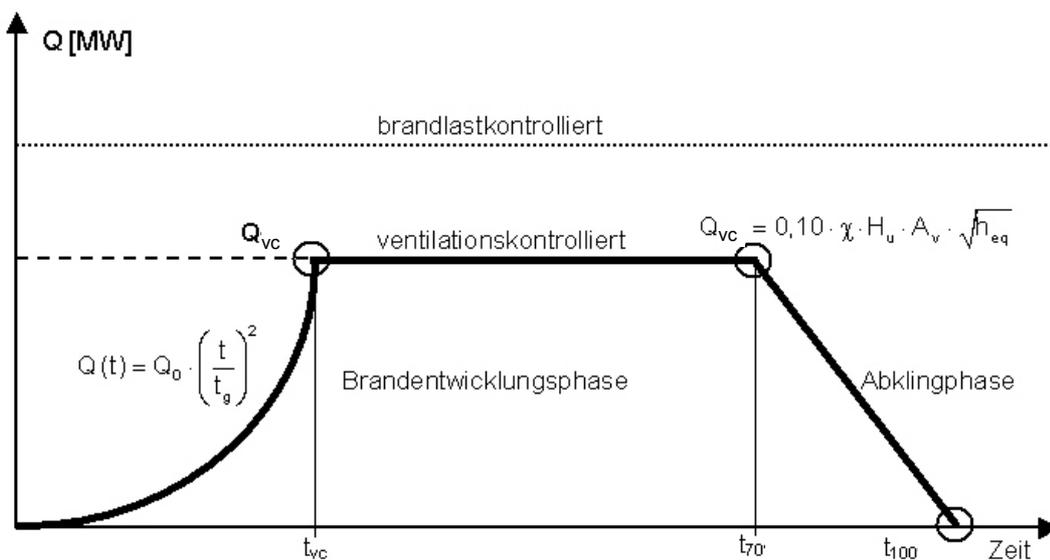


Bild 6 Zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrate für den ventilationsgesteuerten Fall ohne Ansatz von Löschmaßnahmen

Die vorhandene Ventilation würde bei alleiniger Verwendung von Gleichung (11) nur durch die Begrenzung der Energiefreisetzungsrate berücksichtigt werden. Bei größeren Zuluftöffnungsflächen sind auch höhere Energiefreisetzungsrate möglich. In der Realität stellt sich jedoch bei Vergrößerung der Öffnungsfläche eine Wechselwirkung zwischen Erhöhung der Energiefreisetzungsrate durch verbesserte Zuluftversorgung und verstärktem Wärmeabzug ein. Diese Wechselwirkung muss im jeweils verwendeten physikalische Modell bei der Berechnung der Temperatureinwirkung berücksichtigt werden, da das Verfahren sonst zu konservativ ist.

4.5 Umfassungsbauteile

Im Falle eines Vollbrandes haben die umfassenden Bauteile einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die Temperaturentwicklung im Brandraum. Bei einem Brand auf einer begrenzten Fläche eines großen Raumes sind in erster Linie die Temperaturen im Brandnahbereich von Interes-

se. Nach [15] sind Wärmeverluste durch umfassende Bauteile vernachlässigbar, solange der Plume die Wände nicht berührt. Mit Hilfe von Gleichung (12) kann ein Grenzwert für die Energiefreisetzungsrates berechnet werden, bis zu dessen Höhe solche Wärmeverluste nur einen geringen Einfluss auf das Ergebnis haben. Dieser Grenzwert ist abhängig vom Abstand des tiefsten Einmischungspunktes im Plume von der betrachteten Höhenlage, z. B. der Deckenhöhe.

$$Q_{\text{lim}} = 333 \cdot z_E^{5/2} \cdot 10^{-3} \quad (12)$$

mit

z_E Höhendifferenz zwischen dem tiefsten Punkt der Einmischung in den Plume und der betrachteten Höhe [m].

Bei einer 5 m hohen Halle beträgt Q_{lim} ca. 19 MW. Ist die Energiefreisetzungsrates im Brandfall größer als Q_{lim} , sind bei Vernachlässigung der Wärmeverluste die wirklichen Temperaturen niedriger als die berechneten. Das Verfahren ist dann konservativ, vor allem, wenn das Feuer in der Nähe einer Wand ausbricht und der Plume das umfassende Bauteil berührt. Genauso wie die Ventilationsbedingungen können auch die Umfassungsbauteile indirekt über die in den Plume eingemischte Umgebungsluft aus der Heißgasschicht berücksichtigt werden.

Unberücksichtigt bleibt die Wärmestrahlung, die von Wänden und Decken auf das Brandgut zurückwirkt und damit sowohl die Abbrandrate als auch die Ausbreitungsgeschwindigkeit erhöht. Dieser Effekt tritt nur innerhalb einer Entfernung von ca. 10 m zu den umfassenden Bauteilen auf und beginnt erst nach längerer Branddauer, da sich die Wände und Decken zunächst aufheizen müssen, bevor sie Wärmestrahlung aussenden. Zu diesem Zeitpunkt haben andere Faktoren, z. B. die brandschutztechnische Infrastruktur, in der Regel einen weitaus größeren Einfluss auf die Energiefreisetzungsrates, so dass die Strahlung von den umfassenden Bauteilen hier vernachlässigt werden kann.

4.6 Anlagentechnische Brandschutzmaßnahmen

4.6.1 Allgemeines

Die im Industriebau vorhandene brandschutztechnische Infrastruktur beeinflusst die Brandentwicklung maßgeblich [16]. Von entscheidender Bedeutung ist dabei die Frage, zu welchem Zeitpunkt ab Brandbeginn ein Einfluss auf den Brandverlauf angenommen werden kann, da hiervon die Höhe der maximal auftretenden Energiefreisetzungsrates abhängt.

Automatische Brandmeldeanlagen verkürzen die Alarmierungszeit, so dass die Brandbekämpfung der Feuerwehr dadurch zu einem deutlich früheren Zeitpunkt angenommen werden kann. Sie beeinflussen in erster Linie den für die Bemessung anzunehmenden Gesamtenergiegehalt der Kurve (siehe Bild 8).

Löschanlagen reduzieren das Maximum des zeitlichen Verlaufes der Energiefreisetzungsrates. Im Industriebau und Gewerbe übliche Löschanlagen sind:

- Sprinkleranlagen
- Sprühwasserlöschanlagen
- Schaumlöschanlagen
- Inergenlöschanlagen

- CO₂-Löschanlagen
- Pulverlöschanlagen

Der zeitliche Ablauf der Löschmaßnahmen lässt sich folgendermaßen beschreiben:

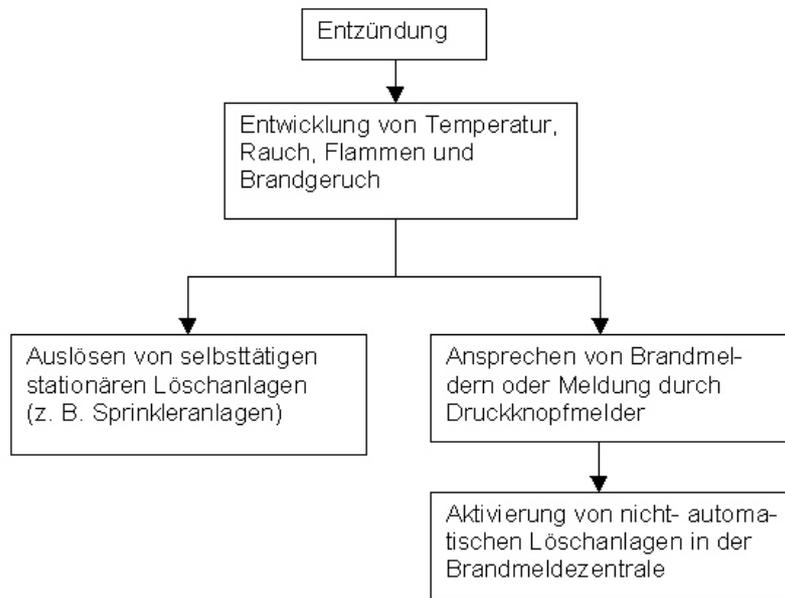


Bild 7 Ablaufdiagramm für die Brandbekämpfung durch Löschanlagen

Der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungsrates bei Bränden, die von der Wirkung einer selbsttätigen Löschanlage beeinflusst werden, hängt in erster Linie von folgenden Parametern ab:

- Brandverlauf in der Anfangsphase (Brandentwicklungszeit t_g)
- Ansprechempfindlichkeit der automatischen Löschanlage (Response-Time-Index)
- Raumhöhe
- Dimensionierung der Löschanlage (Abstand der Löschdüsen, Menge des freigesetzten Löschmittels)
- Abklingverhalten des Brandes nach Auslösung der Löschanlage
- anfängliche Temperatur im Brandraum
- Auslösetemperatur der Löschanlage
- maximaler Abstand der Löschelement-Achse von der Plume-Achse

4.6.2 Automatische Brandmeldeanlagen

Die Brandentwicklungsdauer wird neben der Hilfsfrist der Feuerwehr auch von der Zeitspanne zwischen Brandausbruch und Alarmierung bestimmt. Nach [17] beträgt der Zeitbedarf bis zur Alarmierung bei Vorhandensein einer automatischen Brandmeldeanlage (BMA) mit Aufschaltung zur Feuerwehr maximal 1,5 Minuten.

Wenn keine BMA vorhanden ist, kann die Zeitspanne zwischen Brandausbruch und Alarmierung nur schwierig quantifiziert werden. Nach Angaben in [18] kann für die Alarmierungszeit in diesem Fall pauschal von einer Zeitdauer von 5 Minuten ausgegangen werden.

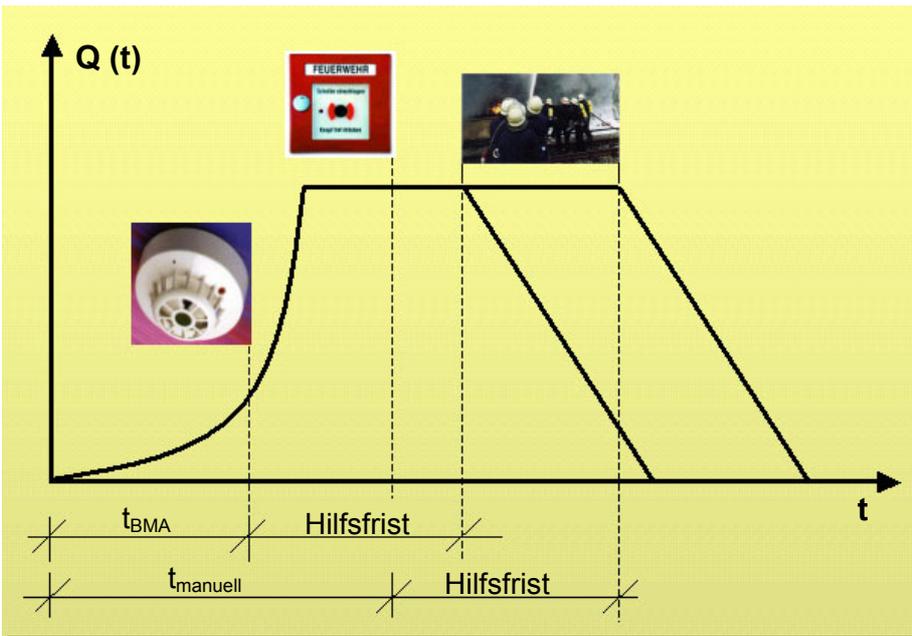


Bild 8 Einfluss von automatischen Brandmeldeanlagen auf den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates

4.6.3 Sprinkleranlagen

Bezüglich der Wirkung von Sprinkleranlagen auf den Brandverlauf wurden zahlreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt [19, 20, 21].

Grundsätzlich wird angenommen, dass die Anlage in der Brandentwicklungsphase auslöst, bevor das Maximum der Energiefreisetzungsrates erreicht wurde und der Brand ventilations- oder brandlastgesteuert verläuft.

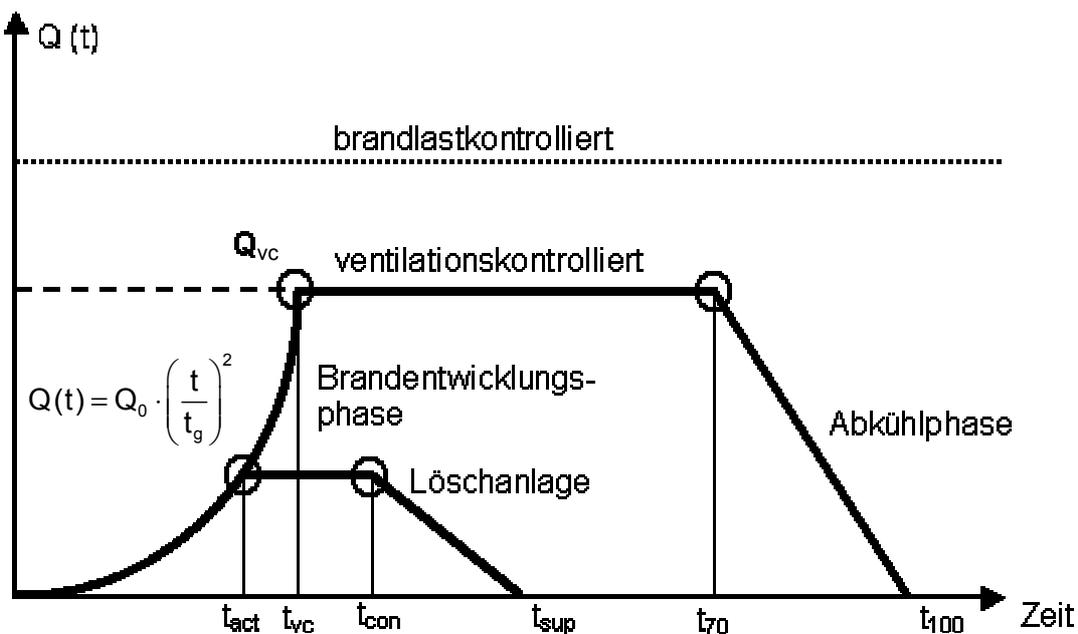


Bild 9 Zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrates bei Begrenzung durch Brandlast, Ventilation oder Löschanlagen

Ein Maß für die Ansprechempfindlichkeit von Sprinklern ist der Response Time Index (RTI-Wert). Je kleiner der RTI-Wert, desto schneller löst der Sprinkler aus.

Tabelle 4 Ansprechempfindlichkeit von Sprinklern

Ansprechempfindlichkeitsklasse	Response Time Index [(ms) ^{0,5}]
standard	> 80 ≤ 200
spezial	50 bis 80
schnell	< 50

Weiterhin wird der Auslösezeitpunkt von der radialen Entfernung der Sprinkler-Achse zur Plume-Achse beeinflusst. Um die Wirkung der Sprinkler auf den Brandverlauf zu quantifizieren, müssen deren Auslösezeiten in Abhängigkeit der Brandausbreitung, der Gebäudehöhe, der Empfindlichkeit des Auslöseelementes und seines Abstandes von der Plume-Achse bestimmt werden.

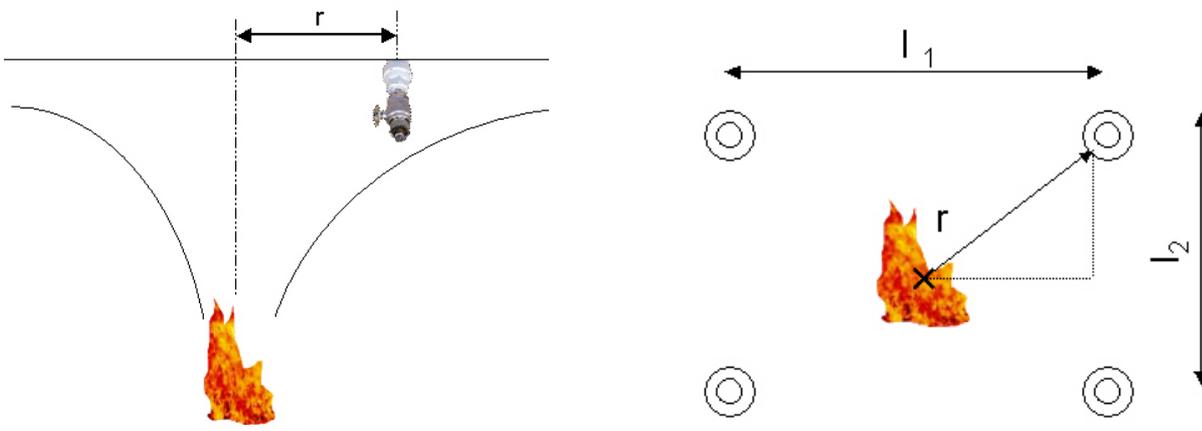


Bild 10 Radiale Entfernung der Sprinkler-Achse von der Plume-Achse

Die Temperatur eines Sprinklers in einer Höhe z über dem Brandherd und im horizontalen Abstand r von der Plume-Achse kann mit dem Ceiling Jet-Modell nach [15] berechnet und mit der nominalen Auslösetemperatur verglichen werden:

$$T_{S,t+\Delta t} = (T_{Jet,t+\Delta t} - T_{S,t}) \cdot (1 - e^{-1/\tau}) + (T_{Jet,t+\Delta t} - T_{Jet,t}) \cdot \tau \cdot (e^{-1/\tau} + 1/\tau - 1) \tag{13}$$

$$\tau = \frac{RTI}{\sqrt{v_{Jet,t}}} \tag{14}$$

$$v_{Jet,t} = 0,95 \cdot \left(\frac{Q}{z}\right)^{1/3} \quad \text{für } r/z \leq 0,15 \tag{15}$$

$$v_{Jet,t} = 0,2 \cdot \frac{Q^{1/3} \cdot z^{1/2}}{r^{5/6}} \quad \text{für } r/z > 0,15 \tag{16}$$

$$T_{Jet,t} = T_{\infty} + \frac{16,9 \cdot Q^{2/3}}{z^{5/3}} \quad \text{für } r/z \leq 0,18 \tag{17}$$

$$T_{Jet,t} = T_{\infty} + \frac{5,38}{z} \cdot \left(\frac{Q}{r}\right)^{2/3} \quad \text{für } r/z > 0,18 \tag{18}$$

mit

$T_{S,t+\Delta t}$	Sprinklertemperatur zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ [°C]
Q	Energiefreisetzungsrate [kW]
r	Abstand des Sprinklers von der Plume-Achse [m]
RTI	response time index [(ms) ^{0,5}]
$T_{Jet,t+\Delta t}$	Ceiling Jet-Temperatur zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ [°C]
$T_{Jet,t}$	Ceiling Jet-Temperatur zum Zeitpunkt t [°C]
T_{∞}	Anfangstemperatur [°C]
$T_{S,t}$	Sprinklertemperatur zum Zeitpunkt t [°C]
$v_{Jet,t}$	Gasgeschwindigkeit im Ceiling Jet zum Zeitpunkt t [m/s]
z	Abstand zwischen Brandherd und betrachteter Höhe (z. B. Sprinklerhöhe) [m]

Das oben beschriebene Ceiling Jet-Modell errechnet im Vergleich zu Großbrandversuchen [22] vergleichsweise geringe Temperaturen, so dass es für den Anwendungsfall der Berechnung der Sprinklerauslöszeiten als konservativ angesehen werden kann. Als Eingangswerte dienen die Brandentwicklungszeiten t_g , die Raumhöhe bzw. der Abstand Brandherd-Sprinkler, die horizontale Entfernung von der Plume-Achse zum Sprinkler und der RTI-Wert des Sprinklers. Somit können die im Einzelfall vorhandenen Gegebenheiten bezüglich der Löschanlagen individuell berücksichtigt werden.

Gemäß [19] wird angenommen, dass die Energiefreisetzungsrate nach Auslösen der Sprinkler (t_{act}) noch 5 Minuten konstant weiter verläuft (t_{con}) und dann über einen Zeitraum von 25 Minuten linear bis auf Null (t_{sup}) abnimmt (siehe Bild 11).

Die Zeitdauer bis zur Brandeindämmung wird für jede Energiefreisetzungsrate Q_{LK} gleich angenommen mit der Begründung, dass bei größerer Brandfläche auch eine höhere Anzahl Sprinkler auslöst. Dabei muss natürlich vorausgesetzt werden, dass der Fließdruck auch bei Einsatz vieler Sprinkler nicht zu stark absinkt (Auslegung der Anlage).

Der Verlauf der Energiefreisetzungsrate ergibt sich folgendermaßen (siehe Bild 11):

$$0 - t_{act}: \quad Q(t) = (t / t_g)^2 \quad [MW] \quad (19)$$

$$t_{act} - t_{con}: \quad Q(t) = Q_{LK} \quad [MW] \quad (20)$$

$$t_{con} - t_{sup}: \quad Q(t) = \frac{Q_{LK}}{t_{sup} - t_{con}} \cdot (t_{sup} - t) \quad [MW] \quad (21)$$

mit

t_{act}	Sprinklerauslösezeit [s]
t_{con}	Zeitpunkt der Brandkontrolle [s]
t_{sup}	Zeitpunkt der Brandeindämmung [s]
Q_{LK}	Maximum der Energiefreisetzungsrate im löschanlagenkontrollierten Fall [MW]

Bild 11 zeigt beispielhaft den Brandverlauf bei einer Brandentwicklungszeit von 150 s, einer Raumhöhe von 6 m, einem radialen Abstand der Plume-Achse zu den Sprinklern von 2,8 m und einem RTI-Wert von 80 (ms)^{0,5}.

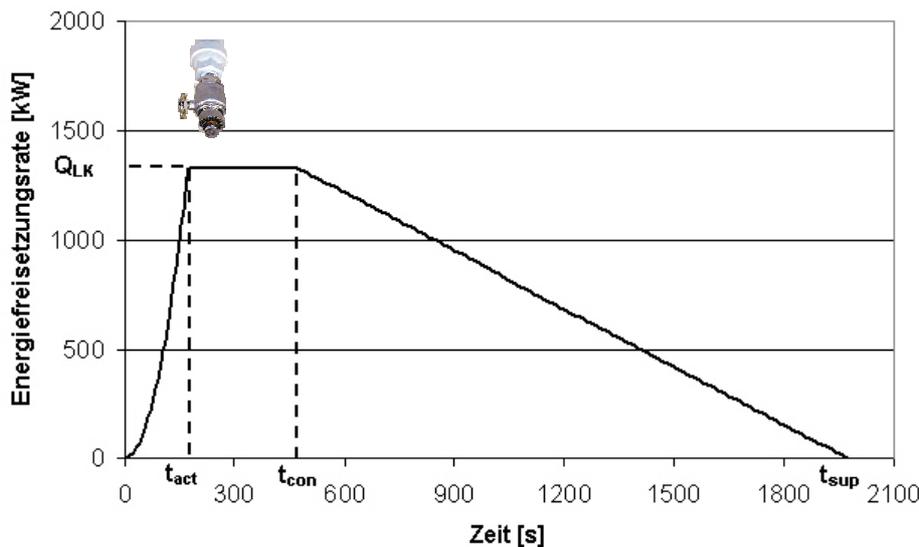


Bild 11 Brandverlauf in Form des Verlaufes der Energiefreisetzungsrate bei Einsatz einer Sprinkleranlage (alle Modellgrößen mit ihren Nennwerten eingesetzt)

4.6.4 Gaslöschanlagen

Der Einfluss von Gaslöschanlagen unterscheidet sich signifikant von der Löschwirkung durch Sprinkler. Die nachfolgenden Ansätze gründen sich auf experimentelle Untersuchungen in [20, 23, 24] und Vorschläge in [16].

Inergenlöschanlagen reduzieren den Sauerstoffgehalt der Luft auf ca. 10 bis 12 % und benötigen dafür relativ große Gasmengen zwischen 30 und 50 % des Brandraumvolumens. Nach der Aktivierung der Anlage benötigt das Gas ca. 1 bis 2 Minuten für den Ausströmvorgang und die Vermischung mit der Raumluft. Nach [16] sollten für diesen Vorgang konservativerweise 3 Minuten angesetzt werden. Dieser Zeitraum enthält bereits eine Evakuierungszeit von 30 Sekunden für anwesende Personen im Brandraum.

Im Gegensatz zu Sprinkleranlagen, bei denen ein linearer Abfall der Energiefreisetzungsrate angesetzt wird, ist bei Gaslöschanlagen mit einem abrupten Abfall zu rechnen, da der Brand beim Erreichen der notwendigen Löschgaskonzentration schlagartig erstickt wird (siehe Bild 12).

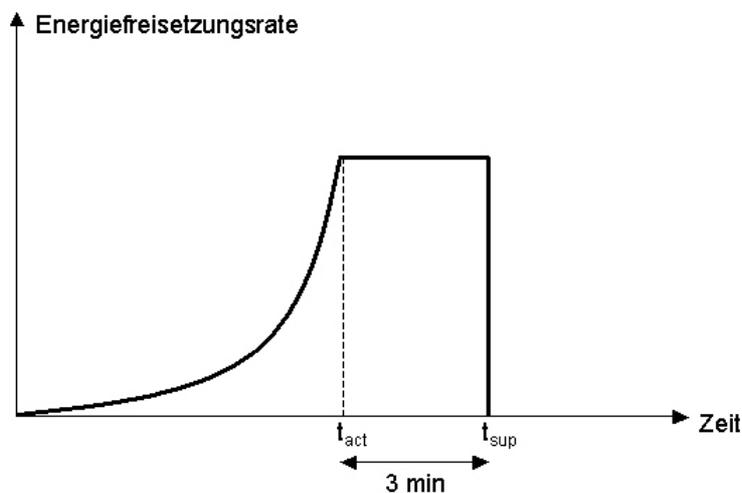


Bild 12 Zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrate (qualitativ) bei Einsatz einer Inergenlöschanlage

4.6.5 Rauch- und Wärmeabzüge (RWA)

Rauchabzüge schaffen eine rauchfreie Schicht über dem Boden, so dass Rettungswege länger nutzbar sind. Auf diese Weise werden auch Brandherdlokalisierung und Brandbekämpfung erleichtert.

Wärmeabzüge haben die Aufgabe, bei fortentwickelten Bränden heiße Brandgase abzuführen. Dadurch soll vor allem ein Vollbrand verhindert oder zumindest verzögert werden. Außerdem mindern sie Schäden, die durch Brandbeanspruchung der Bauteile entstehen. Die Funktion beider Systeme beruht auf dem thermischen Auftrieb der Brandgase und ist abhängig von

- ihrer aerodynamischen Öffnungsfläche
- dem Windeinfluss
- der Größe der Zuluftöffnungen
- dem Öffnungszeitpunkt
- der Einbausituation (Anordnung, Gebäudemaße etc.)

Wo der Einsatz von Rauchabzügen technisch nicht sinnvoll oder unmöglich ist, erfüllen maschinelle Rauchabzüge deren Funktion. Hier erfolgt der Rauchabzug durch Zwangslüftung, z. B. durch Ventilatoren.

Die Berücksichtigung der Wirkung von RWA auf das Brandszenario erfolgt auf zweierlei Weise. Zum einen ergibt sich durch die Änderung der Ventilationsverhältnisse ein Einfluss auf den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrate nach Gl. (11) falls der Brand ventilationsgesteuert verläuft (siehe Bild 13). Außerdem wird der verbesserte Wärmeabzug bei der Berechnung der mittleren Heißgastemperatur im brandlastgesteuerten Fall über die Gl. (54) und (55) oder mittels Wärmebilanzmodellen berücksichtigt (siehe Bild 14).

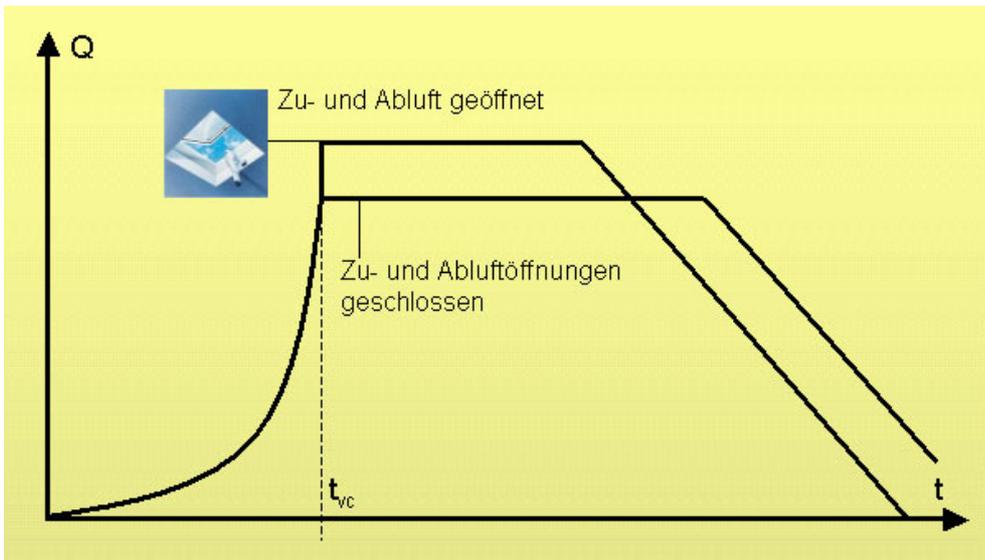


Bild 13 Einfluss von Rauch- und Wärmeabzügen auf das Brandszenario im ventilationsgesteuerten Fall

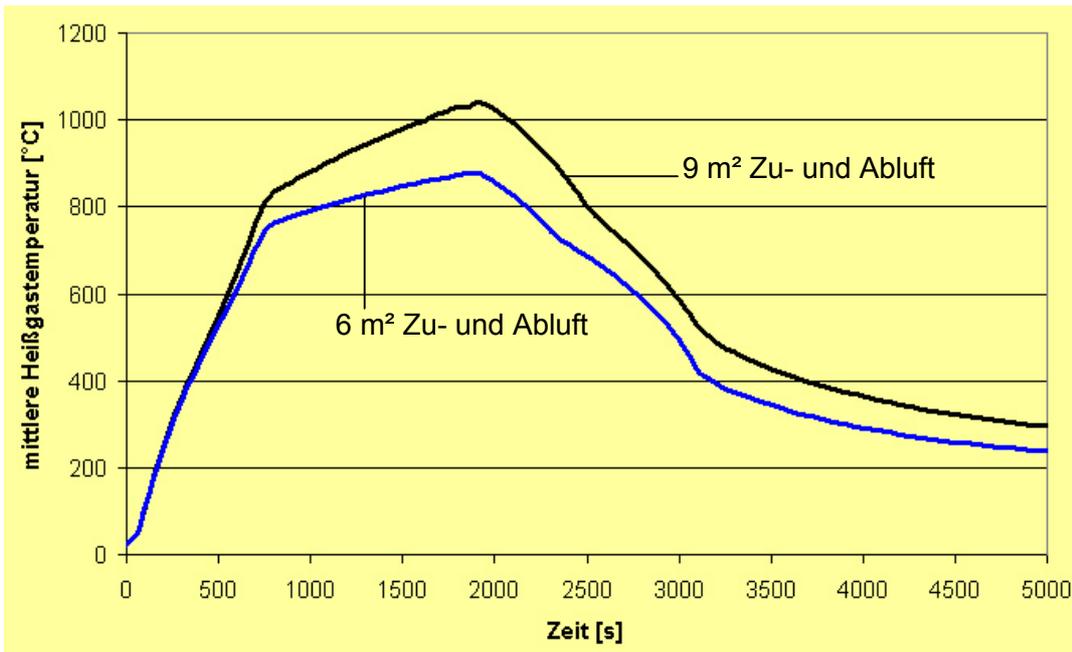


Bild 14 Berücksichtigung des Einflusses des verbesserten Wärmeabzuges durch größere Ventilationsöffnungen auf die mittlere Heißgastemperatur im brandlastgesteuerten Fall (physikalisches Modell: parametrische Realbrandkurven [25])

4.7 Abwehrende Brandschutzmaßnahmen

4.7.1 Anerkannte Werkfeuerwehr

Der Einfluss von abwehrenden Brandbekämpfungseinrichtungen auf den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates ist schwieriger zu quantifizieren als bei anlagentechnischen Maßnahmen, da der Zeitpunkt, an dem die Wirkung auf den Brandverlauf angenommen werden kann, weniger genau festgelegt werden kann.

In diesem Abschnitt sollen anerkannte Werkfeuerwehren behandelt werden, die sich hinsichtlich Ausrüstung und Ausbildungsstand erheblich von sogenannten betrieblichen Feuerwehren unterscheiden können. Letztere bestehen im ungünstigsten Fall nur aus Selbsthilfkräften, die eine erste Unterweisung im Umgang mit Feuerlöschern erhalten haben. Ein einheitlicher Standard existiert für betriebliche Feuerwehren praktisch nicht, daher kann ihre Wirkung auf das Brandszenario schwer festgesetzt werden.

Die anerkannte Werkfeuerwehr dagegen wird hinsichtlich Ausbildung, Stärke und Ausrüstung von Behörden überwacht. Im Einzelfall können Einsatzstärke und Ausrüstung das Niveau der ortsansässigen öffentlichen Feuerwehr übertreffen. Ohne die aufsichtsbehördliche Anerkennung ist für Außenstehende jedoch nicht ohne weiteres erkennbar, welche personelle und sachliche Ausstattung die Werkfeuerwehr hat und ob sie den Sicherheitsanforderungen des Betriebes tatsächlich gerecht wird. DIN 18230 [1] unterscheidet zwischen der Anzahl verfügbarer Löschstaffeln, die in Stärke und Ausrüstung der Feuerwehrdienstvorschrift 3 [89] entsprechen müssen. In der Regel ist von folgender Einsatzstärke auszugehen: 9 Mann mit einem Löschgruppenfahrzeug 8.

Im Rahmen des Sicherheitskonzeptes werden ausschließlich anerkannte Werkfeuerwehren betrachtet. Ihre Einsatzkräfte sind in der Regel Betriebsangehörige, die besondere Ortskenntnisse besitzen und die Produktions- und sonstigen Anlagen einschließlich der sicherheitstechnischen Anlagen im Detail kennen. Außerdem kann vorausgesetzt werden, dass die wesentlichen

Brandlasten und deren Gefahren bekannt sind. Bei den heutigen Standards bezüglich anerkannter Werkfeuerwehren kann davon ausgegangen werden, dass ihr Einfluss auf den Brandverlauf nicht nur bedeutend eher statt findet als die Brandbekämpfung der öffentlichen Feuerwehr, sondern wegen der genau auf die jeweiligen Hauptbrandlasten abgestimmten Löschmittel und Löschgeräte auch wirkungsvoller sein kann.

Maßgebend für den Einfluss einer anerkannten Werkfeuerwehr auf den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrate ist der Zeitpunkt des Beginns der Löscharbeiten bzw. die Zeitdauer bis zur Brandkontrolle. Angaben in [26] zufolge kann für anerkannte Werkfeuerwehren eine Brandentwicklungsdauer von 5 Minuten angenommen werden, wenn eine automatische Brandmeldung vorausgesetzt werden kann und keine genaueren Informationen bekannt sind.

Im Einzelfall muss objektspezifisch überprüft werden, mit welchen Alarmierungszeiten und Hilfsfristen gerechnet werden muss, da diese Zeiten von mehreren Einflussfaktoren beeinflusst werden.

- Art des Brandszenarios
- Anwesenheit von Betriebspersonal
- automatische Brandmeldung
- Zugänglichkeit des Brandraumes
- Entfernung zur Wache

Entscheidend für die Beantwortung der Frage, ob bei einer bestimmten Größenordnung eines Brandes überhaupt noch ein Einfluss auf die Energiefreisetzungsrate gemäß Bild 15 angenommen werden kann, ist die Überprüfung der Brandfläche zum Zeitpunkt des Beginns der Löscharbeiten in Abhängigkeit der Brandentwicklung. Es existieren Grenzwerte für Brandflächen, die von Einzelpersonen und Feuerwehren gelöscht werden können (siehe Abschnitt 9.3.4).

Es wird konservativ angenommen, dass die Energiefreisetzungsrate nach Beginn der Löscharbeiten für eine Dauer von 5 Minuten konstant verläuft. Die Geschwindigkeit des linearen Abfalls hängt von der maximal auftretenden Brandfläche ab. Je größer diese Brandfläche, desto länger dauert es, bis der Brand komplett eingedämmt ist. Nach Gl. (4) kann von der Brandfläche näherungsweise auf die maximale Energiefreisetzungsrate geschlossen werden. Die Grenzwerte wurden auf Basis von Expertenaussagen festgelegt:

• $Q \leq 20 \text{ MW}$ $t_4 = 30 \text{ min}$ (22)

• $20 \text{ MW} < Q \leq 50 \text{ MW}$ $t_4 = 45 \text{ min}$ (23)

• $Q > 50 \text{ MW}$ $t_4 = 60 \text{ min}$ (24)

In Bild 15 ist der qualitative Verlauf der Energiefreisetzungsrate bei Einsatz einer anerkannten Werkfeuerwehr dargestellt. Bezüglich der Bezeichnung des Maximums der Energiefreisetzungsrate muss unterschieden werden, ob der Zeitpunkt t_{act} in der Brandentwicklungsphase liegt (Q_{FK}) oder in der Phase des brandlast- bzw. ventilationskontrollierten Brandes (Q_{fc} bzw. Q_{vc}).

Der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungsrate ergibt sich wie folgt:

$0 - t_{act}$: $Q(t) = (t / t_g)^2$ [MW] (25)

$t_{act} - t_{con}$: $Q(t) = Q_{max}$ [MW] (26)

$t_{con} - t_{sup}$ $Q(t) = \frac{Q_{max}}{t_{sup} - t_{con}} \cdot (t_{sup} - t)$ [MW] (27)

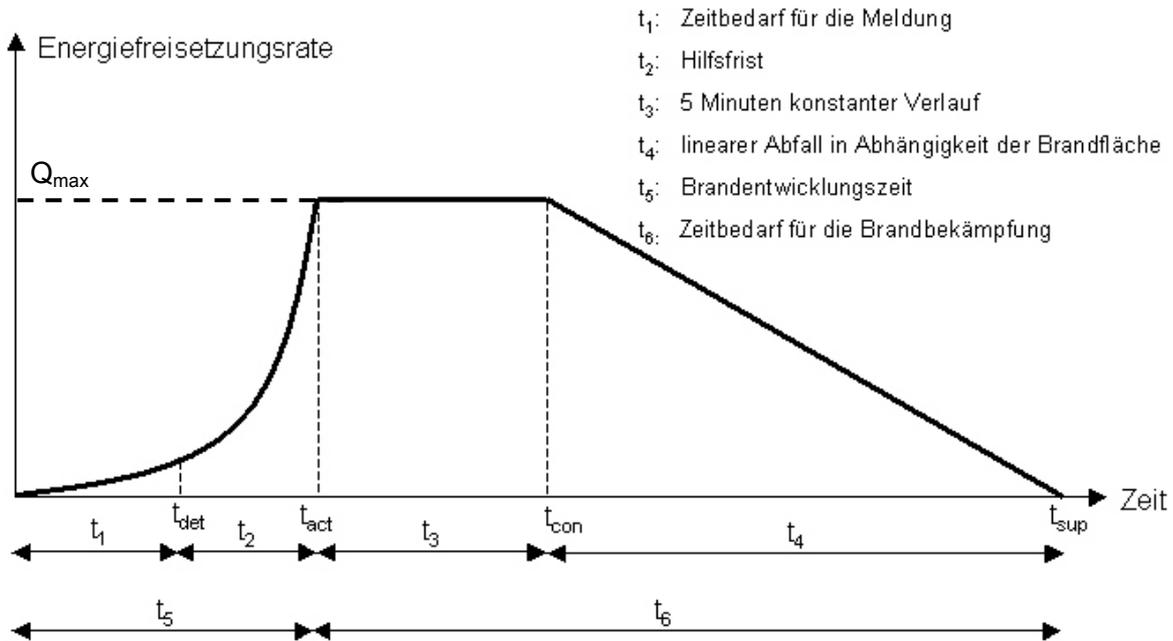


Bild 15 Zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrate (qualitativ) bei Einsatz einer anerkannten Werkfeuerwehr

4.7.2 Öffentliche Feuerwehr

Bei öffentlichen Feuerwehren ist der Zeitpunkt der Einflussnahme auf den Brandverlauf weitaus schwieriger zu quantifizieren als bei anerkannten Werkfeuerwehren, da die Hilfsfristen infolge der sehr unterschiedlichen Entfernung zwischen Feuerwache und Einsatzort eine viel größere Bandbreite aufweisen. Bild 16 zeigt den Einsatz der öffentlichen Feuerwehr von der Entzündung bis zum Ablöschen des Brandes in Form eines Ablaufdiagramms.

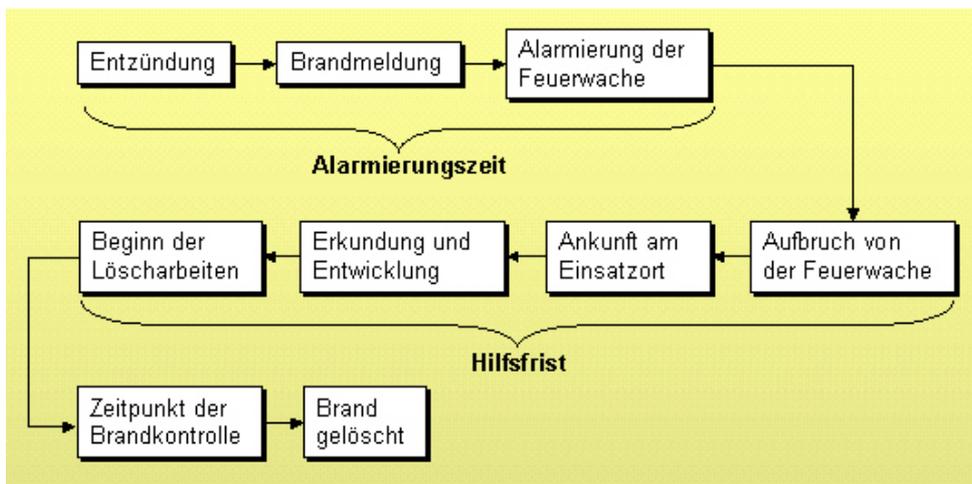


Bild 16 Ablaufdiagramm eines Einsatzes der öffentlichen Feuerwehr

Bei der Quantifizierung der Wirkung der öffentlichen Feuerwehr auf das Brandszenario sind zwei Faktoren von Bedeutung:

- Zeitpunkt, ab dem mit Löschmaßnahmen gerechnet werden kann
- Wirksamkeit der Löschmaßnahmen in Abhängigkeit von Ausrüstung und Anzahl der Einsatzkräfte und -fahrzeuge

Die Effektivität der Feuerwehr bzw. ihr Einfluss auf die Energiefreisetzungsrates hängt vor allem von den folgenden Faktoren ab:

- Brandfläche zum Eingreifzeitpunkt (Entwicklungsstadium des Brandes)
- Anzahl der eingesetzten Löschzüge

Den Angaben in [14] zufolge ist nach 20 Minuten mit folgender Einsatzstärke für den Erstangriff zu rechnen:

15 Mann, Gesamtpumpenleistung 2400 - 3200 l/min, Löschwasservorrat auf Fahrzeugen 1200 - 4000 l, 8 Atemschutzgeräte

Eine Umfrage bei Industriebetrieben in ganz Deutschland [27] ergab, dass in der Regel innerhalb von 30 Minuten 6 Löschstaffeln am Brandort sein können. Das entspricht einer Einsatzstärke von:

36 Mann, 12 Tragkraftspritzen - und Tanklöschfahrzeuge, Gesamtpumpenleistung 7200-9600 l/min, Löschwasservorrat auf Fahrzeugen 3600-12000 l, 24 Atemschutzgeräte

Für die Ermittlung der Zeitdauer bis zur Brandbekämpfung mit der oben erwähnten Mindesteinsatzstärke wurde eine umfangreiche statistische Auswertung von Brandeinsatzdatenblättern von öffentlichen Feuerwehren durchgeführt. Als Ergebnis konnten Quantile der Hilfsfrist in Abhängigkeit der effektiven Entfernung der Feuerwache zum Einsatzort festgelegt werden (siehe Abschnitt 7.4).

Der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungsrates ergibt sich nach Gl. (25) bis (27).

4.8 Verknüpfung der Einflüsse auf das Brandszenario

Wenn alle in den Abschnitten 4.3 bis 4.7 beschriebenen Einflüsse auf den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates erfasst wurden, müssen sie zu einer endgültigen Kurve verknüpft werden. Dabei geht es stets darum, den tatsächlichen zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates auf der sicheren Seite liegend abzudecken, also eine Umhüllende um den wirklichen Kurvenverlauf zu legen, die den wirklichen Verlauf bestmöglich annähert.

Als obere Grenzwerte der Energiefreisetzungsrates dienen die maximal möglichen Werte in Abhängigkeit der Brandlast oder der Ventilation.

Wenn sich die Wirkung einer Löschanlage mit der Brandbekämpfung durch die Feuerwehr überschneidet, sieht das übliche Brandszenario nach Expertenaussagen so aus, dass die Feuerwehr den durch die Löschanlage kontrollierten Brand relativ schnell ablöscht. Daher wird der Zeitbedarf der Feuerwehr für das Ablöschen des Brandes in diesem Fall pauschal auf 5 Minuten festgelegt, wenn die Energiefreisetzungsrates nicht nach Gleichung (21) schon vorher auf Null reduziert wird (siehe Bild 17).

Ähnlich wird verfahren, wenn sich die Löschwirkung einer anerkannten Werkfeuerwehr mit der Brandbekämpfung durch die öffentliche Feuerwehr überschneidet. Die in Abhängigkeit der maximalen Energiefreisetzungsrates festgelegte Zeitdauer des linearen Abfalls der Kurve wird ab rechnerisch angesetzten Beginn der Löscharbeiten durch die öffentliche Feuerwehr auf die Hälfte reduziert (siehe Bild 18).

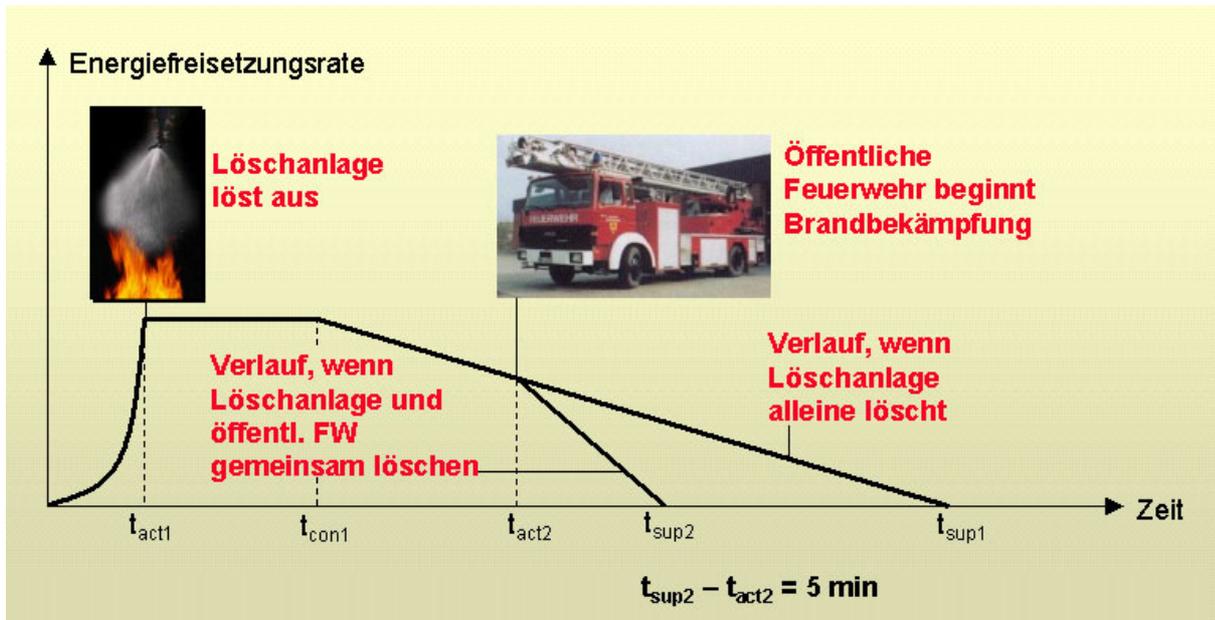


Bild 17 Überlagerung der Wirkung einer Löschanlage mit der Brandbekämpfung durch die öffentliche Feuerwehr

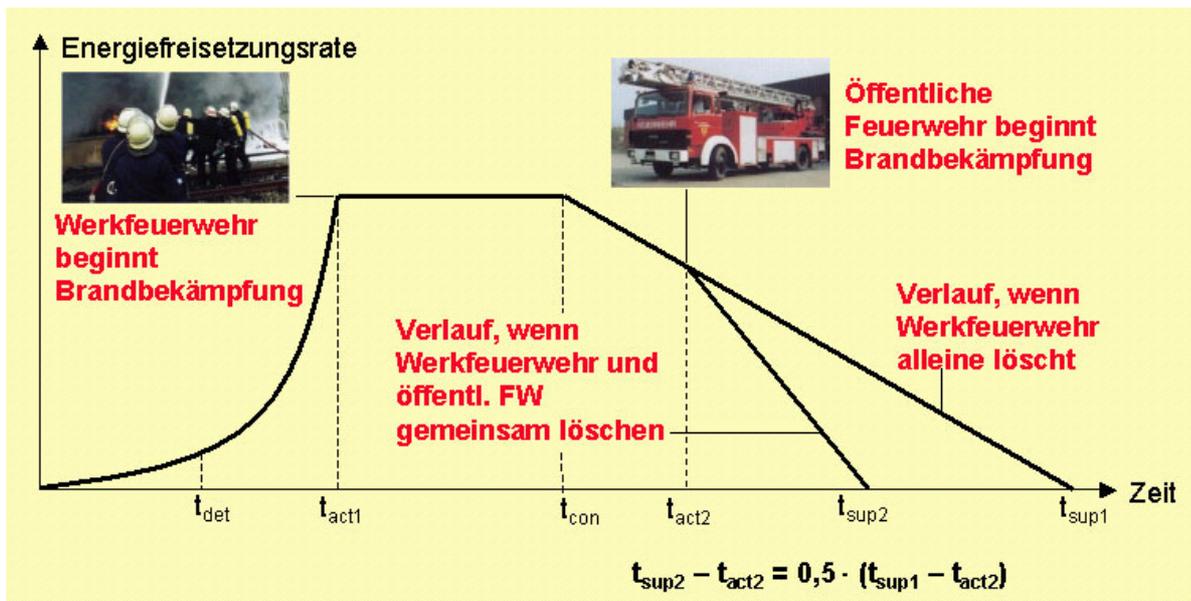


Bild 18 Überlagerung der Wirkung einer anerkannten Werkfeuerwehr mit der Brandbekämpfung durch die öffentliche Feuerwehr

Das Vorhandensein von automatischen BMA mit Aufsaltung zur Feuerwehr wird berücksichtigt, indem eine Verkürzung der Zeitdauer bis zur Alarmierung angenommen wird.

Bei dem in Bild 18 dargestellten Fall ergeben sich die Zeitpunkte t_{act1} und t_{act2} damit wie folgt:

$t_{act1} = 5 \text{ min}$ (nach Expertenaussagen festgelegter Pauschalwert bei Überschneidung einer anerkannten Werkfeuerwehr und einer automatischen BMA)

$t_{act2} = 1,5 \text{ min} + p\text{-Quantil der Hilfsfrist in Abhängigkeit von der Entfernung Feuerwache – Brandort (siehe Abschnitt 7.4)}$

Wenn die Brandmeldung manuell erfolgt, ergeben sich die Zeiten zu

$t_{act1} =$ 8,5 min (nach Expertenaussagen festgelegter Pauschalwert bei Brandbekämpfung durch anerkannte Werkfeuerwehr und manueller Brandmeldung)

$t_{act2} =$ 5 min + p-Quantil der Hilfsfrist in Abhängigkeit von der Entfernung Feuerwache – Brandort (siehe Abschnitt 7.4)

Fazit:

In Abschnitt 4 wurden ingenieurmäßige Ansätze für eine konservative Festlegung des zeitlichen Verlaufes der Energiefreisetzungsrates vorgestellt, die verwendet werden können, wenn keine Erfahrungen auf Basis von Brandversuchen vorliegen. Die ermittelten Quellterme werden in geeignete physikalische Modelle eingesetzt, um die Brandbeanspruchung quantifizieren zu können.

Da die Herleitung von Sicherheitselementen für die praxisgerechte Bauteilbemessung in Abschnitt 9.6 beispielhaft anhand der industriellen Nutzung vorgeführt wird, sollen stellvertretend für eine Vielzahl von möglichen Modellen an dieser Stelle solche erläutert werden, die speziell für die Anwendung in für den Industriebau üblichen großen Räumen geeignet sind.

5 Physikalische Modelle zur Beschreibung der Brandbeanspruchung

5.1 Allgemeines

Im Folgenden werden physikalische Modelle zur Beschreibung der Brandbeanspruchung beschrieben, die allgemein in Verbindung mit dem probabilistischen Sicherheitskonzept verwendet werden können und eine der Grundlagen für die Bemessung bilden (siehe Bild 1). Es können grundsätzlich alle Modelle eingesetzt werden, die einen Quellterm in Form des zeitlichen Verlaufes der Energiefreisetzungsrates voraussetzen. Geeignet sind insbesondere

- analytische Ansätze für Plume- und Ceiling-Jet-Temperaturen [3, 4]
- parametrische Realbrandkurven [25]
- Zonenmodelle [28] und
- CFD-Modelle [29].

Bezüglich der beispielhaften Anwendung des Sicherheitskonzeptes steht in dieser Arbeit die industrielle Nutzung im Vordergrund. Bei den dort vorherrschenden großen Räumen treten überwiegend lokal begrenzte Brände auf. Daher wird bezüglich der physikalischen Modelle der Schwerpunkt auf die Erläuterung analytischer Ansätze für die Bestimmung der Temperaturen im Brandnahbereich von großen Räumen (Plume und Ceiling Jet) gelegt, die sich in diesem Anwendungsbereich sehr gut eignen (siehe Abschnitt 5.2 und 5.3). Diese Ansätze benötigen als Eingangsparameter die mittleren Temperaturen in der Heiß- und Kaltgasschicht sowie die Höhe der raucharmen Schicht. In Abschnitt 5.4 werden empirische Gleichungen vorgestellt, mit denen diese Werte bestimmt werden können.

Alternativ können in Verbindung mit dem Sicherheitskonzept auch andere geeignete Methoden zur Bestimmung der lokalen Brandbeanspruchung eingesetzt werden, z. B. CFD-Modelle. Letztere eignen sich insbesondere bei komplexen Gebäudegeometrien.

Die Brandbeanspruchung beinhaltet neben der Temperatureinwirkung auch die Entwicklung von Rauch und Brandgasen. Für die Auslegung von Entrauchungsmaßnahmen wird in Abschnitt 5.5 und 5.6 daher zusätzlich auf modifizierte Ansätze für den Plumemassenstrom und ein international anerkanntes CFD-Modell [29] eingegangen. Letzteres eignet sich besonders, wenn zusätzlich die Berechnung von lokalen Gaskonzentrationen und Sichtweiten erforderlich ist.

5.2 Plumemodelle für die Beschreibung von Temperaturen im Brandnahbereich

5.2.1 Allgemeines

Die aufsteigenden Brandgase über einem Brandherd werden als Plume bezeichnet, wobei zwischen dem „fire plume“ im Bereich der leuchtenden Flamme und dem „smoke plume“ oberhalb der leuchtenden Flamme unterschieden wird.

Strömungsmechanisch betrachtet handelt es sich beim Plume um einen Sonderfall des „Freistrahls“, einer Strömung, bei der Masse aus einer Quelle in ein umgebendes Medium eintritt und sich dort frei ausbreiten kann. Der Freistrahler ist dadurch gekennzeichnet, dass sich zwischen der Strömung im Freistrahler und dem umgebenden Medium eine freie Strömungsgrenzschicht ausbildet.

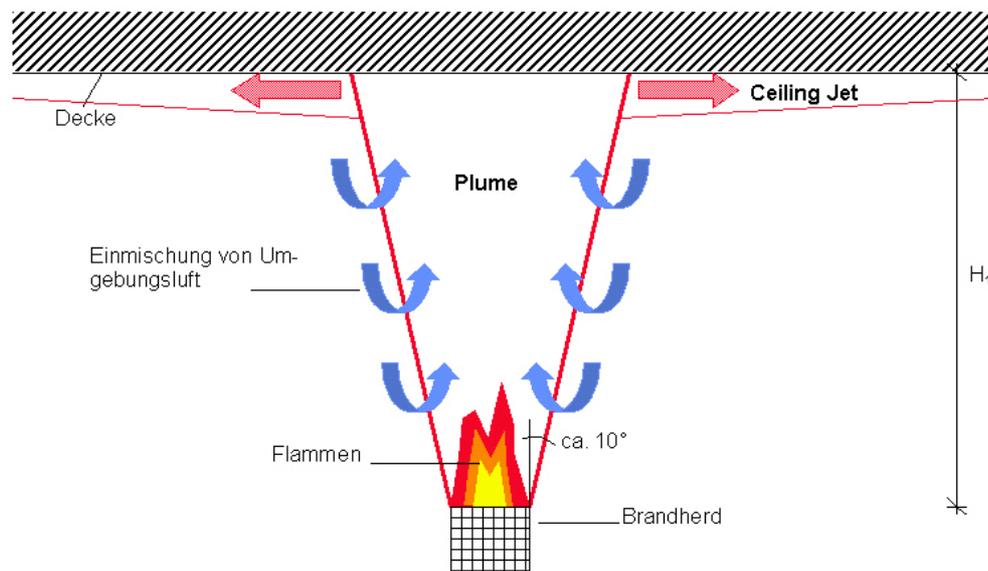


Bild 19 Vorgänge im Brandnahbereich

In den Plume (Freistrahler) wird Luft aus der Umgebung eingesaugt, da infolge des Geschwindigkeitsunterschiedes nach den Gesetzen der Strömungsmechanik ein Druckunterschied zwischen dem ruhenden Medium und dem einströmenden Medium entsteht.

Die Geschwindigkeit, Temperatur und Konzentration der Rauchgase ist auf der Mittelachse des Freistrahls am größten und nimmt zu den Rändern hin ab. Über den Querschnitt des Freistrahls gesehen bildet sich näherungsweise eine Gauß-Normalverteilung aus. Durch die Masseneinsaugung wird diese Gauß-Kurve mit zunehmender Höhe immer flacher.

Die Einmischung von Umgebungsluft in den Bereich der Flammen und aufsteigenden Rauchgase wird durch Plumemodelle beschrieben. Im Laufe der Zeit sind verschiedene mathematische Ausdrücke entwickelt worden, die alle auf vereinfachten Strömungsbetrachtungen und Korrelationen mit experimentellen Daten beruhen. Der eingemischte Luftmassenstrom wird im allgemeinen als Funktion der Energiefreisetzungsrates (konvektiver Anteil), der Größe des Brandherdes und der Höhe, über die Luft eingemischt werden kann (Abstand zwischen Brandherdoberfläche und Rauchgasschicht), berechnet. Diese Modellierung ist jedoch nie exakt, da die zugrundeliegenden Experimente stets nur einen gewissen Anwendungsbereich abdecken. Um gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen von Großbrandversuchen [22] zu erreichen, werden daher drei verschiedene Modelle verwendet:

Fall I Bauteil befindet sich in der Kaltgasschicht.

Fall II Bauteil befindet sich in der Heißgasschicht.

Fall III Bauteil befindet sich direkt im Flammenbereich.

Für jeden dieser Fälle existieren spezielle empirische Ansätze, so dass zunächst in Abhängigkeit der Randbedingungen im Brandraum (Energiefreisetzungsrate, Abstand Brandherd – Decke, Brandraumgrundfläche, Ventilation) untersucht werden muss, welcher Fall vorliegt. Mit Hilfe der in Abschnitt 5.4.3 auf Grundlage von Brandsimulationsrechnungen ermittelten empirischen Gleichungen kann die Grenzflächenhöhe $z_{1,1}$ (Bild 21) ermittelt werden. Damit kann eine Aussage darüber getroffen werden, ob sich das Bauteil in der Heißgas- oder der Kaltgasschicht befindet. Für $z < 0,08 \cdot Q^{2/5}$ (siehe Gleichung (28)) muss nach [15] stets Fall III angenommen werden (z = Abstand zwischen Brandherd und betrachteter Höhe).

Durch die Berechnung der mittleren Plumetemperatur in beliebig kleinen Zeitintervallen lässt sich die Wärmebeanspruchung der Bauteile in Form einer Temperaturzeitkurve darstellen.

5.2.2 Bauteil befindet sich in der Kaltgasschicht (Fall I)

Für diesen Fall existieren in der Literatur zahlreiche vereinfachte Ansätze, die hier im Einzelnen nicht aufgeführt werden sollen. Auf Grundlage von Vergleichsrechnungen wurde ein in [30] beschriebener Ansatz ausgewählt, der konservative Plumetemperaturen liefert. Innerhalb der Kaltgasschicht werden zwei Höhenbereiche unterschieden.

$$\Delta T_{P,K} = 78,4 \cdot \frac{Q^{2/5}}{z} \quad [\text{K}] \quad \text{für } 0,08 \cdot Q^{2/5} \leq z < 0,2 \cdot Q^{2/5} \quad (28)$$

$$\Delta T_{P,K} = 23,9 \cdot \left(\frac{Q^{2/5}}{z^{5/3}} \right) \quad [\text{K}] \quad \text{für } 0,20 \cdot Q^{2/5} \leq z < z_{1,1} \quad (29)$$

$$T_{P,m} = T_K + \Delta T_{P,K} \leq 1100^\circ\text{C} \quad (30)$$

mit

$\Delta T_{P,K}$ Differenz zwischen mittlerer Plumetemperatur und Kaltgastemperatur [K]

$T_{P,m}$ mittlere Plumetemperatur [°C]

T_K mittlere Kaltgastemperatur aus Gl. (56) bzw. Gl. (57) [°C]

Q Energiefreisetzungsrate [kW]

z Abstand zwischen Brandherd und betrachteter Höhe [m]

Infolge der Wurzelfunktion im Plumemodell verläuft die Temperaturzeitkurve 1 (siehe Bild 20) zwischen den Punkten (t_2 / T_2) und (t_3 / T_3) konkav, wohingegen Naturbrände in der Abkühlphase stets konvex verlaufen. Bei Ansatz der Gleichungen (28) bis (30) über den gesamten Brandverlauf ergäben sich somit unrealistische Temperaturzeitkurven, daher wurde für die Abkühlphase auf Grundlage von Vergleichsrechnungen und Auswertung von Naturbrandversuchen [31] ein anderer Ansatz gewählt (Kurve 2), der sich wie folgt ergibt:

$$T_{P,m} = (T_3 - T_2) \cdot \left[\frac{t - t_2}{t_3 - t_2} \right]^{0,7} + T_2 \quad (31)$$

$$T_3 = T_K(t = t_3) + 50 \quad (32)$$

mit

t Zeitpunkt ab Brandbeginn [min]

T mittlere Plumetemperatur zum Zeitpunkt t [°C]

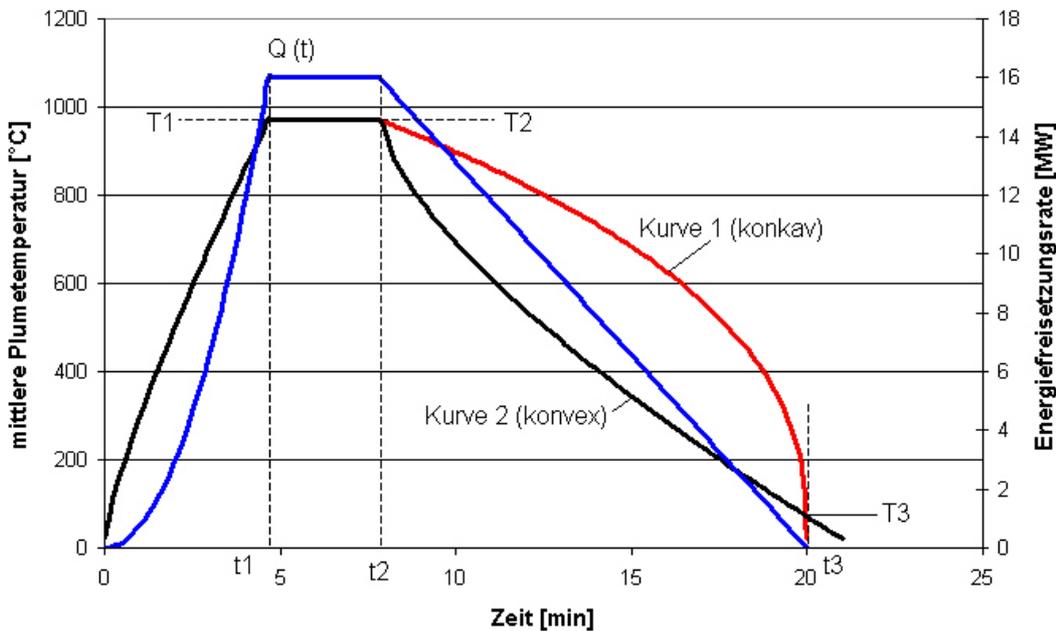


Bild 20 Zeitlicher Verlauf der mittleren Plumetemperatur

5.2.3 Bauteil befindet sich in der Heißgasschicht (Fall II)

In diesem Fall wird ein Ansatz für die Plumetemperatur verwendet, der das Vorhandensein einer Heißgasschicht berücksichtigt [22]. Das Grundkonzept dieses Ansatzes besteht darin, den realen Brandherd und die Heißgasschicht durch eine „virtuelle Wärmequelle“ (Bild 21) zu ersetzen, die eine andere Energiefreisetzungsrate und einen anderen Abstand zur Decke als der reale Brandherd hat. Als Eingabewerte werden u. a. die Grenzflächenhöhe $z_{1,1}$ sowie die mittleren Heiß- und Kaltgastemperaturen T_H und T_K benötigt. Im Folgenden soll die Anwendung dieses Ansatzes beschrieben werden:

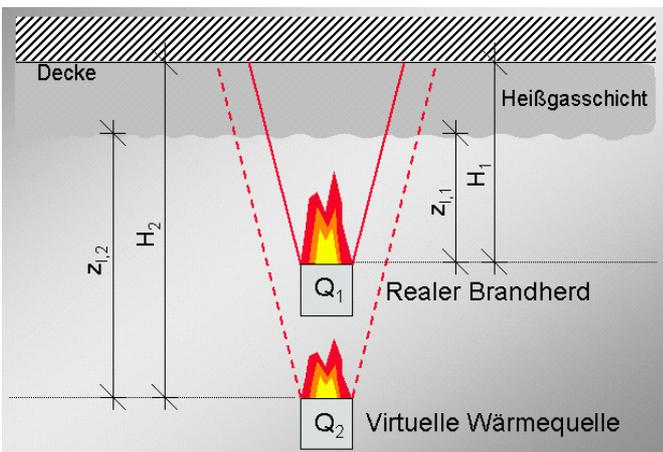


Bild 21 Ermittlung des Abstandes zwischen „virtueller Wärmequelle“ und Decke

Zunächst wird die Energiefreisetzungsrate Q des realen Brandherdes in einen dimensionslosen Wert $Q_{i,1}^*$ umgerechnet.

$$Q_{i,1}^* = \frac{Q}{\rho_K \cdot c_{pK} \cdot T_K \cdot g^{1/2} \cdot z_{i,1}^{5/2}} \quad (33)$$

mit

- $Q_{i,1}^*$ dimensionslose Energiefreisetzungsrate des realen Brandherdes [-]
- Q Energiefreisetzungsrate des realen Brandherdes [kW]
- ρ_K Gasdichte der Kaltgasschicht [kg/m³]
- c_{pK} spez. Wärmekapazität der Kaltgasschicht [kJ/kgK]
- T_K mittlere Temperatur der Kaltgasschicht [K]
- g Erdbeschleunigung [m/s²]
- $z_{i,1}$ Abstand des realen Brandherdes zur Grenzfläche zwischen oberer und unterer Schicht (Grenzflächenhöhe) [m]

Anschließend wird die dimensionslose Energiefreisetzungsrate $Q_{i,2}$ der „virtuellen Wärmequelle“ berechnet, die sowohl die real vorhandene Energiefreisetzungsrate ersetzt als auch das Vorhandensein einer Heißgasschicht simuliert [3].

$$Q_{i,2}^* = \left[\frac{1 + C_T \cdot Q_{i,1}^{*2/3}}{\zeta \cdot C_T} - \frac{1}{C_T} \right]^{3/2} \quad (34)$$

mit

- $Q_{i,2}^*$ dimensionslose Energiefreisetzungsrate der „virtuellen Wärmequelle“ [-]
- C_T Konstante (9,115) [-]
- ζ Temperaturverhältnis von Heiß- und Kaltgasschicht [-].

Der Abstand $z_{i,2}$ der „virtuellen Wärmequelle“ zur Grenzfläche zwischen Heiß- und Kaltgasschicht ergibt sich zu:

$$z_{i,2} = \left[\frac{\zeta \cdot Q_{i,1}^* \cdot C_T}{Q_{i,2}^{*1/3} \cdot \left\{ (\zeta - 1) \cdot (K_1^2 + 1) + \zeta \cdot C_T \cdot Q_{i,2}^{*2/3} \right\}} \right]^{2/5} \cdot z_{i,1} \quad (35)$$

mit

- $z_{i,2}$ Abstand der „virtuellen Wärmequelle“ zur Unterkante der Heißgasschicht [m]
- $Q_{i,2}^*$ dimensionslose Energiefreisetzungsrate der „virtuellen Wärmequelle“ [-]
- K_1 Konstante (0,913) [-]

Mit Hilfe von $z_{i,2}$ lässt sich nun gemäß Bild 21 die Distanz zwischen der Oberfläche der „virtuellen Wärmequelle“ und der betrachteten Höhenlage bestimmen.

$$H_2 = H_1 - z_{i,1} + z_{i,2} \quad (36)$$

mit

- H_2 Distanz zwischen „virtueller Wärmequelle“ und Decke [m].

Die dimensionslose Energiefreisetzungsrate $Q_{i,2}$ muss für die weiteren Berechnungen in einen dimensionsbehafteten Wert umgeformt werden:

$$Q_2 = Q_{1,2} \cdot \rho_H \cdot c_{pH} \cdot T_H \cdot g^{1/2} \cdot z_{1,2}^{5/2} \tag{37}$$

mit

- Q_2 Energiefreisetzungsrate der „virtuellen Wärmequelle“ [kW]
- ρ_H Gasdichte in der Heißgasschicht [kg/m³]
- c_{pH} spez. Wärmekapazität in der Heißgasschicht [kJ/kgK]
- T_H mittlere Temperatur in der Heißgasschicht [K]

Die Berechnung der Differenz zwischen Plume-Centerline- und Heißgastemperatur erfolgt nach Gl. (38):

$$\Delta T_{P,H} = 9,1 \cdot \left[\frac{T_H}{g \cdot c_{pH}^2 \cdot \rho_H^2} \right]^{1/3} \cdot (0,7 \cdot Q_2)^{2/3} \cdot H_2^{-5/3} \tag{38}$$

$$T_{P,C} = T_H + \Delta T_{P,H} \tag{39}$$

mit

- $T_{P,C}$ Plume-Centerlinetemperatur [°C]
- $\Delta T_{P,H}$ Differenz zwischen Plume-Centerline- und mittlerer Heißgastemperatur [K]

Befindet sich der zu bemessende Bauteilbereich nicht direkt an der Decke sondern in der Entfernung h_D zur Decke (z. B. Untergurt eines Stahlträgers), wird in Gl. (38) anstelle von H_2 der Term $(H_2 - h_D)$ eingesetzt.

Für die brandschutztechnische Bemessung von Wänden und Stützen wird die mittlere Plumetemperatur verwendet. Nach [32] folgt das Temperaturprofil im Plume einer Gauß-Normalverteilung (siehe Bild 22).

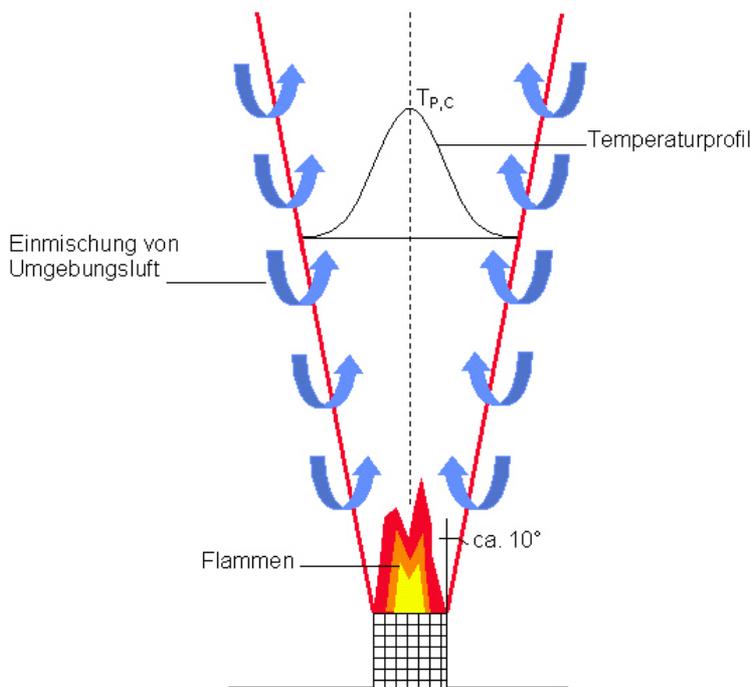


Bild 22 Temperaturprofil im Plume nach [32]

Zur Bestimmung des Verlaufes der mittleren Plumetemperatur muss zu jedem Zeitpunkt die Fläche unterhalb der Glockenkurve bestimmt werden. Dies ist nur durch numerische Integration möglich, da eine Stammfunktion zur Gauß-Verteilung nicht berechnet werden kann.

Um den Rechenaufwand gering zu halten, wird die Gauß-Verteilung durch ein umhüllendes Trapez ersetzt (siehe Bild 23). Im Rahmen von Parameterstudien zeigte sich, dass sich eher schlanke Glockenkurven ausbilden. Die Berechnung der mittleren Plumetemperatur mit Hilfe der Trapezfläche liegt darum auf der sicheren Seite.

Nach Bild 23 ergibt sich die mittlere Plumetemperatur zu:

$$T_{P,M} = T_H + \frac{A_{Trapez}}{c} \tag{40}$$

$$A_{Trapez} = \frac{a+c}{2} \cdot (T_{P,C} - T_H) \tag{41}$$

$$c = 0,5 \cdot d + z \cdot \tan 10 \tag{42}$$

mit

- $T_{P,m}$ mittlere Plumetemperatur [°C]
- a obere Trapezseite (siehe Bild 23) [m]
- c untere Trapezseite (siehe Bild 23) [m]
- d Brandherddurchmesser [m]
- z Abstand zwischen Brandherd und betrachteter Höhe [m]

Die Trapezseite a wird mit Zunahme der betrachteten Höhe geringer, womit berücksichtigt wird, dass auch die Glockenkurve in größeren Höhenlagen infolge der längeren Einmischungsstrecke von kühleren Gasen schlanker wird.

$$a = \frac{0,5 \cdot d + z \cdot \tan 10}{z} \tag{43}$$

Der Brandherddurchmesser d kann aus Gleichung (2) abgeleitet werden:

$$d = 2 \cdot v_b \cdot t \tag{44}$$

mit

- v_b Brandausbreitungsgeschwindigkeit [m/s]
- t Zeitdauer in Sekunden nach der Entzündung [s]

Die praktischen Erfahrungen bezüglich der Brandausbreitungsgeschwindigkeit v_b sind gering. Typische Werte für große Industriehallen liegen nach [14] bei

- 0,002 m/s für langsame Brandausbreitung ($t_g \geq 600$ s)
- 0,005 m/s für mittlere Brandausbreitung (600 s $>$ $t_g \geq 300$ s)
- 0,017 m/s für schnelle Brandausbreitung (300 s $>$ $t_g \geq 150$ s)
- $>$ 0,017 m/s für sehr schnelle Brandausbreitung ($t_g <$ 150 s).

Setzt man die Gleichungen (41) bis (44) in (40) ein, erhält man den folgenden einfachen Ausdruck für die mittlere Plumetemperatur, wobei die Brandausbreitungsgeschwindigkeit eliminiert werden kann.

$$T_{P,M} = T_H + \frac{\left(\frac{1}{z} + 1\right)}{2} \cdot \Delta T_{P,H} \leq 1100^\circ\text{C} \tag{45}$$

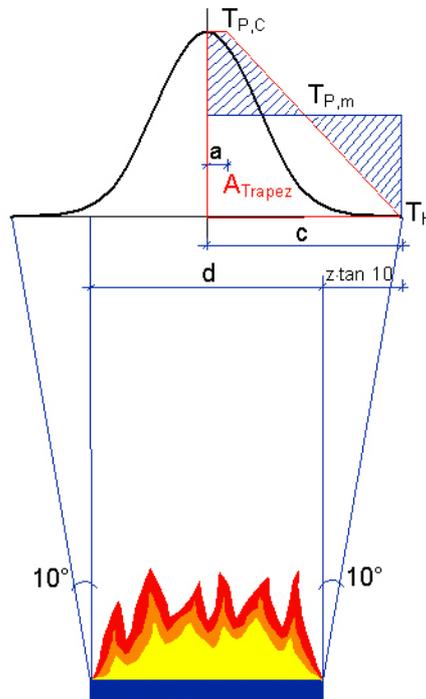


Bild 23 Bestimmung der mittleren Plumetemperatur

In der Abkühlphase werden wie beim Plumemodell nach Fall I die Gl. (31) und (32) verwendet, um einen konvexen Temperaturzeitverlauf zu gewährleisten (siehe Bild 20).

5.2.4 Bauteil befindet sich direkt im Flammenbereich (Fall III)

Für $z < 0,08 \cdot Q^{2/5}$ muss nach [30] stets Fall III angenommen werden, das Bauteil befindet sich dann direkt im Flammenbereich ($z =$ Abstand zwischen Brandherd und betrachteter Höhe). Hier wird automatisch die Flammentemperatur zugewiesen. Nach [30] wird für diesen Wert bei 20°C Umgebungstemperatur 1100°C angesetzt.

$$T_{P,M} = 1100^\circ\text{C} \tag{46}$$

5.3 Ceiling Jet-Modelle

5.3.1 Ceiling Jet-Modell I für die Beschreibung der Temperaturen

Die Ceiling Jet-Temperatur kann für die brandschutztechnische Bemessung von Decken und Trägern verwendet werden. Der Ansatz für die Beschreibung der Wärmeeinwirkung auf die zu bemessenden Bauteile muss berücksichtigen, dass sich das Temperaturprofil im Ceiling Jet signifikant ändert, wenn sich eine Heißgasschicht ausbildet. Genau wie beim Plume ist auch hier durch Einmischung heißer Rauchgase anstelle kühlerer Umgebungsluft mit höheren Ceiling Jet-Temperaturen zu rechnen.

In [22] wird aus einer Formel von Alpert ein modifizierter Ansatz abgeleitet, der die Ceiling Jet-Temperatur in Abhängigkeit von der Temperaturdifferenz zwischen Plume-Centerline und Heißgasschicht eher etwas zu hoch, d. h. auf der sicheren Seite liegend, berechnet.

Dieser Ansatz wurde insoweit modifiziert, dass in Gleichung (48) anstelle der Temperaturdifferenz zwischen Plume-Centerline und Heißgasschicht ($\Delta T_{P,H}$) die Differenz zwischen der mittleren Plu-metemperatur und der Heißgasschicht ($\Delta T_{PM,H}$) eingesetzt wird. Dies führt zu einer weitaus besse-ren Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen [31].

$$\Delta T_{\text{Jet}} = \frac{C}{r^\gamma} \tag{47}$$

$$C = K \cdot r_0^\gamma \cdot \Delta T_{\text{PM,H}} \tag{48}$$

$$K = 0,68 + 0,16 \cdot \left(1 - e^{\frac{-y_L}{y_J}} \right) \tag{49}$$

$$r_0 = 0,18 \cdot H_1 \tag{50}$$

$$\gamma = \frac{2}{3} - 0,44 \cdot \left(1 - e^{\frac{-y_L}{y_J}} \right) \tag{51}$$

$$T_{\text{Jet}} = T_H + \Delta T_{\text{Jet}} \tag{52}$$

$$y_L = H_1 - z_{l,1} \tag{53}$$

mit

$\Delta T_{\text{PM,H}}$	Temperaturdifferenz zwischen mittlerer Plumetemperatur und Heißgasschicht [K]
ΔT_{Jet}	Temperaturdifferenz zwischen Ceiling Jet und Heißgasschicht [K]
T_{Jet}	Ceiling Jet-Temperatur [°C]
T_H	mittlere Heißgastemperatur [°C]
H_1	Abstand Brandherd-Decke [m]
y_L	Dicke der Heißgasschicht [m]
y_J	Konstante (1 m) [m]

5.3.2 Ceiling Jet-Modell II für die Ermittlung von Auslösezeiten

Werden die Ceiling Jet-Temperaturen für die Bestimmung der Auslösezeiten von Sprinklern, Wär-memeldern oder Schmelzloten benötigt, sollten die Gleichungen (13) bis (18) verwendet werden. Verglichen mit Großbrandversuchen [22] ergeben sich niedrigere, d. h. für diese Betrachtung kon-servative Werte.

5.4 Empirische Gleichungen aus Brandsimulationsrechnungen

5.4.1 Mittlere Heißgastemperatur T_H

Den in Abschnitt 5.2 vorgestellten physikalischen Modellen zur Beschreibung der Temperaturein-wirkung liegt die Annahme eines lokal begrenzten Brandes (Teilflächenbrandes) zugrunde. Das heißt, die Bauteile werden für den Fall bemessen, dass es direkt unter oder neben ihnen brennt.

Die Temperatureinwirkung auf die Bauteile entspricht bei Wänden und Stützen etwa der mittleren Plumentemperatur und bei Decken und Deckenträgern etwa der Ceiling Jet-Temperatur.



Bild 24 Lokal begrenzter Brand in einer Lagerhalle

Da von einem Brand auf einer begrenzten Fläche ausgegangen wird, muss im Einzelfall stets überprüft werden, ob bereits Flashover-Bedingungen vorliegen. Dies geschieht durch die Kontrolle der mittleren Temperatur in der Heißgasschicht. Von einem Flashover und damit von einem Vollbrand im Brandraum kann ausgegangen werden, wenn diese Temperatur größer als ca. 550 °C ist.

Neben der Kontrolle der Flashover-Bedingung wird die mittlere Heißgastemperatur auch als Eingangsparameter für eines der verwendeten Plume-Modelle benötigt (siehe Abschnitt 5.2.3). Die entsprechenden Gleichungen für die mittlere Heißgastemperatur T_H wurden auf Grundlage von mehr als tausend Brandsimulationsrechnungen mit dem international anerkannten Mehrraumzonenmodell CFAST [28] aufgestellt (siehe Gl. (54) und Gl. (55)).

Dazu wurden unterschiedliche Brandverläufe in Hallenquerschnitten mit Grundflächen zwischen 500 m² und 10 000 m² simuliert. Die Unterteilung der „Compartments“ einer 5000 m² großen Halle ist in Bild 25 dargestellt. Es wurde stets eine 7-Raum-Konfiguration verwendet, wobei sich der „Brandraum“ in der Mitte der Halle befindet und mit einer Fläche von 10 m x 10 m modelliert wurde. Die „Compartments“ sind durch 60 cm hohe Unterzüge unterteilt. Die Hallenhöhe bzw. der Abstand zwischen Brandherd und Decke wurde zwischen 4 m und 20 m variiert. Die Zuluftöffnungen bestehen aus Toren und Türen. Als Abluft dienen RWA in der Hallendecke. Die Ventilationsöffnungen variieren zwischen 0,5 % und 5,0 % Zu- und Abluft. Die Umfassungsbauteile des Brandraumes wurden nicht berücksichtigt, da die obigen vier Parameter einen größeren Einfluss auf die Heißgastemperatur haben. Stellvertretend für viele Industriebauten wurden umfassende Wände in Massivbauart und Decken aus Stahltrapezblech mit Wärmedämmung angenommen. Dabei wurden praxisübliche Maße und Materialien gewählt.

Als Ergebnis der Simulationen wurde jeweils der Verlauf der Heißgastemperatur T_H über der Energiefreisetzungsrate aufgezeichnet. Insgesamt ergab sich damit eine Vielzahl von Kurvenscharen. Das Ablesen der mittleren Heißgastemperatur aus Diagrammen würde die Anwendung im Rahmen der Bemessung erschweren, daher wurden auf Grundlage der Ergebnisse Gleichungen erstellt, mit denen die mittlere Heißgastemperatur in Abhängigkeit der variierten Randbedingungen abgeschätzt werden kann. Dazu wurden die Kurven im ersten Schritt durch Polynome dritten Grades ersetzt, deren laufender Parameter die Energiefreisetzungsrate ist.

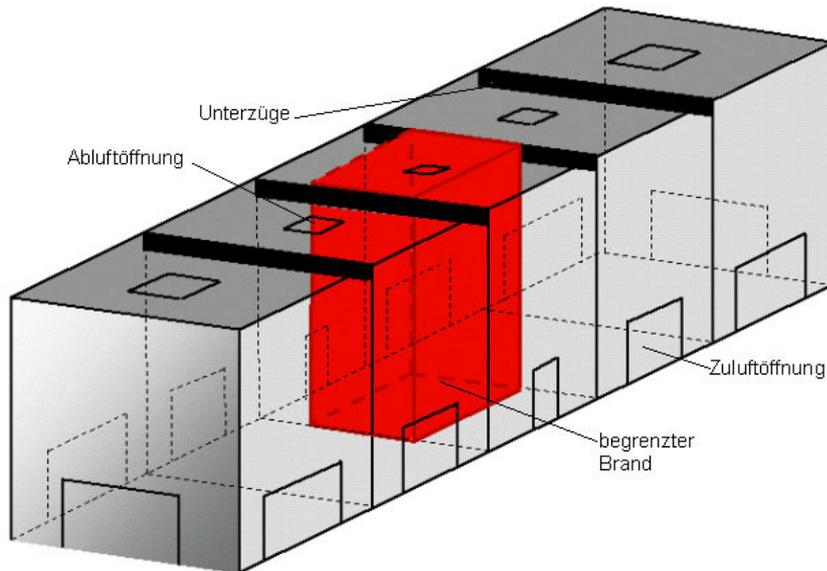


Bild 25 7-Raum-Konfiguration für die Brandsimulationsrechnungen

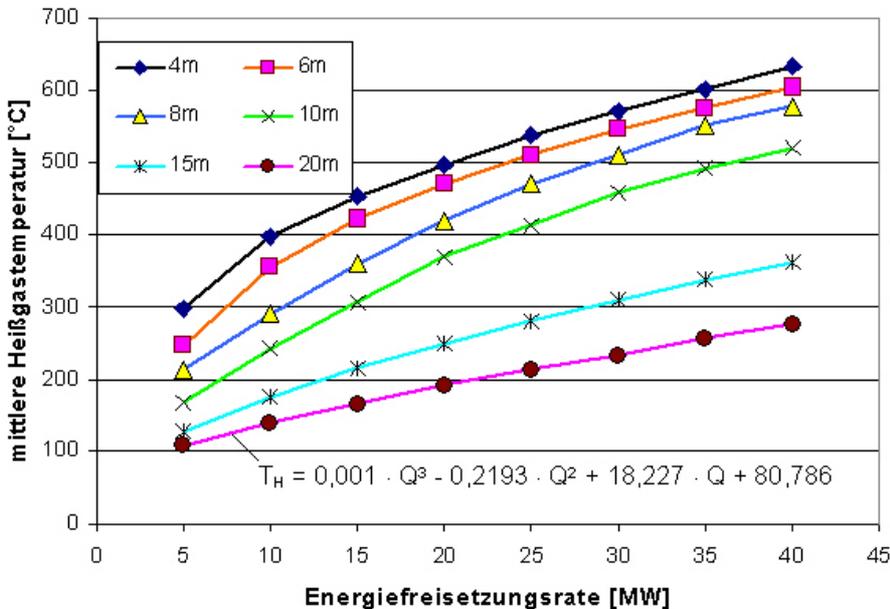


Bild 26 Ersetzen der Heißgastemperaturkurven durch Polynome 3. Grades

Um mit einer einzigen Gleichung alle Kurven abzudecken, mussten die restlichen Parameter (Hallengrundfläche, Abstand Brandherd – Decke und Ventilationsbedingungen) über die vier Koeffizienten der Polynome eingebracht werden. Um dies zu bewerkstelligen, wurden die Koeffizienten jeweils als Funktion der oben genannten Eingangsparameter dargestellt. Anschließend wurde in die dadurch entstehenden Kurvenscharen eine Funktion eingefügt, die sich den vorhandenen Kurven möglichst gut anpasst. Beispielhaft ist in nachfolgender Abbildung die Darstellung des absoluten Gliedes d über dem Parameter „Abstand Brandherd – Decke“ zu sehen. Die Kurvenschar lässt sich am besten durch die Potenzfunktion

$$d = 710,08 \cdot H_1^{-1,0862}$$

ersetzen, so dass diese Funktion im Polynom dritten Grades als absolutes Glied verwendet werden kann. In ähnlicher Weise wurden passende Funktionen für die Koeffizienten a, b und c ermittelt.

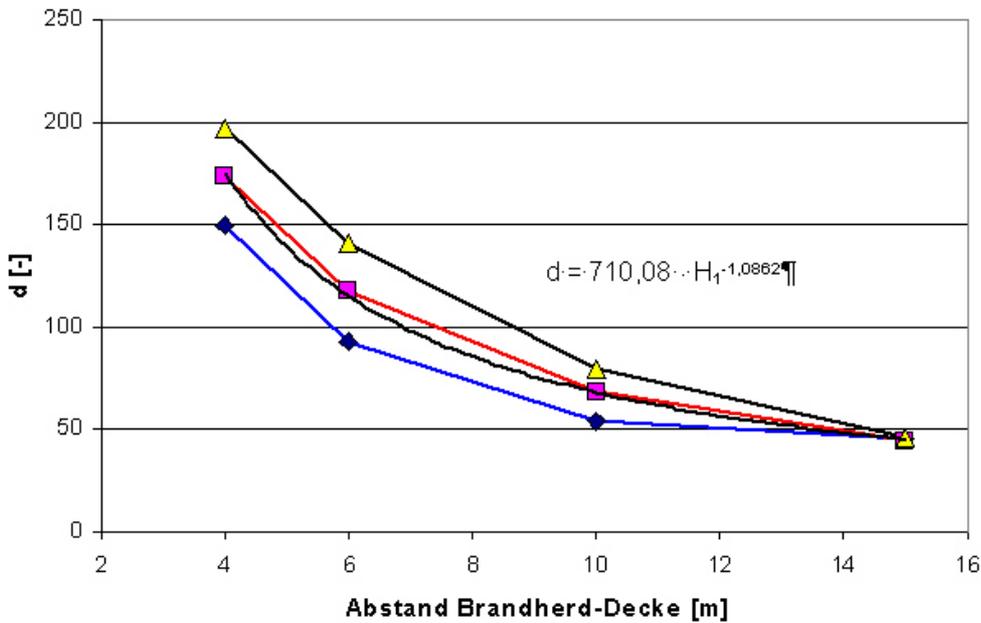


Bild 27 Ersetzen der Kurvenschar durch eine Potenzfunktion

Die Brandsimulationsrechnungen ergaben, dass sich die Temperaturentwicklung und die Mächtigkeit der Rauchgasschicht in Räumen mit einer Grundfläche zwischen 500 und 1000 m² deutlich von den Verhältnissen in größeren Räumen unterscheidet. Der gesamte Anwendungsbereich lässt sich daher nicht mit einer einzigen Gleichung abdecken. Um die Abweichungen zu den Ergebnissen der Brandsimulationsrechnungen so gering wie möglich zu halten, wurde eine separate Gleichung für Räume mit einer Grundfläche zwischen 500 und 1000 m² und eine weitere Gleichung für Räume > 1000 m² aufgestellt. Umfangreiche Parameterstudien ergaben, dass die Abweichungen der mit den Gleichungen (54) und (55) berechneten Heißgastemperatur T_H von den Ergebnissen der Brandsimulationsrechnungen maximal 10 % beträgt.

Für 500 m² ≤ A ≤ 1000 m²:

$$T_H = 0,006 e^{-0,065 \cdot H_1} Q^3 - (0,06 \ln v + 0,32) Q^2 + 34,97 e^{-0,0395 \cdot H_1} Q + 397,98 H_1^{-0,7807} \tag{54}$$

Für A > 1000 m²:

$$T_H = (-8 \cdot 10^{-8} A + 0,0029) Q^3 - (0,1 \ln v + 0,276) Q^2 + 61,311 H_1^{-0,599} Q + 710,08 H_1^{-1,0862} \tag{55}$$

mit

- T_H mittlere Heißgastemperatur [°C]
- Q Energiefreisetzungsrate [MW]
- H₁ Abstand Brandherd-Decke [m]
- v Ventilation [%]
- A Grundfläche [m²]

5.4.2 Mittlere Kaltgastemperatur T_K

Neben der mittleren Heißgastemperatur setzt die Anwendung der in Abschnitt 5.2 erläuterten Plu- memodelle auch die Kenntnis der mittleren Temperatur in der Kaltgasschicht T_K voraus. Während dieser Parameter in vielen gebräuchlichen Modellen vereinfachend auf 20° C festgelegt wird, soll

die mittlere Temperatur in der Kaltgasschicht hier in Abhängigkeit von den jeweiligen Randbedingungen berechnet werden. Dafür bestehen im Wesentlichen drei Gründe:

1. Die in Abschnitt 5.4 erwähnten Brandsimulationsrechnungen haben ergeben, dass in der näheren Umgebung des Brandbereiches je nach den Randbedingungen deutlich höhere Kaltgastemperaturen (> 40°C) auftreten können.
2. Das Plumemodell II (siehe Abschnitt 5.2.3) verwendet das Temperaturverhältnis zwischen Heiß- und Kaltgasschicht als Eingangsparameter. Nähme man für die Kaltgastemperatur an dieser Stelle pauschal 20°C an, wäre eine Verfälschung der Ergebnisse die Folge.
3. Das Plumemodell I (siehe Abschnitt 5.2.2) verwendet die Kaltgastemperatur als Umgebungstemperatur. Auch hier ist es erforderlich, T_K in Abhängigkeit der jeweiligen Randbedingungen zu berechnen.

Auf Grundlage der Brandsimulationsrechnungen wurden daher auch für die mittlere Kaltgastemperatur T_K empirische Gleichungen aufgestellt:

Für $500 \text{ m}^2 \leq A \leq 1000 \text{ m}^2$:

$$T_K = (0,0007 \ln v - 0,0004) Q^3 - (0,0312 \ln v - 0,0328) Q^2 + 7,1042 e^{-0,2784 H_1} Q + 36,165 H_1^{-0,3534} \quad (56)$$

Für $A > 1000 \text{ m}^2$:

$$T_K = (-3 \cdot 10^{-8} A + 0,0001) Q^3 - (0,0068 \ln v - 0,006) Q^2 + 2,0187 e^{-0,1889 H_1} Q + 21,121 e^{-0,0034 H_1} \quad (57)$$

5.4.3 Grenzflächenhöhe $z_{i,1}$

Im Rahmen der oben beschriebenen Brandsimulationsrechnungen wurde neben der mittleren Heiß- und Kaltgastemperatur auch die „Grenzflächenhöhe $z_{i,1}$ “ (siehe Bild 21) ermittelt. Auf Grundlage der Ergebnisse wurden empirische Gleichungen erstellt, mit denen dieser Wert konservativ abgeschätzt werden kann, wodurch eine Aussage ermöglicht wird, ob sich das zu bemessende Bauteil (z. B. eine Stütze in halber Höhe) in der Heißgasschicht befindet. Dementsprechend wird dann das passende Plumemodell ausgewählt.

Für $500 \text{ m}^2 \leq A \leq 1000 \text{ m}^2$:

$$z_{i,1} = (10^{-5} \ln v - 3 \cdot 10^{-7}) Q^3 + 0,0018 e^{0,0982 v} Q^2 + (0,043 \ln H_1 - 0,21) Q + 3,528 e^{0,008 H_1} \quad (58)$$

Für $A > 1000 \text{ m}^2$:

$$z_{i,1} = (10^{-8} A - 3 \cdot 10^{-5}) Q^3 + (0,001 \ln H_1 - 0,0007) Q^2 + (0,036 \ln v - 0,09) Q + 2,255 H_1^{0,427} \quad (59)$$

$$0 \leq z_{i,1} \leq H_1$$

mit

$z_{i,1}$	Grenzflächenhöhe [m]
Q	Energiefreisetzungsrate [MW]
H_1	Abstand Brandherd-Decke [m]
v	Ventilation [%]
A	Hallengrundfläche [m ²]

5.5 Modelle für die Auslegung von Entrauchungsmaßnahmen

5.5.1 Allgemeines

In Anbetracht der Tatsache, dass die Mehrzahl der Brandtoten infolge Rauch ums Leben kommt, sollen neben den Modellen für die Berechnung der Temperaturentwicklung zusätzlich ingenieurmäßige Ansätze für die Auslegung von Entrauchungsmaßnahmen vorgestellt werden, wobei die Anwendung bei Räumen $\geq 500 \text{ m}^2$, wie sie im Industriebau üblich sind, im Vordergrund stehen soll. Literaturstudien und Vergleichsrechnungen haben ergeben, dass der Ansatz für den Plumemas- senstrom nach Heskestad [33] für diesen Fall am geeignetsten ist.

$$\dot{m}_{\text{PL}} = 0,071 \cdot Q_c^{1/3} \cdot (z - z_0)^{5/3} \cdot \left(1 + 0,026 \cdot Q_c^{2/3} \cdot (z - z_0)^{-5/3}\right) \quad (60)$$

$$z_0 = 0,083 \cdot Q^{2/5} - 1,02 \cdot d \quad (61)$$

$$d = 2 \cdot \sqrt{\frac{A_{\text{brand}}}{\pi}} \quad (62)$$

mit

Q_c konvektiver Anteil der Energiefreisetzungsrate $Q_c \approx 0,7 \cdot Q$ [kW]

z Höhe über dem Brandherd [m]

A_{Brand} Brandfläche [m²]

d Brandherddurchmesser [m]

In Abschnitt 5.5.2 wird ein modifizierter Ansatz für den Plumemassenstrom beschrieben, der die Heskestad-Gleichungen als Grundlage verwendet.

Die Einhaltung von Schutzzielkriterien bezüglich der Personensicherheit im Brandfall (kritische Gaskonzentrationen, Sichtweite) kann mit diesem Ansatz jedoch nicht überprüft werden. Hierfür eignen sich CFD-Modelle, auf deren Anwendung in Abschnitt 5.5.3 eingegangen wird.

5.5.2 Modifizierter Ansatz für den Plumemassenstrom

Das Plumemodell nach Heskestad (Gl. (60) bis (62)) bildet die Grundlage für die NFPA-Richtlinie 92B [34]. Dieses Plumemodell ist besonders für größere Räume und Atrien geeignet bzw. für den Fall, dass Brände im Vergleich zur Raumgeometrie sehr klein sind. Daher soll es als Grundlage zur Abschätzung der erforderlichen Rauchabzugsflächen bei großen Räumen ($A \geq 500 \text{ m}^2$) dienen.

Vergleichsrechnungen mit Großbrandversuchen [31] haben jedoch ergeben, dass dieses Plume- modell bezüglich der erforderlichen Rauchabzugsöffnungen nicht durchgängig auf der sicheren Seite liegt. Ein vereinfachtes ingenieurmäßiges Verfahren sollte für den festgelegten Anwen- dungsbereich konservative Ergebnisse liefern. Um dies sicherzustellen, werden Korrekturterme eingeführt, die auf Grundlage von umfangreichen Parameterstudien mit dem Mehrraumzonenmo- dell CFAST [28] ermittelt wurden.

$$\dot{m}_{\text{PL}} = k(Q, h_R, A) \cdot \left[0,071 \cdot Q_c^{1/3} \cdot (z - z_0)^{5/3} \cdot \left(1 + 0,026 \cdot Q_c^{2/3} \cdot (z - z_0)^{-5/3}\right) \right] \quad (63)$$

Untersucht wurden dabei neben unterschiedlichen Grundflächen, Hallenhöhen und Energiefreisetz- ungsraten auch verschiedene Gebäudegeometrien (Seitenverhältnisse), um den Einfluss der Hal- lengeometrie auf die Höhe der raucharmen Schicht zu ermitteln.

Die ausführlichen Ergebnisse der CFAST-Parameterstudien und die Vorgehensweise zur Ermittlung der Korrekturtherme sollen an dieser Stelle nicht ausführlich beschrieben werden, da dies den Rahmen der Arbeit sprengen würde. Für detaillierte Informationen wird auf [35] verwiesen. Hier sollen lediglich die wesentlichen Ergebnisse dargestellt werden.

Die Funktion für den Korrekturfaktor in Gl. (63) ergibt sich wie folgt:

$$k(Q, h_R, A) = [k_a \cdot Q^3 + k_b \cdot Q^2 + k_c \cdot Q + k_d] \cdot (k_{e1} \cdot A + k_{e2}) \tag{64}$$

$$k_a = 9,3 \cdot 10^{-6} \cdot h_R^2 - 2,7 \cdot 10^{-4} \cdot h_R + 9,2 \cdot 10^{-4} \tag{65}$$

$$k_b = - 2,2 \cdot 10^{-4} \cdot h_R^2 + 7,1 \cdot 10^{-3} \cdot h_R - 0,025 \tag{66}$$

$$k_c = 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot h_R^2 - 0,058 \cdot h_R + 0,234 \tag{67}$$

$$k_d = - 3,5 \cdot 10^{-3} \cdot h_R^3 + 0,094 \cdot h_R^2 - 0,5 \cdot h_R + 1,75 \tag{68}$$

$$k_{e1} = 3,9 \cdot 10^{-8} \cdot h_R^4 - 1,6 \cdot 10^{-6} \cdot h_R^3 + 2,3 \cdot 10^{-5} \cdot h_R^2 - 1,5 \cdot 10^{-4} \cdot h_R + 6,9 \cdot 10^{-4} \tag{69}$$

$$k_{e2} = - 2,5 \cdot 10^{-5} \cdot h_R^6 + 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot h_R^5 - 0,023 \cdot h_R^4 + 0,224 \cdot h_R^3 - 1,19 \cdot h_R^2 + 3,24 \cdot h_R - 2,9 \tag{70}$$

mit

Q Energiefreisetzungsrate [MW]

h_R Raumhöhe [m]

A Raumgrundfläche [m²]

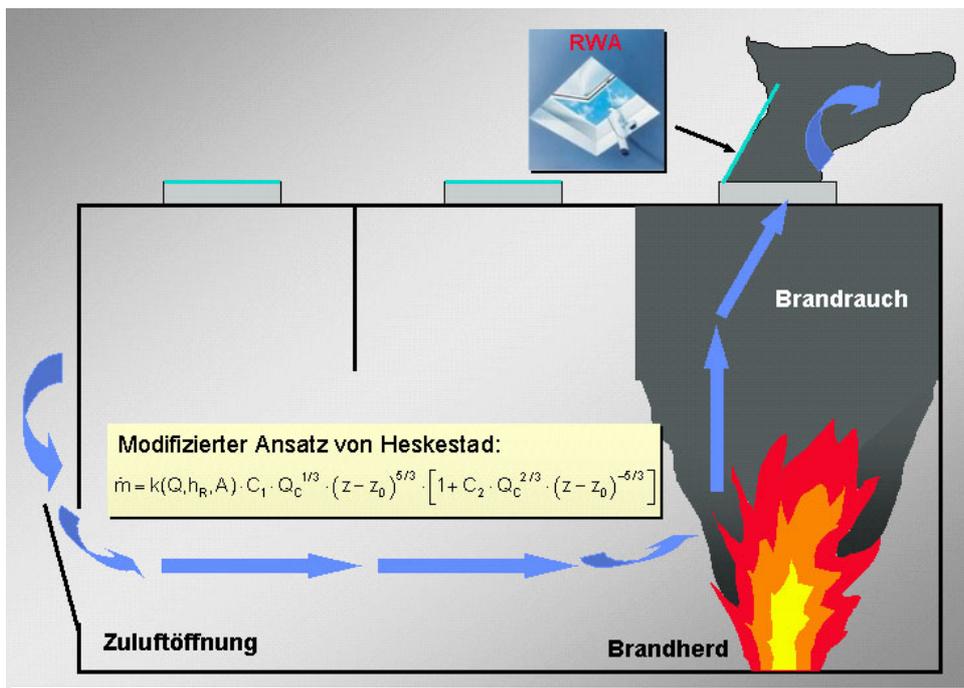


Bild 28 Überschlägige Abschätzung der notwendigen Rauchabzüge auf Basis eines modifizierten Ansatzes für den Plumemassenstrom nach Heskestad

Die Öffnungsflächen werden unter Verwendung des modifizierten Plumemodells nach Gl. (63) bis Gl. (70) auf Grundlage der Kontinuitätsgleichung ermittelt.

Der Energieinhalt der aufwärtsströmenden Rauchgase ergibt sich zu

$$Q_{PL} = \dot{m}_{PL} \cdot c_{pH} \cdot (T_H - T_K) \tag{71}$$

mit

- Q_{PL} Energiefreisetzungsrate im Plume [kW]
- \dot{m}_{PL} Massenstrom nach Gl. (63) [kg/s]
- c_{PH} spezifische Wärmekapazität in der Heißgasschicht [kJ/kgK]
- T_H mittlere Heißgastemperatur nach Gl. (54) und (55) [K]
- T_K mittlere Kaltgastemperatur nach Gl. (56) und (57) [K]

Die Temperatur der Heiß- und Kaltgasschicht kann mit Hilfe der in Abschnitt 5.4 angegebenen empirischen Gleichungen abgeschätzt werden. Damit ist der Massenstrom der sich unter der Decke sammelnden Heißgase und deren Temperatur bekannt. Die Dicke der Heißgasschicht y_L kann als konstant angenommen werden, wenn vereinfacht vorausgesetzt wird, dass sich unterhalb der Decke ein stationärer Zustand einstellt. Der aus den Dachöffnungen abgeleitete Massenstrom steht in diesem Fall mit dem eintretenden Plumemassenstrom im Gleichgewicht.

$$\dot{m}_{PL} = \dot{m}_{Dach} \tag{72}$$

mit

- \dot{m}_{Dach} Massenstrom aus den Dachöffnungen [kg/s]

Die Dicke der Heißgasschicht y_L wird vorgegeben. Sie ergibt sich aus der Forderung, dass rauchgasarme Bereiche für die Flucht und Rettung von Personen und die Löscharbeiten der Feuerwehr vorhanden sein müssen.

Dieses Schutzziel ist im allgemeinen erreicht, wenn eine raucharme Schicht von mindestens 2 m vorhanden ist. Im Einzelfall müssen die baulichen Gegebenheiten der Flucht- und Rettungswege überprüft werden, die gegebenenfalls zu einer Erhöhung der erforderlichen rauchgasarmen Schicht führen können. In DIN 18232 [36] wird als angestrebte Dicke die halbe Hallenhöhe angegeben, mindestens jedoch 2 m. In der Muster-Industriebaurichtlinie [2] dagegen wird eine raucharme Schicht von mindestens 2,5 m über der Höhe des Fußbodens gefordert [37].

Durch die Dicke der Heißgasschicht y_L wird die Abströmgeschwindigkeit über die Dachöffnungen beeinflusst. Die Austrittsgeschwindigkeit berechnet sich nach [98] näherungsweise zu:

$$v_{Dach} = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p_{ab}}{\rho_H}} \tag{73}$$

mit

- v_{Dach} Austrittsgeschwindigkeit des Brandrauchs im Dachbereich [m/s]
- Δp_{ab} Druckdifferenz zur Umgebung an den horizontalen natürlichen Rauchabzugsöffnungen im Dachbereich [Pa]
- ρ_H Gasdichte in der Heißgasschicht [kg/m³]

Nach dem idealen Gasgesetz gilt:

$$\rho_{Dach} \approx \rho_H = \frac{\rho_K \cdot T_K}{T_H} \tag{74}$$

mit

ρ_{Dach} Dichte der ausströmenden Rauchgase im Dachbereich [kg/m³]

Der aus den Dachöffnungen entweichende Massenstrom berechnet sich nach

$$m_{\text{Dach}} = \mu_{\text{Dach}} \cdot A_{\text{Dach}} \cdot \rho_{\text{Dach}} \cdot v_{\text{Dach}} \quad (75)$$

mit

\dot{m}_{Dach} Massenstrom aus den Dachöffnungen [kg/s]

μ_{Dach} Kontraktionskoeffizient zur Erfassung des aerodynamischen Flächenanteils einer geometrischen Öffnungsfläche ($\approx 0,76$) [-]

A_{Dach} geometrische Öffnungsfläche im Dach [m²]

Setzt man (72) und (73) in (75) ein und löst nach A_{Dach} auf, erhält man eine vereinfachte Gleichung zur Abschätzung der für eine bestimmte rauchgarme Schichtdicke erforderlichen geometrischen Öffnungsfläche im Dach in Abhängigkeit des Plumemassenstromes, der Temperaturen in der Heiß- und Kaltgasschicht und der geforderten Dicke der raucharmen Schicht.

$$A_{\text{Dach}} = \frac{k(Q, h, A) \cdot \left[0,071 \cdot Q_c^{1/3} \cdot (z - z_0)^{5/3} \cdot \left(1 + 0,026 \cdot Q_c^{2/3} \cdot (z - z_0)^{-5/3} \right) \right]}{\mu_{\text{Dach}} \cdot \frac{\rho_K \cdot T_K}{T_H} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p_{\text{ab}}}{\rho_H}}} \quad (76)$$

Die benötigte Zuluftöffnungsfläche A_v ergibt sich aus der in [36] formulierten Forderung, dass die 1,5fache Fläche der Abluftöffnungen vorzusehen ist, wenn die Rauchabzüge nicht automatisch offenbar sind. Falls dies der Fall ist, genügt ein Verhältnis 1:1.

$$A_v = 1,5 \cdot A_{\text{Dach}} \quad (77)$$

Ein Auszug der Parameterstudien bezüglich der für eine raucharme Schicht von 2,5 m Höhe erforderlichen Rauchabzugsflächen, die nach Gl. (76) ermittelt wurden, befindet sich in Anhang A. Als Vergleich wurden jeweils die Öffnungsflächen eingetragen, die bei gleichen Randbedingungen mit dem Mehrraumzonenmodell CFAST errechnet wurden. Die Abweichungen liegen im Regelfall in vertretbaren Grenzen.

Der modifizierte Ansatz für den Plumemassenstrom nach Heskestad dient zur konservativen Abschätzung der Größe der erforderlichen Abzugsöffnungen innerhalb der oben beschriebenen Randbedingungen und Grenzen und setzt dabei eine ausreichende Zuluftversorgung voraus (Verhältnis Zuluft/Abluft mindestens 1:1).

5.5.3 Berechnung lokaler Gaskonzentrationen mit Feldmodellen

Zur Berücksichtigung besonderer baulicher Gegebenheiten und vor allem zur Beantwortung der Frage nach lokalen Rauch- und Gaskonzentrationen ist ein Nachweis mit Hilfe eines Wärmebilanzmodells erforderlich. Im Rahmen dieser Arbeit wird das Feldmodell FDS vom National Institute of Standards and Technology (NIST) [29] verwendet. Es handelt sich dabei um ein Computational Fluid Dynamics (CFD-) Programm, welches neben den für Feldmodelle üblichen Navier-Stokes-Gleichungen zusätzlich noch eine Energieerhaltungsgleichung für die Bestimmung des Temperaturfeldes sowie Gleichungen für die Beschreibung der Turbulenzen beinhaltet. Details über das verwendete CFD-Modell können [29] und [38] entnommen werden.

Bei Verwendung von Plumemodellen werden die für eine raucharme Schicht bestimmter Höhe erforderlichen Ventilationsöffnungen unabhängig vom zeitlichen Verlauf des Brandes allein für den maximal auftretenden Massenstrom berechnet. Bei der Wärmebilanzmodellrechnung dagegen wird das gesamte Brandszenario in Form des zeitlichen Verlaufes der Energiefreisetzungsrate betrachtet. Insbesondere können bei der CFD-Modellberechnung Brandlasten mit unterschiedlichem Rauchgaspotential berücksichtigt werden.

Anders als bei Zonenmodellen wird mit Feldmodellen keine Rauchgasschichtdicke berechnet. Deren Lage lässt sich jedoch durch die Bestimmung von Temperaturprofilen und Rauchgaskonzentrationen über die Höhe überschlägig abschätzen. Der Nachweis einer ausreichend hohen raucharmen Schicht erfolgt durch das Heranziehen von quantitativen Schutzzielkriterien für den Personenschutz. Nach [39] sind in der raucharmen Schicht bei einer Expositionszeit von 15 Minuten die folgenden Grenzwerte einzuhalten:

- CO-Konzentration ≤ 200 ppm
- CO₂-Konzentration ≤ 2 Vol.-%
- Sauerstoffgehalt ≥ 15 Vol.-%
- Sichtweite ≥ 15 m

Die Gaskonzentrationen sowie die Sichtweite können in beliebigen Höhenlagen in Abhängigkeit der Zeit berechnet werden, um die Einhaltung der aufgeführten Grenzwerte zu überprüfen und damit die Aufrechterhaltung einer ausreichend hohen raucharmen Schicht über die erforderliche Zeit hinaus nachzuweisen.

Beispielhaft soll dieser Ansatz anhand einer typischen Industriehalle demonstriert werden. Die Rauchabzüge werden im ersten Schritt unter Verwendung des in Abschnitt 5.5.2 vorgestellten modifizierten Plumemodelles ermittelt. Anschließend wird mit Hilfe des CFD-Modells die Einhaltung der obigen Schutzzielkriterien überprüft. Diese Vorgehensweise entspricht gleichzeitig der Validierung des Ansatzes nach Gl. (76) mittels CFD-Modellrechnung. Insbesondere soll damit überprüft werden, ob der modifizierte Ansatz nach Heskestad auch bei Annahme von Brandlasten mit größerem Rauchgaspotential konservativ ist, da letzteres beim Plumemodell nicht berücksichtigt werden kann. Als Ausgangsobjekt wird eine Halle mit quadratischem Grundriss von 40 m x 40 m angenommen. Die Höhe der Halle beträgt 10 m.

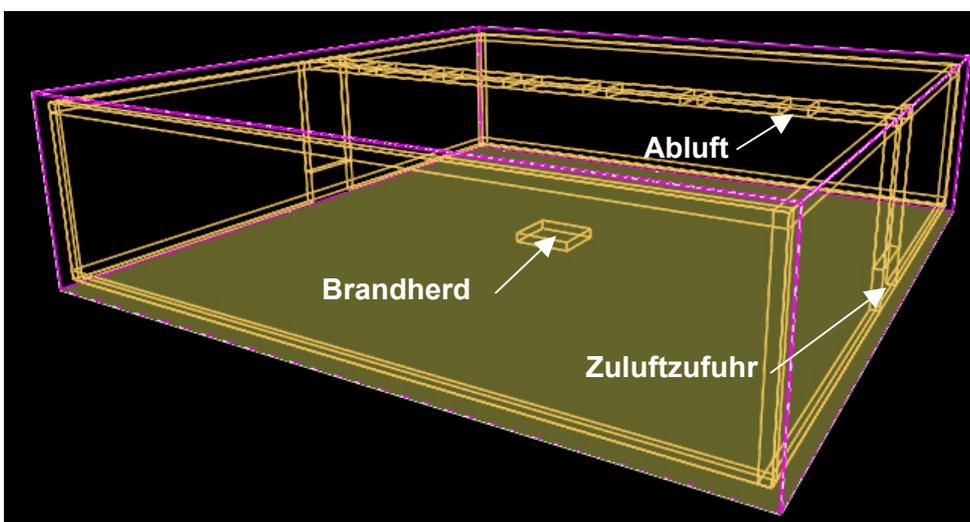


Bild 29 Darstellung der den Simulationsrechnungen zugrunde gelegten Halle

Es wird ein begrenzter Brand in Hallenmitte unter Annahme einer schnellen Brandausbreitung simuliert, wobei die maximale Energiefreisetzungsrates zwischen 1 MW und 10 MW variiert wird. Dabei werden Brandlasten mit unterschiedlichem Rauchgaspotential angenommen. Für die Zuluftöffnungen werden jeweils zwei Tore angesetzt, die insgesamt der Abluftöffnungsfläche entsprechen. Im Rahmen der FDS-Simulationen wird die Lage der Rauchabzüge in der Hallendecke variiert. Ein Auszug der umfangreichen Parametervariationen ist in Tabelle 5 zusammengefasst.

Tabelle 5 Parametervariation für die Feldmodellrechnungen

Energiefreisetzung [MW]	Brandlast	Rauchabzüge [m ²]	Hallenhöhe [m]
10	Polyurethan	6 x 2,8 m ² mittig in einer Reihe	10
10	Holz	6 x 2,8 m ² mittig in einer Reihe	10
10	Polystyrol	6 x 2,8 m ² mittig in einer Reihe	10
10	Polystyrol	6 x 2,8 m ² in zwei Reihen	10
1	Polyurethan	5 x 4,4 m ² mittig in einer Reihe	10
2,5	Polyurethan	5 x 3,7 m ² mittig in einer Reihe	10
10	Polyurethan	5 x 3,0 m ² mittig in einer Reihe	8
10	Polyurethan	5 x 3,0 m ² in einer Reihe	6

Die Ergebnisse der Parameterstudien mit dem Feldmodell FDS zeigen, dass die Grenzwerte der untersuchten Parameter (CO, CO₂, O₂, Sichtweite) lediglich im Brandnahbereich und punktuell vor allem im Eckbereich der Halle über- bzw. unterschritten werden. Bei allen Simulationen blieb ein mind. 2,5 m hoher, rauchgasarmer Fluchtkorridor über eine Zeitdauer von mind. 10 Minuten gewährleistet. Bei den im Industriebau vorhandenen Randbedingungen (kurze Fluchtwege und Personen, die sich im allgemeinen selbst retten können) kann daher davon ausgegangen werden, dass eine konservative Abschätzung der erforderlichen Rauchabzugsflächen mit dem vereinfachten Verfahren innerhalb der definierten Anwendungsgrenzen möglich ist. Der modifizierte Heskestad-Ansatz nach Gl. (76) liegt dabei durchgängig auf der sicheren Seite.

Ein Auszug der Ergebnisse der Simulationsrechnungen ist in Bild 30 dargestellt.

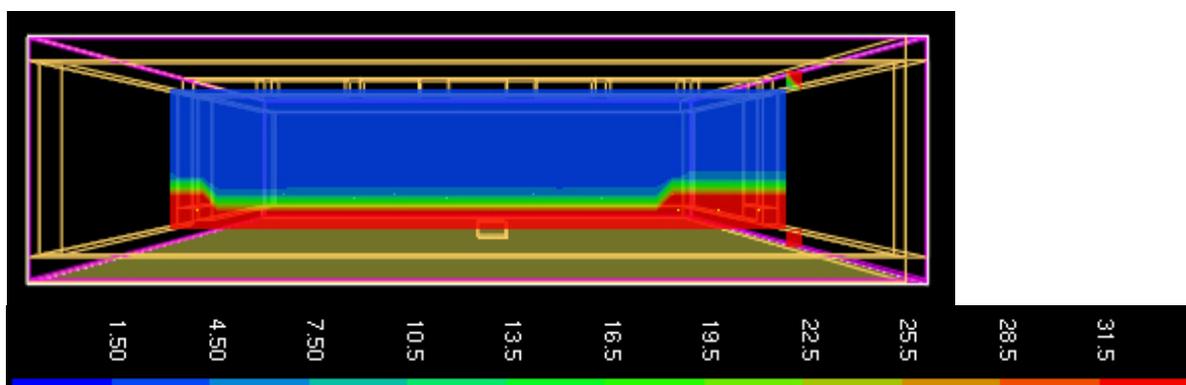


Bild 30 Berechnung der Sichtweite in einer Industriehalle mittels CFD-Simulation

Fazit:

In Abschnitt 5.5 wurden physikalische Modelle für die Auslegung von Entrauchungsmaßnahmen vorgestellt. Diese reichen von einfachen Pluemmodellen für die konservative Abschätzung der für

eine raucharme Schicht erforderlichen natürlichen Ventilationsöffnungen bis hin zu CFD-Modellen für die Berechnung von lokalen Gaskonzentrationen. Die auszugsweise dargestellten Parameterstudien wurden zunächst vereinfachend mit Nennwerten durchgeführt. In Abschnitt 9.9 wird beschrieben, wie diese Modelle in Verbindung mit dem Sicherheitskonzept eingesetzt werden können, um die beim Nachweis auftretenden Unsicherheiten zu kompensieren.

5.6 Anwendungsgrenzen der beschriebenen physikalischen Modelle

5.6.1 Analytische Ansätze für Plume und Ceiling Jet

Die analytischen Ansätze für Plume und Ceiling Jet sollten bei Grundflächen ab 500 m² angewendet werden, da sich in kleineren Räumen mit größerer Wahrscheinlichkeit ein Vollbrand entwickelt. In diesem Fall ist die mittlere Heißgastemperatur als der Bemessung zugrunde gelegte Bauteilbeanspruchung besser geeignet. Das Plumemodell II, welches die lokale Brandbeanspruchung in Form der mittleren Plumetemperatur in Gegenwart einer Heißgasschicht berechnet, verwendet eine Reihe von Eingangsparametern, die mit Hilfe von empirischen Gleichungen bestimmt werden.

- mittlere Heißgastemperatur T_H
- mittlere Kaltgastemperatur T_K
- Grenzflächenhöhe $z_{l,1}$

Diese empirischen Gleichungen verwenden wiederum die Energiefreisetzungsrate, die Zu- und Abluftöffnungsflächen, die Brandraumgrundfläche sowie den Abstand Brandherd – Decke als Eingangsparameter. Sie wurden auf Grundlage von umfangreichen Berechnungen mit einem Mehrraumzonenmodell aufgestellt und decken die folgenden Randbedingungen ab:

- Energiefreisetzungsrate: bis zu 65 MW
- Ventilationsöffnungen: bis zu 5 % der Grundfläche (es wurden gleiche Anteile der Zu- und Abluftöffnungsflächen angenommen, bei einem höheren Zuluftflächenanteil liefern die Gleichungen konservative Ergebnisse, weil in diesem Fall in Wirklichkeit ein besserer Rauch- und Wärmeabzug vorhanden ist)
- Abstand Brandherd – Decke: ab 4 m bis 20 m (bei größeren Abständen Brandherd – Decke werden konservative Ergebnisse erzielt, wenn anstatt des tatsächlichen größeren Abstandes der Wert 20 m eingesetzt wird)
- Brandraumgrundfläche: ab 500 m² bis 10000 m² (bei größeren Flächen ergeben sich nur noch geringfügige Änderungen der obigen Parameter, das Verfahren ist dann konservativ)

Die beiden anderen verwendeten Plumemodelle (I und III) sind unabhängig von den Eingangsparametern T_H und $z_{l,1}$ anwendbar, so dass die obigen Beschränkungen dort nicht gelten. Dennoch muss davor gewarnt werden, diese Modelle bei beliebig hohen Energiefreisetzungsraten einzusetzen. Da großmaßstäblichen Brandversuchen gewisse Grenzen auferlegt sind, konnten die verwendeten Modelle bisher nur bis zu einer Energiefreisetzungsrate von maximal ca. 30 MW durch Vergleich mit entsprechenden Versuchen validiert werden. Bis zu diesem Bereich werden durchweg konservative Ergebnisse erzielt.

5.6.2 Modifizierter Ansatz von Heskestad

Die in Abschnitt 5.5.2 vorgestellten Korrekturterme für das Plumemodell von Heskestad gelten ausschließlich in dem durch die Mehrraum-Zonenmodell-Parameterstudien [35] festgelegten Anwendungsbereich. Damit wird die Verwendung des modifizierten Ansatzes auf den folgenden Bereich eingeschränkt:

- Energiefreisetzungsraten von 1 MW bis 15 MW
- Grundflächen von 400 m² bis 1600 m²
- Hallenhöhen von 4 m bis 12 m

Fazit:

In den Abschnitten 4 und 5 wurden ingenieurmäßige Verfahren zur Festlegung von Brandszenarien und geeignete physikalische Modelle vorgestellt, die diese Quellterme verwenden und daher in Verbindung mit dem probabilistischen Sicherheitskonzept eingesetzt werden können. Das physikalische Modell zur Beschreibung der Brandbeanspruchung ist ein wesentlicher Bestandteil der Ermittlung von Systemversagenswahrscheinlichkeiten. Im Folgenden werden zunächst die Grundlagen und gängigen Methoden zur Berechnung von Versagenswahrscheinlichkeiten kurz vorgestellt und ihre Eignung für die vorliegende Problematik erläutert.

6 Grundlagen und Methoden zur Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit

6.1 Allgemeines

Die Methoden zur Lösung des Zuverlässigkeitsproblems werden je nach Grad ihrer Komplexität bestimmten Ebenen zugeordnet. Die einfachste Methode ist das Teilsicherheitskonzept, welches z. B. den gültigen Normen des konstruktiven Ingenieurbaus zugrunde liegt. Die Teilsicherheitsbeiwerte werden durch Kalibrierung mit probabilistischen Näherungsverfahren oder exakten Verfahren hergeleitet. Der Nachweis erfolgt auf Basis von deterministischen Eingangsgrößen, deswegen spricht man von der semi-probabilistischen Ebene.

Die probabilistischen Näherungsverfahren bilden die 2. Ebene. Im Rahmen der Zuverlässigkeitstheorie 1. und 2. Ordnung können beliebige statistische Verteilungen berücksichtigt werden, die Grenzzustandsfunktion wird jedoch durch eine Hyperfläche 1. bzw. 2. Ordnung angenähert, daher ergibt sich stets eine Näherungslösung, die allerdings in der Regel ausreichend genaue Ergebnisse liefert.

Die Ebene 3 enthält die probabilistisch exakten Verfahren, d. h. es werden keine Näherungen im stochastischen Modell und bei der Beschreibung der Grenzzustandsfunktion vorgenommen. Hierzu gehören die numerische Integration und die stochastischen Simulationsverfahren (Monte-Carlo-Simulation, stochastische FEM).

In den folgenden Abschnitten werden wichtige Begrifflichkeiten eingeführt und die Verfahren werden in den Grundzügen kurz erläutert. Dabei wird der Schwerpunkt auf die Verfahren FORM und SORM der 2. Ebene gelegt, da sie in dieser Arbeit zur Herleitung von Sicherheitselementen verwendet werden.

Tabelle 6 Methoden zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit

Ebene	Bezeichnung	Methode	statistische Verteilung	Grenzzustandsfunktion
1	semi-probabilistisch	aus Kalibrierung mit Ebene 2 oder 3	nicht verwendet	in der Regel lineare Funktionen
2	probabilistische Näherungsverfahren	FOSM	nur Normalverteilung	lineare Approximation
		Zuverlässigkeitstheorie 1. und 2. Ordnung (FORM/SORM)	beliebige Verteilungen	lineare/quadratische Approximation
3	probabilistisch „exakte“ Verfahren	numerische Integration, stochastische Simulation	beliebige Verteilungen	beliebige Funktionen

6.2 Zufallsvariablen und Verteilungsfunktionen

Eine Zuverlässigkeitsanalyse setzt die Verbindung eines physikalischen Modells zur Beschreibung des Brandszenarios mit den stochastischen Eigenschaften der im physikalischen Modell vorkommenden Zufallsvariablen voraus.

Zufallsvariablen sind Größen des physikalischen Modells, die zufällig einen der Werte der Merkmalsausprägung in einem vordefinierten Intervall annehmen können. Sie werden durch ihre Wahrscheinlichkeitsverteilung charakterisiert.

Allgemein wird unter einer Zufallsvariable eine Funktion verstanden, die jedem Elementarereignis $\omega \in \Omega$ eine reelle Zahl $X(\omega)$ zuordnet:

$$X: \omega \rightarrow X(\omega) \in \mathbb{R} \tag{78}$$

Das Ereignis ω wird durch den Zufall bestimmt. Diesem Elementarereignis wird dann durch die Funktion X ein reeller Zahlenwert zugeordnet.

Zu jeder Zufallsvariable gehört eine Grundgesamtheit Ω , die alle zugehörigen Elemente (Werte) umfasst und die eine sachliche, räumlich und ggf. zeitliche Abgrenzung darstellt. Die Grundgesamtheit besteht aus allen möglichen Realisierungen der Zufallsvariable.

In dieser Arbeit werden ausschließlich stetige Zufallsvariable betrachtet, die durch ihre Verteilungsfunktion eindeutig charakterisiert sind. Zufallsvariablen werden mit einem Großbuchstaben bezeichnet, ihre Realisierungen mit einem Kleinbuchstaben und einem Index i für die i -te Realisierung.

Eine Verteilungsfunktion F_x gibt die Wahrscheinlichkeit an, dass die Zufallsvariable X einen bestimmten Wert x nicht überschreitet.

$$F_x = F(x) = P(X < x) = \int_{-\infty}^x f(x) dx \tag{79}$$

Die Verteilungsdichte f_x ist die erste Ableitung der Verteilungsfunktion F_x :

$$f_x = f(x) = \frac{dF(x)}{dx} \tag{80}$$

Aus den Axiomen der Wahrscheinlichkeitstheorie lassen sich die folgenden Bedingungen für die Verteilungsfunktion F_x und die Verteilungsdichte f_x ableiten:

$$1. \quad f_x \geq 0 \quad (81)$$

$$2. \quad \int_{-\infty}^{+\infty} f(x) dx = 1 \quad (82)$$

$$3. \quad \lim_{x \rightarrow -\infty} F(x) = 0 \quad \text{und} \quad \lim_{x \rightarrow +\infty} F(x) = 1 \quad (83)$$

$$4. \quad F(x) \text{ ist monoton steigend} \quad (84)$$

Für die Systemzuverlässigkeitsanalysen (siehe Kapitel 9) werden die ersten beiden statistischen Momente, Mittelwert m und Varianz σ^2 , verwendet.

$$m = E[x] = \int_{-\infty}^{+\infty} x \cdot f(x) dx \quad (85)$$

$$\sigma^2 = E[(X - m)^2] = \int_{-\infty}^{+\infty} (x - m)^2 f(x) dx = \int_{-\infty}^{+\infty} x^2 \cdot f(x) dx - m^2 = E[X^2] - E[x]^2 \quad (86)$$

Anstelle der Varianz wird bei der Definition des stochastischen Modells in der Regel die Standardabweichung σ oder die auf den Mittelwert bezogene Standardabweichung, der dimensionslose Variationskoeffizient V , benutzt.

$$\sigma = \sqrt{\sigma^2} \quad (87)$$

$$V = \frac{\sigma}{m} \quad (88)$$

Weiterhin werden im Rahmen dieser Arbeit charakteristische Werte von Zufallsvariablen, sogenannte Quantile, benötigt, die mit einer sehr geringen Wahrscheinlichkeit unterschritten (z. B. Bauteilwiderstand) oder überschritten (z. B. Brandlasten) werden.

In allgemeiner Schreibweise wird als Quantilwert (p -Quantil) derjenige Wert x_p bezeichnet, der mit der Wahrscheinlichkeit p unterschritten oder höchstens erreicht wird und der mit der Wahrscheinlichkeit $1 - p$ überschritten wird.

$$P(X < x_p) = F(x_p) = p \quad (89)$$

$$x_p = F_x^{-1}(p) = m + k \cdot \sigma = m \cdot (1 + k \cdot v) \quad (90)$$

mit

k vom Verteilungstyp abhängiger Faktor, der angibt, um welches Vielfaches der Standardabweichung sich der Quantilwert vom Mittelwert entfernt befindet

Die Streuungen der Basisvariablen können mit einer statistischen Verteilungsfunktion beschrieben werden. Für die überwiegende Zahl der in dieser Arbeit verwendeten Zufallsvariablen bietet sich eine Gauß-Normalverteilung an, die sehr viele Sachverhalte aus Natur und Technik mit guter Näherung wiedergibt. Sie ist beidseitig unbegrenzt, symmetrisch zum Mittelwert und wird durch die Parameter Mittelwert m und Standardabweichung σ vollständig beschrieben. Die Verteilungsdichte der Normalverteilung – ihrer Form wegen auch Glockenkurve genannt – ist:

$$f(x) = \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot e^{\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{x-m}{\sigma} \right)^2 \right]} \quad (91)$$

Die Verteilungsfunktion ist gegeben durch:

$$F(x) = \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^x e^{\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{x-m}{\sigma}\right)^2\right]} dx \tag{92}$$

Eine geschlossene Lösung für das Integral in Gl. (92) kann nicht angegeben werden. Darum werden die Werte der standardisierten Normalverteilung in Tabellenform angegeben. Die standardisierte Form einer beliebig verteilten Zufallsvariable ist in allgemeiner Form definiert als:

$$Y = \frac{X - m}{\sigma} \tag{93}$$

Die Verteilungsdichte $\phi(z)$ und die Verteilungsfunktion $\Phi(z)$ der standardisierten Normalverteilung besitzen den Mittelwert 0 und die Standardabweichung 1.

$$\phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{\left(-\frac{z^2}{2}\right)} \tag{94}$$

$$\Phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z e^{\left(-\frac{z^2}{2}\right)} dz \tag{95}$$

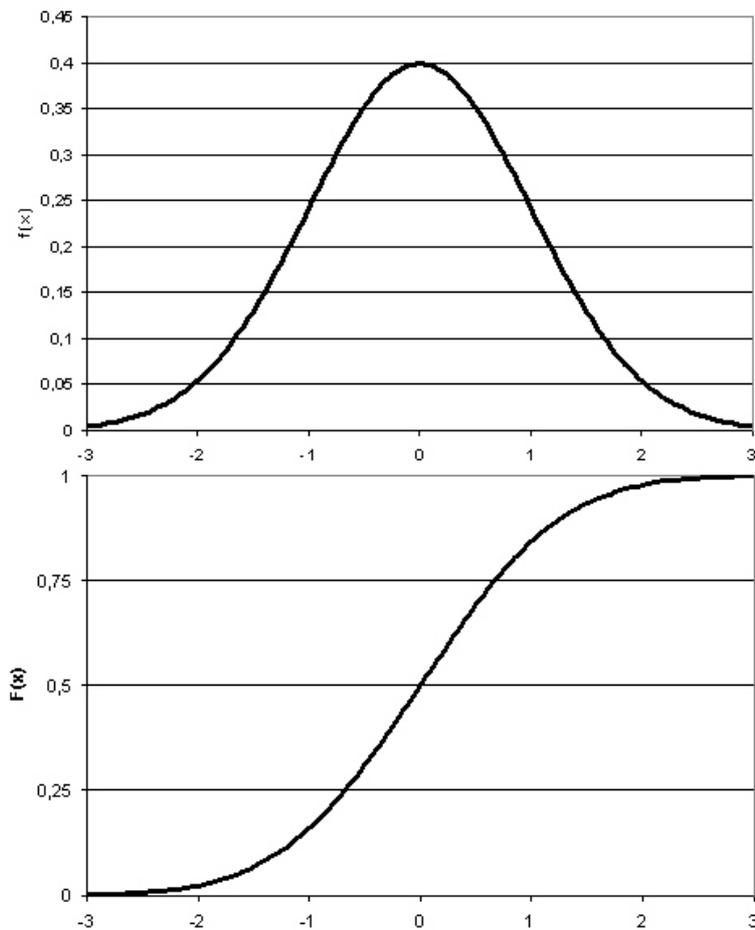


Bild 31 Verteilungsdichte und Verteilungsfunktion der standardisierten Normalverteilung

Als weitere wichtige Verteilungsfunktion, die im stochastischen Modell der Zufallsvariablen verwendet wird, soll an dieser Stelle auf die Logarithmische Normalverteilung eingegangen werden.

Eine Zufallsvariable X ist lognormalverteilt, wenn $Y = \ln(x)$ normalverteilt ist. Logarithmisch normalverteilte Zufallsvariablen sind nur für positive Werte definiert und eignen sich damit u. a. für Modellgrößen, für die negative Realisierungen physikalisch keinen Sinn machen, z. B. für Festigkeiten. Ihre Verteilungsdichte lautet:

$$f(x) = \frac{1}{\zeta \cdot x \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot e^{\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln x - \lambda}{\zeta}\right)^2\right]} = \frac{1}{\zeta \cdot x} \cdot \phi\left(\frac{\ln x - \lambda}{\zeta}\right) \tag{96}$$

Die Verteilungsfunktion ergibt sich zu:

$$F(x) = \int_{-\infty}^x \frac{1}{\zeta \cdot x \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot e^{\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln x - \lambda}{\zeta}\right)^2\right]} dx = \Phi\left(\frac{\ln x - \lambda}{\zeta}\right) \tag{97}$$

Im Gegensatz zur Normalverteilung ist die Lognormalverteilung nicht symmetrisch zu ihrem Erwartungswert und besitzt eine Schiefe. Sie hat zwei Parameter λ und ζ , die unter Verwendung der ersten beiden statistischen Momente m und σ^2 wie folgt definiert werden:

$$\lambda = E[\ln x] = m_{\ln x} = \ln m - \frac{1}{2} \sigma_{\ln x}^2 \quad \zeta^2 = E[(\ln x - \lambda)^2] \sigma_{\ln x}^2 = \ln(1 + v^2) \tag{98}$$

Umgekehrt ergibt sich der Mittelwert m und die Varianz σ^2 der Lognormalverteilung aus den Parametern λ und ζ zu:

$$m = E[X] = e\left(\lambda + \frac{\zeta^2}{2}\right) \quad \sigma^2 = E[(X - m)^2] = m^2 \left[e^{\zeta^2} - 1\right] \tag{99}$$

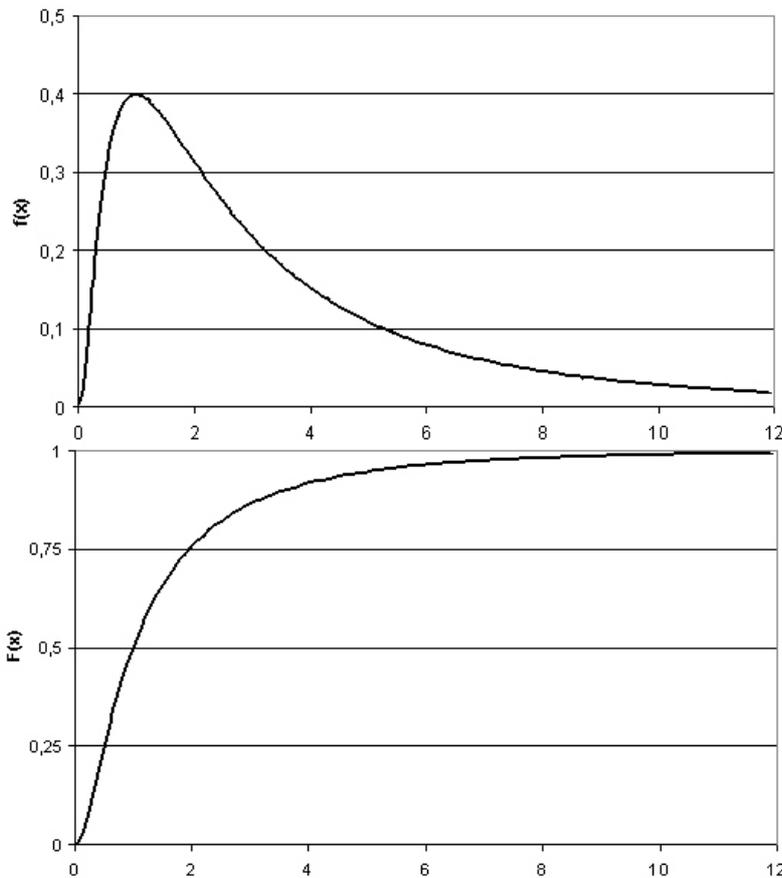


Bild 32 Verteilungsdichte und Verteilungsfunktion der logarithmischen Normalverteilung

Auf weitere statistische Verteilungen soll an dieser Stelle nicht eingegangen werden, hier wird auf die einschlägige Literatur verwiesen [40].

6.3 Das R – S – Modell

Die Frage, in welchem Zustand sich ein Tragwerk befindet oder ob sich eine Gaskonzentration im zulässigen Bereich bewegt, wird durch die Auswertung der problemspezifischen Grenzzustandsgleichung beantwortet.

Sicherheit ist gegeben, wenn der Widerstand R in Gl. (1) größer als die Einwirkungsgröße S ist ($Z > 0$). Versagen tritt demnach ein, wenn $Z \leq 0$ ist. Die Grenze zwischen dem sicheren und dem Versagensbereich wird durch die Grenzzustandsfunktion gebildet. Für die Zuverlässigkeitsanalyse interessiert die Verteilungsfunktion des Sicherheitsabstands Z. Man erhält sie durch Faltung der Zufallsvariablen R und S.

$$F_z(z) = P(R - S < z) = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{z+s} f_{RS}(r, s) dr ds = \int_{-\infty}^{+\infty} f_s(s) F_R(z + s) ds \tag{100}$$

Die gesuchte Versagenswahrscheinlichkeit ergibt sich dann zu:

$$p = P(R - S < 0) = \int_{-\infty}^{+\infty} f_s(s) \cdot F_R(s) ds \tag{101}$$

mit

$f_s(s)$ Verteilungsdichte von S bei s

$F_R(s)$ Verteilungsfunktion von R bei s

Die Versagenswahrscheinlichkeit p entspricht dem Produkt der Wahrscheinlichkeiten, dass die Beanspruchung S einen bestimmten Wert s annimmt $f_s(s)ds$ und gleichzeitig die Beanspruchbarkeit R kleiner oder gleich diesem Wert s ist $F_R(s)$, mit Summation über den gesamten Wertebereich. Sie kann nach Bild 33 graphisch interpretiert werden.

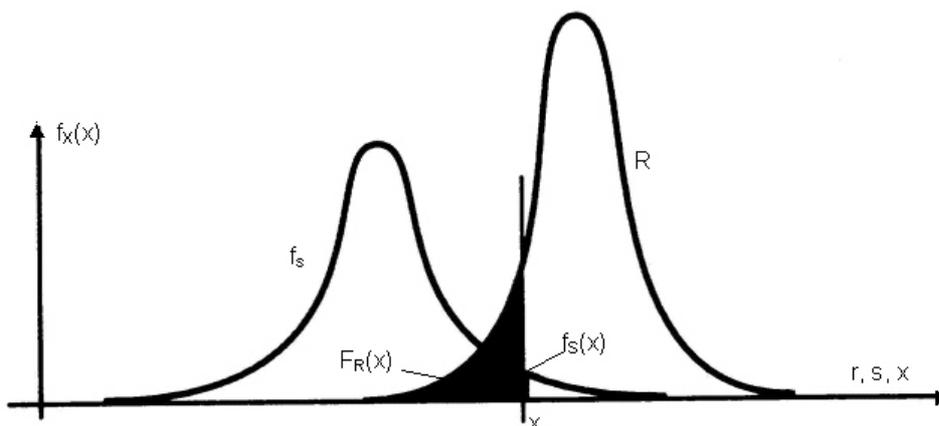


Bild 33 Graphische Interpretation der Versagenswahrscheinlichkeit nach [41]

Für jede Realisation des Systemwiderstandes R wird somit die zugehörige Fläche unter f_s integriert.

Bild 34 zeigt die zweidimensionale Verteilungsdichte der Merkmale R und S. Linien gleicher Auftretenswahrscheinlichkeit von R und S bilden einen „Wahrscheinlichkeitshügel“ Für $R \leq S$ tritt Versa-

gen ein. Anschaulich ist p das Volumenintegral des durch die Versagensgerade abgetrennten Wahrscheinlichkeitshügels.

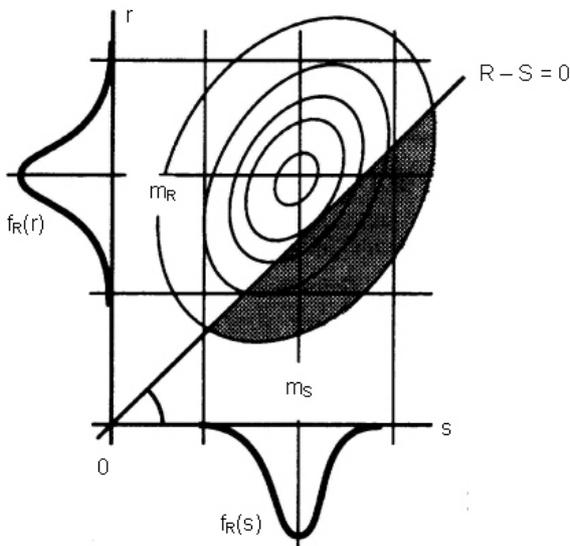


Bild 34 Zweidimensionale Verteilungsdichte nach [41]

Im Allgemeinen sind der Widerstand R und die Einwirkung S wiederum Funktionen von Zufallsvariablen. Der Bauteilwiderstand R ist in der Regel eine Funktion der Materialeigenschaften und geometrischer Größen, während die Einwirkung S z. B. von der Brandlastart- und Menge abhängt. Darüber hinaus gibt es Fälle, in denen eine eindeutige Aufteilung in R - bzw. S -Variablen nicht möglich ist. Aus diesen Gründen ist eine allgemein gültige Formulierung des Zuverlässigkeitsproblems notwendig. Dazu werden die n problemrelevanten Zufallsvariablen in einem n -dimensionalen Zufallsvektor \vec{X} zusammengefasst. Hierbei seien die einzelnen Zufallsvariablen X_i beliebig statistisch verteilt und stochastisch voneinander abhängig.

Ist der Sicherheitsabstand Z durch die Funktion $g(\vec{X})$ gegeben, dann erhält man die Verteilung von Z in der Verfahrensweise nach Gl. (100) durch Faltung der Variablen X_i :

$$F_z = P(Z < z) = P[g(\vec{X}) < z] = \int_{g(\vec{X}) < z} f_{\vec{x}}(\vec{x}) d\vec{x} \tag{102}$$

Die Versagenswahrscheinlichkeit ergibt sich entsprechend zu:

$$p = P[g(\vec{X}) < 0] = F_z(z = 0) = \int_{g(\vec{X}) < 0} f_{\vec{x}}(\vec{x}) d\vec{x} \tag{103}$$

Die Grenzzustandsfunktion $g(\vec{X})$ kann im n -dimensionalen Hyperraum eine nichtlineare, nicht differenzierbare Funktion sein. Eine direkte Berechnung des Faltungsintegrals in Gl. (103) ist relativ kompliziert, daher werden in den nachfolgenden Abschnitten verschiedene Möglichkeiten zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit für den allgemeinen Fall vorgestellt.

6.4 Numerische Integration

Das Faltungsintegral nach Gl. (103) kann in der Regel nicht analytisch gelöst werden. Bei einer geringen Anzahl von Zufallsvariablen bildet die numerische Integration als Verfahren der Ebene 3 ein effizientes Lösungsverfahren. Zu den einfachsten Formen dieser Methoden gehören die Simpson-Regel und die Trapezregel.

Im Bereich der Zuverlässigkeitsanalyse von Bauwerken werden im Falle der numerischen Integration als Lösungsverfahren in der Regel leistungsfähigere Algorithmen, wie z. B. die Gauß-Hermite-Quadraturformel [42] verwendet. Mit zunehmender Anzahl der Basisvariablen steigt jedoch auch bei diesem Integrationsverfahren der Rechenaufwand erheblich an. Zusammenfassend ist daher zu sagen, dass sich die numerische Integration nur im Falle einer geringen Anzahl von Basisvariablen (Dimension $n \leq 5$) als Lösungsverfahren eignet. Für die vorliegende Problematik mit ca. 50 Basisvariablen kann diese Methode als gänzlich ungeeignet angesehen werden.

6.5 Monte-Carlo-Simulation

Bei der Monte-Carlo-Simulation handelt es sich um ein stochastisches Simulationsverfahren der Ebene 3 zur Lösung des Faltungsintegrals nach Gl. (103). Die Grenzzustandsfunktion darf dabei prinzipiell jede Form annehmen und die statistischen Informationen der Basisvariablen gehen uneingeschränkt in die Berechnung ein.

Mit einem Zufallsgenerator werden rechteckverteilte Zufallszahlen X_u zwischen 0 und 1 generiert. Diese Rechteckverteilung wird in eine gewünschte Verteilung mit den verwendeten Verteilungsparametern transformiert. So wird z. B. eine normalverteilte Variable X_n mit den Parametern m (Mittelwert) und σ (Standardabweichung) mittels der Transformation

$$X_n(m, \sigma) = \sigma \cdot \frac{\left[\sum_{i=1}^N X_u \right] - \frac{N}{2}}{\sqrt{\frac{N}{12}}} + m \tag{104}$$

erreicht. Hierin entspricht N der Anzahl der benötigten Realisationen aus der Rechteckverteilung, um eine ausreichend genaue Normalverteilung zu erhalten. Auf diese Weise können für die Einflussvariablen sowohl auf der Widerstands- als auch der Lastseite „Stichproben“ generiert werden, die einen Systemwiderstand und eine Belastung ergeben; damit wird das Vorzeichen der Grenzzustandsfunktion Z bestimmt.

Bei genügend großer Anzahl von Realisationen der Grenzzustände ergibt sich die Versagenswahrscheinlichkeit damit zu:

$$p = \frac{n_0}{n}$$

mit

n_0 Anzahl der Realisationen von Z mit $Z < 0$

n Anzahl der Realisationen von Z

Die Monte-Carlo-Simulation ermöglicht es, die genaue Grenzzustandsfunktion zu berücksichtigen. Der Nachteil dieser Methode liegt in ihrem hohen Rechen- und damit Zeitaufwand. Die Genauigkeit nimmt mit steigender Zahl von Versagensfällen zu. Je kleiner daher die Versagenswahrscheinlichkeit ist, desto mehr Realisationen müssen durchgeführt werden. Die erforderliche Anzahl N der Simulationen ist dabei unabhängig von der Dimension des Problems. Sie ergibt sich allein aus der Größe der zu erwartenden Versagenswahrscheinlichkeit und einer vorgegebenen Varianz. Beispielsweise sind bei einem Sicherheitsniveau von $p = 10^{-6}$ und einem Variationskoeffizienten von 10 % mehr als 10^8 Simulationen erforderlich. Damit ist die direkte Monte-Carlo-Simulation bei den im Bauwesen üblichen kleinen Versagenswahrscheinlichkeiten sehr zeitaufwendig. Aus diesem

Grund wurden Verfahren entwickelt, um diesen Nachteil der ansonsten sehr effizienten Methode auszugleichen.

Eine Möglichkeit besteht darin, die Ergebnisse der direkten Monte-Carlo-Methode statistisch auszuwerten, indem ausgehend von einem relativ geringen Stichprobenumfang auf eine bestimmte Verteilungsfunktion von $g(x)$ geschlossen wird. Hierfür eignen sich statistische Anpassungstests, wie z. B. der Kolmogorov-Smirnov-Test [43], wobei eine gewisse Mindeststichprobengröße erforderlich ist. Wenn die jeweilige Nullhypothese angenommen werden kann und damit eine passende Verteilung gefunden wurde, kann die Versagenswahrscheinlichkeit einfach bestimmt werden. Der Nachteil dieser Vorgehensweise liegt in der Empfindlichkeit der Ergebnisse hinsichtlich der Form der Verteilungsfunktion im Versagensbereich, da im Bauwesen in der Regel kleine Versagenswahrscheinlichkeiten und damit die Schwänze der Verteilungen (Tail Sensitivity Problem) von Interesse sind. Nach [44] kann dieses Verfahren jedoch überall dort, wo es um den qualitativen Vergleich der Zuverlässigkeit von Systemen geht und keine Quantifizierung der Versagenswahrscheinlichkeit benötigt wird, zum Einsatz kommen.

Eine Möglichkeit zur Reduzierung des Zeitaufwandes der Monte-Carlo-Simulation sind Verfahren des sogenannten Importance Sampling, also die Häufung der Realisationen im Versagensbereich. Dazu wird das Wahrscheinlichkeitsintegral nach Gl. (103) um eine Simulations-Dichtefunktion $h_Y(x)$ erweitert, die in der einschlägigen Literatur [45] auch als Importance Sampling Funktion bezeichnet wird. Die Funktion bewirkt, dass möglichst viele Stichproben der somit eingeführten Basisvariable Y in jene Bereiche fallen, die eine hohe Wahrscheinlichkeitsdichte aufweisen.

I bezeichnet wie auch bei der direkten Monte-Carlo-Methode die Indikatorfunktion, welche die Werte 0 bzw. 1 annehmen kann, je nachdem ob der Ausdruck $g(x) \leq 0$ ist oder nicht. Die Indikatorfunktion legt somit das Integrationsgebiet fest.

$$p = \int_{-\infty}^{\infty} I[g(x)] \frac{f_x(x)}{h_Y(x)} h_Y(x) dx \tag{105}$$

mit

I Indikatorfunktion zur Festlegung des Integrationsgebietes

h_Y Simulations-Dichtefunktion (Importance Sampling Funktion)

Nach [45] ergibt sich ein Schätzwert der Versagenswahrscheinlichkeit zu:

$$p = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N I[g(x_i)] \frac{f_x(x_i)}{h_Y(x_i)} \tag{106}$$

darin ist x_i die i -te Realisation des Zufallsvektors \vec{X} , die mit der Importance Sampling-Funktion $h_Y(x)$ generiert wurde. Auf diese Weise können ganz gezielt Realisierungen im Versagensbereich $g(x) \leq 0$ erzeugt werden. Die Varianz der Schätzung beträgt nach [45]:

$$\sigma_p^2 = E\left[(p - E[p])^2 \right] = E\left[\left(\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N I[g(x_i)] \frac{f_x(x_i)}{h_Y(x_i)} - p \right)^2 \right] \tag{107}$$

Die Varianz des Schätzers wird demzufolge zu Null, wenn die Importance Sampling Funktion folgenden Ausdruck annimmt:

$$h_Y(x) = I[g(x)] \frac{f_x(x)}{p} \tag{108}$$

mit der Eigenschaft

$$h_Y(x) = \begin{cases} \frac{1}{p} f_X(x) & : g(x) \leq 0 \\ 0 & : g(x) > 0 \end{cases} \quad (109)$$

Diese Vorgehensweise setzt jedoch voraus, dass die exakte Lösung für p bekannt ist. Inhalt der verschiedenen Varianten des Importance Sampling ist es darum, eine ideale Simulations-Dichtefunktion anzunähern. Unterschiede bestehen bei den Techniken in erster Linie in der Wahl der Importance Sampling Funktion. Ein Vergleich bezüglich der Effizienz der unterschiedlichen Verfahren ist in [46] enthalten. In der Regel wird die ISPUD-Methode (Importance Sampling Using Design Points) verwendet. Bei diesem Verfahren kommt eine n-dimensionale Normalverteilung mit dem Mittelwertvektor entsprechend den Koordinaten des Bemessungspunktes zum Einsatz. Vorteil dieser Vorgehensweise ist, dass die Simulation von Stichproben aus Normalverteilungen relativ einfach ist, wohingegen die Generierung von Stichproben aus nicht normalverteilten Basisvariablen aufwendig ist.

Ein Näherungsverfahren zur Ermittlung der idealen Simulations-Dichtefunktion wird von Bucher in [47] beschrieben. Dieses Verfahren geht von der Forderung aus, dass die statistischen Momente erster und zweiter Ordnung der Simulations-Dichtefunktion gleich den statistischen Momenten derjenigen Stichproben der Basisvariablen X sein müssen, die in den Versagensbereich fallen.

$$\begin{aligned} E[Y] &= E[X | g(x) \leq 0] \\ E[(Y - \bar{Y})(Y - \bar{Y})^T] &= E[(X - \bar{X})(X - \bar{X})^T | g(x) \leq 0] \end{aligned} \quad (110)$$

Die statistischen Momente der Stichproben der Basisvariablen werden nach der ersten Simulation im Versagensbereich berechnet. Dies sind dann die Verteilungsparameter der normalverteilten Zufallsvariablen Y, die zur Simulation in einem nächsten Iterationsschritt verwendet werden. In mehreren wiederholten Berechnungsschritten kann auf diese Weise die Simulations-Dichtefunktion $h_Y(x)$ adaptiv ermittelt werden [48]. Für den ersten Simulationslauf kann beispielsweise eine Simulationsdichte verwendet werden, die größere Standardabweichungen als die Verteilung der Basisvariablen besitzt. Der Mittelwertsvektor $E[Y]$ kann nach [47] als der gemeinsame Schwerpunkt aller Teilflächenschwerpunkte der eindimensionalen bedingten Wahrscheinlichkeitsdichten im Versagensbereich gewählt werden.

Wegen der Anschaulichkeit wird die Monte-Carlo-Simulation in Verbindung mit der Adaptive Sampling-Technik für einzelne Vergleiche im Hinblick auf die Plausibilität verwendet.

6.6 First and Second Order Reliability Method (FORM/SORM)

Ursprung der Verfahren FORM und SORM sind Arbeiten von Basler [49, 50] und Cornell [51]. Sie entwickelten eine Methode, mit der eine analytische Lösung für den sogenannten Sicherheitsindex β berechnet werden konnte. In der Schreibweise von Cornell [51] sagt der β -Wert aus, wie oft die Standardabweichung des Sicherheitsabstandes $Z = R - S$ zwischen Nullpunkt und Mittelwert Platz hat (siehe Bild 35).

Die Methode nach Basler und Cornell basiert auf einer Approximation der stetig differenzierbaren Hyperfläche $Z = g(\bar{X})$ durch eine Taylorreihenentwicklung erster Ordnung um den Erwartungswert \bar{X} . In der Ersetzung der Grenzzustandsfläche durch ihre Tangentialebene liegt die wesentliche Näherung dieser Methode. Damit ist die Genauigkeit der Berechnung vor allem von der Form der

Grenzzustandsfläche in der Nähe des betrachteten Punktes abhängig. Die berechnete Versagenswahrscheinlichkeit ist im Falle einer konkaven Grenzzustandsfunktion größer und bei einer konvex gekrümmten Funktion kleiner als die tatsächliche.

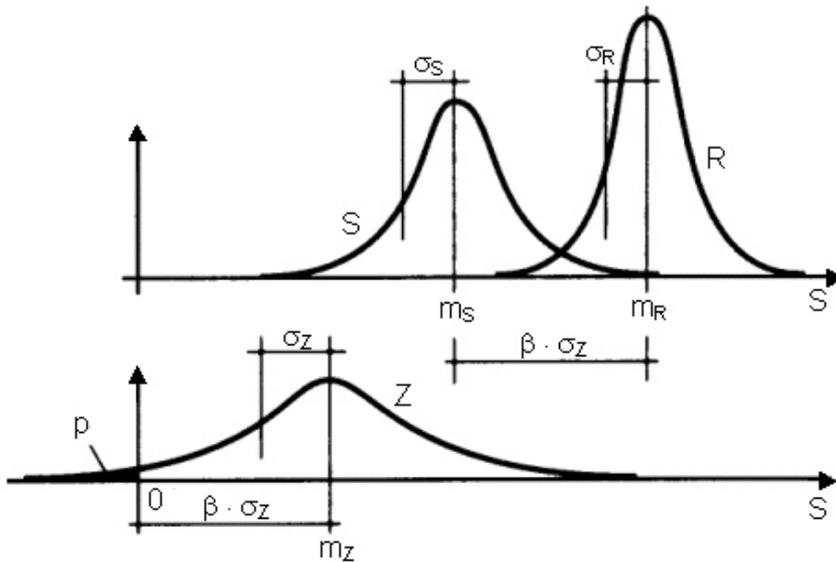


Bild 35 Veranschaulichung des Sicherheitsindex β nach Cornell gemäß [41]

In der Schreibweise nach Cornell ergibt sich der Sicherheitsindex β wie folgt:

$$\beta = \frac{m_Z}{\sigma_Z} = \frac{g(m_x)}{\sqrt{\nabla g(m_x) \sum_{xx} \nabla g^T(m_x)}} \tag{111}$$

mit

$$\nabla \quad \text{Nabla-Operator } \nabla = \left[\frac{\partial}{\partial x_1}, \frac{\partial}{\partial x_2}, \dots, \frac{\partial}{\partial x_n} \right]$$

$$\nabla g \quad \text{grad } g \text{ (Gradient der Hyperfläche } g(\vec{X}))$$

Der Sicherheitsindex β in der Schreibweise nach Gl. (111) hat jedoch den Nachteil, dass er je nach Formulierung der Grenzzustandsgleichung bzw. des Sicherheitsabstandes Z unterschiedliche Werte liefert. Dementsprechend ergeben sich auch unterschiedliche Versagenswahrscheinlichkeiten. Man spricht vom sogenannten Invarianzproblem.

Erst durch eine Arbeit von Hasofer und Lind [52] konnte das Invarianzproblem gelöst werden. Der wesentliche Schritt besteht darin, die Linearisierung der Grenzzustandsfunktion durch die Taylorentwicklung nicht am Erwartungswert durchzuführen, sondern am Bemessungspunkt. Dadurch wird sichergestellt, dass die Tangentialhyperebene zum Sicherheitsabstand Z auch die Grenzzustandsfunktion tangiert. Diese Methode wird als FOSM (First-Order-Second-Moment) bezeichnet.

Die Zufallsvariablen werden nach Gl. (93) standardisiert, so dass die neuen Variablen den Mittelwert 0 und die Standardabweichung 1 erhalten. Infolge der Standardisierung fallen m_R und m_S in den Koordinatenursprung. Die Höhenlinien des Wahrscheinlichkeitshügels sind nun im Gegensatz zu Bild 34 konzentrische Kreise.

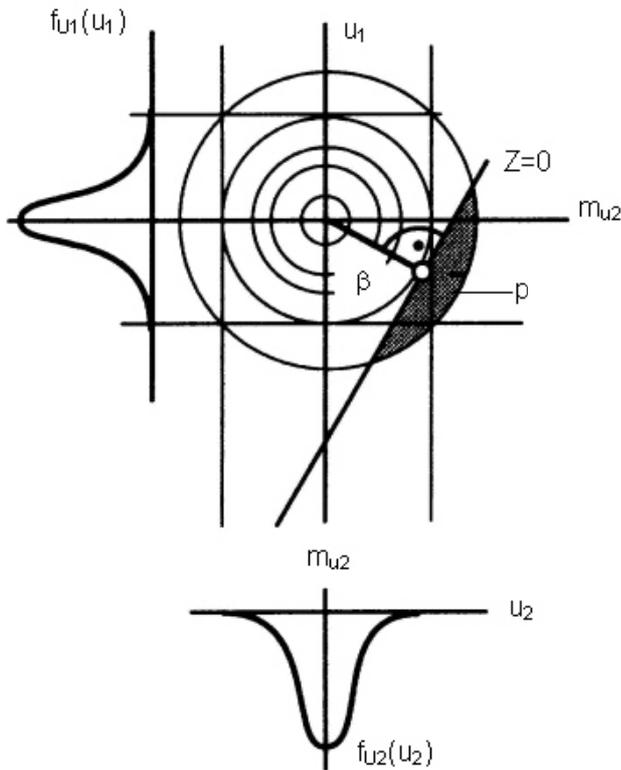


Bild 36 Standardisiertes Koordinatensystem mit normalverteilten Kenngrößen nach [41]

Der Sicherheitsindex nach Bild 36 ist der kürzeste Abstand der Grenzzustandsfunktion zum Ursprung des Standardnormalraums. Diese Senkrechte durch den Koordinatenursprung schneidet die Versagensgerade im Bemessungspunkt (β -Punkt). Je weiter die Gerade vom Ursprung entfernt ist, desto größer ist β und desto kleiner ist das abgetrennte Volumen und damit die Versagenswahrscheinlichkeit p .

Die Koordinaten des Bemessungspunktes im u -Raum werden folgendermaßen bestimmt:

$$u_i^* = -\beta \cdot \alpha_{v,i} \tag{112}$$

bzw. im R-S-Koordinatensystem:

$$x_i^* = m_i - \alpha_{v,i} \cdot \beta \cdot \sigma_i \tag{113}$$

mit

$\alpha_{v,i}$ Wichtungsfaktoren (Sensitivitäten) der Basisvariablen X_i

$$\alpha_{v,i} = \frac{\frac{\partial g}{\partial X_i} \sigma_i}{\sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial g}{\partial X_i} \sigma_i \right)^2}} \tag{114}$$

$$\beta = \frac{C_0 + \sum_{i=1}^m \left(\frac{\partial g}{\partial X_i} \cdot m_i \right)}{\sqrt{\sum_{i=1}^m \left(\frac{\partial g}{\partial X_i} \cdot \sigma_i \right)^2}} \tag{115}$$

Der Sicherheitsindex β ist ein Maß für die Zuverlässigkeit des Systems. Er ist mit der Versagenswahrscheinlichkeit p über die Verteilungsfunktion der standardisierten Normalverteilung verknüpft.

$$p = \Phi(-\beta) \tag{116}$$

Die Orientierung des Normalenvektors im Standardnormalraum, die durch die Sensitivitäten (Wichtungsfaktoren) $\alpha_{v,i}$ definiert ist, gibt Aufschluss darüber, in welchem Maße die Streuungen der Basisvariablen zur Versagenswahrscheinlichkeit beitragen. Dies hat für die Zuverlässigkeitsanalyse komplexer Systeme große Bedeutung, da in vielen Fällen nur wenige Basisvariablen dominieren.

Darüber hinaus können über Gl. (117) die Wichtungsfaktoren $\alpha_{c,i}$ bestimmt werden, welche Aufschluss über den Einfluss der einzelnen Komponenten auf die Systemversagenswahrscheinlichkeit geben.

$$\alpha_{c,i} = \frac{\frac{\partial \beta}{\partial \beta_i}}{\left\| \frac{\partial \beta}{\partial \beta_i} \right\|} \tag{117}$$

mit

β Sicherheitsindex für das Gesamtsystem

β_i Sicherheitsindex für die Komponente i

Nachteil des Verfahrens FOSM ist, dass es nur auf normalverteilte Basisvariablen angewendet werden kann.

Durch Rackwitz/Fieseler [53] wurde das Verfahren auf beliebig verteilte Parameter erweitert (Zuverlässigkeitstheorie erster Ordnung). In der Literatur wird die Methode als First Order Reliability Method (FORM) bezeichnet.

Bei der Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit nach FORM/SORM besteht die zentrale Aufgabe in der Transformation der nicht normalverteilten, korrelierten Basisvariablen in standard-normalverteilte, unkorrelierte Größen. Prinzipiell muss die Transformation so erfolgen, dass die Auftretenswahrscheinlichkeit der standard-normalverteilten, unkorrelierten Basisvariablen \vec{Y} genauso groß ist wie die der ursprünglichen Größen \vec{X} . Dies geschieht allgemein mit Hilfe der Transformationsgleichung

$$F_x(\vec{x}) = \Phi(y_1) \cdot \Phi(y_2) \cdot \dots \cdot \Phi(y_n) \tag{118}$$

mit

$F_x(\vec{x})$ Verteilungsfunktion der beliebig verteilten, korrelierten Größe

$\Phi(y_i)$ Standard-Normalverteilungsfunktion der Komponente y_i

Die Transformationsgleichungen sind bei stochastisch abhängigen und beliebig verteilten Basisvariablen untereinander gekoppelt. Zur Lösung des Problems existieren drei verschiedene Algorithmen, die Nataf-, Rosenblatt- und Hermitetransformation. Eine detaillierte Erläuterung dieser Verfahren kann [54] entnommen werden. Im Rahmen dieser Arbeit soll lediglich kurz auf die Rosenblatt-Transformation eingegangen werden, da sie bei den Systemzuverlässigkeitsanalysen verwendet wird.

Bei diesem Algorithmus werden die Basisvariablen X_i in standardisierte normalverteilte Variablen Y_i überführt. Die Transformationsbeziehung lautet:

$$y_i = \Phi^{-1} \left[F_{X_i|X_1 \dots X_{i-1}}(x_n | x_1, x_2, \dots, x_{i-1}) \right] \tag{119}$$

mit

$F_{X_i|X_1, \dots, X_{i-1}}(X_n | X_1, X_2, \dots, X_{i-1})$ bedingte Wahrscheinlichkeitsverteilung von X_i

Dieses Verfahren kann auf alle Verteilungstypen angewendet werden, sofern die bedingten Wahrscheinlichkeitsverteilungen bekannt sind. Wenn dagegen lediglich Informationen über die Randverteilungen der Zufallsvariablen und deren Korrelationen bekannt sind, eignet sich die Nataf-Transformation besser. Sie stellt jedoch im Gegensatz zur Rosenblatt-Transformation lediglich eine Näherungslösung dar.

Die First Order Reliability Method (FORM) wurde von Breitung [55] dahingehend erweitert, dass eine parabolische Annäherung im β -Punkt vorgenommen wird. Die Grenzzustandsfläche muss dafür jedoch zweimal differenzierbar sein. Dieses Verfahren wird in der Literatur als Zuverlässigkeitstheorie zweiter Ordnung bzw. Second Order Reliability Method (SORM) bezeichnet. Die Versagenswahrscheinlichkeit nach SORM ergibt sich zu

$$p \approx \Phi(-\beta) \prod_{i=1}^{n-1} \sqrt{1 - \beta \cdot \kappa_i} \tag{120}$$

mit

κ_i Krümmungen im Bemessungspunkt

Diese Gleichung wurde von Hohenbichler/Rackwitz 1988 erweitert [56].

$$p \approx \Phi(-\beta) \prod_{i=1}^{n-1} \sqrt{1 - \frac{\varphi(-\beta)}{\Phi(-\beta)} \cdot \kappa_i} \tag{121}$$

Stellt man die Gleichungen (116) und (120) bzw. (121) gegenüber, fällt auf, dass die Ergebnisse aus FORM und SORM sich nur in einem Faktor unterscheiden, der die Krümmung der Grenzzustandsfläche im Bemessungspunkt beinhaltet. In den meisten Fällen ist dieser Faktor sehr gering, so dass die First Order Reliability Method (FORM) in der Regel ausreichend ist.

Für die Berechnungen wird das Programm SYSREL der Firma RCP verwendet [54]. Die Wahrscheinlichkeitsintegration in SYSREL beruht auf der FORM/SORM-Methodik. SYSREL hat zwei effiziente und robuste Algorithmen zur Suche des Bemessungspunktes. Darüber hinaus gibt es mehrere Strategien zur Erzeugung von Startlösungen und zur Eingrenzung des zulässigen Bereiches während der Bemessungspunktsuche.

Die Anwendung von FORM/SORM in der beschriebenen Vorgehensweise setzt eine analytisch geschlossene Form der Grenzzustandsfunktion voraus. Bei komplexen Problemstellungen ist diese Grenzzustandsfunktion jedoch häufig überhaupt nicht bekannt, z. B. wenn das physikalische Modell durch ein Differentialgleichungssystem beschrieben wird oder wenn das Tragwerksverhalten mit Hilfe von numerischen Methoden modelliert wird. Es können dann zwar in einem n-dimensionalen Raum einzelne Punkte einer Funktion ermittelt werden, die Funktionsvorschrift selbst ist jedoch weder bekannt noch kann sie analytisch berechnet werden.

In diesen Fällen kann das Antwortflächenverfahren (Response Surface Method) angewendet werden. Mit dieser Methode wird mittels verschiedener Algorithmen aus einigen mit dem jeweiligen Modell (z. B. FE-Modell) errechneten Punkten, die als Stützstellen dienen, eine sogenannte Antwortfläche entwickelt. Diese Antwortfläche soll sich der wirklichen, unbekanntem Funktion zumindest im Bemessungspunkt optimal annähern und wird als Grenzzustandsfunktion verwendet.

Zur Generierung der Antwortfläche existieren verschiedene Ansätze. Die Polynomapproximation [57] stellt das bekannteste dieser Verfahren dar. Dabei wird im n-dimensionalen Raum eine Grenzzustandsfunktion mittels eines Polynoms n-ten Grades approximiert. Dafür werden exakt $n + [n \cdot (n + 1)] / 2$ Punkte der unbekanntenen Grenzzustandsfunktion benötigt.

Das Sekantenverfahren [58] ist eine Methode, bei der die Punkte der Grenzzustandsfunktion im zweidimensionalen Raum mittels Sekanten verbunden werden, wodurch eine geschlossene Fläche entsteht. Im höherdimensionalen Raum werden hierfür „Sekantenebenen“ bzw. „Sekantenhyper-ebenen“ verwendet.

Das Normalenverfahren [58] stellt einen Algorithmus dar, bei dem durch die Punkte der Grenzzustandsfunktion sogenannte Normalenhyperebenen bezüglich des Mittelpunktes der Zufallsvariablen erzeugt werden.

Die Methode der gewichteten Radien verwendet im zweidimensionalen Raum als Antwortfläche Kreisbogenabschnitte mit variierenden Radien. Die Größe der einzelnen Radien hängt von der Lage der Punkte zueinander und zum Mittelpunkt des Zufallsfeldes ab. Im höherdimensionalen Raum werden dementsprechend Kugelabschnitte bzw. Hyperkugelabschnitte verwendet [59].

Im Rahmen dieser Arbeit wird bei linearen Grenzzustandsbeschreibungen die Second Order Reliability Method (SORM) verwendet, da der gegenüber der First Order Reliability Method (FORM) vermehrte Rechenaufwand bei analytisch geschlossen darstellbaren Grenzzustandsfunktionen problemlos zu bewältigen ist. Im Falle von nichtlinearen Funktionen wird FORM in Verbindung mit dem Antwortflächenverfahren als Lösungsverfahren herangezogen. Zur Generierung der Antwortfläche wird die Polynomapproximation verwendet.

6.7 Stochastische Finite Elemente

Mit kommerziell verfügbaren FEM-Software-Paketen können zwar eine Vielzahl deterministischer Probleme der Strukturmechanik gelöst werden, jedoch ist die Anwendbarkeit dieser Programme für stochastische Problemstellungen sehr begrenzt. Andererseits ermöglichen die hoch spezialisierten Programme der probabilistischen Anwendungsbereiche (z. B. STRUREL, ISPUD, RYFES) nur die Analyse einfachster Strukturmodelle.

Wenn die physikalischen Eigenschaften einer Struktur mit einem FE-Modell beschrieben werden und die stochastischen Eigenschaften in Form von Zufallsfeldern festgelegt werden, spricht man von „Stochastischen Finiten Elementen“ (SFE) [60]. Die Struktur wird durch Zufallsvektoren diskretisiert. Damit besteht die Möglichkeit, räumlich korrelierte, streuende Strukturparameter zu berücksichtigen, wobei die Diskretisierungsdichte des Zufallsfeldes in der Regel von der Netzteilung des mechanischen Modells abweicht, da erstere von den Korrelationslängen der Basisvariablen abhängt. Nach [61] lautet die Grundgleichung der SFE-Methode folgendermaßen:

$$\vec{F} = \mathbf{K} \cdot \vec{u} \tag{122}$$

mit

\mathbf{K} globale Steifigkeitsmatrix

\vec{F} Vektor der Knotenkräfte

\vec{u} Vektor der Knotenverschiebungen

Da \mathbf{K} und \vec{F} Funktionen von Zufallsfeldern sind, hat auch die Systemantwort \vec{u} Zufallscharakter.

Bei Vernachlässigung der stochastischen Eigenschaften der Modellgrößen kann Gl. (122) im linear elastischen Fall relativ einfach durch Invertierung der globalen Steifigkeitsmatrix \mathbf{K} und im nichtlinearen Fall mittels iterativer Algorithmen gelöst werden. Wenn jedoch zusätzlich die Streuungen der Variablen betrachtet werden, müssen weiterführende Lösungsansätze verwendet werden.

Grundsätzlich werden nach [60] drei Lösungsverfahren unterschieden.

- Simulationsverfahren
- Semianalytische Verfahren
- Verfahren zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit

Eine relativ einfache Möglichkeit besteht darin, mit Hilfe von stochastischen Simulationsverfahren zufällige Realisationen der Steifigkeitsmatrix \mathbf{K} und des Knotenkraftvektors zu erzeugen und dann mit diesen Eingangsgrößen jeweils auf deterministische Weise die Systemantwort \bar{u} zu berechnen. Mit n -facher Durchführung von Rechenläufen ergibt sich eine Stichprobe des Umfanges n , mit deren Hilfe die stochastischen Momente der Verteilung der Systemantwort \bar{u} geschätzt werden können. Die Effizienz dieses Verfahrens lässt sich zwar nach [60] durch die Anwendung von varianzmindernden Methoden verbessern, dennoch sollte der Einsatzbereich auf Anwendungen mit einer eher kleinen Anzahl von Zufallsvariablen ($n < 20$) beschränkt bleiben.

Bei den semianalytischen Verfahren werden mit Hilfe von Variations- oder Reihenentwicklungsansätzen die statistischen Momente erster und zweiter Ordnung des Systemantwortvektors \bar{u} bestimmt. Nach [60] werden jedoch die Ergebnisse bei Variationskoeffizienten größer 10 % zunehmend ungenau. Es ist zwar grundsätzlich möglich, diese Ungenauigkeiten durch die Berücksichtigung von Gliedern höherer Ordnung zu verringern, jedoch steigt damit der Rechenaufwand stark an.

Bezüglich der Verfahren zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit eignet sich besonders das in Abschnitt 6.6 bereits erwähnte Antwortflächenverfahren bei einer begrenzten Anzahl von Basisvariablen gut zur Anwendung in Verbindung mit der SFE-Methode.

Fazit:

Im Abschnitt 6 wurden Methoden zur Lösung des Zuverlässigkeitsproblems vorgestellt. Für die vorliegende Problematik am besten geeignet erweist sich die Second Order Reliability Method (SORM). Dafür sprechen im Wesentlichen die folgenden Gründe:

- Wegen der hohen Anzahl von Basisvariablen (≈ 50) scheiden Methoden, die auf numerischer Integration beruhen, aus. Im Rahmen der SORM-Berechnungen dagegen können beliebig viele Basisvariablen problemlos berücksichtigt werden.
- Bei der vorliegenden Problematik treten Modellvariablen mit unterschiedlichen statistischen Verteilungen auf, so dass die FOSM-Methode nicht angewendet werden kann, da diese auf normalverteilte Basisvariablen beschränkt ist. Der SORM-Algorithmus dagegen kann beliebig verteilte Parameter verarbeiten.
- Der Mehraufwand des SORM-Algorithmus gegenüber FORM ist vertretbar, da zumindest im Rahmen der Bauteilauslegung in der Regel geschlossen darstellbare Gleichungen verwendet werden. Im Falle von nicht geschlossen darstellbaren Grenzzustandsfunktionen, wie sie z. B. bei der Auslegung von Entrauchungsmaßnahmen auftreten können, wird die Polynomapproximation zur Erstellung von Antwortflächen in Verbindung mit FORM verwendet.

Zur Validierung der SORM-Berechnungen soll im Rahmen dieser Arbeit die Monte-Carlo-Methode in Verbindung mit der Adaptive Sampling-Technik verwendet werden.

Nach Festlegung der Berechnungsmethodik sollen im Folgenden statistische Grundlagen zur Beschreibung wichtiger Basisvariablen zusammengestellt werden.

7 Statistische Auswertungen

7.1 Allgemeines

Eine wesentliche Grundvoraussetzung für die Berechnung von bedingten Systemversagenswahrscheinlichkeiten im Brandfall und die Herleitung von Sicherheitselementen für die praxisgerechte semi-probabilistische Bemessung ist die Definition des stochastischen Modells der Basisvariablen. Hierzu gehören Versagenswahrscheinlichkeiten von Komponenten wie Brandmelder und Sprinkleranlagen genauso wie Streuungen der Größen des verwendeten physikalischen Modells. Diese lassen sich durch Auswertung von Brandstatistiken festlegen. In Bereichen mit unzureichender Datengrundlage wird zusätzlich auf die Befragung von Experten zurückgegriffen. Ein wichtiger Bestandteil des Sicherheitskonzepts ist weiterhin die Bestimmung der Häufigkeiten gefährlicher Brände für die verschiedenen Nutzungen.

7.2 Häufigkeit gefährlicher Brände im Industriebau

Sowohl die probabilistische Bemessung als auch die Verfahrensweise zur Herleitung von Sicherheitselementen basiert u. a. auf der Bestimmung der Auftretenswahrscheinlichkeit gefährlicher Brände. Darunter werden Brände verstanden, die sich von einem Kleinbrand a zu einem Kleinbrand b, Mittel- oder Großbrand nach DIN 14010 [6] ausbreiten und folgendermaßen charakterisiert werden können:

- Löschmittel ≥ 1 C-Rohr
- Brandfläche ≥ 2 m²
- Schaden ≥ 5000 €

Die Häufigkeit solcher Brände kann auf Grundlage von Brandstatistiken der Feuerwehren und Versicherungen bestimmt werden.

Für den Bereich des Industriebaus liegen verglichen mit anderen Nutzungen relativ umfangreiche statistische Auswertungen sowohl bezüglich der Brandlaststreuungen als auch über Brandausbreitungswahrscheinlichkeiten vor. Als Grundlage dieser Arbeit dienten neben den Auswertungen im Rahmen der Arbeiten zur DIN 18230 [1] auch spezielle Erhebungen zur Brandentstehungshäufigkeit und -ausbreitungswahrscheinlichkeit im Industriebau [62] sowie neuere Veröffentlichungen [63] und internationale Brandstatistiken [64, 65, 66, 67, 68, 69].

In [62] wird unter der Brandausbreitungswahrscheinlichkeit eine Übergangswahrscheinlichkeit von einer kleineren zu einer größeren Brandklasse verstanden, da im Hinblick auf DIN 18230 [1] vornehmlich die Ausbreitung von einem Entstehungsbrand zu einem gefährlichen Brand (Mittel- und Großbrand) von Interesse ist.

In [1] wird die mittlere Auftretenswahrscheinlichkeit gefährlicher Brände aufgeschlüsselt als:

$$p_A = p_1 \cdot p_2 \cdot p_3 \quad (123)$$

mit

- ρ_A mittlere Auftretenswahrscheinlichkeit gefährlicher Brände (Mittel- und Großbrand) je m² Geschossfläche und Jahr
- ρ_1 mittlere Auftretenswahrscheinlichkeit von Bränden (Kleinbrand a/b, Mittel- und Großbrand) je m² Geschossfläche und Jahr
- ρ_2 Bewertungsfaktor für die Brandbekämpfungsmaßnahmen (öffentliche Feuerwehr, anerkannte Werkfeuerwehr)
- ρ_3 Bewertungsfaktor für automatische Löschanlagen

Für die vorliegende Problematik kann diese Vorgehensweise als ungeeignet angesehen werden, da der Einfluss von anlagentechnischen und abwehrenden Maßnahmen mitsamt den Streuungen der entsprechenden Modellparameter und den Versagenswahrscheinlichkeiten der einzelnen Komponenten bereits bei der Systemzuverlässigkeitsanalyse berücksichtigt wird.

Im Rahmen dieser Arbeit wird daher die Häufigkeit gefährlicher Brände direkt aus Brandstatistiken ermittelt. In den Feuerwehreinsatzdatenblättern können solche Brände, sofern nicht explizit angegeben, anhand der Definition nach DIN 14010 [6] aus dem Löschmitteleinsatz identifiziert werden und in den Schadenstatistiken der Versicherer anhand einer bestimmten Schadenssumme. Anschließend wird die Brandausbreitungswahrscheinlichkeit p_{BA} pro Jahr (Wahrscheinlichkeit gefährlicher Brände pro Jahr) über die Poissonverteilung aus der Häufigkeit λ_B pro Jahr und m² ermittelt (siehe Abschnitt 9.2). Die Häufigkeit wird auf Grundlage der Brandstatistiken wie folgt ermittelt:

$$\lambda_B = \frac{\text{Anzahl Brände} \geq \text{Kleinbrand b}}{\text{Beobachtungsdauer} \cdot \text{Gesamtgeschossfläche}} \quad (124)$$

Grundsätzlich müsste die Häufigkeit gefährlicher Brände innerhalb der industriellen Nutzung weiter spezifiziert werden, da sich die Werte je nach Industriezweig erheblich unterscheiden können. In [62] beispielsweise wurde festgestellt, dass in der chemischen Industrie deutlich mehr Mittel- und Großbrände auftreten als in anderen Industriezweigen. Eine ausreichende Datengrundlage für eine Kategorisierung in verschiedene Industriezweige ist jedoch bis dato nicht vorhanden. Dazu wäre eine umfassende, einheitliche und langjährige Brandstatistik erforderlich, die in diesem Maßstab nur von der öffentlichen Feuerwehr geführt werden kann. Neben der Häufigkeit gefährlicher Brände ließe sich damit auch die Zuverlässigkeit der Anlagentechnik (Brandmelder, Sprinkler etc.) bestimmen.

Mangels einer umfassenden aktuellen deutschen Brandstatistik für den industriellen Bereich wurden im Rahmen dieser Arbeit hauptsächlich ältere deutsche Daten [62] und internationale Statistiken verwendet. Die Ergebnisse unterscheiden sich nicht signifikant von den der DIN 18230 [1] zugrunde gelegten Werten.

Unter Einbeziehung der aktuellen Daten [64, 65, 66, 67, 68, 69] konnte die Häufigkeit gefährlicher Brände für den Bereich des Industriebaus durchschnittlich auf 10⁻⁶ pro Jahr und m² festgelegt werden. Dieser Wert wurde bei der Herleitung der Sicherheitselemente verwendet, so dass diese bei Vorliegen aktuellerer Daten neu berechnet werden müssten. Im Rahmen der probabilistischen Bemessung kann p_{BA} jedoch jederzeit angepasst werden.

7.3 Zuverlässigkeit anlagentechnischer Komponenten

7.3.1 Sprinkleranlagen

Zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit der Systemkomponente „Sprinkleranlage“ wurden statistische Daten vom VdS Schadenverhütung [70] ausgewertet. Die deutschen Zahlen wurden mit internationalen Erhebungen (z. B. Australien) verglichen. Zusätzlich wurden unabhängig voneinander erfragte Expertenaussagen herangezogen, z. B. vom Bundesverband Feuerlöschgeräte und Anlagen (BVFA).

Als Versagen der Sprinkleranlage wurde im Rahmen der Statistik sowohl der Fall betrachtet, dass die Anlage infolge technischen Versagens nicht ausgelöst hat, als auch der Fall, dass die Anlage zwar ausgelöst hat, die Wirkfläche jedoch überschritten wurde.

Zum technischen Ausfall der Löschwirkung einer Sprinkleranlage führen nach [43] und eigenen Untersuchungen die folgenden Umstände infolge mangelnder Wartung, Materialfehlern oder menschlichen Fehlverhaltens:

- Druckluftwasser als erschöpfliche Wasserzufuhr
 - Wasserfüllung unzureichend
 - kein Wasser im Behälter
 - Druck des Behälters unzureichend
 - Defekt in den Nachfüleinrichtungen für Luft und Wasser
- Wasserleitung als unerschöpfliche Wasserzufuhr
 - unzureichende Leistungsfähigkeit
 - Absperrschieber geschlossen
 - keine Einspeisung in den Zwischenbehälter wegen technischen Versagens der Schwimmerventile
 - Zwischenbehälter ohne Löschwasser
 - unzureichende Nachfüllung des Zwischenbehälters wegen teilweise geschlossener Schieber bzw. wegen Verunreinigung der Steinfänger
- Pumpen als unerschöpfliche Wasserzufuhr
 - Absperrschieber geschlossen
 - Ausfall des automatischen Pumpenanlaufs wegen Defekt eines Kontaktschalters
 - Ausfall der Pumpenanlage wegen technischer Störung im Schalterschrank
 - Ausfall der Startautomatik des Dieselmotors
- Mängel an Ventilstationen
 - Absperrschieber geschlossen
 - Trockenventilrohrnetze mit Wasser gefüllt
 - Schnellöffner außer Betrieb
- sonstige Mängel
 - Alarmabstellhahn geschlossen
 - für neue Nutzung unzureichende Wasserleitung der Sprinkleranlage
 - Behinderung der Wasserleitung von Sprinklern

- ungeeignetes Löschmittel

Weitere Ursachen für das Versagen der Komponente Sprinkler sind mangelhafte Auslegung und Sabotage. Im Rahmen einer vom VdS im Auftrag des europäischen Komitees der Versicherer (CEA) erstellten Sprinklerstatistik wurden 7047 Fälle von Bränden und Leckagen aus ganz Europa ausgewertet. Der Zeitraum der Statistik erstreckt sich von 1985 bis 2002. Als Ergebnis der statistischen Auswertungen wurden die Ursachen des Versagens prozentual erfasst.

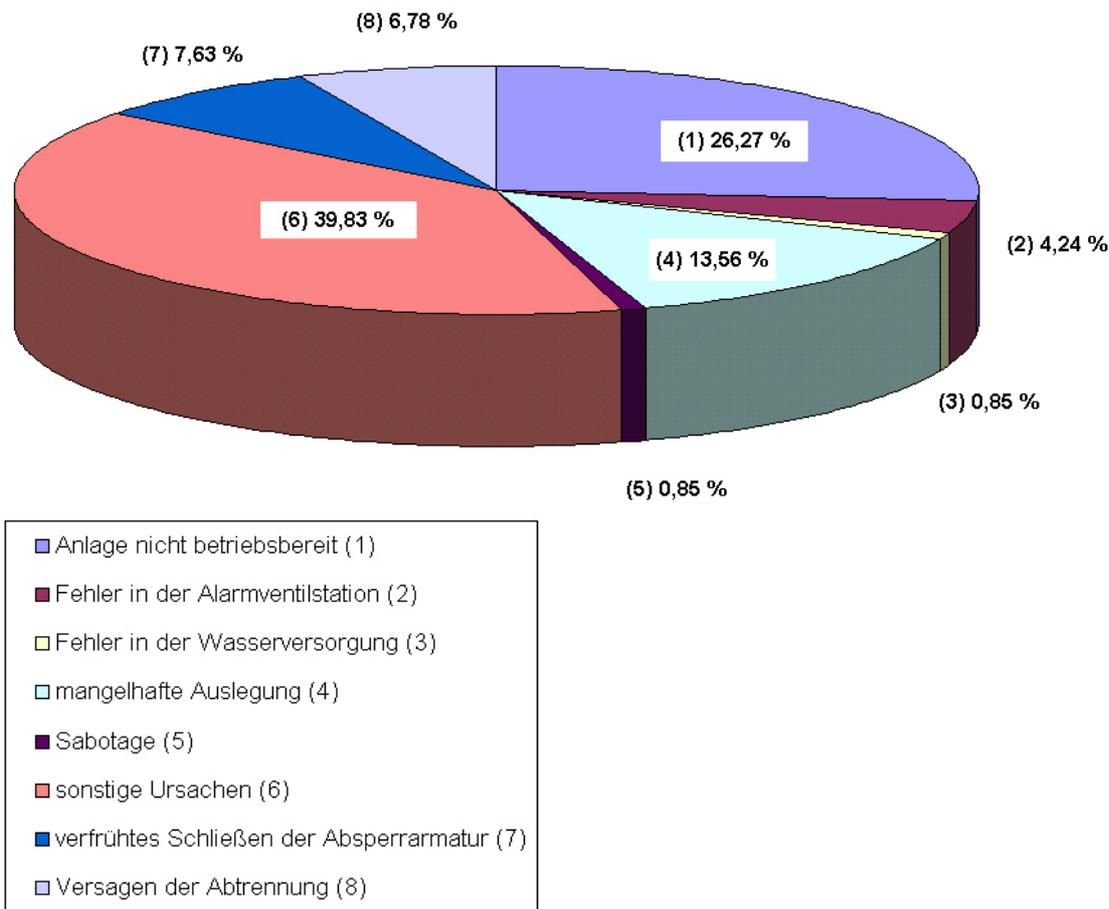


Bild 37 Prozentualer Anteil der Ursachen für das Versagen von Sprinkleranlagen

Die auf Grundlage der statistischen Auswertungen ermittelten Versagenswahrscheinlichkeiten der Komponente Löschanlage liegen eher auf der sicheren Seite. Es muss davon ausgegangen werden, dass die Betriebe die Auslösung eines einzelnen Sprinklers (harmlose Kleinbrände a ohne nennenswerte Schäden) häufig nicht der Versicherung melden, um nicht Gefahr zu laufen, dass die Versicherungsprämie erhöht wird. Daher sind die durch Statistiken ermittelten Werte in der Regel ungünstiger als es der Realität entspricht.

Tabelle 7 Versagenswahrscheinlichkeit von Sprinkleranlagen aus verschiedenen Quellen

Quelle	Versagenswahrscheinlichkeit p pro Anforderung
VdS Schadenverhütung [70]	0,019
Australien [71]	0,041
aktuelle Expertenaussagen BVFA	0,020

In Anbetracht dessen, dass die internationalen Standards bezüglich Errichtung und Wartung von Sprinkleranlagen in der Regel weniger streng sind als die Auflagen des VdS und da die auf Grundlage von Statistiken ermittelten Werte eher konservativ sind, wird im Sicherheitskonzept von einer Versagenswahrscheinlichkeit der Komponente Sprinkler von 0,02 pro Anforderung ausgegangen. Im Rahmen der Systemzuverlässigkeitsanalysen wird eine Bandbreite der Versagenswahrscheinlichkeit für die Komponente Sprinkleranlage angenommen (siehe Abschnitt 9.4.2).

7.3.2 CO₂-Löschanlagen

Zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit der Systemkomponente „CO₂-Löschanlage“ wurden Jahresberichte vom VdS Schadenverhütung (Zeitraum 1979 bis 1991) [70, 72] und Daten, die im Rahmen der Untersuchung von Brandschutzmaßnahmen in Kernkraftwerken erhoben wurden, [73] ausgewertet. Zusätzlich wurden unabhängig voneinander erfragte Expertenaussagen herangezogen, z. B. vom Bundesverband Feuerlöschgeräte und Anlagen (BVFA).

Als Versagen der CO₂-Anlage wurde im Rahmen der Statistik sowohl der Fall betrachtet, dass die Anlage infolge technischen Versagens nicht ausgelöst hat, als auch der Fall, dass die Anlage zwar ausgelöst hat, der Brand jedoch nicht gelöscht wurde.

Zum technischen Ausfall der Löschwirkung einer CO₂-Anlage führen nach [73] und eigenen Untersuchungen die folgenden Umstände infolge mangelnder Wartung, Materialfehlern oder menschlichen Fehlverhaltens:

- bauliche Abtrennung der Schutzbereiche ungenügend
- Mängel an Verteilerventilen
- Mängel an Anrege- und Auslöseorganen
- Hauptabsperrschieber der CO₂-Niederdruckanlage geschlossen
- Mängel an Meldeschranken
- Mängel an Verzögerungseinrichtungen
- Mängel an Rückschlagventilen
- Mängel an Selbstschließeeinrichtungen
- fehlende Erdung
- Abtrennung der CO₂-Flaschen und –Batterien ungenügend
- Mängel an Alarmeinrichtungen
- Abschaltung von Betriebsmitteln
- Mängel an Sicherheitsventilen
- unzulässig hoher CO₂-Schwund

Weitere Ursachen für das Versagen der Komponente CO₂-Löschanlage sind mangelhafte Auslegung und Sabotage. Als Ergebnis der statistischen Auswertungen wurden die Ursachen des Versagens prozentual erfasst.

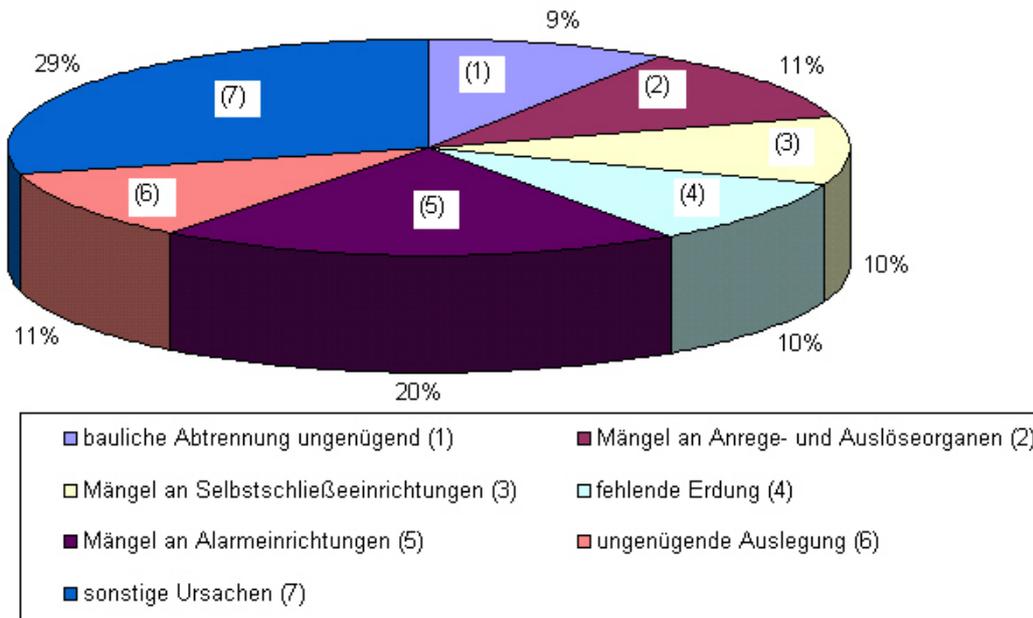


Bild 38 Prozentualer Anteil der Ursachen für das Versagen von CO₂-Löschanlagen

Die Ergebnisse der Auswertungen werden in Tabelle 8 zusammengefasst.

Tabelle 8 Versagenswahrscheinlichkeit von CO₂-Löschanlagen aus verschiedenen Quellen

Quelle	Versagenswahrscheinlichkeit p pro Anforderung
VdS Schadenverhütung (1991) [70]	0,03
Kernkraftwerkstudie (1986) [73]	0,09
aktuelle Expertenaussagen BVFA	0,03

In Anbetracht dessen, dass die Anlagentechnik seit den 80er Jahren deutliche Fortschritte gemacht hat, welche die Zuverlässigkeit der CO₂-Löschanlagen auch nach Expertenaussagen stark verbessert hat, wird im Sicherheitskonzept von einer Versagenswahrscheinlichkeit der Komponente CO₂-Löschanlage von 0,03 pro Anforderung ausgegangen.

7.3.3 Brandmeldeanlagen

Die möglichen Ursachen, die zum Versagen einer automatischen Brandmeldeanlage im Brandfall führen, sind Ausfall der Energieversorgung, Ausfall einzelner Komponenten, ungeeignete Brandmelder und ungeeignete Anordnung der Melder bezogen auf die Brandkenngrößen sowie unzureichende Mengen an Brandkenngrößen.

Zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit der Systemkomponente „Brandmeldeanlage“ wurden Daten aus den folgenden Quellen ausgewertet:

- Studie der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) [73] über die Versagenswahrscheinlichkeit von Brandschutzmaßnahmen bei Kernkraftwerken (1985)
- Erhebungen des VdS Schadenverhütung über die Zuverlässigkeit von Brandmeldern (Zeitraum 1979 bis einschließlich 1982 [72], Überprüfung von 787 Anlagen)
- Untersuchung von Brandschutzmaßnahmen in Krankenhäusern [74] (Auswertung von 700 Bränden über einen Zeitraum von 1999 bis 2000)

- Erhebungen der Vereinigung Kantonalen Feuerversicherungen [75] (Zeitraum 1996 bis 2000, 40000 Brandmeldeanlagen in der Schweiz)
- Statistik über die Bewährung von Cerberus-Brandmeldeanlagen für den Zeitraum 1960 bis 1967 [76]

Eine einheitliche Auswertung der Daten war nicht möglich, da die verschiedenen Erhebungen unter sehr unterschiedlichen Fragestellungen durchgeführt wurden. Während es im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich um die Zuverlässigkeit der Brandmeldeanlage im Anforderungsfall geht, wurde der Schwerpunkt in einigen Statistiken anders gesetzt. Die schweizerische Erhebung [75] z. B. unterscheidet primär zwischen den echten und unechten Alarmen und aus dem Ergebnis der Cerberus-Statistik [76] kann lediglich eine Aussage darüber getroffen werden, inwieweit Cerberus Brandmeldeanlagen zur Reduzierung der Brandschäden gegenüber nicht brandmelderüberwachten Betrieben beigetragen haben. Lediglich in 0,3% der Brandfälle kam es in dem beobachteten Zeitraum bei Vorhandensein einer Cerberus - Brandmeldeanlage zu einem Großbrandereignis (Schadenhöhe > 40000 Fr.). Hieraus kann jedoch nicht auf die Zuverlässigkeit der Anlage im Anforderungsfall geschlossen werden. Außerdem muss beachtet werden, dass die Daten der verschiedenen Statistiken zu sehr unterschiedlichen Zeitpunkten erhoben wurden (1960 bis 2000). Brandmeldeanlagen aus den 60er Jahren sind mit dem heutigen technischen Standard jedoch nicht vergleichbar.

Insgesamt wird im Sicherheitskonzept von einer Versagenswahrscheinlichkeit der Komponente „automatische Brandmeldung“ von 0,079 ausgegangen (siehe Abschnitt 9.4.2).

7.3.4 Rauch- und Wärmeabzüge

Zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit für die Systemkomponente „Rauch- und Wärmeabzug“ wurden Daten aus den folgenden Quellen ausgewertet:

- Studie der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) [73] über die Ausfallwahrscheinlichkeit von Brandschutzmaßnahmen bei Kernkraftwerken (1985); die Aussagen bezüglich der Zuverlässigkeit von RWA beruhen darin auf Expertenaussagen
- aktuelle Expertenaussagen

Eine repräsentative Statistik über die Zuverlässigkeit eingebauter RWA-Systeme existiert nach Aussage des Fachverbandes Lichtkuppel, Lichtband und RWA e. V. nicht, so dass diesbezüglich komplett auf Expertenaussagen zurückgegriffen werden muss.

Im Sicherheitskonzept wird auf Basis dieser Aussagen für das Versagen der manuellen Auslösung der RWA infolge technischen Ausfalls der Wert 0,05 angesetzt, für das Versagen der automatischen Auslösung wird der Wert 0,1 gewählt (siehe Abschnitt 9.4.2).

7.4 Brandentwicklungsdauern (öffentliche Feuerwehr)

Um die Wirkung der Löschmaßnahmen durch die Feuerwehr auf die Energiefreisetzungsraten quantifizieren zu können, muss u. a. der Zeitpunkt des Beginns der Brandbekämpfung ab Brandausbruch bekannt sein (siehe Abschnitt 4.7).

Zahlreichen Studien zufolge kann ohne Brandmeldeanlage im Regelfall davon ausgegangen werden, dass die Brandentdeckung spätestens nach 2 Minuten möglich ist und nach weiteren 1,5 Mi-

nuten die Meldung des Brandes erfolgt. Die Notrufabfrage ist nach weiteren 1,5 Minuten abgeschlossen. Bis zur Alarmierung der Feuerwehren sind demnach im Mittel 5 Minuten vergangen. Beim Vorhandensein von automatischen Brandmeldeanlagen mit Aufschaltung zur Feuerwehr verkürzt sich diese Zeitdauer erfahrungsgemäß auf 1,5 Minuten [17].

Ziel einer umfangreichen statistischen Auswertung war die Ermittlung der Zeitspanne zwischen Alarmierung und Beginn der Löschmaßnahmen (Hilfsfrist) in Abhängigkeit der effektiven Entfernung zwischen Feuerwache und Brandort, um somit die Brandentwicklungsdauer (Zeitspanne zwischen Brandausbruch- und bekämpfung) als Summe aus Alarmierungszeit und Hilfsfrist quantifizieren zu können.

Dazu wurden die Feuerwehreinsatzberichte der mittleren Großstadt Braunschweig über einen Zeitraum von drei Jahren (1999 – 2001) komplett ausgewertet [77]. Es wurden insgesamt 823 Lösch-einsätze erfasst, wobei nur Brände mit einem Umfang von „klein b“, „mittel“ und „groß“ nach DIN 14010 [6] in die Statistik aufgenommen wurden. „Kleinbrände a“ wurden nicht erfasst, weil hier nur Kleinlöschgeräte eingesetzt werden oder der Brand oftmals schon vor Eintreffen der Feuerwehrkräfte gelöscht wird. 181 Brände hatten einen Umfang > „Kleinbrand a“. Die Aufteilung kann Bild 39 entnommen werden.

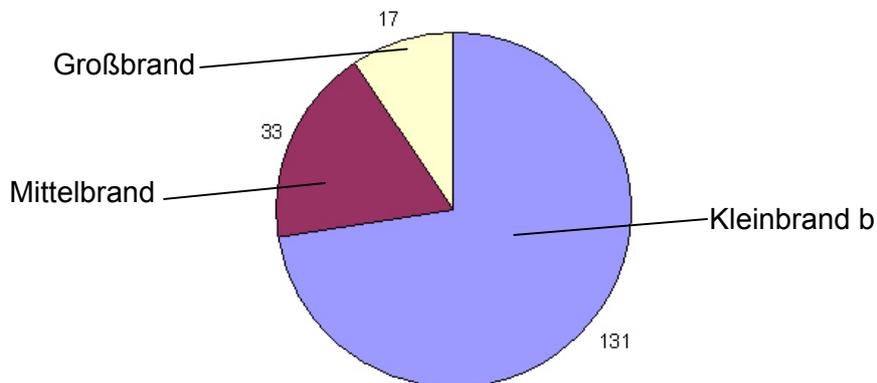


Bild 39 Verteilung der Brände nach ihrer Größe gemäß DIN 14010 [6]

Die Entfernungen der Brandorte von der Feuerwache wurden mit handelsüblichen Routenplanern ermittelt. Neben der Zeitspanne zwischen Alarmierung und Brandbekämpfung wurden im Rahmen der statistischen Auswertung außerdem die Schadenhöhe, das Auslösen einer Brandmeldeanlage, die Brandausbruchsstelle, die Brandursache, der Wasserverbrauch, sowie die Anzahl der Toten und Verletzten erfasst.

Die Verteilung der Brände nach Objekten ist Bild 40 zu entnehmen. Die Kategorien Container/Müllbehälter, Auto, Wald/Wiese und sonstige Flächen im Freien wurden in der Statistik nicht berücksichtigt, da diese Fälle nicht mit den anderen Objekten vergleichbar sind. Es entfällt unter anderem das Erkunden und Suchen des Brandherdes, so dass sich die Zeitdauer bis zur Vornahme des ersten Rohres deutlich verkürzt. Um eine Verfälschung der Daten zu vermeiden, blieben solche Einsätze daher unberücksichtigt.

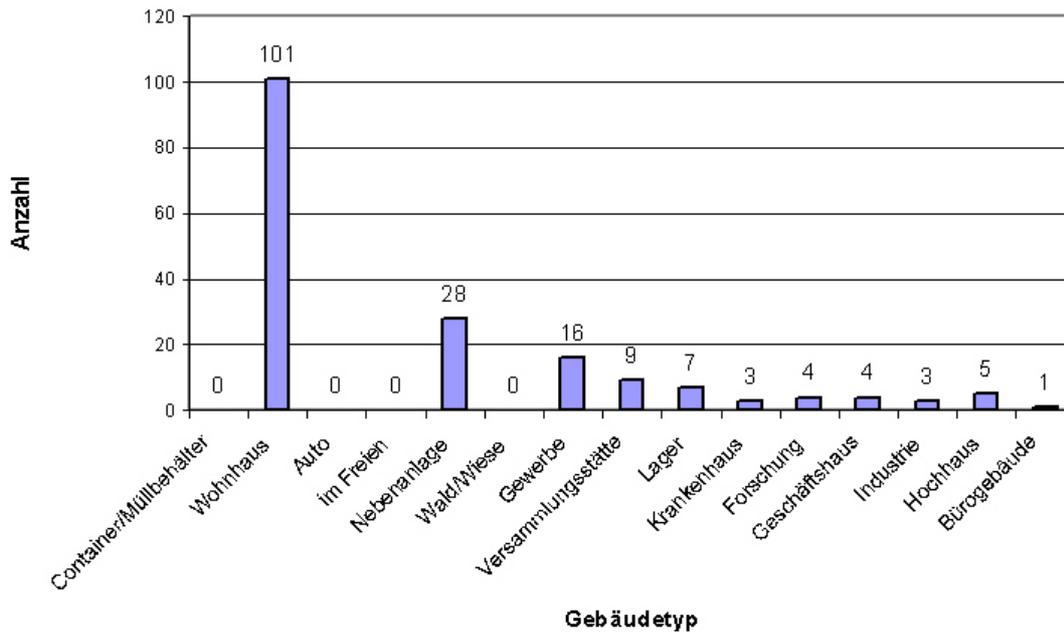


Bild 40 Verteilung der Brände nach Objekttypen

Um die statistische Auswertung im Rahmen des stochastischen Modells für die Berechnung der bedingten Systemversagenswahrscheinlichkeiten im Brandfall bzw. der Herleitung von Sicherheitselementen nutzen zu können, wurden Quantile für die Hilfsfrist in Abhängigkeit zur Entfernung von der Feuerwache zum Brandort gebildet. Dabei wurde angenommen, dass die Zeitspanne zwischen der Alarmierung und der Vornahme des ersten Rohres einer Gauß-Normalverteilung folgt.

Mit Hilfe eines χ^2 -Anpassungstests wurde überprüft, ob diese Annahme bestätigt werden kann. Als Signifikanzniveau wurde dabei $\alpha = 0,05$ gewählt. Die Nullhypothese wurde nicht abgelehnt, daher unterscheidet sich die empirische Verteilung der Zeitspanne zwischen Alarmierung und Brandbekämpfung (Hilfsfrist) bei dem gegebenen Signifikanzniveau von 5 % nicht signifikant von einer Gauß-Normalverteilung.

Für die Berechnung der Quantile für die Hilfsfrist wurden die einzelnen Brände nach ihrer Entfernung vom Brandort in sechs Gruppen eingeteilt. Dabei bilden jeweils die Brände innerhalb einer Entfernung von zwei Kilometern Fahrstrecke eine Gruppe.

Die Berechnung der Quantile für die normalverteilten Hilfsfristen erfolgt mit Gl. (125):

$$x_p = m + k_p \cdot \sigma \tag{125}$$

mit

m Mittelwert

k_p Quantil der standardisierten Normalverteilung

σ Standardabweichung

Für jede Gruppe wurden das 0,9-, 0,95- und das 0,975-Quantil berechnet. Die Ergebnisse können in Bild 42 abgelesen werden.

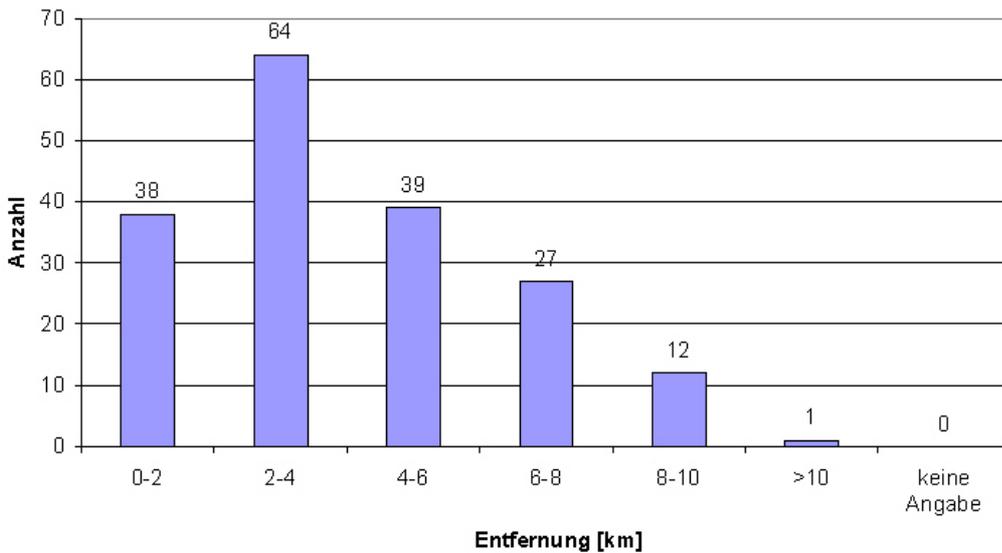


Bild 41 Verteilung der Brände nach der Entfernung zwischen Feuerwache und Brandort

Je nachdem, welche Randbedingungen bezüglich der Brandmeldung vorliegen, wird die Brandentwicklungsdauer ermittelt, indem die Alarmierungszeit mit dem p-Quantil der Hilfsfrist addiert wird. Eine allgemeingültige Verwendung der p-Quantile im Sicherheitskonzept setzt allerdings eine umfassende Brandstatistik voraus.

Bei Vorhandensein einer größeren Datenmenge können die p-Quantile auch in Abhängigkeit der Nutzung angegeben werden, da sich die Erkundungszeiten als Bestandteil der Hilfsfristen bei verschiedenartigen Objekttypen stark unterschieden können. Bei gleicher Entfernung zur Feuerwache ist die Hilfsfrist z. B. bei Tunnels ungleich größer als bei Einfamilienhäusern.

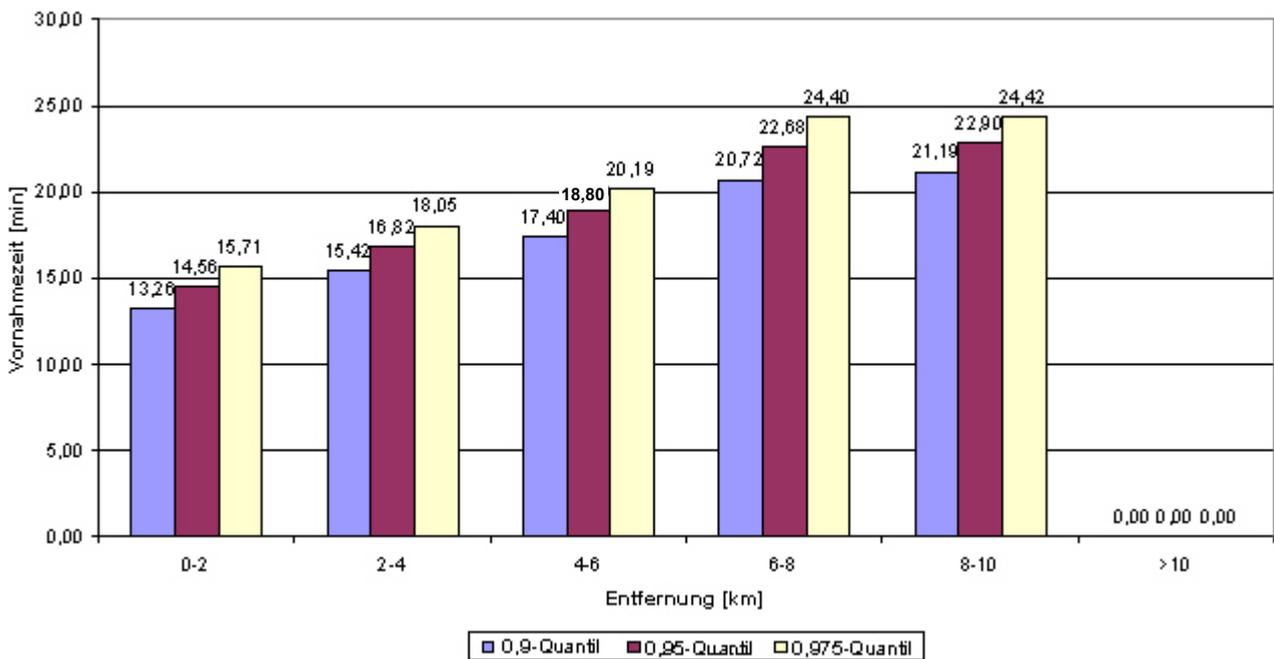


Bild 42 Quantile der Hilfsfristen (Vornahmezeit) in Abhängigkeit der Entfernung von der Feuerwache zum Brandort

Fazit:

In diesem Abschnitt wurden Grundlagen für die Festlegung von Brandausbreitungswahrscheinlichkeiten und die Aufstellung des stochastischen Modells wichtiger Basisvariablen vorgestellt. Beides kann als wesentliche Voraussetzung zur Berechnung der bedingten Systemversagenswahrscheinlichkeit im Brandfall angesehen werden, was den zentralen Bestandteil des vorgestellten Sicherheitskonzeptes darstellt (siehe Bild 1). Als weiterer Eingangswert wird dazu eine akzeptierte Zielversagenswahrscheinlichkeit pro Jahr benötigt, auf deren Festlegung im Folgenden eingegangen wird.

8 Festlegung von Zielversagenswahrscheinlichkeiten p_f

8.1 Life Quality Index

Für die Festlegung von Sicherheitsanforderungen in Form von Zielversagenswahrscheinlichkeiten p_f (Target Reliabilities) ist es unabdingbar, sich an der Erfahrung mit der bisherigen Bautradition zu orientieren. Die Methoden der Zuverlässigkeitstheorie dienen dabei als Entscheidungshilfe auf rationaler Basis, indem sie einen Vergleich des Sicherheitsniveaus innerhalb bestimmter Bauweisen oder Tragwerksklassen ermöglichen. Die Zielversagenswahrscheinlichkeiten sind dabei nicht als absolute Größe zu betrachten, die direkt mit einer bestimmten Auftretenshäufigkeit von Schadensereignissen in Zusammenhang gebracht werden können, sondern sie sind als Maßstab für ein Sicherheitsniveau zu sehen, welches über einen langen Zeitraum im Mittel erreicht wird.

In Deutschland wurde das angestrebte Sicherheitsniveau baulicher Anlagen auf Grundlage von umfangreichen Analysen und langjährigen Erfahrungen aus bestehenden Bauten in den Grundlagen für Sicherheitsanforderungen an Bauwerke (GruSiBau) [78] festgelegt.

Tabelle 9 Angestrebtes Sicherheitsniveau in Form des Sicherheitsindex β für den Bezugszeitraum 1 Jahr nach [78]

Grenzzustand	Sicherheitsklasse		
	1	2	3
Gebrauchstauglichkeit	2,5	3,0	3,5
Tragfähigkeit	4,2	4,7	5,2

Als Sicherheitsmaßstab dient dort der Sicherheitsindex β , der nach Gl. (116) direkt aus der Versagenswahrscheinlichkeit ermittelt werden kann. Für die Mehrzahl der Bauwerke ist nach [78] die Sicherheitsklasse 2 maßgebend.

Im Eurocode 1 [79] bzw. DIN 1055-100 [80] wurden die Sicherheitsanforderungen im Zuge der europäischen Harmonisierung der technischen Vorschriften überarbeitet und neu formuliert. Die Sicherheitsindizes für den Zeitraum 1 Jahr wurden aus [78] unverändert übernommen, neu war an der Formulierung der Sicherheitsanforderungen im Eurocode jedoch die zusätzliche Festlegung des Sicherheitsniveaus für den geplanten Nutzungszeitraum (50 Jahre).

Es herrscht Übereinstimmung in der Meinung, dass die zur Zeit gültigen und geläufigen Sicherheitskonzepte zu ausreichend sicheren und wirtschaftlichen Strukturen führen, obgleich diese Re-

geln weitestgehend über einen langen Beobachtungszeitraum nach dem „trial and error-Prinzip“ ermittelt wurden.

Wenn man jedoch die Tragkonstruktionen bestehender Gebäude unter Berücksichtigung der tatsächlichen Randbedingungen vergleichsweise probabilistisch bemisst, wird deutlich, dass im Bauwerksbestand erhebliche Unterschiede bezüglich des Sicherheitsniveaus existieren. Dabei ist nicht eindeutig geklärt, ob die im Einzelfall vorliegende Abweichung aus Gründen einer anderen Risikoakzeptanz oder aus wirtschaftlichen Beweggründen entstanden ist.

Das Hauptproblem bei der Erstellung eines Sicherheitskonzeptes ist die Beantwortung der Frage: wie sicher ist sicher genug? Zur Klärung dieses Sachverhaltes wird in [5] ein Ansatz vorgestellt, bei dem die Bemessung als ein mit Unsicherheiten behaftetes Entscheidungsproblem formuliert wird, bei dem sowohl die Kosten und der Nutzen als auch die im Versagensfall zu erwartenden Konsequenzen berücksichtigt werden. Dieser Ansatz wird auf die brandschutztechnische Bemessung angepasst. Die bekannten Methoden der Zuverlässigkeitstheorie werden bei diesem Verfahren zu einem zuverlässigkeitsorientierten Optimierungsalgorithmus erweitert. Wenn alle Folgen des Versagens, wie Verluste an Menschenleben und Sachwerten, in die Betrachtung involviert werden, stellt die optimale Struktur gleichzeitig auch die zulässige dar.

Ein Bauwerk ist optimal bemessen, wenn der folgende Ausdruck maximal wird [5]:

$$Z(\vec{p}) = B(\vec{p}) - C(\vec{p}) - D(\vec{p}) \quad (126)$$

mit

\vec{p} Vektor der Modellgrößen

$B(\vec{p})$ Nutzen, der von der Brandschutzmaßnahme abgeleitet werden kann

$C(\vec{p})$ Kosten der Brandschutzmaßnahme

$D(\vec{p})$ Kosten im Versagensfall

Eine graphische Darstellung von Gl. (126) kann Bild 43 entnommen werden. Der wirtschaftlich sinnvolle Bereich wird durch die Bedingung abgegrenzt, dass Z im positiven Bereich liegen muss. Bei Anstieg der Kosten für die brandschutztechnische Einrichtung C verringern sich die Schadenfolgen D und umgekehrt.

Zur Bildung eines Akzeptanzkriteriums im Rahmen der Optimierung wird ein sogenannter Lebensqualitätsindex (Life Quality Index) LQI eingeführt [5]. Dieser Index ermöglicht es zu quantifizieren, welche Investitionen in Risikoreduktionsmaßnahmen für eine bestimmte Gesellschaft einerseits nötig und andererseits aber auch wirtschaftlich vertretbar sind.

Der LQI ist nach [5] u. a. eine Funktion des Bruttoinlandsproduktes, der durchschnittlichen Lebenserwartung bei der Geburt und des Zeitanteils, der für die Bestreitung des Lebensunterhalts aufgewendet werden muss.

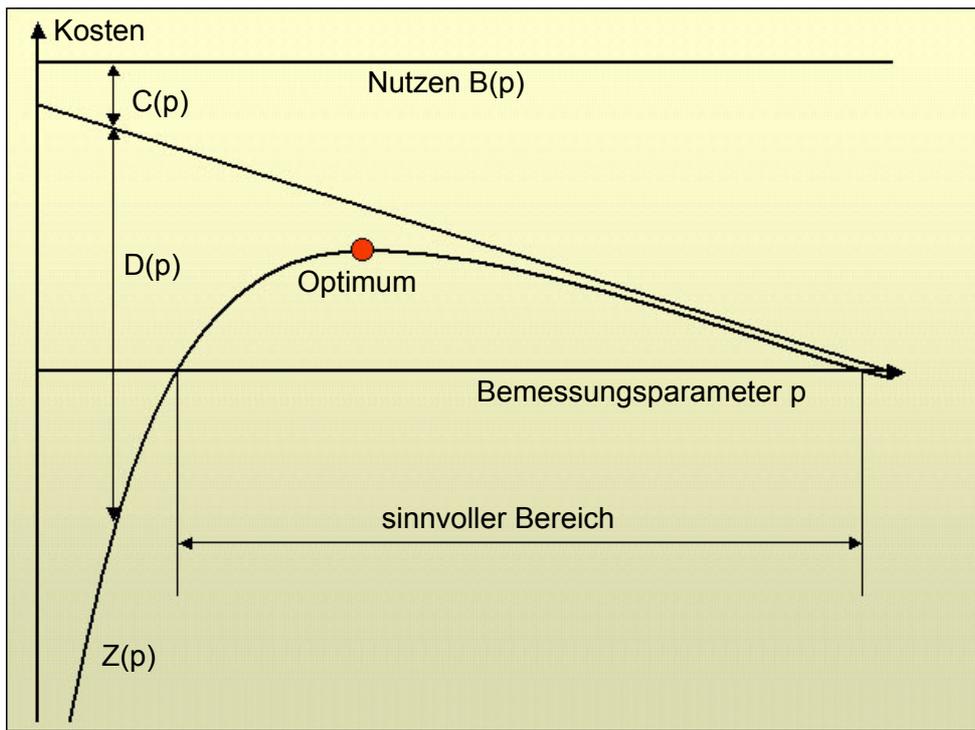


Bild 43 Kosten-Nutzen-Schadenfolgen-Funktion nach [5]

$$L = g_B^w \cdot e^{1-w} \tag{127}$$

mit

L Life Quality Index (LQI)

g_B Bruttoinlandsprodukt (BIP) pro Jahr

e Fläche unterhalb der Überlebenskurve (Lebenserwartung)

w durchschnittliche Zeit, die für Arbeit aufgewendet wird (inkl. Fahrtzeiten)

Diese Gleichung beinhaltet die drei wesentlichen die Lebensqualität beeinflussenden Faktoren: Wohlstand, Lebenserwartung und die neben der Arbeit verbleibende Freizeit. Der LQI ist ein Anhaltswert dafür, inwieweit eine Regierung ihrer Bevölkerung ermöglicht, ein langes, gesundes Leben in Wohlstand zu führen. Gl. (127) erfüllt die wesentliche Randbedingung, dass die Lebensqualität sowohl bei einem geringen BIP (Maß für wirtschaftlichen Wohlstand) als auch bei geringer Lebenserwartung gegen den Wert Null strebt, d. h. $L = 0$ für $g_B = 0$ bzw. $e = 0$.

Aus Gl. (127) kann ein Akzeptanzkriterium abgeleitet werden:

$$\frac{dg_B}{de} = -\frac{\frac{\partial L}{\partial e}}{\frac{\partial L}{\partial g_B}} \geq -\frac{g_B}{e} \cdot \frac{1}{q} \quad \text{bzw.} \quad \frac{dg_B}{g_B} + \frac{1}{q} \cdot \frac{de}{e} \geq 0 \tag{128}$$

mit

$$q = \frac{w}{1-w} \tag{129}$$

Erfüllen mehrere Alternativen zur Risikoreduktion dieses Kriterium, wird diejenige ausgewählt, die den maximalen LQI ergibt. Die praktische Anwendung dieser Gleichungen zum Zwecke der brand-

schutztechnischen Bemessung ist schwierig, da die Kosten der Brandschutzmaßnahmen zwar relativ genau quantifiziert werden können, nicht aber ihr Effekt und das Schadensausmaß.

Zunächst schätzt man den Effekt der Brandschutzmaßnahme auf die Abwendung von lebensbedrohenden Zuständen durch den Zuwachs in der Lebenserwartung Δe . Die Kosten der Brandschutzmaßnahme werden als Reduktion Δg_B des BIP ausgedrückt.

Die implizierten Kosten zur Abwendung von lebensbedrohenden Zuständen (Implied Cost of Averting a Fatality) ICAF erhält man nach [5] aus Gl. (128) durch Separation und Einsetzen von $g_B = g_B + \Delta g_B$ und $e = e + \Delta e$. Die Kosten ΔC , um das Leben eines Gebäudenutzers um ein Jahr zu verlängern ergeben sich zu

$$\Delta C = -\Delta g_B = g_B \cdot \left[1 - \left(1 + \frac{\Delta e}{e} \right)^{1 - \frac{1}{w}} \right] \tag{130}$$

$$\text{ICAF}(e_r) = |\Delta g| \cdot e_r \tag{131}$$

mit

$$e_r \approx 0,5 - 0,67 \cdot e \text{ (in Abhängigkeit der Altersverteilung)}$$

Da die Kosten ΔC pro Jahr berechnet werden, die Optimierung jedoch zum Zeitpunkt $t = 0$ vorgenommen wird, muss Gl. (130) mit einem Anteil der Lebenserwartung e_r multipliziert werden, der sich in Abhängigkeit der Altersverteilung zwischen 0,5 (ältere Gruppen) und 0,67 (für jüngere Gruppen) bewegt.

Der ICAF-Wert drückt aus, in welchem Maße eine Gesellschaft gewillt ist, Gelder für Sicherheitsmaßnahmen aufzuwenden (z. B. Brandschutzertüchtigung von Tunnels). Dieser Wert hängt nach [5] vom Wohlstand des Landes ab, ausgedrückt durch das BIP und von der durchschnittlichen Lebenserwartung der Bevölkerung.

Der Zuwachs an Lebenserwartung durch die Brandschutzmaßnahme kann wiederum an der Sterberate gemessen werden.

Die Sterblichkeit kann nach [5] abgeschätzt werden mit:

$$m_s = \int_0^{a_u} h(a,r) \cdot \mu(a) da$$

mit

$\mu(a)$ Sterberate

$h(a,r)$ Altersverteilung einer Gesellschaft mit konstantem Bevölkerungswachstum

Nathwani [81] bezieht die Änderung der Lebenserwartung infolge von Sicherheitsmaßnahmen dagegen auf die Änderung der Sterblichkeit mit Hilfe von Gl. (132).

$$\frac{de}{e} \approx \frac{\int_0^{a_u} l(a)^{1+\varepsilon} da \Big|_{\delta=0}}{\int_0^{a_u} l(a) da} \cdot \varepsilon = \frac{\int_0^{a_u} \ln(l(a)) l(a)^{1+\varepsilon} da \Big|_{\varepsilon=0}}{\int_0^{a_u} l(a) da} \cdot \varepsilon = \frac{\int_0^{a_u} \ln(l(a)) l(a) da}{\int_0^{a_u} l(a) da} \cdot \varepsilon = -C_\delta \cdot \varepsilon \tag{132}$$

mit

$l(a)$ Überlebenswahrscheinlichkeit im Alter a

ε Änderung der Sterblichkeit $\varepsilon = dm/m$

C_δ Maß für die Form der Überlebenskurve $l(a)$ in Abhängigkeit von der Altersstruktur und der Lebenserwartung der betrachteten Gruppe $0 \leq C_\delta \leq 1$

Für die Optimierung ist es erforderlich, neben dem Einfluss einer Brandschutzmaßnahme auf die Lebenserwartung auch deren Kosten zu berücksichtigen.

Die Kosten einer Sicherheitsmaßnahme pro Person und Jahr werden auf die Änderung dg des BIP bezogen und betragen nach [5]:

$$dg_B = -dC_Y(\bar{p}) = -\frac{1}{N_P} \sum_{i=1}^n dC_{Y,i}(\bar{p}) \tag{133}$$

mit

n Anzahl der betrachteten Objekte (z. B. Straßentunnel oder Krankenhäuser etc.)

$dC_{Y,i}$ Kosten der Maßnahme pro Objekt

N_P Gesamtanzahl der Personen in den betrachteten Objekten

Für die Optimierung müssen nun sowohl die Kosten der Brandschutzmaßnahme als auch ihr Einfluss auf die Lebenserwartung bzw. die Sterblichkeit in einem Akzeptanzkriterium verknüpft werden.

Setzt man Gl. (133) und (132) in Gl. (128) ein, ergibt sich:

$$\frac{-dC_Y(\bar{p})}{g_B} + \frac{(1-w)}{w} \left(-C_\delta \cdot \frac{dm_s}{m_s} \right) \geq 0 \tag{134}$$

Die Änderung der Sterblichkeit dm_s ist für $t \rightarrow \infty$ proportional zur Versagensrate $dh(\bar{p})$. Unter Berücksichtigung dieser Tatsache ergibt sich

$$\frac{dC_Y(\bar{p})}{dh(\bar{p})} \geq -k \cdot \frac{C_\delta}{m_s} \cdot g_B \cdot \frac{1-w}{w} = -k \cdot G_F \tag{135}$$

$$G_F = \frac{C_\delta}{m_s} \cdot g_B \cdot \frac{1-w}{w} \tag{136}$$

mit

k Konstante, die als Wahrscheinlichkeit gedeutet werden kann, dass eine Person im Versagensfall ums Leben kommt

Die jährlichen Kosten für die Brandschutzmaßnahmen müssen auf die Kosten zum Zeitpunkt $t = 0$ übertragen werden, an dem die Optimierung stattfindet. Es gilt $dC_Y(\bar{p}) = dC_Y(\bar{p}) \cdot \gamma$, wobei $\gamma \approx 2\%$ einen Zinssatz darstellt. Aus Gl. (135) wird nach [5] somit das nachfolgende Optimierungs- bzw. Akzeptanzkriterium entwickelt:

$$\frac{dC(\bar{p})}{dh(\bar{p})} \geq -\frac{k}{\gamma} \cdot G_F \cdot N_F = -\frac{K_F}{\gamma} \tag{137}$$

Die Variable N_F hängt in Anlehnung an [5] ab von:

- der flächenmäßigen Ausdehnung des Brandes,

- der Anzahl der Personen, die durch das Ereignis „gefährlicher Brand“ gefährdet wären,
- der Art des Versagens (plötzlich oder mit Vorankündigung),
- der Wahrscheinlichkeit, nicht rechtzeitig flüchten zu können und
- der Wahrscheinlichkeit, durch den Brand und seine Nebenerscheinungen ums Leben zu kommen.

In [82] wird eine Gleichung zur Quantifizierung der Variable N_F für den Lastfall „Erdbeben“ angegeben. Diese Gleichung wird hier für den Lastfall „gefährlicher Brand“ angepasst.

$$N_F = N_B \cdot (M_1 \cdot M_2 \cdot M_3 \cdot M_4) \tag{138}$$

mit

- N_B Anzahl der Nutzeinheiten bzw. Brandbekämpfungsabschnitte, die vom Brand betroffen sind
- M_1 Maximale Personenanzahl pro Nutzeinheit bzw. Brandbekämpfungsabschnitt
- M_2 Besetzung der Nutzeinheit bzw. des Brandbekämpfungsabschnitts zum Zeitpunkt des Brandausbruchs ($0 \leq M_2 \leq 1$)
- M_3 Wahrscheinlichkeit, die Nutzeinheit bzw. den Brandbekämpfungsabschnitt nicht rechtzeitig verlassen zu können
- M_4 Wahrscheinlichkeit, im Versagensfall durch den Brand und seine Nebenerscheinungen ums Leben zu kommen

In Kenntnis der Variable N_F und der Gesamtanzahl der Personen in den betrachteten Objekten N lässt sich die Konstante k als Quotient der beiden Größen berechnen:

$$k = \frac{N_F}{N} \tag{139}$$

Die nachfolgende Tabelle zeigt die Größenordnung der Konstante k für verschiedene seltene Ereignisse [5].

Tabelle 10 Konstante k für verschiedene seltene Ereignisse (kann nach [5] als Wahrscheinlichkeit gedeutet werden, dass eine Person im Versagensfall ums Leben kommt)

Ereignis	k
Erdbeben, Explosion, Lawine, Steinschlag, Tsunami	0,005 – 0,2
Hurricane, Sturmflut	0,001 – 0,01
unerwartetes plötzliches Versagen der Tragkonstruktion	0,01 – 0,5
Feuer in Straßen- und Eisenbahntunnels	0,1

Gl. (138) quantifiziert die Gefährdung von Personen im Brandfall in Abhängigkeit der wesentlichen Einflüsse:

- M_1

Die maximal mögliche Personenanzahl pro betrachtetem Abschnitt hängt in erster Linie von der Gebäudenutzung und den Abmessungen des Gebäudes ab. Mit dem Faktor M_1 wird bei der Optimierung einbezogen, ob es sich um ein gewöhnliches Gebäude handelt (z. B. Wohnung) oder um ein Gebäude besonderer Art und Nutzung (z. B. Versammlungsstätte). Damit wird das Risikopo-

tential bezüglich des Schutzzieles Personenschutz in Form der Anzahl im Brandfall gefährdeter Menschenleben berücksichtigt.

- M_2

Über den Faktor M_2 können verschiedene Szenarien bezüglich der Personen-Besetzung der betrachteten Abschnitte durchgespielt werden. Bei einem vollbesetztem Gebäude vergrößert sich das Personenrisiko zum einen dadurch, dass grundsätzlich mehr Personen durch den Brand gefährdet werden und zum anderen, weil die Flucht jedes einzelnen einen längeren Zeitraum in Anspruch nimmt.

- M_3

Die Zeitdauer für die Flucht und Rettung und damit die Wahrscheinlichkeit, rechtzeitig aus dem Gefahrenbereich zu entkommen, hängt in starkem Maße von der Höhe des Gebäudes ab. Der Faktor M_3 berücksichtigt die Weglänge, die i. d. R. bei einem eingeschossigen Gebäude am geringsten und bei einem Hochhaus am größten ist.

- M_4

Mit dem Faktor M_4 wird berücksichtigt, ob im Versagensfall Leben und Gesundheit der Nutzer gefährdet werden, d. h. es wird das Schutzziel „Personenschutz“ betrachtet. Da 80 % aller Brandtoden infolge Rauch ums Leben kommen, ist der Faktor M_4 bezüglich der Bemessung der für eine ausreichend hohe raucharme Schicht erforderlichen Rauchabzüge generell höher anzusetzen. Berücksichtigt wird mit diesem Faktor auch die Versagensart im Grenzzustand der Tragfähigkeit. Bei plötzlichem Versagen der Tragkonstruktion ist die potentielle Gefährdung höher als bei Versagen mit Vorankündigung.

Die Verknüpfung der Kosten-Nutzen-Optimierung mit der First- bzw. Second Order Reliability Method (FORM/SORM) liefert schließlich im Falle von selten auftretenden Lastfällen nach [5] folgende zu maximierende Funktion:

$$Z(\bar{p}) = \frac{b}{\gamma} - C(\bar{p}) - (C(\bar{p}) + H_M + H_F) \cdot \frac{\lambda_B \cdot p_f(\bar{p})}{\gamma + \lambda_B \cdot p_f(\bar{p})} \tag{140}$$

$$g(\bar{u}, \bar{p}) \leq 0 \tag{141}$$

$$\nabla_p \cdot C(\bar{p}) + K_F \cdot \nabla_p (\lambda_B \cdot p_f(\bar{p})) \geq 0 \tag{142}$$

$$H_F = \text{ICAF}(\mathbf{e}_r) \cdot k \cdot N_F \tag{143}$$

mit

λ_B Häufigkeit gefährlicher Brände

$g(\bar{u}, \bar{p}) \leq 0$ Beschreibung des Versagensbereiches

H_M Sach- und Folgekosten (z. B. Produktionsausfall) im Versagensfall

H_F Kosten, um das Leben der Nutzer zu schützen (life saving cost)

∇_p Nabla Operator (Differentialoperator)

Die Komponenten des Vektors der Basisvariablen werden variiert, bis das Akzeptanzkriterium Gl. (142) erfüllt ist. Ergeben sich mehrere Alternativen, wird jene gewählt, die den maximalen Life Quality Index (LQI) ergibt. Die mit SORM berechnete zugehörige (Ziel-) Versagenswahrscheinlichkeit ist

$$p_f(\bar{p}) \approx \Phi(-\beta(\bar{p})) \cdot C_{SORM} \tag{144}$$

mit

C_{SORM} Second Order Korrekturfaktor

8.2 Einordnung der Bemessungssituation in Risikoklassen

Nach Herleitung des Verfahrens zur Festlegung von Zielversagenswahrscheinlichkeiten p_f in Abhängigkeit der sozialen und ökonomischen Randbedingungen könnten diese nun im Rahmen der probabilistischen Bemessung für jeden Einzelfall festgelegt werden. Auf diese Weise würde man zwar die wirtschaftlichste und sozialverträglichste Lösung erhalten, jedoch wäre der Planungsaufwand im Rahmen eines praxistauglichen Bemessungsverfahrens zu groß.

Analog zum Eurocode 1 [79] wird die Bemessungssituation darum grundsätzlich drei Risikoklassen zugeordnet. Tabelle 11 beinhaltet die Zielversagenswahrscheinlichkeiten p_f für diese drei Risikoklassen und die korrespondierenden Sicherheitsindizes in Anlehnung an [78].

Tabelle 11 Angestrebtes Sicherheitsniveau in Form der Zielversagenswahrscheinlichkeiten p_f und des korrespondierenden Sicherheitsindex β (Bezugszeitraum 1 Jahr)

	Risikoklassen		
	1	2	3
Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f	10^{-5}	10^{-6}	10^{-7}
Sicherheitsindex β	4,27	4,75	5,20
Risikoindex R_{isk}	$R_{isk} < 20$	$20 \leq R_{isk} < 50$	$R_{isk} \geq 50$

Während in [78] bei der Definition der Sicherheitsanforderungen lediglich zwischen dem Grenzzustand der Tragfähigkeit und der Gebrauchstauglichkeit zu unterscheiden ist, werden bei dem hier vorgestellten Konzept zur Einordnung der Bemessungssituation in Risikoklassen weitere Einflüsse berücksichtigt:

- Grenzzustand (R_1)
- Versagensart (R_2)
- Fluchtmöglichkeiten der Nutzer (R_3)
- Rettungsmöglichkeiten der Feuerwehr (R_4)
- Bedeutung des Gebäudes (R_5)
- zu erwartender wirtschaftlicher Schaden im Brandfall (R_6)

Mit einer Punktemethode, werden jeder Bemessungssituation in Abhängigkeit dieser Kriterien bestimmte Werte zugeordnet. Der sich als Summe aus sechs Einzelwerten ergebende Risikoindex R_{isk} gibt dann nach Tabelle 11 Aufschluss darüber, in welche Risikoklasse die Bemessungssituation einzustufen ist.

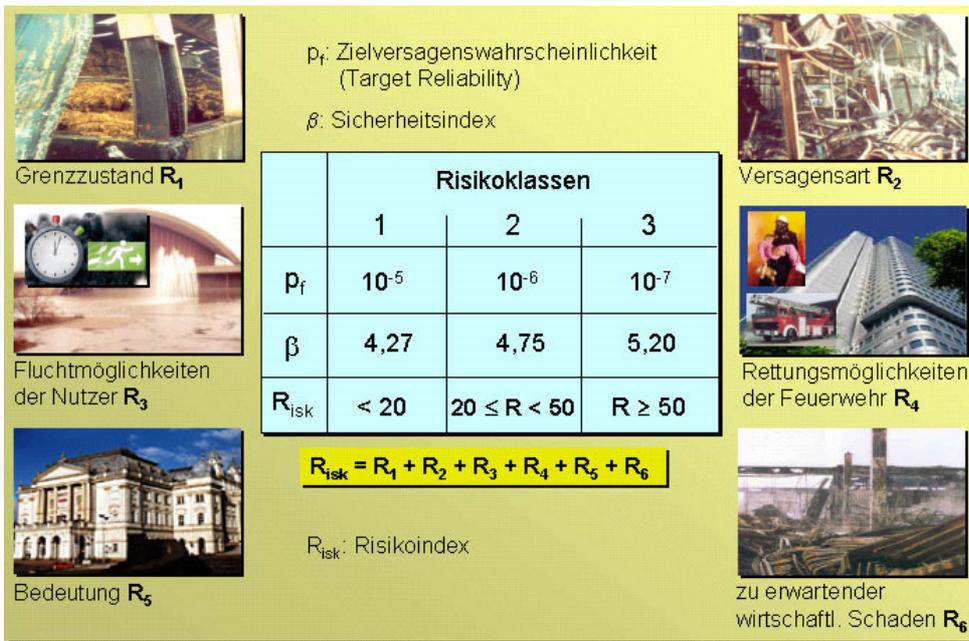


Bild 44 Einflüsse für die Einteilung der Gebäude in Risikoklassen

Das gleichzeitige Auftreten bestimmter risikoerhöhender Einflüsse (z. B. Versagen ohne Vorankündigung + mehrgeschossiges Gebäude + Nutzung mit hoher Personenanzahl) führt über einen hohen Risikoindex R_{Isk} zu einer höheren Risikoklasse und damit zu einer geringeren akzeptierten Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f . Günstigere Bedingungen (z. B. Bemessung eines Bauteils im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit + Gebäude geringer Höhe) ergeben einen kleineren Risikoindex und damit auch eine geringere Risikoklasse. Bei der praxisgerechten Bemessung mit deterministischen Bemessungsgleichungen und probabilistisch hergeleiteten Sicherheitselementen wird die Zuordnung in eine bestimmte Risikoklasse durch die Verwendung der entsprechenden Sicherheitselemente berücksichtigt.

Die Methode zur Einordnung der Bemessungssituation in die Risikoklassen orientiert sich an gültigen Normen und Vorschriften, z. B. bezüglich der Unterscheidung zwischen den Grenzzuständen der Tragfähigkeit und der Gebrauchstauglichkeit, wie sie in DIN 1055-100 [80] aufgeführt ist und der Einteilung der Bauwerke nach der Fußbodenhöhe des obersten Geschosses mit Aufenthaltsräumen gemäß Musterbauordnung (MBO) [83].

Zusätzlich sind auch Einstufungsmöglichkeiten bezüglich des Sachschutzes vorgesehen, nämlich bezüglich der gesellschaftlichen Bedeutung eines Gebäudes (z. B. denkmalgeschützte Bauten) und des zu erwartenden wirtschaftlichen Schadens. Hier bestehen Abstimmungsmöglichkeiten mit den Gebäudeversicherern, indem durch Einstufung des Gebäude in eine höhere Risikoklasse ggf. die Versicherungsprämien verringert werden können.

Im Folgenden werden die unterschiedlichen Einstufungskriterien erläutert:

- Grenzzustand (Kriterium R_1)

Bei diesem Kriterium wird danach differenziert, ob es sich bei der Bemessung vorrangig um das Schutzziel Personenschutz oder lediglich um den Sachschutz handelt, d. h. ob im Versagensfall (Überschreitung des betreffenden Grenzzustandes) Menschenleben gefährdet sind oder nicht. Handelt es sich um die Bemessung eines Bauteils im Grenzzustand der Tragfähigkeit oder um die Auslegung einer Entrauchungsmaßnahme, wird ein Risikosummand $R_1 = 15$ bei der Einstufung berücksichtigt. Geht es im anderen Fall um die Bemessung im Grenzzustand der Gebrauchstaug-

lichkeit und damit primär um die Bewahrung von Sachwerten, wird bezüglich des Kriteriums „Grenzzustand“ ein Risikosummand $R_1 = 0$ verwendet.

- Versagensart (Kriterium R_2)

Im Eurocode 1 [79] wird darauf hingewiesen, dass die in Tabelle 9 angegebenen Werte für den Sicherheitsindex β als „geeignet in den meisten Fällen“ anzusehen sind, die aus Kalibrierungsuntersuchungen an Bemessungsnormen unterschiedlicher Länder herrühren. Es wird jedoch erwähnt, dass Abstufungen im Sicherheitsniveau in der Größenordnung von $\Delta\beta = 0,5$ bis $1,0$ hinsichtlich der Versagensart sinnvoll seien.

Daher wird bei der Risiko-Summationsmethode zwischen Versagen mit Vorankündigung (duktil) und Versagen ohne Vorankündigung (spröde) unterschieden. Eine Stahlstütze beispielsweise, welche bei Überschreitung der kritischen Temperatur einen plötzlichen Steifigkeitsverlust erfährt und demzufolge ohne Vorankündigung versagt, führt zu einem Risikosummand $R_2 = 15$. Eine massive Holzstütze dagegen weist einen relativ stetigen Abbrand auf, so dass sie mit Vorankündigung versagt und daher ein Risikosummand $R_2 = 0$ angesetzt wird.

- Fluchtmöglichkeiten der Nutzer (Kriterium R_3)

Bei diesem Einstufungskriterium werden die im Einzelfall vorhandenen Evakuierungsmöglichkeiten der Nutzer berücksichtigt. Diese hängen unter anderem ab vom

- Zustand der Nutzer, d.h. ob diese in der Lage sind, aus eigener Kraft zu fliehen oder nicht,
- der Anzahl der Nutzer im Gebäude,
- der Anzahl der Fluchtwege und
- der Gesamtgeschossfläche des Gebäudes.

Die Gesamtbewertung dieser Einflüsse lässt sich am besten durch eine Wurzelfunktion beschreiben.

$$R_3 = Z_N \cdot \sqrt[5]{\frac{\text{Nutzeranzahl} \cdot \text{Gesamtgeschossfläche}}{\text{Fluchtweganzahl}}} \leq 20 \tag{145}$$

mit

Z_N Zustand der Nutzer

$Z_N = 0,5$ wenn Flucht aus eigener Kraft möglich

$Z_N = 1,0$ wenn Flucht nicht aus eigener Kraft möglich

Die folgende Tabelle zeigt, wie typische Gebäude der unterschiedlichen Nutzungen bezüglich des Kriteriums R_3 „Fluchtmöglichkeiten“ eingestuft werden.

Tabelle 12 Risikosummanden R_3 für typische Gebäude unterschiedlicher Nutzungen

Nutzung	Risikosummand R_3	Defaultwert
Wohnnutzung	1 – 3	3
Büros	2 – 5	5
Industriebau	5 – 10	10
Krankenhaus	5 – 20	20
große Versammlungsstätten	10 – 20	20

Mit dem Risikosummand R_3 wird der Tatsache Rechnung getragen, dass das Gefährdungspotential in Sonderbauten je nach Typus aufgrund größerer Abmessungen, höherer Personenanzahlen und damit längerer Evakuierungszeiten ungleich größer ist als bei gewöhnlichen Bauten.

Zur Vereinfachung der Risikoindex-Methode werden den verschiedenen Nutzungen „Defaultwerte“ zugeordnet, die den worst case hinsichtlich der oben genannten vier Einflüsse berücksichtigen. Diese Fälle ergeben sich u. a. aus den Mindestanforderungen bezüglich der vorhandenen Rettungswege nach der Musterbauordnung und den diversen Sonderbauverordnungen.

- Rettungsmöglichkeiten der Feuerwehr (Kriterium R_4)

Die Fußbodenhöhe des obersten Geschosses mit Aufenthaltsräumen eines Gebäudes spielt bei der Einstufung in die drei Risikoklassen eine wichtige Rolle. Bei diesem Kriterium wird sich an der grundlegenden Einteilung der Gebäude bezüglich ihrer Höhe nach der Musterbauordnung [83] orientiert. Diese richtet sich in erster Linie nach dem Rettungsgerät der Feuerwehr und teilt die Gebäude grundsätzlich in solche geringer Höhe, mittlerer Höhe sowie Hochhäuser ein.

Tabelle 13 Einteilung der Gebäude nach ihrer Höhe

Gebäude	Fußbodenhöhe	2. Rettungsweg
geringer Höhe	$\leq 7 \text{ m}$	Steckleiter
mittlerer Höhe	$7 \text{ m} < h \leq 22 \text{ m}$	Drehleiter
Hochhaus	$> 22 \text{ m}$	2. baulicher Rettungsweg oder Sicherheitstuppenraum

Hochhäuser erhalten einen Risikosummand $R_4 = 10$, da die benötigte Zeit für die Flucht und Rettung hier ungleich größer ist und die sichere Evakuierung u. a. nur bei zuverlässiger Aufrechterhaltung der Standsicherheit der Tragkonstruktion gewährleistet ist.

Bei Gebäuden mittlerer Höhe ist der Zeitbedarf für die Flucht und Rettung vergleichsweise geringer, daher wird hier ein Risikosummand $R_4 = 5$ zugewiesen. Gebäude geringer Höhe weisen bezüglich der Flucht und Rettung das geringste Risiko auf, so dass dort ein Risikosummand $R_4 = 0$ gewählt wird.

- Bedeutung des Gebäudes (Kriterium R_5)

Der gesellschaftliche Stellenwert eines Gebäudes ist ein subjektives Kriterium für die Berücksichtigung des Sachschutzes und hängt von der Sichtweise desjenigen ab, der das betreffende Gebäude einstuft. In erster Linie wird mit diesem Kriterium die Möglichkeit geschaffen, unersetzbare Dinge zuverlässiger vor Brandschäden zu schützen. Dabei wird vorrangig an Museen oder denkmalgeschützte Gebäude gedacht. Da es hierbei nicht um den Schutz von Menschenleben geht, wird dieses Kriterium weniger stark gewichtet als die vorangegangenen vier Einflüsse. Wird dem Gebäude eine hohe gesellschaftliche Bedeutung eingeräumt, nimmt der Risikosummand R_5 den Wert 5 an, andernfalls wird er auf Null gesetzt.

- Wirtschaftlicher Schaden (Kriterium R_6)

Der im Brandfall zu erwartende Sachschaden ist ein weiteres subjektives Kriterium, da es auch hier im Auge des Betrachters liegt, welcher Sachschaden als hoch empfunden wird. Bei diesem Kriterium wird ganz bewusst der nötige Spielraum geschaffen, um in Absprache mit dem Bauherrn und dem Versicherer das angestrebte Sicherheitsniveau ggf. leicht anzuheben. Dementsprechend kann der Risikosummand auf $R_6 = 5$ oder alternativ auf 0 gesetzt werden.

Die Beträge der Risikosummanden für die sechs Kriterien wurden bezüglich ihres Verhältnisses zueinander so gewählt, dass die Gefährdung von Personen deutlich höher gewichtet wird als die Gefährdung von Sachwerten. Im Vordergrund steht bei der Einstufung in eine Risikoklasse stets die Sicherstellung der Flucht und Rettung der Nutzer. Die Kriterien R_1 bis R_4 beziehen sich direkt auf das Schutzziel Personenschutz. Die Kriterien R_5 und R_6 sind subjektiver Natur und berücksichtigen den Sachschutz.

Die Risikoindex-Methode kann mit dem zuverlässigkeitsorientierten Optimierungsalgorithmus nach Rackwitz [5] unter Berücksichtigung des Life-Quality-Index überprüft bzw. kalibriert werden. Das vereinfachte Verfahren soll dabei größenordnungsmäßig dieselben Zielversagenswahrscheinlichkeiten ergeben wie das genaue Verfahren.

Im Folgenden wird zusammengefasst, welche Einflüsse auf das Gefährdungspotential im Sicherheitskonzept berücksichtigt werden und auf welche Weise sie in die Berechnung eingehen.

Tabelle 14 Einflüsse auf das Gefährdungspotential (1)

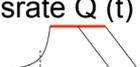
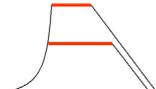
Einfluss	Parameter / Art	Berücksichtigung im Sicherheitskonzept	
Brandlast	Brandausbreitung (langsam – sehr schnell), Anordnung, Stapeldichte, Beschaffenheit ⇒ Brandentwicklungszeit t_g	zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrate $Q(t)$ 	
	Masse der Brandlast M	zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrate $Q(t)$ 	
	maximal mögliche Brandfläche $A_{Brand,max}$	zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrate $Q(t)$ 	
	nutzungsabhängige Streuung der Brandlast	Sicherheitselemente γ_R und γ_S in Abhängigkeit der Nutzung	
Brandmeldung	Alarmierungszeit ⇒ Brandentwicklungsdauer	zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrate $Q(t)$ 	
	Versagenswahrscheinlichkeit der Brandmeldung / Streuung von Parametern	Berücksichtigung durch Sicherheitselemente γ_R und γ_S	
Löschanlagen (Sprinkler)	RTI, Auslösetemperatur, Abstand Sprinkler – Plumeachse, Raumhöhe	zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrate $Q(t)$ 	
	Versagenswahrscheinlichkeit der Löschanlage / Streuung von Parametern	Berücksichtigung durch Sicherheitselemente γ_R und γ_S	
Feuerwehren (öffentliche Feuerwehr, anerkannte Werkfeuerwehren)	Hilfsfrist ⇒ Brandentwicklungsdauer	zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrate $Q(t)$ 	
	Versagenswahrscheinlichkeit der Feuerwehr / Streuung von Parametern	Berücksichtigung durch Sicherheitselemente γ_R und γ_S	
Ventilation	natürliche Ventilation (Zu- und Abluftöffnungsflächen)	$Q(t)$ 	Heißgastemperatur T_H (Wärmeabzug)
	mechanische Ventilation (Volumenstrom)		
	Versagenswahrscheinlichkeit / Streuung von Parametern	Berücksichtigung durch Sicherheitselemente γ_R und γ_S	

Tabelle 15 Einflüsse auf das Gefährdungspotential (2)

Einfluss	Parameter / Art		Berücksichtigung im Sicherheitskonzept
Grenzzustand	Tragfähigkeit		Wert des Risikosummand R_1 bei der Risikoindex-Methode zur Festlegung der Risikoklasse (Zuordnung der Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f)
	Über- bzw. Unterschreitung von Gaskonzentrationen		
	Sichtweite in Rettungswegen		
	Gebrauchstauglichkeit		
Versagensart (Tragwerksversagen)	ohne Vorankündigung		Wert des Risikosummand R_2 bei der Risikoindex-Methode zur Festlegung der Risikoklasse (Zuordnung der Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f)
	mit Vorankündigung		
Fluchtmöglichkeiten der Nutzer	Zustand der Nutzer		Wert des Risikosummand R_3 bei der Risikoindex-Methode zur Festlegung der Risikoklasse (Zuordnung der Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f)
	Anzahl der Fluchtwege		
	Gesamtgeschossfläche		
	Anzahl der Nutzer		
Rettungsmöglichkeiten der Feuerwehr (Gebäudehöhe)	Fußbodenhöhe oberstens Geschoss	Hochhaus	Wert des Risikosummand R_4 bei der Risikoindex-Methode zur Festlegung der Risikoklasse (Zuordnung der Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f)
		mittlerer Höhe	
		geringer Höhe	
Bedeutung des Bauwerks	hoch		Wert des Risikosummand R_5 bei der Risikoindex-Methode zur Festlegung der Risikoklasse (Zuordnung der Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f)
	gering		

Tabelle 16 Einflüsse auf das Gefährdungspotential (3)

Einfluss	Parameter / Art	Berücksichtigung im Sicherheitskonzept
zu erwartender wirtschaftlicher Schaden	hoch	Wert des Risikosummand R_6 bei der Risikoindex-Methode zur Festlegung der Risikoklasse (Zuordnung der Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f)
	gering	
Gebäudenutzung (Brandausbreitungswahrscheinlichkeit)	Krankenhäuser und sonstige Pflegeeinrichtungen	Berücksichtigung durch Sicherheitselemente γ_R und γ_S in Abhängigkeit der Nutzung
	Schulen	
	Versammlungsstätten	
	Verkaufsstätten	
	Industriebau	
	Wohnungen, Büros	

9 Probabilistische und semi-probabilistische Bemessung

9.1 Zuverlässigkeitsanalyse von Systemen

Einer der Grundbestandteile des Sicherheitskonzeptes ist die Berücksichtigung des Zusammenwirkens der brandbeeinflussenden Komponenten als System. Daher erfolgt die probabilistische Bemessung und die Herleitung der Sicherheitselemente für die praxisgerechte semi-probabilistische Bemessung durch Zuverlässigkeitsanalysen unter Berücksichtigung des Gesamtsystems.

Die Versagenswahrscheinlichkeit p , zu deren Ermittlung im Abschnitt 6 verschiedene Berechnungsverfahren vorgestellt worden sind, charakterisiert dagegen lediglich die Zuverlässigkeit eines Elements eines ganzen Systems.

Jedes System hat gewöhnlich viele Komponenten, deren vereinzelter oder kombinierter Ausfall zum Versagen des Gesamtsystems führen kann.

Sind für ein technisches System die verschiedenen Risikoquellen oder Gefährdungsbilder identifiziert und in kausal zusammenhängende Komponenten und Subsysteme diskretisiert worden, können sogenannte logische Bäume für die weiteren Analysen verwendet werden. Logische Bäume verknüpfen Ursachen, Zwischenereignisse und Folgen. Wichtige logische Bäume sind:

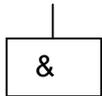
- Fehlerbaum (Fault Tree): Identifikation von Ursachen und Eintretenswahrscheinlichkeiten, die zum Ausgangsereignis führen
- Ereignisbaum (Event Tree): Identifikation von Folgen des Ausgangsereignisses und zugehörigen Wahrscheinlichkeiten
- Entscheidungsbaum: Erarbeitung der Grundlagen für Entscheidungen

Fehlerbäume werden auf der Grundlage von Ausschluss gegründet. Das Ereignis eines Systemversagens, das sogenannte „Top Event“ wird betrachtet und die möglichen kausalen Abläufe von

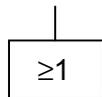
Komponenten- und Subsystemversagen, die zum Systemversagen führen, werden identifiziert. Die logische Wechselbeziehung zwischen den Komponentenausfällen wird mit Hilfe von logischen Knoten beschrieben. Beim Fehlerbaum steht das Systemversagen als „Top Event“ immer an der Spitze des Baums und die Basisereignisse bilden die „Wurzeln“.

Für die logischen Knoten, die „Top Events“ und die Basisereignisse werden in Anlehnung an DIN 25424 [84] die folgenden Symbole verwendet:

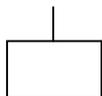
AND-Knoten (Parallelsystem):



OR-Knoten (Seriensystem):



Top-Event:



AND-Knoten (Parallelsysteme) sind nur dann in einem Versagenszustand, wenn *alle* Komponenten, die zum Knoten gehören, ausgefallen sind. OR-Knoten (Seriensysteme) dagegen versagen bereits dann, wenn nur *eine* der zugehörigen Komponenten ausfällt.

Die Versagenswahrscheinlichkeit eines Seriensystems ergibt sich bei Annahme der statistischen Unabhängigkeit zu:

$$p_{\text{sys}} = 1 - \prod_{i=1}^n (1 - p_i) \tag{146}$$

Für kleine Versagenswahrscheinlichkeiten p_i vereinfacht sich diese Gleichung zu:

$$p_{\text{sys}} \approx \sum_{i=1}^n p_i \tag{147}$$

Die Versagenswahrscheinlichkeit p_{sys} eines Seriensystems ist also immer größer als diejenige seines unzuverlässigsten Elements. Sind alle Elemente eines OR-Knotens vollständig miteinander korreliert, gilt:

$$p_{\text{sys}} = \max p_i \tag{148}$$

Die Versagenswahrscheinlichkeit eines Seriensystems liegt damit immer zwischen den folgenden Grenzen:

$$\max(p_i) \leq p_{\text{sys}} \leq 1 - \prod_{i=1}^m (1 - p_i) < \sum_{i=1}^m p_i \tag{149}$$

Offensichtlich ist die Versagenswahrscheinlichkeit des Seriensystems immer größer als die seiner unzuverlässigsten Komponente. Sie ist außerdem umso größer, je mehr Komponenten vorhanden sind.

Für ein Parallelsystem ergibt sich die Versagenswahrscheinlichkeit bei Annahme der statistischen Unabhängigkeit zu:

$$p_{\text{sys}} = \prod_{i=1}^n p_i \tag{150}$$

Falls alle Elemente des AND-Knotens vollständig miteinander korreliert sind, gilt:

$$p_{\text{sys}} = \min p_i \tag{151}$$

Damit wird die Versagenswahrscheinlichkeit eines Parallelsystems durch die folgenden Schranken begrenzt:

$$\prod_{i=1}^m p_i \leq p_{\text{sys}} \leq \min p_i$$

Die Versagenswahrscheinlichkeit eines Parallelsystems ist demnach zum einen nie größer als die Versagenswahrscheinlichkeit seiner zuverlässigsten Komponente und zum anderen umso kleiner, je größer die Anzahl der Komponenten m ist. Bei näherer Betrachtung dieser einfachen Rechenregeln für Systeme wird klar, dass bei einer realistischen Zuverlässigkeitsbeurteilung eines Systems stets ggf. vorhandene Korrelationen berücksichtigt werden sollten, da sich die mit und ohne Korrelationen berechneten Versagenswahrscheinlichkeiten u. U. signifikant unterscheiden können.

Gewöhnlich findet man in der Praxis gemischte Systeme, die auf in Serie geschalteten (OR-Knoten) Ästen parallel geschaltete (AND-Knoten) Elemente aufweisen. Die Versagenswahrscheinlichkeit solcher gemischter Systeme lässt sich durch schrittweise Reduktion der parallel oder in Serie geschalteten Elemente auf einfachere Systeme ermitteln. Dabei gelten die folgenden Rechenregeln:

- OR-Knoten (Seriensystem)

Unabhängige Ereignisse: $P(A \cup B) = P(A) + P(B)$ (152)

Korrelierte Ereignisse: $P(A \cup B) = P(A) + P(B) - P(A \cap B)$ (153)

- AND-Knoten (Parallelsystem)

Unabhängige Ereignisse: $P(A \cap B) = P(A) \cdot P(B)$ (154)

- Absorptionsgesetze

$$(A \cap B) \cup A = A \quad (A \cup B) \cap A = A \tag{155}$$

- Distributivgesetze

$$A \cap (B \cup C) = (A \cap B) \cup (A \cap C) \quad (A \cup B) \cap (A \cup C) = A \cup (B \cap C) \tag{156}$$

- De Morgan Regeln

$$\overline{A \cap B} = \overline{A} \cup \overline{B} \quad \overline{A \cup B} = \overline{A} \cap \overline{B} \tag{157}$$

Bei Betrachtung umfangreicher Fehlerbäume, in denen auch Korrelationen zwischen einzelnen Komponenten auftreten, besteht ein beträchtlicher Rechenaufwand. Das Programm SYSREL [54] ermöglicht die Zuverlässigkeitsanalyse von Systemen auf Basis von FORM und SORM. Die logische Anordnung der Systemkomponenten kann als Vereinigungsmenge (Seriensystem), als Schnittmenge (Parallelsystem) und im allgemeinsten Fall als Vereinigung von Schnitten definiert werden.

Weiterhin erlaubt SYSREL [54] auch die Berechnung von bedingten Wahrscheinlichkeiten. Die Bedingung kann ihrerseits eine Schnittmenge sein, die auch Gleichheits-Randbedingungen (Equality Constraints) enthalten kann. Zeitabhängigkeiten in der Systemzuverlässigkeitsanalyse können über die Durchführung der Berechnungen im Zeitschrittverfahren berücksichtigt werden (siehe Abschnitt 9.6).

Die minimalen Schnittmengen der logischen Verknüpfungen, die in der erforderlichen Größenordnung kaum noch per Hand aufstellbar sind, werden mit dem Programm CUTALG [85] bestimmt.

Die reine Fehlerbaumanalyse nach DIN 25424 [84] kann für die vorliegende Problematik als völlig ungeeignet angesehen werden. Bei dieser Methode können weder Korrelationen zwischen den Basisvariablen noch Zeitabhängigkeiten in der Systemanalyse berücksichtigt werden.

9.2 Grundkonzept der probabilistischen Bauteilbemessung

Nach Festlegung der Anforderungen an die Zuverlässigkeit baulicher Anlagen in Form der Zielversagenswahrscheinlichkeiten p_f (Abschnitt 8) könnte nun die Bemessung prinzipiell probabilistisch erfolgen. Bei der zu lösenden Aufgabe handelt es sich um ein Optimierungsproblem, bei dem die wirtschaftlichste Konstruktion unter der Bedingung gesucht wird, dass der erforderliche Sicherheitsindex nicht unterschritten wird. Hinsichtlich des Materialeinsatzes würde es sich dabei um die optimale Lösung handeln, jedoch würden die Gesamtkosten von den Planungskosten dominiert werden. Außerdem ist ein probabilistisches Bemessungsverfahren aufgrund der Komplexität der Zusammenhänge für die Anwendung in der Praxis als ungeeignet anzusehen. Es bleibt daher wenigen, speziellen Anwendungsfällen vorbehalten.

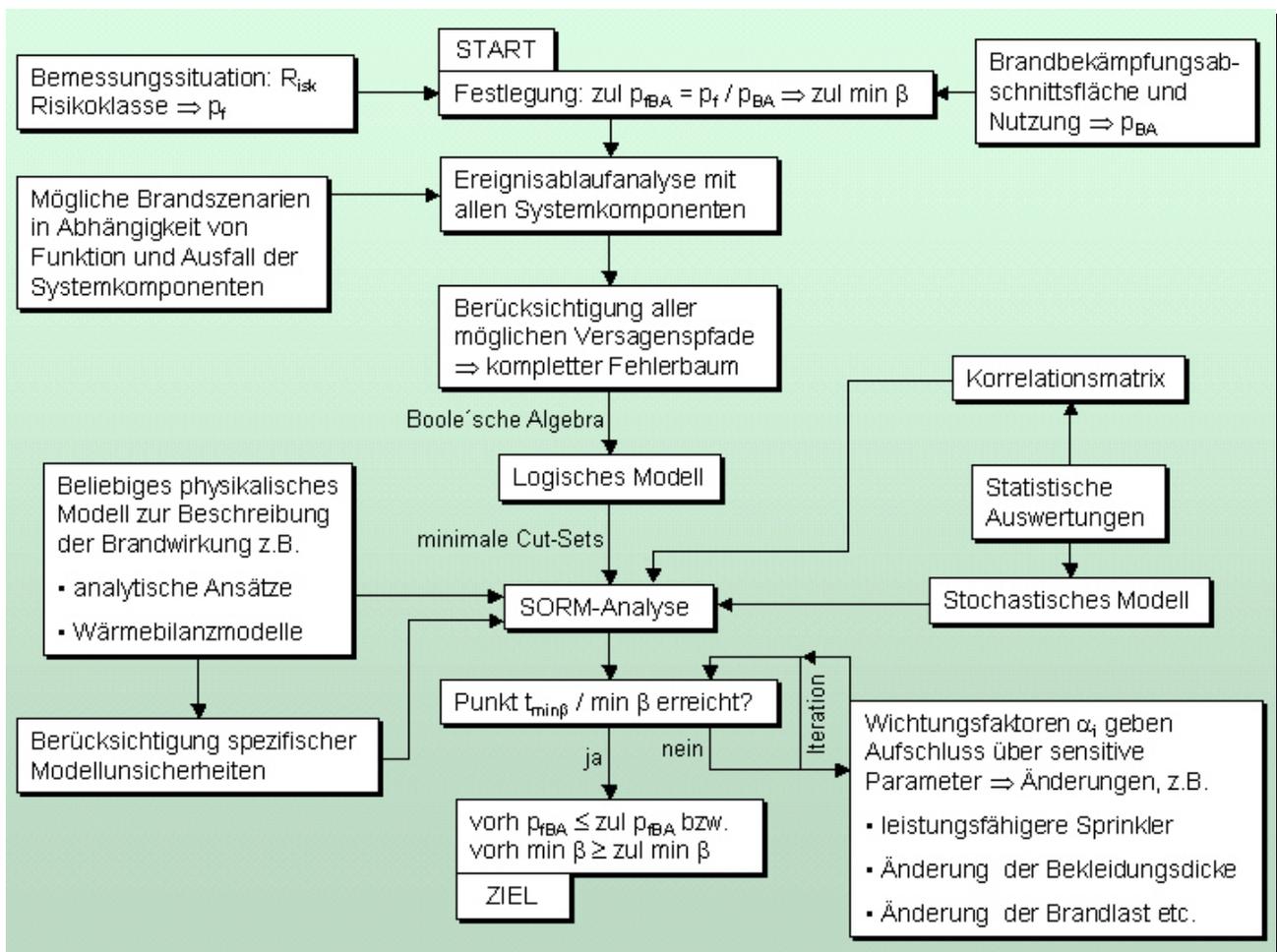


Bild 45 Flussdiagramm für die probabilistische Bemessung

Für die Anwendung in der Praxis eignet sich die semi-probabilistische Bemessung unter Verwendung deterministischer Bemessungsgleichungen. Die für die Gewährleistung der erforderlichen Zuverlässigkeit notwendigen Sicherheitselemente werden mit probabilistischen Methoden (SORM) hergeleitet, um ein möglichst einheitliches Sicherheitsniveau zu gewährleisten.

Zunächst soll die grundsätzliche Vorgehensweise bei der probabilistischen Bemessung erläutert werden, welche in den wesentlichen Teilen mit dem Verfahren zur Herleitung der Sicherheitselemente identisch ist. Das Flussdiagramm in Bild 45 gibt den systematischen Ablauf wieder.

Die durch das Sicherheitskonzept zu begrenzende Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f (Target Reliability) entspricht der Wahrscheinlichkeit, dass sowohl die Brandausbreitung (p_{BA}) als auch ein Strukturversagen infolge des Brandes (p_{fBA}) eintritt. Da beide Ereignisse stochastisch unabhängig voneinander sind, darf die Versagenswahrscheinlichkeit nach dem Multiplikationssatz der Wahrscheinlichkeitsrechnung bestimmt werden.

$$p_f = p_{fBA} \cdot p_{BA} \tag{158}$$

Die bedingte Wahrscheinlichkeit des Strukturversagens infolge des Brandes (p_{fBA}) ergibt sich damit als Quotient aus der Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f und der Brandausbreitungswahrscheinlichkeit p_{BA} .

$$p_{fBA} = p_f / p_{BA} \tag{159}$$

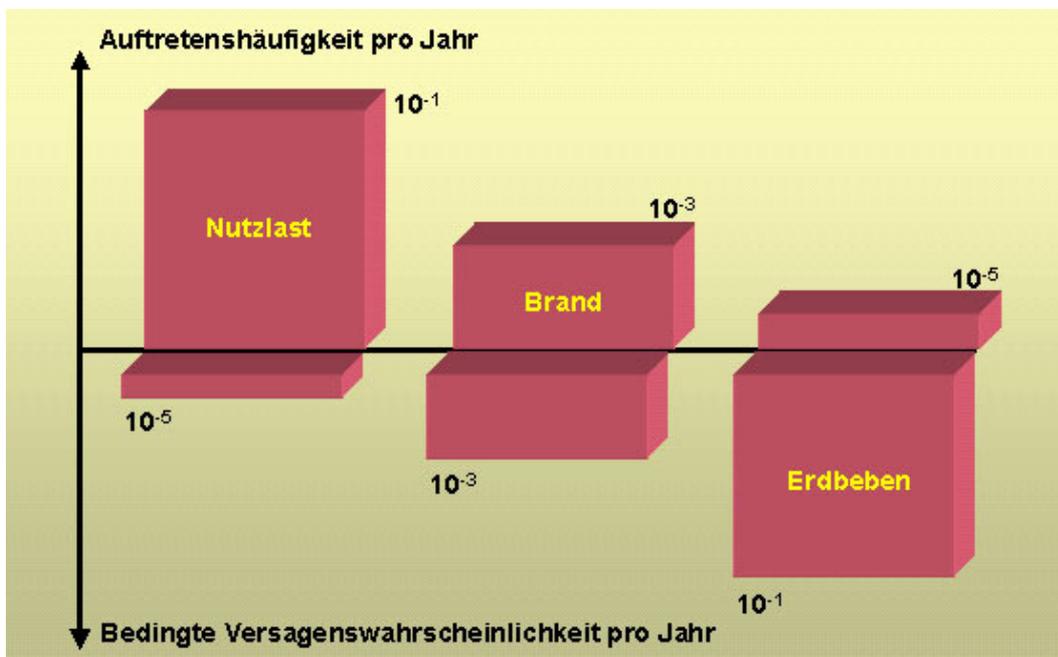


Bild 46 Bedingte Versagenswahrscheinlichkeit je nach Häufigkeit des Szenariums für eine Zielversagenswahrscheinlichkeit von $p_f = 10^{-6}/a$

Die Zielversagenswahrscheinlichkeit (Target Reliability) p_f wird in Abhängigkeit der Risikoklasse als angestrebtes Sicherheitsniveau vorgegeben (siehe Abschnitt 8.2).

Die Brandausbreitungswahrscheinlichkeit p_{BA} (Wahrscheinlichkeit des Übergangs vom Kleinbrand a zum Kleinbrand b, Mittel- oder Großbrand) wird mit Hilfe der Poissonverteilung aus der Auftretensrate $n \cdot t$ nach [86] berechnet.

$$P(X = x; n \cdot t) = \frac{(n \cdot t)^x}{x!} e^{-(n \cdot t)} \tag{160}$$

Die Wahrscheinlichkeit, dass in einem Zeitintervall t das Ereignis „Brandausbreitung“ mindestens einmal auftritt ist

$$P(n \geq 1 | n \cdot t) = 1 - e^{-n \cdot t} \tag{161}$$

Zunächst wird die relative Häufigkeit λ_B „gefährlicher Brände“ (Brände > Kleinbrand a) im Zeitraum eines Jahres für die jeweilige Nutzung durch Auswertung von Brandstatistiken bestimmt. Sie liegt bei Industriebauten im Mittel bei $\lambda_B = 10^{-6}$ je m^2 Grundfläche und Jahr (siehe Abschnitt 7.2).

$$n \cdot t = \lambda_B \cdot A \cdot t \tag{162}$$

mit $t = 1$ Jahr und $\lambda_B \cdot A \ll 1$ ergibt sich die Wahrscheinlichkeit einer Brandausbreitung nach [86] zu

$$p_{BA} = 1 - e^{-\lambda_B \cdot A} \cong \lambda_B \cdot A \tag{163}$$

Für $\lambda_B = 10^{-6}/(m^2 \text{ a})$ ergibt sich $p_{BA} = 10^{-6} \cdot A$.

Damit sind mit der Versagenswahrscheinlichkeit p_f und der Wahrscheinlichkeit einer Brandausbreitung p_{BA} zwei der Größen aus Gl. (159) festgelegt, wodurch die zulässige bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall festgelegt ist. Die probabilistische Bemessungsgleichung lautet damit

$$\text{vorh } p_{fBA} \leq \text{zul } p_{fBA} = \frac{p_f}{p_{BA}} \tag{164}$$

Für die weiteren Berechnungen kann anstelle der Wahrscheinlichkeit des Strukturversagens infolge des Brandes p_{fBA} auch der Sicherheitsindex β betrachtet werden, der nach Gl. (116) mit p_{fBA} über die Funktion ϕ der standardisierten Normalverteilung verknüpft ist. Bezogen auf den Sicherheitsindex β lautet die probabilistische Bemessungsgleichung damit:

$$\text{vorh } \min \beta \geq \text{zul } \min \beta \tag{165}$$

Die Verfahrensweise der zeitabhängigen Systemzuverlässigkeitsanalyse mit SORM zur Berechnung von $\text{vorh } p_{fBA}$ bzw. $\text{vorh } \min \beta$ wird am Beispiel der industriellen Nutzung in Abschnitt 9.6 erläutert. An dieser Stelle sollen grundsätzliche Schritte beschrieben werden, welche nutzungsübergreifend Gültigkeit besitzen.

Zunächst werden die möglichen Versagenspfade durch zeitabhängige Ereignisablaufanalysen identifiziert (siehe Bild 47). Mit Versagensmodellen in Abhängigkeit von Branddauer und Brandwirkung wird dabei die Eintrittshäufigkeit bestimmter Folgeereignisse als Funktion der Branddauer ermittelt. Für das Versagen der einzelnen Komponenten von Brandschutzmaßnahmen werden Ausfallkriterien, z. B. Versagenstemperaturen nach geltenden Spezifikationen oder maximal von der Feuerwehr zu kontrollierende Brandflächen nach Expertenaussagen definiert. Die zeitliche Abfolge der Maßnahmen zur Brandbekämpfung ist dabei streng einzuhalten [87]. Da sich die Versagenswahrscheinlichkeiten der verschiedenen Brandschutzmaßnahmen zum Teil mit der Zeit und den Brandwirkungen ändern, gilt dies auch für die Eintrittshäufigkeit bestimmter Auswirkungen und letzten Endes für den Sicherheitsindex $\beta(t)$, der im natürlichen Brand ein Minimum durchläuft, wenn die Bauteiltemperaturen maximal werden.

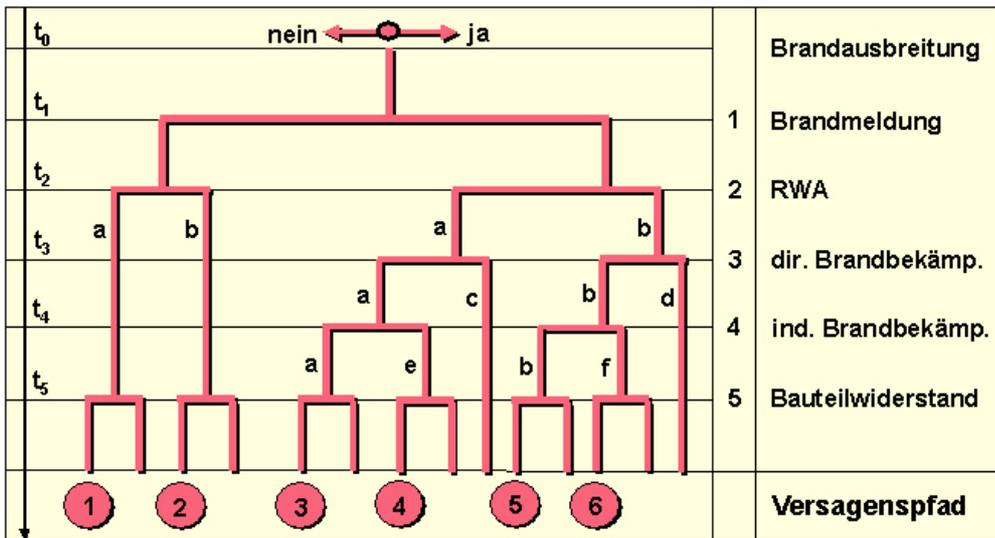


Bild 47 Ereignisablaufanalysen zur Ermittlung von Versagenspfaden

Die Funktion bzw. der Ausfall der Komponenten hat erheblichen Einfluss auf den durch die Energiefreisetzungsrate ausgedrückten Brandverlauf, daher müssen im Rahmen der Systemzuverlässigkeitsanalyse mit SORM alle möglichen Brandszenarien betrachtet werden. Qualitativ ist dies in Bild 48 dargestellt.

- a Brandverlauf ohne Auslösung von RWA ohne Einfluss einer Maßnahme zur direkten und indirekten Brandbekämpfung
- b Brandverlauf mit Auslösung von RWA ohne Einfluss einer Maßnahme zur direkten und indirekten Brandbekämpfung
- c Brandverlauf ohne Auslösung von RWA und direkter Brandbekämpfung
- d Brandverlauf mit Auslösung von RWA und direkter Brandbekämpfung
- e Brandverlauf ohne Auslösung von RWA ohne direkte jedoch mit indirekter Brandbekämpfung
- f Brandverlauf mit Auslösung von RWA ohne direkte jedoch mit indirekter Brandbekämpfung

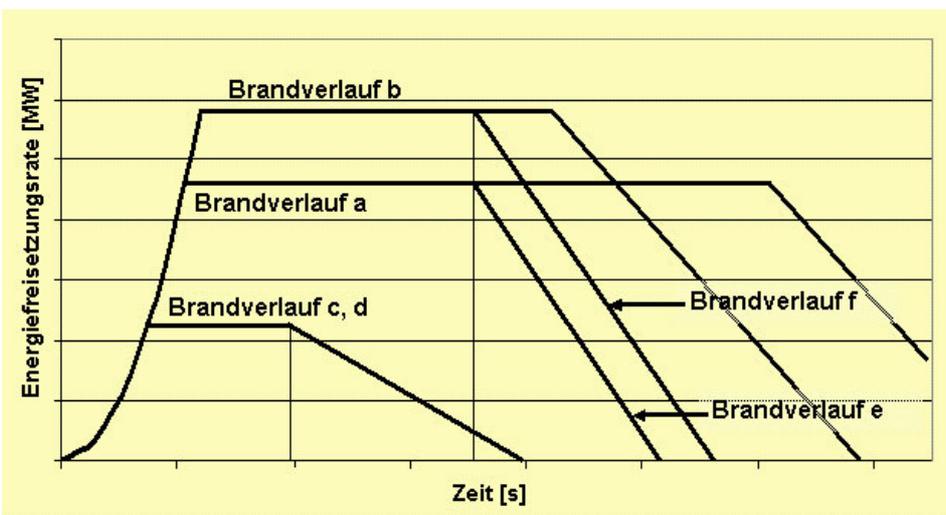


Bild 48 Brandverläufe (qualitativ) in Abhängigkeit von Funktion und Ausfall der anlagentechnischen und abwehrenden Komponenten

Je nach Versagenspfad wird in der Systemzuverlässigkeitsanalyse die entsprechende Grenzzustandsgleichung mit dem dazu passenden Brandszenario in Form des zeitlichen Verlaufes der

Energiefreisetzungsrates eingesetzt, wodurch die individuellen Einflüsse auf den Brandverlauf berücksichtigt werden können und zwar mitsamt ihren Streuungen und untereinander bestehenden Korrelationen.

Bezogen auf die Anwendung bei der industriellen Nutzung werden die folgenden Einflüsse berücksichtigt:

- Brandlast (Brandentwicklungszeit t_g , spezifische Abbrandgeschwindigkeit R_{SP} , Heizwert H_u , Brandfläche A , Masse der Brandlast M)
- Zu- und Abluftöffnungen, mechanische Ventilation
- direkte Brandmeldung (Versagenswahrscheinlichkeit der manuellen Brandmeldung im betroffenen Abschnitt in Abhängigkeit der Anwesenheit von Betriebspersonal, Versagenswahrscheinlichkeit der automatischen Brandmeldung im betroffenen Abschnitt, Melderauslösetemperaturen)
- indirekte Brandmeldung (Versagenswahrscheinlichkeit der manuellen Brandmeldung in Nachbarbereichen in Abhängigkeit der Anwesenheit von Betriebspersonal, Versagenswahrscheinlichkeit der automatischen Brandmeldung in benachbarten Abschnitten, Melderauslösetemperaturen)
- Rauch- und Wärmeabzugsanlagen (Versagenswahrscheinlichkeit der manuellen Auslösung der RWA in Abhängigkeit der Anwesenheit von Betriebspersonal, Versagenswahrscheinlichkeit der automatischen Auslösung der RWA, Auslösetemperaturen)
- Brandbekämpfung durch das Betriebspersonal (Verzugszeit, Versagenswahrscheinlichkeit der manuellen Brandbekämpfung in Abhängigkeit der Anwesenheit von Betriebspersonal, vom Betriebspersonal löschrare Brandfläche)
- Brandbekämpfung durch automatische Löschanlagen (Ansprechempfindlichkeit, Auslösezeiten, Versagenswahrscheinlichkeit der automatischen Löschanlagen)
- Brandbekämpfung durch eine anerkannte Werkfeuerwehr (Hilfsfrist, Versagenswahrscheinlichkeit der anerkannten Werkfeuerwehr und löschrare Brandfläche)
- Brandbekämpfung durch die öffentliche Feuerwehr (Hilfsfrist, Versagenswahrscheinlichkeit der öffentlichen Feuerwehr und löschrare Brandfläche)
- Bauteilbeanspruchbarkeit (Beispiel Stahlbau: Materialeigenschaften, kritische Temperatur in Abhängigkeit der statischen Ausnutzung, Tragfähigkeit in Abhängigkeit der Stahltemperatur)
Wird die kritische Temperatur bzw. die Tragfähigkeit im Rahmen des physikalischen Modells unter Berücksichtigung des statischen Systems mit Hilfe der FE-Methode bestimmt, können zusätzlich mögliche Lastumlagerungen und damit Systemreserven berücksichtigt werden.

Aus den Versagenspfaden wird im nächsten Schritt mit Hilfe der Fehlerbaummethode das logische Modell der Systemkomponenten erstellt. Die daraus über die Boole'sche Algebra abgeleiteten minimalen Cut-Sets bilden die Grundlage für die Systemzuverlässigkeitsanalyse (SORM).

Die Berechnung der bedingten Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall p_{fBA} erfordert weiterhin die Verknüpfung eines physikalischen Modells mit dem stochastischen Modell der Basisvariablen sowie deren Korrelationen, die sich als Ergebnis statistischer Auswertungen ergeben. Für die Beschreibung der Brandwirkung können bei der probabilistischen Bemessung beliebige physikalische Modelle verwendet werden, z. B.

- analytische Ansätze
- Wärmebilanzmodelle (Zonen- und Feldmodelle)

Im Rahmen dieser Arbeit wurde für die lokal begrenzten Brände (z. B. Verläufe c und d gemäß Bild 48) das in Abschnitt 4 erläuterte ingenieurmäßige Modell zur Beschreibung der Brandwirkung in großen Räumen als physikalische Grundlage gewählt. Andere Modelle wären jedoch ebenso möglich gewesen. Bedingung für die Wahl eines Modells ist die Quantifizierung der spezifischen Modellunsicherheiten, welche bei der Zuverlässigkeitsanalyse berücksichtigt werden müssen (siehe Abschnitt 9.5). Es darauf zu achten, dass das jeweilige physikalische Modell passend zum Brand-szenario gewählt wird. Die Quellterme gemäß den Brandverläufen a und b (siehe Bild 48) sollten in der Regel in Verbindung mit einem Zonenmodell verwendet werden, da in diesen Fällen das Versagen jeglicher Brandbekämpfungsmaßnahmen angenommen wird und die mittlere Heißgastemperatur die Brandeinwirkung realistischer wiedergibt.

Das logische Modell der Systemkomponenten, die Grenzzustände, das stochastische Modell der Zufallsvariablen und deren Korrelationen werden in Abschnitt 9.4 beispielhaft anhand der industriellen Nutzung beschrieben.

Nach einem ersten Durchlauf der zeitabhängigen Systemzuverlässigkeitsanalyse mit SORM wird die zum Zeitpunkt $t_{\min\beta}$ errechnete minimale bedingte Versagenswahrscheinlichkeit $\text{vorh } p_{fBA}$ bzw. der Sicherheitsindex $\text{vorh } \beta$ mit den vorab festgelegten Werten $\text{zul } p_{fBA}$ bzw. $\text{zul } \beta$ verglichen (siehe Bild 49).

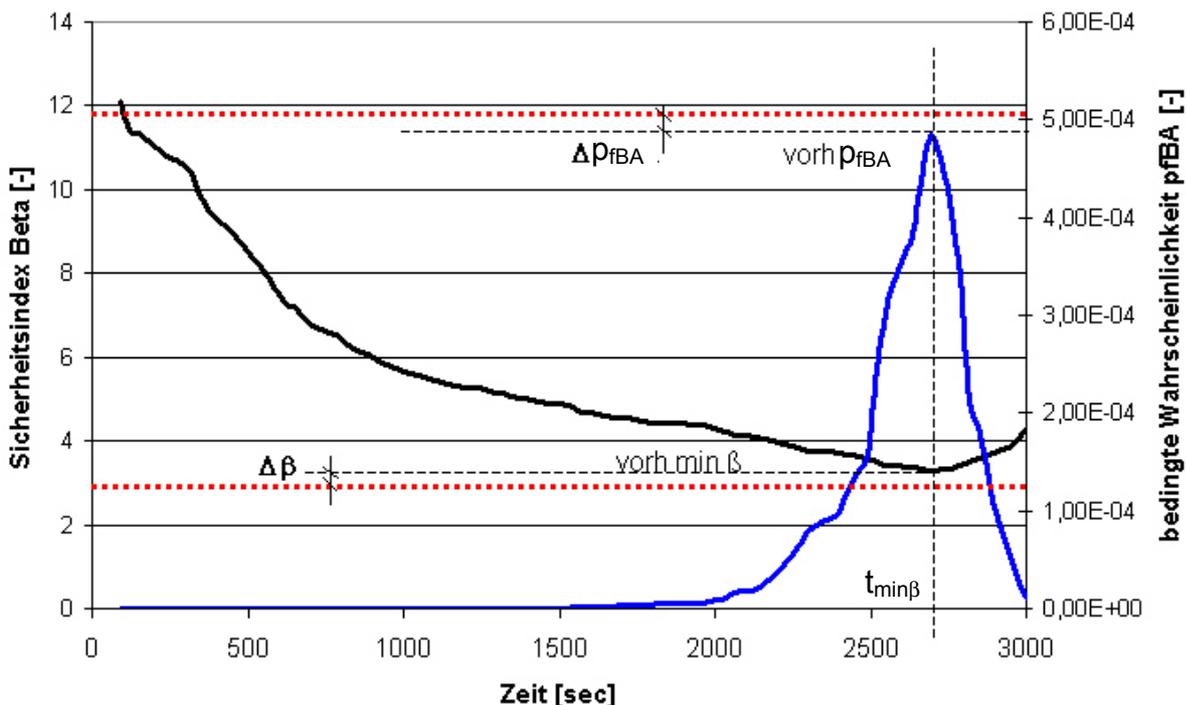


Bild 49 Vergleich der Werte $\text{vorh } p_{fBA}$ bzw. $\text{vorh } \beta$ mit den festgelegten Grenzwerten $\text{zul } p_{fBA}$ bzw. $\text{zul } \beta$

In der Regel ergibt sich eine Differenz Δp_{fBA} bzw. $\Delta \beta$, die durch Änderung der Basisvariablen iterativ zu verringern ist, bis zum Zeitpunkt $t_{\min\beta}$ im optimalen Fall gilt:

$$\text{vorh } p_{fBA} = \text{zul } p_{fBA} \quad \text{bzw.} \quad \text{vorh } \beta = \text{zul } \beta.$$

Um den rechnerischen Aufwand der Iteration zur Verringerung der Differenz Δp_{fBA} bzw. $\Delta\beta$ vor allem bei Verwendung komplexer physikalischer Modelle in vertretbaren Grenzen zu halten, müssen jene Basisvariablen X_i variiert werden, die zum Zeitpunkt $t_{min\beta}$ einen relativ großen Einfluss auf die Systemzuverlässigkeit haben. Diese Größen können anhand ihrer Wichtungsfaktoren $\alpha_{v,i}$ identifiziert werden. Beispielhaft ist dies in Bild 50 dargestellt. In diesem Fall dominieren die Basisvariablen P_{35} (Versagenswahrscheinlichkeit Sprinkleranlage) und T_{krit} (kritische Stahltemperatur in Abhängigkeit der statischen Ausnutzung bei Durchführung der brandschutztechnischen Bemessung auf Temperaturebene). Im konkreten Fall ließe sich die bedingte Versagenswahrscheinlichkeit am effektivsten durch Änderungen dieser Variablen verringern, z. B. durch

- erhöhte Wartungsintervalle der Sprinkler (Verringerung der Versagenswahrscheinlichkeit P_{35})
- Reduzierung der statischen Ausnutzung des betrachteten Bauteils (Erhöhung der kritischen Temperatur T_{krit})

Weiterhin hat die Vergrößerung des Bauteilwiderstandes z. B. in Form der Erhöhung der Bekleidungsstärke eine Reduzierung der Versagenswahrscheinlichkeit zur Folge. Da es sich jedoch um eine geometrische Größe mit geringem Variationskoeffizient handelt, wird sie deterministisch behandelt und es wird kein Wichtungsfaktor α_v zugeordnet.

Representative Alphas of Variables

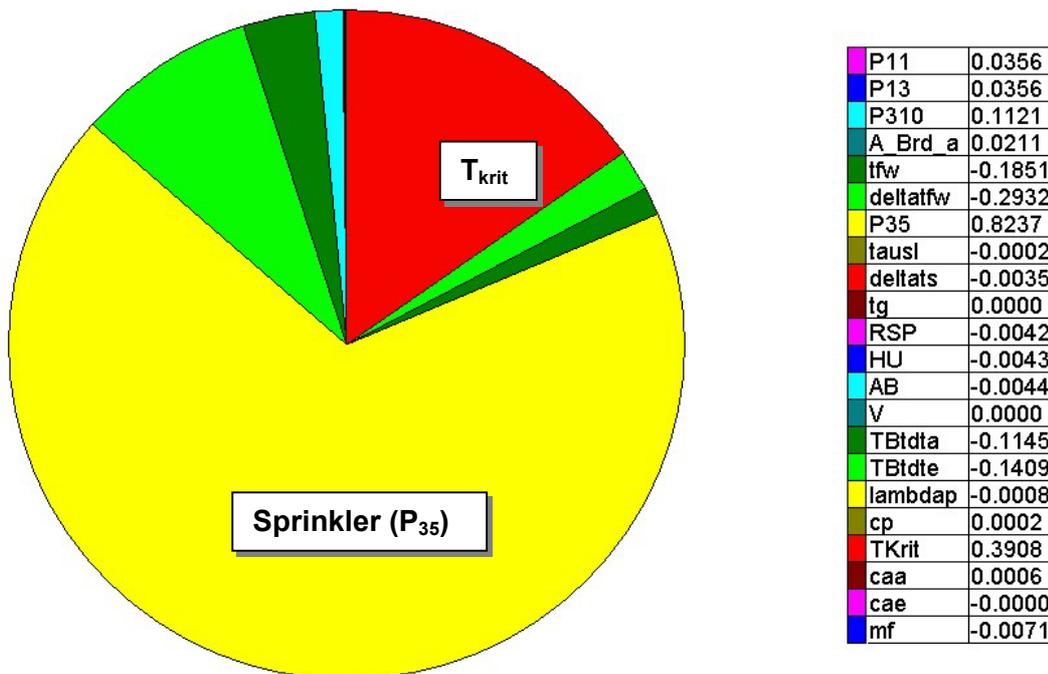


Bild 50 Wichtungsfaktoren $\alpha_{v,i}$ für die Basisvariablen im Falle des Vorhandensein einer Sprinkleranlage zum Zeitpunkt $t_{min\beta}$

Betrachtet man zum Zeitpunkt $t_{min\beta}$ die Sensitivitäten der einzelnen Komponenten (siehe Bild 51), lässt sich zusätzlich das für die Systemversagenswahrscheinlichkeit maßgebende Brandszenario identifizieren. Hier stellt sich die Komponente P_{51} als dominierend heraus. Das zugehörige Brand-szenario ergibt sich im konkreten Fall infolge des Ausfalls aller brandbekämpfenden Maßnahmen.

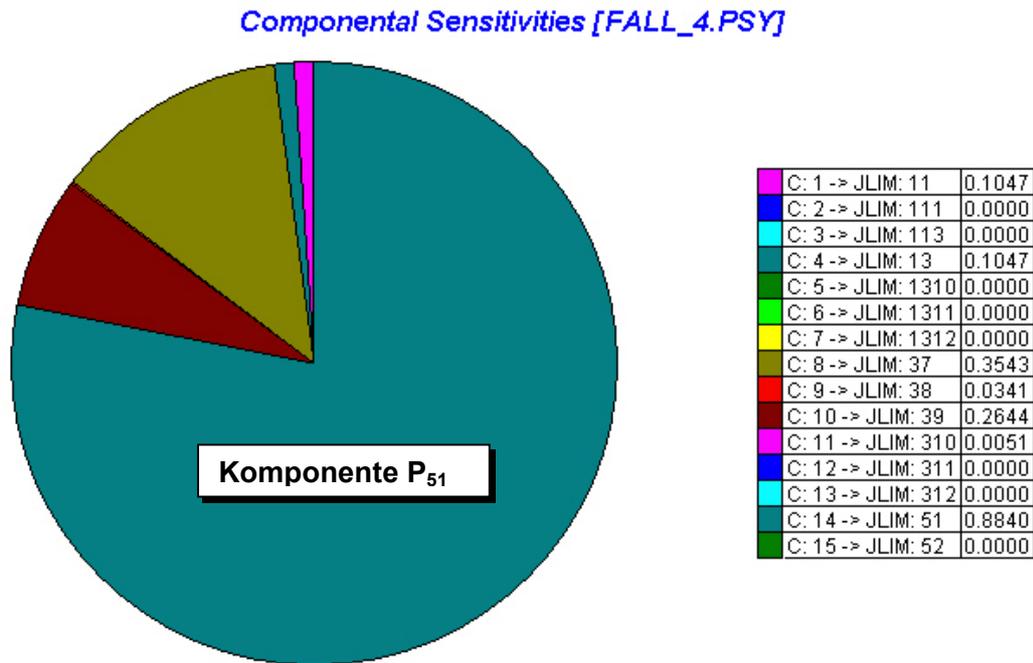


Bild 51 Wichtungsfaktoren $\alpha_{C,i}$ für die Systemkomponenten (Componental Sensitivities) im Falle des Vorhandensein einer anerkannten Werkfeuerwehr zum Zeitpunkt $t_{min\beta}$

Das für das Systemversagen maßgebende Brandszenario lässt sich außerdem anhand der Sicherheitsindizes für die einzelnen Schnittmengen (Cut-Sets) identifizieren.

9.3 Herleitung von Sicherheitselementen

Bei der deterministischen Behandlung des Zuverlässigkeitsproblems muss die rechnerische Beanspruchbarkeit eines Tragwerks um einen gewissen Faktor größer sein als der Nennwert der Beanspruchung. Im Rahmen der semi-probabilistischen Bemessung kann dieser Sicherheitsabstand entweder über die Verwendung von Teilsicherheitsbeiwerten oder die Angabe von Bemessungswerten hergestellt werden.

Die Bemessungswerte werden allgemein als Produkt aus charakteristischem Wert $x_{c,i}$ und einem Teilsicherheitsbeiwert γ_i definiert.

$$x_i^* = \gamma_i \cdot x_{c,i} \tag{166}$$

Sie ergeben sich als Ergebnisbestandteil der Zuverlässigkeitsanalyse wie folgt:

$$x_i^* = F_i^{-1} \left[\Phi \left(u_i^* \right) \right] = F_i^{-1} \left[\Phi \left(-\alpha_{v,i} \cdot \beta \right) \right] \tag{167}$$

mit

Φ Verteilungsfunktion der Gauß-Normalverteilung

u_i^* Koordinate des Bemessungspunktes

Stellt man Gl. (167) nach γ_i um, ergibt sich der Teilsicherheitsbeiwert für Einwirkungsvariablen als Quotient aus Bemessungswert und charakteristischem Wert und bei Widerstandsgrößen als Kehrwert.

Der charakteristische Wert wird als Quantil definiert, bei den Brandlasten ist z. B. das 0,8-Quantil ein gebräuchlicher Wert.

Die Angabe von Bemessungswerten für die bezüglich der Zuverlässigkeit maßgebenden Modellgrößen (z. B. RTI-Wert beim Vorhandensein von Löschanlagen) eignet sich relativ schlecht für die praktische semi-probabilistische Bemessung. Für den Anwender wäre es physikalisch schlecht nachvollziehbar, warum z. B. anstelle des RTI-Nennwertes eines Sprinklers von $80 \text{ ms}^{1/2}$ ein Bemessungswert von $140 \text{ ms}^{1/2}$ verwendet werden muss.

Daher wird die rechnerische Wirkung der Bemessungswerte auf die Energiefreisetzungsrate durch einen Teilsicherheitsbeiwert γ_s ersetzt, der die Energiefreisetzungsrate auf denselben Wert erhöht wie bei Einsetzen von Bemessungswerten. Die Verwendung einer „Bemessungsenergiefreisetzungsrate“ birgt einen entscheidenden Vorteil: der ermittelte Verlauf der Bemessungsenergiefreisetzungsrate kann im Rahmen der semi-probabilistischen Bemessung ebenso als Quellterm für Wärmebilanzmodelle verwendet werden, insbesondere wenn komplexe Gebäudestrukturen eine genauere Analyse erfordern.

Die Vorgehensweise zur Herleitung der Sicherheitselemente für die semi-probabilistische Bemessung ist in den Grundzügen praktisch identisch mit der Methodik der probabilistischen Bemessung. Während jedoch bei letzterer die spezifischen Randbedingungen sehr detailliert berücksichtigt werden, müssen bei der Bestimmung der Sicherheitselemente gewisse Verallgemeinerungen vorgenommen werden, um den rechnerischen Aufwand für die SORM-Parameterstudien überschaubar zu halten. Damit sich das Sicherheitsniveau zwischen probabilistischer und semi-probabilistischer Bemessung nicht signifikant unterscheidet, dürfen diese Verallgemeinerungen nur an Bereichen vorgenommen werden, die verhältnismäßig geringen Einfluss auf die Systemversagenswahrscheinlichkeit haben. Diese gilt es vorab anhand der Wichtungsfaktoren $\alpha_{v,i}$ für die Basisvariablen und $\alpha_{c,i}$ für die Komponenten zu identifizieren.

Das Flussdiagramm in Bild 45 gibt den systematischen Ablauf zur Herleitung der Sicherheitselemente wieder.

Bei der semi-probabilistischen Bemessung wird ausschließlich das Brandszenario betrachtet, welches sich bei Annahme des Funktionierens der vorhandenen Brandschutzeinrichtungen ergibt. Die Versagenswahrscheinlichkeit der anlagentechnischen und abwehrenden Maßnahmen und damit die Wahrscheinlichkeit gefährlicherer Brandszenarien wird durch die probabilistisch hergeleiteten Sicherheitselemente kompensiert. Bei der probabilistischen Bemessung dagegen werden systematisch alle Brandszenarien berücksichtigt, die einen Beitrag zur bedingten Systemversagenswahrscheinlichkeit im Brandfall liefern.

Die für die Zuverlässigkeit maßgebenden Basisvariablen und Systemkomponenten werden in einem ersten Durchlauf am Punkt $t_{\min\beta}/\min \beta$ identifiziert (siehe Bild 49). Die stochastischen Momente der für die Zuverlässigkeit maßgebenden Basisvariablen werden dazu iterativ so variiert, dass sich zum maßgebenden Zeitpunkt ($t_{\min\beta}$) die vorab aus Gl. (163) berechnete zulässige bedingte Wahrscheinlichkeit des Strukturversagens infolge des Brandes zu p_{fBA} ergibt.

In den nachfolgenden Rechendurchläufen werden nur noch jene Größen als Zufallsvariablen und Komponenten im stochastischen Modell berücksichtigt, die einen maßgeblichen Einfluss auf die Systemversagenswahrscheinlichkeit (d. h. einen relativ großen $\alpha_{v,i}$ -Wert bzw. $\alpha_{c,i}$ -Wert) haben. Parameter, die während des gesamten Brandverlaufes nur geringfügigen Einfluss haben, werden wie deterministische Größen behandelt. Systemkomponenten mit durchgängig vernachlässigbarem Einfluss werden aus dem logischen Modell eliminiert.

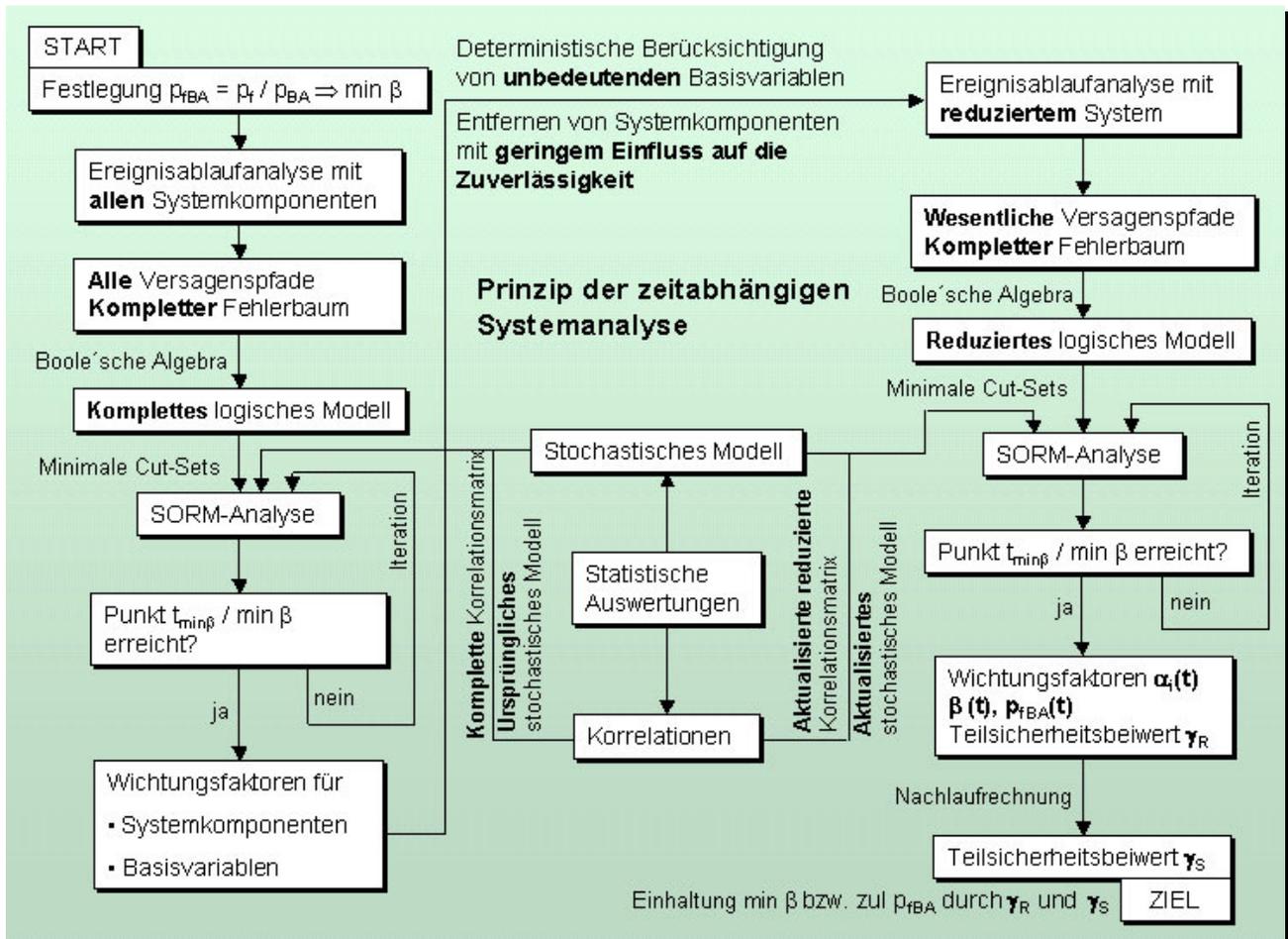


Bild 52 Flussdiagramm zur Bestimmung der Sicherheitselemente durch zeitabhängige Systemzuverlässigkeitsanalysen

Mit dem reduzierten System und dem Update des stochastischen Modells wird die Berechnung erneut durchgeführt, bis der Punkt $t_{\min\beta}/\min \beta$ erreicht ist. An diesem maßgebenden Punkt werden die Sicherheitselemente bestimmt.

In Abhängigkeit des Brandverlaufes ändert sich das Sicherheitsniveau, ausgedrückt durch den Sicherheitsindex β . Mit dem Vektor der Bemessungswerte wird die Bemessungsenergiefreisetzungsrates zum Zeitpunkt des niedrigsten β -Wertes ($t_{\min\beta}$) berechnet. Bei Standsicherheitsbetrachtungen handelt es sich dabei in der Regel um den Zeitpunkt der höchsten Bauteiltemperatur, der wegen des Verzögerungseffektes in Abhängigkeit der Bekleidung, Beschichtung bzw. Betondeckung gewöhnlich nicht mit der maximalen lokalen Raumtemperatur übereinstimmt.

Der Teilsicherheitsbeiwert γ_S ergibt sich allgemein als Quotient aus der Bemessungsenergiefreisetzungsrates und der mit charakteristischen Werten berechneten Energiefreisetzungsrates.

$$\gamma_S = \frac{Q_{d(\min\beta)}}{Q_{char}} \tag{168}$$

$$Q_{d(\min\beta)} = f(x_i^*) \tag{169}$$

$$Q_{char} = f(x_{c,i}) \tag{170}$$

$$Q_{d(\min\beta)} = f(x_i^*) \cong \gamma_S \cdot Q_{char} \tag{171}$$

mit

$Q_{d(\min\beta)}$ Bemessungsenergiefreisetzungsrate zum Zeitpunkt $t_{\min\beta}$

Q_{char} mit charakteristischen Werten berechnete Energiefreisetzungsrate

In vielen Fällen, insbesondere im Industriebau, haben anlagentechnische Komponenten einen dominierenden Einfluss auf die Systemversagenswahrscheinlichkeit. Komponenten wie Sprinkleranlagen gehen hauptsächlich durch ihre Versagenswahrscheinlichkeit im Anforderungsfall in die Berechnung ein. Unter Voraussetzung einer Gauß-Normalverteilung lässt sich mit Hilfe der entsprechenden Verteilungsfunktion der korrespondierende Sicherheitsindex nach Gl. (116) berechnen, der wiederum nach Gl. (111) als Quotient aus Mittelwert und Standardabweichung dargestellt werden kann. Auf diese Weise lässt sich die Versagenswahrscheinlichkeit der Komponente wie eine Basisvariable im stochastischen Modell berücksichtigen.

Anders als bei brandlastbeschreibenden Basisvariablen, mit deren Bemessungswerten unmittelbar die entsprechende Energiefreisetzungsrate $Q_{d(\min\beta)}$ berechnet werden kann, lässt sich mit den Bemessungswerten der aus Versagenswahrscheinlichkeiten abgeleiteten anlagentechnischen Variablen nicht direkt auf eine Bemessungsenergiefreisetzungsrateschließen. Daher muss diese über eine Nachlaufrechnung bestimmt werden. Nach Rackwitz [88] hat die Anzahl der Elemente bei Systemen mit dominierenden Komponenten einen geringen Einfluss auf die Systemzuverlässigkeit, die dann eher eine Funktion der Zuverlässigkeit des dominierenden Elementes ist. Bei Vorhandensein bestimmter anlagentechnischer Komponenten wie Sprinkleranlagen lässt sich diese Beobachtung anhand der Wichtungsfaktoren für Komponenten $\alpha_{C,i}$ (Componental Sensitivities) ebenfalls machen (siehe Bild 53).

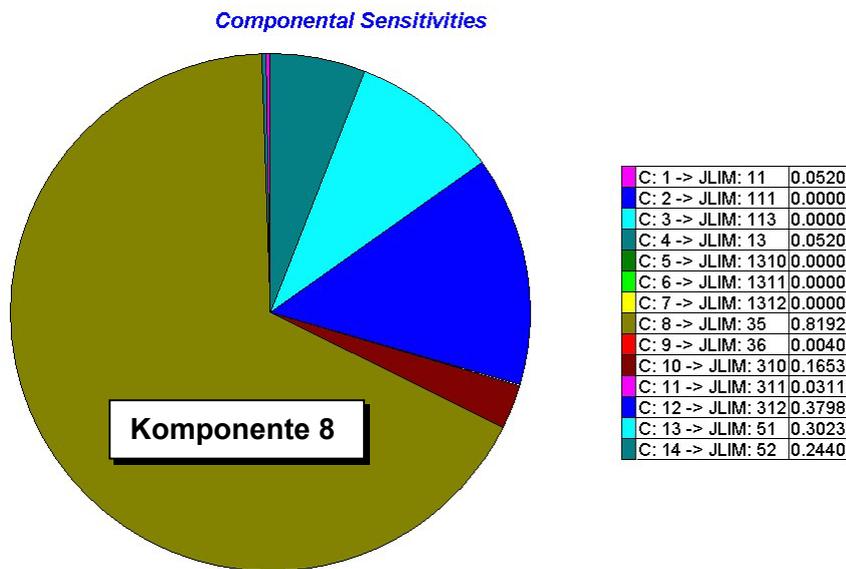


Bild 53 Componental Sensitivities im Falle des Vorhandensein einer Sprinkleranlage zum Zeitpunkt $t_{\min\beta}$

Daher kann das System für die Nachlaufrechnung auf die entscheidende Komponente bzw. den maßgebenden Grenzzustand reduziert werden. Die Energiefreisetzungsrates Q , welche sich bei einer vorausgesetzten Versagenswahrscheinlichkeit der Komponente „Sprinkler“ von 0,02 in 98 % aller Fälle ergibt, kann näherungsweise als charakteristischer Wert Q_{char} (0,98-Quantil) der Energiefreisetzungsrates bezeichnet werden.

In der Nachlaufrechnung wird die Energiefreisetzungsrates $Q_{\min\beta}$ iterativ solange erhöht, bis daraus die vorab festgelegte Wahrscheinlichkeit p_{fBA} zum Zeitpunkt $t_{\min\beta}$ resultiert. Mit ansteigendem

Sicherheitsniveau ergeben sich geringere Wahrscheinlichkeiten p_{fBA} , entsprechend höhere Sicherheitsindizes β und demzufolge kleinere Energiefreisetzungsraten $Q_{min\beta}$. Da sich der Teilsicherheitsbeiwert γ_S definitionsgemäß als Quotient aus Bemessungswert $Q_{d(min\beta)}$ und charakteristischem Wert Q_{char} der Energiefreisetzungsrate berechnet, würden sich jedoch mit abnehmender angestrebter Wahrscheinlichkeit p_{fBA} geringere Teilsicherheitsbeiwerte γ_S ergeben. Daher wird ein Skalierungswert $S_{KAL(RK_i,A)}$ eingeführt, der sich als Summe aus einem Bezugswert (Energiefreisetzungsrate $Q_{min\beta}$ für die Risikoklasse 1, Fläche 2500 m²), dem charakteristischen Wert der Energiefreisetzungsrate Q_{char} und einem aus SORM-Parameterstudien festgelegten Korrekturwert K_{orr} ergibt. Die Bemessungsenergiefreisetzungsrate $Q_{d(min\beta)}$ resultiert dann aus der Differenz zwischen Skalierungswert $S_{KAL(RK_i,A)}$ und iterativ erhöhter Energiefreisetzungsrate $Q_{min\beta}$. Damit wird der Teilsicherheitsbeiwert γ_S wie folgt bestimmt:

$$\gamma_S = \frac{S_{KAL(RK_i,A)} - Q_{min\beta}}{Q_{char}} = \frac{Q_{d(min\beta)}}{Q_{char}} \quad \text{mit} \quad S_{KAL(RK_i,A)} = Q_{min\beta(RK1,2500m^2)} + Q_{char} + K_{orr} \quad (172)$$

mit

- $S_{KAL(RK_i,A)}$ Skalierungswert für die Risikoklasse i und die Brandbekämpfungsabschnittsfläche A [MW]
- $Q_{min\beta}$ in der Nachlaufrechnung im maßgebenden Grenzzustand bis zum Erreichen von β iterativ erhöhte Energiefreisetzungsrate für die Risikoklasse RK_i (i = 1 bis 3) und die Brandbekämpfungsabschnittsfläche A [MW]
- $Q_{min\beta(RK1,2500m^2)}$ Bezugswert aus dem Fall „Risikoklasse 1, Brandbekämpfungsabschnittsfläche 2500 m²“ (für diesen Fall ergibt sich das Maximum für $Q_{min\beta}$) [MW]
- K_{orr} Korrekturwert ($\pm 0 - 0,6$) [MW]

Der Korrekturwert K_{orr} ergibt sich aus der Forderung, dass die semi-probabilistische brandschutztechnische Bemessung mit den Teilsicherheitsbeiwerten zur entsprechend der jeweiligen Risikoklasse und Brandbekämpfungsabschnittsfläche festgelegten bedingten Wahrscheinlichkeit p_{fBA} führen muss. Dies wird im Sinne einer SORM-Parameterstudie überprüft und durch den Korrekturwert ggf. angepasst.

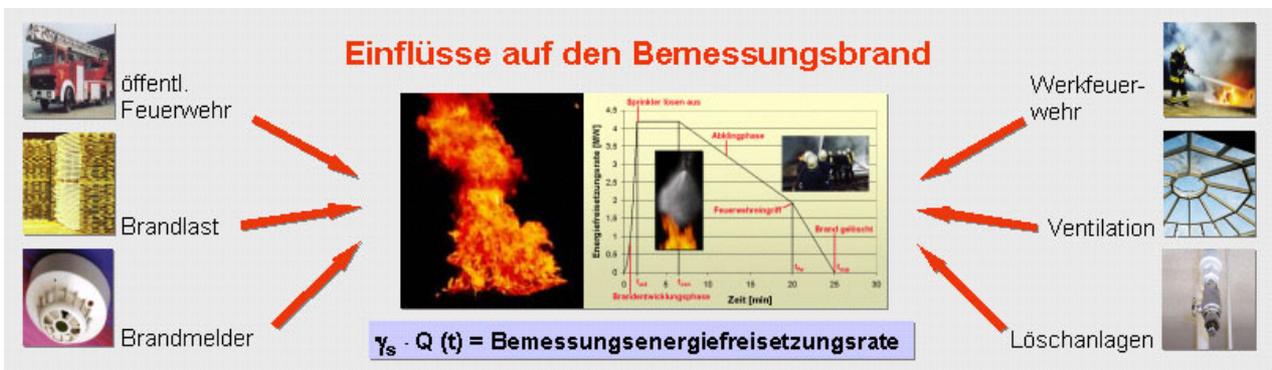


Bild 54 Teilsicherheitsbeiwert γ_S für die Beanspruchungsseite

Weiterhin wird ein Teilsicherheitsbeiwert γ_R für die Bauteilbeanspruchbarkeit eingeführt. Im Bereich Stahlbau handelt es sich dabei um

- die kritische Temperatur T_{krit} , wenn die brandschutztechnische Bemessung auf Temperaturebene durchgeführt wird und um
- die Tragfähigkeit $R_{fi,t}$, wenn der Nachweis im Brandfall auf Schnittgrößenebene geführt werden soll.

Wie in Bild 50 zu sehen, hat die kritische Temperatur T_{krit} zum Zeitpunkt $t_{min\beta}$ ebenfalls relativ großen Einfluss auf die Systemzuverlässigkeit. Der Teilsicherheitsbeiwert γ_R ergibt sich als Quotient aus dem charakteristischen Wert $T_{krit,c}$ und dem Bemessungswert $T_{krit,d}$, bzw. als Quotient aus $R_{fi,c,t}$ und $R_{fi,d,t}$.

$$\gamma_R = \frac{T_{krit,c}}{T_{krit,d}} \quad \gamma_R = \frac{R_{fi,c,t}}{R_{fi,d,t}} \tag{173}$$

mit

$T_{krit,c}$ charakteristischer Wert der kritischen Temperatur

$T_{krit,d}$ Bemessungswert der kritischen Temperatur

$R_{fi,c,t}$ charakteristischer Wert der Tragfähigkeit

$R_{fi,d,t}$ Bemessungswert der Tragfähigkeit

Zur Berechnung des Teilsicherheitsbeiwertes γ_R ist keine Nachlaufrechnung erforderlich, er ergibt sich direkt als Ergebnisbestandteil der SORM-Analyse zum Zeitpunkt $t_{min\beta}$ gemäß Gl.(173).

Bei Annahme einer Werkfeuerwehr im Rahmen der Systemzuverlässigkeitsanalyse (Fall 3 und Fall 4, siehe Abschnitt 9.6) stellen erwartungsgemäß die Hilfsfrist $t_{3,9}$ und die Zeit bis zur Eindämmung des Brandes $\Delta t_{3,9}$ dominierende Zufallsvariablen dar. Auch hier lässt sich aus den entsprechenden Bemessungswerten nicht unmittelbar auf eine Bemessungsenergiefreisetzungsrateschließen, daher muss diese wie im Falle der Vorhaltung automatischer Löschanlagen durch eine Nachlaufrechnung bestimmt werden.

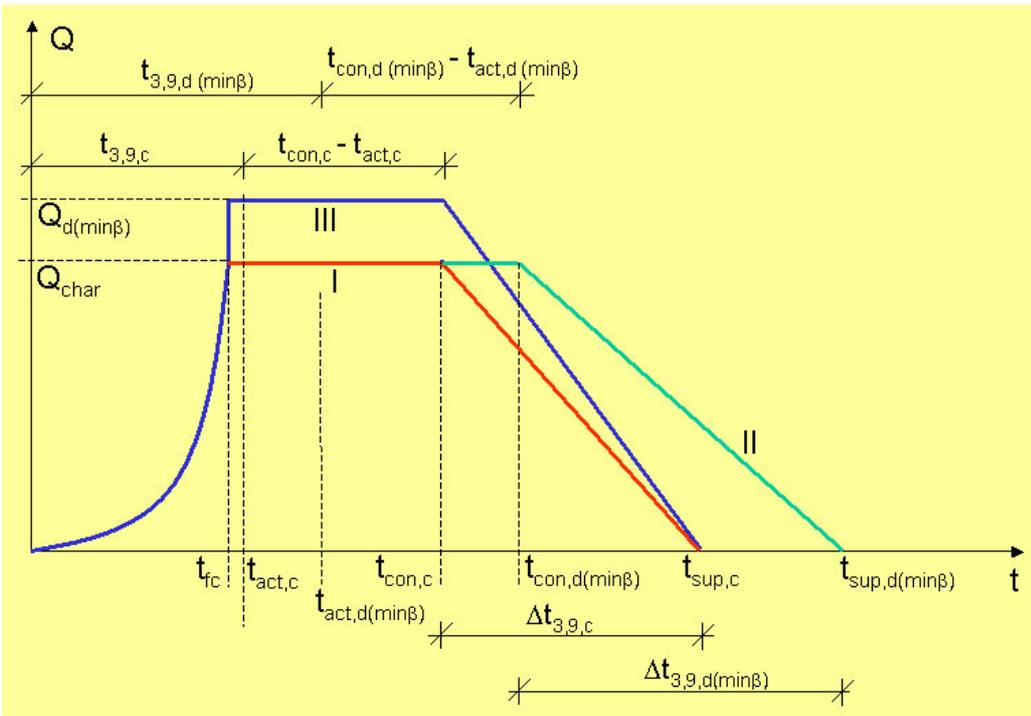


Bild 55 Bestimmung der Bemessungsenergiefreisetzungsrates im Falle der Vorhaltung einer Werkfeuerwehr

Bestimmt man den zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrate mit den charakteristischen Werten $t_{3,9,c}$, $\Delta t_{3,9,c}$ und Q_{char} , ergibt sich der Kurvenverlauf I. Kurve II beinhaltet die durch die SORM-Analyse ermittelten Bemessungswerte $t_{3,9,d}$ und $\Delta t_{3,9,d}$ sowie den Nennwert der Energiefreisetzungsrate Q_{char} . Der die Bemessungsenergiefreisetzungsrate enthaltende Kurvenverlauf III wird nach dem Prinzip bestimmt, dass gleiche Energieeinträge unabhängig vom Maximum näherungsweise dieselbe Wirkung auf das Bauteil verursachen. Daher können die Integrale der Kurven II und III gleichgesetzt werden.

$$\int_0^{t_{fc}} \left(\frac{t}{t_g}\right)^2 dt + \int_{t_{fc}}^{t_{con,d(\min\beta)}} Q_{char} dt + \int_{t_{con,d(\min\beta)}}^{t_{sup,d(\min\beta)}} \frac{Q_{char}}{t_{sup,d(\min\beta)} - t_{con,d(\min\beta)}} (t_{sup,d(\min\beta)} - t) dt = \tag{174}$$

$$\int_0^{t_{fc}} \left(\frac{t}{t_g}\right)^2 dt + \int_{t_{fc}}^{t_{con,c}} Q_{d(\min\beta)} dt + \int_{t_{con,c}}^{t_{sup,c}} \frac{Q_{d(\min\beta)}}{t_{sup,c} - t_{con,c}} (t_{sup,c} - t) dt$$

Integration und Auflösen nach der Bemessungsenergiefreisetzungsrate $Q_{d(\min\beta)}$ liefert:

$$Q_{d(\min\beta)} = \frac{Q_{char} (t_{sup,d(\min\beta)} - t_{sup,c} + t_{con,d(\min\beta)} + t_{con,c} - 2 \cdot t_{fc} + \Delta t_{3,9,c})}{t_{con,c} - t_{fc} + \frac{\Delta t_{3,9,c}}{2}} \tag{175}$$

mit

- Q_{char} charakteristischer Wert der Energiefreisetzungsrate [MW]
- $Q_{d(\min\beta)}$ Bemessungsenergiefreisetzungsrate [MW]
- t_{fc} Zeitpunkt, ab dem der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungsrate brandlastgesteuert abläuft (alternativ t_{vc} für den ventilationsgesteuerten Brand) [s]
- $t_{con,c}$ charakteristischer Wert des Zeitpunktes, ab dem der Brand kontrolliert verläuft [s]
- $t_{con,d(\min\beta)}$ Bemessungswert des Zeitpunktes, ab dem der Brand kontrolliert verläuft [s]
- $t_{sup,c}$ charakteristischer Wert des Zeitpunktes, ab dem der Brand eingedämmt ist [s]
- $t_{sup,d(\min\beta)}$ Bemessungswert des Zeitpunktes, ab dem der Brand eingedämmt ist [s]
- $t_{3,9,c}$ charakteristischer Wert der Hilfsfrist [s]
- $t_{3,9,d}$ Bemessungswert der Hilfsfrist [s]
- $\Delta t_{3,9,c}$ charakteristischer Wert der Zeitdauer bis zur Eindämmung des Brandes [s]
- $\Delta t_{3,9,d}$ Bemessungswert der Zeitdauer bis zur Eindämmung des Brandes [s]

Dieselbe Vorgehensweise wird in den Fällen 5 und 6 (siehe Abschnitt 9.6) gewählt, bei denen zur Brandbekämpfung lediglich die öffentliche Feuerwehr zur Verfügung steht. In diesen Fällen stellen die Hilfsfrist $t_{3,10}$ und die Zeit bis zur Eindämmung des Brandes $\Delta t_{3,10}$ dominierende Zufallsvariablen dar.

Das Sicherheitskonzept kann prinzipiell nutzungsübergreifend angewendet werden. Je nach Nutzung unterscheiden sich jedoch statistisch bewiesen sowohl die Wahrscheinlichkeit einer Brandausbreitung p_{BA} als auch die Streuung der Brandlasten.

In Wohngebäuden treten die meisten Brandausbreitungen auf, kombiniert mit relativ hohen Brandlaststreuungen. Im Industriebau liegt eine relativ geringe Brandausbreitungswahrscheinlichkeit vor, kombiniert mit geringen Brandlaststreuungen, wenn die Nutzung festliegt und Statistiken für diese bestimmte Nutzung vorliegen. Beide Einflüsse wirken sich auf die Beträge der Teilsicherheitsbeiwerte γ_R und γ_S aus, so dass diese getrennt nach Nutzung berechnet werden müssen.

Der Einfluss der nutzungsspezifischen Streuung der Brandlasten auf die Beträge der Sicherheitselemente wird berücksichtigt, indem die Standardabweichungen der brandlastbeschreibenden Zufallsvariablen im stochastischen Modell für die Systemzuverlässigkeitsberechnung festgelegt werden. Dadurch wirken sich nach Gl. (176) größere Streuungen unmittelbar auf die Bemessungswerte der Zufallsvariablen und damit auch auf die Sicherheitselemente aus.

$$x_i^* = F_i^{-1}[\Phi(u_i^*)] = F_i^{-1}[\Phi(-\alpha_{v,i} \cdot \beta)] = F_i^{-1} \left[\Phi \left(-\alpha_{v,i} \cdot \frac{C_0 + \sum_{i=1}^m \left(\frac{\partial g}{\partial X_i} \cdot m_i \right)}{\sqrt{\sum_{i=1}^m \left(\frac{\partial g}{\partial X_i} \cdot \sigma_i \right)^2}} \right) \right] \quad (176)$$

Die nutzungsspezifische Brandausbreitungswahrscheinlichkeit p_{BA} wird über Gl. (158) berücksichtigt. Eine größere Wahrscheinlichkeit der Brandausbreitung führt zu einer kleineren Wahrscheinlichkeit zur p_{fBA} , welche als Grenzwert bei der Berechnung der Systemzuverlässigkeit dient. Dies wirkt sich auf die Basisvariablen aus, die iterativ so variiert werden, dass sich zum Zeitpunkt $t_{min\beta}$ die Wahrscheinlichkeit zur p_{fBA} ergibt. Aus den Bemessungswerten der dominierenden Basisvariablen wiederum werden die Sicherheitselemente berechnet, womit nachvollzogen werden kann, wie sich die Brandausbreitungswahrscheinlichkeit p_{BA} auf diese auswirkt.

Leider können nur in den seltensten Fällen konstante Teilsicherheitsbeiwerte verwendet werden, denn mit der Variation der Zufallsvariablen X_i ändern sich in der Regel auch die Bemessungswerte x_i^* und damit die Teilsicherheitsbeiwerte γ_R und γ_S . Daher müssen diese durch SORM-Parameterstudien so festgelegt werden, dass sie die praxisüblichen Fälle für die jeweilige Nutzung konservativ abdecken.

Fazit:

Die Verfahrensweise bei der probabilistischen Bemessung ist in weiten Teilen nahezu identisch mit der Methodik zur Kalibrierung der Sicherheitselemente. Nur auf diese Weise kann gewährleistet werden, dass zwischen beiden Bemessungsmethoden (probabilistisch bzw. semi-probabilistisch) keine signifikanten Unterschiede im erzielten Sicherheitsniveau auftreten.

Da die Sicherheitselemente für eine Vielfalt an Bemessungssituationen gelten müssen und daher eher konservativ festzulegen sind und zudem die tatsächlichen Gegebenheiten bei der probabilistischen Bemessung detaillierter berücksichtigt werden können, wird sich bei letzterer stets die bezüglich des Erreichens der vorgegebenen Zielversagenswahrscheinlichkeit optimale Lösung ergeben. In der Regel handelt es sich dabei bezogen auf den Materialeinsatz auch um die wirtschaftlichste Lösung, da nur so viel Brandschutz vorgesehen wird, wie zur Einhaltung der Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f nötig ist.

In den Abschnitten 9.2 und 9.3 wurde das Konzept der probabilistischen Bemessung und der Ermittlung der Sicherheitselemente für die semi-probabilistische Bemessung erläutert. Im folgenden

werden die notwendigen Eingangsdaten für die probabilistische Bauteilauslegung und die Herleitung der Sicherheitselemente am Beispiel des Industriebaus beschrieben. Dies beinhaltet die

- Aufstellung von Ereignisabläufen,
- Identifizierung von Versagenspfaden,
- Aufstellung von Fehlerbäumen,
- Definition von Grenzzustandsfunktionen,
- Aufstellung des stochastischen Modells der Basisvariablen,
- Bildung von Korrelationsmatrizen,
- Erläuterung des logischen Modells der Systemkomponenten und die
- Berücksichtigung von Modellunsicherheiten.

9.4 Fehlerbäume und Grenzzustände am Beispiel des Industriebaus

9.4.1 Allgemeines

Grundlage für die Systemzuverlässigkeitsanalysen zur Durchführung der probabilistischen Bemessung und der Herleitung der Sicherheitselemente für die semi-probabilistische Bemessung ist die Definition von Ereignisabläufen, Fehlerbäumen und Grenzzuständen. Je nach Gebäudenutzung unterscheiden sich die den Zuverlässigkeitsanalysen zugrunde gelegten Systeme, da einige Komponenten wie Lösch- und Brandmeldeanlagen sowie Werkfeuerwehren nur bei bestimmten Nutzungen vorhanden sind. Die nachfolgend beschriebene Vorgehensweise ist allgemeingültig und soll am Beispiel der Bauteilauslegung für den Industriebau verdeutlicht werden.

In Abhängigkeit der vorhandenen Komponenten zur Brandmeldung –und bekämpfung werden Systeme definiert. Ausgehend vom Ereignis eines sich ausbreitenden Brandes werden Ereignisablaufanalysen durchgeführt, woraus sich Versagenspfade ableiten lassen. Eine Auswahl von Ereignisablaufdiagrammen für verschiedene Randbedingungen bezüglich der anlagentechnischen und abwehrenden Brandbekämpfungsmaßnahmen befindet sich in Anhang B. Auf Basis dieser Versagenspfade werden Fehlerbäume aufgestellt, aus denen das logische Modell für die Zuverlässigkeitsanalyse (SORM) mit Hilfe der Boole'schen Algebra festgelegt werden kann.

Der Versagenszustand wird in Abhängigkeit des jeweiligen Schutzziels definiert. Bezüglich des Schutzziels „Standicherheit der Konstruktion“ im Hinblick auf die Bauteilauslegung handelt es sich dabei um das Versagen durch Überschreitung der durch die Brandwirkung abgeminderten Tragfähigkeit. Wird die Bauteilauslegung auf Temperaturebene durchgeführt, kann das Versagen als Überschreitung einer kritischen Temperatur in Abhängigkeit der statischen Ausnutzung definiert werden. Alternativ können Verformungskriterien herangezogen werden.

Bild 56 zeigt einen Fehlerbaum, der sich aus den 6 Versagenspfaden der zeitabhängigen Ereignisablaufanalyse (siehe Bild 47) ergibt und sich auf das Top Event „Bauteilversagen“ bezieht.

V1-6 Versagenspfade

Dieser Fehlerbaum enthält 5 Teilsysteme, die ihrerseits aus mehreren Komponenten bestehen und im folgenden erläutert werden sollen.

- Brandmeldung
- Rauch- und Wärmeabzüge
- Direkte Brandbekämpfung
- Indirekte Brandbekämpfung
- Bauteilwiderstand

9.4.2 Brandmeldung

Die Entdeckung des Brandes ist die Voraussetzung für die Brandmeldung. Die Meldung des Brandes lässt sich in die Hauptkomponenten direkte und indirekte Brandmeldung gliedern.

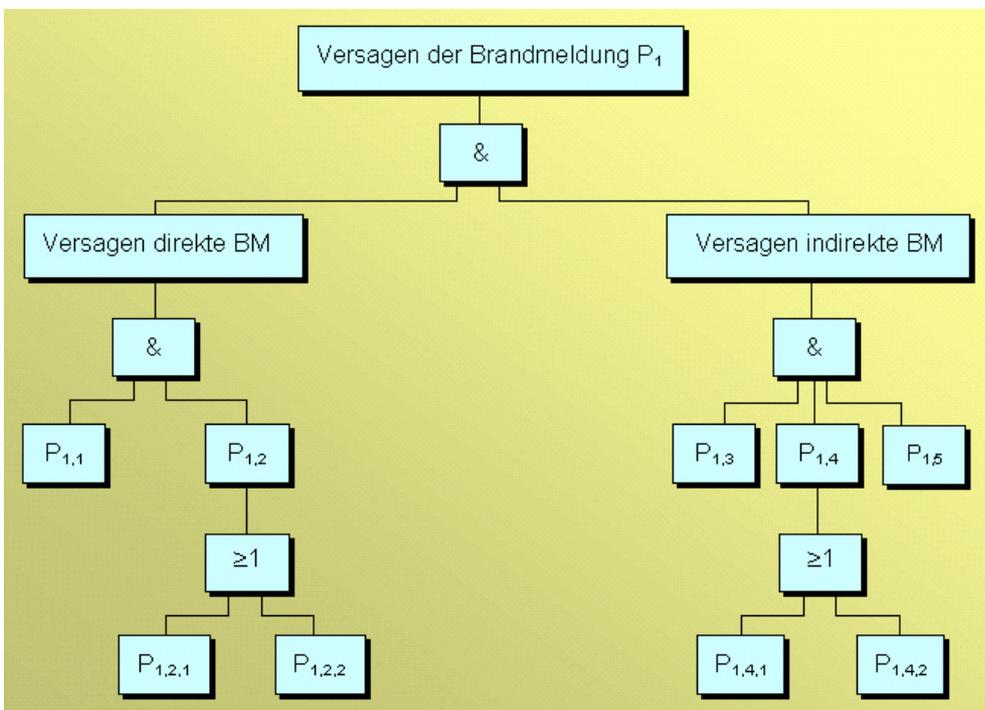


Bild 57 Teilsystem für das Versagen der Brandmeldung

Erläuterung der Komponenten P_{ij}

- P_{1,1} Versagen direkte manuelle Brandmeldung
- P_{1,2} Versagen direkte automatische Brandmeldung
- P_{1,2,1} Anregungsschwelle direkte automatische BM nicht erreicht (t)
- P_{1,2,2} technischer Ausfall direkte automatische BM
- P_{1,3} Versagen indirekte manuelle Brandmeldung
- P_{1,4} Versagen indirekte automatische Brandmeldung
- P_{1,4,1} Anregungsschwelle indirekte automatische BM nicht erreicht (t)
- P_{1,4,2} technischer Ausfall indirekte automatische BM
- P_{1,5} Störsignale bzw. Ausfälle nicht bemerkt

Direkte Brandmeldung

Bei der direkten Brandmeldung handelt es sich um die Meldung aus dem direkt vom Brand betroffenen Bereich. Sie besteht aus der personellen und der automatischen Brandmeldung (Bild 57).

Die Versagenswahrscheinlichkeit der personellen Brandmeldung wird im Wesentlichen von der Anwesenheit von Betriebspersonal im Brandentstehungsbereich bestimmt. Die Anwesenheit von Personal wiederum ist von der Funktion der betrachteten Räume, der Betriebsform (Mehrschicht- oder Einschichtbetrieb) und bei Einschichtbetrieb von der Tageszeit abhängig. Amerikanischen Studien [73] zufolge, können die folgenden Versagenswahrscheinlichkeiten für die direkte personelle Brandmeldung (BM) angenommen werden:

- dauernd anwesende Personen: $P_{1,1} = P [\text{Versagen direkte manuelle BM}] = 0,1$
- überwiegende Zeit anwes. Pers.: $P_{1,1} = P [\text{Versagen direkte manuelle BM}] = 0,8$
- ca. 1/3 der Zeit anwes. Pers.: $P_{1,1} = P [\text{Versagen direkte man. BM}] = 0,99$
- nur selten anwesende Personen: $P_{1,1} = P [\text{Versagen direkte manuelle BM}] = 1,0$

Der Zeitpunkt der direkten manuellen Brandmeldung ab Brandbeginn (Alarmierungszeit) wird hauptsächlich von der Reaktionszeit des Personals sowie dem Vorhandensein, der Zugänglichkeit und der Funktionsfähigkeit der installierten manuellen Melder bestimmt.

Die direkte automatische Brandmeldung erfolgt durch im Brandraum an der Decke angebrachte Detektoren, die verschiedene Brandkenngrößen wie Wärme, Rauch, Flammen oder Gas wahrnehmen.

Die direkte automatische Brandmeldung versagt, wenn die Anregungsschwelle des Melders nicht erreicht wird oder der Melder aus technischen Gründen ausfällt (z. B. durch Beschädigungen, Installations- oder Wartungsmängel).

$$P_{1,2,1} = P [\text{Anregungsschwelle direkte automatische Brandmeldung nicht erreicht}] = P [Z_{1,2,1} = T_{BM} - T_{Jet}(t_1) \geq 0]$$

$$P_{1,2,2} = P [\text{technischer Ausfall direkte automatische Brandmeldung}]$$

Die statistischen Auswertungen über die Zuverlässigkeit von automatischen Brandmeldeanlagen differenzieren nicht danach, ob das Versagen der Anlage durch Nichterreichen der Anregungsschwelle oder technischen Ausfall verursacht wurde, daher werden die Komponenten $P_{1,2,1}$ und $P_{1,2,2}$ zusammengefasst.

$$P_{1,2} = P [\text{Versagen direkte automatische Brandmeldung}] = P_{1,2,1} \cup P_{1,2,2} = 0,07 \text{ nach [73]}$$

Indirekte Brandmeldung

Als indirekte Brandmeldung bezeichnet man die Entdeckung und Meldung des Brandes aus den dem Brandraum benachbarten Bereichen. Sie setzt sich zusammen aus der indirekten personellen Brandmeldung und der indirekten automatischen Brandmeldung.

Entscheidend für die indirekte personelle Brandmeldung ist das Auftreten von Brandnebenerscheinungen (Rauch, Brandgeruch). Sie beinhaltet auch die Meldung aus der Nachbarschaft eines vom Brand betroffenen Industriebetriebes, wenn Rauch oder Flammen aus dem Gebäude dringen. A-

merikanischen Studien [73] zufolge, können die folgenden Versagenswahrscheinlichkeiten für die indirekte personelle Brandmeldung angenommen werden:

- dauernd anwes. Personen: $P_{1,3} = P [\text{Versagen indirekte manuelle Brandmeldung}] = 0,1$
- überwieg. Zeit anwes. Pers.: $P_{1,3} = P [\text{Versagen indirekte manuelle Brandmeldung}] = 0,8$
- ca. 1/3 d. Zeit anwes. Pers.: $P_{1,3} = P [\text{Versagen indirekte manuelle Brandmeldung}] = 0,99$
- nur selten anwes. Pers.: $P_{1,3} = P [\text{Versagen indirekte manuelle Brandmeldung}] = 1,0$

Die indirekte automatische Brandmeldung erfolgt entweder von Nebenräumen, in denen Brandmelder installiert sind oder durch die Ausfallsignale von Einrichtungen, die mit dem Brandraum in Verbindung stehen (z. B. Stromausfälle).

Die indirekte automatische Brandmeldung versagt, wenn die Anregungsschwelle der Melder im Nachbarbereich nicht erreicht wird, die Melder aus technischen Gründen ausfallen (Installationsmängel, Beschädigungen, Wartungsfehler) oder wenn Störsignale bzw. Ausfälle im Nachbarraum nicht bemerkt werden.

$P_{1,4,1} = P [\text{Anregungsschwelle indirekte automat. BM nicht erreicht}]$

$P_{1,4,2} = P [\text{technischer Ausfall indirekte automatische Brandmeldung}]$

Ebenso wie bei der direkten automatischen Brandmeldung werden auch hier die Komponenten $P_{1,4,1}$ und $P_{1,4,2}$ zusammengefasst:

$P_{1,4} = P [\text{Versagen indirekte automatische Brandmeldung}] = P_{1,4,1} \cup P_{1,4,2} = 0,07$ nach [73]

$P_{1,5} = P [\text{Störsignale bzw. Ausfälle im Nachbarraum nicht bemerkt}] = 0,6$ [73]

9.4.3 Rauch- und Wärmeabzüge

Rauchabzüge müssen nach DIN 18232 [36] mit einer manuellen Fernauslösung und einer automatischen thermischen Auslösung ausgerüstet sein.

Die manuelle Auslösung der Rauchabzüge versagt, wenn kein Personal für die Öffnung anwesend ist oder wenn sich die Zu- und/oder Abluftöffnungen infolge technischen Versagens des Öffnungsmechanismus bzw. aufgrund von Störeinflüssen wie Schnee- und Eislast gar nicht oder unzureichend aufgehen.

Bezüglich des Versagens der manuellen Auslösung infolge Nichtanwesenheit von Personal werden dieselben Wahrscheinlichkeiten wie für die direkte personelle Brandmeldung angesetzt, die aus amerikanischen Studien ermittelt wurden [73].

- dauernd anwes. Personen: $P_{2,1} = P [\text{Versagen manuelle Auslös. der Rauchabzüge}] = 0,1$
- überwieg. Zeit anwes. Pers.: $P_{2,1} = P [\text{Versagen manuelle Auslös. der Rauchabzüge}] = 0,8$
- ca. 1/3 d. Zeit anwes. Pers.: $P_{2,1} = P [\text{Versagen manuelle Auslös. der Rauchabzüge}] = 0,99$
- nur selten anwes. Pers.: $P_{2,1} = P [\text{Versagen manuelle Auslös. der Rauchabzüge}] = 1,0$

Die relativ hohen Versagenswahrscheinlichkeiten auch bei dauernder oder überwiegender Anwesenheit von Personen hängen mit dem menschlichen Verhaltensmuster und dem Bestreben ab, sich in erster Linie selbst in Sicherheit zu bringen und nicht zuvor die Brandschutzeinrichtungen auszulösen.

$$P_{2,2} = P [\text{Versagen manuelle Auslösung der Rauchabzüge infolge technischen Ausfalls des Öffnungsmechanismus bzw. aufgrund von Störeinflüssen}] = 0,05$$

Im Falle von bei Temperatureinwirkung schmelzenden Lichtkuppeln fallen die Komponenten $P_{2,1}$ und $P_{2,2}$ weg.

Die automatische Auslösung der Rauchabzüge versagt, wenn der Schmelzlotmechanismus infolge zu geringer Temperaturentwicklung nicht auslöst oder wenn sich die Zu- und/oder Abluftöffnungen infolge technischen Ausfalls des Öffnungsmechanismus bzw. aufgrund von Störeinflüssen wie Schnee- und Eislast gar nicht oder nur unzureichend öffnen.

$$P_{2,3} = P [\text{Versagen der Schmelzlotauslösung infolge zu geringer Temperaturentwicklung}] = P [Z_{2,3} = T_{SL} - T_{Jet}(t_1) \geq 0]$$

mit

T_{SL} Auslösetemperatur des Schmelzlotmechanismus

Bei Lichtkuppeln oder ähnlichen Einrichtungen zur Rauch- und Wärmeabfuhr, die bei Temperatureinwirkung schmelzen, ergibt sich $P_{2,3}$ zu:

$$P_{2,3} = P [\text{Versagen des Selbstauflösens von Lichtkuppeln etc. infolge zu geringer Temperaturentwicklung}] = P [Z_{2,3} = T_{Lichtkuppel} - T_{Jet}(t_1) \geq 0]$$

mit

$T_{Lichtkuppel}$ Schmelztemperatur der Lichtkuppel

$$P_{2,4} = P [\text{Ausfall automatische Auslösung der Rauchabzüge infolge technischen Versagens des Öffnungsmechanismus bzw. aufgrund von Störeinflüssen}] = 0,1$$

Im Falle von bei Temperatureinwirkung schmelzenden Lichtkuppeln fällt die Komponente $P_{2,4}$ weg.

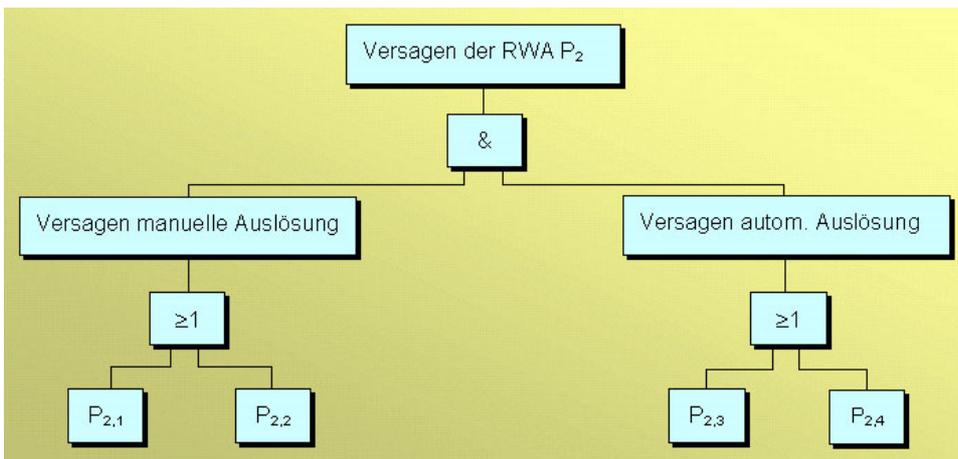


Bild 58 Teilsystem für den Ausfall der RWA

Erläuterung der Komponenten P_{ij}

- $P_{2,1}$ kein Personal anwesend
- $P_{2,2}$ technischer Ausfall manuelle Auslösung
- $P_{2,3}$ Versagen infolge zu geringer Temperatur (t)
- $P_{2,4}$ technischer Ausfall automatische Auslösung

9.4.4 Direkte Brandbekämpfung

Die Brandbekämpfung innerhalb des Brandraumes durch anwesendes Betriebspersonal mittels tragbarer Handfeuerlöcher bzw. durch den Einsatz von Wandhydranten, durch Feuerwehren und durch Löschanlagen, mit dem Ziel, den Brand zu löschen, wird als direkte Brandbekämpfung bezeichnet.

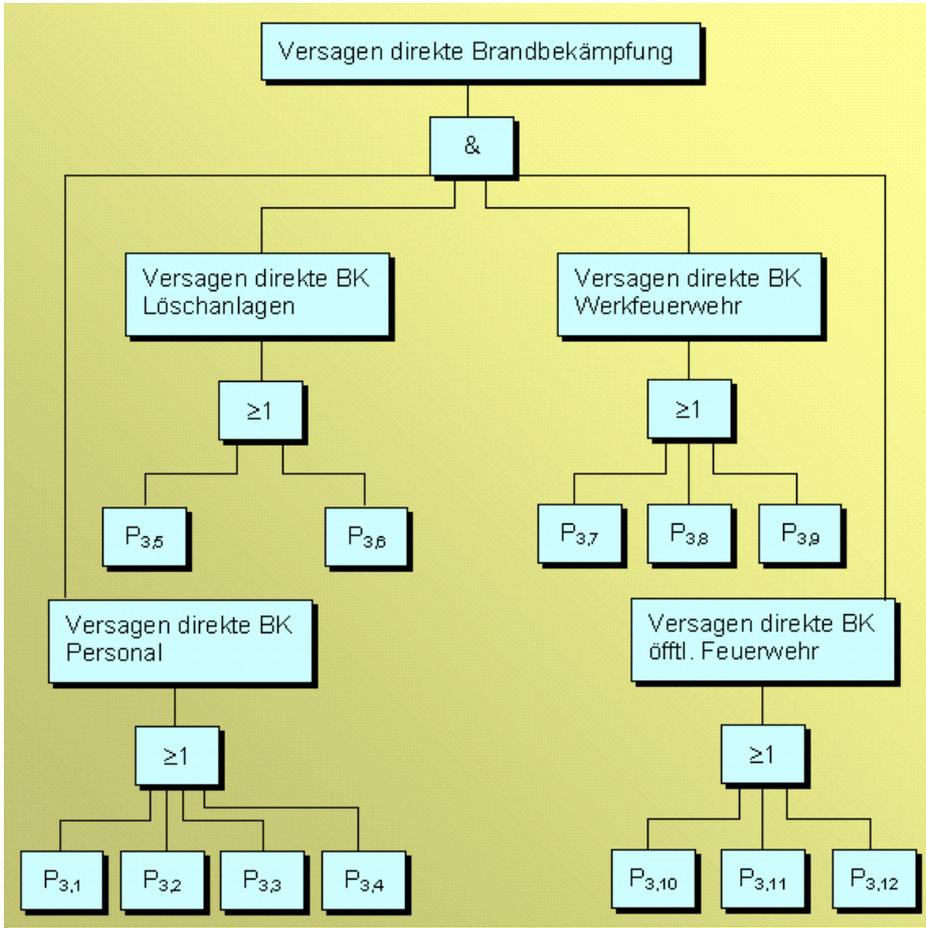


Bild 59 Teilsystem für den Ausfall der direkten Brandbekämpfung

Erläuterung der Komponenten P_{ij}

- $P_{3,1}$ kein Betriebspersonal anwesend
- $P_{3,2}$ technischer Ausfall Löschhilfsmittel
- $P_{3,3}$ Versagen Personal durch Brand (t)
- $P_{3,4}$ Einsatz Personal zu spät (t)
- $P_{3,5}$ technisches, menschliches oder brandbedingtes Versagen Löschanlage
- $P_{3,6}$ Einsatz Löschanlage zu spät (t)
- $P_{3,7}$ technischer Ausfall Werkfeuerwehr
- $P_{3,8}$ Versagen Werkfeuerwehr durch Brand (t)
- $P_{3,9}$ Einsatz Werkfeuerwehr zu spät (t)
- $P_{3,10}$ technischer Ausfall öffentliche Feuerwehr
- $P_{3,11}$ Versagen öffentliche Feuerwehr durch Brand (t)
- $P_{3,12}$ Einsatz öffentliche Feuerwehr zu spät (t)

Brandbekämpfung durch Betriebspersonal

Der größte Löscherfolg wird durch die frühestmögliche Brandbekämpfung in der Entstehungsphase eines Brandes erreicht. Selbsthilfeeinrichtungen ermöglichen dem Betriebspersonal, eine erste Brandbekämpfung vorzunehmen. Zu den manuellen Brandbekämpfungsmaßnahmen zählen der Einsatz der verschiedenen Handfeuerlöcher sowie die Brandbekämpfung über Schlauchleitungen ausgehend von Wandhydranten.

Die Zuverlässigkeit der Erstbrandbekämpfung wird im Wesentlichen von der Anwesenheit des Betriebspersonals im Brandraum bestimmt. Amerikanischen Studien [73] zufolge können folgende Wahrscheinlichkeiten für das Versagen der Brandbekämpfung durch das Personal infolge Nichtanwesenheit angenommen werden:

$$P_{3,1} = P [\text{Versagen direkte manuelle Brandbekämpfung durch Betriebspersonal infolge Nichtanwesenheit}] = 0,1 \text{ (dauernd anwesende Personen) [73]}$$

$$P_{3,1} = P [\text{Versagen direkte manuelle Brandbekämpfung durch Betriebspersonal infolge Nichtanwesenheit}] = 0,8 \text{ (die überwiegende Zeit Personal anwesend) [73]}$$

$$P_{3,1} = P [\text{Versagen direkte manuelle Brandbekämpfung durch Betriebspersonal infolge Nichtanwesenheit}] = 0,99 \text{ (etwa 1/3 der Zeit Personal anwesend) [73]}$$

$$P_{3,1} = P [\text{Versagen direkte manuelle Brandbekämpfung durch Betriebspersonal infolge Nichtanwesenheit}] = 1 \text{ (nur selten Personal anwesend) [73]}$$

Fehlende oder beschädigte Ausrüstungsgegenstände wie Handfeuerlöcher und Wandhydranten sowie die Nichteinhaltung der Wartungsintervalle können zum technischen Ausfall der Löschhilfsmittel führen.

$$P_{3,2} = P [\text{technischer Ausfall Wandhydrant}] = 0,06 \text{ [73]}$$

$$P_{3,2} = P [\text{technischer Ausfall Feuerlöscher}] = 0,05 \text{ [73]}$$

Die Versagenswahrscheinlichkeit pro Anforderung für die manuelle Brandbekämpfung durch Betriebspersonal in der Brandentstehungs-/Brandausbreitungsphase wird entscheidend durch die Verzugszeit zwischen Brandmeldung und beginnender Brandbekämpfung und damit durch die bis zum Löschbeginn angewachsene Brandfläche beeinflusst. Außerdem ist es von großer Bedeutung, ob für die Brandbekämpfung lediglich Feuerlöcher oder ein Wandhydrant mit Schlauchleitung zur Verfügung steht.

$$P_{3,3} = [\text{Versagen manuelle Brandbekämpfung Personal mit Feuerlöscher durch Brand}] =$$

$$P [Z_{3,3} = A_{\text{Brand,grenz,PF}} - A_{\text{Brand}}(t_3) \leq 0]$$

$$P_{3,3} = [\text{Versagen manuelle Brandbekämpfung Personal mit Wandhydrant durch Brand}] =$$

$$P [Z_{3,3} = A_{\text{Brand,grenz,PW}} - A_{\text{Brand}}(t_3) \leq 0]$$

mit

$A_{\text{Brand,grenz,PF}}$ 0,05-Quantil der Brandfläche, die durch Betriebspersonal mit einem Feuerlöscher gerade noch gelöscht werden kann [m²]

$A_{\text{Brand,grenz,PW}}$ 0,05-Quantil der Brandfläche, die durch Betriebspersonal mit einem Wandhydranten gerade noch gelöscht werden kann [m²]

$A_{\text{Brand}}(t)$ Brandfläche zum Zeitpunkt t [m²]

Für die Zufallsvariablen $A_{\text{Brand,grenz,PF}}$ und $A_{\text{Brand,grenz,PW}}$ muss eine relativ große Standardabweichung angenommen werden, weil die im Einzelfall vorhandenen Gegebenheiten bezüglich der eingesetzten Löscheräte und die Fähigkeiten des Personals sehr unterschiedlich sein können. Das 0,05-Quantil der löscharbaren Brandfläche beträgt nach Expertenaussagen für einen einzelnen Handfeuerlöscher ca. 2 m² und für ein D-Strahlrohr ca. 10 m².

$P_{3,4} = [\text{Einsatz direkte manuelle Brandbekämpfung durch Personal zu spät}] =$

$$P[Z_{3,4} = t - t_{3,4} - \Delta t_{3,4} \leq 0]$$

mit

t Berechnungszeitpunkt ab Brandbeginn [s]

$t_{3,4}$ Zeitpunkt des Beginns der Löscharbeiten ab Brandbeginn [s]

$\Delta t_{3,4}$ Zeitbedarf für die erfolgreiche direkte manuelle Brandbekämpfung durch das Personal [s]

Mit $P_{3,4}$ wird die Tatsache berücksichtigt, dass die Wahrscheinlichkeit des Beginns von Löscharbeiten mit Zunahme der Zeit ansteigt. Dies beinhaltet den Zeitbedarf für eine erfolgreiche direkte manuelle Brandbekämpfung durch das Personal und den durchschnittlichen Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten. Der Zeitpunkt $t_{3,4}$ und der Zeitbedarf $\Delta t_{3,4}$ hängen stark von der Anwesenheit von Betriebspersonal ab.

Brandbekämpfung durch Löschanlagen

Durch Löschanlagen, deren Auslösung manuell oder automatisch erfolgen kann, soll der Brand auf seinen Entstehungsbereich begrenzt oder sogar eingedämmt werden. In diesem Fall sollen lediglich Sprinkleranlagen betrachtet werden, deren automatische Auslösung über Flüssigkeitsgläschen erfolgt. Die Vorgehensweise lässt sich jedoch ohne weiteres ebenso auf andere automatische Löschanlagen übertragen.

Die Versagenswahrscheinlichkeit von Sprinklern wird durch den tatsächlichen Brandverlauf beeinflusst. Die Rohrleitung versagt erfahrungsgemäß bei mittleren Heißgastemperaturen von ca. 700°C.

$$P = [\text{Versagen Sprinkler durch Brandwirkung}] = P[Z = T_{\text{grenz,RL}} - T_{\text{RL}}(t_3) \leq 0]$$

mit

$T_{\text{grenz,RL}}$ Versagenstemperatur der Rohrleitung [°C]

$T_{\text{RL}}(t_3)$ Rohrleitungstemperatur [°C]

Die Statistik über die Zuverlässigkeit von Sprinkleranlagen [70] beinhaltet sowohl die Ausfälle infolge von technischen und menschlichem Versagens als auch das Versagen durch den Brand. Bei Berücksichtigung der obigen Grenzzustandsgleichung in der Systemanalyse würden die Versagensfälle infolge Brandeinwirkung mehrfach gewertet werden. Daher wird die Versagenswahrscheinlichkeit für die Komponente „direkte Brandbekämpfung durch die Sprinkleranlage“ aus allen genannten Einflüssen wie folgt zusammengefasst:

$$P_{3,5} = P [\text{Versagen der Sprinkler infolge technischen oder menschlichen Einflüssen bzw. Versagen infolge Brand}] = 0,02 [70]$$

Mit $P_{3,6}$ wird die Tatsache berücksichtigt, dass die Wahrscheinlichkeit des Beginns der Löschwirkung durch die Sprinkler mit Zunahme der Zeit ansteigt. Dies beinhaltet den Zeitbedarf für eine erfolgreiche direkte Brandbekämpfung durch die Löschanlage und den durchschnittlichen Zeitverzug bis zum Beginn der Löschwirkung.

$$P[Z_{3,6} = t - t_{3,6} - \Delta t_{3,6} \leq 0] \tag{177}$$

mit

t Berechnungszeitpunkt ab Brandbeginn [s]

$t_{3,6}$ Auslösezeitpunkt des Sprinklers ab Brandbeginn nach Gl. (13) [s]

$\Delta t_{3,6}$ Zeitbedarf für die erfolgreiche direkte Brandbekämpfung durch die Sprinkler [s]

Brandbekämpfung durch anerkannte Werkfeuerwehren

Zum Versagen der Löschwirkung durch die anerkannte Werkfeuerwehr führen die folgenden Umstände:

- keine oder ungenügende Einsatzstärke
- ungenügende Ausrüstung zur Brandbekämpfung
- ungenügende Löschwasserversorgung
- Versagen der Brandbekämpfung infolge zu großer Brandausbreitung

Die ersten drei Versagensereignisse lassen sich unter dem Oberbegriff „technisches oder menschliches Versagen“ zusammenfassen.

$$P_{3,7} = P[\text{Versagen der Werk-FW durch techn. oder menschl. Einflüsse}] = 0,03 \text{ [Expertenaussagen]}$$

Starke Rauch- und Temperaturentwicklung kann das Vordringen der Löschkkräfte ins Innere des Gebäudes beschränken oder völlig verhindern. Die Versagenswahrscheinlichkeit pro Anforderung für die Brandbekämpfung durch die Werkfeuerwehr in der Brandentstehungs- bzw. Brandausbreitungsphase wird entscheidend durch die Verzugszeit zwischen Brandmeldung und beginnender Brandbekämpfung und damit durch die bis zum Löscheintritt angewachsene Brandfläche beeinflusst. Es existieren Grenzwerte für die von einer durchschnittlichen anerkannten Werkfeuerwehr, Betriebspersonal und der öffentlichen Feuerwehr bei normalen Bedingungen jeweils maximal löschbaren Brandflächen, die auf Grundlage von Expertenaussagen und Angaben in [16, 18] zusammengestellt wurden. Das nachfolgende Diagramm gibt Aufschluss über die Erfolgswahrscheinlichkeit der Löschmaßnahmen in Abhängigkeit von der Brandfläche.

Ist die nach Gl. (2) unter Annahme einer bestimmten Brandausbreitungsgeschwindigkeit errechnete Brandfläche bei Beginn der Löscharbeiten größer als das 0,05-Quantil der von der Feuerwehr löschbaren Brandfläche, muss durch entsprechende Maßnahmen sichergestellt werden, dass die Brandbekämpfung zu einem früheren Zeitpunkt stattfindet (automatische Brandmeldung, verbesserte Zugänglichkeit etc). Alternativ können anlagentechnische Einrichtungen installiert werden, z. B. automatische Löschanlagen.

$$P_{3,8} = P[\text{Versagen der Werk-FW durch Brand}] = P[Z_{3,8} = A_{\text{Brand,grenz,WF}} - A_{\text{Brand}}(t_3) \leq 0]$$

mit

$A_{\text{Brand,grenz,WF}}$ 0,05-Quantil der Brandfläche, die durch die Werkfeuerwehr gerade noch gelöscht werden kann [m²]

$A_{\text{Brand}}(t)$ Brandfläche zum Zeitpunkt t [m²]

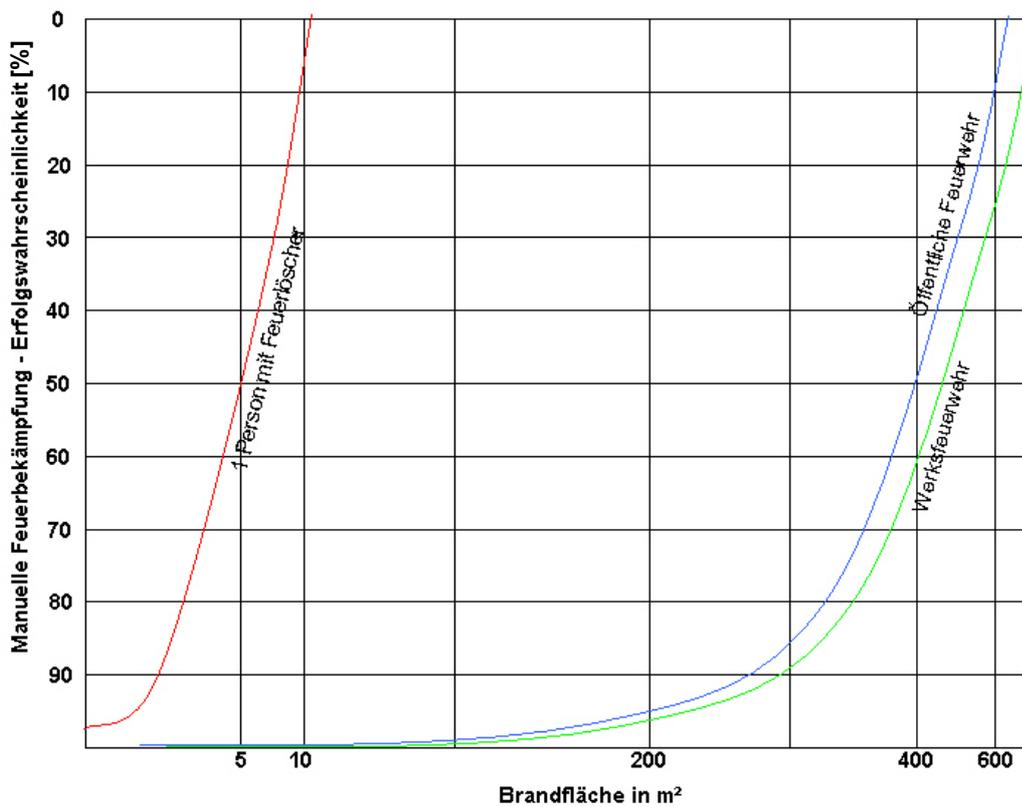


Bild 60 Erfolgswahrscheinlichkeit [%] von Löschmaßnahmen in Abhängigkeit von der Brandfläche (gleichzusetzen mit dem 0,05-Quantil der löschbaren Brandfläche)

Nach Expertenaussagen beträgt das 0,05-Quantil der von einer durchschnittlichen Werkfeuerweh'r erfolgreich zu löschenden Brandfläche $A_{\text{Brand,grenz,WF}}$ ca. 200 m². Dieser Zufallsvariable wird in der Systemanalyse eine relativ große Standardabweichung zugeordnet, weil die Voraussetzungen für die Brandbekämpfung von vielen Faktoren abhängen und sich von Fall zu Fall stark unterscheiden können.

Großen Einfluss auf die Hilfsfrist haben die Zugänglichkeit des Brandherdes, die Ausdehnung des Brandraumes und die Höhe der raucharmen Schicht, welche wiederum von den Entrauchungsmaßnahmen abhängt.

$$P_{3,9} = [\text{Einsatz Werkfeuerweh'r zu spät}] = P [Z_{3,9} = t - t_{3,9} - \Delta t_{3,9} \leq 0]$$

mit

t Berechnungszeitpunkt ab Brandbeginn [s]

$t_{3,9}$ Hilfsfrist der Werkfeuerweh'r [s]

$\Delta t_{3,9}$ Zeitbedarf für die erfolgreiche Brandbekämpfung durch die Werkfeuerweh'r [s]

Mit $P_{3,9}$ wird die Tatsache berücksichtigt, dass die Wahrscheinlichkeit des Beginns von Löscharbeiten durch die Werkfeuerweh'r mit der Zeit ansteigt. Dies beinhaltet den Zeitbedarf für eine erfolgreiche direkte Brandbekämpfung durch die Werkfeuerweh'r und den durchschnittlichen Zeitverzug bis zum Beginn der Löschmaßnahme. Der Zeitpunkt $t_{3,9}$ ergibt sich als Summe aus Alarmierungszeit und Hilfsfrist. Für letztere wird das 0,90-Quantil angesetzt. Bezüglich der Alarmierungszeit wird danach unterschieden, ob eine automatische Brandmeldeanlage vorhanden ist. Dem gleichzusetzen ist die permanente Anwesenheit von Betriebspersonal.

Mit Hilfe der Komponenten $P_{3,8}$ und $P_{3,9}$ wird die Zeitabhängigkeit der Versagenswahrscheinlichkeit der anerkannten Werkfeuerwehr beschrieben. Die Komponente $P_{3,8}$ berücksichtigt die Tatsache, dass die Wahrscheinlichkeit einer erfolgreichen Brandbekämpfung mit Zunahme der Branddauer (und damit der Brandfläche) deutlich absinkt. Andernfalls steigt die Wahrscheinlichkeit des Einsetzens von Löscharbeiten der anerkannten Werkfeuerwehr mit zunehmender Branddauer an (Komponente $P_{3,9}$). Eine alleinige Angabe einer zeitabhängigen Versagenswahrscheinlichkeit der Werkfeuerwehr aus statistischen Daten unabhängig von der Brandfläche wird als nicht sinnvoll betrachtet, weil hiermit das tatsächliche Brandgeschehen nicht berücksichtigt werden kann. Die Brandfläche kann z. B. im Einzelfall gerade im Industriebau infolge baulicher Gegebenheiten auf einen bestimmten Maximalwert begrenzt sein. Sehr unterschiedlich sind je nach Brandlastart und -dichte auch die Ausbreitungsgeschwindigkeiten.

Brandbekämpfung durch öffentliche Feuerwehr

Die Komponenten des Teilsystems „öffentliche Feuerwehr“ ähneln denen der anerkannten Werkfeuerwehr. Ein totaler Ausfall der Brandbekämpfungsmaßnahmen durch die öffentliche Feuerwehr ist nahezu ausgeschlossen, da im Falle des Versagens der nächstgelegenen Feuerwache die Nachbarwehren einspringen oder die zuerst eingetroffenen Züge unterstützen. Die Versagenswahrscheinlichkeit der Löscharbeiten infolge technischer oder menschlicher Einflüsse wird dementsprechend sehr gering angesetzt.

$$P_{3,10} = P [\text{Versagen der öffentl. FW infolge technischer oder menschlicher Einflüsse}] = 0,01 [\text{Expertenaussagen}]$$

Die zeitabhängige Abnahme der Wahrscheinlichkeit einer erfolgreichen Brandbekämpfung durch die öffentliche Feuerwehr wird genauso wie bei der anerkannten Werkfeuerwehr durch die Begrenzung der löscharbeiten Brandfläche berücksichtigt. Diese hängt neben den baulichen Randbedingungen stark von der Einsatzstärke und Ausrüstung ab, welche sehr unterschiedlich sein kann. In der Regel kann die in Abschnitt 4.7.2 angegebene Ausrückstärke angesetzt werden. Die aufgrund von Literaturdaten und Expertenaussagen festgelegten Quantile der noch erfolgreich zu löschenden Brandfläche beziehen sich auf diese personelle Stärke und Ausrüstung.

$$P_{3,11} = P [\text{Versagen der öffentlichen FW durch Brand}] = P [Z_{3,11} = A_{\text{Brand,grenz,ÖF}} - A_{\text{Brand}}(t_3) \leq 0]$$

mit

$A_{\text{Brand,grenz,ÖF}}$ 0,05-Quantil der Brandfläche, die durch die öffentliche Feuerwehr gerade noch gelöscht werden kann [m²]

$A_{\text{Brand}}(t)$ Brandfläche zum Zeitpunkt t [m²]

$$P_{3,12} = [\text{Einsatz öffentliche Feuerwehr zu spät}] = P [Z_{3,12} = t - t_{3,12} - \Delta t_{3,12} \leq 0]$$

mit

$t_{3,12}$ Beginn der Löscharbeiten durch die Werkfeuerwehr ab Brandbeginn [s]

$\Delta t_{3,12}$ Zeitbedarf für die erfolgreiche Brandbekämpfung durch die öffentliche Feuerwehr [s]

Der Zeitpunkt $t_{3,12}$ ergibt sich als Summe aus Alarmierungszeit und Hilfsfrist. Für letztere wird das 0,90-Quantil verwendet.

9.4.5 Indirekte Brandbekämpfung

Der Begriff indirekte Brandbekämpfung wird verwendet, wenn die Brandbekämpfung das Ziel hat, den Brand auf den betroffenen Bereich zu begrenzen und die angrenzenden Bereiche durch Kühlung zu schützen, wenn ein Löschen des Brandes nicht mehr möglich ist.

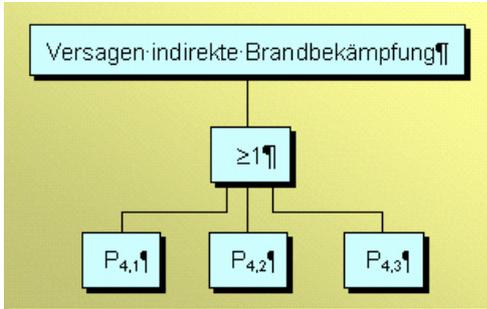


Bild 61 Teilsystem für den Ausfall der indirekten Brandbekämpfung

Erläuterung der Komponenten P_{ij}

$P_{4,1}$ technischer Ausfall

$P_{4,2}$ Versagen durch Brand (t)

$P_{4,3}$ Einsatz zu spät (t)

Unter der indirekten Brandbekämpfung wird der Einsatz einer anerkannten Werk- bzw. öffentlichen Feuerwehr in der Vollbrandphase verstanden. Ziel der Brandbekämpfung in der Vollbrandphase ist in erster Linie, die an den Brandherd angrenzenden Bereiche zu schützen, so dass eine Brandausbreitung verhindert werden kann. Anhand der Versagenspfade in Bild 47 wird deutlich, dass eine erfolgreiche indirekte Brandbekämpfung das Versagen des Bauteils nicht zwangsläufig verhindert, da eine weitere Brandausbreitung zwar verhindert wird, der so begrenzte Brand aber das betrachtete Bauteil weiterhin belastet. In Bild 48 ist jedoch zu erkennen, dass sich bei erfolgreicher indirekter Brandbekämpfung ein anderer Brandverlauf ergibt, der zu einer geringeren Beanspruchung des Bauteils führt.

Die indirekte Brandbekämpfung kann aus den folgenden Gründen versagen:

- keine oder ungenügende Einsatzstärke
- ungenügende Ausrüstung zur Brandbekämpfung
- ungenügende Löschwasserversorgung
- Versagen infolge zu großer Brandausbreitung

Die ersten drei Versagensereignisse lassen sich ähnlich wie im Falle der direkten Brandbekämpfung unter dem Oberbegriff „technisches oder menschliches Versagen“ zusammenfassen. Nach [73] ergibt sich:

$$P_{4,1} = P [\text{Versagen der ind. Brandbek. infolge techn. oder menschl. Einflüsse}] = 0,2$$

Wenn der Brand nicht auf den betrachteten Abschnitt begrenzt werden kann, hat die indirekte Brandbekämpfung versagt.

$$P_{4,2} = P [\text{Versagen ind. Brandbek. infolge Brand}] = P [Z_{4,2} = A_{\text{Brand,grenz,IB}} - A_{\text{Brand}}(t_4) \leq 0]$$

mit

$A_{\text{Brand,grenz,IB}}$ Brandbekämpfungsabschnittsfläche, auf welche der Brand begrenzt werden soll

Mit $P_{4,3}$ wird die Tatsache berücksichtigt, dass die Wahrscheinlichkeit des Beginns von Löscharbeiten mit Zunahme der Zeit ansteigt. Dies beinhaltet den durchschnittlichen Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten. Die Definition eines Zeitbedarfes für die erfolgreiche indirekte Brandbekämpfung ist hier nicht sinnvoll, da diese im vorliegenden Fall so definiert ist, dass der Brand lediglich auf den betrachteten Brandbekämpfungsabschnitt begrenzt bleibt, jedoch nicht gelöscht wird. Die Brandbeanspruchung auf das betrachtete Bauteil bleibt, wenn auch abgemindert, bestehen.

$$P_{4,3} = [\text{indirekte Brandbekämpfung zu spät}] = P [Z_{4,3} = t - t_{4,3} \leq 0] \tag{178}$$

mit

t Berechnungszeitpunkt ab Brandbeginn [s]

$t_{4,3}$ Beginn der indirekten Brandbekämpfung ab Brandbeginn [s]

9.4.6 Bauteilwiderstand

Bei Versagen aller Brandbekämpfungsmaßnahmen ist der Feuerwiderstand der Bauteile die einzige verbleibende Barriere gegenüber dem Strukturversagen. In dieser Arbeit sollen exemplarisch bekleidete Stahlbauteile (Deckenträger und Stützen) betrachtet werden.

Aus der Brandraumtemperatur (z. B. Plumetemperatur für Stützen bei lokalen Bränden, mittlere Heißgastemperatur bei Vollbrandsituationen) ist unter Berücksichtigung des Wärmedurchgangs die Bauteiltemperatur zu berechnen. Da eine geschlossen darstellbare Funktion bei dem verwendeten SORM-Algorithmus äußerst vorteilhaft ist, wird die Baustahltemperatur des jeweils betrachteten bekleideten Bauteils gemäß den vereinfachten Verfahren des Eurocode 3 [90] als Temperaturerhöhung $dT_{\text{Stahl}}(t)$ im Zeitintervall dt berechnet. Die Grenzzustandsgleichung besteht in diesem Fall aus der Gegenüberstellung einer kritischen Temperatur mit der Baustahltemperatur. Alternativ wird eine Grenzzustandsgleichung in Form der Gegenüberstellung der statischen Beanspruchung mit der Tragfähigkeit im Brandfall verwendet.

$P_{5,a...f} = P [\text{Temperaturbedingte Überschreitung des Bauteilwiderstandes in Abhängigkeit der Brandverläufe a bis f}] =$

$$= P [Z_5 = T_{\text{krit,c}} - T_{\text{Stahl,a...f}}(t) \leq 0] \tag{179}$$

$$T_{\text{krit,c}} = f(My) \tag{180}$$

$$T_{\text{Stahl,a...f}}(t) = T_{\text{Stahl,a...f}}(t - dt) + dT_{\text{Stahl,a...f}}(t) \tag{181}$$

$$dT_{\text{Stahl}}(t) = \frac{\lambda_p}{c_a \cdot \rho_a} \cdot \frac{A_p}{V} \cdot \left[\frac{1}{1 + \frac{v}{3}} \right] \cdot (T_{a...f}(t - dt) - T_{\text{Stahl,a...f}}(t - dt)) \cdot dt - \left(e^{\frac{v}{10}} - 1 \right) \cdot dT_{a...f}(t) \tag{182}$$

$$v = \frac{c_p \cdot \rho_p}{c_a \cdot \rho_a} \cdot d_p \cdot \frac{A_p}{V} \tag{183}$$

$$T_{\text{krit,c}} = 39,19 \cdot \ln \left[\frac{1}{0,9674 \cdot My^{3,833}} - 1 \right] + 482 \tag{184}$$

$$My = \frac{E_{fi,c}}{R_{fi,c,0}} \tag{185}$$

alternativ:

$$\begin{aligned}
 P_{5,a...f} &= P \text{ [Temperaturbedingte Überschreitung des Bauteilwiderstandes in Abhängigkeit der} \\
 &\text{Brandverläufe a bis f]} = \\
 &= P \left[Z_5 = R_{fi,c,t,a...f}(t) - E_{fi,c} \leq 0 \right] \qquad (186)
 \end{aligned}$$

mit

- $T_{krit,c}$ charakteristischer Wert der kritischen Temperatur in Abhängigkeit des statischen Ausnutzungsgrades M_y [°C]
- $R_{fi,c,t,a...f}$ charakteristischer Wert der Tragfähigkeit im Brandfall in Abhängigkeit der Brandbeanspruchung [MNm bzw. MN]
- $R_{fi,c,0}$ charakteristischer Wert der Tragfähigkeit im Brandfall bei $t = 0$ [MNm bzw. MN]
- $E_{fi,c}$ charakteristischer Wert der Beanspruchung im Brandfall nach [79] [MNm bzw. MN]
- A_p/V Profilmassfaktor für bekleidete Bauteile
- c_a spezifische Wärmekapazität des Baustahls [J/kgK]
- c_p spezifische Wärmekapazität der Bekleidung [J/kgK]
- d_p Dicke der Bekleidung [m]
- dt Zeitintervall ≤ 30 Sekunden
- $T(t)$ Brandraumtemperatur zum Zeitpunkt t [°C]
- $T_{Stahl}(t)$ Baustahltemperatur zum Zeitpunkt t [°C]
- $dT(t)$ Anstieg der Brandraumtemperatur im Zeitintervall dt [°C]
- λ_p Wärmeleitfähigkeit des Bekleidungsmaterials [W/mK]
- ρ_a Dichte des Baustahls [kg/m³]
- ρ_p Dichte des Bekleidungsmaterials [kg/m³]

Wenn zusätzlich Verformungen des Bauteils von Interesse sind, kann eine thermische und mechanische Analyse mittels numerischer Simulation durchgeführt werden. Die vorhandene Verformung δ wird in diesem Fall einer kritischen Verformung δ_{krit} gegenübergestellt. Bei statisch bestimmt gelagerten und überwiegend auf Biegung beanspruchten Bauteilen entspricht die kritische Verformung dem Wert δ zum Zeitpunkt t , ab dem die Verformungsgeschwindigkeit nach Gl. (187) überschritten wird. Alternativ kann ein Verformungsgrenzwert vorgegeben werden.

$$\frac{\Delta\delta}{dt} = \frac{l^2}{9000 \cdot h_s} \qquad (187)$$

mit

- $\Delta\delta$ Durchbiegungsintervall während eines Zeitintervalls Δt von einer Minute [cm]
- $\Delta\delta/dt$ Durchbiegungsgeschwindigkeit [cm/min]
- l Stützweite [cm]
- h_s statische Höhe [cm]

Da Grenzzustandsfunktionen in Verbindung mit numerischen Simulationsmethoden nicht geschlossen darstellbar sind, wird für deren Verwendung im Rahmen der Systemzuverlässigkeitsanalyse das Antwortflächenverfahren (Polynomapproximation) verwendet.

9.5 Stochastische und logische Modelle am Beispiel des Industriebaus

9.5.1 Allgemeines

Grundprinzip der Zuverlässigkeitsanalyse von Systemen ist die Verbindung der physikalischen Zusammenhänge mit dem stochastischen Modell der Zufallsvariablen inklusive vorhandener Korrelationen unter Berücksichtigung des logischen Modells der Systemkomponenten. Dies soll am Beispiel des Industriebaus erläutert werden. Im Folgenden werden zunächst die Zufallsvariablen getrennt nach ihrer Verwendung im jeweiligen Teilsystem tabellarisch aufgeführt. Bei der Mehrzahl der Zufallsvariablen wurden mehrere Datenquellen für die stochastische Modellierung herangezogen. In der letzten Spalte (Quelle) wird jedoch jeweils nur die wichtigste Datengrundlage genannt, die den größten Beitrag zur Festlegung des stochastischen Modells geliefert hat.

Es soll an dieser Stelle deutlich gemacht werden, dass im Rahmen dieser Arbeit der Schwerpunkt auf der Erläuterung der grundsätzlichen Vorgehensweise gelegt wird. Die in einigen Bereichen noch nicht in ausreichendem Maße vorhandenen statistischen Daten sind lediglich als Platzhalter zu verstehen. Sie können im Rahmen der Anwendung des Sicherheitskonzeptes ausgetauscht werden, sobald umfangreichere Statistiken vorliegen.

9.5.2 Stochastisches Modell der Zufallsvariablen

Tabelle 17 Stochastisches Modell der Zufallsvariablen für das Teilsystem Brandmeldung

Name	Bedeutung	Typ	m	σ	p	Quelle
P _{1,1}	Versagenswahrscheinlichkeit direkte manuelle Brandmeldung (Personal dauernd anwesend)	GN	1,28	1	0,1	[73]
P _{1,1}	Versagenswahrscheinlichkeit direkte manuelle Brandmeldung (Personal überwiegende Zeit anwesend)	GN	-0,87	1	0,8	[73]
P _{1,1}	Versagenswahrscheinlichkeit direkte manuelle Brandmeldung (Personal ca. 1/3 der Zeit anwesend)	GN	-2,3	1	0,99	[73]
P _{1,1}	Versagenswahrscheinlichkeit direkte manuelle Brandmeldung (Personal nur selten anwesend)	GN	-4	1	1	[73]
P _{1,2}	Versagenswahrscheinlichkeit direkte automatische Brandmeldung	GN	1,47	1	0,07	[73]
P _{1,3}	Versagenswahrscheinlichkeit indirekte manuelle Brandmeldung (Personal dauernd anwesend)	GN	1,28	1	0,1	[73]
P _{1,3}	Versagenswahrscheinlichkeit indirekte manuelle Brandmeldung (Personal überwiegende Zeit anwesend)	GN	-0,87	1	0,8	[73]
P _{1,3}	Versagenswahrscheinlichkeit indirekte manuelle Brandmeldung (Personal ca. 1/3 der Zeit anwesend)	GN	-2,3	1	0,99	[73]
P _{1,3}	Versagenswahrscheinlichkeit indirekte manuelle Brandmeldung (Personal nur selten anwesend)	GN	-4	1	1	[73]
P _{1,4}	Versagenswahrscheinlichkeit indirekte automatische Brandmeldung	GN	2,32	1	0,01	[73]
P _{1,5}	Versagenswahrscheinlichkeit Erkennen von Störsignalen	GN	-0,26	1	0,60	[73]

Die Zufallsvariablen werden durch ihre Verteilungsfunktion und die Angabe des Erwartungswertes (Mittelwert) sowie der Standardabweichung charakterisiert. Bezüglich der Verfügbarkeit an Daten herrschen in vielen Bereichen erhebliche Defizite. Das Joint Committee on Structural Safety (JCSS) hat einen Entwurf veröffentlicht [91], in dem stochastische Modelle für diverse Parameter einer Zuverlässigkeitsanalyse angegeben werden. Soweit möglich, wird sich in dieser Arbeit an den vom JCSS vorgeschlagenen Werten orientiert. Häufig werden jedoch auch andere Literaturquellen, normative Regelungen und Expertenaussagen verwendet.

Die Abkürzung [E] in der letzten Spalte sagt aus, dass Verteilungstyp und stochastische Momente der entsprechenden Zufallsvariable auf Grundlage solcher Expertenaussagen festgelegt wurden.

Tabelle 18 Stochastisches Modell der Zufallsvariablen für das Teilsystem RWA

Name	Bedeutung	Typ	m	σ	p	Quelle
P _{2,1}	Versagenswahrscheinlichkeit manuelle Auslösung der RWA (Personal dauernd anwesend)	GN	1,28	1	0,1	[73]
P _{2,1}	Versagenswahrscheinlichkeit manuelle Auslösung der RWA (Personal überwiegende Zeit anwesend)	GN	-0,87	1	0,8	[73]
P _{2,1}	Versagenswahrscheinlichkeit manuelle Auslösung der RWA (Personal ca. 1/3 der Zeit anwesend)	GN	-2,3	1	0,99	[73]
P _{2,1}	Versagenswahrscheinlichkeit manuelle Auslösung der RWA (Personal nur selten anwesend)	GN	-4	1	1	[73]
P _{2,2}	Versagenswahrscheinlichkeit manuelle Auslösung der RWA infolge technischen Versagens	GN	2,32	1	0,05	[E]
T _{SL}	Auslösetemperatur des Schmelzlotmechanismus	LN	72	14,4	-	[E]
P _{2,4}	Versagenswahrscheinlichkeit der automatischen Auslösung der RWA	GN	1,28	1	0,1	[E]

Für die Komponenten P_{ij} wird in Anlehnung an [87] eine Gauß-Normalverteilung angesetzt. Dies erweist sich als günstig, da aus der Versagenswahrscheinlichkeit über die Verteilungsfunktion Φ der Normalverteilung direkt auf den korrespondierenden Sicherheitsindex β und daraus auf die stochastischen Momente erster und zweiter Ordnung m und σ geschlossen werden kann.

Für einige Basisvariablen erweist sich die Annahme einer Gauß-Normalverteilung als problematisch, da diese prinzipiell auch negative Realisationen zulässt, was physikalisch nicht sinnvoll ist. In [91] wird in solchen Fällen die Verwendung einer logarithmischen Normalverteilung empfohlen (siehe Abschnitt 6.2).

Es sei an dieser Stelle angemerkt, dass die in den Tabelle 17 bis 22 aufgeführten Parameter der stochastischen Modelle im Rahmen der SORM-Parameterstudie teilweise variiert wurden, es handelt sich bei den dargestellten Werten (z. B. Verzugszeiten der Brandbekämpfungsmaßnahmen, Bekleidungsstärke und Brandlastdaten) um Beispiele für *einen* bestimmten Berechnungslauf.

Tabelle 19 Stochastisches Modell der Zufallsvariablen für das Teilsystem direkte Brandbekämpfung (Personal und Sprinkler)

Name	Bedeutung	Typ	m	σ	p	Quelle
$P_{3,1}$	Versagenswahrscheinlichkeit direkte manuelle Brandbekämpfung (Personal dauernd anwesend)	GN	1,28	1	0,1	[73]
$P_{3,1}$	Versagenswahrscheinlichkeit direkte manuelle Brandbekämpfung (Personal überwiegende Zeit anwesend)	GN	-0,87	1	0,8	[73]
$P_{3,1}$	Versagenswahrscheinlichkeit direkte manuelle Brandbekämpfung (Personal ca. 1/3 der Zeit anwesend)	GN	-2,3	1	0,99	[73]
$P_{3,1}$	Versagenswahrscheinlichkeit direkte manuelle Brandbekämpfung (Personal nur selten anwesend)	GN	-4	1	1	[73]
$P_{3,2}$	Versagenswahrscheinlichkeit der manuellen Löscheinrichtungen (Feuerlöscher)	GN	1,64	1	0,05	[73]
$P_{3,2}$	Versagenswahrscheinlichkeit der manuellen Löscheinrichtungen (Wandhydrant)	GN	1,55	1	0,06	[73]
$A_{\text{Brand,grenz,PF}}$	vom Personal maximal löschrare Brandfläche (Feuerlöscher) (0,05-Quantil = 2 m ²)	GN	5,8	2,3	-	[E]
$A_{\text{Brand,grenz,PW}}$	vom Personal maximal löschrare Brandfläche (Wandhydrant) (0,05-Quantil = 6 m ²)	GN	17,5	7	-	[E]
$t_{3,4}$	Zeitverzug bis zum Beginn der manuellen Löscharbeiten durch das Personal (Personal dauernd anwesend)	GN	5	1,5	-	[E]
$t_{3,4}$	Zeitverzug bis zum Beginn der man. Löscharbeiten durch das Personal (Pers. ca. 1/3 der Zeit anwesend)	GN	10	3	-	[E]
$t_{3,4}$	Zeitverzug bis zum Beginn der man. Löscharbeiten durch das Personal (Personal nur selten anwesend)	GN	15	4,5	-	[E]
$\Delta t_{3,4}$	Zeitbedarf für erfolgreiche direkte man. Brandbekämpfung durch das Personal (Personal dauernd anwesend)	LN	5	1,5	-	[E]
$\Delta t_{3,4}$	Zeitbedarf für erfolgreiche direkte man. Brandbekämpfung durch das Pers. (Pers. ca. 1/3 der Zeit anwesend)	LN	10	3	-	[E]
$\Delta t_{3,4}$	Zeitbedarf für erfolgreiche direkte man. Brandbekämpfung durch das Personal (Pers. nur selten anwesend)	LN	15	4,5	-	[E]
$P_{3,5}$	Versagenswahrscheinlichkeit für die direkte Brandbekämpfung durch Sprinkler	GN	2,05	1	0,02	[70]
$t_{3,6}$	Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten durch die Sprinkler	GN			-	[E]
$\Delta t_{3,6}$	Zeitbedarf für erfolgreiche direkte Brandbekämpfung durch die Sprinkler	LN	15	4,5	-	[E]

Tabelle 20 Stochastisches Modell der Zufallsvariablen für das Teilsystem direkte Brandbekämpfung (Werkfeuerwehr und öffentliche Feuerwehr)

Name	Bedeutung	Typ	m	σ	p	Quelle
$P_{3,7}$	Versagenswahrscheinlichkeit für die direkte Brandbekämpfung durch die anerkannte Werkfeuerwehr	GN	2,17	1	0,01	[E]
$A_{\text{Brand,grenz,WF}}$	von der anerkannten Werkfeuerwehr maximal löschrare Brandfläche (0,05-Quantil = 200 m ²)	GN	395	119	-	[E]
$t_{3,9}$	Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten durch die anerkannte Werkfeuerwehr (mit BMA)	GN	5	1,5	-	[E]
$t_{3,9}$	Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten durch die anerkannte Werkfeuerwehr (ohne BMA)	GN	8,5	2,55	-	[E]
$\Delta t_{3,9}$	Zeitbedarf für die erfolgreiche direkte Brandbekämpfung durch die anerkannte Werkfeuerwehr	LN	30	9	-	[E]
$P_{3,10}$	Versagenswahrscheinlichkeit der öffentlichen Feuerwehr infolge technischer oder menschlicher Einflüsse	GN	2,33	1	0,01	[E]
$A_{\text{Brand,grenz,ÖF}}$	von der öffentlichen Feuerwehr maximal löschrare Brandfläche (0,05-Quantil = 200 m ²)	GN	395	119	-	[E]
$t_{3,12}$	Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten durch die öffentliche Feuerwehr (mit BMA) (0,90-Quantil sei 15 Minuten)	GN	10	3	-	[E]
$t_{3,12}$	Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten durch die öffentliche Feuerwehr (ohne BMA) (0,90-Quantil sei 20 Minuten)	GN	13,38	4	-	[E]
$\Delta t_{3,12}$	Zeitbedarf für die erfolgreiche direkte Brandbekämpfung durch die öffentliche Feuerwehr	LN	30	9	-	[E]

Tabelle 21 Stochastisches Modell der Zufallsvariablen für das Teilsystem indirekte Brandbekämpfung

Name	Bedeutung	Typ	m	σ	p	Quelle
$P_{4,1}$	Versagenswahrscheinlichkeit der indirekten Brandbekämpfung infolge menschlicher oder technischer Einflüsse	GN	0,84	1	0,2	[73]
$t_{4,3}$	Zeitverzug bis zum Beginn der indirekten Brandbekämpfung (mit BMA)	GN	15	4,5	-	[E]
$t_{4,3}$	Zeitverzug bis zum Beginn der indirekten Brandbekämpfung (ohne BMA)	GN	23	6,9	-	[E]

Tabelle 22 Stochastisches Modell der Zufallsvariablen für das Teilsystem Bauteilwiderstand

Name	Bedeutung	Typ	m	σ	p	Quelle
R_{SP}	spezifische Abbrandgeschwindigkeit	LN	0,84	0,21	-	[14]
M	Masse der Brandlast	LN	5000	1250	-	[91]
H_U	Heizwert	LN	12,8	3,2	-	[14]
A_{Brand}	maximale Brandfläche	GN	100	25	-	[E]
t_g	Brandentwicklungszeit	LN	100	25	-	[12]
RTI	Response Time Index	LN	80	20	-	[E]
v	Ventilation in % der Brandraumgrundfläche	LN	1,1	0,33	-	[E]
H	Hallenhöhe	const.	8	-	-	-
r	Abstand Sprinklerachse – Plumecenterline	const.	2,8	-	-	-
T_{krit}	kritische Temperatur	LN	540	108	-	[E]
A_p/V	Profilmfaktor für bekleidete Bauteile	const.	170	-	-	-
c_p	spezifische Wärmekapazität der Bekleidung	LN	1050	105	-	[E]
d_p	Dicke der Bekleidung	const.	0,01	-	-	-
λ_p	Wärmeleitfähigkeit des Bekleidungsmaterials	LN	0,135	0,0135	-	[E]
ρ_a	Dichte des Baustahls	LN	7850	392,5	-	[E]
ρ_p	Dichte des Bekleidungsmaterials	LN	500	25	-	[E]

9.5.3 Korrelationen zwischen Basisvariablen

Es bestehen gegenseitige Abhängigkeiten zwischen den Basisvariablen, die bei der Systemzuverlässigkeitsanalyse berücksichtigt werden müssen. Bei einem reinen Parallelsystem ist die mit Einbeziehung von Korrelationen berechnete Systemversagenswahrscheinlichkeit größer als bei Vernachlässigung der Abhängigkeiten. Bei einem reinen Seriensystem dagegen ist sie kleiner. Bei den in dieser Arbeit verwendeten logischen Modellen handelt es sich um gemischte Systeme, so dass der Einfluss der Korrelationen auf das Endergebnis nicht allgemeingültig vorhergesagt werden kann. In der Regel sind die mit Berücksichtigung der Abhängigkeiten berechneten Systemversagenswahrscheinlichkeiten hier etwas größer als bei Vernachlässigung der Korrelationen, so dass die Ergebnisse bei Nichtberücksichtigung auf der unsicheren Seite liegen können. Vom Charakter her entsprechen die Systeme damit eher einem Parallelsystem, was sich durch die zumeist vorhandenen Redundanzen auch anschaulich begründen lässt: In der Regel müssen mehrere Subsysteme versagen, damit das Gesamtsystem kollabiert.

Korrelationen zwischen Basisvariablen lassen sich mit den bekannten Hilfsmitteln der Statistik bestimmen, auf die an dieser Stelle nicht vertieft eingegangen werden soll. Für detaillierte Informationen wird auf [40] verwiesen. Die Verfahren zur Bestimmung von Korrelationskoeffizienten erfordern eine ausreichende statistische Datengrundlage, die jedoch in den meisten Fällen nicht vorhanden ist, weil die Erhebungen zu den einzelnen Basisvariablen (wenn überhaupt dann) in der Regel unabhängig voneinander durchgeführt werden. Beispielsweise ließe sich die zweifellos vorhandene Abhängigkeit der Versagenswahrscheinlichkeiten von Brandmeldung und Brandbekämpfung

fung nur dann quantifizieren, wenn die Fälle des Ausfalls bzw. Funktionierens der beiden Komponenten in einer gemeinsamen Statistik aufgeführt wären.

Mangels einer einheitlichen Brandstatistik der Berufsfeuerwehren wird daher auf Expertenaussagen zurückgegriffen, um die Korrelationen zwischen den Basisvariablen überschlägig festzulegen.

Aus Erfahrung ist bekannt, dass Korrelationskoeffizienten unter $k = 0,25$ das Gesamtergebnis der Systemzuverlässigkeitsanalyse nicht signifikant beeinflussen. Für die überschlägige Berücksichtigung werden die Abhängigkeiten in die Kategorien

- nahezu unabhängig voneinander ($k = 0$)
- geringe Abhängigkeit ($k = 0,25$)
- mittlere Abhängigkeit ($k = 0,5$)
- hohe Abhängigkeit ($k = 0,75$)
- voll korreliert ($k = 1$)

eingestuft.

Die Korrelationsmatrix für die insgesamt ca. fünfzig verwendeten Basisvariablen kann aus Gründen der Darstellbarkeit nicht komplett angegeben werden. Die Tabelle 23 beschränkt sich daher auf die Abhängigkeiten zwischen 16 Basisvariablen mit relativ großem Einfluss auf die Systemversagenswahrscheinlichkeit.

Tabelle 23 Korrelationen zwischen den Basisvariablen

	$P_{1,1}$	$P_{1,2}$	$P_{1,3}$	$P_{1,4}$	$P_{3,5}$	$\Delta t_{3,6}$	$P_{3,7}$	$t_{3,9}$	$\Delta t_{3,9}$	$P_{3,10}$	$t_{3,12}$	$\Delta t_{3,12}$	A_{Brand}	M	t_g	RTI	T_{krit}
$P_{1,1}$	1	0	0,5	0	0	0	0,5	-0,75	-0,75	0,5	-0,75	-0,75	0,25	0	0,25	0	0
$P_{1,2}$	0	1	0	0,5	0	0	0,5	-0,75	-0,75	0,5	-0,75	-0,75	0,25	0	0,25	0	0
$P_{1,3}$	0,5	0	1	0	0	0	0,5	-0,75	-0,75	0,5	-0,75	-0,75	0,25	0	0,25	0	0
$P_{1,4}$	0	0,5	0	1	0	0	0,5	-0,75	-0,75	0,5	-0,75	-0,75	0,25	0	0,25	0	0
$P_{3,5}$	0	0	0	0	1	-0,5	0,75	-0,75	-0,75	0,75	-0,75	-0,75	-0,5	-0,5	0,75	-0,75	0
$\Delta t_{3,6}$	0	0	0	0	-0,5	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$P_{3,7}$	0,5	0,5	0,5	0,5	0,75	0	1	-0,5	0	0,5	0	0	0	-0,5	0,75	-0,75	0
$t_{3,9}$	-0,75	-0,75	-0,75	-0,75	-0,75	0	-0,5	1	0,5	-0,25	0	0,25	0	0	0	0	0
$\Delta t_{3,9}$	-0,75	-0,75	-0,75	-0,75	-0,75	0	0	0,5	1	0	0	0,5	0,75	0,75	0	0	0
$P_{3,10}$	0,5	0,5	0,5	0,5	0,75	0	0,5	-0,25	0	1	0	-0,5	0	-0,5	0,75	0	0
$t_{3,12}$	-0,75	-0,75	-0,75	-0,75	-0,75	0	0	0	0	0	1	0,5	0	0	0	0	0
$\Delta t_{3,12}$	-0,75	-0,75	-0,75	-0,75	-0,75	0	0	0,25	0,5	-0,5	0,5	1	0,75	0,75	0	0	0
A_{Brand}	0,25	0,25	0,25	0,25	-0,5	0	0	0	0,75	0	0	0,75	1	0,75	0,75	0	0
M	0	0	0	0	-0,5	0	-0,5	0	0,75	-0,5	0	0,75	0,75	1	0,5	0	0
t_g	0,25	0,25	0,25	0,25	0,75	0	0,75	0	0	0,75	0	0	0,75	0,5	1	0	0
RTI	0	0	0	0	0	0	-0,75	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0
T_{krit}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1

mit

$P_{1,1}$ Versagenswahrscheinlichkeit direkte manuelle Brandmeldung

$P_{1,2}$ Versagenswahrscheinlichkeit direkte automatische Brandmeldung

$P_{1,3}$ Versagenswahrscheinlichkeit indirekte manuelle Brandmeldung

$P_{1,4}$ Versagenswahrscheinlichkeit indirekte automatische Brandmeldung

$P_{3,5}$ Versagenswahrscheinlichkeit direkte Brandbekämpfung durch Sprinkler infolge technischer, brandbedingter oder menschlicher Einflüsse

$\Delta t_{3,6}$ Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten durch die Sprinkler

$P_{3,7}$	Versagenswahrscheinlichkeit für die direkte Brandbekämpfung durch die anerkannte Werkfeuerwehr
$t_{3,9}$	Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten durch die anerkannte Werkfeuerwehr
$\Delta t_{3,9}$	Zeitbedarf für die erfolgreiche direkte Brandbekämpfung durch die anerkannte Werkfeuerwehr
$P_{3,10}$	Versagenswahrscheinlichkeit öffentliche Feuerwehr infolge technischer oder menschlicher Einflüsse
$t_{3,12}$	Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten durch die öffentliche Feuerwehr
$\Delta t_{3,12}$	Zeitbedarf für die erfolgreiche direkte Brandbekämpfung durch die öffentliche Feuerwehr
A_{Brand}	maximale Brandfläche
M	Masse der Brandlast
t_g	Brandentwicklungszeit
RTI	Response Time Index
T_{krit}	kritische Temperatur

9.5.4 Logisches Modell der Systemkomponenten

Voraussetzung für die Systemanalyse mit SORM ist die Aufstellung des logischen Modells der Systemkomponenten auf Grundlage von Fehlerbäumen. Beispielhaft soll dies anhand der Fehlerbäume in Abschnitt 9.4 gezeigt werden (Bild 56 bis Bild 61). Die Bezeichnungen der Komponenten P_{ij} können dort nachgelesen werden. Durch Einsetzen der logischen Verknüpfungen P_1 bis P_5 (Teilsysteme) in die Versagenspfade ergibt sich das logische Modell in der Grundform:

$$p_{\text{fBA}} = (P_1 \cap P_2 \cap P_{5,a}) \cup (P_1 \cap (1 - P_2) \cap P_{5,b}) \cup ((1 - P_1) \cap P_2 \cap P_{3,a} \cap P_{4,a} \cap P_{5,a}) \cup ((1 - P_1) \cap P_2 \cap P_{3,a} \cap (1 - P_4) \cap P_{5,e}) \cup ((1 - P_1) \cap (1 - P_2) \cap P_{3,b} \cap P_{4,b} \cap P_{5,b}) \cup ((1 - P_1) \cap (1 - P_2) \cap P_{3,b} \cap (1 - P_4) \cap P_{5,f})$$

$$P_1 = P_{1,1} \cap P_{1,2} \cap P_{1,3} \cap P_{1,4} \cap P_{1,5}$$

$$P_2 = (P_{2,1} \cup P_{2,2}) \cap (P_{2,3} \cup P_{2,4})$$

$$P_3 = (P_{3,1} \cup P_{3,2} \cup P_{3,3,a\dots b} \cup P_{3,4}) \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap (P_{3,7} \cup P_{3,8,a\dots b} \cup P_{3,9}) \cap (P_{3,10} \cup P_{3,11,a\dots b} \cup P_{3,12})$$

$$P_4 = (P_{4,1} \cup P_{4,2,a\dots f} \cup P_{4,3})$$

$$P_{5,a\dots f}$$

Die Buchstaben a bis f bezeichnen die unterschiedlichen Brandverläufe (siehe Bild 48) in Abhängigkeit des jeweiligen Versagenspfades.

In dieser Schreibweise lässt sich das logische Modell der Systemkomponenten jedoch rechnerisch nicht weiterverarbeiten. Der verwendete SORM-Algorithmus zur Bestimmung der Systemversagenswahrscheinlichkeit kann ausschließlich Vereinigungen von Schnittmengen (minimale Cut Sets) verarbeiten. Daher sind vor der eigentlichen Systemzuverlässigkeitsanalyse Umformungen nach den Regeln der Boole'schen Algebra vorzunehmen.

Zunächst müssen die Komplementärereignisse (z. B. $1 - P_1$, Brandmeldung fällt *nicht* aus) nach der Regel von De Morgan (siehe Abschnitt 9.1) beseitigt werden.

$$1 - P_1 = P_{111} \cup P_{112} \cup P_{113} \cup P_{114} \cup P_{115}$$

$$1 - P_2 = (P_{123} \cap P_{124}) \cup (P_{121} \cap P_{122})$$

$$1 - P_4 = P_{141} \cap P_{142,e...f} \cap P_{143}$$

Unter Anwendung des Distributivgesetzes ergibt sich folgender Ausdruck:

$$p_{fBA} = \{ (P_{1,1} \cap P_{1,2} \cap P_{1,3} \cap P_{1,4} \cap P_{1,5}) \cap [((P_{2,1} \cup P_{2,2}) \cap (P_{2,3} \cup P_{2,4})) \cap P_{5,a}] \cup [((P_{123} \cap P_{124}) \cup (P_{121} \cap P_{122})) \cap P_{5,b}]] \cup$$

$$\{ [(P_{111} \cup P_{112} \cup P_{113} \cup P_{114} \cup P_{115}) \cap [(P_{2,1} \cup P_{2,2}) \cap (P_{2,3} \cup P_{2,4})] \cap [(P_{3,1} \cup P_{3,2} \cup P_{3,3,a} \cup P_{3,4}) \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap (P_{3,7} \cup P_{3,8,a} \cup P_{3,9}) \cap (P_{3,10} \cup P_{3,11,a} \cup P_{3,12})]] \cap [(P_{4,1} \cup P_{4,2,a} \cup P_{4,3}) \cap P_{5,a}] \cup [(P_{141} \cap P_{142,e} \cap P_{143}) \cap P_{5,e}]] \cup$$

$$\{ [(P_{111} \cup P_{112} \cup P_{113} \cup P_{114} \cup P_{115}) \cap [(P_{123} \cap P_{124}) \cup (P_{121} \cap P_{122})] \cap [(P_{3,1} \cup P_{3,2} \cup P_{3,3,b} \cup P_{3,4}) \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap (P_{3,7} \cup P_{3,8,b} \cup P_{3,9}) \cap (P_{3,10} \cup P_{3,11,b} \cup P_{3,12})]] \cap [(P_{4,1} \cup P_{4,2,b} \cup P_{4,3}) \cap P_{5,b}] \cup [(P_{141} \cap P_{142,f} \cap P_{143}) \cap P_{5,i}]] \}$$

Diese Verknüpfung wird mit Hilfe des Programms CUTALG [85] so weit umgeformt, bis ausschließlich Vereinigungen von Schnittmengen vorliegen. Beispielhaft ist dies in Abschnitt 9.7, Bild 68, dargestellt. Weitere Beispiele für minimale Cut-Sets befinden sich in Anhang B.

Die Verwaltung der Fehlerbäume wird mit dem speziellen Modul eines eigens entwickelten Programmsystems (siehe Bild 62) durchgeführt [92].

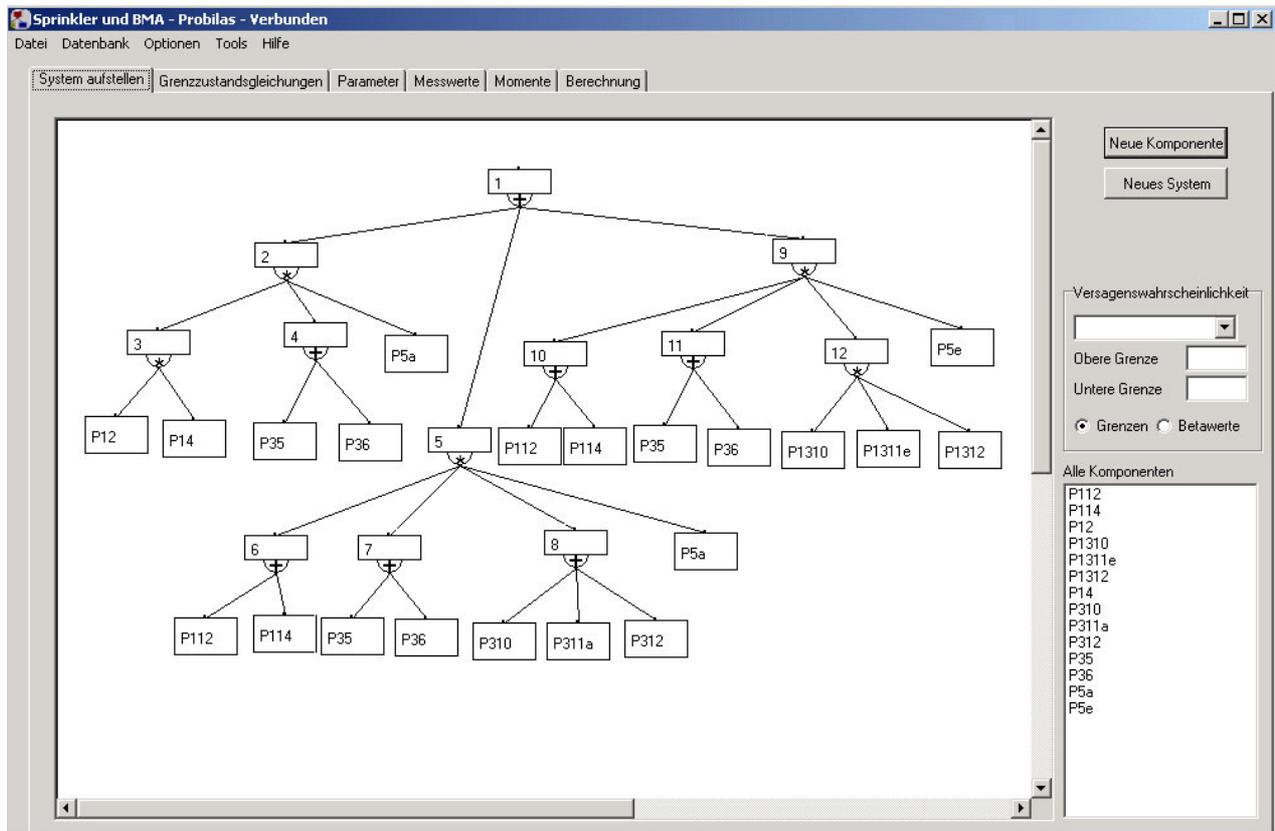


Bild 62 Screenshot einer eigenen Programmentwicklung zur effizienten Verwaltung von Fehlerbäumen [92]

SORM-Parameterstudien sowohl mit dem kompletten Fehlerbaum als auch mit reduzierten Teilsystemen haben ergeben, dass Rauch- und Wärmeabzüge (P_2) bei den betrachteten großen Räumen einen relativ geringen Einfluss auf die Systemzuverlässigkeit haben. Dies kann durch die verwendeten physikalischen Modelle erklärt werden. Im Falle des begrenzten Brandes wird die lokale Raumtemperatur über Plume- und Ceiling Jet-Ansätze berechnet. Die Wirkung des Wärmeabzugs kann hierbei durch die Reduzierung der mittleren Heißgastemperatur berücksichtigt werden, welche als Eingangsparameter für die analytischen Ansätze zur Bestimmung der Plume- und Ceiling Jet-Temperatur dient. Parameterstudien sowohl mit diesen Ansätzen als auch mit einem Mehrraumzonenmodell [28] zeigen, dass im Brandnahbereich von lokalen Bränden bei großen Räumen die Absenkung der mittleren Heißgastemperatur durch den Wärmeabzug gering ist. Dieser Effekt überträgt sich auf die Systemzuverlässigkeitsberechnung, wodurch der trotz relativ hoher Ausfallwahrscheinlichkeit verhältnismäßig geringe Einfluss der Komponente P_2 auf die Systemversagenswahrscheinlichkeit zu erklären ist.

Vom physikalischen Modell her erlangen die Rauch- und Wärmeabzüge mehr Bedeutung unter den (seltenen) Vollbrandbedingungen (z. B. Brandverlauf b, siehe Bild 48). Funktionieren dann die Rauch- und Wärmeabzüge, so findet zwar eine thermische Entlastung statt, durch den zugrunde gelegten Ausfall aller brandbekämpfenden Maßnahmen beim Brandverlauf b erleidet das Bauteil dennoch zeitlich verzögert den Kollaps. Die nachfolgenden Betrachtungen und Parameterstudien zur Festlegung der Sicherheitselemente für die brandschutztechnische Auslegung von Bauteilen werden daher unter Vernachlässigung des Teilsystems P_2 durchgeführt. Bei der probabilistischen Bemessung dagegen werden alle Systemkomponenten berücksichtigt (siehe Bild 45). Eine Vergleichsrechnung in Abschnitt 9.9 zwischen probabilistischer und semi-probabilistischer Bauteilbemessung zeigt, dass das jeweils erzielte Sicherheitsniveau in der gleichen Größenordnung liegt.

Werden jedoch anstelle des Bauteilversagens Grenzzustände bezüglich der Überschreitung von kritischen Gaskonzentrationen oder der Unterschreitung einer Mindesthöhe der raucharmen Schicht betrachtet, erhält das Teilsystem P_2 eine deutlich höhere Priorität und muss berücksichtigt werden (siehe Abschnitt 9.10).

9.6 Berücksichtigung von Modellunsicherheiten

9.6.1 Allgemeines

Aufgrund notwendiger Idealisierungen sind Abweichungen zwischen der rechnerisch ermittelten Brandwirkung und der experimentell bestimmten Temperaturbeanspruchung unvermeidbar. Ebenso ergeben sich Unterschiede zwischen der rechnerisch bestimmten Bauteilbeanspruchbarkeit und dem bei Versuchen festgestellten Widerstand gegenüber der Wärmeeinwirkung.

Die Modellunsicherheit stellt die Größe dar, mit der das durch ein Modell berechnete Ergebnis korrigiert werden muss, um das tatsächliche, experimentell bestimmte Resultat zu erhalten.

Im Rahmen des in dieser Arbeit erläuterten Sicherheitskonzeptes werden bei der Bemessung von Bauteilen stets 2 Modelle verwendet:

- ein Modell zur Ermittlung der Temperaturbeanspruchung und
- ein Modell zur Bestimmung der Bauteiltemperatur, z. B. in Abhängigkeit einer Bekleidungsstärke

Die Abweichungen der Modelle zum Experiment werden über Unsicherheitsfaktoren berücksichtigt. Im Rahmen dieser Arbeit werden Multiplikative Ansätze (siehe Bild 63) gewählt, die sich wie folgt ergeben:

$$\eta = \frac{S_{T,exp}}{S_{T,cal}} \quad \text{bzw.} \quad v = \frac{S_{B,exp}}{S_{B,cal}} \quad (188)$$

mit

η Modellunsicherheitsfaktor für die Ermittlung der Temperaturbeanspruchung [-]

v Modellunsicherheitsfaktor für die Ermittlung der Bauteiltemperatur [-]

$S_{T,cal}$ berechnete Temperaturbeanspruchung [°C]

$S_{T,exp}$ experimentell ermittelte Temperaturbeanspruchung [°C]

$S_{B,cal}$ berechnete Bauteiltemperatur [°C]

$S_{B,exp}$ experimentell ermittelte Bauteiltemperatur [°C]

Die Modellunsicherheitsfaktoren werden bei den Systemzuverlässigkeitsanalysen gemäß den Vorschlägen des JCSS Probabilistic Model Code [91] als normalverteilte Zufallsvariablen mit dem Mittelwert 1 und modellspezifischen Variationskoeffizienten verwendet, die jeweils auf Grundlage des Vergleiches der Ergebnisse von Brandversuchen mit den Resultaten aus entsprechenden Modellrechnungen ermittelt werden.

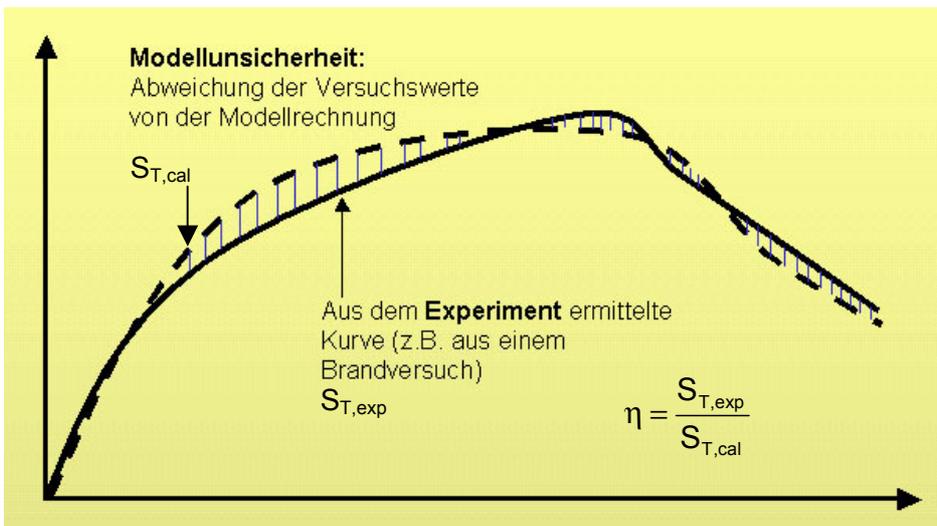


Bild 63 Beschreibung der Modellunsicherheiten durch einen multiplikativen Ansatz

9.6.2 Modellunsicherheitsfaktor η

Das Sicherheitskonzept kann in Verbindung mit beliebigen physikalischen Modellen zur Festlegung der Brandbeanspruchung angewendet werden. Stellvertretend für eine Vielzahl von möglichen Methoden zur Ermittlung der Temperaturbeanspruchung soll hier die Ermittlung der Modellunsicherheiten für den in Abschnitt 5.2 erläuterten Ansatz II zur Berechnung von mittleren Plumentemperaturen erläutert werden.

Für die experimentellen Soll-Werte wurden Ergebnisse aus großmaßstäblichen Brandversuchen in Island und Hawaii [22] herangezogen. Zusätzlich wurden im Rahmen des NFSC2-Projektes durchgeführte Naturbrandversuche als Datengrundlage verwendet: Im Jahre 1998 führte das französi-

sche Centre Technique Industriel de la Construction Métallique (CTICM) Brandversuche mit unterschiedlichen Brandlasten in einer Industriehalle durch [31], wobei auch Plumetemperaturen ermittelt wurden. Eine detaillierte Dokumentation der Versuchsanordnungen und der Messergebnisse kann [31] entnommen werden.

Der Vergleich der bei den Naturbrandversuchen gemessenen Plumetemperaturen mit den nach Abschnitt 5.2 berechneten Werten ergab, dass das Temperaturmaximum mit diesem Ansatz relativ gut angenähert wird. Ein Auszug der Vergleiche Versuch - Rechnung ist in Bild 64 dargestellt.

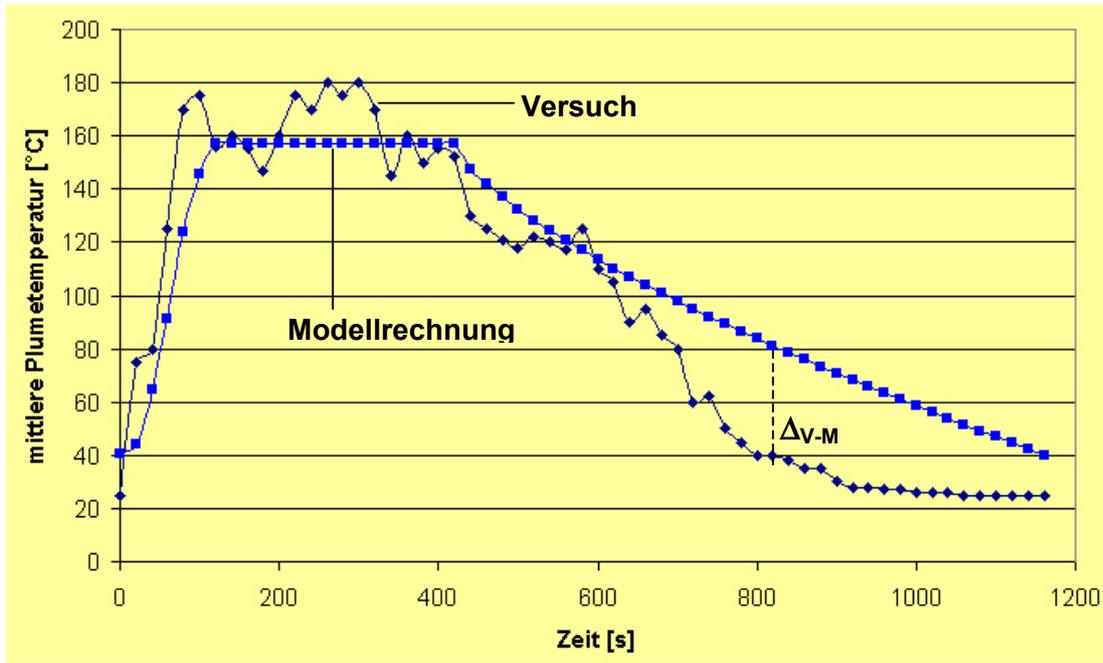


Bild 64 Vergleich der Ergebnisse aus Brandversuch und Modellrechnung zur Ermittlung der Modellunsicherheit

Zur Beschreibung der Modellunsicherheit wurden die oben genannten Brandversuche mit dem in Abschnitt 5.2 beschriebenen Plumemodell II nachgerechnet. Für jeden einzelnen Versuch wurden die Differenzen Δ_{V-M} zwischen Experiment und Modellrechnung zu festgesetzten Zeitpunkten ermittelt. Nach Gl. (189) wurde jeweils die Standardabweichung σ_{V-M} bestimmt.

$$\sigma_{V-M} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (S_{T,exp} - S_{T,cal})^2} \tag{189}$$

Bezogen auf den Mittelwert der Versuchsergebnisse m_{exp} , ergibt sich so für jeden Vergleich Brandversuch-Modellrechnung ein Variationskoeffizient V_{V-M} . Der endgültige Variationskoeffizient für den Modellunsicherheitsfaktor η wurde schließlich durch Mittelwertbildung über alle $V_{V-M,i}$ aus den einzelnen Vergleichen Versuch – Rechnung bestimmt. Beispielfhaft soll dies für den in Bild 64 dargestellten Fall gezeigt werden:

$$\sum_{i=1}^n (S_{T,exp} - S_{T,cal})^2 = 36515$$

$$\sigma_{V-M} = 25,09 \quad m_{exp} = 94,17 \quad \Rightarrow V_{V-M} = 0,27$$

Insgesamt ergab sich auf Grundlage der betrachteten Versuche und Modellrechnungen ein Variationskoeffizient $V_{\eta} = 0,25$. Bei den Systemzuverlässigkeitsanalysen wird der Modellunsicherheits-

faktor η für das in Abschnitt 5.2 erläuterte Plumemodell II demzufolge als normalverteilte Zufallsvariable mit dem Mittelwert 1 und einer Standardabweichung von 0,25 definiert.

9.6.3 Modellunsicherheitsfaktor v

Zur Quantifizierung des Modellunsicherheitsfaktors v für die Ermittlung der Bauteiltemperatur wurden umfangreiche Ergebnisse aus Bauteilprüfungen an bekleideten Stahlstützen und -trägern der Materialprüfanstalt Braunschweig mit den Resultaten aus Berechnungen verglichen [93]. Als Berechnungsmodell wurde sowohl der vereinfachte Ansatz nach Eurocode 3 [90] als auch eine thermische Analyse mit Hilfe des FE-Modells ANSYS [94] verwendet. Als Vergleichsmaßstab diente dabei jeweils die Stahltemperatur aus Versuch und Modellrechnung.

Insgesamt wurden Temperaturmessungen an 27 Probekörpern mit entsprechenden Berechnungen verglichen. Es handelte sich dabei um verschiedene I-Profile, die entweder als freistehend belastete Stütze bzw. unbelasteter Stützenabschnitt oder als belasteter Träger bzw. unbelasteter Trägerabschnitt geprüft wurden. Die Prüfungen wurden über eine Dauer zwischen 75 und 160 Minuten durchgeführt. Als Bekleidung wurden GKF-Platten verwendet, deren Gesamtdicke zwischen 15 und 50 mm variierte. Die genauen Randbedingungen und dazugehörigen Prüfzeugnisse können in [93] nachgelesen werden. Tabelle C1 im Anhang C gibt einen Überblick über die untersuchten Fälle. Bild 65 zeigt einen Auszug aus dem Vergleich der Messergebnisse und der Berechnungen sowohl mit dem vereinfachten Verfahren nach Eurocode 3 [90] als auch mit dem FE-Modell ANSYS [94]. Auf die Ursachen für die Abweichungen zwischen Versuch und Modellrechnung soll an dieser Stelle nicht eingegangen werden, da dies den Rahmen der Arbeit sprengen würde. Einzelheiten darüber können in [93] nachgelesen werden.

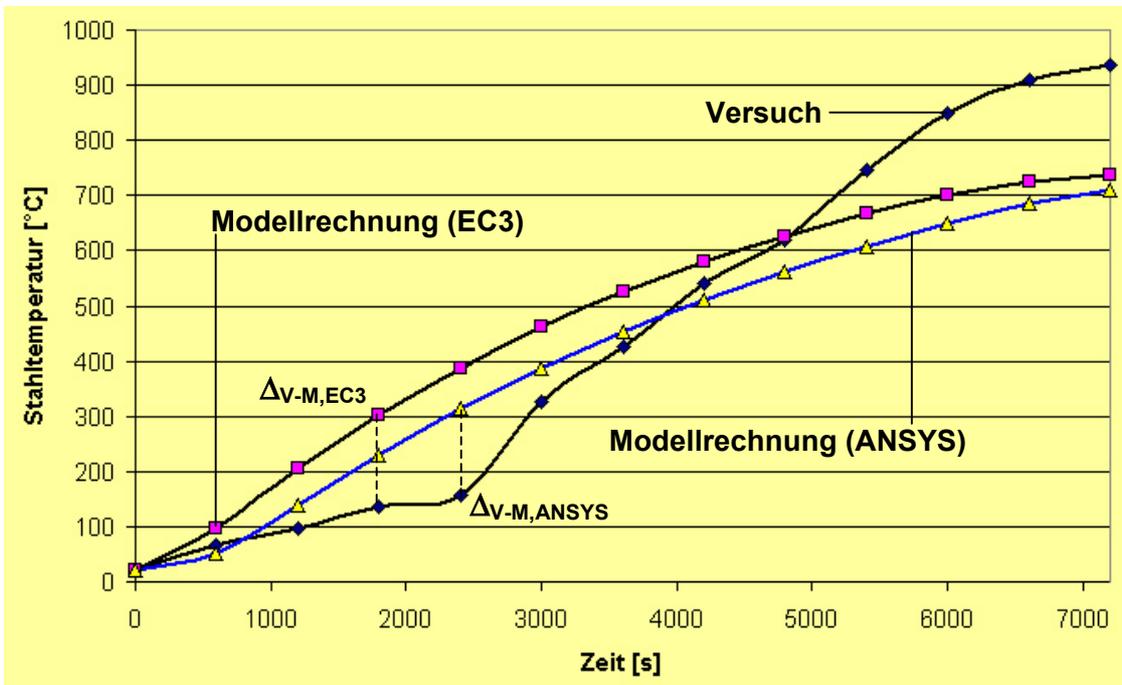


Bild 65 Abweichung der Messergebnisse von der Berechnung bezüglich der Bauteiltemperatur

Für jeden einzelnen Versuch wurden die Differenzen $\Delta_{V-M,EC3}$ und $\Delta_{V-M,ANSYS}$ zwischen Experiment und Modellrechnung zu festgesetzten Zeitpunkten ermittelt. Nach Gl. (189) wurde jeweils die Standardabweichung σ_{V-M} bestimmt und auf den Mittelwert der Versuchsergebnisse m_{exp} bezogen, so dass für jeden Vergleich Brandversuch-Modellrechnung Variationskoeffizienten $V_{V-M,EC3}$ und

$V_{V-M,EC3}$ ermittelt wurden. Die endgültigen Variationskoeffizienten für den Modellunsicherheitsfaktor v wurden schließlich durch Mittelwertbildung über alle $V_{V-M,i}$ aus den einzelnen Vergleichen Versuch – Rechnung bestimmt. Beispielhaft soll dies für den in Bild 65 dargestellten Fall gezeigt werden.

Vereinfachtes Verfahren nach EC 3:

$$\sum_{i=1}^n (S_{B,exp} - S_{B,cal})^2 = 226290$$

$$\sigma_{V-M} = 137,3 \quad m_{exp} = 448,3 \Rightarrow V_{V-M} = 0,31$$

Insgesamt ergab sich auf Grundlage der betrachteten Versuche und Modellrechnungen für das vereinfachte Verfahren nach Eurocode 3 ein Variationskoeffizient $V_v = 0,30$.

Thermische Analyse mit dem FE-Modell ANSYS:

$$\sum_{i=1}^n (S_{B,exp} - S_{B,cal})^2 = 206095$$

$$\sigma_{V-M} = 131,1 \quad m_{exp} = 448,3 \Rightarrow V_{V-M} = 0,29$$

Auf Grundlage der betrachteten Versuche und Modellrechnungen ergab sich für die thermische Analyse mit dem FE-Modell ANSYS ein Variationskoeffizient $V_v = 0,25$.

Bei den Systemzuverlässigkeitsanalysen wird der Modellunsicherheitsfaktor v bei Verwendung des vereinfachten Verfahrens nach Eurocode 3 als normalverteilte Zufallsvariable mit dem Mittelwert 1 und einer Standardabweichung von 0,30 definiert. Wird die Stahltemperatur mit dem FE-Modell ANSYS bestimmt, muss v als normalverteilte Zufallsvariable mit dem Mittelwert 1 und einer Standardabweichung von 0,25 eingeführt werden.

Fazit:

Nach Schaffung der notwendigen Grundlagen in Form der

- Aufstellung von Ereignisabläufen,
- Identifizierung von Versagenspfaden,
- Aufstellung von Fehlerbäumen,
- Definition von Grenzzustandsfunktionen,
- Aufstellung des stochastischen Modells der Basisvariablen,
- Bildung von Korrelationsmatrizen,
- Erläuterung des logischen Modells der Systemkomponenten und
- Berücksichtigung von Modellunsicherheiten

sollen im Folgenden die für eine semi-probabilistische Bemessung notwendigen Sicherheitselemente exemplarisch für die industrielle Nutzung ermittelt werden.

9.7 Berechnung von Sicherheitselementen am Beispiel des Industriebaus

Je nach Nutzung unterscheiden sich sowohl die jeweiligen Brandausbreitungswahrscheinlichkeiten als auch die Streuungen der Brandlasten. Die Angabe von Sicherheitselementen für die praxisgerechte semi-probabilistische Bauteilauslegung muss daher nutzungsabhängig erfolgen. Im Rahmen dieser Arbeit soll exemplarisch auf die Ermittlung der Sicherheitselemente am Beispiel des

Industriebaus eingegangen werden. Als physikalische Modelle zur Beschreibung der Brandszenarien werden hier bei lokal begrenzten Bränden analytische Ansätze für Plume- und Ceiling Jet-Temperaturen und bei Vollbrandszenarien empirische Gleichungen für die mittlere Heißgastemperatur verwendet. Es soll jedoch an dieser Stelle nochmals deutlich gemacht werden, dass das Sicherheitskonzept auch in Verbindung mit beliebigen anderen physikalischen Modellen angewendet werden kann, z. B. mit Wärmebilanzmodellen.

Die Ereignisablaufanalysen unterscheiden sich je nachdem, welche brandschutztechnischen Komponenten vorhanden sind. Infolgedessen ergeben sich von Fall zu Fall unterschiedliche Versagenspfade und Fehlerbäume und damit auch andere logische Modelle als Input für die SORM-Analysen. Je nach vorhandener brandschutztechnischer Infrastruktur können sich demzufolge auch andere Zufallsvariablen und Komponenten als maßgebende Größen für die Systemversagenswahrscheinlichkeit herausstellen, was sich anhand der Wichtungsfaktoren $\alpha_{v,i}$ und $\alpha_{c,i}$ nachvollziehen lässt. Dies kann zu Betragsänderungen der Sicherheitselemente führen, deren grundsätzliche Ermittlung in Abschnitt 9.2 beschrieben wurde. Es ist daher unerlässlich, die Systemzuverlässigkeitsanalysen für alle praxisrelevanten Fälle durchzuführen.

Bezüglich der industriellen Nutzung werden die folgenden Fälle betrachtet:

1. automatische Löschanlage und automatische Brandmeldeanlage (BMA)
2. automatische Löschanlage, keine automatische BMA
3. Werkfeuerwehr und automatische Brandmeldeanlage
4. Werkfeuerwehr, keine automatische Brandmeldeanlage
5. automatische Brandmeldeanlage
6. keine Anlagentechnik

Eine öffentliche Feuerwehr wird in jedem Fall berücksichtigt. Umfangreiche Vergleichsrechnungen haben ergeben, dass für jeden dieser Fälle stets eine Zufallsvariable des anlagentechnischen bzw. abwehrenden Brandschutzes und eine den Bauteilwiderstand beschreibende Zufallsvariable neben der Brandlast die maßgebenden Einflussgrößen auf die Systemzuverlässigkeit darstellen.

Auf die kompletten formelmäßigen Zusammenhänge der Second Order Reliability Method (SORM) zur Berechnung der Systemversagenswahrscheinlichkeit bzw. zur Herleitung der Sicherheitselemente sowie auf die Einzelergebnisse kann an dieser Stelle nicht detailliert eingegangen werden. Exemplarisch wird der Berechnungsvorgang für Fall 2 (Sprinkleranlage ohne automatische Brandmeldeanlage, Risikoklasse 2, Grundfläche 2500 m²) gezeigt. Für weitere Informationen wird auf Abschnitt 6.6 und die weiterführende Literatur insbesondere [54] sowie auf Anhang B verwiesen.

Bei Annahme von Fall 2 ergibt sich das Ereignisablaufdiagramm nach Bild 66.

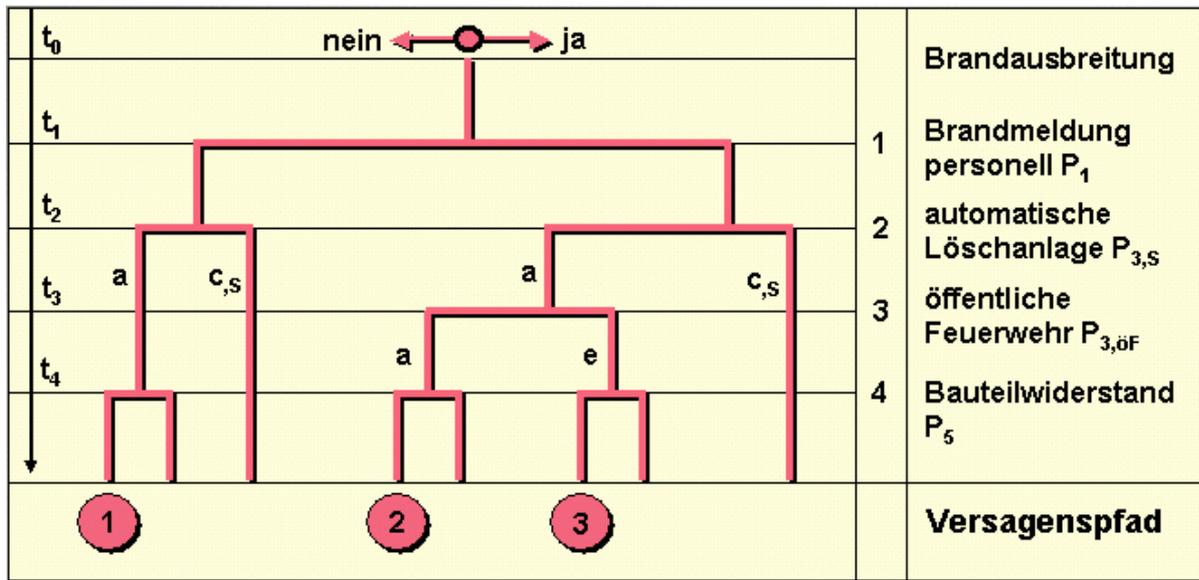


Bild 66 Ereignisablaufdiagramm im Fall 2 (automatische Löschanlage, keine automatische BMA)

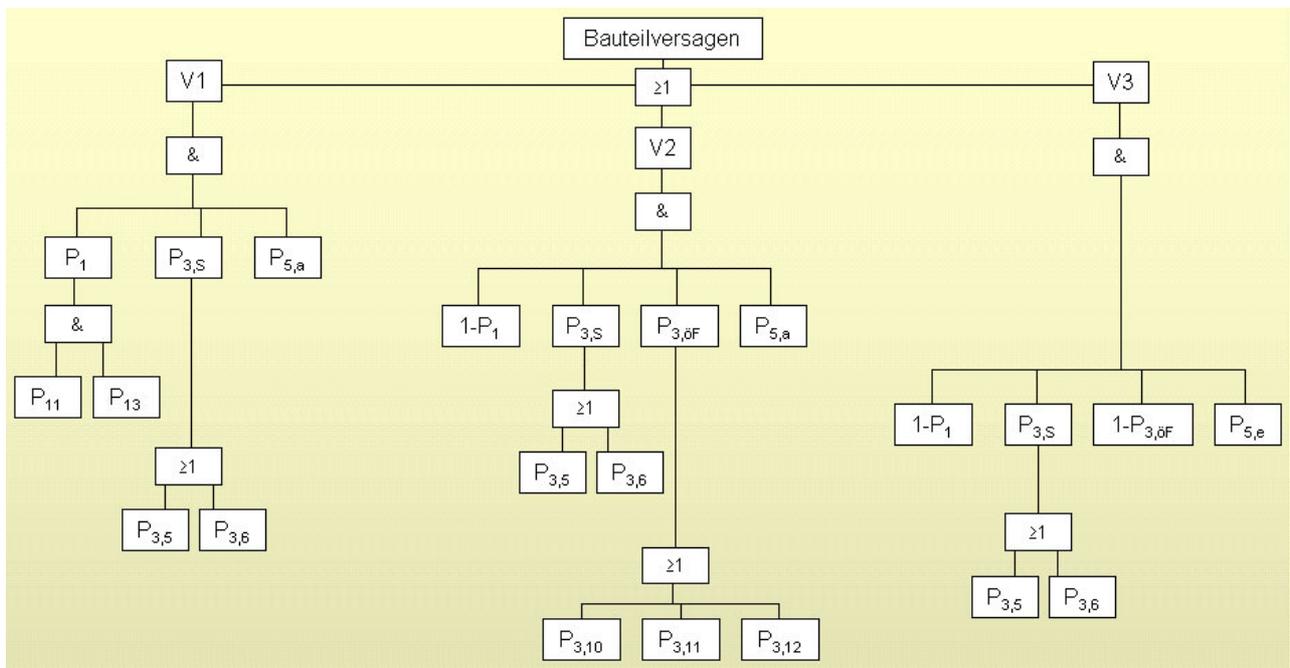


Bild 67 Fehlerbaum im Fall 2 (automatische Löschanlage, keine automatische BMA) mit der Bezeichnung der Komponenten aus Abschnitt 9.3

Anhand der Versagenspfade 1 bis 3 leitet man den Fehlerbaum nach Bild 67 ab. Daraus wiederum ergibt sich als logisches Modell und Grundlage zur Erstellung der minimalen Cut-Sets für den Berechnungsalgorithmus SORM die folgende Verknüpfung:

$$\begin{aligned}
 P_{fBA} = & [(P_{1,1} \cap P_{1,3}) \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap P_{5,a}] \cup & \{ \text{Versagenspfad 1} \} \\
 & [(P_{1,11} \cup P_{1,13}) \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap (P_{3,10} \cup P_{3,11,a} \cup P_{3,12}) \cap P_{5,a}] \cup & \{ \text{Versagenspfad 2} \} \\
 & [(P_{1,11} \cup P_{1,13}) \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap (P_{3,10} \cap P_{3,11,e} \cap P_{3,12}) \cap P_{5,e}] & \{ \text{Versagenspfad 3} \}
 \end{aligned}$$

mit

- $P_{1,1}$ Versagenswahrscheinlichkeit direkte manuelle Brandmeldung
- $P_{1,3}$ Versagenswahrscheinlichkeit indirekte manuelle Brandmeldung

- P₁₁₁ Wahrscheinlichkeit des komplementären Ereignisses zu P_{1,1}
- P₁₁₃ Wahrscheinlichkeit des komplementären Ereignisses zu P_{1,3}
- P_{3,5} Versagenswahrscheinlichkeit direkte Brandbekämpfung durch Sprinkler infolge technischer, brandbedingter oder menschlicher Einflüsse
- P_{3,6} Versagenswahrscheinlichkeit direkte Brandbekämpfung durch Sprinkler infolge Zeitverzug
- P_{3,10} Versagenswahrscheinlichkeit öffentliche Feuerwehr infolge technischer oder menschlicher Einflüsse
- P_{3,11,a} Versagenswahrscheinlichkeit der öffentlichen Feuerwehr infolge Brand (Brandverlauf a)
- P_{3,12} Versagenswahrscheinlichkeit der öffentlichen Feuerwehr infolge zu späten Einsatzes
- P₁₃₁₀ Wahrscheinlichkeit des komplementären Ereignisses zu P_{3,10}
- P₁₃₁₁ Wahrscheinlichkeit des komplementären Ereignisses zu P_{3,11,a}
- P₁₃₁₂ Wahrscheinlichkeit des komplementären Ereignisses zu P_{3,12}
- P_{5,a} Versagenswahrscheinlichkeit Bauteilwiderstand (Brandverlauf a)
- P_{5,e} Versagenswahrscheinlichkeit Bauteilwiderstand (Brandverlauf e)

Unter Verwendung des Programms CUTALG [85] ergeben sich die in Bild 68 dargestellten minimalen Cut-Sets als logisches Modell für die weiteren Berechnungen:

P ₁₁	P ₁₁₁	P ₁₁₃	P ₁₃	P ₁₃₁₀	P _{1311^e}	P ₁₃₁₂	P ₃₅	P ₃₆	P ₃₁₀	P _{311^a}	P ₃₁₂	P _{5^a}	P _{5^e}	
I	O	O	I	O	O	O	I	O	O	O	O	I	O	
I	O	O	I	O	O	O	O	I	O	O	O	O	I	O
O	I	O	O	O	O	O	I	O	I	O	O	O	I	O
O	I	O	O	O	O	O	I	O	O	I	O	O	I	O
O	I	O	O	O	O	O	I	O	O	O	I	I	O	O
O	I	O	O	O	O	O	O	I	I	O	O	O	I	O
O	I	O	O	O	O	O	O	I	O	I	O	O	I	O
O	I	O	O	O	O	O	O	I	O	O	I	I	O	O
O	O	I	O	O	O	O	I	O	I	O	O	O	I	O
O	O	I	O	O	O	O	I	O	O	I	O	O	I	O
O	O	I	O	O	O	O	I	O	O	O	I	I	O	O
O	O	I	O	O	O	O	O	I	I	O	O	O	I	O
O	O	I	O	O	O	O	O	I	O	I	O	O	I	O
O	O	I	O	O	O	O	O	I	O	O	I	I	O	O
O	O	I	O	O	O	O	O	I	O	O	O	I	I	O
O	O	I	O	O	O	O	O	I	O	O	O	O	O	I
O	O	I	O	O	O	O	O	I	O	O	O	O	O	I
O	O	I	O	O	O	O	O	I	O	O	O	O	O	I
O	O	I	O	O	O	O	O	I	O	O	O	O	O	I

Bild 68 logische Verknüpfung (minimale Cut-Sets) im Fall 2 (automatische Löschanlage, keine automatische BMA)

Die Zeilen stellen die einzelnen Schnittmengen dar. Zwischen den Zeilen werden Vereinigungen gebildet, so dass sich bei diesem Beispiel insgesamt 18 vereinigte Schnittmengen (Cut-Sets) ergeben. Das Symbol „I“ bedeutet, dass die Komponente P_{ij} im jeweiligen Cut-Set enthalten ist, wohingegen „O“ aussagt, dass sie in der betrachteten Schnittmenge nicht vorkommt.

Das stochastische Modell der Komponenten P_{ij} und der darin enthaltenen Zufallsvariablen wurde allgemeingültig in Abschnitt 9.5 erläutert. Nach Festlegung der wesentlichen Eingangsdaten wird nun der weitere Berechnungsablauf erläutert:

Mit dem für die Systemanalyse verwendeten Programm SYSREL sind ausschließlich zeitinvariante Berechnungen möglich. Im vorliegenden Fall ist dies inakzeptabel, da sich die Versagenswahrscheinlichkeiten der Komponenten des abwehrenden und anlagentechnischen Brandschutzes während des Brandverlaufes teilweise ändern. Dadurch ändert sich auch die bedingte Systemversagenswahrscheinlichkeit p_{fBA} in Abhängigkeit der Zeit.

Um dies im Rahmen der Zuverlässigkeitsanalyse zu berücksichtigen, muss ein Großteil der verwendeten Grenzzustandsfunktionen zeitabhängig formuliert werden. Die Berechnungen werden daher im Zeitschrittverfahren durchgeführt, mit einem Intervall von 30 Sekunden zwischen den Berechnungsschritten. Zur Bestimmung des erforderlichen Berechnungszeitraumes werden alle Szenarien, die zum Versagen führen (Versagenspfade 1-3) betrachtet und die Zeitdauer bis zum Versagen wird jeweils deterministisch unter Verwendung von Nennwerten bestimmt. Die längste Zeitdauer liefert einen Anhaltswert für den erforderlichen Berechnungszeitraum.

Für den Fall 2 ist bezüglich des erforderlichen Berechnungszeitraumes der Versagenspfad 3 maßgebend, da der darin angenommene Brandverlauf e infolge der Löschwirkung der Feuerwehr einen geringeren Gesamtenergiegehalt ($\int Q(t) dt$) voraussetzt, der das Tragwerksversagen hinauszögert. Mit dem Parametersatz aus Tabelle 22 ergibt sich eine mit Nennwerten bestimmte Zeitdauer bis zum Versagen von ca. 45 Minuten und damit eine erforderliche Anzahl von 90 Berechnungsschritten.

In der Systemzuverlässigkeitsanalyse werden bei Annahme von Fall 2 drei verschiedene Brandverläufe zugrunde gelegt, die sich jeweils infolge von Funktion oder Ausfall der verschiedenen Systemkomponenten ergeben. Da die Brandverläufe ihrerseits in Abhängigkeit der Basisvariablen formuliert werden, unterliegen die zeitlichen Verläufe der Energiefreisetzungsrate einer Streuung, die aus den Streuungen der einzelnen Basisvariablen resultiert. In Bild 69 sind die Verläufe unter Verwendung der charakteristischen Werte der Zufallsvariablen aufgetragen.

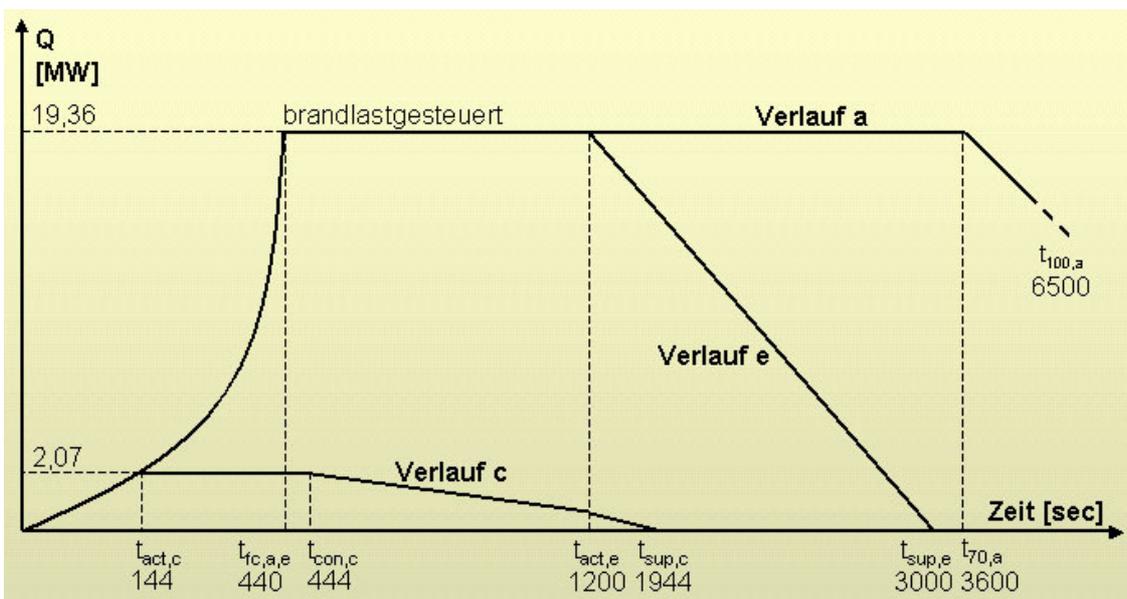


Bild 69 Brandszenarien für die Zuverlässigkeitsanalyse bei Annahme von Fall 2 (Kurven zwecks besserer Darstellbarkeit gestaucht)

Die zulässige bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall zu p_{fBA} als Grenzwert der Zuverlässigkeitsanalyse zum maßgebenden Zeitpunkt $t_{\min\beta}$ wird nach Gl. (159) berechnet.

Mit $p_{BA} = 10^{-6}/(m^2 \cdot a)$ und $p_f = 10^{-6}/a$ ergibt sich bei Annahme einer Grundfläche von $2500 m^2$:

$$p_{BA} = 10^{-6} \cdot 2500 = 2,5 \cdot 10^{-3}/a$$

$$\text{zul } p_{fBA} = 10^{-6} / (2,5 \cdot 10^{-3}) = 4,0 \cdot 10^{-4} \Rightarrow \text{zul } \min \beta = 3,35$$

Vom Brandbeginn ($t = 0$) an werden die Systemanalysen für den gesamten Berechnungszeitraum in 30-Sekunden-Schritten durchgeführt, wobei der Sicherheitsindex und die korrespondierende Versagenswahrscheinlichkeit in Abhängigkeit der Zeit aufgetragen werden. Die für die Zuverlässigkeit maßgebenden Basisvariablen werden iterativ so verändert, bis sich zum maßgebenden Zeitpunkt ($t_{\min\beta}$) die vorab aus Gl. (159) festgelegte zulässige bedingte Wahrscheinlichkeit des Strukturversagens im Brandfall zu p_{fBA} bzw. der Sicherheitsindex zu $\min \beta$ ergibt.

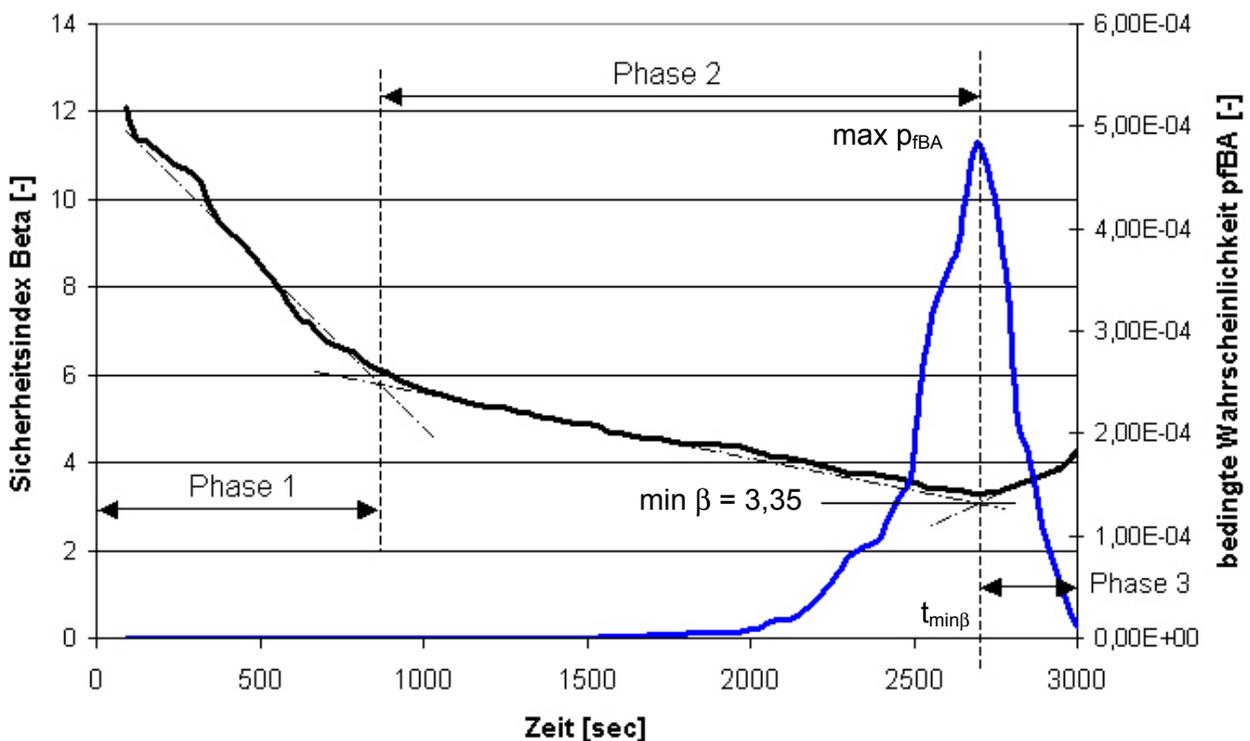


Bild 70 Sicherheitsindex β und bedingte Wahrscheinlichkeit p_{fBA} in Abhängigkeit der Zeit für den Fall 2 (automatische Löschanlage, keine automatische BMA), Risikoklasse 2, $A = 2500 m^2$

In Phase 1 wird ein starker Abfall des Sicherheitsindex verzeichnet, weil der rasche Temperaturanstieg mit der zu diesem Zeitpunkt relativ geringem Wahrscheinlichkeit von wirksamen Brandbekämpfungsmaßnahmen zusammentrifft. In Phase 2 steigt die Wahrscheinlichkeit des Auslösens der Sprinkleranlage, was in Verbindung mit dem immer wahrscheinlicheren Eingriff der Feuerwehr und damit einer Abnahme der Raumtemperatur in Phase 3 schließlich zu einem Wiederanstieg des Sicherheitsindex führt. Der Zeitpunkt $t_{\min\beta}$ stimmt näherungsweise mit dem Zeitpunkt der maximalen Bauteiltemperatur überein, wie er sich in der deterministischen Berechnung ergeben würde.

Es sei an dieser Stelle angemerkt, dass die Bezeichnung der Basisvariablen in den SYSREL-Dateien teilweise von den in Abschnitt 9.4 definierten Variablennamen abweichen, weil in SYSREL bestimmte Zeichenfolgen wie Kommata in den Variablenbezeichnungen und griechische Buchstaben untersagt sind. Hoch- und tiefgestellte Buchstaben sind nicht möglich. Außerdem sind die Va-

riablennamen in SYSREL in ihrer Länge begrenzt. Bezogen auf das zu erläuternde Beispiel handelt es sich dabei um die in Tabelle 24 aufgeführten Basisvariablen. Dies betrifft auch die Bezeichnungen in den Bildern 71, 72 und 73, die mittels der SYSREL-Grafikausgabe erzeugt wurden.

Tabelle 24 Änderung der Basisvariablenbezeichnungen in SYSREL

Bezeichnung Abschnitt 9.4	Bezeichnung in den SYSREL-Files
$t_{3,6}$	tausl
$\Delta t_{3,6}$	deltats
$t_{3,12}$	tfw
$\Delta t_{3,12}$	deltatfw
$A_{\text{Brand,grenz,ÖF}}$	A_Brd_a
A_{Brand}	AB
λ_p	lambdap

Anhand der Wichtungsfaktoren $\alpha_{v,i}$ lässt sich eindeutig erkennen, welche der Basisvariablen zum Zeitpunkt $t_{\min\beta}$ den maßgebenden Einfluss auf die Systemzuverlässigkeit haben (siehe Bild 71).

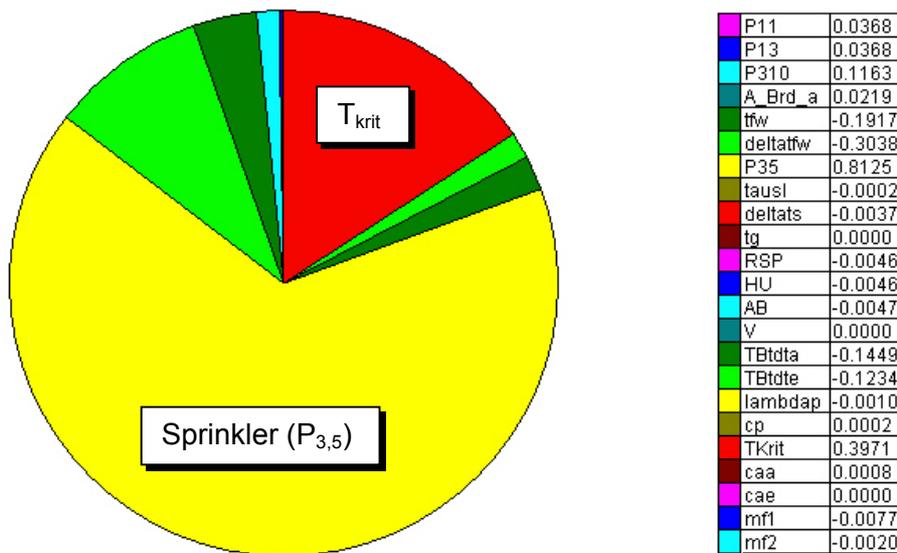


Bild 71 Wichtungsfaktoren $\alpha_{v,i}$ am Punkt $t_{\min\beta}/\min \beta$ nach Rechendurchlauf mit ursprünglichem stochastischen Modell

Die Modellgrößen mit vergleichsweise geringer Bedeutung für die Versagenswahrscheinlichkeit werden in den Folgerechnungen deterministisch behandelt.

Mit dem aktualisiertem stochastischen Modell wird der Rechenablauf gemäß Bild 52 wiederholt, bis der Punkt $t_{\min\beta}/\min \beta$ erreicht ist. Bild 72 zeigt die Wichtungsfaktoren $\alpha_{v,i}$ zu diesem Berechnungszeitpunkt.

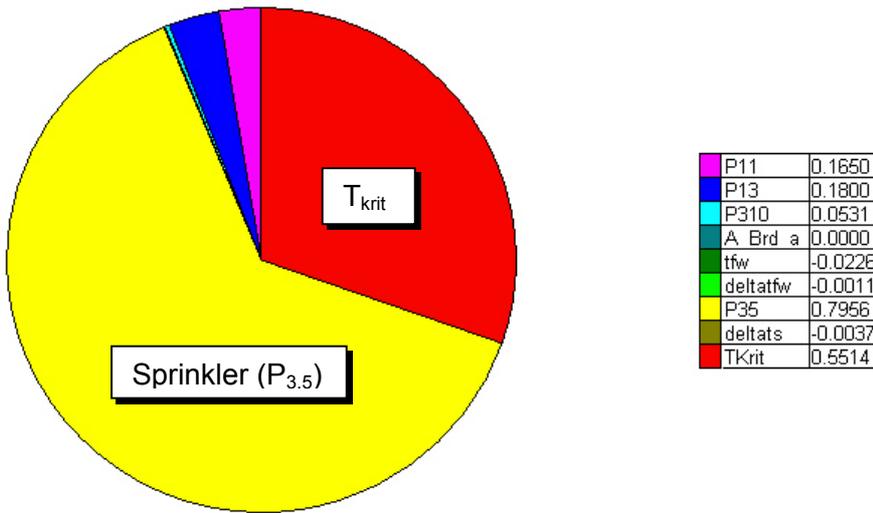


Bild 72 Wichtungsfaktoren $\alpha_{v,i}$ am Punkt $t_{\min\beta}/\min \beta$ nach erneutem Rechendurchlauf mit aktualisiertem stochastischen Modell

Mit dem entsprechenden Vektor der Bemessungswerte werden die Sicherheitselemente festgelegt. Der Teilsicherheitsbeiwert γ_s wird, wie in Abschnitt 9.3 beschrieben, durch eine Nachlaufrechnung bestimmt. Anhand der Wichtungsfaktoren $\alpha_{c,i}$ wird die für die Zuverlässigkeit maßgebende Komponente bestimmt (siehe Bild 73).

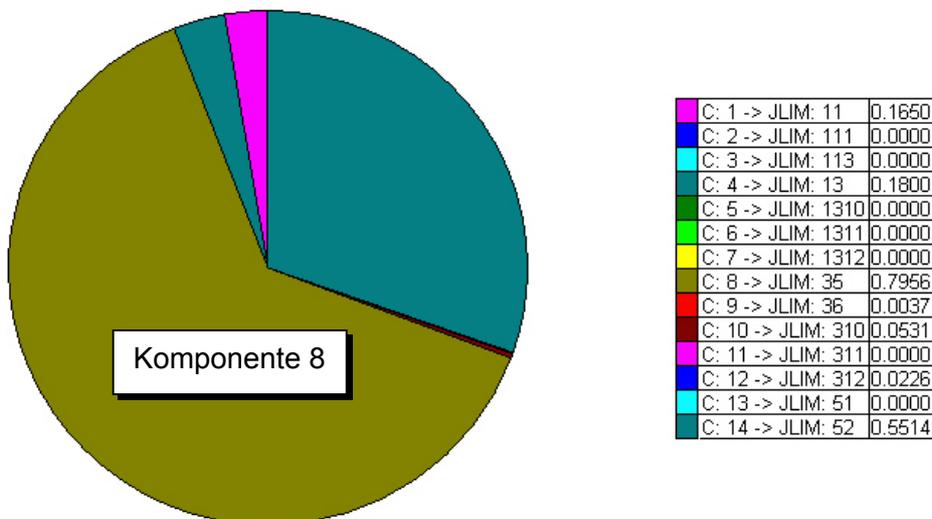


Bild 73 Wichtungsfaktoren $\alpha_{c,i}$ zum am Punkt $t_{\min\beta}/\min \beta$

Unter alleiniger Betrachtung der Komponente 8 wird die Energiefreisetzungsrate $Q_{\min\beta}$ bestimmt (siehe Abschnitt 9.3). Im betrachteten Fall beträgt sie 5,5 MW. Der nach Gl. (13) bis (18) berechnete charakteristische Wert der Energiefreisetzungsrate unter Voraussetzung der Funktion der Löschanlage beträgt bei diesem Fallbeispiel 2,07 MW. Der Korrekturwert K_{orr} konnte als Mittelwert einer Parameterstudie mit SYSREL zu 0,23 MW festgelegt werden. Mit dem Bezugswert $Q_{\min\beta(RK1,2500m^2)}$ ergibt sich der Skalierungswert $S_{KAL(RK2,2500m^2)}$ zu 8,67 MW. Damit wird der Teilsicherheitsbeiwert γ_s nach Gl. (172) berechnet:

$$\gamma_s = \frac{S_{KAL(RK2,2500m^2)} - Q_{\min\beta}}{Q_{char}} = \frac{8,67 - 5,5}{2,07} = 1,53$$

mit

$$S_{KAL(RK2,2500m^2)} = Q_{\min\beta(RK1,2500m^2)} + Q_{char} + K_{orr} = 6,83 + 2,07 - 0,23 = 8,67$$

Der Teilsicherheitsbeiwert γ_R ergibt sich nach Gl. (173) direkt als Ergebnis der Systemzuverlässigkeitsanalyse. Bei dem hier dargestellten Fall wurde die kritische Temperatur als Beanspruchbarkeitsgröße gewählt. In anderen Fällen wurde die Tragfähigkeit in Abhängigkeit der Brandbeanspruchung $R_{fi,c,t}$ als den Bauteilwiderstand charakterisierende Größe verwendet (siehe Abschnitt 9.4.6). Bild 74 zeigt einen Auszug aus dem SYSREL-Ergebnisfile für das hier erläuterte Einzelergebnis.

```
-----
Job name ..... : FALL_2
Comment : Undefined
Transformation type : Rosenblatt
Optimization algorithm: NLPQL
Date (dd.mm.yy) ..... : 03.02.2003
Time (hh:mm) ..... : 09:42
SYSREL, (Version 9.6), (C) Copyright: RCP-GmbH 1992-2000
-----

Equivalent beta-point in basic space [X(i)-*_equiv.] for whole Cut-Set
( 1: 0.8374 ) ( 2: 0.8374 ) ( 3: 3.022 ) ( 4: 268.0 ) ( 5: 818.1 ) ( 6: 1205. )
( 7: -0.6120 ) ( 8: 1793. ) ( 9: 475.3 )
Characteristic Values of basic variables [X(1)_c] from Input
( 1: 1.500 ) ( 2: 1.500 ) ( 3: 3.200 ) ( 4: 268.0 ) ( 5: 803.0 ) ( 6: 1205. )
( 7: 2.050 ) ( 8: 1800. ) ( 9: 543.0 )
-----
```

Bild 74 Auszug aus dem SYSREL-Ergebnisfile für das erläuterte Beispiel

$$\gamma_R = \frac{T_{krit,c}}{T_{krit,d}} = \frac{475,3}{543,0} = 0,875$$

Für das der Zuverlässigkeitsanalyse zugrunde gelegte Szenario ergeben diese Sicherheitselemente exakt das für die Risikoklasse und die Grundfläche festgelegte Sicherheitsniveau. Mit Variation der Basisvariablen können sich die Sicherheitselemente ändern, da zwar die Parameterstreuungen und Korrelationen sowie das logische Modell der Systemkomponenten identisch bleiben, sich jedoch die partiellen Ableitungen $\partial g_i / \partial X_i$ (Gradienten) der Grenzzustandsfunktionen ändern. Dies wirkt sich sowohl auf die Wichtungsfaktoren $\alpha_{v,i}$ bzw. $\alpha_{c,i}$ und den Sicherheitsindex β als auch auf die Bemessungswerte x_i^* und damit auf die Teilsicherheitsbeiwerte γ_R und γ_S aus. Diese werden auf Grundlage von SORM-Parameterstudien so festgelegt, dass sie für die denkbaren Bemessungssituationen ein möglichst konstantes Sicherheitsniveau gewährleisten.

Geometrische Abmessungen haben aufgrund ihrer geringen Variationskoeffizienten grundsätzlich kaum Einfluss auf die Systemzuverlässigkeit, sie werden daher im Rahmen der SORM-Parameterstudien deterministisch behandelt. Für die Systemanalysen werden die folgenden geometrischen Randbedingungen gewählt:

- Grundflächen zwischen 2500 m² und 120000 m²
- Hallenhöhen zwischen 4 m und 20 m

Die Brandlasten sowie die den Bauteilwiderstand beschreibenden Variablen werden innerhalb der praxisrelevanten Grenzen variiert. Ein Beispiel für einen Parametersatz ist in Tabelle 22 aufgeführt.

Das stochastische Modell der Basisvariablen beruht neben statistischen Auswertungen und Literaturdaten auch auf Expertenaussagen. Letztere sind naturgemäß stärker mit Unsicherheiten behaf-

tet, da in ihnen stets auch die subjektive Meinung des Befragten zum Ausdruck kommt. Da insbesondere die Versagenswahrscheinlichkeiten der anlagentechnischen und abwehrenden Brandbekämpfungsmaßnahmen einen signifikanten Einfluss auf die Systemzuverlässigkeit haben, wird innerhalb der SORM-Parameterstudie der Einfluss der Variation dieser sensitiven Basisvariablen untersucht. Die angenommenen Bandbreiten der maßgebenden Zufallsvariablen werden in Tabelle 25 zusammengefasst.

Tabelle 25 Bandbreite maßgebender Basisvariablen für die SORM-Parameterstudie

Name	Bedeutung	Bandbreite
$P_{3,5}$	Versagenswahrscheinlichkeit Sprinkler	$p = 0,0195$ bis $0,025$
$P_{3,7}$	Versagenswahrscheinlichkeit anerkannte Werkfeuerwehr	$p = 0,015$ bis $0,02$
$t_{3,9}$	Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten durch die Werkfeuerwehr	$V = 0,2$ bis $0,4$
$\Delta t_{3,9}$	Zeitbedarf für die erfolgreiche Brandbekämpfung durch die anerkannte Werkfeuerwehr	$V = 0,3$ bis $0,5$
$P_{3,10}$	Versagenswahrscheinlichkeit öffentliche Feuerwehr	$p = 0,015$ bis $0,1$
$t_{3,12}$	Zeitverzug bis zum Beginn der Löscharbeiten durch die öffentliche Feuerwehr	$V = 0,3$ bis $0,5$
$\Delta t_{3,12}$	Zeitbedarf für die erfolgreiche Brandbekämpfung durch die öffentliche Feuerwehr	$V = 0,3$ bis $0,5$
$P_{1,1}$	Versagenswahrscheinlichkeit personelle Brandmeldung	$p = 0,1$ bis $0,8$
$P_{1,2}$	Versagenswahrscheinlichkeit automatische Brandmeldung	$p = 0,05$ bis $0,1$
T_{krit}	kritische Temperatur	$V = 0,15$ bis $0,20$

Die Ergebnisse dieser Parameterstudien sind in den Tabelle 26 und 27 aufgeführt. Sie decken die bei den Bemessungssituationen im Industriebau auftretenden Unsicherheiten hinreichend genau ab.

Die Sicherheitselemente unterscheiden sich in ihrem Betrag signifikant beim Vorhandensein einer automatischen Löschanlage. Die sechs Fälle bezüglich der vorhandenen anlagentechnischen und abwehrenden Brandschutzmaßnahmen lassen sich daher in zwei Gruppen einteilen:

- Gruppe I: automatische Löschanlage (nach VdS-Standard errichtet und gewartet) vorhanden
- Gruppe II: keine automatische Löschanlage vorhanden

Die Sicherheitselemente müssen für diese beiden Gruppen in separaten Tabellen aufgeführt werden. Der signifikante betragsmäßige Unterschied im Teilsicherheitsbeiwert γ_s bei Annahme einer automatischen Löschanlage lässt sich einfach erklären: der positive Effekt einer Löschanlage auf den Brandverlauf wird über eine deutliche Reduzierung des charakteristischen Wertes der Energiefreisetzungsrate im physikalischen Modell berücksichtigt. Die Versagenswahrscheinlichkeit der anlagentechnischen Komponente könnte durch die vergleichsweise geringen Teilsicherheitsbeiwerte γ_s der Gruppe II nicht kompensiert werden, da diese infolge der deutlich geringeren charakteristischen Energiefreisetzungsraten in Gruppe I durchgängig zu ebenfalls kleinen Bemessungsenergiefreisetzungsraten führen würden. Dies wiederum hätte zur Folge, dass

energiefreisetzungsraten führen würden. Dies wiederum hätte zur Folge, dass bei Vorhandensein einer Löschanlage grundsätzlich keinerlei bauliche Brandschutzmaßnahmen erforderlich wären, was letztendlich dazu führen würde, dass die geforderten Zielversagenswahrscheinlichkeiten p_f nicht erreicht werden könnten. Die Teilsicherheitsbeiwerte γ_s der Gruppe I dagegen können je nach den im Einzelfall vorhandenen Randbedingungen bezüglich Brandlast und Gebäudegeometrie, der vorliegenden Risikoklasse und der Brandbekämpfungsabschnittsfläche zu geringen baulichen Brandschutzmaßnahmen führen, welche jedoch die Versagenswahrscheinlichkeiten der Löschanlagen kompensieren und damit für die Gewährleistung der Zielversagenswahrscheinlichkeit sorgen.

Die durchgängig kleineren Beträge der Teilsicherheitsbeiwerte γ_R und γ_s in Gruppe II lassen sich nicht etwa damit begründen, dass die dort zugrunde gelegten Brandschutzmaßnahmen zuverlässiger sind als die in Gruppe I vorausgesetzten Löschanlagen. Ein Blick in das stochastische Modell der Zufallsvariablen (siehe Abschnitt 9.5) beweist, dass eher das Gegenteil der Fall ist. Der Grund ist auch hier im physikalischen Modell verankert: ist keine automatische Löschanlage vorhanden, ergeben sich in der Regel deutlich höhere charakteristische Werte der Energiefreisetzungsrates, so dass in diesem Fall geringere Teilsicherheitsbeiwerte γ_s benötigt werden, um die Bemessungsenergiefreisetzungsrates auf einen Betrag zu erhöhen, der den nötigen Sicherheitsabstand zur Einhaltung der Zielversagenswahrscheinlichkeit herstellt.

Tabelle 26 Teilsicherheitsbeiwerte für Gruppe I (selbsttätige Löschanlage vorhanden); Nutzung: Industriebau

Fläche	Risikoklasse					
	1		2		3	
	γ_R	γ_s	γ_R	γ_s	γ_R	γ_s
≤ 2500	0,920	1,25	0,875	1,53	0,856	1,95
5000	0,913	1,37	0,871	1,68	0,851	2,08
10000	0,905	1,52	0,865	1,79	0,846	2,23
20000	0,896	1,64	0,860	1,97	0,841	2,38
30000	0,888	1,73	0,854	2,11	0,834	2,55
60000	0,879	1,84	0,849	2,32	0,829	2,77
120000	0,871	1,95	0,843	2,45	0,821	2,96

Zu bemessendes Objekt befindet sich im Wirkungsbereich einer nach VdS-Standard errichteten selbsttätigen Löschanlage

Tabelle 27 Teilsicherheitsbeiwerte für Gruppe II (keine selbsttätige Löschanlage vorhanden); Nutzung: Industriebau

Fläche	Risikoklasse					
	1		2		3	
	γ_R	γ_s	γ_R	γ_s	γ_R	γ_s
2500	0,931	1,09	0,884	1,19	0,865	1,34
5000	0,923	1,12	0,879	1,24	0,861	1,38
10000	0,915	1,15	0,874	1,28	0,856	1,42
20000	0,908	1,18	0,869	1,33	0,850	1,47
30000	0,900	1,22	0,864	1,37	0,844	1,52
60000	0,892	1,25	0,858	1,41	0,838	1,57
120000	0,883	1,28	0,853	1,46	0,832	1,62

Zu bemessendes Objekt befindet sich **nicht** im Wirkungsbereich einer nach VdS-Standard errichteten selbsttätigen Löschanlage

Fazit:

In diesem Abschnitt wurden die Sicherheitselemente γ_R und γ_S beispielhaft für die industrielle Nutzung hergeleitet. Exemplarisch wurde die Berechnung eines Einzelergebnisses gezeigt. Bei Vorhandensein einer ausreichenden statistischen Datengrundlage lassen sich die Sicherheitselemente für andere Nutzungen (z. B. Wohnungsbau, Büro- und Verwaltungsbauten, Verkaufsstätten etc.) in derselben Verfahrensweise ebenso quantifizieren. Die Vorgehensweise der semi-probabilistischen Bemessung wird allgemein in Abschnitt 10 und anhand von Beispielen in Abschnitt 11 erläutert.

Im folgenden Abschnitt werden die SORM-Analysen mit Hilfe der Monte-Carlo-Methode validiert. In Abschnitt 9.9 werden außerdem die Ergebnisse aus probabilistischer und semi-probabilistischer Bemessung anhand eines Beispiels gegenübergestellt.

9.8 Validierung der SORM-Berechnungen

Zur Bestätigung der SORM-Berechnungen eignet sich die Monte-Carlo-Methode in Verbindung mit Adaptive Sampling (siehe Abschnitt 6.5). Mit diesem Verfahren werden die Ergebnisse der maßgebenden Grenzzustände überprüft, insbesondere im Rahmen der Nachlaufrechnung zur Bestimmung der Teilsicherheitsbeiwerte γ_S der Gruppe I. Tabelle 28 zeigt den Vergleich der Ergebnisse aus den SORM-Berechnungen mit den Resultaten aus der Monte-Carlo-Methode in Verbindung mit Adaptive Sampling anhand einiger Beispiele. Eine Tabelle mit weiteren Vergleichsrechnungen ist in Anhang D aufgeführt. Es zeigt sich, dass schon bei einer Anzahl von 1000 Samples eine sehr gute Übereinstimmung mit den SORM-Ergebnissen erzielt wird.

Tabelle 28 Vergleich der Ergebnisse aus SORM und Monte-Carlo-Methode; Fall 2 (Sprinkler ohne BMA), Risikoklasse 2 (für unterschiedliche Anzahlen von Samples)

Fläche [m²]	β aus SORM	β aus Monte-Carlo	Anzahl Samples	Abweichung [%]
2500	3,35	3,77	50	12,5
2500	3,35	3,75	100	11,9
2500	3,35	3,40	500	1,5
2500	3,35	3,37	1000	0,6
2500	3,35	3,36	10000	0,3
2500	3,35	3,35	100000	0

9.9 Validierung der Sicherheitselemente

Die Validierung der Sicherheitselemente erfolgt durch den Vergleich der Ergebnisse aus der semi-probabilistischen Bemessung und der Durchführung einer Systemzuverlässigkeitsanalyse unter denselben Randbedingungen und mit Verwendung der zuvor erzielten Ergebnisse bezüglich des baulichen Brandschutzes. Ein Beispiel für eine Vergleichsrechnung wird im Folgenden erläutert.

Zunächst wird eine semi-probabilistische Bauteilbemessung für die nachfolgend beschriebenen Randbedingungen durchgeführt. Als Ergebnis ergibt sich ein bestimmter erforderlicher baulicher Brandschutz, z. B. eine gewisse Bekleidungsstärke des betrachteten Bauteils. Die semi-probabilistische Bemessung geht bei jeder Bemessungssituation von einer zulässigen bedingten

Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall **zul** p_{fBA} aus, die sich aus der Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f gemäß der entsprechenden Risikoklasse und der nutzungsspezifischen Brandausbreitungswahrscheinlichkeit p_{BA} ergibt.

Anschließend wird unter Annahme des auf Grundlage der semi-probabilistischen Bemessung berechneten erforderlichen baulichen Brandschutzes und mit Berücksichtigung aller systemtechnischen Randbedingungen die Bestimmung der tatsächlich vorhandenen bedingten Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall **vorh** p_{fBA} durchgeführt. Schließlich wird überprüft, ob **vorh** p_{fBA} und **zul** p_{fBA} in der gleichen Größenordnung liegen.

Gewählte Randbedingungen für die semi-probabilistische Bemessung:

- Geometrie / Ventilation / Fluchtwege / maximale Belegung
 - Hallengrundfläche: 5000 m²
 - Hallenhöhe: 10 m
 - Abluftöffnungen: 50 m² RWA
 - Zuluftöffnungen: 50 m² (Tore und Türen)
 - 2 Fluchtwege
 - maximal 50 Nutzer (ortskundig und können aus eigener Kraft fliehen)
- Brandlast
 - Kartons
 - Brandentwicklungszeit: 60 sec
 - spez. Abbrandgeschwindigkeit: 1,40 kg/(m² min)
 - Heizwert: 4,2 kWh/kg
 - Masse: 3000 kg
 - Brandausbreitungsgeschwindigkeit: 0,01 m/s
 - maximal mögliche Brandfläche: 300 m²
- Anlagentechnik
 - Sprinkleranlage nach VdS-Standard
 - RTI: 60 (ms)^{1/2}
 - max. Abstand Sprinkler – Plumeachse: 3 m
 - Auslösetemperatur: 68°C
 - automatische Brandmelder (Rauchmelder)
 - RWA (über Rauchmelder angesteuert sowie manuell auslösbar)
- Abwehrender Brandschutz
 - Entfernung zur Feuerwache: 6 km 0,9-Quantil der Hilfsfrist = 18 min
 - Alarmierungszeit: 1,5 min (BMA)
 - Brandentwicklungsdauer: 19,5 min
 - Personal nur selten anwesend
- Bauteile
 - Stahlbauteile
 - Profilmfaktor: 174 1/m
 - $T_{krit,c}$: 510°C [90]
 - Bekleidung: Promatect [97]

Physikalische Modelle zur Beschreibung der Brandszenarien und der Bauteilreaktionen

- Brandbeanspruchung: analytischer Ansatz für die mittlere Plumetemperatur
- Bauteiltemperaturen und kritische Temperatur: vereinfachtes Verfahren nach EC 3, Nachweis auf Temperaturebene [90]

Einordnung der Bemessungssituation in eine Risikoklasse

Kriterium 1:	Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit	$R_1 = 15$
Kriterium 2:	Versagen ohne Vorankündigung	$R_2 = 15$
Kriterium 3:	$R_3 = 0,5 \cdot \sqrt[5]{\frac{50 \cdot 5000}{2}} = 5$	$R_3 = 5$
Kriterium 4:	Gebäude geringer Höhe	$R_4 = 0$
Kriterium 5:	Bedeutung gering	$R_5 = 0$
Kriterium 6:	zu erwartender wirtschaftlicher Schaden gering	$R_6 = 0$

Risikoindex $R_{\text{risk}} = 35 \Rightarrow$ Risikoklasse 2 \Rightarrow Zielversagenswahrscheinlichkeit $p_f = 10^{-6}/a$

Brandausbreitungswahrscheinlichkeit $p_{\text{BA}} = 10^{-6}/(a \cdot \text{m}^2) \cdot 5000 \text{ m}^2 = 0,005/a$

Zulässige bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall zul $p_{\text{fBA}} = 10^{-6} / 0,005 = 2,0 \cdot 10^{-4}$
bzw. zul min $\beta = 3,54$

- Bestimmung der Bemessungsenergiefreisetzungsrates

Risikoklasse 2, $A = 5000 \text{ m}^2 \Rightarrow \gamma_s = 1,68$ (siehe Tabelle 26)

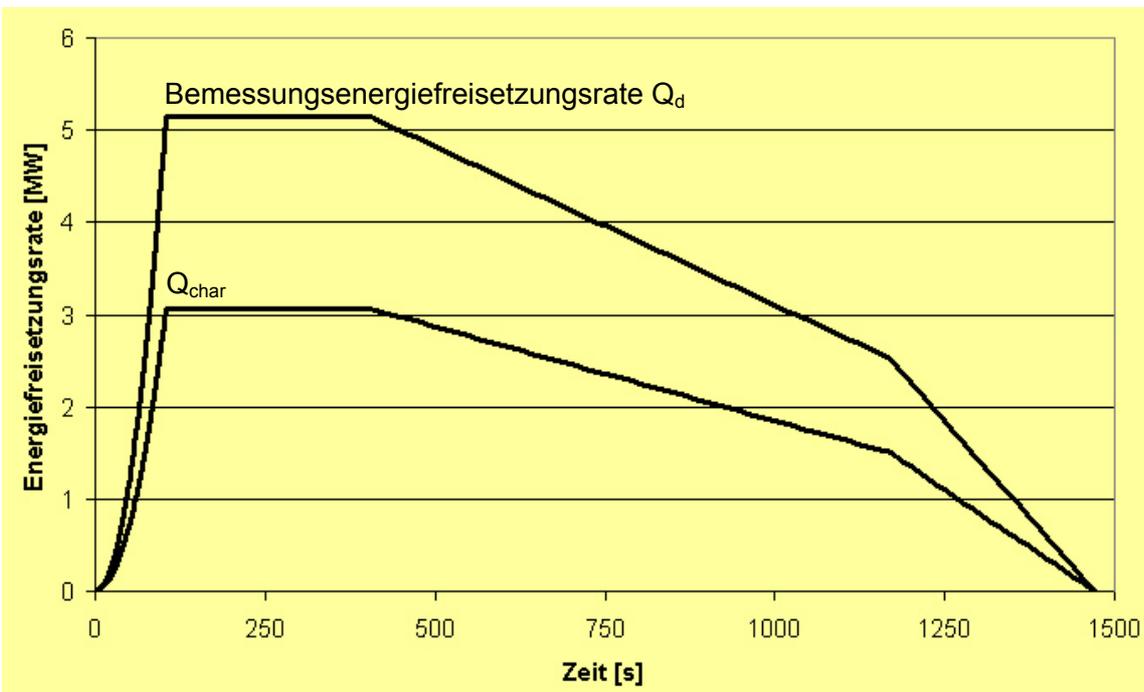


Bild 75 Zeitlicher Verlauf der Energiefreisetzungsrates (charakteristische Werte und Bemessungswerte)

- Berechnung der Brandbeanspruchung (mittlere Plumetemperatur) und der Stahltemperaturen in verschiedenen Höhenlagen der Stütze

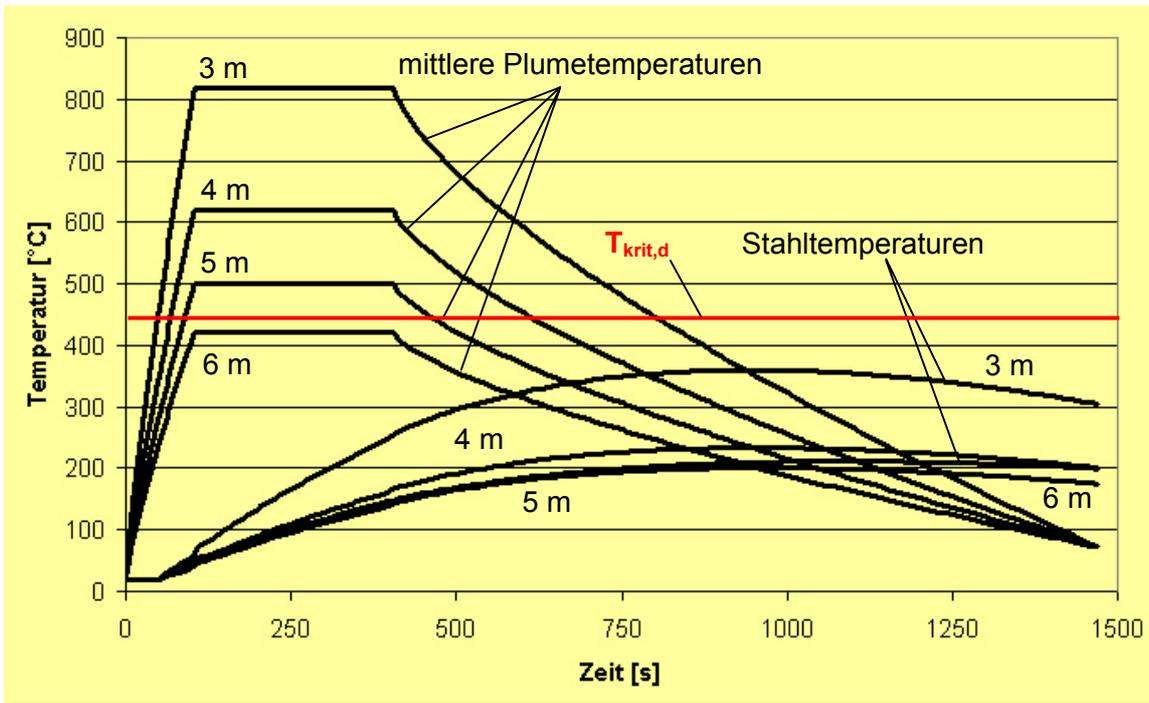


Bild 76 Plume- und Stahltemperaturen in verschiedenen Höhenlagen der Stütze

- Bestimmung des Bemessungswertes der kritischen Temperatur

Risikoklasse 2, $A = 5000 \text{ m}^2 \Rightarrow \gamma_R = 0,871$ (siehe Tabelle 26)

$$T_{krit,d} = 510 \cdot 0,871 = 444^\circ\text{C}$$

- Nachweis

Aus Bild 76 ist ersichtlich, dass eine Bekleidung der Stütze nur bis zu einer Höhe von ca. 5 m erforderlich ist. In höheren Bereichen der Stütze ist die mittlere Plumetemperatur geringer als der Bemessungswert der kritischen Temperatur, so dass der Nachweis auch bei konservativerweise vernachlässigtem Wärmeübergang erfüllt ist.

Für die untere Hälfte der Stahlstütze wird eine F30-Bekleidung aus 6 mm Promatect H [97] gewählt.

$$\text{max. } T_{\text{Stahl}} = 360^\circ\text{C} < T_{krit,d} = 444^\circ\text{C}$$

Unter Annahme des mittels semi-probabilistischer Bemessung errechneten baulichen Brandschutzes in Form der 6 mm Promatect H - Bekleidung wird eine zeitabhängige Systemzuverlässigkeitsanalyse durchgeführt. Bei Berücksichtigung der oben erläuterten Randbedingungen bezüglich des anlagentechnischen und abwehrenden Brandschutzes ergibt sich das Ereignisablaufdiagramm nach Bild 77.

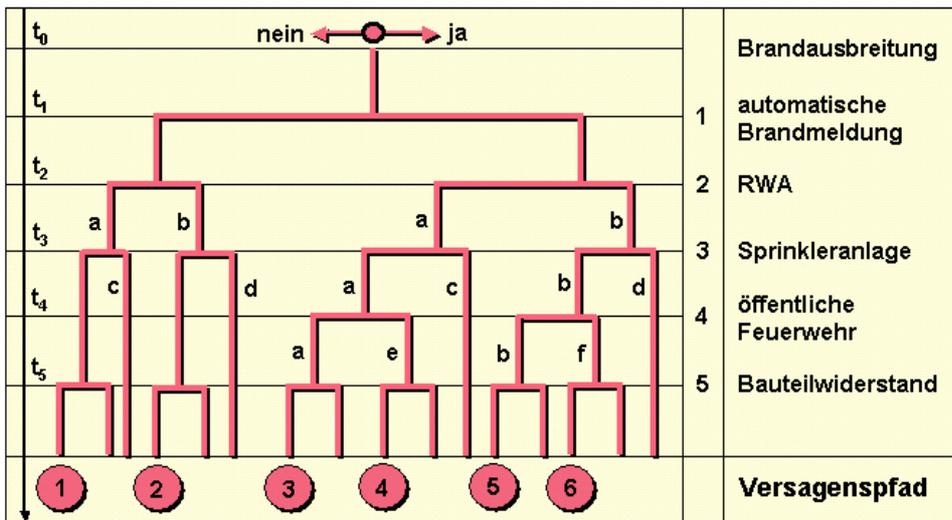


Bild 77 Ereignisablaufdiagramm bei Annahme einer BMA, Sprinklern und RWA

Auf Grundlage der sechs Versagenspfade ergibt sich das logische Modell in der Grundform mit dem dazugehörigen Fehlerbaum in Bild 78:

$$\begin{aligned}
 p_{fBA} = & [P_{1,2} \cap P_{2,4} \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) P_{5,a}] \cup & \text{\textit{\{Versagenspfad 1\}}} \\
 & [P_{1,2} \cap P_{124} \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap P_{5,b}] \cup & \text{\textit{\{Versagenspfad 2\}}} \\
 & [P_{112} \cap P_{2,4} \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap (P_{3,10} \cup P_{3,11,a} \cup P_{3,12}) \cap P_{5,a}] & \text{\textit{\{Versagenspfad 3\}}} \\
 & [P_{112} \cap P_{2,4} \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap (P_{1310} \cap P_{1311,e} \cap P_{1312}) \cap P_{5,e}] & \text{\textit{\{Versagenspfad 4\}}} \\
 & [P_{112} \cap P_{124} \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap (P_{3,10} \cup P_{3,11,b} \cup P_{3,12}) \cap P_{5,b}] & \text{\textit{\{Versagenspfad 5\}}} \\
 & [P_{112} \cap P_{124} \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap (P_{1310} \cap P_{1311,f} \cap P_{1312}) \cap P_{5,f}] & \text{\textit{\{Versagenspfad 6\}}}
 \end{aligned}$$

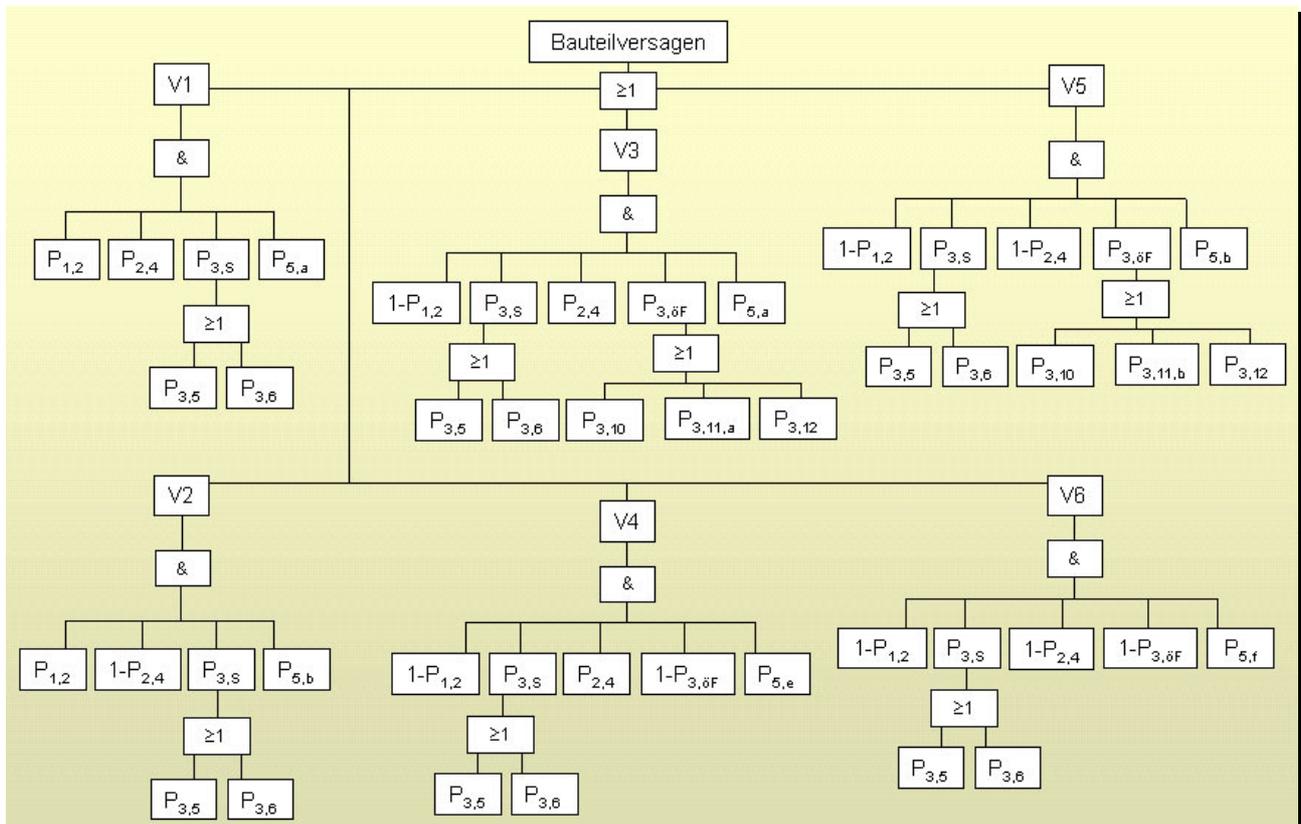


Bild 78 Fehlerbaum auf Grundlage der sechs Versagenspfade nach Bild 77

Unter Zuhilfenahme der Boole'schen Algebra werden die logischen Verknüpfungen umgeformt, bis ausschließlich Vereinigungen von Schnittmengen (minimale Cut-Sets) vorliegen (siehe Bild 79). Das stochastische Modell und die Korrelationen zwischen den Basisvariablen wurden in Abschnitt 9.5 erläutert.

P112	P1,2	P124	P1310	P1311,e	P1311,f	P1312	P2,4	P3,5	P3,6	P3,10	P3,11,a	P3,11,b	P3,12	P5,a	P5,b	P5,e	P5,f	
0	I	0	0	0	0	0	I	I	0	0	0	0	0	I	0	0	0	
0	I	0	0	0	0	0	I	0	I	0	0	0	0	I	0	0	0	
0	I	I	0	0	0	0	0	I	0	0	0	0	0	0	I	0	0	
0	I	I	0	0	0	0	0	0	I	0	0	0	0	0	I	0	0	
I	0	0	0	0	0	0	I	I	0	I	0	0	0	I	0	0	0	
I	0	0	0	0	0	0	I	I	0	0	I	0	0	I	0	0	0	
I	0	0	0	0	0	0	I	I	0	0	0	0	I	I	0	0	0	
I	0	0	0	0	0	0	I	0	I	I	0	0	0	I	0	0	0	
I	0	0	0	0	0	0	I	0	I	0	I	0	0	I	0	0	0	
I	0	0	0	0	0	0	I	0	I	0	0	0	0	I	0	0	0	
I	0	0	0	0	0	0	I	I	0	0	0	0	0	0	0	I	0	
I	0	0	I	0	0	0	I	0	I	0	0	0	0	0	0	0	I	0
I	0	0	0	I	0	0	I	I	0	0	0	0	0	0	0	0	I	0
I	0	0	0	0	0	I	I	I	0	0	0	0	0	0	0	0	I	0
I	0	0	I	0	0	0	I	0	I	0	0	0	0	0	0	0	I	0
I	0	0	0	I	0	0	I	0	I	0	0	0	0	0	0	0	I	0
I	0	0	0	0	0	I	I	0	I	0	0	0	0	0	0	0	I	0
I	0	I	0	0	0	0	0	I	0	I	0	0	0	0	0	I	0	0
I	0	I	0	0	0	0	0	0	I	0	0	I	0	0	I	0	0	0
I	0	I	0	0	0	0	0	0	I	0	0	0	I	0	I	0	0	0
I	0	I	I	0	0	0	0	I	0	0	0	0	0	0	0	0	0	I
I	0	I	0	0	I	0	0	0	I	0	0	0	0	0	0	0	0	I
I	0	I	0	0	0	I	0	I	0	0	0	0	0	0	0	0	0	I
I	0	I	I	0	0	0	0	0	I	0	0	0	0	0	0	0	0	I
I	0	I	0	0	I	0	0	0	I	0	0	0	0	0	0	0	0	I
I	0	I	0	0	0	I	0	0	I	0	0	0	0	0	0	0	0	I

Bild 79 logische Verknüpfung (minimale Cut-Sets) auf Grundlage des Fehlerbaums in Bild 78

Die Versagenspfade 1 bis 6 gemäß Bild 77 gehen vom Ausfall einer oder mehrerer Systemkomponenten aus. Der Brand bleibt in diesen Fällen nicht mehr lokal begrenzt, im vorliegenden Fall werden Energiefreisetzungsraten bis zu 60 MW erreicht, wobei das Szenario ventilationsgesteuert verläuft (Bild 80). Infolge der Vollbrandbedingungen eignet sich die mittlere Heißgastemperatur zur Beschreibung der Brandwirkung, daher wird Gl. (55) als physikalisches Modell verwendet. Der zeitliche Verlauf der Stahltemperaturen unter Annahme des jeweiligen Brandverlaufes kann Bild 81 entnommen werden, wobei für die graphische Darstellung Nennwerte eingesetzt wurden.

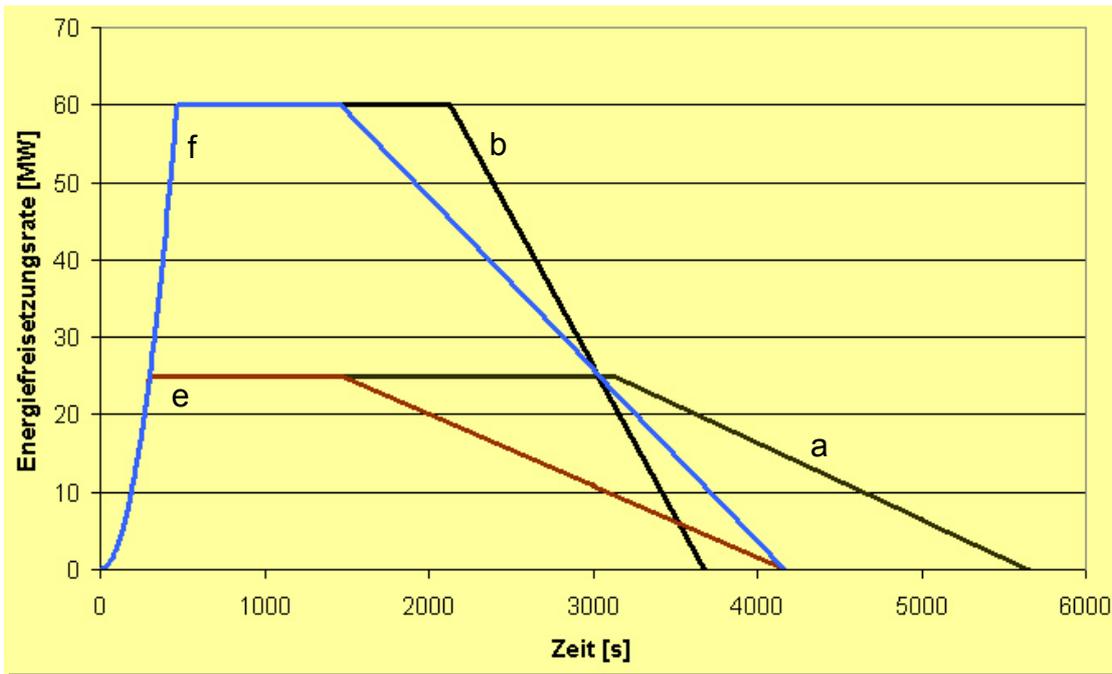


Bild 80 Brandszenarien in Abhängigkeit des Versagens der anlagentechnischen und abwehrenden Brandschutzeinrichtungen (Darstellung mit Nennwerten)

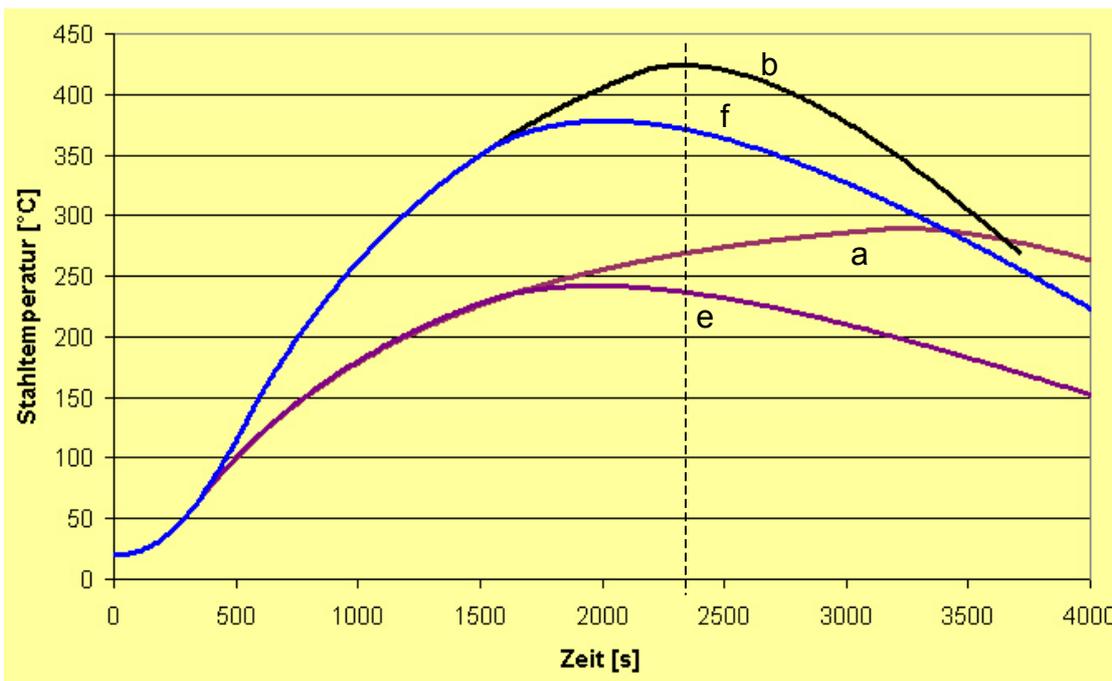


Bild 81 zeitlicher Verlauf der Stahltemperatur unter Annahme der Brandverläufe a, b, e und f bei Verwendung von Nennwerten

Mit der Second Order Reliability Method (SORM) wird die bedingte Versagenswahrscheinlichkeit p_{fBA} in Abhängigkeit der Zeit (Zeitschrittverfahren) berechnet (siehe Bild 82).

Ein Auszug aus dem SYSREL-Ergebnisfile ist in Bild 83 aufgeführt. Darin ist anhand der β -Werte für die einzelnen Cut-Sets auch zu erkennen, dass das Brandszenario b am stärksten zur Systemversagenswahrscheinlichkeit beiträgt. In Bild 79 ist der entsprechende Cut-Set kenntlich gemacht.

Der Zeitpunkt $t_{min\beta}$ stimmt näherungsweise mit dem Zeitpunkt der maximalen Stahltemperatur unter Annahme des maßgebenden Brandszenarios b überein.

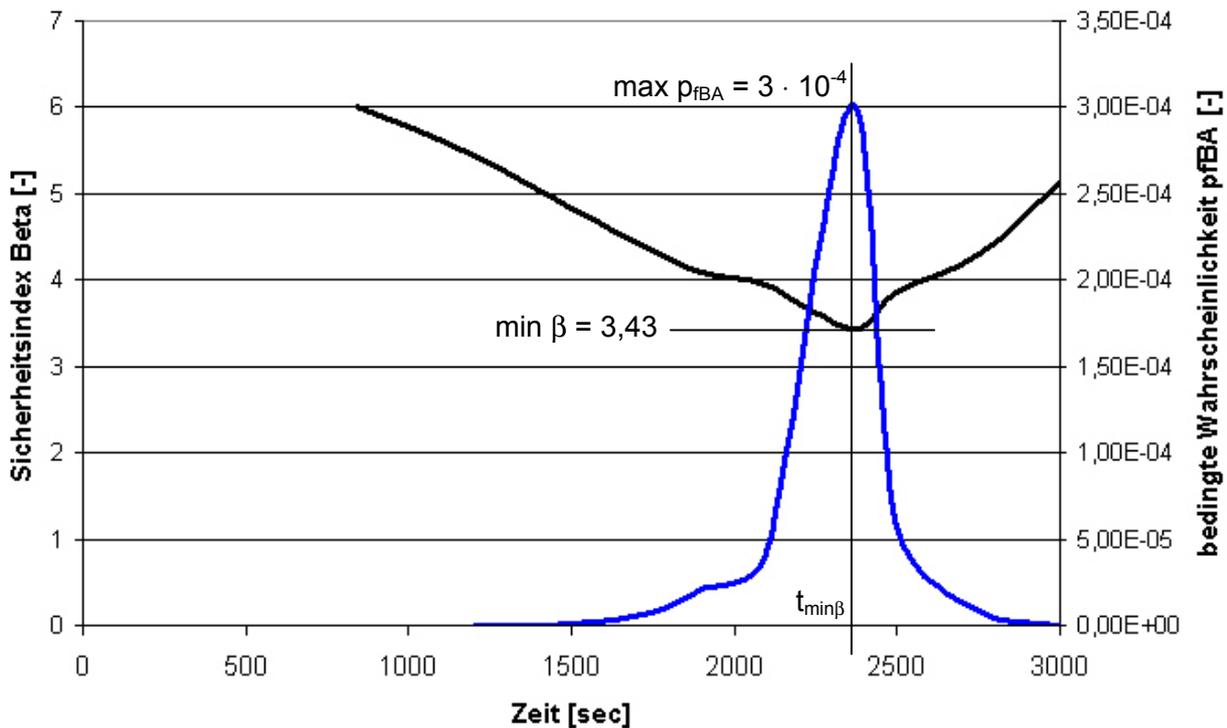


Bild 82 Zeitabhängige Berechnung der bedingten Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall p_{fBA}

```

Ditlevsen bounds of the final union on P(F-system) :
Lower bound on P(F-system)= 0.2944E-03 with corresponding reliability index= 3.437
Upper bound on P(F-system)= 0.3217E-03 with corresponding reliability index= 3.413

The equivalent reliability indices for the 28 linearized Cut-Sets (numbering as on input, lines of KMAT) :
  9.583  10.283  4.099  5.505  9.249  8.986  8.950  9.921  9.677  9.644
 10.628 10.628 10.765 11.218 11.218 11.348 4.533 3.838 3.438 5.226
  4.746  4.678  4.906  4.906  5.196  6.080  6.080  6.316
    
```

Bild 83 Auszug aus dem SYSREL-Ergebnisfile

Unter Verwendung von Gl. (158) lässt sich aus der bedingten Systemversagenswahrscheinlichkeit im Brandfall p_{fBA} und der zugrunde gelegten Wahrscheinlichkeit der Brandausbreitung p_{BA} die tatsächlich vorhandene Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f bestimmen.

$$p_f = 3 \cdot 10^{-4} \cdot 0,005 = 1,5 \cdot 10^{-6} / a$$

Diese unterscheidet sich nur geringfügig von der per Definition festgelegten Zielversagenswahrscheinlichkeit der Risikoklasse 2, $p_f = 10^{-6}$. Bezogen auf die bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall p_{fBA} gilt näherungsweise

$$p_{fBA} \text{ (aus SORM-Analyse)} = 3 \cdot 10^{-4} \approx 2 \cdot 10^{-4} = \text{zul } p_{fBA} \text{ (aus semi-prob. Bemessung)}$$

Die Ergebnisse werden in Tabelle 29 zusammengefasst.

Tabelle 29 Vergleich zwischen semi-probabilistischer und probabilistischer Bemessung

	semi-probabilistisch	probabilistisch
Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f / a	$10^{-6} / a$	$1,5 \cdot 10^{-6} / a$
bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall p_{fBA}	$2 \cdot 10^{-4}$	$3 \cdot 10^{-4}$
Sicherheitsindex β	3,54	3,43

Damit zeigt sich, dass die Ergebnisse aus semi-probabilistischer und probabilistischer Bemessung in derselben Größenordnung liegen. Naturgemäß liegt die semi-probabilistische Bemessung leicht auf der sicheren Seite, da die Sicherheitselemente eine Vielzahl von Bemessungssituationen konservativ abdecken müssen, während bei der probabilistischen Bemessung die tatsächlichen Gegebenheiten genauer berücksichtigt werden können.

Fazit:

Bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Vergleichsrechnungen zur Kalibrierung und Validierung der Sicherheitselemente betragen die Abweichungen zwischen semi-probabilistischer und probabilistischer Bemessung bezogen auf den Sicherheitsindex stets weniger als 10 %. Die semi-probabilistische Bemessung liegt dabei auf der sicheren Seite.

Das in diesem Abschnitt dokumentierte Beispiel zeigt anschaulich die unterschiedliche Vorgehensweise der beiden Bemessungsmethoden. Bei der semi-probabilistischen Bemessung wird allein das Brandszenario betrachtet, welches sich bei Funktion der vorhandenen anlagentechnischen und abwehrenden Brandbekämpfungseinrichtungen einstellt. In der Regel handelt es sich dabei um einen lokal begrenzten Brand. Die Streuungen der Modellparameter und die Versagenswahrscheinlichkeit der Brandschutzeinrichtungen werden durch die Sicherheitselemente kompensiert.

Bei der probabilistischen Bemessung dagegen werden auch die Brandszenarien betrachtet, die sich beim Versagen der Brandschutzeinrichtungen ergeben. In der Regel handelt es sich dabei um Vollbrandszenarien. Das für das bedingte Systemversagen im Brandfall maßgebende Szenario lässt sich anschaulich direkt anhand des Sicherheitsindex für den jeweiligen Cut-Set identifizieren.

9.10 Ansätze für die probabilistische Bemessung von Entrauchungsmaßnahmen

Der Schwerpunkt dieser Arbeit liegt auf der probabilistischen brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen. In Anbetracht der Tatsache, dass 80 % der Brandopfer infolge Rauch und Brandgasen ums Leben kommen, soll in diesem Abschnitt jedoch zusätzlich auf die probabilistische Auslegung von Entrauchungsmaßnahmen eingegangen werden.

Unterschiede zur Bauteilbemessung bestehen in erster Linie bezüglich der verwendeten physikalischen Modelle. Geeignete Ansätze wurden in Abschnitt 5.5 vorgestellt.

Versagen der Entrauchung tritt ein, wenn eines der in [39] erläuterten Schutzzielkriterien verletzt wird (siehe Abschnitt 5.5).

Bei der Festlegung von Ereignisabläufen zur Ermittlung von Versagenspfaden, die zur Über- bzw. Unterschreitung eines dieser Kriterien führen, kommt den Systemkomponenten „Zuluftzufuhr“ und „Abluft“ besondere Bedeutung zu. Während im Rahmen der Ereignisabläufe bei der Bauteilauslegung die Systemkomponente „Ventilation“ in ihrer Gesamtheit berücksichtigt wird, muss bei der probabilistischen Bemessung von Entrauchungseinrichtungen zusätzlich zwischen dem Versagen der Zuluftversorgung und der Abluftöffnungen differenziert werden, weil sich die Ausfälle dieser Systemkomponenten signifikant auf die Strömungsverhältnisse und damit auf die Rauchgaskonzentrationen sowie die Sichtweite auswirken.

Bild 84 zeigt ein typisches Ereignisablaufdiagramm, welches sich in Verbindung mit der Wahl eines CFD-Programms als physikalisches Modell eignet, da nur hiermit der Einfluss der Ventilationsöff-

nungen auf Sichtweite und Gaskonzentrationen berücksichtigt werden kann. Bei Annahme eines Systems gemäß Bild 84, bestehend aus den Hauptkomponenten

- Brandmeldung
- Zuluftzufuhr
- Abluft
- automatische Löschanlage
- öffentliche Feuerwehr
- raucharme Schicht

ergeben sich zwanzig mögliche Versagenspfade. Es wird davon ausgegangen, dass bei Funktion der Komponenten „Brandmeldung“, „Zuluftzufuhr“, „Abluft“ und „automatische Löschanlage“ ein Versagen ausgeschlossen werden kann, da das Brandszenario hierbei auf einen Entstehungsbrand begrenzt bleibt und die entstehenden Rauchgase wirkungsvoll abgeführt werden.

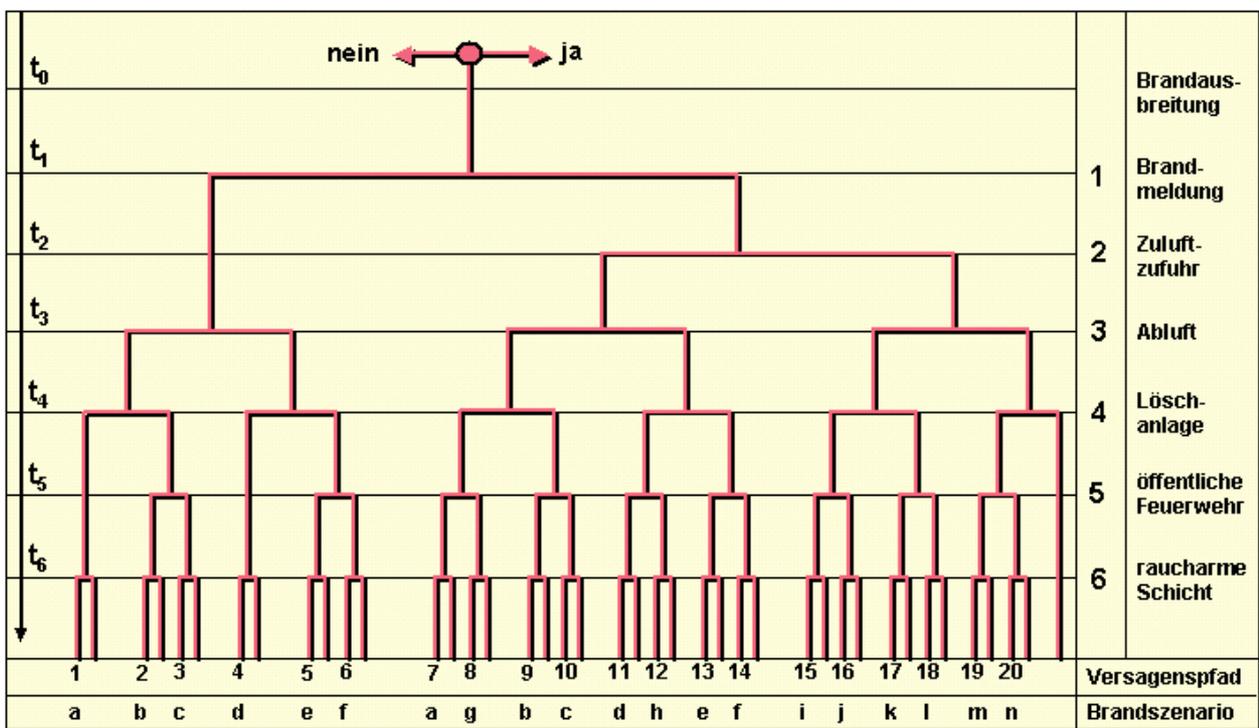


Bild 84 Ereignisabläufe für die probabilistische Bemessung von Entrauchungsmaßnahmen

Anders als bei der probabilistischen Bauteilauslegung darf hier im Falle des Funktionierens einer frühzeitigen direkten Brandbekämpfung, z. B. durch Sprinkler, Betriebspersonal oder eine Werkfeuerwehr, nicht automatisch das Versagen des Gesamtsystems ausgeschlossen werden, da zusätzlich die Funktion der Ventilationsmaßnahmen betrachtet werden muss. Die Erfahrung zeigt, dass auch bei Entstehungsbrandszenarien die Mindestsichtweite schnell unterschritten werden kann, wenn eine oder mehrere Ventilationseinrichtungen versagen. Bezogen auf das Ereignisablaufdiagramm in Bild 84 betrifft dies die Versagenspfade 2, 3, 5, 6, 9, 10, 13, 14, 17 und 18.

Die Versagenspfade 1 bis 6 beinhalten das Versagen der Brandmeldung. Demzufolge wird in diesen Fällen angenommen, dass Einrichtungen des abwehrenden Brandschutzes (Personal, Feuerwehren) infolge Nichtalarmierung keinen Einfluss auf das Brandszenario nehmen. Im Ereignisablaufdiagramm nach Bild 84 wird jedoch eine automatische Löschanlage angesetzt. Das Auslösen der Anlage (Versagenspfade 2, 3, 5 und 6) bewirkt eine Alarmierung der Feuerwehr, so dass diese innerhalb der genannten Pfade trotz Versagen der Brandmeldung berücksichtigt wird.

Auf Grundlage der zwanzig Versagenspfade aus Bild 84 wird das logische Modell für die zeitabhängige Systemzuverlässigkeitsanalyse mit SORM erstellt. Die entsprechenden Fehlerbäume sind in Bild 85 und Bild 86 aufgeführt.

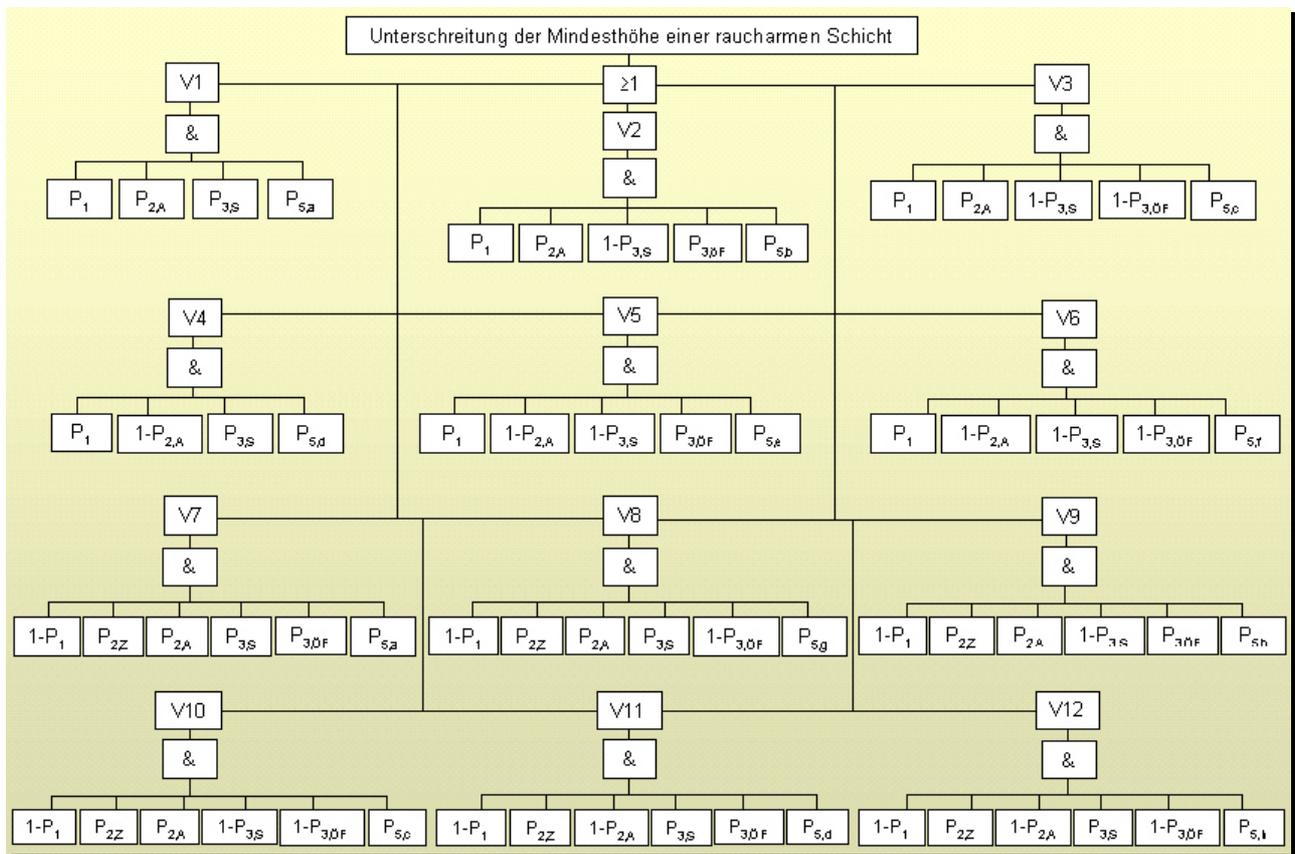


Bild 85 Fehlerbaum zum Ereignisablaufdiagramm nach Bild 84 (Versagenspfade 1 bis 12)

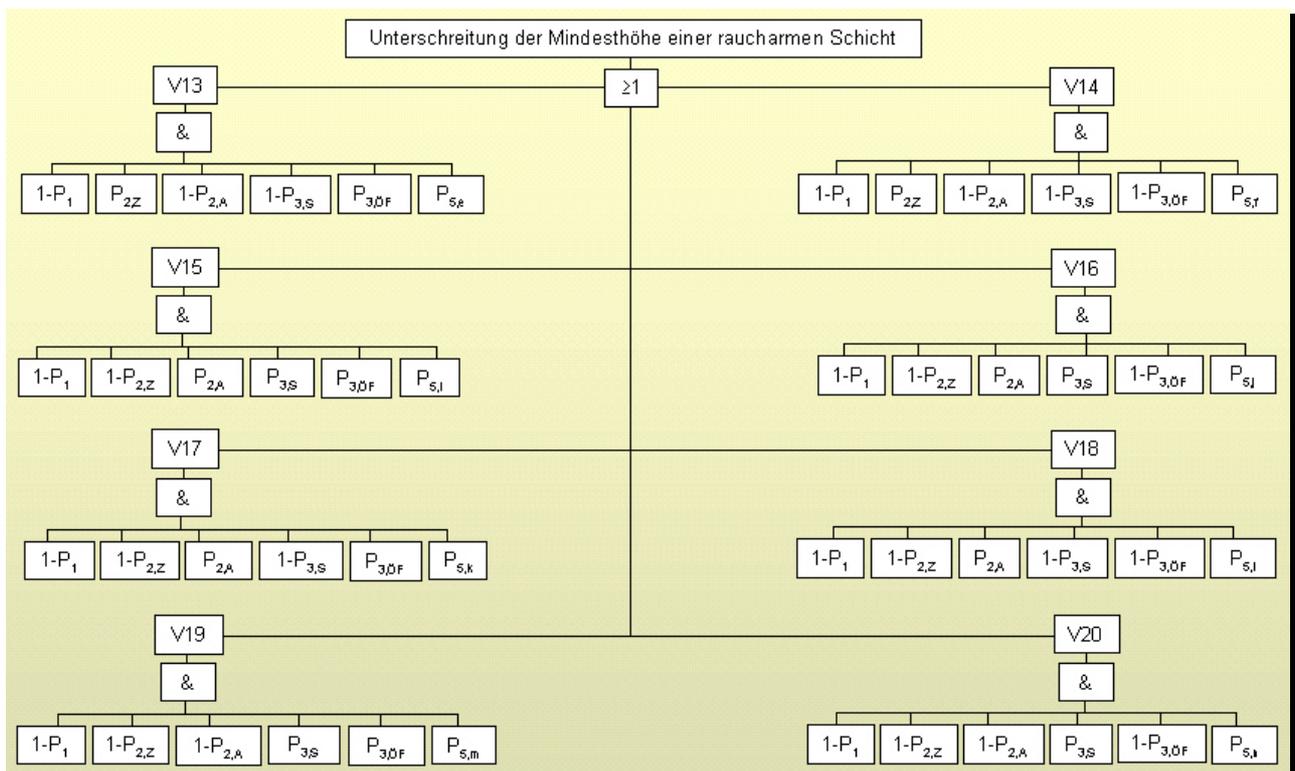


Bild 86 Fehlerbaum zum Ereignisablaufdiagramm nach Bild 84 (Versagenspfade 13 bis 20)

In Abhängigkeit von Funktion und Ausfall der Brandmeldung, Brandbekämpfungs- und Lüftungsmaßnahmen ergeben sich in den Versagenspfaden die folgenden Brandszenarien:

- Szenario a: Versagen der Zuluftversorgung, Versagen der Abluftöffnungen, Versagen der Löschanlage, Versagen der Feuerwehr (infolge Nichtalarmierung)
- Szenario b: Versagen der Zuluftversorgung, Versagen der Abluftöffnungen, Funktionieren der Löschanlage, Versagen der Feuerwehr
- Szenario c: Versagen der Zuluftversorgung, Versagen der Abluftöffnungen, Funktionieren der Löschanlage, Funktionieren der Feuerwehr
- Szenario d: Versagen der Zuluftversorgung, Funktionieren der Abluftöffnungen, Versagen der Löschanlage, Versagen der Feuerwehr (infolge Nichtalarmierung)
- Szenario e: Versagen der Zuluftversorgung, Funktionieren der Abluftöffnungen, Funktionieren der Löschanlage, Versagen der Feuerwehr
- Szenario f: Versagen der Zuluftversorgung, Funktionieren der Abluftöffnungen, Funktionieren der Löschanlage, Funktionieren der Feuerwehr
- Szenario g: Versagen der Zuluftversorgung, Versagen der Abluftöffnungen, Versagen der Löschanlage, Funktionieren der Feuerwehr
- Szenario h: Versagen der Zuluftversorgung, Funktionieren der Abluftöffnungen, Versagen der Löschanlage, Funktionieren der Feuerwehr
- Szenario i: Funktionieren der Zuluftversorgung, Versagen der Abluftöffnungen, Versagen der Löschanlage, Versagen der Feuerwehr
- Szenario j: Funktionieren der Zuluftversorgung, Versagen der Abluftöffnungen, Versagen der Löschanlage, Funktionieren der Feuerwehr
- Szenario k: Funktionieren der Zuluftversorgung, Versagen der Abluftöffnungen, Funktionieren der Löschanlage, Versagen der Feuerwehr
- Szenario l: Funktionieren der Zuluftversorgung, Versagen der Abluftöffnungen, Funktionieren der Löschanlage, Funktionieren der Feuerwehr
- Szenario m: Funktionieren der Zuluftversorgung, Funktionieren der Abluftöffnungen, Versagen der Löschanlage, Versagen der Feuerwehr
- Szenario n: Funktionieren der Zuluftversorgung, Funktionieren der Abluftöffnungen, Versagen der Löschanlage, Funktionieren der Feuerwehr

In nachfolgender Tabelle werden die unterschiedlichen Brandszenarien zusammengefasst.

Tabelle 30 Brandszenarien in Abhängigkeit von Funktion und Ausfall brandschutztechnischer Einrichtungen

Szenario	Zuluftzufuhr	Abluftöffnungen	Löschanlage	Feuerwehr
a	-	-	-	-
b	-	-	+	-
c	-	-	+	+
d	-	+	-	-
e	-	+	+	-
f	-	+	+	+
g	-	-	-	+
h	-	+	-	+
i	+	-	-	-
j	+	-	-	+
k	+	-	+	-
l	+	-	+	+
m	+	+	-	-
n	+	+	-	+
+ Systemkomponente funktioniert		- Systemkomponente versagt		

Die Teilsysteme Brandmeldung (P_1) sowie Brandbekämpfung (P_3), die im Rahmen der probabilistischen Bauteilbemessung erläutert wurden (siehe Abschnitt 9.3), können in derselben Weise auch für die Auslegung von Entrauchungsmaßnahmen verwendet werden.

Auf das Teilsystem „Zuluftversorgung“ ($P_{2,z}$) soll an dieser Stelle genauer eingegangen werden. Im Ereignisablaufdiagramm nach Bild 84 wird angenommen, dass die Inbetriebnahme der Zuluftversorgung lediglich manuell erfolgt (z. B. über das Öffnen von Toren und Türen durch Betriebspersonal), so dass die Komponente versagt, wenn die Brandmeldung ausfällt. Bei größeren, komplexen Objekten wird die Zuluftversorgung in der Regel maschinell durch Ventilatoren unterstützt, die zusätzlich durch Rauchmelder ausgelöst werden können. Sofern diese Melder separat geschaltet sind, kann das Funktionieren der Zuluft auch bei Ausfall der Komponente „Brandmeldung“ vorausgesetzt werden.

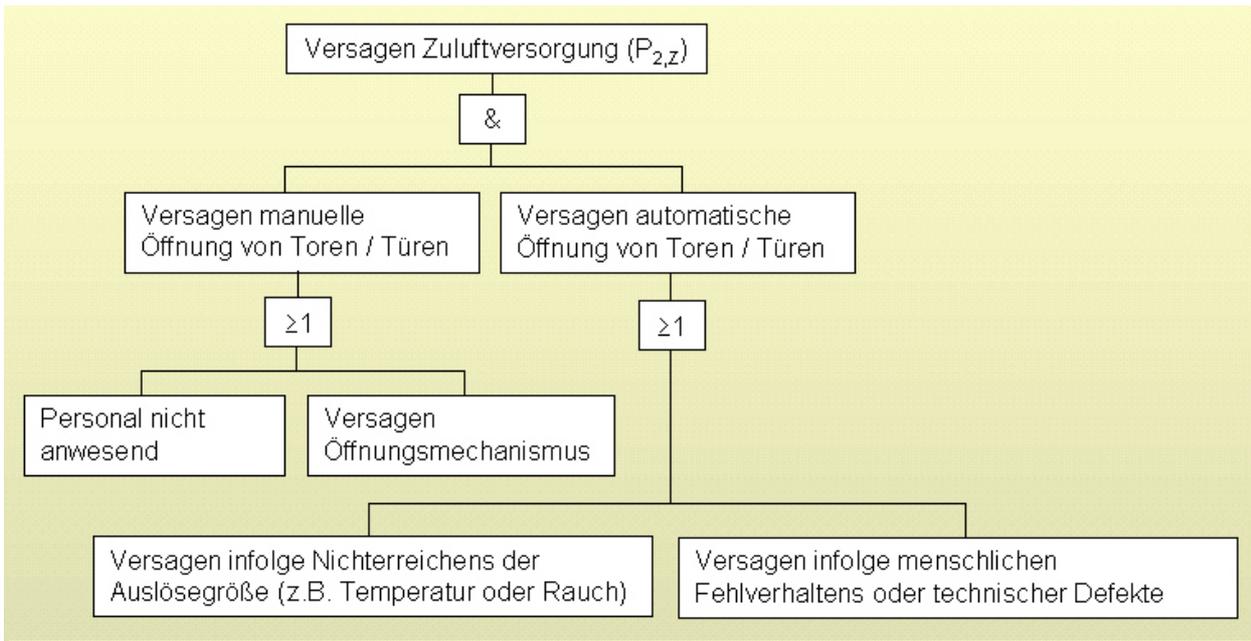


Bild 87 Fehlerbaum für die Systemkomponente „Zuluftzufuhr“ ($P_{2,z}$)

Die weitere Vorgehensweise entspricht dem in Abschnitt 9.2 erläuterten Prinzip der probabilistischen Bauteilauslegung. Letztere beruht auf dem Grundsatz, dass die zulässige bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall zu p_{fBA} zu keinem Zeitpunkt überschritten werden darf. Diese Forderung ergibt sich aus der Zielsetzung des Sicherheitskonzeptes, Folgen des Konstruktionsversagens zu minimieren und sowohl das Leben der Nutzer als auch der Feuerwehrleute zu schützen.

Im Rahmen der probabilistischen Bemessung von Entrauchungsmaßnahmen gilt dieselbe Zielsetzung. Ein entscheidender Unterschied zur Bauteilauslegung besteht jedoch darin, dass die probabilistische Bemessungsgleichung (vorh $p_{fBA} \leq$ zul p_{fBA}) dazu nicht während des gesamten Zeitbereiches der Systemzuverlässigkeitsanalyse erfüllt sein muss, sondern lediglich solange, bis die Gebäudenutzer evakuiert sind. Zwar steht bei der Zielsetzung des Sicherheitskonzeptes die Sicherheit des Lebens von Feuerwehrleuten, die sich im späteren Brandverlauf im Gebäude befinden, genauso im Vordergrund wie das der Nutzer. Die Feuerwehrleute verfügen jedoch über Atemschutzgeräte, so dass eine Überschreitung der Grenzwerte toxischer Gase [39] unkritisch ist. Eine wirkungsvolle Brandbekämpfung durch die Feuerwehr ist in der Regel auch bei Unterschreitung des Grenzwertes für die Sichtweite möglich, sofern die Entrauchungsmaßnahmen mit den hier erläuterten Methoden ausgelegt werden.

Die benötigte Zeitspanne für die Evakuierung und damit der erforderliche Zeitraum für die Erfüllung der probabilistischen Bemessungsgleichung kann sowohl anhand vereinfachter hydraulischer Ansätze [95] als auch mit Simulationsmodellen auf stochastischer Grundlage [96] ermittelt werden.

Sofern während der für die Evakuierung erforderlichen Zeitspanne das Maximum der Energiefreisetzungsrate aller zugrunde gelegten Brandszenarien bereits erreicht wurde, kann in der Regel davon ausgegangen werden, dass die Schutzziele nach [39] wesentlich länger erfüllt sind, da die Entrauchungsmaßnahmen so ausgelegt werden, dass sich bezüglich der raucharmen Schicht ein quasi-stationärer Zustand ausbildet (siehe Bild 88).

Im Rahmen der zeitabhängigen Systemzuverlässigkeitsanalyse ist es bei Verwendung von CFD-Programmen als physikalisches Modell erforderlich, eine Antwortfläche (Response Surface) als

Ersatzdarstellung zu generieren, da die verwendete Methode zur Berechnung der Systemversagenswahrscheinlichkeit lediglich geschlossen darstellbare Grenzzustandsfunktionen verarbeiten kann (siehe Abschnitt 6.6).

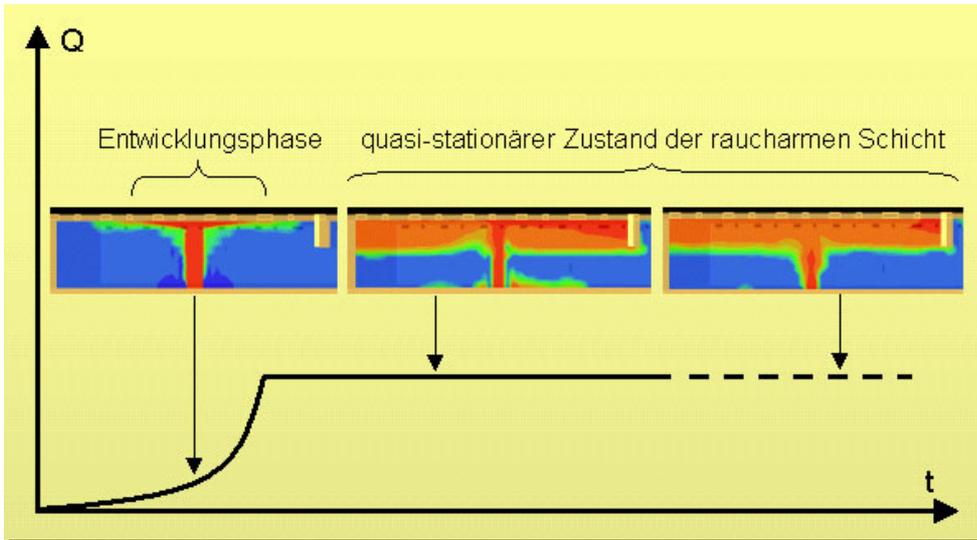


Bild 88 quasi-stationärer Zustand der raucharmen Schicht bei konstantem Quellterm

Fazit:

Die probabilistische Bemessung von Entrauchungsmaßnahmen erfolgt nach demselben Prinzip wie die probabilistische Bauteilauslegung, lediglich die verwendeten physikalischen und logischen Modelle unterscheiden sich. Sofern die Schutzzielkriterien nach [39] bei der Bemessung als Grenzwerte zu beachten sind, müssen CFD-Programme als physikalisches Modell verwendet werden. Die Berechnung der bedingten Systemversagenswahrscheinlichkeit verkompliziert sich in diesem Fall erheblich, da ein Teil der Grenzzustandsfunktionen nicht mehr geschlossen darstellbar ist und die Antwortflächenmethode zur Lösung des Zuverlässigkeitsproblems herangezogen werden muss. Der damit verbundene Rechenaufwand (zur Approximation einer Grenzzustandsfunktion mittels eines Polynoms n -ten Grades werden exakt $n + [n \cdot (n + 1)] / 2$ Punkte der unbekannteren Grenzzustandsfunktion benötigt) lässt eine Anwendung des Verfahrens nur bei speziellen Einzelfällen sinnvoll erscheinen.

Die Herleitung von Sicherheitselementen für die semi-probabilistische Bemessung von Entrauchungsmaßnahmen würde den Rahmen der Arbeit sprengen. Der Schwerpunkt der Arbeit liegt auf der brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen. Dazu sollen im folgenden Abschnitt Grundlagen für einen Normentwurf zusammengestellt werden.

10 Grundlagen für den Entwurf einer Bemessungsnorm

10.1 Allgemeines

In diesem Abschnitt soll das Verfahren der semi-probabilistischen Bemessung von Stahlbauteilen im Industriebau in den Grundzügen beschrieben werden. Darüber hinaus werden wichtige stochastische Grundlagen zusammengestellt, auf deren Basis die Sicherheitselemente ermittelt wurden. Daraus wiederum ergeben sich Anforderungen, mit welchen Quantilwerten die verschiedenen Eingangsparameter für die Anwendung des Verfahrens verwendet werden müssen.

10.2 Beschreibung des Verfahrens

10.2.1 Grundsätze des Nachweises

Die brandschutztechnische Bemessung von Stahlbauteilen beruht bei diesem Verfahren auf der Gegenüberstellung der unter Verwendung einer Bemessungsenergiefreisetzungsrates berechneten Stahltemperatur mit dem unter Berücksichtigung der statischen Ausnutzung im Brandfall ermittelten Bemessungswert einer kritischen Temperatur nach Eurocode 3 [90]. Für jedes zu bemessende Bauteil ist nachzuweisen, dass die kritische Temperatur während des Bemessungsbrandverlaufes nicht erreicht wird (Nachweis auf Temperaturebene). Alternativ kann die Bemessung auf Schnittgrößenebene durchgeführt werden. Dabei ist nachzuweisen, dass die charakteristische statische Beanspruchung nach [79] während des Bemessungsbrandverlaufes unterhalb des Bemessungswertes der Tragfähigkeit bleibt. Durch zwei Teilsicherheitsbeiwerte wird der notwendige Sicherheitsabstand zur Einhaltung einer je nach Bemessungssituation unterschiedlich hohen gesellschaftlich akzeptierten Zielversagenswahrscheinlichkeit pro Jahr gewährleistet.

10.2.2 Charakteristische Werte der Energiefreisetzungsrates

Die charakteristischen Werte der Energiefreisetzungsrates können grundsätzlich auf zwei Arten ermittelt werden

- a) durch einen Brandversuch
- b) durch ingenieurmäßige Ansätze zur Erstellung einer umhüllenden Kurve des tatsächlichen zeitlichen Energiefreisetzungsratesverlaufes. Die in Abschnitt 4 der Arbeit erläuterten Grundlagen werden im Folgenden für die praktische Anwendung zusammengestellt.

Der tatsächliche Brandverlauf wird in Abhängigkeit von

- Brandlast,
- Ventilationsbedingungen und
- brandschutztechnischer Infrastruktur

durch einen aus drei Phasen bestehenden, idealisierten zeitlichen Verlauf der Energiefreisetzungsrates angenähert:

- Brandentwicklung,
- Phase des brandlast- bzw. ventilationsgesteuerten Brandes und
- Brandabklingphase.

Durch Überlagerung der oben genannten Einflüsse wird in jeder Brandphase der Verlauf der Umhüllenden bestimmt. Dazu wird im ersten Schritt die Kurve bei alleiniger Berücksichtigung von Brandlast und Ventilation festgelegt (siehe Bild 89).

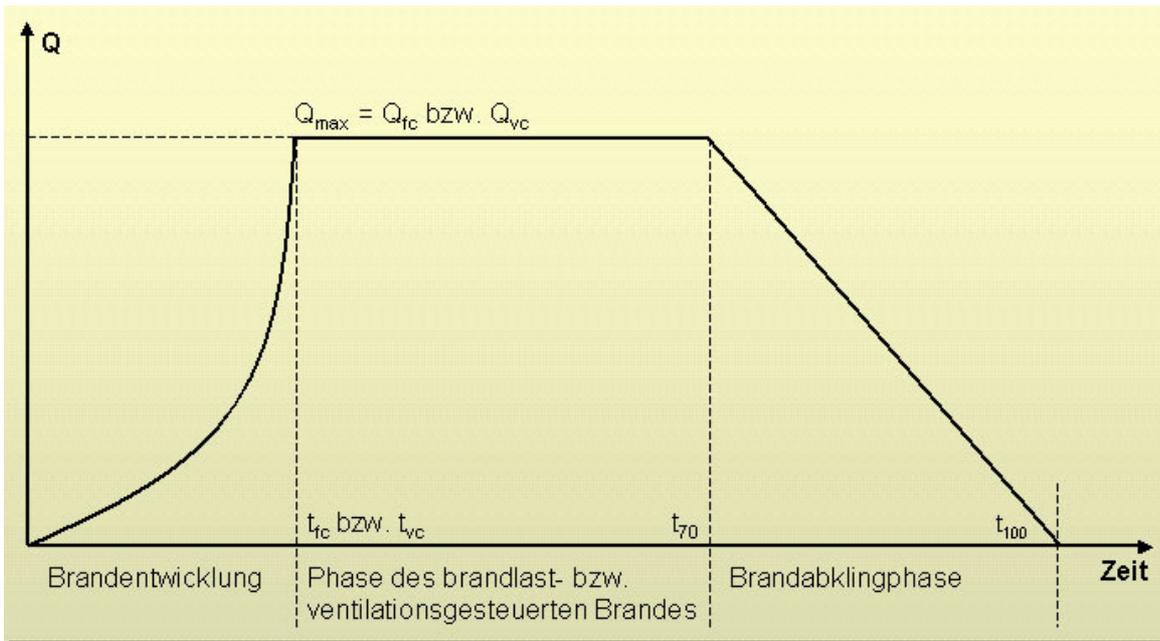


Bild 89 Festlegung des Brandszenarios in Abhängigkeit von Brandlast und Ventilation

Die Gleichungen zur Quantifizierung der Energiefreisetzungsrate in den drei Brandphasen ergeben sich wie folgt:

$$\begin{aligned}
 0 - t_{fc} \text{ bzw. } t_{vc}: & \quad Q(t) = (t / t_g)^2 \\
 t_{fc} \text{ bzw. } t_{vc} - t_{70}: & \quad Q(t) = Q_{max} = \min \begin{cases} Q_{fc} = 0,06 \cdot R_{SP} \cdot H_u \cdot A_{Brand,max} \cdot \chi \\ Q_{vc} = 0,1 \cdot A_v \cdot \sqrt{h_{eq}} \cdot H_u \cdot \chi \end{cases} \\
 t_{70} - t_{100}: & \quad Q(t) = \frac{Q_{max}}{t_{100} - t_{70}} \cdot (t_{100} - t_{70})
 \end{aligned}$$

Anstelle der Bezeichnung t_{fc} bzw. t_{vc} wird im Folgenden die Abkürzung t_c verwendet, die im Einzelfall zu ersetzen ist, je nachdem, ob ein brandlast- oder ventilationsgesteuerter Fall vorliegt.

$$t_{70} = \frac{18}{5} \cdot \frac{M_{70} \cdot H_u}{Q_{max}} - \frac{t_c^3}{3 \cdot t_g^2 \cdot Q_{max}} + t_c \qquad M_{70} = 0,7 \cdot M$$

$$t_{100} = t_{70} + \frac{36}{5} \cdot \frac{M_{30}}{Q_{max}} \qquad M_{30} = 0,3 \cdot M$$

mit

- t Zeitpunkt ab Entzündung [s]
- t_g Brandentwicklungszeit; bei Mischbrandlasten ist das gewichtete Mittel zu verwenden [s] (Beispiele siehe Anlage E)
- t_{fc} Zeitpunkt, ab dem ein brandlastgesteuerter Verlauf vorliegt [s]
- t_{vc} Zeitpunkt, ab dem ein ventilationsgesteuerter Verlauf vorliegt [s]
- t₇₀ Zeitpunkt, bei dem 70 % der Brandlasten verbraucht sind [s]
- t₁₀₀ Zeitpunkt, bei dem 100 % der Brandlasten verbraucht sind [s]
- Q_{fc} maximale Energiefreisetzungsrate im brandlastgesteuerten Fall [MW]
- Q_{vc} maximale Energiefreisetzungsrate im ventilationsgesteuerten Fall [MW]

R_{SP}	spezifische Abbrandgeschwindigkeit; bei Mischbrandlasten ist das gewichtete Mittel zu verwenden [kg/(m ² min)]
H_u	Heizwert; bei Mischbrandlasten ist das gewichtete Mittel zu verwenden [kWh/kg]
χ	Verbrennungseffektivität (es gilt grundsätzlich $\chi = 1$, wenn keine genaueren Informationen aus Versuchen oder Literatur vorliegen) [-]
$A_{Brand,max}$	maximale Brandfläche in Abhängigkeit der geometrischen Randbedingungen [m ²]
M	Brandlastmasse [kg]

Im nächsten Schritt wird der sich aus Brandlast und Ventilation ergebende Verlauf durch die Einflüsse der Brandbekämpfungsmaßnahmen ergänzt. Dadurch ergibt sich in der Regel eine Kurve, die vor dem Zeitpunkt t_{100} auf den Wert $Q = 0$ absinkt. Es wird zwischen den folgenden Löschanmaßnahmen unterschieden:

- Feuerwehr
- Anerkannte Werkfeuerwehr
- Automatische Löschanlage

Feuerwehren

Im Regelfall fällt der Zeitpunkt des Beginns von Löschanmaßnahmen durch Feuerwehren in die Phase des brandlast- bzw. ventilationsgesteuerten Brandes (siehe Bild 90).

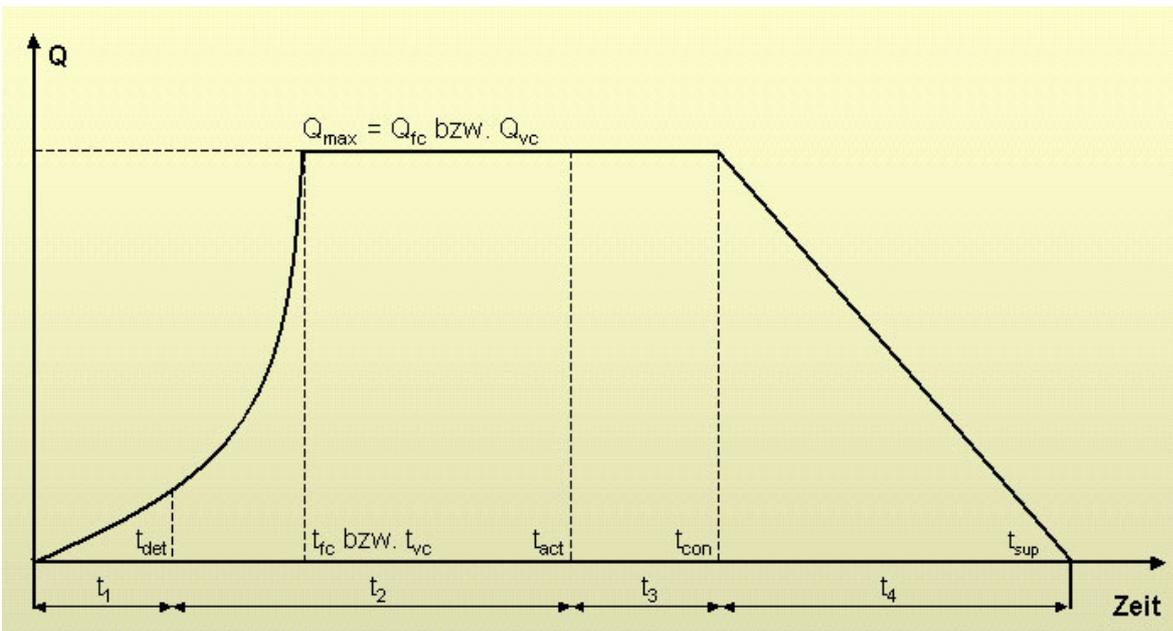


Bild 90 Festlegung des Brandszenarios bei Annahme einer Brandbekämpfung durch Feuerwehren

Die Gleichungen zur Quantifizierung der Energiefreisetzungsrates in den drei Brandphasen ergeben sich bei Berücksichtigung von Löschanmaßnahmen der Feuerwehr wie folgt:

$0 - t_{fc}$ bzw. t_{vc} : $Q(t) = (t / t_g)^2$ [MW]

t_{fc} bzw. $t_{vc} - t_{con}$: $Q(t) = Q_{max} = \min \begin{cases} Q_{fc} = 0,06 \cdot R_{SP} \cdot H_u \cdot A_{Brand,max} \cdot \chi \\ Q_{vc} = 0,1 \cdot A_V \cdot \sqrt{h_{eq}} \cdot H_u \cdot \chi \end{cases}$ [MW]

$$t_{con} - t_{sup} \quad Q(t) = \frac{Q_{max}}{t_{sup} - t_{con}} \cdot (t_{sup} - t) \quad [MW]$$

$$t_{con} = t_1 + t_2 + t_3 \quad t_{sup} = t_{con} + t_4$$

mit

t_1 Zeitbedarf für die Brandmeldung (Alarmierungszeit)

Die Zeitspanne t_1 wird bei Vorhandensein einer automatischen Brandmeldeanlage mit Aufschaltung zur Feuerwehr auf 1,5 Minuten festgesetzt. Die dauernde Anwesenheit von Personal (an allen Tagen des Jahres rund um die Uhr) kann als gleichwertige Maßnahme gewertet werden. Ist weder eine automatische Brandmeldeanlage noch eine dauernde Anwesenheit von Personal vorhanden, ist t_1 auf mindestens 5 Minuten festzulegen. Ist selten oder nie Personal anwesend, muss eine automatische Brandmeldeanlage vorgehalten werden.

t_2 Zeitbedarf zwischen Alarmierung und Beginn der Brandbekämpfung (Hilfsfrist)

Die Zeitspanne t_2 wird für anerkannte Werkfeuerwehren auf 3,5 Minuten festgesetzt. Für die öffentliche Feuerwehr wird das auf Grundlage statistischer Auswertungen ermittelte 0,9-Quantil der Hilfsfrist in Abhängigkeit der effektiven Entfernung Brandort – Feuerwache angesetzt (siehe Bild 42).

t_3 Nach Beginn der Löscharbeiten wird für alle Feuerwehren ein konstanter Verlauf der Energiefreisetzungsrate für eine Zeitspanne von 5 Minuten angenommen.

t_4 Zeitbedarf für das Ablöschen des Brandes

Die Dauer der Abklingphase bei Annahme einer Brandbekämpfung durch Feuerwehren wird in Abhängigkeit der maximal auftretenden Energiefreisetzungsrate gewählt.

$$0 < Q_{max} \leq 20 \text{ MW} \quad t_4 = 30 \text{ Minuten}$$

$$20 \text{ MW} < Q_{max} \leq 50 \text{ MW} \quad t_4 = 45 \text{ Minuten}$$

$$Q_{max} > 50 \text{ MW} \quad t_4 = 60 \text{ Minuten}$$

t_{act} Zeitpunkt des Beginns der Löschmaßnahme (Aktivierungszeit)

t_{con} Zeitpunkt der Brandkontrolle

t_{sup} Zeitpunkt des abgelöschten Brandes

- Fällt der Zeitpunkt t_{act} in die Brandentwicklungsphase, ergibt sich Q_{max} wie folgt:

$$Q_{max} = (t_{act} / t_g)^2 = [(t_1 + t_2) / t_g]^2 < \begin{cases} Q_{fc} \\ Q_{vc} \end{cases}$$

- Fällt der Zeitpunkt t_{act} in die Brandabklingphase, wird die Zeitspanne t_4 auf die Hälfte des normalen Wertes reduziert.
- Die Brandentwicklungsdauer ergibt sich als Summe aus Alarmierungszeit t_1 und Hilfsfrist t_2 . Ist bei Annahme konstanter Brandausbreitungsgeschwindigkeit v_b damit zu rechnen, dass die Brandfläche innerhalb der Brandentwicklungsdauer das 0,05-Quantil der von der öffentlichen Feuerwehr löscharbeiten Brandfläche (siehe Bild 60) übersteigt, sind zusätzliche Brandbekämpfungsmaßnahmen mit einer kürzeren Aktivierungszeit t_{act} vorzuhalten, z. B. eine anerkannte Werkfeuerwehr oder eine selbsttätige Löschanlage.

Selbsttätige Löschanlagen

Der Aktivierungszeitpunkt t_{act} von selbsttätigen Löschanlagen wird grundsätzlich in der Brandentwicklungsphase angenommen. Es wird zwischen Sprinkleranlagen und Gaslöschanlagen unterschieden.

Sprinkleranlagen

Der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungsrate bei Vorhandensein einer Sprinkleranlage wird grundsätzlich nach Bild 91 angenommen.

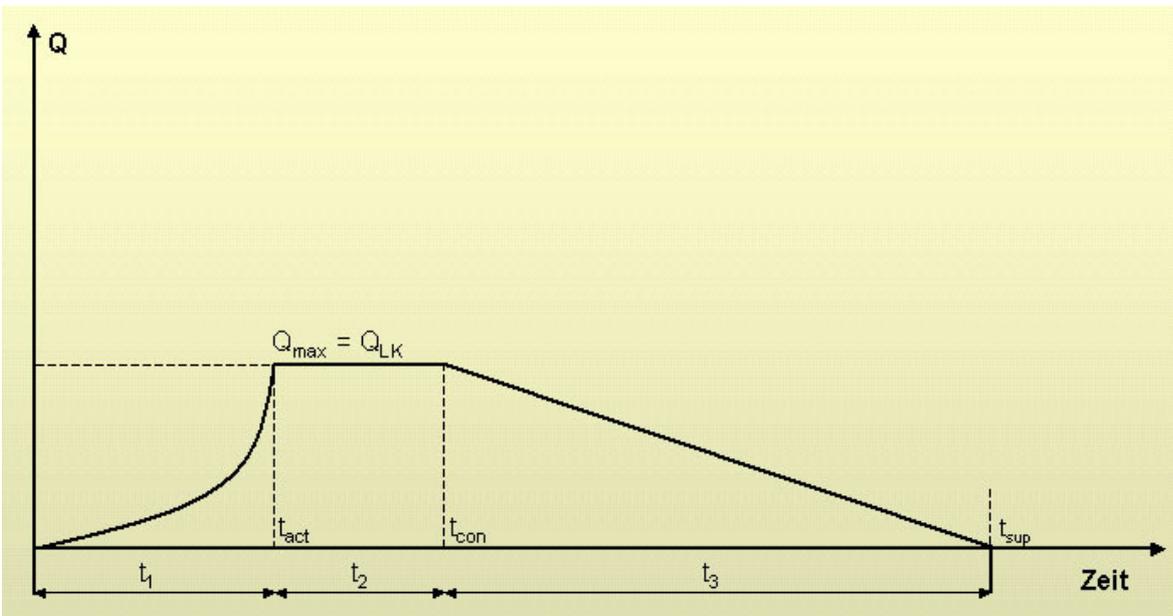


Bild 91 Festlegung des Brandszenarios bei Annahme einer Brandbekämpfung durch Sprinkler

Die Gleichungen zur Quantifizierung der Energiefreisetzungsrate in den drei Brandphasen ergeben sich bei Berücksichtigung der Sprinkleranlage wie folgt:

$$0 - t_{act}: \quad Q(t) = (t / t_g)^2 \quad [MW]$$

$$t_{act} - t_{con}: \quad Q(t) = Q_{max} = Q_{LK} < \begin{cases} Q_{fc} \\ Q_{vc} \end{cases} \quad [MW]$$

$$t_{con} - t_{sup}: \quad Q(t) = \frac{Q_{max}}{t_{sup} - t_{con}} \cdot (t_{sup} - t) \quad [MW]$$

$$t_{con} = t_1 + t_2 \quad t_{sup} = t_{con} + t_3$$

mit

t_{act} Sprinklerauslösezeit [s]

Die Auslösezeit t_{act} der Sprinkler kann in Abhängigkeit des Brandverlaufes in der Entwicklungsphase, der Raumhöhe, des Abstandes Sprinkler – Plumeachse, der Ansprechempfindlichkeit des Sprinklers (RTI-Wert) und der Auslösetemperatur z. B. mit Hilfe des Ceiling Jet-Modells II (siehe Abschnitt 5.3.2) berechnet werden.

t_{con} Zeitpunkt der Brandkontrolle [s]

t_{sup} Zeitpunkt des abgelöschten Brandes [s]

Q_{LK} maximale Energiefreisetzungsrate im löschanlagenkontrollierten Fall [MW]

- t_1 Zeitspanne bis zum Auslösen der Sprinkler [s]
- t_2 Nach der Auslösung wird für alle Sprinklertypen ein konstanter Verlauf der Energiefreisetzungsrates für eine Zeitspanne von 5 Minuten angenommen.
- t_3 Zeitbedarf für das Ablöschen des Brandes
 Die Dauer der Abklingphase wird bei Annahme einer Brandbekämpfung durch Sprinkler auf 25 Minuten festgesetzt.

Gaslöschanlagen

Der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungsrates bei Vorhandensein einer Gaslöschanlage wird grundsätzlich nach Bild 92 angenommen.

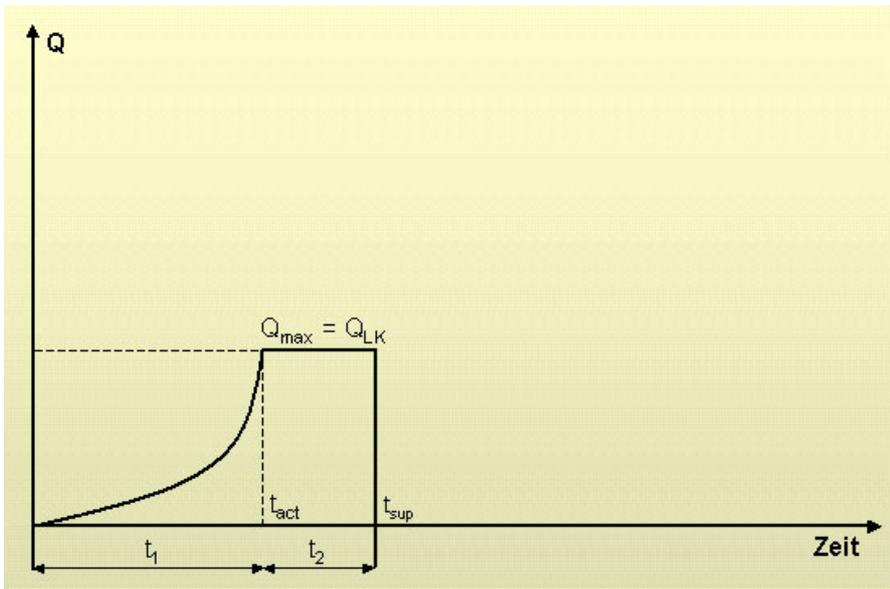


Bild 92 Festlegung des Brandszenarios bei Annahme einer Brandbekämpfung durch Gaslöschanlagen

Die Gleichungen zur Quantifizierung der Energiefreisetzungsrates ergeben sich bei Berücksichtigung der Gaslöschanlage wie folgt:

$$0 - t_{act}: \quad Q(t) = (t / t_g)^2 \quad [MW]$$

$$t_{act} - t_{sup}: \quad Q(t) = Q_{max} = Q_{LK} < \begin{cases} Q_{fc} \\ Q_{vc} \end{cases} \quad [MW]$$

$$t_{sup} = t_1 + t_2$$

mit

t_{act} Auslösezeit der Gaslöschanlage [s]

t_{sup} Zeitpunkt des abgelöschten Brandes [s]

t_1 Zeitspanne bis zum Auslösen der Gaslöschanlage [s]

t_2 Nach der Auslösung wird für alle Gaslöschanlagentypen ein konstanter Verlauf der Energiefreisetzungsrates für eine Zeitspanne von 3 Minuten angenommen.

Kombination von Löschmaßnahmen

Bei Kombination der Brandbekämpfung durch eine selbsttätige Löschanlage und der Löschwirkung durch die öffentliche Feuerwehr wird die Brandabklingphase ab dem Zeitpunkt t_{act2} (Feuerwehr) auf

5 Minuten begrenzt, falls die Energiefreisetzungsrate nicht schon durch die Löschanlage allein innerhalb dieser Zeitspanne auf den Wert 0 reduziert wird.

Der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungsrate bei Kombination einer Sprinkleranlage und der öffentlichen Feuerwehr wird grundsätzlich nach Bild 93 angenommen.

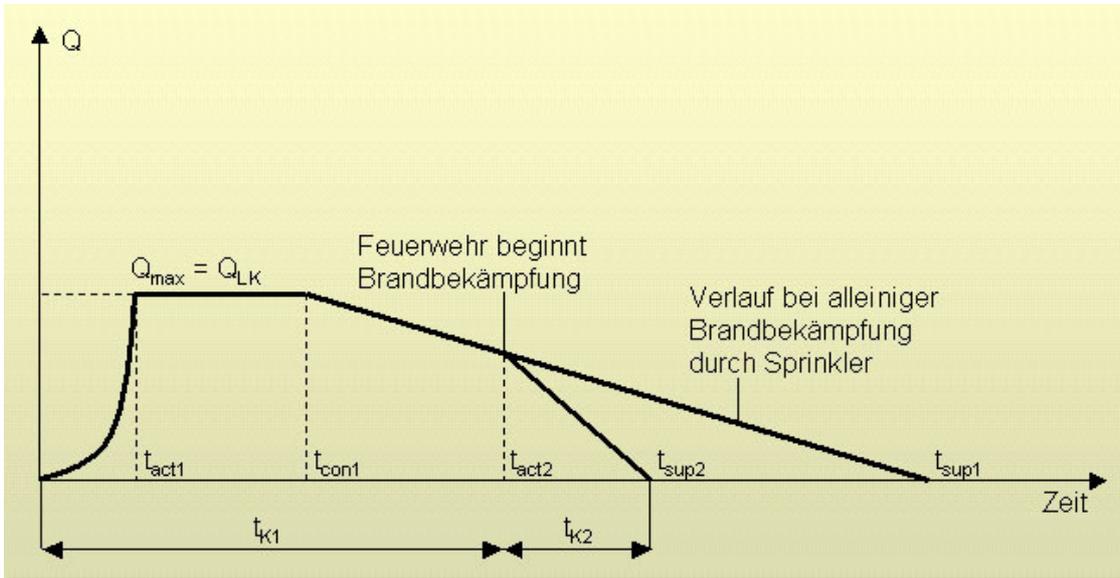


Bild 93 Festlegung des Brandszenarios bei Annahme einer Brandbekämpfung durch Sprinkler und die öffentliche Feuerwehr

Die Gleichungen zur Festlegung der Zeitpunkte t_{act2} und t_{sup2} ergeben sich wie folgt:

$$t_{act2} = t_{k1} = t_1 + t_2$$

$$t_{sup2} = t_{k1} + t_{k2} \quad \text{für } t_{sup2} \leq t_{sup1}$$

mit

t_{k1} Die Zeitspanne t_{k1} ergibt sich als Summe aus Alarmierungszeit t_1 und Hilfsfrist t_2 der öffentlichen Feuerwehr.

t_{k2} Für die Zeitspanne t_{k2} wird bei Annahme einer Kombination der Brandbekämpfung durch Sprinkler und der öffentlichen Feuerwehr eine Dauer von 5 Minuten angenommen.

Bei Kombination der Brandbekämpfung durch eine anerkannte Werkfeuerwehr und der Löschwirkung durch die öffentliche Feuerwehr wird die in Abhängigkeit der maximalen Energiefreisetzungsrate festgelegte Dauer der Abklingphase ab rechnerisch angesetztem Beginn der Löscharbeiten durch die öffentliche Feuerwehr (Zeitpunkt t_{act2}) um die Hälfte reduziert.

Der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungsrate wird in diesem Fall grundsätzlich nach Bild 94 angenommen.

Die Gleichungen zur Festlegung der Zeitpunkte t_{act2} und t_{sup2} ergeben sich wie folgt:

$$t_{act2} = t_{k1} = t_1 + t_2$$

$$t_{sup2} = t_{k1} + t_{k2} \quad \text{für } t_{sup2} \leq t_{sup1}$$

mit

t_{k1} Die Zeitspanne t_{k1} resultiert als Summe aus Alarmierungszeit t_1 und Hilfsfrist t_2 der öffentlichen Feuerwehr

t_{k2} Die Zeitspanne t_{k2} berechnet sich wie folgt:

$$t_{k2} = 0,5 \cdot (t_{sup1} - t_{act2})$$

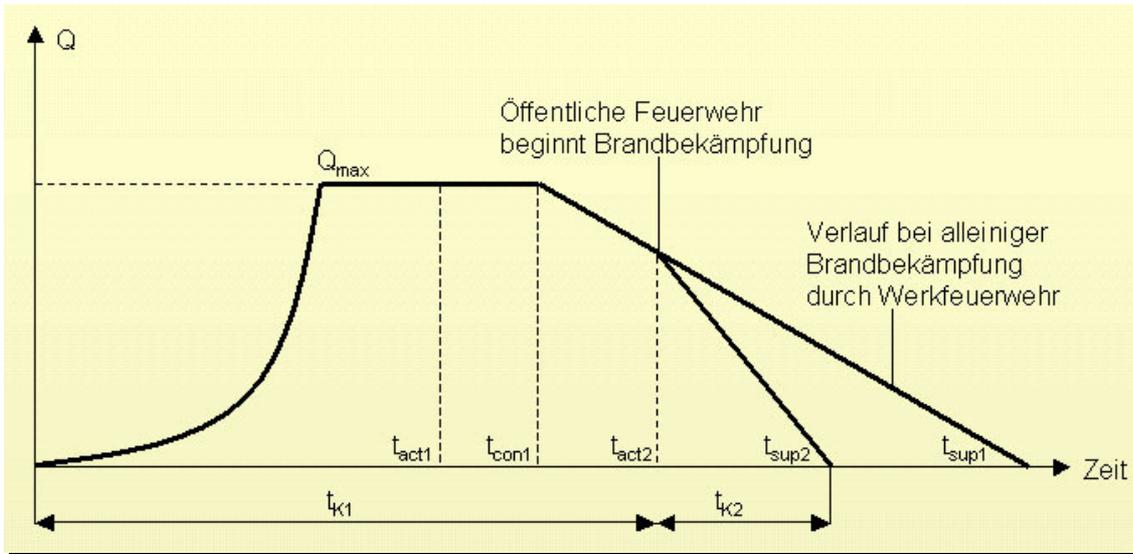


Bild 94 Festlegung des Brandszenarios bei Annahme einer Brandbekämpfung durch anerkannte Werkfeuerwehr und öffentliche Feuerwehr

10.2.3 Bemessungsenergiefreisetzungsrates

Die Bemessungsenergiefreisetzungsrates Q_d ergibt sich durch Multiplikation der charakteristischen Energiefreisetzungsrates Q_{char} mit dem Teilsicherheitsbeiwert γ_s (siehe Abschnitt 10.3).

$$Q_d = Q_{char} \cdot \gamma_s$$

10.2.4 Physikalische Modelle

Im Rahmen des Bemessungsverfahrens kommen Modelle zur Bestimmung der Brandbeanspruchung, der Stahltemperatur und der kritischen Temperatur bzw. kritischen Verformung zur Anwendung.

Brandbeanspruchung

Die Bemessungsenergiefreisetzungsrates Q_d wird als Quellterm in ein physikalisches Modell zur Ermittlung der Brandbeanspruchung eingesetzt. Je nach Raumgröße können die folgenden Modelle verwendet werden:

Räume < 500 m² (Vollbrand)

- Parametrische Realbrandkurven
- Zonenmodelle
- CFD-Modelle

Räume ≥ 500 m² (lokal begrenzter Brand):

- Analytische Ansätze für Plume- und Ceiling Jet-Temperaturen
- Zonenmodelle
- CFD-Modelle

Stahltemperatur

Unter Zugrundelegung der Brandbeanspruchung werden die Stahltemperaturen berechnet. Gemäß EC 3 [90] können zwei Verfahren angewendet werden:

- Vereinfachtes Rechenverfahren
- Allgemeines Rechenverfahren (thermische Analyse mittels numerischer Simulation). Hierbei können mittels mechanischer Analyse auch die Verformungen des Bauteils berechnet werden.

Kritische Temperatur bzw. kritische Verformung

Zur Berechnung des charakteristischen Wertes der kritischen Temperatur $T_{krit,c}$ des Bauteils können zwei Verfahren angewendet werden:

- Vereinfachtes Rechenverfahren nach EC 3 [90] unter Berücksichtigung des Lastausnutzungsgrades (charakteristische Lasten)
- Bestimmung der kritischen Temperatur mittels numerischer Simulation unter Berücksichtigung des Lastausnutzungsgrades und der statischen Randbedingungen (Lagerung, Umlagemöglichkeiten)

Unter Verwendung der numerischen Simulation kann zusätzlich eine kritische Verformung des Bauteils bestimmt werden. Eine Verformung ist kritisch, wenn die Verformungsgeschwindigkeit $\Delta\delta/dt$ einen Grenzwert, z. B. nach Gl. (187), überschreitet.

10.2.5 Brandschutztechnischer Nachweis für Bauteile

Ein Bauteil erfüllt seine lasttragende Funktion zum Zeitpunkt t eines vorgegebenen Brandszenarios in Form der Bemessungsenergiefreisetzungsrates Q_d , wenn gilt:

$$E_{fi,c} \leq R_{fi,d,t}$$

$$R_{fi,d,t} = \gamma_R \cdot R_{fi,c,t}$$

mit

$E_{fi,c}$ charakteristischer Wert der maßgebenden Beanspruchung im Brandfall, nach ENV 1991-2-2 [79]

$R_{fi,d,t}$ Bemessungswert der Beanspruchbarkeit des Stahlbauteils zum Zeitpunkt t

$R_{fi,c,t}$ charakteristischer Wert der Beanspruchbarkeit des Stahlbauteils zum Zeitpunkt t nach [79, 90]

Nach EC 3, Abschnitt 4.2.4 [90] darf die Bemessung auf Temperaturebene durchgeführt werden.

$$T_{Stahl} \leq T_{krit,d}$$

mit

T_{Stahl} Stahltemperatur (Berechnung unter Verwendung der Bemessungsenergiefreisetzungsrates Q_d)

$T_{krit,d}$ Bemessungswert der kritischen Temperatur

Der charakteristische Wert der kritischen Temperatur $T_{krit,c}$ darf nach EC 3 wie folgt bestimmt werden:

$$T_{\text{krit,c}} = 39,19 \cdot \ln \left[\frac{1}{0,9674 \cdot My^{3,833}} - 1 \right] + 482$$

$$My = \frac{E_{\text{fi,c}}}{R_{\text{fi,c,0}}}$$

mit

My statische Ausnutzung unter Verwendung charakteristischer Werte

$R_{\text{fi,c,0}}$ charakteristischer Wert der Tragfähigkeit im Brandfall bei $t = 0$ [MNm bzw. MN]

$E_{\text{fi,c}}$ charakteristischer Wert der stat. Beanspruchung im Brandfall nach [79] [MNm bzw. MN]

Wenn Verformungskriterien zu beachten sind, wird der Nachweis durch Gegenüberstellung der vorhandenen Verformung δ mit einer kritischen Verformung δ_{krit} geführt.

$$\delta \leq \delta_{\text{krit,d}}$$

mit

δ Verformung (Berechnung unter Verwendung der Bemessungsenergiefreisetzungsrates Q_d)

$\delta_{\text{krit,d}}$ Bemessungswert der kritischen Verformung (siehe Abschnitte 9.3.6 und 10.2.4)

10.2.6 Angaben für den rechnerischen Nachweis

Für die brandschutztechnische Bemessung sind folgende Angaben erforderlich:

- Nutzung der Flächen des Gebäudes
 - Anzahl der Nutzer
 - Zustand der Nutzer
 - Bedeutung des Gebäudes
 - zu erwartender wirtschaftlicher Schaden im Brandfall
- Gebäudestruktur
 - Gesamtgeschossfläche des Gebäudes
 - Gebäudehöhe
 - Anzahl der Geschosse
 - Anzahl der Fluchtwege
 - Brandbekämpfungsabschnittsfläche
 - Raumhöhe
- Brandbelastung im Brandbekämpfungsabschnitt
 - Masse der Brandlast
 - maximal mögliche Brandfläche
 - Brandausbreitungsgeschwindigkeit
 - Brandentwicklungszeit
 - gewichtetes Mittel des Heizwertes
 - gewichtetes Mittel der spezifischen Abbrandgeschwindigkeit

- Ventilationsbedingungen
 - Zuluftöffnungen (Fläche und Lage)
 - Abluftöffnungen (Fläche und Lage)
 - mechanische Zu- und/oder Abluft (Volumenstrom, Fläche und Lage)
- Anlagentechnische und abwehrende Brandbekämpfungsmaßnahmen
 - 0,9-Quantil der Hilfsfrist der öffentlichen Feuerwehr in Abhängigkeit der effektiven Entfernung Feuerwache - Brandort
 - Brandmeldeanlage
 - selbsttätige Löschanlage (Ansprechempfindlichkeit RTI, Auslösetemperatur, Anordnung)

10.3 Teilsicherheitsbeiwerte γ_S und γ_R

10.3.1 Risikoklassen

Die Bemessungssituation wird mittels einer Punktemethode über einen Risikoindex R_{isk} in Abhängigkeit von vier Personenschutz- und zwei Sachschutzkriterien einer von drei Risikoklassen mit dazugehöriger Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f zugeordnet (siehe Tabelle 31). Die Kriterien lauten:

- Grenzzustand (R_1)
- Versagensart (R_2)
- Fluchtmöglichkeiten der Nutzer (R_3)
- Rettungsmöglichkeiten der Feuerwehr (R_4)
- Bedeutung des Gebäudes (R_5)
- zu erwartender wirtschaftlicher Schaden im Brandfall (R_6)

Tabelle 31 Angestrebtes Sicherheitsniveau in Form der Zielversagenswahrscheinlichkeiten p_f und des korrespondierenden Sicherheitsindex β (Bezugszeitraum 1 Jahr)

	Risikoklassen		
	1	2	3
Zielversagenswahrscheinlichkeit p_f	10^{-5}	10^{-6}	10^{-7}
Sicherheitsindex β	4,27	4,75	5,20
Risikoindex R_{isk}	$R_{isk} < 15$	$15 \leq R_{isk} < 50$	$R_{isk} \geq 50$

Die Punktemethode zur Ermittlung des Risikoindex R_{isk} wurde in Abschnitt 8.2 ausführlich erläutert und wird durch Tabelle 32 an dieser Stelle zusammenfassend dargestellt.

Tabelle 32 Einstufungskriterien für die Bestimmung des Risikoindex R_{isk}

	Einstufungskriterium	Risikoindex
Grenzzustand (R_1)	Differenzierung ob im Versagensfall Menschenleben gefährdet sind (Personenschutz) oder lediglich Sachwerte (Sachschutz)	$R_1 = 15$ bei Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit und bei Bemessung von Entrauchungsmaßnahmen <hr/> $R_1 = 0$ bei Bemessung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit
Versagensart (R_2)	Differenzierung ob das Tragwerk mit oder ohne Vorankündigung versagt (Personenschutz)	$R_2 = 15$ bei Versagen ohne Vorankündigung (z. B. ungeschützte Stahltragwerke) <hr/> $R_2 = 0$ bei Versagen mit Vorankündigung (z. B. massive Holztragwerke)
Fluchtmöglichkeiten der Nutzer (R_3)	Differenzierung nach - Zustand der Nutzer - Anzahl der Nutzer - Anzahl der Fluchtwege - Gesamtgeschossfläche	$R_3 = Z_N \cdot \sqrt{\frac{\text{Nutzeranzahl} \cdot \text{Gesamtgeschossfläche}}{\text{Fluchtweganzahl}}} \leq 20$
Rettungsmöglichkeiten der Feuerwehr (R_4)	Differenzierung nach der Fußbodenhöhe h des obersten Geschosses (Personenschutz)	$R_4 = 10$ bei Hochhäusern ($h > 22$ m) <hr/> $R_4 = 5$ bei Gebäuden mittlerer Höhe ($7 \text{ m} < h \leq 22 \text{ m}$) <hr/> $R_4 = 0$ bei Gebäuden geringer Höhe ($h \leq 7$ m)
Bedeutung (R_5)	Differenzierung nach der Bedeutung des Gebäudes (Sachschutz)	$R_5 = 5$ bei Gebäuden mit besonderer Bedeutung (z. B. denkmalgeschützte Bauten, Museen) <hr/> $R_5 = 0$ bei Gebäuden ohne besondere Bedeutung
wirtschaftl. Schaden (R_6)	Differenzierung nach der Höhe des wirtschaftlichen Schadens im Brandfall (Sachschutz)	$R_6 = 5$ bei Gebäuden, in denen im Brandfall außergewöhnlich hohe Sachschäden zu erwarten sind <hr/> $R_6 = 0$ bei Gebäuden, in denen im Brandfall keine außergewöhnlich hohen Sachschäden zu erwarten sind

In Abhängigkeit der Risikoklasse und der Brandbekämpfungsabschnittsfläche werden die jeweiligen Teilsicherheitsbeiwerte gewählt, welche die Einhaltung der zu den Risikoklassen gehörenden Zielversagenswahrscheinlichkeiten gewährleisten.

Dabei wird danach differenziert, ob sich das brandschutztechnisch zu bemessende Bauteil im Einflussbereich einer selbsttätigen Löschanlage nach VdS-Standard befindet (Gruppe I, Tabelle 33) oder nicht (Gruppe II, Tabelle 34). Für die praxisgerechte Anwendung wurden die Teilsicherheitsbeiwerte gegenüber den exakt hergeleiteten Werten in Abschnitt 9.6 auf eine bzw. zwei Nachkommastellen gerundet. Die Teilsicherheitsbeiwerte γ_R können sowohl für die Bestimmung des Bemessungswertes der kritischen Temperatur $T_{krit,d}$ (Nachweis auf Temperaturebene) als auch zur Berechnung des Bemessungswertes der Tragfähigkeit $R_{fi,d,t}$ (Nachweis auf Schnittgrößenebene) verwendet werden. Die Unterschiede im jeweils erzielten Zuverlässigkeitsniveau sind vernachlässigbar gering.

Tabelle 33 Teilsicherheitsbeiwerte γ_R und γ_S für Gruppe I (selbsttätige Löschanlage vorhanden)

Fläche	Risikoklasse						Zu bemessendes Objekt befindet sich im Wirkungsbereich einer nach VdS-Standard errichteten selbsttätigen Löschanlage
	1		2		3		
	γ_R	γ_S	γ_R	γ_S	γ_R	γ_S	
≤ 2500	0,92	1,3	0,88	1,5	0,86	2,0	
5000	0,91	1,4	0,87	1,7	0,85	2,1	
10000	0,90	1,5	0,87	1,8	0,85	2,2	
20000	0,90	1,6	0,86	2,0	0,84	2,4	
30000	0,89	1,7	0,85	2,1	0,83	2,6	
60000	0,88	1,8	0,85	2,3	0,83	2,8	
120000	0,87	2,0	0,84	2,5	0,82	3,0	

Tabelle 34 Teilsicherheitsbeiwerte γ_R und γ_S für Gruppe I (keine selbsttätige Löschanlage vorhanden)

Fläche	Risikoklasse						Zu bemessendes Objekt befindet sich nicht im Wirkungsbereich einer nach VdS-Standard errichteten selbsttätigen Löschanlage
	1		2		3		
	γ_R	γ_S	γ_R	γ_S	γ_R	γ_S	
2500	0,93	1,1	0,88	1,2	0,87	1,3	
5000	0,92	1,1	0,88	1,2	0,86	1,4	
10000	0,92	1,2	0,87	1,3	0,86	1,4	
20000	0,91	1,2	0,87	1,3	0,85	1,5	
30000	0,90	1,2	0,86	1,4	0,84	1,5	
60000	0,89	1,3	0,86	1,4	0,84	1,6	
120000	0,88	1,3	0,85	1,5	0,83	1,6	

10.3.2 Annahmen für die Herleitung der Teilsicherheitsbeiwerte

Die Teilsicherheitsbeiwerte γ_S und γ_R wurden unter Verwendung der folgenden Quantilwerte der für die Zuverlässigkeit maßgebenden Basisvariablen berechnet:

- 0,8-Quantil der Brandlast
- 0,05-Quantil der von der anerkannten Werkfeuerwehr bzw. der öffentlichen Feuerwehr löschbaren Brandfläche
- 0,9-Quantil der Hilfsfrist der öffentlichen Feuerwehr
- charakteristische Werte der statischen Beanspruchung und der Tragfähigkeit im Brandfall gemäß Eurocode [79]

Alle anderen Größen werden mit Mittelwerten verwendet.

Die Streuungen der Brandlast wurden mit 25 % angenommen, die der abwehrenden und anlagentechnischen Maßnahmen mit 30 % (siehe Abschnitt 9.4.2).

Bezüglich der Zuverlässigkeit anlagentechnischer und abwehrender Brandschutzmaßnahmen wurden folgende Versagenswahrscheinlichkeiten im Anforderungsfall angenommen:

- Sprinkleranlagen 2,0 %
- Brandmeldeanlagen 7,9 %
- automatische Auslösung RWA 10 %
- öffentliche Feuerwehr (siehe Abschnitt 9.4.2)
- anerkannte Werkfeuerwehr (siehe Abschnitt 9.4.2)

Die Ermittlung der Teilsicherheitsbeiwerte erfolgte für eine Brandausbreitungswahrscheinlichkeit (\equiv Wahrscheinlichkeit des Auftretens eines Szenarios \geq Kleinbrand b nach DIN 14010 [6]) von $p_{BA} = 10^{-6}/(m^2 a)$. Bei geringeren Brandausbreitungswahrscheinlichkeiten ist das Verfahren konservativ.

Bezüglich der Modellunsicherheit im Rahmen der Ermittlung der Brandbeanspruchung wurde ein Variationskoeffizient von 0,25 verwendet (siehe Abschnitt 9.5.2). Bei der Bestimmung der Stahltemperatur wurde ein Variationskoeffizient von 0,3 (vereinfachtes Verfahren nach EC 3) bzw. 0,25

(FE-Methode) angesetzt (siehe Abschnitt 9.5.3). Das semi-probabilistische Bemessungsverfahren ist bei Verwendung von Modellen, die eine geringere Unsicherheit aufweisen, als konservativ anzusehen.

Bei den der Herleitung der Teilsicherheitsbeiwerte zugrunde liegenden SORM-Analysen wurde in jedem Fall die öffentliche Feuerwehr berücksichtigt. Kann im Einzelfall die öffentliche Feuerwehr nicht in Ansatz gebracht werden, darf das Verfahren nur dann angewendet werden, wenn stattdessen eine anerkannte Werkfeuerwehr vorgehalten wird, deren Stärke mindestens der in Abschnitt 4.7.1 aufgeführten Einsatzkräfte entspricht.

11 Vergleich mit dem Berechnungsverfahren nach DIN 18230

11.1 Allgemeines

Ein neues Sicherheitskonzept für die Festlegung von Brandschutzanforderungen an Gebäude kann nur unter der Voraussetzung zugelassen werden, dass das erforderliche Sicherheitsniveau entsprechend der bisherigen brandschutztechnischen Auslegungspraxis weiterhin gewährleistet wird. Um dies nachzuweisen, müssen die mit dem neuen Verfahren erzielten Ergebnisse den Resultaten aus bauaufsichtlich anerkannten Methoden gegenübergestellt werden. Im Rahmen der Arbeit wird die semi-probabilistische Bemessungsmethode mit dem Berechnungsverfahren nach DIN 18230-1 [1] verglichen. Dazu werden zwei Bauteile derselben Industriehalle zwei mal unter verschiedenen Randbedingungen bezüglich der vorhandenen anlagentechnischen Brandschutzmaßnahmen bemessen, um z. B. den Einfluss einer Sprinkleranlage auf den Umfang des erforderlichen baulichen Brandschutzes zu untersuchen. Die Nachweise beim semi-probabilistischen Verfahren werden jeweils auf Temperaturebene durchgeführt.

11.2 Beispiel 1

11.2.1 Bemessung mit der semi-probabilistischen Methode

Brandschutztechnisch zu bemessen sind eine Stütze und ein Deckenträger einer Industriehalle.

- Beschreibung der Randbedingungen:

Geometrie

Hallengrundfläche:	10 000 m ² (ein einziger Brandbekämpfungsabschnitt)
Hallenhöhe:	8 m
Abluftöffnungen:	100 m ² RWA
Zuluftöffnungen:	100 m ² (Tore und Türen)

Brandlast

Mischfaserkleidung (Acryl/Nylon/PE)

Brandentwicklungszeit:	32 sec
spez. Abbrandgeschwindigkeit:	0,50 kg/(m ² min)
Heizwert:	8,2 kWh/kg
Masse:	5000 kg
max. Brandfläche	65 m ² (Abtrennung durch Fahrwege etc.); ca. 3000 kg befinden sich direkt im Nahbereich der Bauteile

Anlagentechnik

keine

Abwehrender Brandschutz

Entfernung zur Feuerwache: 9 km 0,90-Quantil der Hilfsfrist = 21 Min
 Alarmierungszeit: 3,5 Min (quasi-ständig Personal anwesend)
 Brandentwicklungsdauer: 24,5 Min
 Zeitdauer bis zur Brandeindämmung: 45 Min

Bauteile

Stahlprofile
 Profilmfaktor: 174 1/m (Stütze), 320 1/m (Träger)
 Bekleidung: Promatect [97]
 Rohdichte Bekleidung: 500 kg/m³
 Wärmeleitfähigkeit Bekleidung: 0,135 W/(mK)
 spez. Wärmekapazität Bekleidung: 1050 J/(kgK)

- Wahl des Bemessungsformates:

Berechnung der Bauteilbeanspruchung mit Ansätzen für Plume- und Ceiling Jet-Temperaturen
 Berechnung der Bauteilbeanspruchbarkeit mit dem vereinfachten Berechnungsverfahren nach EC 3 [90]

- Einordnung der Bemessungssituation in eine Risikoklasse:

Kriterium 1: Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit R₁ = 15
 Kriterium 2: Versagen ohne Vorankündigung R₂ = 15
 Kriterium 3: 2 Fluchtwege, 10000 m² Fläche, 100 Nutzer, Nutzer können aus eigener Kraft fliehen ⇒ R₃ = [100 · 10000 / 2]^{1/5} = 7 R₃ = 7
 Kriterium 4: Gebäude geringer Höhe R₄ = 0
 Kriterium 5: keine besondere Bedeutung R₅ = 0
 Kriterium 6: zu erwartender wirtschaftlicher Schaden gering R₆ = 0

Risikoindex R_{isk} = 37 ⇒ Risikoklasse 2 (siehe Tabelle 11)

- Bestimmung der Bemessungsenergiefreisetzungsrate

max Q_{char} = 0,06 · 0,5 · 8,2 · 65 · 1,0 = 16 MW
 Risikoklasse 2, A = 10 000m² ⇒ γ_S = 1,3 (siehe Tabelle 34)

max Q_d = 16 · 1,3 = 20,8 MW

- Bestimmung der Flammenhöhe

Für den Bereich der permanenten Flamme wird der Ansatz nach NFPA Richtlinie 92 B für Atrien und große Räume verwendet:

$$L_F = 0,166 \cdot (0,7 \cdot Q_d)^{2/5} = 0,166 \cdot (0,7 \cdot 20800)^{2/5} = 7,68 \text{ m}$$

⇒ Die Bauteile werden in diesem Bereich mit der Flammentemperatur bemessen (1100 °C)

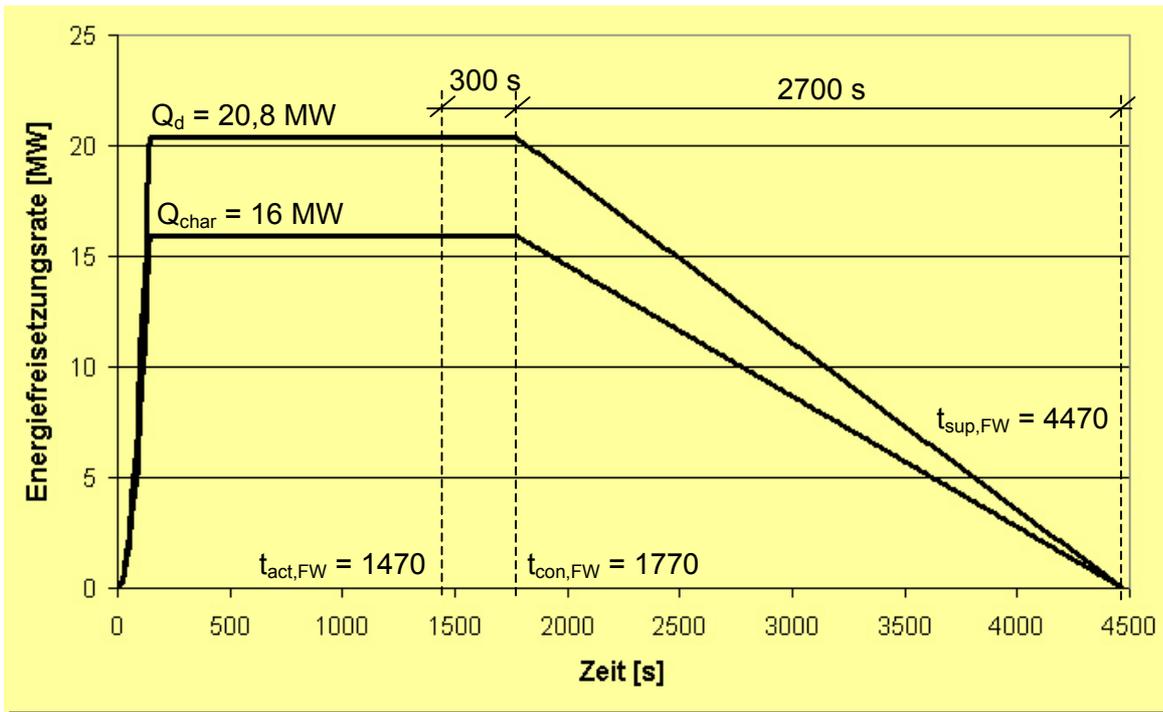


Bild 95 Charakteristische und Bemessungswerte der Energiefreisetzungsrate

- Berechnung der Brandbeanspruchung

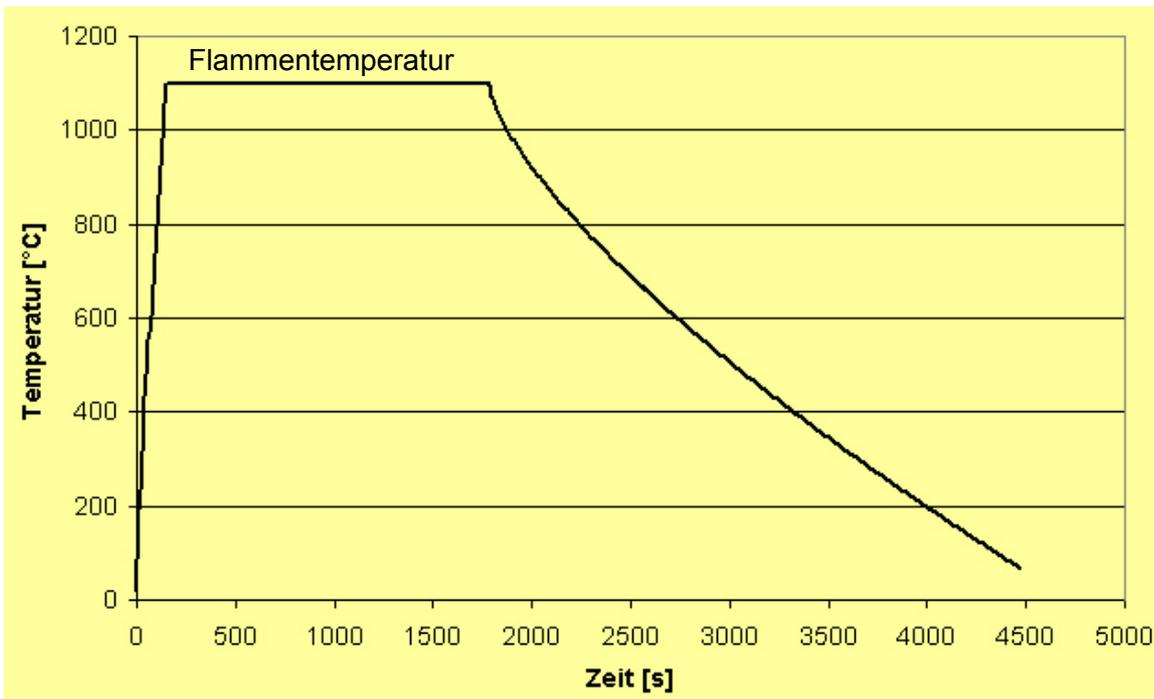


Bild 96 Brandbeanspruchung von Stütze und Träger

- Bestimmung der Stahltemperaturen

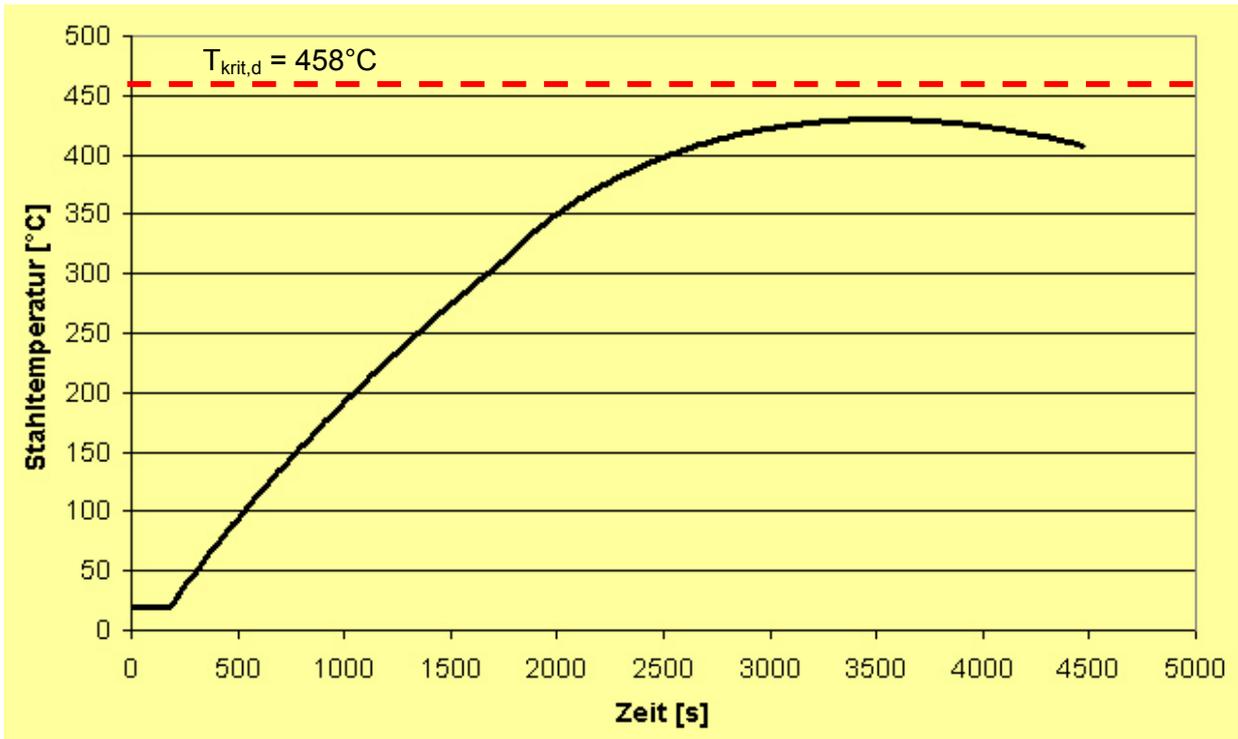


Bild 97 Stahltemperaturen bei Beanspruchung nach Bild 96

- Bestimmung der kritischen Temperatur

Ausnutzungsgrad 70 % $\Rightarrow T_{krit,c} = 526^{\circ}\text{C}$ nach EC 3 [90]

Risikoklasse 2, $A = 10\,000\text{m}^2 \Rightarrow \gamma_R = 0,87$ (siehe Tabelle 34)

$T_{krit,d} = 526 \cdot 0,87 = 458^{\circ}\text{C}$

- Erforderlicher baulicher Brandschutz [97]

Stütze:

0 – 8 m 25 mm Promatect H \Rightarrow F 60-A

Deckenträger:

auf gesamter Länge 25 mm Promatect H \Rightarrow F 60-A

- Nachweis

Stütze: $\max T_{\text{Stahl}} = 430^{\circ}\text{C} < T_{krit,d} = 458^{\circ}\text{C}$

Deckenträger: $\max T_{\text{Stahl}} = 430^{\circ}\text{C} < T_{krit,d} = 458^{\circ}\text{C}$

11.2.2 Bemessung nach DIN 18230-1 [1]:

Teilflächennachweis für den Brandbekämpfungsabschnitt

- Rechnerische Brandbelastung (Teilfläche)

$$q_R = (3000 \cdot 8 \cdot 0,8) / 100 = 192 \text{ kWh/m}^2$$

- Umrechnungsfaktor c

Der Umrechnungsfaktor wird hier als über die Flächen der Umfassungsbauteile gewichtetes Mittel berechnet, wobei Öffnungen vernachlässigt werden.

Wände:

$$\text{Fläche} = 4 \cdot 800 = 3200 \text{ m}^2$$

$$\text{Umrechnungsfaktor } c = 0,20$$

Dach:

$$\text{Fläche: } 10000 \text{ m}^2$$

$$\text{Umrechnungsfaktor } c = 0,25$$

$$\Rightarrow c = (3200 \cdot 0,2 + 10000 \cdot 0,25) / 13200 = 0,24$$

- Wärmeabzugsfaktor w für den Teilflächenabschnitt

$$A_v = 100 \text{ m}^2$$

$$A_h = 0,9 \cdot 100 = 90 \text{ m}^2$$

$$a_v = 100 / 10000 = 0,01 < 0,025$$

$$a_h = 99 / 10000 = 0,0099$$

$$\beta_w = 20,0 \cdot (1 + 10 \cdot 0,025 - 64 \cdot 0,025^2) = 24,2 > 16$$

$$w_0 = [1,0 + 145,0 \cdot (0,40 - 0,025)^4] / [1,6 + 24,2 \cdot 0,0099] = 2,096$$

$$\alpha_w = (6,0 / 8)^{0,3} = 0,92$$

$$w = 2,096 \cdot 0,92 = 1,93$$

$$w_T = (0,45 + 100 / 10000) \cdot 1,93 = 0,89 > 0,5$$

$$t_{\ddot{a}} = 192 \cdot 0,24 \cdot 0,89 = 41 \text{ min}$$

- Beiwert γ

$$A_B = 10000 \text{ m}^2 \text{ eingeschossig} \Rightarrow \gamma = 1,1$$

$$\text{erf } t_f = 41 \cdot 1,1 = 45,1 \text{ min}$$

\Rightarrow Feuerwiderstandsklasse F 60

Ergebnis: F 60 für Träger und Stützen im Bereich der Teilfläche

11.3 Beispiel 2

11.3.1 Bemessung mit der semi-probabilistischen Methode

Brandschutztechnisch zu bemessen sind die Stütze und der Deckenträger der Industriehalle aus Beispiel 1.

- Beschreibung der Randbedingungen:

Siehe Beispiel 1. Bezüglich des anlagentechnischen Brandschutzes wird zusätzlich eine Sprinkleranlage angenommen.

Anlagentechnik

Sprinkleranlage nach VdS-Standard

$$\text{RTI: } 80 \text{ (ms)}^{1/2}$$

$$\text{max. Abstand Sprinkler – Plumeachse: } 3 \text{ m}$$

$$\text{Auslösetemperatur: } 68^\circ\text{C}$$

- Wahl des physikalischen Modells:

Berechnung der Bauteilbeanspruchung mit Ansätzen für Plume- und Ceiling Jet-Temperaturen

Berechnung der Bauteilbeanspruchbarkeit mit dem vereinfachten Berechnungsverfahren nach EC 3 [90]

- Einordnung der Bemessungssituation in eine Risikoklasse:

Risikoinde x $R_{isk} = 37 \Rightarrow$ Risikoklasse 2 (siehe Beispiel 1)

- Bestimmung der Sprinklerauslösezeit über Ceiling Jet Modell II (siehe Abschnitt 5.3.2)

Raumhöhe 8 m, Abstand Sprinkler – Plume-Achse 3 m, Auslösetemperatur $68^{\circ}\text{C} \Rightarrow t_{act} = 55 \text{ s}$

- Bestimmung der Bemessungsenergiefreisetzungsrate

$$\max Q_{char} = (55/32)^2 = 2,95 \text{ MW}$$

Risikoklasse 2, $A = 10\,000\text{m}^2 \Rightarrow \gamma_s = 1,8$ (siehe Tabelle 33)

$$\max Q_d = 2,95 \cdot 1,8 = 5,31 \text{ MW}$$

- Bestimmung der Flammenhöhe

$$L_F = 0,166 \cdot (0,7 \cdot Q_d)^{2/5} = 0,166 \cdot (0,7 \cdot 5310)^{2/5} = 4,45 \text{ m}$$

Bis zu einer Höhe von 4,45 m werden die Bauteile mit der Flammentemperatur bemessen (1100°C)

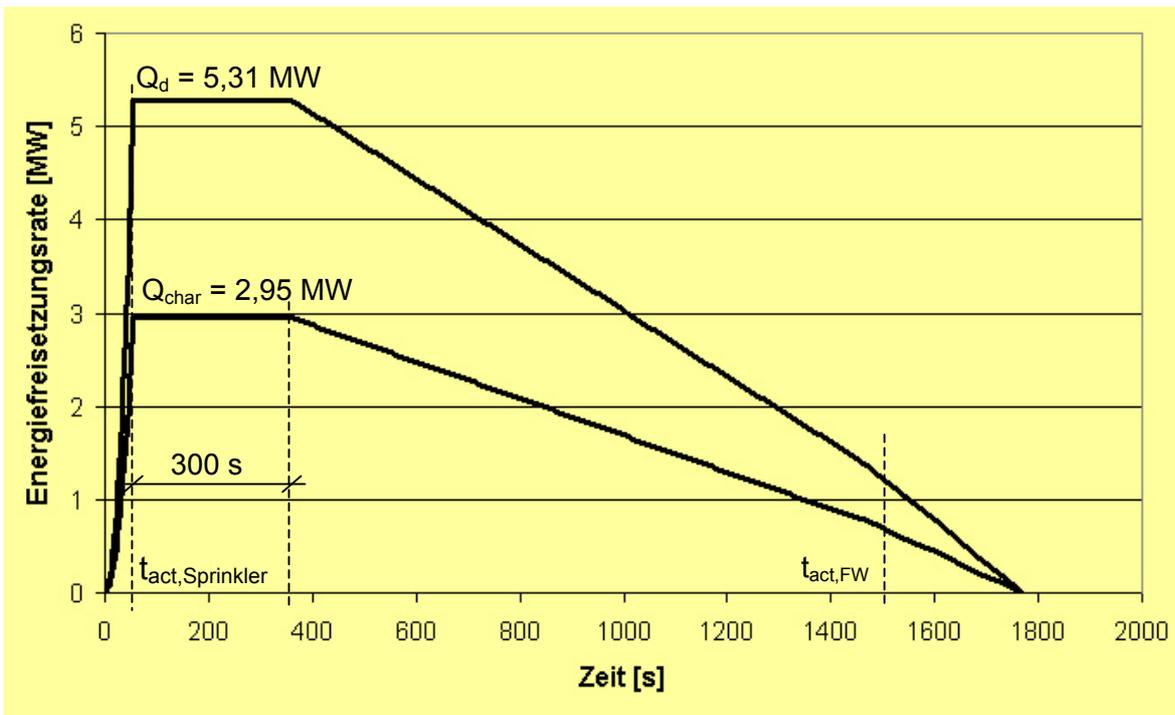


Bild 98 Charakteristische und Bemessungswerte der Energiefreisetzungsrate

- Berechnung der Brandbeanspruchung und der Stahltemperaturen

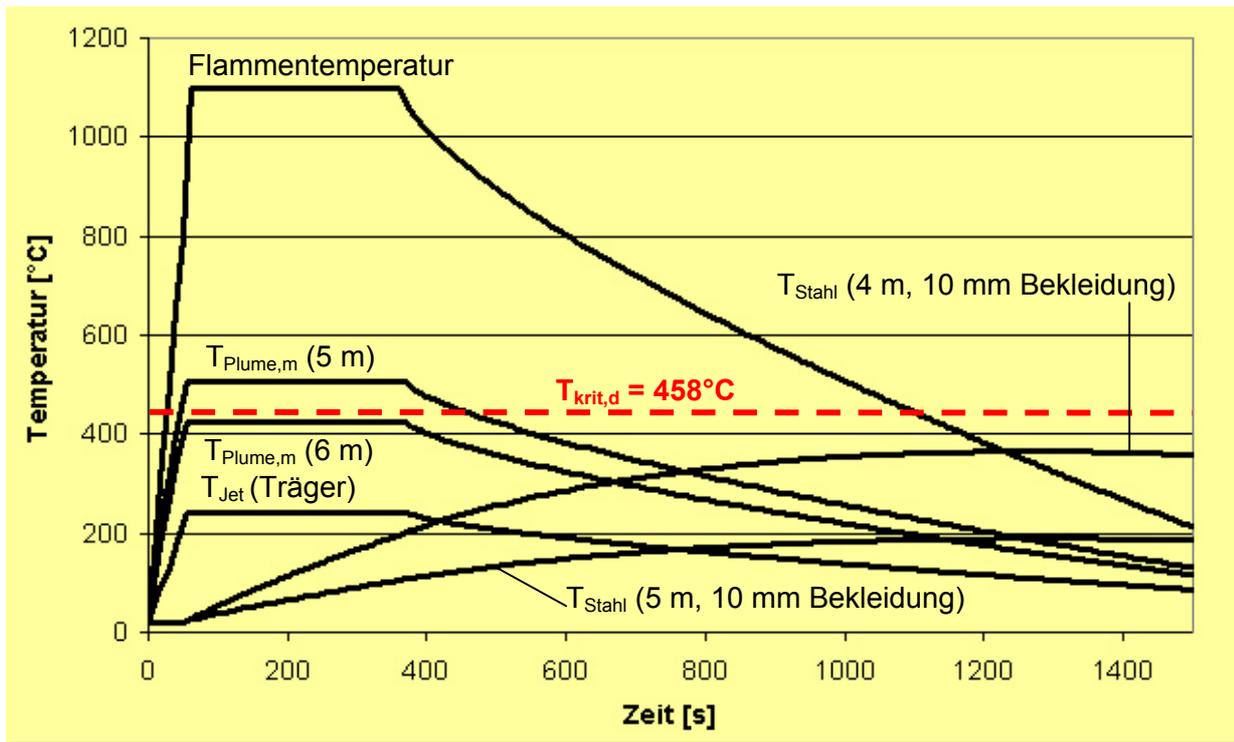


Bild 99 Temperaturverläufe in unterschiedlicher Höhe im Brandnahbereich

- Bestimmung des Bemessungswertes der kritischen Temperatur

Ausnutzungsgrad 70 % $\Rightarrow T_{krit,c} = 526^\circ\text{C}$ nach EC 3, [90]

Risikoklasse 2, $A = 10\,000\text{m}^2 \Rightarrow \gamma_R = 0,87$ (siehe Tabelle 33)

$$T_{krit,d} = 526 \cdot 0,87 = 458^\circ\text{C}$$

- Erforderlicher baulicher Brandschutz [97]

Stütze: gestaffelte Brandschutzbekleidung

0 – 6 m 10 mm Promatect H \Rightarrow F 30-A

6 – 8 m keine Bekleidung erforderlich \Rightarrow F 0

Deckenträger:

keine Bekleidung erforderlich \Rightarrow F 0

- Nachweis

Stütze 4 m Höhe $\max T_{Stahl} = 365^\circ\text{C} < T_{krit,d} = 458^\circ\text{C}$

Deckenträger $\max T_{Stahl} = 242^\circ\text{C} < T_{krit,d} = 458^\circ\text{C}$

11.3.2 Bemessung nach DIN 18230-1 [1]:

Teilflächennachweis für den Brandbekämpfungsabschnitt

- Rechnerische Brandbelastung (Teilfläche)

$$q_R = 192\text{ kWh/m}^2 \text{ (siehe Beispiel 1)}$$

- Umrechnungsfaktor c

$$c = 0,24 \text{ (siehe Beispiel 1)}$$

- Wärmeabzugsfaktor w für den Teilflächenabschnitt

$w_T = 0,89 > 0,5$ (siehe Beispiel 1)

$t_a = 192 \cdot 0,24 \cdot 0,89 = 41 \text{ min}$

• Beiwert γ

$A_B = 10000 \text{ m}^2$ eingeschossig $\Rightarrow \gamma = 1,1$

• Zusatzbeiwert α_L

selbsttätige Löschanlage $\Rightarrow \alpha_L = 0,60$

erf $t_f = 41 \cdot 1,1 \cdot 0,60 = 27 \text{ min}$

\Rightarrow Feuerwiderstandsklasse F 30

Ergebnis: F 30 für Träger *und* Stützen im Bereich der Teilfläche

Fazit:

Die Vergleichsrechnungen zeigen, dass die Ergebnisse bezüglich des erforderlichen baulichen Brandschutzes mit DIN 18230 [1] und der semi-probabilistischen Methode grundsätzlich in der gleichen Größenordnung liegen. Auch die Annahme der Sprinkleranlage führt zur gleichen Reduzierung der erforderlichen Feuerwiderstandsklasse der betrachteten Stahlbauteile. Der Unterschied zwischen den beiden Verfahren besteht jedoch darin, dass mit der semi-probabilistischen Methode eine Abstufung des baulichen Brandschutzes möglich ist, während DIN 18230 grundsätzlich vom worst-case-szenario Vollbrand ausgeht und der gesamte Abschnitt homogen betrachtet wird.

12 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wird ein globales probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen vorgestellt. Die bestehenden Konzeptvorschläge für die Bauteilauslegung im Brandfall beruhen im Wesentlichen auf dem Berechnungsverfahren nach DIN 18230-1 [1], welches sich für den Bereich des Industriebaus bewährt hat. Sie sind jedoch in ihrer Anwendung in der Regel auf einen bestimmten Nutzungsbereich begrenzt und können zudem nicht in Verbindung mit Wärmebilanzmodellen eingesetzt werden, sofern sie auf dem Prinzip der äquivalenten Branddauer beruhen. Die bisherigen Konzepte ermöglichen außerdem keinen direkten Vergleich anlagentechnischer und abwehrender Einrichtungen mit baulichen Brandschutzmaßnahmen, da ein objektiver Vergleichsmaßstab fehlt.

Das hier vorgestellte Konzept dagegen besitzt Gültigkeit für beliebige Nutzungen, sofern die nutzungsspezifischen Brandlaststreuungen und die Brandausbreitungswahrscheinlichkeiten bekannt sind. Es kann in Verbindung mit beliebigen physikalischen Modellen (z. B. Wärmebilanzmodellen) verwendet werden, sofern diese einen Quellterm voraussetzen und die spezifischen Modellunsicherheiten quantifiziert werden können. Das Konzept bietet einen objektiven Vergleich anlagentechnischer und abwehrender Brandschutzeinrichtungen mit baulichen Maßnahmen in Form der jeweils erzielten bedingten Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall als Maßstab.

Ein Grundbestandteil des Sicherheitskonzeptes, die Festlegung der möglichen Brandszenarien in Form des zeitlichen Verlaufes der Energiefreisetzungsrate, wird in Abschnitt 4 der Arbeit erläutert. Eine Auswahl möglicher physikalischer Modelle zur Quantifizierung der Brandwirkungen, die diese Quellterme als Eingangswerte verwenden und daher in Verbindung mit dem Sicherheitskonzept einsetzbar sind, werden in Abschnitt 5 beschrieben.

In Abschnitt 6 werden international anerkannte Methoden zur Berechnung von Versagenswahrscheinlichkeiten vorgestellt und auf ihre Eignung für die vorliegende Problematik hin diskutiert. Als am besten geeignet wurde die Second Order Reliability Method (SORM) ausgewählt. Die Monte-Carlo-Methode wird in Verbindung mit der Adaptive Sampling-Technik zur Validierung verwendet.

In Abschnitt 7 werden statistische Grundlagen vorgestellt, auf denen das Sicherheitskonzept beruht. Dazu gehört die Quantifizierung nutzungsspezifischer Brandausbreitungswahrscheinlichkeiten ebenso wie die Festlegung der Zuverlässigkeit anlagentechnischer und abwehrender Brandbekämpfungsmaßnahmen.

Ein Nachteil der bestehenden Sicherheitskonzepte besteht in der relativ willkürlichen Festlegung des akzeptierten Sicherheitsniveaus. In Abschnitt 8 dieser Arbeit wird eine Punktemethode zur Einstufung von Bemessungssituationen in drei Risikoklassen und damit zur Zuordnung von Zielversagenswahrscheinlichkeiten in Abhängigkeit von sechs Kriterien vorgestellt. Die Einstufungskriterien und Zielversagenswahrscheinlichkeiten orientieren sich im Wesentlichen am Eurocode [79] und dem bestehenden deutschen Bauordnungsrecht [83]. Alternativ kann im Einzelfall eine auf die jeweilige Bemessungssituation genau abgestimmte, gesellschaftlich akzeptierte Zielversagenswahrscheinlichkeit mit Hilfe eines zuverlässigkeitsorientierten Optimierungsalgorithmus [5] bestimmt werden.

In Abschnitt 9 wird das Prinzip der probabilistischen Bemessung erläutert, welche jedoch aufgrund ihrer Komplexität und des erforderlichen Aufwandes auf spezielle Einzelfälle begrenzt werden sollte. Für die Praxis eignet sich die semi-probabilistische Bemessung mit probabilistisch ermittelten Sicherheitselementen, deren Herleitung vorgestellt wird. Bezüglich den der Bemessung zugrunde gelegten Brandszenarien unterscheiden sich die beiden Methoden darin, dass bei der probabilistischen Bemessung *alle* möglichen Brandszenarien in Abhängigkeit von Funktion und Versagen der brandschutztechnischen Systemkomponenten betrachtet werden, während bei der semi-probabilistischen Auslegung lediglich das Szenario berücksichtigt wird, welches sich bei Funktion aller Maßnahmen ergibt. Die Versagenswahrscheinlichkeit der Komponenten und die Streuung der Parameter wird über die probabilistisch hergeleiteten Sicherheitselemente kompensiert.

Die Erläuterung von Ereignisabläufen und Fehlerbäumen, ebenso wie die Aufstellung des stochastischen Modells der Basisvariablen und des logischen Modells der Systemkomponenten für die probabilistische Methode erfolgt exemplarisch am Beispiel der industriellen Nutzung. Auf Grundlage dieser Bestandteile für die zeitabhängige Systemzuverlässigkeitsanalyse werden Teilsicherheitsbeiwerte zur Gewährleistung des notwendigen Sicherheitsabstandes für die semi-probabilistische Brandschutzbemessung von Stahlbauteilen in Industriegebäuden berechnet.

Die Sicherheitselemente werden mit dem probabilistischen Bemessungsverfahren validiert, indem durch Rückrechnung überprüft wird, ob die mittels semi-probabilistischer Bemessung festgelegten Brandschutzmaßnahmen letztendlich wieder auf die zugrunde gelegten Zielversagenswahrscheinlichkeiten führen. Parameterstudien ergaben, dass die Ergebnisse maximal 10 % voneinander abweichen, wobei die semi-probabilistische Bemessung stets konservativ ist. Im Rahmen der SORM-Parameterstudien konnte weiterhin festgestellt werden, dass das für die Systemzuverlässigkeit maßgebende Brandszenario im Rahmen der Bauteilbemessung im seltenen Ausfall aller anlagentechnischen und abwehrenden Brandschutzmaßnahmen, also im Vollbrand, besteht. Die Annahmen der DIN 18230 [1], welche ebenfalls vom Vollbrand ausgeht, können somit in dieser Hinsicht bestätigt werden. Anhand der Wichtungsfaktoren für die Basisvariablen zeigt sich, dass die anlagentechnischen und abwehrenden Einrichtungen den größten Einfluss auf die bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall haben.

Da bei der Zielsetzung dieses Sicherheitskonzeptes der Personenschutz im Vordergrund steht, werden in Abschnitt 9 zusätzlich Ansätze für die probabilistische Bemessung von Entrauchungsmaßnahmen vorgestellt.

Die grundsätzliche Vorgehensweise der semi-probabilistischen Bemessung sowie wesentliche stochastische Festlegungen für die Ermittlung der Sicherheitselemente werden in Abschnitt 10 zusammengefasst und können als Grundlage für den Entwurf einer künftigen Bemessungsnorm für die brandschutztechnische Bemessung von Stahlbauteilen im Industriebau aufgefasst werden.

In Abschnitt 11 wird das semi-probabilistische Bemessungsverfahren anhand von Beispielen mit dem anerkannten und bewährten Berechnungsverfahren nach DIN 18230-1 [1] verglichen. Auf die erforderliche Feuerwiderstandsdauer bezogen ergeben sich grundsätzlich ähnliche Resultate, wobei jedoch der bauliche Brandschutz mit dem in dieser Arbeit vorgestellten Konzept dort platziert werden kann, wo er physikalisch tatsächlich benötigt wird, indem das tatsächliche, meist lokal begrenzte Brandszenario unter Einbeziehung der anlagentechnischen und abwehrenden Brandschutzmaßnahmen betrachtet wird.

Die Anwendung des Sicherheitskonzeptes im Rahmen der Brandschutzbemessung führt somit einerseits zu deutlichen Kostenreduzierungen und andererseits zu einem einheitlichen und vor allem messbaren Sicherheitsniveau.

Die beispielhafte Anwendung des Sicherheitskonzeptes bezieht sich in dieser Arbeit allein auf den Industriebau, da die notwendige statistische Datengrundlage in diesem Bereich am besten ist. Für eine umfassende Anwendung des Konzeptes müsste im Rahmen künftiger Forschung eine zentral erfasste Brandstatistik der Feuerwehren über einen längeren Zeitraum hinweg ausgewertet werden. Weitere Forschung ist auch im Bereich der Anlagentechnik erforderlich, da diese einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die Systemzuverlässigkeit im Brandfall hat.

13 Literaturverzeichnis

- [1] DIN 18230-1: „Baulicher Brandschutz im Industriebau; Teil 1: Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer“. Ausgabe Mai 1998
- [2] Muster-Richtlinie über den baulichen Brandschutz im Industriebau (Muster-Industriebaurichtlinie – M IndBauRL), Fassung Februar 2000
- [3] Hosser, D., Dehne, M.: „Vereinfachter brandschutztechnischer Nachweis für Bauteile bei lokal begrenzten Bränden in großen Räumen.“ Bauphysik 23, 7/8 2001, S. 203-210
- [4] Hosser, D., Dehne, M.: „Alternative Nachweise für die Bauteilauslegung im Rahmen der Muster-Industriebaurichtlinie.“ Weiterbildungsseminar: Brandschutz bei Sonderbauten, iBMB, Heft 147, Braunschweig, 2000
- [5] Rackwitz, R.; Streicher, H.: “Optimization and Target Reliabilities”. JCSS Workshop on Reliability Based Code Calibration, Zürich, März 2003
- [6] DIN 14010 „Angaben zur statistischen Erfassung von Bränden“, Ausgabe Juli 1999
- [7] Schleich, J. B.; Kockelscheuer, L.: „Globales Sicherheitskonzept: Anwendung bei Stahl- und Verbundbauten.“ 9. Internationales Brandschutz-Symposium „Ingenieurmethoden für die Brandsicherheit“. München 2001
- [8] Schaumann, P.; Heise, A.: „Erläuterungen zur DAST-Richtlinie 019: Brandsicherheit von Stahl- und Verbundbauteilen in Büro- und Verwaltungsgebäuden“. Stahlbau 71 (2002), Heft 5, S. 310 - 323, Ernst & Sohn-Verlag, Berlin 2002
- [9] DIN EN 1990 „Grundlagen der Tragwerksplanung“, Deutsche Fassung, EN 1990:2002
- [10] ISO/CD 13388 – “Fire Safety Engineering, Design Fire Scenarios and Design Fires”. Draft Feb. 1997
- [11] Alpert, R., Ward, E.: “Evaluation of Unsprinklered Fire Hazards.” Fire Safety Journal, 7/1984
- [12] Babrauskas, V.: “Burning Rates.” SFPE Handbook of Fire Protection Engineering; Section 2/ Chapter 1, P. 1-15, National Fire Protection Association, Quincy, Massachusetts, April 1990
- [13] Joyeux, D.; Kruppa, J.; Schleich, J.-B.; Cajot, L.-G., Pierre, M.: “Fire Characteristics for Use in a Natural Fire Design of Building Structures.” Working Group 2, Equivalent Iso-Time Methods, Draft Final Report, Feb. 1999 Fire Safety Engineering in Buildings, Part 1: Guide to the Application of Fire Safety Engineering Principles, 1997
- [14] Beuth-Kommentare, „Baulicher Brandschutz im Industriebau, Kommentar zu DIN 18230“, Beuth-Verlag GmbH, Berlin, 1. Auflage 1996
- [15] National Institute of Standards and Technology: “Technical Reference Guide for FPEtool, Version 3.2.” Building and Fire Research Laboratory, Gaithersburg, Maryland, Draft April 1995
- [16] Fire Engineering Guidelines. Australian Building Codes Board (ABCB), Australian Fire Authorities Council (AFAC), The Institution of Engineers, Australia (IEAust), 1996
- [17] vfdb: Entwurf einer vfdb-Richtlinie „Risikoangepasste Reaktion der Feuerwehren auf automatische Meldungen aus Brandmelde- und Sprinkleranlagen“, Fassung März 2002

- [18] Schubert, K.-H.: „Problemanalyse zur Berechnung von Löschflächen unter Berücksichtigung der im Industriebau vor allem bei eingeschossigen Hallen anzutreffenden Gegebenheiten in Abhängigkeit der Kräfte und Mittel der Feuerwehren“. Dissertation. Berlin, Juli 1979
- [19] Hosser, D., Dobbernack, R., Siegfried, W.: „Rauchabzug in ausgedehnten Räumen ohne und mit Sprinkleranlage - am Beispiel des Industriebaus.“ vfdb, 46. Jahrgang, 4/97, S. 147-152
- [20] Fuchs, P.: „Untersuchung der Löschwirkung verschiedener Löschmittel und Löschmethoden bei unterschiedlichen Brandgütern“. Forschungsstelle für Brandschutztechnik an der Universität Karlsruhe (TH), 1980
- [21] Schatz, H.: „Löscheinsatz bei gelagerten Stoffen“. Löschversuche mit Sprinklern. Forschungsstelle für Brandschutztechnik an der Universität Karlsruhe (TH), 1987
- [22] National Institute of Standards and Technology: “An Algorithm for Estimating the Plume Centerline Temperature in the Presence of a Hot Upper Layer.” Gaithersburg, Maryland, June 1998
- [23] Schatz, H.: „Brand- und Löschversuche mit gasförmigen Löschmitteln in Räumen natürlicher Größe“. Forschungsstelle für Brandschutztechnik an der Universität Karlsruhe (TH), 1978
- [24] Schatz, H.: „Über die Löschwirksamkeit von Kohlendioxid beim Entstehungsbrand in einem Versuchsraum natürlicher Größe“. Forschungsstelle für Brandschutztechnik an der Universität Karlsruhe (TH), 1980
- [25] Zehfuß, J.: „Risikogerechte brandschutztechnische Bemessung mehrgeschossiger Wohn- und Bürogebäude am Beispiel der Stahlbauweise“. Bauingenieur, Band 77, Juli/August 2002, S. 336 – 343, Springer VDI-Verlag, 2002
- [26] Schubert, K. H.: „Abwehrender und anlagentechnischer Brandschutz.“ Vorlesungsskriptum
- [27] Hosser, D.; Schubert, K. H.: „Zur Begrenzung der Brandabschnittsgrößen von Industriehallen“, vfdb 3/80, S. 108 – 113
- [28] Jones, W. W. ; Forney, G. P.; Peacock, R. D.; Reneke, P. A.: “A Technical Reference for CFAST: An Engineering Tool for Estimating Fire and Smoke Transport”. National Institute of Standards and Technology, Building and Fire Research Laboratory, Gaithersburg, Maryland, 2000
- [29] McGratten, K. B.; Forney, G. P.; Floyed, J. E.; Hostikka, S.; Prasad, K.: “Fire Dynamics Simulator (Version 3) – User’s Guide”. NIST, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, November 2002
- [30] British Standards, Draft for Development DD 240, Fire Safety Engineering in Buildings; Part 1: “Guide to the Application of Fire Safety Engineering Principles”, 1997
- [31] Cajot, L.-G.; Pierre, M.: “Natural Fire Safety Concept. NFSC₂ Tests in CTICM, France”. Technical Report N° 6, Maizieres-Lés-Metz, September 2000
- [32] Heskestad, G.: “Fire Plumes. SFPE Handbook of Fire Protection Engineering.” Section 1/ Chapter 6, P. 107-115, National Fire Protection Association, Quincy, Massachusetts, April 1990
- [33] Drysdale, D.: “An Introduction to Fire Dynamics”; John Wiley and Sons. New York/Toronto/Brisbane; Jan. 1992

- [34] NFPA Code 92 B: 1995, "Guide for Smoke Management Systems in Malls, Atria and Large Areas", Bosten 1995
- [35] Paul, T.: „Modifizierung von Ansätzen für den Plumemassenstrom auf Grundlage der Ergebnisse von Brandsimulationsrechnungen“. Diplomarbeit, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig, 2002
- [36] DIN 18232-2: „Rauch- und Wärmeabzugsanlagen; Teil 2: Rauchabzüge. Bemessung, Anforderungen und Einbau“. Entwurf März 1996
- [37] Schneider, U.; Oswald, M.; Max, U.: „Grundlagen für die Dimensionierung der Rauchableitung – Teil 2“. vfdb 4/2001, Seite 155-164
- [38] Forney, G. P. a. o.: "User's Guide for Smokeview Version 2.0." National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Juli 2001
- [39] Schneider, V.: „Personensicherheit in Rettungswegen“. vfdb-Referat 4, Frankfurt 2003
- [40] Graf, U.; Henning, H.-J.; Stange, K.; Wilrich, P.-T.: „Formeln und Tabellen der angewandten mathematischen Statistik“. 3. Auflage, Springer-Verlag, 1987
- [41] Schneider, J.: „Sicherheit und Zuverlässigkeit im Bauwesen“; Verlag der Fachvereine Zürich, 1993
- [42] Bronstein, I. N.; Semendjajew, K. A.: „Taschenbuch der Mathematik“. BSB Teubner, Leipzig, 1989
- [43] Wermuth, M.: „Statistik für Bauingenieure“. Technische Universität Braunschweig, 1992
- [44] Melchers, R. E.: "Improved Importance Sampling Methods for Structural System Reliability Calculation". ICOSSAR 1989, International Conference on Structural Safety and Reliability, San Francisco, 1989
- [45] Schueller, G. I.; Bayer, V.: "Computational Procedures in Structural Reliability". Second International Symposium on Uncertainty Modeling and Analysis (ISUMA 1993), University of Maryland, 1993
- [46] Engelund, S.; Rackwitz, R.: "A Benchmark Study on Importance Sampling Techniques in Structural Reliability"
- [47] Bucher, C. G.: "Adaptive Sampling – An Iterative Fast Monte Carlo Procedure". Structural Safety, Nr.2, Mai 1988
- [48] Roos, D.: „Approximation und Interpolation von Grenzzustandsfunktionen zur Sicherheitsbewertung nichtlinearer Finite-Elemente-Strukturen“, Dissertation. Institut für Strukturmechanik der Bauhaus-Universität Weimar, Weimar, Juli 2002
- [49] Hasofer, A. M., Lind, N. C.: "An Extract and Invariant First-Order Reliability Format." Journ. of Eng. Mech., ASCE, 1974, 100, EM1, p. 111-121
- [50] Basler, E.: „Untersuchungen über den Sicherheitsbegriff von Bauwerken“. Dissertation, ETH Zürich, 1960
- [51] Cornell, C. A.: "A Probability-Based Structural Code". ACI Journal, 12, p. 974-985, 1969
- [52] Hasofer, A. M.; Lind, N. C.: "An Exact and Invariant First-Order-Reliability Format". Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol. 100, p. 111-121, 1974

- [53] Rackwitz, R., Fiessler, B.: "Structural Reliability under Combined Random Load Sequences." Computers & Structures, 1978, 9, p. 484-494
- [54] RCP GmbH: "STRUREL, a Structural Reliability Analysis Program-System, COMREL & SYSREL, Users Manual". München 1999
- [55] Breitung, K.: "Asymptotic Approximations for Multinormal Integrals." Journ. of Eng. Mech., ASCE, 110, 3, 1984, p. 357-366
- [56] Hohenbichler, M.; Rackwitz, R.: "Improvement of Second-order Reliability Estimates by Importance Sampling; Journal of Eng. Mech., ASCE, 114, 12, 1988, pp. 2195-2199
- [57] Klingmüller, O.; Bourgund, U.: „Sicherheit und Risiko im Konstruktiven Ingenieurbau“. Vieweg, Braunschweig, 1992
- [58] Roos, D.; Bucher, C.; Bayer, V.: „Polyhedral Response Surfaces“. 8th International Conference on Applications of Statistics and Probability in Sydney, Australia. Balkema, Rotterdam, 1999
- [59] Roos, D.; Bucher, C.; Grosche, A.; Beucke, K.: „Probabilistic Numerical Analysis Based on a Component Software Model". Proceedings of the European Conference on Computational Mechanics 1999, München, September 1999
- [60] Schueller, G. I.: "Tragwerkszuverlässigkeit". In Mehlhorn, G. (Herausgeber), „Der Ingenieurbau: Grundwissen, Band 8 Tragwerkszuverlässigkeit, Einwirkungen.“ Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 1997
- [61] Six, M.: „Sicherheitskonzept für nichtlineare Traglastverfahren im Betonbau“. Dissertation, Institut für Massivbau, Technische Universität Darmstadt, 2001
- [62] Schneider, U.; Hosser, D.; Kersken-Bradley, M.: „Statistische Ermittlung der Brandentstehungshäufigkeit und –ausbreitungswahrscheinlichkeit in Industriegebäuden“. Abschlussbericht, Auftrag des Instituts für Bautechnik, Dezember 1987
- [63] Schleich, J. B.; Cajot, L.: „Brandsicherheitskonzept unter Berücksichtigung von Naturbrand“. EGKS-Projekt 7215-PA/PB/PC-057, ARBED-Recherches, Esch/Alzette, Luxemburg 2001
- [64] Watson, L.; Gamble, J.; Schofield, R.: "Fire Statistics United Kingdom 1999. Home Office Statistical Bulletin", Research Development and Statistics Directorate, 50 Queen Anne's Gate, London, November 2000
- [65] Badger, S. G.; Johnson, T.: "1999 Large-Loss Fires and Explosions". NFPA Journal 339, p. 78 – 96, USA, November/Dezember 2000
- [66] Jerome, I.: "FPA Large Fire Analysis 1998". Fire Prevention 339, p. 33 – 42, USA, Dezember 2000
- [67] Ndebele, S.: "Serious Fires in Retail Premises". Fire Prevention 345, p. 36 – 41, USA, Juni 2001
- [68] Ndebele, S.: "Serious Fires in Industry". Fire Prevention 347, p. 20 –41, USA, August 2001
- [69] World Fire Statistics Center: "World Fire Statistics. International Association for the Study of Insurance Economics", Genf, Oktober 2000
- [70] VdS Schadenverhütung: „Jahresbericht 1990/91“. Köln, 1991

- [71] Nash, P.; Young, R. A.: "Automatic Sprinkler Systems For Fire Protection", 2nd Edition, Paramount Publishing, 1991
- [72] VdS Schadenverhütung: „Jahresbericht 1979“. Köln, 1979
- [73] Brenig, H. W.; Riotte, H. G.: „Statistische Auswertungen zur Brandeintrittshäufigkeit und Ausfallwahrscheinlichkeit aktiver Brandschutzmaßnahmen“; Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH. Abschlussbericht zur Studie „Optimierung von Brandschutzmaßnahmen und Qualitätskontrollen in Kernkraftwerken“, Fachband 1, Teil B. Köln, September 1985
- [74] Reintsema, J.: „Brandschutz im Krankenhaus“. Dissertation, Medizinische Hochschule Hannover, 2000
- [75] Vereinigung Kantonalen Versicherungen: „Alarmstatistik BMA, Übersicht der echten und unechten Alarme, Bern, Auswertung 1996 – 2000“, Bern, Ausgabe Dezember 2001
- [76] Cerberus AG: „Bewährung der Cerberus-Brandmeldeanlagen“. Broschüre der Cerberus AG, Werk für Elektrotechnik, Männedorf, Schweiz, 1960 – 1967
- [77] Bartel, M.; Kreft, S.: „Erstellung eines Konzeptes für die elektronische Auswertung von Feuerwehreinsatzdatenblättern und Erarbeitung von Ansätzen für die Berücksichtigung der statistischen Daten in einem Sicherheitskonzept“. Studienarbeit, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig, August 2002
- [78] DIN Deutsches Institut für Normung e. V.: „GruSibau (Grundlagen zur Festlegung von Sicherheitsanforderungen für bauliche Anlagen)“ – NABau, Normenausschuss Bauwesen im DIN Sicherheit von Bauwerken, Berlin, 1981
- [79] Eurocode 1, DIN V ENV 1991-2-2, „Grundlagen der Tragwerksplanung und Einwirkungen auf Tragwerke“. Ausgabe 1995
- [80] DIN 1055-Teil 100 „Einwirkungen auf Tragwerke Teil 100: Grundlagen der Tragwerksplanung, Sicherheitskonzept und Bemessungsregeln“. Ausgabe März 2001/1
- [81] Nathwani, J. S., Lind, N. C., Pandey, M. D.: "Affordable Safety by Choice: The Life Quality Method", Institute for Risk Research, University of Waterloo, Waterloo, Canada, 1997
- [82] Coburn, A., Spence, R.: "Earthquake Protection". J. Wiley & Sons, Chichester, 1992
- [83] Musterbauordnung (MBO), Ausgabe November 2002
- [84] DIN 25424 „Fehlerbaumanalyse, Methoden und Bildzeichen“, Ausgabe September 1981
- [85] RCP GmbH: "CUTALG – System Reliability / Cutalgorithm, User's Manual", München 1989
- [86] Bub, H.: „Baulicher Brandschutz im Industriebau“, Beuth-Verlag, 1979
- [87] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH: „Abschlussbericht zur Studie Optimierung von Brandschutzmaßnahmen und Qualitätskontrollen in Kernkraftwerken“. September 1985
- [88] Rackwitz, R.: „Zum Sicherheitskonzept bei nichtlinearen Berechnungen – ein altes Thema“. Beiträge zum 38. Forschungskolloquium des DAfStb, TU München, März 2000.
- [89] Feuerwehrdienstvorschrift 3 "Die Staffel im Löscheinsatz". Kohlhammer Verlag, Stuttgart
- [90] DIN V ENV 1993-1-2, Eurocode 3 – „Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln; Tragwerksbemessung für den Brandfall“; Deutsche Fassung, Ausgabe Mai 1997

- [91] JCSS: Probabilistic Model Code. Joint Committee on Structural Safety, 2001
- [92] Dehne, M.: "PROBILAS – PRObabilistic Building Inspection and Life ASsessment. User's Manual". Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, 2002
- [93] Kampmeier, Björn: „Vergleich der Ergebnisse aus Brandversuchen an bekleideten Stahlbauteilen mit den Resultaten aus Berechnungen für die Berücksichtigung von Modellunsicherheiten in einem Sicherheitskonzept“. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig, Braunschweig, März 2003
- [94] Swanson Analysis Systems: "ANSYS User's Manual", 1992
- [95] Nelson, H. E.; MacLennan, H. A.: "Emergency Movement". SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Soc. of Fire Protection Eng., 1990
- [96] IST GmbH: „Benutzerhandbuch ASERI“. Integrierte Sicherheitstechnik GmbH, Frankfurt, 1995
- [97] Promat GmbH: „Promat-Handbuch, Bautechnischer Brandschutz A1, Ratingen, November 2001
- [98] Max, U.: „Berechnungsgrundlagen für die Auslegung von Rauchabzugsanlagen nach DIN 18232-2“. Festschrift zum 60. Geburtstag von Ulrich Schneider, Berichte aus Forschung und Praxis, Institut für Baustofflehre, Bauphysik und Brandschutz, TU Wien, 2002

Anhang A Vergleich der Ergebnisse aus CFAST mit den Resultaten des modifizierten Ansatzes nach Heskestad

Tabelle A1 Erforderliche Öffnungsflächen nach CFAST und modifiziertem Heskestad-Ansatz

Energiefreisetzungsrate [MW]	Hallengrundfläche								
	400m ²			1024m ²			1600m ²		
	Öffnungsfläche								
	IST	CFAST	DELTA	IST	CFAST	DELTA	IST	CFAST	DELTA
	[m ²]	[m ²]	[%]	[m ²]	[m ²]	[%]	[m ²]	[m ²]	[%]
	4,0m Hallenhöhe								
1,0	8,56	7,2	15,9	11,95	11,78	1,4	15,4	16	-3,9
2,5	9,19	8,4	8,6	12,55	11,78	6,1	15,94	15,2	4,5
5,0	10,54	10,4	1,3	14,09	13,82	1,9	17,64	16,8	4,8
7,5	11,98	12	-0,2	15,82	15,36	2,9	19,63	18,4	6,3
10,0	13,45	13,6	-1,1	17,6	16,9	4,0	21,72	20	7,9
15,0	16,29	16,8	-3,1	21,09	20,99	0,5	25,8	24	7,0
	6,0m Hallenhöhe								
1	7,71	6,8	11,8	10,47	10,75	-2,7	13,27	13,6	-2,5
2,5	7,34	6,4	12,8	9,78	9,22	5,7	12,23	11,2	8,4
5	7,62	7,2	5,5	9,94	9,73	2,1	12,25	12	2,0
7,5	8,4	8	4,8	10,82	10,75	0,6	13,22	12,8	3,2
10	9,37	8,8	6,1	11,98	11,78	1,7	14,55	13,6	6,5
15	10,67	10,4	2,5	13,46	12,8	4,9	16,2	15,2	6,2
	8,0m Hallenhöhe								
1	10,19	9,2	9,7	13,77	14,34	-4,1	17,39	17,6	-1,2
2,5	8,97	7,6	15,3	11,95	11,26	5,8	14,93	14,4	4,5
5	8,55	8	6,4	11,17	11,26	-0,8	13,79	13,6	1,4
7,5	9	8,8	2,2	11,62	11,78	-1,4	14,22	13,6	4,4
10	9,78	9,2	5,9	12,54	12,29	2,0	15,26	14,4	5,6
15	10,51	10,4	1,0	13,28	13,31	-1,0	15,99	15,2	4,9
	10,0m Hallenhöhe								
1	12,69	11,6	8,6	17,38	17,92	-3,1	22,12	22,4	-1,3
2,5	10,79	9,6	11,0	14,58	14,34	1,6	18,39	17,6	4,3
5	9,76	9,2	5,7	12,97	12,8	1,3	16,19	16	1,2
7,5	9,91	9,6	3,1	13,01	12,8	1,6	16,11	16	0,7
10	10,51	10	4,9	13,69	13,31	2,8	16,85	16	5,0
15	10,88	10,8	0,7	13,96	14,34	-2,7	17	16,8	1,2
	12,0m Hallenhöhe								
1	15,09	14	7,2	20,74	21,5	-3,7	26,46	27,2	-2,8
2,5	12,53	11,2	10,6	17,03	17,41	-2,2	21,57	21,6	-0,1
5	10,93	10,4	4,8	14,63	14,85	-1,5	18,34	18,4	-0,3
7,5	10,76	10,4	3,3	14,23	14,85	-4,4	17,71	17,6	0,6
10	11,16	10,8	3,2	14,65	14,85	-1,4	18,13	17,6	2,9
15	11,25	11,2	0,4	14,55	15,36	-5,6	17,82	17,6	1,2

Anhang B Auszüge aus den SORM-Parameterstudien

Fall 1 Automatische Löschanlage (nach VdS-Standard errichtet und gewartet) und automatische Brandmeldeanlage mit Aufschaltung zur Feuerwehr

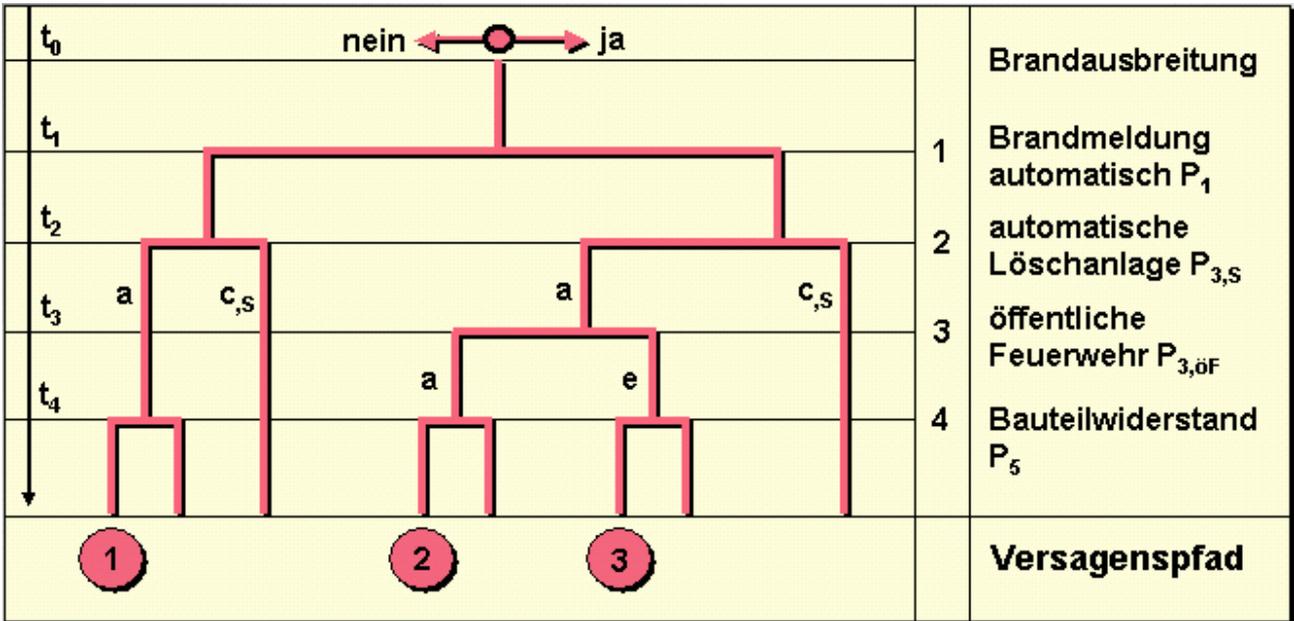


Bild B1 Ereignisablaufdiagramm im Fall 1

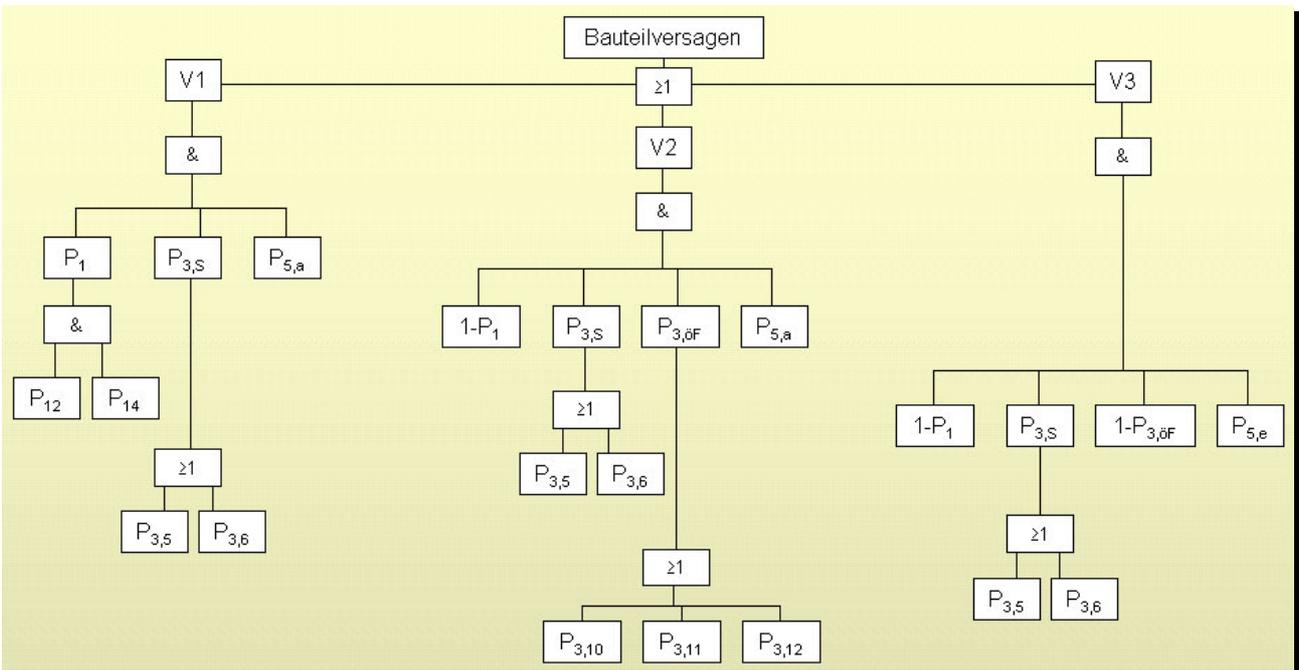


Bild B2 Fehlerbaum im Fall 1

Logisches Modell in der Grundform:

$$\begin{aligned}
 P_{fBA} = & [(P_{1,2} \cap P_{1,4}) \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap P_{5,a}] \cup & \text{\textit{\{Versagenspfad 1\}}} \\
 & [(P_{1,12} \cup P_{1,14}) \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap (P_{3,10} \cup P_{3,11,a} \cup P_{3,12}) \cap P_{5,a}] \cup & \text{\textit{\{Versagenspfad 2\}}} \\
 & [(P_{1,12} \cup P_{1,14}) \cap (P_{3,5} \cup P_{3,6}) \cap (P_{3,10} \cap P_{3,11,e} \cap P_{3,12}) \cap P_{5,e}] & \text{\textit{\{Versagenspfad 3\}}}
 \end{aligned}$$

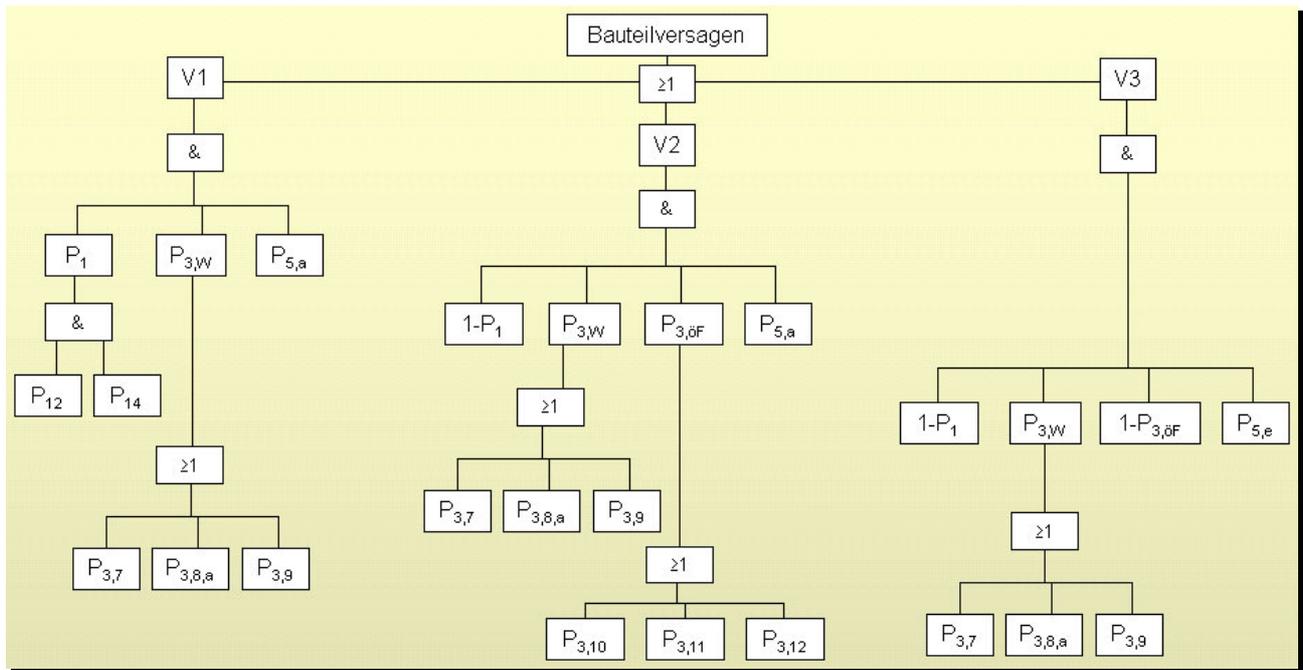


Bild B5 Fehlerbaum im Fall 3

Logisches Modell in der Grundform:

$$p_{fBA} = [(P_{1,2} \cap P_{1,4}) \cap P_{5,a}] \cup \quad \{ \text{Versagenspfad 1} \}$$

$$[(P_{112} \cup P_{114}) \cap (P_{3,7} \cup P_{3,8,a} \cup P_{3,9}) \cap (P_{3,10} \cup P_{3,11,a} \cup P_{3,12}) \cap P_{5,a}] \cup \quad \{ \text{Versagenspfad 2} \}$$

$$[(P_{112} \cup P_{114}) \cap (P_{3,7} \cup P_{3,8,a} \cup P_{3,9}) \cap (P_{1310} \cap P_{1311,e} \cap P_{1312}) \cap P_{5,e}] \quad \{ \text{Versagenspfad 3} \}$$

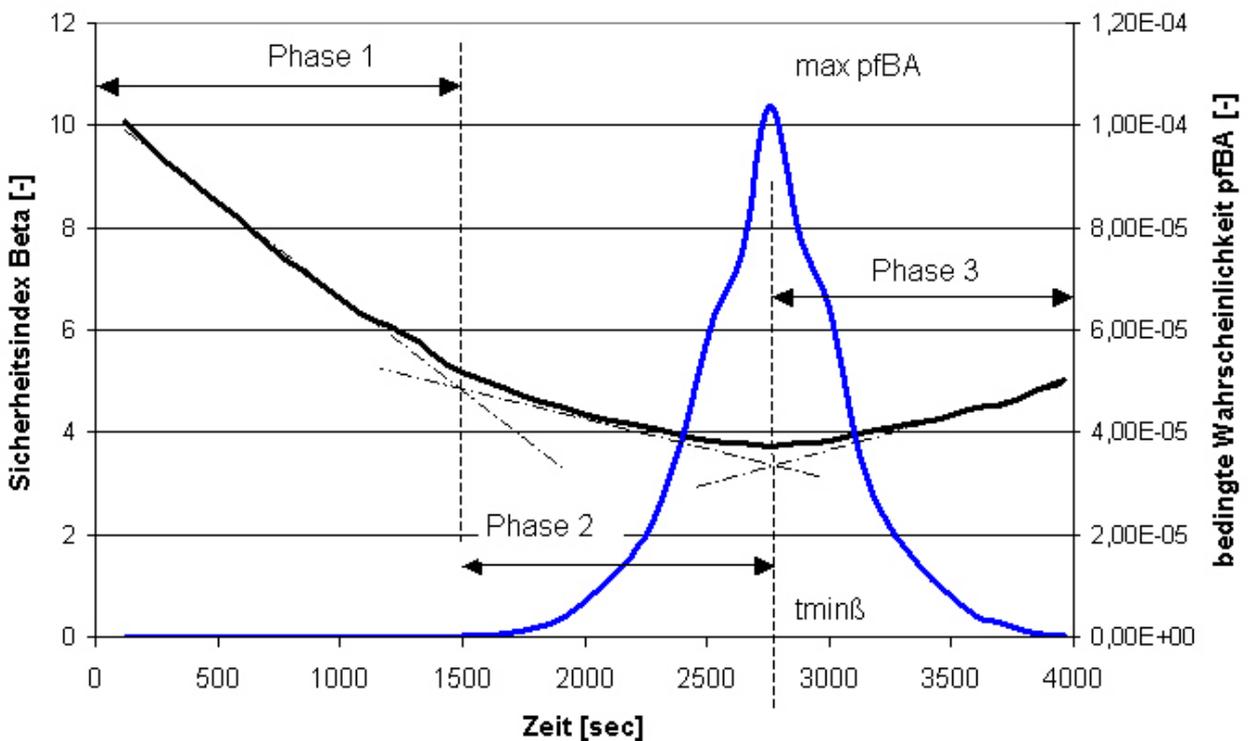


Bild B6 Zeitabhängige Berechnung der bedingten Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall p_{fBA} im Fall 3; Risikoklasse 2, $A = 10000 \text{ m}^2$

Fall 4 Anerkannte Werkfeuerwehr, keine automatische Brandmeldeanlage

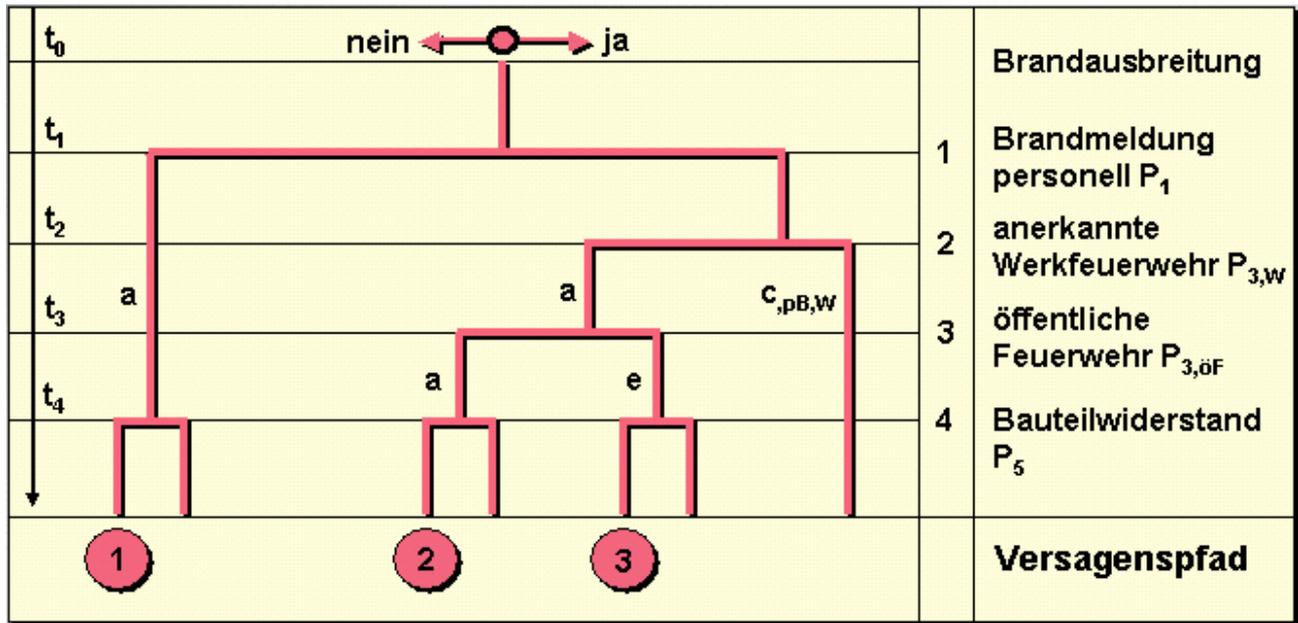


Bild B7 Ereignisablaufdiagramm im Fall 4

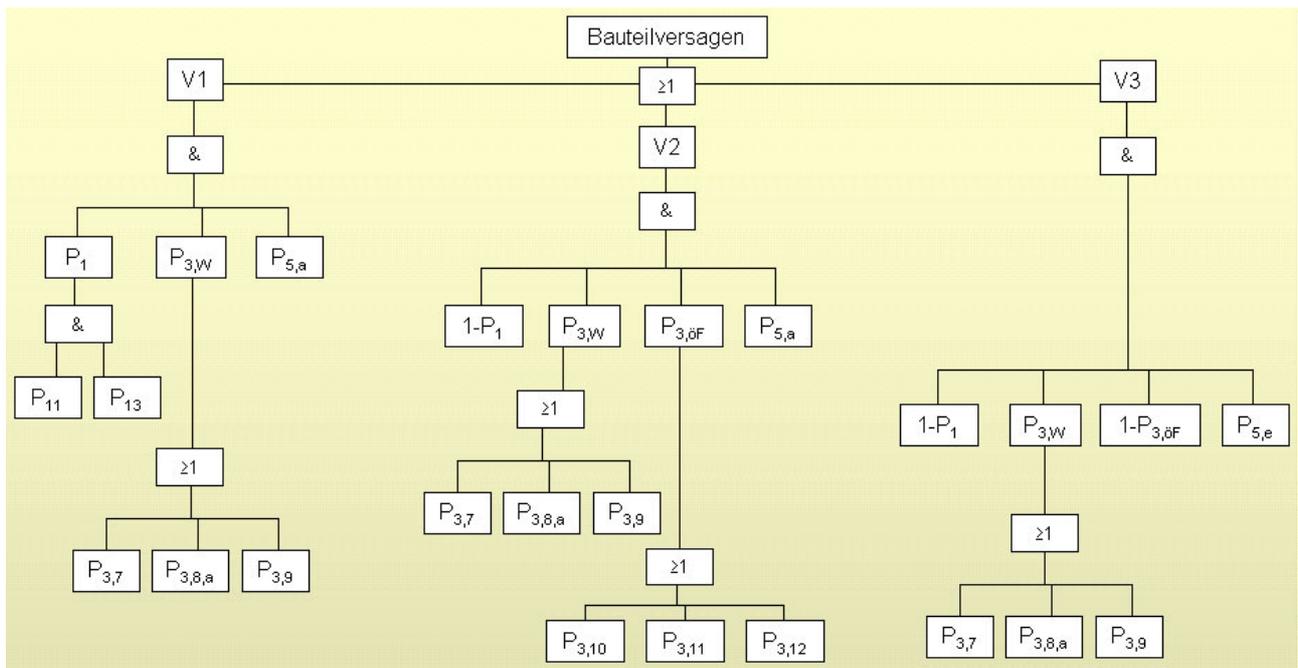


Bild B8 Fehlerbaum im Fall 4

Logisches Modell in der Grundform:

$$\begin{aligned}
 p_{fBA} = & [(P_{1,1} \cap P_{1,3}) \cap P_{5,a}] \cup & \{ \text{Versagenspfad 1} \} \\
 & [(P_{111} \cup P_{113}) \cap (P_{3,7} \cup P_{3,8,a} \cup P_{3,9}) \cap (P_{3,10} \cup P_{3,11,a} \cup P_{3,12}) \cap P_{5,a}] \cup & \{ \text{Versagenspfad 2} \} \\
 & [(P_{111} \cup P_{113}) \cap (P_{3,7} \cup P_{3,8,a} \cup P_{3,9}) \cap (P_{1310} \cap P_{1311,e} \cap P_{1312}) \cap P_{5,e}] & \{ \text{Versagenspfad 3} \}
 \end{aligned}$$

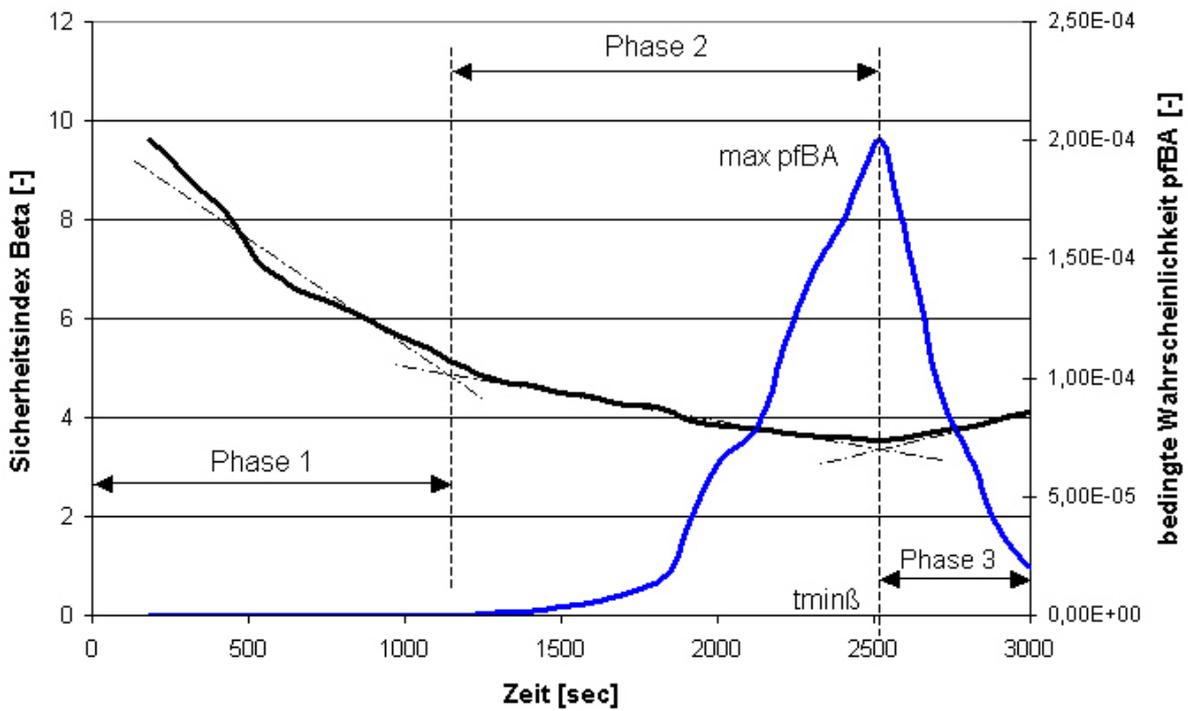
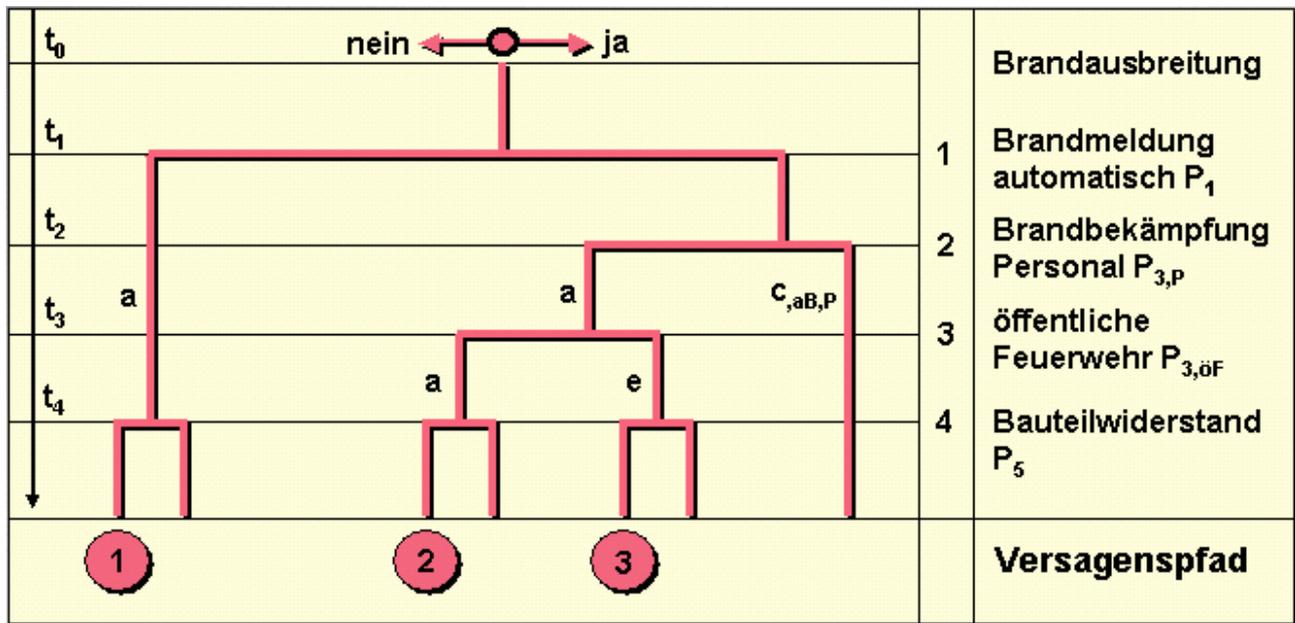


Bild B9 Zeitabhängige Berechnung der bedingten Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall p_{fBA} im Fall 4; Risikoklasse 2, $A = 5000 \text{ m}^2$

Fall 5 Automatische Brandmeldeanlage mit Aufschaltung zur Feuerwehr



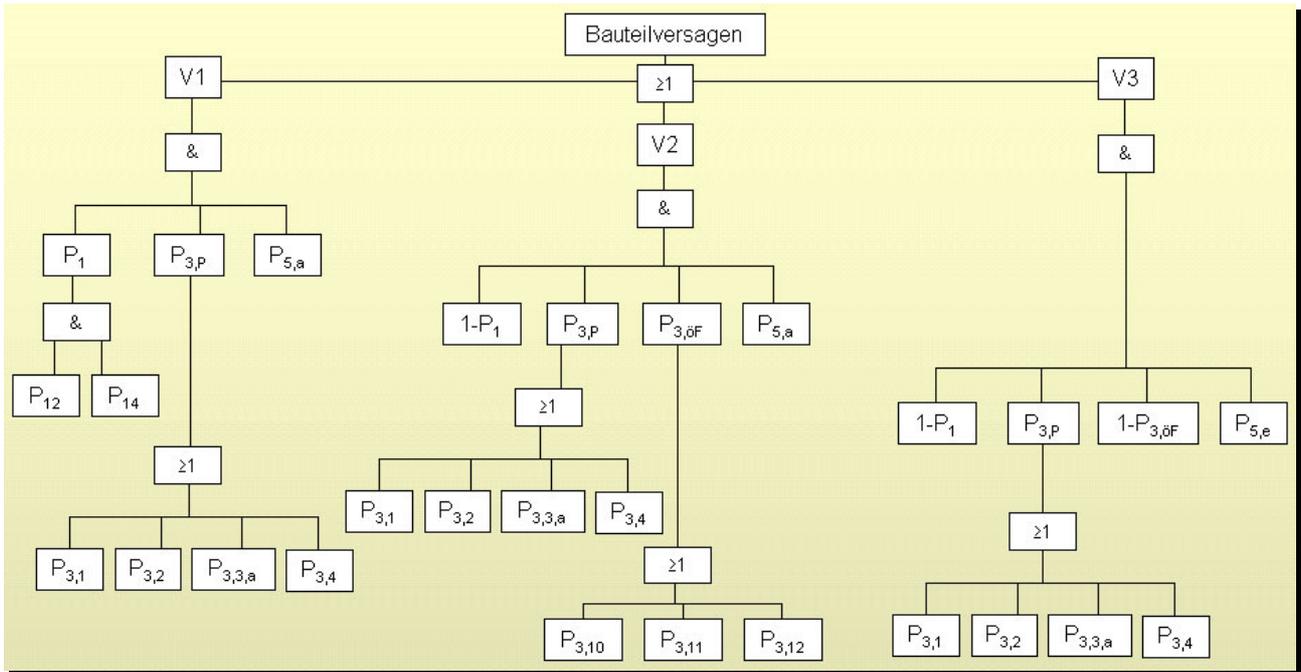


Bild B11 Fehlerbaum im Fall 5

Logisches Modell in der Grundform:

$$p_{fBA} = [(P_{1,2} \cap P_{1,4}) \cap P_{5,a}] \cup \quad \{\text{Versagenspfad 1}\}$$

$$[(P_{112} \cup P_{114}) \cap (P_{3,7} \cup P_{3,8,a} \cup P_{3,9}) \cap (P_{3,10} \cup P_{3,11,a} \cup P_{3,12}) \cap P_{5,a}] \cup \quad \{\text{Versagenspfad 2}\}$$

$$[(P_{112} \cup P_{114}) \cap (P_{3,7} \cup P_{3,8,a} \cup P_{3,9}) \cap (P_{1310} \cap P_{1311,e} \cap P_{1312}) \cap P_{5,e}] \quad \{\text{Versagenspfad 3}\}$$

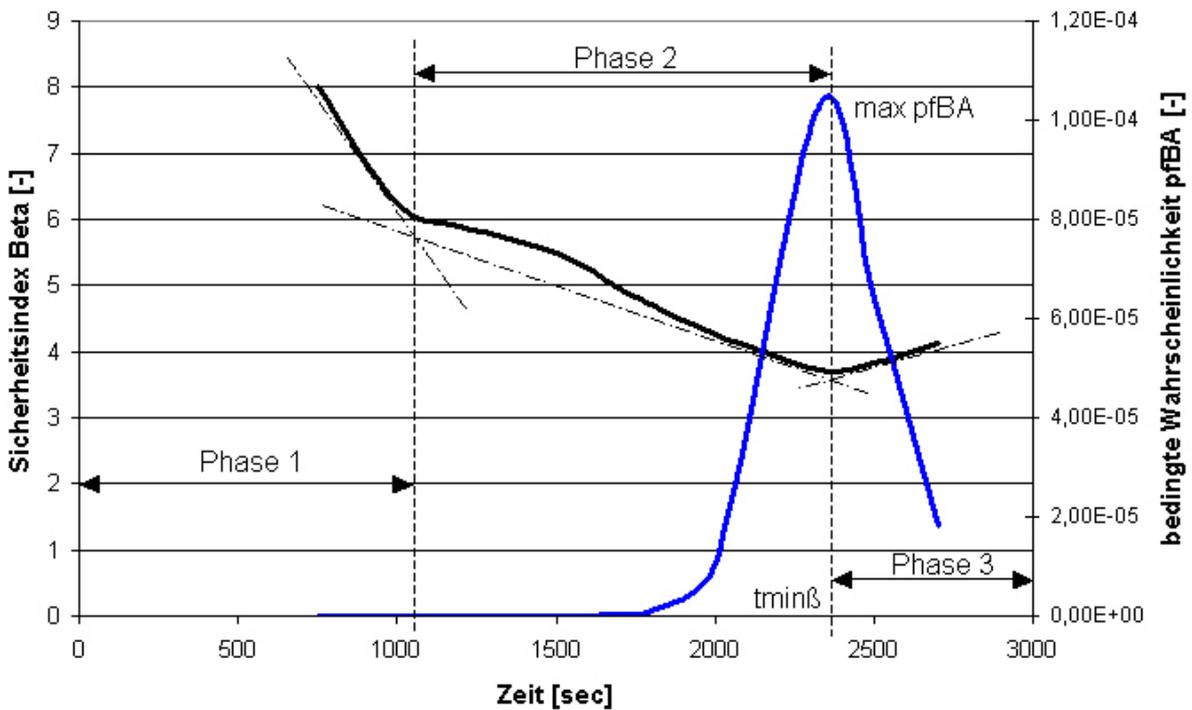


Bild B12 Zeitabhängige Berechnung der bedingten Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall p_{fBA} im Fall 5; Risikoklasse 2, $A = 10000 \text{ m}^2$

Fall 6 Keine besondere brandschutztechnische Infrastruktur

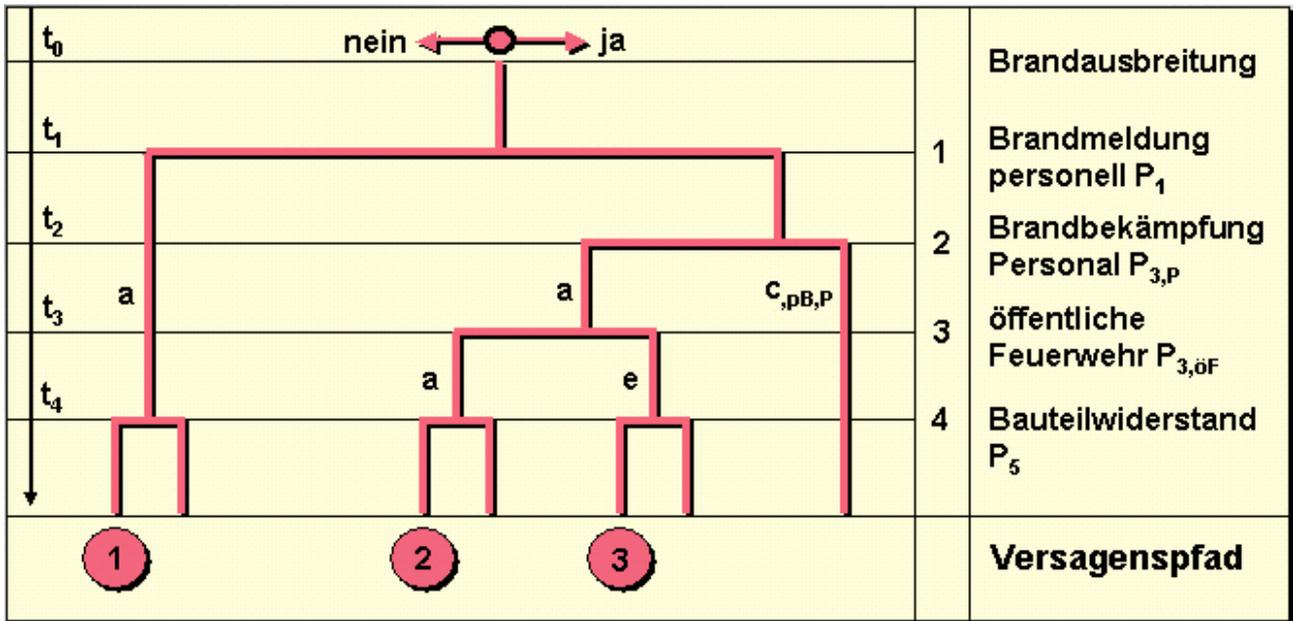


Bild B13 Ereignisablaufdiagramm im Fall 6

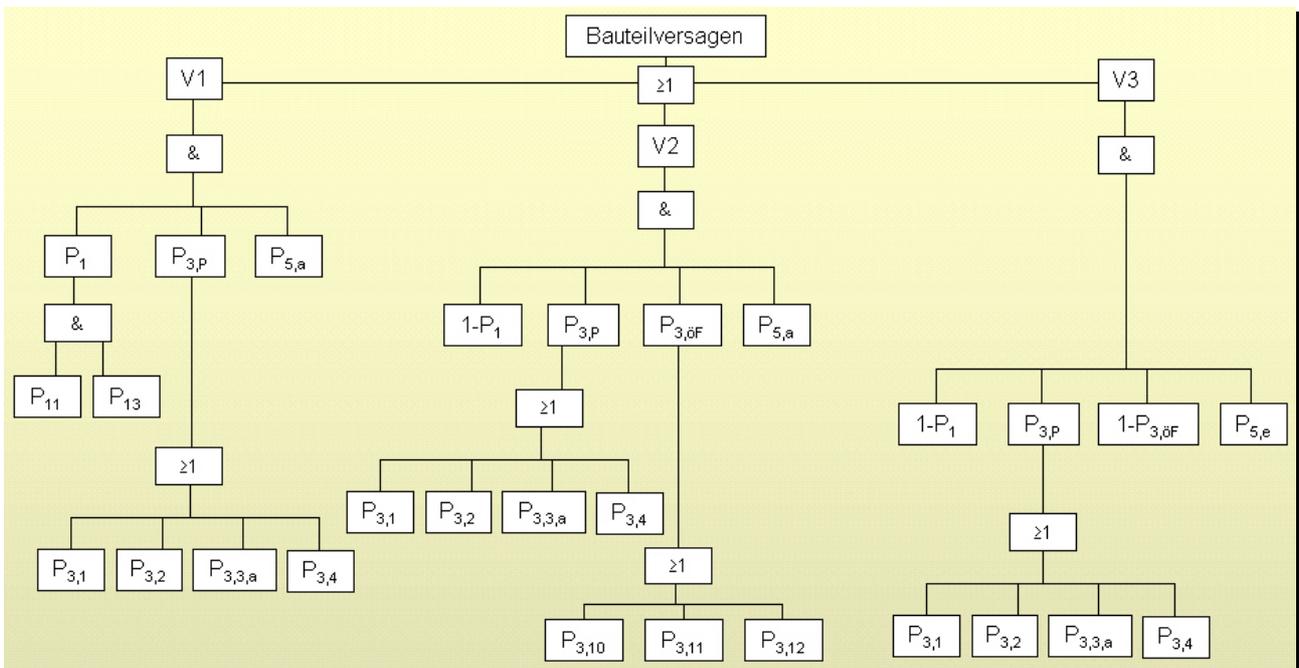


Bild B14 Fehlerbaum im Fall 6

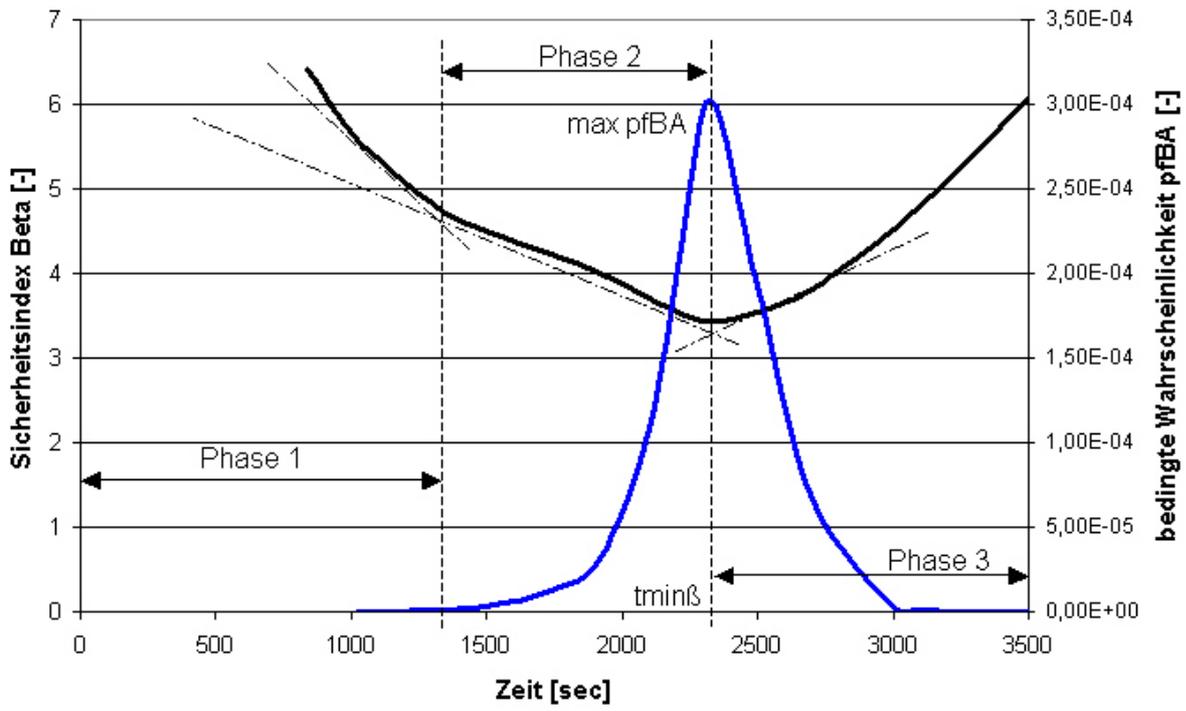


Bild B15 Zeitabhängige Berechnung der bedingten Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall p_{fBA} im Fall 6; Risikoklasse 1, $A = 30000 \text{ m}^2$

Anhang C Zusammenstellung der Brandversuche für die Ermittlung des Modellunsicherheitsfaktors v

Bezeichnung	Profil	Bauteil	Beflammung	Bekleidung	Profilmfaktor	Prüfzeugnis	Antragsteller
A	IPE 200	Stütze mit Belastung	4-seitig	2*15mm GKF aus C-förmigen Formteilen	210	Nr.:3521/4577	Gyproc GmbH
B	HE-M 200	Stützenabschnitt ohne Belastung	4-seitig	2*15mm GKF aus C-förmigen Formteilen	65	Nr.:3521/4577	Gyproc GmbH
C	IPE 200	Stützenabschnitt ohne Belastung	4-seitig	1*20mm „Duragyp“-Gipskartonplatte	210	Nr.:3521/4577	Gyproc GmbH
D	IPE 220	Stützenabschnitt ohne Belastung	4-seitig	2*15mm GKF aus C-förmigen Formteilen	198	Nr.:3521/457	Gyproc GmbH
E	IPE 200	Stützenabschnitt ohne Belastung	4-seitig	2*15mm GKF aus C-förmigen Formteilen	210	Nr.:3521/457	Gyproc GmbH
F	IPE 140	2 Träger mit Belastung	3-seitig	1*25mm GKF-Platten	215	Nr.:3370/7713	Platres Lafarge GmbH
G	IPE 140	Trägerabschnitt ohne Belastung	3-seitig	1*15mm GKF-Platten	215	Nr.:3370/7713	Platres Lafarge GmbH
H	HE-M 220	Trägerabschnitt ohne Belastung	3-seitig	1*15mm GKF-Platten	47	Nr.:3370/7713	Platres Lafarge GmbH
I	IPE 140	2 Träger mit Belastung	3-seitig	2*25mm GKF-Platten	215	Nr.:3370/7713	Platres Lafarge GmbH
J	IPE 140	Trägerabschnitt ohne Belastung	3-seitig	2*25mm GKF-Platten	215	Nr.:3370/7713	Platres Lafarge GmbH
K	I 280	Trägerabschnitt ohne Belastung	3-seitig	2*25mm GKF-Platten	11	Nr.:3370/7713	Platres Lafarge GmbH
L	IPE 200	Stützenabschnitt ohne Belastung	4-seitig	2*25mm GKF-Platten	210	Nr.:3370/7713	Platres Lafarge GmbH

Tabelle C1 Aufstellung der Brandversuche zur Ermittlung des Modellunsicherheitsfaktors v

Anhang D Auszüge aus den Validierungsberechnungen mit der Monte-Carlo-Methode in Verbindung mit Adaptive Sampling

Tabelle D1 Vergleich der Ergebnisse aus SORM und Monte-Carlo-AS-Methode

Risikoklasse	Fläche [m²]	β aus SORM	β aus Monte-Carlo	Anzahl Samples	Δ [%]
1	2500	2,65	2,65	1000	0
1	2500	2,65	2,65	10000	0
1	2500	2,65	2,65	100000	0
1	5000	2,87	2,88	1000	0,35
1	5000	2,87	2,88	10000	0,35
1	5000	2,87	2,87	100000	0
1	10000	3,09	3,12	1000	0,97
1	10000	3,09	3,10	10000	0,32
1	10000	3,09	3,09	100000	0
1	20000	3,29	3,32	1000	0,91
1	20000	3,29	3,30	10000	0,31
1	20000	3,29	3,29	100000	0
1	30000	3,40	3,41	1000	0,29
1	30000	3,40	3,41	10000	0,29
1	30000	3,40	3,40	100000	0
1	60000	3,59	3,61	1000	0,56
1	60000	3,59	3,59	10000	0
1	60000	3,59	3,59	100000	0
2	5000	3,54	3,56	1000	0,56
2	5000	3,54	3,55	10000	0,28
2	5000	3,54	3,54	100000	0
2	10000	3,71	3,73	1000	0,54
2	10000	3,71	3,71	10000	0
2	10000	3,71	3,71	100000	0
2	20000	3,90	3,92	1000	0,51
2	20000	3,90	3,90	10000	0
2	20000	3,90	3,90	100000	0
2	30000	3,98	4,01	1000	0,75
2	30000	3,98	3,99	10000	0,25
2	30000	3,98	3,98	100000	0
2	60000	4,15	4,17	1000	0,48
2	60000	4,15	4,16	10000	0,24
2	60000	4,15	4,15	100000	0

Anhang E Brandentwicklungszeiten t_g

 Tabelle E1 Brandentwicklungszeiten t_g für unterschiedliche Brandlastanordnungen

Bezeichnung der Brandlast	t_g -Wert
Holzpaletten (30 cm hoch gestapelt)	238
Holzpaletten (1,5 m hoch gestapelt)	155
Holzpaletten (3,0 m hoch gestapelt)	103
Holzpaletten (5,0 m hoch gestapelt)	100
Postsäcke (gefüllt, 1,5 m hoch gestapelt)	190
Kartons (5,0 m hoch gestapelt)	60
Papier auf Rollen (6,0 m hoch vertikal gestapelt)	22
Baumwollkleidung (in 3,5 m hohen Stahlregalen gelagert)	32
Polyethylenkleidung (in 3,5 m hohen Stahlregalen gelagert)	32
Mischfaserkleidung (Acryl/Nylon/PE, 3,5 m hoch gelagert)	32
Mischfaserkleidung (PE/Cot., in 3,5 m hohen Stahlregalen)	32
Papierwaren (dicht gepackt in Kartons, 6,0 m hohe Stapel)	480
PE-Briefablagekästen (gefüllt, 1,5 m hoch gestapelt)	180
PE-Mülleimer (in Kartons, 5,0 m hoch gestapelt)	55
PE-Teile (in Kartons, 5,0 m hoch gestapelt)	85
PE-Flaschen (in Kartons, 5,0 m hoch gestapelt)	75
PE-Flaschen (in Einheiten zu 6 Stück verpackt)	85
PE-Paletten (1,0 m hoch gestapelt)	150
PE-Paletten (2,0 m hoch gestapelt)	45
Polyurethan-Matratzen (einzeln, horizontal)	125
PU-Dämmstoffplatten (5,0 m hoch gestapelt)	8
Polystyrol-Behälter (in Einheiten zu 6 Stück verpackt)	55
Polystyrol-Behälter (in Kartons, 5,0 m hoch gelagert)	120
Polystyrol-Dämmplatten (4,0 m hoch gelagert)	6
Polystyrol-Spielzeugteile (in Kartons, 4,5 m hoch gestapelt)	125
PVC-Flaschen (in Einheiten zu 6 Stück verpackt)	95
Polypropylen-Behälter (in Einheiten zu 6 Stück verpackt)	100
Polypropylenfolie (auf Rollen, 4,0 m hoch gelagert)	40
Polyethylenfolie (auf Rollen, 4,0 m hoch gelagert)	40
Spirituosen (in Fässern, 6,0 m hoch gestapelt)	32