

## LEIBNIZ UNIVERSITÄT HANNOVER

Optimierung einer Fachwerkbinderkonstruktion in  
Stahl- bzw. kombinierter Stahl-Holzbauweise unter  
Berücksichtigung brandschutztechnischer  
Anforderungen am Beispiel einer Sporthalle

Masterarbeit am Institut für Stahlbau

***Verfasser:***

Stefan Sandbrink, B.Sc.  
Matr.-Nr. 2829670

***Ausgabe der Arbeit:***

24.10.2016

***Abgabe der Arbeit:***

24.02.2017

***Erstprüfer:***

Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann

***Zweitprüfer:***

Dipl.-Ing. Kathrin Löw

***Betreuer:***

Dipl.-Ing. Waldemar Weisheim

***Externer Betreuer:***

Dr.-Ing. Florian Tabeling

shl ingenieure GmbH (Hannover)

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1	Problemstellung . . . . .	1
1.2	Zielsetzung . . . . .	2
1.3	Vorgehensweise . . . . .	3
<b>2</b>	<b>Stand der Normung, Technik und Forschung</b>	<b>4</b>
2.1	Einleitung . . . . .	5
2.2	Anforderungen an Sonderbauten des Sporthallenbaus . . . . .	5
2.2.1	Baurechtliche Randbedingungen . . . . .	5
2.2.2	Nutzungsorientierte Anforderungen . . . . .	7
2.2.3	Geometrische Vorgaben . . . . .	8
2.3	Stand der Normung . . . . .	9
2.3.1	Bemessung von Stahl- und Holztragwerken . . . . .	9
2.3.2	Brandschutztechnische Nachweise von Stahl- und Holztragwerken	10
2.4	Stand der Technik und Forschung . . . . .	12
2.4.1	Dachkonstruktionen im Hallenbau . . . . .	12
2.4.2	Brandschutzsysteme im Stahlbau . . . . .	12
2.4.3	Entwicklungen im Holzbau . . . . .	14
2.5	Zusammenfassung und Schlussfolgerung . . . . .	16
<b>3</b>	<b>Entwicklung einer Fachwerkbinderkonstruktion in Stahlbauweise</b>	<b>16</b>
3.1	Einleitung . . . . .	16
3.2	Modellentwicklung und Vorbemessung . . . . .	17
3.2.1	Einleitung . . . . .	17
3.2.2	Geometrische Randbedingungen . . . . .	18
3.2.3	Lastzusammenstellung Fachwerkbinder . . . . .	19
3.2.4	Modellierung und Belastung des Dachverbands . . . . .	22
3.2.5	Vorbemessung und Modellbildung in RStab8 . . . . .	24

3.2.6	Zusammenfassung . . . . .	24
3.3	Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit nach DIN EN 1993-1-1 . . . . .	25
3.4	Bemessung im Brandfall für eine Feuerwiderstandsklasse R 30 . . . . .	27
3.4.1	Einleitung . . . . .	27
3.4.2	Einwirkungen im Brandfall . . . . .	27
3.4.3	Zweidimensionale Temperaturfeldanalyse in ABAQUS . . . . .	28
3.4.4	Nachweisführung im Brandfall gemäß DIN EN 1993-1-2 [22] . . . . .	30
3.4.5	Ergebnisse . . . . .	37
3.4.6	Zusammenfassung . . . . .	40
3.5	Bemessung unter Berücksichtigung von Naturbrandmodellen . . . . .	41
3.5.1	Einleitung . . . . .	41
3.5.2	Vereinfachtes Naturbrandmodell - Lokaler Brand . . . . .	41
3.5.3	Allgemeines Brandmodell - Thermodynamische Berechnung in FDS [29] . . . . .	50
3.5.4	Ergebnisse . . . . .	67
3.5.5	Zusammenfassung . . . . .	72
3.6	Vergleich der Bemessungsergebnisse . . . . .	73
3.7	Zusammenfassung und Schlussfolgerung . . . . .	74
<b>4</b>	<b>Variantenstudie</b>	<b>76</b>
4.1	Einleitung . . . . .	76
4.2	Einsatz eines reaktiven Brandschutzsystems am Stahlfachwerkbinder . . . . .	77
4.2.1	Einleitung . . . . .	77
4.2.2	Thermisches Materialverhalten eines Dämmschichtbildners . . . . .	78
4.2.3	Modellbildung von RBS auf Stahlquerschnitten in zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen . . . . .	81
4.2.4	Festlegung der erforderlichen Trockenschichtdicken des DSB . . . . .	83
4.2.5	Ergebnisse der numerischen Untersuchung mit Nachweis der Feuerwiderstandsdauer . . . . .	84
4.2.6	Zusammenfassung . . . . .	85

4.3	Einsatz von Holz als Brandschutzsystem für Stahlquerschnitte . . . . .	86
4.3.1	Einleitung . . . . .	86
4.3.2	Experimentelle Untersuchung zum Brandverhalten von Holzman- schetten an Stahlquerschnitten . . . . .	87
4.3.3	Validierung eines numerischen Modells zur Simulation des ther- mischen Schutzverhaltens von Holzmannschetten an Stahlquer- schnitten . . . . .	95
4.3.4	Zusammenfassung und Ausblick . . . . .	103
4.4	Bemessung eines Holztragwerks mit Kreis-Vollprofil Unterspannung . .	104
4.4.1	Einleitung . . . . .	104
4.4.2	Das statische System samt Lasteinwirkungen . . . . .	104
4.4.3	Bemessung der Holzkonstruktion gemäß DIN EN 1995-1-1 + NA [24] . . . . .	106
4.4.4	Nachweis einer ausreichenden Feuerwiderstandsdauer der Holz- konstruktion nach DIN EN 1995-1-2 + NA [25] . . . . .	113
4.4.5	Vergleich der Brandschutzmaßnahmen DSBBS und Holzmannschet- te an der Stahlunterspannung des Dachtragwerks . . . . .	122
4.4.6	Zusammenfassung . . . . .	130
4.5	Zusammenfassung und Schlussfolgerung . . . . .	130
<b>5</b>	<b>Vergleich der Konstruktionsvarianten</b>	<b>131</b>
5.1	Einleitung . . . . .	131
5.2	Gegenüberstellung und Bewertung der Konstruktionsvarianten . . . . .	132
5.3	Realisierbarkeit von Knotenpunkten im Brandfall . . . . .	133
5.3.1	Auflagerdetail am unterspannten Holzbinder . . . . .	134
5.3.2	Anschlussdetails an den Unterstützungen des Holzbinders . . . . .	135
5.4	Zusammenfassung . . . . .	138
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung, Schlussfolgerung und Ausblick</b>	<b>138</b>
6.1	Zusammenfassung und Schlussfolgerung . . . . .	138
6.2	Ausblick . . . . .	143

<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>I</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>VIII</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>XII</b>
<b>A Anhang zu Kapitel 3: Schnittgrößenverläufe und Nachweisführung am Stahlfachwerkbinder</b>	<b>XIII</b>
<b>B Anhang zu Kapitel 4: Lastkombinationen und Schnittgrößenverläufe am unterspannten Holzbinder</b>	<b>LXIX</b>
<b>C Erklärung</b>	<b>LXXXVI</b>

# Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

## Abkürzungen

AbZ	Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
CEN	Europäisches Komitee für Normung
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DGUV	Spitzenverband Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung
DIN	Deutsche Industrienorm / Deutsches Institut für Normung
DSB	Dämmschichtbildner
DSBBS	Dämmschichtbildendes Brandschutzsystem
EC	Eurocode
EN	Europäische Norm
ETK	Einheits-Temperaturzeitkurve
FDS	<i>fluid dynamics simulation</i>
GZT	Grenzzustand der Tragfähigkeit
HFL	Wärmefluss
HRRPUA	Flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate ( <i>Heat Release Rate per Area</i> )
LBO	Landesbauordnung
MBO	Musterbauordnung
NA	Nationaler Anhang
NBauO	Niedersächsische Bauordnung
NDP	National festzulegende Parameter im Eurocode
NIST	<i>National Institute of Standards and Technology</i>
NRA	Natürliche Rauchabzugsanlagen
NT	Knotentemperatur
NVStättVO	Niedersächsische Versammlungsstättenverordnung
R 30	30-minütige Feuerwiderstandsdauer <i>Resistance</i>

RBS	Reaktives Brandschutzsystem
$RHR_f$	Wärmefreisetzungsrage
RWA	Rauch- und Wärmeabzugsanlagen
SchulbauR	Richtlinie über bauliche Anforderungen an Schulen
STR	Tragwerks- und Querschnittsversagen ( <i>structural</i> )
VDI	Verein Deutscher Ingenieure

## Lateinische Bezeichnungen

$a$	Achsenabstand der Binder
$A$	Fläche
$A_{erf}$	erforderliche Querschnittsfläche
$A_f$	Brandfläche
$A_w$	notwendige Rauchabzugsfläche in der Decke
$A_{Wand,erf}$	erforderliche Rauchabzugsfläche in den Außenwänden
$A$ bis $E$	Auflagerreaktionen
$\Delta A$ bis $\Delta E$	zusätzliche Auflagerreaktionen durch Imperfektionen
$b$	Breite
$c_p$	spezifische Wärmekapazität
$C$	Wärmespeicherkapazität
$d$	Durchmesser
$d_0$	Tiefe einer Schicht, bei der die Festigkeit und Steifigkeit zu null angenommen wird
$d_{char,n}$	Bemessungswert der ideellen Abbrandtiefe
$d_{ef}$	effektive Abbrandtiefe
$d_w$	Dicke der Holzschicht
$D$	Branddurchmesser
$e_0$	Vorkrümmung als äquivalente geometrische Ersatzimperfektion
$E_d$	Bemessungswert der Beanspruchung

$E_{d,fi}$	Bemessungswert der Beanspruchung im Brandfall
$f_i$	Index für Brandfall
$f_{c,0,d}$	Bemessungswert der Druckfestigkeit in Faserrichtung
$f_{c,w,d}$	Bemessungswert der Druckfestigkeit des Steges
$f_{f,c,d}$	Bemessungswert der Druckfestigkeit des Gurtes
$f_{c,90,k}$	charakteristischer Wert der Druckfestigkeit quer zur Faser
$f_{m,k}$	charakteristischer Wert der Biegefestigkeit
$f_{m,y,d}$	Bemessungswert der Biegefestigkeit um die Hauptachse y
$f_{m,z,d}$	Bemessungswert der Biegefestigkeit um die Hauptachse z
$f_{m,\alpha,d}$	Bemessungswert der Biegefestigkeit unter einem Winkel $\alpha$ zur Faserrichtung
$f_{t,0,d}$	Bemessungswert der Zugfestigkeit in Faserrichtung
$f_{t,0,k}$	charakteristischer Wert der Zugfestigkeit in Faserrichtung
$f_{t,90,d}$	Bemessungswert der Zugfestigkeit rechtwinklig zur Faserrichtung
$f_{v,0,d}$	Bemessungswert der Scherfestigkeit bei Plattenbeanspruchung
$g_k$	charakteristisches Eigengewicht
$h$	Höhe
$h_{ap}$	Höhe des Firstbereichs
$h_{First}$	Binderhöhe am First
$h_{Traufe}$	Binderhöhe an der Traufe
$HRRPUA$	flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate
$i$	Trägheitsradius
$k_0$	Koeffizient im Brandfall
$k_{ap}$	Beiwert
$k_{crit}$	Kippbeiwert
$k_{dis}$	Verteilungsbeiwert für Spannungen in einem Firstbereich
$k_{E,\theta}$	Abminderungsfaktor des E-Moduls von Stahl im Brandfall
$k_{fi}$	Koeffizient
$k_m$	Beiwert für die Holzart
$k_{mod}$	Modifikationsbeiwert für Lasteinwirkungsdauer und Feuchte
$k_{vol}$	Volumenbeiwert



$k_{y,\theta}$	Abminderungsfaktor der Fließgrenze von Stahl im Brandfall
$l$	Länge
$L_{cr}$	Knicklänge
$L_f(t)$	Flammenhöhe zum Zeitpunkt $t$
$M_{ap,max}$	maximales Biegemoment im gekrümmten Firstbereich
$M_{Binder,ges}$	Gesamtmasse der Fachwerkbinder
$M_y$	Biegemoment um die y-Achse
$M_z$	Biegemoment um die z-Achse
$N$	Normalkraft
$N_{b,fi,t,Rd}$	Knickfestigkeit druckbeanspruchter Bauteile bei konstanter Querschnittstemperatur
$N_{Ed}$	Normalkraft infolge des Bemessungswertes der Beanspruchung
$p_i$	Ausfallwahrscheinlichkeit
$q$	Ersatzkraft pro Längeneinheit auf ein stabilisierendes System äquivalent zur Wirkung von Imperfektionen
$q_f$	Brandlastdichte
$q_{Nutz,k}$	charakteristische veränderliche Nutzlast
$q_{vorh,k}$	vorhandene charakteristische Flächenlast
$q_{zul,2-Feld,k}$	zulässige charakteristische Flächenlast eines Trapezblech-Zweifeldträgers
$\delta_q$	Durchbiegung des stabilisierenden Systems unter der Ersatzkraft $q$
$\dot{Q}$	Wärmefreisetzungsrate
$Q_f$	Brandlast
$Q_k$	charakteristischer Wert der Einzelnutzlast
$r_{in}$	Innenradius des gekrümmten Obergurtes
$RHR_f$	Wärmefreisetzungsrate
$s_k$	charakteristische Schneelast
$s_{links,k}$	charakteristische Schneelast auf der linken Dachseite
$s_{rechts,k}$	charakteristische Schneelast auf der rechten Dachseite
$t$	Zeit, Dicke der Brettschichtholzlamellen
$t_{A,ef}$	effektive Auflagerhöhe
$t_\alpha$	Brandentwicklungsdauer

$V_q$	Variationskoeffizient
$w_k$	charakteristische Windlast
$x$	x-Koordinate
$y$	y-Koordinate
$z$	Höhe über der Brandfläche
$z_0(t)$	gedachter Ursprung der Flammenbezugsachse

## Griechische Bezeichnungen

$\alpha$	Dachneigung, Sensitivitätsfaktor, Aufschäumfaktor
$\alpha_{ii}$	richtungsbezogener Ausdehnungskoeffizient
$\alpha_k$	Wärmeübergangskoeffizient
$\alpha_m$	Abminderungsfaktor für die Anzahl an Bindern
$\alpha_Z$	thermischer Ausdehnungskoeffizient
$\beta$	Abbrandrate
$\beta_c$	Imperfektionsbeiwert
$\beta_{fi}$	Zuverlässigkeitsindex
$\beta_M$	Anpassungsfaktor für den Momentenverlauf
$\gamma_{M,0}$	Teilsicherheitsbeiwert für die entsprechende Materialeigenschaft
$\gamma_{M,fi}$	Teilsicherheitsbeiwert unter Brandbedingungen für die entsprechende Materialeigenschaft
$\Delta$	Inkrement
$\varepsilon$	Materialparameter zur Berücksichtigung der Stahlsorte, Emissionsgrad
$\eta$	Ausnutzungsgrad
$\eta_{fi}$	Ausnutzungsgrad im Brandfall
$\theta_0$	Ausgangstemperatur
$\theta_a$	Stahltemperatur
$\theta_g$	Gastemperatur
$\theta_w$	Holztemperatur

$\Theta(z, t)$	Temperatur entlang der Plumenachse
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit
$\bar{\lambda}$	bezogener Schlankheitsgrad bei Normaltemperatur
$\lambda_{rel,y}$	bezogener Schlankheitsgrad für Biegung um die y-Achse
$\lambda_{rel,z}$	bezogener Schlankheitsgrad für Biegung um die z-Achse
$\lambda_{rel,m}$	bezogener Kippschlankheitsgrad
$\mu$	Beiwert
$\mu_1$	Formbeiwert
$\rho$	Rohdichte
$\sigma_{c,0}$	Druckspannung in Faserrichtung
$\sigma_{t,90}$	Zugspannung rechtwinklig zur Faserrichtung
$\sigma_{c,0,d}$	Bemessungswert der Druckspannung in Faserrichtung
$\sigma_{c,\alpha,d}$	Bemessungswert der Druckspannung unter einem Winkel $\alpha$ zur Faserrichtung
$\sigma_{f,c,d}$	Bemessungswert der mittleren Gurtdruckspannung
$\sigma_{f,c,max,d}$	Bemessungswert der Druckspannung am äußersten Rand des Druckgurtes
$\sigma_{m,crit}$	kritische Biegespannung
$\sigma_{m,y,d}$	Bemessungswert der Biegespannung um die Hauptachse y
$\sigma_{m,z,d}$	Bemessungswert der Biegespannung um die Hauptachse z
$\sigma_{m,\alpha,d}$	Bemessungswert der Biegespannung unter einem Winkel $\alpha$ zur Faserrichtung
$\sigma_N$	Normalspannung
$\sigma_{t,0,d}$	Bemessungswert der Zugspannung in Faserrichtung
$\sigma_{t,90,d}$	Bemessungswert der Zugspannung rechtwinklig zur Faserrichtung
$\tau$	Schubspannung
$\tau_d$	Bemessungswert der Schubspannung
$\phi_\theta$	Beiwert im Brandfall
$\xi_{fi}$	Abminderungsfaktor für das Biegeknicken unter Brandbeanspruchung
$\Psi_i$	Kombinationsbeiwert
$\omega$	Feuchtegehalt im Holz

## Kurzfassung

Die Dachtragwerke von wettkampftauglichen Sporthallen müssen in der Regel neben dem Sportfeldbereich auch den Tribünenbereich stützenfrei überspannen. [52] Aufgrund der großen Spannweite von mehr als 28 Metern kann dieser Forderung bspw. durch Dachbinder in Stahl-, Holz- oder Spannbetonbauweise entsprochen werden, welche nach der Niedersächsischen Versammlungsstättenverordnung [47] zudem *feuerhemmend* ausgebildet sein müssen. Im Rahmen dieser Arbeit sollen Dachbinder in Stahl- bzw. hybrider Stahl-Holzbauweise hinsichtlich statischer, bau- und brandschutztechnischer sowie wirtschaftlicher Gesichtspunkte optimiert werden.

Während die Kaltbemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit bei einem Stahlfachwerkbinder erfolgreich durchgeführt werden kann, ist eine Realisierung der Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten unter Ansatz der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) nur durch die Verwendung von unwirtschaftlich überdimensionierten Profilmessungen auf Bauteilebene möglich. Werden zudem die Zwangskräfte aus thermischer Dehnung angesetzt, ist der Nachweis für das Gesamttragwerk nicht möglich.

Gerade bei Sporthallen, die bei ordnungsgemäßer Nutzung nur eine geringe Brandlastdichte aufweisen, kann über die Verwendung von Naturbrandmodellen gezeigt werden, dass die zu erwartenden Raumbgas- und damit auch Stahltemperaturen deutlich unter jenen bei Ansatz der ETK liegen. Eine Heißbemessung des Stahlfachwerks gelingt dabei sowohl mit dem vereinfachten Naturbrandmodell *Lokaler Brand* als auch bei einem allgemeinen Naturbrandmodell mit thermodynamischer Berechnung in FDS [29].

In einer Variantenstudie ist neben der erfolgreichen Bemessung eines mit DSBBS geschützten Stahlfachwerks ein im Firstbereich gekrümmter Holzbinder mit Stahlunterstützung nachgewiesen worden. Auch die Brandschutznachweise der Holzbauteile sind aufgrund des günstigen thermischen Verhaltens von Holz im Brandfall - durch die Pyrolyse des Holzes bildet sich eine schützende Kohleschicht aus - über eine entsprechende Dimensionierung möglich. Um diesen Schutzeffekt des Holzes an Stahlteilen nutzen zu können, sind experimentelle Brandversuche und numerische Simulationen an mit Holzmannschetten geschützten Stahlquerschnitten durchgeführt worden. Bereits wenige Zentimeter Holzschichtdicke reichen aus, um die Stahltemperatur deutlich unterhalb

des kritischen Bereichs zu halten.

Insgesamt scheint der Einsatz von Holzmanschetten alternativ zum einzigen auf kreisförmigen Zuggliedern zugelassenen DSBBS [61] neben gestalterischen Aspekten gerade in Bezug auf Dauerhaftigkeit betrachtenswert zu sein.

**Schlagworte:** Sporthallendächer, Stahl- bzw. Stahl-Holzbauweise, Brandschutz, Naturbrandmodelle, Holz als Brandschutzsystem

## Abstract

In compliance with the rules, the roof structures of sports halls that are suitable for competition also have to span the stands, in addition to the sports field, without support. [52] Due to the large span of more than 28 meters, roof trusses in steel, wood or prestressed concrete constructions can fulfill this requirement, which must also be fire-resistant according to the Lower Saxony Assemblies Ordinance [47]. It is the purpose of this work, to optimize roof trusses in steel or hybrid steel-wood construction in terms of static, construction and fire protection as well as economic aspects.

While the dimensioning can be carried out successfully in the limit of the load carrying capacity of a steel truss, an implementation of the fire resistance duration of 30 minutes under the assumption of the uniform temperature time curve (UTTC) is only possible by using uneconomically oversized profile dimensions on the component plane. If the restraining forces as a result of thermal expansion are applied, a proof for the entire support structure is not possible.

Especially in sports halls that have a low fire load density when properly used, natural fire models can be used to show that the expected gas and steel temperatures are significantly below those under approach of the UTTC. In case of fire, a dimensioning of the steel truss is achieved with the simplified natural fire model local fire as well as with a general natural fire model with thermodynamic calculation in FDS. [29]

The successful dimensioning of a steel truss protected by an insulating layer-forming fire protection system was proved in a variety-study. In addition, a hybrid steel-wood construction is dimensioned, consisting on the upper side of a laminated timber beam curved in the ridge area and on the lower side of a steel rod. Due to the good thermal behavior of wood in the event of a fire – the pyrolysis of wood forms a protective carbon coating – the fire safety proofs of the wooden components are also possible through appropriate dimensioning.

In order to be able to utilize this protective effect of wood on steel parts, experimental fire tests and numerical simulations have been carried out on steel cross-sections protected with wooden sleeves. Already a few centimeters of wood layer thickness are sufficient to keep the steel temperature well below the critical range.

Overall, the use of wooden sleeves as an alternative to the only insulating layer forming fire protection system approved on circular tension members [61] seems to be, in addition to design aspects, a considerable possibility with regard to durability.

**Keywords:** sports hall roofs, steel / steel-wood constructions, fire protection, natural fire models, wood as a fire protection system

# 1 Einleitung

## 1.1 Problemstellung

An die Überdachung von wettkampftauglichen Sporthallen, die neben der mindestens 22 x 44 x 7 m (Breite x Länge x Höhe) freien Sportfläche auch einen mindestens 6 m breiten Tribünenbereich sowie die notwendigen Umkleide- und Nebenräume umfassen [39], werden hohe Anforderungen gestellt. Aus den geometrischen und nutzungsorientierten Randbedingungen ergeben sich Spannweiten von mehr als 28 m, die mit einfachen Flächentragwerken nicht mehr wirtschaftlich überspannt werden können.

Daher werden unter der Dachhaut Tragwerke eingesetzt, die sich sowohl hinsichtlich ihrer statischen Tragstruktur als auch der eingesetzten Baustoffe stark voneinander unterscheiden können. Gemäß der Niedersächsischen Versammlungsstättenverordnung (NVStättVO) [47] müssen jene Tragwerke von Dächern feuerhemmend sein, die nicht durch feuerbeständige Bauteile getrennt sind. Das entspricht der Forderung nach einer Feuerwiderstandsdauer von mindestens 30 Minuten. Während dieser Anforderung bei der Verwendung von Spannbetonbalkenträgern durch die Einhaltung der notwendigen Betondeckung in der Regel ohne große Umstände entsprochen werden kann, bedürfen stählerne und hölzerne Tragwerke einer genaueren Betrachtung.

Gerade zu Fachwerken aufgelöste stählerne Konstruktionen weisen trotz filigraner Bauweise aufgrund der hohen Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften des Stahls eine große statische Tragfähigkeit auf, die im Brandfall allerdings wegen der temperaturabhängigen Eigenschaften des Stahls schnell verloren geht. Um die Erwärmung des Stahls hinauszuzögern, werden auch aus gestalterischen Aspekten heraus häufig reaktive Brandschutzsysteme (RBS) verwendet. Diese schäumen ab einer bestimmten Temperatur auf und bilden eine den Stahl umhüllende poröse Schutzschicht aus, die sehr gute wärmedämmende Eigenschaften besitzt. Da dieser poröse Schaum sehr empfindlich gegenüber mechanischen Beanspruchungen ist, kommt es gerade an Zuggliedern zu vermehrter Rissbildung im Brandschutzsystem infolge der thermischen Dehnung des Stahls. Diese Risse im RBS verringern die thermische Schutzwirkung maßgeblich,



sodass für die Beurteilung von RBS auf Zuggliedern andere numerische und versuchs-technische Anforderungen gestellt werden müssen, als es bei durchbeanspruchten Bauteilen aus Stahl der Fall ist. [37] Bisher gibt es in Deutschland nur eine bauaufsichtliche Zulassung für ein dämmschichtbildendes Brandschutzsystem (DSBBS) an auf Zug beanspruchten Kreis-Vollquerschnitten und Kreis-Hohlprofilen. [61]

Neben regelmäßig notwendigen Inspektionsintervallen ist zudem die Nutzungsdauer eines DSBBS begrenzt. In der Regel müssen diese also noch während der geplanten Nutzungsdauer eines Gebäudes erneuert werden, was mit entsprechenden Kosten und Ausfallzeiten einhergeht. Die Entwicklung von Brandschutzsystemen mit einer höheren Dauerhaftigkeit ist daher erstrebenswert.

Aus Gründen der Behaglichkeit wird zudem immer öfter der Einsatz von hölzernen Tragstrukturen gefordert. Diese können sowohl mit massiven Querschnitten als auch aufgelöst als Fachwerk in reiner Holzbauweise oder durch den Einsatz von stählernen Unterspannungen in einer hybriden Stahl-Holzbauweise ausgeführt werden. Dabei ist wiederum auf den Schutz der stählernen Unterspannung im Brandfall zu achten.

In dieser Arbeit ist eine Fachwerkbinderkonstruktion in Stahl- bzw. hybrider Stahl-Holzbauweise unter Berücksichtigung der brandschutztechnischen Anforderungen am Beispiel einer Sporthalle hinsichtlich statischer, bau- und brandschutztechnischer sowie wirtschaftlicher Gesichtspunkte zu optimieren.

### 1.2 Zielsetzung

Um eine Optimierung der Konstruktionsvarianten im Hinblick auf die geforderten Gesichtspunkte erfolgreich durchführen zu können, sind im Rahmen dieser Arbeit folgende Fragestellungen zu erörtern:

- Welche baurechtlichen und nutzungsorientierten Anforderungen werden an Sporthallen gestellt, die Einfluss auf die Ausführung der Tragstruktur des Daches nehmen?
- Wie kann ein Fachwerkträger aus Stahl gestaltet werden und welchen Belastungen ist er am Aufstellungsort Wunstorf für die Kaltbemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit ausgesetzt?

- Kann ein stählerner Fachwerkträger so dimensioniert werden, dass er auch ohne ein Brandschutzsystem die Feuerwiderstandsklasse R 30 erreicht?
- Eine Bemessung kann alternativ zur Normbrandkurve (Einheits-Temperaturzeitkurve) unter Berücksichtigung von schutzzielorientierten Gesichtspunkten mit Hilfe von Naturbrandmodellen erfolgen. Wie können diese Naturbrandmodelle angewendet werden und wie groß ist der Unterschied in der Bemessung im Vergleich zu den Ergebnissen bei Ansatz der Normbrandkurve?
- Welchen Einfluss hat ein RBS auf die Stahltemperatur im Brandfall und wie kann dieser ermittelt werden?
- Wie kann eine Konstruktionsvariante in hybrider Stahl-Holzbauweise gestaltet und bemessen werden?
- Können Stahlquerschnitte alternativ zu RBS durch den Einsatz von Holzmanchetten im Brandfall geschützt werden? Wie erfolgt dabei die Temperaturermittlung im Stahlquerschnitt?
- Wie sind die Konstruktionsvarianten gegenüberstellend zu bewerten und worauf ist bei der Ausbildung von Knotenpunkten hinsichtlich der brandschutztechnischen Anforderungen zu achten?

Durch die Beantwortung dieser Fragestellungen sollen Lösungsansätze für die brandschutztechnische Ausbildung von Dachtragwerken im Sporthallenbau erarbeitet und vergleichend gegenübergestellt werden.

### 1.3 Vorgehensweise

Nach der in diesem Kapitel bereits erfolgten Einleitung in die Thematik und der Entwicklung von Fragen zu relevanten Teilaspekten wird hier die Vorgehensweise bei der Bearbeitung der Fragestellungen dargestellt.

Zum Einstieg in die Problemstellungen ist im zweiten Kapitel der Stand der Normung, Technik und Forschung zusammengestellt. Dabei wird im Speziellen auf die baurechtlichen und nutzungsorientierten Anforderungen an Sonderbauten des Sporthallenbaus

eingegangen, der Stand der Normung für die Bemessung von Stahl- und Holztragwerken aufgezeigt sowie ein Überblick hinsichtlich aktueller Entwicklungen in den Bereichen Hallenbau, Brandschutzmaßnahmen im Stahlbau und den Neuerungen im Holzbau gegeben.

Auf Grundlage der im zweiten Kapitel ausgearbeiteten Erkenntnisse wird im dritten Kapitel eine Fachwerkbinderkonstruktion in Stahlbauweise entwickelt. Das umfasst neben der Modellbildung die Lasteinwirkungen und die Kaltbemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit. Zudem ist der Fachwerkbinder für eine Feuerwiderstandsklasse R 30 im Brandfall nachzuweisen und wenn möglich entsprechend zu dimensionieren. Alternativ zur Brandschutzbemessung mittels Normbrandkurve werden die Naturbrandmodelle *Lokaler Brand* sowie ein allgemeines Naturbrandmodell mit thermodynamischer Berechnung in FDS [29] untersucht und die Ergebnisse vergleichend gegenübergestellt. Im vierten Kapitel erfolgt eine Variantenstudie, in der neben dem Einsatz von reaktiven Brandschutzsystemen zum Schutz des Stahlfachwerks auch der Einsatz von Holz als Brandschutzsystem an Stahlquerschnitten untersucht wird. Dazu werden experimentelle Untersuchungen zum Brandverhalten von Holzmanschetten an Stahlquerschnitten durchgeführt, um mit deren Ergebnissen die Validierung eines numerischen Modells zur Simulation des thermischen Schutzverhaltens von Holzmanschetten an Stahlquerschnitten vorzunehmen. Abschließend wird eine Tragkonstruktion in hybrider Stahl-Holzbauweise entwickelt, dessen stählerne Unterspannung sowohl mittels RBS als auch einer Holzmanschette vor der Brandbelastung geschützt wird.

Durch den Vergleich der untersuchten Konstruktionsvarianten und Bemessungsarten wird im fünften Kapitel eine Bewertung der gewonnenen Ergebnisse vorgenommen. Zudem werden Lösungsvorschläge hinsichtlich einer Realisierbarkeit der Knotenpunkte im Brandfall in Verbindung mit dem Brandschutzsystem einer Holzmanschette entwickelt.

Im letzten Kapitel dieser Arbeit werden die wesentlichen gewonnenen Erkenntnisse zusammengefasst und eine Schlussfolgerung aus diesen gezogen. Abschließend wird ein Ausblick gegeben, der mögliche weiterführende Aspekte aufzeigt.

## 2 Stand der Normung, Technik und Forschung

### 2.1 Einleitung

Für den thematischen Einstieg werden im Folgenden die wesentlichen Anforderungen an Sonderbauten des Sporthallenbaus vorgestellt. In diesem Kontext wird auch auf den aktuellen Stand der Normung für die Bemessung von Stahl- und Holztragwerken im Grenzzustand der Tragfähigkeit sowie im Brandfall eingegangen. Diese Erkenntnisse bilden im weiteren Verlauf der Arbeit die Grundlage der Bemessungen. Abschließend werden der Stand der Technik im Bereich von Dachkonstruktionen im Hallenbau und der Stand der Forschung bezüglich Brandschutzmaßnahmen im Stahlbau sowie aktuelle Entwicklungen im Holzbau dargestellt.

### 2.2 Anforderungen an Sonderbauten des Sporthallenbaus

Bei der Planung und Errichtung von Sporthallen müssen neben baurechtlichen, statischen, bau- und brandschutztechnischen Aspekten auch wirtschaftliche und nutzungsorientierte Gesichtspunkte sowie jene des Arbeitsschutzes und der Unfallverhütung berücksichtigt werden. Im Folgenden wird daher ein Überblick über die wesentlichen Anforderungen im Sporthallenbau gegeben.

#### 2.2.1 Baurechtliche Randbedingungen

Generell müssen Gebäude in Deutschland den Anforderungen der Musterbauordnung (MBO) [41] gerecht werden. Da das Baurecht Ländersache ist, wird die MBO in den Bundesländern durch die entsprechenden Landesbauordnungen (z.B. NBauO [45]) umgesetzt. Nach Satz (1) aus § 3 *Allgemeine Anforderungen* gilt:

Bauliche Anlagen müssen so angeordnet, beschaffen und für ihre Benutzung geeignet sein, dass die öffentliche Sicherheit nicht gefährdet wird. Insbesondere dürfen Leben, Gesundheit sowie die natürlichen Lebensgrundlagen und die Tiere nicht bedroht werden. Unzumutbare Belästigungen oder unzumutbare Verkehrsbehinderungen dürfen nicht entstehen. [45]

Aus dieser allgemeinen Anforderung leiten sich konkrete Bedingungen zu beispielsweise § 12 Standsicherheit, § 14 Brandschutz sowie § 15 Schall-, Wärme- und Erschütterungsschutz ab. Im fünften Teil der NBauO [45] werden die allgemeinen Anforderungen an den Bau und seine Teile, wie z.B. § 27 Wände und Stützen, § 32 Dächer und § 33 Rettungswege, gestellt. Auch nutzungsorientierte Anforderungen an die bauliche Anlage werden dort definiert.

Um konkrete Vorgaben zum geplanten Bauvorhaben zu erhalten, muss zunächst eine Einordnung des Gebäudes in eine Gebäudeklasse bzw. zu einer Form des Sonderbaus erfolgen. Dies hängt neben geometrischen Faktoren maßgeblich von der geplanten Nutzung einer baulichen Anlage ab. Im Falle einer Sporthalle mit Tribüne ergeben sich daraus verschiedene Gesichtspunkte. Zum einen gehört die geplante Sporthalle zu einer Schule und soll für den Schulunterricht genutzt werden. Daher gelten die Vorgaben der Richtlinie über bauaufsichtliche Anforderungen an Schulen (SchulbauR) [55]. Überdies soll die Halle auch für die Nutzung durch Vereine sowie als Veranstaltungsort nutzbar sein, weshalb eine Tribülenebene vorgesehen ist. Es muss davon ausgegangen werden, dass bei entsprechenden Schul- oder Sportveranstaltungen mehr als 200 Personen im Gesamtbereich Halle und Tribüne Platz finden. Daher sind für diese Sporthalle zudem die Anforderungen aus der Niedersächsischen Versammlungsstättenverordnung (NVStättVO) [47] zu beachten. Öffentliche Gebäude sowie die darin arbeitenden Menschen werden über Versicherungsträger abgesichert. Diese sind im Spitzenverband Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung (DGUV) zusammengeschlossen und stellen zusätzliche Anforderungen an die baulichen Anlagen, welche für Sporthallen in der Broschüre *Sichere Schule - Sporthalle* [9] zusammengestellt sind.

Großer Wert wird dabei auf die Ebenflächigkeit jener Bauteile gelegt, welche die Sportfläche eingrenzen. So sind Sportböden, Hebe- und Trenneinrichtungen, Wände, Sporteinrichtungen und -geräte stets so zu gestalten und anzuordnen, dass einer Gefährdung des Nutzers vorgebeugt wird.

Ebenso werden Anforderungen zur Beleuchtung, Raumtemperatur, Belüftung sowie der Raumakustik definiert. Viele dieser Vorgaben sind in den Teilen 1 - 6 der DIN 18032 *Sporthallen* [12] enthalten. Für die weiterführenden Normen und Vorschriften zu den einzelnen Aspekten wird auf die Empfehlungen in der Broschüre *Sichere Schule -*

*Sporthalle* [9] verwiesen.

Hinsichtlich des Brandschutzes werden in der NBauO [45] Anforderungen an die Feuerwiderstandsfähigkeit des Tragwerks gestellt:

Bauliche Anlagen müssen so errichtet, geändert und instand gehalten werden und so angeordnet, beschaffen und für ihre Benutzung geeignet sein, dass der Entstehung eines Brandes sowie der Ausbreitung von Feuer und Rauch [...] vorgebeugt wird und bei einem Brand die Rettung von Menschen und Tieren sowie wirksame Löscharbeiten möglich sind. [45]

Infolge der besonderen Nutzung des Gebäudes als Sporthalle gelten zudem die Brandschutzanforderungen nach Niedersächsischer Versammlungsstättenverordnung [47]. Für die Brandschutzbemessung von Dachtragwerken gilt entsprechend § 4 Dächer dieser Verordnung:

Tragwerke von Dächern, die den oberen Abschluss von Räumen einer Versammlungsstätte bilden oder die von diesen Räumen nicht durch feuerbeständige Bauteile getrennt sind, müssen feuerhemmend sein. [47]

Die geforderte Feuerwiderstandsklasse von tragenden Bauteilen ohne Raumabschluss, die hier nach bauaufsichtlicher Forderung feuerhemmend sein müssen, kann über DIN EN 13501-2 [26] zu R 30 ermittelt werden. Das bedeutet, dass das Dachtragwerk im Brandfall mindestens 30 Minuten tragfähig sein muss. Des Weiteren ist in Versammlungsstätten im Brandfall eine raucharme Luftschicht am Boden von 2,5 m Höhe durch entsprechende Rauch- und Wärmeabzugsanlagen (RWA) zu gewährleisten.

### **2.2.2 Nutzungsorientierte Anforderungen**

Neben den baurechtlichen Anforderungen an das Bauwerk ergeben sich stets Randbedingungen, welche über die Art der Nutzung beeinflusst werden. Das betreffen bei Sporthallen im Allgemeinen die Qualität und Eigenschaften des Sportbodens, eine ausreichend große Lager- und Stellfläche für Sportgeräte in Geräteräumen sowie beispielsweise die Farbgestaltung der Feldmarkierungen. Aspekte aus der Inklusion treten zudem vermehrt in den Vordergrund. Neben dem inklusiven Unterricht an Schulen gibt es

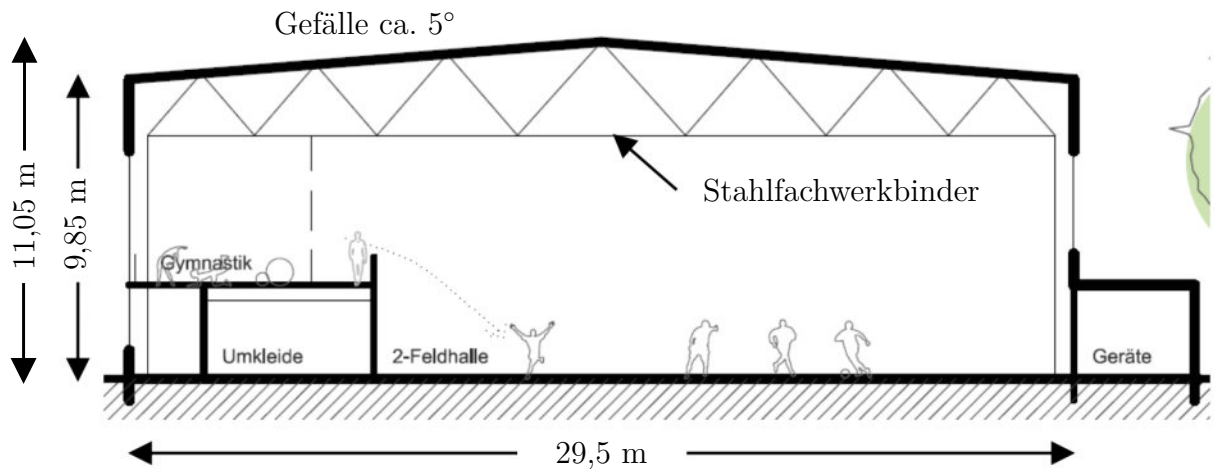


Abbildung 2.1: Aktueller Querschnitt durch die geplante Sporthalle Wunstorf

immer mehr Vereine und Werkstätten, die entsprechende sportliche Aktivitäten anbieten. Generell kann zu diesem Thema in Verbindung mit Sporthallen auf DIN 18040-1 [13] *Barrierefreies Bauen - Teil 1: Öffentlich zugängliche Gebäude* verwiesen werden. An die Dachkonstruktion ergeben sich aus der Nutzung folgende Anforderungen: Neben der erforderlichen lichten Nutzhöhe des Hallenbereichs von mindestens sieben Metern (vgl. Planungsleitfaden für Sporthallen aus Stahl [52] sowie DIN 18032-1 [12]) müssen beispielsweise Trennwände sowie Turn- und Sportgeräte an der Dachkonstruktion befestigt werden. Des Weiteren müssen die Leitungen der technischen Gebäudeausstattung wie z.B. Be- und Entlüftungsrohre außerhalb des die Sportfläche umschließenden Nutzungsvolumens angeordnet werden. Dies kann entweder bei aufgelösten Tragstrukturen durch die Freiflächen im Trägerlängsschnitt oder durch großflächige Aussparungen in Vollwandträgern geschehen. Die Vergrößerung der Bauhöhe ist dabei in der Regel möglichst zu vermeiden, da bspw. mit dem umbauten Volumen die Gesamtkosten steigen.

### 2.2.3 Geometrische Vorgaben

Die Sporthallengeometrie hängt neben der Sportfeldgröße von den weiteren vorzusehenden Räumlichkeiten ab. Nachfolgend werden die wesentlichen Vorgaben für die im Rahmen der Aufgabenstellung zu bearbeitende Sporthalle vorgestellt.

Entsprechend den Definitionen in Planungspraxis: Sport- und Mehrzweckhallen - Neu-

bau und Sanierung nach DIN 18032 [39] umfasst eine Sporthalle neben der Sportfläche die dazugehörigen Umkleide- und Sanitär-, Geräte- und Technikräume. Die geplante Sporthalle in Wunstorf soll zudem über eine angebaute Grundschulhalle, einen Gymnastikraum sowie eine Tribüne verfügen. Die Umkleideräume sollen dabei auf Sporthalenebene angeordnet werden, während Gymnastikraum und Tribüne auf eine darüber liegende Ebene gesetzt werden. Dieser Aspekt kommt hinsichtlich der Brandschutzbemessung dann zum Tragen, wenn bei Naturbrandmodellen der Abstand zwischen Brandherd und brandbeanspruchtem Bauteil relevant wird.

Die Spannweite der Hallendachträger ergibt sich mit Sportflächenbreite inklusive Tribünenbreite zu 29,50 m. Die maximale statische Nutzhöhe im Firstbereich ist auf 3 m begrenzt, im Auflagerbereich stehen 1,8 m zur Verfügung. In diesem Bereich sollen zudem die Lüftungsrohre geführt werden. Die Dachneigung liegt demzufolge bei ca. 5°. Der Binderabstand soll bei zehn Feldern 4,5 m betragen.

## **2.3 Stand der Normung**

Im Zuge der Harmonisierung der technischen Normen in Europa werden die vom Europäischen Komitee für Normung (CEN) erarbeiteten Vornormen in Europäische Normen (EN) umgewandelt. Diese sind in zehn Eurocodes entsprechend den Fachbereichen unterteilt und müssen durch die Ministerialblätter der Landesregierungen in Deutschland eingeführt sein, um in dem entsprechenden Bundesland zu gelten. Der hier vorgestellte aktuelle Stand der Normung bezieht sich auf die Liste der Technischen Baubestimmungen, welche im Niedersächsischen Ministerialblatt vom 05.04.2016 [46] in Hannover veröffentlicht wurde. Generell sei darauf hingewiesen, dass stets die allgemeinen anerkannten Regeln der Technik bei der Erstellung einer baulichen Anlage geschuldet werden, was neben Normen bspw. auch Richtlinien des VDI beinhalten kann.

### **2.3.1 Bemessung von Stahl- und Holztragwerken**

Durch die Einführung der Eurocodes sind auf europäischer Ebene einheitliche Nachweisverfahren ermöglicht worden. Die Bemessung und Konstruktion von Stahlbauteilen sind in DIN EN 1993, auch Eurocode 3 genannt, in Verbindung mit den entsprechen-



den Nationalen Anhängen (NA) geregelt. Der Eurocode 3 besteht aus den Teilen 1 - 6, wovon in Teil 1 die allgemeinen Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau verankert sind. DIN EN 1993-1 wiederum ist in die Teile 1-1 bis 1-12 unterteilt. Für die Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit von Fachwerkträgern im Sporthallenbau sind davon insbesondere DIN EN 1993-1-1: *Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau* [21] sowie DIN EN 1993-1-8: *Bemessung und Konstruktion von Anschlüssen und Verbindungen* [23] relevant.

Gemäß DIN EN 1993-1-1; 1.1.1 (3) ist der Eurocode 3 in Verbindung mit den Regelwerken der DIN EN 1990 *Grundlagen der Tragwerksplanung* [16] (Eurocode 0), der DIN EN 1991 *Einwirkung auf Tragwerke* [17] (Eurocode 1) sowie weiteren Regelwerken zu verwenden, soweit sie Bezug auf Stahltragwerke oder Stahlkomponenten nehmen. Die weiteren Anwendungsbereiche sind den entsprechenden Abschnitten der jeweiligen Normen zu entnehmen.

Die Regeln zur Bemessung von Holztragwerken sind in DIN EN 1995 - auch Eurocode 5 genannt - unter Berücksichtigung des Nationalen Anhangs festgelegt. Der Eurocode 5 ist in Teil 1 *Allgemeine Regeln* und Teil 2 *Brücken* unterteilt. Teil 1 umfasst dabei DIN EN 1995-1-1 *Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau* [24] und DIN EN 1995-1-2 *Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung im Brandfall* [25]. Analog zu Eurocode 3 ist die Verwendung von Eurocode 5 in Verbindung mit Eurocode 0 und Eurocode 1 sowie weiteren Regelwerken von Bauprodukten für Holzbauten vorgesehen.

### **2.3.2 Brandschutztechnische Nachweise von Stahl- und Holztragwerken**

Die brandschutztechnische Bemessung von Stahl- und Holzbauteilen erfolgt mit dem jeweiligen Brandschutzteil des Eurocodes, also in diesem Fall der DIN EN 1991-1-2 + NA [18], DIN EN 1993-1-2 + NA [22] und DIN EN 1995-1-2 + NA [25]. Die darin enthaltenen Brandschutznachweise ermöglichen eine Brandschutzbemessung als Einzelbauteil sowie auf Teiltragwerks- und Gesamttragwerksebene. Dabei erfolgt die Brandbeanspruchung in der Regel über nominelle Temperaturzeitkurven wie der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) oder der Außenbrandkurve. Für eine realistischere Darstellung eines Realbrandes können alternativ auch vereinfachte und allgemeine Naturbrandmodelle herangezogen werden. Unter Verwendung dieser Brandkurven kann die

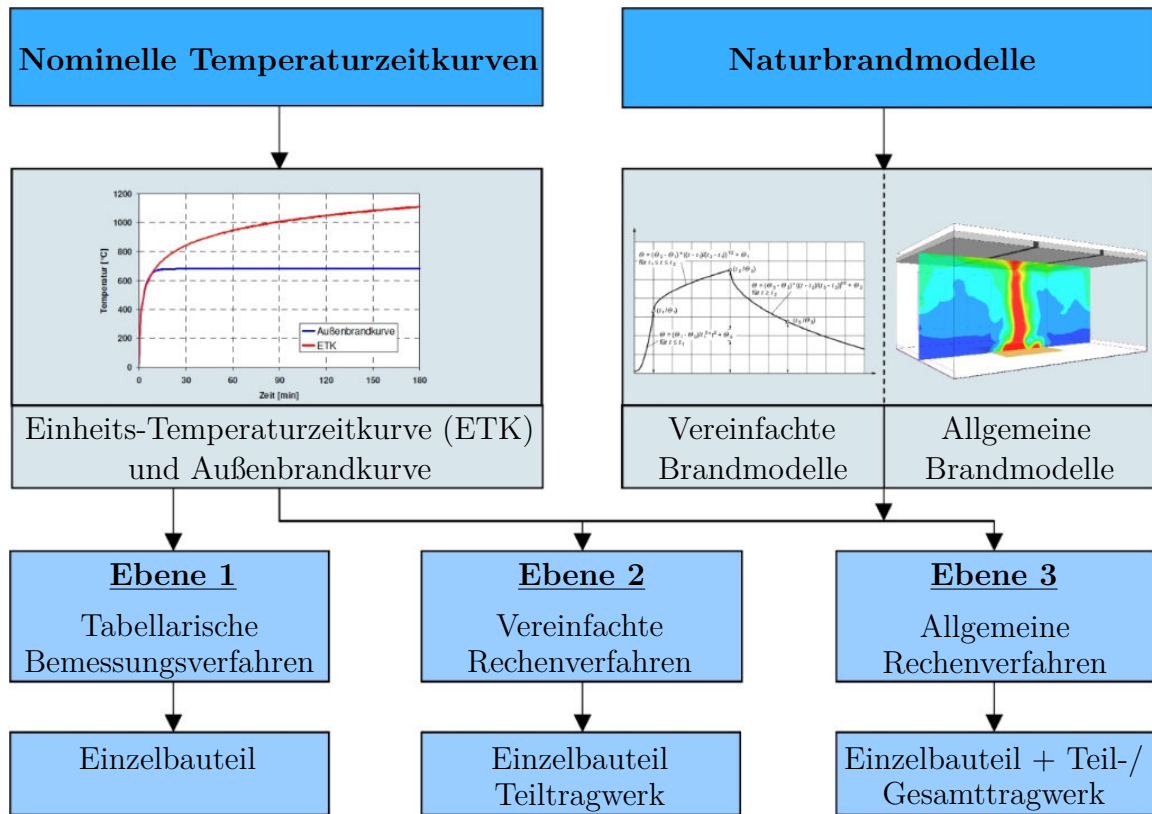


Abbildung 2.2: Ablaufdiagramm der brandschutztechnischen Nachweisverfahren nach Eurocode aus dem Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes [36]

Bauteiltemperatur über der Brandbeanspruchungsdauer abgebildet werden. Über die maßgebende Bauteiltemperatur im Bemessungszeitraum können die temperaturabhängigen Festigkeitswerte ermittelt werden, welche zu einem reduzierten Bauteilwiderstand führen. Gleichzeitig sind die Einwirkungen im Brandfall auf das Bauteil gemäß DIN EN 1991-1-2 + NA [18] für eine außergewöhnliche Bemessungssituation festzulegen.

In Abbildung 2.2 ist ein Ablaufdiagramm der brandschutztechnischen Nachweisführung gemäß Eurocode dargestellt.[36] Dabei kann eine Bemessung mit nominellen Temperaturzeitkurven auf allen Ebenen geführt werden, während Naturbrandmodelle nur bei vereinfachten und allgemeinen Rechenverfahren Anwendung finden. In der Regel liegen dabei Bemessungen mit nominellen Temperaturzeitkurven in Kombination mit tabellarischen Bemessungsverfahren deutlich auf der sicheren Seite. Mit steigendem Rechen- und Modellaufwand sowie der Verwendung von Naturbrandmodellen können deutlich effizientere Bauteilausnutzungen erreicht werden, allerdings steigen gleichzeitig auch

die Fehleranfälligkeit und somit die Anforderungen an den Tragwerksplaner. [36] Insgesamt liefern die Eurocodes eine Vielzahl an Bemessungsverfahren von Bauteilen im Brandfall, bei denen der Planungs- und Modellaufwand stark variiert. Daher ist je nach Projektanforderung zu hinterfragen, welches Bemessungsverfahren sinnvoll anzuwenden ist.

## **2.4 Stand der Technik und Forschung**

### **2.4.1 Dachkonstruktionen im Hallenbau**

Eine große Herausforderung im Hallenbau ist das Überbrücken großer Spannweiten ohne Zwischenabstützungen. Dies wird in der Regel durch die Auflösung des flächigen Tragsystems in statische Teiltragsysteme erreicht. Während im Wohnungsbau häufig Flächentragwerke in Form von Stahlbetondecken verwendet werden, sind diese ab einer gewissen Spannweite nicht mehr wirtschaftlich umsetzbar. Der Lösungsansatz ist die Unterstützung des Flächentragsystems mit Unterzügen, was die statische Spannweite der Flächentragssysteme senkt. In Bezug auf den Sporthallenbau können diese Unterzüge aus Spannbeton, Stahl oder Holz hergestellt werden. Gerade bei Stahl- und Holzbindern kann die weitere Auflösung der Tragstruktur in einen Fachwerkträger oder einen stählernen Lochstegträger zu großen Materialersparnissen führen, ohne wesentlich an Tragfähigkeit einzubüßen. Auch unterspannte Bogenträger, sogenannte Fischbauträger, und Tonnendächer können wirtschaftlich eingesetzt werden. Beispiele für weitgespannte Dachtragwerke in Holz- und Stahlbauweise sind zum Beispiel in den Schneider Bautabellen für Ingenieure [54] im Kapitel Statik / Entwurf unter gleichzeitiger Angabe von möglicher Spannweite, Binderhöhe, Binderabstand sowie Dachneigung angegeben.

### **2.4.2 Brandschutzsysteme im Stahlbau**

Bei der Fertigung von Sporthallendächern in Stahlbauweise wird in der Regel auf normalfeste Baustähle S235 oder S355 zurückgegriffen. Damit diese im Brandfall der geforderten Feuerwiderstandsdauer R 30 entsprechen, sind gerade bei Stahlbauteilen aufgrund der schnellen Durchwärmung und einer starken Reduktion der Festigkeitswerte ab 400 °C Stahltemperatur besondere Maßnahmen zu ergreifen.

Seit Mitte des 20. Jahrhunderts werden zum Schutz von Bauteilen vor hohen Temperaturen dämmschichtbildende Brandschutzsysteme (DSBBS) entwickelt, welche die Widerstandsdauer der Bauteile erhöhen sollen. Ein solches Beschichtungssystem besteht im Allgemeinen aus drei Komponenten - einer Grundierung, dem Dämmschichtbildner (DSB) und einem Decklack. Durch bei hohen Temperaturen einsetzende chemische Prozesse entstehen im DSB Luftporen, welche den DSB auf ein Vielfaches seiner Trockenschichtdicke aufschäumen lassen. Wärmetechnische Kennwerte sowie Parameter zur Beschreibung des Aufschäumverhaltens von DSB können zum Beispiel in den Arbeiten von Raveglia [50], Sothmann [57] und Tabeling [59] nachgeschlagen werden. Zudem wird dort auch ein zeitlicher Abriss über die Entwicklungen bezüglich DSBBS gegeben.

Bauaufsichtliche Zulassungen gemäß den Zulassungsgrundsätzen für reaktive Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen [10] gibt es vor allem für auf Druck und Biegung beanspruchte offene und geschlossene Bauteile. Hingegen ist erst Anfang 2015 für auf Zug beanspruchte Bauteile ein Prüfkonzept von der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung in Form des Forschungsberichts *Numerische und versuchstechnische Untersuchungen zur Anwendung von reaktiven Brandschutzsystemen auf Zuggliedern aus Stahl* [37] veröffentlicht worden. Darin ist der Einfluss von Rissbildungen und Abplatzungen an Zuggliedern untersucht worden, denn DSBBS sind empfindlich gegenüber mechanischer Beanspruchung. Dehnungen im Stahlbauteil infolge der Querschnittserwärmung führen im DSBBS zu diesen Rissen und verringern den Wirkungsgrad des DSBBS, da an diesen Stellen die Stahloberfläche schlechter bzw. ungeschützt ist. Als erstes DSBBS in Deutschland für auf Zug beanspruchte Stahlvollprofil- und Stahlhohlprofilquerschnitte erhielt das Produkt HENSOTHERM 420 KS [61] Ende 2015 eine Zulassung.

Untersuchungen zum *Verhalten reaktiver Brandschutzsysteme auf kreisförmigen Zuggliedern aus Blank- und Baustahl* von Häbler [34] zeigen zudem einen großen Einfluss der Profilgeometrie, der Trockenschichtdicke der Beschichtung, der Größe der Zugbeanspruchung im Bauteil sowie der Orientierung des Bauteils auf die thermische Schutzwirkung des DSBBS.

Um beispielsweise auch bei Naturbränden entsprechende Berechnungen durchführen zu

können, läuft seit September 2016 das Forschungsprojekt *Prüfverfahren für thermische Materialkennwerte von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen für die Bemessung von Stahltragwerken bei Naturbränden*, an welchem das Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig und das Institut für Stahlbau der Leibniz Universität Hannover beteiligt sind. [2]

Bezüglich der Dauerhaftigkeit von DSBBS wird beispielsweise für das Produkt HENSOTHERM 420 KS [61] eine Nutzungsdauer von 25 Jahren ausgegeben. Hinsichtlich einer über die ausgegebene Nutzungsdauer hinaus andauernde Wirksamkeit der DSBBS gibt es kaum fundierte Erkenntnisse. In den Arbeiten von Bábelová [4] wird beispielsweise ein Alterungsprozess durch feuchte bzw. radioaktive Umgebungsbedingungen simuliert. Aufgrund der wenigen Informationen ist in der Regel eine aufwendige Erneuerung des Brandschutzsystems unumgänglich. Um die Problematik der Erneuerungsintervalle zu reduzieren, sollte die Entwicklung einer baulichen Brandschutzmaßnahme mit einer höheren Dauerhaftigkeit vorangetrieben werden.

### 2.4.3 Entwicklungen im Holzbau

Die größten Neuerungen im Holzbau sind auf Seiten der Materialforschung zu finden. So steht dem Planer durch die Entwicklung des Holzbaustoffes BauBuche, einem Furnierschichtholz aus regionalem Buchenholz der Firma Pollmeier [48], ein hölzerner Baustoff zur Verfügung, dessen Biegefestigkeit  $f_{m,k} = 70 \text{ N/mm}^2$  mehr als doppelt so groß ist wie jene von gängigen Brettschichthölzern wie dem GL28h mit  $f_{m,k} = 28 \text{ N/mm}^2$ . Fachwerkstrukturen und Biegeträger aus BauBuche können somit wesentlich schlanker ausgeführt werden, als es noch mit Brettschichtholz möglich war. Kritisch ist das Abbrandverhalten - Holz bildet im Brandfall eine Holzkohleschicht, die gute thermische Schutzeigenschaften aufweist und erst ab  $1000 \text{ °C}$  abgebaut wird - solcher geleimter Holzträger zu hinterfragen. Auf den Karlsruher Holzbautagen 2016 sind aktuelle Untersuchungen an massiven Brettsperrholzplatten, die aus mehreren über Kreuz flach aufeinanderliegenden Brettlagen verleimt werden, vorgestellt worden, die auf eine erhöhte Abbrandgeschwindigkeit dieser hinweisen. [33] Ist eine Holzlage/Holzlamelle bis zur Leimschicht verkohlt, so versagt auch die Verleimung bei entsprechend hoher Temperatur. Die schützende Kohleschicht fällt dadurch ab und eine neue Abbrandphase

initiiert an der nun freiliegenden unverbrannten Holzoberfläche. Der Schutzeffekt der Holzkohle ist demnach nur solange gegeben, bis die Leimschicht versagt. Bei Brettschichtholz mit Lamellenstärken von 3 bis 5 cm und einer geforderten Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten ist dieses Verhalten unkritisch, aber Produkte aus BauBuche besitzen sehr dünne Lamellen im Millimeterbereich. Ein Auftreten des Abfalleffektes sollte bei der BauBuche demnach in Betracht gezogen werden, zumal dazu aktuell keine Untersuchungsergebnisse vorliegen.

Neben Produkten wie der BauBuche gibt es beispielsweise auch Bemühungen, Hallendächer aus Holz mit CFK-Verstärkungssystemen zu versehen. [35] Diese Verstärkungen können entweder außen auf dem Holzbinder aufgebracht, oder bei Brettsperrholzbindern zwischen den Lamellen im auf Zug beanspruchten Bereich eingebunden werden. Diese Systeme sind in der Regel für Ertüchtigungsmaßnahmen an Bestandsdächern vorgesehen.

Im Bereich der Verbindungstechnik sind bei aufgelösten Tragstrukturen im Hallenbau häufig Zug- und Druckstabsysteme miteinander zu verbinden. Dabei gibt es mittlerweile Anschlüsse, die in das Hirnholz der Stäbe eingeklebt bzw. in das Holz verankert werden. Diese eingeklebten Verbindungsmittel sind mit Augenstäben ausgeführt, die einfach über Bolzen miteinander verbunden werden können. Als Beispiele sei hier auf entsprechende Systeme von *mconnect* [40], *induo* [38] und *BESISTA* [5] verwiesen.

In Eurocode 5-1-2 [25] sind im Anhang B thermische Materialparameter für Nadelholz zur Verfügung gestellt worden, mit denen eine numerische Berechnung des Abbrandes und der Temperaturverteilung im Holz möglich sein soll. Bei diesen Werten wird darauf verwiesen, dass es sich um idealisierte Materialparameter handelt, welche Einflüsse aus Rissbildung und Schwinden berücksichtigen sollen. Woher diese Werte stammen und wie sie ggf. für andere Hölzer und Holzprodukte zu modifizieren sind, wird dort nicht näher beschrieben.

Soll der Einfluss einer Holzmannschette als Brandschutzsystem auf Stahlbauteilen berechnet werden, ist zunächst eine Verifizierung dieser Werte anzustreben.

## 2.5 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Die Anforderungen an Sonderbauten des Sporthallenbaus sind hinsichtlich der baurechtlichen Randbedingungen entsprechend der geltenden Niedersächsischen Bauordnung, der Versammlungsstättenverordnung und der Schulbau Richtlinie ausgearbeitet worden. Bezüglich der Dachkonstruktion ergibt sich aus der Forderung nach einem feuerhemmenden Dachtragwerk eine Feuerwiderstandsklasse R 30. Aus der geplanten Nutzung der Halle ergeben sich zudem einige zusätzliche Anforderungen bezüglich der lichten Hallenhöhe, aus der Anbringung von technischen Gebäudeausstattungen sowie aus den Forderungen des barrierefreien Bauens in öffentlich zugänglichen Gebäuden. Die geometrischen Randbedingungen für die Hallenkonstruktion ergeben sich aus den Planungsunterlagen und sind kurz zusammenfassend vorgestellt worden.

Anschließend sind die wesentlichen Normen für die Bemessung von Stahl- und Holztragwerken im Stand der Normung aufgeführt worden, was die brandschutztechnischen Bemessungsverfahren mit einbezieht. Unter Verwendung dieser Normen kann im Folgenden die Bemessung der Tragkonstruktionen erfolgen.

Abschließend sind die für den Sporthallenbau relevanten Neuerungen und Forschungsbereiche sowohl für den Stahlbau als auch für den Holzbau dargestellt worden, was ein besonderes Augenmerk auf brandschutztechnische Aspekte umfasst.

## 3 Entwicklung einer Fachwerkbinderkonstruktion in Stahlbauweise

### 3.1 Einleitung

Im Sporthallenbau werden häufig Dachkonstruktionen gewählt, unter denen keine Unterdecke angeordnet wird. Die Dachbinder sind demzufolge in der Regel unter Beachtung der brandschutztechnischen Anforderungen zu bemessen. In diesem Kapitel soll eine Fachwerkbinderkonstruktion in Stahlbauweise entwickelt werden, die in statischer und brandschutztechnischer Sicht optimiert ist.

Dazu wird zunächst das statische Modell entsprechend den geometrischen Randbedingungen mit den maßgebenden Lasteinwirkungen aufgebaut. Über Handrechnungen werden dann die wesentlichen Bauteile vorbemessen. Abschließend kann mit den Ergebnissen ein zweidimensionales Stabwerksmodell in RStab8 [51] erstellt werden.

Mithilfe der in RStab8 bestimmten maßgebenden Schnittgrößen erfolgt anschließend die Bemessung der Bauteile im Grenzzustand der Tragfähigkeit gemäß DIN EN 1993-1-1 + NA [21]. Für die Bemessung im Brandfall für eine Feuerwiderstandsklasse R 30 werden zweidimensionale Temperaturfeldanalysen an den Bauteilen durchgeführt, die Bemessung der Bauteile erfolgt gemäß DIN EN 1993-1-2 + NA [22].

Alternativ zur Brandschutzbemessung unter Ansatz der Einheits-Temperaturzeitkurve werden auch das vereinfachte Naturbrandmodell *Lokaler Brand* sowie ein allgemeines Naturbrandmodell mit thermodynamischer Berechnung in FDS [29] betrachtet. Die zusätzlichen Randbedingungen und Berechnungen bei der Verwendung von Naturbrandmodellen werden dabei ausführlich dargestellt.

Abschließend werden die Bemessungsergebnisse aus den verschiedenen Verfahren vergleichend gegenübergestellt und bewertet.

## 3.2 Modellentwicklung und Vorbemessung

### 3.2.1 Einleitung

Die Sporthalle soll mit 29,50 m langen Fachwerkbindern aus ungeschützten Stahlprofilen überspannt werden. Für die Bemessung eines solchen Fachwerkbinders muss neben der Geometrie auch die Belastung auf den Binder bestimmt werden. In diesem Kapitel wird dazu die Konzipierung eines Balkenmodells in dem Programm RStab8 [51] vorgestellt. Dabei werden die Lasteinwirkungen über die entsprechenden Teile der DIN EN 1991 bestimmt. Zudem erfolgt eine Vorbemessung der Querschnitte, damit in der Schnittgrößenberechnung über das Stabwerksmodell das Eigengewicht der Konstruktion berücksichtigt werden kann.

Zusätzlich zum Fachwerkbinder wird der für die Aussteifung notwendige Dachverband modelliert. Die dazu notwendigen Belastungen beinhalten zusätzliche Lasten infolge von Imperfektionen.



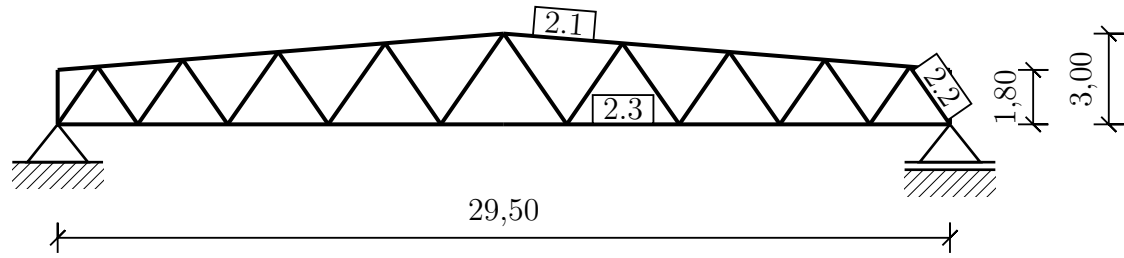


Abbildung 3.1: Statisches System des Fachwerkbinders

### 3.2.2 Geometrische Randbedingungen

Zunächst sind für die Dachkonstruktion Rahmenbedingungen durch den Auftraggeber gegeben. Es soll eine wettkampftaugliche Zweifeldhalle entstehen, bei der das Sichtfeld der Zuschauer nicht durch Stützen eingeschränkt wird. In einer solchen Zweifachhalle wird eine Sportfläche von 22 m x 44 m benötigt [52]. Hinzu kommt jene Fläche, welche für den Multifunktionsbereich aus Gymnastikraum oder Tribüne vorgesehen ist. Insgesamt ergibt sich für die Fachwerkbinder eine Spannweite von  $l = 29,50$  m und eine statisch bestimmte Lagerung auf den Stahlbetonstützen.

Der Fachwerkbinder soll zudem an den Auflagern einen Höhenabstand der Schwerlinien von  $h_{Traufe} = 1,80$  m und im Firstbereich einen Abstand von  $h_{First} = 3,00$  m aufweisen. Die Zug- und Druck-Diagonalen sollen ohne vertikale Pfosten als K-Knoten in den Fachwerkrahmen integriert werden. Der Untergurt des Rahmens soll über die Länge des Fachwerkbinders horizontal verlaufen, während der Obergurt entsprechend der Dachneigung dem Verlauf der Bedachung folgen soll. Daraus resultiert die Form eines symmetrischen Satteldachbinders mit geradem Untergurt, dessen System in Abbildung 3.1 dargestellt ist.

Über die Lage der Knotenpunkte ist es möglich, das System effizient in das Stabwerkprogramm RStab8 [51] zu überführen. Zu diesem Zweck sind in Tabelle 3.1 alle Knotenkoordinaten der symmetrischen Systemhälfte aufgeführt.

Die ca. 45 m lange Halle soll mit 11 Fachwerkbindern überspannt werden, was zu einem Binderabstand von  $a = 4,50$  m führt. Nachdem damit die notwendigen geometrischen Daten für die Modellierung bekannt sind, werden im Folgenden weitere für die Bemessung notwendige Randbedingungen herausgearbeitet.

Tabelle 3.1: Knotenkoordinaten der Fachwerkknoten

Position:	1	2	3	4	5	6
x	0	2,081	5,804	9,129	12,099	14,750
y	0	0	0	0	0	0
Position:	7	8	9	10	11	12
x	14,750	13,424	10,614	7,457	3,942	0
y	1,800	1,908	2,136	2,393	2,679	3,000

### 3.2.3 Lastzusammenstellung Fachwerkbinder

Die Zusammenstellung der Einwirkungen auf den Fachwerkbinder erfolgt über DIN EN 1991 + NA und umfasst in den entsprechenden Teilen neben den Schneelasten auch die Windlasten, die Nutzlasten sowie das Eigengewicht. Als Aufstellungsort ist Wunstorf vorgegeben und die Nutzung entspricht der einer Wettkampfhalle.

#### 3.2.3.1 Schneelasten

Die Schneelasten auf das Dachtragwerk werden über DIN EN 1991-1-3 + NA [19] bestimmt. Zunächst wird die europäische Klimaregion nach Bild C.1 mit *Zentral Ost* sowie die Schneelastzone über Bild NA.1 zu Zone 2 festgelegt. Wunstorf gehört zudem nicht zur norddeutschen Tiefebene, weshalb eine Bemessung bei außergewöhnlicher Belastungssituation gemäß EC 1-1-3; 4.3 nicht betrachtet werden muss.

Der charakteristische Wert der Schneelast auf dem Boden wird über Gl.(NA.2) in Abhängigkeit von der Höhenlage des Ortes Wunstorf mit  $H_{üNN} = 48$  m bestimmt:

$$s_k = 0,25 + 1,91 \cdot \left( \frac{48 + 140}{760} \right)^2 \geq 0,85 = 0,85 \quad (3.1)$$

Gemäß EC 1-1-3; 5.3.3(1) darf der Formbeiwert zur Berücksichtigung des Einflusses der Dachneigung über Tabelle 5.2 bestimmt werden:

$$\mu_1(0^\circ \leq \alpha = 4,65^\circ \leq 30^\circ) = 0,8 \quad (3.2)$$

Die in Tabelle 3.2 aufgeführten Schneelasten je Seite wirken lotrecht und beziehen sich auf die horizontale Projektion der Dachfläche. Für das gleichgeneigte Satteldach ergeben sich schließlich folgende drei Lastanordnungen:

Tabelle 3.2: Lastanordnung für das Satteldach nach EC 1-1-3; Bild 5.3

	Fall I	Fall II	Fall III
$s_{links,k}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	0,68	0,34	0,68
$s_{rechts,k}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	0,68	0,68	0,34

### 3.2.3.2 Windlasten

Die auf die Sporthalle einwirkenden Windlasten werden über DIN EN 1991-1-4 + NA [20] ermittelt. Die anzusetzende Windzone wird über Bild NA.A.1 zu Windzone 2 und die Geländekategorie über Tabelle NA.B.1 zu *M.kat. Binnenland* bestimmt. Die ausführliche Windlastzusammenstellung ist mit Hilfe des Programms FRILO [32] erstellt worden und im Anhang hinterlegt.

### 3.2.3.3 Eigengewicht des Dachaufbaus

Die Anforderungen an die Bedachung der Sporthalle sind zum einen jene der Wärmedämmung und zum anderen jene der Raumakustik. Diese wird in Niedersachsen nach der Freizeitlärm-Richtlinie [31] in Anlehnung an die TA-Lärm [58] geregelt. Um die Immission sowie den Stresslevel in der Halle möglichst gering zu halten, wird für den Dachaufbau - aufgrund der fehlenden Zwischendecke unterhalb der Binder - zunächst ein Akustik-Stahltrapezprofil 135/310/1 mm in Positivlage als Zweifeldträger eingeplant. Die Bemessung des Stahltrapezprofils ist im Anhang zu diesem Kapitel hinterlegt.

Des Weiteren werden eine Akustikeinlage, eine Dampfsperre und eine 20 cm starke Wärmedämmung eingeplant, die oberhalb durch eine zweilagige Dachabdichtung abgeschlossen wird. Zusätzliche Lasten aus Installation und Beleuchtung, welche an der Dachkonstruktion befestigt werden, sind ebenso in der Lastzusammenstellung eingerechnet. Der Dachaufbau ist in Abbildung 3.2 hinterlegt und die Gesamtlast zu  $g_k = 0,6 \text{ kN/m}^2$  bestimmt worden (siehe Anhang: Lastzusammenstellung Dach).

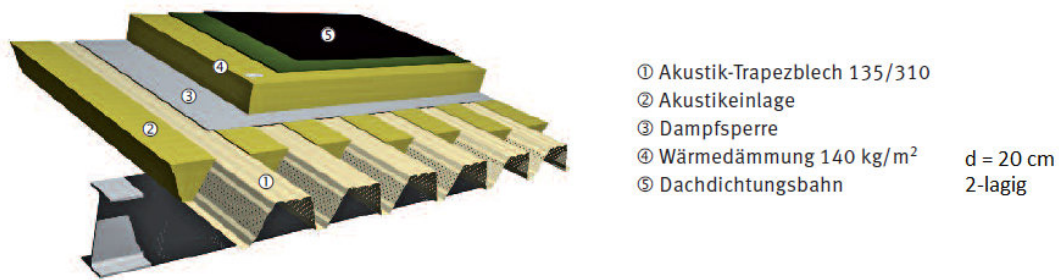


Abbildung 3.2: Schichtweiser Dachaufbau [52]

### 3.2.3.4 Nutzlasten

Im Falle der Nutzlasten auf den Dachbinder sind grundsätzlich zwei Fälle zu unterscheiden: Zunächst sind die Nutzlasten auf der Dachoberfläche festzulegen. Nach DIN EN 1991-1-1/NA; Tab. 6.10DE ist für nicht begehbare Dächer, abgesehen von üblichen Erhaltungsmaßnahmen und Reparaturen, eine Einzelnutzlast von  $Q_k = 1,0$  kN anzusetzen. Werden bei der Überlagerung der Einwirkungen auch Schneelasten berücksichtigt, so ist nach NDP zu 6.3.4.2 die Nutzlast der Kategorie H nicht anzusetzen.

Unabhängig von der Schneelast auf dem Dach kommt es zu Nutzlasten, die aus der Nutzung der Sporthalle resultieren. Neben diversen Einbauten wie Basketballkörben, Kletterwänden oder Kletterseilen sind hier auch die Nutzer mit zu berücksichtigen. Im Rahmen dieser Arbeit werden vier Punktlasten infolge der Nutzung von Kletterseilen an ungünstigen Stellen angesetzt. Dabei werden zwei Kletterseile in einem Abstand von 1,4 m angeordnet und mit einer Nutzlast von  $Q_k = 3,5$  kN versehen. Im Zuge der Modellierung werden diese Nutzlasten in Streckenlasten auf einer Länge von 1,4 m umrechnet:

$$q_{Nutz,k} = \frac{2 \cdot 3,5 \text{ kN}}{1,4 \text{ m}} = 5 \text{ kN/m} \quad (3.3)$$

### 3.2.3.5 Lastfallkombination

Für die Bemessung eines Tragwerks im Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) ist für Tragwerks- oder Querschnittsversagen (STR) der Bemessungswert der Beanspruchung

$E_d$  zu ermitteln. Dabei müssen alle möglichen Lastfallkombinationen entsprechend der Kombinationsregeln bei ständiger oder vorübergehender Bemessungssituation nach DIN EN 1990; 6.4.3.2 Gl.(6.10) verglichen und die maßgebende Situation für den jeweiligen Nachweis herangezogen werden.

Für das hier zu betrachtende Tragwerk lautet die maßgebende Lastfallkombination:

$$E_d = 1,35 \cdot g_k + 1,05 \cdot q_{Nutz,k} + 0,9 \cdot w_k + 1,5 \cdot s_{li,re,k} \quad (3.4)$$

### 3.2.4 Modellierung und Belastung des Dachverbands

Fachwerkbinder stellen ebene Tragwerke dar. Im Hallenbau ist deswegen darauf zu achten, dass eine ausreichende Aussteifung des Daches senkrecht zur Binderebene sichergestellt ist. Zu diesem Zweck werden zwei Dachverbände in den Außenfeldern der Hallenkonstruktion vorgesehen. Diese bestehen aus dem Obergurt des Fachwerkbinders, Druckgurten und Zugseilen. Dabei ist die Neigung der Zugseile im Idealfall in einem Bereich von  $30^\circ \leq \alpha \leq 60^\circ$  zu wählen. Die Anordnung der Druckgurte resultiert aus den horizontalen Windlasten auf die Giebelwand, die über Pendelstützen gehalten wird. Diese Pendelstützen verlaufen von der Gründung senkrecht zu dem darüber liegenden Knotenpunkt des Obergurts. Insgesamt werden auf diese Weise drei Stützen zwischen den Auflagern des Fachwerkbinders mit einem Bundmaß von  $l = 7,375$  m angeordnet. Die vorgesetzte Außenschale der Giebelwand leitet die Windlast wie ein Durchlaufträger in die Stützen ein.

Unter Anwendung der Formeln für Schnitt- und Verschiebungsgrößen von Durchlaufträgern mit gleichen Stützweiten [54] können die in die Dachkonstruktion eingeleiteten Windlasten bestimmt werden:

$$A = E = 0,5 \cdot 1,5 \cdot 0,56 \text{ kN/m}^2 \cdot 0,393 \cdot 7,375 \text{ m} \cdot (9,60 + 0,35) \text{ m} = 12,11 \text{ kN}$$

$$B = D = 0,5 \cdot 1,5 \cdot 0,56 \text{ kN/m}^2 \cdot 1,143 \cdot 7,375 \text{ m} \cdot (10,20 + 0,35) \text{ m} = 37,35 \text{ kN}$$

$$C = 0,5 \cdot 1,5 \cdot 0,56 \text{ kN/m}^2 \cdot 0,929 \cdot 7,375 \text{ m} \cdot (10,80 + 0,35) \text{ m} = 37,35 \text{ kN}$$

Bei Aussteifungsverbänden ist überdies der Einfluss von Imperfektionen zu berücksichtigen. Im Falle eines Dachverbands werden diese nach DIN EN 1993-1-1; 5.3.3 ermittelt. Die äquivalenten geometrischen Ersatzimperfektionen in Form von Vorkrümmungen

werden nach EC 3-1-1; Gl.(5.12) bestimmt:

$$e_0 = \alpha_m \cdot L/500 = \sqrt{0,5 \cdot \left(1 + \frac{1}{6}\right)} \cdot 2960 \text{ cm}/500 = 4,52 \text{ cm} \quad (3.5)$$

Damit darf der Einfluss der Vorkrümmung vereinfacht durch äquivalente stabilisierende Ersatzkräfte nach 5.3.3(2); Gl.(5.13) ersetzt werden:

$$q = \sum N_{Ed} \cdot 8 \cdot \frac{e_0 + \delta_q}{L^2} = 6 \cdot 542,01 \text{ kN} \cdot 8 \cdot \frac{0,045 \text{ m}}{29,60 \text{ m}} = 1,34 \text{ kN/m} \quad (3.6)$$

Daraus ergeben sich folgende zusätzliche Belastungen an den Knotenpunkten des Dachverbands:

$$\Delta A = \Delta E = 1,34 \text{ kN/m} \cdot 0,393 \cdot 7,4 \text{ m} = 3,90 \text{ kN}$$

$$\Delta B = \Delta D = 1,34 \text{ kN/m} \cdot 1,143 \cdot 7,4 \text{ m} = 11,33 \text{ kN}$$

$$\Delta C = 1,34 \text{ kN/m} \cdot 0,929 \cdot 7,4 \text{ m} = 9,21 \text{ kN}$$

In Abbildung 3.3 ist das Modell des Dachverbands samt Belastung und Schnittgrößen dargestellt.

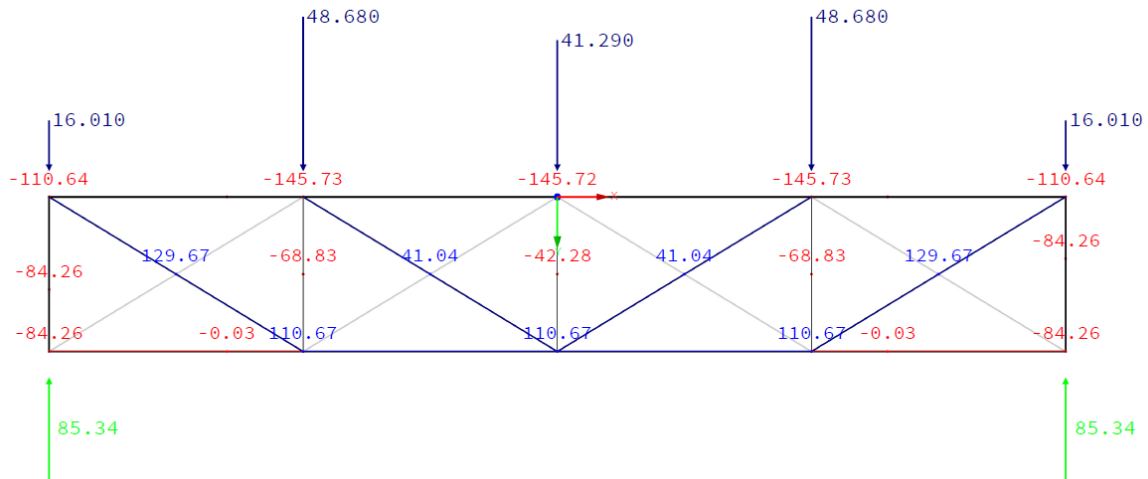


Abbildung 3.3: Modell des Dachverbands samt Belastung (dunkelblau), Schnittgrößen (rot & blau) und Auflagerreaktion (grün) aus RStab8 [51]

### 3.2.5 Vorbemessung und Modellbildung in RStab8

Mithilfe der bisher gesammelten Informationen wird in RStab8 [51] das Fachwerkmodell erstellt. Dazu werden neben dem normalfesten Baustahl S235 drei Querschnitte definiert. Für den Obergurt soll ein Quadratrohr-Profil, für den Unterzug ein halbiertes IPE-Profil und für die Diagonalen Hohlrohrprofile gewählt werden.

Über eine händische Vorbemessung, bei welcher der Binder vereinfacht als Balken auf zwei Stützen angenommen wird, werden die Querschnitte entsprechend Tabelle 3.3 vor-dimensioniert. Dabei werden die beiden Gurte über das Moment in Feldmitte und die Fachwerkdigonale über die umgerechnete Auflagerkraft bestimmt.

Tabelle 3.3: Vorbemessung der einzelnen Querschnitte

Bauteil	Obergurt	Unterzug	Diagonale
Maßgebende Stelle	Feldmitte	Feldmitte	Auflager
Belastung	Streckenlast aus Lastkombination	Streckenlast aus Lastkombination	Auflagerkraft
Schnittgrößen	$N = M_y/h$ $N = 540 \text{ kN}$	$N = M_y/h$ $N = 540 \text{ kN}$	$N = A/\cos(55, 2^\circ)$ $N = 240 \text{ kN}$
Vorbemessung	$A_{erf} = \frac{N}{f_y} = 23 \text{ cm}^2$	$A_{erf} = 23 \text{ cm}^2$	$A_{erf} = 10, 2 \text{ cm}^2$
gewählt:	QRO 150x150x10	1/2-IPE 330	RO 101,6x6

Das Stabwerksprogramm berücksichtigt im Weiteren bei der Schnittgrößenermittlung bereits das Eigengewicht der jeweiligen Querschnitte. Die Stäbe der Gurte werden als Balkenstäbe eingefügt, da sie Streckenlasten und Momente aufnehmen müssen. Die Fachwerkdigonalen können als Fachwerkstäbe implementiert werden, da sie nur durch Normalkräfte beansprucht sind. Die auf die Dachfläche bezogenen Einwirkungen werden über die Einzugsbreite  $b = 4, 50 \text{ m}$  in Linienlasten umgerechnet und als Belastung eingegeben. In Abbildung 3.4 ist das Fachwerkmodell samt Einwirkungen dargestellt.

### 3.2.6 Zusammenfassung

In diesem Abschnitt ist die Modellbildung eines Fachwerkträgers in Stahlbauweise durchgeführt worden. Dazu sind über DIN EN 1991 die maßgebenden Einwirkungen

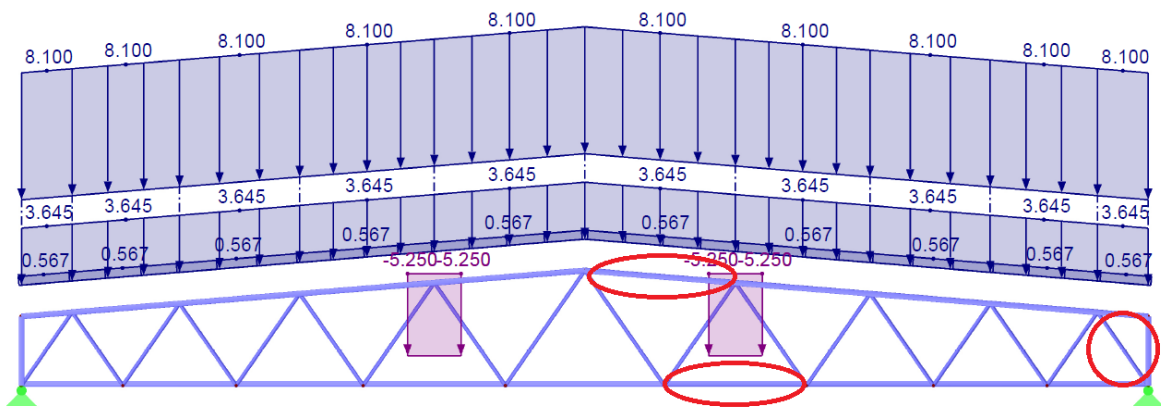


Abbildung 3.4: Modell des Fachwerkbinders in RStab8 [51] samt Einwirkungen und den maßgebenden Einzelbauteilen (rot umkreist)

auf die Sporthalle festgelegt worden. Zusätzlich sind Einflüsse aus den Imperfektionen des Dachverbandes nach DIN EN 1993-1-1 berücksichtigt worden, welche zu zusätzlichen Belastungen im Obergurt des Fachwerkbinders geführt haben. Über eine Vorbemessung sind zudem Querschnitte für die Modellierung in RStab8 [51] dimensioniert worden. Abschließend sind das Modell in RStab8 [51] und die maßgebenden Schnittgrößenverläufe ermittelt worden. Im Folgenden kann unter Nutzung dieser Werte die Kaltbemessung durchgeführt werden.

### 3.3 Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit nach DIN EN 1993-1-1

In diesem Abschnitt wird die Kaltbemessung der maßgebenden Tragwerkselemente im Grenzzustand der Tragfähigkeit nach den Nachweismethoden der DIN EN 1993-1-1 + NA durchgeführt. Dies soll die Forderung der Niedersächsischen Bauordnung § 12 Standsicherheit erfüllen:

Jede bauliche Anlage muss im Ganzen, in ihren einzelnen Teilen und für sich allein dem Zweck entsprechend dauerhaft standsicher sein. [45]

Ausgehend von dem in Kapitel 3.2.5 beschriebenen Balkenmodell werden zu diesem Zweck die maximalen Schnittgrößen in den einzelnen Traggliedern mit Hilfe des Statikprogramms RStab8 [51] bestimmt. Die dazugehörigen Schnittgrößenverläufe werden



nach Theorie I. Ordnung ermittelt und im Anhang den Nachweisen der Kaltbemessung vorangestellt und über den gesamten Träger aufgezeigt.

Tabelle 3.4: Übersicht über die Nachweise der Kaltbemessung im GZT

Position	Bauteil	Querschnitt	Nachweis
<b>Pos. 1:</b>	Stahltrapezprofil	FischerTRAPEZ AK 135/310/1 mm in Positivlage	$q_{vorh,k} = 1,80 \text{ kN/m}^2$ $q_{zul,2-Feld,k} = 2,77 \text{ kN/m}^2$ $\eta = \frac{1,80}{2,77} = 0,65 \leq 1,0 \checkmark$
<b>Pos. 2.1:</b>	Obergurt des Fachwerkbinders	Quadratrohrprofil 150 x 150 x 10 mm	Stabilitätsnachweis auf Biegung und Druck: $0,56 + 0,34 = 0,90 \leq 1,0 \checkmark$
<b>Pos. 2.2:</b>	Diagonale des Fachwerkbinders	Rohrprofil 101,6 x 6 mm	Stabilitätsnachweis auf Biegeknicken: $\frac{246,38}{319,04} = 0,77 \leq 1,0 \checkmark$
<b>Pos. 2.3:</b>	Untergurt des Fachwerkbinders	$\frac{1}{2}$ -IPE 330	Spannungsnachweis: $\frac{19,29}{23,50} = 0,82 \leq 1,0 \checkmark$
<b>Pos. 3:</b>	Pendelstützen in der Giebelwand	HEA 220	Stabilitätsnachweis auf Biegeknicken: $\frac{92,08}{109,66} = 0,84 \leq 1,0 \checkmark$
<b>Pos. 4.1:</b>	Obergurt (Pos. 2.1) im Windverband	Quadratrohrprofil 150 x 150 x 10 mm	Stabilitätsnachweis auf Biegung und Druck: $0,71 + 0,28 = 0,99 \leq 1,0 \checkmark$
<b>Pos. 4.2:</b>	Druckgurt des Windverbands	Quadratrohrprofil 80 x 80 x 5 mm	Stabilitätsnachweis auf Biegeknicken: $\frac{83,54}{107,97} = 0,77 \leq 1,0 \checkmark$
<b>Pos. 4.3</b>	Zugseil des Windverbands	Vollkreisprofil RD 30 mm	Nachweis der Zugbeanspruchbarkeit: $\frac{126,87}{166,15} = 0,76 \leq 1,0 \checkmark$

Die Querschnitte der verschiedenen Tragelemente Obergurt, Untergurt und der Diagonalen werden an den maßgebenden Stäben dimensioniert und für alle weiteren Stäbe

des Querschnitts auf der sicheren Seite angenommen.

In Tabelle 3.4 sind für die jeweilige Position das zugehörige Bauteil, der gewählte Querschnitt sowie der maßgebende Nachweis samt Ausnutzungsgrad aufgeführt. Die Nachweise der Kaltbemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit sind ausführlich im Anhang zu diesem Kapitel dokumentiert.

## 3.4 Bemessung im Brandfall für eine Feuerwiderstandsklasse R 30

### 3.4.1 Einleitung

Neben der bereits erfolgten Bemessung von Tragstrukturen im Grenzzustand der Tragfähigkeit nach DIN EN 1993-1-1 + NA [17] werden durch die NBauO [45] Anforderungen an die Feuerwiderstandsfähigkeit des Tragwerks gestellt. Die geforderte Feuerwiderstandsklasse von tragenden Bauteilen ohne Raumabschluss, die hier nach bauaufsichtlicher Forderung der NVStättVO [47] *feuerhemmend* sein müssen, kann über die DIN EN 13501-2 [26] zu R 30 ermittelt werden. Die Grundlage für Nachweisführung und Einordnung eines Stahlbauteils in eine Feuerwiderstandsklasse bildet die DIN EN 1993-1-2 + NA [22]. Für eine Bemessung von Stahlbauteilen im Brandfall ist es dabei notwendig, die maximalen Bauteiltemperaturen im Bemessungszeitraum unter Einwirkung der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) zu ermitteln. Die Brandeinwirkung nach ETK bildet dabei die Grundlage zur Einordnung in eine bestimmte Feuerwiderstandsklasse.

Im Folgenden werden das Vorgehen bei der Modellbildung in ABAQUS [1] sowie die ermittelten Temperaturfelder für die untersuchten Querschnitte vorgestellt. Anschließend erfolgt die Nachweisführung gemäß DIN EN 1993-1-2 + NA [22] für die maßgebenden Bauteile des Fachwerkträgers.

### 3.4.2 Einwirkungen im Brandfall

Die maßgebende Belastung im Brandfall wird gemäß DIN EN 1993-1-2; 2.4.2(1) ermittelt. Entsprechend DIN EN 1991-1-2/NA; NDP zu "4.3.1 (2) Kombinationsregeln für Einwirkungen - Allgemeine Regel" werden dazu die quasi-ständigen Größen  $\Psi_{2,1}Q_{k,1}$  für alle Lasteinwirkungen außer dem Wind verwendet, für welchen die häufige Größe

$\Psi_{1,1}Q_{k,1}$  anzusetzen ist:

$$E_{d,fi} = 1,0 \cdot g_k + 0,2 \cdot w_k \quad (3.7)$$

Die Schnittgrößen werden über das Fachwerkmodell in RStab8 [51] unter Berücksichtigung des Eigengewichts der einzelnen Stäbe berechnet und sind im Anhang dargestellt. Zusätzlich sind nach DIN EN 1993-1-1; 5.3.3 die Imperfektionen des Dachverbandes zu berücksichtigen. Diese werden analog zu Abschnitt 3.2.4 bestimmt, wobei in diesem Fall für den Wind nur 20 % der charakteristischen Windlast und zur Bestimmung der zugehörigen Ersatzlast eine deutlich geringere Normalkraft im Obergurt angesetzt werden kann. Daraus ergeben sich die in Tabelle 3.5 aufgeführten maßgebenden Schnittgrößen im Brandfall für die drei Querschnitte.

Tabelle 3.5: Schnittgrößen im Brandfall für die drei Querschnitte im Dachbinder

Querschnitt	QRO 150x10	RO 101.6x6	1/2-IPE 330
Normalkraft $N_{fi,Ed,max} =$	-141,83 – 19,62 = -161,45 kN	-65,55 kN	142,85 kN
Biegemoment $M_{fi,Ed,max} =$	-4,19 kNm	0	0

### 3.4.3 Zweidimensionale Temperaturfeldanalyse in ABAQUS

In dem Finite Elemente Programm ABAQUS [1] wird eine Rahmendatei erstellt, in welcher für die folgenden Untersuchungen lediglich der Querschnitt geändert werden muss. Im Brandfall ist aufgrund der außergewöhnlichen Bemessungssituation das Eigengewicht eine der größten Einwirkungen, während die maximale Bauteiltemperatur durch die Erhöhung der Querschnittsfläche im Bemessungszeitraum sinken kann. Daher ist davon auszugehen, dass bei dem Versuch allein über die Dimensionierung des Querschnitts den Brandschutznachweis zu erfüllen, viele Querschnitte in einem iterativen Prozess implementiert und berechnet werden müssen.

Im Folgenden wird das Vorgehen bei der Modellierung der zweidimensionalen Temperaturfeldanalyse erläutert. Nachdem eine neue Modelldatei erstellt worden ist, müssen die

physikalischen Größen der absoluten Nullpunkttemperatur und die Stefan-Boltzmann-Konstante definiert werden. Anschließend werden die relevanten temperaturabhängigen Materialeigenschaften des Stahls eingegeben. Hierzu sind vom Institut für Stahlbau temperaturabhängige Materialkennwerte in einer Excel-Arbeitsmappe zur Verfügung gestellt worden. Implementiert werden neben einer konstanten Dichte nach DIN EN 1993-1-2; 3.2.2(1) noch die Wärmeleitfähigkeit nach DIN EN 1993-1-2; 3.4.1.3 sowie die spezifische Wärmespeicherkapazität nach 3.4.1.2.

Anschließend kann eine Materialumgebung definiert werden, mit welcher die gerade implementierten Materialkenngrößen einem bestimmten Bereich zugeordnet werden können. Der Elementtyp wird zu *Solid* und *Homogeneous* gewählt. Diese Materialumgebung muss in einem späteren Schritt dem jeweils erstellten Querschnitt (*Part*) über die *Section Assignments* zugeordnet werden.

Als nächstes wird die thermische Einwirkung durch die ETK über *Amplitudes* festgelegt. Der zeitabhängige Gastemperaturverlauf kann über DIN EN 1991-1-2; Gl.(3.4) ermittelt werden:

$$\theta_g = 20 + 345 \cdot \log_{10}(8 \cdot t + 1) \quad (3.8)$$

Ist dies erfolgt, wird die Art der durchzuführenden Analyse festgelegt. In einem neu erstellten *Step* wird die Analyseart *Heat Transfer* gewählt. Die zu berechnende Zeit entspricht dabei der Brandexpositionsdauer von 1800 Sekunden, für welche über weitere Randbedingungen die erlaubte Zeitschrittgröße definiert wird.

Um die Erwärmung des Querschnitts durch die im Brandraum vorherrschende Gastemperaturkurve (ETK) abbilden zu können, müssen Wärmeübergangsmechanismen von dem Raum auf das Bauteil festgelegt werden. Die in diesem Fall anzuwendenden Mechanismen (*Interactions*) sind jene der Wärmestrahlung (*Surface radiation*) und Konvektion (*Surface film condition*). Dabei wird für den Emissionsgrad nach DIN EN 1993-1-2; 2.2(2) die Emissivität von Baustahl zu  $\varepsilon = 0,7$  und als Temperaturamplitude die zuvor definierte ETK gewählt.

Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient wird nach DIN EN 1991-1-2; 3.2.1(2) zu  $\alpha_c = 0,025 \text{ mW/mm}^2\text{K}$  und als Amplitude wieder die ETK festgelegt. Als Wärmeübertragungsflächen werden nach Erstellung der Geometrie die Außenflächen der

Querschnitte gewählt. Hohlraumstrahlung wird auf der sicheren Seite liegend nicht berücksichtigt, da für die Nachweise entsprechend DIN EN 1993-1-2; 4.2.3.1(3) die maximale im Querschnitt auftretende Temperatur angesetzt wird, und die Ansetzung von Hohlraumstrahlung zu einer gleichmäßigeren Verteilung und somit zu einer niedrigeren Höchsttemperatur führt.

Dem Querschnitt muss zudem eine Anfangstemperatur zum Startzeitpunkt vorgegeben werden. Dies erfolgt über die Definition eines *Predefined Fields* mit einer *Magnitude* von  $\theta_0 = 20 \text{ °C}$ .

In der Ergebnisausgabe wird für den erstellten *Step* ein *Field Output Request* für das gesamte Modell mit einer Ausgabe der Werte an jedem Inkrement festgelegt. Die Ausgabevariablen sind die Knotentemperatur (*NT*) und der Wärmefluss (*HFL*).

Mit der Erstellung des *Jobs* ist die Rahmendatei fertiggestellt. In dieser werden im Folgenden die einzelnen Querschnitte im *Part* eingegeben, wobei der Modellraum *2D Planar*, der Typ *Deformable* und die Form *Shell* gewählt wird.

Anschließend erfolgt die beschriebene *Section Assignment* und die Diskretisierung der Querschnittsgeometrie im freien Mesh mit Elementen des Typs *Heat Transfer*, was mit der Assemblierung abgeschlossen wird. Mit der Zuweisung der Außenflächen zu den Wärmeübergangsmechanismen und der Ausgangstemperatur zu dem Querschnitt ist die Modellbildung abgeschlossen. Beispielhaft ist das Modell des RO 101.6 x 6 mm Profils in Abbildung 3.5 dargestellt.

#### **3.4.4 Nachweisführung im Brandfall gemäß DIN EN 1993-1-2 [22]**

In diesem Abschnitt werden zunächst die erforderlichen Brandschutznachweise für den Fachwerkträger unter Ansetzung jener Querschnitte durchgeführt, die aus der Kaltbemessung hervorgegangen sind. Anschließend erfolgt eine größere Dimensionierung der Querschnitte, um den rechnerischen Brandschutznachweis des ungeschützten Stahltragwerks zu erfüllen.

Für die Bemessung im Brandfall werden die in der DIN EN 1993-1-2 + NA [22] dargestellten Nachweisformate angewendet. Mithilfe der in Abbildung 3.6 abgebildeten zweidimensionalen Temperaturfelder kann für jeden Querschnitt die maximal auftretende Temperatur nach 30 Minuten Beanspruchung durch die ETK festgestellt werden.

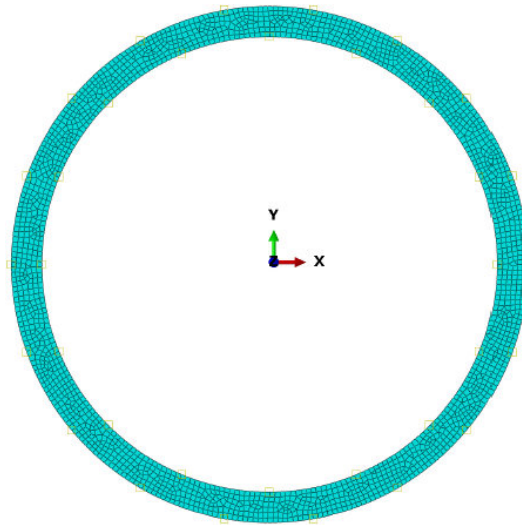


Abbildung 3.5: Modell des Rohrprofils RO 101.6 x 6 mm in ABAQUS [1] mit Mesh

Die Verwendung der maximal auftretenden Querschnittstemperatur ist nach DIN EN 1993-1-2; 4.2.3.2(5) als Vereinfachung auf der sicheren Seite zulässig.

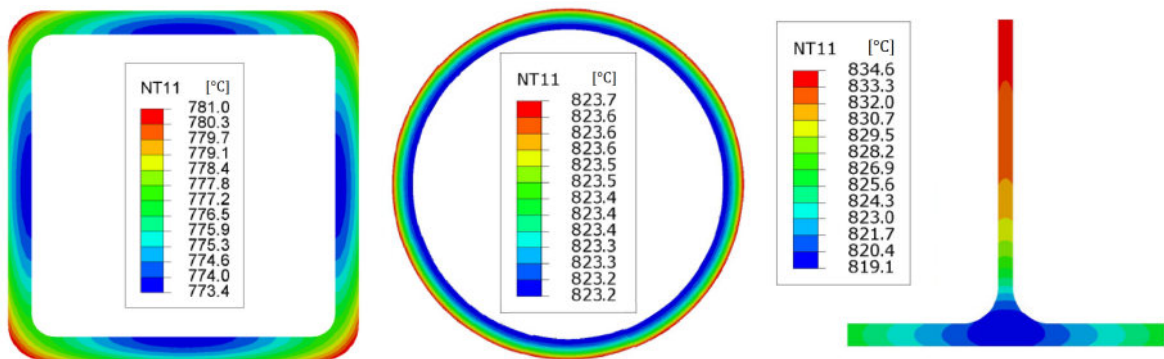


Abbildung 3.6: Zweidimensionale Temperaturfelder in °C nach 30 Minuten ETK-Beanspruchung für den Obergurt (links), die Diagonalen (mittig) und den Unterzug (rechts) aus ABAQUS [1]

#### 3.4.4.1 Nachweisführung bei Zuggliedern im Brandfall

Der Tragfähigkeitsnachweis von Zuggliedern im Brandfall ist in DIN EN 1993-1-2; 4.2.3.1 festgelegt. Bei dem Zugglied handelt es sich um ein halbiertes IPE 330 Profil aus Baustahl S 235. Der maßgebende Zugstab der Fachwerkkonstruktion ist Stab 2. Zunächst werden die bemessungsrelevanten Materialeigenschaften unter Berücksichti-

gung der erhöhten Bauteiltemperatur gemäß DIN EN 1993-1-2; 3.2.1 bestimmt. Dabei wird für den Unterzug die rechts in Abbildung 3.6 dargestellte Temperaturverteilung zugrunde gelegt und eine maximale Querschnittstemperatur von  $\theta_a = 834,6 \text{ °C}$  festgestellt. Über 3.2.1 (3) in Verbindung mit Tab. 3.1 kann somit der Abminderungsfaktor für die effektive Fließgrenze von Kohlenstoffstahl unter erhöhter Temperatur bestimmt werden.

$$k_{y,\theta} = 0,0927 \quad (3.9)$$

Das statische System des Zugstabs erfährt die maßgebende Belastung im Brandfall gemäß DIN EN 1993-1-2; 2.4.2(1). Entsprechend DIN EN 1991-1-2/NA; NDP zu "4.3.1 (2) Kombinationsregeln für Einwirkungen - Allgemeine Regel" werden die quasi-ständigen Größen  $\Psi_{2,1}Q_{k,1}$  für alle Lasteinwirkungen außer dem Wind verwendet, für welchen die häufige Größe  $\Psi_{1,1}Q_{k,1}$  anzusetzen ist:

$$E_{d,fi} = 1,0 \cdot g_k + 0,2 \cdot w_k \quad (3.10)$$

Die Schnittgrößen werden über das Fachwerkmodell in RStab8 [51] unter Berücksichtigung des Eigengewichts der einzelnen Stäbe berechnet und sind im Anhang dargestellt. Die für diesen Nachweis maßgebende Schnittgröße der Normalkraft ergibt sich dabei zu:

$$N_{Ed,fi} = 142,85 \text{ kN} \quad (3.11)$$

Der Bemessungswert der Tragfähigkeit ergibt sich mit  $\gamma_{M,fi} = 1,0$  laut NDP 2.3 (2) nach DIN EN 1993-1-2; Gl.(4.3) zu:

$$N_{fi,\theta,Rd} = k_{y,\theta} \cdot N_{Rd} \cdot [\gamma_{M,0}/\gamma_{M,fi}] \quad (3.12)$$

$$N_{fi,\theta,Rd} = 0,0927 \cdot 23,5 \text{ kN/cm}^2 \cdot 31,30 \text{ cm}^2 \cdot 1,0/1,0 = 68,185 \text{ kN} \quad (3.13)$$

Der Ausnutzungsgrad liegt demzufolge bei  $\eta = \frac{142,85}{68,185} = 2,10$ , damit ist der Nachweis nicht erfüllt. Für die spätere Dimensionierung wird ein Rohrprofil RO 177,8 x 10 mm gewählt.

#### 3.4.4.2 Nachweisführung bei druckbeanspruchten Bauteilen im Brandfall

Der maßgebende Nachweis im Brandfall bei druckbeanspruchten Bauteilen mit Querschnitten der Klassen 1, 2 und 3 ist der Knicknachweis nach DIN EN 1993-1-2; 4.2.3.2.

Bei den auf Druck belasteten Bauteilen handelt es sich im Fachwerkträger um die Druckstreben zwischen Ober- und Untergurt. Die maßgebende Strebe ist dabei jene, die an dem Auflager des Fachwerkbinders endet. Der Stab weist eine Länge von  $l = 2,35$  m auf und entsprechend des statischen Systems eines Pendelstabs wird ein Knicklängenbeiwert gemäß Eulerfall 2 mit  $\beta = 1,0$  festgelegt. Aus der Kaltbemessung geht für den Querschnitt ein Rohrprofil RO 101,6 x 6 mm hervor.

Analog zum Nachweis bei Zuggliedern werden die bemessungsrelevanten Materialkennwerte bei erhöhter Temperatur über DIN EN 1993-1-2; Tab. 3.1 bestimmt. Die Bauteiltemperatur wird der zweidimensionalen Temperaturfeldanalyse aus Bild 3.6 mit  $\theta_a = 823,7$  °C entnommen.

$$k_{y,\theta} = 0,0982 \quad (3.14)$$

$$k_{E,\theta} = 0,0847 \quad (3.15)$$

Die Belastung des Systems wird über Gleichung 3.10 bestimmt und die dazugehörigen Schnittgrößenverläufe sind im Anhang hinterlegt. Die maßgebende Schnittgröße der Diagonalstrebe wird der Berechnung in RStab8 [51] entnommen:

$$N_{Ed,fi} = 65,55 \text{ kN} \quad (3.16)$$

Die Querschnittsklassifizierung in die Querschnittsklasse 1 erfolgt über DIN EN 1993-1-1; Tab.5.2 unter Verwendung eines abgeminderten Wertes für  $\varepsilon$  nach DIN EN 1993-1-2; Gl.(4.2):

$$\frac{d}{t} = \frac{101,6}{6} = 16,9 \leq 36,125 = 50 \cdot 0,85^2 = 50 \cdot \varepsilon^2 \quad \checkmark \quad (3.17)$$

Für die Querschnittsklassen 1, 2 und 3 wird die Knickfestigkeit von druckbeanspruchten Bauteilen mit konstanter Querschnittstemperatur nach 4.2.3.2 über DIN EN 1993-1-2; Gl.(4.7) berechnet. Dazu muss zunächst nach dem Ersatzstabverfahren der bezogene Schlankheitsgrad bei Normaltemperatur ermittelt werden:

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i_{min} \cdot \lambda_1} = \frac{235 \text{ cm} \cdot 1,0}{3,39 \text{ cm} \cdot 93,9} = 0,738 \quad (3.18)$$

Mithilfe des Schlankheitsgrades bei Normaltemperatur wird über DIN EN 1993-1-2; Gl.(4.7) die dimensionslose bezogene Schlankheit bei einer Bauteiltemperatur von  $\theta_a =$



823,7 °C berechnet:

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} \cdot \left( \frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}} \right)^{0,5} = 0,738 \cdot \left( \frac{0,0982}{0,0847} \right)^{0,5} = 0,795 \quad (3.19)$$

Damit kann nach DIN EN 1993-1-2; Gl.(4.6) der Abminderungsfaktor für das Biegeknicken unter Brandbeanspruchung bestimmt werden:

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_\theta + \sqrt{\phi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2}} = \frac{1}{1,074 + \sqrt{1,074^2 - 0,795^2}} = 0,557 \quad (3.20)$$

mit

$$\alpha = 0,65 \cdot \left( \frac{235}{f_y} \right)^{0,5} = 0,65 \quad (3.21)$$

und

$$\phi_\theta = 0,5 \cdot (1 + \alpha \cdot \bar{\lambda}_\theta + \bar{\lambda}_\theta^2) = 0,5 \cdot (1 + 0,65 \cdot 0,795 + 0,795^2) = 1,074 \quad (3.22)$$

Nach Gl.(4.5) ist die Knickfestigkeit druckbeanspruchter Bauteile bei konstanter Querschnittstemperatur anzusetzen mit:

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} \cdot A \cdot k_{y,\theta} \cdot f_y / \gamma_{M,fi} \quad (3.23)$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = 0,557 \cdot 18 \text{ cm}^2 \cdot 0,0982 \cdot 23,5 \text{ kN/cm}^2 / 1,0 = 23,11 \text{ kN} \quad (3.24)$$

Der Ausnutzungsgrad der Druckdiagonalen liegt demzufolge bei  $\eta = \frac{65,55}{23,11} = 2,84$ , damit ist der Nachweis nicht erfüllt. Für die spätere Dimensionierung wird ein Rohrprofil RO 139,7 x 10 mm gewählt.

#### 3.4.4.3 Nachweisführung bei auf Biegung und axialen Druck beanspruchten Bauteilen

Für den Fall, dass Bauteile auf Biegung und axialen Druck beansprucht werden, wird der Bauteilwiderstand nach 4.2.3.5 Gl.(4.21a) bestimmt. Da der nachzuweisende Querschnitt ein Quadratrohrprofil aufweist, braucht kein Nachweis auf Biegedrillknicken geführt werden. [54]

Im Fachwerkobergurt liegt der maßgebende Stab am First mit einer Länge von  $l = 4 \text{ m}$  und einem Knicklängenbeiwert von  $\beta = 1$ , welcher auf der sicheren Seite die Wirkung des Durchlaufträgers nicht berücksichtigt. Das statische System entspricht einer auf Biegung und Druck beanspruchten Pendelstütze. Die Querschnittsabmessungen

des in der Kaltbemessung ermittelten Profils liegen bei 150 x 150 x 10 mm. Aus der zweidimensionalen Temperaturfeldanalyse in ABAQUS [1] kann links in Abbildung 3.6 die maximale Querschnittstemperatur nach 30 Minuten ETK-Beanspruchung zu  $\theta_a = 781 \text{ °C}$  abgelesen werden.

Zunächst sind die Materialkennwerte bei erhöhter Bauteiltemperatur in DIN EN 1993-1-2; Tab. 3.1 zu ermitteln:

$$k_{y,\theta} = 0,1328 \quad (3.25)$$

$$k_{E,\theta} = 0,0976 \quad (3.26)$$

Die Belastung des Systems wird über Gleichung 3.10 bestimmt und die dazugehörigen Schnittgrößenverläufe sind im Anhang hinterlegt. Zusätzlich sind die Lasten aus den Imperfektionen des Dachverbandes zu berücksichtigen. Die maßgebende Schnittgrößen der Fachwerkobergurts werden der Berechnung in RStab8 [51] entnommen:

$$N_{Ed,fi} = 141,83 + 19,83 \text{ kN} = 161,66 \text{ kN} \quad (3.27)$$

$$M_{y,Ed,fi} = 4,19 \text{ kNm} \quad (3.28)$$

Die Querschnittsklassifizierung in die Querschnittsklasse 1 erfolgt über DIN EN 1993-1-1; Tab.5.2 unter Verwendung eines abgeminderten Wertes für  $\varepsilon$  nach DIN EN 1993-1-2; Gl.(4.2):

$$\frac{c}{t} = \frac{150 - 2 \cdot (10 + 10)}{10} = 11 \leq 23,8 = 33 \cdot 0,85^2 = 33 \cdot \varepsilon^2 \quad \checkmark \quad (3.29)$$

Für die Querschnittsklassen 1, 2 und 3 wird der Stabilitätsnachweis von auf Biegung und axialen Druck beanspruchten Bauteilen mit konstanter Querschnittstemperatur nach 4.2.3.5 über DIN EN 1993-1-2; Gl.(4.21a) berechnet. Dazu muss zunächst nach dem Ersatzstabverfahren der bezogene Schlankheitsgrad bei Normaltemperatur ermittelt werden:

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i_{min} \cdot \lambda_1} = \frac{400 \text{ cm} \cdot 1,0}{5,68 \text{ cm} \cdot 93,9} = 0,75 \quad (3.30)$$

Mithilfe des Schlankheitsgrades bei Normaltemperatur wird über DIN EN 1993-1-2; Gl.(4.7) die dimensionslose bezogene Schlankheit bei einer Bauteiltemperatur von  $\theta_a = 781 \text{ °C}$  berechnet:

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} \cdot \left( \frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}} \right)^{0,5} = 0,75 \cdot \left( \frac{0,1328}{0,0976} \right)^{0,5} = 0,875 \quad (3.31)$$

Damit kann nach DIN EN 1993-1-2; Gl.(4.6) der Abminderungsfaktor für das Biegeknicken unter Brandbeanspruchung bestimmt werden:

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2}} = \frac{1}{1,167 + \sqrt{1,167^2 - 0,875^2}} = 0,516 \quad (3.32)$$

mit

$$\alpha = 0,65 \cdot \left(\frac{235}{f_y}\right)^{0,5} = 0,65 \quad (3.33)$$

und

$$\phi_{\theta} = 0,5 \cdot (1 + \alpha \cdot \bar{\lambda}_{\theta} + \bar{\lambda}_{\theta}^2) = 0,5 \cdot (1 + 0,65 \cdot 0,875 \cdot 0,875^2) = 1,167 \quad (3.34)$$

Zusätzlich zum reinen Biegeknicknachweis muss der Abminderungsfaktor  $k_y$  ermittelt werden. Dazu wird zunächst der Anpassungsfaktor für den Momentenverlauf  $\beta_{M,y}$  entsprechend DIN EN 1993-1-2; Bild 4.2 errechnet:

$$\beta_M = \beta_{M,\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M}(\beta_{M,Q} - \beta_{M,\psi}) = 1,26 + \frac{6,35}{6,83} \cdot (1,3 - 1,26) = 1,297 \quad (3.35)$$

Damit folgt für den Beiwert  $\mu_y$  zum Knicken um die starke Achse:

$$\mu_y = (2 \cdot \beta_{M,y} - 5) \cdot \bar{\lambda}_{y,\theta} + 0,44\beta_{M,y} + 0,29 = -1,244 \leq 0,8 \quad (3.36)$$

Der Abminderungsfaktor  $k_y$  entspricht demzufolge:

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y \cdot N_{fi,Ed}}{\chi_{fi} \cdot A \cdot k_{y,\theta} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} = 3,277 \leq 3,0 \rightarrow k_y = 3,0 \quad (3.37)$$

Mit den bisher ermittelten Werten kann der Stabilitätsnachweis für auf Biegung und axialen Druck beanspruchte Bauteile nach Gl.(4.21a) geführt werden:

$$\eta_{fi} = \frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min} \cdot A \cdot k_{y,\theta} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y \cdot M_{y,fi,Ed}}{W_{pl,y} \cdot k_{y,\theta} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} = 3,24 \quad (3.38)$$

Damit ist der Nachweis nicht erfüllt. Für die Dimensionierung eines ungeschützten Stahlprofils im Brandfall wird unter Berücksichtigung des steigenden maßgebenden Eigengewichts ein Quadratrohrprofil QRO 220 x 220 x 12,5 mm gewählt.

### 3.4.5 Ergebnisse

Die Klassifizierung in eine Feuerwiderstandsklasse R 30 ist mit den Querschnitten aus der Kaltbemessung trotz deutlich geringerer Lasteinwirkung nicht möglich. Grund dafür sind die sehr hohen Bauteiltemperaturen infolge der Brandbeanspruchung nach ETK, die eine deutliche Minderung der Materialeigenschaften des Stahls mit sich bringen. Dabei verringern sich die effektive Fließgrenze  $f_{y,\theta}$  und der Elastizitätsmodul  $E_\theta$  in den ermittelten Temperaturbereichen auf ungefähr 10 % der Fließgrenze bei Ausgangstemperatur.

Über einen iterativen Prozess, bei dem die Querschnitte schrittweise vergrößert werden, ist es gelungen, für die drei Bauteile eine Dimensionierung vorzunehmen. Dabei sinkt mit zunehmender Querschnittsfläche und einem besseren Fläche-Umfang Verhältnis die Bauteiltemperatur langsam ab. Gleichzeitig ist eine deutliche Steigerung der Schnittgrößen infolge des erhöhten Eigengewichts der Konstruktion festzustellen.

Die Bemessung über eine Überdimensionierung der Querschnitte erfolgt hier, um als Vergleichswert für die anschließenden Brandschutzmaßnahmen zu dienen. Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass eine Bemessung über die Dimensionierung, wie sie hier durchgeführt wird, einige entscheidende Faktoren ausklammert und somit nicht als Lösung des Problems herangezogen werden darf.

In diesem Kontext sind beispielhaft die folgenden Faktoren genannt: Zunächst ist der Einfluss der Temperaturdehnung im Fachwerkbinder unberücksichtigt geblieben. Das Tragwerksmodell in RStab8 [51] ist statisch bestimmt gelagert, was zu einer freien Dehnung des Systems führt. Durch die gleichmäßige Erwärmung aller Stahlteile nach ETK entsteht eine nahezu zwangsspannungsfreie Aufweitung des Systems. Inwieweit die Längenausdehnung des Fachwerkbinders durch die Auflager und Umfassungsbau- teile behindert wird, bleibt hier unbetrachtet. Infolge einer gehinderten Ausdehnung kann es dann beispielsweise zu Druckspannungen im Untergurt kommen, die bei halbierten IPE-Profilen zu kritischen Stabilitätsproblemen führen können.

Des Weiteren ist eine gleichmäßige Erwärmung der gesamten Dachkonstruktion durch ein Brandereignis nicht zwangsläufig der kritischste Bemessungsfall. Ein Brand mit lokaler Erwärmung der Dachkonstruktion im brandnahen Bereich führt zu thermischen Dehnungen der betroffenen Fachwerkstäbe, während die übrige Konstruktion deutlich

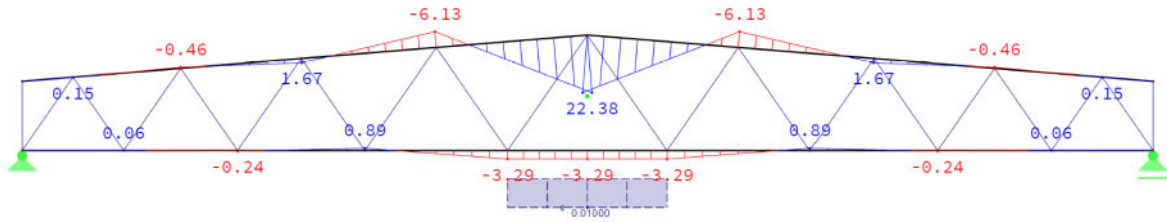


Abbildung 3.7: Momentenverlauf infolge der thermischen Dehnung des mittleren Untergurtstabes

langsamer erwärmt wird. Durch eine solche Brandbeanspruchung kann es zu großen lokalen Zwangsspannungen in einzelnen Stäben kommen.

Um einen Eindruck über die Dimension dieser Spannungen erhalten zu können, wird im Fachwerkmodell in RStab8 [51] die thermische Dehnung infolge der Stabtemperatur nach ETK auf einen Stab des Fachwerkuntergurtes aufgetragen. Dabei wird vereinfachend angenommen, dass die Materialeigenschaften aller weiteren Stäbe unverändert bleiben und lediglich jene des erwärmten Stabes entsprechend der Abminderungsfaktoren aus der Nachweisführung abgemindert werden. Alternativ kann über das Herausschneiden eines Stabes aus dem Fachwerk in Kombination mit einer Belastung der freien Enden mit einer 1-Last die Systemsteifigkeit bestimmt werden. Über die aufzubringende Verformung kann dann ebenfalls die Zwangsbeanspruchung des Stabs ermittelt werden.

Die Länge des Stabes infolge thermischer Längenausdehnung kann bei temperaturabhängigem Wärmeausdehnungskoeffizient wie folgt berechnet werden:

$$L(\theta) = L(\theta_0) \cdot \exp\left(\int_{\theta_0}^{\theta} \alpha(\theta) d\theta\right) \quad (3.39)$$

Unter der Annahme eines konstanten mittleren Wärmeausdehnungskoeffizienten und einer Annäherung der Exponentialfunktion durch die ersten beiden Glieder der Taylorreihe kann die Längenänderung näherungsweise bestimmt werden über:

$$\Delta L \approx \alpha \cdot L_0 \cdot \Delta\theta = 1,3 \cdot 10^{-5} \frac{1}{\text{K}} \cdot 4,162 \text{ m} \cdot 814,6 \text{ K} = 4,41 \text{ cm} \quad (3.40)$$

Beispielhaft ist in Abbildung 3.7 jener Momentenverlauf dargestellt, der aus einer lokalen thermischen Dehnung des mittleren Untergurtstabes resultiert. Dadurch entstehen am Fachwerkobergurt zusätzliche Biegemomente von  $\Delta M_{Ed} = 22,38 \text{ kNm}$ , die erheblichen Einfluss auf die Brandbemessung nehmen können.

Tabelle 3.6: Übersicht über die Bemessung von überdimensionierten ungeschützten Stahlprofilen

Bauteil	Obergurt	Diagonale	Unterkzug
Querschnitt	QRO 220 x 12,5 mm	RO 139,7 x 10 mm	RO 177,8 x 10 mm
Temperaturfeld			
System			
Belastung	Dachlast = $1,0 \cdot g_k + 0,2 \cdot w_k$		
Schnittgrößen	$N_{fi,Ed} = 173,73 \text{ kN}$ $M_{fi,Ed} = 4,21 \text{ kNm}$	$N_{fi,Ed} = 79,83 \text{ kN}$	$N_{fi,Ed} = 174,67 \text{ kN}$
Bemessung	Biegung und Druck $\eta = 0,872$	Biegeknicken $\eta = 0,796$	Zugglied $\eta = 0,825$

Trotz dieser nicht berücksichtigten Faktoren wird in Tabelle 3.6 eine Übersicht über die Bemessung der dimensionierten ungeschützten Stahlprofile dargestellt. Neben dem Schema „System, Belastung, Schnittgrößen, Bemessung“ wird zudem das Temperaturfeld angegeben.

Zusätzlich zu der Dimensionierung des Fachwerkbinders wird ebenfalls eine Bemessung des Dachverbands durchgeführt. Die ausführlichen Bemessungen sind samt Lastannahmen im Anhang zu diesem Kapitel hinterlegt.

### 3.4.6 Zusammenfassung

In diesem Abschnitt ist die Bemessung im Brandfall nach DIN EN 1993-1-2 + NA [22] durchgeführt worden. Das Schutzziel dieser Brandschutzbemessung des Fachwerkträgers ist nach Niedersächsischer Versammlungsstättenverordnung [47] der Nachweis, dass die Konstruktion feuerhemmend ist. Dies bedeutet eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten bei einer Brandbelastung entsprechend der ETK.

Die bemessungsrelevanten Materialkennwerte müssen in Abhängigkeit der Bauteiltemperatur bestimmt werden. Zu diesem Zweck sind in ABAQUS [1] zweidimensionale Temperaturfeldanalysen für die einzelnen Querschnitte durchgeführt worden. Unter Ansatz der dabei ermittelten maximalen Querschnittstemperaturen ist die Nachweisführung nach DIN EN 1993-1-2 + NA [22] erfolgt.

Die Nachweise sind ausführlich für Zugglieder, für auf Druck sowie für auf Biegung und axialen Druck belastete Bauteile geführt worden. Unter Ansetzung jener Querschnitte, welche in der Kaltbemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit nachgewiesen worden sind, ist die Bemessung bei deutlicher Überschreitung der maximalen Ausnutzung fehlgeschlagen.

Im Zuge einer größeren Dimensionierung der Querschnitte sind diese Nachweise erfüllt worden. Dabei sind allerdings einige Effekte auf die Gesamttragstruktur unberücksichtigt geblieben. Die somit ermittelten Querschnitte dienen dementsprechend lediglich als Referenz für die nachfolgenden weiterführenden Untersuchungen unter Ansetzung von Naturbrandkurven.

## 3.5 Bemessung unter Berücksichtigung von Naturbrandmodellen

### 3.5.1 Einleitung

Die bauaufsichtliche Forderung nach einem feuerhemmend ausgebildeten Dachtragwerk bedeutet eine Einordnung in die Feuerwiderstandsklasse R 30 und erfolgt laut DIN EN 1993-1-2; 2.1.2(1) über die nominelle Brandbeanspruchung durch die ETK. Dies macht den Einsatz von ungeschützten Stahlquerschnitten nahezu unmöglich. In DIN EN 1991-1-2 [18] werden, da die ETK für viele Brandszenarien zu sehr konservativen Ergebnissen führt, verschiedene Möglichkeiten aufgezeigt, um ein Naturbrandereignis zu modellieren.

Im folgenden Abschnitt wird ein vereinfachtes Naturbrandmodell zur Abbildung von lokalen Bränden gemäß DIN EN 1991-1-2; 3.3.1.3 vorgestellt und am Beispiel der Sporthallentribüne erstellt, da dort sowohl die meisten Brandlasten als auch die geringste Deckenhöhe aufzufinden ist.

Anschließend wird ein allgemeines Brandmodell nach DIN EN 1991-1-2; 3.3.2 mit Hilfe des Programms PyroSim [49] erstellt. In diesem Feldmodell wird mit den Verfahren der Fluid-Mechanik die von der Zeit und dem Ort abhängige Temperaturverteilung im Brandabschnitt mit dem Finite-Volumen Programm FDS [29] berechnet.

Mit den Gastemperaturverteilungen, welche auf der jeweiligen Bauteilhöhe zu ermitteln sind, werden dann zweidimensionale Temperaturfeldberechnungen in ABAQUS [1] durchgeführt. Abschließend erfolgt die Bemessung im Brandfall nach DIN EN 1993-1-2 + NA [22] für die entsprechenden Querschnitte.

### 3.5.2 Vereinfachtes Naturbrandmodell - Lokaler Brand

#### 3.5.2.1 Einleitung

Das vereinfachte Naturbrandmodell für vollentwickelte Raumbrände nach EC 1-1-2/NA; Anhang AA ist ein allgemeines Rechenverfahren (Ebene 3) und kann für Einzelbauteile, Teiltragwerke und Gesamttragwerke herangezogen werden. Zudem ist es auf Raumgrößen bis  $400 \text{ m}^2$  begrenzt. Die zu betrachtende Sporthalle weist allerdings eine Grundfläche im Brandraum von ca.  $A = 1216 \text{ m}^2$  auf und ein Brandüberschlag auf die gesamte Hallenfläche ist bei der vorgegeben Nutzung kaum zu erwarten. Für diesen



Fall wird im Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes [36] die Verwendung des Brandmodells *Lokaler Brand* nach EC 1-1-2; Anhang C empfohlen. In diesem Abschnitt wird die Temperaturentwicklung bei einem lokalen Brand auf der Tribülenebene untersucht, da diese den geringsten Abstand zu den maßgebenden Bauteilen aufweist. Der Anwendungsbereich des Verfahrens ist nach Anhang C (11) zum einen auf den Durchmesser des Brandes  $D \leq 10$  m und zum anderen auf eine Wärmefreisetzungsrate des Brandes  $\dot{Q} \leq 50$  MW begrenzt. Im Folgenden werden die anzunehmenden Randbedingungen definiert und über Faktoren, wie beispielsweise die Nutzung, der Verlauf der Wärmefreisetzungsrate bestimmt. Mit deren Hilfe erfolgt gemäß Anhang C die Ermittlung der Gastemperaturkurven in den maßgebenden Höhen. Abschließend werden die ermittelten Verläufe tabellarisch und grafisch dargestellt. Unter Ansatz der Gastemperaturkurven erfolgt eine zweidimensionale Temperaturfeldanalyse, mit deren Ergebnissen in einem folgenden Abschnitt die Querschnitte erneut bemessen werden.

### 3.5.2.2 Eingangsparmeter zur Ermittlung des Brandverlaufs

Die Bestimmung der Wärmefreisetzungsrate erfolgt nach EC 1-1-2/NA; Anhang BB, welcher EC 1-1-2; Anhang E in Deutschland ersetzt. Zunächst wird diese nach EC 1-1-2/NA; Kap. BB.3 über die Klassifizierung nach der Nutzung festgelegt. Die Tribülenebene ist dabei als Versammlungsstätte anzusehen. Daraus ergibt sich nach Tabelle BB.1 für das maßgebende 90 %-Quantil der charakteristischen Brandlastdichte:

$$q_{f,k} = 417 \text{ MJ/m}^2 \quad (3.41)$$

Als Brandszenario wird ein lokaler Tribünenbrand untersucht. Die Tribülenebene weist einen deutlich geringeren Abstand zum Fachwerkbinder auf, was zu höheren das Bauteil umgebenden Gastemperaturen führt. Zudem ist aufgrund der Nutzung als Versammlungsort hier eine lokale Anhäufung von Brandlasten wahrscheinlich, während die Sporthallenfläche bei bestimmungsgemäßer Nutzung weitestgehend frei von Brandlasten ist. Die mögliche Brandfläche auf der Tribülenebene hat einen maximalen Kreisdurchmesser von  $d = 7,5$  m, was der maximalen Breite der Tribülenebene entspricht. Zusammen mit der charakteristischen Brandlastdichte ergibt das eine charakteristische

Brandlast von:

$$Q_{f,k} = q_{f,k} \cdot A = q_{f,k} \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4} = 417 \cdot \frac{\pi \cdot 7,5^2}{4} = 18422,5 \text{ MJ} \quad (3.42)$$

In Tabelle BB.2 werden charakteristische Werte für die maximale flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate sowie zur Brandentwicklungsgeschwindigkeit gegeben.

$$\text{Brandentwicklungsdauer (schnell):} \quad t_\alpha = 150 \text{ s (bis 1 MW)} \quad (3.43)$$

$$\text{Wärmefreisetzungsrate:} \quad RHR_f = 0,50 \text{ MW/m}^2 \quad (3.44)$$

Zur Ermittlung der Teilsicherheitsbeiwerte im Brandfall für die Brandlastdichte und die Wärmefreisetzungsrate wird zunächst die Auftretenswahrscheinlichkeit eines Brandes bestimmt. Aus Tabelle BB.3 kann die jährliche Auftretenswahrscheinlichkeit für öffentliche Versammlungsstätten pauschal angenommen werden zu:

$$p_1 = 0,02 \quad 1/\text{a} \quad (3.45)$$

Durch den Parameter  $p_2$  kann die Ausfallwahrscheinlichkeit manueller Brandbekämpfungsmaßnahmen berücksichtigt werden. Diese beinhaltet zum einen jene Maßnahmen durch die Nutzer, die im Allgemeinen nach Kapitel BB. 5.1 zu  $p_{2,1} = 0,5$  angenommen werden, und zum anderen die Ausfallwahrscheinlichkeit der Brandbekämpfung der öffentlichen Feuerwehr bei einer Eingreifzeit von über 20 Minuten nach Tabelle BB.4 mit  $p_{2,2} = 0,5$ :

$$p_2 = p_{2,1} \cdot p_{2,2} = 0,5 \cdot 0,5 = 0,25 \quad (\text{EC 1-1-2/NA; Gl. BB.9}) \quad (3.46)$$

Die automatische Brandmeldung und Alarmierung werden für die Verwendung dieser Werte vorausgesetzt. Zudem wird die Ausfallwahrscheinlichkeit für automatische Löschanlagen, die hier nicht eingeplant sind, dementsprechend zu  $p_3 = 1,0$  angenommen. Zusammengefasst bedeutet dies nach EC 1-1-2/NA; Gl. BB.9 eine jährliche Auftretenswahrscheinlichkeit eines Schadenfeuers von:

$$p_{fi} = p_1 \cdot p_2 \cdot p_3 = 0,02 \cdot 0,25 \cdot 1,0 = 5,0 \cdot 10^{-3} \quad 1/\text{a} \quad (3.47)$$

In Abhängigkeit von den Schadensfolgen eines Brandes kann für Sporthallen (öffentliche Versammlungsstätten) die akzeptierte Versagenswahrscheinlichkeit  $p_f = 1,3 \cdot 10^{-6}$  bei

unterstellten mittleren Schadensfolgen aus Tabelle BB.5 entnommen werden. Über EC 1-1-2/NA; Gl. BB.13 kann nun die zulässige bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall bestimmt werden:

$$p_{f,fi} = \frac{p_f}{p_{fi}} = \frac{1,3 \cdot 10^{-6}}{5,0 \cdot 10^{-3}} = 2,6 \cdot 10^{-4} \quad (3.48)$$

Über Gleichung BB.14 kann nun der zugehörige Zuverlässigkeitsindex  $\beta_{fi}$  berechnet oder aus Bild BB.2 abgelesen werden:

$$\beta_{fi} = -\Phi^{-1}(p_{f,fi}) = 3,48 \quad (3.49)$$

Nachdem die erforderliche Zuverlässigkeit im Brandfall bestimmt worden ist, können die Teilsicherheitsbeiwerte  $\gamma_{fi}$  für die maßgebenden Einflussgrößen der Brandeinwirkung über Gleichung BB.15 definiert werden. Wird die Brandlastdichte durch die Klassifizierung der Nutzung bestimmt, so müssen für den Variationskoeffizient der Brandlastdichte  $V_q = 0,3$  und für den Sensitivitätsfaktor  $\alpha = 0,6$  eingesetzt werden:

$$\gamma_{fi,q} = \frac{1 - V \cdot 0,78 \cdot [0,5772 + \ln(-\ln(\Phi(\alpha \cdot \beta_{fi})))]}{1 - V \cdot 0,78 \cdot [0,5772 + \ln(-\ln(0,9))]} = 1,28 \quad (3.50)$$

Analog dazu wird der Teilsicherheitsbeiwert für die Wärmefreisetzungsrates  $\gamma_{fi,\dot{Q}}$  ebenfalls über Gleichung BB.15 bestimmt, wobei für den Variationskoeffizient der Brandlastdichte  $V_q = 0,2$  und für den Sensitivitätsfaktor  $\alpha = 0,6$  verwendet werden müssen:

$$\gamma_{fi,\dot{Q}} = \frac{1 - V \cdot 0,78 \cdot [0,5772 + \ln(-\ln(\Phi(\alpha \cdot \beta_{fi})))]}{1 - V \cdot 0,78 \cdot [0,5772 + \ln(-\ln(0,9))]} = 1,20 \quad (3.51)$$

Damit ergibt sich für den Bemessungswert der Brandlast  $Q_{f,d}$ :

$$Q_{f,d} = Q_{f,k} \cdot \gamma_{fi,q} = 18422,5 \cdot 1,28 = 23581 \text{ MJ} \quad (3.52)$$

### 3.5.2.3 Bestimmung des lokalen Brandverlaufs

Im Folgenden muss der Verlauf der Wärmefreisetzungsrates definiert werden. Dazu sind in EC 1-1-2/NA; BB.4 für die Brandphasen der Brandausbreitung, der stationären Brandphase und der Abklingphase zeitliche Verläufe vorgegeben. Da es sich in diesem Fall um einen lokalen Brand handelt und zudem eine ausreichend große Ventilation im

Zuge der Rauchfreihaltung als vorhanden vorausgesetzt wird, ist von einem brandlastgesteuerten Brand auszugehen. Der charakteristische Wert der maximalen Wärmefreisetzungsrates berechnet sich dementsprechend nach Gleichung BB.5 zu:

$$\dot{Q}_{max,f,k} = RHR_f \cdot A_f = 0,50 \cdot \frac{\pi \cdot 7,5^2}{4} = 22,09 \text{ MW} \quad (3.53)$$

Über EC 1-1-2/NA; Gl. BB.8 kann der Bemessungswert der maximalen Wärmefreisetzungsrates bestimmt werden:

$$\dot{Q}_{max,f,d} = \dot{Q}_{max,f,k} \cdot \gamma_{fi,\dot{Q}} = 22,09 \cdot 1,20 = 26,51 \text{ MW} \quad (3.54)$$

In der Brandentwicklungsphase soll die Zunahme der Wärmefreisetzungsrates einen quadratischen Verlauf bis zum Erreichen der maximalen Wärmefreisetzungsrates annehmen.

$$\dot{Q}_k = \left( \frac{t}{t_\alpha} \right)^2 \quad (\text{EC 1-1-2/NA; Gl. BB.4}) \quad (3.55)$$

Durch Umstellen dieser Gleichung kann der Zeitpunkt  $t_1$  ermittelt werden, bei dem die maximale Wärmefreisetzungsrates erreicht wird:

$$t_1 = \sqrt{\dot{Q}_{max,f,d} \cdot t_\alpha} = \sqrt{26,51 \cdot 150} = 772 \text{ s} \hat{=} 12,87 \text{ min} \quad (3.56)$$

In dieser Brandausbreitungsphase wird dabei folgende Brandlast verbraucht:

$$Q_1 = \int_0^{t_1} \left( \frac{t}{t_\alpha} \right)^2 dt = \left[ \frac{1}{3} \cdot \frac{t^3}{t_\alpha^2} \right] = \left[ \frac{1}{3} \cdot \frac{772^3}{150^2} \right] = 6816 \text{ MJ} \quad (3.57)$$

Die stationäre Brandphase weist eine konstante Wärmefreisetzungsrates auf, bis 70 % der Brandlast thermisch umgesetzt sind (vgl. EC 1-1-2/NA; Kap. BB.4). Der Zeitpunkt  $t_2$  beschreibt dabei denjenigen Zeitpunkt, an dem die stationäre Brandphase endet.

$$t_2 = t_1 + \frac{0,7 \cdot Q_{f,d} - Q_1}{\dot{Q}_{max,f,d}} = 772 + \frac{16507 - 6816}{26,51} = 1138 \text{ s} \hat{=} 18,95 \text{ min} \quad (3.58)$$

Nach EC 1-1-2/NA; Kap. BB.4 kommt es zu einer linearen Abnahme der Wärmefreisetzungsrates, bis die gesamte Brandlast aufgebraucht ist. Der Zeitpunkt  $t_3$  entspricht dem Ende des Brandes.

$$t_3 = t_2 + \frac{0,3 \cdot Q_{f,d}}{\dot{Q}_{max,f,d}} \cdot 2 = 1138 + \frac{0,3 \cdot 23581}{26,51} \cdot 2 = 1672 \text{ s} \hat{=} 27,87 \text{ min} \quad (3.59)$$

Der Verlauf der Wärmefreisetzungsrates ist damit für die Ermittlung der Gastemperatur entlang der vertikalen Symmetrieachse der Flamme bekannt (siehe Abbildung 3.8).

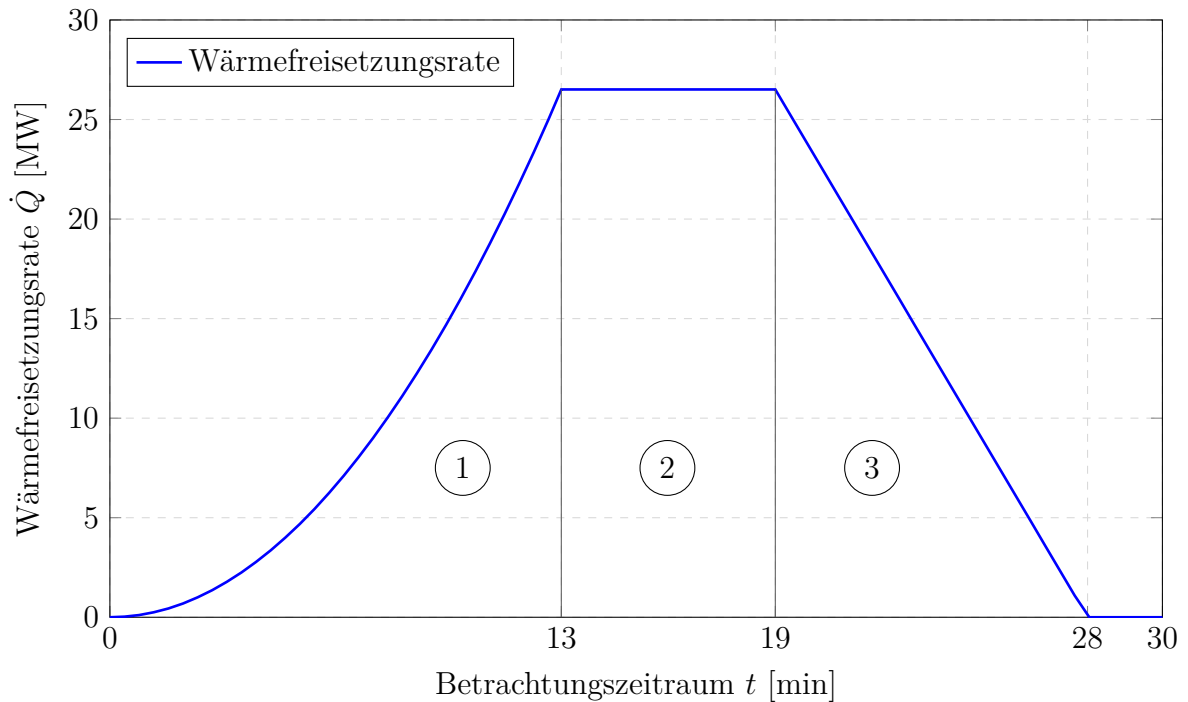


Abbildung 3.8: Zeitlicher Verlauf der Wärmefreisetzungsrates des Brandherdes über die drei Brandphasen

Für die Berechnung der Temperatur ist zudem der Durchmesser des Brandherdes von Bedeutung. Dabei wird in der Brandausbreitungsphase ein linearer Anstieg des Durchmessers auf  $d_{max} = 7,5$  m bis zum Zeitpunkt  $t_1$  festgelegt. Anschließend bleibt der Durchmesser bis zum Zeitpunkt  $t_2$  konstant, ehe die kreisförmige Brandfläche linear abnimmt [36]. Dies bedeutet für den Verlauf des Durchmessers:

$$d_1 = \frac{d_{max}}{t_1} \cdot t \quad \text{für } 0 \leq t \leq t_1 \quad (3.60)$$

$$d_2 = d_{max} \quad \text{für } t_1 < t \leq t_2 \quad (3.61)$$

$$d_3 = \sqrt{\frac{A(t) \cdot 4}{\pi}} = \sqrt{177,1325 - 0,1063 \cdot t} \quad \text{für } t_2 < t \leq t_3 \quad (3.62)$$

In EC 1-1-2; Anhang C ist das Berechnungsverfahren für lokale Brände hinterlegt. Dabei hängt die Berechnungsart von dem Verhältnis von Flammenhöhe zur Deckenhöhe ab, wobei unterschieden wird, ob die Flamme die Decke erreicht oder nicht.

Nach EC 1-1-2; Gl. C.1 berechnet sich die Flammenhöhe zum jeweiligen Zeitpunkt in

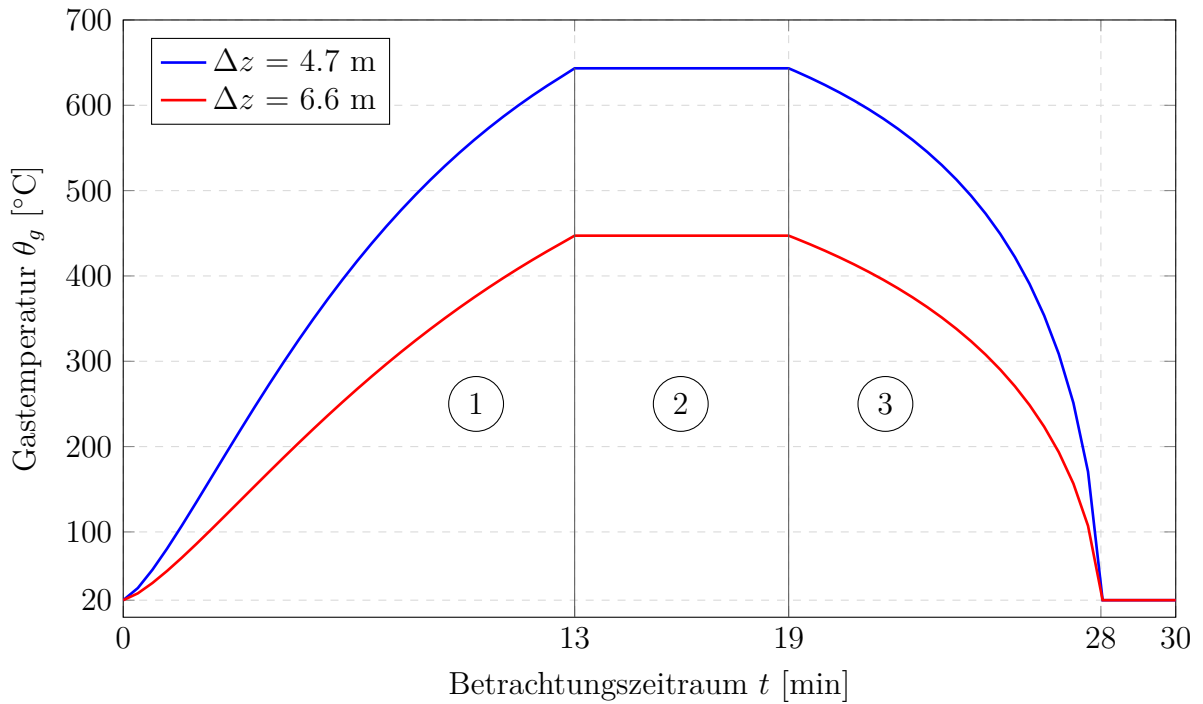


Abbildung 3.9: Gastemperaturverlauf infolge lokalen Brandes auf Tribülenebene in einer Höhe über dem Brandherd von  $z = 4,7$  m und  $z = 6,6$  m

Abhängigkeit von dem Durchmesser und von der Wärmefreisetzungsrate:

$$L_f(t) = -1,02 \cdot D(t) + 0,0148 \cdot \dot{Q}(t)^{2/5} \quad (3.63)$$

Der gedachte Ursprung  $z_0$  der Flammenbezugsachse wird über Gleichung C.3 festgelegt:

$$z_0(t) = -1,02 \cdot D(t) + 0,00524 \cdot \dot{Q}(t)^{2/5} \quad (3.64)$$

Solange die Flammenhöhe kleiner als die Deckenhöhe ist, berechnet sich die Temperatur entlang der Plumenachse zum jeweiligen Zeitpunkt in Abhängigkeit von der Höhe  $z$  über Gleichung C.2:

$$\Theta(z, t) = 20 + 0,25 \cdot \dot{Q}_c(t)^{2/5} \cdot (z - z_0(t))^{-5/3} \leq 900 \text{ °C} \quad (3.65)$$

In Abbildung 3.9 ist der tabellarisch ermittelte Zeitverlauf der Gastemperatur bei den Höhen  $z = 4,7$  m und  $z = 6,6$  m über dem Brandherd dargestellt. Dabei entsprechen die jeweiligen Höhen der Lage der Schwerlinie des Obergurts und des Unterzugs.

#### 3.5.2.4 Alternative lokale Brandverläufe

Die Bestimmung des Brandverlaufes erfolgte im vorherigen Abschnitt nach einer Beispielrechnung im Bauphysikkalender 2011 [30]. Dabei wird sowohl für die Flammenhöhe als auch für den fiktiven Ursprung der Flamme eine Zeitabhängigkeit eingesetzt, die in dieser Form nicht eindeutig aus DIN EN 1991-1-2; Anhang C hervorgeht. Zudem wirft der Verlauf der Gastemperatur in Brandphase 1 einige Fragen auf, da bei einem Brand analog zur Wärmefreisetzungsrates eher mit einem parabelförmigen Temperaturanstieg gerechnet werden kann. Weder für den Durchmesser des Brandes noch für den fiktiven Ursprung der Flamme wird in der Norm näher erläutert, ob ein maximaler Wert, ein zeitabhängiger Wert oder ein konstanter fiktiver Ursprung zu wählen ist.

Aus diesem Grund werden zu dem bisherigen lokalen Brandverlauf zwei weitere Varianten dargestellt. Dabei werden zwei Herangehensweisen unterschieden, die den Brandverlauf maßgeblich beeinflussen können. Wie aus Gleichung 3.65 hervorgeht, hängt die Gastemperatur in einer bestimmten Höhe von der Wärmefreisetzungsrates des Brandes und vom gedachten Ursprung der Flammenachse ab. Dieser Ursprung ist wiederum vom Durchmesser des Brandes abhängig. Daraus ergeben sich folgende zusätzliche Varianten:

In Variante 2 wird über den gesamten Brandverlauf der Durchmesser des Brandes als konstant angenommen, was aufgrund der zeitlich entwickelten Wärmefreisetzungsrates weiterhin die Brandentwicklung berücksichtigt. Durch den konstanten Durchmesser liegt der Ursprung der Flammenachse in den Brandphasen 1 und 3 deutlich tiefer als in der ersten Variante.

Für Variante 3 wird statt eines konstanten Durchmessers ein zeitlich unabhängiger Flammenursprung festgelegt, welcher jenem während der Vollbrandphase 2 entspricht. Diese Überlegung liegt in der Annahme begründet, dass die Wärmefreisetzungsrates als einzige von der Zeit abhängen kann, während sich die Lage des Brandherdes nicht ändert. Diese Modellvorstellung entspricht also einem Brand, welcher auf einer festgelegten Höhe bei wachsender Brandfläche eine wachsende Wärmefreisetzung generiert. In Abbildung 3.10 sind die Gastemperaturverläufe in einer bestimmten Höhe über dem Brandherd für die drei Varianten dargestellt. Zudem wird jeweils die von der Zeit abhängende Lage des Ursprungs der Flamme (blau) aufgezeigt, wobei  $z_0 = 0$  in diesem

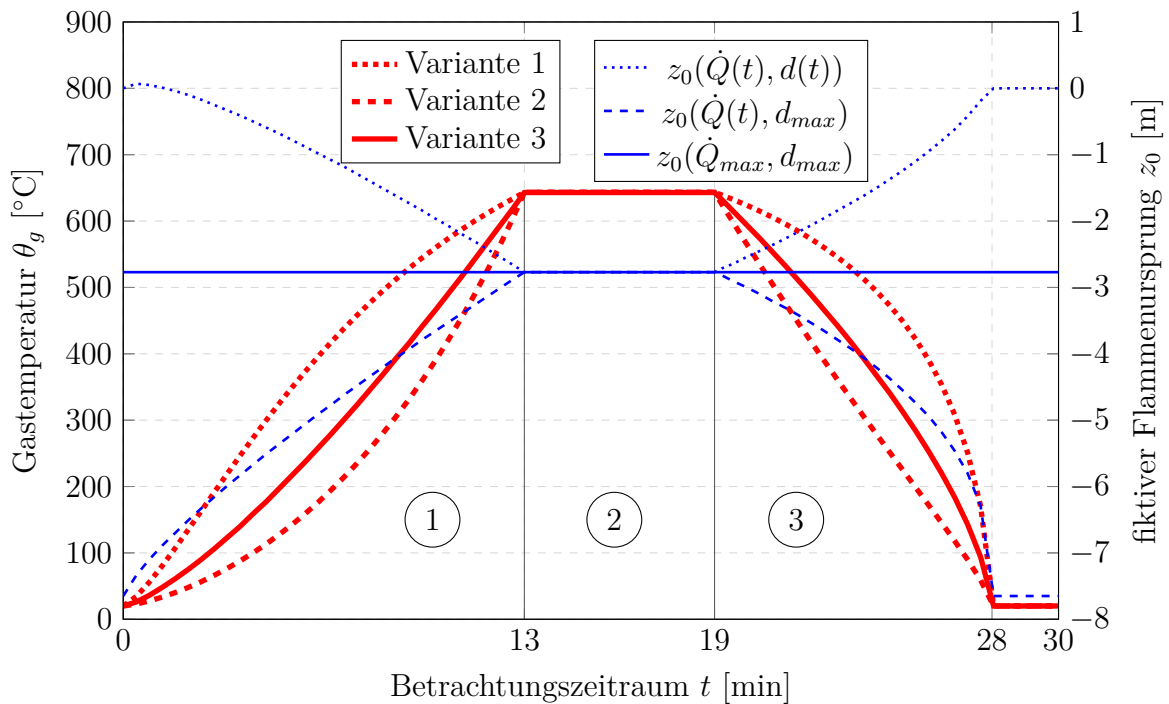


Abbildung 3.10: Mögliche zeitliche Verläufe der Gastemperatur nach dem vereinfachten Naturbrandmodell *lokaler Brand* unter Variation von  $z_0$

Fall auf Bodenhöhe des Brandraumes liegt.

### 3.5.2.5 Ergebnisse

Die Ermittlung der Gastemperaturkurve nach dem vereinfachten Naturbrandmodell *Lokaler Brand* ist in der DIN EN 1991-1-2 [18] nicht eindeutig geregelt. Wie bereits im vorherigen Abschnitt erläutert, kann der Temperaturverlauf durch die Berechnung von  $z_0$  stark beeinflusst werden.

Im Zuge einer Variantenuntersuchung sind drei Varianten herausgestellt worden, deren Verläufe in Abbildung 3.10 dargestellt sind. Diese Kurven dienen später zum Vergleich mit jenen aus dem allgemeinen Naturbrandmodell. Unter den gegebenen Randbedingungen kann dann eine Einschätzung erfolgen, welche Variante des lokalen Brandverlaufs die Ergebnisse am besten approximiert.

Des Weiteren sind unter Verwendung der hier ermittelten Temperaturkurve entsprechend *Lokaler Brand* - Variante 3 zweidimensionale Temperaturfeldberechnungen im Finite-Elemente Programm ABAQUS [1] durchgeführt worden. In Abbildung 3.11 sind



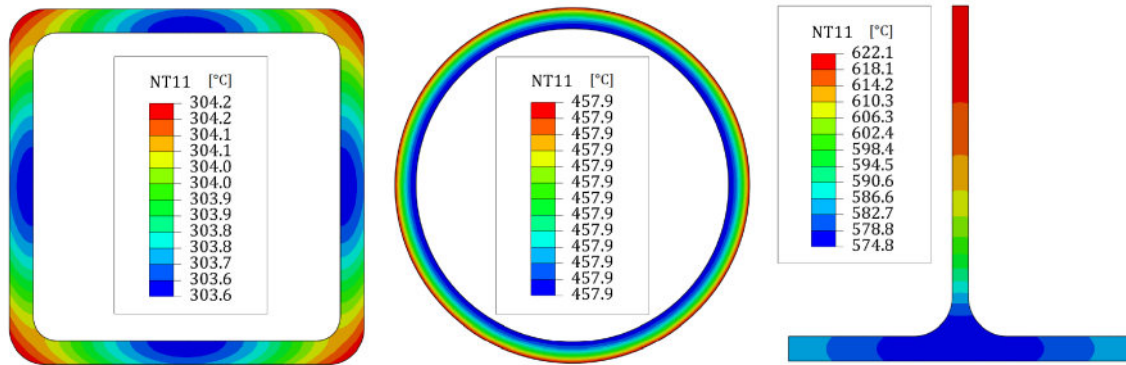


Abbildung 3.11: Maximale zweidimensionale Temperaturfelder in °C nach Brandbeanspruchung entsprechend *lokaler Brand* - Variante 3 für den Obergurt ( $z = 6,60$  m, links), die Diagonale ( $z = 5,65$  m, mittig) und den Unterzug ( $z = 4,70$  m, rechts) aus ABAQUS [1]

die maximalen Temperaturfelder für die drei Querschnitte dargestellt. Die Höchsttemperaturen liegen dabei zwischen  $\theta_a = 304,2$  °C im Obergurt und  $\theta_a = 622,1$  °C im Unterzug. Mithilfe dieser Temperaturen kann eine erneute Heißbemessung durchgeführt werden, welche im Zuge des Vergleichs der Berechnungsergebnisse aufgeführt wird.

### 3.5.3 Allgemeines Brandmodell - Thermodynamische Berechnung in FDS [29]

#### 3.5.3.1 Einleitung

In speziellen Fällen kann die Nutzung von allgemeinen Brandmodellen gemäß DIN EN 1991-1-2; 3.3.2 trotz des hohen Aufwands sinnvoll sein, da bei komplexeren Geometrien und Nutzungen auf die vielen zu unterscheidenden Faktoren eingegangen werden kann. Dabei sind nach 3.3.2(2) drei Modellformen zu unterscheiden, die mit steigendem Modellaufwand verbunden sind.

Zunächst kann ein Ein-Zonen-Modell erstellt werden, bei dem im Brandabschnitt von einer gleichmäßigen zeitabhängigen Temperaturverteilung ausgegangen wird. Für die Betrachtung der lokalen Temperaturentwicklung entlang des Fachwerkbinders kann das Ein-Zonen-Modell demnach nicht verwendet werden. Zudem ist die Annahme einer gleichmäßigen Temperaturverteilung in der gesamten Halle bei einem lokalen Brandereignis nicht zu erwarten.

Eine weitere Methode ist die Generierung eines Zwei-Zonen-Modells, in welchem eine obere heißere Luftschicht abgebildet wird, die eine zeitlich variable Schichtdicke besitzt. Die untere Luftschicht weist entsprechend eine geringere Temperatur auf.

Mithilfe der dritten Gruppe - der sogenannten Feldmodelle, auch *Computational Fluid Dynamics* (CFD) - können komplexe Berechnungen angestellt werden, bei der in Abhängigkeit von Ort und Zeit die Temperaturen ausgewertet werden können. Bei diesen Feldmodellen sind zur Ermittlung der Temperaturentwicklung im Brandabschnitt die Verfahren der Fluid-Dynamik anzuwenden.

In diesem Abschnitt soll in der Sporthalle das Brandereignis mit dem Programm FDS [29] in einem bemessungsrelevanten Ausschnitt simuliert werden. Über Thermoelemente kann für jeden Stab des Fachwerkbinders die umgebende Gastemperatur ermittelt und für eine zweidimensionale Temperaturfeldanalyse herangezogen werden. Die Ergebnisse dieser zweidimensionalen Temperaturfeldanalyse können zum einen zur Bemessung der Querschnitte genutzt werden und zum anderen kann eine thermo-mechanische Analyse der Tragstruktur nach Theorie II. Ordnung in ABAQUS [1] durchgeführt werden.

Dazu erfolgt zunächst eine kurze Einführung in die Funktionsweise des Finite-Volumen Programms FDS [29]. Anschließend werden - entsprechend den Anforderungen an die Dokumentation von Feldmodellen nach Hosser [36] - die Festlegung der abzubildenden Geometrien, die Dimensionierung der erforderlichen Rauch- und Wärmeabzugsflächen und die Festlegung des Brandverlaufs aufgezeigt. Sind die wesentlichen Eingangsparameter bekannt, erfolgt die Beschreibung und Begründung der untersuchten Brandszenarien unter Angabe des eingesetzten Rechenverfahrens. Die Modellierung des Brandszenarios wird im Programm PyroSim [49] durchgeführt, welches lediglich zur Modellbildung - also dem Preprocessing - angewendet wird. Die Berechnung dieses Modells erfolgt in FDS [29]. Abschließend werden die Ergebnisse dieser Brandsimulation anschaulich dargestellt und für weiterführende Untersuchungen aufbereitet.

#### 3.5.3.2 Kurze Einführung in das Finite-Volumen Programm FDS [29]

Der *Fire Dynamics Simulator* (FDS) [29] ist ein häufig eingesetztes Finite-Volumen Programm zur Simulation von Brandszenarien. Es wird am amerikanischen *National Institute of Standards and Technology* (NIST) entwickelt und von diesem kostenfrei zur

Verfügung gestellt. Im deutschsprachigen Raum wird bei dieser Art von Modellen von Feldmodellen gesprochen.

Dabei werden fundamentale Ansätze der Massen-, Energie- und Impulserhaltung eingesetzt, welche die Gesetzmäßigkeiten der Strömungs- und Thermodynamik berücksichtigen. Aufgrund der ganzheitlichen Betrachtung dieser Ansätze ist der empirische Einfluss sehr gering, da viele auf Empirie begründende Modellannahmen nicht getroffen werden müssen. Durch die Anwendung der Navier-Stokes-Gleichungen ist es zudem möglich, dass die brandinduzierten Strömungen im Rahmen der Netzauflösung abgebildet werden können.

In dieser Arbeit wird das Augenmerk auf die Entwicklung der Gastemperatur im Raumausschnitt gelegt. Mit dem Programm FDS [29] wäre zudem die Betrachtung weiterer physikalischer Effekte wie der Wärmeübergang auf Bauteile oder die chemische Verbrennungssimulation möglich, was für die Bemessung des Fachwerkträgers in diesem Umfang als nicht notwendig erachtet wird.

Für nähere Informationen zum verwendeten Berechnungsmodell sowie ausführliche Erklärungen zum Einsatz, zur Implementierung und zur Validierung des Programms wird auf die Literatur verwiesen. ([42], [43], [60], [44])

### 3.5.3.3 Position und Geometrie des Brandraumausschnitts

Die numerische Abbildung der gesamten Sporthalle ist sehr aufwendig. Neben einem großen Aufwand zur Modellierung ist trotz grober Diskretisierung mit extrem langen Berechnungsdauern zu rechnen. Für die Bemessung des Fachwerkbinders sowie für Untersuchungen zum lokalen thermischen Ausdehnungsverhalten, ist die Abbildung lokaler Temperatureffekte notwendig. Durch die Art der Nutzung des Gebäudes als Sporthalle ist zudem die Ansetzung eines Vollbrandes zu hinterfragen. Wie bereits in Abschnitt 3.5.2 dargelegt, kann bei Brandräumen mit einer Grundfläche  $A > 400 \text{ m}^2$  ein lokaler Brand angesetzt werden.

Die maßgebenden Temperatureinwirkungen sind demzufolge in unmittelbarer Nähe zum lokalen Brandherd zu suchen. Aufgrund der Nutzung kann die höchste Brandlastdichte auf der Tribüne angenommen werden. Zudem liegt die Tribüne deutlich näher an der Dachkonstruktion als der Hallenboden. Da durch die Ventilation Energie aus dem

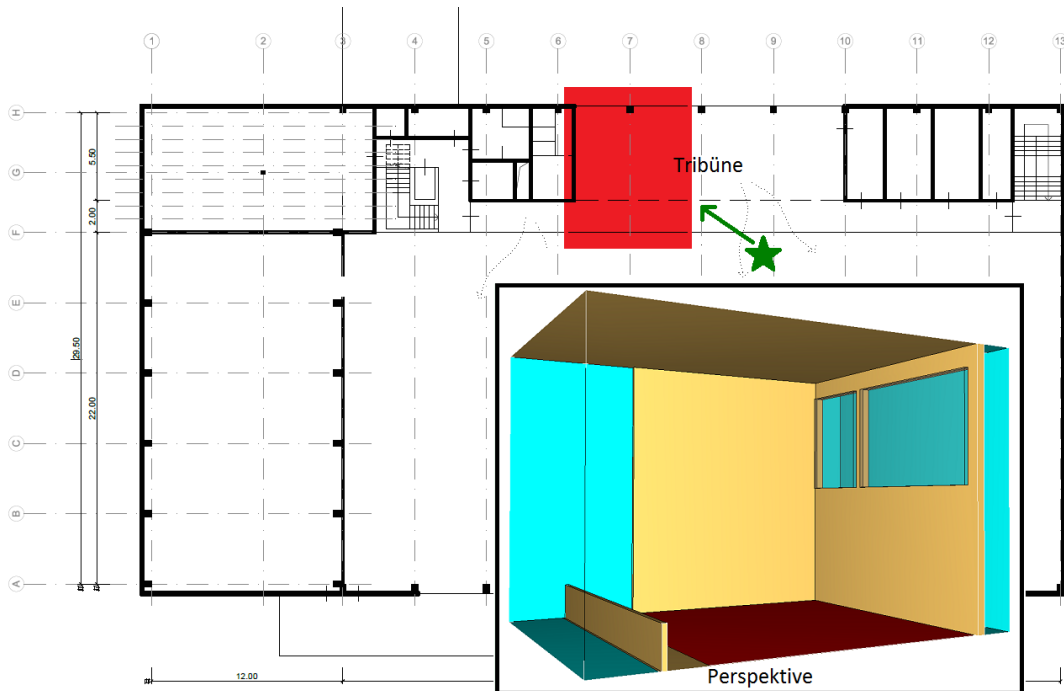


Abbildung 3.12: Grundriss des Obergeschosses der Sporthalle mit in rot eingezeichnetem Brandraumausschnitt und perspektivischer Ansicht des Modellraumes in PyroSim [49]

Brandbereich herausgetragen wird, ist der Bereich der Tribüne abzubilden, welcher die ungünstigsten Ventilationsbedingungen aufweist.

Unter Anbetracht der bisher aufgezeigten Randbedingungen wird für den im Modell abzubildenden Brandraumausschnitt derjenige Bereich der Tribüne gewählt, der an einer Seite durch einen angrenzenden Raum eine geringere umgebende Ventilationsfläche aufweist und über dem ein Fachwerkbinder liegt. In dem Grundriss des Obergeschosses wird der Brandbereich entsprechend Abbildung 3.12 auf der Tribünenebene unter die Binderebene 7 gelegt.

Die Abmessungen des Modellraums werden zu  $l \times b \times h = 10 \text{ m} \times 6,8 \text{ m} \times 6,6 \text{ m}$  gewählt. Dabei beginnt der Modellraum in Längsrichtung außerhalb der Halle und reicht bis ins Hallenfeld. Die Breite resultiert aus der für den lokalen Brand ermittelten maximalen Brandfläche und verläuft von der angrenzenden Raumwand 6,8 m in die Tribünenfläche. Die minimale Höhe über der Tribüne ist mit 6,6 m an der Außenwand festgelegt und wird vereinfacht aus Gründen der Modellierung konstant über der Grundfläche angenommen.

Das Volumen wird in Finite Volumenelemente mit einer Kantenlänge von 30 cm diskretisiert, was in Anbetracht des Rechenaufwands zu einer ausreichenden Genauigkeit der Berechnung führt. In Abbildung 3.13 ist der Grundriss des Brandraumausschnitts mit Bemaßungen dargestellt. In türkis sind jene Flächen abgebildet, welche mit offenen Umgebungsrandbedingungen versehen sind. Die schwarz dargestellte Bodenfläche, die sich ebenfalls unterhalb der roten Fläche befindet, bildet den Boden des Raumes aus und ist für die Luftbewegungen undurchlässig. Ebenso verhält es sich mit den in gelb gezeichneten Wänden. Zur Sportfläche hin ist zudem ein 85 cm hohes Geländer angeordnet. In der Außenwand sind Fensterflächen implementiert, die bei Aktivierung des Rauchmelders geöffnet werden. Die Größe dieser Fensterflächen wird im nächsten Abschnitt bestimmt. Abschließend ist durch die graue Schraffur entlang der Achse 7 die Lage des Fachwerkbinders angedeutet, welcher nicht explizit in dem Modell abgebildet wird. Stattdessen sind entlang der Binderachse auf den Höhen des Ober- und Untergurtes Thermometer angebracht, welche die das Bauteil umgebende Raumgastemperatur über die Brandsimulationsdauer von 30 Minuten aufzeichnen. Mithilfe dieser Aufzeichnungen kann dann für jeden brandbeanspruchten Stab eine zweidimensionale Temperaturfeldanalyse in ABAQUS [1] durchgeführt werden.

#### 3.5.3.4 Dimensionierung der erforderlichen natürlichen Rauch- und Wärmeabzugsanlagen

Sporthallen, die beispielsweise für den Wettkampfbetrieb mit Tribünen ausgestattet sind, müssen nach Niedersächsischer Versammlungsstättenverordnung [47] § 16 Rauchableitung über ausreichend Rauchabzugsflächen verfügen:

- (3) Für die Entrauchung von Versammlungsräumen und sonstigen Aufenthaltsräumen mit mehr als 1000 m<sup>2</sup> Grundfläche sowie von Bühnen müssen Rauchabzugsanlagen vorhanden sein, die so bemessen sind, dass sie eine raucharme Schicht von mindestens 2,50 m Höhe auf allen zu entrauchenden Ebenen [...] ermöglichen. [47]

Für diesen Fall ist demnach die rauchfreie Schichthöhe auf der Tribülenebene maßgebend für den gesamten Brandraum. Der minimale lichte Abstand von Boden zur

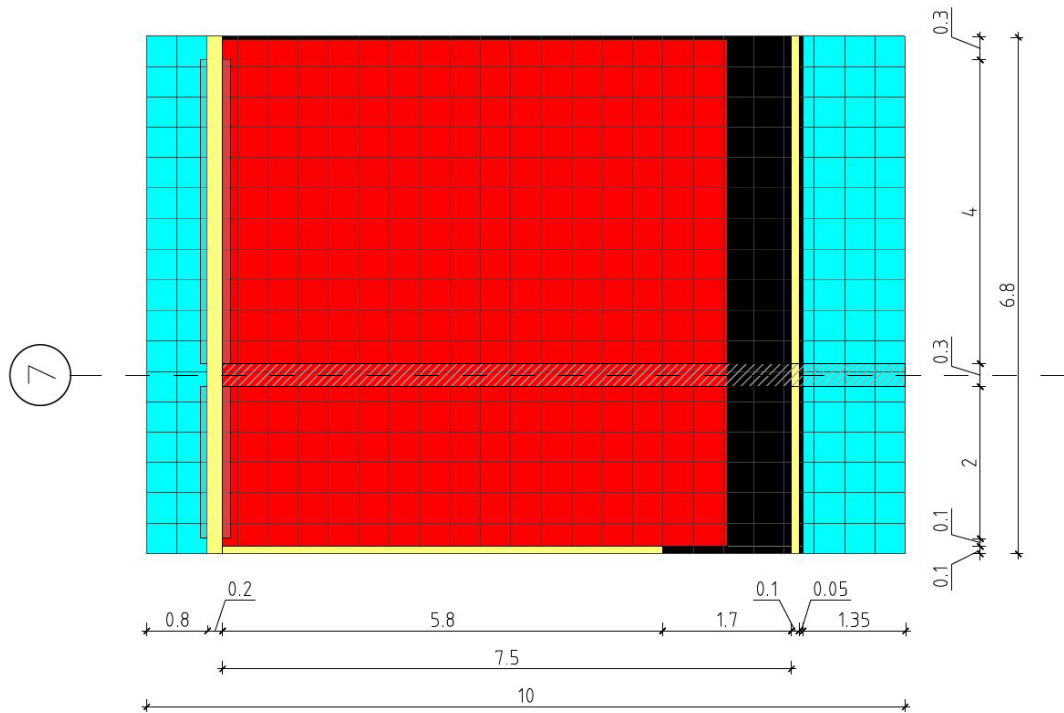


Abbildung 3.13: Grundriss des modellierten Brandraumausschnittes mit Mesh, Ventilationsflächen (türkis), Brandherd (rot), Fußboden (schwarz), Wänden (gelb) und Lage des Fachwerkbinders (grau gestreift)

Hallendecke beträgt  $h = 6,6$  m.

Die Dimensionierung der natürlichen Rauch- und Wärmeabzugsanlagen (NRA) kann im Allgemeinen über aufwendige Brandraumsimulationen mit Rauchentwicklung erfolgen. In diesem Fall wird die Bemessung tabellarisch über DIN 18232-2 [14] durchgeführt. Diese Norm darf bei eingeschossigen Gebäuden bzw. dem obersten Geschoss eines Gebäudes angewendet werden, wenn die Rauchabschnittsflächen nicht größer als  $1600 \text{ m}^2$  groß sind, was bei einer Grundfläche im Brandraum von ca.  $A = 1216 \text{ m}^2$  der Fall ist. Zudem liegt der Bemessungswert der Wärmefreisetzungsrate aus Gleichung 3.44 innerhalb der Anwendungsgrenzen nach DIN 19232-2; Anhang A:

$$100 \text{ kW/m}^2 \leq RHR_f \cdot \gamma_{f,i,\dot{Q}} = 600 \text{ kW/m}^2 \leq 600 \text{ kW/m}^2 \quad (3.66)$$

Die Dimensionierung der NRA berücksichtigt unter anderem die Wärmefreisetzungsrate, die Brandfläche sowie die geforderte Höhe der raucharmen Schicht in Kombination mit der lichten Raumhöhe.

Die Bemessungsgruppe wird über DIN 18232-2; Tab. 2 ohne besonderen Nachweis zu

Gruppe 5 festgelegt. Die Raumhöhe im Hallenfeldbereich beträgt  $h_1 = 9,6$  m und die dort einzuhaltende rauchfreie Höhe liegt bei:

$$d_1 = h_{Ebene} + 2,5 \text{ m} = 3 + 2,5 = 5,5 \text{ m} \quad (3.67)$$

Über DIN 18232-2; Tab. 3 kann nun auf der sicheren Seite liegend für eine Raumhöhe von  $h_1 = 9,5$  m zusammen mit der Bemessungsgruppe 5 und einer geforderten rauchfreien Schichthöhe von  $d_1 = 5,5$  m die in der Dachfläche notwendige Rauchabzugsfläche  $A_w$  ermittelt werden:

$$A_{w,Feld} = 20,9 \text{ m}^2 \quad (3.68)$$

Da auf der Tribünenebene sowohl die Raumhöhe als auch die Höhe der raucharmen Schicht von den Werten im Sportfeldbereich unterscheiden, wird für diesen Bereich eine eigene Bemessung durchgeführt. Die Raumhöhe beträgt hier  $h_2 = 6,6$  m und die raucharme Schicht soll mindestens  $d_2 = 2,5$  m hoch sein. Über dieselbe Tabelle 3 ergibt das eine notwendige Rauchabzugsfläche in der Dachhaut von:

$$A_{w,Tribüne} = 5,4 \text{ m}^2 \quad (3.69)$$

Die Anordnung von NRA in der Dachfläche wird häufig bei Sporthallen aus verschiedene Gründen nicht favorisiert und der Rauchabzug in die Außenwände verlegt. Die Bemessung dieser Anlagen ist normativ noch nicht abschließend geregelt und erfordert deswegen weiterführende Betrachtungen und Brandraumsimulationen. In Anhang B der DIN 18232-2 ist informativ der aktuelle Stand der Diskussionen dargestellt und liefert in Tabelle B.1 Durchflussbeiwerte für unterschiedliche Öffnungsarten. Unter der Annahme einer vollständigen Öffnung der Fensterflächen im Brandfall kann das erforderliche Rohbauöffnungsmaß wie folgt ermittelt werden:

$$A_{Wand,erf} = \frac{A_{Dach,erf}}{0,65} = \frac{20,9 + 5,4}{0,65} \text{ m}^2 = 40,5 \text{ m}^2 \quad (3.70)$$

Diese Fläche ist in zwei gegenüberliegende Wandflächen einzubringen und die Öffnungsoberkante darf maximal 0,5 m Abstand zur Dachfläche besitzen. Die Öffnung der Fensterflächen muss automatisch über einen Brandmelder sowie manuell möglich sein. Bezogen auf das zu erstellende Modell in PyroSim [49] muss nun noch die Fensterhöhe ermittelt werden. Dazu wird die erforderliche Fensterfläche durch die mögliche

Öffnungsbreite im Tribünenbereich geteilt:

$$h_{\text{Fenster}} = \frac{A_{\text{Wand,erf}}}{b_{\text{Tribüne}} - \sum b_{\text{Stützen}}} = \frac{40,5 \text{ m}^2}{16,60 \text{ m} - 4 \cdot 0,40 \text{ m}} = 2,7 \text{ m} \quad (3.71)$$

Damit ist die Modellierung der Wandöffnungen möglich. Die Fensterflächen werden auf der gesamten Breite der Tribüne zwischen den Stützen angeordnet, um die geforderte raucharme Schicht zu gewährleisten. Zudem wird die in der Norm geforderte automatische mechanische Öffnung der Fenster im Brandfall im Modell berücksichtigt. Es wird ein Rauchmelder im Brandabschnitt unter der Decke platziert. Bei Aktivierung des Melders durch das Vorhandensein von Rauch wird im Modell die Fensterfläche vollständig geöffnet.

Die Dimensionierung der Zuluftflächen kann derselben Norm entnommen werden, wird hier allerdings nicht weiter aufgeführt, da bei einem lokalen Brandereignis mit ausreichender Sauerstoffzufuhr über die gegenüberliegenden NRA und über das Gesamtvolumen der Halle gerechnet werden kann. Ob die angesetzten NRA tatsächlich ausreichend groß bemessen sind, um eine entsprechend große raucharme Schicht zu gewährleisten, wird im Rahmen dieser Arbeit nicht weiterführend untersucht.

### 3.5.3.5 Festlegung des Brandverlaufs

In PyroSim [49] gibt es zur Modellierung des Brandherdes unterschiedliche Möglichkeiten. Zum einen kann eine exakte Abbildung der brennbaren Stoffe im Brandraum erfolgen. Dabei werden neben den Massen auch die Verbrennungsreaktionen sowie die Brandausbreitung definiert. Dies stellt einen enormen Modellaufwand dar und wird für den hier zu betrachtenden Fall als nicht zielführend erachtet.

Stattdessen wird eine Brandfläche festgelegt, deren Größe und Wärmefreisetzung über die ermittelten Werte nach dem vereinfachten Naturbrandmodell *Lokaler Brand* (vgl. Abschnitt 3.5.2) definiert werden.

Die Modellierung in PyroSim [49] ermöglicht nur rechteckige Geometrien. Aus diesem Grund wird die kreisrunde Brandfläche mit dem Durchmesser  $d_{\text{max}} = 7,5 \text{ m}$  in eine äquivalente quadratische Fläche umgerechnet:

$$b_{\text{Brandherd}} = \sqrt{\pi \cdot d_{\text{max}}^2 / 4} = 6,65 \text{ m} \quad (3.72)$$



Tabelle 3.7: Ermittlung des zeitlichen Verlaufs der Wärmefreisetzungsrates

Zeitpunkt [s]	Durchmesser [m]	Brandfläche [m <sup>2</sup> ]	HRR [MW]	Ramp-Up [-]
0	0,00	0,00	0,00	0,00
200	1,94	2,97	1,78	0,07
400	3,89	11,86	7,11	0,27
600	5,83	26,69	16,00	0,60
700	6,80	36,32	21,78	0,82
800	7,50	44,18	26,51	1,00
1100	7,50	44,18	26,51	1,00
1200	7,05	39,05	23,43	0,88
1400	5,35	22,50	13,50	0,51
1600	2,75	5,96	3,57	0,13
1700	0,00	0,00	0,00	0,00
1800	0,00	0,00	0,00	0,00

Der Brandherd wird als *Surface* definiert, dem der Typ *Burner* zugeteilt wird. Als *Heat Release Rate per Area (HRRPUA)* ist der Bemessungswert der maximalen Wärmefreisetzungsrates pro Quadratmeter Brandfläche anzugeben:

$$HRRPUA = \frac{\dot{Q}_{max,f,d}}{A_{ges}} = \frac{26.510 \text{ kW}}{44,2 \text{ m}^2} = 600 \text{ kW/m}^2 \quad (3.73)$$

Als nächstes wird für die Amplitude der Wärmefreisetzungsrates ein zeitlicher Verlauf über die Simulationsdauer angegeben. Dabei soll die gesamte freigesetzte Wärmemenge stets derjenigen aus dem lokalen Brand entsprechen. Beim lokalen Brand ist die Wärmefreisetzungsrates je Quadratmeter konstant über die Zeit, lediglich die Brandfläche verändert sich. In FDS [29] ist hingegen die Fläche als konstant anzunehmen. Da die gesamte Wärmefreisetzungsrates eine proportionale Funktion aus Fläche und flächenbezogener Wärmefreisetzungsrates ist, kann der zeitliche Verlauf über den zeitabhängigen Flächenbezug definiert werden:

$$Ramp(t) = \frac{HRR(A(t))}{HRR_{max}} \quad (3.74)$$

Dies ist ausführlich in Tabelle 3.7 dargestellt. Der zeitliche Verlauf wird in PyroSim [49] hinterlegt. Abschließend wird die *Emissivity* des Brandes gemäß DIN EN 1991-1-2; 3.1 auf 1,0 gesetzt. Bei Vergleichssimulationen mit entweder anwachsender Brandfläche mit konstanter flächenbezogener Wärmefreisetzungsrate oder konstanter Brandfläche mit veränderlicher Wärmefreisetzungsrate kann gezeigt werden, dass die unterstellte Proportionalität in der Implementierung vorhanden ist, da die Temperaturverläufe in definierten Kontrollpunkten über die Zeit deckungsgleich sind. Damit sind nach DIN EN 1991-1-2/NA; Anhang BB. die anzunehmenden Brandlasten, die Brandfläche sowie der Brandverlauf definiert worden. Der Verlauf der Wärmefreisetzungsrate über den Betrachtungszeitraum von 30 Minuten entspricht jenem aus Abschnitt 3.5.2 Abbildung 3.8, da beide über dieselbe Norm zu bestimmen sind.

#### 3.5.3.6 Beschreibung und Begründung der untersuchten Szenarien

Die Auswertung von Temperaturverläufen im dreidimensionalen Raum ist sehr umfangreich und komplex. Die im vorherigen Abschnitt ermittelte Wärmefreisetzungsrate durch den Brandherd kann in diesem Fall für alle zu untersuchenden Fälle angesetzt werden. Aufgrund der exponierten Lage in der Tribünenecke wird der Brandherd an dieser Stelle als maßgebend erachtet.

Großen Einfluss auf die räumliche Gastemperaturverteilung weisen vor allem die Ventilationsverhältnisse auf. Je nach Richtung der Zu- und Abluftströmungen kann es zu gravierenden Temperaturunterschieden an einem bestimmten Punkt im Raum kommen. Aus diesem Grund empfiehlt es sich, obere und untere Grenzwerte der maßgebenden Parameter zu betrachten und anschließend unter Berücksichtigung dieser Daten eine Bewertung des Brandszenarios durchzuführen.

Als *oberer Grenzwert* der Ventilation wird der in Abschnitt 3.5.3.3 beschriebene Brandausschnitt gewählt. Durch die offenen Randbedingungen des Modellraums zum restlichen Hallenraum ist die größtmögliche Ventilationsfläche angesetzt. Bei einem lokalen Brandereignis ist dieser Ansatz durchaus gerechtfertigt, da die gesamte Halle ein sehr großes Luftvolumen stellt und insgesamt über vergleichbar große Ventilationsöffnungen verfügt. Die Fläche der Zuluftöffnungen ist gemäß DIN 18232-2; B.3 zum 1,5-fachen

der Öffnungsflächen der NRA in den Außenwänden zu dimensionieren:

$$A_{Zuluft} = 2 \cdot 40,5 \text{ m}^2 \cdot 1,5 = 121,5 \text{ m}^2 \quad (3.75)$$

Diese Fläche ist gleichmäßig auf die beiden Wände, welche die NRA enthalten, im Bereich der raucharmen Schicht anzuordnen. Damit steht zur Ventilation der gesamten Halle folgende Fläche zur Verfügung:

$$A_{Vent,ges} = 40,5 \text{ m}^2 \cdot (2 + 2 \cdot 1,5) = 202,5 \text{ m}^2 \quad (3.76)$$

Diese Fläche liegt noch deutlich über jener, die in dem Modellraum luftdurchlässig ist:

$$A_{Vent,M} = 6,6 \cdot (6,8 + 3,1 + 8,0) + 1,35 \cdot 6,8 + 2,7 \cdot (4 + 2) = 143,5 \text{ m}^2 \quad (3.77)$$

Die in dem Modell abgebildeten Annahmen zur Ventilationsfläche sind somit innerhalb der maximal denkbaren Grenzwerte und stellen demzufolge den zulässigen größtmöglichen Ventilationsfall dar, der bei bestimmungsgemäßer Funktion der automatisierten mechanischen Flächenöffnung eintritt.

Demgegenüber wird beim *unteren Grenzwert* der Ventilation ein Rauch- und Wärmeabzug in den Hallenraum gänzlich unterbunden. Einzig die in dem Modellraum vorhandenen NRA ermöglichen eine Ventilation des Brandabschnitts. Bei diesem Szenario können deutlich höhere Temperaturen im Brandraum erwartet werden. Zudem ist es wahrscheinlich, dass aufgrund der Zuluftströmung über die Fensterfläche die Temperaturen in Hallenrichtung im Vergleich zum oberen Grenzwert größer werden, da sich hier die Wärme staut und erst über die horizontale Ausbreitung zur Fensteroberkante aus dem Brandraum entweichen kann.

Für die Berechnung dieses Modells wird der Ansatz eines Feldmodells im Finite-Volumen Programms FDS [29] genutzt. Die Berechnung eines Feldmodells ist die einzige Möglichkeit, genauere Angaben zur Temperaturverteilung innerhalb der Binderebene zu erhalten. Ein- und Mehrzonenmodelle setzen in diesem Bereich konstante Temperaturen über den Raum an, was hier als nicht zielführend erachtet wird, da lokale Effekte beobachtet werden sollen.

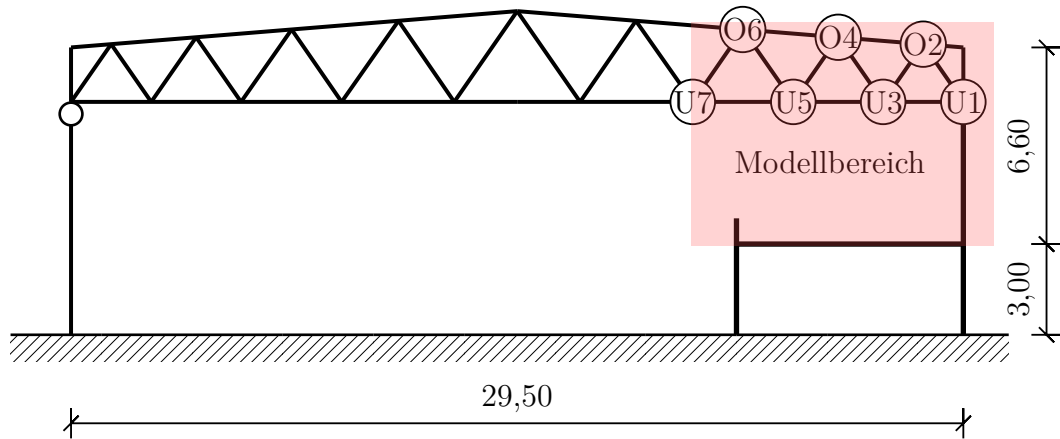


Abbildung 3.14: Systemschnitt durch die Sporthalle samt Modellbereich (rot hinterlegt) und Position einiger Thermoelemente in FDS [29]

### 3.5.3.7 Darstellung der Ergebnisse

In der Berechnung mit FDS [29] sind für die obere und untere Grenze für alle bemessungsrelevanten Punkte Gastemperaturverläufe über Thermometer aufgezeichnet worden. In Abbildung 3.14 ist ein Schnitt durch die Halle dargestellt, in dem der Modellbereich sowie die Lage ausgewählter Thermometer aufgezeigt werden.

Zunächst werden die Strömungsverhältnisse des oberen und unteren Grenzwertes untersucht. Mit Grautönen ist in Abbildung 3.15 der Modellraum des *oberen Grenzwertes* dreidimensional im Programm SmokeView [56] dargestellt. Auf der x-z-Ebene bei  $y = 2,25$  m sind an allen Knotenpunkten der Diskretisierung Vektoren abgebildet, welche zum einen die Strömung durch Ausrichtung und Länge der Vektoren beschreiben und zum anderen die lokale Temperatur durch die Farbgebung widerspiegeln.

Durch die offenen Randbedingungen zum Halleninneren wird die aufgeheizte Luft in Richtung der Fensteröffnung gedrückt. Im Deckenbereich kann eine horizontale Ausdehnung der Heißluft in alle Richtungen beobachtet werden, wobei die größte Wärmemenge durch die NRA entweicht. Besonders hohe Temperaturen sind bei dieser Ventilation nur im Bereich der Fensteröffnungen festzustellen.

Der Modellraum des *unteren Grenzwertes* der Ventilation ist in Abbildung 3.16 analog zum oberen Grenzwert dargestellt. Durch die geschlossenen Randbedingungen erfolgt die Luftströmung ausschließlich durch die Fläche der NRA. Dabei strömt die kalte Luft an der Unterkante des Fensters in den Brandraum hinein, was anhand der blauen

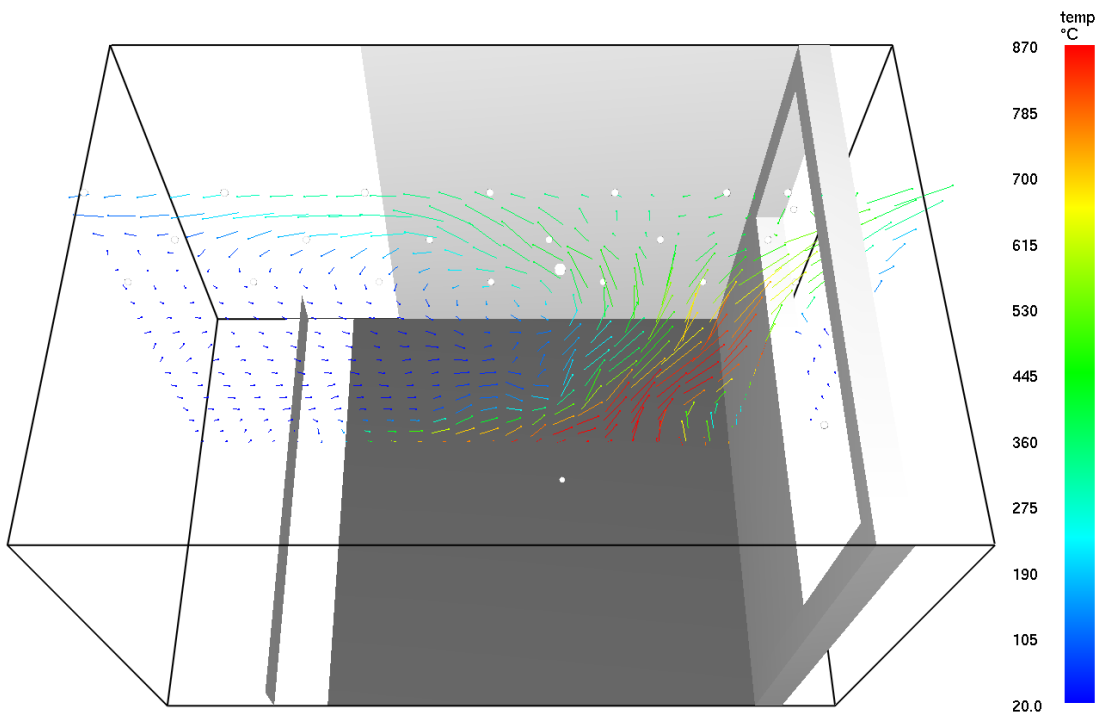


Abbildung 3.15: Oberer Grenzwert - Vektorielle Darstellung der Temperaturlausbreitung auf der x-z-Ebene bei  $y = 2,25$  m (Trägerebene)

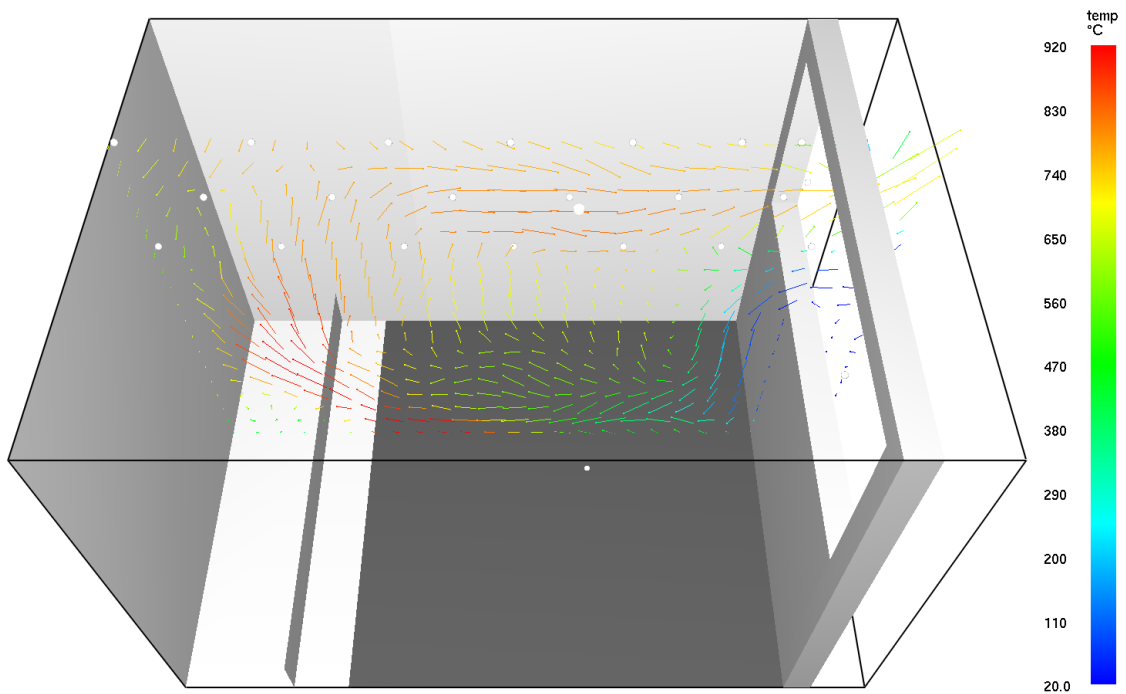


Abbildung 3.16: Unterer Grenzwert - Vektorielle Darstellung der Temperaturlausbreitung auf der x-z-Ebene bei  $y = 2,25$  m (Trägerebene)

Vektoren in diesem Bereich erkannt werden kann. Diese kalte Luft fällt dann Richtung Brandherd ab und erwärmt sich allmählich, während sie weiter nahezu horizontal über dem Brandherd zur Rückwandseite strömt. Durch die steigende Gastemperatur und die räumliche Begrenzung steigt die Luft an der Rückseite (links im Bild) nach oben unter die Decke. Dort breitet sich die heiße Luft aufgrund der Druckdifferenz in Richtung der Fensteroberkante hin aus und verlässt über die NRA den Modellraum.

Durch diese Strömungen sind unter der Decke auf der ganzen Modellraumbreite hohe Temperaturen aufzufinden, während beim oberen Grenzwert nur in Fensternähe hohe Temperaturen gemessen werden.

Zur besseren Darstellung der Unterschiede sind in Abbildung 3.17 die zeitlichen Temperaturentwicklungen für die obere und untere Grenze der Ventilation an den Punkten O2 und U5 abgebildet. Zunächst steigen die Temperaturen nahezu linear bis auf die jeweilige Höchsttemperatur an, welche analog zur Wärmefreisetzungsrate bei ca. 13 Minuten erreicht wird. Die Luft bleibt anschließend bis zur 19. Minute auf diesem Temperaturniveau, ab welcher wiederum eine nahezu lineare Abnahme der Gastemperatur beobachtet werden kann. Insgesamt deckt sich dieser Verlauf mit jenem der Wärmefreisetzungsrate, allerdings kann vor allem in der ersten Brandphase statt der quadratischen eine lineare Temperatursteigerung festgestellt werden. Die teils großen Temperatursprünge innerhalb weniger Sekunden sind auf strömungsdynamische Effekte in der Luftschicht zurückzuführen, die bei der Betrachtung größerer Bereiche statt eines Punktes geglättet werden können.

Für die im weiteren Verlauf durchzuführenden zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen in ABAQUS [1] werden die ungeglätteten Temperaturverläufe verwendet [36] [S. 125]. Die durchgezogenen Linien zeigen den zeitlichen Gastemperaturverlauf in Fensternähe unterhalb der Decke für den unteren (rot) und den oberen (blau) Grenzwert der Ventilation auf. Dabei sind die Verläufe der Temperaturentwicklung ähnlich zueinander, wobei die maximale Gastemperatur beim unteren Grenzwert mit 650 °C ungefähr 200 °C über jener des oberen Grenzwertes liegt. Dieser Unterschied kann dadurch erklärt werden, dass sich die Luft im Zuge der geringeren Ventilation länger erwärmen kann, ehe sie über die NRA den Brandraum verlässt. Generell ist anzumerken, dass bereits bei der vektoriellen Darstellung aufgezeigt werden kann, dass innerhalb dieses

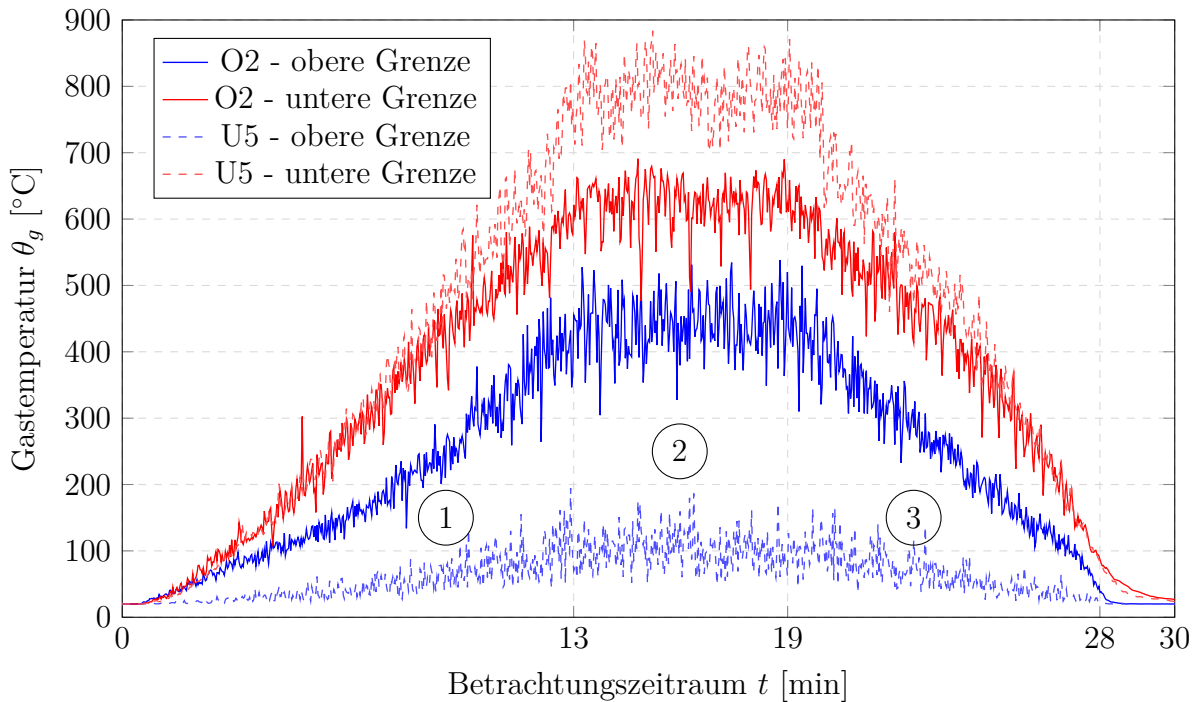


Abbildung 3.17: Zeitlicher Gastemperaturverlauf an zwei Messpunkten unter Ansatz des oberen und unteren Grenzwertes der Ventilation

Bereiches in beiden Fällen aufgrund der Strömungsverhältnisse mit hohen Temperaturen zu rechnen ist.

Im Gegensatz dazu kann am Temperaturpunkt U5 mit großen Unterschieden bei der Gastemperatur gerechnet werden. Im oberen Grenzfall der Ventilation ist in diesem Bereich die Grenzschicht zwischen Heißluftschicht und Zuluft anzufinden, was anhand der vertikal nach unten gerichteten Strömungsrichtung festgemacht werden kann. Im unteren Grenzfall liegt dieser Temperaturpunkt im Bereich der vom Brandherd aufströmenden Heißluft (Plume), was zu sehr hohen gemessenen Temperaturen führt. Dies wird deutlich, wenn die in Abbildung 3.17 dargestellten Verläufe verglichen werden. Während im oberen Grenzfall ca. 100 °C ermittelt werden, sind beim unteren Grenzfall ca. 800 °C aufzufinden.

Diese Beobachtungen legen nahe, dass generell mit großen Unterschieden zwischen den beiden Grenzfällen zu rechnen ist. In Abbildung 3.18 sind deswegen die gemessenen Höchsttemperaturen an den jeweiligen Messpunkten für den oberen und unteren Grenzfall dargestellt. Gerade am Unterzug (U1 bis U7) sind aufgrund der gegenläufigen

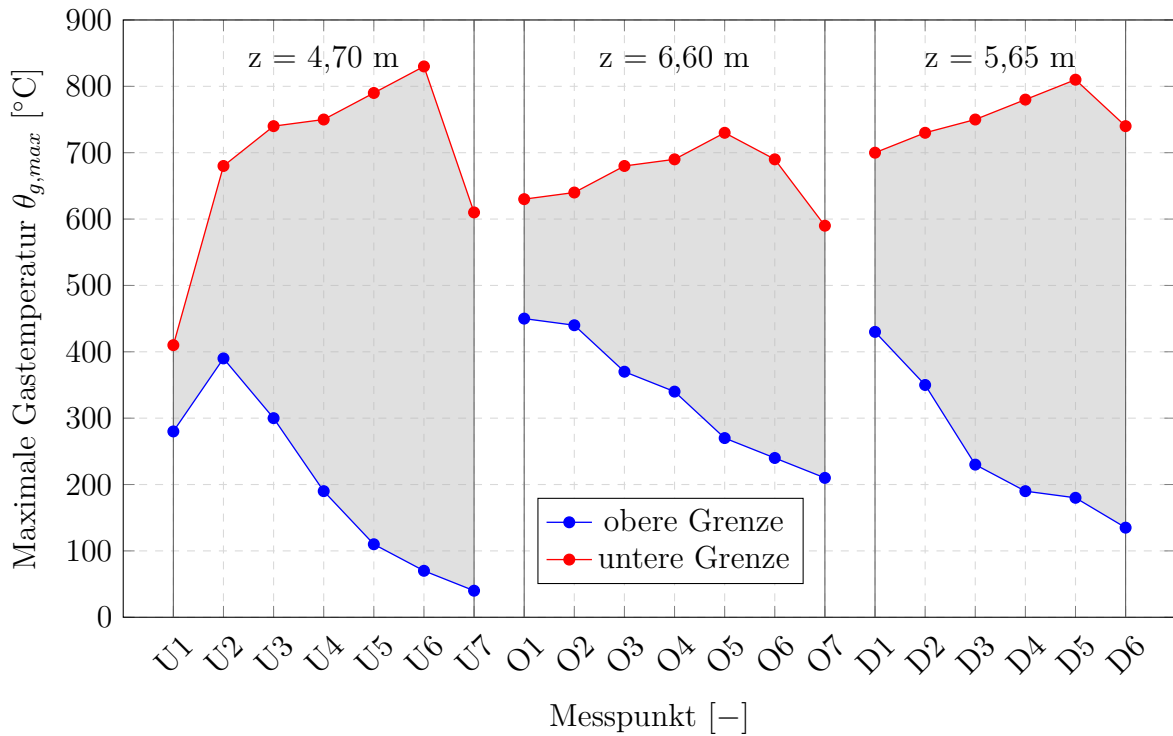


Abbildung 3.18: Gegenüberstellung der maximalen Gastemperaturen an den Messpunkten unter Ansatz des oberen bzw. unteren Grenzwertes der Ventilation

Luftzirkulation extrem große Temperaturdifferenzen aufzufinden.

Insgesamt kann auf Grundlage der bisherigen Erkenntnisse die Verwendung des *oberen Grenzwertes* der Ventilation für die weiteren Untersuchungen empfohlen werden. Die dort zur Verfügung stehende Zuluftfläche ist kleiner als die tatsächlich in der Sporthalle Vorhandene. Der *untere Grenzwert* der Ventilation kann hier als fiktiver Vergleichswert angesehen werden, welcher die Verhältnisse in einem entsprechenden abgeschlossenen Brandraum widerspiegelt, im Zuge der Bemessung aber zu unwirtschaftlichen und realitätsfernen Ergebnissen führen würde.

Im nächsten Schritt sind zweidimensionale Temperaturfeldanalysen an den Querschnitten unter Ansatz der gewonnenen Gastemperaturkurven durchgeführt worden. Dabei wird zur besseren Vergleichbarkeit davon ausgegangen, dass die maximal auftretende Querschnittstemperatur je Querschnittstyp allgemein für alle Querschnitte dieses Typs gilt und somit die Bemessung derselben maßgebenden Bauteile erfolgen kann. Tatsäch-



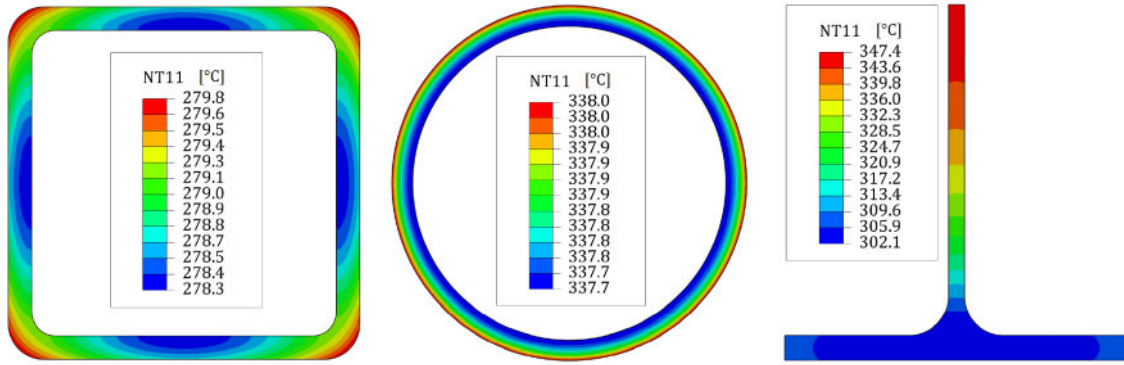


Abbildung 3.19: Maximale zweidimensionale Temperaturfelder in °C nach Brandbeanspruchung aus FDS [29] für den Obergurt (O2, links), die Diagonale (D1, mittig) und den Unterzug (U2, rechts) aus ABAQUS [1]

lich ist beim Feldmodell beispielsweise die Temperaturbelastung auf den Obergurt im Firstbereich deutlich geringer als im Tribünenbereich.

In Abbildung 3.19 sind die maximalen Temperaturfelder je Querschnitt angegeben. Dabei ist für jeden Querschnitt die in FDS [29] gemessene maximale Gastemperaturkurve unter Ansatz des oberen Grenzwertes angewendet worden (vgl. Abbildung 3.21 Messpunkte U2, O2 und D1). Die ermittelten Höchsttemperaturen des Stahls liegen zwischen  $\theta_a = 279,8 \text{ °C}$  am Obergurt und  $\theta_a = 347,4 \text{ °C}$  am Unterzug. Diese Temperaturen liegen deutlich unterhalb der unter Ansatz des vereinfachten Naturbrandmodells berechneten Temperaturen. Daraus kann abgeleitet werden, dass der Einsatz des vereinfachten Modells konservative Ergebnisse liefert.

Mithilfe der ermittelten maximalen Querschnittstemperaturen kann die Heißbemessung nach DIN EN 1993-1-2 + NA [22] durchgeführt werden.

### 3.5.3.8 Zusammenfassung

Die Berechnung eines Brandereignisses kann in speziellen Fällen über ein allgemeines Naturbrandmodell geschehen. Sind bei dieser Simulation lokale Temperaturverteilungen von Bedeutung, so ist die Verwendung von Feldmodellen unvermeidlich. Nach einer kurzen Einführung in das Finite-Volumen Programm FDS [29], welches strömungs- und thermodynamische Effekte abbilden kann, ist die Position und Geometrie des Brandraumausschnittes dargelegt worden. Für den Rauch- und Wärmeabzug sind zu-

dem natürliche Rauch- und Wärmeabzugsflächen in den Außenwänden dimensioniert worden. Für eine Brandsimulation ist neben der Geometrie auch der Brandherd samt Wärmefreisetzung zu definieren, was analog zur Ermittlung des Brandverlaufes beim lokalen Brand über DIN EN 1991-1-2/NA; Anhang BB erfolgt ist.

Da für die Untersuchung eines lokalen Brandereignisses durch eine numerische Abbildung der gesamten Halle ein unverhältnismäßig großer Aufwand notwendig ist, werden für den Brandraumausschnitt zwei Grenzfälle als Brandszenarien betrachtet, bei welchen zum einen die im Modell größtmögliche und zum anderen die kleinstmögliche Ventilationsfläche implementiert werden. Über die Dimensionierung der Zuluftflächen ist dann die Verifikation des oberen Grenzzustandes in Form von offenen Randflächen gelungen, da der Halle mehr Zuluftflächen zur Verfügung stehen als im Modell angesetzt. Der untere Grenzfall stellt den Brandraumausschnitt als eigenen Raum dar und kann im Weiteren als fiktiver Vergleichswert herangezogen werden.

Für die folgende Bemessung im Brandfall werden - den Ergebnissen dieses Abschnittes entsprechend - die Temperaturverläufe unter Ansatz des oberen Grenzwertes der Ventilation angesetzt. Mithilfe der zweidimensionalen Temperaturfeldanalyse in ABAQUS [1] sind zudem die maximalen Querschnittstemperaturen je Querschnitt ermittelt worden. Es ist festzuhalten, dass die ermittelten Höchsttemperaturen unterhalb der Temperaturen liegen, die mit dem vereinfachten Naturbrandmodell berechnet werden.

#### 3.5.4 Ergebnisse

Die Brandverläufe, welche nach dem vereinfachten und dem allgemeinen Naturbrandmodell für die bemessungsrelevanten Bauteile ermittelt worden sind, werden im Folgenden gegenübergestellt. Dazu sind die Gastemperaturverläufe am Messpunkt O2 in einer Höhe über dem Brandherd von  $z = 4,7$  m für eine Zeitdauer von 30 Minuten in Abbildung 3.20 dargestellt. Dabei sind bei allen Verläufen die drei Brandphasen deutlich erkennbar. Bei dem in rot abgebildeten Gastemperaturverlauf handelt es sich um den unteren Grenzwert der Ventilation des Feldmodells mit einer durchschnittlichen Höchsttemperatur von ca.  $\theta_{g,max} = 650$  °C. In blau ist zudem der obere Grenzwert der Ventilation abgebildet, welcher eine durchschnittliche Höchsttemperatur von ca.  $\theta_{g,max} = 400$  °C aufweist und somit aufgrund der größeren Ventilation deutlich niedri-

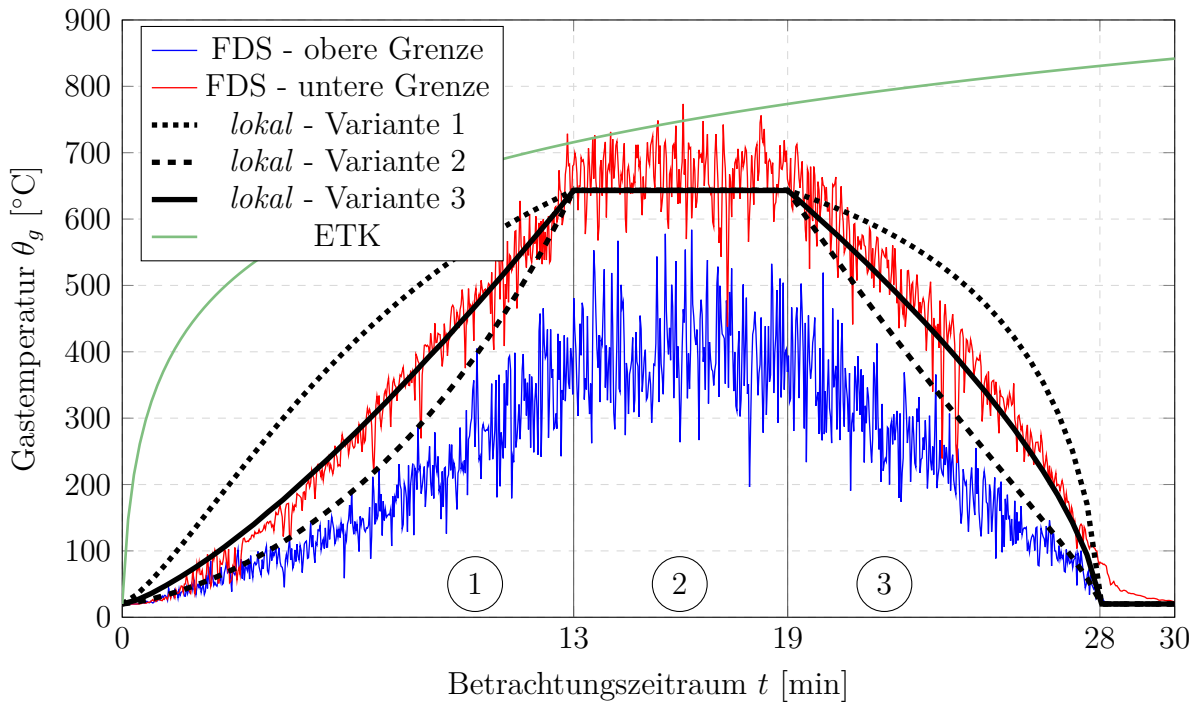


Abbildung 3.20: Zeitlicher Gastemperaturverlauf nach ETK (grün), dem vereinfachten (schwarz) und allgemeinen Naturbrandmodell (rot & blau) für den Messpunkt O2 am Fachwerkunterzug.

ger liegt.

In schwarz sind die drei Gastemperaturverläufe nach dem vereinfachten Naturbrandmodell *lokaler Brand* dargestellt. Dabei zeigt sich, dass die Varianten 1 und 2 in den Brandphasen 1 und 3 von den Berechnungen in FDS [29] abweichen. Bei der Verwendung des in der Literatur [30] empfohlenen Verfahrens werden dort deutlich größere Werte erreicht, während sich die Höchsttemperaturen an diesem Messpunkt hingegen gut decken.

Über Variante 2 werden abgesehen von der Höchsttemperatur zu niedrige Temperaturen ermittelt. Der Temperaturanstieg in Brandphase 1 verläuft deutlich parabelförmiger als die Vergleichskurve aus FDS [29].

Durch Ansatz von Variante 3 kann der Gastemperaturverlauf hier sehr gut angenähert werden. Sowohl in der Brandausbreitungsphase als auch in der Abklingphase sind die Verläufe abgesehen von den Messsprüngen im Mittel nahezu deckungsgleich. Unter Ansatz der gewählten Randbedingungen in der Modellbildung - konstante Ursprungshöhe

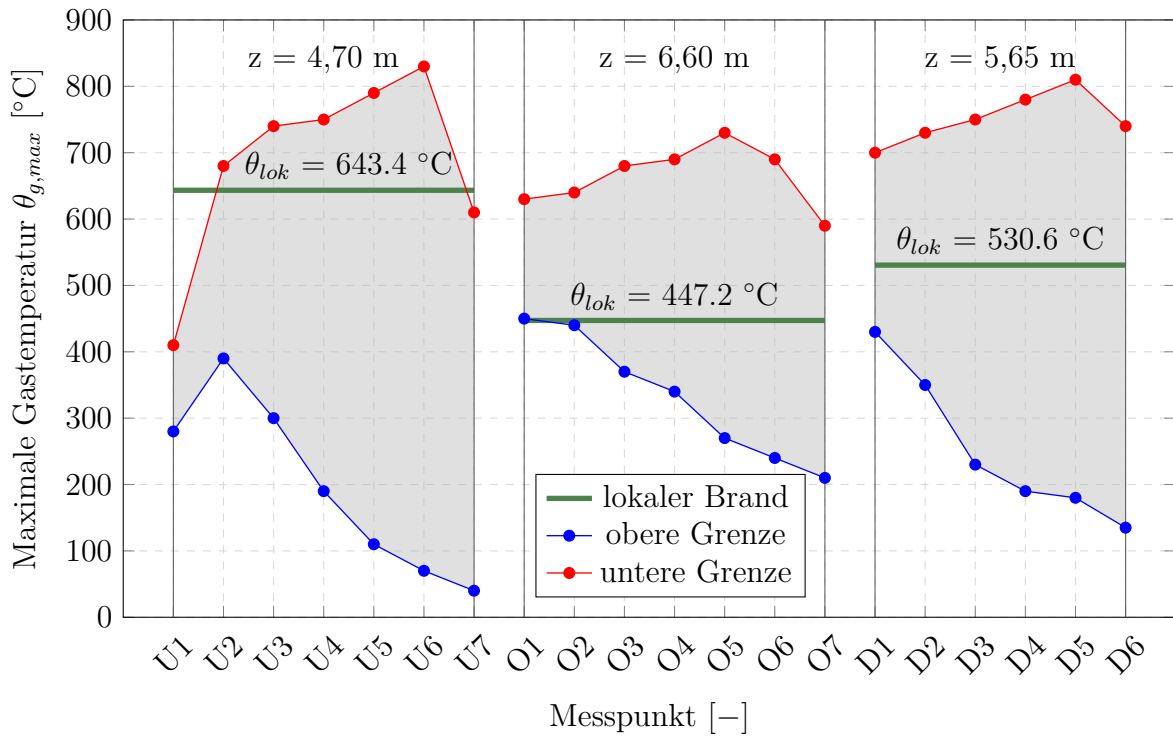


Abbildung 3.21: Gegenüberstellung der maximalen Gastemperaturen an den Messpunkten unter Ansatz des oberen bzw. unteren Grenzwertes der Ventilation mit jenen aus dem Ansatz *lokaler Brand*

des Brandherdes sowie eine flächen- und damit zeitabhängige Wärmefreisetzungsrate - kann gezeigt werden, dass die Ermittlung der Gastemperaturkurven über Variante 3 oder dem Feldmodell zu ähnlichen Ergebnisverläufen führt. Die dem lokalen Brand zugrunde liegenden Berechnungsannahmen sind somit mit jenen des Feldmodells vereinbar und liegen für den oberen Grenzwert auf der sicheren Seite.

Der Vergleich mit anderen Messpunkten auf derselben Bauteilhöhe zeigt allerdings, dass die Höchsttemperatur im Feldmodell stark von der Lage des Messpunktes abhängt und deutlich von jener des lokalen Brandes abweichen kann. In Abbildung 3.21 ist diesbezüglich zusätzlich zu den gemessenen Höchsttemperaturen jene Höchsttemperatur nach dem vereinfachten Naturbrandmodell *Lokaler Brand* in grün eingetragen. Bereits im vorherigen Abschnitt ist festgestellt worden, dass für die Bemessung der obere Grenzwert der Ventilation als zulässig erachtet werden kann. Die gemessenen Höchsttemperaturen an den Messpunkten liegen für diesen oberen Grenzwert in kei-

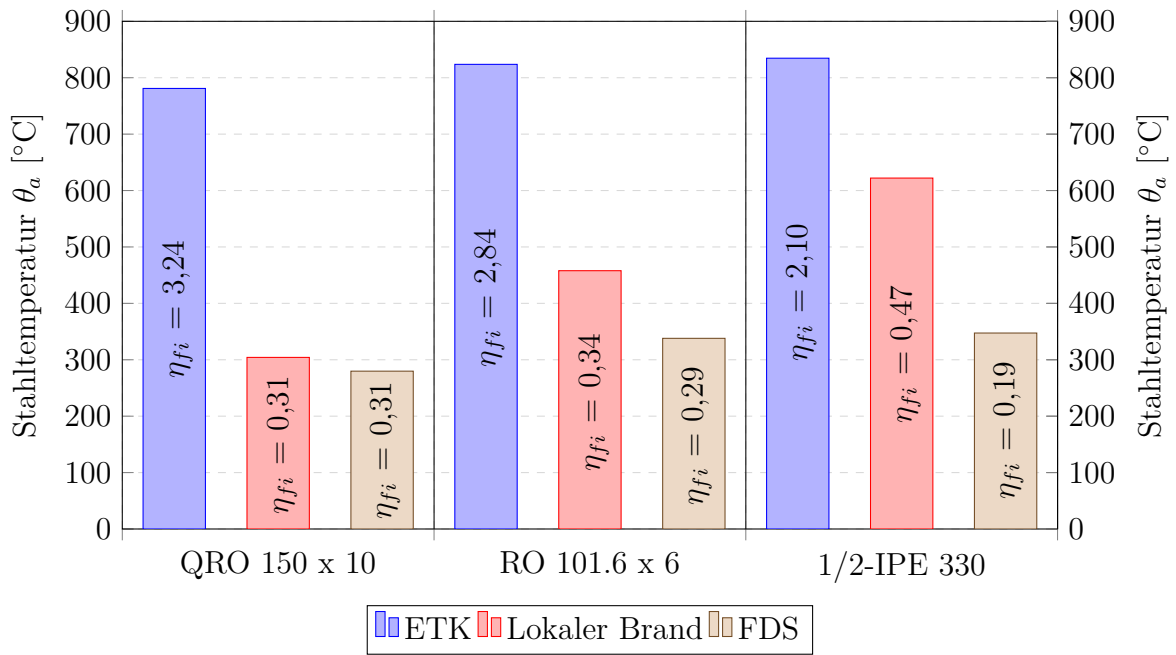


Abbildung 3.22: Vergleich der maximalen Stahltemperaturen nach Einwirkung aus ETK, lokalem Brand und FDS [29] samt Ausnutzungsgraden aus der Heißbemessung

nem Fall über jenen des lokalen Brandes. Lediglich unter der Decke im Auflagerbereich - vgl. Messpunkte O1 und O2 - werden aufgrund von Wärmestauungen unterhalb der Dachhaut ähnlich hohe Temperaturen wie beim lokalen Brand ermittelt.

Insgesamt ist festzustellen, dass in Feldmodellen tiefere Temperaturverläufe errechnet werden, als es beim vereinfachten Naturbrandmodell oder unter Ansatz der nominellen Brandkurve ETK der Fall ist. Somit kann durch den erhöhten Modellaufwand eine günstigere Stahltemperatur infolge Brandbeanspruchung errechnet und angesetzt werden. Zudem kann gesondert für jedes Bauteil lokal die Temperaturbeanspruchung im Feldmodell bestimmt werden.

In Abbildung 3.22 sind für die drei Querschnitte die jeweiligen Höchsttemperaturen nach Temperatureinwirkung gemäß ETK, lokalem Brand und dem allgemeinen Naturbrandmodell in FDS [29] dargestellt. Zusätzlich sind die ermittelten Ausnutzungsgrade aus den Heißbemessungen gemäß DIN EN 1993-1-2 + NA [22] aufgeführt. Die Nachweise sind analog zu jenen im Anhang zu diesem Kapitel mit den hier ermittelten Temperaturen geführt worden und werden dort daher nicht erneut ausführlich darge-

stellt.

Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse gewährleisten zu können, sind einige Annahmen getroffen worden. Zum einen wird angenommen, dass die höchste Stahltemperatur je Querschnitt in jenen Fachwerkstäben aufzufinden ist, welche zudem die größte Belastung erfahren. Das ist notwendig, da unter Anwendung der ETK alle Bauteile gleichermaßen der Erwärmung ausgesetzt sind, während bei den Naturbrandmodellen nur ein Bereich des Binders erhitzt wird. In diesem Fall liegt z.B. der am stärksten belastete Obergurtstab nicht im Naturbrandmodellbereich.

Zum anderen wird angenommen, dass die Belastungen aus dem Windverband auch auf den Fachwerkbinder im Tribünenbereich anzusetzen sind. So ist sichergestellt, dass für einen Vergleich der brandschutztechnischen Nachweisverfahren sowohl die Belastung als auch die untersuchten Stäbe die Gleichen sind. Einziger Parameter ist die ermittelte Stahltemperatur.

In dem Balkendiagramm kann deutlich gezeigt werden, dass die Verwendung von Naturbrandmodellen einen signifikanten Einfluss auf die anzusetzende Höchsttemperatur des Stahls hat. Zunächst ist festzustellen, dass die Temperaturen nach ETK-Beanspruchung bei ca. 800 °C liegen, was nach DIN EN 1993-1-2; Tab. 3.1 zu einer Verringerung der Fließspannung um ca. 90 % führt. Dadurch ist die Nachweisführung für keines der Bauteile erfolgreich gelungen.

Für die Bemessung ist die Fließspannung des Stahls von großer Bedeutung. Diese bleibt laut DIN EN 1993-1-2; Tab. 3.1 bis zu einer Temperatur von 400 °C unverändert. Wird das vereinfachte Naturbrandmodell *lokaler Brand* angesetzt, so entstehen Stahltemperaturen zwischen  $\theta_a = 304,2$  °C und  $\theta_a = 622,1$  °C. Alle Temperaturen unterhalb von  $\theta_a = 400$  °C können als unkritisch angesehen werden, da quasi eine Kaltbemessung mit geringerer Einwirkung durchgeführt wird. Auch die Bemessung des Unterzugs gelingt beim lokalen Brand trotz der hohen Temperatur, welche die Fließgrenze auf ca. 50 % reduziert. Insgesamt können beim lokalen Brand nach Variante 3 alle Querschnittsnachweise geführt werden, wobei alle Ausnutzungen unter 50 % der Grenzauslastung liegen.

Wird das allgemeine Naturbrandmodell angesetzt, so liegt die Temperatureinwirkung noch einmal unterhalb jener nach dem vereinfachten Naturbrandmodell. Alle in der

zweidimensionalen Temperaturfeldanalyse ermittelten Stahltemperaturen liegen im unkritischen Bereich unterhalb von 400 °C. Die Nachweise ergeben Ausnutzungsgrade zwischen 19 % und 31 %.

Insgesamt kann festgestellt werden, dass die Nachweisführung für das ungeschützte Stahlfachwerk in dieser Sporthalle möglich ist, wenn Naturbrandmodelle herangezogen werden. Die Bemessung über die nominelle Temperaturzeitkurve ETK führt zu unwirtschaftlichen Querschnittsdimensionen, weshalb der erhöhte Nachweisaufwand über Naturbrandmodelle bei Stahlkonstruktionen lohnenswert erscheint.

### 3.5.5 Zusammenfassung

Ungeschützte Stahlfachwerkkonstruktionen als Dachtragwerk im Sporthallenbau sind aufgrund der bauaufsichtlichen Forderung eines feuerhemmend ausgebildeten Daches häufig nicht realisierbar. In diesem Kapitel sind daher Alternativen aufgezeigt worden, welche die sehr konservative nominelle Temperaturzeitkurve ersetzen können.

Dazu sind das vereinfachte Naturbrandmodell *Lokaler Brand* sowie ein allgemeines Naturbrandmodell in FDS [29] aufgestellt worden. Aufgrund der besonderen Art der Nutzung kann davon ausgegangen werden, dass kein Vollbrand auf der gesamten Hallenfläche bei ordnungsgemäßer Nutzung entstehen kann. Als kritischer Bereich ist die Tribüne ermittelt worden, welche aufgrund ihrer Funktion als Versammlungsstätte ein erhöhtes Brandlastaufkommen sowie eine erhöhte Brandentstehungsgefahr aufweist.

Für Brandabschnitte größer als 400 m<sup>2</sup> darf zudem eine lokale Brandfläche angesetzt werden. Die dazugehörige Wärmefreisetzung ist nach DIN EN 1991-1-2/NA; Anhang BB. ermittelt worden.

Im Zuge der Temperaturkurvenermittlung beim vereinfachten Naturbrandmodell *Lokaler Brand* sind drei Varianten untersucht worden, welche durch die nicht eindeutigen Definitionen in DIN EN 1991-1-2; Anhang C als möglich angenommen werden können. Anschließend ist die Bildung eines Feldmodells im Finite-Volumen Programm FDS [29] erfolgt, wobei auf die grundlegenden Anforderungen an die Dokumentation einer solchen Modellierung eingegangen worden ist. Neben der Benennung der Nutzung und der anzunehmenden Brandlasten, der Ableitung der resultierenden Brandverläufe und deren Darstellung, den Angaben zur Geometrie und den getroffenen Vereinfachungen,

der Beschreibung und Begründung der untersuchten Szenarien sowie der Angabe des eingesetzten Rechenverfahrens, ist die Darstellung der Ergebnisse anhand von Diagrammen erfolgt. Zudem konnte gezeigt werden, dass das Verfahren nach Variante 3 mit den Ergebnissen aus dem allgemeinen Naturbrandmodell beim ermittelten Gastemperaturverlauf übereinstimmt. Außerdem ist festzustellen, dass der Ansatz des lokalen Brandes konservativere Ergebnisse liefert, sofern die Anforderungen an die Zu- und Abluftflächen erfüllt sind.

Über die zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen sind für die beiden Naturbrandmodelle alle notwendigen maßgebenden Stahltemperaturen ermittelt worden. Bei deren Gegenüberstellung mit jenen nach ETK-Beanspruchung, zeigen sich deutliche Unterschiede. Während die Nachweise bei der nominellen Temperaturzeitkurve nicht erfüllt werden können, sind die Querschnitte bei den Naturbrandmodellen erfolgreich bemessen worden.

Insgesamt konnte gezeigt werden, dass der Einsatz von Naturbrandmodellen bei ungeschützten Stahlfachwerkkonstruktionen in größeren Hallen durchaus zu wirtschaftlichen Ergebnissen führen kann und ggf. den Einsatz von weiteren baulichen Brandschutzmaßnahmen am Fachwerkbinder entbehrlich macht.

### **3.6 Vergleich der Bemessungsergebnisse**

Die Bemessung des Fachwerkbinders in Stahlbauweise ist in diesem Kapitel über mehrere Wege erfolgt. Neben der Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit nach DIN EN 1991-1-1 + NA [17] sind zudem Nachweise im Brandfall geführt worden. Die Einordnung der in der Kaltbemessung festgelegten Querschnitte in eine Feuerwiderstandsklasse R 30 ist nicht erfolgreich gewesen, da die Beanspruchung durch die ETK zu hohe Stahltemperaturen erzeugt hat. Über die Vergrößerung der Querschnitte ist es schließlich gelungen, die Nachweise zu erfüllen. Dabei sind Effekte aus Temperaturdehnung nicht berücksichtigt worden, weshalb die gewählten überdimensionierten Querschnitte nur eine theoretische Lösung darstellen.

Durch die Verwendung von Naturbrandmodellen zur Bestimmung der maximalen Stahltemperatur ist es dann gelungen, die Brandschutznachweise auch für die ursprünglich



gewählten Querschnitte zu erfüllen.

Ein Fachwerkbinder, der mit den Querschnitten aus der Kaltbemessung hergestellt wird, wiegt ca. 2,89 Tonnen, während ein überdimensionierter Träger mit 5,53 Tonnen deutlich schwerer ist. Durch den Einsatz der Naturbrandmodelle konnte die erforderliche Stahlmenge je Binder um ca. 48 % gesenkt werden. Bezogen auf die gesamte Tragstruktur des Daches sind das bereits

$$M_{\text{Binder, ges}} = 11 \cdot (5,53 - 2,89) \text{ t} = 29,04 \text{ t} \quad (3.78)$$

Unterschied, was bei einem angenommenen Preis von ca. 2.000 – 2.500 €/t - je nach Konjunkturlage - eine Ersparnis von ca. 58080 - 72600 € allein bei dem Materialpreis für die einzelnen Querschnitte bedeutet.

Alternativ zur größeren Dimensionierung des Querschnittes kann der Einsatz von reaktiven Brandschutzbeschichtungen die Feuerwiderstandsfähigkeit von Stahlbauteilen erhöhen. Ob das für eine Feuerwiderstandsdauer R 30 ausreicht, wird im nächsten Kapitel untersucht, allerdings ist in diesem Kapitel bereits gezeigt worden, dass unter Verwendung von Naturbrandmodellen keine weiteren Schutzmaßnahmen notwendig sind.

Insgesamt kann aus den Ergebnissen dieses Kapitels geschlossen werden, dass der Einsatz von Naturbrandmodellen im Sporthallenbau durchaus - trotz des erhöhten Modellaufwandes - zu wirtschaftlichen Ergebnissen führt und ggf. auch den Einsatz von häufig bei ungeschützten Stahlquerschnitten eingesetzten reaktiven Brandschutzsystemen unnötig machen kann.

### 3.7 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Dachtragwerke im Sporthallenbau werden häufig in aufgelösten Fachwerktragstrukturen ausgeführt. Dabei wird oft der Baustoff Stahl eingesetzt, mit dem aufgrund seiner Materialeigenschaften filigrane Tragwerke entstehen können. Um das Tragverhalten eines solchen Fachwerkbinders in Stahlbauweise untersuchen zu können, sind zunächst die Randbedingungen und Lasteinwirkungen auf das Tragwerk bestimmt worden. Dabei sind zudem Lasten aus Imperfektionen des Dachverbandes berücksichtigt worden. Die Ermittlung der maßgebenden Schnittgrößen erfolgte über ein zweidimensionales

Fachwerkmodell in RStab8 [51].

Im nächsten Schritt ist die Kaltbemessung nach DIN EN 1993-1-1 + NA [21] erfolgt. Die anschließend durchgeführte Bemessung im Brandfall zu einer Feuerwiderstandsklasse R 30 wurde unter Ansatz von zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen in ABAQUS [1] durchgeführt. Die in der Kaltbemessung ermittelten Querschnitte versagten in den Nachweisen aufgrund der großen Temperatureinwirkung durch die Einheits-Temperaturzeitkurve. Über eine größere Dimensionierung der Querschnitte konnten die erforderlichen Nachweise erfüllt werden, wobei Effekte aus Zwängen infolge thermischer Dehnung unberücksichtigt blieben.

Die maßgebende Brandeinwirkung kann nach DIN EN 1991-1-2 + NA [18] alternativ über sogenannte Naturbrandmodelle ermittelt werden. Dazu sind zunächst die notwendigen Randbedingungen festgelegt und geprüft worden. Anschließend ist das vereinfachte Naturbrandmodell *lokaler Brand* betrachtet worden, wobei drei Varianten bei der Festlegung der Gastemperaturkurve unterschieden worden sind.

Im nächsten Schritt ist in den Programmen PyroSim [49] und FDS [29] ein allgemeines Naturbrandmodell erstellt worden. Diese sogenannten Feldmodelle berücksichtigen die Grundgleichungen der Strömungs- und Thermodynamik und ermöglichen in Kombination mit dem Einsatz von Finiten Volumen, dass auch lokale Temperaturverhältnisse in Räumen sowie die Ausbreitung von Wärme und Rauch simuliert werden können. Die Dokumentation eines solchen Modells ist durch ausführliche Beschreibungen der eingesetzten Methoden und Parameter erfolgt.

Beim Vergleich der Gastemperaturverläufe ist deutlich geworden, dass die Gastemperaturen in Sporthallen bei einem lokalen Brandereignis wesentlich niedriger sind als jene, die bei Verwendung der nominellen Temperaturzeitkurve ETK anzusetzen sind. Durch erneute zweidimensionale Temperaturfeldanalysen unter Anwendung der Naturbrandkurven ist es anschließend gelungen, die Brandschutznachweise zu erfüllen, wobei sich die in der Kaltbemessung ermittelten Querschnitte als ausreichend groß herausstellen. Insgesamt kann festgehalten werden, dass der Einsatz von Naturbrandmodellen für die Bemessung im Brandfall beim Sporthallenbau lohnenswert ist. Neben einer Überdimensionierung ist zudem gezeigt worden, dass der ungeschützte Fachwerkträger einem lokalen Brandereignis standhält, ohne dass zusätzliche Brandschutzmaßnahmen am

Binder nötig sind.

Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird zunächst die Wirkung von reaktiven Brandschutzsystemen auf Stahlquerschnitten untersucht. Dabei wird eine Brandbeanspruchung gemäß ETK angesetzt, weil bei Ansatz von Naturbrandmodellen keine zusätzlichen Maßnahmen notwendig werden.

## 4 Variantenstudie

### 4.1 Einleitung

Bisher sind die Möglichkeiten zur Bemessung eines ungeschützten Stahlfachwerkdachbinders im Brandfall über eine entsprechende Dimensionierung sowie über die Verwendung von Naturbrandmodellen statt der ETK als Brandeinwirkung untersucht worden. Dabei erweist sich die Überdimensionierung der Querschnitte als äußerst unwirtschaftlich, während Naturbrandmodelle zum einen sehr aufwendig und zum anderen für den Nachweis einer feuerhemmenden Dachkonstruktion nicht immer ohne Weiteres anwendbar sind.

In diesem Kapitel wird daher eine Variantenstudie durchgeführt, in der neben den bewährten dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen im Stahlbau des Weiteren eine Dachkonstruktion in Stahl-Holz-Verbundbauweise untersucht werden. In der Brandschutzbetrachtung dieser alternativen Dachkonstruktionsvariante wird neben dem DSBBS auch eine Holzmanschette zum Schutz der Stahlbauteile vor der Temperatureinwirkung eingehend analysiert. Dazu werden in kleinen Laborversuchen über einen eindimensionalen Wärmestrom thermische Materialparameter des Holzes sowie das Abbrandverhalten analysiert. Anschließend können mit diesen Materialparametern zweidimensionale Temperaturfeldanalysen an mit Holzmanschetten geschützten Stahlbauteilen durchgeführt werden.

Die Bemessungen der einzelnen Konstruktionsvarianten im Brandfall erfolgen dann mittels numerisch in ABAQUS [1] ermittelten Stahltemperaturen sowie unter Beachtung der Anforderungen aus DIN EN 1993-1-2 + NA [22] für Stahlbauteile und DIN

EN 1995-1-2 + NA [25] für Holzbauteile.

## 4.2 Einsatz eines reaktiven Brandschutzsystems am Stahlfachwerkbinder

### 4.2.1 Einleitung

Seit Mitte des 20. Jahrhunderts werden zum Schutz von Bauteilen im Brandfall sogenannte dämmschichtbildende Brandschutzsysteme (DSBBS) entwickelt und eingesetzt. Diese sollen die Feuerwiderstandsdauer der Konstruktion vergrößern, um somit ausreichend Zeit für die Rettung von Mensch und Tier sowie etwaige Löscharbeiten zu ermöglichen.

Ein DSBBS ist ein Beschichtungssystem des baulichen Brandschutzes, welches im Allgemeinen aus drei Komponenten besteht: einer Grundierung, dem Dämmschichtbildner (DSB) und einem Decklack. Während die Schichtdicken der Grundierung und des Decklackes normalerweise bei 40 - 60  $\mu\text{m}$  liegen, hängt die Trockenschichtdicke des DSB maßgeblich vom Umfang-Fläche Verhältnis des zu beschichtenden Bauteiles und der angestrebten Feuerwiderstandsdauer ab (250 - 3000  $\mu\text{m}$ ). Die Aufschäumtemperatur der wasserbasierten, lösungsmittelhaltigen oder epoxidharzbasierten Beschichtungen liegt bei ca. 250 - 300 °C. In diesem Temperaturbereich bildet der DSB Luftporen, was zu einer großen Volumenzunahme führt und ein feinporigen Dämmstoff um das zu schützende Bauteil entstehen lässt. Eine ausführliche Erläuterung der Funktionsweise von DSBBS ist beispielsweise in Tabeling [59] nachzulesen.

Diese reaktiven Brandschutzsysteme werden über eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung (AbZ) zur Anwendung in den gegebenen Randbedingungen freigegeben. Aufgrund der geringen Festigkeit des aufgeschäumten DSB kommt es gerade bei zugbeanspruchten Bauteilen zu großen Rissen und Abplatzungen am Brandschutzsystem. Aus diesem Grund gibt es bisher nur eine Zulassung für die Verwendung von DSBBS an Zuggliedern (vgl. [61]).

Im Rahmen dieser Variantenuntersuchung wird das nach DIN EN 13501-2 [26] zugelassene DSBBS HENSOTHERM<sup>®</sup> 420 KS verwendet [61]. Dieses auf Wasser basierende System ist sowohl für offene Druck- und Zugglieder als auch für geschlossene Druck-

glieder zugelassen. Die Festlegung der erforderlichen Trockenschichtdicken erfolgt über die in der Zulassung vorgegebenen Tabellen.

Im weiteren Verlauf dieses Kapitels wird kurz auf die wesentlichen und kritischen Punkte bei der Modellbildung in ABAQUS [1] eingegangen, anschließend erfolgt die Auswertung der zweidimensionalen Temperaturfeldanalyse sowie die Nachweise der Tragfähigkeit unter Ansatz der ermittelten Stahltemperaturen nach 30-minütiger Temperatureinwirkung entsprechend der ETK. Der Fachwerkträger wird dabei aus denselben Stahlquerschnitten hergestellt, welche auch beim Naturbrandmodell eingesetzt worden sind.

### 4.2.2 Thermisches Materialverhalten eines Dämmschichtbildners

Für die numerische Abbildung des thermischen Schutzverhaltens von DSB ist es unerlässlich, die temperaturabhängigen Materialparameter zu kennen. Neben der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$ , der Wärmeleitzahl  $\lambda$  und den Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{ii}$  ist der Aufschäumfaktor  $\alpha$  von zentraler Bedeutung. Die hier angegebenen Materialparameter gelten allgemein für auf Wasser basierte, lösemittelhaltige und epoxidharzhaltige DSB. Einzig der Aufschäumfaktor kann bei lösemittelhaltigen DSB in Abhängigkeit zur Heizrate variieren. [59] Allerdings wird in dieser Arbeit ein auf Wasser basiertes DSBBS verwendet, weswegen dieser Aspekt nicht weiter betrachtet werden muss.

Die in dieser Arbeit verwendeten Materialparameter sind in den Untersuchungen von Tabeling [59] für die Verwendung bei numerischen Simulationen aus experimentellen Versuchen entwickelt worden. Die Grundierung sowie die Deckschicht werden dabei nicht berücksichtigt, da ihr Einfluss auf die Temperaturentwicklung sehr gering ist. Sie sind vornehmlich für den Korrosionsschutz und den Schutz des DSB vor Umwelteinflüssen von Bedeutung und bilden zusammen das DSBBS.

Das Aufschäumverhalten von DSB bei ETK-Belastung ist durch Tabeling [59] experimentell in Kleinversuchen untersucht worden. Über den Aufschäumfaktor  $\alpha$  ist es dann möglich gewesen, den gemittelten thermischen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha_T$  in Abhängigkeit zur Temperatur des DSB anzunähern. Diese temperaturabhängigen Werte sind in Abbildung 4.1 grafisch dargestellt.

Der Aufschäumfaktor  $\alpha$  beschreibt dabei das Verhältnis der Trockenschichtdicke zur

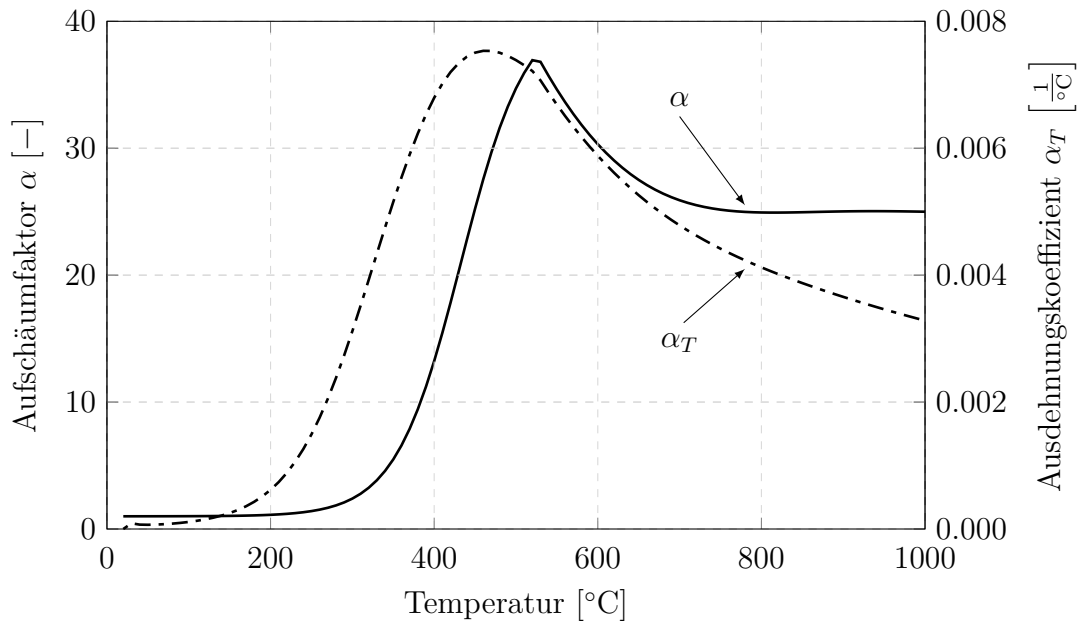


Abbildung 4.1: Approximierter Aufschäumfaktor  $\alpha$  und gemittelter thermischer Ausdehnungskoeffizient  $\alpha_T$  von DSB in Abhängigkeit der Materialtemperatur aus Tabeling [59]

aufgeschäumten Schichtdicke des DSB in Abhängigkeit zur Temperatur. Der Aufschäumvorgang beginnt bei ca. 250 °C allmählich und ist in seinem Verlauf parabelförmig bis der DSB bei etwas über 500 °C das 37-fache seiner Ausgangsschichtdicke erreicht. Anschließend verringert sich die Schichtdicke im Zuge der Pyrolyse bis ungefähr 700 °C auf das 25-fache ab. Bei diesem Aufschäummaß verharret der DSB dann bis 1000 °C.

Über das Aufschäumverhalten ist dann der gemittelte thermische Ausdehnungskoeffizient  $\alpha_T$  bestimmt worden. Dieser muss in der numerischen Umsetzung in ABAQUS [1] eingegeben werden, um das Ausdehnungsverhalten abbilden zu können. Der Verlauf ist ebenfalls Abbildung 4.1 zu entnehmen.

Die Wärmespeicherkapazität  $C$  des DSB wird aus dem Produkt der spezifischen Wärmespeicherkapazität  $c_p$  und der Rohdichte  $\rho$  berechnet. Beide Materialparameter sind zunächst einmal temperaturabhängig. In Abbildung 4.2 ist die von Tabeling [59] entwickelte temperaturabhängige spezifische Wärmespeicherkapazität dargestellt, in welcher der Einfluss aus Änderung der Rohdichte sowie der Massen- und Volumenänderung

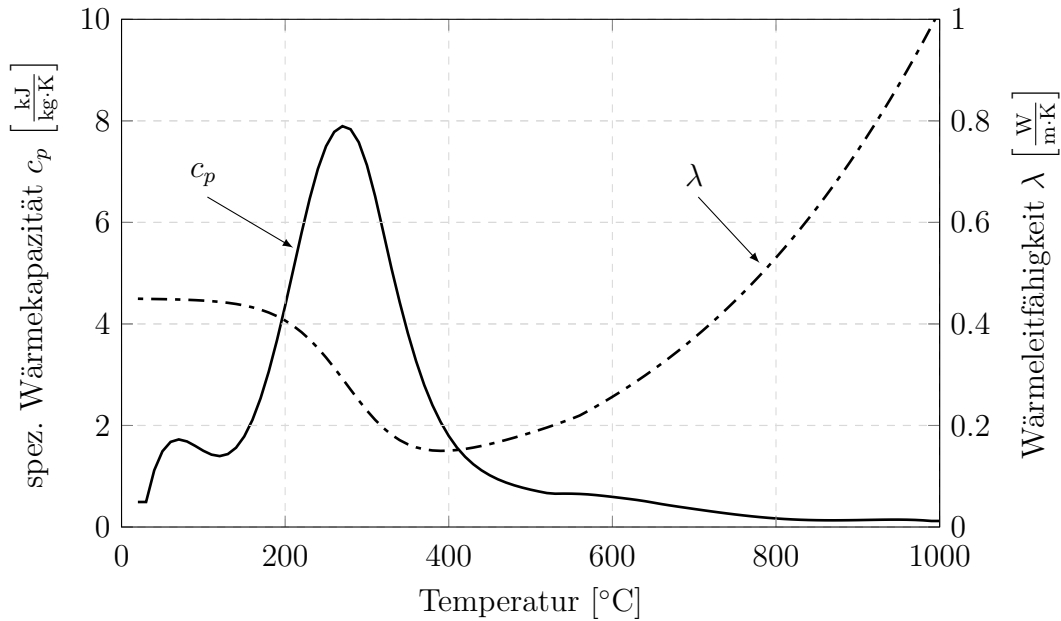


Abbildung 4.2: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  des DSB unter Berücksichtigung einer temperaturunabhängigen Materialdichte von  $1400 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$  sowie der Massen- und Volumenänderung aus Tabeling [59]

berücksichtigt wird. So ist es möglich, dass für die Rohdichte ein konstanter Wert angenommen werden kann und einzig die spezifische Wärmekapazität weiterhin von der Temperatur abhängig ist. Dabei steigt diese bis ca.  $280 \text{ }^\circ\text{C}$  auf ein Maximum von fast  $8 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}\cdot\text{K}}$  an. Das ist im Vergleich zu Wasser ( $c_{p,\text{Wasser}}(20^\circ\text{C}) = 4,182 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}\cdot\text{K}}$ ) ein fast doppelt so hoher Wert, welcher aber aufgrund der sehr geringen Masse des DSB nur eine untergeordnete Rolle spielt. Anschließend fällt der Wert bis  $500 \text{ }^\circ\text{C}$  auf ca.  $1 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}\cdot\text{K}}$  ab, bis er bei  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$  nahezu null wird.

Des Weiteren ist in Abbildung 4.2 die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  dargestellt. Während diese bis ca.  $200 \text{ }^\circ\text{C}$  nahezu konstant bleibt, sinkt sie während der Aufschäumphase bis  $400 \text{ }^\circ\text{C}$  deutlich ab, was aufgrund der entstehenden hohen Porosität in Kombination mit der deutlich größeren Schichtdicke in einem sehr guten Wärmedämmeffekt resultiert. Mit steigender Temperatur ändert sich die chemische Zusammensetzung des DSB durch die Pyrolyse der organischen Bestandteile, was zu einer Steigerung der Wärmeleitfähigkeit und damit zu einer Abminderung des Dämmeffekts

tes führt.

Neben den thermischen Materialparametern wird an dieser Stelle kurz darauf hingewiesen, dass die mechanischen Materialparameter des DSB bei thermo-mechanisch gekoppelten Analysen als vernachlässigbar klein zu definieren sind. Tabeling [59] schlägt daher die Verwendung eines temperaturunabhängigen Elastizitätsmoduls von  $1 \frac{N}{mm^2}$  vor. Um das Aufschäumverhalten des DSB an Abrundungen der zu beschichtenden Profile realitätsnah abbilden zu können, muss der E-Modul in diesen Bereichen auf das 5-fache erhöht werden. Insgesamt zeigt sich dadurch ein Aufschäumverhalten, das jenen aus den experimentellen Untersuchungen stark ähnelt.

Eine infolge von Tangentialspannungen auftretende Rissbildung sowie weitere Rissbildungen wie z.B. bei zugbeanspruchten Bauteilen, wird explizit nicht berücksichtigt. Dies führt im Allgemeinen zu einer sehr optimistischen Einschätzung des Schutzeffektes des DSB. Diesbezüglich laufen aktuell einige Forschungsprojekte, welche zum einen die Berechenbarkeit und zum anderen die Zulassung von DSB auf Zuggliedern erleichtern sollen. [2]

Die Materialparameter des Stahls werden analog zu den bisherigen zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen gemäß DIN EN 1993-1-2 angesetzt.

### **4.2.3 Modellbildung von RBS auf Stahlquerschnitten in zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen**

Bei der Erstellung des Finite Elemente Modells in ABAQUS [1] müssen im Vergleich zu den bisherigen zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen einige zusätzliche Aspekte berücksichtigt werden. Davon bleiben die Temperaturbelastung über die ETK sowie die Wärmeübergangsmechanismen der Konvektion und Strahlung zunächst unberührt. Neben dem Kontinuum für den Stahlquerschnitt wird ein zusätzliches davon unabhängiges Kontinuum für den DSB erzeugt. Dabei verläuft die Kontaktfläche beider Kontinua kongruent. Bei der Modellierung des Stahlquerschnitts ist darauf zu achten, dass keine rechtwinkligen Ecken am Querschnitt entstehen, da an diesen sonst der DSB nicht umlaufend aufschäumen kann. Daher wird an diesen Ecken eine 45° Phase über einen halben Millimeter Breite eingefügt. Ebenso müssen Profilausrundungen multilinear approximiert werden. Die Länge der dazu angewendeten linearen Abschnitte liegt



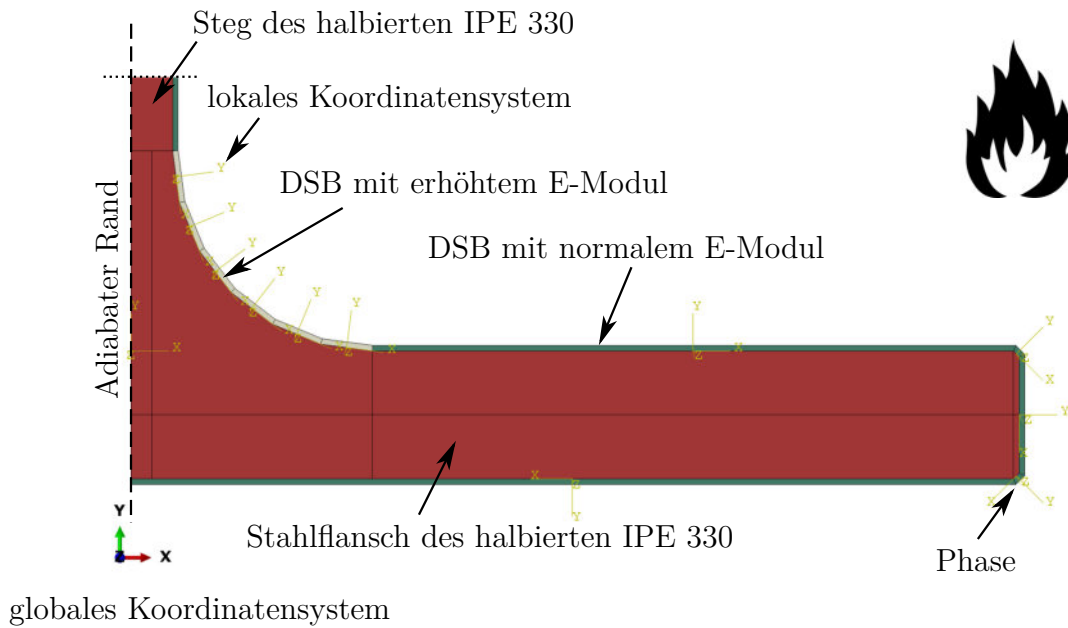


Abbildung 4.3: Ausschnitt Übergang Flansch zu Steg am halbierten IPE 330 mit Partitionierung des DSB und des Stahlquerschnittes aus ABAQUS [1]

bei den hier verwendeten Profilen bei ca. 4,5 mm.

Da die thermische Ausdehnung des DSB nur in lokaler  $y$ -Richtung aktiv definiert wird, muss für jeden Part des DSB ein lokales Koordinatensystem so definiert werden, dass die positive  $y$ -Richtung orthogonal zur Bauteiloberfläche steht (vgl. Abbildung 4.3). Um den Modellaufwand zu reduzieren, werden die Symmetrien der abzubildenden Querschnitte ausgenutzt und dementsprechend adiabate Randbedingungen festgelegt. Dadurch kann der Modellaufwand an den Profilen halbiert werden. Um eine thermomechanisch gekoppelte Simulation durchführen zu können, müssen zudem die mechanischen Randbedingungen möglichst zwängungsfrei über entsprechende Lagerbedingungen definiert werden.

Für den Wärmeübergang zwischen DSB und Stahl wird ein *Surface-to-surface contact* definiert, welcher die beiden Continua mechanisch und thermisch koppelt. Die Wärmeübergangsmechanismen Strahlung und Konvektion wirken auf die Oberfläche des DSB, wobei der Emissionsgrad des DSB zu  $\varepsilon = 0,8$  und der Wärmeübergangskoeffizient zu  $\alpha_k = 0,25 \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}$  gewählt werden. Der Wärmeübergang erfolgt ausschließlich auf die äußere DSB-Oberfläche, auch wenn sich im Zuge des Aufschäumens ihre geometrische

Lage verändert.

Für die Diskretisierung des Stahlquerschnitts werden zur Reduktion des Rechenaufwands vergleichsweise große Elemente gewählt, was einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf die Ergebnisse nimmt. Zur Abbildung des thermischen Schutz- und Aufschäumverhaltens von DSB in numerischen Simulationen sollte ein Mapped-Mesh mit ähnlichen Elementgeometrien sowie einer Elementdicke nicht größer als  $100 \mu\text{m}$  gewählt werden. [59]

#### 4.2.4 Festlegung der erforderlichen Trockenschichtdicken des DSB

Die Festlegung der mindestens erforderlichen Trockenschichtdicke des DSB erfolgt für das Kreishohlprofil RO 101,6 x 6 über die in der Produktmappe für HENSOTHERM 420 KS [61] angegebenen Tabellen. Das Quadratrohrprofil QRO 150 x 150 x 10 sowie der halbierte IPE 330 werden mit HENSOTHERM 310 KS INNEN [27] beschichtet und die erforderliche Trockenschichtdicke gemäß des dazugehörigen technischen Merkblattes bestimmt. Dabei ist für die Dachkonstruktion der Sporthalle eine Feuerwiderstandsdauer R 30 zu erbringen. In der nachfolgenden Tabelle 4.1 sind zu den verwendeten Profilen die Trockenschichtdicken  $d_{\text{erf}}$  angegeben, welche wiederum von dem vorhandenen Umfang-Fläche Verhältnis sowie der Belastungsart abhängen.

Tabelle 4.1: Bestimmung der erforderlichen Trockenschichtdicke zur Gewährleistung einer Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten für die Querschnitte des Stahlfachwerkträgers

Querschnitt	Typ	$\frac{U}{A}$ - Verhältnis [ $\text{m}^{-1}$ ]	Belastung	$d_{\text{erf}}$ [mm]
$\frac{1}{2}$ - IPE 330	offen	$\frac{0,635 \text{ m}}{0,00313 \text{ m}^2} = 202,9 \text{ m}^{-1}$ $\leq 230 \text{ m}^{-1}$	Zug	0,45 mm
QRO 150x150x10	geschlossen	$\frac{0,574 \text{ m}}{0,00549 \text{ m}^2} = 104,6 \text{ m}^{-1}$ $\leq 160 \text{ m}^{-1}$	Druck	0,70 mm
RO 101,6x6	geschlossen	$\frac{0,319 \text{ m}}{0,0018 \text{ m}^2} = 177,2 \text{ m}^{-1}$ $\approx 133 \text{ m}^{-1}$	Druck/Zug	2,50 mm

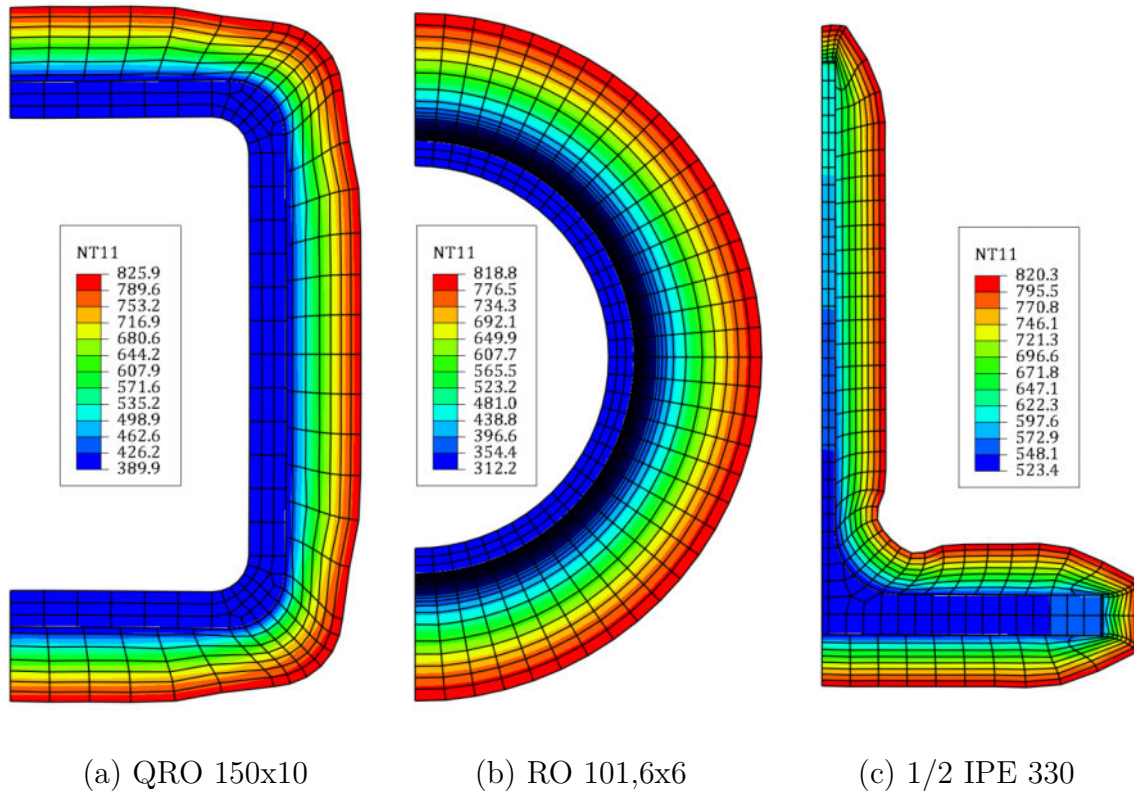


Abbildung 4.4: In ABAQUS [1] numerisch bestimmte Temperaturverteilungen über die mit DSB beschichteten Querschnitte (a) bis (c) nach 30 Minuten ETK-Belastung

#### 4.2.5 Ergebnisse der numerischen Untersuchung mit Nachweis der Feuerwiderstandsdauer

Durch zweidimensionale Temperaturfeldanalysen in ABAQUS [1] kann die Wirkung der DSBBS auf die Stahltemperatur abgeschätzt werden. Für die Heißbemessung der Stahlbauteile werden die maximalen im Querschnitt auftretenden Stahltemperaturen  $\theta_a$  angesetzt. Dabei sei an dieser Stelle erneut darauf hingewiesen, dass gerade bei den runden sowie zugbelasteten Profilen Einflüsse aus Rissbildung und Abplatzen explizit nicht berücksichtigt werden. Hier kommt es also zu einer deutlichen Unterschätzung der tatsächlichen Stahltemperatur. Aktuelle Forschungsbemühungen zielen darauf ab, diesen Aspekt über geeignete Materialmodelle berücksichtigen zu können.

In den Abbildungen 4.4 (a) bis (c) sind die Stahlquerschnitte des Fachwerkträgers samt aufgeschäumten DSB nach 30 Minuten ETK-Belastung dargestellt. Die maxi-

malen Stahltemperaturen liegen beim QRO 150x10 bei  $\theta_{a,QRO,max} = 389,9 \text{ }^\circ\text{C}$ , beim RO 101,6x6 bei  $\theta_{a,RO,max} = 312,2 \text{ }^\circ\text{C}$  und beim halbierten IPE 330 bei  $\theta_{a,IPE,max} = 619,4 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Die Stahlfestigkeit wird erst bei Temperaturen jenseits von  $400 \text{ }^\circ\text{C}$  abgemindert. Dementsprechend liegen sowohl die Ausnutzung des QRO 150x10 mit  $\eta = 0,21$  als auch jene vom RO 101,6x6 mit  $\eta = 0,29$  in einem sehr niedrigen Bereich. Einzig die Stahltemperatur des halbierten IPE 330 überschreitet dabei die  $\theta_a = 400 \text{ }^\circ\text{C}$  Abminderungsgrenze deutlich. Eine genaue Nachweisführung gemäß DIN EN 1993-1-2 [22] zeigt jedoch, dass der Ausnutzungsgrad des Querschnitts im Brandfall trotz der hohen Temperatur lediglich  $\eta = 0,46 \leq 1,0$  beträgt. Die Nachweisführung in der Heißbemessung erfolgt nach dem gleichen Schema wie bereits bei den ungeschützten Profilen, lediglich der Bauteiltemperatureinfluss ändert sich entsprechend durch das eingesetzte DSBBS. Aufgrund dieser Analogie wird auf eine erneute ausführliche Dokumentation im Anhang verzichtet.

### 4.2.6 Zusammenfassung

Als Teil der Variantenuntersuchung ist in diesem Abschnitt eine Verwendung von reaktiven Brandschutzsystemen auf den Stahlquerschnitten zum Erreichen der geforderten Feuerwiderstandsdauer numerisch erprobt worden. Dazu sind zunächst die wesentlichen thermischen Materialparameter des DSB hervorgehoben und sowohl qualitativ als auch quantitativ in Abhängigkeit zur Temperatur dargestellt worden. Anschließend sind wichtige Aspekte bei der Modellbildung von DSB in ABAQUS [1] für eine zweidimensionale Temperaturfeldanalyse dargelegt worden. Unter Verwendung der Produktmerkmale zweier Dämmschichtbildner sind dann die erforderlichen Trockenschichtdicken festgelegt worden. Über zweidimensionale Temperaturfeldanalysen sind die nach 30 Minuten ETK-Belastung vorherrschenden Stahltemperaturen numerisch ermittelt worden. Zudem kann das Aufschäumverhalten des DSB anhand der Ergebnisse beobachtet werden.

Unter Ansatz der ermittelten Stahltemperaturen sind abschließend die erforderlichen Nachweise im Brandfall gemäß DIN EN 1993-1-2 [22] geführt worden. Die bauliche Brandschutzmaßnahme eines DSBBS erfüllt dabei seine Aufgabe und gewährleistet ei-

ne Feuerwiderstandsdauer der Stahlquerschnitte von mindestens 30 Minuten.

Insgesamt ist dabei anzumerken, dass die Stahltemperaturen bei den auf Zug beanspruchten Bauteilen deutlich unterschätzt werden, da Einflüsse aus Rissbildung und Abplatzungen nicht berücksichtigt werden. Gemäß der Zulassung des DSB ist dieser allerdings für die Verwendung auf Zug beanspruchten Bauteilen geeignet. Für eine numerisch bessere Abbildung der Schutzwirkung besteht an dieser Stelle jedoch noch Entwicklungspotential.

### 4.3 Einsatz von Holz als Brandschutzsystem für Stahlquerschnitte

#### 4.3.1 Einleitung

Holz ist brennbar. Ungeschützt in Gebäuden eingesetzt ist es stets als zusätzliche Brandlast zu betrachten. Dennoch besitzen entsprechend dimensionierte Bauteile aus Holz im Brandfall die Eigenschaft, lange tragfähig zu sein. Durch die bei hohen Temperaturen einsetzende Pyrolyse in den äußeren Holzschichten entsteht eine Holzkohleschicht, die zum einen erst ab ca. 1000 °C abgebaut wird und zum anderen eine hervorragende thermische Schutzwirkung für die darunter liegenden Holzschichten bildet. Ein tragfähiger Restquerschnitt bleibt auf diese Weise lange bestehen und ermöglicht häufig die Brandschutzbemessung ohne zusätzliche Brandschutzsysteme. [8]

Eben diese Eigenschaft des Holzes kann auch zum Schutz von Stahlbauteilen angewendet werden, wenn diese entsprechend mit einer Holzverkleidung versehen werden. Neben den dadurch entstehenden gestalterischen Möglichkeiten sind hier auch die anderen Vorteile von Holz im Bauwesen anzuführen.

Dennoch gibt es für diese Art von Brandschutzsystem bisher keine bekannten Beispiele in Deutschland und auch die temperaturabhängigen thermischen Materialparameter liegen zwar normativ geregelt vor, diese sind laut Anmerkung der Norm aber eher ideale Werte. [25] In diesem Kapitel werden daher zunächst Kleinversuche durchgeführt, bei denen eine mit Holz in verschiedenen Dicken geschützte Stahlplatte über einen ein-dimensionalen Wärmestrom über 30 Minuten gemäß ETK erwärmt wird. Durch die dabei gewonnenen Erkenntnisse erfolgt anschließend die Validierung der thermischen Materialparameter in einer numerischen Untersuchung.

Ziel ist es, dass über die Validierung der Materialparameter diese auch bei mehrdimensionalen Temperaturfeldanalysen in ABAQUS [1] verwendet werden können.

### **4.3.2 Experimentelle Untersuchung zum Brandverhalten von Holzmanschetten an Stahlquerschnitten**

#### 4.3.2.1 Einleitung

Die experimentelle Untersuchung des Brandverhaltens von Holzmanschetten wird zur Validierung von Materialparametern genutzt, welche in weiterführenden zweidimensionalen Temperaturfeldberechnungen zur Beurteilung des Feuerwiderstandes benötigt werden. In DIN EN 1995-1-2; Anhang B [25] sind für Nadelholz Werte zu der Wärmeleitfähigkeit, der spezifischen Wärmekapazität und dem Verhältnis von Rohdichte zur Darrrohichte gegeben. Dabei wird darauf hingewiesen, dass eher ideale als gemessene Werte wiedergegeben werden und eine Anpassung der thermischen Eigenschaften in Abhängigkeit vom verwendeten Berechnungsmodell erforderlich sein kann. Bei ersten Berechnungen mit dem Finite-Elemente Programm ABAQUS [1] ist keine stabile Simulation möglich gewesen.

Im Folgenden wird daher eine Versuchsreihe vorgestellt, mit deren Hilfe ein eindimensionaler Wärmestrom infolge einer Temperaturbeanspruchung entsprechend der Einheits-Temperaturzeitkurve durch eine definierte Holzschichtdicke in eine Stahlplatte abgebildet werden soll. Dazu wird zunächst kurz in der Theorie auf das zu erwartende Brandverhalten eingegangen. Anschließend wird der Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung beschrieben, bei der verschiedene Parameter untersucht werden sollen. Abschließend werden die Versuchsergebnisse dargestellt und insoweit bewertet, ob sie für die Validierung von Materialparametern herangezogen werden können.

#### 4.3.2.2 Holz im Brandfall

Der Baustoff Holz tritt im Wesentlichen als Vollholz, Brettschichtholz, Brettsperrholz sowie weiteren plattenförmigen Werkstoffen wie bspw. OSB auf. Während des Verbrennungsprozesses durchläuft dieses Holz mehrere Phasen, welche im Folgenden am Beispiel von Vollholz kurz dargestellt werden.

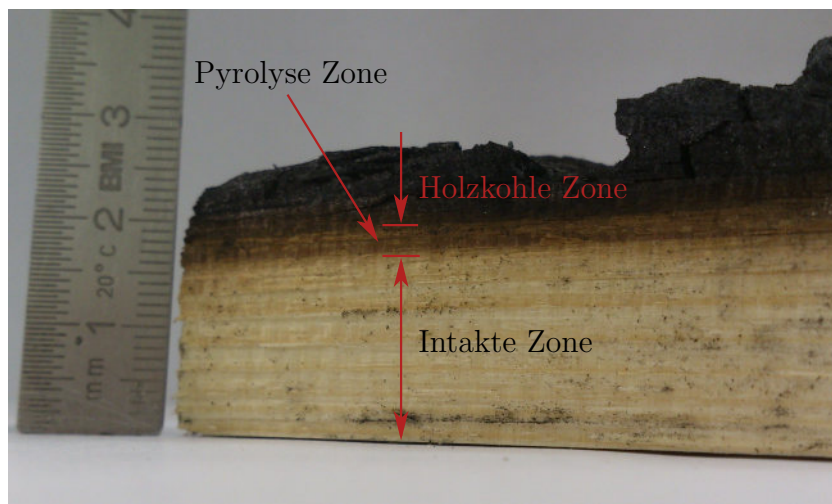


Abbildung 4.5: Zonen der Verbrennung an der aufgetrennten Holzprobe W40-02

In der ersten Phase wird das Holz durch Wärmestrahlung und Konvektion aufgeheizt, wobei die Randzonen austrocknen. Die thermische Zersetzung setzt ab einer Temperatur von  $105\text{ }^{\circ}\text{C}$  ein und wird ab  $200\text{ }^{\circ}\text{C}$  stark beschleunigt. Dabei werden aufgrund der Pyrolyse des Holzes - also der thermo-chemischen Spaltung von organischen Verbindungen - brennbare Gase freigesetzt. In der dritten Phase verbrennen jene Gase und setzen Wärme frei. Ist die Pyrolyse abgeschlossen, so verbleibt eine Holzkohleschicht, dessen fester kohlenstoffhaltiger Rückstand erst bei sehr hohen Temperaturen über  $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$  abgebaut wird. [8]

Während dieses Prozesses bilden sich drei Zonen aus. Ist die Pyrolyse in einer Schicht abgeschlossen, so verbleibt eine Holzkohleschicht. Dieser Holzkohlebereich ist sehr porös und wirkt dadurch isolierend mit einer Wärmeleitfähigkeit von  $0,1\text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ . Darunter liegt die Pyrolysezone, in welcher das Holz unter Freisetzung brennbarer Gase zersetzt wird. Diese Zone bleibt dabei aber eingeschränkt tragfähig. Unter der Pyrolysezone befindet sich das ungeschädigte Holz, welches die volle Tragfähigkeit besitzt. In Abbildung 4.5 sind die Zonen an einem aufgespalteten Probekörper nach 30 Minuten Brandbelastung gut zu erkennen.

Bevor die Pyrolyse eintritt, verdunstet das im Holz gespeicherte Wasser, was aufgrund der großen Wärmespeicherkapazität des Wassers zu einer Abkühlung bzw. Verzögerung der Erwärmung führt.

Bei anderen Holzwerkstoffen sind zusätzliche Komponenten wie der Holzleim an der Verbrennung beteiligt, worauf im Rahmen dieser Arbeit aber nicht näher eingegangen wird. Für weiterführende Beschreibungen zu diesem Thema wird bspw. auf folgende Quelle verwiesen. [53] [6] [28].

### 4.3.2.3 Versuchsaufbau und Durchführung

Zur Ermittlung des zeitlichen Stahltemperaturverlaufs von normalfesten Baustahlplatten, die durch unterschiedlich starke Vollholzmanschetten geschützt werden, sind experimentelle Untersuchungen im Hochtemperatur-Elektroofen durchgeführt worden. Dabei war es von besonderer Bedeutung, in diesen Kleinversuchen einen eindimensionalen Wärmestrom  $\dot{Q}$  zu erzeugen, welcher eine Wiederholbarkeit des Versuchs in einem numerischen Referenzmodell gewährleisten soll.

Dazu ist ein 60 x 60 x 5 mm großes Stahlplättchen mittig in eine 190 x 190 x 50 mm große Vermiculit-Platte soweit eingelassen worden, dass die darüber liegende Holzprobe bündig mit der Plattenoberkante abschließt. Für die unterschiedlichen Dicken der Holzproben ist die Einlassung entsprechend angepasst worden. Die Holzmanschette und die Stahlplatte sind mechanisch nicht verbunden, stehen aber in unmittelbarem Kontakt. Der kleine Übergangsbereich zwischen Holz und Vermiculit-Platte wird mit Dämmwolle aufgefüllt. Im Zuge der Holz Trocknung kam es zu großen Schwindverformungen an der Holzoberfläche, durch die homogene Schichtbildung im Holz (vgl. Abbildung 4.5) bleibt die Platte aber weiterhin geschützt. Die dadurch entstehenden Lücken zwischen Holzkohle und Platte können dementsprechend als Risse im Holz interpretiert werden. Die Temperatur der Stahlplatte wurde über ein mittig auf der Scheibenrückseite angeschweißtes Thermoelement aufgezeichnet. Die Versuchsdauer wird auf 30 Minuten entsprechend der Forderung *feuerhemmend* festgelegt. Auf die Bestimmung der Temperaturverteilung innerhalb der Holzprobe wurde verzichtet, da aufgrund der geringen Probengröße mit einer erheblichen Beeinflussung der Messergebnisse durch das Einbringen von Thermoelementen zu rechnen war. Der Versuchsaufbau ist in der Draufsicht und im Schnitt schematisch in Abbildung 4.6 dargestellt.

Die Raumgastemperatur im Hochtemperatur-Elektroofen ist an drei Stellen in unterschiedlicher Höhe und Position (T2, T3, T4) zur beanspruchten Holzoberfläche mit



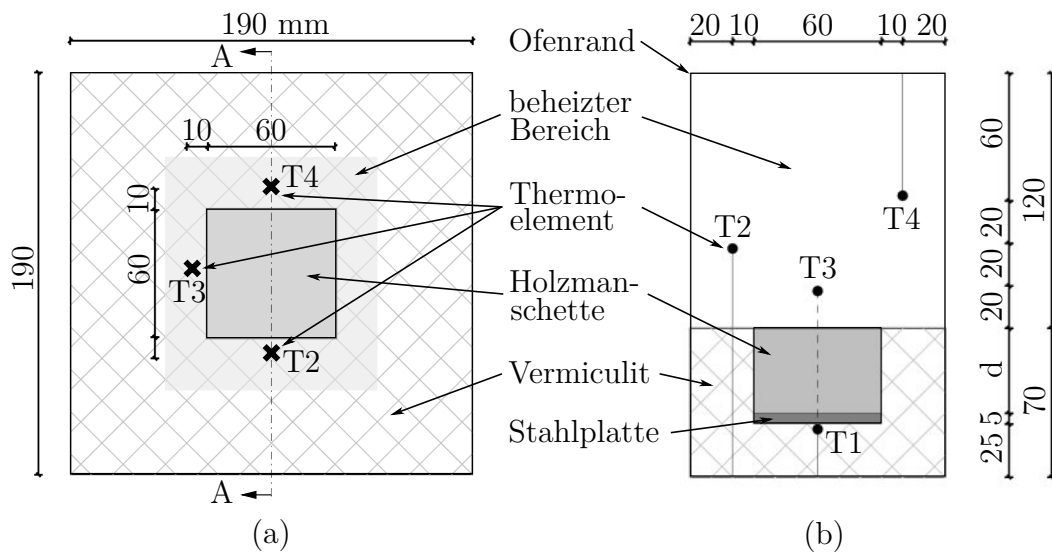


Abbildung 4.6: Schematische Darstellung des Brandversuches in der Draufsicht (a) und im Schnitt AA (b)

Thermoelementen des Typs K gemessen worden, da aufgrund der Flammenbildung und der damit einhergehenden Konvektion lokal große Unterschiede in den Temperaturverläufen erwartet wurden. Die Thermoelemente setzen sich aus jeweils einem ummantelten Nickel und Chrom-Nickel Leiter zusammen, deren Enden an der gewünschten Messposition bei jedem Versuch neu miteinander verschweißt wurden. Aufgrund des thermoelektrischen Effektes - also der Entstehung einer elektrischen Spannung infolge einer Temperaturdifferenz entlang des elektrischen Leiters - kann über diese Spannung indirekt die Temperatur bestimmt werden. Das Messintervall beträgt 2 Hz. In den Auswertungen sind die Temperaturen nach 5 Minuten in Abständen von 25 Sekunden dargestellt, was aufgrund der geringen Temperaturänderung sowie der großen Datenmenge als ausreichend genau erachtet werden kann. Für entsprechende numerische Simulationen sind hingegen die kompletten Messdaten herangezogen worden.

Die Brandbeanspruchung der Proben erfolgt nach der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK), welche für Brandprüfungen gemäß DIN 4102-2 [11] und für Feuerwiderstandsprüfungen von Bauprodukten nach DIN EN 1363-1 [15] definiert ist. Der Hochtemperatur-Elektroofen ermöglicht die Einstellung von multilinearen Heizverläufen, mit denen die ETK in den zugelassenen Grenzen anzunähern ist. Dabei unterscheiden sich die Grenzabweichungen der DIN 4102-2 [11] und jene der europäischen DIN EN 1363-1. Da in

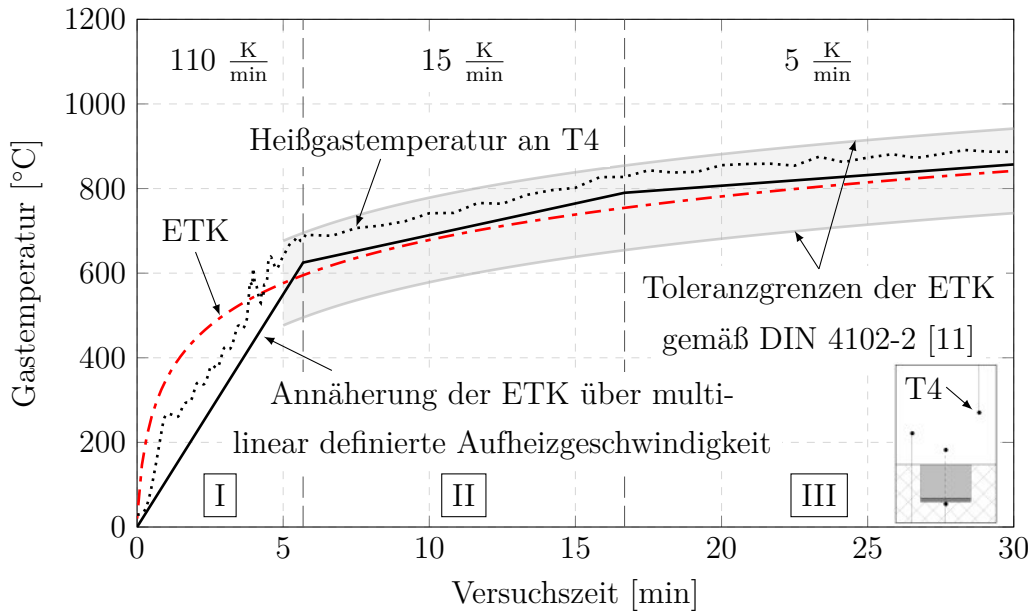


Abbildung 4.7: Toleranzgrenzen der ETK sowie der approximierten und an T4 gemessene Heißgastemperaturverlauf aus Versuch W30-02

dieser Untersuchung das Brandverhalten der Holzmanschette im Fokus steht und hier keine Einordnung in eine Feuerwiderstandsklasse angestrebt wird, sind die Werte nach DIN 4102-2 [11] verwendet worden. Dabei darf die Brandraumtemperatur ab der fünften Minute maximal  $\pm 100$  K von der ETK abweichen. Zudem darf die Fläche unter der gemessenen Kurve von der 5. bis zur 30. Minute um nicht mehr als  $\pm 10$  % von der Fläche unter der ETK abweichen.

Analog zu den Untersuchungen von Tabeling [59] mit diesem Ofen werden drei Abschnitte (I - III) definiert, beginnend mit der maximalen Heizrate des Hochtemperatur-Elektroofens von  $110 \frac{\text{K}}{\text{min}}$  (vgl. Abbildung 4.7).

Es wird sofort deutlich, dass die Gasraumtemperatur über der eingestellten Heizrate liegt, was anhand der zusätzlichen Wärmefreigabe durch die Verbrennung der freigesetzten Holzgase erklärt werden kann.

Insgesamt sind 12 Proben erstellt worden, von denen aufgrund der sehr ähnlichen Versuchsergebnisse nur sechs geprüft wurden. An den Proben wurde neben der Masse auch der Feuchtegehalt gemessen. Die gemessene Holzfeuchte betrug vor Prüfbeginn  $\varnothing 14,5$  %  $\pm 0,1$  %, die dazugehörige Rohdichte lag bei  $450 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ .

Die Versuchsdurchführung ist durch Fotos festgehalten worden, die im digitalen Anhang hinterlegt sind.

### 4.3.2.4 Ergebnisse

Bereits in Abbildung 4.7 ist stellvertretend für alle gemessenen Heißgastemperaturkurven jene aus dem Versuch W30-02 dargestellt. Zusätzlich sind die ETK, deren Grenzen gemäß DIN 4102-2 [11] sowie die im Ofen einprogrammierte multilineare Aufheizkurve dargestellt. In den Versuchen hat sich gezeigt, dass die gemessenen Raumgastemperaturen nur kleine Unterschiede aufweisen und nahezu unabhängig vom Messpunkt sind. Die Grenzen werden in allen Versuchen eingehalten.

Auffällig ist, dass die gemessenen Temperaturen über den eingestellten Temperaturen liegen und zudem zu Beginn höhere Heizraten auftreten als der Hochtemperatur-Elektroofen leisten kann. Dies ist auf das Entzünden der bei der Pyrolyse freigesetzten Gase zurückzuführen. Der Heizeffekt des Holzes ist bei allen Versuchen ähnlich und daher abhängig von der erhitzten Holzoberfläche. Eine Abhängigkeit von der Holzdicke konnte nicht festgestellt werden.

Die Temperaturentwicklung der Stahlplättchen ist über das Thermoelement T1 aufgezeichnet worden und für die sechs durchgeführten Versuche in Abbildung 4.8 dargestellt. Bei den ersten Versuchen mit den 20 mm starken Proben (W20-02 und W20-03) sind Temperaturunterschiede von bis zu  $\Delta\theta_a = 70$  K gemessen worden. Dabei erwärmte sich die Stahlplatte in einem Versuch deutlich eher und schneller, was auf einen frühzeitig eingetretenen Riss zurückgeführt werden kann, der die Holzprobe in zwei Teile trennt und somit die Stahloberfläche teilweise freigelegt hatte.

Besonders anzumerken ist zudem die lange Haltephase bei 100 °C Stahltemperatur. Eine mögliche Erklärung dafür ist die Tatsache, dass das unmittelbar an die Platte grenzende Holz auch etwas über 100 °C warm sein muss. Bei dieser Temperatur verdampft das im Holz eingelagerte Wasser und könnte beim Austreten einen kühlenden Effekt auf die Stahlplatte bewirkt haben. Diese Haltephasen können ebenso bei anderen Versuchen (bspw. W30-01 und W30-02) beobachtet werden.

Mit zunehmender Holzdicke kann zudem festgestellt werden, dass die gemessenen Stahltemperaturverläufe immer ähnlicher werden. Bei 40 mm Holzdicke sind die Verläufe in

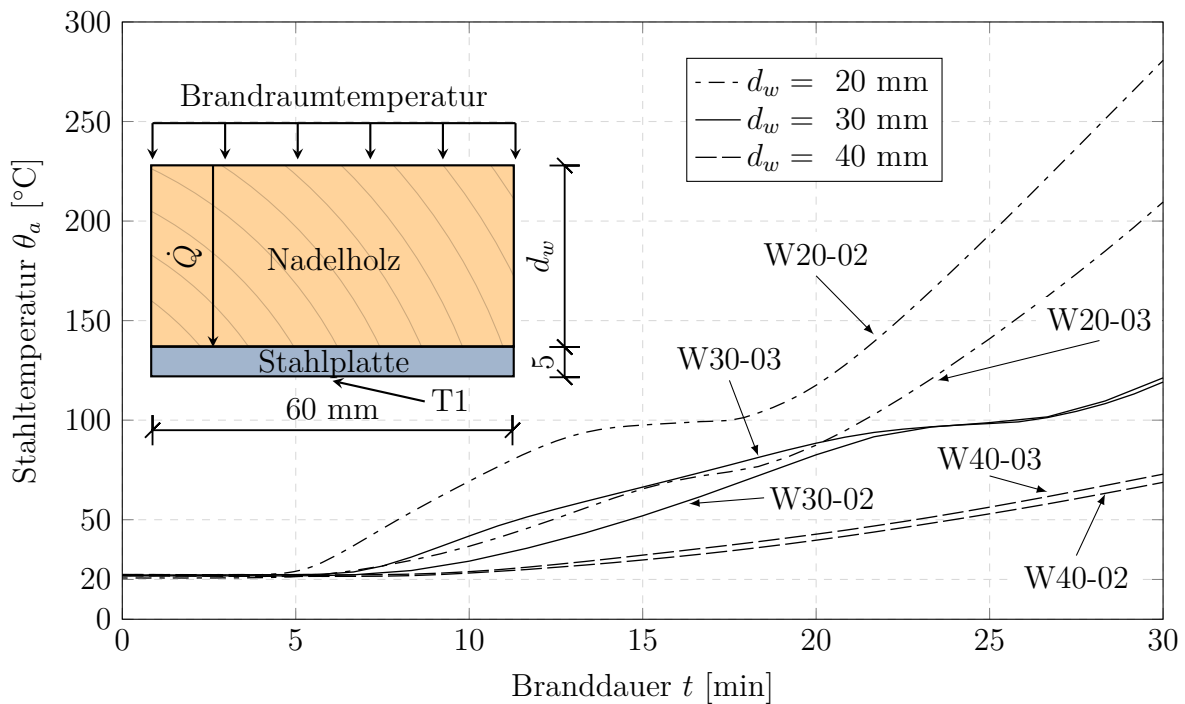


Abbildung 4.8: An T1 gemessene Stahltemperaturverläufe bei Holzstärken von 20 mm, 30 mm und 40 mm über einen Zeitraum von 30 Minuten

den beiden Versuchen nahezu deckungsgleich. Diese Angleichung kann auf die homogene Schichtbildung während des Verbrennungsprozesses zurückgeführt werden. Auch an Stellen mit tiefen Rissen schreitet die Verkohlung nicht schneller voran als an ungerissenen Bereichen (vgl. Abbildung 4.9 (c)).

Insgesamt kann eine gute Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse beobachtet werden. Daher können diese Versuchsergebnisse - insbesondere bei 30 mm und 40 mm Holzdicke - zur Validierung von Materialparametern in einer numerischen Untersuchung herangezogen werden.

Anhand der Schichtbildung an den Versuchskörpern kann zudem überprüft werden, wie groß nach 30 Minuten Brandbelastung die restliche tragende Holzschichtdicke ist. Wie in Abbildung 4.9 (a) zu sehen ist, verkohlt der 20 mm starke Probekörper komplett. Dieser würde im Brandfall abfallen und den Stahlquerschnitt ungeschützt zurücklassen. Bei den 30 mm starken Proben (b) ist die Verkohlung bis ca. 22 mm vorangeschritten, dabei bleibt der Probe inklusive Pyrolyse-Zone eine tragfähige Schicht von 6-8 mm. Wird die Probenstärke auf 40 mm erhöht (c), so verbleibt im Probenkern eine ca. 16-

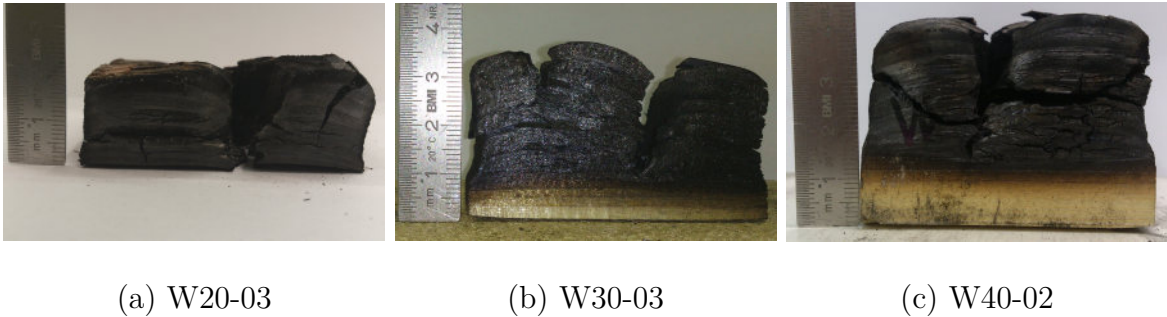


Abbildung 4.9: Holzproben nach Brandversuch mit gut sichtbaren Verbrennungszonen

18 mm große tragende Holzschicht. Der Verkohlungsfortschritt ist demnach unabhängig von der Probendicke und beträgt ca. 21-22 mm. Die Abbrandrate des tragfähigen Holzes berechnet sich demnach zu:

$$\beta = \frac{21.5 \text{ mm}}{30 \text{ min}} = 0,72 \frac{\text{mm}}{\text{min}} \quad (4.1)$$

Verglichen mit dem in DIN EN 1995-1-2; Tab. 3.1 gegebenen Bemessungswert der eindimensionalen Abbrandrate bei Normbrandbeanspruchung für Nadelvollholz mit  $\beta_0 = 0,65 \frac{\text{mm}}{\text{min}}$  und dem Bemessungswert der ideellen Abbrandrate mit  $\beta_n = 0,80 \frac{\text{mm}}{\text{min}}$  liegt der in den Versuchen ermittelte Wert  $\beta = 0,72 \frac{\text{mm}}{\text{min}}$  mittig zwischen den Normwerten.

Wie groß die tragfähige Schicht sein muss, damit ein Abfallen der Holzmanschetten im Brandfall in den ersten 30 Minuten verhindert werden kann und inwiefern das Verbindungsmittel selbst die thermische Schutzwirkung beeinflusst, ist in weiteren Untersuchungen zu hinterfragen.

#### 4.3.2.5 Zusammenfassung

Die experimentelle Untersuchung zum thermischen Schutzverhalten von Holz über Stahlplatten umfasste Holzstärken von 20, 30 und 40 mm. Durch das Einlassen der Holzproben samt Stahlplatte in eine Vermiculit-Platte konnte ein nahezu eindimensionaler Wärmestrom gewährleistet werden. Der eingesetzte Hochtemperatur-Elektroofen hat die Probe mittels multilinearer Aufheizrate gemäß den Anforderungen der DIN 4102-2 [11] für Normbrandbedingungen erhitzt. Während der 30-minütigen Testzeit sind sowohl die Stahltemperatur als auch die Brandraumtemperatur über mehrere Thermo-

elemente aufgezeichnet worden.

Ab 30 mm Holzstärke konnten nahezu identische Temperaturverläufe an den Stahlplatten gemessen werden, was ein gutes Indiz für die Reproduzierbarkeit der Versuche darstellt. Insgesamt konnte festgestellt werden, dass die Schutzwirkung des Holzes vor thermischer Beanspruchung sehr gut ist und das Stahlplättchen nicht in den kritischen Bereich der Stahltemperatur gelangt ist, in welchem die Stahlfestigkeit abgemindert wird.

Auf Grundlage der hier ermittelten Temperaturverläufe kann im Folgenden eine Validierung der thermischen Materialparameter für Holz in einer numerischen zweidimensionalen Temperaturfeldberechnung durchgeführt werden.

In weiterführenden Untersuchungen sollten zudem die Verbindungsmöglichkeiten sowie deren Einfluss auf die thermische Schutzwirkung festgestellt werden, um eine Aussage über die Haltedauer der Holzmanschetten an den Stahlbauteilen während der geforderten Branddauer zu gewährleisten.

### **4.3.3 Validierung eines numerischen Modells zur Simulation des thermischen Schutzverhaltens von Holzmanschetten an Stahlquerschnitten**

#### 4.3.3.1 Einleitung

Nachdem im vorherigen Abschnitt in einer experimentellen Untersuchung ein eindimensionaler Wärmestrom durch eine Holzmanschette abgebildet worden ist, erfolgt in diesem Abschnitt die numerische Nachbildung des Versuchsaufbaus in ABAQUS [1]. Mithilfe dieser zweidimensionalen Temperaturfeldanalyse sollen etwaige Materialparameter, welche in DIN EN 1995-1-2; Anhang B [25] für allgemeine Berechnungsverfahren vorgeschlagen werden, für weiterführende und mehrdimensionale Modelle validiert werden.

Dazu werden zunächst das zweidimensionale Modell in ABAQUS [1] sowie die implementierten Materialparameter vorgestellt, an denen unter Ansatz der Raumgastemperaturkurven aus den Versuchen die numerische Berechnung der Stahlplattentemperatur erfolgt. Über den Vergleich der numerischen mit den experimentellen Ergebnissen kann anschließend eine Aussage über die Verwendbarkeit der Materialparameter für folgende Untersuchungen getroffen werden. Zudem können ggf. Anpassungen an den

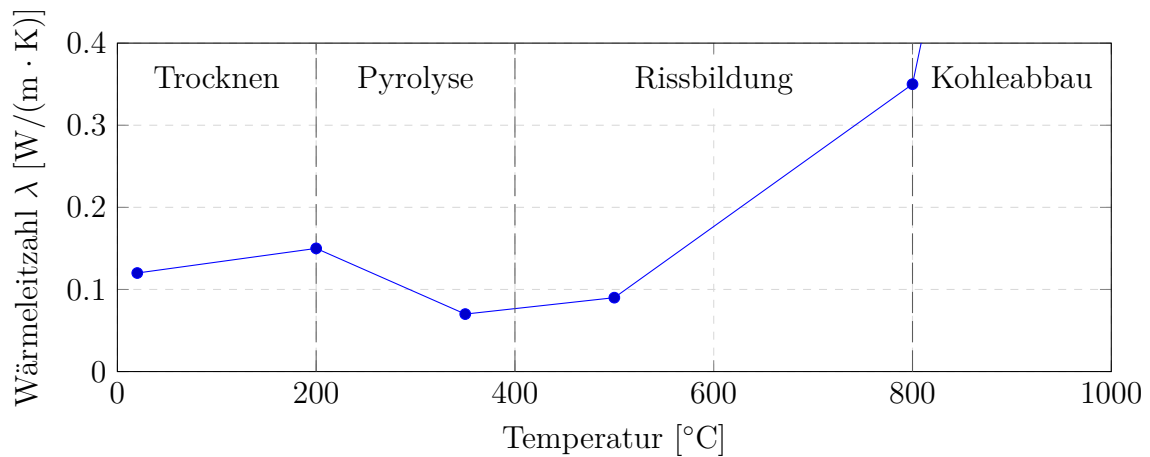


Abbildung 4.10: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für Holz und Holzkohleschicht nach DIN EN 1995-1-2; Bild B.1 [25]

implementierten Materialparametern auf Grundlage der Versuchsergebnisse vorgenommen werden.

Ziel ist die Beurteilung bzw. Validierung der temperaturabhängigen thermischen Materialparameter des Nadelholzes.

#### 4.3.3.2 Thermische Materialparameter

Die Schutzwirkung von Holz als Brandschutzsystem hängt maßgeblich von den thermischen Materialparametern des verwendeten Holzes ab. Ist das thermische Verhalten des Holzes hinreichend bekannt, so kann die Festlegung der erforderlichen Holzschichtdicke erfolgen. Sowohl die thermischen als auch die mechanischen Materialparameter von Holz sind stark temperaturabhängig. Diese sind für allgemeine Rechenverfahren in DIN EN 1995-1-2; Anhang B [25] für Nadelholz angegeben.

Beim Einsatz von Holz als Brandschutzsystem von Stahlbauteilen sind die mechanischen Materialkennwerte zunächst nur zum Nachweis der ausreichend langen Befestigungsdauer am Stahl relevant. In diesem Abschnitt wird daher vornehmlich auf die temperaturabhängigen thermischen Materialparameter eingegangen, was im Wesentlichen die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$ , die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  sowie die Rohdichte  $\rho$  umfasst (ideelle Werte - vgl. Abbildung 4.10 bis 4.11).

Während der Trocknungsphase von 20 °C bis 200 °C steigt die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  etwas

an. Bis 350 °C fällt sie wieder, was durch die während der Pyrolyse gebildete Holzkohleschicht erklärt werden kann. Durch die Ausbildung von Rissen steigt bei zunehmender Temperatur die Wärmeleitzahl wieder deutlich an. Diese eher ideellen Werte sollen den erhöhten Wärmeaustausch durch Rissbildung, Strahlung und Konvektion berücksichtigen. [30]

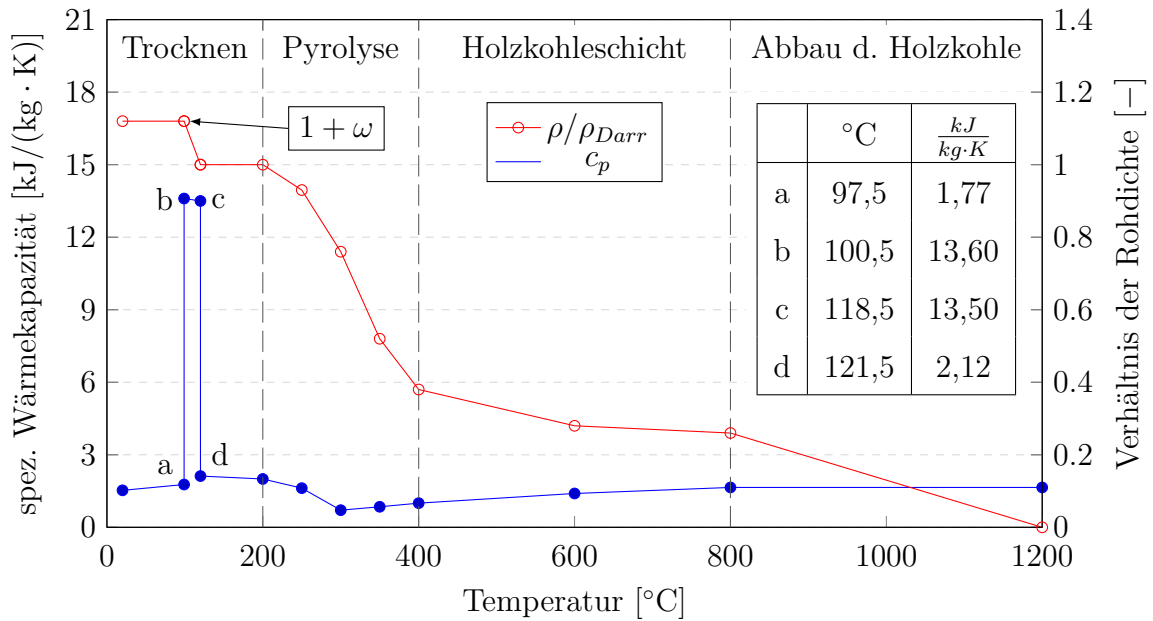


Abbildung 4.11: Temperaturabhängige Darstellung vom Verhältnis der Rohdichte und der spezifischen Wärmekapazität für Holz und Holzkohle nach DIN EN 1995-1-2; Bild B.2 [25] samt den modifizierten Werten

Die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  von Holz hängt zum einen von temperaturabhängigen Veränderungen im Holz selber und zum anderen vom Wasseranteil ( $c_{p,Wasser} = 4,186 \text{ kJ}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ ) im Holz ab. In Abbildung 4.11 ist von 99 °C - 120 °C eine deutliche Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität bei 12 % Holzfeuchte zu erkennen, welche den Einfluss beim Verdampfen des vorhandenen Wassers berücksichtigt. Mit der Holzfeuchte ändert sich auch das Verhältnis von Wasser zu Trockenmasse, bezogen auf einen Kilogramm Ausgangsstoff, dementsprechend kann eine Anpassung der Kurve an die veränderten Massenanteile sinnvoll sein. In DIN EN 1995-1-2; Anhang B [25] sind keine Angaben zum Einfluss der Holzfeuchte auf die spezifische Wärmekapazität gemacht, daher ist eine Anpassung der dort vorgeschlagenen eher ideellen Werte nicht



ohne Weiteres möglich.

Die Tabellenwerte für den Peak sehen einen direkten Sprung der spezifischen Wärmespeicherkapazität bei 99 °C auf ein 10-faches vor. In einer numerischen Berechnung kann diese Unstetigkeit nicht abgebildet werden. Daher muss eine Entzerrung der Peaks durchgeführt werden, bei der die Fläche unter dem Peak erhalten bleiben soll. Aus diesem Grund wird über 3 °C eine Steigerung bis zur Peakhöhe vorgenommen. Die verwendeten Werte sind in Abbildung 4.11 angegeben.

Eine von 12 % Holzfeuchte abweichende Ausgangsfeuchte wird bei den Werten für das Verhältnis von Rohdichte zu Darrohdichte berücksichtigt. Von 20 °C bis 100 °C wird dieses Verhältnis zunächst als konstant angegeben, in den folgenden 20 °C Temperaturerhöhung erfolgt die Austrocknung des Holzes bis zur Darrohdichte. Ab 200 °C setzt anschließend die Zersetzung der Holzsubstanz in Form der Pyrolyse ein, in deren Folge die Dichte bei 400 °C auf 40 % der Darrohdichte absinken wird. Die zurückbleibende Holzkohleschicht verringert ihre Dichte bis 800 °C nur geringfügig, während bei noch höheren Temperaturen die Holzkohle durch den Verbrennungsprozess bis 1200 °C vollständig abgebaut wird.

### 4.3.3.3 Modellbildung in ABAQUS [1]

Nachdem im vorherigen Abschnitt die wesentlichen thermischen Materialparameter der Holzmanschetten vorgestellt worden sind, wird im Folgenden die Modellbildung in ABAQUS [1] beschrieben. Für die numerische Abbildung der experimentellen Untersuchung wird ein zweidimensionales Modell erstellt (Abbildung 4.12). Die relevanten thermischen und mechanischen Materialparameter werden sowohl für das Nadelholz als auch für den verwendeten Stahl entsprechend den bisherigen Untersuchungen implementiert. Dabei wird für das Verhältnis Rohdichte zu Darrohdichte der gemessene Feuchtegehalt von  $\omega = 14,5 \%$  und für die Rohdichte  $\rho = 450 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$  angesetzt.

Die 60 mm x 5 mm Stahlfläche wird in der Höhe in drei und in der Breite in sechs Elemente unterteilt. Die darüber angeordnete Holzmanschette wird unabhängig von der Manschettendicke stets mit gleich großen Elementen diskretisiert, deren Abmessungen im Rahmen einer Konvergenzstudie festgelegt werden müssen. Die Wärmeübertragung vom Holz auf den Stahl erfolgt analog zu den Untersuchungen des Dämmschichtbild-



Abbildung 4.12: Numerisches Modell der experimentellen Untersuchung mit Stahlplatte (rot) und Holzmanschette (blau) in ABAQUS [1]

ners über eine thermische Kontaktbedingung. Die Temperaturbelastung in Form der an Thermoelement T4 ermittelten Brandraumgastemperaturkurven erfolgt an der oberen Holzfläche über Konvektion und Strahlung analog zu den bisherigen Temperaturfeldanalysen.

Im Rahmen der numerischen Untersuchung werden 20 mm, 30 mm und 40 mm starke Holzmanschetten berechnet. Die Auswertung der Stahltemperatur erfolgt dabei stets mittig an der Unterseite der Stahlplatte. Zudem kann der Temperaturverlauf über die Manschettenhöhe an den einzelnen Elementknoten ausgewertet werden.

#### 4.3.3.4 Ergebnisse der zweidimensionalen Temperaturfeldanalyse

Zu Beginn der numerischen Untersuchung wird eine Konvergenzstudie zur Festlegung des benötigten Diskretisierungsgrades durchgeführt. Dies ist notwendig, da eine zu grobe Diskretisierung zu deutlichen Abweichungen in den Ergebnissen führt. Zudem steigt mit zunehmender Netzfeinheit der Rechenaufwand, weswegen immer ein Kompromiss zwischen Aufwand und Genauigkeit getroffen werden muss.

Die Ergebnisse der Konvergenzstudie sind an dem Modell mit 30 mm Holzmanschette berechnet worden. In Abbildung 4.13 ist die ermittelte Stahltemperatur  $\theta_a$  über der Anzahl an Elementen in Holzdicke­n­rich­tung  $n$  dargestellt. Während die Stahltemperatur unter Ansatz eines Elementes noch bei 240 °C liegt, kann dieser Wert bereits mit drei Elementen auf 127,2 °C nahezu halbiert werden. Im Zuge weiterer Netzverfeinerungen nimmt der Effekt deutlich ab, sodass zwischen den Werten bei 10 und 50 Elementen nur noch 6,1 °C liegen.

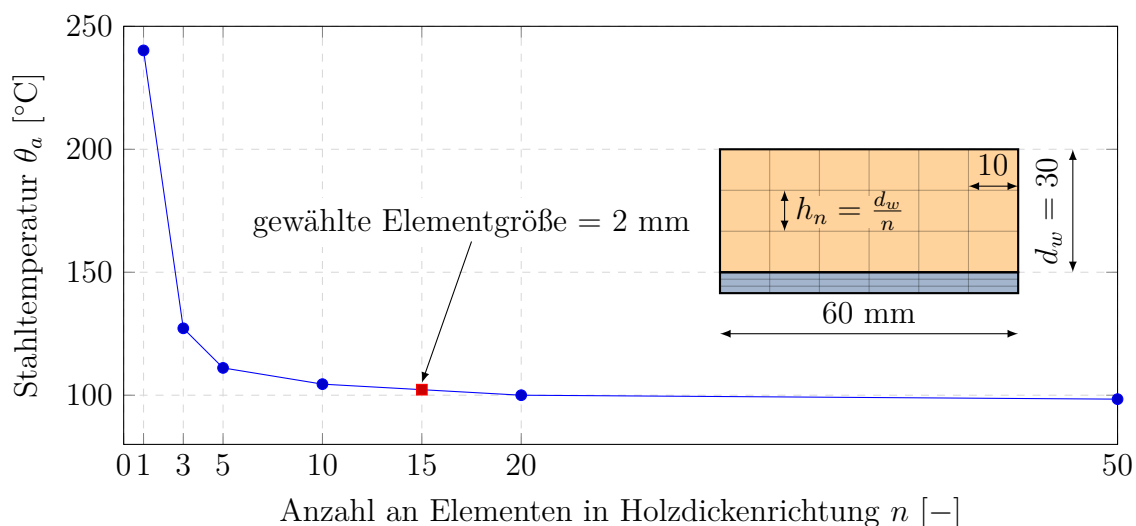


Abbildung 4.13: Konvergenzstudie zum Einfluss des Diskretisierungsgrades auf die Stahlplattentemperatur  $\theta_a$  bei 3 cm starker Holzmanschette

Um bei allen Untersuchungen gleichgroße Elemente verwenden zu können, wird die Elementhöhe auf 2 mm festgelegt, was in der Studie einer Elementanzahl von 15 entspricht. Mit dieser Elementgröße werden ausreichend genaue Ergebnisse bei vergleichsweise noch geringem Rechenaufwand erzielt.

Die numerische Berechnung der Stahlplattentemperatur erfolgt mit den in dem jeweiligen Versuch an Thermoelement T4 aufgezeichneten Brandraumtemperaturen. Die Ergebnisse der Simulationen (schwarz) sind in Abbildung 4.14 den experimentell ermittelten Ergebnisverläufen (grau) gegenübergestellt.

In der Simulation steigen die Temperaturen zunächst nahezu parabelförmig an, ehe sie nach Überschreiten von ca. 120 °C Stahltemperatur im weiteren Verlauf linear ansteigen (vgl. Numerik mit 20 mm Holz). Die Linearisierung in diesem Bereich kann dahingehend erklärt werden, dass das Wasser im Holz zu diesem Zeitpunkt vollständig verdunstet und somit die spezifische Wärmekapazität nahezu konstant ist. Zudem ist auffällig, dass die Temperaturverläufe von Experiment und Numerik erst jenseits der 100 °C Stahltemperaturgrenze ähnliche Ergebnisse liefern. Die in den Versuchen beobachteten Temperaturplateaus bei 100 °C werden in der Numerik nicht abgebildet. Die latente Wärmespeicherkapazität kann demnach durch die ideellen Werte aus der Norm nicht abgebildet werden. Insgesamt kann beobachtet werden, dass die Stahlplatten-

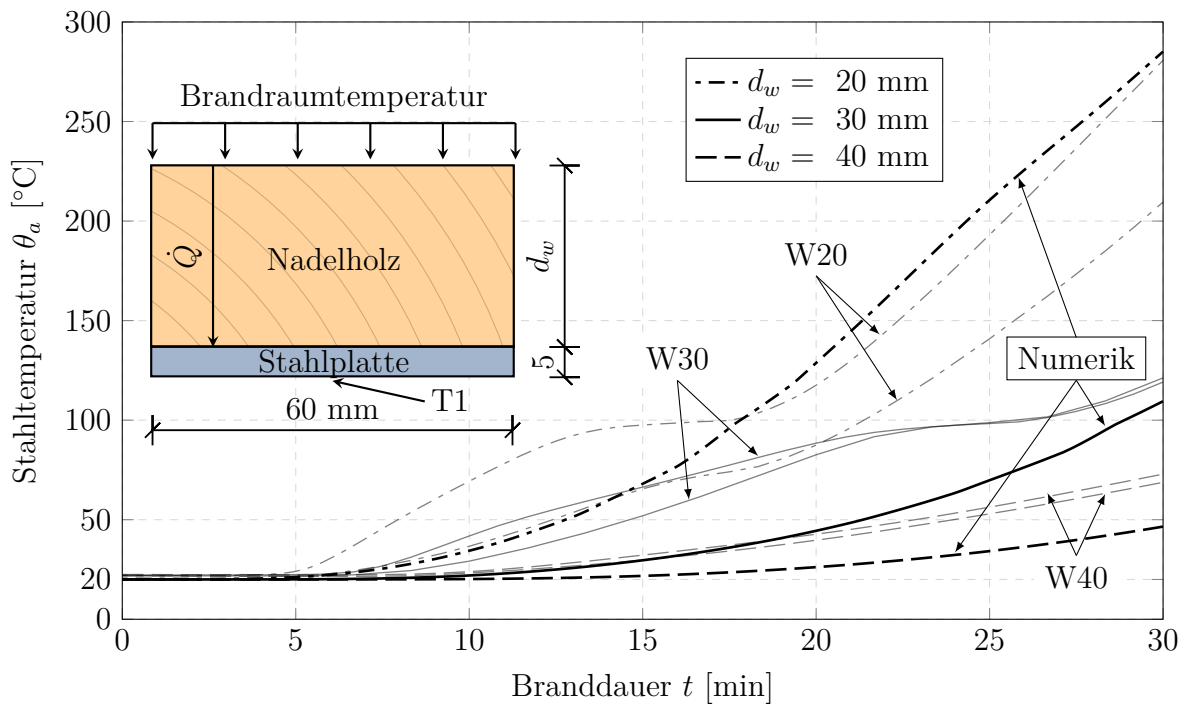


Abbildung 4.14: An T1 in ABAQUS [1] berechnete Stahltemperaturverläufe bei Holzstärken von 20 mm, 30 mm und 40 mm über einen Zeitraum von 30 Minuten

temperaturen im Bereich unter 100 °C in der Numerik deutlich unterschätzt werden, während sie oberhalb von 100 °C gut angenähert werden können. Soll der niedrige Temperaturbereich besser approximiert werden, so ist die Weiterentwicklung der Materialparameter für diesen Fall notwendig.

Für die Beurteilung der Stahltemperaturen bei 30 Minuten Brandbelastung gemäß ETK liefern diese Parameter allerdings ausreichend genaue Ergebnisse. Während bei 20 mm Holzstärken die Stahltemperatur ( $\theta_{a,real,20} = 280,7 \text{ °C}$ ) in der Numerik nur um 2 °C von den Versuchswerten abweicht, liegt die Differenz bei 30 mm Holz ( $\theta_{a,real,30} = 121,2 \text{ °C}$ ) bei ca. 10 °C und bei 40 mm ( $\theta_{a,real,40} = 72,9 \text{ °C}$ ) bei ca. 20 °C. In Anbetracht des kritischen Stahltemperaturbereichs jenseits von 400 °C Stahltemperatur liefert die Numerik ausreichend genaue Ergebnisse für die Beurteilung der 30-minütigen Brandbeanspruchung.

Neben dem Stahltemperaturverlauf kann zudem der Temperaturverlauf durch den Querschnitt zu jedem Zeitpunkt abgebildet werden. Die Temperaturen an den Knoten-

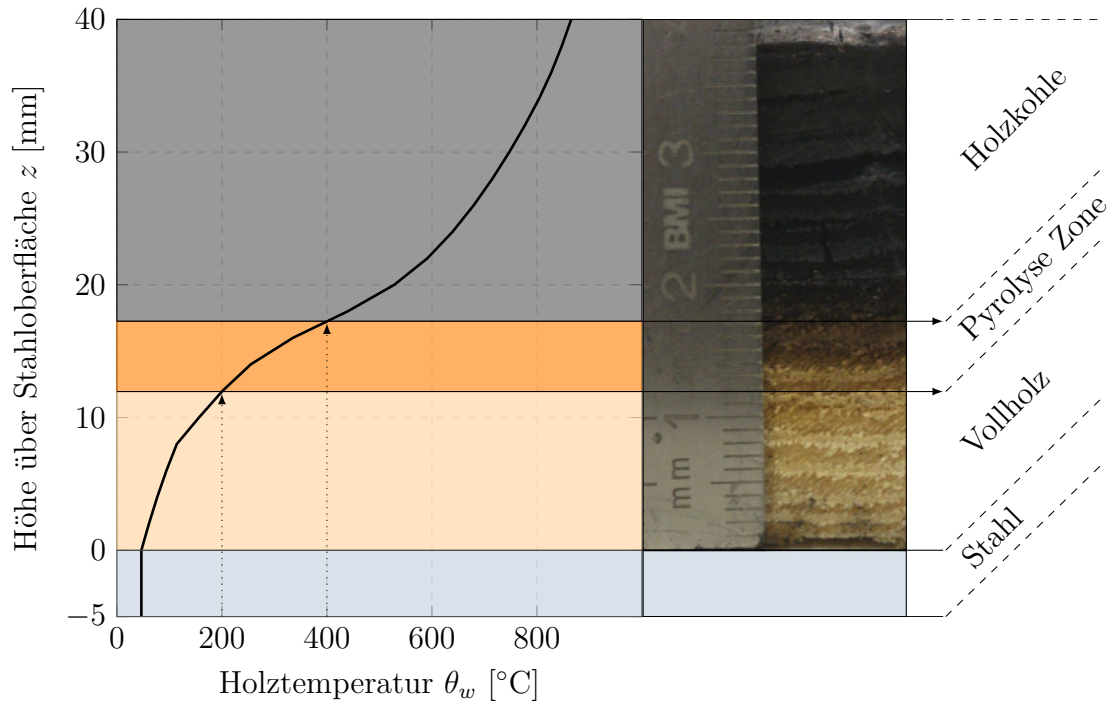


Abbildung 4.15: Temperaturverteilung in Dickenrichtung über die 40 mm Holzmanchette nach 30 Minuten Brandbelastung mit Schnitt durch Versuchskörper W40-02

punkten des FE-Netzes können dabei über der Querschnittshöhe dargestellt werden. Anhand dieser Darstellungsweise kann überprüft werden, inwiefern die drei Holzonen in der Numerik mit jenen aus den Versuchen übereinstimmen.

In Abbildung 4.15 ist über den numerischen Querschnittstemperaturverlauf bei 30 Minuten Brandbelastung die Zonenbildung ermittelt worden und jener aus dem Versuch W40-02 gegenübergestellt. Es ist zu erkennen, dass die numerische Abbrandtiefe sehr genau mit der reellen Abbrandtiefe übereinstimmt.

Aufgrund dieser Ergebnisse können die thermischen Materialparameter des Nadelholzes im Rahmen der hier gestellten Anforderungen als validiert angesehen werden. Dabei können sowohl der Wärmestrom durch das Holz in eine Stahlplatte als auch die vorhandene Abbrandtiefe unter einer 30-minütigen ETK-Brandbelastung numerisch abgebildet werden.

### 4.3.3.5 Zusammenfassung

Für die Beurteilung der thermischen Schutzwirkung von Holz an Stahlquerschnitten erfolgte in diesem Abschnitt die Validierung eines numerischen Modells anhand von dafür durchgeführten experimentellen Untersuchungen. Dabei sind die in DIN EN 1995-1-2; Anhang B [25] hinterlegten thermischen Materialparameter für Nadelholz herangezogen worden.

Zunächst erfolgte die Festlegung der benötigten Elementgröße für eine gute numerische Abbildung des thermischen Verhaltens von Holz über eine Konvergenzstudie. Anschließend sind die in den Experimenten ermittelten Stahltemperaturverläufe mit den numerischen Ergebnissen verglichen worden. Dabei ist ab einer Stahltemperatur von 100 °C eine sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse festzustellen. Bei Temperaturen unter 100 °C kommt es zu relativ großen Abweichungen. Da dieser Temperaturbereich für Stahl konstruktiv allerdings unkritisch ist, können diese Abweichungen als hinnehmbar angesehen werden.

Zudem konnte durch den Vergleich des numerischen Querschnittstemperaturverlaufs mit dem experimentellen Abbrand gezeigt werden, dass mithilfe des numerischen Modells eine Vorhersage der Abbrandtiefe sehr genau möglich ist.

Insgesamt erscheinen die ideellen thermischen Materialparameter aus der Norm ausreichend genaue Ergebnisse zu liefern. Daher können diese als validiert angesehen und für komplexere Betrachtungen an Stahlkreisprofilen herangezogen werden.

### 4.3.4 Zusammenfassung und Ausblick

Durch den Vergleich von Laborergebnissen aus Brandversuchen mit numerischen Simulationen ist in diesem Kapitel die Validierung der temperaturabhängigen thermischen Materialparameter von Nadelholz gelungen. Dabei konnte gezeigt werden, dass die Schutzwirkung des Holzes im Brandfall schon bei geringen Holzdicken sehr gut ist. Des Weiteren kann über das Materialgesetz das Abbrandverhalten von Nadelholz in guter Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen abgebildet werden. Insgesamt kann davon ausgegangen werden, dass mithilfe dieser Materialparameter eine Vorhersage zur thermischen Schutzwirkung des Holzes an Stahlbauteilen im Brandfall möglich ist. Zudem kann über die numerisch ermittelte Abbrandtiefe die benötigte Holzschichtdicke

bestimmt werden, damit ein ausreichend tragfähiger Restquerschnitt nach 30 Minuten ETK-Belastung übrig bleibt und ein Herabfallen in dieser Zeit verhindert werden kann. Für die genaue Beurteilung der erforderlichen Holzschichtdicke sind allerdings weitere Laboruntersuchungen notwendig, die zeigen müssen, inwieweit die mechanischen Verbindungsmittel im Holz ausreichend lange tragfähig bleiben.

## **4.4 Bemessung eines Holztragwerks mit Kreis-Vollprofil**

### **Unterspannung**

#### **4.4.1 Einleitung**

Alternativ zu dem Stahlfachwerkbinder ist eine Tragwerksvariante bestehend aus einem Holztragwerk mit Kreisvollprofil-Unterspannung aus Stahl zu konzipieren. Dabei sind die geometrischen Randbedingungen des Stahlfachwerkbinders einzuhalten. Zunächst wird das entwickelte Tragsystem vorgestellt und analog zu den bisherigen Untersuchungen mit den entsprechenden Belastungen versehen. Anschließend erfolgt die Kaltbemessung der Konstruktion nach DIN EN 1995-1-1 + NA [24] sowie die Heißbemessung der Holzbauteile im Brandfall gemäß DIN EN 1995-1-2 + NA [25] nach der Methode der reduzierten Querschnitte. Für die Heißbemessung der Stahlunterspannung werden zweidimensionale Temperaturfeldanalysen am ungeschützten, mit DSB sowie durch eine Holzmannschette geschützten Bauteil zur Bestimmung der Querschnittstemperaturen durchgeführt. Abschließend wird zudem der Abbrand an der runden Holzmannschette untersucht und eine Bewertung der Brandschutzmaßnahmen vorgenommen.

#### **4.4.2 Das statische System samt Lasteinwirkungen**

Das entwickelte statische System besteht aus einem im Firstbereich gekrümmten Holzbalken mit konstantem Querschnitt, der an vier Punkten mit einer Stahlunterspannung unterstützt wird. Das führt dazu, dass im Obergurt nur kleine Biegemomente entstehen und somit die benötigte Querschnittshöhe deutlich reduziert werden kann. Auf eine Aufsattelung im Firstbereich kann aufgrund der geringen Neigung und des hohen Radius verzichtet werden, da die Dacheindeckung mit Trapezblechen quer zur Binderhauptachse erfolgt. Die geometrischen Abmessungen des Dachtragwerkes können

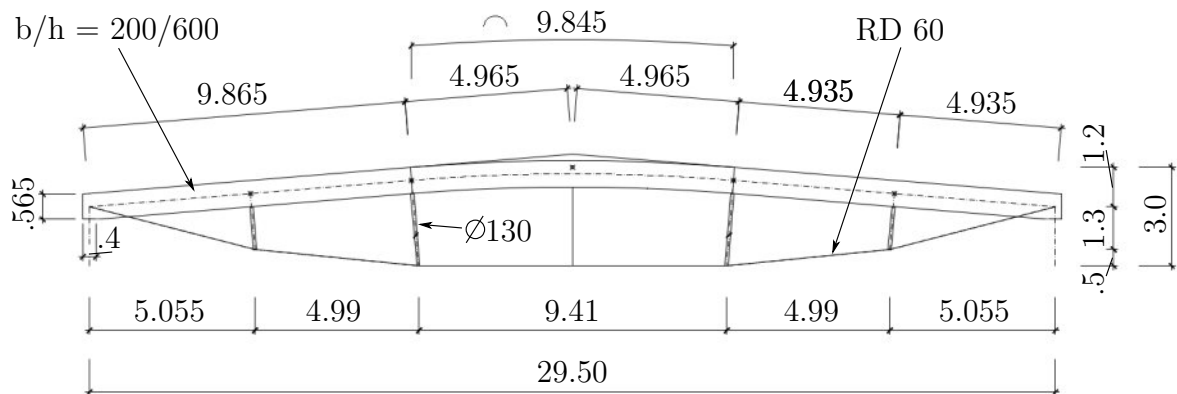


Abbildung 4.16: Abmessungen des Dachtragwerks in kombinierter Holz-Stahl-Bauweise

Abbildung 4.16 entnommen werden.

Der gekrümmte Firstbereich liegt im mittleren Drittel des aus Brettschichtholz GL28h gefertigten Obergurtes. Zwei Unterstützungen liegen an den Übergängen zwischen gekrümmtem und geraden Bereich, die anderen beiden jeweils auf der Hälfte der äußeren Felder. Die Unterspannung wird im Firstbereich durch einen Abhänger in seiner Höhenlage gehalten, um die Durchbiegung bei geringer Auslastung zu verringern.

An den Auflagerpunkten auf den Stahlbetonstützen wird eine Gabellagerung ausgeführt, die zudem an den Drittelpunkten des Obergurtes erfolgt, um ein Kippen zu verhindern. Gegen das seitliche Ausweichen wird der Obergurt zudem an den Unterstützungspunkten sowie dem Firstpunkt über im Dachverband laufende Druckstäbe gehalten. Der Windverband wird über Zugstäbe aus Stahl und Druckstäbe aus Holz ausgebildet.

Die Belastungen auf das System ändern sich im Vergleich zum Stahlfachwerk nur in wenigen Punkten. Das Eigengewicht der Konstruktion wird im Stabwerkprogramm RStab8 [51] automatisch berücksichtigt und die zusätzlichen Stabilisierungslasten werden gemäß DIN EN 1995-1-1; 9.2.5.3 *Aussteifung von Trägern und Fachwerken* berücksichtigt. Um auch Umlenkeffekte im Firstbereich zu berücksichtigen und die Knicklängen des Systems mittels RSKNICK [51] zu ermitteln, wird ein 3D-Modell von zwei unterspannten Dachträgern samt Windverband erstellt.

Die maßgebende Lastkombination im Grenzzustand der Tragfähigkeit ergibt sich wie



bereits beim Stahlfachwerk wie folgt:

$$E_d = 1,35 \cdot g_k + 1,05 \cdot q_k + 0,9 \cdot w_k + 1,5 \cdot s_k + 1,0 \cdot \text{Imp}_k \quad (4.2)$$

Wird bei einem Teilnachweis eine andere Lastkombination maßgebend, so ist dies an der betreffenden Stelle vermerkt. Die verwendeten Schnittgrößenverläufe samt Lastkombinationen sind im Anhang zu diesem Kapitel hinterlegt.

#### 4.4.3 Bemessung der Holzkonstruktion gemäß DIN EN 1995-1-1 + NA [24]

Im nachfolgenden Abschnitt erfolgt die Kaltbemessung der hölzernen Einzelbauteile des unterspannten Trägers im Grenzzustand der Tragfähigkeit gemäß den Anforderungen der DIN EN 1995-1-1 + NA [24].

##### 4.4.3.1 Gekrümmter Obergurt mit konstanter Trägerhöhe

###### *Spannungsnachweise am Auflager*

Nachweis der vertikalen Auflagerpressung bei einem Winkel zwischen Kraft- und Faserichtung von  $\alpha = 85^\circ$  nach DIN EN 1995-1-1; 6.2.2.

- Auflagerkraft:  $A_{v,d,max} = 161,68 \text{ kN}$  (siehe EDV; LK39)

$$f_{c,\alpha,d} = 0,769 \cdot 4,47 = 3,44 \text{ N/mm}^2 \text{ (22. SBT: Tafel 9.26b)}$$

- effektive Auflagerlänge nach DIN EN 1995-1-1/NA; A1:

$$l_{A,ef} = l_A + 30 \cdot \sin\alpha = 400 + 30 \cdot \sin(85^\circ) = 429,9 \text{ mm}$$

- Nachweis:

$$\eta = \frac{\sigma_{c,\alpha,d}}{f_{c,\alpha,d}} = \frac{\frac{F_{c,\alpha,d}}{A_{v,ef}}}{f_{c,\alpha,d}} = \frac{\frac{161.680}{(200-20) \cdot 429,9}}{3,44} = \frac{2,09}{3,44} = 0,61 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Nachweis der horizontalen Auflagerpressung bei einem Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung von  $\alpha = 5^\circ$  nach DIN EN 1995-1-1; 6.2.2.

- Auflagerkraft:  $A_{h,d,max} = N_{d,max} \cdot \cos(5^\circ) = 437,56 \cdot \cos(5^\circ) = 435,1 \text{ kN}$

$$f_{c,\alpha,d} = 0,769 \cdot 25,52 = 19,6 \text{ N/mm}^2 \quad (22. \text{ SBT: Tafel 9.26b})$$

- effektive Auflagerhöhe nach DIN EN 1995-1-1/NA; A1:

$$t_{A,ef} = t_A + 30 \cdot \sin\alpha = 565 + 30 \cdot \sin(5^\circ) = 567,6 \text{ mm}$$

- Nachweis:

$$\eta = \frac{\sigma_{c,\alpha,d}}{f_{c,\alpha,d}} = \frac{F_{c,\alpha,d}}{A_{h,ef}} = \frac{437,560}{(200-20) \cdot 567,6} = \frac{4,3}{19,6} = 0,22 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Schubspannungsnachweis nach DIN EN 1995-1-1; 6.1.7

- Querkraft:  $V_{d,max} = 35,71 \text{ kN}$  (siehe EDV; LK44)

- Nachweis:

$$\eta = \frac{\tau_d}{f_{v,d}} = \frac{1,5 \cdot \frac{V_d}{A}}{0,9 \cdot 2,5/1,3} = \frac{1,5 \cdot \frac{35,710}{180 \cdot 600}}{1,73} = \frac{0,50}{1,73} = 0,29 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

### *Biegespannungsnachweise*

Nachweis der Biegerandspannungen im Firstquerschnitt für gekrümmte Träger nach DIN EN 1995-1-1; 6.4.3.

- Biegemoment:  $M_{ap,max} = 107,73 \text{ kNm}$  (siehe EDV; LK20)

$$k_{ap} = \frac{h_{ap}}{r} = \frac{600}{60.635} = 0,01$$

$$\sigma_{m,d} = (1 + 0,35 \cdot k_{ap} + 0,6 \cdot k_{ap}^2) \cdot \frac{6 \cdot M_{ap,max}}{b \cdot h_{ap}^2} = 1,00356 \cdot \frac{6 \cdot 107,73 \cdot 10^6}{200 \cdot 600^2}$$

$$\sigma_{m,d} = 9,01 \text{ N/mm}^2$$

$$r_{in} = 60.635 - \frac{h_{ap}}{2} = 60.335 \text{ mm}$$

$$\frac{r_{in}}{t} = \frac{60.335}{50} = 1206,7 > 240 \quad \rightarrow \quad k_r = 1,0$$

- Nachweis:

$$\eta = \frac{\sigma_{m,d}}{k_r \cdot f_{m,d}} = \frac{9,01}{1,0 \cdot 0,9 \cdot \frac{28}{1,3}} = \frac{9,01}{19,4} = 0,46 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

*Stabilitätsnachweise*

Für die Stabilitätsnachweise erfolgt zunächst die Ermittlung der Knicklängen  $L_{cr,y}$  und  $L_{cr,z}$  über das Zusatzmodul RSKNICK in RStab8 [51]. Der gekrümmte Träger wird an den Auflagern gabelgelagert und erhält fünf weitere Zwischenabstützungen durch die Druckgurte des Dachverbands. Als Lastfall wird der Grenzzustand der Tragfähigkeit auf das Modell angesetzt, welcher auch den Einfluss aus Imperfektionen des Dachverbandes sowie den Wind auf die Giebelwand berücksichtigt. Das Modell ist eine dreidimensionale Abbildung des Windbocks, also zweier Binder samt Aussteifungsverband in der Dachebene.

Die größten Knicklängen eines Stabelementes ergeben sich zu:

$$L_{cr,y} = 17,692 \text{ m} \quad (4.3)$$

$$L_{cr,z} = 5,897 \text{ m} \quad (4.4)$$

Nachweis Biegeknicken von Druckstäben um beide Achsen nach DIN EN 1995-1-1; 6.3.2.

- Bemessungsschnittgrößen: (siehe EDV; LK38, Stab Nr. 22, Stelle  $x = 0 \text{ m}$ )

$$N_d = -380,84 \text{ kN}$$

$$M_{y,d} = -82,02 \text{ kNm}$$

$$M_{z,d} = -13,81 \text{ kNm}$$

- Ermittlung von  $k_{c,y}$ :

$$\lambda_{rel,y} = \frac{\lambda_y}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_{c,0,k}}{E_{0,05}}} = \frac{17,692}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{26,5}{10.200}} = 1,657 \quad ; \text{ Gl.(6.21)}$$

$$\lambda_{rel,z} = \frac{\lambda_z}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_{c,0,k}}{E_{0,05}}} = \frac{5,897}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{26,5}{10.200}} = 1,657 \quad ; \text{ Gl.(6.22)}$$

$$\beta_c = 0,1 \quad ; \text{ Gl.(6.29)}$$

$$k_y = k_z = 0,5 \cdot (1 + 0,1 \cdot (1,657 - 0,3)) + 1,657^2 = 1,941 \quad ; \text{ Gl.(6.27)}$$

$$k_{c,y} = k_{c,z} = \frac{1}{k_y + \sqrt{k_y^2 - \lambda_{rel,y}^2}} = \frac{1}{1,941 + \sqrt{1,941^2 - 1,657^2}} = 0,339 \quad ; \text{ Gl.(6.25)}$$

$$k_{mod} = 1,0 \quad ; \text{ Tab. 3.1}$$

$$f_{c,0,d} = f_{c,0,k} \cdot 0,769 = 20,39 \text{ N/mm}^2$$

$$k_m = 0,7 \quad ; \text{ BSH nach 6.1.6}$$

- Nachweise:

$$\eta_1 = \frac{\sigma_{c,0,d}}{k_{c,y} \cdot f_{c,0,d}} + \frac{\sigma_{m,y,d}}{f_{m,y,d}} + k_m \cdot \frac{\sigma_{m,z,d}}{f_{m,z,d}} \leq 1,0 \quad ; \text{ Gl. (6.23)}$$

$$\eta_1 = \frac{3,2}{0,339 \cdot 20,4} + \frac{6,8}{21,5} + 0,7 \cdot \frac{3,5}{21,5} = 0,89 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

$$\eta_2 = \frac{\sigma_{c,0,d}}{k_{c,z} \cdot f_{c,0,d}} + k_m \cdot \frac{\sigma_{m,y,d}}{f_{m,y,d}} + \frac{\sigma_{m,z,d}}{f_{m,z,d}} \leq 1,0 \quad ; \text{ Gl. (6.24)}$$

$$\eta_2 = \frac{3,2}{0,339 \cdot 20,4} + 0,7 \cdot \frac{6,8}{21,5} + \frac{3,5}{21,5} = 0,84 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Nachweis Biegedrillknicken von Biegestäben gemäß DIN EN 1995-1-1/NA; NCI zu 6.3.3

Der gekrümmte Träger wird zusätzlich zum seitlichen Ausweichen an den Auflagern sowie den Drittelpunkten konstruktiv gegen Kippen gehalten. Diese Gabellagerung erfolgt an den Auflagern über einen eingeschlitzten halbierten IPE-Träger, welcher biegesteif mit der Stütze verbunden wird. Die Gabellagerung an den Drittelpunkten erfolgt über die biegesteife Anbindung der Druckgurte des Dachverbandes an den Träger. Die wirksame Länge des Kippfeldes entspricht dabei ungefähr dem Abstand der Gabellager.

- kritische Biegespannung nach der klassischen Stabilitätstheorie über Gl. (6.32):

$$\sigma_{m,crit} = \frac{0,78 \cdot b^2}{h \cdot l_{ef}} \cdot E_{0,05} = \frac{0,78 \cdot 200^2}{600 \cdot 29500/3} \cdot 10200 = 53,9$$

- bezogener Kippschlankheitsgrad nach Gl. (6.30):

$$\lambda_{rel,m} = \sqrt{\frac{f_{m,k}}{\sigma_{m,crit}}} = \sqrt{\frac{28}{53,9}} = 0,72 \leq 0,75$$

- Kippbeiwert nach Gl. (6.34):

$$\rightarrow k_{crit} = 1,0$$

- Nachweise nach Gl. (NA. 58) und Gl. (NA. 59):

$$\eta_1 = \frac{\sigma_{c,0,d}}{k_{c,y} \cdot f_{c,0,d}} + \frac{\sigma_{m,y,d}}{k_{crit} \cdot f_{m,y,d}} + \left( \frac{\sigma_{m,z,d}}{f_{m,z,d}} \right)^2 \leq 1,0$$

$$\eta_1 = \frac{3,2}{0,339 \cdot 20,4} + \frac{6,8}{1,0 \cdot 21,5} + \left( \frac{3,5}{21,5} \right)^2 = 0,81 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

$$\eta_2 = \frac{\sigma_{c,0,d}}{k_{c,y} \cdot f_{c,0,d}} + \left( \frac{\sigma_{m,y,d}}{k_{crit} \cdot f_{m,y,d}} \right)^2 + \frac{\sigma_{m,z,d}}{f_{m,z,d}} \leq 1,0$$

$$\eta_2 = \frac{3,2}{0,339 \cdot 20,4} + \left( \frac{6,8}{1,0 \cdot 21,5} \right)^2 + \frac{3,5}{21,5} = 0,73 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Für den gebogenen Träger mit konstanter Querschnittshöhe sind die Stabilitätsnachweise gemäß EC 5 erfüllt.

*Nachweis der Querkzugspannungen im Firstquerschnitt*

Infolge von Umlenkkräften sowie von Änderungen des Umgebungsklimas treten Querkzugspannungen im Firstquerschnitt auf. Zusätzlich entsteht hier durch die Umlenkung der Aussteifungskräfte des Windverbandes eine Schubbeanspruchung. In Abbildung 4.17 sind schematisch die Umlenkkräfte aus Biegemomentenbeanspruchung im First dargestellt.

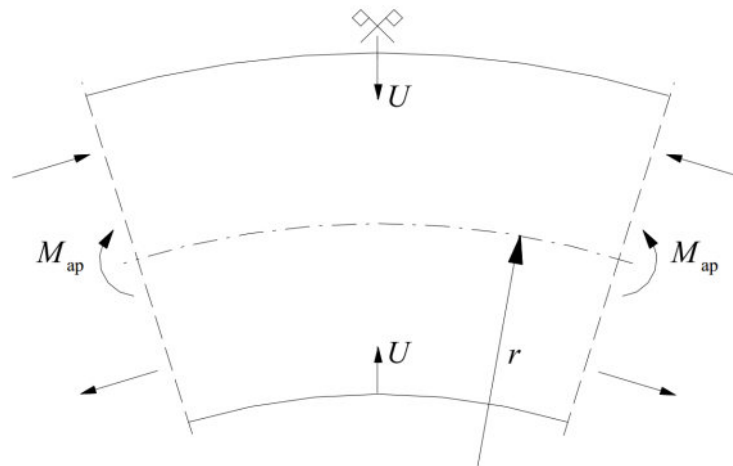


Abbildung 4.17: Umlenkkräfte im gekrümmten Bereich [7]

Die größte Zugspannung rechtwinklig zur Faserrichtung infolge einer Momentenbean-

spruchung wird über Gl. (6.54) ermittelt.

$$\sigma_{t,90,d} = 0,25 \cdot k_{ap} \cdot \frac{6 \cdot M_{ap,d}}{b \cdot h_{ap}^2} = 0,25 \cdot 0,01 \cdot \frac{6 \cdot 107,73 \cdot 10^6}{200 \cdot 600^2} = 0,022 \text{ N/mm}^2$$

Die Schubspannung im Firstquerschnitt ermittelt sich aus der vorherrschenden Querkraftbeanspruchung und der Umlenkraft aus dem Windverband. Diese Umlenkraft kann über die Neigung und Normalkraft der Zugstäbe berechnet werden, wird hier aber durch das 3D-Modell in RStab8 [51] berücksichtigt.

Querkraft im First:  $V_{ap,d} = 24,51 \text{ kN}$  (siehe EDV; LK20)

$k_{dis} = 1,4$  (sichere Seite)

$$k_{vol} = \left( \frac{0,01}{9,845 \cdot 0,2 \cdot 0,6} \right)^{0,2} = \left( \frac{0,01}{1,1814} \right)^{0,2} = 0,385$$

Für die kombinierte Beanspruchung aus Querkraft und Schub ist der Nachweis nach Gl. (6.53) zu führen:

$$\eta = \frac{\tau_d}{f_{v,d}} + \frac{\sigma_{t,90,d}}{k_{dis} \cdot k_{vol} \cdot f_{t,90,d}} \leq 1,0$$

$$\eta = \frac{1,5 \cdot \frac{24,510}{200 \cdot 600}}{1,73} + \frac{0,022}{1,4 \cdot 0,385 \cdot 0,5 \cdot 0,615} = 0,17 + 0,13 = 0,30 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Es ist keine Verstärkung zur Aufnahme der Querkraftbeanspruchungen erforderlich. In DIN EN 1995-1-1/NA; NCI NA.6.8.5 sind die Anforderungen für Verstärkungen zur Aufnahme zusätzlicher klimabedingter Querkraftbeanspruchungen von gekrümmten Trägern geregelt. Über Gl. (NA.91) kann festgestellt werden, ob weitere Verstärkungen erforderlich sind:

$$\frac{\sigma_{t,90,d}}{k_{dis} \cdot \left( \frac{h_0}{h_{ap}} \right)^{0,3} \cdot f_{t,90,d}} + \left( \frac{\tau_d}{f_{v,d}} \right)^2 = \frac{0,022}{1,4 \cdot \left( \frac{600}{600} \right)^{0,3} \cdot 0,31} + (0,17)^2 = 0,08 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Es sind keine Verstärkungen zur Aufnahme klimabedingter Querkraftbeanspruchungen erforderlich.

#### 4.4.3.2 Unterstützungen des gekrümmten Obergurts mit Rundhölzern

Der gekrümmte Obergurt wird mit gelenkig angeschlossenen Rundhölzern an vier Stellen unterstützt. Der Anschluss an die Unterspannung erfolgt ebenfalls gelenkig. Auf der Tragfähigkeitsebene werden hier der Nachweis über die Beanspruchbarkeit des Querschnitts auf Druck senkrecht zur Faserrichtung nach 6.1.4 sowie der maßgebende Nachweis auf Biegeknicken von Druckstäben um beide Achsen nach DIN EN 1995-1-1; 6.3.2 geführt.

*Beanspruchbarkeit des Querschnitts auf Druck in Faserrichtung nach 6.1.4*

- Normalkraft im Stab:  $N_{d,max} = 66,56 \text{ kN}$  (siehe EDV; LK39, Stab Nr. 43)

$$\eta = \frac{\sigma_{c,0,d}}{f_{c,0,d}} = \frac{N_d/A}{k_{mod} \cdot f_{c,0,k}/\gamma_M} = \frac{66,56/132,73}{0,9 \cdot 2,65/1,3} = 0,27 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

*Biegeknicken von Druckstäben um beide Achsen nach 6.3.2*

- Bemessungsschnittgrößen:

$$N_d = -44,24 \text{ kN} \text{ (LK39; Stab Nr. 43)}$$

- Bestimmen der Ersatzstablänge der Pendelstütze:

$$L_{cr} = l \cdot \beta = 2,609 \cdot 1,0 = 2,609 \text{ m}$$

- Ermittlung von  $k_{c,y}$ :

$$\lambda_{rel} = \frac{\lambda}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_{c,0,k}}{E_{0,05}}} = \frac{\frac{2609}{32,5}}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{26,5}{10.200}} = 1,302 \quad ; \text{ Gl.(6.21)}$$

$$\beta_c = 0,1 \quad ; \text{ Gl.(6.29)}$$

$$k_y = k_z = 0,5 \cdot (1 + 0,1 \cdot (1,302 - 0,3) + 1,302^2) = 1,398 \quad ; \text{ Gl.(6.27)}$$

$$k_{c,y} = k_{c,z} = \frac{1}{k_y + \sqrt{k_y^2 - \lambda_{rel}^2}} = \frac{1}{1,398 + \sqrt{1,398^2 - 1,302^2}} = 0,524 \quad ; \text{ Gl.(6.25)}$$

$$k_{mod} = 0,9 \quad ; \text{ Tab. 3.1}$$

$$f_{c,0,d} = f_{c,0,k} \cdot 0,9/1,3 = 18,34 \text{ N/mm}^2$$

- Nachweis:

$$\eta = \frac{\sigma_{c,0,d}}{k_{c,y} \cdot f_{c,0,d}} + \frac{\sigma_{m,y,d}}{f_{m,y,d}} + k_m \cdot \frac{\sigma_{m,z,d}}{f_{m,z,d}} \leq 1,0 \quad ; \text{ Gl.(6.23)}$$

$$\eta = \frac{44.240/(\pi \cdot 65^2)}{0,524 \cdot 18,34} + 0 + 0,7 \cdot 0 = \frac{3,33}{9,6} = 0,35 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Die erforderlichen Nachweise im Grenzzustand der Tragfähigkeit sind erfolgreich für den maßgebenden Druckstab geführt worden.

4.4.3.3 Tragfähigkeitsnachweis der Stahlunterspannung

Der gekrümmte Holzobergurt wird mit einem Kreisvollprofil RD 60 aus Stahl S 235 unterspannt. Aus den Biegemomenten des Dachtragwerkes ergeben sich in dieser Un-

terspannung Zugspannungen, daher wird hier der Tragfähigkeitsnachweis unter Zugbeanspruchung gemäß DIN EN 1993-1-1; 6.2.3 geführt.

*Beanspruchbarkeit des Querschnitts auf Zug nach 6.2.3*

- Normalkraft in der Unterspannung:  $N_{d,max} = 450,51 \text{ kN}$  (siehe EDV; LK39)

- Nachweis:

$$\eta = \frac{N_{Ed}}{N_{t,Rd}} = \frac{N_{Ed}}{N_{pl,Rd}} = \frac{N_{Ed}}{\frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M0}}} = \frac{450,51 \text{ kN}}{\frac{28,30 \text{ cm} \cdot 21,5 \text{ kN/cm}^2}{1,0}} = 0,74 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

#### 4.4.4 Nachweis einer ausreichenden Feuerwiderstandsdauer der Holzkonstruktion nach DIN EN 1995-1-2 + NA [25]

##### 4.4.4.1 Einleitung

Im Rahmen der Variantenstudie soll vor allem ein Augenmerk auf die Bemessung im Brandfall gelegt werden. Die Methode der reduzierten Querschnitte gemäß DIN EN 1995-1-2 [25] wird dazu für die hölzernen Bauteile der Dachkonstruktion angewendet. Das statische System bleibt dabei unverändert, im Vergleich zur Kaltbemessung ändert sich allerdings die maßgebende Einwirkung im Brandfall. Diese thermischen und mechanischen Einwirkungen werden gemäß DIN EN 1995-1-2; 2.2(1) über die Vorgaben in DIN EN 1991-1-2 [25] ermittelt. Die maßgebende mechanische Lasteinwirkungskombination im Brandfall ergibt sich gemäß DIN EN 1991-1-2; 4.3.1(1) entsprechend der außergewöhnlichen Bemessungssituation nach DIN EN 1990 [16] zu:

$$E_{fi,d} = g_k + \psi_{fi} \cdot w_k = g_k + \psi_{1,1} \cdot w_k + \psi_{Imp,fi} \cdot \text{Imp}_k \quad (4.5)$$

Ist der Wind die maßgebende veränderliche Einwirkung, so ist nach DIN EN 1991-1-2/NA; NDP zu „4.3.1 (2) Kombinationsregeln für Einwirkungen — Allgemeine Regeln“ im Brandfall die häufige Größe  $\psi_{1,1} \cdot Q_{k,1}$  zu verwenden. Des Weiteren werden die zusätzlichen Belastungen aus den Imperfektionen des Dachverbandes einbezogen, welche im Brandfall durch die geringere Normalkraft im Druckgurt um den Faktor  $\psi_{Imp,fi} = \frac{140 \text{ kN}}{400 \text{ kN}} = 0,35$  reduziert werden können. Die damit ermittelten Schnittgrößen sind im Anhang und der EDV hinterlegt.



Im Folgenden erfolgt die Durchführung der maßgebenden Tragfähigkeitsnachweise im Brandfall für den gekrümmten Obergurt sowie die Unterstützungen.

### 4.4.4.2 Tragfähigkeitsnachweise des gekrümmten Obergurtes im Brandfall

Die Nachweisführung im Brandfall erfolgt gemäß DIN EN 1995-1-2; 4.1 (1) nach den Regeln aus DIN EN 1995-1-1 [24] unter Berücksichtigung der durch den Brand veränderten Querschnittseigenschaften sowie ergänzender Berechnungsverfahren nach 4.3. Zunächst muss für den Querschnitt der Abbrand nach 30 Minuten Brandbeanspruchung ermittelt werden. Während die Unterstützungen allseitig ungeschützt dem Abbrand ausgesetzt sind, ist der Obergurt zumindest teilweise durch die Sicken der Trapezbleche bedeckt. Auf der sicheren Seite liegend wird am Obergurt dennoch von einem vierseitigen Abbrand ausgegangen.

Nach DIN EN 1995-1-2; Tab. 3.1 liegt die Abbrandrate für BSH bei  $\beta_n = 0,7$  mm/min. Zur Berücksichtigung des Eckabbrandes und der Steifigkeits- sowie Festigkeitsabnahme im Übergangsbereich, wird die Abbrandtiefe nach 4.2.2 (1) um den Wert  $d_0 = 7$  mm erhöht. Nach DIN EN 1995-1-2; Gl. (4.1) ergibt sich die Abbrandtiefe je Seite zu:

$$d_{ef} = d_{char,n} + k_0 \cdot d_0 = \beta_n \cdot t + k_0 \cdot d_0 = 0,7 \cdot 30 + 1,0 \cdot 7 = 28 \text{ mm} \quad (4.6)$$

Dementsprechend verringert sich der tragfähige Querschnitt des gekrümmten Obergurtes im Brandfall von  $b/h = 200/600$  mm auf  $b_{fi}/h_{fi} = 144/544$  mm. Die Bemessungswerte der Steifigkeits- und Festigkeitsparameter werden gemäß 4.2.2 (5) mit  $k_{mod,fi} = 1,0$  und gemäß Tab. 2.1 mit  $k_{fi} = 1,15$  angepasst.

Im 3D-Stabmodell in RStab8 [51] können die Bemessungsschnittgrößen entsprechend der maßgebenden Lastkombination ermittelt werden.

Analog zur Kaltbemessung des gekrümmten Obergurtes wird der Stab auf Knicken um beide Achsen unter Doppelbiegung und Druck gemäß DIN EN 1995-1-2; 6.3.2 nachgewiesen.

*Spannungsnachweise am Auflager*

Nachweis der vertikalen Auflagerpressung bei einem Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung von  $\alpha = 85^\circ$  nach DIN EN 1995-1-1; 6.2.2

- Auflagerkraft:  $A_{fi,v,d,max} = 56,14 \text{ kN}$  (siehe EDV; LK144)

$$f_{c,85,d,fi} = k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot f_{c,85,k} / \gamma_{m,fi} = 1,0 \cdot 1,15 \cdot 4,47 / 1,0 = 5,141 \text{ N/mm}^2$$

(22. SBT: Tafel 9.26b + DIN EN 1995-1-2; 2.3 (1) und (3))

- effektive Auflagerlänge nach DIN EN 1995-1-1/NA; A1:

$$l_{A,ef,r} = l_A + 30 \cdot \sin\alpha - 2 \cdot d_{ef} = 400 + 30 \cdot \sin(85^\circ) - 56 = 373,9 \text{ mm}$$

- Nachweis:

$$\eta_{fi} = \frac{\sigma_{c,85,d,fi}}{f_{c,85,d,fi}} = \frac{F_{c,85,d,fi}}{A_{v,ef,r}} = \frac{56,140}{(200-20-56) \cdot 373,9} = \frac{1,211}{5,141} = 0,24 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Nachweis der horizontalen Auflagerpressung bei einem Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung von  $\alpha = 5^\circ$  nach DIN EN 1995-1-1; 6.2.2

- Auflagerkraft:  $A_{h,d,max} = N_d \cdot \cos(5^\circ) = 141,69 \cdot \cos(5^\circ) = 141,2 \text{ kN}$

$$f_{c,5,d,fi} = 1,0 \cdot 1,15 \cdot 25,52 / 1,0 = 29,348 \text{ N/mm}^2$$

(22. SBT: Tafel 9.26b + DIN EN 1995-1-2; 2.3 (1) und (3))

- effektive Auflagerhöhe nach DIN EN 1995-1-1/NA; A1:

$$t_{A,ef,r} = t_A + 30 \cdot \sin\alpha = 565 + 30 \cdot \sin(5^\circ) - 56 = 511,6 \text{ mm}$$

- Nachweis:

$$\eta_{fi} = \frac{\sigma_{c,5,d,fi}}{f_{c,5,d,fi}} = \frac{F_{c,5,d,fi}}{A_{h,ef,r}} = \frac{141,200}{(200-20-56) \cdot 511,6} = \frac{2,23}{29,348} = 0,08 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Der Schubspannungsnachweis nach DIN EN 1995-1-1; 6.1.7 darf entsprechend DIN EN 1995-1-2; 4.3.1 (2) bei rechteckigen Querschnitten vernachlässigt werden.

*Biegespannungsnachweise*

Für die Anwendbarkeit des vereinfachten Verfahrens über die Methode des reduzierten Querschnitts bei gekrümmten Trägern werden in der DIN EN 1995-1-2 + NA [25] keine Einschränkungen vorgenommen, daher kann das vereinfachte Verfahren angewendet

werden.

Es folgt der Nachweis der Biege- und Druckspannungen im Firstquerschnitt für gekrümmte Träger nach DIN EN 1995-1-1; 6.4.3.

- Biegemoment:  $M_{ap,max,fi} = 20,02 \text{ kNm}$  (siehe EDV; LK144)

$$k_{ap,fi} = \frac{h_{ap,fi}}{r} = \frac{600 - 56}{60.635} = 0,01$$

$$\sigma_{m,d,fi} = (1 + 0,35 \cdot k_{ap,fi} + 0,6 \cdot k_{ap,fi}^2) \cdot \frac{6 \cdot M_{ap,max,fi}}{b_{fi} \cdot h_{ap,fi}^2} = 1,00356 \cdot \frac{6 \cdot 20,02 \cdot 10^6}{144 \cdot 544^2}$$

$$\sigma_{m,d,fi} = 2,83 \text{ N/mm}^2$$

$$r_{in,fi} = 60.635 - \frac{h_{ap,fi}}{2} = 60.363 \text{ mm}$$

$$\frac{r_{in,fi}}{t} = \frac{60.363}{50} = 1207,26 > 240 \quad \rightarrow \quad k_r = 1,0$$

- Nachweis:

$$\eta = \frac{\sigma_{m,d,fi}}{k_r \cdot f_{m,d,fi}} = \frac{2,83}{1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,15 \cdot \frac{28}{1,0}} = \frac{2,83}{32,2} = 0,09 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

#### Stabilitätsnachweise

Durch die Einführung des Eurocodes 5 in Deutschland ist der Abschnitt 5.5.2.2 aus DIN 4102-22 entfallen, welcher bis dahin die Verwendung des genaueren Verfahrens mit verbleibendem Restquerschnitt und Reduzierung der Festigkeits- sowie Steifigkeitsparameter bei Stabilitätsnachweisen vorgeschrieben hat. Bereits im *Holz Brandschutz Handbuch* [8] wird darauf hingewiesen, dass das vereinfachte Verfahren stets kleinere Knick- und Kippbeiwerte liefert, was immer zu konservativeren Ergebnissen führt. Im Folgenden kann demnach das vereinfachte Verfahren für die Stabilitätsnachweise genutzt werden.

Dazu erfolgt zunächst die Ermittlung der Knicklängen  $L_{cr,y}$  und  $L_{cr,z}$  durch das Zusatzmodul RSKNICK in RStab8 [51]. Die Holzquerschnitte werden entsprechend des Abbrandes nach Gleichung 4.6 allseitig abgemindert. Der gekrümmte Träger wird an den Auflagern weiterhin gabelgelagert und erhält fünf weitere Zwischenabstützungen durch die Druckgurte des Dachverbands. Als Lastfall wird jener nach Gleichung 4.5 auf das Modell angesetzt, welcher auch den Einfluss aus Imperfektionen des Dachverbandes sowie den Wind auf die Giebelwand berücksichtigt. Das Modell ist eine dreidimensio-

nale Abbildung des Windbocks, also zweier Binder samt Aussteifungsverband in der Dachebene.

Die größten Knicklängen eines Stabelementes des Obergurts ergeben sich zu:

$$L_{cr,y,fi} = 20,018 \text{ m} \quad (4.7)$$

$$L_{cr,z,fi} = 5,299 \text{ m} \quad (4.8)$$

Nachweis Biegeknicken von Druckstäben um beide Achsen im Brandfall analog zu DIN EN 1995-1-1; 6.3.2

- Bemessungsschnittgrößen: (siehe EDV; LK144, Stab Nr. 6, Stelle  $x = 0,984 \text{ m}$ )

$$N_{d,fi} = 156,18 \text{ kN}$$

$$M_{y,d,fi} = 12,35 \text{ kNm}$$

$$M_{z,d,fi} = 2,01 \text{ kNm}$$

- einwirkende Spannungen:

$$\sigma_{c,0,d,fi} = \frac{N_{d,fi}}{A_r} = \frac{156,180}{78,336} = 2,0 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{m,y,d,fi} = \frac{M_{y,d,fi}}{W_{y,r}} = \frac{12,35 \cdot 10^6}{7102,460} = 1,7 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{m,z,d,fi} = \frac{M_{z,d,fi}}{W_{z,r}} = \frac{2,01 \cdot 10^6}{1880,060} = 1,1 \text{ N/mm}^2$$

- Bemessungswerte der Festigkeiten und Steifigkeiten im Brandfall:

$$f_{c,0,d,fi} = k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot f_{c,0,k} / \gamma_{M,fi} = 1,0 \cdot 1,15 \cdot 26,5 / 1,0 = 30,475 \text{ N/mm}^2$$

$$f_{m,d,fi} = k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot f_{m,k} / \gamma_{M,fi} = 1,0 \cdot 1,15 \cdot 28 / 1,0 = 32,2 \text{ N/mm}^2$$

$$E_{d,fi} = k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot E_{0,05} / \gamma_{M,fi} = 1,0 \cdot 1,15 \cdot 5/6 \cdot 12.600 / 1,0 = 12.075 \text{ N/mm}^2$$

- Bestimmung der Schlankheiten bei erhöhtem Abbrand:

$$\lambda_{y,fi} = \frac{l_{cr,y,fi}}{i_{y,r}} = \frac{20.018,0}{157,0} = 127,5$$

$$\lambda_{z,fi} = \frac{l_{cr,z,fi}}{i_{z,r}} = \frac{5.299,0}{41,6} = 127,5$$

- Ermittlung der Knickbeiwerte:

$$\lambda_{rel,y,fi} = \lambda_{rel,z,fi} = \frac{\lambda_{y,fi}}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_{c,0,d,fi}}{E_{d,fi}}} = \frac{127,5}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{30,475}{12.075}} = 2,039 \quad ; \text{ Gl. (6.21)}$$

$$\beta_c = 0,1 \quad ; \text{ Gl. (6.29)}$$

$$k_{fi} = k_{y,fi} = k_{z,fi} = 0,5 \cdot (1 + 0,1 \cdot (2,039 - 0,3) + 2,039^2) = 2,666 \quad ; \text{ Gl. (6.27)}$$

$$k_{c,fi} = \frac{1}{k_{fi} + \sqrt{k_{fi}^2 - \lambda_{rel,y,fi}^2}} = \frac{1}{2,666 + \sqrt{2,666^2 - 2,039^2}} = 0,228 \quad ; \text{ Gl. (6.25)}$$

$$k_m = 0,7 \quad ; \text{ BSH nach 6.1.6}$$

- Nachweise im Brandfall:

$$\eta_{1,fi} = \frac{\sigma_{c,0,d,fi}}{k_{c,fi} \cdot f_{c,0,d,fi}} + \frac{\sigma_{m,y,d,fi}}{f_{m,y,d,fi}} + k_m \cdot \frac{\sigma_{m,z,d,fi}}{f_{m,z,d,fi}} \leq 1,0 \quad ; \text{ Gl. (6.23)}$$

$$\eta_{1,fi} = \frac{2,0}{0,228 \cdot 30,475} + \frac{1,7}{32,2} + 0,7 \cdot \frac{1,1}{32,2} = 0,37 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

$$\eta_{2,fi} = \frac{\sigma_{c,0,d,fi}}{k_{c,fi} \cdot f_{c,0,d,fi}} + k_m \cdot \frac{\sigma_{m,y,d,fi}}{f_{m,y,d,fi}} + \frac{\sigma_{m,z,d,fi}}{f_{m,z,d,fi}} \leq 1,0 \quad ; \text{ Gl. (6.24)}$$

$$\eta_{2,fi} = \frac{2,0}{0,228 \cdot 30,475} + 0,7 \cdot \frac{1,7}{32,2} + \frac{1,1}{32,2} = 0,36 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Nachweis Biegedrillknicken von Biegestäben im Brandfall analog zu DIN EN 1995-1-1/NA; NCI zu 6.3.3

Der gekrümmte Träger wird zusätzlich zum seitlichen Ausweichen an den Auflagern sowie den Drittelpunkten konstruktiv gegen Kippen gehalten. Diese Gabellagerung erfolgt an den Auflagern über einen eingeschlitzten halbierten IPE-Träger, welcher biegesteif mit der Stütze verbunden wird. Die Gabellagerung an den Drittelpunkten erfolgt über die biegesteife Anbindung der Druckgurte des Dachverbandes an den Träger. Die wirksame Länge des Kippfeldes entspricht dabei ungefähr dem Abstand der Gabellager.

- kritische Biegespannung nach der klassischen Stabilitätstheorie über Gl. (6.32):

$$\sigma_{m,crit,fi} = \frac{0,78 \cdot b_r^2}{h_r \cdot l_{ef,fi}} \cdot E_{d,fi} = \frac{0,78 \cdot 144^2}{544 \cdot 29500/3} \cdot 12.075 = 36,51$$

- bezogener Kippschlankheitsgrad nach Gl. (6.30):

$$\lambda_{rel,m,fi} = \sqrt{\frac{f_{m,d,fi}}{\sigma_{m,crit,fi}}} = \sqrt{\frac{32,2}{36,51}} = 0,88 \geq 0,75$$

- Kippbeiwert nach Gl. (6.34):

$$k_{crit,fi} = 1,56 - 0,75 \cdot \lambda_{rel,m,fi} = 1,56 - 0,75 \cdot 0,88 = 0,9$$

- Nachweise nach Gl. (NA. 58) und Gl. (NA. 59):

$$\eta_{1,fi} = \frac{\sigma_{c,0,d,fi}}{k_{c,fi} \cdot f_{c,0,d,fi}} + \frac{\sigma_{m,y,d,fi}}{k_{crit,fi} \cdot f_{m,y,d,fi}} + \left( \frac{\sigma_{m,z,d,fi}}{f_{m,z,d,fi}} \right)^2 \leq 1,0$$

$$\eta_{1,fi} = \frac{2,0}{0,228 \cdot 30,475} + \frac{1,7}{0,9 \cdot 32,2} + \left( \frac{1,1}{32,2} \right)^2 = 0,35 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

$$\eta_{2,fi} = \frac{\sigma_{c,0,d,fi}}{k_{c,fi} \cdot f_{c,0,d,fi}} + \left( \frac{\sigma_{m,y,d,fi}}{k_{crit,fi} \cdot f_{m,y,d,fi}} \right)^2 + \frac{\sigma_{m,z,d,fi}}{f_{m,z,d,fi}} \leq 1,0$$

$$\eta_{2,fi} = \frac{2,0}{0,228 \cdot 30,475} + \left( \frac{1,7}{0,9 \cdot 32,2} \right)^2 + \frac{1,1}{32,2} = 0,33 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Für den gebogenen Träger mit konstanter Querschnittshöhe sind die Stabilitätsnachweise im Brandfall gemäß EC 5 erfüllt.

#### *Nachweis der Querkzugspannungen im Firstquerschnitt*

Infolge von Umlenkkräften sowie von Änderungen des Umgebungsklimas treten Querkzugspannungen im reduzierten Firstquerschnitt auf. Zusätzlich entsteht hier durch die Umlenkung der Aussteifungskräfte des Windverbandes eine Schubbeanspruchung.

Die größte Zugspannung rechtwinklig zur Faserrichtung infolge Momentenbeanspruchung wird über Gl. (6.54) ermittelt.

$$\sigma_{t,90,d,fi} = 0,25 \cdot k_{ap,fi} \cdot \frac{6 \cdot M_{ap,d,fi}}{b_r \cdot h_{ap,r}^2} = 0,25 \cdot 0,01 \cdot \frac{6 \cdot 20,02 \cdot 10^6}{144 \cdot 544^2} = 0,01 \text{ N/mm}^2$$

Die Schubspannung im reduzierten Firstquerschnitt ermittelt sich aus der vorherrschenden Querkraftbeanspruchung und der Umlenkraft aus dem Windverband. Diese Umlenkraft kann über die Neigung und Normalkraft der Zugstäbe berechnet werden, wird hier aber mit Hilfe des 3D-Modells bereits in RStab8 [51] berücksichtigt.

Querkraft im First:  $V_{ap,d} = 1,02 \text{ kN}$  (siehe EDV; LK144)

$k_{dis} = 1,4$  (sichere Seite)

$$k_{vol} = \left( \frac{0,01}{9,845 \cdot 0,144 \cdot 0,544} \right)^{0,2} = 0,419$$

Für die kombinierte Beanspruchung aus Querzug und Schub ist der Nachweis nach Gl. (6.53) zu führen:

$$\eta = \frac{\tau_{d,fi}}{f_{v,d,fi}} + \frac{\sigma_{t,90,d,fi}}{k_{dis} \cdot k_{vol} \cdot f_{t,90,d,fi}} \leq 1,0$$

$$\eta = \frac{1,5 \cdot \frac{1,020}{144 \cdot 544}}{1,0 \cdot 1,15 \cdot 2,5/1,0} + \frac{0,01}{1,4 \cdot 0,419 \cdot 1,0 \cdot 1,15 \cdot 0,5/1,0}$$

$$\eta = 0,01 + 0,03 = 0,04 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Es ist keine Verstärkung zur Aufnahme der Querzugspannungen erforderlich. In DIN EN 1995-1-1/NA; NCI NA.6.8.5 sind die Anforderungen für Verstärkungen zur Aufnahme zusätzlicher klimabedingter Querzugspannungen von gekrümmten Trägern geregelt. Über Gl. (NA.91) kann festgestellt werden, ob weitere Verstärkungen erforderlich sind:

$$\frac{\sigma_{t,90,d,fi}}{k_{dis} \cdot \left( \frac{h_0}{h_{ap,r}} \right)^{0,3} \cdot f_{t,90,d,fi}} + \left( \frac{\tau_{d,fi}}{f_{v,d,fi}} \right)^2 \leq 1,0$$

$$= \frac{0,01}{1,4 \cdot \left( \frac{600}{544} \right)^{0,3} \cdot 0,575} + (0,01)^2 = 0,01 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Es sind keine Verstärkungen zur Aufnahme klimabedingter Querzugspannungen erforderlich. Ob dieser Nachweis im Brandfall in dieser Form überhaupt sinnvoll zu führen ist, bleibt zu hinterfragen. Das Raumklima bei einem Brand ist nicht ohne Weiteres mit anderen klimabedingten Temperaturschwankungen vergleichbar.

Insgesamt können alle erforderlichen Brandschutznachweise gemäß DIN EN 1995-1-2 + NA [25] geführt werden und es kann die Einordnung des Bauteils in die Feuerwiderstandsklasse R 30 erfolgen.

#### 4.4.4.3 Tragfähigkeitsnachweise der hölzernen Unterstützungen im Brandfall

Der gekrümmte Obergurt wird mit gelenkig angeschlossenen Rundhölzern an vier Stellen unterstützt. Im Brandfall wird auf Tragfähigkeitsebene die Beanspruchbarkeit des

Querschnitts auf Druck senkrecht zur Faserrichtung nach 6.1.4 nachgewiesen sowie der maßgebende Nachweis auf Biegeknicken von Druckstäben um beide Achsen nach DIN EN 1995-1-1; 6.3.2 geführt. Dabei ist auch der runde Querschnitt allseitig aufgrund des Abbrandes zu reduzieren.

*Beanspruchbarkeit des Querschnitts auf Druck in Faserrichtung nach 6.1.4*

- Normalkraft im Stab:  $N_{d,max,fi} = 22,07 \text{ kN}$  (siehe EDV; LK144)

$$\eta = \frac{\sigma_{c,0,d,fi}}{f_{c,0,d,fi}} = \frac{N_{d,fi}/A_r}{k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot f_{c,0,k}/\gamma_{M,fi}} = \frac{22.070/4.301}{1,0 \cdot 1,15 \cdot 26,5/1,0} = 0,17 \leq 1,0 \quad \checkmark$$

Der Stabilitätsnachweis wird für den längeren der beiden Pendelstäbe geführt, der trotz der geringeren Belastung aufgrund der größeren Knicklänge maßgebend wird.

*Biegeknicken von Druckstäben um beide Achsen nach 6.3.2*

- Bemessungsschnittgrößen:

$$N_{d,fi} = 13,26 \text{ kN (siehe EDV; LK144)}$$

- Bestimmen der Ersatzstablänge der Pendelstütze:

$$L_{cr,fi} = l \cdot \beta = 2,609 \cdot 1,0 = 2,609 \text{ m}$$

- Ermittlung der Knickbeiwerte:

$$\lambda_{rel,fi} = \frac{\lambda_{fi}}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_{c,0,d,fi}}{E_{d,fi}}} = \frac{2609}{18,5} \cdot \sqrt{\frac{30,475}{12.075}} = 2,255 \quad ; \text{ Gl.(6.21)}$$

$$\beta_c = 0,1 \quad ; \text{ Gl.(6.29)}$$

$$k_y = k_z = 0,5 \cdot (1 + 0,1 \cdot (2,255 - 0,3) + 2,255^2) = 3,14 \quad ; \text{ Gl.(6.27)}$$

$$k_{c,y} = k_{c,z} = \frac{1}{k_y + \sqrt{k_y^2 - \lambda_{rel}^2}} = \frac{1}{3,14 + \sqrt{3,14^2 - 2,255^2}} = 0,188 \quad ; \text{ Gl.(6.25)}$$

- Nachweis:

$$\eta = \frac{\sigma_{c,0,d,fi}}{k_{c,fi} \cdot f_{c,0,d,fi}} + \frac{\sigma_{m,y,d,fi}}{f_{m,y,d,fi}} + k_m \cdot \frac{\sigma_{m,z,d,fi}}{f_{m,z,d,fi}} \leq 1,0 \quad ; \text{ Gl.(6.23)}$$

$$\eta = \frac{13.260/4.301}{0,188 \cdot 30,475} + 0 + 0,7 \cdot 0 = \frac{3,08}{5,73} = 0,54 \leq 1,0 \quad \checkmark$$



Auch die hölzernen Unterstützungen aus Brettschichtholz erfüllen die Tragfähigkeitsnachweise im Brandfall und ermöglichen somit die Einordnung des Bauteils in die Feuerwiderstandsklasse R 30.

#### **4.4.5 Vergleich der Brandschutzmaßnahmen DSBBS und Holzmannschette an der Stahlunterspannung des Dachtragwerks**

##### 4.4.5.1 Einleitung

Während der Nachweis einer ausreichenden Feuerwiderstandsdauer bei den hölzernen Bauteilen des Dachtragwerkes problemlos möglich ist, wird die ungeschützte Stahlunterspannung diese Widerstandsdauer nicht ohne Weiteres erbringen können. Auf Grundlage der bisherigen Voruntersuchungen sollen im Folgenden zwei Varianten miteinander verglichen werden. Zum einen ist zu prüfen, ob die Unterspannung durch DSBBS ausreichend lange vor zu hohen Temperaturen geschützt werden kann. Zum anderen soll dargestellt werden, wie sich ein Schutzsystem mittels Holzmannschette auf die Stahltemperaturen auswirkt.

Im Rahmen der Aufgabenstellung wird eine Kreisvollprofilunterspannung untersucht. Eine Holzmannschette kann theoretisch vollkommen unabhängig von der Profilform angewendet werden, weswegen auch beispielsweise Flacheisen eine Alternative darstellen.

##### 4.4.5.2 Zweidimensionale Temperaturfeldanalyse an der ungeschützten Stahlunterspannung

Zunächst wird eine zweidimensionale Temperaturfeldanalyse am ungeschützten Stahlprofil durchgeführt. Als Stahl wird ein normalfester Baustahl S 235 gewählt.

Die Ergebnisse dieser Untersuchung dienen im weiteren Verlauf hauptsächlich dem Vergleich der Schutzsysteme. Die thermischen Materialparameter des S 235 sowie die Analyse in ABAQUS [1] werden analog zu Kapitel 3.4.3 durchgeführt.

In Abbildung 4.18 ist die Querschnittstemperatur nach 30 Minuten Temperaturbelastung entsprechend der ETK dargestellt. Die maximale im Querschnitt auftretende Temperatur liegt am Außenrand bei  $\theta_a = 732,6 \text{ }^\circ\text{C}$ .

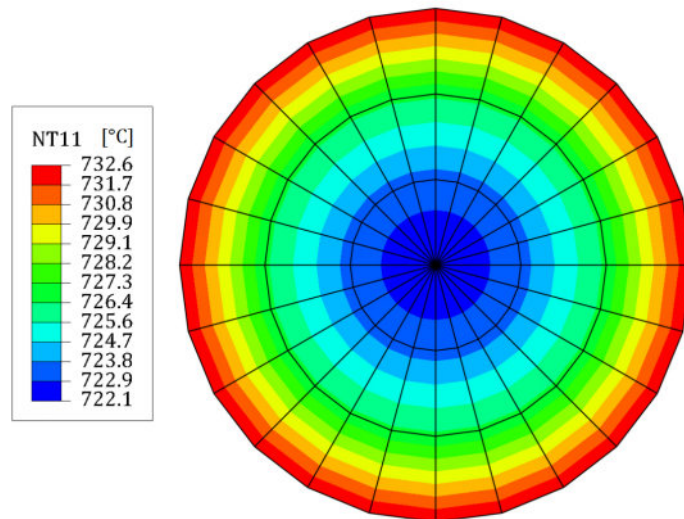


Abbildung 4.18: Querschnittstemperaturverteilung nach 30 Minuten ETK-Belastung aus numerischer Analyse in ABAQUS [1]

#### Tragfähigkeitsnachweis des Zugliedes im Brandfall

- Bemessungsschnittgröße:

$$N_{Ed,fi} = 151,47 \text{ kN ; (siehe EDV)}$$

- Bemessungswert der Festigkeit bei erhöhter Temperatur:

$$\theta_a = 732,6 \text{ °C}$$

$$k_{y,\theta} = 0,191$$

$$f_{y,d,fi} = k_{y,\theta} \cdot f_{y,k,t>40} / \gamma_{M,fi} = 0,191 \cdot 215 / 1,0 = 41,065 \text{ N/mm}^2$$

- Nachweis der Zugtragfähigkeit:

$$\eta_{fi} = \frac{N_{Ed,fi}}{N_{pl,\theta,Rd,fi}} = \frac{151.470}{41,065 \cdot 2.830} = \frac{151.470}{116.214} = 1,30 \geq 1,0 \quad \not\checkmark$$

Der Brandschutznachweis für die Stahlunterspannung ist nicht erfüllt. Zunächst kann zur Verbesserung eine Erhöhung der Stahlfestigkeit in die Festigkeitsklasse S 355 vorgenommen werden:

$$f_{y,d,fi} = k_{y,\theta} \cdot f_{y,k,t>40} / \gamma_{M,fi} = 0,191 \cdot 335 / 1,0 = 63,985 \text{ N/mm}^2$$

- Nachweis der Zugtragfähigkeit bei erhöhter Stahlzugfestigkeit:

$$\eta_{fi} = \frac{N_{Ed,fi}}{N_{pl,\theta,Rd,fi}} = \frac{151.470}{63,985 \cdot 2.830} = \frac{151.470}{181.078} = 0,84 \geq 1,0 \quad \checkmark$$

Der Tragfähigkeitsnachweis für das Zugglied im Brandfall ist trotz der hohen Bauteiltemperatur erfüllt. Die Festigkeit des Stahls ist ausreichend, allerdings sinkt gleichzeitig auch der E-Modul um den Faktor  $k_{E,\theta} = 0,117$  stark ab. Dadurch kommt es zu großen Verformungen im Unterzug, wodurch die vorherrschende Zugkraft abgebaut wird. Dies wiederum hat große Auswirkungen auf das globale Tragsystem, da die unterstützende Wirkung der Unterspannung gemindert wird. Der gekrümmte Obergurt erfährt eine deutlich stärkere Durchbiegung. Verformungsuntersuchungen in RStab8 unter Ansatz der Temperatureinwirkung auf die Unterspannung führen zu Durchbiegungen im Obergurt von mehr als  $u_z = 55$  cm. Dadurch wird im gekrümmten Holzbinder zum einen die Normalkraft auf  $N_{d,fi} = 91,67$  kN reduziert, zum anderen vervielfacht sich das einwirkende Biegemoment auf  $M_{d,fi} = 219,73$  kNm. Dieser zusätzlichen Belastung hält der Obergurt bei einem Ausnutzungsgrad im Brandfall von  $\eta_{fi} = 1,26$  - Brandschutzbemessung in RStab8: HOLZ Pro - nicht mehr Stand.

Insgesamt kann festgehalten werden, dass der Tragfähigkeitsnachweis für die Stahlunterspannung als Bauteil erfolgreich geführt werden kann. Das globale Tragsystem hingegen verformt sich infolge der Temperaturdehnung des Stahls aber so stark, dass das Gesamtsystem - in diesem Fall der Obergurt - versagt.

Von einer Anpassung der Abmessungen des Holzbinders zur Aufnahme der zusätzlichen großen Biegemomente wird im Folgenden abgesehen. Im Fokus wird stattdessen der Einsatz eines Brandschutzsystems auf der Unterspannung zur Reduzierung der thermischen Dehnung stehen. Gleichzeitig kann auf eine Erhöhung der Stahlzugfestigkeitsklasse verzichtet werden, da durch das Brandschutzsystem niedrigere Temperaturen eingehalten und somit auch der Nachweis mit einem Baustahl S 235 erfolgreich geführt werden kann.

### 4.4.5.3 Einsatz eines DSBBBS und einer Holzmanschette zum Schutz der Stahlunterspannung im Brandfall

Zur Reduzierung der Querschnittstemperatur des RD 60 nach 30 Minuten Brandbelastung gemäß ETK werden im Folgenden zwei Brandschutzsysteme untersucht. Da es mittlerweile eine Zulassung für DSBBBS bei auf Zug belasteten Kreisvollprofilen gibt (HENSOTHERM 420 KS [61]), kann die Dimensionierung der erforderlichen Trocken-

schichtdicke des DSB über das entsprechende technische Merkblatt erfolgen. In Abhängigkeit vom Lastausnutzungsgrad  $\eta_{fi,zug}$  sowie dem U/A-Verhältnis des Querschnittes kann dort entsprechend der gewünschten Höchsttemperatur die erforderliche Trockenschichtdicke abgelesen werden.

Die Stahlunterspannung mit dem RD 60 Profil besitzt ein U/A-Verhältnis von  $\frac{U}{A} = 67 \text{ m}^{-1}$ , im technischen Merkblatt sind hingegen nur Trockenschichtdicken im Bereich von  $133 \text{ m}^{-1} < \frac{U}{A} < 200 \text{ m}^{-1}$  vorgegeben. Dennoch werden hier die Werte bei  $\frac{U}{A} = 133 \text{ m}^{-1}$  verwendet. Dies ist bei einer geringeren Oberfläche in Bezug auf das Volumen möglich, da sich die kleinere Wärmeeinzugsfläche positiv auf die Querschnittstemperaturen auswirkt.

Die erforderliche Trockenschichtdicke des DSB wird dementsprechend auf  $d_{trocken,erf} = 2,5 \text{ mm}$  festgelegt und analog zu den bisherigen zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen in ABAQUS [1] (vgl. Kapitel 4.2.1) modelliert.

Bei dem zweiten Brandschutzsystem, welches hier untersucht wird, soll durch die Ummantlung des RD 60 mit Holzmanschetten die Feuerwiderstandsklasse R 30 erreicht werden. Im Rahmen dieser Arbeit sind dazu bereits Laborversuche an kleinen Versuchskörpern sowie eine numerische Untersuchung zur Validierung der temperaturabhängigen Materialparameter des Holzes durchgeführt worden. Unter Ansatz der gewonnenen Erkenntnisse kann nun eine zweidimensionale Temperaturfeldanalyse am RD 60 erfolgen. Dabei wird der RD 60 mit einer  $d_{Holz} = 35 \text{ mm}$  dicken Holzmanschette ummantelt. Eine geringere Holzdicke ist aufgrund des Abbrandes und der daraus entstehenden Gefahr, dass die Manschette abfallen könnte, nicht ohne Weiteres möglich. In Abbildung 4.15 kann gezeigt werden, dass unabhängig von der Holzdicke nach 30 Minuten ETK-Belastung ca. 21 mm Holz verkohlt sind und durch die Pyrolyse weitere ca. 5,5 mm eine verringerte Tragfähigkeit aufweisen. Die Resttragfähigkeit nach 30 Minuten Abbrand beträgt demnach:

$$f_{k,ges} = (35 - 21 - 5,5) \cdot f_k + 5,5 \cdot f_{k,red} = 8,5 \text{ mm} \cdot f_k + 5,5 \text{ mm} \cdot f_{k,red} \quad (4.9)$$

Die Manschette muss zudem lediglich ihr Eigengewicht tragen, da sie nicht mechanisch mit der tragenden Konstruktion des Dachbinders verbunden wird. Daher wird hier zunächst angenommen, dass die restliche tragende Holzschicht ausreichend lange

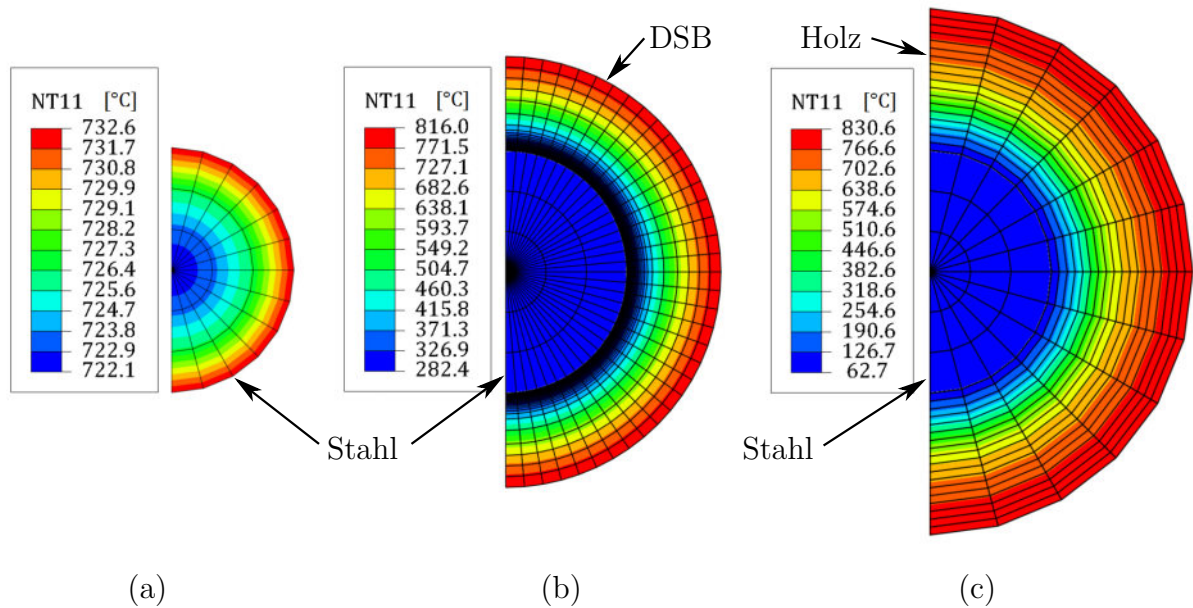


Abbildung 4.19: Nach 30 Minuten ETK-Belastung in ABAQUS [1] am RD 60 ermittelte Temperaturverteilungen ohne (a), mit 2,5 mm DSB-Beschichtung (b) und mit 35 mm Holzmanschette (c) als Brandschutzsystem

vor dem Abfallen schützt. Zur Absicherung dieser Annahme besteht allerdings weiterer Forschungsbedarf.

Die Modellbildung in ABAQUS [1] erfolgt mit den bei der Validierung verwendeten Materialparametern, zudem wird auf der sicheren Seite liegend von einem thermisch idealen Kontakt zwischen Holz und Stahl ausgegangen, wie er auch beim DSBBS besteht.

In Abbildung 4.19 sind die Ergebnisse der zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen nach 30 Minuten ETK-Belastung dargestellt. Der Farbverlauf bildet die Materialtemperatur in °C ab. In Bild (a) wird zum Vergleich die Querschnittstemperatur mit  $\theta_{a,unge,max} = 732,6$  °C des ungeschützten RD 60 Profils aufgezeigt.

Daneben ist in (b) der mit DSBBS geschützte Stahlquerschnitt dargestellt. Der DSB ist weit aufgeschäumt und konnte durch seine gute thermische Schutzwirkung die Stahltemperatur auf  $\theta_{a,unge,max} = 282,4$  °C reduzieren. In diesem Temperaturbereich liegt gemäß DIN EN 1993-1-2; Tab. 3.1 keine Abminderung für die effektive Fließgrenze des Stahls vor.

Demnach ergibt sich für den Tragfähigkeitsnachweis im Brandfall:

$$f_{y,d,fi} = k_{y,\theta} \cdot f_{y,k,t>40} / \gamma_{M,fi} = 1,00 \cdot 215 / 1,0 = 215 \text{ N/mm}^2$$

- Nachweis der Zugtragfähigkeit:

$$\eta_{fi} = \frac{N_{Ed,fi}}{N_{pl,\theta,Rd,fi}} = \frac{151.470}{215 \cdot 2.830} = \frac{151.470}{608.450} = 0,25 \geq 1,0 \quad \checkmark$$

Der Nachweis der Zugtragfähigkeit kann erfolgreich geführt werden. Die Temperaturerhöhung im Stahl mit  $\Delta\theta = 262,4 \text{ }^\circ\text{C}$  wird zur Kontrolle als thermische Einwirkung auf die Unterspannung im RStab8-Modell des Dachtragwerkes eingefügt. Während die Normalkraft im hölzernen Obergurt im Vergleich zum ungeschützten Profil auf  $N_{d,fi} = 132,88 \text{ kN}$  steigt, sinkt das einwirkende Biegemoment um mehr als die Hälfte auf  $M_{d,fi} = 85,23 \text{ kNm}$  ab. Der Brandschutznachweis des Biegestabs mit Druckkraft kann bei einem Ausnutzungsgrad von  $\eta_{fi} = 0,66$  erfolgreich geführt werden.

Insgesamt erfüllt diese Brandschutzmaßnahme des DSBBS auf der Unterspannung die Anforderung R 30 an den Dachbinder.

Abschließend wird die Brandschutzmaßnahme Holzmanschette untersucht. In Abbildung 4.19 (c) ist die numerisch ermittelte Temperaturverteilung nach 30 Minuten Brandbelastung dargestellt. Zunächst kann festgestellt werden, dass die Stahltemperatur mit  $\theta_{a,Holz,max} = 62,7 \text{ }^\circ\text{C}$  vernachlässigbar niedrig ist. Der Stahl hat sich in den 30 Minuten um lediglich  $\Delta\theta = 42,7 \text{ }^\circ\text{C}$  erwärmt. Demnach müssen weder die mechanischen Materialeigenschaften des Stahls verringert werden, noch hat die thermische Dehnung, die noch geringer ist als beim DSBBS, einen entscheidenden Einfluss auf das Tragverhalten der Gesamtkonstruktion.

Des Weiteren kann anhand der Anpassung der Farbskala an die Temperaturgrenzen der Verbrennungszonen in Abbildung 4.20 abgelesen werden, wie groß der tragfähige Restquerschnitt des Holzes ist. Die Holzkohleschicht (rot) ist in der numerischen Simulation 13 Elemente tief vorgedrungen. Das entspricht einer Abbrandtiefe von ca.  $d_{Kohle} = (13/18) \cdot 35 \text{ mm} = 25 \text{ mm}$  und liegt etwas über den Werten bei einem eindimensionalen Vordringen der Temperaturfront. Die Pyrolysezone (grün) sowie der ungeschädigte Holzbereich (blau) sind jeweils ca. 2,5 Elemente groß und sind somit je ca.  $d = 5 \text{ mm}$  stark. Damit liegt der vorhandene Abbrand etwa 4 mm höher als erwartet, was mit der runden Holzmanschettengeometrie erklärt werden kann. Es kommt

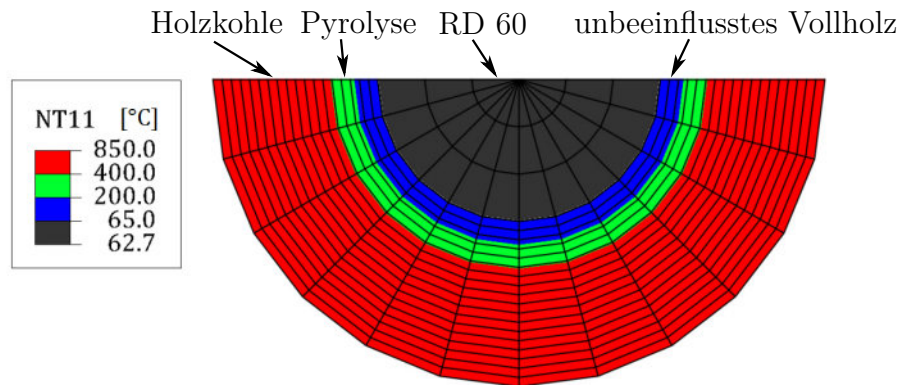


Abbildung 4.20: Zonen der Verbrennung in der Holzmannschette mit Holzkohle, Pyrolysezone und unbeeinflusstem Bereich nach 30 Minuten ETK-Belastung aus ABAQUS [1]

am ganzen Querschnitt zu einem erhöhten Eckabbrand infolge der mehrdimensionalen Einwirkungsrichtung des Brandes.

Insgesamt kann festgestellt werden, dass ein tragfähiger Restquerschnitt zur Lagesicherung vorhanden ist. Ob dieser ausreichend groß dimensioniert ist, muss in weiteren Untersuchungen erforscht werden, was aber nicht mehr Bestandteil dieser Arbeit ist.

#### 4.4.5.4 Bewertung der Brandschutzsysteme

Da das Tragsystem durch die Erhöhung der Stahlfestigkeit in der Unterspannung weiterhin nicht der Feuerwiderstandsklasse R 30 entsprechen konnte, sind zwei Brandschutzsysteme untersucht worden. Dabei konnte mit beiden Systemen der erforderliche Brandschutznachweis erfüllt werden.

Die numerisch ermittelte Stahltemperatur unter Verwendung eines DSBBS ist allerdings kritisch zu hinterfragen, da es an auf Zug beanspruchten Bauteilen häufig zu Rissbildung und Abplatzungen am DSB kommt, was den Schutzeffekt merklich reduziert. Gemäß der Zulassung des DSB wird aber eine Temperatur unter 400 °C erreicht. Bei der Dimensionierung der hölzernen Bauteile ist im Brandfall also mit stärkeren thermischen Dehnungen im Unterzug zu rechnen, als die numerische Untersuchung nahelegt.

Das Schutzsystem mit Holzmannschette hingegen erreicht im Vergleich deutlich nied-

rigere Temperaturen. Die schützende Kohleschicht bleibt während der 30 Minuten Branddauer bestehen und wird erst bei Temperaturen jenseits 1000 °C abgebaut. Der tragfähige Holzkern ist bei einer 35 mm starken Manschette noch 10 mm groß. Es bleibt kritisch zu hinterfragen, ob dies ausreichend ist, oder ob die Holzschichtdicke erhöht werden muss, um ein Herabfallen des Schutzsystems innerhalb der 30 Minuten zu verhindern. Von der thermischen Schutzwirkung ausgehend ist eine 35 mm starke Holzmannschette als ausreichend anzusehen.

Insgesamt können mit Holzmannschetten sehr gute thermische Schutzwirkungen erreicht werden, auch wenn das Bauteil durch die Holzschicht dann als brennbar einzustufen ist. Aus ökologischer Sicht kann ein Stahlbauteil durch den nachwachsenden Rohstoff Holz geschützt werden. Der Kostenfaktor bei Holzmannschetten ist aufgrund des Holzpreises eher als gering einzuschätzen, zumal der Montageaufwand im Vergleich zum aufwendigen Beschichten nicht als höher zu bewerten sein wird.

Die Dauerhaftigkeit des Brandschutzsystems Holzmannschette stellt zudem kein großes Problem dar, da diese analog zu anderen Holzbauteilen im Innenbereich zu bewerten ist. DSBBS hingegen sind in der Regel nach spätestens 25 Jahren zu erneuern bzw. instand zu setzen.

### 4.4.5.5 Zusammenfassung

Die Bemessung der Stahlunterspannung des hölzernen Dachbinders im Brandfall ist mithilfe von zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen durchgeführt worden. Bleibt das Profil ungeschützt, so kann der Tragfähigkeitsnachweis aufgrund der hohen Bauteiltemperatur nur bei Verwendung einer höheren Festigkeitsklasse des Stahls erfolgreich geführt werden. Allerdings kommt es dabei zu großen thermischen Dehnungen und damit zu einem Abbau der Zugspannungen in der Unterspannung, was zum Versagen des globalen Tragsystems führt, da der gekrümmte Holzträger nun einem Vielfachen der ursprünglichen Biegemomentenbeanspruchung ausgesetzt wird.

Zur Reduzierung der thermischen Dehnungen wird demnach ein Brandschutzsystem benötigt, welches die Stahltemperatur innerhalb der 30 Minuten ETK-Belastung niedrig hält. Dazu sind zum einen ein DSBBS und zum anderen eine Holzmannschette am RD 60-Stahlprofil angeordnet worden. Mit beiden Systemen kann die Stahltemperatur



erheblich gesenkt und somit die Tragfähigkeit des Dachbinders für eine Feuerwiderstandsklasse R 30 nachgewiesen werden.

Auffällig ist dabei die sehr gute thermische Schutzwirkung der Holzmanschette, welche eine Erwärmung des Stahlquerschnitts von lediglich  $\Delta\theta = 42,7\text{ °C}$  in den 30 Minuten zulässt. Zudem kann anhand der Temperaturverteilung im Holzquerschnitt der Abbrand und somit der tragfähige Restquerschnitt der Holzmanschette bestimmt werden. Weiterführende Untersuchungen sind notwendig, um das Abfallen der Holzmanschette aufgrund des Versagens der Befestigungsmittel vor Erreichen der 30 Minuten Brandbeanspruchung bewerten zu können.

Insgesamt scheint es mit der Holzmanschette als Brandschutzsystem für Zugglieder eine Alternative zum DSBBS zu geben, die einige Vorteile bieten kann.

#### **4.4.6 Zusammenfassung**

In diesem Kapitel ist im Rahmen der Variantenuntersuchung ein Dachtragwerk in kombinierter Holz-Stahlbauweise konzipiert und bemessen worden. Dabei sind für den hölzernen gekrümmten Obergurt und die Unterstützungen alle erforderlichen Tragfähigkeitsnachweise im Grenzzustand der Tragfähigkeit sowie alle Brandschutznachweise gemäß DIN EN 1995-1-2 + NA [25] geführt worden. Zum Schutz der stählernen Kreisvollprofil Unterspannung im Brandfall werden sowohl ein DSB als auch eine Holzmanschette als Brandschutzsystem numerisch untersucht. Beide Systeme eignen sich demnach, um eine Feuerwiderstandsklasse R 30 für das Dachtragwerk zu erreichen. Dennoch bleiben im Falle des DSB bezüglich Rissbildung und Abplatzungen in der Numerik als auch bei den Holzmanschetten aufgrund der erforderlichen ausreichend langen Haltedauer an der Unterspannung Fragen offen, deren Klärung in zukünftigen Untersuchungen erfolgen muss.

### **4.5 Zusammenfassung und Schlussfolgerung**

Im Rahmen der Variantenstudie ist der ungeschützte Fachwerkbinder mit einem DSBBS versehen und brandschutztechnisch nachgewiesen worden. Die erforderlichen Trockenschichtdicken des DSB sind technischen Merkblättern entnommen und die Stahltem-

peraturen über zweidimensionale Temperaturfeldanalysen mit hohem Modellaufwand ermittelt worden. Das Schutzverhalten des DSB auf Zuggliedern liefert in den numerischen Analysen sehr optimistische Werte, da Rissbildung infolge der Bauteildehnung sowie daraus entstehende Abplatzungen des DSB nicht berücksichtigt werden. Diesbezüglich besteht weiterhin Forschungsbedarf.

Alternativ zum DSBBS sind Holzmanschetten zum Schutz der Stahlbauteile in einer zweiten Variante des Dachtragwerkes untersucht worden. Dazu sind experimentelle und numerische Analysen mit dem Ergebnis durchgeführt worden, dass sowohl die temperaturabhängigen thermischen Materialparameter des Holzes als auch das Abbrandverhalten numerisch sehr genau vorhergesagt werden können. Diese Variante ermöglicht neben neuen gestalterischen Möglichkeiten eine sehr geringe Erwärmung der Stahlbauteile im Brandfall, was zu vernachlässigbaren thermischen Dehnungen innerhalb der Tragkonstruktion führt.

Inwieweit Holz für Feuerwiderstandsklassen jenseits R 30 eingesetzt werden kann, ist in dieser Arbeit nicht näher untersucht worden. Des Weiteren besteht noch Forschungsbedarf bei der Ermittlung der erforderlichen Holzschichtdicke zur mechanischen Sicherung der Holzmanschette über die Feuerwiderstandsdauer.

## 5 Vergleich der Konstruktionsvarianten

### 5.1 Einleitung

Nachdem in dieser Arbeit zwei Konstruktionsvarianten mit unterschiedlichen Brandschutzsystemen bemessen worden sind, soll in diesem Kapitel ein Vergleich und eine Bewertung der Konstruktions- und Brandschutzvarianten erfolgen. Dabei sind die geometrischen Randbedingungen in den Varianten gleich geblieben. Dadurch ändert sich die Belastung des Tragsystems nur aufgrund des Eigengewichts der Konstruktionen. Zusätzlich werden einige Vorschläge zur Realisierung der Knotenpunkte im Hinblick auf die brandschutztechnischen Anforderungen ausgearbeitet.

## 5.2 Gegenüberstellung und Bewertung der Konstruktionsvarianten

Zu Beginn dieser Arbeit ist ein ungeschützter Stahlfachwerkträger im Grenzzustand der Tragfähigkeit nachgewiesen worden. Bei Sporthallen besteht an die tragenden Bauteile von ungeschützten Dachkonstruktionen die Anforderung einer Feuerwiderstandsklasse R 30. Die Bemessung der ungeschützten Konstruktion im Brandfall ist unter Ansatz einer ETK-Beanspruchung nicht möglich, auch eine Überdimensionierung der Querschnitte erscheint nicht wirtschaftlich, zumal diese bei Bestandsgebäuden ohnehin nicht möglich ist.

Unter Ansatz von Naturbrandszenarien innerhalb der Sporthalle können deutlich niedrigere Stahltemperaturen im Fachwerkbinder erzielt werden. Sowohl das vereinfachte Verfahren *Lokaler Brand* als auch das genaue Verfahren mittels FDS [29] liefern vergleichsweise gute Ergebnisse. Dabei ist bei der Brandlast von einer Versammlungsstätte ausgegangen worden, was in Anbetracht der tatsächlichen Brandlasten in einer Sporthalle mit der dafür vorgesehenen Nutzung durchaus als konservativ angesehen werden kann.

Ist die Verwendung der ETK zur Bemessung im Brandfall hingegen unumgänglich, so kann ein ungeschütztes Stahlfachwerk nicht realisiert werden. Aber durch ein reaktives Brandschutzsystem auf den Stahloberflächen kann die Querschnittstemperatur deutlich gesenkt werden. Entsprechend den Zulassungen für DSBBS sind mit einigen Produkten Feuerwiderstandsklassen bis R 90 mit einer entsprechenden Trockenschichtdicke des DSB auf druck- und biegebeanspruchten Bauteilen möglich. Als problematisch stellen sich aber vor allem Zugglieder dar, da es an ihnen zu erhöhter Rissbildung und zu Abplatzungen des DSB infolge der thermischen Dehnungen kommt. Für Dachtragwerke im Sporthallenbau kann durch DSBBS die Feuerwiderstandsklasse R 30 eingehalten werden, da es mittlerweile eine erste Zulassung für DSBBS auf Zuggliedern gibt.

Der Baustoff Holz samt seiner thermischen Materialparameter ist normativ geregelt und kann daher auch als Brandschutzsystem verwendet werden. Die Labor- und numerischen Untersuchungen zeigen den guten Wärmeschutzeffekt des Holzes. Demnach ist das Ummanteln von Stahlzuggliedern mit Holzmanschetten eine sinnvolle Alternative, die auch relativ leicht herzustellen ist. Sollen beispielsweise runde Manschetten montiert

werden, so können vorab zwei Halbschalen erstellt werden, in deren Kern die entsprechende Stahlquerschnittsabmessung herausgefräst wird. Um etwaige Durchbiegungen des Stahlbauteils aufgrund unterschiedlicher mechanischer Auslastung ausgleichen zu können, sollten diese Ausfräsungen etwas größer als der tatsächliche Querschnitt ausgeführt werden. Zur Montage am Stahlbauteil können die Stoßkanten der Halbschalen vor Ort mit Leim und mechanischen Verbindungsmitteln fest miteinander um das Stahlteil verbunden werden. Diese Schutzmaßnahme ist in geschützten Innenbereichen ebenso dauerhaft wie andere tragende Holzbauteile.

Die Verwendung von Holzbauteilen im Dachtragwerk stellt zudem eine generelle Alternative zu Stahlbauteilen dar. Gängige Bauprodukte wie Brettschichtholz, aber vor allem innovative Produkte wie die BauBuche weisen mittlerweile hohe Festigkeiten von  $f_{m,k,BauBuche} = 70 \text{ N/mm}^2$  auf, sodass auch mit ihnen sehr schlanke Konstruktionen möglich sind. Die Kohleschicht, welche Holz im Brandfall infolge der Pyrolyse bildet, schützt den inneren Kern der Holzbauteile. Aufgrund der häufig geringeren Belastung im Brandfall reicht der Restquerschnitt oft zur Erlangung der Feuerwiderstandsklasse R 30. Problematisch an Holzbauteilen ist deren Wärmebeitrag während des Brandes. Zudem kann Holz als brennbarer Baustoff nicht eingesetzt werden, wenn nicht-brennbare Baustoffe - wie Beton und Stahl - im Brandfall gefordert sind.

Für den Fall von Dachtragwerken im Sporthallenbau sind Holzbauteile aber durchaus zulässig. Daher ist das Dachtragwerk, bestehend aus einem gekrümmten Holzobergurt samt Stahlunterspannung mit Holzmannschette, eine interessante Alternative zu Stahltragwerken mit DSBBS, die darüber hinaus bezüglich ihrer brandschutztechnischen Dauerhaftigkeit analog zu anderen Holzbauteilen zu bewerten ist.

### 5.3 Realisierbarkeit von Knotenpunkten im Brandfall

Die Bemessungen der Bauteile sind im Grenzzustand der Tragfähigkeit sowie im Brandfall durchgeführt worden. Als kritisch erweisen sich häufig die Knoten- und Verbindungspunkte. Zum einen muss die Kraftübertragung gewährleistet werden, zum anderen müssen auch die Verbindungsmittel entsprechend den Brandschutzanforderungen im Brandfall ausreichend lange tragfähig sein. Dazu muss insbesondere an Bauteilüber-

gängen darauf geachtet werden, dass die Verbindungsmittel geschützt sind.

Am Stahlfachwerkbinder sollen die Knotenpunkte über Bleche und Schweißverbindungen hergestellt werden. Da die gesamte Konstruktion mit DSBBS geschützt wird, kommt dieses auch auf den Knotenpunkten zum Einsatz.

In diesem Abschnitt wird der Fokus daher auf die brandschutztechnische Durchbildung der Knotenpunkte am unterspannten Holzbinder gelegt, an dem Holzmannschetten als Brandschutzsystem verwendet werden. Im Folgenden sind dazu einige Prinzipskizzen samt den grundsätzlichen Überlegungen zu den brandschutztechnischen Anforderungen dargestellt.

### 5.3.1 Auflagerdetail am unterspannten Holzbinder

In Abbildung 5.1 ist ein Lösungsvorschlag als Prinzipskizze zum Auflagerdetail am unterspannten Holzbinder in der Draufsicht sowie im Schnitt abgebildet. Zunächst soll in den Holzbinder der Kanal für den Zugstab RD 40 S 460 N eingebohrt werden. An der Position des Verbindungsmittels Augenstab muss diese Bohrung etwas aufgeweitet werden. Des Weiteren erfolgt die Schlitzung des Holzbinderkopfes, in die später das Stegblech eingeschoben werden soll. Der RD 40 Zugstab, an dessen anderen Ende ein Gewinde aufgebracht worden ist, wird durch die Bohrung geschoben. Das Stegblech, welches mit dem Flansch und Auflageblech verschweißt ist, wird so in den Schlitz geschoben, dass mittels Passbolzen der Augenstab mit dem Steg verbunden werden kann. Gleichzeitig wird mit diesem Passbolzen der Holzbinder in seiner Position gesichert. Die verschweißten Bleche dienen zudem der Gabellagerung am Auflager und sind über Schwerlastanker mit der Stahlbetonstütze verbunden. Zur Kraftübertragung in die Bleche werden Stabdübel vorgesehen. Der Passbolzen im Augenstab wird etwas versenkt im Holzbinder befestigt, sodass anschließend das Bolzenloch durch eine dem Bohrloch entsprechende Holzkappe verschlossen werden kann. Das schließt sowohl eine direkte Beflammung des Bolzens, als auch der Bleche und des Zugstabes im Binderbereich aus.

In die RD 60 Unterspannung aus S 235 wird ebenfalls ein Gewinde eingefräst. Über diese Gewinde können die beiden Zugstäbe miteinander verbunden werden. Aufgrund der Querschnittsschwächung im RD 60 ist die Verwendung eines S 355 in der Unter-

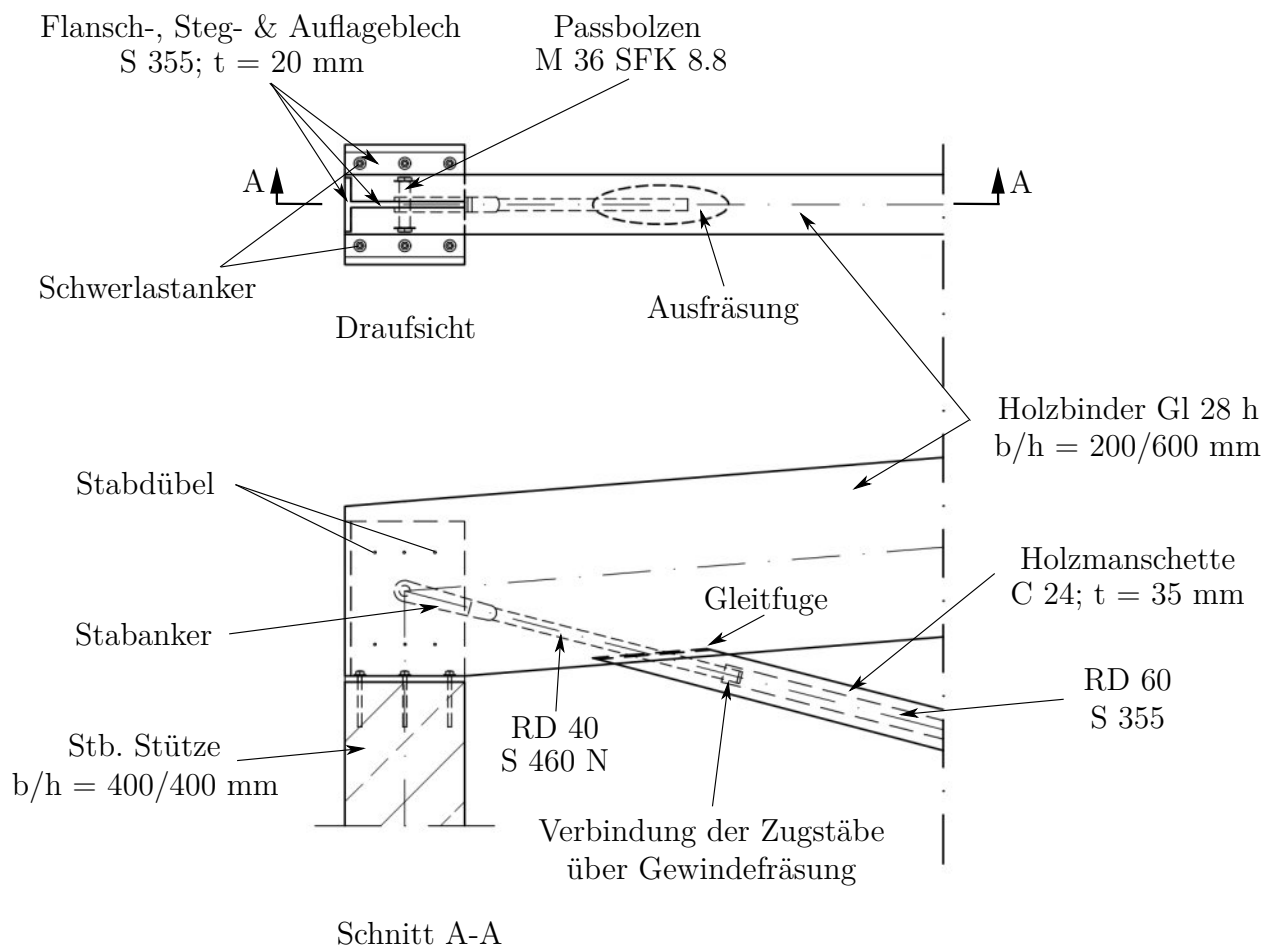


Abbildung 5.1: Prinzipskizze zum Auflagerdetail am unterspannten Holzbinder

spannung notwendig. Die Unterspannung wird mittels 35 mm starker Holzmanschette vor der Beflammung geschützt. Im Übergangsbereich Holzbinder zu Holzmanschette wird der Holzbinder etwa 30 mm tief in der Form ausgefräst, dass die Holzmanschette in diese Vertiefung passt. Durch diese Verbindung sind gewisse Dehnungen im Zugseil problemlos möglich, während der Übergang von Holzummantlung zu Holzbinder geschlossen bleibt. In diesem Detail ist der Zugstab demnach vollständig durch Holz vor direkter Beflammung geschützt und eine Feuerwiderstandsdauer R 30 kann im Zugstab gewährleistet werden.

### 5.3.2 Anschlussdetails an den Unterstützungen des Holzbinders

Die inneren Unterstützungen, welche am Übergang von geradem zu gekrümmtem Obergurt angeordnet sind, liegen gleichzeitig auch am Montagestoß des Obergurtes. Dadurch

bleiben die Längen der zu transportierenden Einzelbauteile vergleichsweise gering und bei der Herstellung kann der gekrümmte Bereich separat produziert werden. In Abbildung 5.2 ist oben (a) die Prinzipskizze zum Montagestoß im Obergurt dargestellt. Diese Verbindung muss größtenteils Drucknormalkraft übertragen. Der Stoß wird über ein eingeschlitztes Lochblech realisiert, welches mit Stabdübeln mit den Obergurteilen verbunden wird. Von diesem Lochblech geht ein kleineres Blech ab, welches in die Unterstützung eingeschlitzt wird. Die Unterstützung wird dadurch in der Lage gesichert. Die Druckkraftübertragung kann dabei entweder über die Stabdübel oder über den Kontakt zum Obergurt erfolgen.

Die Stahlteile in diesem Montagestoß sind allseitig vor direkter Beflammung geschützt. Der Restquerschnitt ist nach 30 Minuten Brandbelastung in der Lage, die Druckkraft zu übertragen (vgl. Nachweisführung im Brandfall). Aufgrund der Massigkeit des Querschnittes sind trotz Querschnittsschwächung auf beiden Seiten des Lochblechs durch den Abbrand mehr als 6 cm tragfähiges Holz vorhanden.

Das Anschlussdetail zwischen den Zugstäben und dem Druckstab ist in der unteren Prinzipskizze (b) von Bild 5.2 abgebildet. Die Zugstäbe werden über einen Winkelanker (z.B. BESISTA [5]) miteinander verbunden. An diesen Winkelanker kann ein Druckblech mittels eines Passbolzens angeschlossen werden. Das Druckblech wird in den Druckstab eingeschlitzt und durch Stabdübel verbunden. Für die Aussteifung des Knotenpunktes in Hallenlängsrichtung, was ein seitliches Ausweichen des Knotenpunktes verhindern soll, wird am Ende des Druckblechs eine Bohrung angeordnet, durch welche die Längsaussteifung geführt und angeschlossen werden kann.

Die Zugstäbe werden im Brandfall über Holzmanschetten geschützt. Der Knotenpunkt samt Druckblech und Winkelanker kann über beidseitig angeordnete Holzscheiben mit ausreichender Dicke und entsprechender Ausfräsung ummantelt werden. Dabei können die Holzmanschetten ein wenig in die Holzscheibe geführt werden, um einen fugenlosen Übergang zu gewährleisten. Alternativ können die Stahlteile nach der Montage auch mit einem DSBBS beschichtet werden.

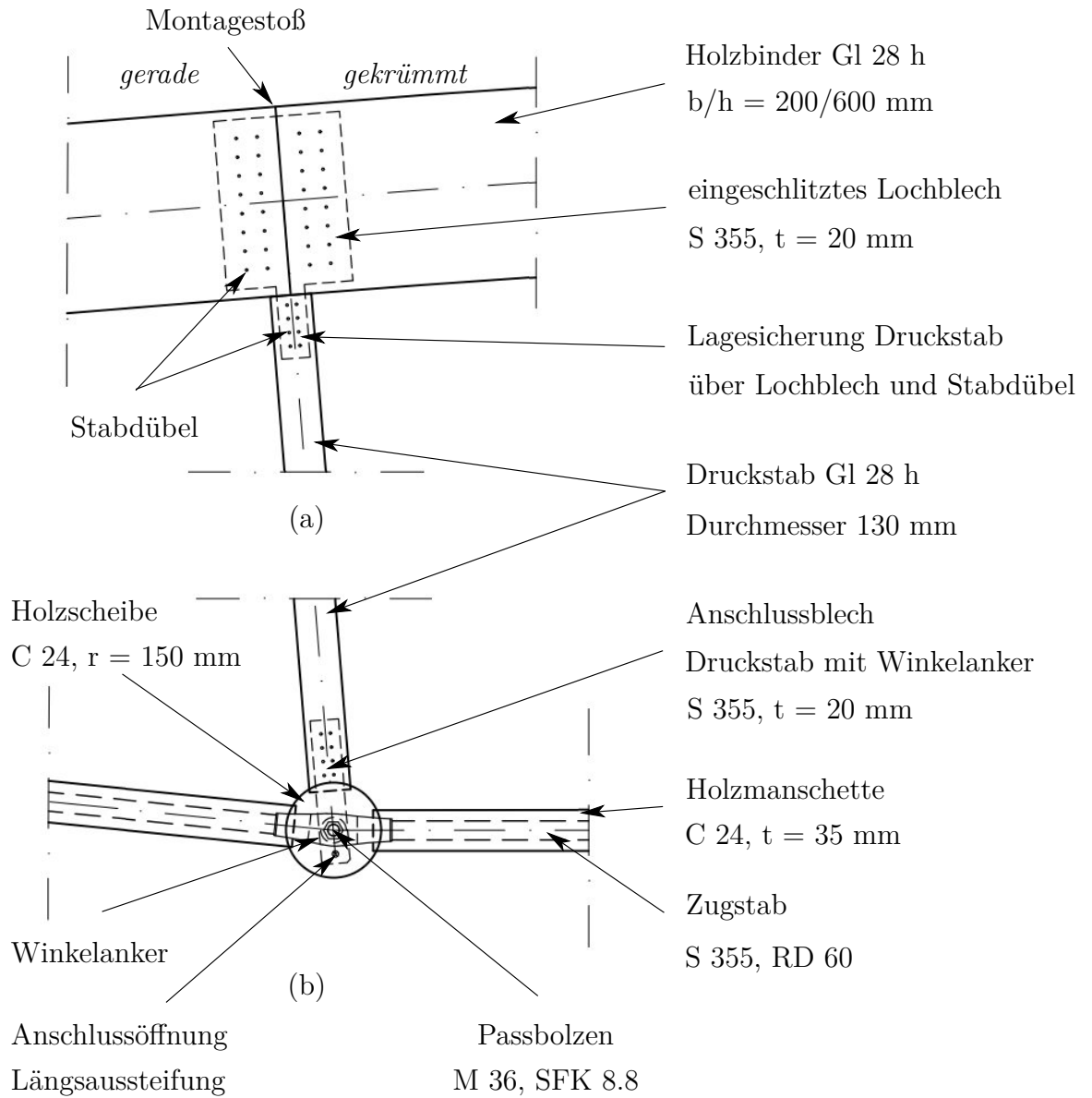


Abbildung 5.2: Prinzipskizzen zu den Details des Montagestoßes (a) und des Knotenpunktes zwischen den Zugstäben und der Unterstützung (b)



## 5.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel sind die wesentlichen Ergebnisse zu den Konstruktionsvarianten gegenübergestellt worden. Der Fokus lag dabei auf den brandschutztechnischen Anforderungen und Lösungsvarianten. Während die ungeschützte Stahlkonstruktion unter Ansatz der ETK nicht ausreichend tragfähig ist, gelingt dies unter Verwendung von DSBBS auf den Profloberflächen. Alternativ ist ein erfolgreicher Brandschutznachweis möglich, wenn Naturbrandmodelle angewendet werden. Die geringen Brandlasten innerhalb von Sporthallen in Kombination mit der relativ großen Gebäudehöhe erzeugen eine deutlich unterhalb der ETK liegende Temperaturbeanspruchung.

Als weitere Variante ist ein Holzbinder verwendet worden, der mit Zugstäben unterstützt wird. Das Brandverhalten von Holz erweist sich dabei als vorteilhaft, weil ein tragfähiger Kern lange bestehen bleibt. Um diesen Umstand auszunutzen, sind zudem Überlegungen und Untersuchungen hinsichtlich eines Brandschutzsystems aus Holz an Stahlbauteilen angestellt worden. Es konnte gezeigt werden, dass mittels einer wenige Zentimeter dicken Holzschicht sehr geringe Querschnittstemperaturen im Stahl erreicht werden. Daher bieten sich Holz-Stahl-Konstruktionen mit Holzmanschette als Alternative zum reinen Stahlbau an. Zudem können die Probleme von DSBBS an Zuggliedern durch die Verwendung von Holzmanschetten umgangen werden.

Abschließend sind zu den Anschlussdetails und Bauteilübergängen hinsichtlich der konstruktiven und brandschutztechnischen Durchbildung Prinzipskizzen angefertigt und näher erläutert worden.

## 6 Zusammenfassung, Schlussfolgerung und Ausblick

### 6.1 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Aus den geometrischen und nutzungorientierten Randbedingungen entstehen bei wett-kampftauglichen Sporthallen große freitragende Dachkonstruktionen, die in der Regel ohne Zwischenabstützungen realisiert werden müssen. Unabhängig von den verwendeten Baustoffen und Tragsystemen müssen laut Niedersächsischer Versammlungsstät-

tenverordnung (NVStättVO) [47] die tragenden Bauteile einer ungeschützten Dachkonstruktion mindestens feuerhemmend ausgebildet werden. Während dieser Forderung bei Spannbetonbindern meist ohne größere Probleme aufgrund der Betondeckung entsprochen werden kann, versagen die filigranen Stahltragwerke in der Regel deutlich vor dem Erreichen einer Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten, wenn sie nicht durch ein Brandschutzsystem geschützt werden. Bei hölzernen Tragwerken wirkt sich die bei der Verbrennung entstehende Kohleschicht positiv auf die Feuerwiderstandsdauer aus, da der Verbrennungsprozess durch die guten wärmedämmenden Eigenschaften der Holzkohle verlangsamt wird und somit lange ein tragfähiger Querschnitt im Inneren erhalten bleibt. Im Rahmen dieser Arbeit wurden Konstruktionsvarianten eines solchen Dachbinders in Stahl- bzw. hybrider Stahl-Holzbauweise unter Berücksichtigung der brandschutztechnischen Anforderungen untersucht. Dabei war es das Ziel, die Konstruktion hinsichtlich der statischen, bau- und brandschutztechnischen sowie wirtschaftlichen Aspekte zu optimieren.

Zunächst sind dafür der Stand der Normung, Technik und Forschung sowie die baurechtlichen und nutzungsorientierten Anforderungen an Sonderbauten des Sporthallenbaus herausgearbeitet worden. Dabei sind die Schutzziele aus der Niedersächsischen Bauordnung sowie jene aus der Niedersächsischen Versammlungsstättenverordnung und der Schulbau-Richtlinie aufgezeigt worden. Zudem sind die daraus resultierenden geometrischen Randbedingungen wie die lichte Höhe unter dem Dachbinder von mindestens 7 m, die Spannweite von 29,50 m und die weiteren Gebäudeabmessungen definiert worden.

Durch die Harmonisierung der technischen Normen in Europa stehen europaweit vergleichbare Berechnungsgrundlagen zur Bemessung von bspw. Stahl- und Holztragwerken zur Verfügung. Diese sogenannten Eurocodes enthalten jeweils im Teil 1-2 die erforderlichen brandschutztechnischen Nachweise, die durch die Nationalen Anhänge (NA) ergänzt werden. Zur Brandschutzbemessung stehen demnach neben verschiedenen Nachweisebenen auch unterschiedlich komplexe Brandmodelle zur Verfügung. In der Regel wird die Normbrandkurve (Einheits-Temperaturzeitkurve) für die Brandschutzbemessung verwendet. Beim Stand der Forschung wird auf aktuelle Entwicklungen bezüglich der Verwendbarkeit von dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen

auf stählernen Zugstäben sowie neue Bauprodukte wie die BauBuche und Verbindungstechniken verwiesen. Auf Grundlage der in diesem Kapitel gewonnenen Erkenntnisse ist anschließend eine Fachwerkbinderkonstruktion in Stahlbauweise entwickelt worden.

Dieser Fachwerkbinder ist 29,50 m lang und an den Traufen 1,8 m sowie im First 3,0 m hoch. Der Obergurt wird aus einem QRO-Profil erstellt, zudem werden die Diagonalen mit RO-Profilen und der Unterzug mit einem halbierten IPE-Profil ausgeführt. Die Belastungen auf das Dachtragwerk setzen sich aus Schneelasten, Windlasten, dem Eigengewicht des Dachaufbaus, Nutzlasten sowie Imperfektionen zusammen, die alle gemäß der Eurocodes ermittelt worden sind. Nach einer händischen Vorbemessung der Bauteile ist auf Grundlage der bisherigen Informationen ein zweidimensionales Stabwerksmodell in RStab8 [51] modelliert worden, an dem die maßgebenden Schnittgrößen zur Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit berechnet werden können. Die Kaltbemessung des Stahlfachwerkbinders erfolgte auf Grundlage von DIN EN 1993-1-1 + NA [21].

Zur Bemessung im Brandfall werden die Querschnittstemperaturen der ungeschützten Stahlbauteile benötigt, welche mit zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen in ABAQUS [1] unter Ansatz der Einheits-Temperaturzeitkurve berechnet wurden. Die in der Kaltbemessung ermittelten Querschnitte können aufgrund der hohen Bauteiltemperaturen und damit stark reduzierten Festigkeits- und Steifigkeitsbeiwerte nicht erfolgreich für den Brandfall bemessen werden. Über die größere Dimensionierung der Querschnitte, also eine Erhöhung der Massigkeit, ist es anschließend gelungen, zumindest die Nachweise auf Bauteilebene erbringen zu können. Allerdings entstehen auch bei diesen Querschnitten große Verformungen auf Gesamttragwerksebene durch die thermischen Dehnungen, sodass Faktoren wie die Stützenverschiebung und Steifigkeitsverluste unberücksichtigt geblieben sind. Daher ist von einer Bemessung über eine größere Dimensionierung der Querschnitte aus bautechnischer und wirtschaftlicher Sicht abzuraten.

Eine alternative Möglichkeit zur Bemessung einer ungeschützten Stahlfachwerkkonstruktion ist der Ansatz von Naturbrandmodellen statt der nominellen Temperaturbeanspruchung. Diese Naturbrandmodelle liefern ein realistischeres Abbild des Brandverlaufes und somit in der Regel niedrigere Raumgastemperaturkurven. Zunächst ist

das vereinfachte Naturbrandmodell *Lokaler Brand* aus Eurocode 1-1-2 Anhang C angewendet worden. Dabei sind die erforderlichen Randbedingungen überprüft und bspw. die charakteristische Brandlastdichte, die Brandentwicklungsdauer, die Wärmefreisetzungsrates sowie einige Auftretenswahrscheinlichkeiten entsprechend den Anforderungen festgelegt worden. Zu diesem Zweck wurde zudem ein Excel-Tool programmiert, in dem die einzugebenden Parameter ausgewählt werden können und unmittelbar die Raumgastemperaturkurve in einer bestimmten Höhe über dem Brandherd ausgegeben wird. Auch die Brandausbreitung sowie der Verlauf der Wärmefreisetzungsrates werden direkt ermittelt.

Manche Angaben in Anhang C waren dabei nicht eindeutig, weswegen zunächst nach einer Beispielrechnung zu *Lokaler Brand* im Bauphysikkalender 2011 [30] verfahren wurde. Es gibt aber zwei weitere Möglichkeiten, wie der Ursprung der Flammenachse  $z_0$  in Höhenrichtung ermittelt werden kann. Je nach dem, wie verfahren wird, ergeben sich andere Raumgastemperaturkurven. Das in der Beispielrechnung genutzte Verfahren lieferte dabei die konservativsten Ergebnisse.

Insgesamt sind bei allen Verfahren deutlich geringere Querschnittstemperaturen aufgrund der geringen Brandlastdichte in Sporthallen bei den zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen ermittelt worden, sodass eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten nachgewiesen werden konnte.

Des Weiteren ist zum Vergleich und zur Verifizierung des vereinfachten Rechenverfahrens eine allgemeine Naturbrandberechnung mit thermodynamischer Simulation in FDS [29] durchgeführt worden. Die Dokumentation orientiert sich an den von Hosser [36] definierten Anforderungen. Dabei sind die für die Modellierung wesentlichen Elemente wie z.B. die Position und Geometrie des Modellraums, welcher auf der Tribüneebene aufgrund der verringerten Deckenhöhe liegt, oder die Beschreibung und Begründung der untersuchten Brandszenarien beschrieben worden. Für die beiden Brandszenarien mit maximalen und minimalen Ventilationsbedingungen sind die Gastemperaturen über Thermoelemente am Fachwerkbinder über die Branddauer aufgezeichnet worden. Dabei konnte gezeigt werden, dass die Gasraumtemperaturen bei normalen Ventilationsbedingungen niedriger liegen als beim vereinfachten Naturbrandmodell *Lokaler Brand*. Zudem konnte eine sehr gute Übereinstimmung des Gastemperaturverlaufes mit

jenem lokalen Brandereignis festgestellt werden, das entsprechend Variante 3 mit festgelegtem Flammenursprung berechnet wird. Dementsprechend scheint das von Hosser [30] angewendete Verfahren beim *Lokalen Brand* konservativer als notwendig zu sein. Analog zu dieser Erkenntnis wurden unter Ansatz des allgemeinen Naturbrandmodells noch niedrigere Stahltemperaturen in ABAQUS [1] berechnet als bereits beim Lokalen Brand, d.h. auch mit den allgemeinen Naturbrandmodellen ist die Bemessung der ungeschützten Stahlkonstruktion gelungen.

Naturbrandmodelle können aber nur unter gewissen Voraussetzungen angewendet werden und erweisen sich in der Umsetzung aufgrund der großen notwendigen Sorgfalt als sehr umfangreich und zeitintensiv. Daher sind im nächsten Schritt dämmschichtbildende Brandschutzsysteme auf die vorher ungeschützten Stahlquerschnitte aufgebracht und deren Effekt in zweidimensionalen Temperaturfeldanalysen unter Ansatz der ETK untersucht worden. Die erzielten Querschnittstemperaturen liegen etwas über jenen, die mit den Naturbrandmodellen ermittelt wurden. Dennoch war es möglich, die Brandschutznachweise erfolgreich zu führen. Problematisch erweisen sich dabei nach wie vor DSBBS auf zugbeanspruchten Bauteilen, weshalb in einer neuen Konstruktionsvariante ein alternatives Brandschutzsystem aus Holz untersucht wurde.

Um das thermische Schutzverhalten von Holzmanschetten an Stahlquerschnitten beurteilen zu können, sind mehrere experimentelle Brandversuche im Hochtemperaturofen durchgeführt worden. Es ist ein eindimensionaler Wärmestrom infolge ETK-Belastung durch Holzplatten verschiedener Stärken in eine darunter befindliche Stahlplatte untersucht worden. Dabei wurden sehr niedrige Stahltemperaturen erreicht, welche die Idee, Holz als Brandschutzsystem zu nutzen, untermauern. Unter Ansatz der Versuchsergebnisse wurden ideelle temperaturabhängige thermische Materialparameter von Holz, die im Anhang B zu Eurocode 5-1-2 angegeben sind, in einer numerischen Untersuchung validiert.

Anschließend wurde ein gekrümmter Holzbinder mit stählerner Kreis-Vollquerschnitt Unterspannung im Grenzzustand der Tragfähigkeit und für den Brandfall bemessen. Die Unterspannung ist dabei einmal mit einem DSBBS sowie alternativ mit einer 35 mm starken Holzmanschette vor der Temperatureinwirkung geschützt worden. In-

samt zeigt sich ein sehr gutes Schutzverhalten der kreisrunden Holzmanschette. Die Stahltemperatur erreicht nach 30 Minuten ETK-Belastung lediglich knapp über 60 °C. Abschließend sind die in dieser Arbeit gewonnenen Ergebnisse vergleichend gegenübergestellt worden, wobei vor allem die Verwendung von Naturbrandmodellen sowie der Einsatz von Holzmanschetten als Brandschutzsystem hervorzuheben sind. Zusätzlich sind Prinzipskizzen angefertigt worden, die mögliche Detaillösungen zu den Knotenpunkten unter Verwendung von Holzmanschetten abbilden.

Für die Konstruktion von Sporthallendächern können durch die Ergebnisse folgende Schlussfolgerungen gezogen werden: Zunächst zeigen die Untersuchungsergebnisse, dass der Ansatz der Einheits-Temperaturzeitkurve bei der Ermittlung der Querschnittstemperaturen viel zu konservative Werte liefert. Die Berechnung mit Naturbrandmodellen, die neben der Brandlastdichte auch den Abstand der Bauteile zum Brandherd und etwaige Ventilationseinflüsse berücksichtigen, erscheint daher eine sinnvolle Alternative zum Einsatz der ETK oder DSBBS zu sein.

Des Weiteren ist gezeigt worden, dass Konstruktionsvarianten in hybrider Stahl-Holzbaupweise neben gestalterischen und ökologischen Vorteilen auch auf brandschutztechnischer Ebene durchaus realisierbar sind. Gerade der Einsatz von Holzmanschetten zum Schutz der Zugstäbe birgt die Vorteile, dass eine Feuerwiderstandsklasse R 30 nachgewiesen werden kann und die Problematik der Rissbildung in DSBBS an Zugstäben umgangen wird.

## 6.2 Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit ist gezeigt worden, dass eine 35 mm starke Holzmanschette ausreichenden Schutz bei einem Brandereignis zum Erreichen einer 30-minütigen Feuerwiderstandsdauer liefert. Allerdings bleibt die Frage zu klären, ob der übrige tragfähige Restquerschnitt ausreicht, um die Lagesicherung des Brandschutzsystems am Zugstab über die Feuerwiderstandsdauer gewährleisten zu können.

Zudem sollte auch eine experimentelle Untersuchung zur Funktionsweise des Brandschutzsystems Holzmanschette an Knotenpunkten durchgeführt werden.

## Literaturverzeichnis

- [1] ABAQUS: Abaqus/Standard Version 6.10, Pawtucket: Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc. 2011.
- [2] AiF Projekt gefördert durch das BMWi: *Prüfverfahren für thermische Materialkennwerte von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen für die Bemessung von Stahltragwerken bei Naturbränden*. Institut für Stahlbau (Leibniz Universität Hannover) und Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (Technische Universität Braunschweig), Leitung: P. Schaumann, Laufzeit: September 2016 bis Februar 2018. [www.stahlbau.uni-hannover.de/projekte.html](http://www.stahlbau.uni-hannover.de/projekte.html)
- [3] AUTODESK: AUTOCAD Architecture. Autodesk, Inc. 2015.
- [4] Bábelová, E.; Balog, K.: *Alterung der intumeszenten Anstriche*. Material Science and Technology, 2006. [www.mtf.stuba.sk/docs/internetovy\\_casopis/2006/2/babelova.pdf](http://www.mtf.stuba.sk/docs/internetovy_casopis/2006/2/babelova.pdf)
- [5] BESISTA International GmbH: *BESISTA Zugstabsysteme*. Bad Boll. [www.besista.com](http://www.besista.com)
- [6] Blume, G. W.: *Ingenieurmodell zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen auf der Basis von experimentell ermittelten Verbrennungseffektivitäten*. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 2003.
- [7] Boddenberg, R.-W.: *Holzbau III Skript - Teil 1*. Institut für Baustatik und Holzbau, Hochschule Wismar, Stand November 2016.
- [8] Deutsche Gesellschaft für Holzforschung (Hrsg.): *Holz Brandschutz Handbuch*. 3. Auflage, Informationsdienst Holz, Ernst & Sohn, München, 2009.
- [9] DGUV Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung: *Sichere Schule - Sporthalle: Bauliche Anforderungen, Sporteinrichtungen & -geräte*. Broschüre, Berlin, Ausgabe November 2016. <http://www.sichere-schule.de/sporthalle/>

- [10] DIBt: *Zulassungsgrundsätze für reaktive Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen*. Mitteilungen DIBt, Berlin, November 1997.
- [11] DIN 4102-2: *Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Bauteile, Begriffe, Anforderungen und Prüfungen*. Deutsches Institut für Normung e.V., September 1977.
- [12] DIN 18032-1: *Sporthallen - Hallen und Räume für Sport und Mehrzwecknutzung - Teil 1: Grundsätze für die Planung*. Deutsches Institut für Normung e.V., November 2014.
- [13] DIN 18040-1: *Barrierefreies Bauen - Planungsgrundlagen - Teil 1: Öffentlich zugängliche Gebäude*. Deutsches Institut für Normung e.V., Oktober 2010.
- [14] DIN 18232-2: *Rauch- und Wärmefreihaltung - Teil 2: Natürliche Rauchabzugsanlagen (NRA); Bemessung, Anforderungen und Einbau*. Deutsches Institut für Normung e.V., November 2007.
- [15] DIN EN 1363-1: *Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen*. Deutsches Institut für Normung e.V., Oktober 2012.
- [16] DIN EN 1990: *Grundlagen der Tragwerksplanung*. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [17] DIN EN 1991-1-1: *Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-1: Allgemeine Einwirkungen auf Tragwerke - Wichten, Eigengewicht und Nutzlasten im Hochbau*. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [18] DIN EN 1991-1-2: *Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen - Brandeinwirkungen auf Tragwerke*. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [19] DIN EN 1991-1-3: *Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-3: Allgemeine Einwirkungen - Schneelasten*. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [20] DIN EN 1991-1-4: *Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen - Windlasten*. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.



- [21] DIN EN 1993-1-1: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [22] DIN EN 1993-1-2: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall*. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [23] DIN EN 1993-1-8: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen*. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [24] DIN EN 1995-1-1: *Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau*. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [25] DIN EN 1995-1-2: *Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall*. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [26] DIN EN 13501-2: *Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten - Teil 2: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Feuerwiderstandsprüfungen, mit Ausnahme von Lüftungsanlagen*. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2016.
- [27] ETA-11/0456: *Europäische Technische Zulassung ETA-11/0456 - Handelsbezeichnung: Hensotherm 310 KS*. Europäische Organisation für Technische Zulassungen. April 2012.
- [28] Hoffmann, F.: *Untersuchung des thermischen Verhaltens von Holz unter Berücksichtigung des Einflusses hygroskopisch gebundener Feuchtigkeit*. Dissertation, Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik, Technische Universität Carolo Wilhelmina zu Braunschweig, 1979.
- [29] Fire Dynamics Simulator: (FDS 6.4.0) National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2016.

- [30] Fouad, N. A. (Hrsg.): *BAUPHYSIK KALENDER 2011 - Brandschutz*. Grundlagen nach Eurocode 1., Kampmeier, B., Ernst & Sohn, Berlin, 2011.
- [31] Freizeitlärm-Richtlinie: Niedersächsisches Vorschrifteninformationssystem (NIVORIS), Fassung vom Mai 2012.
- [32] FRILO: LWS - Lasten aus Wind und Schnee. Nemetschek Frilo GmbH, 2014.
- [33] Görlacher, R. (Hrsg.): Schmidt, J.; Klippel, M.; Frangi, A.: *Brettsperrholz im Brandfall - Bauteilprüfung und Tragfähigkeitsberechnung*. Tagungsband KARLSRUHER TAGE 2016 - HOLZBAU: Forschung für die Praxis, Oktober 2016.
- [34] Häßler, D.: *Verhalten reaktiver Brandschutzsysteme auf kreisförmigen Zuggliedern aus Blank- und Baustahl*. Leibniz Universität Hannover, Institut für Stahlbau, Diss., Mai 2016.
- [35] Hillemeier, B.; Kaiser, H.: *Wind-Ertüchtigung statisch ausgenutzter Hallendächer zur Aufnahme angestellter Solarpaneele mit innovativen CFK-Verstärkungssystemen*. Forschungsinitiative Zukunft Bau 2787, Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 2011.
- [36] Hosser, D.: *Leitfaden Ingenieurmethoden im Brandschutz*. Herausgegeben von Dietmar Hosser, 3. Auflage, Technisch-Wissenschaftlicher Beirat (TWB) der Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e.V. (vfdb) Postfach 1231, 48338 Altenberge, November 2013.
- [37] Hothan, S.; Häßler, D.: *Numerische und versuchstechnische Untersuchungen zur Anwendung von reaktiven Brandschutzsystemen auf Zuggliedern aus Stahl*. Forschungsbericht Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Berlin, Januar 2015.
- [38] induo Systemholztechnik GmbH: *induo-Anker*. Korschenbroich, Deutschland.  
[http : //induo.wood – poles.com/induo – anker/index.html](http://induo.wood-poles.com/induo-anker/index.html)
- [39] Ludwig, M.; Lotzmann, S.; Stellmann, L. ; Kraner, M.; Krauter, A.; Voit, P.; Schmidt, P.; Linsenhoff, W.-E.: *PlanungsPraxis Sport- und Mehrzweckhallen:*

*Neubau und Sanierung nach DIN 18032*. Taschenbuch, FORUM, April 2014.  
*www.planungs – praxis.de*

- [40] MÜRMAN Gewindetechnik GmbH: *mconnect: Zugstab- & Druckstabsysteme*. Wittenburg, Deutschland. *http : //www.mconnect.eu/de/m – bull – connect – system.html*
- [41] Musterbauordnung für die Länder der Bundesrepublik Deutschland (MBO): Konferenz der für das Städtebau-, Bau- und Wohnungswesen zuständigen Minister und Senatoren der Länder (ARGEBAU), (Fassung 11.2002, zuletzt geändert 10.2008). *http : //www.is – argebau.de*
- [42] National Institute of Standards and Technology (NIST): *Fire Dynamics Simulator (Version 5) - Technical Reference Guide*. USA, 2007.
- [43] National Institute of Standards and Technology (NIST): *Fire Dynamics Simulator - User's Guide*. USA, 2013.
- [44] National Institute of Standards and Technology (NIST): *Smokeview (Version 6.1.5) - A Tool for Visualizing Fire Dynamics Simulation Data Volume I: User's Guide*. USA, 2013.
- [45] NBauO: *Niedersächsische Bauordnung*. Gesetzverkündungsblatt, April 2012.
- [46] Niedersächsisches Ministerialblatt: *Liste der Technischen Baubestimmungen*. Land Niedersachsen, Hannover, April 2016.
- [47] NVStättVO: *Niedersächsische Versammlungsstättenverordnung (NVStättVO)*. Niedersächsisches Vorschrifteninformationssystem (NI-VORIS), Stand von November 2012.
- [48] Pollmeier Massivholz GmbH & Co.KG: *BauBuche, Buchen-Furnierschichtholz*. BauBuche Broschüre, September 2016. *https : //www.pollmeier.com/*
- [49] PyroSim 2015.2: Thunderhead Engineering Consultants, Inc., Manhattan, USA, 2015.

- [50] Raveglia, E. : *Grundlagen der Bemessung von intumeszierenden Brandschutzsystemen im Stahlbau*. Zürich, ETH Zürich, vdf Hochschul.-Verlag an der ETH Zürich, Diss., 2008.
- [51] RSTAB 8: Statik-Software für Tragwerksplanung und FEM. Tiefenbach: Dlubal Software GmbH, 2012.
- [52] Ruga, J.: *Sporthallen aus Stahl - Planungsleitfaden*. bauforumstahl e.V., Oktober 2013.
- [53] Schleifer, V.; Frangi, A.; Fontana, M.: *Experimentelle Untersuchungen zum Brandverhalten von Plattenelementen*. Hrsg.: ETH Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion -IBK- 2007, vdf Hochschulverlag, ISBN 978-3-7281-3149-2, 2007.
- [54] Schneider, K.-J.: *Bautabellen für Ingenieure - mit Berechnungshinweisen und Beispielen*. 19. Auflage, Werner Verlag, 2010.
- [55] SchulbauR: *Richtlinie über bauaufsichtliche Anforderungen an Schulen*. Niedersächsisches Vorschrifteninformationssystem (NI-VORIS), Fassung vom November 2012.
- [56] Smokeview (SMV): National Institute of Standards and Technology (NIST), Gaithersburg, Maryland, USA, 2015.
- [57] Sothmann, J. : *Zur Modellierung geschützter und ungeschützter Verbunddecken-trägersysteme im Brandfall*. Hannover, Leibniz Universität Hannover, Institut für Stahlbau, Diss., 2013.
- [58] TA Lärm: *Sechste Allgemeine Verwaltungsvorschrift zum Bundes-Immissionsschutzgesetz (Technische Anleitung zum Schutz gegen Lärm - TA Lärm)*. August 1998. [www.umweltbundesamt.de](http://www.umweltbundesamt.de)
- [59] Tabeling, F.: *Zum Hochtemperaturverhalten dämmschichtbildender Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen*. Hannover, Leibniz Universität Hannover, Diss., 2014.
- [60] THUNDERHEAD ENGINEERING: *PyroSim User Manual*. USA, 2014.

- [61] Z-19.11-2194: *Reaktives Brandschutzsystem „HENSOTHERM 420 KS“. Anwendung auf Stahlzuggliedern.* Deutsches Institut für Bautechnik, November 2015.

# Abbildungsverzeichnis

2.1	Aktueller Querschnitt durch die geplante Sporthalle Wunstorf . . . . .	8
2.2	Ablaufdiagramm der brandschutztechnischen Nachweisverfahren nach Eurocode aus dem Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes [36]	11
3.1	Statisches System des Fachwerkbinders . . . . .	18
3.2	Schichtweiser Dachaufbau [52] . . . . .	21
3.3	Modell des Dachverbands samt Belastung (dunkelblau), Schnittgrößen (rot & blau) und Auflagerreaktion (grün) aus RStab8 [51] . . . . .	23
3.4	Modell des Fachwerkbinders in RStab8 [51] samt Einwirkungen und den maßgebenden Einzelbauteilen (rot umkreist) . . . . .	25
3.5	Modell des Rohrprofils RO 101.6 x 6 mm in ABAQUS [1] mit Mesh . .	31
3.6	Zweidimensionale Temperaturfelder in °C nach 30 Minuten ETK-Beanspruchung für den Obergurt (links), die Diagonalen (mittig) und den Unterzug (rechts) aus ABAQUS [1] . . . . .	31
3.7	Momentenverlauf infolge der thermischen Dehnung des mittleren Untergurtstabes . . . . .	38
3.8	Zeitlicher Verlauf der Wärmefreisetzungsrate des Brandherdes über die drei Brandphasen . . . . .	46
3.9	Gastemperaturverlauf infolge lokalen Brandes auf Tribülenebene in einer Höhe über dem Brandherd von $z = 4,7$ m und $z = 6,6$ m . . . . .	47
3.10	Mögliche zeitliche Verläufe der Gastemperatur nach dem vereinfachten Naturbrandmodell <i>lokaler Brand</i> unter Variation von $z_0$ . . . . .	49
3.11	Maximale zweidimensionale Temperaturfelder in °C nach Brandbeanspruchung entsprechend <i>lokaler Brand</i> - Variante 3 für den Obergurt ( $z = 6,60$ m, links), die Diagonale ( $z = 5,65$ m, mittig) und den Unterzug ( $z = 4,70$ m, rechts) aus ABAQUS [1] . . . . .	50

3.12 Grundriss des Obergeschosses der Sporthalle mit in rot eingezeichnetem Brandraumausschnitt und perspektivischer Ansicht des Modellraumes in PyroSim [49] . . . . .	53
3.13 Grundriss des modellierten Brandraumausschnittes mit Mesh, Ventilationsflächen (türkis), Brandherd (rot), Fußboden (schwarz), Wänden (gelb) und Lage des Fachwerkbinders (grau gestreift) . . . . .	55
3.14 Systemschnitt durch die Sporthalle samt Modellbereich (rot hinterlegt) und Position einiger Thermoelemente in FDS [29] . . . . .	61
3.15 Oberer Grenzwert - Vektorielle Darstellung der Temperaturlausbreitung auf der x-z-Ebene bei $y = 2,25$ m (Trägerebene) . . . . .	62
3.16 Unterer Grenzwert - Vektorielle Darstellung der Temperaturlausbreitung auf der x-z-Ebene bei $y = 2,25$ m (Trägerebene) . . . . .	62
3.17 Zeitlicher Gastemperaturverlauf an zwei Messpunkten unter Ansatz des oberen und unteren Grenzwertes der Ventilation . . . . .	64
3.18 Gegenüberstellung der maximalen Gastemperaturen an den Messpunkten unter Ansatz des oberen bzw. unteren Grenzwertes der Ventilation	65
3.19 Maximale zweidimensionale Temperaturfelder in °C nach Brandbeanspruchung aus FDS [29] für den Obergurt (O2, links), die Diagonale (D1, mittig) und den Unterzug (U2, rechts) aus ABAQUS [1] . . . . .	66
3.20 Zeitlicher Gastemperaturverlauf nach ETK (grün), dem vereinfachten (schwarz) und allgemeinen Naturbrandmodell (rot & blau) für den Messpunkt O2 am Fachwerkunterzug. . . . .	68
3.21 Gegenüberstellung der maximalen Gastemperaturen an den Messpunkten unter Ansatz des oberen bzw. unteren Grenzwertes der Ventilation mit jenen aus dem Ansatz <i>lokaler Brand</i> . . . . .	69
3.22 Vergleich der maximalen Stahltemperaturen nach Einwirkung aus ETK, lokalem Brand und FDS [29] samt Ausnutzungsgraden aus der Heißmessung . . . . .	70

4.1	Approximierter Aufschäumfaktor $\alpha$ und gemittelter thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_T$ von DSB in Abhängigkeit der Materialtemperatur aus Tabeling [59] . . . . .	79
4.2	Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ und die spezifische Wärmekapazität $c_p$ des DSB unter Berücksichtigung einer temperaturunabhängigen Materialdichte von $1400 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ sowie der Massen- und Volumenänderung aus Tabeling [59] . . . . .	80
4.3	Ausschnitt Übergang Flansch zu Steg am halbierten IPE 330 mit Partitionierung des DSB und des Stahlquerschnittes aus ABAQUS [1] . . . .	82
4.4	In ABAQUS [1] numerisch bestimmte Temperaturverteilungen über die mit DSB beschichteten Querschnitte (a) bis (c) nach 30 Minuten ETK-Belastung . . . . .	84
4.5	Zonen der Verbrennung an der aufgetrennten Holzprobe W40-02 . . . .	88
4.6	Schematische Darstellung des Brandversuches in der Draufsicht (a) und im Schnitt AA (b) . . . . .	90
4.7	Toleranzgrenzen der ETK sowie der approximierten und an T4 gemessene Heißgastemperaturverlauf aus Versuch W30-02 . . . . .	91
4.8	An T1 gemessene Stahltemperaturverläufe bei Holzstärken von 20 mm, 30 mm und 40 mm über einen Zeitraum von 30 Minuten . . . . .	93
4.9	Holzproben nach Brandversuch mit gut sichtbaren Verbrennungszonen .	94
4.10	Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für Holz und Holzkohleschicht nach DIN EN 1995-1-2; Bild B.1 [25] . . . . .	96
4.11	Temperaturabhängige Darstellung vom Verhältnis der Rohdichte und der spezifischen Wärmekapazität für Holz und Holzkohle nach DIN EN 1995-1-2; Bild B.2 [25] samt den modifizierten Werten . . . . .	97
4.12	Numerisches Modell der experimentellen Untersuchung mit Stahlplatte (rot) und Holzmanschette (blau) in ABAQUS [1] . . . . .	99
4.13	Konvergenzstudie zum Einfluss des Diskretisierungsgrades auf die Stahlplattentemperatur $\theta_a$ bei 3 cm starker Holzmanschette . . . . .	100
4.14	An T1 in ABAQUS [1] berechnete Stahltemperaturverläufe bei Holzstärken von 20 mm, 30 mm und 40 mm über einen Zeitraum von 30 Minuten	101



4.15	Temperaturverteilung in Dickenrichtung über die 40 mm Holzmanschette nach 30 Minuten Brandbelastung mit Schnitt durch Versuchskörper W40-02 . . . . .	102
4.16	Abmessungen des Dachtragwerks in kombinierter Holz-Stahl-Bauweise .	105
4.17	Umlenkkräfte im gekrümmten Bereich [7] . . . . .	110
4.18	Querschnittstemperaturverteilung nach 30 Minuten ETK-Belastung aus numerischer Analyse in ABAQUS [1] . . . . .	123
4.19	Nach 30 Minuten ETK-Belastung in ABAQUS [1] am RD 60 ermittelte Temperaturverteilungen ohne (a), mit 2,5 mm DSB-Beschichtung (b) und mit 35 mm Holzmanschette (c) als Brandschutzsystem . . . . .	126
4.20	Zonen der Verbrennung in der Holzmanschette mit Holzkohle, Pyrolysezone und unbeeinflusstem Bereich nach 30 Minuten ETK-Belastung aus ABAQUS [1] . . . . .	128
5.1	Prinzipskizze zum Auflagerdetail am unterspannten Holzbinder . . . . .	135
5.2	Prinzipskizzen zu den Details des Montagestoßes (a) und des Knotenpunktes zwischen den Zugstäben und der Unterstützung (b) . . . . .	137

## Tabellenverzeichnis

3.1	Knotenkoordinaten der Fachwerkknoten . . . . .	19
3.2	Lastanordnung für das Satteldach nach EC 1-1-3; Bild 5.3 . . . . .	20
3.3	Vorbemessung der einzelnen Querschnitte . . . . .	24
3.4	Übersicht über die Nachweise der Kaltbemessung im GZT . . . . .	26
3.5	Schnittgrößen im Brandfall für die drei Querschnitte im Dachbinder . .	28
3.6	Übersicht über die Bemessung von überdimensionierten ungeschützten Stahlprofilen . . . . .	39
3.7	Ermittlung des zeitlichen Verlaufs der Wärmefreisetzungsrate . . . . .	58
4.1	Bestimmung der erforderlichen Trockenschichtdicke zur Gewährleistung einer Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten für die Querschnitte des Stahlfachwerkträgers . . . . .	83

## **A Anhang zu Kapitel 3: Schnittgrößenverläufe und Nachweisführung am Stahlfachwerkbinder**

In diesem Anhang sind die Schnittgrößenverläufe und ausführlichen Nachweise der Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit sowie jene der Heißbemessung hinterlegt. Im digitalen Anhang sind zudem die verwendeten Modelle in ABAQUS, RSstab8 und PyroSim hinterlegt.

# Wind- und Schneelasten

## Position: LWS-002

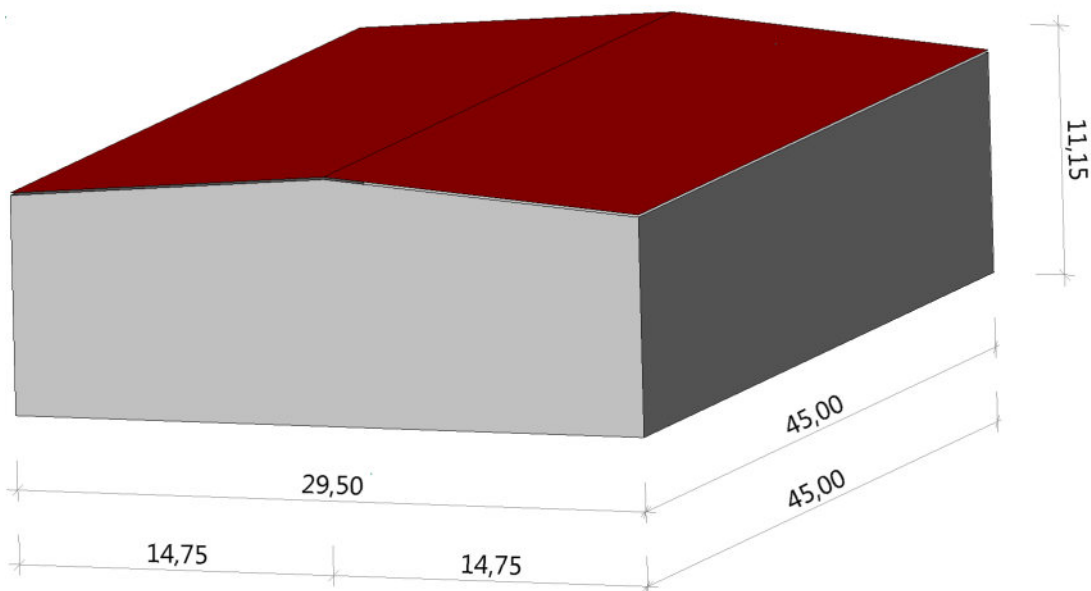
Lasten aus Wind und Schnee (neu) LWS 02/2014/A (Frilo R-2014-2A/P12)

GELÄNDE	
gew. Gemeinde	= Wunstorf (NI)
Geländehöhe	H <sub>üNN</sub> = 48.0 m

BASISWERTE	
Klimazone	= Zentral ost
Schneelastzone	= 2
Bodenschneelast	s <sub>k</sub> = 0.85 kN/m <sup>2</sup>
Windzone	= 2
Geländekategorie	= M.kat. Binnenland

GEBÄUDE - Satteldach			
Firsthöhe	h <sub>f</sub>	=	11.15 m
Gebäudebreite	l <sub>x,li</sub>	=	14.75 m
	l <sub>x,re</sub>	=	14.75 m
Gebäuelänge	l <sub>y</sub>	=	45.00 m
mit <b>Satteldach</b>			
Neigung links,rechts	α <sub>li</sub>	=	4.7 Grad
	α <sub>re</sub>	=	4.7 Grad
Überstand links,rechts	ü <sub>li</sub>	=	0.00 m
	ü <sub>re</sub>	=	0.00 m
vorne,hinten	ü <sub>1</sub>	=	0.00 m
	ü <sub>2</sub>	=	0.00 m
Dachbreite/-länge	d <sub>x</sub>	=	29.50 m
	d <sub>y</sub>	=	45.00 m

Maßstab 1 : 333



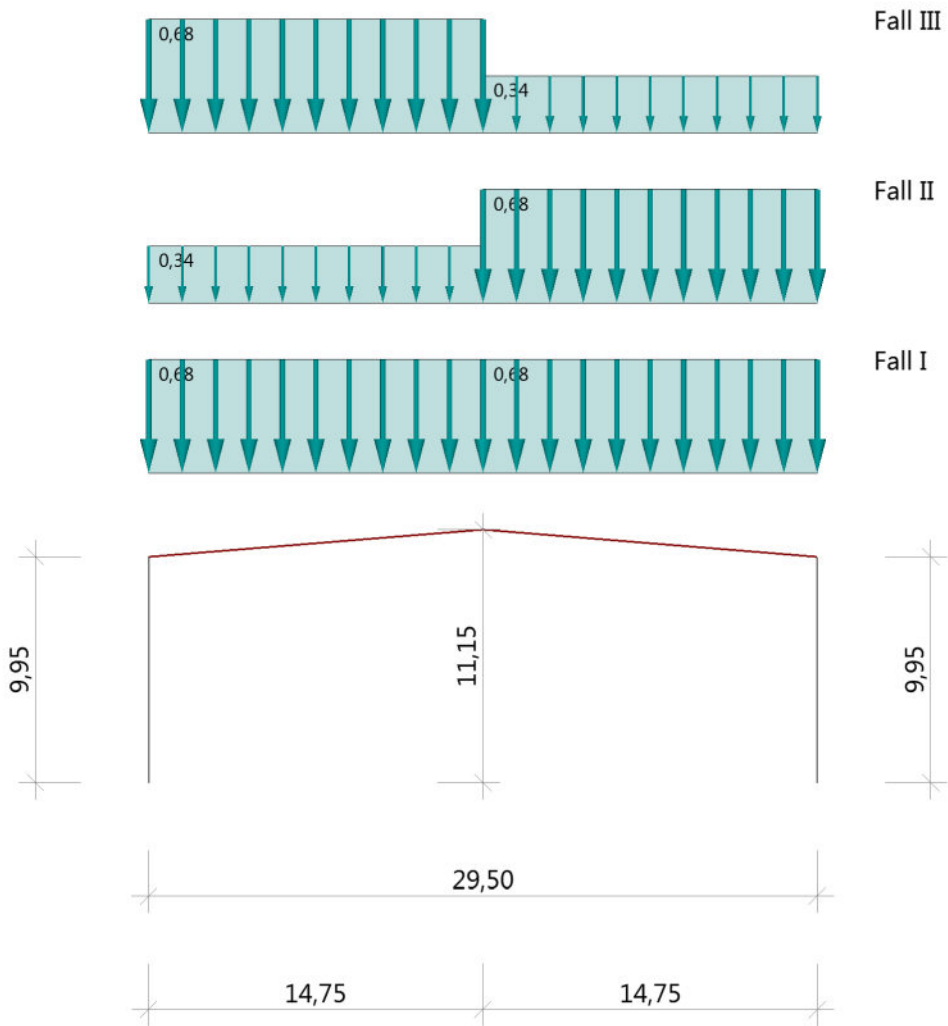
---

**LASTEN GRUNDWERTE**

nach DIN EN 1991-1-3/NA:2010-12, DIN EN 1991-1-4/NA:2010-12

Bodenschneelast	<b>s<sub>k</sub></b>	=	<b>0.85 kN/m<sup>2</sup></b>
Referenzhöhe	<b>z<sub>e</sub></b>	=	11.15 m
Winddruck	<b>q</b>	=	<b>0.70 kN/m<sup>2</sup></b>
Winddruck	<b>q<sub>90</sub></b>	=	<b>0.70 kN/m<sup>2</sup></b>

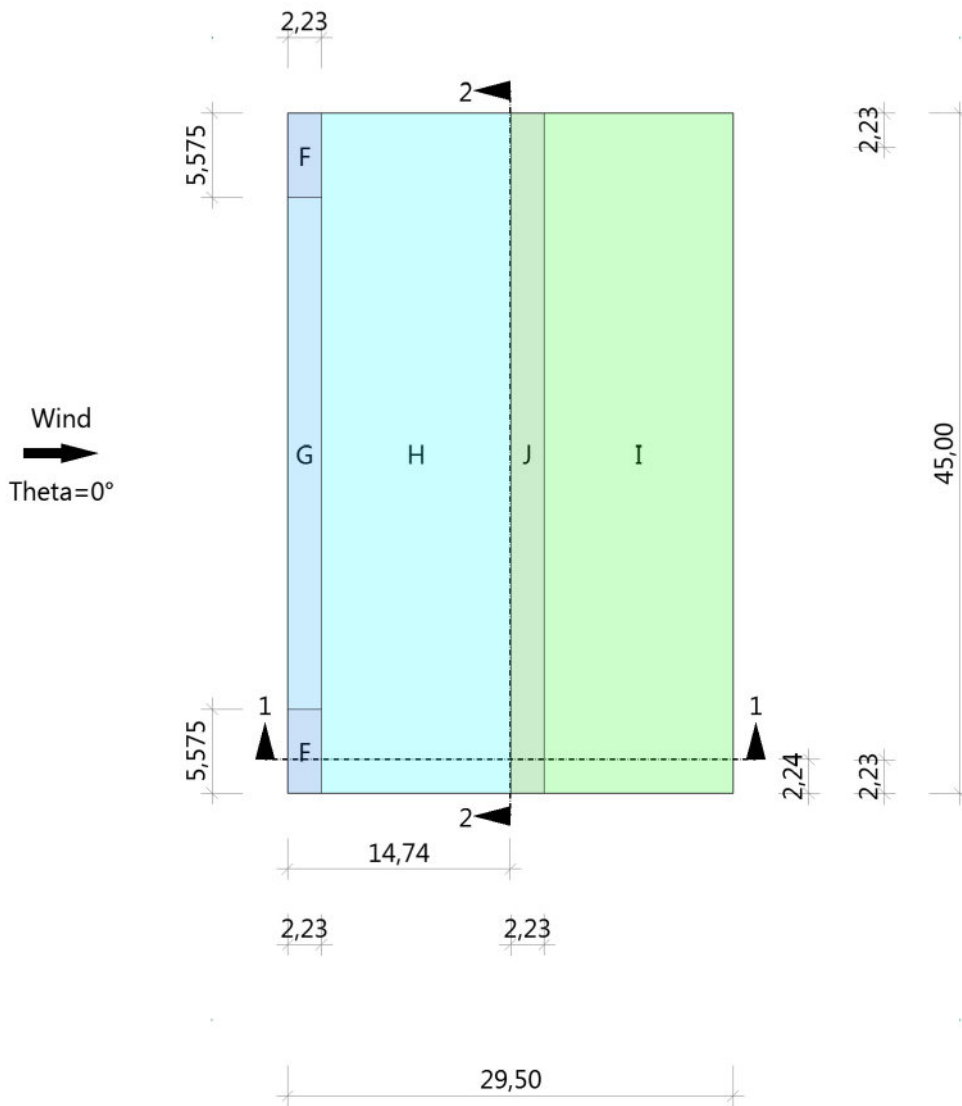
Schnitt 1-1



$\mu_{li}$	$\mu_{re}$	Fall (I)		Fall (II)		Fall (III)	
		$S_{li}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$S_{re}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$S_{li}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$S_{re}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$S_{li}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$S_{re}$ [kN/m <sup>2</sup> ]
0.80	0.80	0.68	0.68	0.34	0.68	0.68	0.34

Windaußendruck für die Anströmrichtung  $\Theta = 0$  Grad  
 Maßstab 1 : 500

### Draufsicht



Einflußbreiten [m]

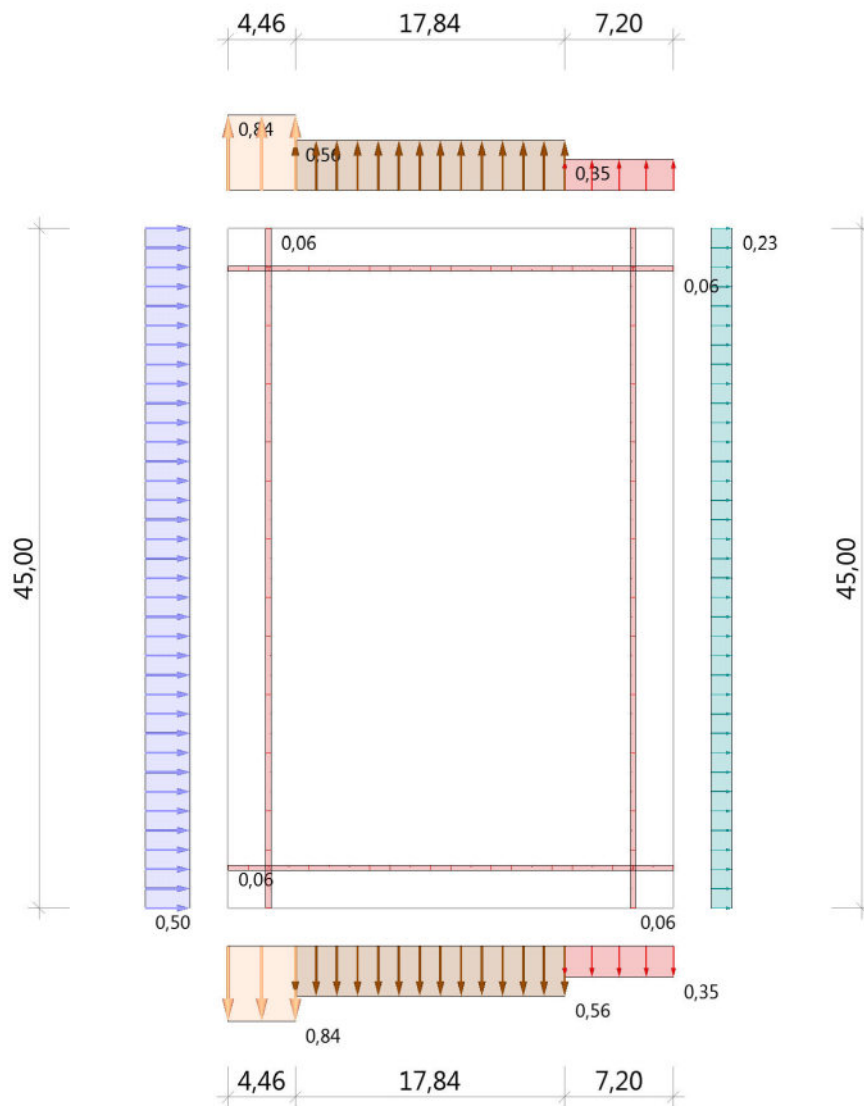
e	e/10	e/4	e/2
22.30	2.23	5.58	11.15

Bereich	Bauteil	$C_{pe,10}$	$C_{pe,1}$	$C_{pe,x}$	$W_{e,10}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$W_{e,1}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$W_{e,x}$ [kN/m <sup>2</sup> ]
F		-1.80	-2.50		-1.26	-1.74	
G		-1.20	-2.00		-0.84	-1.40	
H		-0.70	-1.20		-0.49	-0.84	
J		0.20	0.20		0.14	0.14	
I		-0.60	-0.60		-0.42	-0.42	
		0.20	0.20		0.14	0.14	
		-0.60	-0.60		-0.42	-0.42	

Bei Dachüberständen sind als Windunterströmung immer die Windlasten der angrenzenden Wandfläche anzusetzen.

Windaußendruck auf die Wände für die Anströmrichtung  $\Theta = 0$  Grad  
 Maßstab 1 : 500

### Schnitt durch Wandfuß



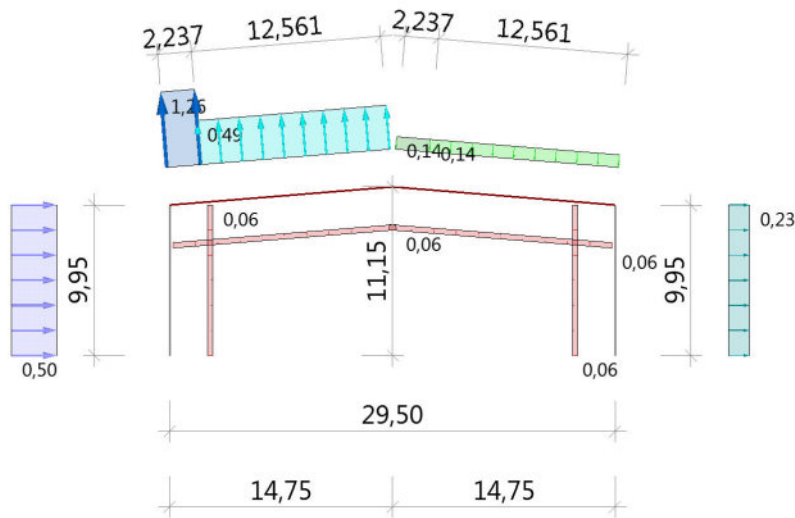
Einflußbreiten [m]

e	e/5	$l_A$	$l_B$	$l_C$	h/d	e/d	h/b	d/b
22.30	4.46	4.46	17.84	7.20	0.38	0.76		



Windlasten im Querschnitt für die Anströmrichtung  $\Theta = 0$  Grad  
 Maßstab 1 : 500

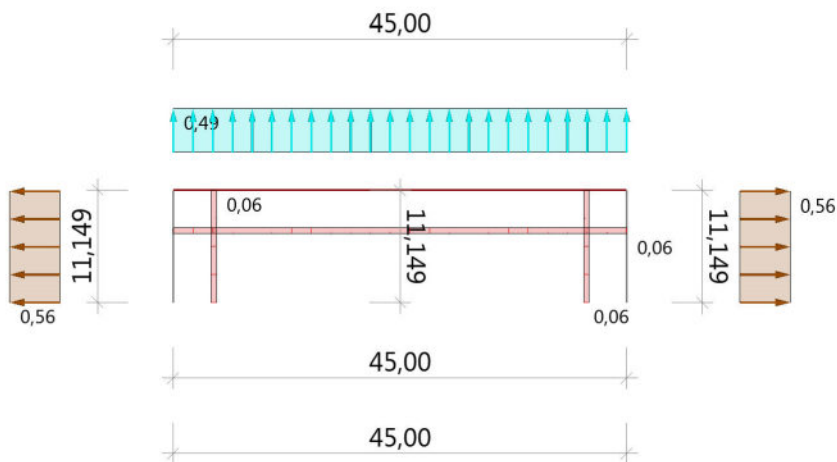
### Schnitt 1-1 für $A = 10 \text{ m}^2$



$dy = 2.24 \text{ m}$

Windlasten im Längsschnitt für die Anströmrichtung  $\Theta = 0$  Grad  
 Maßstab 1 : 750

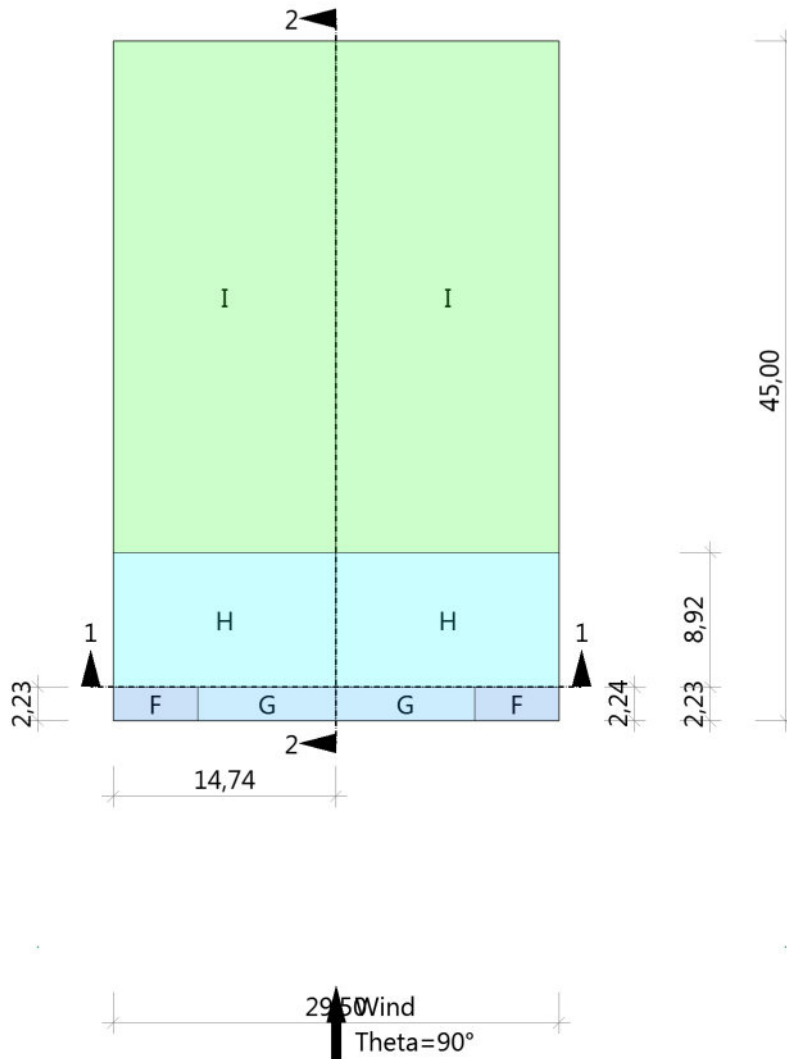
### Schnitt 2-2 für $A = 10 \text{ m}^2$



$dx = 14.74 \text{ m}$

Windaußendruck für die Anströmrichtung  $\Theta = 90$  Grad  
 Maßstab 1 : 500

### Draufsicht



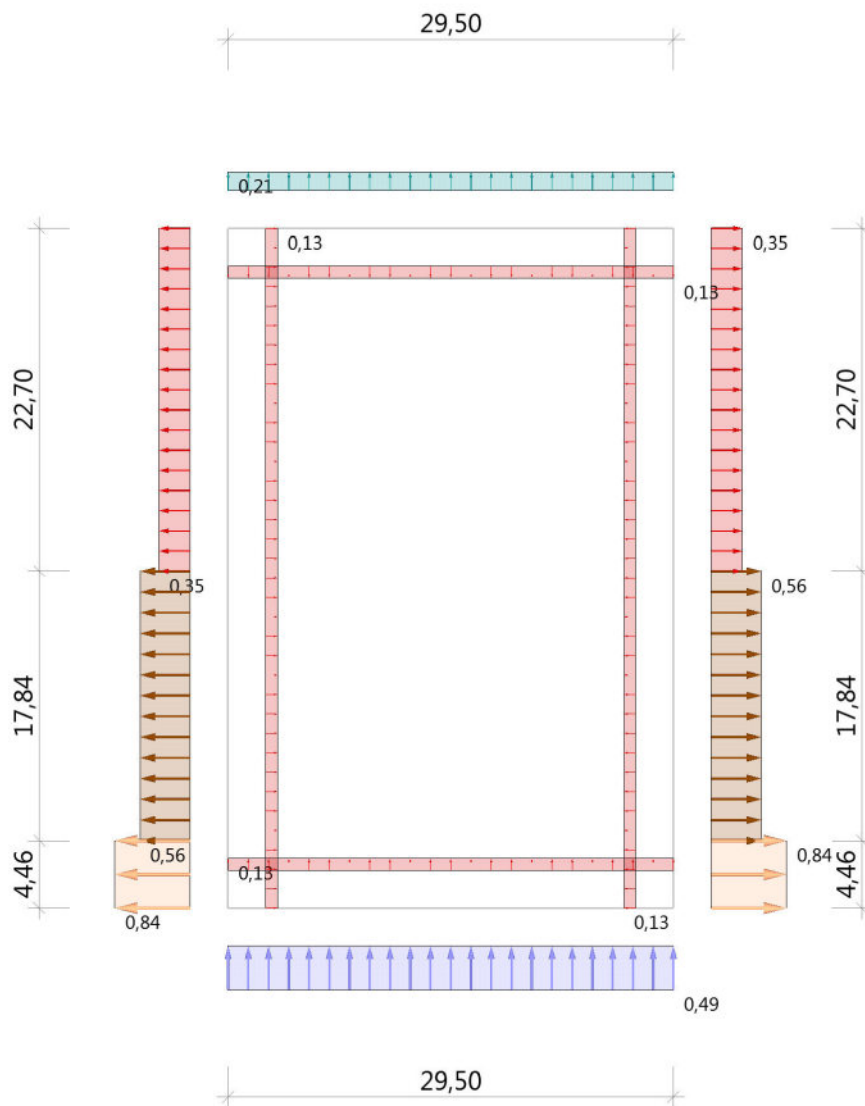
Einflußbreiten [m]

e	e/10	e/4	e/2
22.30	2.23	5.58	11.15

Bereich	Bauteil	$C_{pe,10}$	$C_{pe,1}$	$C_{pe,x}$	$W_{e,10}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$W_{e,1}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$W_{e,x}$ [kN/m <sup>2</sup> ]
F	DF links	-1.80	-2.50		-1.26	-1.74	
G	DF links	-1.20	-2.00		-0.84	-1.40	
H	DF links	-0.70	-1.20		-0.49	-0.84	
I	DF links	0.20	0.20		0.14	0.14	
		-0.60	-0.60		-0.42	-0.42	
F	DF rechts	-1.80	-2.50		-1.26	-1.74	

Windaußendruck auf die Wände für die Anströmrichtung  $\Theta = 90$  Grad  
 Maßstab 1 : 500

### Schnitt durch Wandfuß

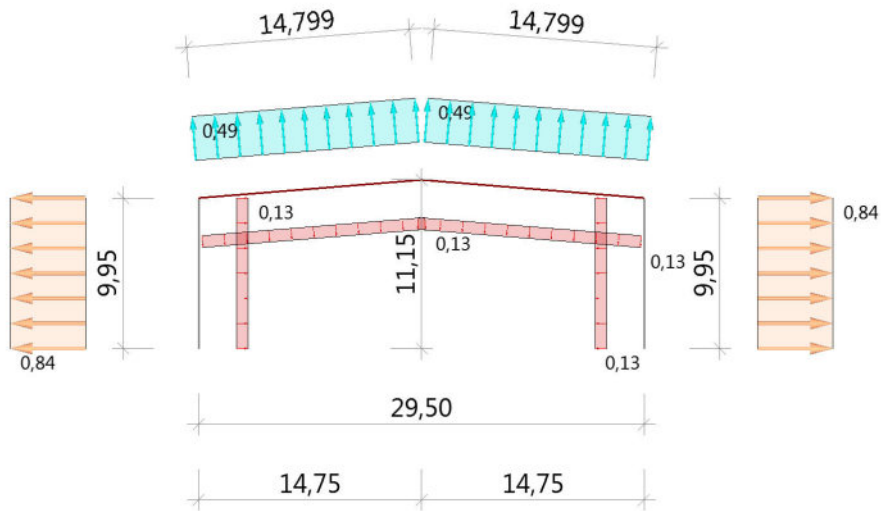


Einflußbreiten [m]

e	e/5	$l_A$	$l_B$	$l_c$	h/d	e/d	h/b	d/b
22.30	4.46	4.46	17.84	22.70	0.25	0.50		

Windlasten im Querschnitt für die Anströmrichtung  $\Theta = 90$  Grad  
 Maßstab 1 : 500

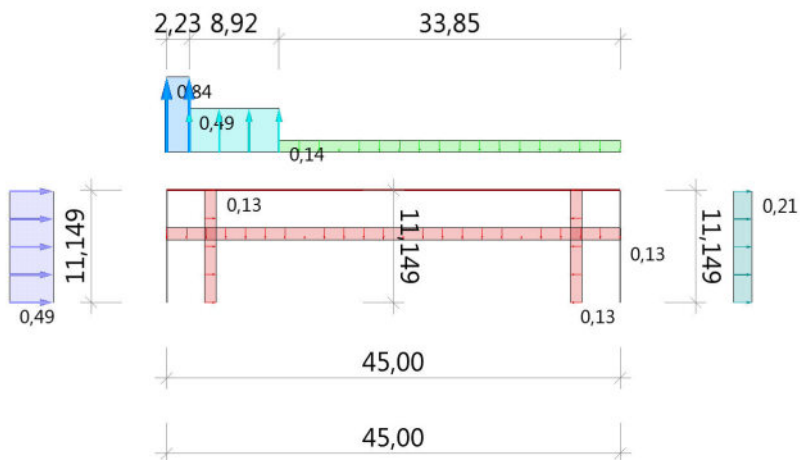
### Schnitt 1-1 für $A = 10 \text{ m}^2$



$dy = 2.24 \text{ m}$

Windlasten im Längsschnitt für die Anströmrichtung  $\Theta = 90$  Grad  
 Maßstab 1 : 750

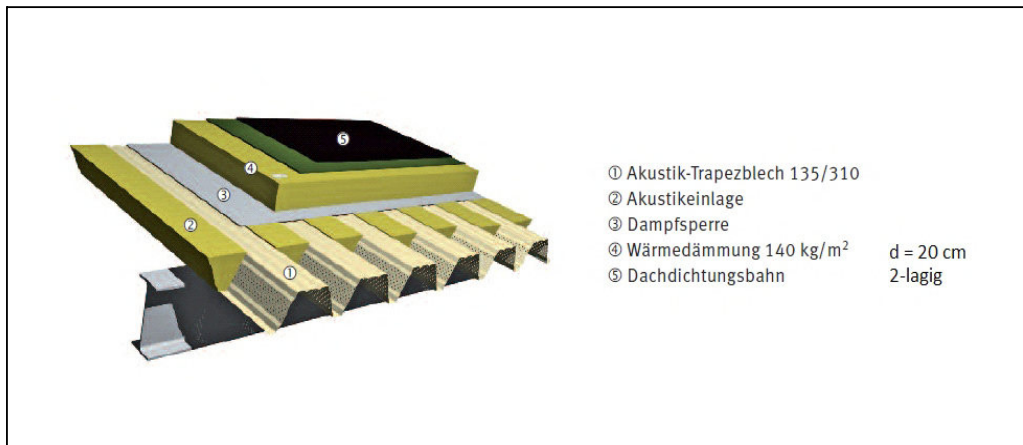
### Schnitt 2-2 für $A = 10 \text{ m}^2$



$dx = 14.74 \text{ m}$

## Lastzusammenstellung Dach

Dachaufbau:



### **Belastung:**

#### ständige Lasten

Akustik-Stahltrapezprofil 135/310/1 mm: 0,12 kN/m<sup>2</sup>  
Akustikeinlage, Dampfsperre und Dämmung: 0,28 kN/m<sup>2</sup>  
2-lagige Dachabdichtung: 0,15 kN/m<sup>2</sup>

$$g_1 = \underline{\underline{0,55 \text{ kN/m}^2}}$$

Installation und Beleuchtung: 0,05 kN/m<sup>2</sup>

$$g_2 = \underline{\underline{0,05 \text{ kN/m}^2}}$$

#### veränderliche Lasten

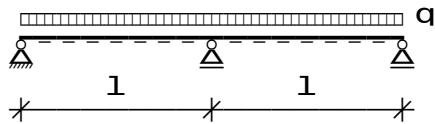
Schnee bis 1.000 m ü. NN:  $0,8 \cdot 0,85 = 0,68 \text{ kN/m}^2$   
Weiterhin wird zur Berücksichtigung von örtlichen Schneeanhäufungen, eines Wasseraufstaus oder für Reparaturzwecke eine zusätzliche Flächenlast von 0,52 kN/m<sup>2</sup> angesetzt.

$$q = \underline{\underline{1,20 \text{ kN/m}^2}}$$

## Pos. 1: Stahltrapezprofil

### System:

Die Trapezprofile werden parallel zu den Achsen A bis H über die Fachwerkbinder verlegt. Der Achsabstand der Binder beträgt 4,50 m und wird mit den Trapezprofilen als 2-Feldträger überspannt.



$$l = 4,50 \text{ m}$$

### Belastung:

Der Nachweis wird auf der sicheren Seite für die volle Flächenlast nach Lastzusammenstellung geführt.

$$g = 0,55 + 0,05 = 0,60 \text{ kN/m}^2$$

$$q = 1,20 \text{ kN/m}^2$$

Soglasten für den Nachweis der Befestigungsmittel und die Befestigung der Dämmung und Abdichtung auf den Stahltrapezprofilen:

$$\text{Normal- und Randbereich F,G und H im Mittel} \quad w_N = -0,49 \text{ kN/m}^2$$

$$\text{Eckbereich} \quad w_E = -1,25 \text{ kN/m}^2$$

### Bemessung:

#### gewählt:

Akustik-Stahltrapezprofil in Positivlage  
FischerTRAPEZ AK 135/310 in Positivlage  
 $t = 1,0 \text{ mm o. glw.}$

#### Nachweis für Durchlaufträger

zul  $q_{2\text{-Feld}} = 2,77 \text{ kN/m}^2$  (für eine Spannweite von 4,50 m, Zwischenauflegerbreite > 160mm)

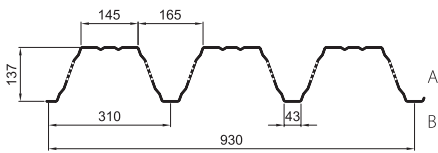
$$\text{vorh } q = 1,80 \text{ kN/m}^2 < \text{zul } q = 2,77 \text{ kN/m}^2$$

### Konstruktive Details:

#### Befestigung:

#### gewählt:

Blechschaube gemäß Zulassung Z-14.1-4 für  
Stahlunterkonstruktionen z. B. Bohrschrauben  
mit angeformter Scheibe  
1 Schraube je Sicke im gesamten Dachbereich



Belastungstabellen nach DIN EN 1993-1-3 für andrückende Belastung.

Die grau hinterlegten Werte gelten für Wandsysteme sowie für Dachsysteme bei Verwendung lastverteilernder Maßnahmen.

$\gamma_M=1,1$

### Einfeldträger

Endauflagerbreite:  $a \geq 40$  mm

$t_N$ [mm]	$g$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$L_{gr}$ [m]	Zeile	Zulässige charakteristische Belastung $q_k$ [kN/m <sup>2</sup> ] bei einer Stützweite L [m]																							
				2,50	2,75	3,00	3,25	3,50	3,75	4,00	4,25	4,50	4,75	5,00	5,25	5,50	5,75	6,00	6,25	6,50	6,75	7,00	7,25	7,50	7,75	8,00	
0,75	0,088	5,00	1	2,56	2,32	2,13	1,97	1,83	1,70	1,60	1,50	1,42	1,35	1,28	1,22	1,16	1,11	1,07	1,02	0,98	0,95	0,91	0,84	0,79	0,74	0,69	
			2	2,56	2,32	2,13	1,97	1,83	1,70	1,60	1,50	1,42	1,35	1,28	1,22	1,16	1,11	1,07	1,02	0,98	0,92	0,88	0,83	0,74	0,67	0,61	0,55
			3	<b>2,56</b>	<b>2,32</b>	<b>2,13</b>	<b>1,97</b>	<b>1,83</b>	<b>1,70</b>	<b>1,60</b>	<b>1,50</b>	<b>1,42</b>	<b>1,32</b>	<b>1,13</b>	<b>0,98</b>	<b>0,85</b>	<b>0,74</b>	<b>0,66</b>	<b>0,58</b>	<b>0,52</b>	<b>0,46</b>	<b>0,41</b>	<b>0,37</b>	<b>0,34</b>	<b>0,30</b>	<b>0,28</b>	<b>0,28</b>
			4	2,56	2,32	2,13	1,97	1,83	1,61	1,33	1,11	0,93	0,79	0,68	0,59	0,51	0,45	0,39	0,35	0,31	0,28	0,25	0,22	0,20	0,18	0,17	0,17
0,88	0,104	7,85	1	3,82	3,47	3,18	2,94	2,73	2,55	2,39	2,25	2,12	2,01	1,91	1,82	1,74	1,66	1,57	1,45	1,34	1,24	1,16	1,08	1,01	0,94	0,88	
			2	3,82	3,47	3,18	2,94	2,73	2,55	2,39	2,25	2,12	2,01	1,91	1,82	1,74	1,66	1,57	1,40	1,24	1,11	1,00	0,90	0,81	0,73	0,67	
			3	<b>3,82</b>	<b>3,47</b>	<b>3,18</b>	<b>2,94</b>	<b>2,73</b>	<b>2,55</b>	<b>2,39</b>	<b>2,22</b>	<b>1,87</b>	<b>1,59</b>	<b>1,37</b>	<b>1,18</b>	<b>1,03</b>	<b>0,90</b>	<b>0,79</b>	<b>0,70</b>	<b>0,62</b>	<b>0,56</b>	<b>0,50</b>	<b>0,45</b>	<b>0,40</b>	<b>0,37</b>	<b>0,33</b>	<b>0,33</b>
			4	3,82	3,47	3,18	2,94	2,39	1,94	1,60	1,33	1,12	0,96	0,82	0,71	0,61	0,52	0,44	0,37	0,42	0,37	0,33	0,30	0,27	0,24	0,22	0,20
1,00	0,118	9,35	1	4,98	4,53	4,15	3,83	3,56	3,32	3,11	2,93	2,77	2,62	2,49	2,37	2,26	2,07	1,90	1,75	1,62	1,50	1,39	1,30	1,21	1,14	1,07	
			2	4,98	4,53	4,15	3,83	3,56	3,32	3,11	2,93	2,77	2,62	2,49	2,37	2,26	2,05	1,81	1,60	1,42	1,27	1,14	1,02	0,93	0,84	0,76	
			3	<b>4,98</b>	<b>4,53</b>	<b>4,15</b>	<b>3,83</b>	<b>3,56</b>	<b>3,32</b>	<b>3,05</b>	<b>2,54</b>	<b>2,14</b>	<b>1,82</b>	<b>1,56</b>	<b>1,35</b>	<b>1,17</b>	<b>1,03</b>	<b>0,90</b>	<b>0,80</b>	<b>0,71</b>	<b>0,63</b>	<b>0,57</b>	<b>0,51</b>	<b>0,46</b>	<b>0,42</b>	<b>0,38</b>	<b>0,38</b>
			4	4,98	4,53	4,15	3,41	2,73	2,22	1,83	1,53	1,29	1,09	0,94	0,81	0,70	0,62	0,54	0,48	0,48	0,43	0,38	0,34	0,31	0,28	0,25	0,23
1,25	0,147	10,50	1	6,69	6,08	5,57	5,14	4,78	4,46	4,18	3,93	3,71	3,52	3,34	3,18	3,04	2,83	2,60	2,39	2,21	2,05	1,91	1,78	1,66	1,56	1,46	
			2	6,69	6,08	5,57	5,14	4,78	4,46	4,18	3,93	3,71	3,52	3,34	3,18	2,96	2,59	2,28	2,01	1,79	1,60	1,43	1,29	1,17	1,06	0,96	
			3	<b>6,69</b>	<b>6,08</b>	<b>5,57</b>	<b>5,14</b>	<b>4,78</b>	<b>4,46</b>	<b>3,84</b>	<b>3,20</b>	<b>2,70</b>	<b>2,29</b>	<b>1,97</b>	<b>1,70</b>	<b>1,48</b>	<b>1,29</b>	<b>1,14</b>	<b>1,01</b>	<b>0,90</b>	<b>0,80</b>	<b>0,72</b>	<b>0,65</b>	<b>0,58</b>	<b>0,53</b>	<b>0,48</b>	<b>0,48</b>
			4	6,69	6,08	5,46	4,30	3,44	2,80	2,31	1,92	1,62	1,38	1,18	1,02	0,89	0,78	0,68	0,60	0,54	0,48	0,43	0,39	0,35	0,32	0,29	0,29
1,50	0,176	11,50	1	9,56	8,69	7,97	7,35	6,83	6,37	5,97	5,62	5,31	5,03	4,63	4,20	3,83	3,50	3,22	2,96	2,74	2,54	2,36	2,20	2,06	1,93	1,81	
			2	9,56	8,69	7,97	7,35	6,83	6,37	5,97	5,62	5,31	5,03	4,63	4,10	3,57	3,12	2,75	2,43	2,16	1,93	1,73	1,56	1,41	1,27	1,16	
			3	<b>9,56</b>	<b>8,69</b>	<b>7,97</b>	<b>7,35</b>	<b>6,83</b>	<b>6,37</b>	<b>5,97</b>	<b>5,62</b>	<b>5,31</b>	<b>5,03</b>	<b>4,63</b>	<b>4,10</b>	<b>3,57</b>	<b>3,12</b>	<b>2,75</b>	<b>2,43</b>	<b>2,16</b>	<b>1,93</b>	<b>1,73</b>	<b>1,56</b>	<b>1,41</b>	<b>1,27</b>	<b>1,16</b>	<b>1,16</b>
			4	9,56	8,56	6,59	5,18	4,15	3,37	2,78	2,32	1,95	1,66	1,42	1,23	1,07	0,94	0,82	0,73	0,65	0,58	0,52	0,47	0,42	0,38	0,35	0,35

### Zweifeldträger

Zwischenauflegerbreite:  $b \geq 160$  mm  
Endauflagerbreite:  $a \geq 40$  mm

$t_N$ [mm]	$g$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$L_{gr}$ [m]	Zeile	Zulässige charakteristische Belastung $q_k$ [kN/m <sup>2</sup> ] bei einer Stützweite L [m]																							
				2,50	2,75	3,00	3,25	3,50	3,75	4,00	4,25	4,50	4,75	5,00	5,25	5,50	5,75	6,00	6,25	6,50	6,75	7,00	7,25	7,50	7,75	8,00	
0,75	0,088	6,25	1	2,60	2,32	2,13	1,97	1,83	1,70	1,60	1,50	1,45	1,41	1,36	1,29	1,23	1,17	1,10	1,03	0,97	0,91	0,86	0,81	0,77	0,73	0,69	
			2	2,60	2,32	2,13	1,97	1,83	1,70	1,60	1,50	1,45	1,41	1,36	1,29	1,23	1,17	1,10	1,03	0,97	0,91	0,86	0,81	0,77	0,73	0,69	
			3	<b>2,60</b>	<b>2,32</b>	<b>2,13</b>	<b>1,97</b>	<b>1,83</b>	<b>1,70</b>	<b>1,60</b>	<b>1,50</b>	<b>1,45</b>	<b>1,41</b>	<b>1,36</b>	<b>1,29</b>	<b>1,23</b>	<b>1,17</b>	<b>1,10</b>	<b>1,03</b>	<b>0,97</b>	<b>0,91</b>	<b>0,86</b>	<b>0,81</b>	<b>0,77</b>	<b>0,73</b>	<b>0,66</b>	<b>0,66</b>
			4	2,60	2,32	2,13	1,97	1,83	1,70	1,60	1,50	1,45	1,41	1,36	1,29	1,23	1,17	1,10	0,94	0,84	0,74	0,66	0,60	0,54	0,48	0,44	0,40
0,88	0,104	9,80	1	3,82	3,47	3,18	2,94	2,73	2,55	2,39	2,25	2,12	2,02	1,94	1,80	1,68	1,56	1,46	1,37	1,29	1,21	1,14	1,08	1,02	0,97	0,92	
			2	3,82	3,47	3,18	2,94	2,73	2,55	2,39	2,25	2,12	2,02	1,94	1,80	1,68	1,56	1,46	1,37	1,29	1,21	1,14	1,08	1,02	0,97	0,92	
			3	<b>3,82</b>	<b>3,47</b>	<b>3,18</b>	<b>2,94</b>	<b>2,73</b>	<b>2,55</b>	<b>2,39</b>	<b>2,25</b>	<b>2,12</b>	<b>2,02</b>	<b>1,94</b>	<b>1,80</b>	<b>1,68</b>	<b>1,56</b>	<b>1,46</b>	<b>1,37</b>	<b>1,29</b>	<b>1,21</b>	<b>1,14</b>	<b>1,08</b>	<b>0,97</b>	<b>0,88</b>	<b>0,80</b>	<b>0,80</b>
			4	3,82	3,47	3,18	2,94	2,73	2,55	2,39	2,25	2,12	2,02	1,94	1,70	1,48	1,30	1,14	1,01	0,90	0,80	0,72	0,65	0,58	0,53	0,48	0,48
1,00	0,118	11,65	1	4,98	4,53	4,15	3,83	3,56	3,32	3,11	2,93	2,77	2,62	2,43	2,25	2,10	1,96	1,83	1,71	1,61	1,51	1,43	1,35	1,28	1,21	1,15	
			2	4,98	4,53	4,15	3,83	3,56	3,32	3,11	2,93	2,77	2,62	2,43	2,25	2,10	1,96	1,83	1,71	1,61	1,51	1,43	1,35	1,28	1,21	1,15	
			3	<b>4,98</b>	<b>4,53</b>	<b>4,15</b>	<b>3,83</b>	<b>3,56</b>	<b>3,32</b>	<b>3,11</b>	<b>2,93</b>	<b>2,77</b>	<b>2,62</b>	<b>2,43</b>	<b>2,25</b>	<b>2,10</b>	<b>1,96</b>	<b>1,83</b>	<b>1,71</b>	<b>1,61</b>	<b>1,51</b>	<b>1,37</b>	<b>1,23</b>	<b>1,11</b>	<b>1,01</b>	<b>0,92</b>	<b>0,92</b>
			4	4,98	4,53	4,15	3,83	3,56	3,32	3,11	2,93	2,77	2,62	2,25	1,95	1,69	1,48	1,30	1,14	1,01	0,93	0,82	0,74	0,67	0,60	0,55	0,55
1,25	0,147	13,10	1	6,69	6,08	5,57	5,14	4,78	4,46	4,18	3,93	3,71	3,52	3,34	3,22	2,99	2,78	2,60	2,43	2,28	2,14	2,02	1,90	1,78	1,67	1,56	
			2	6,69	6,08	5,57	5,14	4,78	4,46	4,18	3,93	3,71	3,52	3,34	3,22	2,99	2,78	2,60	2,43	2,28	2,14	2,02	1,90	1,78	1,67	1,56	
			3	<b>6,69</b>	<b>6,08</b>	<b>5,57</b>	<b>5,14</b>	<b>4,78</b>	<b>4,46</b>	<b>4,18</b>	<b>3,93</b>	<b>3,71</b>	<b>3,52</b>	<b>3,34</b>	<b>3,22</b>	<b>2,99</b>	<b>2,78</b>	<b>2,60</b>	<b>2,43</b>	<b>2,28</b>	<b>2,14</b>	<b>2,02</b>	<b>1,90</b>	<b>1,78</b>	<b>1,67</b>	<b>1,56</b>	<b>1,56</b>
			4	6,69	6,08	5,57	5,14	4,78	4,46	4,18	3,93	3,71	3,31	2,84	2,45	2,13	1,87	1,64	1,45	1,29	1,15	1,03	0,93	0,84	0,76	0,69	0,69
1,50	0,176	14,35	1	9,56	8,69	7,97	7,35	6,83	6,37	5,97	5,62	5,31	4,88	4,49	4,15	3,85	3,58	3,34	3,12	2,92	2,71	2,52	2,35	2,20	2,06	1,93	
			2	9,56	8,69	7,97	7,35	6,83	6,37	5,97	5,62	5,31	4,88	4,49	4,15	3,85	3,58	3,34	3,12	2,92	2,71	2,52	2,35	2,20	2,06	1,93	
			3	<b>9,56</b>	<b>8,69</b>	<b>7,97</b>	<b>7,35</b>	<b>6,83</b>	<b>6,37</b>	<b>5,97</b>	<b>5,62</b>	<b>5,31</b>	<b>4,88</b>	<b>4,49</b>	<b>4,15</b>	<b>3,85</b>	<b>3,58</b>	<b>3,34</b>	<b>3,12</b>	<b>2,92</b>	<b>2,71</b>	<b>2,52</b>	<b>2,35</b>	<b>2,20</b>	<b>2,06</b>	<b>1,93</b>	<b>1,93</b>
			4	9,56	8,69	7,97	7,35	6,83	6,37	5,97	5,57	4,69	3,99	3,42	2,96	2,57	2,25	1,98	1,75	1,56	1,39	1,25	1,12	1,01	0,92	0,84	0,84

\*Zwischenauflegerbreite  $b = 60$  mm, Zulässige charakteristische Belastung  $q_k$  [kN/m<sup>2</sup>] bei einer Stützweite L [m]

0,75	0,088	6,25	1	2,56	2,32	2,13	1,97	1,83	1,70	1,60	1,49	1,37	1,27	1,19	1,11	1,03	0,97	0,91	0,86	0,81	0,77	0,73	0,69	0,65	0,62	0,59
0,88	0,104	9,80	1	3,82	3,47	3,18	2,91	2,63	2,40	2,19	2,02	1,86	1,72	1,60	1,49	1,40	1,31	1,23	1,16	1,09	1,03	0,97	0,92	0,88	0,83	0,79
1,00	0,118	11,65	1	4,98	4,53	4,11	3,69	3,34	3,04	2,78	2,55	2,35	2,18	2,02	1,88	1,76	1,65	1,55	1,46	1,37	1,30	1,23	1,16	1,10	1,05	1,00
1,25	0,147																									



# Schnittgrößenermittlung Kaltbemessung

Projekt:

Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

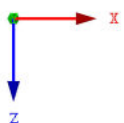
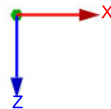
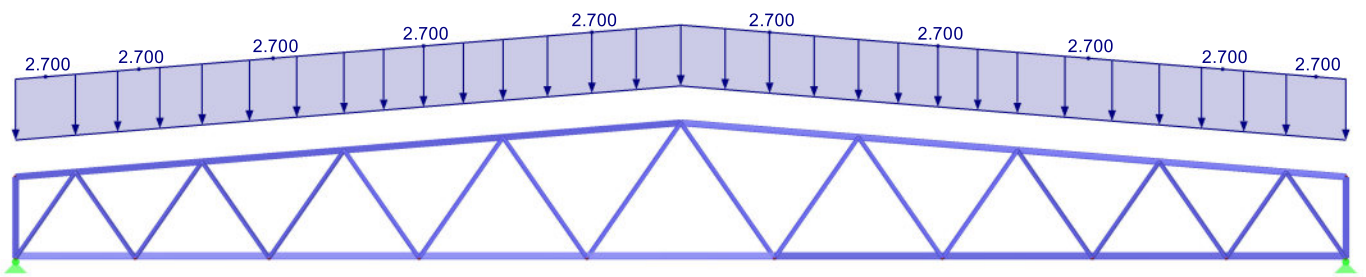
Datum:

20.02.2017

## LF1: EIGENGEWICHT

LF1: Eigengewicht  
Belastung [kN/m]

Entgegen der Y-Richtung



3.355 m





Projekt:

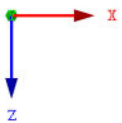
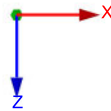
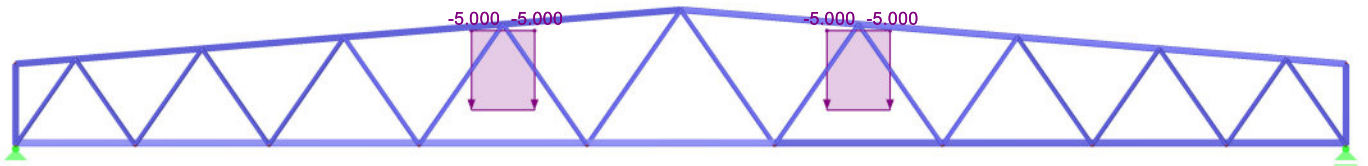
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S ..

Datum: 20.02.2017

## LF2: NUTZLAST

LF2: Nutzlast Einzelperson  
Belastung [kN/m]

Entgegen der Y-Richtung



3.355 m



Projekt:

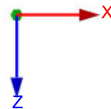
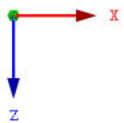
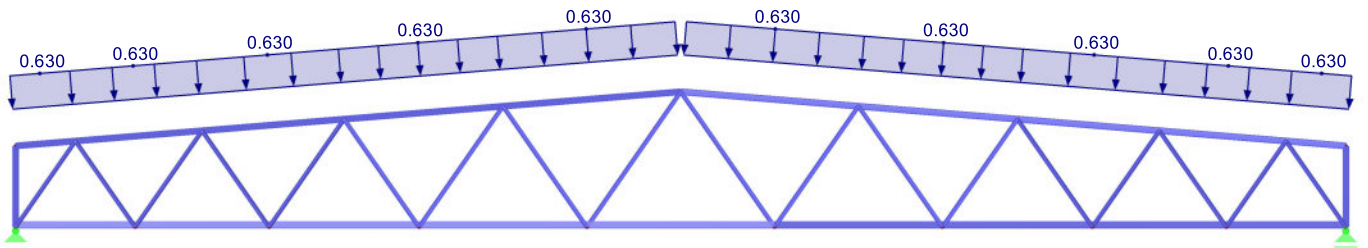
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

Datum: 20.02.2017

### LF7: WIND KONSTANT

LF7: Wind konst  
Belastung [kN/m]

Entgegen der Y-Richtung



3.355 m



Projekt:

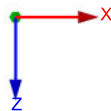
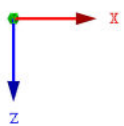
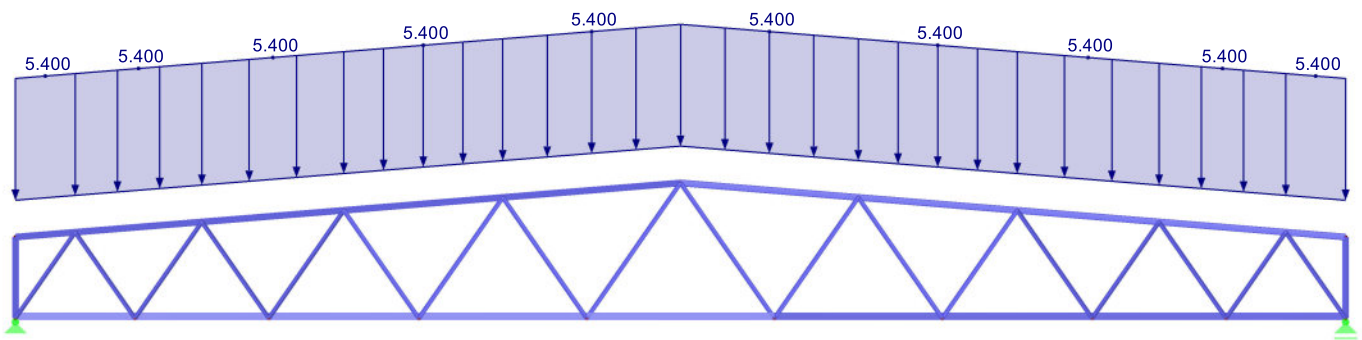
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S ..

Datum: 20.02.2017

### LF4: SCHNEE

LF4: Schnee  
Belastung [kN/m]

Entgegen der Y-Richtung



3.355 m



Projekt:

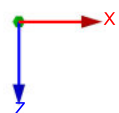
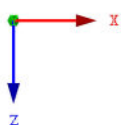
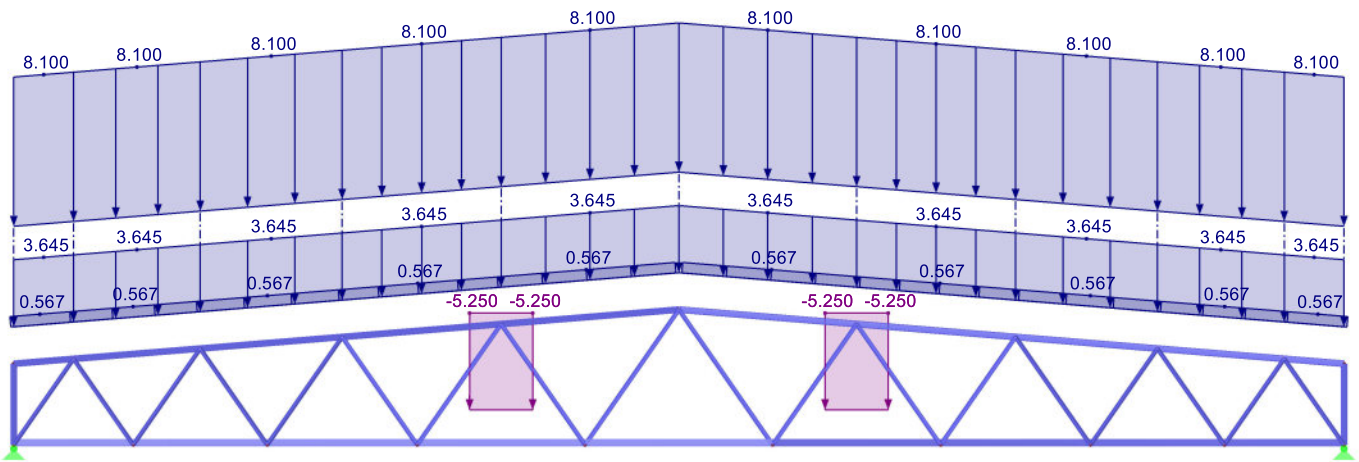
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

Datum: 20.02.2017

■ GZT: LK39:  $1.35 \cdot LF1 + 1.05 \cdot LF2 + 1.5 \cdot LF4 + 0.9 \cdot LF7$

LK39:  $1.35 \cdot LF1 + 1.05 \cdot LF2 + 1.5 \cdot LF4 + 0.9 \cdot LF7$   
Belastung [kN/m]

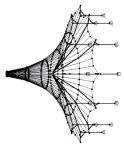
Entgegen der Y-Richtung



3.355 m

XXX





Projekt:

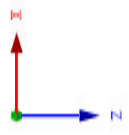
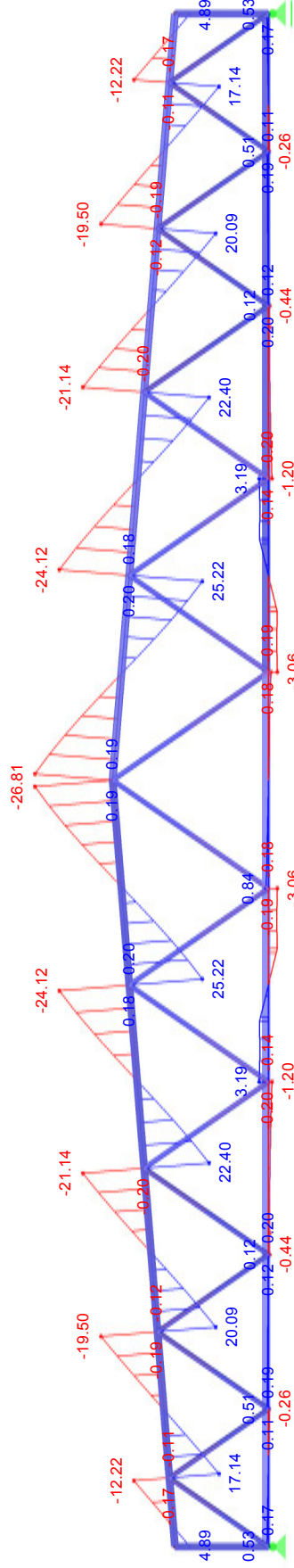
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

Datum: 20.02.2017

### ■ SCHNITTGRÖSSEN VZ

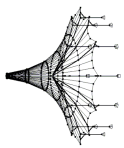
LK39: 1.35\*LF1 + 1.05\*LF2 + 1.5\*LF4 + 0.9\*LF7  
Schnittgrößen V-z

Entgegen der Y-Richtung



Max V-z: 25.22, Min V-z: -26.81 kN

2.597 m



Projekt:

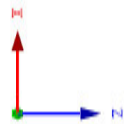
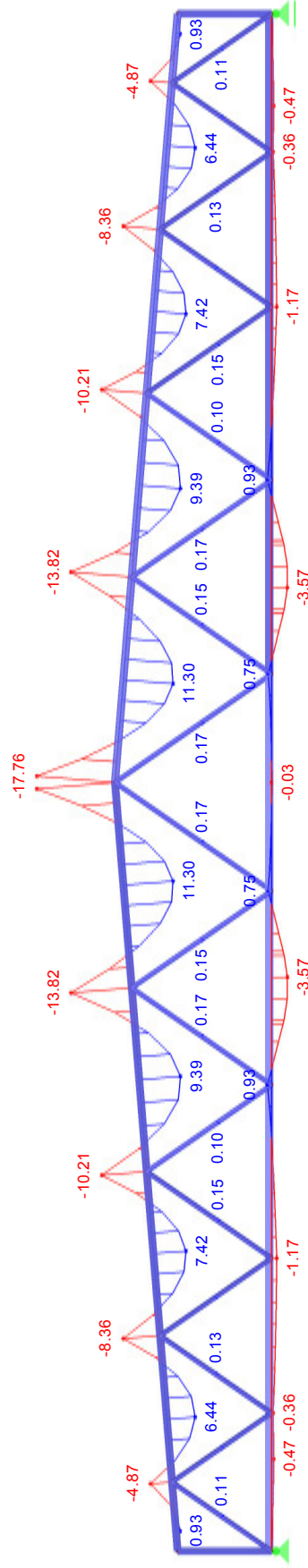
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

Datum: 20.02.2017

## ■ SCHNITTGRÖSSEN MY

LK39: 1.35\*LF1 + 1.05\*LF2 + 1.5\*LF4 + 0.9\*LF7  
Schnittgrößen M-y

Entgegen der Y-Richtung



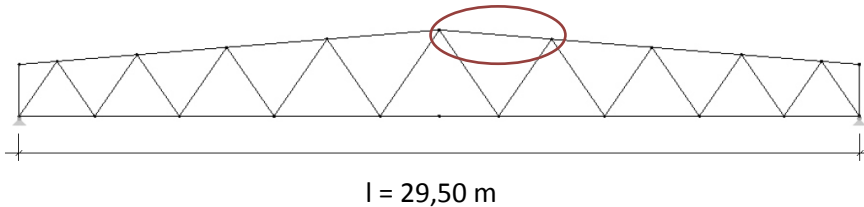
Max M-y: 11.30, Min M-y: -17.76 kNm

2.597 m

## Pos. 2.1: Obergurt des Fachwerkbinders

### System:

Der Fachwerkträger ist aus Stahlprofilen gefertigt und auf zwei Stützen statisch bestimmt gelagert. Der Achsabstand der Binder beträgt 4,50 m. Der maßgebende Nachweis erfolgt an Stab 11 des Fachwerks im Obergurt mit einer Knicklänge von 4,00 m. Auf der sicheren Seite liegend wird das statische System des auf Druck und Biegung beanspruchten Stabes zu dem eines Pendelstabs gewählt.



### Belastung:

Der Nachweis wird unter der maßgebenden Lastfallkombination von Eigengewicht, Nutz-, Wind- und Schneelast geführt. Als Nutzlast werden zwei Mal jeweils 2 Turnseile samt Nutzern mit einem Abstand von 1,4 m zueinander am Untergurt angeordnet (siehe EDV). Die Einwirkungen sind mit Hilfe der EDV bestimmt worden. Vorherrschende Einwirkung im GZT ist Schnee.

### Schnittgrößen:

siehe EDV

$N_{Ed}$	=	542,08 kN
$M_{y,Ed}$	=	17,78 kNm
$V_{z,Ed}$	=	26,89 kN

### Bemessung:

**gewählt:**

Obergurt: Quadratrohr  $b/h/t = 150 \times 150 \times 10$  (w)  
 $A = 54,93 \text{ cm}^2$  mit  $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$   
 QKL 2

Auf Biegung und Druck beanspruchte gleichförmige Bauteile (6.3.3)

$i_y$	=	5,68 cm	
$L_{cr}$	=	4,00 m	
$N_{cr,y} = E I_y \pi^2 / L_{cr,y}^2$	=	2296,99 kN	
$\lambda_{quer,y} = (A f_y / N_{cr,y})^{0,5}$	=	0,75 -	
$\Phi_y = 0,5 [1 + \alpha (\lambda_{quer,y} - 0,2) + \lambda_{quer,y}^2]$	=	0,84 -	
$\chi_y = 1 / [\Phi_y + (\Phi_y^2 - \lambda_{quer,y}^2)^{0,5}]$	=	0,82 -	
$N_{b,Rd,y} = \chi_y A f_y / \gamma_{M1}$	=	965,97 kN	[6.3.1.1 (3)]
$\chi_{LT}$	=	1,00	[6.3.2.3 (1)]
$C_{my}$	=	0,90	
$k_{yy}$	=	1,18	[Tab. B.1]
$M_{y,Rk}$	=	67,22 kNm	[Tab. 6.7]
$N_{Rk}$	=	1290,78 kN	[Tab. 6.7]

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_y \frac{N_{Rk}}{\gamma_{M1}}} + \frac{k_{yy} [M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}]}{\chi_{LT} \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{M1}}} + \frac{k_{yz} [M_{z,Ed} + \Delta M_{z,Ed}]}{\chi_{LT} \frac{M_{z,Rk}}{\gamma_{M1}}} \leq 1,0$$

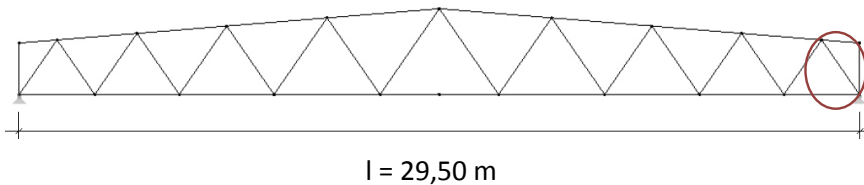
$$0,56 + 0,34 + 0,00 = 0,90 \leq 1,0$$



## Pos. 2.2: Diagonale des Fachwerkbinders

### System:

Der Fachwerkträger ist aus Stahlprofilen gefertigt und auf zwei Stützen statisch bestimmt gelagert. Der Achsabstand der Binder beträgt 4,50 m. Als maßgebende Diagonale am Auflager des Fachwerkbinders wird Stab 12 mit einer Knicklänge von 2,35 m nachgewiesen. Das statische System des Diagonalstabs wird konservativ mit einer auf Druck beanspruchten Pendelstütze angenähert.



### Belastung:

Der Nachweis wird unter der maßgebenden Lastfallkombination von Eigengewicht, Nutz-, Wind- und Schneelast geführt. Als Nutzlast werden zwei Mal jeweils 2 Turnseile samt Nutzern mit einem Abstand von 1,4 m zueinander am Untergurt angeordnet (siehe EDV). Die Einwirkungen sind mit Hilfe der EDV bestimmt worden. Vorherrschende Einwirkung im GZT ist Schnee.

### Schnittgrößen:

siehe EDV  
 $N_{Ed} = 246,38 \text{ kN}$

### Bemessung:

<b>gewählt:</b>	Diagonale: O-Profil r/t = 101,6x6 - warmgefertigt $A = 18,02 \text{ cm}^2$ mit $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$ QKL 2
-----------------	---

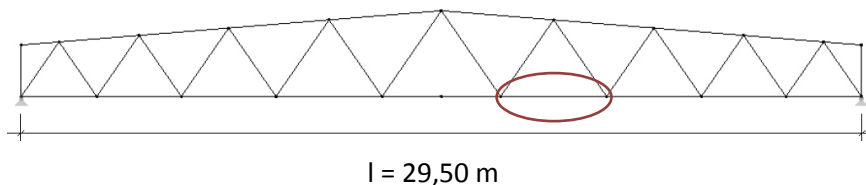
### Biegeknicken gleichförmiger Bauteile für die QKL 1,2,3 nach 6.3.1.1

$i$	=	3,39	cm	
$L_{cr}$	=	2,35	m	
$N_{cr} = EI \pi^2 / L_{cr}^2$	=	775,67	kN	
$\lambda_{quer} = (A f_y / N_{cr})^{0,5}$	=	0,74	-	
$\phi = 0,5 [1 + \alpha(\lambda_{quer} - 0,2) + \lambda_{quer}^2]$	=	0,83	-	
$\chi = 1 / [\phi + (\phi^2 - \lambda_{quer}^2)^{0,5}]$	=	0,83	-	
$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1}$	=	319,04	kN	[6.3.1.1 (3)]
$N_{Ed} / N_{b,Rd,y}$	≤	1,0		[6.3.1.1]
$246,38 / 319,04 = 0,772$	≤	1,0		

## Pos. 2.3: Unterzug des Fachwerkbinders

### System:

Der Fachwerkträger ist aus Stahlprofilen gefertigt und auf zwei Stützen statisch bestimmt gelagert. Der Achsabstand der Binder beträgt 4,50 m. Nachgewiesen wird der maßgebende Stab 2 des Unterzugs im Fachwerkbinder. Das statische System des Stabs wird dabei konservativ mit einem auf Zug und Biegung beanspruchten Balken auf zwei Stützen angenähert.



### Belastung:

Der Nachweis wird unter der maßgebenden Lastfallkombination von Eigengewicht, Nutz-, Wind- und Schneelast geführt. Als Nutzlast werden zwei Mal jeweils 2 Turnseile samt Nutzern mit einem Abstand von 1,4 m zueinander am Untergurt angeordnet (siehe EDV). Die Einwirkungen sind mit Hilfe der EDV bestimmt worden. Vorherrschende Einwirkung im GZT ist Schnee.

### Schnittgrößen:

siehe EDV

$$\begin{aligned} N_{Ed} &= 546,27 \text{ kN} \\ V_{z,Ed} &= 0,05 \text{ kN} \\ M_{y,Ed} &= 3,62 \text{ kNm} \end{aligned}$$

### Bemessung:

<b>gewählt:</b>	Unterzug: $\frac{1}{2}$ IPE 330 - warmgefertigt $A = 31,30 \text{ cm}^2$ mit $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$ QKL 3
-----------------	---

### Allgemeiner Spannungsnachweis nach 6.2.10

Keine Berücksichtigung der Querkraft, wenn  $V_{Ed} < 0,5 V_{Rd}$  und Schubbeulen nicht maßgeblich.

$$V_{Rd} = 130,24 \text{ kN} > 2 V_{Ed}$$

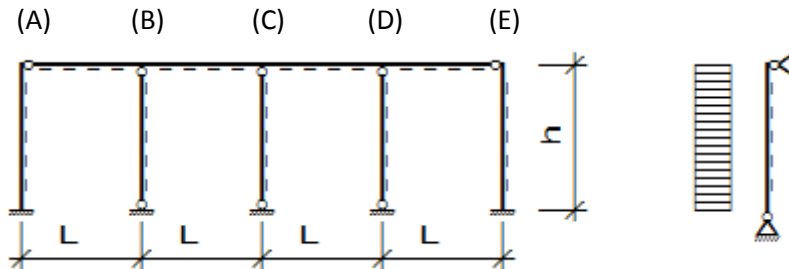
$$\sigma_{x,Ed} = \frac{N_{Ed}}{A} + \frac{M_{y,Ed}}{I_y} z = \frac{546,27}{31,30} + \frac{362 * 3,65}{717} = 19,29 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \leq 23,50 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2}$$

$$\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y/\gamma_{M0}} = 0,82 \leq 1,0$$

### Pos. 3: Pendelstützen in der Giebelwand

#### System:

Die Giebelwand wird außen über eingespannte Stahlbetonstützen gehalten, auf denen der Fachwerkträger aufgelagert ist. Im Feldbereich werden 3 Pendelstützen angeordnet, die am Obergurt des Binders und in der Gründung gelenkig gelagert sind.  $L = 7,375 \text{ m}$



#### Belastung:

Die Giebelwand wird auf Windsog gemäß DIN EN 1991-1-1 belastet. Die maßgebende Einwirkung ist der EDV entnommen. Der Windsog kann als konstant über die Höhe angenommen werden.

Die resultierende Belastung je Stütze ergibt sich über die Auflagerwerte für DLT nach SBT.

$$w_{d,B} = 1,5 * 0,56 \text{ kN/m}^2 * 1,143 * 7,375 \text{ m} = 7,08 \text{ kN/m}$$

#### Schnittgrößen:

Höhe der maßgebenden Stütze  $h = 10,20 \text{ m}$ .

$$M_{Ed} = 7,08 \text{ kN/m} * (10,20 \text{ m})^2 / 8 = 92,08 \text{ kNm}$$

#### Bemessung:

<b>gewählt:</b>	Pendelstütze HEA 220, S 235
-----------------	-----------------------------

Biegeknicken gleichförmiger Bauteile für die QKL 1,2,3 nach 6.3.2.1

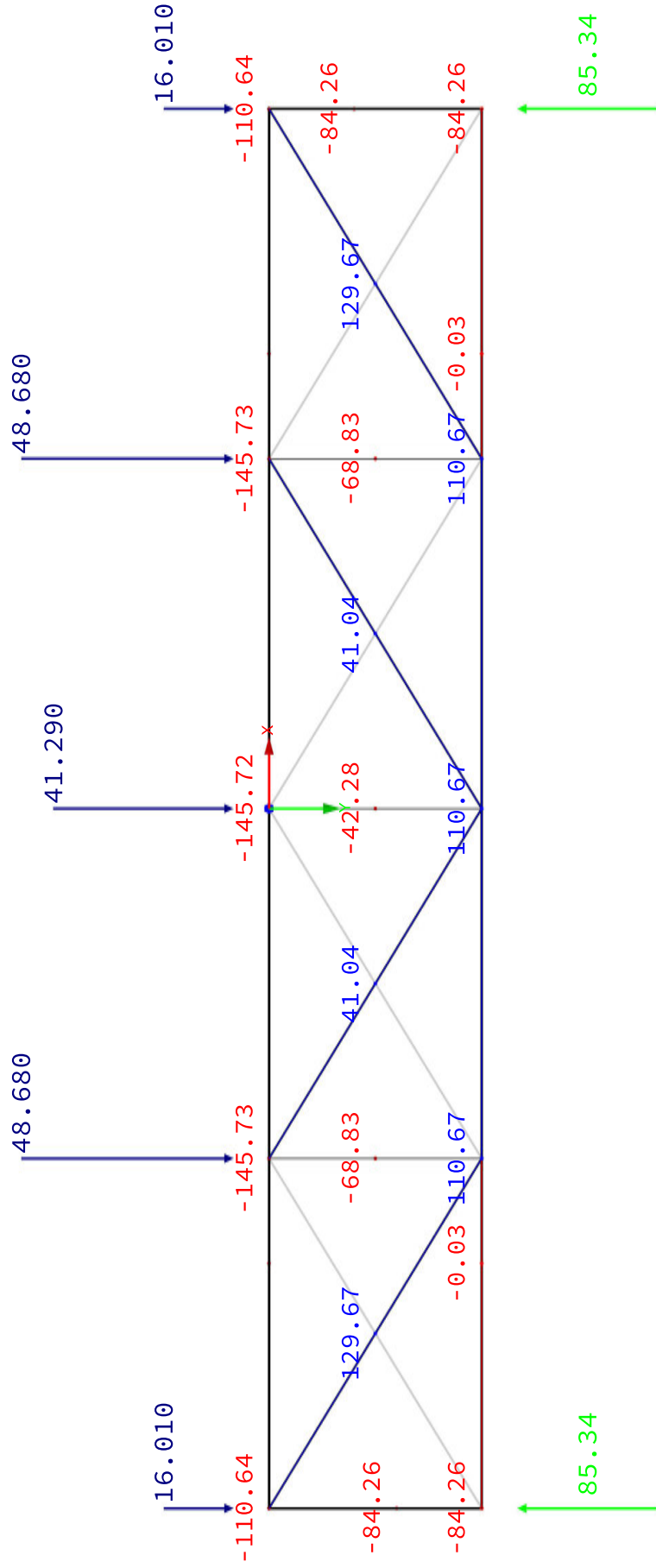
$$\begin{aligned}
 M_{cr} &= \xi N_{cr,z} [(c^2 + 0,25 z_p^2)^{0,5} + 0,5 z_p] &= & 335,67 \text{ kNm} & \text{[Methode 2]} \\
 \lambda_{quer,LT} &= (W_y f_y / M_{cr})^{0,5} &= & 0,63 & \text{[6.3.2.3 (1)]} \\
 \Phi_{LT} &= 0,5 [1 + \alpha_{LT}(\lambda_{quer,LT} - \lambda_{quer,LT,0}) + \beta \lambda_{quer,LT}^2] &= & 0,69 & \text{[6.3.2.3 (1)]} \\
 \lambda_{quer,LT,0} & &= & 0,40 & \text{(Empf., siehe N.A.)} \\
 \beta & &= & 0,75 & \text{(Empf., siehe N.A.)} \\
 \alpha_{LT} (KSL_y = b) & &= & 0,34 & \text{[Tab. 6.3]} \\
 \chi_{LT} &= 1 / [\Phi_{LT} + (\Phi_{LT}^2 - \beta \lambda_{quer,LT}^2)^{0,5}] &= & 0,90 & \text{[6.3.2.3 (1)]} \\
 \chi_{LT,mod} &= \chi_{LT} / f &= & 0,90 \leq 1 & \text{[6.3.2.3 (2)]} \\
 f &= 1 - 0,5 (1 - k_c) [1 - 2,0 (\lambda_{quer,LT} - 0,8)^2] &= & 1,00 \leq 1 & \\
 k_c & &= & 1,00 & \\
 \mathbf{M_{b,Rd}} &= \chi_{LT,mod} W_y f_y / \gamma_{M1} &= & \mathbf{109,66 \text{ kNm}} & \mathbf{[6.3.2.1 (3)]} \\
 \\ \\
 M_{Ed} / M_{b,Rd} & &= & 0,84 \leq 1,0 & \checkmark
 \end{aligned}$$

# Schnittgrößenermittlung Windverband Kaltbemessung

## ■ SCHNITTGRÖSSEN N, LAGERREAKTIONEN

LF1: Wind  
Belastung [kN]  
Schnittgrößen N  
Lagerreaktionen [kN]

In Z-Richtung



## Pos. 4: Dachverband

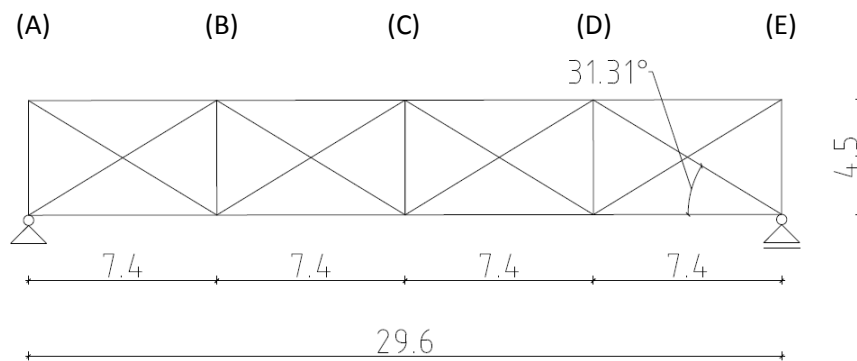
### System:

Die Windlast, die über die Giebelstützen in die Dachkonstruktion geleitet werden, müssen über einen Dachverband in die Auflager abgetragen werden. Zusätzlich muss der Verband die aus den Imperfektionen der Fachwerkbinder entstehenden Belastungen aufnehmen können. Es werden zwei Dachverbände an den jeweiligen Endfeldern der Hallenkonstruktion ausgeführt. Der Druckverband verläuft über die Länge der Halle in den Achsen A bis E, die Felder werden über Stahlseile ausgesteift. Der Binderabstand beträgt 4,5 m. Längenangaben der Systemskizze beziehen sich auf die Obergurtlänge.

Pos. 4.1: Obergurt

Pos. 4.2: Druckgurt

Pos. 4.3: Zugstab



### Belastung:

Die Pendelstützen leiten die Windlast an den Knotenpunkten A bis E in den Dachverband ein. Die eingeleitete Kraft je Stütze errechnet sich über den Beiwert für das jeweilige Auflager für einen DLT multipliziert mit der halben Stützhöhe samt Dachaufbau.

$$\begin{aligned}
 A = E &= 1,5 * 0,56 \text{ kN/m}^2 * 0,393 * 7,375 \text{ m} * (9,60 + 0,35) \text{ m} / 2 &= & 12,11 \text{ kN} \\
 B = D &= 1,5 * 0,56 \text{ kN/m}^2 * 1,143 * 7,375 \text{ m} * (10,20 + 0,35) \text{ m} / 2 &= & 37,35 \text{ kN} \\
 C &= 1,5 * 0,56 \text{ kN/m}^2 * 0,929 * 7,375 \text{ m} * (10,80 + 0,35) \text{ m} / 2 &= & 32,08 \text{ kN}
 \end{aligned}$$

Zusätzlich zu den Windlasten muss der Dachverband gemäß DIN EN 1993-1-1/5.3.3 die Ersatzlast infolge der Imperfektionen aufnehmen.

$$\begin{aligned}
 e_0 &= \alpha_m * 2960 \text{ cm} / 500 &= & 4,52 \text{ cm} \\
 \alpha_m &= [0,5 * (1 + 1 / 6)]^{0,5} &= & 0,764 \text{ -} \\
 q_d &= 6 * 542,01 \text{ kN} * 8 * 0,045 \text{ m} / (29,60 \text{ m})^2 &= & 1,34 \text{ kN/m} \\
 \Delta A, \Delta E &= 1,34 \text{ kN/m} * 0,393 * 7,4 \text{ m} &= & 3,90 \text{ kN} \\
 \Delta B, \Delta D &= 1,34 \text{ kN/m} * 1,143 * 7,4 \text{ m} &= & 11,33 \text{ kN} \\
 \Delta C &= 1,34 \text{ kN/m} * 0,929 * 7,4 \text{ m} &= & 9,21 \text{ kN}
 \end{aligned}$$

## Schnittgrößen:

Die Schnittgrößen werden über RStab8 gemäß den Forderungen aus 5.3.3 nach Theorie II. Ordnung bestimmt. (siehe EDV)

$$\begin{aligned}\Delta N_{Ed,max,Obergurt} &= -145,73 \text{ kN} \\ N_{Ed,max,Druckgurt} &= -84,26 \text{ kN} \\ N_{Ed,max,Zugseil} &= 129,67 \text{ kN}\end{aligned}$$

## Bemessung:

<b>gewählt:</b>	Obergurt: QRO 150 x 150 x 10, S 235 Druckgurt: QRO 80 x 80 x 5, S 235 Zugstab: RD 30, S 235
-----------------	---

### Pos. 4.1: Obergurt

#### Stabilitätsnachweis des Obergurts Pos. 2.1 mit zusätzlichen Einwirkungen aus 4.1

Auf Biegung und Druck beanspruchte gleichförmige Bauteile (6.3.3). Bauteil durch Trapezbleche in z-z Ebene gehalten.

$$\begin{aligned}N_{Ed} &= 542,08 + 145,73 \text{ kN} \\ M_{y,Ed} &= 13,84 \text{ kNm} \\ i_y &= 5,68 \text{ cm} \\ L_{cr} &= 4,00 \text{ m} \\ N_{cr,y} &= E I_y \pi^2 / L_{cr,y}^2 = 2296,99 \text{ kN} \\ \lambda_{quer,y} &= (A f_y / N_{cr,y})^{0,5} = 0,75 - \\ \Phi_y &= 0,5 [1 + \alpha(\lambda_{quer,y} - 0,2) + \lambda_{quer,y}^2] = 0,84 - \\ \chi_y &= 1 / [\Phi_y + (\Phi_y^2 - \lambda_{quer,y}^2)^{0,5}] = 0,82 - \\ N_{b,Rd,y} &= \chi_y A f_y / \gamma_{M1} = 965,97 \text{ kN} \quad [6.3.1.1 (3)] \\ \\ \chi_{LT} &= 1,00 \quad [6.3.2.3 (1)] \\ C_{my} &= 0,90 \\ k_{yy} &= 1,25 \quad [Tab. B.1] \\ M_{y,Rk} &= 67,22 \text{ kNm} \quad [Tab. 6.7] \\ N_{Rk} &= 1290,78 \text{ kN} \quad [Tab. 6.7]\end{aligned}$$

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_y \frac{N_{Rk}}{\gamma_{M1}}} + \frac{k_{yy} [M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}]}{\chi_{LT} \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{M1}}} + \frac{k_{yz} [M_{z,Ed} + \Delta M_{z,Ed}]}{\chi_{LT} \frac{M_{z,Rk}}{\gamma_{M1}}} \leq 1,0$$

$$0,71 + 0,28 + 0,00 = 0,996 \leq 1,0$$

Pos. 4.2: Druckgurt

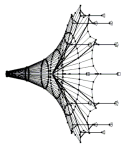
**Biegeknicke gleichförmiger Bauteile für die QKL 1,2,3 nach 6.3.1.1**

$$\begin{aligned}i &= 3,05 \text{ cm} \\L_{cr} &= 4,50 \text{ m} \\N_{cr} &= EI \pi^2 / L_{cr}^2 = 139,83 \text{ kN} \\\lambda_{quer} &= (A f_y / N_{cr})^{0,5} = 1,57 \text{ -} \\\Phi &= 0,5 [1 + \alpha(\lambda_{quer} - 0,2) + \lambda_{quer}^2] = 1,88 \text{ -} \\\chi &= 1 / [\Phi + (\Phi^2 - \lambda_{quer}^2)^{0,5}] = 0,34 \text{ -} \\N_{b,Rd} &= \chi A f_y / \gamma_{M1} = 107,97 \text{ kN} \quad [6.3.1.1 (3)] \\N_{Ed} / N_{b,Rd,y} &\leq 1,0 \quad [6.3.1.1] \\84,26 / 107,97 &= 0,780 \leq 1,0\end{aligned}$$

Pos. 4.3: Zugstab

**Zugbeanspruchbarkeit eines Zugseils mit dem Querschnitt RD 30 nach 6.2.3**

$$\begin{aligned}A &= 7,07 \text{ cm}^2 \\N_{pl,Rd} &= A * f_y / \gamma_{M0} = 166,15 \text{ kN} \\N_{Ed} / N_{pl,Rd} &\leq 1,0 \quad [6.2.3] \\129,67 / 166,15 &= 0,78 \leq 1,0\end{aligned}$$



# Schnittgrößenermittlung im Brandfall - Profile aus Kaltblemessung

Projekt:

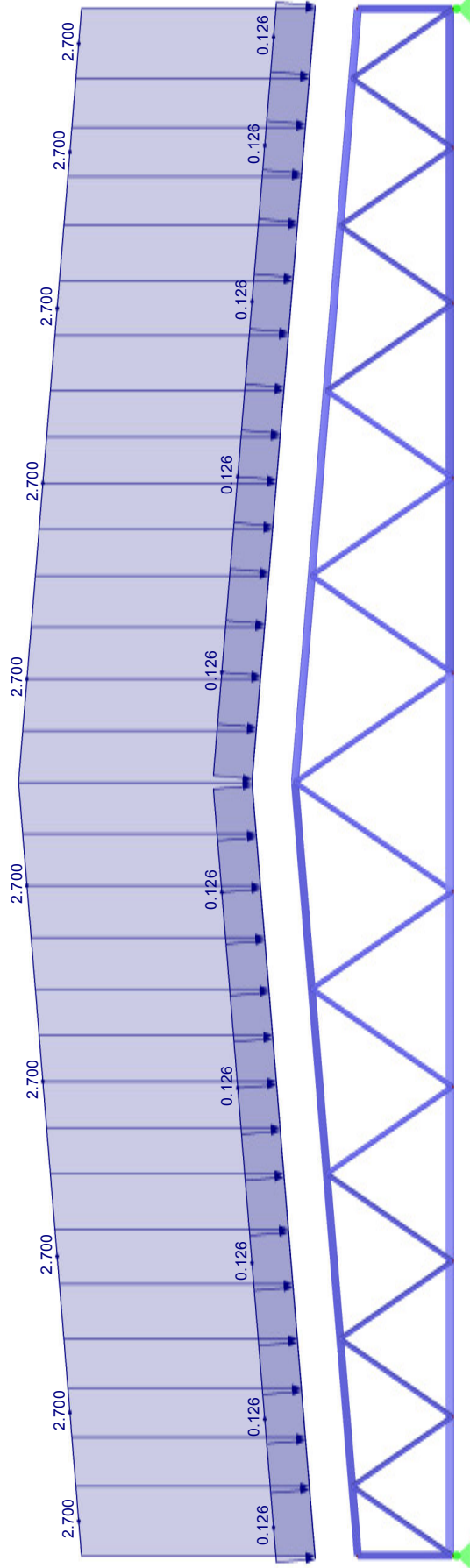
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

Datum: 20.02.2017

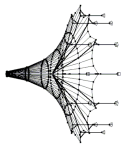
## ■ LASTEINWIRKUNG IM BRANDFALL: LK5: LF1 + 0.2\*LF3

LK5: LF1 + 0.2\*LF3  
Belastung [kN/m]

Entgegen der Y-Richtung







Projekt:

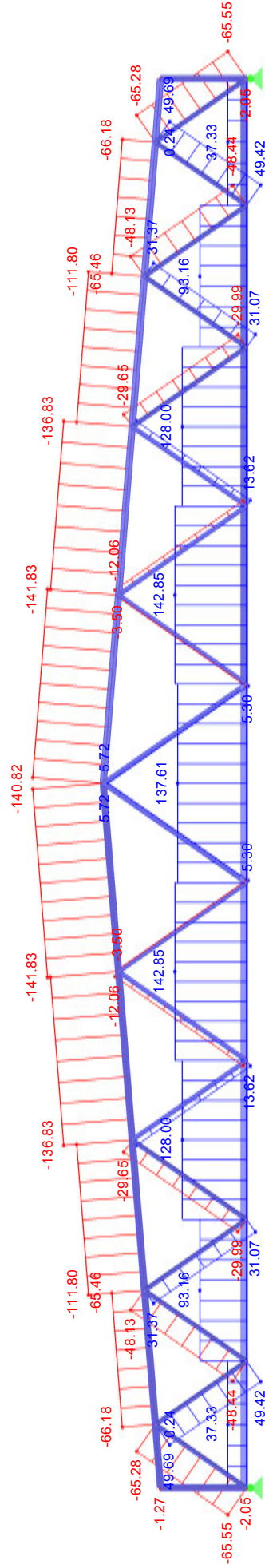
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

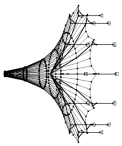
Datum: 20.02.2017

## ■ SCHNITTGRÖSSEN N

LK5: LF1 + 0.2\*LF3  
Schnittgrößen N

Entgegen der Y-Richtung





Projekt:

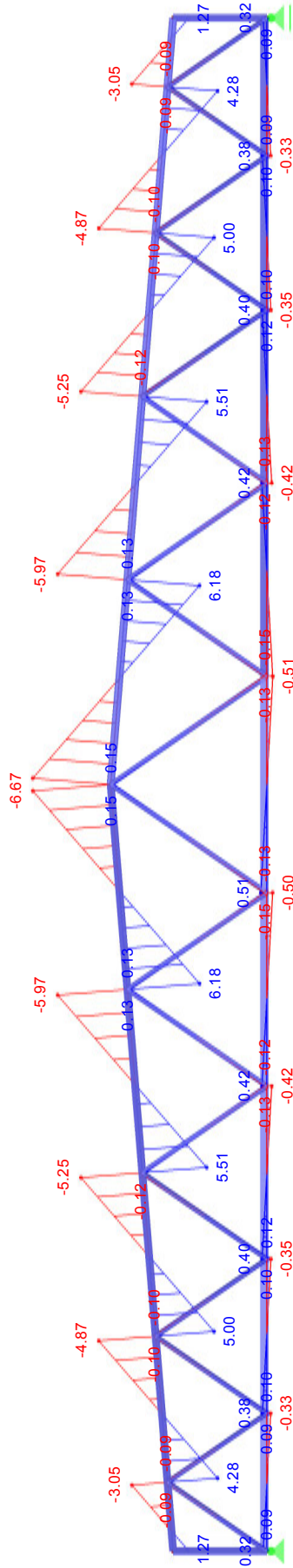
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

Datum: 20.02.2017

## ■ SCHNITTGRÖSSEN VZ

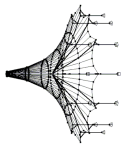
LK5: LF1 + 0.2\*LF3  
Schnittgrößen V-z

Entgegen der Y-Richtung



2.529 m

Max V-z: 6.18, Min V-z: -6.67 kN



Projekt:

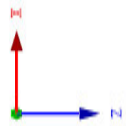
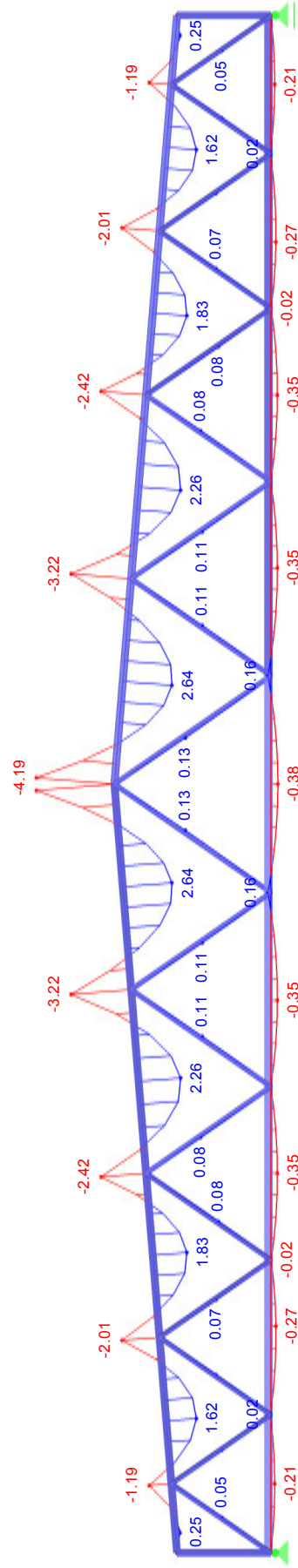
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

Datum: 20.02.2017

## ■ SCHNITTGRÖSSEN MY

LK5: LF1 + 0.2\*LF3  
Schnittgrößen M-y

Entgegen der Y-Richtung



Max M-y: 2.64, Min M-y: -4.19 kNm

2.529 m

## Pos. Brand 2.1: Vorbemessung Fachwerkbinder - Obergurt

### System:

Der maßgebende Stab 11 des Fachwerkbinders hat eine Länge von 4 m. Aufgrund der Beanspruchung auf zentrischen Druck und Biegung wird der Stabilitätsnachweis für Biegung und Druck geführt. Die Heißbemessung erfolgt nach DIN EN 1993-1-2+NA, die Stahltemperatur ist über zweidimensionale Temperaturfeldberechnungen in Abaqus bestimmt worden. Für die Vorbemessung im Brandfall wird zunächst das QRO 150 x 150 x 10 aus der Kaltbemessung untersucht.

### Materialeigenschaften:

Durch die erhöhte Bauteiltemperatur kommt es zu einer Abnahme der Materialeigenschaften nach 3.2.1 (3) mit Tab. 3.1. Die zweidimensionale Temperaturfeldberechnung ist im Finiten Elemente Programm Abaqus durchgeführt worden, die Ergebnisse sind in der EDV hinterlegt. Nach 4.2.3.2 (5) wird auf der sicheren Seite die maximale Temperatur im Querschnitt verwendet.

$$\begin{aligned}\theta_a &= 781 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ k_{y,\theta} &= 0,1328 \text{ [-]} \\ k_{p,\theta} &= 0,0548 \text{ [-]} \\ k_{E,\theta} &= 0,0976 \text{ [-]}\end{aligned}$$

### Belastung:

Die maßgebende Beanspruchung im Brandfall ergibt sich aus dem Eigengewicht und dem Wind gemäß 2.4.2 (1).

$$\begin{aligned}g_k &= 2,7 \text{ kN/m} + \text{Eigengewicht Fachwerkbinder (siehe EDV)} \\ w_k &= 0,63 \text{ kN/m} \\ E_{d,fi} &= 1,0g_k + 0,2w_k\end{aligned}$$

### Schnittgrößen:

siehe EDV

$$\begin{aligned}N_{Ed,fi} &= 141,83 \text{ kN} \\ M_{Ed,fi} &= 3,22 \text{ kNm} \\ \beta_{M,y} &= 1,29 \text{ - Anpassungsfaktor für den Momentenverlauf - Bild 4.2}\end{aligned}$$

### Vorbemessung:

Für die Querschnittsklassen 1 bis 3 wird der Widerstand von auf Biegung und axialen Druck beanspruchten Bauteilen nach 4.2.3.5 Gl.(4.21a) bestimmt. Der Knicklängenbeiwert wird zu 1 festgelegt.

- Bezogener Schlankheitsgrad bei Normaltemperatur  
 $\lambda_{-} = Lcr/(\min(i)*\lambda_1) = 0,750 \text{ [-]}$
- Dimensionslose bezogene Schlankheit für die Temperatur  $\theta_a$   
 $\lambda_{-\theta} = \lambda_{-} * (k_{y,\theta}/k_{E,\theta})^{0,5} = 0,875 \text{ [-]} \quad \text{Gl. (4.7)}$

- Abminderungsfaktor für das Biegeknicken unter Brandbeanspruchung
 
$$\chi_{fi} = 1 / (\phi\theta + (\phi\theta^2 - \lambda_{\theta}^2)^{0,5}) = 0,516 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$
 mit  $\phi\theta = 0,5 * (1 + \alpha * \lambda_{\theta}^2) = 1,167 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$ 
 mit  $\alpha = 0,65 * (235/f_y)^{0,5} = 0,650 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$
- Abminderungsfaktoren für die Bemessung für auf Biegung und axialen Druck belastete Bauteile
 
$$k_y = 1 - [(\mu_y * N_{fi,Ed}) / (\chi_{y,fi} * A * k_{y,\theta} * f_y / 1,0)] = 3,022 \quad [-]$$

$$\mu_y = (2 * \beta_{M,y} - 5) * \lambda_{y,\theta} + 0,44 * \beta_{M,y} + 0,29 = -1,259 \leq 0,8$$

Stabilitätsnachweis:

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{W_{pl,y} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{W_{pl,z} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1$$

$$\eta = 2,695592575 \leq 1,0$$

Der Nachweis ist nicht erfüllt!

**gewählt:**

Obergurt: QRO-Profil b/h/t = 220 x 220 x 12,5 (w)  
 A = 102 cm<sup>2</sup> mit f<sub>y</sub> = 235 N/mm<sup>2</sup>  
 W<sub>y</sub> = 789 cm<sup>3</sup>

## Pos. Brand 2.2: Vorbemessung Fachwerkbinder – Diagonale

### System:

Die maßgebende Druckstrebe des Fachwerkbinders hat eine Länge von 2,35 m. Aufgrund der Beanspruchung auf zentrischen Druck wird der Knicknachweis geführt. Die Heißbemessung erfolgt nach DIN EN 1993-1-2+/NA, die Stahltemperatur ist über zweidimensionale Temperaturfeldberechnungen in Abaqus bestimmt worden. In der Kaltbemessung ist der Querschnitt zu einem RO 101,6 x 6 mm gewählt worden.

### Materialeigenschaften:

Durch die erhöhte Bauteiltemperatur kommt es zu einer Abnahme der Materialeigenschaften nach 3.2.1 (3) mit Tab. 3.1. Die zweidimensionale Temperaturfeldberechnung ist im Finiten Elemente Programm Abaqus durchgeführt worden. Die Ergebnisse sind in der EDV hinterlegt. Nach 4.2.3.2 (5) wird auf der sicheren Seite die maximale Temperatur im Querschnitt verwendet.

$$\begin{aligned}\theta_a &= 823,77 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ k_{y,\theta} &= 0,0982 \text{ [-]} \\ k_{p,\theta} &= 0,0470 \text{ [-]} \\ k_{E,\theta} &= 0,0847 \text{ [-]}\end{aligned}$$

### Belastung:

Die maßgebende Beanspruchung im Brandfall ergibt sich aus dem Eigengewicht und dem Wind gemäß 2.4.2 (1).

$$\begin{aligned}g_k &= 2,7 \text{ kN/m} + \text{Eigengewicht Fachwerkbinder (siehe EDV)} \\ w_k &= 0,67 \text{ kN/m} \\ E_{d,fi} &= 1,0g_k + 0,2w_k\end{aligned}$$

### Schnittgrößen:

siehe EDV

$$N_{Ed,fi} = 65,55 \text{ kN}$$

### Vorbemessung:

Für die Querschnittsklassen 1 bis 3 wird die Knickfestigkeit von druckbeanspruchten Bauteilen nach 4.2.3.2 Gl.(4.5) bestimmt. Der Knicklängenbeiwert wird zu 1 festgelegt.

- Bezogener Schlankheitsgrad bei Normaltemperatur  
 $\lambda_{\perp} = L_{cr}/(\min(i)*\lambda_1) = 0,738 \text{ [-]}$
- Dimensionslose bezogene Schlankheit für die Temperatur  $\theta_a$   
 $\lambda_{\perp,\theta} = \lambda_{\perp} * (k_{y,\theta}/k_{E,\theta})^{0,5} = 0,795 \text{ [-]} \quad \text{Gl. (4.7)}$
- Abminderungsfaktor für das Biegeknicken unter Brandbeanspruchung  
 $\chi_{fi} = 1 / (\phi\theta + (\phi\theta^2 - \lambda_{\perp,\theta}^2)^{0,5}) = 0,557 \text{ [-]} \quad \text{Gl. (4.6)}$   
mit  $\phi\theta = 0,5 * (1 + \alpha * \lambda_{\perp,\theta + \lambda_{\perp,\theta}^2}) = 1,074 \text{ [-]} \quad \text{Gl. (4.6)}$   
mit  $\alpha = 0,65 * (235/f_y)^{0,5} = 0,650 \text{ [-]} \quad \text{Gl. (4.6)}$

- Knickfestigkeit druckbeanspruchter Bauteile bei konstanter Querschnittstemperatur

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} \cdot A \cdot k_{y,\theta} \cdot f_y / 1,0 = 23,11 \text{ [kN]} \quad \text{Gl. (4.5)}$$

Nachweis der Knickfestigkeit:

$$N_{fi,Ed} / N_{b,fi,t,Rd} = \eta = 2,837 \leq 1,0$$

Der Nachweis ist nicht erfüllt!

**gewählt:**

Diagonale: O-Profil r/t = RO 139,7 x 10 (w)  
A = 40,70 cm<sup>2</sup> mit f<sub>y</sub> = 235 N/mm<sup>2</sup>

## Pos. Brand 2.3: Vorbemessung Fachwerkbinder - Unterzug

### System:

Die Heißbemessung erfolgt nach DIN EN 1993-1-2+/NA, die Stahltemperatur ist über zweidimensionale Temperaturfeldberechnungen in Abaqus bestimmt worden. Die Vorbemessung bei erhöhter Bauteiltemperatur wird für den maßgebenden Stab 2 des Unterzugs geführt. Aus der Kaltbemessung wird zunächst das ½ IPE 330 verwendet.

### Materialeigenschaften:

Durch die erhöhte Bauteiltemperatur kommt es zu einer Abnahme der Materialeigenschaften nach 3.2.1 (3) mit Tab. 3.1. Die zweidimensionale Temperaturfeldberechnung der Einwirkung nach ETK ist im Finiten Elemente Programm Abaqus durchgeführt worden, die Ergebnisse sind in der EDV hinterlegt. Nach 4.2.3.1 (3) wird auf der sicheren Seite die maximale Temperatur im Querschnitt verwendet.

$$\begin{aligned}\theta_a &= 834,6 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ k_{y,\theta} &= 0,0927 \text{ [-]} \\ k_{p,\theta} &= 0,0457 \text{ [-]} \\ k_{E,\theta} &= 0,0822 \text{ [-]}\end{aligned}$$

### Belastung:

Die maßgebende Beanspruchung im Brandfall ergibt sich aus dem Eigengewicht und dem Wind gemäß 2.4.2 (1).

$$\begin{aligned}g_k &= 2,7 \text{ kN/m} + \text{Eigengewicht Fachwerkbinder (siehe EDV)} \\ w_k &= 0,63 \text{ kN/m} \\ E_{d,fi} &= 1,0g_k + 0,2w_k\end{aligned}$$

### Schnittgrößen:

siehe EDV

$$N_{Ed,fi} = 142,85 \text{ [kN]}$$

### Vorbemessung:

Der Nachweis der Tragfähigkeit von Zuggliedern wird nach 4.2.3.1 geführt.

$$N_{fi,\theta,Rd} = k_{y,\theta} * N_{pl,Rd} / 1,0 = 68,185 \text{ [kN]} \quad \text{Gl. (4.3)}$$

Nachweis:

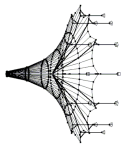
$$N_{ed,fi} / N_{rd,fi} = \eta = 2,095 \leq 1,0$$

Nachweis ist nicht erfüllt!

gewählt:

Unterzug: O-Profil r/t = RO 177,8 x 10 (w)  
A = 52,70 cm<sup>2</sup> mit f<sub>y</sub> = 235 N/mm<sup>2</sup>





# Schnittgrößenermittlung im Brandfall - Querschnitte überdimensioniert

Projekt:

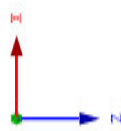
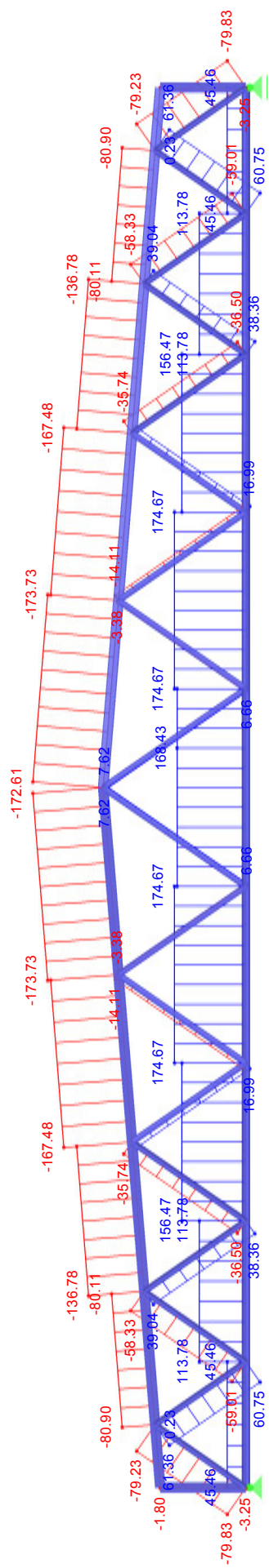
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

Datum: 20.02.2017

## ■ SCHNITTGRÖSSEN N

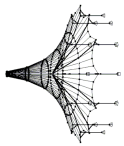
LK5: LF1 + 0.2\*LF3  
Schnittgrößen N

Entgegen der Y-Richtung



Max N: 174.67, Min N: -173.73 kN

2.603 m



Projekt:

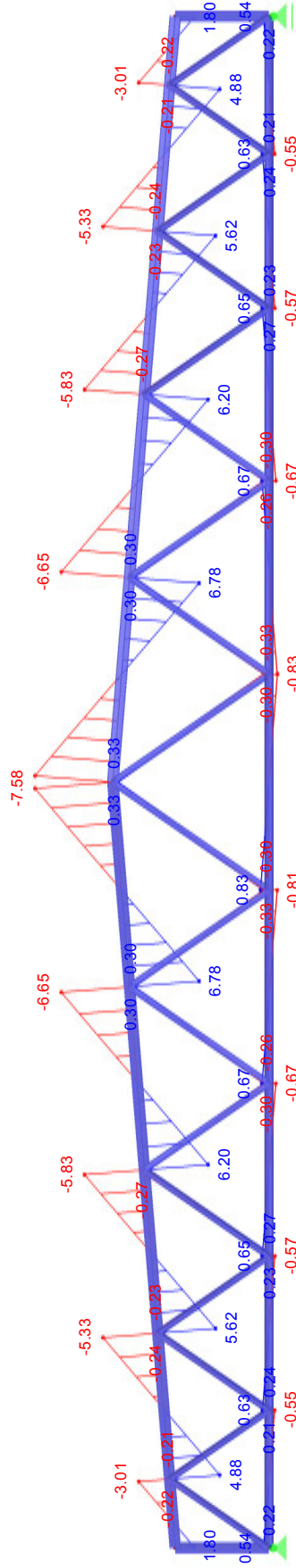
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

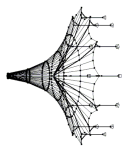
Datum: 20.02.2017

## ■ SCHNITTGRÖSSEN VZ

LK5: LF1 + 0.2\*LF3  
Schnittgrößen V-z

Entgegen der Y-Richtung





Projekt:

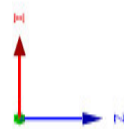
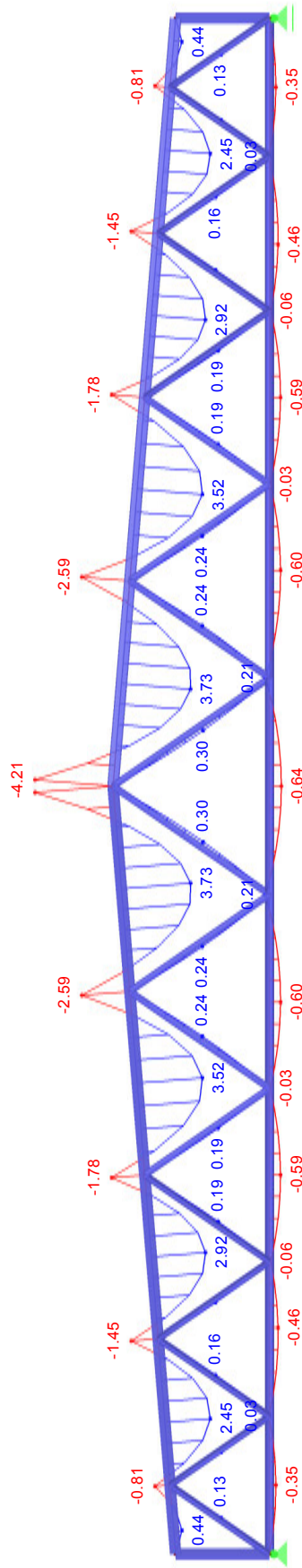
Modell: Sporthalle\_Wunstorf\_Fachwerkbinder\_S...

Datum: 20.02.2017

## ■ SCHNITTGRÖSSEN MY

LK5: LF1 + 0.2\*LF3  
Schnittgrößen M-y

Entgegen der Y-Richtung



Max M-y: 3.73, Min M-y: -4.21 kNm

2.603 m

## Pos. Brand 2.1: Fachwerkbinder - Obergurt

### System:

Der maßgebende Stab 11 des Fachwerkbinders hat eine Länge von 4 m. Aufgrund der Beanspruchung auf zentrischen Druck und Biegung wird der Stabilitätsnachweis für Biegung und Druck geführt. Die Heißbemessung erfolgt nach DIN EN 1993-1-2+NA, die Stahltemperatur ist über zweidimensionale Temperaturfeldberechnungen in Abaqus bestimmt worden. Durch die vorangegangene Vorbemessung bei erhöhter Stahltemperatur ist der Querschnitt zu einem QRO 220 x 220 x 12,5 mm gewählt worden.

### Materialeigenschaften:

Durch die erhöhte Bauteiltemperatur kommt es zu einer Abnahme der Materialeigenschaften nach 3.2.1 (3) mit Tab. 3.1. Die zweidimensionale Temperaturfeldberechnung ist im Finiten Elemente Programm Abaqus durchgeführt worden, die Ergebnisse sind in der EDV hinterlegt. Nach 4.2.3.2 (5) wird auf der sicheren Seite die maximale Temperatur im Querschnitt verwendet.

$$\begin{aligned}\theta_a &= 753,5 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ k_{y,\theta} &= 0,1658 \text{ [-]} \\ k_{p,\theta} &= 0,0616 \text{ [-]} \\ k_{E,\theta} &= 0,1086 \text{ [-]}\end{aligned}$$

### Belastung:

Die maßgebende Beanspruchung im Brandfall ergibt sich aus dem Eigengewicht und dem Wind gemäß 2.4.2 (1).

$$\begin{aligned}g_k &= 2,7 \text{ kN/m} + \text{Eigengewicht Fachwerkbinder (siehe EDV)} \\ w_k &= 0,63 \text{ kN/m} \\ E_{d,fi} &= 1,0g_k + 0,2w_k\end{aligned}$$

### Schnittgrößen:

siehe EDV

$$\begin{aligned}N_{Ed,fi} &= 173,73 \text{ [kN]} \\ M_{Ed,fi} &= 4,21 \text{ [kNm]} \\ \beta_{M,y} &= 1,29 \text{ [-]}\end{aligned}$$

Anpassungsfaktor für den Momentenverlauf - Bild 4.2

### Bemessung:

gewählt:

Obergurt: QRO-Profil b/h/t = 220 x 220 x 12,5 (w)  
A = 102 cm<sup>2</sup> mit f<sub>y</sub> = 235 N/mm<sup>2</sup>  
W<sub>y</sub> = 789 cm<sup>3</sup>

Für die Querschnittsklassen 1 bis 3 wird der Widerstand von auf Biegung und axialen Druck beanspruchten Bauteilen nach 4.2.3.5 Gl.(4.21a) bestimmt. Der Knicklängenbeiwert wird zu 1 festgelegt.

- Bezogener Schlankheitsgrad bei Normaltemperatur  
 $\lambda_{\perp} = L_{cr}/(\min(i)*\lambda_1) = 0,505 \quad [-]$
- Dimensionslose bezogene Schlankheit für die Temperatur  $\theta_a$   
 $\lambda_{\perp\theta} = \lambda_{\perp} * (k_{y,\theta}/k_{E,\theta})^{0,5} = 0,624 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.7)}$
- Abminderungsfaktor für das Biegeknicken unter Brandbeanspruchung  
 $\chi_{fi} = 1 / (\phi\theta + (\phi\theta^2 - \lambda_{\perp\theta}^2)^{0,5}) = 0,648 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$   
 mit  $\phi\theta = 0,5 * (1 + \alpha * \lambda_{\perp\theta + \lambda_{\perp\theta}^2}) = 0,898 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$   
 mit  $\alpha = 0,65 * (235/f_y)^{0,5} = 0,650 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$
- Abminderungsfaktoren für die Bemessung für auf Biegung und axialen Druck belastete Bauteile  
 $k_y = 1 - [(\mu_y * N_{fi,Ed}) / (\chi_{y,fi} * A * k_{y,\theta} * f_y / 1,0)] = 1,441 \quad [-]$   
 $\mu_y = (2 * \beta_{M,y} - 5) * \lambda_{\perp,y,\theta} + 0,44 * \beta_{M,y} + 0,29 = -0,653 \leq 0,8$

Stabilitätsnachweis:

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{W_{pl,y} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{W_{pl,z} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1$$

$$\eta = 0,872 \leq 1,0$$

Der Nachweis ist erfüllt!

## Pos. Brand 2.2: Fachwerkbinder - Diagonale

### System:

Die maßgebende Druckstrebe des Fachwerkbinders hat eine Länge von 2,35 m. Aufgrund der Beanspruchung auf zentrischen Druck wird der Knicknachweis geführt. Die Heißbemessung erfolgt nach DIN EN 1993-1-2+/NA, die Stahltemperatur ist über zweidimensionale Temperaturfeldberechnungen in Abaqus bestimmt worden. Durch die vorangegangene Vorbemessung bei erhöhter Stahltemperatur ist der Querschnitt zu einem RO 139,7 x 10 mm gewählt worden.

### Materialeigenschaften:

Durch die erhöhte Bauteiltemperatur kommt es zu einer Abnahme der Materialeigenschaften nach 3.2.1 (3) mit Tab. 3.1. Die zweidimensionale Temperaturfeldberechnung ist im Finiten Elemente Programm Abaqus durchgeführt worden, die Ergebnisse sind in der EDV hinterlegt. Nach 4.2.3.2 (5) wird auf der sicheren Seite die maximale Temperatur im Querschnitt verwendet.

$$\begin{aligned}\theta_a &= 750,8 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ k_{y,\theta} &= 0,1690 \text{ [-]} \\ k_{p,\theta} &= 0,0623 \text{ [-]} \\ k_{E,\theta} &= 0,1097 \text{ [-]}\end{aligned}$$

### Belastung:

Die maßgebende Beanspruchung im Brandfall ergibt sich aus dem Eigengewicht und dem Wind gemäß 2.4.2 (1).

$$\begin{aligned}g_k &= 2,7 \text{ kN/m} + \text{Eigengewicht Fachwerkbinder (siehe EDV)} \\ w_k &= 0,63 \text{ kN/m} \\ E_{d,fi} &= 1,0g_k + 0,2w_k\end{aligned}$$

### Schnittgrößen:

siehe EDV

$$N_{Ed,fi} = 79,83 \text{ [kN]}$$

### Bemessung:

**gewählt:**

Diagonale: O-Profil r/t = RO 139,7 x 10 (w)  
A = 40,70 cm<sup>2</sup> mit  $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$

Für die Querschnittsklassen 1 bis 3 wird die Knickfestigkeit von druckbeanspruchten Bauteilen nach 4.2.3.2 Gl.(4.5) bestimmt. Der Knicklängenbeiwert wird zu 1 festgelegt.

- Bezogener Schlankheitsgrad bei Normaltemperatur  
 $\lambda_{-} = L_{cr}/(\min(i)*\lambda_1) = 0,544 \text{ [-]}$
- Dimensionslose bezogene Schlankheit für die Temperatur  $\theta_a$   
 $\lambda_{\theta} = \lambda_{-} * (k_{y,\theta}/k_{E,\theta})^{0,5} = 0,675 \text{ [-]} \quad \text{Gl. (4.7)}$

- Abminderungsfaktor für das Biegeknicken unter Brandbeanspruchung

$$\chi_{fi} = 1 / (\phi_{\theta} + (\phi_{\theta}^2 - \lambda_{\theta}^2)^{0,5}) = 0,620 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

$$\text{mit } \phi_{\theta} = 0,5 * (1 + \alpha * \lambda_{\theta} + \lambda_{\theta}^2) = 0,948 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

$$\text{mit } \alpha = 0,65 * (235/f_y)^{0,5} = 0,650 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

- Knickfestigkeit druckbeanspruchter Bauteile bei konstanter Querschnittstemperatur

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} * A * k_{y,\theta} * f_y / 1,0 = 100,28 \text{ [kN]} \quad \text{Gl. (4.5)}$$

Nachweis der Knickfestigkeit:

$$N_{fi,Ed} / N_{b,fi,t,Rd} = \eta = 0,796 \leq 1,0$$

Der Nachweis ist erfüllt!

## Pos. Brand 2.3: Fachwerkbinder - Unterzug

### System:

Die Heißbemessung erfolgt nach DIN EN 1993-1-2+/NA, die Stahltemperatur ist über zweidimensionale Temperaturfeldberechnungen in Abaqus bestimmt worden. Die Vorbemessung bei erhöhter Bauteiltemperatur wird für den maßgebenden Stab 2 des Unterzugs geführt. In der vorangegangenen Vorbemessung bei erhöhter Temperatur ist der Querschnitt zu einem RO 177,8 x 10 mm gewählt worden.

### Materialeigenschaften:

Durch die erhöhte Bauteiltemperatur kommt es zu einer Abnahme der Materialeigenschaften nach 3.2.1 (3) mit Tab. 3.1. Die zweidimensionale Temperaturfeldberechnung der Einwirkung nach ETK ist im Finiten Elemente Programm Abaqus durchgeführt worden, die Ergebnisse sind in der EDV hinterlegt. Nach 4.2.3.1 (3) wird auf der sicheren Seite die maximale Temperatur im Querschnitt verwendet.

$$\begin{aligned}\theta_a &= 749,2 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ k_{y,\theta} &= 0,1710 \text{ [-]} \\ k_{p,\theta} &= 0,0627 \text{ [-]} \\ k_{E,\theta} &= 0,1103 \text{ [-]}\end{aligned}$$

### Belastung:

Die maßgebende Beanspruchung im Brandfall ergibt sich aus dem Eigengewicht und dem Wind gemäß 2.4.2 (1).

$$\begin{aligned}g_k &= 2,7 \text{ kN/m} + \text{Eigengewicht Fachwerkbinder (siehe EDV)} \\ w_k &= 0,63 \text{ kN/m} \\ E_{d,fi} &= 1,0g_k + 0,2w_k\end{aligned}$$

### Schnittgrößen:

siehe EDV

$$N_{Ed,fi} = 174,67 \text{ [kN]}$$

### Bemessung:

gewählt:

Unterzug: O-Profil r/t = RO 177,8 x 10 (w)  
A = 52,70 cm<sup>2</sup> mit  $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$

Der Nachweis der Tragfähigkeit von Zuggliedern wird nach 4.2.3.1 geführt.

$$N_{fi,\theta,Rd} = k_{y,\theta} * N_{pl,Rd}/1,0 = 211,725 \text{ [kN/cm}^2\text{]} \quad \text{Gl. (4.3)}$$

Nachweis:

$$N_{Ed,fi} / N_{Rd,fi} = \eta = 0,825 \leq 1,0$$

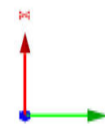
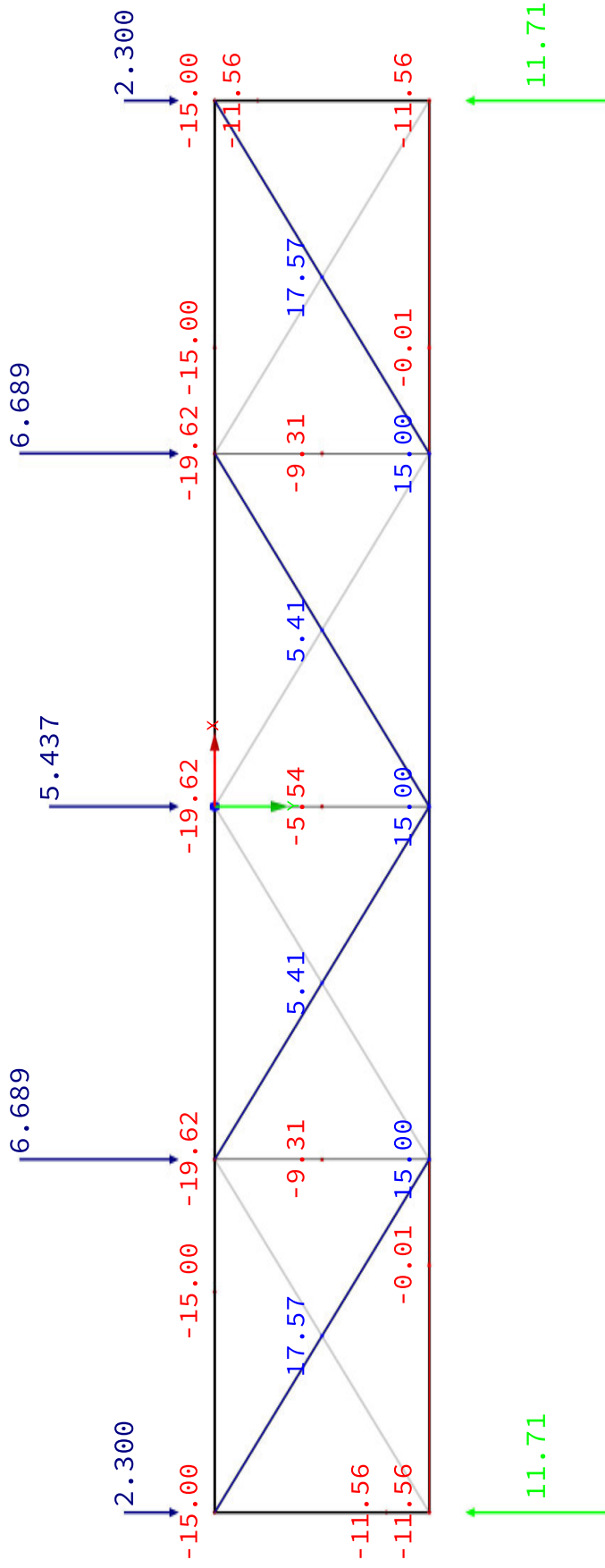
Nachweis ist erfüllt!



# ■ SCHNITTGRÖSSEN N, LAGERREAKTIONEN IM BRANDFALL

In Z-Richtung

LF1: Wind  
Belastung [kN]  
Schnittgrößen N  
Lagerreaktionen [kN]



Max P-Z: 0.00, Min P-Z: 0.00 kN  
 Max P-Y: 11.71, Min P-Y: 0.00 kN  
 Max P-X: 0.00, Min P-X: 0.00 kN  
 Max N: 17.57, Min N: -19.62 kN

2.838 m

## Pos. 4 im Brandfall: Dachverband - Vorbemessung

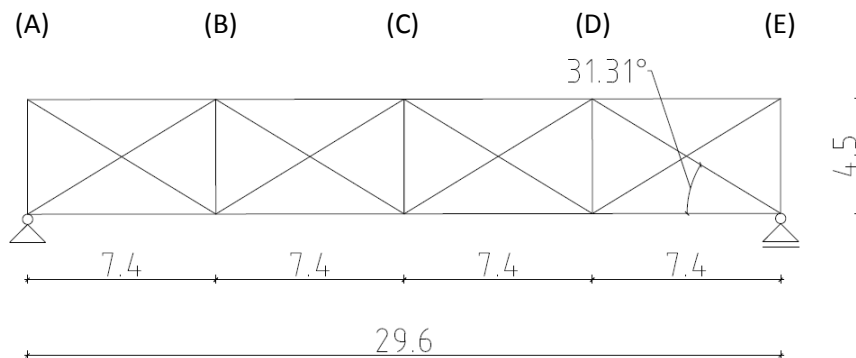
### System:

Die Heißbemessung erfolgt nach DIN EN 1993-1-2+/NA. Die Stahltemperatur ist über zweidimensionale Temperaturfeldberechnungen in Abaqus bestimmt worden. Nachgewiesen werden die Querschnitte aus der vorangegangenen Kaltbemessung. Das statische System entspricht jenem aus der Kaltbemessung (siehe Pos. 4).

Pos. 4.1 im Brandfall: Obergurt

Pos. 4.2 im Brandfall: Druckgurt

Pos. 4.3 im Brandfall: Zugstab



### Materialeigenschaften:

Durch die erhöhte Bauteiltemperatur kommt es zu einer Abnahme der Materialeigenschaften nach 3.2.1 (3) mit Tab. 3.1. Die zweidimensionale Temperaturfeldberechnung ist im Finiten Elemente Programm Abaqus durchgeführt worden, die Ergebnisse sind in der EDV hinterlegt. Nach 4.2.3.2 (5) wird auf der sicheren Seite die maximale Temperatur im Querschnitt verwendet.

### Belastung:

Die maßgebende Beanspruchung im Brandfall ergibt sich aus dem Wind gemäß 2.4.2 (1). Die Pendelstützen leiten die Windlast an den Knotenpunkten A bis E in den Dachverband ein. Die eingeleitete Kraft je Stütze errechnet sich über den Beiwert für das jeweilige Auflager für einen DLT multipliziert mit der halben Stützhöhe samt Dachaufbau.

$$\begin{aligned}
 A = E &= 0,2 * 0,56 \text{ kN/m}^2 * 0,393 * 7,375 \text{ m} * (9,60 + 0,35) \text{ m} / 2 = 1,615 \text{ kN} \\
 B = D &= 0,2 * 0,56 \text{ kN/m}^2 * 1,143 * 7,375 \text{ m} * (10,20 + 0,35) \text{ m} / 2 = 4,98 \text{ kN} \\
 C &= 0,2 * 0,56 \text{ kN/m}^2 * 0,929 * 7,375 \text{ m} * (10,80 + 0,35) \text{ m} / 2 = 4,28 \text{ kN}
 \end{aligned}$$

Zusätzlich zu den Windlasten muss der Dachverband gemäß DIN EN 1993-1-1/5.3.3 die Ersatzlast infolge der Imperfektionen aufnehmen, im Brandfall wird eine Vorkrümmung von  $L/1000$  angenommen.

$$\begin{aligned}
 e_0 &= \alpha_m * L / 1000 = 2,25 \text{ cm} \\
 \alpha_m &= [0,5 * (1 + 1 / 6)]^{0,5} = 0,764 \text{ -} \\
 q_d &= 6 * 145,32 \text{ kN} * 8 * 0,0225 \text{ m} / L^2 = 0,18 \text{ kN/m}
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Delta A, \Delta E &= 0,18 \text{ kN/m} * 0,393 * 7,4 \text{ m} &= & 0,538 \text{ kN} \\ \Delta B, \Delta D &= 0,18 \text{ kN/m} * 1,143 * 7,4 \text{ m} &= & 1,564 \text{ kN} \\ \Delta C &= 0,18 \text{ kN/m} * 0,929 * 7,4 \text{ m} &= & 1,271 \text{ kN} \end{aligned}$$

### Schnittgrößen:

Die Schnittgrößen werden über RStab8 gemäß den Forderungen aus 5.3.3 nach Theorie II. Ordnung bestimmt. (siehe EDV)

$$\begin{aligned} \Delta N_{Ed,max,Obergurt} &= -19,62 \text{ kN} \\ N_{Ed,max,Druckgurt} &= -11,56 \text{ kN} \\ N_{Ed,max,Zugseil} &= 17,57 \text{ kN} \end{aligned}$$

### Vorbemessung:

<b>gewählt:</b>	Obergurt: QRO 150 x 150 x 10, S 235 Druckgurt: QRO 80 x 80 x 5, S 235 Zugseil: RD 30, S 235
-----------------	---

### Pos. 4.1: Obergurt

#### Stabilitätsnachweis des Obergurts Pos. 2.1 im Brandfall mit zusätzlichen Einwirkungen aus Pos. 4.1 im Brandfall

Für die Querschnittsklassen 1 bis 3 wird der Widerstand von auf Biegung und axialen Druck beanspruchten Bauteilen nach 4.2.3.5 Gl.(4.21a) bestimmt. Der Knicklängenbeiwert wird zu 1 festgelegt. Bauteil durch Trapezbleche in z-z Ebene gehalten.

#### Materialeigenschaften:

$$\begin{aligned} \theta_a &= 781 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ k_{y,\theta} &= 0,1328 \text{ [-]} \\ k_{p,\theta} &= 0,0548 \text{ [-]} \\ k_{E,\theta} &= 0,0976 \text{ [-]} \end{aligned}$$

### Schnittgrößen:

$$\begin{aligned} &\text{siehe EDV} \\ N_{Ed,fi} &= 141,83 + 19,62 \text{ [kN]} \\ M_{Ed,fi} &= 3,22 \text{ [kNm]} \\ \beta_{M,y} &= 1,29 \text{ [-]} \end{aligned} \quad \text{Anpassungsfaktor für den Momentenverlauf - Bild 4.2}$$

### Vorbemessung:

Bezogener Schlankheitsgrad bei Normaltemperatur

$$\lambda_{-} = L_{cr}/(\min(i)*\lambda_1) = 0,750 \text{ [-]}$$

Dimensionslose bezogene Schlankheit für die Temperatur  $\theta_a$

$$\lambda_{-\theta} = \lambda_{-} * (k_{y,\theta}/k_{E,\theta})^{0,5} = 0,875 \text{ [-]} \quad \text{Gl. (4.7)}$$

Abminderungsfaktor für das Biegeknicken unter Brandbeanspruchung

$$\chi_{fi} = 1 / (\varphi\theta + (\varphi\theta^2 - \lambda_{\theta}^2)^{0,5}) = 0,516 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

$$\text{mit } \varphi\theta = 0,5 * (1 + \alpha * \lambda_{\theta}^2) = 1,167 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

$$\text{mit } \alpha = 0,65 * (235/f_y)^{0,5} = 0,650 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

Abminderungsfaktoren für die Bemessung für auf Biegung und axialen Druck belastete Bauteile

$$k_{y,\theta} = 1 - [(\mu_y * N_{fi,Ed}) / (\chi_{y,fi} * A * k_{y,\theta} * f_y / 1,0)] = 3,302 \quad [-]$$

$$\mu_y = (2 * \beta M_{y,\theta} - 5) * \lambda_{y,\theta} + 0,44 * \beta M_{y,\theta} + 0,29 = -1,259 \leq 0,8$$

Stabilitätsnachweis:

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{W_{pl,y} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{W_{pl,z} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1$$

$$\eta = 3,018580132 \leq 1,0$$

Der Nachweis ist nicht erfüllt!

**gewählt:**

Obergurt: QRO-Profil b/h/t = 220 x 220 x 12,5 (w)  
 A = 102 cm<sup>2</sup> mit f<sub>y</sub> = 235 N/mm<sup>2</sup>  
 W<sub>y</sub> = 789 cm<sup>3</sup>

#### Pos. 4.2: Druckgurt

##### **Stabilitätsnachweis des Druckgurts Pos. 4.2 im Brandfall nach 4.2.3.2**

Für die Querschnittsklassen 1 bis 3 wird die Knickfestigkeit von druckbeanspruchten Bauteilen nach 4.2.3.2 Gl.(4.5) bestimmt. Der Knicklängenbeiwert wird zu 1 festgelegt. Es werden zu diesem Zeitpunkt keine Zwangsverformungen berücksichtigt.

##### **Materialeigenschaften:**

$$\theta_a = 829,1 \quad [^{\circ}\text{C}]$$

$$k_{y,\theta} = 0,0955 \quad [-]$$

$$k_{p,\theta} = 0,0464 \quad [-]$$

$$k_{E,\theta} = 0,0835 \quad [-]$$

##### **Schnittgrößen:**

siehe EDV

$$N_{Ed,fi} = 11,56 \text{ kN}$$

##### **Vorbemessung:**

Bezogener Schlankheitsgrad bei Normaltemperatur

$$\lambda_{\theta} = L_{cr} / (\min(i) * \lambda_1) = 1,571 \quad [-]$$

Dimensionslose bezogene Schlankheit für die Temperatur  $\theta_a$

$$\lambda_{\theta} = \lambda_{\theta} * (k_{y,\theta}/k_{E,\theta})^{0,5} = 1,680 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.7)}$$

Abminderungsfaktor für das Biegeknicken unter Brandbeanspruchung

$$\chi_{fi} = 1 / (\varphi\theta + (\varphi\theta^2 - \lambda_{\theta}^2)^{0,5}) = 0,235 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

$$\text{mit } \varphi\theta = 0,5 * (1 + \alpha * \lambda_{\theta+\lambda_{\theta}^2}) = 2,458 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

$$\text{mit } \alpha = 0,65 * (235/f_y)^{0,5} = 0,650 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

Knickfestigkeit druckbeanspruchter Bauteile bei konstanter Querschnittstemperatur

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} * A * k_{y,\theta} * f_y / 1,0 = 7,75 \quad [\text{kN}] \quad \text{Gl. (4.5)}$$

Nachweis der Knickfestigkeit:

$$N_{fi,Ed} / N_{b,fi,t,Rd} = \eta = 1,491 \leq 1,0$$

Der Nachweis ist nicht erfüllt!

**gewählt:**

Druckgurt: QRO-Profil b/h/t = 100 x 100 x 8 (w)  
A = 28,80 cm<sup>2</sup> mit f<sub>y</sub> = 235 N/mm<sup>2</sup>

#### Pos. 4.3: Zugstab

#### **Tragfähigkeitsnachweis des Zugstabes Pos. 4.3 im Brandfall nach 4.2.3.1**

**Materialeigenschaften:**

$$\theta_a = 805,6 \quad [^{\circ}\text{C}]$$

$$k_{y,\theta} = 0,1072 \quad [-]$$

$$k_{p,\theta} = 0,0493 \quad [-]$$

$$k_{E,\theta} = 0,0887 \quad [-]$$

**Schnittgrößen:**

siehe EDV

$$N_{Ed,fi} = 17,57 \quad \text{kN}$$

**Vorbemessung:**

$$\begin{aligned} A &= 7,07 \quad \text{cm}^2 \\ N_{fi,\theta,Rd} &= k_{y,\theta} * N_{pl,Rd} / 1,0 = 17,811 \quad \text{kN} \quad \text{Gl. (4.3)} \end{aligned}$$

Nachweis:

$$N_{Ed,fi} / N_{Rd,fi} \leq 1,0$$

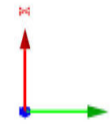
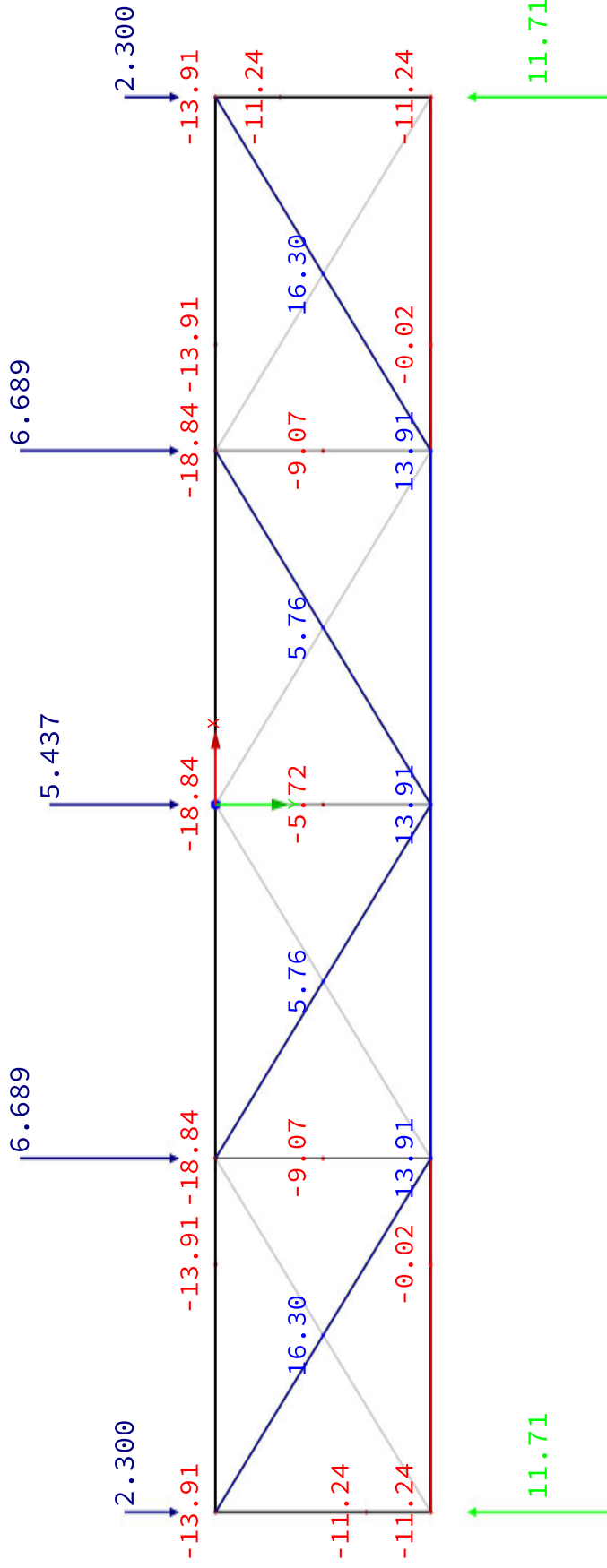
$$17,57 / 17,811 = 0,986$$

Der Nachweis ist erfüllt!

# ■ SCHNITTGRÖSSEN N, LAGERREAKTIONEN IM BRANDFALL

In Z-Richtung

LF1: Wind  
 Belastung [kN]  
 Schnittgrößen N  
 Lagerreaktionen [kN]



Max P-Z: 0.00, Min P-Z: 0.00 kN  
 Max P-Y: 11.71, Min P-Y: 0.00 kN  
 Max P-X: 0.00, Min P-X: 0.00 kN  
 Max N: 16.30, Min N: -18.84 kN

2.838 m

## Pos. 4 im Brandfall: Dachverband

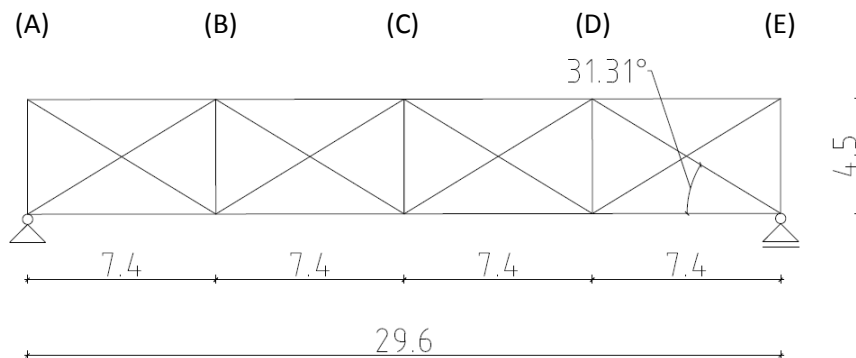
### System:

Die Heißbemessung erfolgt nach DIN EN 1993-1-2+/NA. Die Stahltemperatur ist über zweidimensionale Temperaturfeldberechnungen in Abaqus bestimmt worden. Die nachzuweisenden Querschnitte sind im Zuge der Verbesserung für den Brandfall festgelegt worden. Das statische System entspricht jenem aus der Kaltbemessung (siehe Pos. 4).

Pos. 4.1 im Brandfall: Obergurt

Pos. 4.2 im Brandfall: Druckgurt

Pos. 4.3 im Brandfall: Zugstab



### Materialeigenschaften:

Durch die erhöhte Bauteiltemperatur kommt es zu einer Abnahme der Materialeigenschaften nach 3.2.1 (3) mit Tab. 3.1. Die zweidimensionale Temperaturfeldberechnung ist im Finiten Elemente Programm Abaqus durchgeführt worden, die Ergebnisse sind in der EDV hinterlegt. Nach 4.2.3.2 (5) wird auf der sicheren Seite die maximale Temperatur im Querschnitt verwendet.

### Belastung:

Die maßgebende Beanspruchung im Brandfall ergibt sich aus dem Wind gemäß 2.4.2 (1). Die Pendelstützen leiten die Windlast an den Knotenpunkten A bis E in den Dachverband ein. Die eingeleitete Kraft je Stütze errechnet sich über den Beiwert für das jeweilige Auflager für einen DLT multipliziert mit der halben Stützhöhe samt Dachaufbau.

$$\begin{aligned} A = E &= 0,2 * 0,56 \text{ kN/m}^2 * 0,393 * 7,375 \text{ m} * (9,60 + 0,35) \text{ m} / 2 = 1,615 \text{ kN} \\ B = D &= 0,2 * 0,56 \text{ kN/m}^2 * 1,143 * 7,375 \text{ m} * (10,20 + 0,35) \text{ m} / 2 = 4,98 \text{ kN} \\ C &= 0,2 * 0,56 \text{ kN/m}^2 * 0,929 * 7,375 \text{ m} * (10,80 + 0,35) \text{ m} / 2 = 4,28 \text{ kN} \end{aligned}$$

Zusätzlich zu den Windlasten muss der Dachverband gemäß DIN EN 1993-1-1/5.3.3 die Ersatzlast infolge der Imperfektionen aufnehmen, im Brandfall wird eine Vorkrümmung von  $L/1000$  angenommen.

$$\begin{aligned} e_0 &= \alpha_m * L / 1000 = 2,25 \text{ cm} \\ \alpha_m &= [0,5 * (1 + 1 / 6)]^{0,5} = 0,764 \text{ -} \\ q_d &= 6 * 145,32 \text{ kN} * 8 * 0,0225 \text{ m} / L^2 = 0,18 \text{ kN/m} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Delta A, \Delta E &= 0,18 \text{ kN/m} * 0,393 * 7,4 \text{ m} &= & 0,538 \text{ kN} \\ \Delta B, \Delta D &= 0,18 \text{ kN/m} * 1,143 * 7,4 \text{ m} &= & 1,564 \text{ kN} \\ \Delta C &= 0,18 \text{ kN/m} * 0,929 * 7,4 \text{ m} &= & 1,271 \text{ kN} \end{aligned}$$

### Schnittgrößen:

Die Schnittgrößen werden über RStab8 gemäß den Forderungen aus 5.3.3 nach Theorie II. Ordnung bestimmt. (siehe EDV)

$$\begin{aligned} \Delta N_{Ed,max,Obergurt} &= -18,84 \text{ kN} \\ N_{Ed,max,Druckgurt} &= -11,24 \text{ kN} \\ N_{Ed,max,Zugseil} &= 16,30 \text{ kN} \end{aligned}$$

### Vorbemessung:

<b>gewählt:</b>	Obergurt: QRO 220 x 220 x 12,5 S 235 Druckgurt: QRO 100 x 100 x 8, S 235 Zugseil: RD 30, S 235
-----------------	--

### Pos. 4.1: Obergurt

#### Stabilitätsnachweis des Obergurts Pos. 2.1 im Brandfall mit zusätzlichen Einwirkungen aus Pos. 4.1 im Brandfall

Für die Querschnittsklassen 1 bis 3 wird der Widerstand von auf Biegung und axialen Druck beanspruchten Bauteilen nach 4.2.3.5 Gl.(4.21a) bestimmt. Der Knicklängenbeiwert wird zu 1 festgelegt. Bauteil durch Trapezbleche in z-z Ebene gehalten.

#### Materialeigenschaften:

$$\begin{aligned} \theta_a &= 753,5 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ k_{y,\theta} &= 0,1658 \text{ [-]} \\ k_{p,\theta} &= 0,0616 \text{ [-]} \\ k_{E,\theta} &= 0,1086 \text{ [-]} \end{aligned}$$

#### Schnittgrößen:

$$\begin{aligned} &\text{siehe EDV} \\ N_{Ed,fi} &= 173,73 + 18,84 \text{ [kN]} \\ M_{Ed,fi} &= 4,21 \text{ [kNm]} \\ \beta_{M,y} &= 1,29 \text{ [-]} \end{aligned} \quad \text{Anpassungsfaktor für den Momentenverlauf - Bild 4.2}$$

#### Bemessung:

Bezogener Schlankheitsgrad bei Normaltemperatur

$$\lambda_{\text{N}} = L_{cr}/(\min(i) * \lambda_1) = 0,505 \text{ [-]}$$

Dimensionslose bezogene Schlankheit für die Temperatur  $\theta_a$

$$\lambda_{\theta} = \lambda_{\text{N}} * (k_{y,\theta}/k_{E,\theta})^{0,5} = 0,624 \text{ [-]} \quad \text{Gl. (4.7)}$$



Abminderungsfaktor für das Biegeknicken unter Brandbeanspruchung

$$\chi_{fi} = 1 / (\varphi\theta + (\varphi\theta^2 - \lambda_{\theta}^2)^{0,5}) = 0,648 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

$$\text{mit } \varphi\theta = 0,5 * (1 + \alpha * \lambda_{\theta + \lambda_{\theta}^2}) = 0,898 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

$$\text{mit } \alpha = 0,65 * (235/f_y)^{0,5} = 0,650 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

Abminderungsfaktoren für die Bemessung für auf Biegung und axialen Druck belastete Bauteile

$$k_{y,\theta} = 1 - [(\mu_y * N_{fi,Ed}) / (\chi_{y,fi} * A * k_{y,\theta} * f_y / 1,0)] = 1,489 \quad [-]$$

$$\mu_y = (2 * \beta_{M,y} - 5) * \lambda_{y,\theta} + 0,44 * \beta_{M,y} + 0,29 = -0,653 \leq 0,8$$

Stabilitätsnachweis:

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{W_{pl,y} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{W_{pl,z} k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1$$

$$\eta = 0,952 \leq 1,0$$

Der Nachweis ist erfüllt!

#### Pos. 4.2: Druckgurt

#### **Stabilitätsnachweis des Druckgurts Pos. 4.2 im Brandfall nach 4.2.3.2**

Für die Querschnittsklassen 1 bis 3 wird die Knickfestigkeit von druckbeanspruchten Bauteilen nach 4.2.3.2 Gl.(4.5) bestimmt. Der Knicklängenbeiwert wird zu 1 festgelegt. Es werden zu diesem Zeitpunkt keine Zwangsverformungen berücksichtigt.

#### **Materialeigenschaften:**

$$\theta_a = 806 \quad [^{\circ}\text{C}]$$

$$k_{y,\theta} = 0,1070 \quad [-]$$

$$k_{p,\theta} = 0,0493 \quad [-]$$

$$k_{E,\theta} = 0,0887 \quad [-]$$

#### **Schnittgrößen:**

siehe EDV

$$N_{Ed,fi} = 11,24 \text{ kN}$$

#### **Vorbemessung:**

Bezogener Schlankheitsgrad bei Normaltemperatur

$$\lambda_{\theta} = L_{cr} / (\min(i) * \lambda_1) = 1,285 \quad [-]$$

Dimensionslose bezogene Schlankheit für die Temperatur  $\theta_a$

$$\lambda_{\theta} = \lambda_{\theta} * (k_{y,\theta} / k_{E,\theta})^{0,5} = 1,412 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.7)}$$

Abminderungsfaktor für das Biegeknicken unter Brandbeanspruchung

$$\chi_{fi} = 1 / (\varphi\theta + (\varphi\theta^2 - \lambda_{\theta}^2)^{0,5}) = 0,302 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

$$\text{mit } \varphi\theta = 0,5 * (1 + \alpha * \lambda_{\theta + \lambda_{\theta}^2}) = 1,955 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

$$\text{mit } \alpha = 0,65 * (235/f_y)^{0,5} = 0,650 \quad [-] \quad \text{Gl. (4.6)}$$

Knickfestigkeit druckbeanspruchter Bauteile bei konstanter Querschnittstemperatur

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} * A * k_{y,\theta} * f_y / 1,0 = 21,89 \text{ [kN]} \quad \text{Gl. (4.5)}$$

Nachweis der Knickfestigkeit:

$$N_{fi,Ed} / N_{b,fi,t,Rd} = \eta = 0,513 \leq 1,0$$

Der Nachweis ist erfüllt!

#### Pos. 4.3: Zugstab

#### **Tragfähigkeitsnachweis des Zugstabes Pos. 4.3 im Brandfall nach 4.2.3.1**

#### **Materialeigenschaften:**

$$\begin{aligned} \theta_a &= 805,6 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ k_{y,\theta} &= 0,1072 \text{ [-]} \\ k_{p,\theta} &= 0,0493 \text{ [-]} \\ k_{E,\theta} &= 0,0887 \text{ [-]} \end{aligned}$$

#### **Schnittgrößen:**

$$\begin{aligned} &\text{siehe EDV} \\ N_{Ed,fi} &= 16,3 \text{ kN} \end{aligned}$$

#### **Vorbemessung:**

$$\begin{aligned} A &= 7,07 \text{ cm}^2 \\ N_{fi,\theta,Rd} = k_{y,\theta} * N_{pl,Rd} / 1,0 &= 17,811 \text{ kN} \quad \text{Gl. (4.3)} \end{aligned}$$

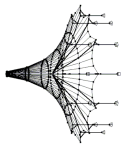
Nachweis:

$$\begin{aligned} N_{Ed,fi} / N_{Rd,fi} &\leq 1,0 \\ \mathbf{16,3} / \mathbf{17,811} &= \mathbf{0,915} \end{aligned}$$

Der Nachweis ist erfüllt!

## **B Anhang zu Kapitel 4: Lastkombinationen und Schnittgrößenverläufe am unterspannten Holzbinder**

In diesem Anhang sind die maßgebenden Lastkombinationen samt den dazugehörigen Schnittgrößenverläufen für die Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit sowie im Brandfall dargestellt. Im digitalen Anhang sind zudem die verwendeten Modelle in ABAQUS und RSstab8 hinterlegt.



# Schnittgrößenermittlung im Grenzzustand der Tragfähigkeit

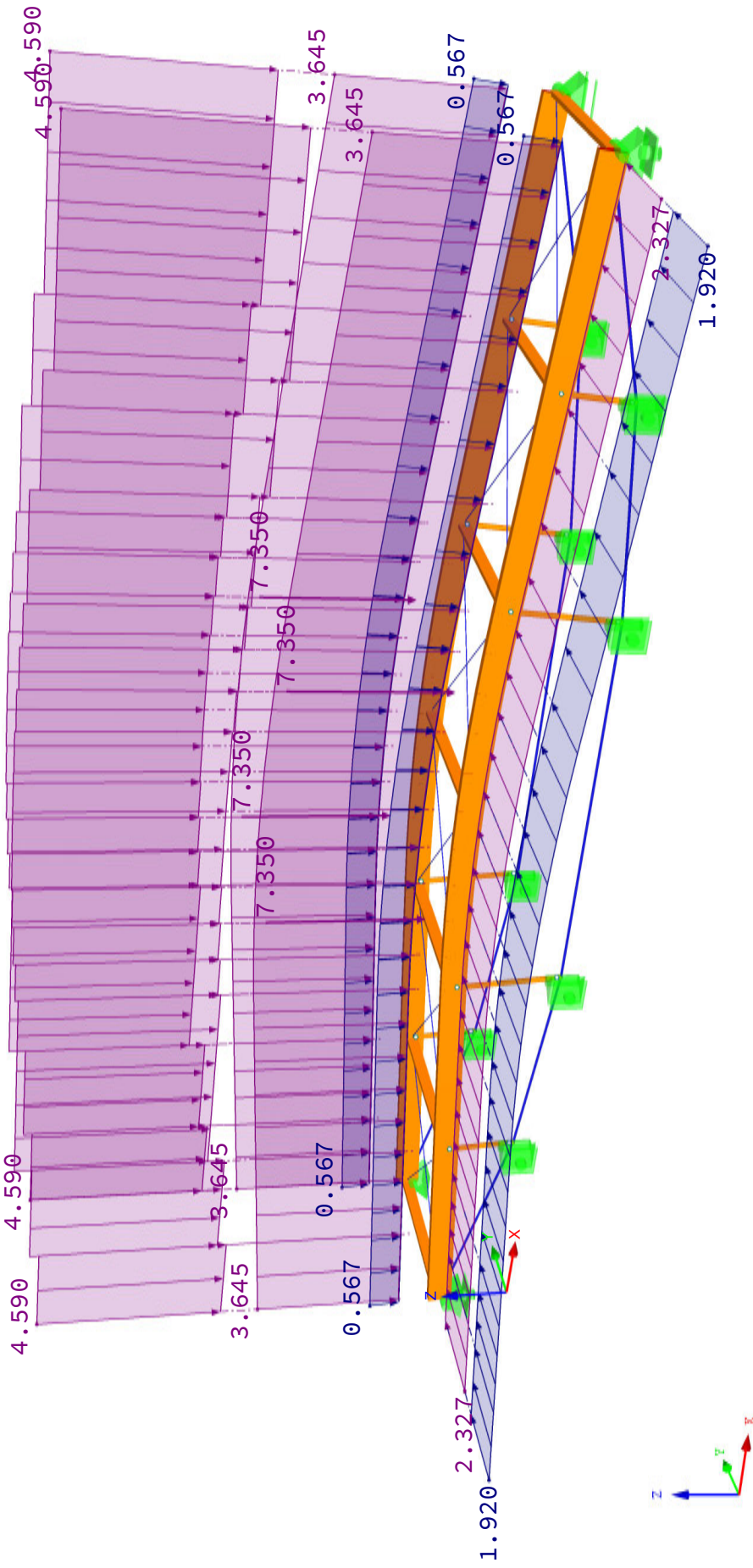
Projekt: Halle2

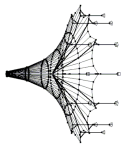
Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

## ■ LK39: $1.35 \cdot LF1 + 1.05 \cdot LF2 + 1.5 \cdot LF4 + 0.9 \cdot LF7 + LF8$

LK39:  $1.35 \cdot LF1 + 1.05 \cdot LF2 + 1.5 \cdot LF4 + 0.9 \cdot LF7 + LF8$   
Belastung [kN/m], [kN]





Projekt: Halle2

Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

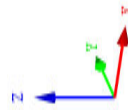
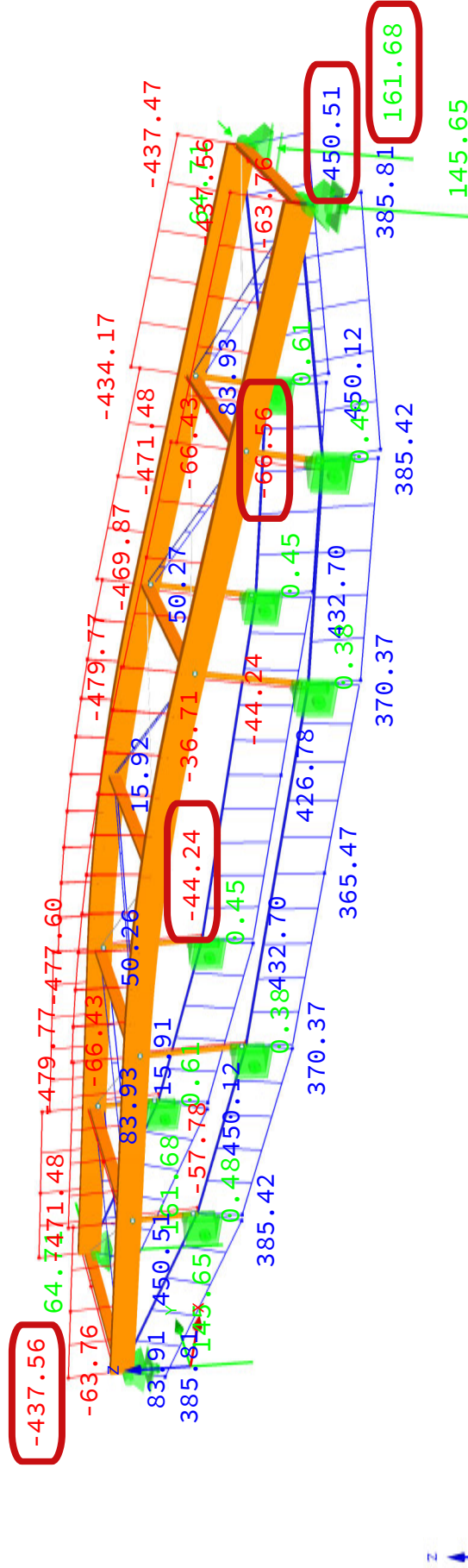
## ■ SCHNITTGRÖSSEN N, LAGERREAKTIONEN

LK39: 1.35\*LF1 + 1.05\*LF2 + 1.5\*LF4 + 0.9\*LF7 + LF8

Schnittgrößen N

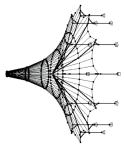
Lagerreaktionen[kN]

Isometrie



Max P-Z: 0.00, Min P-Z: -161.68 kN  
 Max P-Y: 64.71, Min P-Y: -0.61 kN  
 Max P-X: 0.00, Min P-X: 0.00 kN  
 Max N: 450.51, Min N: -479.77 kN





Projekt: Halle2

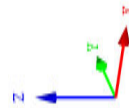
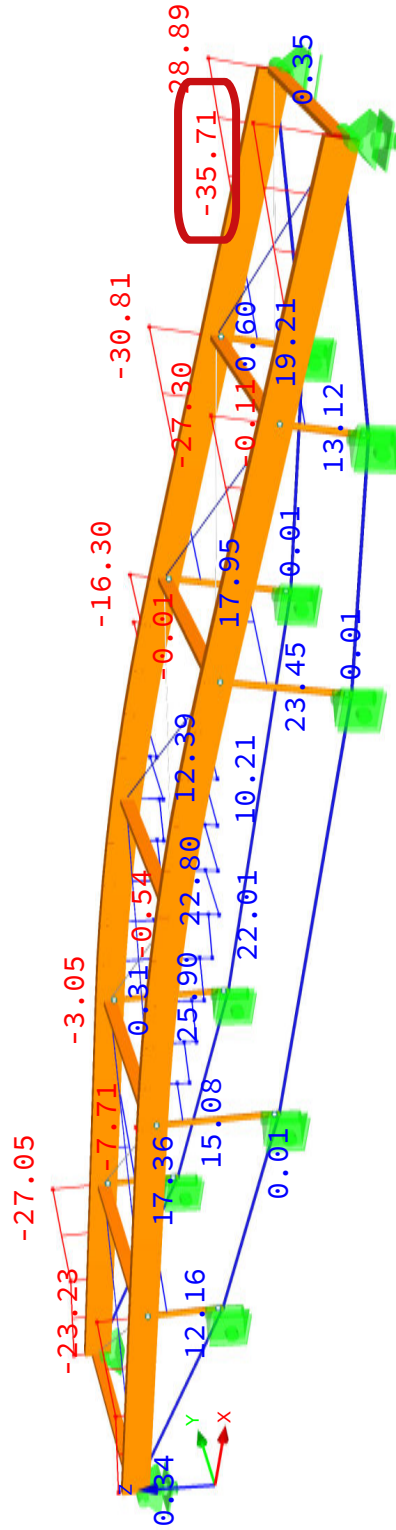
Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

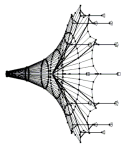
### ■ LK44: SCHNITTGRÖSSEN VZ\_MAX

LK44: 1.35\*LF1 + 0.9\*LF3 + 1.5\*LF6 + LF8  
Schnittgrößen V-z

Isométrie



Max V-z: 25.90, Min V-z: -35.71 kN



# Schnittgrößenermittlung im Grenzzustand der Tragfähigkeit

Projekt: Halle2

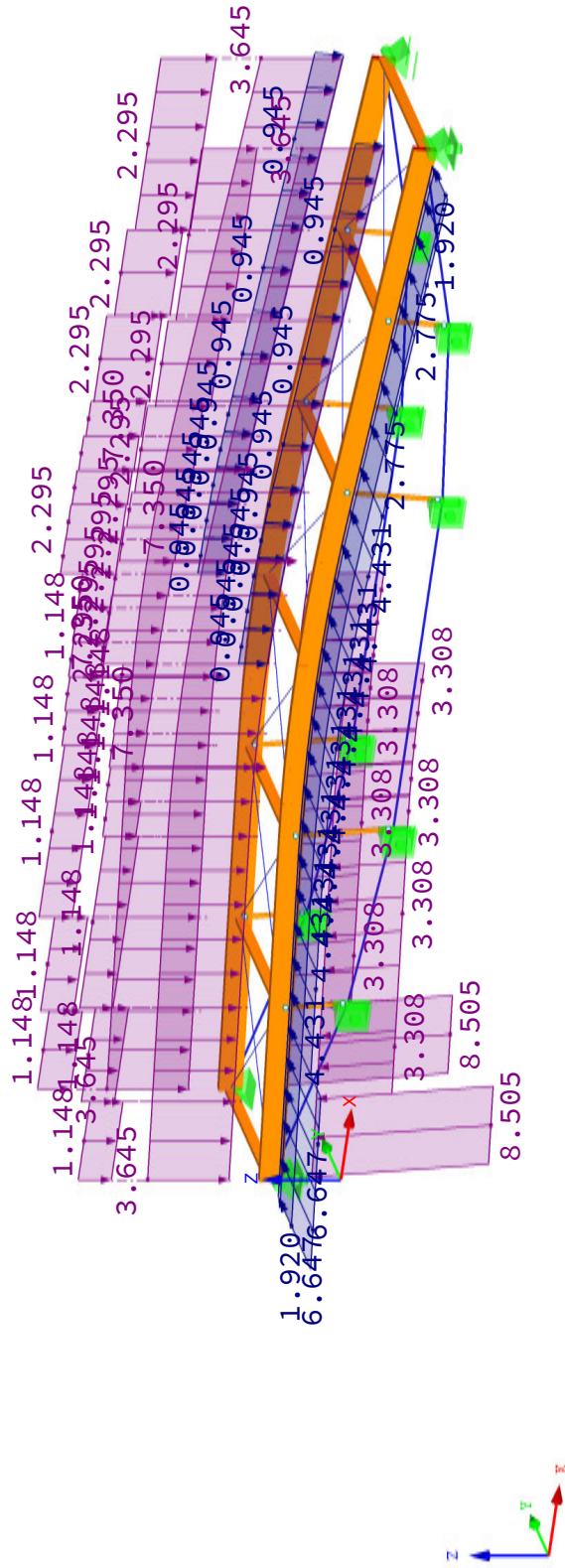
Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

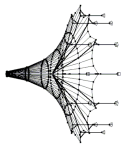
## ■ LK20: $1.35 \cdot LF1 + 1.05 \cdot LF2 + 1.5 \cdot LF3 + 0.75 \cdot LF6 + LF8$

LK20:  $1.35 \cdot LF1 + 1.05 \cdot LF2 + 1.5 \cdot LF3 + 0.75 \cdot LF6 + LF8$   
Belastung [kN/m], [kN]

Isometrie







Projekt: Halle2

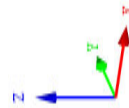
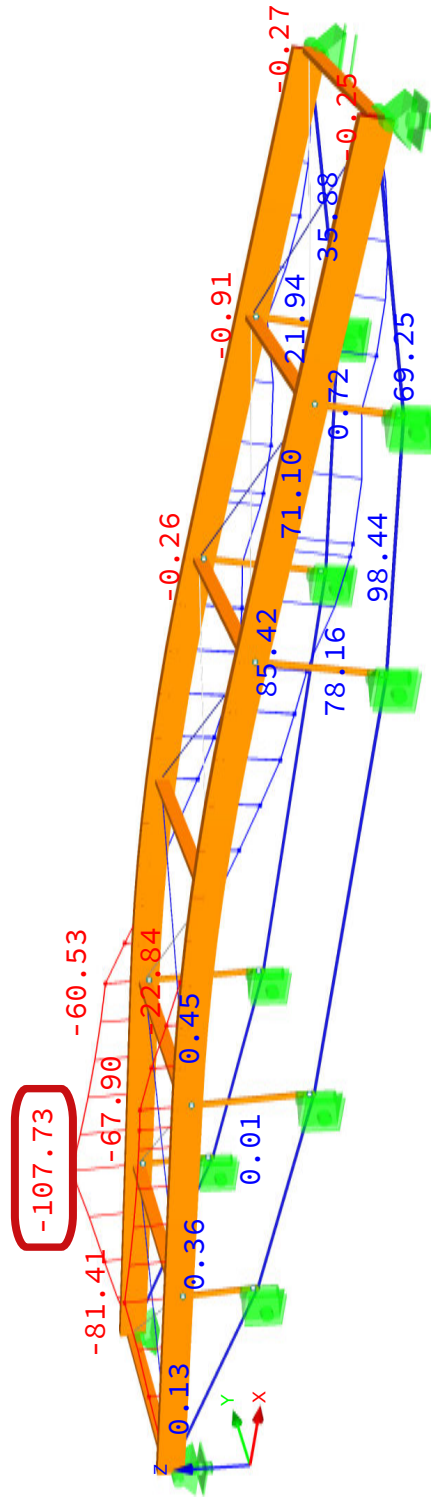
Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

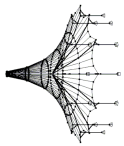
## LK20: SCHNITTGRÖSSEN MY

LK20:  $1.35 \cdot LF1 + 1.05 \cdot LF2 + 1.5 \cdot LF3 + 0.75 \cdot LF6 + LF8$   
Schnittgrößen M-y

Isométrie



Max M-y: 98.44, Min M-y: -107.73 kNm



Projekt: Halle2

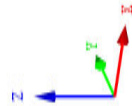
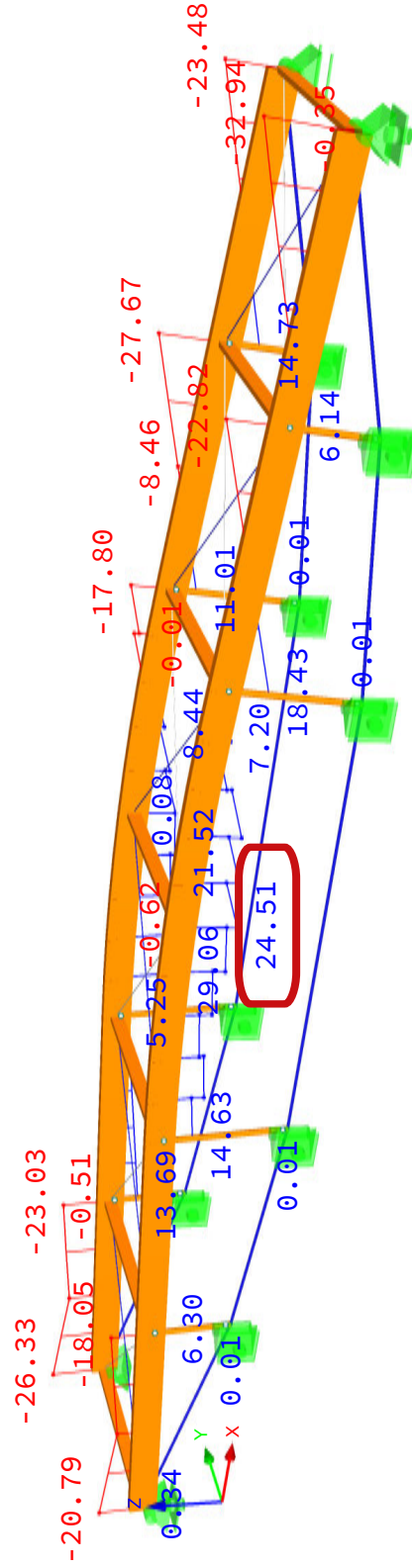
Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

### ■ LK20: SCHNITTGRÖSSEN VZ\_MAX IM FIRST

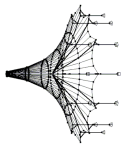
LK20: 1.35\*LF1 + 1.05\*LF2 + 1.5\*LF3 + 0.75\*LF6 + LF8  
Schnittgrößen V-z

Isométrie



Max V-z: 29.06, Min V-z: -32.94 kN





Projekt: Halle2

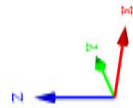
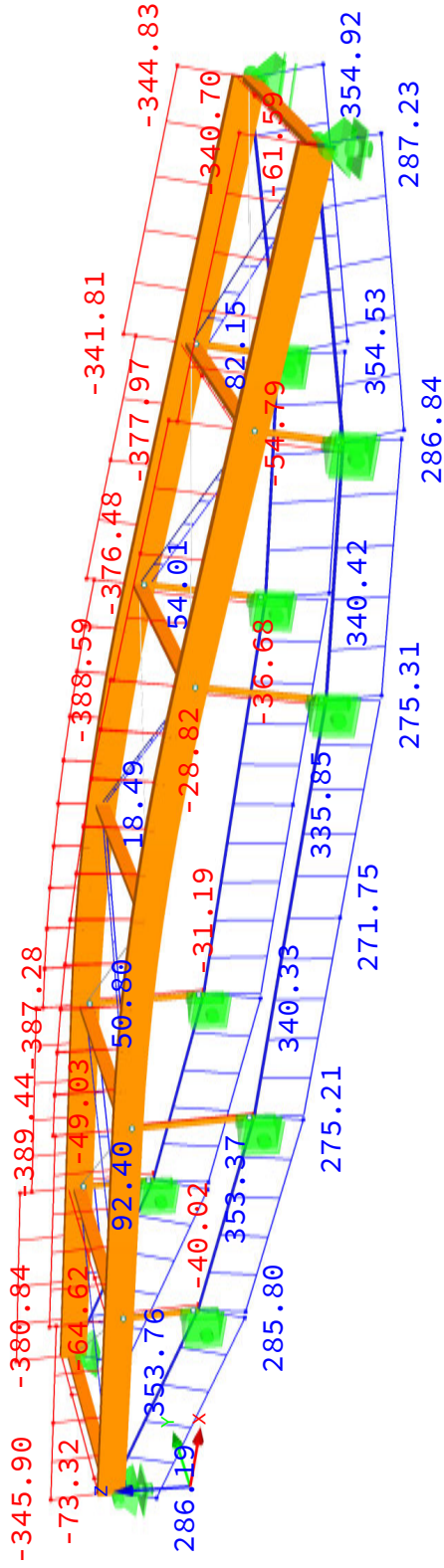
Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

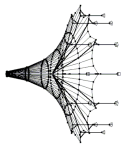
### ■ LK38: SCHNITTGRÖSSEN N

LK38: 1.35\*LF1 + 1.05\*LF2 + 0.9\*LF3 + 1.5\*LF6 + LF8  
Schnittgrößen N

Isométrie



Max N: 354.92, Min N: -389.44 kN



Projekt: Halle2

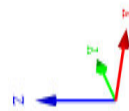
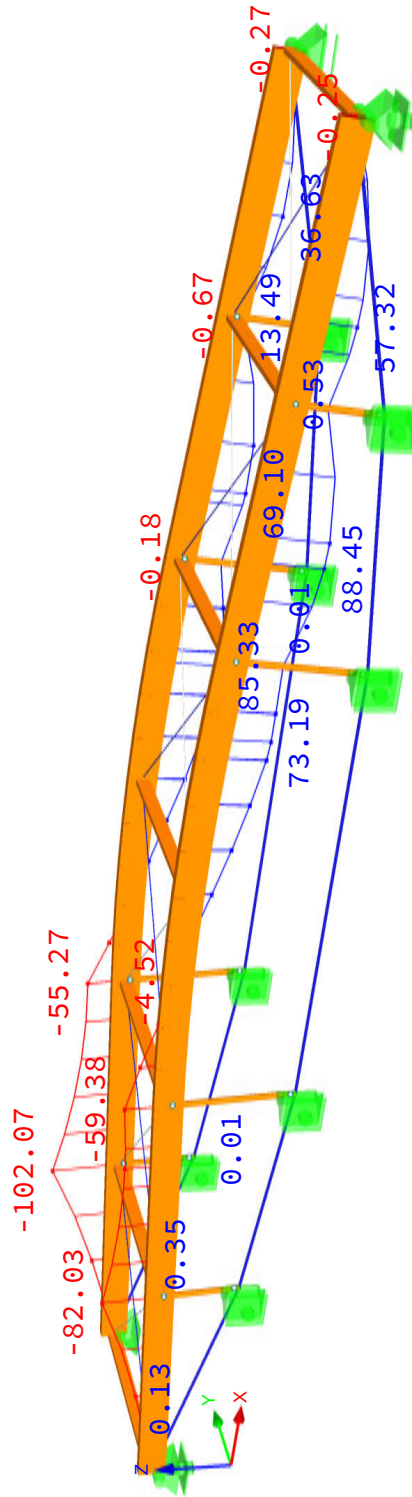
Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

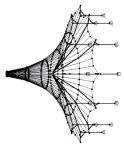
### ■ LK38: SCHNITTGRÖSSEN MY

LK38: 1.35\*LF1 + 1.05\*LF2 + 0.9\*LF3 + 1.5\*LF6 + LF8  
Schnittgrößen M-y

Isométrie



Max M-y: 88.45, Min M-y: -102.07 kNm



Projekt: Halle2

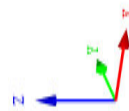
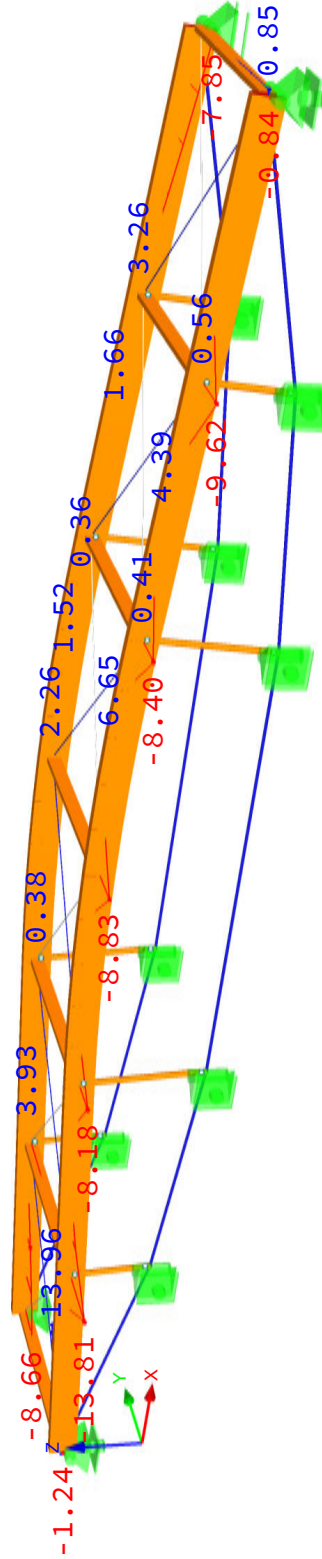
Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

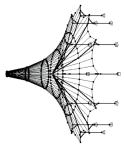
### ■ LK38: SCHNITTGRÖSSEN MZ

LK38: 1.35\*LF1 + 1.05\*LF2 + 0.9\*LF3 + 1.5\*LF6 + LF8  
Schnittgrößen M-z

Isometrie



Max M-z: 13.96, Min M-z: -13.81 kNm



# Schnittgrößenermittlung im Brandfall

Projekt: Halle2

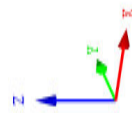
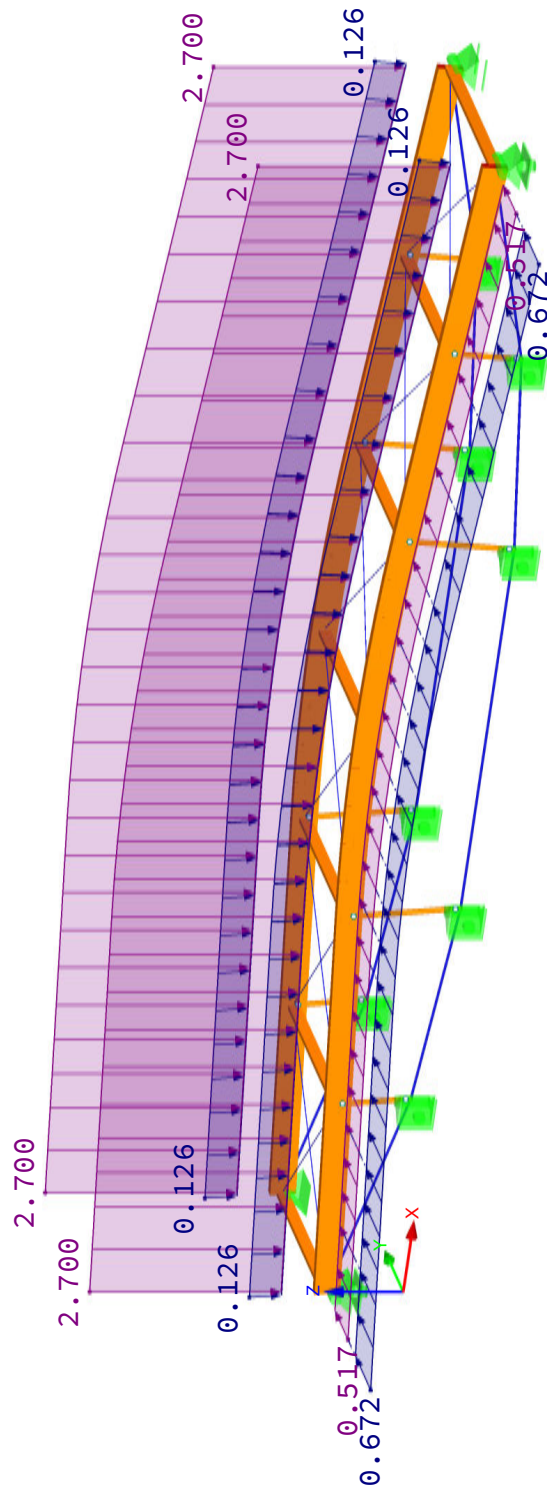
Modell: Variante 4

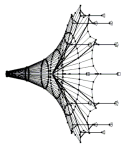
Datum: 20.02.2017

## ■ BRANDFALL LK144: LF1 + 0.2\*LF7 + 0.35\*LF8

LK144: LF1 + 0.2\*LF7 + 0.35\*LF8  
Belastung [kN/m]

Isometrie





Projekt: Halle2

Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

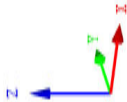
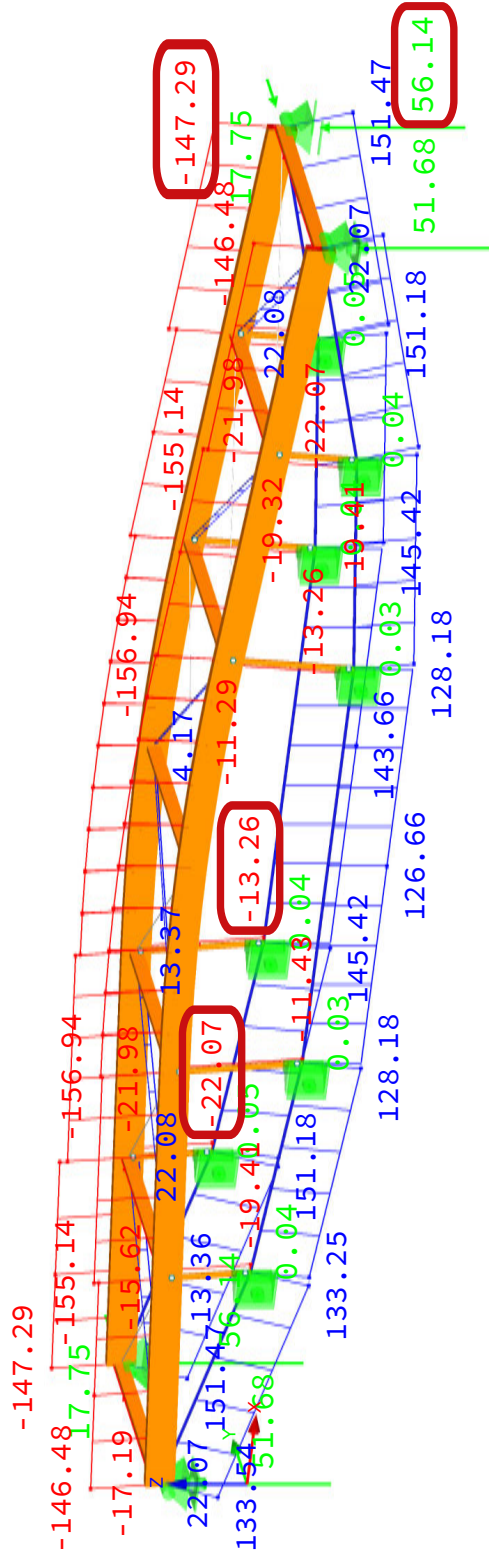
### ■ LK144: SCHNITTGRÖSSEN N, LAGERREAKTIONEN IM BRANDFALL

LK144: LF1 + 0.2\*LF7 + 0.35\*LF8

Schnittgrößen N

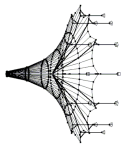
Lagerreaktionen[kN]

Isometrie



Max P-Z: 0.00, Min P-Z: -56.14 kN  
 Max P-Y: 17.75, Min P-Y: -0.05 kN  
 Max P-X: 0.00, Min P-X: 0.00 kN  
 Max N: 151.47, Min N: -156.94 kN





Projekt: Halle2

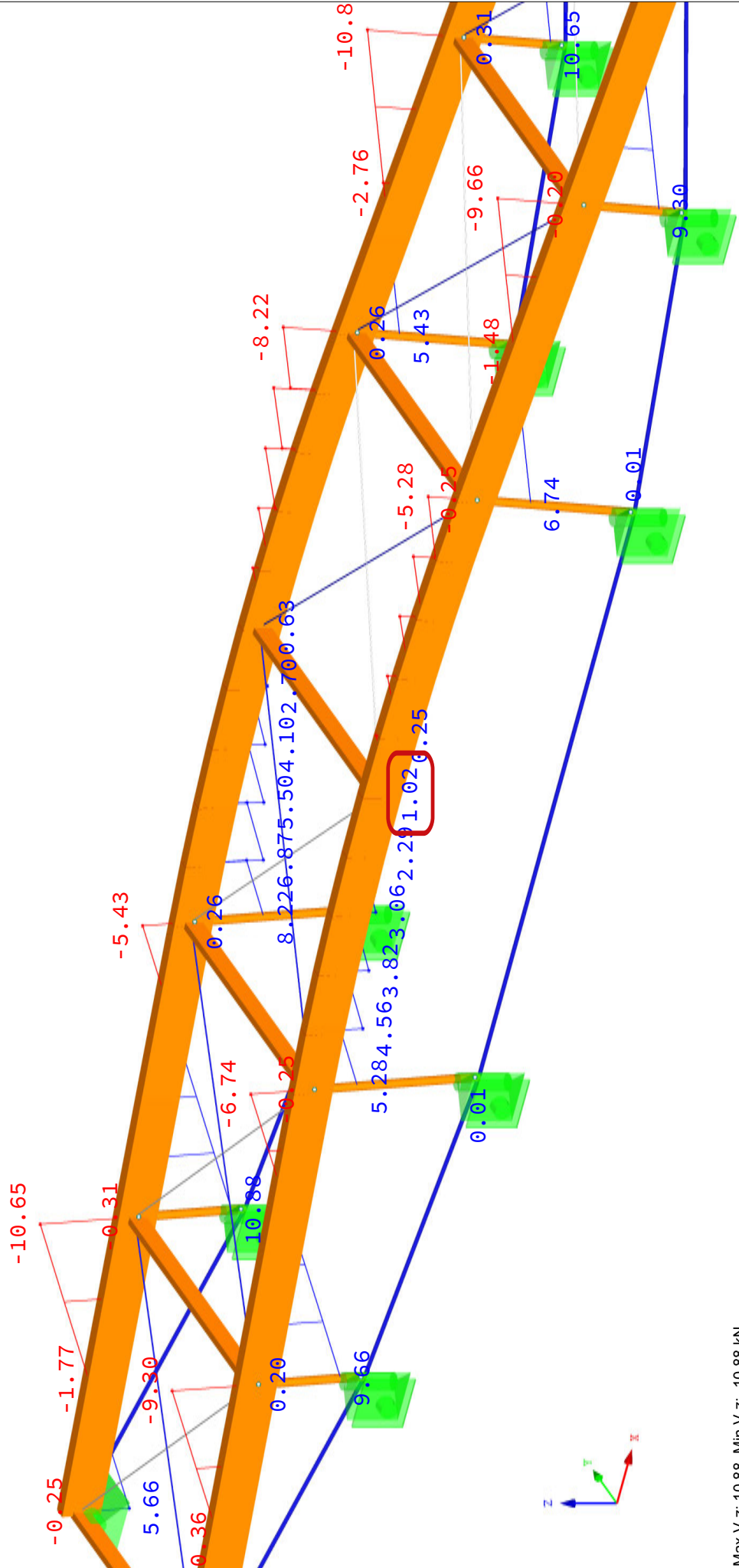
Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

### ■ LK144: SCHNITTGRÖSSEN VZ AM FIRST IM BRANDFALL

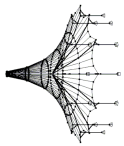
LK144: LF1 + 0.2\*LF7 + 0.35\*LF8  
Schnittgrößen V-z

Isométrie



LXXXIII

Max V-z: 10.88, Min V-z: -10.88 kN



Projekt: Halle2

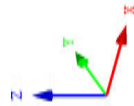
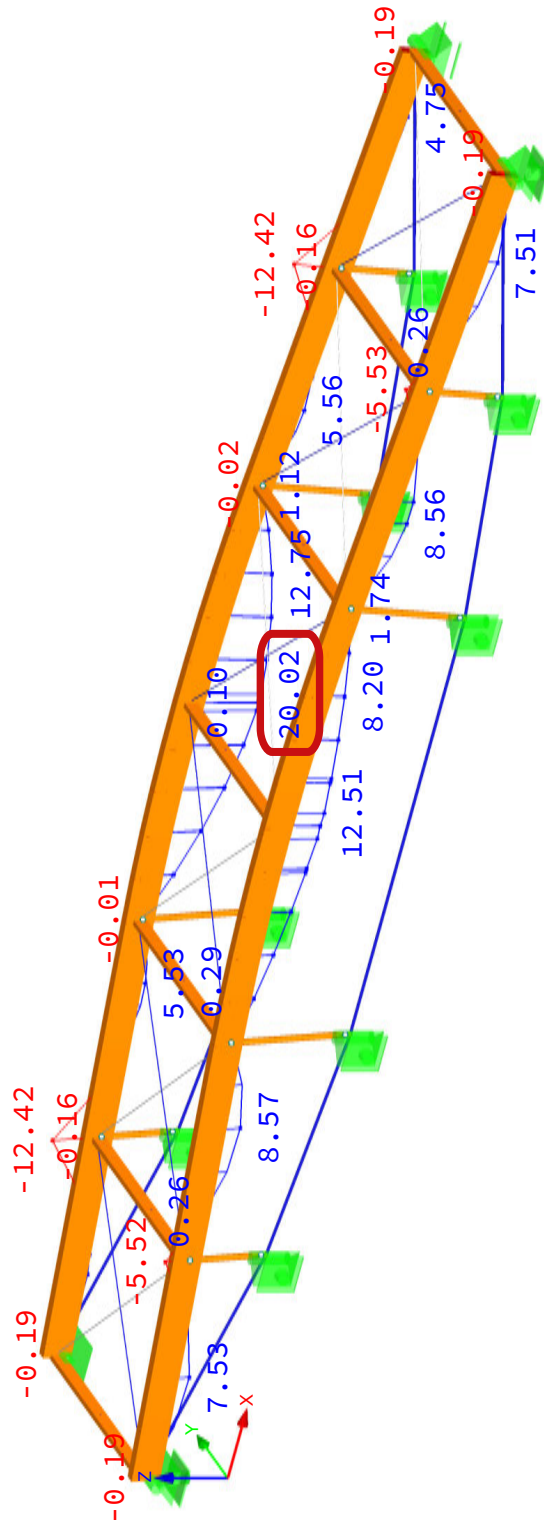
Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

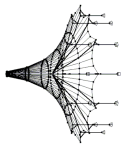
## LK144: SCHNITTGRÖSSEN MY IM BRANDFALL

LK144: LF1 + 0.2\*LF7 + 0.35\*LF8  
Schnittgrößen M-y

Isométrie



Max M-y: 20.02, Min M-y: -12.42 kNm



Projekt: Halle2

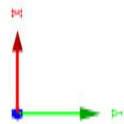
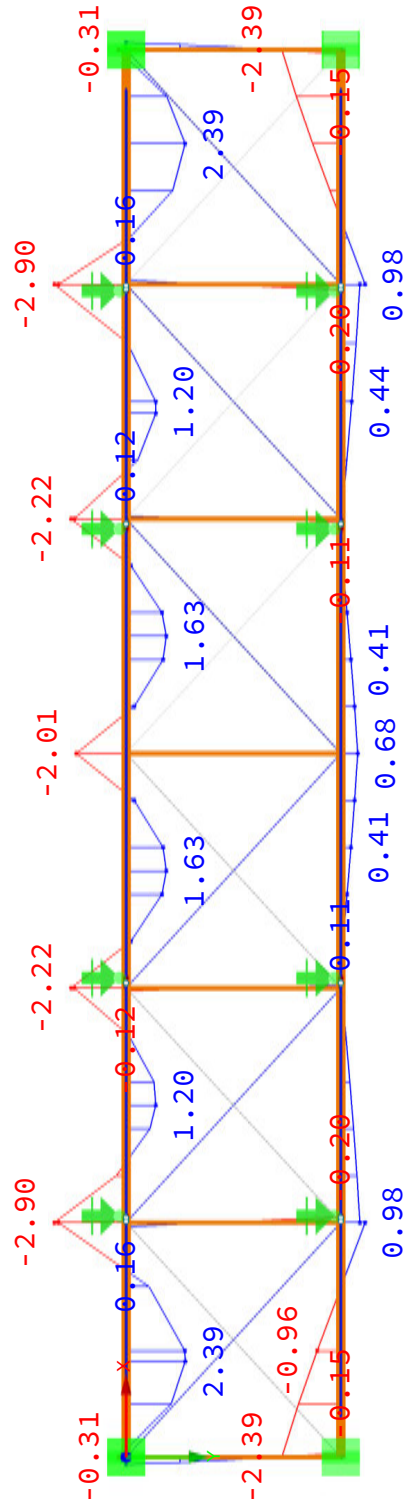
Modell: Variante 4

Datum: 20.02.2017

## LK144: SCHNITTGRÖSSEN $M_z$ IM BRANDFALL

LK144: LF1 + 0.2\*LF7 + 0.35\*LF8  
Schnittgrößen M-z

In Z-Richtung



Max M-z: 2.39, Min M-z: -2.90 kNm

3.171 m

## **C Erklärung**

### **Ehrenwörtliche Erklärung**

Hiermit versichere ich, dass ich die vorliegende Arbeit selbständig verfasst und keine anderen als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt habe und dass die Arbeit in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner anderen Prüfungsbehörde vorgelegt wurde.

Hannover, den 24. Februar 2017

---

Unterschrift des Verfassers