

Masterarbeit

Diana Walter

Numerische Untersuchungen zum globalen Tragverhalten ungeschützter Stahlrahmenkonstruktionen im Brandfall unter Berücksichtigung lokaler Effekte

Diana Walter

**Numerische Untersuchungen zum
globalen Tragverhalten ungeschützter
Stahlrahmenkonstruktionen im Brandfall
unter Berücksichtigung lokaler Effekte**

Masterarbeit eingereicht im Rahmen der Masterprüfung

im Studiengang Berechnung und Simulation im Maschinenbau
am Department Maschinenbau und Produktion
der Fakultät Technik und Informatik
der Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg

in Zusammenarbeit mit:

Leibniz Universität Hannover
Institut für Stahlbau
Appelstraße 9A
30167 Hannover

Sogeti High Tech GmbH
Analytical & Numerical Simulation
Hein-Sass-Weg 30
21129 Hamburg

Erstprüfer: Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Ihlenburg
Zweitprüfer: Dr.-Ing. Marco Schürg

Abgabedatum: 7. April 2015

Zusammenfassung

Diana Walter

Thema der Masterarbeit

Numerische Untersuchungen zum globalen Tragverhalten ungeschützter Stahlrahmenkonstruktionen im Brandfall unter Berücksichtigung lokaler Effekte

Stichworte

Finite Elemente, geschraubte Anschlüsse, Bemessung im Brandfall

Kurzzusammenfassung

Diese Arbeit beschäftigt sich mit dem Verhalten von geschraubten Verbindungen im Brandfall. Um dieses Verhalten der Anschlüsse numerisch mit Finiten Elementen realitätsnah abbilden zu können, werden anfangs einige Modellierungsmöglichkeiten anhand einer Literaturstudie ausgewählt. Diese ausgewählten Varianten werden anschließend in Voruntersuchungen miteinander verglichen sowie anhand von Versuchsergebnissen validiert. Abschließend wird die bestgeeignete Modellierung aus diesen Voruntersuchungen als lokale Verfeinerung in das Modell einer Stahlhallenkonstruktion eingebaut. Ziel dieser Arbeit ist es, den Einfluss einer solch lokal verfeinerten Modellierung von geschraubten Anschlüssen auf das globale Tragverhalten der Struktur beurteilen zu können.

Diana Walter

Title of the paper

Numerical investigations of the global structural behaviour of unprotected steel frame structures in case of fire, taking into account local effects

Keywords

Finite Elements, bolted connections, fire protection design

Abstract

This report deals with the behaviour of bolted joint connections in case of fire. In order to get a realistic numerical simulation with finite elements of the connection behaviour, initially some modelling techniques have been selected based on a literature study. In preliminary analyses have been these selected variants compared with each other and validated with experimental results. Finally, the most appropriate modelling approach of these preliminary investigations is included as a local refinement in a complete steel hall construction model. The aim of this work is to assess the impact of such locally refined modelling of bolted connections on the global structural behaviour.



Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg

*Hamburg University of Applied Sciences
Department Maschinenbau und Produktion*

A u f g a b e n s t e l l u n g

für die Masterthesis

von Frau Diana Walter

Matrikel-Nummer: 1845466

Thema: Numerische Untersuchungen zum globalen Tragverhalten ungeschützter Stahlrahmenkonstruktionen im Brandfall unter Berücksichtigung lokaler Effekte

Stahlbauteile werden sowohl im Hochbau als auch im Hallenbau eingesetzt. Ihre Vorzüge kommen vor allem bei der Konstruktion von Hallen mit großen stützfremen Räumen zum Tragen. Das Tragverhalten von Stahlkonstruktionen wird dabei erst durch das Zusammensetzen einzelner Bauteile realisiert. Eine wichtige Rolle spielen hierbei Schraubenverbindungen. Sie stellen das Zusammenwirken einzelner Bauteile in einem Tragwerk sicher und haben daher einen Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten der Gesamtkonstruktion. Dies trifft sowohl für das Tragverhalten bei Raumtemperaturbedingungen als auch im Falle eines Brandereignisses zu. Trotz dieser Tatsache erfolgt die Bemessung von Stahlkonstruktionen im Brandfall derzeit auf der Grundlage von Einzelbauteilen, die aus dem Gesamttragwerk herausgelöst betrachtet werden. Das tatsächliche Anschlussverhalten der Einzelbauteile an angrenzende Tragelemente bleibt bisher weitgehend unberücksichtigt.

Bedingt durch die zunehmende Anwendung schutzzielorientierter Bemessungskonzepte im Brandfall, bei denen vermehrt reale Brandszenarien zugrunde gelegt werden, muss für den Nachweis der Feuerwiderstandsfähigkeit eines Tragwerks das globale Tragverhalten untersucht werden. Vor diesem Hintergrund ist es daher notwendig, das Anschlussverhalten einzelner Tragwerkskomponenten zu analysieren, um dieses innerhalb der Gesamttragwerksbeschreibung berücksichtigen zu können.

Es existieren zwar bereits detaillierte numerische Modelle, die unter Berücksichtigung von Imperfektionen sowie geometrischen und materiellen Nichtlinearitäten das Trag- und Verformungsverhalten von Anschlussverbindungen wie zum Beispiel Schraubenverbindungen realitätsnah im Brandfall abbilden können (vgl. Abbildung 1), eine Berücksichtigung des Anschlussverhaltens bei der Beschreibung des globalen Tragverhaltens von Stahlkonstruktionen findet bisher jedoch in der Regel nicht statt.

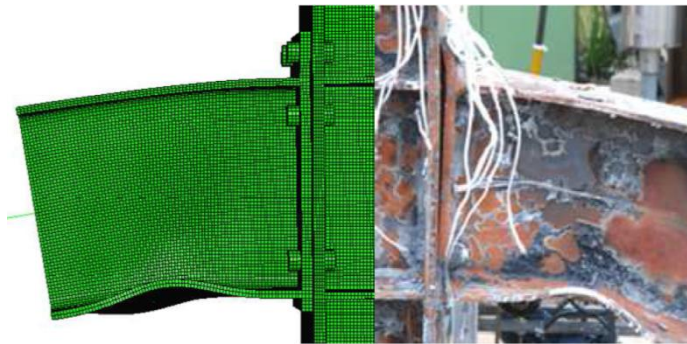


Abbildung 1: Numerische Modellierung des Tragverhaltens einer geschraubten Träger-Stützen-Verbindung im Brandfall nach Kirsch [2]

Im Rahmen dieser Masterarbeit sollen daher numerische Untersuchungen im Finite-Elemente-Programm Abaqus [1] zum globalen Tragverhalten von ungeschützten Stahlrahmenkonstruktionen unter expliziter Berücksichtigung des lokalen Anschlussverhaltens von Stützen-Riegel-Verbindungen (Schraubenverbindung) im Brandfall durchgeführt werden. Ziel der Arbeit ist es, den Einfluss einer detaillierten Modellierung von geschraubten Anschlussverbindungen auf das globale Tragverhalten einer Stahlrahmenkonstruktion zu quantifizieren und zu bewerten. Für die Durchführung der numerischen Untersuchungen ist auf der Grundlage der Typenstatik für Stahlhallen von bauforumstahl e.V. eine geeignete Stahlrahmenkonstruktion auszuwählen.

Arbeitsplan:

1. In einer Literaturstudie soll ein Überblick über den Stand der Technik und der Forschung zur Feuerwiderstandsfähigkeit von ungeschützten Stahlrahmenkonstruktionen und deren Anschlussverhalten im Brandfall erarbeitet werden, mit besonderem Fokus auf aktuelle experimentelle und numerische Untersuchungen zum Trag- und Erwärmungsverhalten von Schraubenverbindungen im Brandfall (vgl. Kirsch [2], González et al. [3], [4], Burgess [5] und Block [6]).
2. Es ist ein globales Finite-Elemente-Modell einer ungeschützten Stahlrahmenkonstruktion aufzubauen. Dieses Modell ist einer strukturmechanischen Analyse bei erhöhten Temperaturen, unter Annahme geometrisch und materiell nichtlinearen Verhaltens, zu unterziehen. Die Ergebnisse sind zu bewerten und zu dokumentieren. Die Konstruktion ist in Abstimmung mit den Betreuern aus der Stahlhallen-Typenstatik von bauforumstahl e.V. [7] auszuwählen.
3. Es sollen numerische Voruntersuchungen zum Trag- und Erwärmungsverhalten von Schraubverbindungen durchgeführt werden. Auf Grundlage der Literaturrecherche sind dabei verschiedene Ansätze für die numerische Modellierung des lokalen Anschlussverhaltens einer exemplarischen Stützen-Riegel-Verbindungen (Schraubenverbindung) zu untersuchen und vergleichend gegenüberzustellen. Die numerischen Ergebnisse sollen darüber hinaus anhand experimenteller Untersuchungen aus der Literatur validiert werden.
4. Der favorisierte Ansatz zur Beschreibung des lokalen Anschlussverhaltens einer Stützen-Riegel-Verbindung aus 3. ist in das globale Finite-Elemente-Modell der Stahlrahmenkonstruktion einzubetten. Anschließend sind strukturmechanische Analysen unter Zugrundelegung verschiedener Brandeinwirkungen (Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) sowie reale Brandszenarien) durchzuführen.

Die Eingabedateien aller durchgeführten FE-Berechnungen sind als Anhang in die Arbeit aufzunehmen.

Literatur:

- 1 ABAQUS: Abaqus/Standard Version 6.10. Pawtucket: Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc. 2011.
- 2 Kirsch, T: Brandverhalten von Schraubenverbindungen. Hannover, Leibniz Universität Hannover, Diss. 2013.
- 3 González, F., Lange, J.: Heißbemessung von Verbindungen. In: Brandsicher bauen mit sichtbarem Stahl. Darmstadt, Juni 2008.
- 4 González, F., Lange, J.: Hochfeste feuerverzinkte Schrauben unter Brandeinwirkung, 1. Darmstädter Ingenieurkongress „Bau und Umwelt“, Darmstadt, September 2009.
- 5 Burgess, I.: The Robustness of Steel Connections in Fire, 9th International Conference on Steel Concrete Composite and Hybrid Structures. Leeds, 8-10 July 2009.
- 6 Block, F. M.: Development of a component-based finite element for steel beam-to-column connections at elevated temperatures. Sheffield, University of Sheffield, PhD Thesis 2006.
- 7 Bauforumstahl (2014) Typengeprüfte Hallen [WWW] bauforumstahl e.V. URL: <http://www.bauforumstahl.de/typengepruefte-hallen>. Stand: 29.08.2014.
- 8 Block, F.; Burgess, I. W.; Davison, J. B.; Plank, R. J. (2007): The development of a component-based connection element for endplate connections in fire, Fire Safety Journal (42), pp. 498-506.
- 9 Block, F.; Davison, J. B.; Burgess, I. W.; Plank, R. J. (2013): Principles of a component-based connection element for the analysis of steel frames in fire, Engineering Structures (49), pp. 1059-1067.
- 10 Burgess, I. W.; Davison, J. B.; Dong, G.; Huang, S.-S. (2012): The Role of Connections in the Response of Steel Frames to Fire, Structural Engineering International (4/2012), pp. 449-461.
- 11 Chen, L.: Robustness in fire of steel framed structures with realistic connections. Manchester, University of Manchester, PhD Thesis 2012.
- 12 Huang, Z. (2011): A connection element for modelling end-plate connections in fire, Journal of Constructional Steel Research (67), pp. 841-853.
- 13 Johnson, L.; Palmiere, E.; Thackray, R.; Burgess, I.; Davison, B. (2013): Behaviour of axially loaded structural bolting assemblies in fire, Application of Structural Fire Engineering, Prague, 19-20 April 2013.
- 14 Spyrou, S.; Davison, J.B.; Burgess, I.W.; Plank, R.J. (2014): Experimental and analytical investigation of the ‘tension zone’ components within a steel joint at elevated temperatures (60), pp. 867-896.
- 15 Taib, M.; Burgess, I.W. (2011): A component-based model for fin-plate connections in fire, Application of Structural Fire Engineering, Prague, 29 April 2011.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation	1
1.2	Eingrenzung des Themas	2
1.3	Aufbau der Arbeit	2
2	Stand der Forschung	3
2.1	Versuche im Stahlbau bei hohen thermischen Belastungen	3
2.2	Berechnungsmethoden von Stahltragwerken im Brandfall	5
2.2.1	Die Komponentenmethode	5
2.2.2	Berechnungen mit der Finiten-Elementen Methode	7
3	Theoretische Grundlagen	9
3.1	Die Finite Elemente Methode	9
3.1.1	Geometrisch nichtlineares Verhalten	10
3.1.2	Nichtlineares Materialverhalten	13
3.1.3	Kontakt	16
3.1.4	Stabilitätsprobleme	20
3.1.5	Lösung nichtlinearer Gleichungen	22
3.1.6	Erläuterung der verwendeten Elementtypen	26
3.1.7	Kopplung von Bauteilen	27
3.2	Thermische Analysen	29
3.3	Mechanisches Verhalten von Stahl bei hohen Temperaturen	31
4	Vergleich und Validierung verschiedener Schraubenmodellierungen	34
4.1	Vorauswahl geeigneter Schraubverbindungsmodellierungen	34
4.1.1	Vorstellung verschiedener Modellierungsarten in der Literatur	34
4.1.2	Gewählte Modellierungsarten für die Voruntersuchungen	38
4.2	Versuchsbeschreibung	40
4.2.1	Modellabmessungen	41
4.2.2	Versuchsdurchführung und Ergebnisse	43
4.3	Umsetzung des Versuchs in den FE-Simulationen	44
4.3.1	Modellierung unter Verwendung 2-dimensionaler Elemente	44
4.3.2	Modellierung unter Verwendung 3-dimensionaler Elemente	46
4.3.3	Materialeigenschaften	47
4.4	Ergebnisse der FE-Simulationen	52
4.4.1	Ergebnisse des Modells mit kinematischen Kopplungselementen	52
4.4.2	Ergebnisse des Modells mit lastverteilenden Kopplungselementen	55
4.4.3	Ergebnisse des Modells mit netzunabhängiger Modellierung	56
4.4.4	Ergebnisse des detaillierten Schraubenmodells	57
4.4.5	Interpretation der Ergebnisunterschiede zwischen Simulation und Versuch	60
4.5	Vergleich der Ergebnisse und Wahl der bestgeeigneten Modellierung	64
4.6	Zusammenfassung	66

5	Gesamtmodell einer Stahlhallenkonstruktion	67
5.1	Beschreibung des globalen Modells der Stahlhallenmusterstatik	67
5.2	Einbau eines lokal verfeinerten Teilmodells in das Gesamtmodell	72
5.3	Vergleichsrechnung des lokalen verfeinerten Modells	75
5.4	Zusätzliche Untersuchungen am lokal verfeinerten Modell	77
5.4.1	Nichtlineare Materialeigenschaften des verwendeten Stahls	77
5.4.2	Nichtlineare Untersuchungen bei konstanten thermischen Belastungen	79
5.4.3	Nichtlineare Untersuchungen bei konstanten thermischen Belastungen unter dem Einfluss von Imperfektionen	80
5.4.4	Ermittlung der kritischen Temperatur für das Versagen der Struktur	84
5.5	Zusammenfassung	87
6	Zusammenfassung und Ausblick	88
6.1	Zusammenfassung	88
6.2	Fazit und Ausblick	89
	Literatur	90
A	Konvergenzstudien	A-1
A.1	Konvergenzstudie des 2D-Modells aus Kapitel 4	A-1
A.2	Konvergenzstudie des 3D-Modells aus Kapitel 4	A-4
A.3	Konvergenzstudie des lokal verfeinerten Modells aus Kapitel 5.2	A-8
B	Ergebnisse des Gesamtmodells aus Kapitel 5	B-1
C	Eingabedateien der durchgeführten FE-Berechnungen	C-1
C.1	Eingabedateien der Voruntersuchungen aus Kapitel 4	C-1
C.1.1	2D-Modellierungen	C-1
C.1.2	3D-Modellierung	C-7
C.2	Eingabedatei der Modelle aus Kapitel 5	C-11
C.2.1	Gesamtmodell	C-11
C.2.2	Gesamtmodell mit lokaler Verfeinerung	C-16

Tabellenverzeichnis

1	Abmessungen des Versuchsaufbaus nach [58]	42
2	Normwerte für S275 und S355 bei Raumtemperatur nach DIN EN 1993-1-1 [13]	47
3	Normwerte für S235JR bei Raumtemperatur nach DIN EN 1993-1-1 [13] .	68
4	Einzellasten des Modells der Stahlhalle	70
5	Kombinierte Lasten des Gesamtmodells der Stahlhalle	71
6	Vergleich der Auflagerkräfte zwischen dem globalen und lokal verfeinerten Modell	75
7	Konvergenzstudie des lokal verfeinerten Modells	A-9

Abbildungsverzeichnis

1	Darstellung eines einfachen Komponentenmodells [18]	6
2	Vergleiche aus Versuchen und Berechnungen mit der Komponentenmethode [57]	7
3	Iterative Bestimmung des Gleichgewichts bei nichtlinearen Berechnungen .	9
4	Lineare und nichtlineare Kraft-Verformungsbeziehung am Beispiel eines Balkens	10
5	Beschreibung der Modellierungsarten des Verfestigungsverhaltens [52] . . .	14
6	Graphische Darstellung der Gestaltänderungsenergie-Hypothese nach von Mises [46]	15
7	Darstellung der Kontaktbedingung am Beispiel einer Feder [52]	18
8	Last-Verschiebungs-Diagramm eines Verzweigungsproblems [52]	20
9	Beispiel eines inkrementell-iterativen Lösungsvorgangs nichtlinearer Gleichungen	22
10	Newton-Raphson-Verfahren bei gegebener Last [46]	24
11	Versagen der Kraft- und Verschiebungssteuerung beim Newton-Raphson Verfahren [52]	24
12	Bogenlängenverfahren, Suche senkrecht zur aktuellen Tangente [52]	25
13	Klettern von Stufenversetzungen (Wechsel der Atomplätze in der Reihenfolge 1 bis 4) [25]	32
14	Kriechkurven bei unterschiedlichen Temperaturen; I Übergangskriechen, II stationäres Kriechen, III beschleunigtes Kriechen [23]	32
15	Untersuchter Fahnenblechanschluss (links) und Kontaktmodellierungen im Schraubenbereich (rechts) von Sarraj et al. [54]	35
16	Untersuchtes 3-D Modell (links) und „Spinmodell“ (rechts) von Bursi et al. [29]	36
17	Untersuchte Modelle von Kim et al.[41], (a) Volumenmodell, (b) Kopplungsmodell, (c) Spinmodell, (d) Anpressdruck-Modell	37
18	Varianten der Modellierung von Schraubverbindungen nach der Dokumentation in Hyperworks [39]. Links eine Variante mit modellierten Löchern, rechts mit durchgängiger Vernetzung	38
19	Verwendeter Versuchsaufbau für die Vergleichsrechnungen [63]	41
20	Abmessungen der im Versuch verwendeten Normprofile nach BS 4-1 [4] . .	41
21	Detaillierte Darstellung des Versuchsträgers [58]	42
22	Beispielhafte Darstellung der verwendeten Referenzpunkte zur Ermittlung der Rotation im Versuch [65]	43
23	Verwendetes Modell für die Vergleiche bei Verwendung 2-dimensionaler Elemente	45
24	Verwendetes Modell für die Vergleiche bei Verwendung 3-dimensionaler Elemente	47
25	Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für S275 und S355 nach DIN EN 1993-1-2 [14]	48

26	Ergebnisse des Modells mit zweireihigen kinematischen Kopplungselementen (Kapitel 4.4.1) mit verfestigenden Materialverhalten und ohne im Vergleich zu den Versuchsergebnissen bei 20°C	49
27	Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für die Schraubenfestigkeit unter Einbeziehung der Abminderungsfaktoren nach Hu et al. [37]	50
28	Eingabewerte der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der Materialien in Abaqus	51
29	Modellierung mit Kopplungselementen unter Verwendung der Knoten am Schraubloch (links) sowie den zusätzlichen Knoten in der zweiten Reihe (rechts)	52
30	Große (plastische) Verformungen aufgrund eines zu klein gewählten Abstands der zweiten Knotenreihe vom Schraubloch	53
31	Vergleich der Ergebnisse der FE-Simulationen mit kinematischen Kopplungselementen gegenüber den Testergebnissen	54
32	Vergleich der Ergebnisse der FE-Simulationen mit verteilenden Kopplungselementen gegenüber den Testergebnissen	55
33	Netzunabhängige Modellierung	56
34	Vergleich der Ergebnisse der FE-Simulationen mit netzunabhängiger Modellierung gegenüber den Testergebnissen	57
35	Lokales Problem mit hohen plastischen Dehnungen bei der Berechnung mit dem detaillierten Schraubenmodell	58
36	Vergleich der Ergebnisse für verschiedene Materialbeschreibungen mit der detaillierten Schraubenmodellierung	59
37	Vergleich der Ergebnisse der FE-Simulationen mit sehr detaillierter Schraubenmodellierung gegenüber den Testergebnissen	60
38	Vergleich der Materialeigenschaften von S275 und S355 bei hohen Temperaturen mit den Abminderungsfaktoren nach EC3 (DIN1993-1-2 [14]) und Renner [49]	61
39	Vergleich der FE-Ergebnisse unter Verwendung unterschiedlicher Materialbeschreibungen für die netzunabhängige Modellierung	62
40	Vergleich der vier untersuchten Schraubmodellierungen in der FE bei einer konstanten Temperatur bei 20°C, 450°C, 550°C und 650°C	64
41	Verwendete Profile im Modell der Stahlhalle nach [2], [3] und [5]	68
42	Finite Elementen Modell der Stahlhalle	68
43	Kopfplattengeometrien der Rahmenecken (links) und Firstpunkte (rechts) nach [61] und [22]	69
44	Schematische Darstellung der Modellierung der Drehfedern in der FE (Darstellung als Explosionsgraphik)	70
45	Lage des lokal verfeinerten Modells im Gesamtmodell	72
46	Lokal verfeinerte Modellierung im Gesamtmodell der Stahlhalle (rechts ein Detailbild der Anschlussmodellierung)	73
47	Kopplung des lokal verfeinerten Modells an die gröber vernetzte Umgebungsstruktur am Beispiel des IPE360-Profiles	74
48	Verformung des lokal verfeinerten Modells bei einer quasi-linearen Berechnung	76

49	Spannungs-Dehnungs Beziehungen des in der Stahlhalle verwendeten Baustahls S235JR bei verschiedenen Temperaturen	78
50	Spannungs-Dehnungs Beziehungen für die in der Stahlhalle verwendeten Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 bei verschiedenen Temperaturen . . .	79
51	Geometrische Ersatzimperfectionen ermittelt aus einer linearen Beulanalyse	81
52	Verformungen bei Raumtemperatur unter dem Einfluss von Imperfectionen (25-fach erhöht dargestellt)	82
53	Verformungen des Modells bei einer konstanten Temperaturvorgabe von 650°C auf die gesamte Struktur (5-fach vergrößert)	83
54	Verformungen des lokal verfeinerten Modells bei einer konstanten Temperaturvorgabe von 650°C auf die gesamte Struktur (20-fach vergrößert)	83
55	Verformung des lokal verfeinerten Modells bei 675°C (5-fach vergrößert) .	84
56	Plastische Dehnungen in der Rahmenecke bei 675°C	85
57	Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) [8]	86
58	Konvergenzstudie bzgl. der Länge der Elemente	A-2
59	Konvergenzstudie bzgl. der Elementtypen	A-3
60	Konvergenzstudie bzgl. der Kontakttypen	A-3
61	Konvergenzstudie bzgl. der Elementlängen im 3D-Modell	A-6
62	Konvergenzstudie des 3D-Modells bzgl. der Elementtypen	A-7
63	Verschiedene Bereiche der Vernetzung	A-8
64	Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 1	B-1
65	Verformungen beim kombinierten Lastfall 1	B-1
66	Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 2	B-2
67	Verformungen beim kombinierten Lastfall 2	B-2
68	Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 3	B-3
69	Verformungen beim kombinierten Lastfall 3	B-3
70	Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 4	B-4
71	Verformungen beim kombinierten Lastfall 4	B-4
72	Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 5	B-5
73	Verformungen beim kombinierten Lastfall 5	B-5
74	Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 6	B-6
75	Verformungen beim kombinierten Lastfall 6	B-6
76	Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 7	B-7
77	Verformungen beim kombinierten Lastfall 7	B-7

1 Einleitung

1.1 Motivation

In der heutigen Zeit werden die Bauteile von Stahlkonstruktionen, wie etwa eine Stahlhalle, zumeist mit geschraubten Anschlüssen miteinander verbunden. Dadurch stellen sie das Zusammenwirken der einzelnen Bauteile in einem solchen Tragwerk sicher und haben schlussendlich einen großen Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten der gesamten Konstruktion. Aus diesem Grund muss bei der Auslegung einer solchen Stahlkonstruktion sichergestellt werden, dass die Anschlüsse den anzunehmenden Beanspruchungen standhalten können. Eine solche Bemessung eines Anschlusses ist in der Norm DIN EN 1993-1-8 [12] vorgegeben.

Soll aber das Tragverhalten während eines Brandfalls sichergestellt werden, so sind die Berechnungen nach dieser Norm nicht ausreichend, da diese nur für die Bemessung von Anschlüssen bei Raumtemperatur herangezogen werden kann. Der Teil 1-2 des Eurocodes 3 (DIN EN 1993-1-2 [14]) stellt zwar für eine Tragwerksbemessung im Brandfall einige allgemeine Regeln zur Verfügung, allerdings reicht dies nicht aus, um sicherstellen zu können, dass ein Anschluss unter der hohen Temperaturbelastung nicht versagt. Dafür gibt es eine wesentliche Ursache. Bislang werden sowohl bei der Tragwerksbemessung als auch bei Brandversuchen meist einzelne Bauteile wie Stützen oder Träger untersucht. Dabei wird davon ausgegangen, dass die Temperaturen in den Anschlüssen im Brandfall, aufgrund der erhöhten Massigkeit im Anschlussbereich, im Vergleich zu den angeschlossenen Bauteilen, sehr gering bleiben und sich das Verhalten des Anschlusses im Brandfall nur gering verändert. Da zumeist sehr konservative Berechnungsmethoden für die Bemessung des Feuerwiderstands, also die zeitliche Dauer die ein Tragwerk den Temperaturen standhalten kann, gewählt wurden, war diese Annahme der geringen Temperaturen in den Anschlüssen für die Berechnung zumeist ausreichend. Bei diesen konservativen Verfahren werden zumeist klassische Temperaturzeitkurven verwendet, wie zum Beispiel der Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) bei der ein Bauteil eine bestimmte Zeit dieser Temperaturzeitkurve widerstehen muss.

Zur Zeit werden allerdings vermehrt sogenannte schutzzielorientierte Bemessungskonzepte im Brandfall verwendet. Bei diesen werden reale Brandszenarien zugrunde gelegt, welche auch als Naturbrandmodelle bezeichnet werden. Diese erfordern für den Nachweis der Feuerwiderstandsfähigkeit einer Stahlkonstruktion das Analysieren des Tragverhaltens des gesamten Tragwerks. Vor diesem Hintergrund ist es daher notwendig, das Anschlussverhalten einzelner Tragwerkskomponenten abzubilden, um dieses Verhalten innerhalb des Nachweises berücksichtigen zu können.

Ein solcher Nachweis wird in der DIN EN 1993-1-2 [14] als erweitertes Berechnungsmodell bezeichnet. Unter diese erweiterten Berechnungsmodelle fällt dabei auch eine Berechnung und Nachweis mittels der Finiten Elemente Methode. Dafür existieren zwar bereits einige detaillierte Modelle, die Schraubenverbindungen realitätsnah im Brandfall abbilden können. Eine Berechnung einer kompletten Stahlkonstruktion unter Berücksichtigung des Anschlussverhaltens im Brandfall findet bisher jedoch in der Regel nicht statt.

1.2 Eingrenzung des Themas

Im Rahmen dieser Masterarbeit werden numerische Untersuchungen mit dem Finite-Elemente-Programm Abaqus [16] zum globalen Tragverhalten am Beispiel einer Stahlhalle unter Berücksichtigung des Verhaltens der Schraubanschlüsse im Brandfall durchgeführt. Dazu wird ein lokal verfeinertes Modell, welches eine detaillierte Beschreibung eines Anschlusses enthält, in das Gesamtmodell einer Stahlhalle eingebettet. Ziel dieser Arbeit ist es, ein solches lokal verfeinertes Modell zu erstellen, das zum einen die Temperaturbelastung im Brandfall gut abbilden und zum anderen das globale Tragverhalten einer Stahlrahmenkonstruktion im Brandfall wiedergeben kann.

Dafür werden anfangs einige Voruntersuchungen durchgeführt. Diese Voruntersuchungen haben das Ziel, die bestgeeignete Finiten Elementen Modellierung von Schraubverbindungen für einen solchen Einbau als lokales Modell auszuwählen. Im Rahmen dieser Voruntersuchungen wird das Verhalten verschiedener Modellierungen bei unterschiedlichen Temperaturen untersucht und mit Versuchsergebnissen aus der Literatur verglichen.

In der heutigen Zeit werden für den baulichen Brandschutz zumeist thermische Isolationen verwendet, um damit die Bauteile vor hohen Temperaturen zu schützen. Im Rahmen dieser Masterarbeit wird das Verhalten von ungeschützten Verbindungen und Bauteilen betrachtet. Für die Betrachtung solcher thermisch geschützter Verbindungen sind noch weitere Untersuchungen notwendig.

1.3 Aufbau der Arbeit

In dieser Arbeit soll zunächst ein Überblick über den aktuellen Stand der Forschung im Bereich der Bemessung des Anschlussverhaltens von Schraubenverbindungen im Stahlbau unter hoher thermischer Beanspruchung geliefert werden. Dies erfolgt in Kapitel 2.

Daran anschließend werden die theoretischen Grundlagen, welche für das Verständnis der nachfolgenden Untersuchungen benötigt werden, in Kapitel 3 eingehend betrachtet. Der Hauptfokus liegt dabei auf den Grundlagen der Finiten Elementen Methode.

In Kapitel 4 wird zunächst eine Übersicht über die Literatur hinsichtlich verschiedener Ansätze der numerischen Modellierung von Schraubenverbindungen aufgezeigt und einige Varianten der Modellierung für die Voruntersuchungen und Vergleiche der Schraubmodellierungen ausgewählt. Daran anschließend folgt die Beschreibung sowie die Ergebnisse dieser Voruntersuchungen. In diesen Voruntersuchungen werden die ausgewählten Schraubverbindungen vergleichend gegenübergestellt und anhand von Versuchsergebnissen validiert. Abschließend wird eine Variante für den Einbau in das Gesamtmodell einer Stahlhalle, welches einer Musterstatik des bauforumstahl e.V. [21] entspricht, ausgewählt.

Die Beschreibung des Gesamtmodells der Stahlhalle, sowie des lokal verfeinerten Modells, ist in Kapitel 5 erläutert. Hierin werden anschließend außerdem strukturmechanische Analysen unter Zugrundelegung verschiedener thermischer Belastungen beschrieben.

Abgeschlossen wird diese Arbeit durch ein Fazit sowie einem Ausblick in Kapitel 6.

2 Stand der Forschung

In diesem Kapitel wird ein kurzer Überblick über den aktuellen Stand der Forschung zum Verhalten von Stahlrahmenkonstruktionen im Brandfall gegeben. Der Hauptaugenmerk wird dabei auf Untersuchungen von Schraubverbindungen liegen, da sich diese Arbeit maßgeblich mit diesem Thema beschäftigt.

Neben einem Überblick über die durchgeführten Versuche und die dadurch gewonnenen Erkenntnisse wird auch auf den derzeitigen Stand der numerischen und analytischen Berechnungsmethoden in diesem Forschungsbereich näher eingegangen.

2.1 Versuche im Stahlbau bei hohen thermischen Belastungen

Die Anzahl von experimentellen Untersuchungen von Stahlrahmentragwerken ist aufgrund des hohen Aufwands und den damit verbundenen Kosten nur sehr gering. Die Versuche werden dafür meist in speziell geeigneten Öfen durchgeführt, die in der Lage sind die Temperaturen im Ofen exakt steuern und messen zu können, um damit einen Brandverlauf möglichst realistisch abzubilden. Wegen ihrer geringen Größe können aber meist nur einzelne Komponenten und keine kompletten Stahlrahmentragwerke untersucht werden [17].

Allerdings hat Burgess [26] in seiner Analyse des Einsturzes des World Trade Centers herausgefunden, dass sich eine Gesamtstruktur eines Stahlrahmentragwerks besser unter Brandeinwirkung verhält, als die Analysen der einzelnen Komponenten vermuten lassen. Dies hängt damit zusammen, dass Lastumlagerungen in der Struktur in Komponententests einzelner Bauteile nicht abgebildet werden können. Aus diesem Grund sind die gewonnenen Erkenntnisse der sogenannten „Cardington Tests“ sehr wertvoll. Hierbei handelt es sich um Großversuche an einem achtstöckigen Versuchsgebäude aus Stahl in Cardington im Vereinigten Königreich, bei denen sechs verschiedene Brandszenarien durchgeführt und analysiert wurden [43]. Auch hier stellte sich in vielen Versuchen heraus, dass ein solches Gesamtsystem einen deutlich besseren Feuerwiderstand aufweist als erwartet wurde [45]. Bei näherer Betrachtung der Versuchsergebnisse wurde auch hier schließlich der große Einfluss der Anschlüsse auf das Tragverhalten der Gesamtstruktur ersichtlich. Die Erkenntnisse des Großversuchs in Cardington führten daher zur Einsicht, dass eine nähere Betrachtung von Anschlüssen im Brandfall sinnvoll sei.

Robinson [50] erklärt diesen Unterschied der berechneten Annahme des Strukturverhaltens zum realen Verhalten im Versuch ebenso damit, dass die Anschlüsse die Belastungen in den thermisch am stärksten beanspruchten Bauteilen auf kältere und weniger beanspruchte Bauteile umlagern. Diese Lastumlagerungen werden laut Wang [59] zumeist in der Strukturauslegung bei Raumtemperatur nicht miteinbezogen und bieten deswegen im Brandfall eine zusätzliche Sicherheit auf das Tragverhalten der Gesamtstruktur. Ist ein solcher Effekt der Lastumlagerung durch die Anschlüsse aber schon in der Auslegung der Struktur bei Raumtemperatur miteinbezogen worden, so ist diese zusätzliche Sicherheit im Brandfall laut Wang [59] wesentlich geringer. Die Erkenntnisse des Großversuchs in Cardington aber auch der Analyse des Einsturzes des World Trade Centers führten daher zur Einsicht, dass eine nähere Betrachtung von Anschlüssen im Brandfall sinnvoll sei.

Infolgedessen befassen sich viele der neueren Komponentenversuche zum Temperaturverhalten von Stahlrahmentragwerken mit Anschlüssen. Vor allem an der Universität Sheffield wurden viele Versuche an Schraubanschlüssen durchgeführt. So haben Yu et al. [65] [63] [58] Kopfplatten- und Fahnenblechanschlüsse unter verschiedenen konstanten Temperaturen untersucht und das Verhalten des Anschlusses als Momenten-Rotations Beziehung gemessen. Die Momenten-Rotations Beziehung ist bei solchen Analysen ein übliches Maß, um die Steifigkeit eines Anschlusses zu beschreiben. Dabei wird kontinuierlich das Moment, das auf den Anschluss wirkt, gemessen und die sich daraus ergebende Rotation ermittelt und als Kurve aufgetragen. Bei Yu et al. wurden neben der Variation geometrischer Parameter in der Gestaltung der Anschlüsse auch der Winkel der Lasteinleitung auf den getesteten Anschluss variiert und analysiert. Es zeigte sich dabei, dass ab etwa 500°C bis 600°C eine signifikante Änderung in der Steifigkeit auftritt, was dazu führt, dass die Momenten-Aufnahmekapazität des Anschlusses stark nachlässt. Auch Yuan et al. [66] haben ähnliche Untersuchungen für einen Winkelblechanschluss bei konstanten Temperaturen durchgeführt, allerdings wurde hier ein „kopfüber“ Versuchsaufbau verwendet, wobei der Versuchsträger gegenüber des üblichen Aufbaus in der Realität gedreht ist. Dieser Aufbau wurde gewählt, da so die wirkenden Momente auf den Anschluss einfacher auf den Versuchskörper aufgebracht werden können. Aufgrund dieser vielfältigen Untersuchungen existiert inzwischen ein gutes Verständnis von den Momenten-Rotations Beziehungen verschiedener Anschlüsse unter konstanten hohen Temperaturen.

Im realen Brandfall wirken hingegen keine gleichbleibend konstanten Temperaturen auf und in den Bauteilen beziehungsweise Anschlüssen des Stahlrahmentragwerks. Sondern es ist anzunehmen, dass sich diese Temperaturen zum einen zeitlich, aufgrund der Stärke des Feuers sowie der Wärmeleitung in der Luft, aber auch räumlich innerhalb des Bauteils verändern und voneinander unterscheiden werden. Deswegen werden neben Versuchen mit konstanten Temperaturen auch häufig Versuche unter zeit- und ortsabhängiger Temperaturbelastung durchgeführt. Auch hier wurden an der Universität Sheffield eine Vielzahl von Versuchen durchgeführt. So haben zum Beispiel Leston-Jones et al. [40] elf Untersuchungen an Kopfplattenanschlüssen unter ansteigender Temperaturbelastung durchgeführt. Al-Jabri [18] hat diese Versuche weitergeführt. Dabei wurden verschiedene Konfigurationen von Schraubanschlüssen unter konstanter mechanischer Belastung und ansteigenden Temperaturen von bis zu 900°C untersucht und die Momenten-Rotations Beziehungen dieser Verbindungen dokumentiert.

Die zuvor beschriebenen Versuche beziehen sich dabei auf ungeschützte Verbindungen. In der Realität werden die Bauteile, sowie die Anschlüsse, aber häufig thermisch isoliert, um im Brandfall ein Aufheizen des Bauteils zu verhindern beziehungsweise die auftretenden Temperaturen im Bauteil zu verringern. Auch zu solchen thermisch isolierten Anschlüssen wurden bereits einzelne Versuche durchgeführt. Kirsch [42] hat zum Beispiel in Rahmen seiner Dissertation an einem Kopfplattenanschluss, auf dem als Brandschutzmaßnahme ein dämmschichtbildender Anstrich aufgebracht wurde, einen Versuch unter mechanischer sowie zeitabhängiger thermischer Belastung durchgeführt.

Wie zuvor erwähnt, werden neben Versuchen an Anschlüssen auch an den einzelnen Bauteilen eines Tragwerks Versuche bei hohen Temperaturen durchgeführt. Diese Versuche zielen dabei nicht darauf, die Momenten-Rotations Beziehung eines Anschlusses abzubilden, son-

dern ermitteln die Eigenschaften des jeweiligen Materials, also die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen, bei verschiedenen hohen Temperaturen. Diese Versuche beziehen sich dabei in heutiger Zeit vor allem auf Untersuchungen von Schraubenmaterialien unter verschiedenen konstanten aber auch transienten thermischen Belastungen. Hu et al. [37] haben zum Beispiel solche Versuche an Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 und Gonzales et al. [33] [34] für hochfeste Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 durchgeführt. Versuche an Bauteilen aus üblichen Baustählen werden in jüngerer Zeit dagegen nur noch selten durchgeführt, da die Materialeigenschaften für diese Stahlsorten im Brandfall bereits hinreichend bekannt sind und in der DIN EN 1993-1-2 [14] genormt sind.

2.2 Berechnungsmethoden von Stahltragwerken im Brandfall

Da Versuche im Allgemeinen und unter thermischer Belastung im Besonderen sehr kostenintensiv sind, können nicht für alle vorhandenen Anschlusstypen und Geometrien die Momenten-Rotations-Beziehungen bei unterschiedlichsten Temperaturen ermittelt werden. Aus diesem Grund werden häufig numerische Simulationen durchgeführt, um diese Beziehungen zu ermitteln.

Diese Beziehungen können anschließend für Tragfähigkeitsanalysen im Brandfall von Stahlbauwerken mittels der sogenannten Komponentenmethode verwendet werden. Eine andere Möglichkeit für einen Tragfähigkeitsnachweis im Brandfall besteht darin, dass das Verhalten eines Stahlbauwerks mit allen tragenden Bauteilen numerisch mittels der Finiten Elementen Methode (FEM) simuliert wird. In einer solchen Simulation können auch die Schraubanschlüsse direkt mitmodelliert werden, so dass bei diesem Verfahren keine Voruntersuchungen oder Parameterstudien nötig sind.

2.2.1 Die Komponentenmethode

Mithilfe der Komponentenmethode können auch komplexe Stahlbauwerke verhältnismäßig leicht berechnet werden. Nach dieser Methode werden die Bauteile eines Anschlusses in einzelne Basiskomponenten aufgeteilt, bei denen die mechanischen Eigenschaften bekannt sind. Diese Basiskomponenten werden dann als Federn aber auch als starre Elemente idealisiert. Dieses Verfahren wird im Stahlbau besonders häufig verwendet, um Anschlüsse beschreiben und berechnen zu können. Aufgrund der Tatsache, dass meist eine Vielzahl von Federn verwendet werden, ist diese Methode auch als Federsteifigkeitsmethode bekannt.

Um sich besser vorstellen zu können, wie ein solches Komponentenmodell aussehen könnte, ist in Abbildung 1 eine einfache Variante eines solchen Modells dargestellt. In diesem Beispiel wird die Steifigkeit des Kopfplattenanschlusses (links abgebildet) durch zwei Federn und zwei starre Elemente (rechts in Abbildung 1 dargestellt) als Komponentenmodell repräsentiert, wobei die obere Feder (K_t) Zugkräfte und die untere Feder (K_c) Druckkräfte aufnehmen kann.

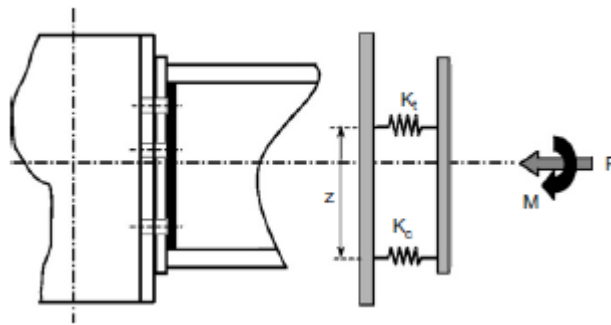


Abb. 1: Darstellung eines einfachen Komponentenmodells [18]

Einige Komponentenmodelle sind auch noch einfacher als das zuvor dargestellte, in diesen wird das Verhalten des Anschlusses zum Beispiel nur durch eine Drehfeder repräsentiert. In anderen Modellen dagegen wird noch eine Vielzahl weitere Federn verwendet, die zum Teil in Reihe als auch parallel geschaltet sein können.

Um die Steifigkeit der Federn im jeweiligen Komponentenmodell zu ermitteln, wird zumeist auf Versuchsergebnisse zurückgegriffen. Mit der DIN EN 1993-1-8 [12] besteht daneben auch eine Norm für die Beschreibung von Anschlüssen bei Raumtemperatur. Bei höheren Temperaturen existiert dagegen zur Zeit noch kein normiertes Verfahren, weswegen es das Ziel vieler Forschungsarbeiten ist, ein solches Komponentenmodell für die Beschreibung der Anschlüsse im Brandfall zu entwickeln (siehe zum Beispiel Block [24], Huang [38] oder Spryou et al. [56]). Das Problem bei der Erstellung eines solchen Komponentenmodells ist dabei vor allem, dass die Steifigkeit eines solchen Anschlusses sowohl von der Temperatur als auch der Größe der Belastung abhängt. So nimmt ein Anschluss im Allgemeinen bei hohen Temperaturen nur eine geringe Momentenbelastung auf, aber auch die Momenten-Rotations Beziehung bei einer konstanten Temperatur ist nicht linear. Trotzdem konnten schon einige der Komponentenmodelle bei verschiedenen Temperaturen erfolgreich anhand eines Vergleichs mit Versuchsergebnissen validiert werden. In Abbildung 2 sind zum einen die Momenten-Rotations Beziehungen für einen Anschluss beispielhaft dargestellt, zum anderen ist erkennbar, dass Spryou [57] ein solches Komponentenmodell für verschiedene Temperaturen erfolgreich entwickeln konnte.

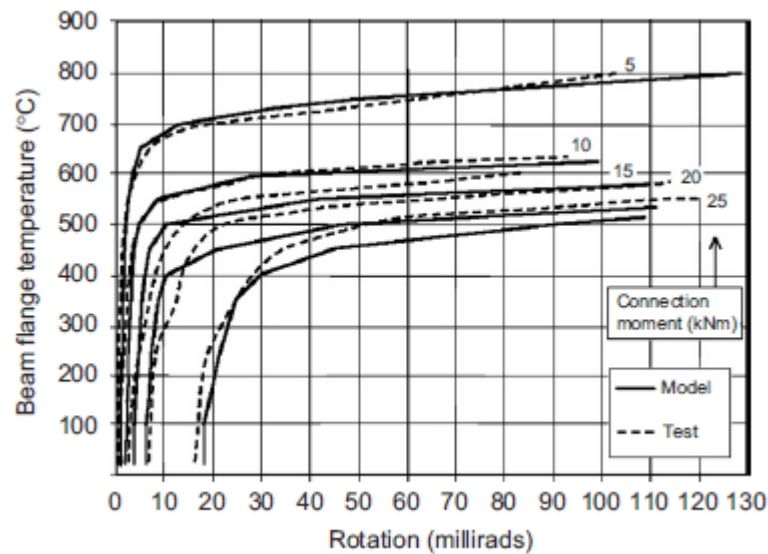


Abb. 2: Vergleiche aus Versuchen und Berechnungen mit der Komponentenmethode [57]

Eine Übertragbarkeit der Verwendung der Komponentenmethode für den Tragfähigkeitsnachweis einer Gesamtstruktur bei hohen Temperaturen hat Chen [30] bereits zeigen können. Gegen eine allgemeine Verwendung der Komponentenmethode bei einem Tragfähigkeitsnachweis im Brandfall spricht zur Zeit vor allem, dass dieses Verfahren noch nicht wie bei Raumtemperatur genormt ist und je nach Anschlussyp zur Zeit ein anderes Modell gewählt werden müsste. Aus diesem Grund müsste am Anfang der Bemessung eines Tragwerks im Brandfall zuerst eine Validierung durchgeführt werden, um zu untersuchen, ob das gewählte Komponentenmodell realistische Ergebnisse für den jeweiligen Anschluss liefert.

2.2.2 Berechnungen mit der Finiten-Elementen Methode

Die Forschungsarbeiten bezüglich Berechnungen im Stahlbau bei hohen Temperaturen mit der Finiten Elementen Methode befassen sich meist mit der Nachberechnung von Versuchen sowie einigen Parameterstudien. Dabei werden, wie in den Versuchen, hauptsächlich einzelne Bauteile oder Anschlüsse betrachtet.

So behandelt ein Aspekt der Dissertation von Block [24] den Einfluss der Elementtypen bei der Finiten Elementen Methode auf die Ergebnisse. Dafür vergleicht er Ergebnisse einer Modellierung mit Schalenelementen gegenüber einer Verwendung von Volumenelementen bei einer Versuchsnachrechnung eines druck belasteten Trägers mit dem Finite-Elemente-Programm Ansys. Bei den verwendeten Schalen- und Volumenelementen handelt es sich jeweils um Elemente mit linearen Ansatzfunktionen und angepasster Integration. Bei den Untersuchungen kommt er zu dem Schluss, dass die Volumenelemente aufgrund der großen Dicke des Trägers etwas besser die lokalen Effekte im Versuch abbilden können, ansonsten aber Schalenelemente ähnlich Ergebnisse aufweisen und aufgrund ökonomischer Aspekte, wie die geringere Rechenzeit, bei Parameterstudien oder aber bei dem Wunsch der Abbildung globaler Effekte, bevorzugt werden sollten.

Bei den zuvor bereits genannten Versuchen zu Schraubverbindungen unter Hochtemperatur-Einfluss erfolgten anschließend meist auch Berechnungen mit der Finiten Elemente Methode. Allerdings wurden hier bislang ausschließlich Volumenelemente verwendet.

Für die Beschreibung kompletter Bauwerke werden dagegen meist recht einfache Modelle verwendet. Iu et al. [31] verwenden zum Beispiel ein reines Balkenmodell bei dem das Verhalten der Struktur vor, während und nach einem Brandfall betrachtet wird. Auch Franssen et al. [32] verwenden ein reines Balkenmodell bei der Berechnung eines Stahlrahmentragwerks im Brandfall. Eine Modellierung der Anschlüsse ist in beiden Arbeiten nicht erfolgt. Franssen et al. erwähnen, dass dies durch Volumenelemente erfolgen könnte, aber es zu aufwendig sei ein ganzes Modell so detailliert zu modellieren. Ein Problem bei der Modellierung mit Balkenelementen besteht aber darin, dass die Temperaturen im Bauteil während eines Brandes nur als Mittelwert angegeben werden kann und nicht, wie bei einer Modellierung mit Schalen- oder Volumenelementen, der exakte Temperaturverlauf.

In anderen Bereichen der Forschung konnte dagegen bereits eine Möglichkeit der Simulation lokaler Effekte erfolgreich an Testergebnissen validiert werden. Mit diesem Verfahren werden einzelne Bereiche, die von besonderen Interesse sind, sehr fein mit Volumen- oder Schalenelementen modelliert und dann an die gröber modellierte Umgebung über Koppelungselemente angebunden werden. Dieses Verfahren haben Ostergaard et al. und Heinrich [36] [47] zum Beispiel für einen virtuellen Test einer Flugzeugstruktur verwenden können und werden häufig auch als Mehrskalenmodelle oder global-lokale Modelle bezeichnet.

3 Theoretische Grundlagen

An dieser Stelle werden die theoretischen Grundlagen für die nachfolgenden Untersuchungen näher erläutert. Dabei wird ein Hauptaugenmerk auf den Grundlagen der nichtlinearen Finite Elementen Methode und der Kontinuumsmechanik sowie den Möglichkeiten bei thermischen Analysen liegen. Des weiteren wird auch näher auf die Ursachen der Veränderungen in den Materialeigenschaften von Stahl bei hohen Temperaturen eingegangen.

3.1 Die Finite Elemente Methode

Der Grundgedanke der Finiten Elemente Methode ist, dass komplexe Berechnungsmodelle in mehrere Elemente mit recht einfachen statischen Eigenschaften zerlegt werden und diese Elemente dann unter Wahrung der kinematischen Verträglichkeitsbedingungen und der statischen Gleichgewichtsbedingungen zu einem komplexen Gesamtsystem zusammengefügt werden. Da hierbei auch unterschiedliche Elementtypen, wie zum Beispiel Stäbe, Balken, Schalen sowie dreidimensionale Kontinuen, in ein und demselben Berechnungsmodell verwendet werden können, ist die Methode laut Werkle [60] auch in der Baustatik äußerst vielseitig und leistungsfähig einsetzbar.

Bei kleinen Verschiebungen und einem linear-elastisches Materialverhalten lässt sich die Beziehung zwischen den Kräften und den dadurch resultierenden Verformungen im Modell vereinfachend durch ein lineares Gleichungssystem ausdrücken. Im Rahmen dieser Arbeit werden dagegen große Verformungen und ein elastisch-plastisches Verhalten des Materials angenommen, sodass dieser lineare Zusammenhang nicht mehr gegeben ist und ein nichtlineares Gleichungssystem gelöst werden muss. Die Berechnung eines solchen nichtlinearen Zusammenhangs der Kraft-Verschiebungsbeziehung kann mit Finiten Elementen zumeist nicht direkt sondern nur iterativ erfolgen. Dafür wird die Belastung in mehrere Inkremente F_i aufgeteilt und die Verschiebung u_{n+1} aufgrund des zuvor berechneten Zustands u_n berechnet. Dieser Vorgang ist in Abbildung 3 einmal skizziert. K_T beschreibt in dieser Abbildung die Tangentensteifigkeitsmatrix (siehe Kapitel 3.1.5) des Zustands beim Inkrement n .

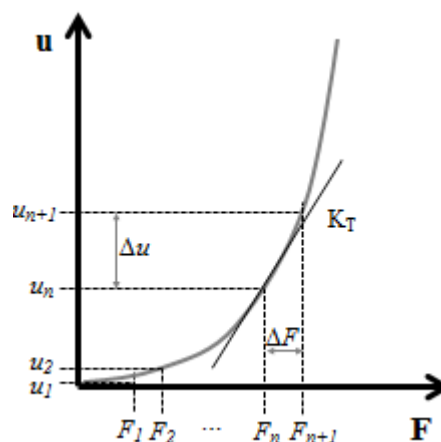


Abb. 3: Iterative Bestimmung des Gleichgewichts bei nichtlinearen Berechnungen

Durch diese Unterteilung der Berechnung in mehrere Lösungsschritte kann das nichtlineare Probleme „linearisiert“ werden, sodass sich für jedes Inkrement der Berechnung ein linearer Zusammenhang in der folgenden Form ergibt.

$$\underline{K}_T \Delta \underline{u} = \Delta \underline{F} \quad (1)$$

Neben dem zuvor bereits erwähnten geometrisch nichtlinearen Verhalten und dem nichtlinearen Materialverhalten führen auch Kontaktprobleme zu einer nichtlinearen Berechnung, selbst wenn das Verhalten der einzelnen Bauteile geometrisch und physikalisch linear ist.

Da sich diese Arbeit, wie erwähnt, mit nichtlinearen Aspekten der Finiten Elementen Methode beschäftigt, werden die Typen des nichtlinearen Verhaltens zunächst näher betrachtet und erläutert, sowie die dabei üblichen Spannungs- und Verzerrungsmaße erläutert. Daran anschließend werden die zur Lösung solcher nichtlinearer Probleme zur Verfügung stehenden Gleichungslöser vorgestellt und miteinander verglichen.

3.1.1 Geometrisch nichtlineares Verhalten

Bei einer geometrisch linearen Berechnung geht man nach Rust [52] davon aus, dass kleine Rotationen und kleine Dehnungen vorhanden sind und das Gleichgewicht somit am unverformten System berechnet werden kann. Bei großen Drehungen aber auch großen Dehnungen muss dagegen das Gleichgewicht nach der Theorie zweiter Ordnung am verformten System gebildet werden, um diese richtig abbilden zu können. Abbildung 4 zeigt dabei exemplarisch die Unterschiede der so gewonnenen linearen und nichtlinearen Kraft-Verformungsbeziehungen am Beispiel eines Balkens.

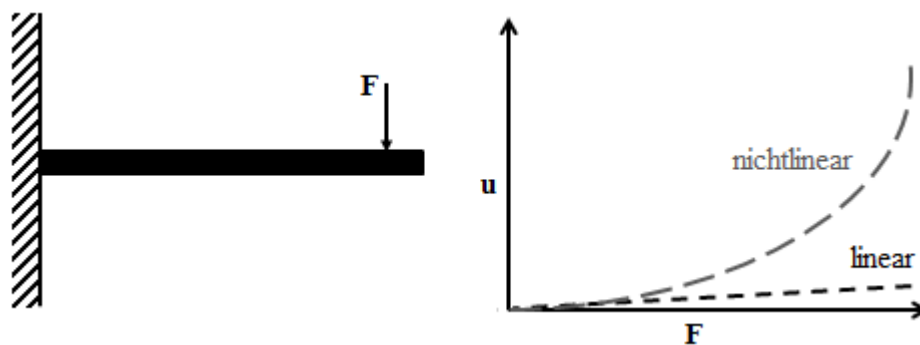


Abb. 4: Lineare und nichtlineare Kraft-Verformungsbeziehung am Beispiel eines Balkens

Die Beschreibung der Strukturbewegung kann dabei in raumfesten oder körperfesten, also mitbewegten, Koordinaten erfolgen. Dabei bezeichnet man eine solche körperfeste Formulierung der inkrementellen Bewegungsgleichung als Lagrangesche Formulierung und die ortsfeste als Eulersche Formulierung. Üblicherweise wird nach Bathe [19] die ortsfeste Eulersche Formulierung für die Berechnung fluidmechanischer Probleme verwendet, wogegen bei der Berechnung strukturmechanischer Probleme die Lagrangesche Formulierung bevorzugt wird.

Bei der Lagrangeschen Beschreibung werden in der Praxis meist zwei verschiedene Arten verwendet, die totale und die fortgeschriebene Lagrangesche Formulierung. In der totalen Lagrangeschen Formulierung, auch einfache Lagrangesche Formulierung genannt, werden alle statischen und kinematischen Variablen auf die Ausgangskonfiguration (u_0 bzw. F_0) bezogen. Bei der fortgeschriebenen Formulierung werden diese Variablen dagegen auf die jeweils zuletzt berechnete Konfiguration (u_n bzw. F_n in Abbildung 3) bezogen. Das in dieser Arbeit verwendete Finite Elemente Programm Abaqus [16] nutzt immer die fortgeschriebene (updated) Lagrangesche Formulierung für die Berechnung von geometrisch nichtlinearen Problemen.

Um die Spannungen und Verzerrungen, die durch großen Drehungen beziehungsweise Dehnungen hervorgerufen werden, beschreiben zu können, existieren verschiedene Spannungs- und Verzerrungsmaße, die zur Beurteilung der Berechnung herangezogen werden können. Die Empfehlungen der geeigneten Maße variieren in der Literatur, wie zum Beispiel bei Bathe [19], je nach Art der Nichtlinearität der Geometrie und sollen die realen Gegebenheiten möglichst gut widerspiegeln können. Rust [52] weist dabei aber explizit darauf hin, dass es keine „natürliche“ Definitionen sondern lediglich „zweckmäßige“ gibt. Auch die Wahl der Formulierung der inkrementellen Bewegungsgleichung spielt für die Wahl eines bestimmten Maßes eine Rolle, aus diesem Grund werden hier nur die Spannungs- und Dehnungsmaße beschrieben, die für die körperfeste Lagrangesche Formulierung empfohlen werden.

Bei großen Rotationen, großen Verschiebungen aber kleinen Verzerrungen empfiehlt Rust [52] als geeignetes Dehnungsmaß die „Green-Lagrange-Dehnungen“.

$$\epsilon_G = \frac{dl^2 - dL^2}{2dL^2} \quad (2)$$

L beschreibt in Gleichung 2 die Länge im unverformten und l die Länge im verformten Zustand.

In Bathe [19] werden die Green-Lagrange-Dehnungen dagegen nur bei einer Verwendung der totalen Lagrangeschen Bewegungsgleichung empfohlen, da sich diese Dehnungen immer auf die Ursprungskonfiguration beziehen. Die Berechnung der fortgeschriebenen Lagrangeschen Bewegungsgleichung erfolgt dagegen immer auf die jeweils zuletzt berechnete Konfiguration, sodass Bathe eine Verwendung der almanischen Verzerrungen empfiehlt. Diese lassen sich in der 3-dimensionalen Darstellung, wie folgt berechnen:

$$\underline{\underline{E}}_A = \frac{1}{2} \left(\underline{\underline{I}} - (\underline{\underline{F}} \underline{\underline{F}}^T)^{-1} \right) \quad (3)$$

In dieser Gleichung bezeichnet $\underline{\underline{F}}$ den Deformationsgradienten, welcher die Ableitung der Koordinaten des verformten Systems x_i nach den jeweiligen Ausgangskordinaten x_{oj} enthält, und $\underline{\underline{I}}$ den Einheitstensor zweiter Stufe.

$$\underline{\underline{F}} = \begin{bmatrix} x_i \\ x_{oj} \end{bmatrix} \quad (4)$$

Kommen bei der Berechnungen allerdings neben den großen Rotationen und großen Verschiebungen noch große Verzerrungen hinzu, so wird eine Verwendung des „Hencky-Dehnungsmaßes“ bei einer fortgeschriebenen Lagrangeschen Bewegungsgleichung in Bathe [19] empfohlen, diese werden auch häufig als logarithmische Dehnungen bezeichnet und stellen eine verallgemeinerte Form der zuvor genannten Dehnungsmaße dar. Im eindimensionalen kann man dieses logarithmische Dehnungsmaß, wie folgt ermitteln:

$$\epsilon_H = \ln \frac{dl}{dL} \quad (5)$$

Hier beschreibt L die Länge im jeweils zuletzt berechneten und l die Länge im verformten Zustand.

Eine übliche 3-dimensionale Darstellung der Hencky-Dehnungen findet sich in der Literatur, zum Beispiel bei Rust [52] und Nasdala [46], in der folgenden Form:

$$\underline{\underline{E}}_H = \ln \left[\left(\underline{\underline{F}}^T \underline{\underline{F}} \right)^{\frac{1}{2}} \right] \quad (6)$$

Diese Berechnung des Logarithmus eines Tensors ist allerdings mathematisch nicht definiert, weswegen nur die folgende Darstellung eine mathematisch korrekte Beschreibung des Hencky-Tensors darstellt:

$$\underline{\underline{E}}_H = \sum_{\alpha} \ln \lambda_{\alpha} N_{\alpha} \otimes N_{\alpha} \quad (7)$$

Darin berechnet sich λ_{α} mit $\lambda_{\alpha} = \frac{l_{\alpha}}{l_{0,\alpha}}$ und $N_{\alpha} \otimes N_{\alpha}$ beschreibt das dyadische Produkt der Hauptrichtungen des räumlichen Dehnungszustandes.

Als Spannungsmaß wird von Bathe [19] bei der fortgeschriebenen Lagrangeschen Formulierung eine Verwendung von „Cauchy-Spannungen“ empfohlen, bei diesen werden die Spannungen aus der Kraft F im aktuell wirkenden Querschnitt a berechnet, weswegen diese auch als „wahre Spannungen“ bezeichnet werden, die im Bauteil wirken.

$$\sigma_C = \frac{F}{a} \quad (8)$$

Im 3-dimensionalen lässt sich dies durch den Cauchy-Spannungstensor $\underline{\underline{\sigma}}$ ausdrücken, der, in einem beliebigen Punkt einer Schnittebene mit der Schnittnormalen \underline{n} , wie folgt als lineare Abbildung definiert ist:

$$\underline{\underline{\sigma}} \underline{n} = \underline{t}_n \quad (9)$$

In dieser Gleichung beschreibt \underline{t}_n die kontinuierlich verteilte Schnittkraft \underline{f}_a pro Flächeneinheit im verformten Zustand a :

$$\underline{f}_a = \underline{t}_n da \quad (10)$$

Bei drei Schnitten orthogonal zu den Basisvektoren $\underline{e}_1, \underline{e}_2$ und \underline{e}_3 erhält man somit die folgende Matrix-Darstellung des Cauchy-Spannungstensors:

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{bmatrix} t_{11} & t_{12} & t_{13} \\ t_{12} & t_{22} & t_{23} \\ t_{13} & t_{23} & t_{33} \end{bmatrix} \quad (11)$$

Auch die Eingabe der Materialeigenschaften in das FE-Programm Abaqus [16] basiert im wesentlichen auf die Eingabe der Cauchy-Spannungen und dem plastischen Anteil der Hencky-Dehnungen. Sind dafür nur die Ingenieur-Spannungen $\sigma_{ing} = \frac{F}{A}$ (wobei A den unverformten Querschnitt bezeichnet) und Ingenieur-Dehnungen $\epsilon_{ing} = \frac{dl}{dL}$ bekannt, so können diese Eingabewerte der „wahren Spannungen“ σ_{wahr} und „plastischen wahren Dehnungen“ $\epsilon_{plast.,wahr}$ nach der Abaqus Dokumentation [16] mit den folgenden Gleichungen berechnet werden:

$$\sigma_{wahr} = \sigma_{ing}(1 + \epsilon_{ing}) \quad (12)$$

$$\epsilon_{wahr} = \ln(1 + \epsilon_{ing}) \quad (13)$$

$$\epsilon_{plast.,wahr} = \epsilon_{wahr} - \frac{\sigma_{wahr}}{E} \quad (14)$$

Mit E als Elastizitätsmodul des jeweiligen verwendeten Materials.

3.1.2 Nichtlineares Materialverhalten

Ein weiterer Typ der Nichtlinearität, der bei einer Finiten Elementen Berechnung auftreten kann, ist das nichtlineare Materialverhalten. Bei einer linearen Berechnung geht man davon aus, dass sich das Material rein elastisch verhält und der Zusammenhang der Spannungen σ und der Dehnungen ϵ nach dem Hookeschen Gesetz in der nachfolgenden Form in der eindimensionalen Darstellung gilt:

$$\underline{K} = E \cdot \epsilon \quad (15)$$

E beschreibt hierbei den Elastizitätsmodul des Materials.

Das Hookesche Gesetz lässt sich auch in der nachfolgenden Form für den dreidimensionalen Raum darstellen.

$$\underline{\underline{\sigma}} = \underbrace{C}_4 \cdot \underline{\underline{\epsilon}} \quad (16)$$

In dieser Gleichung bezeichnet $\underline{\underline{\sigma}}$ den Spannungstensor, der in Gleichung 17 beschrieben ist, $\underline{\underline{\epsilon}}$ den Verzerrungstensor, siehe Gleichung 18 und \underbrace{C}_4 den Elastizitätstensor vierter Stufe.

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$\underline{\underline{\epsilon}} = \begin{bmatrix} \epsilon_x & \epsilon_{xy} & \epsilon_{xz} \\ \epsilon_{xy} & \epsilon_y & \epsilon_{yz} \\ \epsilon_{xz} & \epsilon_{yz} & \epsilon_z \end{bmatrix} \quad (18)$$

Möchte man aber zum Beispiel ein elastisch-plastisches Materialverhalten, das Kriechen eines Materials oder auch zum Beispiel ein viskoelastisches Material simulieren, so liegt ein nichtlineares Materialverhalten vor und die obigen Beziehungen gelten nur mit dem jeweils gültigen Tangenten Elastizitätsmodul E_T im eindimensionalen Fall.

Im Rahmen dieser Arbeit wird im Anschluss mit elastisch-plastischem Materialverhalten bei unterschiedlichsten Temperaturen weitergearbeitet. Für die Beschreibung eines solchen Materialverhaltens gibt es nach Rust [52] im wesentlichen drei verschiedene Beschreibungsmethoden, wie in Abbildung 5 zu sehen ist.

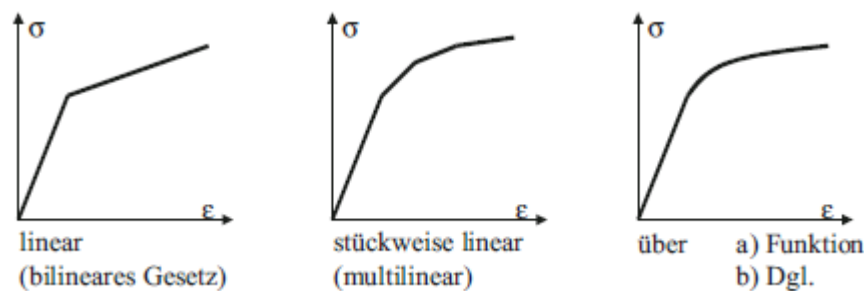


Abb. 5: Beschreibung der Modellierungsarten des Verfestigungsverhaltens [52]

In dem in dieser Arbeit verwendeten Finite Elemente Programm Abaqus [16] wird allerdings nur das multilineare Materialmodell unterstützt. Für die Eingabe werden dazu nur einige Stützstellen der nichtlinearen Spannungs-Dehnungs Beziehung benötigt.

Um zu ermitteln, wann im berechneten Material das Fließen eintritt und das elastische Verhalten des Materials ins plastische übergeht, gibt es verschiedene Fließbedingungen. Die wohl bekannteste Fließbedingung ist die Gestaltänderungsenergie-Hypothese nach von Mises, welche nachfolgend oft verkürzend auch als Von-Mises Vergleichsspannung bezeichnet werden wird.

Diese Fließbedingung nach von Mises lässt sich mit den Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 mit der folgenden Gleichung ausdrücken, wobei σ_F die Fließgrenze bezeichnet:

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 \cdot \sigma_2)^2 + (\sigma_2 \cdot \sigma_3)^2 + (\sigma_3 \cdot \sigma_1)^2]} \leq \sigma_F \quad (19)$$

Die Hauptspannungen σ des Spannungstensors $\underline{\underline{\sigma}}$, bei denen nur in den Hauptachsen (Normal-) Spannungen vorhanden sind und die Schubspannungen τ Null sind, lässt sich wie folgt berechnen:

$$\det \begin{bmatrix} \sigma_x - \sigma & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y - \sigma & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z - \sigma \end{bmatrix} = 0 \quad (20)$$

Dies lässt sich auch in der folgenden Form darstellen, wobei J_1 , J_2 und J_3 die Invarianten des Spannungstensors $\underline{\underline{\sigma}}$ bezeichnen.

$$\sigma^3 - J_1\sigma^2 - J_2\sigma - J_3 = 0 \quad (21)$$

Mit:

$$J_1 = \text{tr}(\underline{\underline{\sigma}}) \quad (22)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} \left[\text{tr}(\underline{\underline{\sigma}}^T \underline{\underline{\sigma}}) - (\text{tr} \underline{\underline{\sigma}})^2 \right] \quad (23)$$

$$J_3 = \det \underline{\underline{\sigma}} \quad (24)$$

Den Spannungstensor $\underline{\underline{\sigma}}$ kann wie folgt in zwei Tensoren zerlegt werden.

$$\underline{\underline{\sigma}} = \frac{1}{3}(\text{tr}(\underline{\underline{\sigma}}))\underline{\underline{I}} + \text{dev}(\underline{\underline{\sigma}}) \quad (25)$$

Dabei wird der Anteil $\frac{1}{3}(\text{tr}(\underline{\underline{\sigma}}))\underline{\underline{I}}$ als Kugeltensor und $\text{dev}(\underline{\underline{\sigma}}) = \underline{\underline{\sigma}} - \frac{1}{3}(\text{tr}(\underline{\underline{\sigma}}))\underline{\underline{I}}$ als deviatorischen Spannungstensor bezeichnet. Die Darstellung des Kugeltensor ist eine Diagonalmatrix mit gleichen Werten, welche nach Parisch [48] die mittlere Normalspannung darstellen.

Mit der zweiten Invariante $J_2(\underline{\underline{s}})$ des Spannungsdeviators $\underline{\underline{s}}$ erhält man auch eine weitere übliche Darstellung der Fließbedingung nach von Mises.

$$F = \sqrt{3J_2(\underline{\underline{s}})} - \sigma_F = 0 \quad (26)$$

Stellt man diese Gestaltänderungsenergie-Hypothese nach von Mises graphisch dar, so ergibt sich im 3-dimensionalen Raum ein Zylinder und im 2-dimensionalen eine Ellipse in der σ_1 - σ_2 -Ebene, wie in Abbildung 6 dargestellt. Des weiteren ist auch eine Draufsicht auf den Zylinder möglich, sodass sich eine Kreisfläche ergibt.

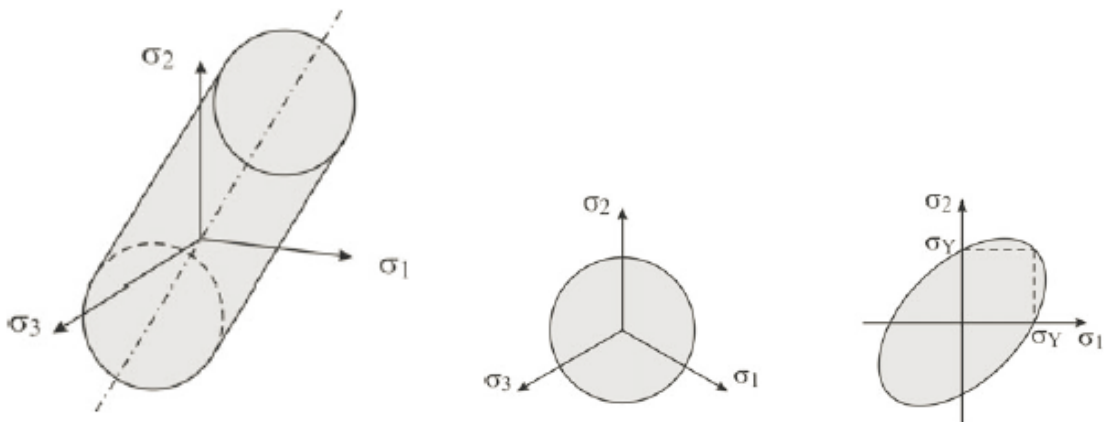


Abb. 6: Graphische Darstellung der Gestaltänderungsenergie-Hypothese nach von Mises [46]

Nach Werkle [60] gilt die Fließbedingung nach von Mises für Materialien, deren Zug- und Druckfestigkeit gleich ist, was bei Stahl der Fall ist, dessen Verhalten in dieser Arbeit simuliert werden wird. Bei vielen Materialien, wie beispielsweise bei Fels oder Beton, ist aber das Zug- und Druckverhalten unterschiedlich, weswegen andere Fließbedingungen, wie die Drucker-Prager Fließbedingung, verwendet werden. Eine weiterführende Darstellung dieser Fließbedingungen ist unter anderem bei Rust [52] oder Nasdala [46] zu finden, und wird an dieser Stelle nicht weiter vertieft.

Ein weitere Aspekt der Beschreibung des nichtlinearen Materialverhaltens beschäftigt sich mit dem Verhalten des Materials bei Ent- und Wiederbelastung. Da dies in dieser Arbeit aber nicht simuliert werden wird, wird dies hier ebenfalls nicht weiter erläutert.

3.1.3 Kontakt

Neben dem zuvor genannten geometrisch nichtlinearen Verhalten und den nichtlinearen Materialeigenschaften führen auch Kontaktdefinitionen zu einer nichtlinearen Finite Elementen Berechnung.

Kontakte beschreiben die Berührung zwischen zwei Bauteilen beziehungsweise mit sich selbst (Selbstkontakt). Die Kontaktbeschreibungen ermöglichen es außerdem, dass gegenseitige Deformationen der Körper realitätsnah abgebildet werden können. Dabei ist die Berührzone nicht im Vorhinein bekannt. Eine Ausnahme bilden die sogenannten festen Kontakte, im Finite Elementen Programm Abaqus [16] als „tied“ bezeichnet, bei dem sich die Kontaktelemente nicht öffnen können. Solche festen Kontakte werden gerne eingesetzt, um verschieden vernetzte Bauteile oder Bereiche eines Bauteils ohne gemeinsame Knoten fest miteinander verbinden zu können.

Da erst nach dem Lösen der eigentlichen Berechnung überprüft werden kann, ob der jeweilige Kontakt offen oder geschlossen ist, muss gegebenenfalls der zuvor angenommene Kontaktstatus korrigiert und neu berechnet werden. Bei Systemen mit vielen Kontaktbedingungen sind dadurch häufig mehrere Iterationen erforderlich, bis der richtige Zustand ermittelt ist.

Bei der Modellierung von Kontakten gibt es nach Rust [52] vier verschiedene Arten, da in der Literatur häufig nur noch die englischsprachigen Bezeichnungen zu finden sind, werden diese in Klammern jeweils mit angegeben:

- Punkt-zu-Punkt- bzw. Knoten-zu-Knoten-Kontakt (Point-to-Point, Node-to-Node)

Der Knoten-zu-Knoten-Kontakt ist die älteste Kontaktbeschreibung und wird nur noch vereinzelt angewendet. Bei dieser Methode wird der Kontakt zwischen zwei Knoten mit einer Kontaktebene beschrieben. Deren Normale wird meist durch den Abstandsvektor der Knoten bestimmt. Da dabei nicht die Exzentrizitäten der Knoten berücksichtigt werden, die zu Momenten führen können, sollten die Knoten am besten nahezu aufeinander liegen und die tangentielle Bewegung müsste in der Berechnung auch klein bleiben. Aus diesen Gründen werden inzwischen andere Kontaktbeschreibungen bevorzugt verwendet.

- Knoten-zu-Oberfläche-Kontakt (Node-to-Surface)

Beim Knoten-zu-Oberfläche-Kontakt wird ein Knoten der einen Oberfläche auf Kontakt mit einem Segment der anderen Oberfläche abgeprüft. Die zweite Oberfläche, die die Flächeninformation liefert, heißt in der Regel Master-Seite, die erste Oberfläche, von der der Knoten stammt, wird in vielen Finiten Elementen Programmen als Slave-Seite bezeichnet. Dabei dürfen die Knoten der Slavefläche während der Berechnung nicht die Masterfläche durchdringen, umgekehrt ist dies aber möglich.

- Punkt-zu-Oberfläche-Kontakt (Point-to-Surface)

Diese Punkt-zu-Oberfläche-Kontaktbeschreibung ist ähnlich wie der zuvor genannte Knoten-zu-Oberfläche-Kontakt, allerdings können hier auch andere Punkte der Slave-Oberfläche benutzt werden, wie zum Beispiel Integrationspunkte, um den Kontakt zu berechnen. Der größte Vorteil ist, dass dieses Konzept auch für Elemente mit Mittelknoten, also zum Beispiel mit quadratischen Ansatzfunktionen, geeignet ist.

- Oberfläche-zu-Oberfläche-Kontakt (Surface-to-Surface)

Beim Oberfläche-zu-Oberfläche-Kontakt wird in der Regel der kürzeste Abstand zwischen zwei Oberflächen bestimmt und daraus eine Kontaktbedingung formuliert. Nach Rust [52] ist dies für deformierbare Körper in allgemeiner Form meist zu kompliziert, weil dadurch eine variable Kontaktzone auftritt.

Abaqus [16] berechnet bei einem solchen Oberfläche-zu-Oberfläche-Kontakt das Durchdringen eines Segments der Masteroberfläche mit einem Mittelwert aus verschiedenen benachbarten Knoten der Slave-Oberfläche. Aus diesem Grund kann es zwar an einigen Stellen zu einem leichten Durchdringen der Oberflächen an einzelnen Knoten der Slave-Oberfläche kommen. Hingegen wird ein großes Durchdringen der Knoten der Master-Oberfläche in die Slave-Oberfläche verhindert, was bei den Knoten- beziehungsweise Punkt-zu-Oberflächen-Kontakten auftreten könnte.

Damit Kontakte zwischen zwei Oberflächen, welche mit 2-dimensionalen Elementen (wie Schalen- oder Platenelementen) vernetzt sind, korrekt beschrieben werden, werden in der Regel auch die Dicken-Informationen dieser Elemente mit in der Kontaktbeschreibung berücksichtigt.

Für die Berechnung des Kontakts kann man sich diesen zunächst vereinfachend als lineare Feder vorstellen. Eine solche Vorstellung der Kontaktbedingung als Feder ist in Abbildung 7 gezeigt.

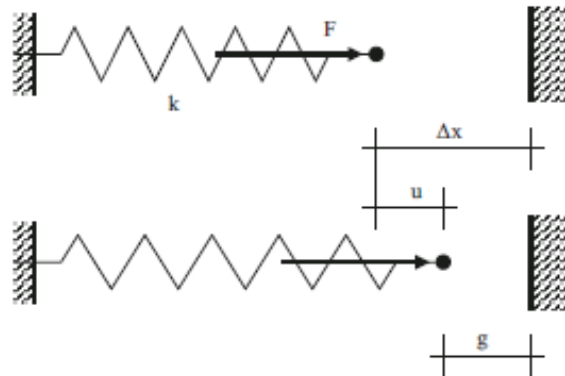


Abb. 7: Darstellung der Kontaktbedingung am Beispiel einer Feder [52]

In diesem Beispiel wird eine Feder der Steifigkeit k mit einer Kraft F belastet. Ohne Hindernis gilt somit der folgende Zusammenhang:

$$ku = F \quad (27)$$

Dieser Zusammenhang wird gelten, solange der Abstand von der Wand g größer als Null ist.

$$g = \Delta x - u > 0 \quad (28)$$

Dieser Abstand g darf aber nie kleiner als Null sein, da die Feder ansonsten die Wand durchdringen würde. Daher muss in der Berechnung mit einer Gegenkraft erzwungen werden, dass dieser Abstand gleich Null ist. Die erwartete Kontaktkraft beziehungsweise Gegenkraft F_c beträgt infolgedessen:

$$F_c = k\Delta x - F \quad (29)$$

Für mehrere mögliche Kontaktpunkte führt das zu einem aktiven Satz solcher Nebenbedingungen. Die Berechnung kann dabei mit mehreren Methoden erfolgen und basiert darauf, dass ein statisches Gleichgewicht herrscht, wenn das Minimum der potenziellen Energie erreicht ist. Bei einem offenen Kontakt gilt deswegen:

$$W(u) = \frac{1}{2}ku^2 - Fu \rightarrow Min \quad (30)$$

Wenn die Kontaktbedingung verletzt ist und sich die jeweiligen Körper durchdringen würden, wird bei der Penalty-Methode ein Zusatzterm als Strafe („Penalty“) hinzu addiert. Dieses Optimierungsproblem mit dem Penalty-Parameter ϵ und dem Abstand $g = \Delta x - u$ lautet somit:

$$W(u) = \frac{1}{2}ku^2 - Fu + \frac{1}{2}\epsilon g^2 \rightarrow Min \quad (31)$$

Dieser Zusatzterm $\frac{1}{2}\epsilon g^2$ kann dabei als Federenergie interpretiert werden, wobei ϵ die Kontaktfedersteifigkeit beschreibt. Betrachtet man das Minimum der potenziellen Energie mit diesem Strafterm näher, so ergibt sich:

$$\frac{\partial W}{\partial u} = ku - F - \epsilon(\Delta x - u) = 0 \quad (32)$$

Was dazu führt, dass gilt:

$$u = \frac{F + \epsilon\Delta x}{k + \epsilon} \quad (33)$$

Aus der Gleichung 33 wird ersichtlich, dass ϵ gegen unendlich streben müsste, damit u in etwa Δx entspricht. Dies würde aber aus numerischen Gründen zu Schwierigkeiten führen, da die Steifigkeit des Kontakts wesentlich größer als die Steifigkeit des Systems wäre. Aus diesem Grund sind bei einer Verwendung der Penalty-Methode zumeist kleine Eindringungen im System vorhanden.

Neben der zuvor erläuterten Penalty-Methode existieren aber noch weitere Möglichkeiten zur Beschreibung der minimalen potenziellen Energie bei Verletzung der Kontaktbedingung, wie zum Beispiel nach der Lagrange-Multiplikator-Methode:

$$W(u) = \frac{1}{2}ku^2 - Fu + \lambda g \rightarrow Min \quad (34)$$

Dabei bezeichnet λ den Lagrange-Multiplikator. Berechnet man auch für diese Methode das Minimum der potenziellen Energie, so ergibt sich:

$$\frac{\partial W}{\partial u} = ku - F - \lambda \frac{\partial g}{\partial u} = 0 \wedge \frac{\partial W}{\partial \lambda} = g = 0 \quad (35)$$

Nach der ersten Gleichung ergibt sich, dass λ die Kontaktkraft $F_c = ku - F$ (beziehungsweise Kontaktspannung bei Oberflächenkontakten) entspricht. Die zweite Gleichung $\Delta x = u$ erfüllt dann die Kontaktbedingung. Bei dieser Lagrange-Multiplikator-Methode muss zum einen mit λ eine weitere Unbekannte ermittelt werden. Zum anderen erzeugt, wie Rust [52] zeigt, diese Methode Nullen auf der Hauptdiagonale in der Steifigkeitsmatrix bei der Berechnung. Aus diesem Grund ist die Matrix nicht mehr positiv definit, sodass nur besondere Gleichungslöser für die Berechnung verwendet werden können. Infolgedessen werden zumeist nur Modifikationen der Lagrange-Multiplikator-Methode für die Berechnung von Kontakten verwendet.

Eine solche Modifikation ist zum Beispiel die Augmented-Lagrange-Methode, die eine Kombination aus der Penalty- und der Lagrange-Multiplikator-Methode darstellt. Die Beschreibung der minimalen potentiellen Energie ergibt sich somit zu:

$$W(u) = \frac{1}{2}ku^2 - Fu + \frac{1}{2}\epsilon g^2 + \lambda g \rightarrow Min \quad (36)$$

Bei dieser Methode werden iterativ Änderungen des Penalty-Parameter ϵ durchgeführt, um den Lagrange-Multiplikator λ zu ermitteln.

Auch Reibung kann mit allen zuvor beschriebenen Methoden simuliert werden. Bei der Penalty-Methode wird auch das Haften durch eine Feder, hier eine tangentielle Feder, realisiert. Außerdem wird ein Weg, der Gleitweg, benötigt, um die Tangentialkraft hervorzurufen, welche durch die maximale Reibkraft begrenzt wird. Beim Lagrange-Verfahren gilt, dass der Reibweg null sein muss. Dies wird mit einem zusätzlichen Lagrange-Multiplikator λ_R , der als Tangentialkraft zu interpretieren ist, erzwungen.

3.1.4 Stabilitätsprobleme

Im Rahmen dieser Arbeit werden abschließend auch einige Untersuchungen zum Stabilitätsverhalten einer Stahlhalle durchgeführt, weswegen an dieser Stelle noch näher auf die sogenannten Stabilitätsprobleme, wie das Beulen eines Blechs oder Knicken eines Stabs, eingegangen wird.

Bei diesem Phänomen treten die Verschiebungen senkrecht zur Lastrichtung auf. An einem idealen, nicht ausgebeulten System wäre ein Gleichgewicht dagegen theoretisch weiterhin ohne diese Verschiebungen möglich. Eine minimale Störung, die praktisch immer vorhanden ist und häufig als Imperfektion bezeichnet wird, löst jedoch ein Stabilitätsversagen ab einer bestimmten Belastung aus. Wegen der zwei Gleichgewichtspfade (ideal und gebeult bzw. geknickt) spricht man auch von einem Verzweigungsproblem. Ein solches Verzweigungsproblem ist in Abbildung 8 beispielhaft dargestellt.

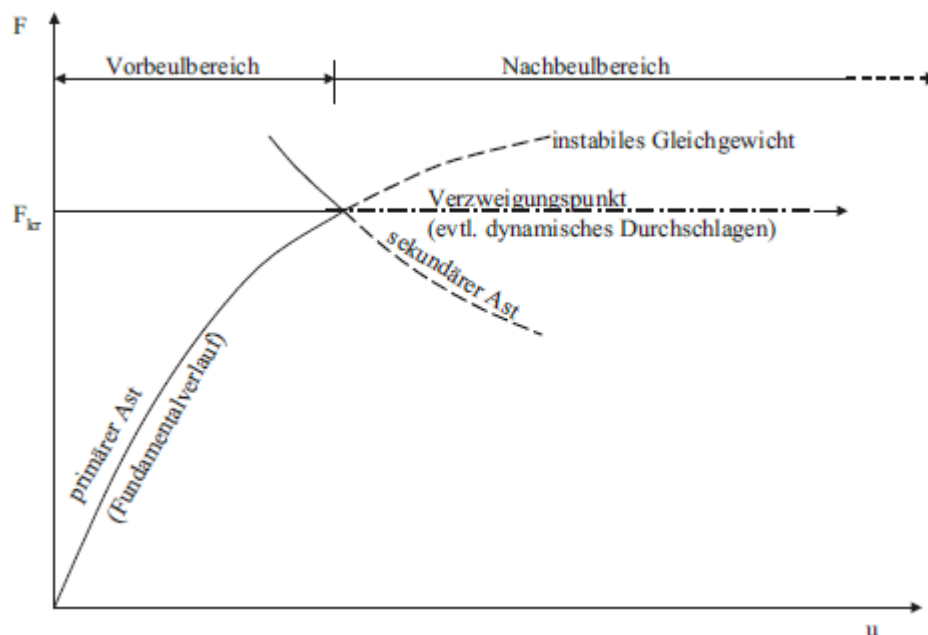


Abb. 8: Last-Verschiebungs-Diagramm eines Verzweigungsproblems [52]

Am kritischen Punkt, dem Durchschlags- oder Verzweigungspunkt, ist eine zumindest infinitesimal kleine Bewegung ohne Laständerung möglich, was ein indifferentes Gleichgewicht bedeutet. Im vorkritischen Bereich der Belastung, in Abbildung 8 als primärer Ast bezeichnet, lautet die Berechnung bei inkrementeller Lasterhöhung Δf : bezeichnet

$$\underline{\underline{K}}_T \Delta \underline{\hat{u}} = \Delta \underline{f} \quad (37)$$

Wobei $\underline{\underline{K}}_T$ die Tangentensteifigkeitsmatrix (siehe Kapitel 3.1.5) und $\Delta \underline{\hat{u}}$ die inkrementellen Knotenverschiebungen bezeichnen.

Am Verzweigungspunkt gilt dagegen wegen des indifferenten Gleichgewichts jedoch $\Delta \underline{f} = 0$, so dass sich hier die folgende Form der obigen Gleichung 37 ergibt:

$$\underline{\underline{K}}_T \Delta \underline{\hat{u}} = 0 \quad (38)$$

Die nicht-triviale Lösung dieser Gleichung liegt vor, wenn die Tangentensteifigkeitsmatrix $\underline{\underline{K}}_T$ singularär ist. Wobei nicht-trivial bedeutet, dass es zu einer Verschiebung in einem Nachbarzustand kommt, ohne dass eine Laständerung vorliegt ($\Delta \underline{\hat{u}} = 0$). Damit sind die Indikatoren für einen solchen Verzweigungspunkt, also einem indifferentem Gleichgewicht nach Rust [52]:

- Die Determinante der Tangentensteifigkeitsmatrix ist null

$$\det \underline{\underline{K}}_T = 0 \quad (39)$$

- Mindestens ein Eigenwert λ der Tangentensteifigkeitsmatrix ist null, wobei die Lösung von λ wie folgt berechnet wird ($\underline{\phi}$ bezeichnet dabei den Eigenvektor und $\underline{\underline{I}}$ den Einheitstensor zweiter Stufe)

$$\left(\underline{\underline{K}}_T - \lambda \underline{\underline{I}} \right) \underline{\phi} = 0 \quad (40)$$

- Wenigstens ein Null-Hauptdiagonalelement tritt in der nach dem Gauß-Algorithmus dreieckszerlegten Steifigkeitsmatrix auf

Diese drei Bedingungen gelten für einen konvergierten Zustand und sind alle gleichwertig. Im Allgemeinen treten in einem System nicht nur ein sondern mehrere instabile Gleichgewichtszustände auf. Fasst man alle Eigenvektoren $\underline{\Phi}$ des Systems zusammen so ergibt sich damit:

$$\underline{\Phi}^T \underline{\underline{K}} = 0 \quad (41)$$

In einem perfekten Finiten Elementen Modell kommt es meist vor, dass die Berechnung auf dem Primärpfad (siehe Abbildung 8) im instabilen Gleichgewicht verbleibt und so zu einer Lösung auf der unsicheren Seite führt, da die reale Struktur meist nicht so perfekt wie das Finite Elementen Modell ist. Solche Imperfektionen in den realen Strukturen entstehen zum Beispiel durch die Fertigung und im Betrieb durch geometrische Ursachen, wie Exzentrizitäten oder Vorkrümmungen, aus strukturelle Gründen, wie zum Beispiel Eigenspannungen oder aber auch durch Störlasten. Aus diesem Grund muss zum Beispiel das Beulen oder Knicken einer Struktur in der numerischen Berechnung durch eine Ersatzimperfektion angestoßen werden, damit eine physikalisch sinnvolle Lösung berechnet wird. Dies kann durch

eine Last- oder Geometriestörung im Modell erfolgen. Wobei darauf geachtet werden muss, dass diese nicht zu klein ist, um die Verzweigung realisieren zu können, aber auch nicht zu groß sein darf, um damit zu falschen also höheren Pfaden bzw. Verzweigungspunkten zu führen.

Da meist bei der Berechnung nicht klar ist, welche Imperfektionen in der realen Struktur vorliegen, empfiehlt es sich eine oder mehrere Eigenformen aus der linearen Eigenwertanalyse zu verwenden, da diese die ungünstigsten geometrischen Imperfektionen darstellen. Da die Verformungen beziehungsweise Eigenvektoren der linearen Eigenwertanalyse normiert sind, müssen diese aber vor der Berechnung faktorisiert werden. Solche Faktoren sind zum Teil in den gängigen Normen zu finden. Üblich Imperfektionen sind zum Beispiel zwischen $\frac{1}{500}$ bis $\frac{1}{100}$ der Knicklänge bei Stäben nach DIN EN 1993-1-1 [10].

3.1.5 Lösung nichtlinearer Gleichungen

In einer linearen Finiten Elementen Berechnung entsteht ein lineares Gleichungssystem, das zum Beispiel mit Verfahren, die auf dem Gauß-Algorithmus beruhen, gelöst werden kann. Eine Berechnung der zuvor beschriebenen nichtlinearen Eigenschaften kann dagegen meist nur iterativ mit mehreren Lastinkrementen erfolgen, da eine direkte Auflösung eines größeren Systems nichtlinearer Gleichungen in aller Regel nicht möglich ist. Aber auch die Lösung eines Lastinkrements kann meist nicht direkt sondern nur mit mehreren Iterationen berechnet werden, bis eine Lösung innerhalb einer vorgegebene Toleranz ermittelt wird. Dieser inkrementell-iterative Vorgang der Lösung nichtlinearer Gleichung ist in Abbildung 9 beispielhaft dargestellt, wobei $i - 1$ den vorherigen (bereits ermittelten) Zustand beschreibt und i den aktuellen Zustand, welcher durch mehrere Iterationen berechnet wird.

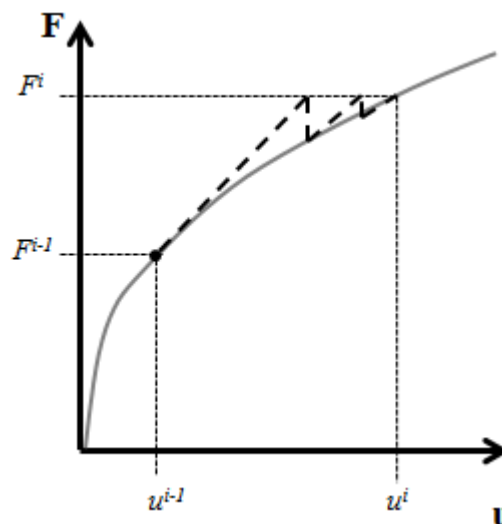


Abb. 9: Beispiel eines inkrementell-iterativen Lösungsvorgangs nichtlinearer Gleichungen

Für eine solche iterative Berechnung existieren verschiedene Verfahren, wobei an dieser Stelle nur die in dieser Arbeit verwendeten vorgestellt und deren Unterschiede aufgezeigt werden.

Das Standard-Verfahren zur Lösung nichtlinearer Gleichungssysteme ist laut Nasdala [46] das Newton-Raphson-Verfahren, auch in Abaqus [16] ist dies die Standardeinstellung bei nichtlinearen Berechnungen. Bei diesem Verfahren wie auch allen anderen ist die Zeit das Maß für den Berechnungsfortschritt. Zwar ist die Lösung bei statischen Analysen eigentlich zeitunabhängig, dennoch wird die Zeitschrittsteuerung häufig als Synonym für Lastschrittsteuerung verwendet.

Betrachtet man das statische Gleichgewicht im nichtlinearen Gleichungssystem so ergibt sich mit dem Lösungsfeld \underline{u}^* (welcher die Verschiebungen aber auch Druckvariablen oder Drehungen enthalten kann), dem Vektor der inneren Kräfte \underline{I} und dem Vektor der äußeren Kräfte \underline{R} :

$$G(\underline{u}^*) = \underline{I} - \underline{R} = 0 \quad (42)$$

Mit der Taylor-Reihenentwicklung kann dies auch wie folgt ausgedrückt werden, wobei angenommen wird, dass der vorherige Zustand \underline{u}^{i-1} bekannt ist:

$$G(\underline{u}^*) = G(\underline{u}^{i-1}) + \left[\frac{\partial G}{\partial \underline{u}} \right]_{\underline{u}^{i-1}} (\underline{u}^* - \underline{u}^{i-1}) + \dots = 0 \quad (43)$$

Vernachlässigt man die höheren Terme der Taylor-Reihenentwicklung, kann ein Verschiebungszuwachs demnach wie folgt berechnet werden:

$$\underline{\underline{K}}^{i-1} \Delta \underline{u}^i = \underline{I} - \underline{R} \quad (44)$$

Dabei ist

$$\underline{\underline{K}}^{i-1} = \left[\frac{\partial \underline{I}}{\partial \underline{u}} \right]_{\underline{u}^{i-1}} \quad (45)$$

die augenblickliche Tangentensteifigkeitsmatrix, welche im Anschluss vereinfacht als $\underline{\underline{K}}_T$ bezeichnet wird.

Den Lösungsvektor \underline{u}^i erhält man bei der Berechnung dann aus dem Vektor \underline{u}^{i-1} des vorangegangenen Schrittes und dem Inkrement $\Delta \underline{u}^i$ mit:

$$\underline{u}^i = \underline{u}^{i-1} + \Delta \underline{u}^i \quad (46)$$

Für ein besseres Verständnis der nichtlinearen Berechnungen mit dem Newton-Raphson-Verfahren ist in Abbildung 10 eine solche Berechnung einmal dargestellt.

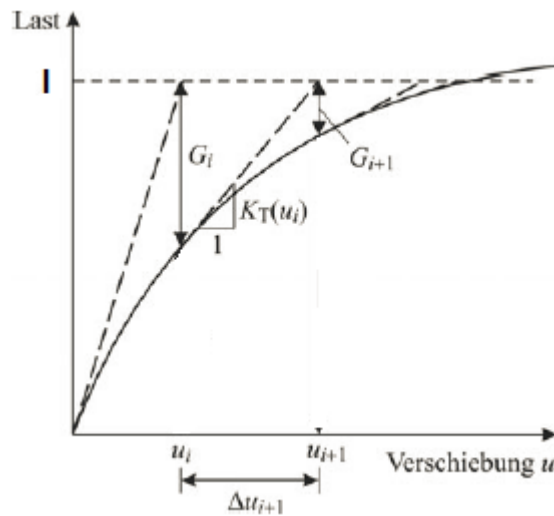


Abb. 10: Newton-Raphson-Verfahren bei gegebener Last [46]

Die Berechnung mit dem Newton-Raphson kann dabei sowohl durch Kraft als auch durch Verschiebung gesteuert werden. Bei einer weggesteuerten Analyse können auch Stabilitätsprobleme numerisch mit dem Newton-Raphson Verfahren gelöst werden, allerdings nur solange ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der Verschiebung und der Belastung gegeben ist. Eine kraftgesteuerten Analyse mit dem Newton-Raphson Verfahren kann für Stabilitätsprobleme nicht verwendet werden, da die Berechnung an den Versagenspunkten divergiert (das heißt die Rechnung bricht ab) oder der instabile Bereich übersprungen wird. In Abbildung 11 sind diese Punkte des Versagens einer kraft- oder weggesteuerten Berechnung von Stabilitätsproblemen zum besseren Verständnis dargestellt.

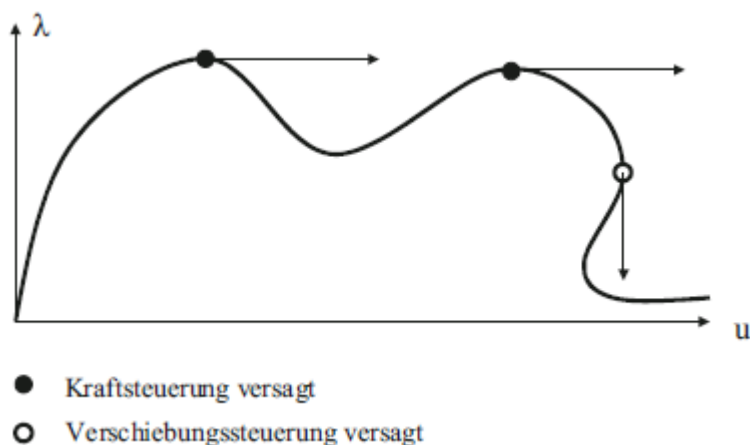


Abb. 11: Versagen der Kraft- und Verschiebungssteuerung beim Newton-Raphson Verfahren [52]

Aufgrund dieser Versagensmöglichkeiten des Newton-Raphson Verfahrens werden bei Stabilitätsproblemen meist sogenannte Bogenlängenverfahren als Pfadverfolgungsalgorithmen

verwendet, welche auch als Riks-Verfahren bekannt sind. Bei diesem Verfahren handelt es sich um eine Erweiterung des klassischen Newton-Raphson-Verfahrens. Ursprünglich entstand der Name dieser Verfahren daraus, dass die Lösung des nächsten Zustands durch eine Suche auf einem Kreisbogen mit konstantem Radius von der letzten konvergierten Lösung erfolgt und deswegen die Bogenlänge als zusätzlicher Parameter zur Zeit als Maß für den Berechnungsfortschritt verwendet wird. Da bei einer solchen Berechnung der Kreissuche immer zwei mögliche Lösungen gefunden werden, wovon eine bereits einen vorherigen Zustand beschreibt, werden laut Rust [52] meist nur abgewandelte Verfahren verwendet. Bei allen Verfahren wird ein Unbekanntenvektor Δv verwendet, der von dem aktuellen Last- $\Delta \lambda$ und Verschiebungsincrement Δu abhängt.

$$\Delta v = \begin{bmatrix} \Delta u \\ \Delta \lambda \end{bmatrix} \quad (47)$$

Bei dem in Abaqus [16] verwendeten Bogenlängenverfahren handelt es sich um eine Suche senkrecht zur aktuellen Tangente, welche in der Abaqus Dokumentation als „Modified Riks“ bezeichnet wird. Dieses Verfahren ist in Abbildung 12 schematisch dargestellt.

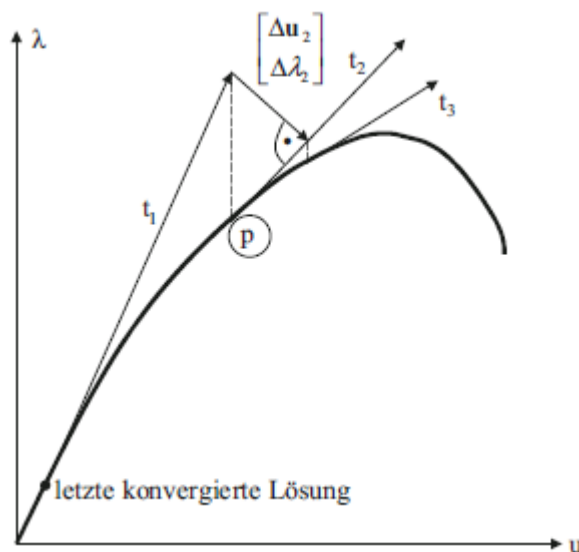


Abb. 12: Bogenlängenverfahren, Suche senkrecht zur aktuellen Tangente [52]

Der Maßstab für den Berechnungsschritt bezieht sich bei diesem Verfahren auf die Länge der Tangente t_1 zur Lösungsermittlung. Neben diesem Verfahren existieren aber noch weitere Verfahren in der Literatur, wie eine Suche senkrecht zur ersten Tangente oder der Suche senkrecht zur letzten Sekante.

In Nasdala [46] wird abschließend allerdings angemerkt, dass die Bogenlängenverfahren bei elastisch-plastischen Material nur bedingt geeignet sind, da in der Berechnung unrealistisch großen Deformationen ermittelt werden. Auch bei Kontaktproblemen im berechneten System können diese Verfahren ungeeignet sein, da die Last-Verschiebungs-Kurve bei den Bogenlängenverfahren am besten durchgängig sein sollte.

Bei den beiden zuvor genannten Verfahren handelt es sich um sogenannte implizite Gleichungslöser, da die Lösung am aktuellen Zustand i nicht direkt sondern nur iterativ aus dem vorherigen Zustand $i - 1$ bestimmt werden kann. Diese impliziten Verfahren werden im Allgemeinen in statischen Berechnungen verwendet. In dynamischen Rechnungen empfiehlt es sich nach Nasdala [46] explizite Verfahren zu verwenden, bei denen die Lösung direkt bestimmt wird und keine Iterationen nötig sind. Aus diesem Grund sind Berechnungen mit expliziten Verfahren sehr schnell. Allerdings büßen sie viel von ihrem Zeitvorteil in der Berechnung dadurch wieder ein, dass zum Erreichen numerischer Stabilität ein sehr kleiner Zeitschritt Δt beziehungsweise ein sehr kleines Lastinkrement $\Delta \lambda$ erforderlich ist und damit sehr viele Berechnungsschritte zur Lösung des Gleichungssystems nötig sind. Implizite Verfahren sind dagegen unbedingt stabil und auch große Rechenschritte sind problemlos möglich. Des weiteren ermöglichen explizite Verfahren allerdings auch die Berechnung statisch nicht gelagerter Systeme, da diese im Gegensatz zu den impliziten Verfahren kein statisches Gleichgewicht für die Lösung voraussetzen.

Für die Berechnungen in dieser Arbeit werden nur impliziten Verfahren ausgewählt. Wie in Kapitel 4.1 erwähnt, werden aber zum Teil auch explizite Verfahren zur Berechnung statischer Probleme verwendet, da sie bei hoch nichtlinearen Effekten in der Simulation sowie bei sehr großen Modellen eine kürzere Zeit zum Berechnen erfordern können.

3.1.6 Erläuterung der verwendeten Elementtypen

Zum Aufbau eines Modells mit Finiten Elementen stehen verschiedenste Elementtypen zur Auswahl. Diese Elemente unterscheiden sich zum einen anhand ihrer Elementdimension, von 1-dimensionalen Stab- und Balkenelementen bis hin zu 3-dimensionalen Volumenelementen, aber auch durch die verwendete Approximations- und Integrationsordnung der Elemente.

Zur Approximation stehen zumeist lineare und quadratische Form- beziehungsweise Ansatzfunktionen für die jeweiligen Elemente zur Verfügung. Vereinzelt werden aber auch höhere Polynomgrade verwendet. Zur numerischen Integration wird nach Bathe [19] bei der Finiten Elementmethode meist die Gauss-Quadratur verwendet. Bei diesem Verfahren wird das Integral der Formfunktion beziehungsweise deren Ableitung durch eine gewichtete Summe von Funktionswerten an mehreren Stützstellen x_n angenähert.

$$\int_{-1}^1 F(x) dx = \alpha_1 F(x_1) + \alpha_2 F(x_2) + \dots + \alpha_n F(x_n) + R_n \quad (48)$$

Dabei bezeichnet α_i den jeweiligen Gewichtungsfaktor und R_n den Approximationsfehler für die Integrationsordnung beziehungsweise Anzahl der Stützstellen n . Bei einer geeigneten Wahl der Anzahl und Position dieser Stützstellen kann der Approximationsfehler R_n zu Null werden, wobei nach Bathe [19] n Integrations- beziehungsweise Gaußpunkten für jede Formfunktion des Elements benötigt werden, um ein Polynom der Ordnung $2n - 1$ ohne Fehler numerisch integrieren zu können. Bei einem 2-dimensionalen Schalenelement mit vier linearen Formfunktionen ergeben sich somit insgesamt vier Integrationspunkte für eine

fehlerfreie numerische Integration, weswegen diese Elemente im FE-Programm Abaqus [16] als „S4“ Elemente bezeichnet werden.

Um die Berechnungszeit zu verkürzen, werden bei der Finiten Elemente Methode aber auch Elemente mit sogenannter reduzierter Integration eingesetzt, bei denen weniger Integrationspunkte (z.B. einem statt vier bei einem linearen Schalenelement) verwendet werden und somit ein zusätzlicher numerischer Fehler auftritt. Dieser Fehler ist meist aber nur sehr gering, sodass diese Elemente nach einer genauen Prüfung und Vergleich mit anderen Elementtypen durchaus für eine Berechnung geeignet sein können. In Abaqus [16] werden diese Elemente durch den Buchstaben „R“ gekennzeichnet.

Zusätzlich existieren noch weitere Elementtypen, wie Elemente mit inkompatiblen Moden, welche mit den Buchstaben „I“ in Abaqus [16] gekennzeichnet sind. Bei diesen werden lineare Elemente mit zusätzlichen inneren Knoten beziehungsweise Freiheitsgraden ange-reichert, um zusätzliche Verschiebungsgradienten und Dehnungsfelder einführen zu können. Diese inneren Freiheitsgrade werden dann auf Elementebene eliminiert. Der Name „inkompatible Moden“ rührt daher, dass die zusätzlichen Dehnungsfelder Sprünge zwischen benachbarten Elementen aufweisen, also inkompatibel sind.

3.1.7 Kopplung von Bauteilen

Zur festen Verbindung von Bauteilen mit unterschiedlicher Vernetzung können, wie zuvor in Kapitel 3.1.3 beschrieben, fixe Kontakte verwendet werden, bei denen sich die Kontakte nicht öffnen können.

Außerdem können aber auch Kopplungselemente, meist bekannter unter den Namen Rigid Body Elements (RBE), für eine solche Verbindung von Bauteilen verwendet werden. Diese Kopplungselemente bieten sich vor allem bei der Verbindung von Elementen unterschiedlicher Dimensionen an, wie zum Beispiel einer Kopplung eines 1-dimensionalen Balkenelements mit 3-dimensionalen Volumenelementen, bei denen eine Verbindung über eine feste Kontaktbeschreibung zumeist nicht möglich ist. In der Regel existieren in den meisten Finiten Elementen Programmen zwei Typen von Kopplungselementen. Zum einen werden starre Kopplungselemente, bei Abaqus [16] als „kinematic coupling“ bezeichnet, und weichere Kopplungselemente verwendet, die die Lasten verteilen und in Abaqus als „distributed coupling“ bezeichnet werden.

Mit einem kinematischen Kopplungselement kann ein Knoten, der in der Abaqus Dokumentation [16] als „Master“ bezeichnet wird mit einem oder mehreren „Slaveknoten“ verbunden werden. Bei der Berechnung werden bei Verwendung dieser kinematischen Kopplungselemente, auch als RBE2 bekannt, nur dem Masterknoten Freiheitsgrade zugeordnet und nur diese Verschiebungen und Verdrehungen des Masterknotens in der Gleichung $\underline{K} \underline{U} = \underline{R}$ gelöst. Die Freiheitsgrade, also die Verschiebungen und Verdrehungen, der Slaveknoten werden dagegen nur aus den Freiheitsgraden des Masterknotens abgeleitet. Zusätzlich ist es möglich anzugeben, ob alle oder nur einige Freiheitsgrade übertragen werden sollen.

Die Übertragung der Verschiebungen und Verdrehungen vom Masterknoten erfolgt dabei nach der Abaqus-Dokumentation [16], wie folgt auf den jeweiligen „Slaveknoten“ und wirkt damit wie ein starrer Hebel:

$$\partial x_s = \partial x_m + \partial \Phi_m \times r + \partial y_i \underline{e}_i \quad (49)$$

Dabei bezeichnet

x_s die aktuelle Position des jeweiligen Slaveknotens

x_m die aktuelle Position des Masterknotens

Φ^m die Rotationen des Masterknotens

r den Abstand zwischen dem Master- und dem jeweiligen Slaveknoten

y_i die translatorischen Freiheitsgrade am jeweiligen Slaveknoten

\underline{e}_i die aktuellen Basisvektoren

Die rotatorischen Freiheitsgrade beziehungsweise Verdrehungen werden bei den kinematischen Kopplungselementen jeweils direkt vom Master- auf den Slaveknoten übertragen.

Generell könnten die kinematischen Kopplungselemente auch durch sehr steife Balkenelemente modelliert werden, allerdings kann dies in der Berechnung zu Problemen führen, da die Steifigkeitsmatrix aufgrund der dadurch entstehenden großen Unterschiede in den Steifigkeiten der einzelnen Elementen schlecht konditioniert ist. Aus diesem Grund sollten in der Regel Kopplungselemente bevorzugt werden, die nicht als zusätzliche Steifigkeiten in der Steifigkeitsmatrix bei der Berechnung erscheinen.

Bei der Berechnung mit lastverteilenden Kopplungselementen, welche auch als RBE3 bekannt sind, sind nur bei einem Referenzknoten alle Freiheitsgrade und bei den Kopplungsknoten nur Verschiebungen aber keine Verdrehungen in diesem Element aktiv.

Neben einer Angabe, welche Kräfte und Momente zu übertragen sind, können auch die jeweiligen Gewichtungsfaktoren angegeben werden. Mit einem Gewichtungsfaktor von eins ergeben sich nach der Dokumentation von Abaqus [16] die folgenden Formulierungen für die Übertragungen der Verschiebungen und Verdrehungen:

$$\partial x_r = \sum_k \partial x_k + \left(\underline{\underline{T}}^{-1} \cdot \sum_k (r_k \times \partial x_k) \right) \times r_r \quad (50)$$

$$\partial \omega_r = \underline{\underline{T}}^{-1} \cdot \sum_k (r_k \times \partial x_k) \quad (51)$$

Mit

x_r für die aktuelle Position des Referenzknotens

x_k für die aktuelle Position des jeweiligen Kopplungsknotens

$\underline{\underline{T}} = \sum_s [(r_s \cdot r_s) \underline{\underline{I}} - (r_s \cdot r_s)]$ mit $\underline{\underline{I}}$ als Einheitstensor der zweiten Stufe

$r_s = x_s - \sum_s x_s$

$r_r = x_r - \sum_s x_s$

Durch diese Verteilung der Lasten ist die Verschiebung des Referenzknotens ähnlich zu der durchschnittlichen Verschiebung der Gruppe der Kopplungsknoten. Die Wirkung solcher lastverteilenden Kopplungselemente kann man sich so vorstellen, dass die Kraft F vom Referenzknoten „ausstrahlend“ auf die Kopplungsknoten wirkt, das heißt abhängig von der jeweiligen Lage des Kopplungsknotens im Bezug auf dem Referenzknoten wirkt. Somit werden die am Referenzknoten am nächsten gelegenen Knoten stärker belastet als die weiter davon entfernten.

3.2 Thermische Analysen

Bei der Analyse von thermischen Beanspruchungen, wie es zum Beispiel der Brandfall bei Stahlbauten ist, müssen verschiedene Faktoren berücksichtigt werden. In diesem Kapitel wird zum einen ein Überblick gegeben, welche Faktoren bei der Berechnung im Allgemeinen berücksichtigt werden sollten und welche im Rahmen dieser Arbeit näher betrachtet werden.

Die Norm DIN EN 1993-1-2 [14], welche die Bemessungsgrundlage von Stahlbauten im Brandfall darstellt, teilt die durchzuführenden Analysen dabei in zwei Bereiche auf. Zum einen muss die instationäre Temperaturentwicklung und -verteilung in den Bauteilen analysiert werden, was auch als thermisches Verhaltensmodell bezeichnet wird. Zum anderen muss das Tragverhalten der gesamten zu untersuchenden Konstruktion und deren einzelne Bestandteile untersucht werden. Dies wird als mechanisches Verhaltensmodell in der zuvor genannten Norm beschrieben.

Bei der Analyse des thermischen Verhaltens des Modells müssen dabei verschiedene Faktoren miteinbezogen werden. So kommt es zum einen zu einer Wärmeleitung im Material \dot{q} , die auch unter dem Namen Konduktion bekannt ist. Nach Groth et al. [35] kann die Wärmeleitung mit einer Gleichung abgebildet werden, die auf Fourier zurückzuführen ist, und deswegen auch als Fourier-Gleichung bekannt ist.

$$\dot{q} = \frac{\partial}{\partial x} \lambda_1 \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} \lambda_2 \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial z} \lambda_3 \frac{\partial T}{\partial z} \quad (52)$$

Mit

λ für die spezifische Wärmeleitfähigkeit in die jeweilige Raumrichtung

T für die Temperatur

x, y, z als Längenangaben in die jeweiligen Raumrichtungen

Dies kann auch mit dem Nabla-Operator ∇ ausgedrückt werden, wenn man zusätzlich davon ausgeht, dass die Wärmeleitung λ in allen Raumrichtungen gleich ist:

$$\dot{q} = \lambda \nabla^2 T \quad (53)$$

Zusätzlich kann bei solchen zeitabhängigen Betrachtungen auch eine Wärmespeicherung im Material eine Rolle spielen, wobei c die Wärmekapazität und t die Zeit bezeichnet.

$$\dot{q} + c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \nabla^2 T \quad (54)$$

Neben der Konduktion spielt auch die Konvektion, also der Wärmeübergang an den Oberflächen der Struktur, eine wichtige Rolle in thermischen Analysen. Auch die Konvektion kann man nach Groth et al. [35] in einer Gleichung darstellen.

$$Q = \alpha \cdot A \cdot (T_F - T_O) \quad (55)$$

Mit

Q für den Wärmestrom

α als Wärmeübergangskoeffizient, der die Strömungsgrenzschicht repräsentiert

A für die Konduktionsfläche

T_F als Temperatur im Fluid außerhalb der Grenzschicht

T_O als Oberflächentemperatur des Bauteils

Häufig wird dieser Effekt der Wärmeübertragung in den Berechnungen aber dadurch vereinfacht, indem man die Oberflächen- und Fluidtemperaturen gleich setzt.

Ein weiterer wesentlicher Bestandteil thermischer Analysen ist die Wärme- bzw. Temperaturstrahlung. Die für die Wärmestrahlung maßgebende Gleichung ist das Stefan-Boltzmann-Gesetz, das die physikalischen und geometrischen Einflüsse wie folgt zusammenfasst:

$$Q = A_i \cdot F_{ij} \cdot \epsilon_i \cdot \sigma \cdot (T_i^4 - T_j^4) \quad (56)$$

Mit

Q für den Wärmestrom

A_i als Fläche des Strahlers i

F_{ij} als Formfaktor zwischen den Flächen i und j

ϵ_i als Emissionsgrad der Oberfläche i

σ für die Stefan-Boltzmann-Konstante ($5,67 \cdot 10^{-8} \frac{W}{m^2 K^4}$)

T als Temperatur des Strahlers i und der Empfänger-Oberfläche j

Groth [35] aber auch zum Beispiel Lewis et al. [44] führen weiterhin aus, wie diese Zusammenhänge in einer thermischen Finiten Elemente Analyse umgesetzt werden können.

Im Rahmen dieser Arbeit wird allerdings nur ein stationäres mechanisches Verhaltensmodell verwendet, wie es in der Norm DIN EN 1993-1-2 [14] bezeichnet wird. Als Belastung für eine solche Analyse sollen zum einen die zeit- und ortsabhängigen Temperaturen beziehungsweise Temperaturgradienten herangezogen werden, die im thermischen Verhaltensmodell ermittelt worden. Aber auch die mechanischen Einwirkungen auf das zu untersuchende System müssen miteinbezogen werden. Da die Temperatur in jedem Bauteil der Struktur aber

auch innerhalb jeden Bauteils im Brandfall unterschiedlich sein kann, muss ein solches mechanisches Modell ausreichend genau modelliert sein, damit diese Temperaturunterschiede abgebildet werden können. Aus diesem Grund reicht es nicht aus die Struktur an denen das Verhalten im Brandfall simuliert wird, wie zum Beispiel einen I-Träger, mit 1-dimensionalen Balkenelementen zu modellieren, sondern die einzelnen Komponenten des Profils, wie die Flansche, müssen mit mindestens 2-dimensionalen Elementen abgebildet werden.

Zu Berücksichtigen bei diesen Analysen ist außerdem die Temperaturabhängigkeit des Materials. Eine Erläuterung der physikalischen Grundlagen für die Änderung der Materialeigenschaften wie die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen oder die Wärmeausdehnung ist im nachfolgenden Kapitel 3.3 zu finden.

3.3 Mechanisches Verhalten von Stahl bei hohen Temperaturen

Bei hohen Temperaturen verändert sich das mechanische Materialverhalten, wie das Elastizitätsmodul und die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen im plastischen Bereich, von Metallen sehr stark. Nach Bergmann [23] treten diese Veränderungen bei Stahl vor allem bei Temperaturen oberhalb von 450 °C. Diese kritische Temperaturgrenze T_k ist dabei im wesentlichen von der Schmelztemperatur T_S des jeweiligen Materials abhängig und berechnet sich wie folgt, wobei die Angabe der Schmelztemperatur T_S in Kelvin erfolgt.

$$T_k = 0,4 \cdot T_S \quad (57)$$

Der Elastizitätsmodul von Metallen besitzt nach Rösler et al. [51] eine relativ starke Temperaturabhängigkeit, welche sich durch die atomaren Wechselwirkungen innerhalb des Materials erklären lässt. Eine Steigerung der Temperatur im Material bewirkt eine Erhöhung der Energie der Atome und die Atome beginnen um ihre Gleichgewichtslage zu schwingen. Damit vergrößert sich auch die mittlere Entfernung der Atome, was zunächst das thermische Ausdehnen von Metallen erklärt. Durch die thermische Ausdehnung ist aber auch die Bindungskraft zwischen den Atomen geringer. Dies hat zur Folge, dass auch die Steifigkeit des Materials beziehungsweise der Elastizitätsmodul kleiner wird. Diese Abhängigkeit der thermischen Ausdehnung zur Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls zeigt sich auch dadurch, dass Metalle mit einer stärkeren Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls als Keramiken auch einen größeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten aufweisen.

Auch das plastische Verhalten von Metallen ändert sich bei hohen Temperaturen. Zwar sind bei hohen Temperaturen nach Bergmann [23] weiterhin durch Versetzungswanderung herbeigeführte Gleitvorgänge für die plastischen Verformungen verantwortlich, allerdings nimmt die zur Bewegung von Versetzungen erforderliche Reibspannung mit steigender Temperatur stark ab. Aus diesem Grund ist die Streck- und Dehngrenze von Metallen bei erhöhten Temperaturen weitaus geringer gegenüber den Werten bei Raumtemperatur. Ein entscheidender Unterschied zum Verformungsverhalten bei niedrigen Temperaturen besteht aber darin, dass nun vor allem thermisch aktivierte Bewegungen, insbesondere Kletterbewegungen (siehe Abbildung 13), der Versetzungen vorliegen.

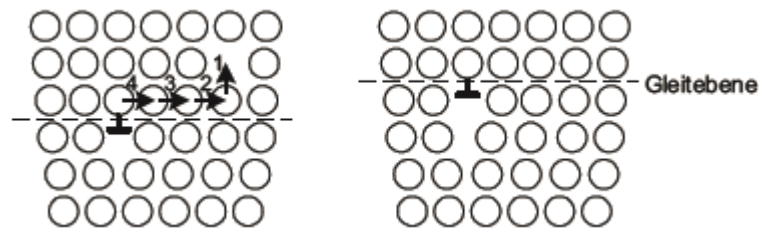


Abb. 13: Klettern von Stufenversetzungen (Wechsel der Atomplätze in der Reihenfolge 1 bis 4) [25]

Durch diese thermisch aktivierten Bewegungen können sich durch Verformung gebildete Versetzungsstrukturen, wobei es sich meist um Mechanismen zur Festigkeitssteigerung aus dem Bereich der Kaltverformung handelt, umordnen oder auslösen. Daher spricht man bei diesem Vorgang meist von einer Erholung des Materials. Bei hohen Graden der Verformung, ausreichend hohen Temperaturen und langer zeitlicher Belastung kann es auch zu einer Rekristallisation im Material kommen, was eine unerwünschte Gefügeausbildung, wie das Ausheilen von Leerstellen, zur Folge hat.

Nach Bürgel et al. [25] verändert sich aber nicht nur das mechanische Verhalten, sondern es vollzieht sich auch ein fließender Übergang von zeitunabhängigen zu zeitabhängigen Festigkeits- und Verformungsverhalten des Materials. Die Ursache dafür ist, dass im Gegensatz zu geringeren Temperaturen die Versetzungen bei hohen Temperaturen nach der Belastung nicht eingefroren sind, sondern ein Teil von ihnen sich in Bewegung befindet und eine kontinuierliche Kriechverformung liefert. Die Verformung hängt somit nicht nur von der Beanspruchung selbst, sondern auch von deren Dauer ab. Dieses zeitabhängige Verformungsverhalten von Metallen bei konstanter Belastung und Temperatur ist in Abbildung 14 dargestellt.

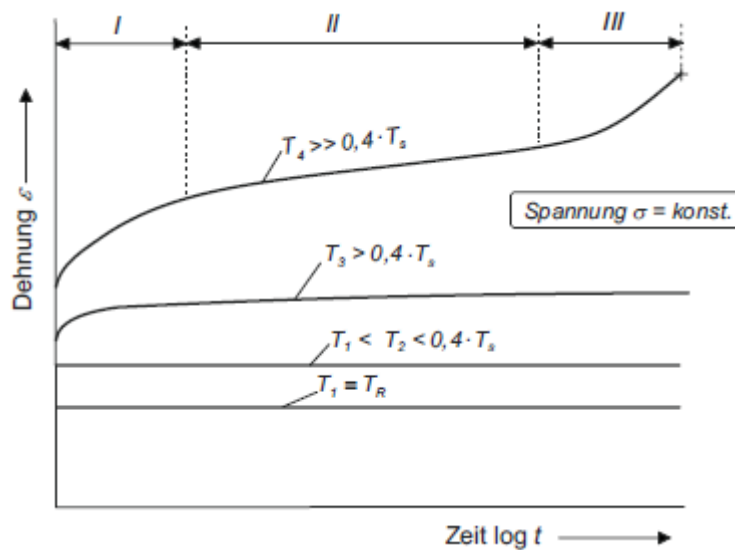


Abb. 14: Kriechkurven bei unterschiedlichen Temperaturen; I Übergangskriechen, II stationäres Kriechen, III beschleunigtes Kriechen [23]

Der Verlauf der Kriechkurven oberhalb der kritischen Temperatur, als T_3 in Abbildung 14 bezeichnet, lässt sich dabei im wesentlichen nach Bergmann [23] in drei Bereiche aufteilen.

Im ersten Bereich, dem Übergangskriechen, finden ohne zusätzliche Belastungen und nur aufgrund der thermischen Beweglichkeit plastische Verformungen statt, die aber die zu einer weiteren Verfestigung des Gitters führt. Da hier sowohl eine Verfestigung als auch eine gleichzeitig ablaufenden Entfestigung stattfindet, ist der Bereich des Übergangskriechens nur durch eine geringe und zeitlich abnehmende Kriechgeschwindigkeit gekennzeichnet, die bei niedrigen Temperaturen (T_3) gegen null tendiert.

Im zweiten Bereich, das stationäre Kriechens, ist dagegen das Klettern von Versetzungen der maßgebender Vorgang. Dieser Vorgang führt zu einem Gleichgewicht zwischen den erzeugten und den ausgelöschten Versetzungen. Damit wird die Verfestigung und die gleichzeitige Entfestigung etwa gleich groß und es stellt sich eine konstante Kriechgeschwindigkeit ein.

Das beschleunigte Kriechen, Bereich drei, bezeichnet ein Zunehmen der Kriechgeschwindigkeit, welche ihre Ursache in einem Überwiegen von Entfestigungsprozessen, wie der Erholung oder Rekristallation, gegenüber den verfestigenden Prozessen hat. Diese Prozesse finden meist nur lokal statt, wie in einer beginnenden Einschnürung oder bei weniger duktilen Werkstoffen in sich entwickelnden und ausbreitenden Rissen. Diese Vorgänge leiten schlussendlich auch den Bruch des Werkstoffs ein.

4 Vergleich und Validierung verschiedener Schraubenmodellierungen

Im Rahmen dieser Arbeit wird, wie zuvor bereits erläutert, zuerst eine geeignete Modellierung von Schraubverbindungen mittels der Finiten Elementen Methode (FEM) ermittelt, welche anschließend in das Gesamtmodell einer Stahlhalle integriert wird. Aus diesem Grund werden zunächst einige mögliche Modellierungsarten ausgewählt, welche anschließend eingehender untersucht und verglichen werden.

Um einen Vergleich der verschiedenen Schraubenmodellierungen zu ermöglichen und abschätzen zu können, welche Modellierungsvariante möglichst realistische Ergebnisse liefern kann, wird auf Versuchsergebnisse aus der Literatur zurückgegriffen. Am geeignetsten erscheinen dabei die Versuche von Yu et al. [63], bei denen mehrere Versuche eines Kopfplattenanschlusses unter verschiedenen konstanten Temperaturen an der Universität Sheffield durchgeführt wurden und bei Kirsch [42] bereits erfolgreich mit Finiten Elementen simuliert werden konnten.

Nachfolgend werden sowohl diese Versuche als auch die Umsetzung mit Finiten Elementen näher beschrieben. Abschließend werden die Ergebnisse der verschiedenen Modellierungsarten der Schrauben miteinander verglichen und ausgewertet.

4.1 Vorauswahl geeigneter Schraubverbindungsmodellierungen

Für die Modellierung von Schraubverbindungen in Finiten Elementen Modellen (FE-Modellen) existieren bereits verschiedene mögliche Ansätze, wie eine Literaturstudie zeigt. Nicht alle dieser Ansätze in der Literatur führten dabei zu den gewünschten Ergebnissen und werden für eine weitere Anwendung von den Autoren empfohlen, andere wiederum erscheinen nur für bestimmte Problematiken anwendbar zu sein.

Um eine Vorauswahl geeigneter Modellierungen von Schraubverbindungen für diese Arbeit treffen zu können, wird zuerst auf die vorhandenen Ergebnisse aus der Literatur zurückgegriffen und daraus die am sinnvollsten erscheinenden Varianten ausgewählt. Im Anschluss werden die so gewählten Modellierungsarten noch einmal detailliert vorgestellt, sowie die zu erwartenden Vor- und Nachteile aufgezeigt.

4.1.1 Vorstellung verschiedener Modellierungsarten in der Literatur

In der Literatur existieren verschiedenste Modellierungsarten von Schraubverbindungen. Häufig werden sehr detaillierte Modelle verwendet, in denen sowohl die Schrauben als auch die Umgebungsstruktur mit Volumenelementen vernetzt sind.

Sarraj et al. [54] aber auch Kirsch [42] haben eine solche detaillierte Modellierung von Schraubverbindungen bereits unter Hochtemperatureinfluss erfolgreich verwenden können. Sarraj et al. [54] haben dazu einen Fahnenblechanschluss unter konstanter Raumtemperatur aber auch bei transienten Temperaturbelastungen unter dem Einfluss einer Zugbeanspruchung simuliert. Diese FE-Rechnungen wurden des weiteren anhand verschiedener Versuchsergebnisse validiert. Die Modellierung und Berechnung erfolgte zum Großteil mit dem

Finiten Elementen Programm Abaqus [16]. Die Modellierung des Fahnenblechanschlusses von Sarraj et al. [54] ist in Abbildung 15 dargestellt.

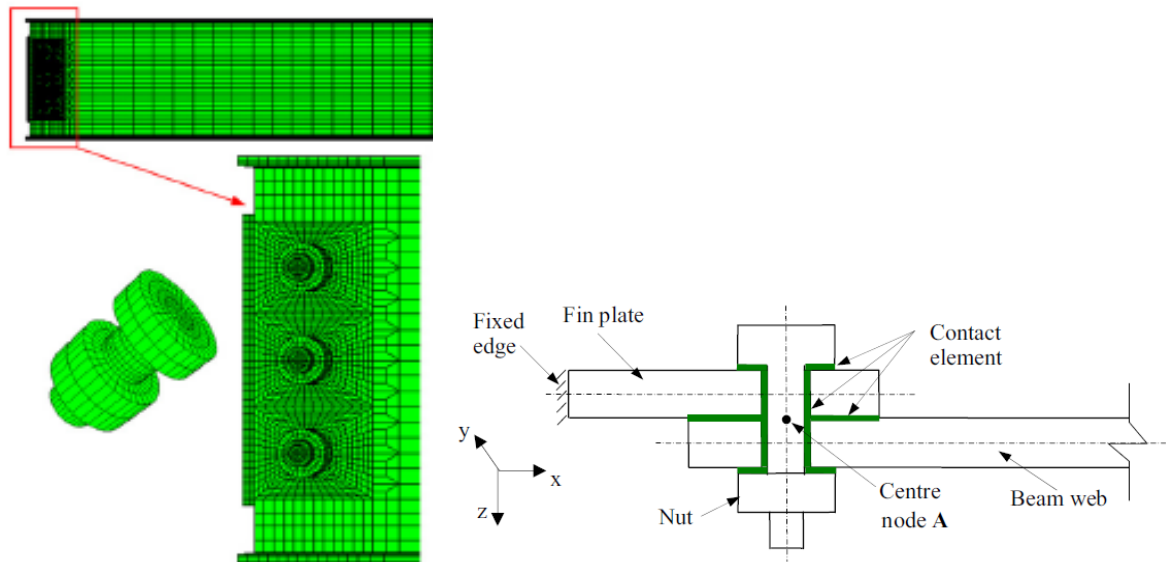


Abb. 15: Untersucher Fahnenblechanschluss (links) und Kontaktmodellierungen im Schraubenbereich (rechts) von Sarraj et al. [54]

Für die nichtlinearen Berechnungen haben Sarraj et al. einen impliziten Gleichungslöser (siehe Kapitel 3.1.5) gewählt. Da es bei der Verwendung eines solchen Gleichungslösers durch kleine Lücken im Modell, wie zum Beispiel zwischen den Schrauben und den Schraublöchern, zu numerischen Singularitäten kommen kann, führen Sarraj et al. einen vorgelagerten zusätzlichen Rechenschritt ein. In diesem Rechenschritt werden die Schrauben jeweils in einem Knoten gelagert, welche als „Centre Node A“ in Abbildung 15 bezeichnet wird. Zusätzlich wird eine sehr geringe Vorbelastung auf das Modell aufgebracht bis ein genügend großer Kontaktbereiche im Modell hergestellt wird, sodass keine numerischen Singularitäten in einer Berechnung ohne diese gelagerten Knoten auftreten werden. Erst danach beginnt die eigentliche Berechnung des Modells bei dem die Lagerung in den Schrauben wieder entfernt wird, sodass es dadurch nicht zu einem Verfälschen der Ergebnisse kommen kann.

Kirsch [42] hat in seiner Dissertation eine ähnliche Modellierung mit Kopfplattenanschlüssen analysiert. Auch hier wurden erfolgreich Validierungsrechnungen mit Versuchsergebnissen unter verschiedenen konstanten Temperaturen aber auch unter transienten Temperaturverläufen analysiert. Im Gegensatz zu Sarraj et al. [54] verwendet Kirsch allerdings einen expliziten Gleichungslöser, der, wie in Kapitel 3.1.5 beschrieben, keine Probleme in der Berechnung solcher Problematiken der Lagerung hat, sodass bei Kirsch kein zusätzlicher Berechnungsschritt notwendig ist.

Da sowohl Kirsch als auch Sarraj et al. ihre Modelle validieren konnten, kann davon ausgegangen werden, dass eine detaillierte Schraubenmodellierung mit Volumenelementen zu realitätsnahen Ergebnissen in FE-Simulationen unter Hochtemperatureinfluss führen und deshalb verwendet werden können.

Neben diesen sehr detaillierten Modellen werden auch einfachere Modelle in der Literatur vorgestellt. Bursi et al. [29] verwenden zum Beispiel neben dem zuvor erwähnten volumenbasierten Schraubenmodell ein sogenanntes „Spinmodell“. Bei dieser Modellierung wird der Schraubenschaft mit einem Balkenelement und der Schraubekopf beziehungsweise die Mutter durch mehrere Balkenelemente simuliert, die an die Knoten der Schraublochumgebung angebunden sind. Beide Modellarten sind in Abbildung 16 dargestellt. Die Steifigkeit der Balkenelemente, die den Kopf und die Mutter repräsentieren sollen, werden dabei anhand der Ergebnisse des 3D-Modells ermittelt. Simuliert und verglichen werden bei diesen Untersuchungen von Bursi et al. zum einen einfache Stoßverbindungen unter Zugbelastung, aber auch zwei verschiedene Kopfplattenschlüsse unter einer Momentenbelastung. Die Unterschiede zwischen den Ergebnissen der beiden untersuchten Modellierungsarten stellten sich bei all diesen Untersuchungen als sehr gering heraus. In einer weiteren Untersuchung setzten Bursi et al. [28] dieses „Spinmodell“ auch im Finite Elementen Programm Abaqus [16] um, wobei das Verhalten verschiedener Elementtypen von Volumenelementen verglichen wurde. Dabei stellte sich heraus, dass sogenannten C3D8I-Elemente mit inkompatiblen Moden (siehe Kapitel 3.1.6) besonders geeignet sind. Diese Modellierung mit C3D8I-Elementen konnte auch erfolgreich von Selamet et al. [55] mit einer detaillierten Schraubenmodellierung mittels Volumenelementen umgesetzt werden.

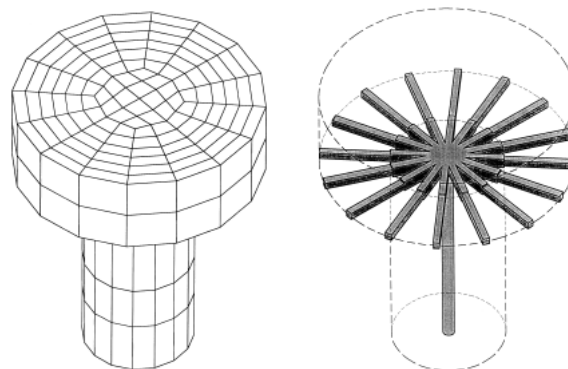


Abb. 16: Untersuchtes 3-D Modell (links) und „Spinmodell“ (rechts) von Bursi et al. [29]

Auch Kim et al. [41] vergleichen eine sehr detaillierte Schraubenmodellierung mittels Volumenelementen mit drei etwas weniger komplexen Modellen. Bei diesen einfacheren Modellierungen handelt es sich zum einen um eine etwas einfachere Variante des zuvor beschriebenen „Spinmodell“ mit mehreren Balkenelementen. Bei der zweiten Variante werden die Balken, welche den Kopf beziehungsweise die Mutter repräsentieren, durch kinematische Kopplungselemente ersetzt. Bei diesen Kopplungselementen handelt es sich um starre Elemente, welche die Verformungen der Balkenenden direkt auf die Umgebungsstruktur übertragen. Neben diesen beiden Varianten mit einem Balkenelement für die Schraube wird außerdem eine Modellvariante untersucht, bei der die Schraube selbst gar nicht modelliert wird, sondern nur der Anpressdruck der angezogenen Schraube. Der Vergleich der Ergebnisse basiert bei Kim et al. [41] auf verschiedene mechanische Belastungen auf einer Schraube, die mit Testergebnissen abgeglichen werden. Diese Vergleiche liefern dabei vor allem im Nahbereich der Schraube leicht unterschiedliche Ergebnisse, die mit zunehmender Entfernung

abnehmen. Die besten Ergebnisse liefert dabei das detaillierte Volumenmodell der Schraube, allerdings weist auch das Kopplungsmodell gute Ergebnisse auf, wenn nicht der Nahbereich der Schraube von Interesse ist. Außerdem entsteht bei dieser Modellierungsart ein erheblich geringerer Rechenaufwand beziehungsweise Rechenzeit als beim detaillierten Modell, sodass die Autoren auch eine Verwendung dieser Modellierung empfehlen können.

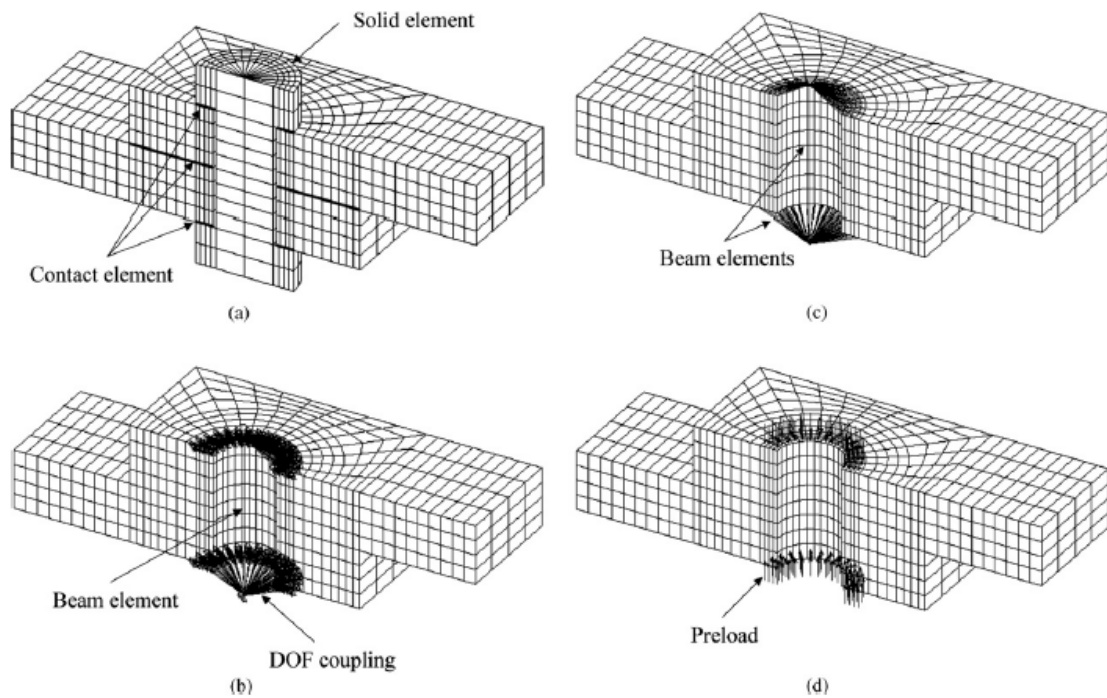


Abb. 17: Untersuchte Modelle von Kim et al.[41], (a) Volumenmodell, (b) Kopplungsmodell, (c) Spinmodell, (d) Anpressdruck-Modell

Sowohl die Ergebnisse von Bursi [29] als auch Kim [41] basieren auf Finiten Elementen Simulationen mit nichtlinearen Materialeigenschaften unter Raumtemperatur. Es kann von daher ohne weitere Untersuchungen nicht darauf geschlossen werden, dass diese Ergebnisse auch bei den noch stärkeren nichtlinearen Effekten der Materialien bei Hochtemperatur sowie bei anderen Anschlussstypen übertragen werden können.

Neben den zuvor genannten detaillierten Forschungsberichten bezüglich möglicher Modellierungen von Schraubverbindungen mit Finiten Elementen liefern auch die Dokumentationen zu den jeweiligen Finiten Elementen Programmen einige Vorschläge für die Modellierung von Schrauben.

In der Dokumentation von Hyperworks [39] werden verschiedenste Modellierungen vorgeschlagen, allerdings bestehen einige dieser Vorschläge für Schraubverbindungen ausschließlich aus Kopplungselementen, die ihr mechanisches Verhalten nicht aufgrund unterschiedlicher Temperaturen verändern können, sodass diese für die hier durchgeführten Untersuchungen als nicht geeignet angesehen werden. Bei zwei vorgestellten Varianten werden allerdings Balkenelemente zur Simulation der Schraube verwendet und wie bei Kim et al. [41] mit kinematischen Kopplungselementen an die Umgebungsknoten angebunden. Allerdings werden

diese Modellierungen hier an Umgebungsstrukturen mit Schalenelementen angebunden und keine Volumenelemente verwendet. Beide vorgeschlagene Varianten der Dokumentation von Hyperworks unterscheiden sich nur darin, dass bei der einen Variante das Schraubloch in der Umgebungsstruktur mitmodelliert wird und bei der anderen nicht. Zum besseren Verständnis sind beide Varianten in Abbildung 18 dargestellt.

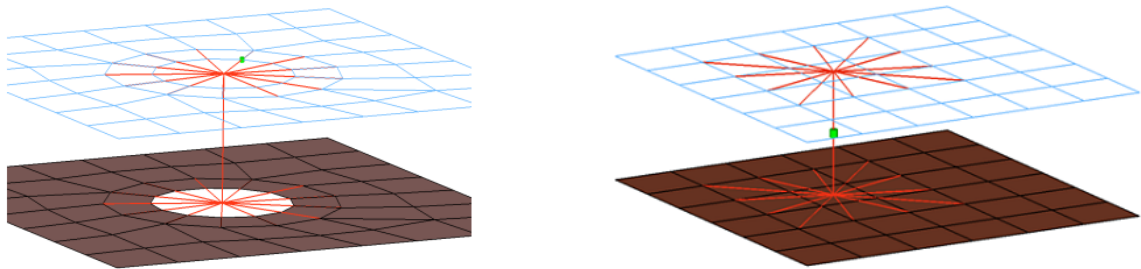


Abb. 18: Varianten der Modellierung von Schraubverbindungen nach der Dokumentation in Hyperworks [39]. Links eine Variante mit modellierten Löchern, rechts mit durchgängiger Vernetzung

Auch der Dokumentation des Finiten Elementen Programms Abaqus [16] ist ein Vorschlag für die Modellierung von Verbindungen zu entnehmen. Dieser Vorschlag ist dabei ähnlich zu der in der Dokumentation von Hyperworks vorgestellten Technik mit durchgehendem Netz. Allerdings wird in der Technik der Abaqus Dokumentation die Verbindung zwischen den Balkenenden und der Umgebungsstruktur mit lastverteilenden („distributed“) Kopplungselementen umgesetzt, welche Verformungen in dem angebundenen Bereich in der Umgebungsstruktur zulassen und nur die Last auf die Umgebungsknoten verteilen. Dadurch, dass das Netz in der Umgebungsstruktur für die Modellierungstechnik nicht angepasst beziehungsweise verändert werden muss, wird diese Technik in der Abaqus Dokumentation als „mesh-independent“ also als netzunabhängige Modellierung bezeichnet.

4.1.2 Gewählte Modellierungsarten für die Voruntersuchungen

Die Literatur Vorstellung der verschiedenen Modellierungen von Schraubverbindungen mit Finiten Elementen hat gezeigt, dass häufig eine sehr aufwendige und detaillierte Ausarbeitung mittels Volumenelementen für Finite Elementen Simulationen verwendet wird. Dies wurde auch bereits erfolgreich unter Hochtemperatureinfluss verwendet und mittels Versuchsergebnissen validiert. Aus diesem Grund wird diese Modellierungsart auch in dieser Arbeit für den nachfolgenden Vergleich der verschiedenen Arten von Schraubmodellierungen in Finiten Elementen Analysen ausgewählt.

Allerdings ist diese Gestaltung mit Volumenelementen aufgrund des sehr hohen Detaillierungsgrads sowohl bei der Modellerstellung als auch bei der Berechnung sehr aufwendig und erscheint damit für einen Einbau in ein großes Modell nur bedingt geeignet zu sein. Aus diesem Grund werden noch einige einfachere Varianten der vorgestellten Modellierungsarten für einen Vergleich in den Voruntersuchungen ausgewählt, um dort eine Aussage treffen zu

können, welche dieser Typen realistische Ergebnisse bei einem möglichst geringen Rechen- und Modellerstellungsaufwand liefern kann und deswegen bevorzugt in größeren Modellen eingesetzt werden könnte. Bursi et al. [29] und Kim et al. [41] haben bereits in Ihren Vergleichen bei Raumtemperatur gezeigt, dass auch einfachere Varianten, bei denen nur ein Balkenelement die Steifigkeit der Schraube repräsentiert, sehr gute Ergebnisse liefern können. Dabei hat sich vor allem die Variante mit kinematischen Kopplungselementen für die Anbindung an die Umgebungsstruktur als besonders geeignet herausgestellt. Denn bei dieser Variante sind keine zusätzlichen numerischen Voruntersuchungen mit einem detaillierten Schraubenmodell nötig, um die Steifigkeiten der einzelnen Balkenelemente zu ermitteln, welche den Schraubkopf sowie die Schraubenmutter repräsentieren sollen. Auch in der Dokumentation von Hyperworks [39] wird eine solche Modellierung für Schraubverbindungen vorgeschlagen. Ein weiterer Vorteil dieser Modellierungstechnik besteht darin, dass auch die Umgebungsstruktur nicht zwingend mit Volumenelementen vernetzt werden muss, sondern auch Schalenelemente verwendet werden können, was zu einem bedeutend geringeren Modellierungsaufwand und durch die geringere Anzahl an Knoten schlussendlich auch eine geringere Rechenzeit nach sich führen würde.

Andererseits versteifen die kinematischen Kopplungselemente den Bereich der Anbindungsknoten um die Schraublöcher, da dort alle angebonden Knoten aufgrund der Eigenschaft der kinematisch starren Kopplungselemente die gleichen Verformungen aufweisen müssen. Dies könnte zu Abweichungen zwischen den Berechnungsergebnissen und den Testergebnissen führen, da bei hohen Temperaturen aufgrund des weichen Materialverhaltens davon ausgegangen werden muss, dass solche steifen Bereiche nicht realitätsnah sind. Aus diesem Grund wird für die Voruntersuchungen noch eine ähnliche Variante mit lastverteilenden Kopplungselementen verwendet, welche die Last aufgrund des geometrischen Abstands der Umgebungsknoten zu den Balkenknoten verteilen. Diese verteilenden Kopplungselemente haben den Vorteil, dass keine steifen Bereiche gebildet werden und alle Verformungen in den Umgebungsknoten unabhängig von den Verformungen der Balkenknoten sind, da nur die Belastung und nicht die Verformung weitergegeben wird.

Aufgrund dessen, dass die in den Dokumentationen von Hyperworks [39] und Abaqus [16] vorgeschlagene netzunabhängige Modellierung nur einen sehr geringen Aufwand in der Modellierung aufweist, wird auch diese Methode für die Vergleiche in den nachfolgenden Voruntersuchungen ausgewählt. Diese netzunabhängige Modellierung erscheint auch von Vorteil, da die in den Voruntersuchungen ausgewählte Modellierungstechnik anschließend in ein großes Gesamtmodell einer Stahlhalle eingebaut werden soll, in dem eine möglichst einfache Modellierung von Vorteil wäre. Bei der netzunabhängigen Modellierung können sowohl kinematische als auch lastverteilende Kopplungselemente verwendet werden, da aber (wie zuvor beschrieben) die Verwendung von kinematischen Kopplungselementen einen steifen Bereich um die Schraublöcher ausbildet, wohingegen die verteilenden Kopplungselemente nur die Last verteilen, wird in den Voruntersuchungen nur der Vorschlag der Abaqus Dokumentation und damit die Verwendung der lastverteilenden Kopplungselemente für die netzunabhängige Modellierung in den Voruntersuchungen analysiert.

Zusammengefasst werden für die nachfolgenden Voruntersuchungen damit

- die detaillierte Modellierung der Schraubverbindung mittels Volumenelementen
- die Modellierung der Schraube als Balken und die Anbindung an die Umgebungsstruktur mit kinematischen und lastverteilenden Kopplungselemente (zukünftig auch Kopplungsmodell bezeichnet)
- die netzunabhängige Modellierung mit lastverteilenden Kopplungselementen

in den Analysen umgesetzt.

Die Umgebungsstruktur wird dabei möglichst einfach modelliert, sodass nur für die detaillierte Variante in der Umgebungsstruktur Volumenelemente und für alle anderen ausgewählten Varianten Schalenelemente verwendet werden.

4.2 Versuchsbeschreibung

Der für diese Vergleichsrechnungen herangezogene Versuchsaufbau wird von Yu et al. in [63] beschrieben. Weitere detaillierte Informationen sind auch in [65] zu finden, in dieser Ausarbeitung wird genaugenommen ein anderer Versuch aber aus der gleichen Versuchsreihe beschrieben. Zusätzlich werden die Versuchsergebnisse in ausführlicher Form von der Universität Sheffield online zur Verfügung gestellt [58].

Die Versuche werden an einem sogenannten Kopfplattenanschluss durchgeführt. Bei diesem Verbindungstyp ist eine Platte an das Kopfende eines Trägers angeschweißt, diese Platte wird daher als Kopfplatte bezeichnet. Die Stütze und der Träger sind dann mittels Schrauben zwischen Kopfplatte und Stütze miteinander verbunden. Der verwendete Versuchsaufbau ist in Abbildung 19 schematisch dargestellt.

Die Abmessungen des Trägers und der Stütze sind so gewählt, dass sie in einem 1m^3 großen Ofen passen. Der Prüfling ist an der Stütze durch mehrere Balken gelagert, diese werden in Abbildung 19 als „Support Beam“ und „Macolly bars“ bezeichnet. Die Lasteinleitung erfolgt durch ein fachwerkähnliches Konstrukt, welches aus mehreren gelenkig verbundenen Stäben besteht und am Trägerende angebracht ist. Durch diese Konstruktion sind verschiedene Winkel α für die Lasteinleitung möglich. Für die hier umgesetzten Validierungsrechnungen wird allerdings nur ein Lasteinleitungswinkel von $\alpha = 55^\circ$ verwendet, da dieser Winkel im Versuch am detailliertesten betrachtet wurde. Die mechanische Belastung wird erst nach dem Aufheizen des Ofens auf eine konstante Temperatur als weggesteuerte Zugkraft am Ende der Belastungs-Konstruktion aufgebracht und wirkt durch den Winkel als Quer- und Zugkraft auf den Versuchsträger.

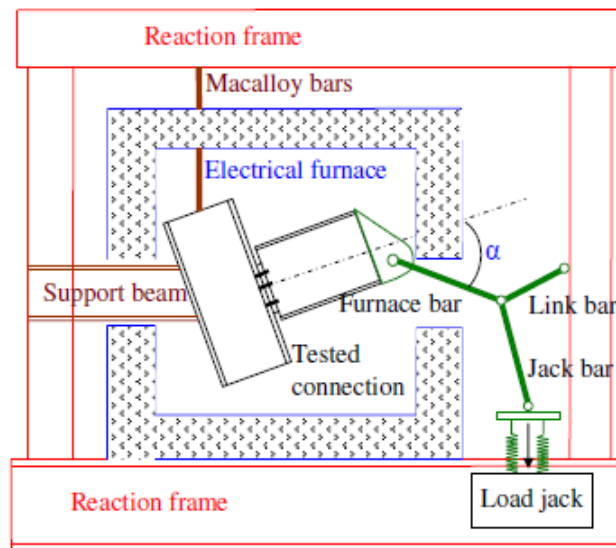


Abb. 19: Verwendeter Versuchsaufbau für die Vergleichsrechnungen [63]

4.2.1 Modellabmessungen

Bei der verwendeten Stütze im Versuch wurde ein UC254x254x89 Profil und für den Träger ein UB305x165x40 Profil verwendet, dies sind standardisierte Profile nach der Norm BS 4-1 [4], welche im Vereinigten Königreich eingesetzt werden. Die Maße der beiden verwendeten Normprofile sind in Abbildung 20 dargestellt.

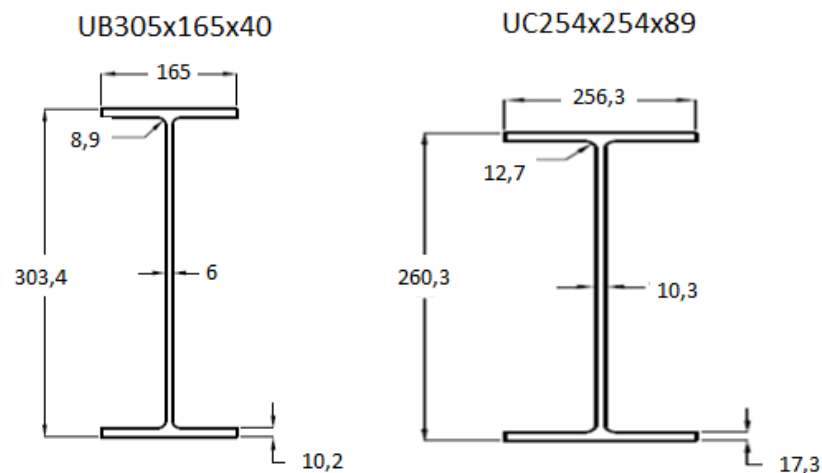


Abb. 20: Abmessungen der im Versuch verwendeten Normprofile nach BS 4-1 [4]

Für die herangezogenen Versuchsergebnisse wurde eine 10 mm dicke Kopfplatte verwendet, die 3x2 M20 Schrauben fasst. Neben diesen Informationen werden in [63] keine weiteren Angaben zu den Abmessungen des Versuchsträgers gemacht, allerdings sind weitere detaillierten Versuchsergebnisse auf dem Internetauftritt der Universität Sheffield [58] zu finden,

sodass auch die Maße des Versuchskörpers ermittelt werden können. Diese sind im Detail in Abbildung 21 und Tabelle 1 dargestellt. Zur Lasteinleitung sind dagegen kaum Informationen vorhanden, sodass für die Stäbe ein kreisrunder Querschnitt mit einem Durchmesser von 26,5 mm angenommen wird, wie es aus der Beschreibung der weiteren Versuche von Yu et al. hervorgeht [65].

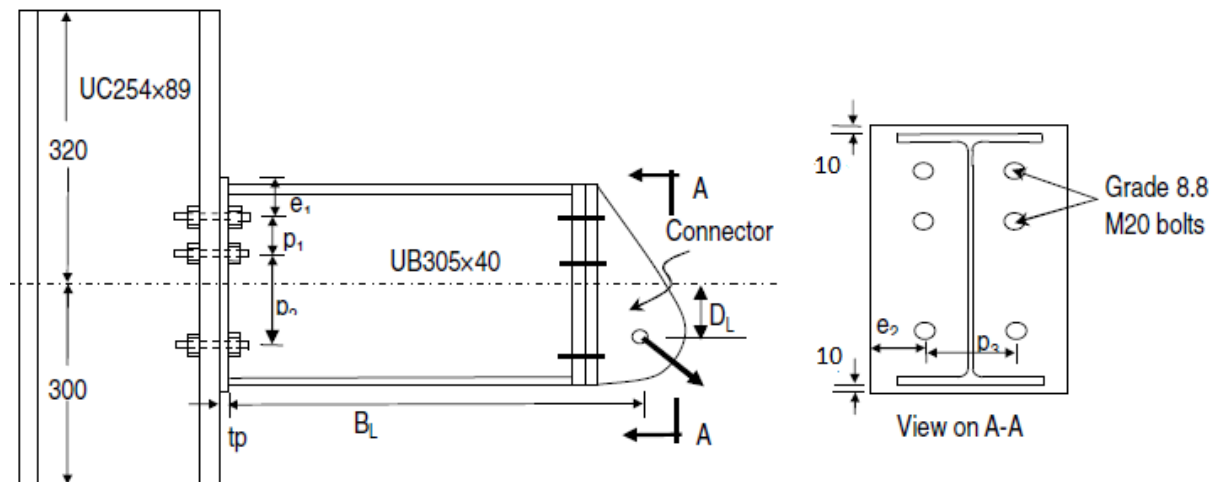


Abb. 21: Detaillierte Darstellung des Versuchsträgers [58]

Tabelle 1: Abmessungen des Versuchsaufbaus nach [58]

Schraubendurchmesser	d [mm]	20
Lochdurchmesser	d [mm]	22
Vertikaler Abstand der ersten Schraubenreihe zum oberen Rand	e_1 [mm]	60
Seitlicher Abstand der Schrauben zum Rand	e_2 [mm]	55
Vertikaler Abstand der oberen Schraubenreihen	p_1 [mm]	70
Vertikaler Abstand der unteren Schraubenreihen	p_2 [mm]	133,4
Horizontaler Abstand zwischen den Schrauben	p_1 [mm]	90
Dicke der Kopfplatte	t_p [mm]	10
Horizontaler Abstand zum Hebelarm	B_L [mm]	490
Vertikaler Abstand zum Hebelarm	D_L [mm]	51,7

4.2.2 Versuchsdurchführung und Ergebnisse

Im Versuchsablauf wird zuerst der Ofen mit dem Versuchsträger auf eine konstante Temperatur von 20°C, 450°C, 550°C oder 650°C aufgeheizt. Damit die Lasteinleitungsstruktur und die Lagerelemente nicht durch die hohen Temperaturen geschädigt werden, sind diese mit einem dämmschichtbildenden Anstrich versehen, welcher eine thermische Isolierschicht bei hohen Temperaturen ausbildet.

Nachdem die gewünschte Temperatur vollständig im gesamten Ofen und damit auch im Versuchsträger erreicht ist, wird die weggesteuerte Belastung aufgebracht. Während des Versuchsdurchlaufs wird dann die sich einstellende Winkeländerung der Schraubverbindung zwischen der Stütze und dem Träger ermittelt.

Allerdings kann während des Versuchsdurchlaufs aufgrund der hohen Temperaturen die Verformungen des Prüflings und die aufgebrachte Belastung nicht direkt im Ofen gemessen werden. Aus diesem Grund wird, wie in [65] beschrieben, die angreifende Kraft durch den Stab im Ofen an den Träger als Mittelwert aus den Auflagekräften der anderen beiden Stäben der Lasteinleitung berechnet.

Um die Rotation der Verbindung bei den verschiedenen Temperaturen zu ermitteln, wird eine Kamera an einem Fenster außerhalb des Ofens angebracht. Diese nimmt die Verformungen von bestimmten Referenzpunkten auf, die Referenzpunkte sind in Abbildung 22 beispielhaft bei einem ähnlichen Versuch der Versuchsreihe, bei dem allerdings ein Fahnenblechanschluss untersucht wurde, dargestellt.

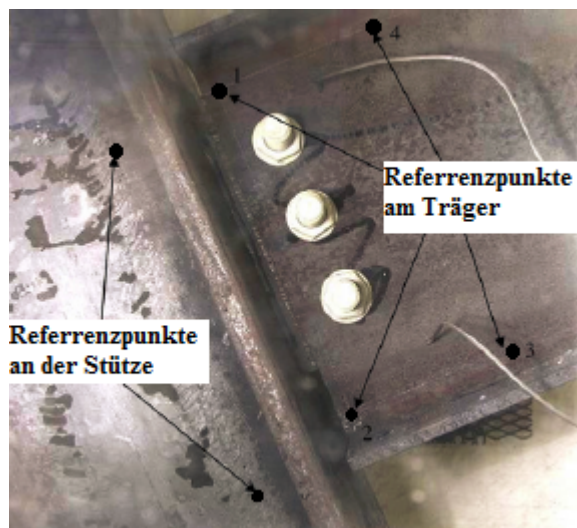


Abb. 22: Beispielhafte Darstellung der verwendeten Referenzpunkte zur Ermittlung der Rotation im Versuch [65]

Alle Ergebnisse der Versuche sind in detaillierter Form dem Internetauftritt der Universität Sheffield [58] zu entnehmen, sodass eine Gegenüberstellung der Ergebnisse der FE-Simulationen mit den Versuchsergebnissen möglich ist.

Die Ermittlung der angreifenden Kraft in den FE-Berechnungen erfolgt allerdings direkt über die Ausgabe der Normalkraft beziehungsweise der Normalspannung im Lasteinleitungsstab. Die Rotationen der Verbindung werden analog über die Veränderung der Positionen von den zuvor gezeigten Referenzpunkten ermittelt.

4.3 Umsetzung des Versuchs in den FE-Simulationen

Die zuvor beschriebenen Versuche werden in den FE-Simulationen zum einem mit 2-dimensionalen Schalenelementen nachgebildet, zum anderen werden 3-dimensionale Volumenelemente verwendet. Die erstgenannte 2-dimensionale Variante wird, wie in Kapitel 4.1 bereits erwähnt, für die Simulationen der Modelle mit Kopplungselementen und der netzunabhängigen Modellierungen verwendet, während die detailgetreue Modellierung der Schraube mit Volumenelementen auch eine Umgebungsstruktur mit Volumenelementen benötigt und daher das gesamte Modell mit Volumenelementen beschrieben wird.

Die Finite Elementen Berechnungen werden mit dem FE-Programm Abaqus 6.12 [16] durchgeführt. Die Modellierung (pre-processing) und die Auswertung der Ergebnisse (post-processing) erfolgt mit Hyperworks 12.0 [39], da es einige nützliche Funktionen zum schnellen modifizieren der Vernetzung oder Geometrien sowie eine Schnittstellung für die Berechnung mit Abaqus zur Verfügung stellt.

Nachfolgend werden die verwendeten Basismodelle für die Vergleiche detaillierter beschrieben.

4.3.1 Modellierung unter Verwendung 2-dimensionaler Elemente

Das Modell des Versuchs mit Schalenelementen wird für die Untersuchung der netzunabhängigen und gekoppelten Schraubenmodellierungen verwendet. Die Geometrien entsprechen dabei den zuvor beschriebenen Versuchsabmessungen, wobei die Schalenelemente auf den Mittelflächen der untersuchten Bauteile liegen. Die Schweißnaht zwischen der Kopfplatte und dem Träger wird dadurch vereinfacht, indem sich beide Teile an dieser Stelle dieselben Knoten teilen und somit in der Berechnung ein fest verbundenes Bauteil sind. Die Berührungsfläche zwischen der Kopfplatte und der Stütze wird mit Kontaktelementen modelliert, sodass ein Durchdringen der Bauteile ineinander verhindert wird. Um ein möglichst optimales Ergebnis zu erreichen, wurden anfangs sowohl verschiedene Elementtypen und -größen aber auch Kontaktparameter in einer Konvergenzstudie analysiert. Die genauen Untersuchungen und Ergebnisse sind in Anhang A.1 zu finden.

Zusammengefasst hat sich bei diesen Konvergenzstudien eine Verwendung von Elementen des Typs S3R/S4R mit einer Elementlänge von etwa 10 mm als am besten geeignet herausgestellt. Für die Kontaktbedingung zwischen der Stütze und der Kopfplatte wird ein „Surface to Surface“ Kontakt mit der Penalty Methode (siehe Kapitel 3.1.3) verwendet. Diese gewählte Basismodellierung mit Schalenelementen ist in Abbildung 23 dargestellt.

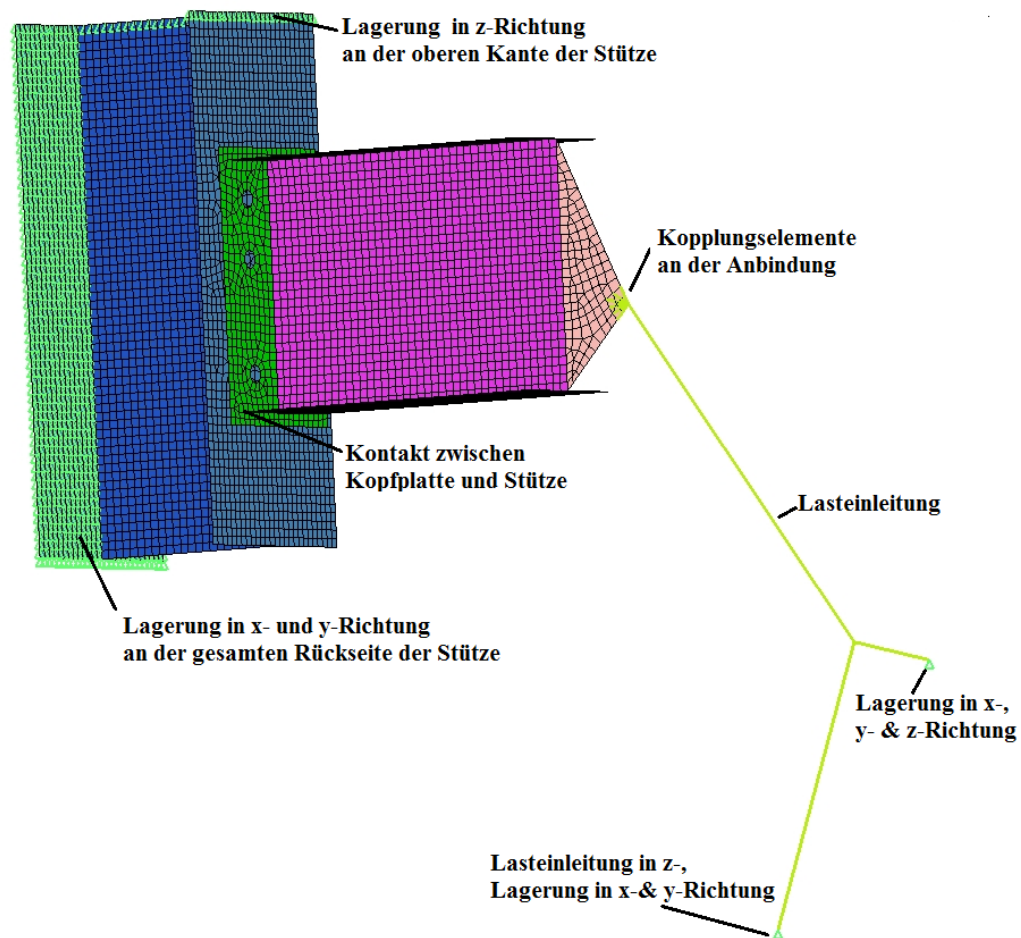


Abb. 23: Verwendetes Modell für die Vergleiche bei Verwendung 2-dimensionaler Elemente

Die mechanische Belastung erfolgt in der FE-Simulation, wie auch im Versuch, weggesteuert über eine Konstruktion aus gelenkig gelagerten Lasteinleitungsstäben. Für die Stäbe werden in der FE Balkenelemente verwendet. Auch die gelenkige Lagerung zwischen den Stäben wird in Abaqus für die Balkenelement durch eine „Befreiung (release)“ in den jeweiligen Freiheitsgrade formuliert.

Wie zuvor beschrieben, lassen sich bis auf den Lasteinleitungswinkel α und die Querschnitte der Stäbe kaum weitere Angaben zu den Lasteinleitungsbauteilen finden, sodass die genaue Position der Lasteinleitung anhand der Winkelangaben abgeschätzt wird. Das Anbindungsbauteil zwischen den Stäben und dem Trägerende wird mittels einiger Schalenelemente mit einer Dicke von 6 mm modelliert. Um Singularitäten an der Verbindung zwischen der Trägeranbindung und den Stäben zu vermeiden, werden die dort angreifenden Kräfte mittels verteilter Kopplungselemente an die Umgebungsknoten abgegeben.

Die Randbedingungen des Versuchs werden etwas vereinfacht, indem die Lagerung des Trägers durch Loslager erfolgt und nicht über die im Versuch verwendete Lagerkonstruktion mittels verschiedener Balken. Die Lasteinleitungsstruktur wird ebenfalls durch gelenkige Lager umgesetzt. Für ein besseres Verständnis ist die Lagerung des FE-Modells in der obigen Abbildung 23 ebenfalls dargestellt.

4.3.2 Modellierung unter Verwendung 3-dimensionaler Elemente

Neben dem zuvor beschriebenen Modell, welches 2-dimensionale Elemente verwendet, wird auch ein Modell mit Volumenelementen erstellt. Dieses Modell wird für die Untersuchungen mit den detailliert modellierten Schrauben verwendet.

Um sicherzustellen, dass sowohl das 2-dimensionale als auch das 3-dimensionale Modell die gleichen Geometrien aufweisen, wurden die Mittelflächen des 2D-Modells direkt aus den Volumenkörpern des 3D-Modells in Hyperworks [39] abgeleitet. Auch die Lasteinleitungsstruktur sowie die mechanische Belastung sind exakt gleich, da sie schon vor der Ableitung des Flächenmodells erstellt worden sind. Die genaue Beschreibung der Lasteinleitung kann von daher dem vorherigen Kapitel 4.3.1 entnommen werden.

Die Schweißnaht zwischen Kopfplatte und Träger wird auch in diesem Modell vereinfacht, allerdings wird bei diesem Modell eine feste Verbindung über einen festen Kontakt, bei Abaqus [16] als „tied“ bezeichnet, vorgegeben (siehe auch Kapitel 3.1.3). Diese Art der Modellierung wird gewählt, da sich dadurch die Bauteile unabhängig voneinander und damit einfacher vernetzen lassen. Neben diesem festen Kontakt für die Schweißnaht werden außerdem noch Kontakte in der Berührungsfläche zwischen der Kopfplatte und Stütze und zwischen der Schraube und der Kopfplatte beziehungsweise der Stütze verwendet.

Um ein möglichst optimales Ergebnis zu erreichen, werden auch hier einige Voruntersuchungen mit einer Konvergenzstudie durchgeführt. Allerdings haben sich bei der Untersuchung dieser Modellierungsvariante einige numerische Probleme gezeigt, welche in Kapitel 4.4.4 näher beschrieben werden. Aus diesem Grund lassen sich viele Untersuchungen aufgrund der verschiedenen verwendeten Annahmen nicht direkt vergleichen, weswegen in Anhang A.2 nur einige der durchgeführten Konvergenzstudien exemplarisch dargestellt sind.

Schlussendlich hat sich die in Abbildung 24 dargestellte Modellierung als am besten geeignet herausgestellt. Bei dieser Modellierung werden nahezu quaderförmige Elemente vom Typ C3D8 mit drei Elementen über die Dicke verwendet. Eine Verteilung von drei Elementen über die Dicke wird in der Literatur durch viele Untersuchungen (zum Beispiel von Yu et al. [64] oder auch Bursi et al. [27]) empfohlen und wird aufgrund dieser Erfahrungen auch hier verwendet. Sowohl die Schrauben als auch die direkte Umgebungsstruktur in der Kopfplatte beziehungsweise der Stütze werden besonders fein mit einer Elementseitenlänge von jeweils etwa 2 mm vernetzt. Die charakteristische also mittlere Elementlänge im Modell beträgt somit 4,2 mm. Den Kontakten, welche die Berührfläche der Schrauben mit der Umgebung beschreiben, wird ein Reibkoeffizient von 0,3 und die Option „small sliding“ zugewiesen, wie von Sarraj et al. [54] oder auch Kirsch[42] empfohlen wird.

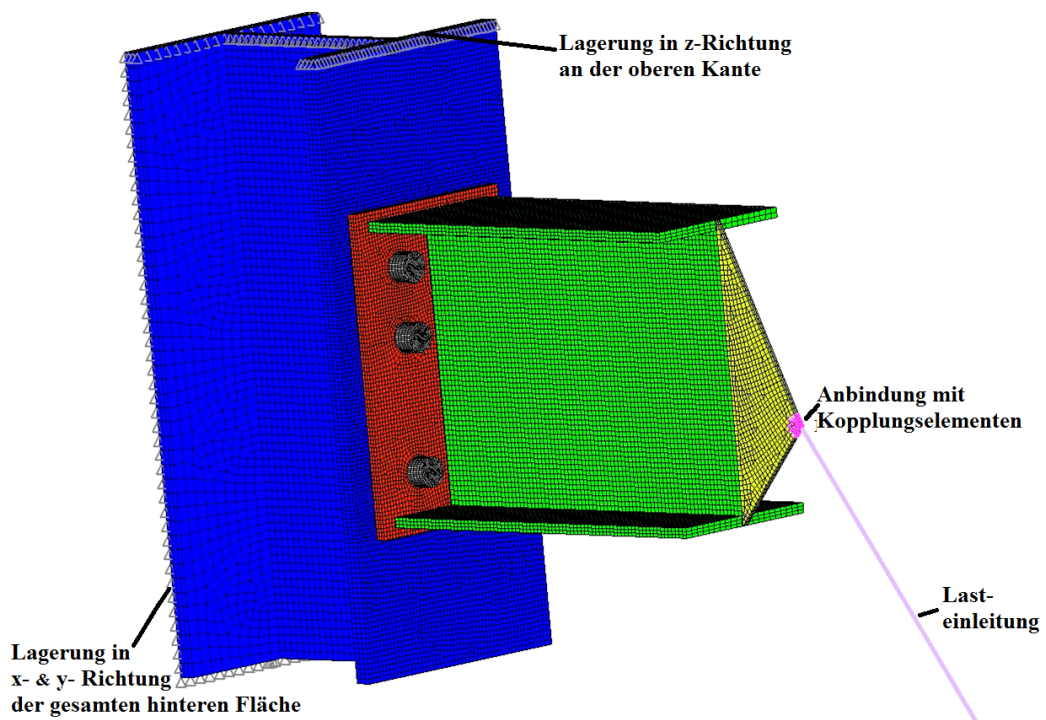


Abb. 24: Verwendetes Modell für die Vergleiche bei Verwendung 3-dimensionaler Elemente

Die Randbedingungen des Versuchs werden, wie in der obigen Abbildung ersichtlich, auch bei diesem Modell etwas vereinfacht, indem die Lagerung des Trägers durch Loslager erfolgt und nicht wie im Versuch mittels verschiedener Balken.

4.3.3 Materialeigenschaften

Die untersuchte Stütze ist, wie zuvor beschrieben, aus einem Baustahl S355 und der Träger sowie die Kopfplatte aus einem Baustahl S275 gefertigt. Für die Simulation werden die in DIN EN 1993-1-1 [13] genannten Normwerte bei Raumtemperatur verwendet, welche in Tabelle 2 dargestellt sind.

Tabelle 2: Normwerte für S275 und S355 bei Raumtemperatur nach DIN EN 1993-1-1 [13]

Stahlsorte	S275	S355
Streckgrenze f_y [$\frac{N}{mm^2}$]	275	355
Zugfestigkeit f_u [$\frac{N}{mm^2}$]	430	490
Elastizitätsmodul E [$\frac{N}{mm^2}$]	210 000	
Wärmeausdehnungskoeffizient α [$\frac{1}{K}$]	$12 \cdot 10^{-6}$	

Des Weiteren wird das Verfahren nach der DIN EN 1993-1-2 [14] für die Beschreibung des Materialverhaltens bei hohen Temperaturen verwendet. Bei diesem Verfahren werden die Spannungs-Dehnungsbeziehungen des Baustahls unter Raumtemperatur für die hohen Temperaturen extrapoliert.

Dies erfolgt, indem zuerst die temperaturabhängigen Werte der Streckgrenze $f_{y,\theta}$, der Proportionalitätsgrenze $f_{p,\theta}$ und des Elastizitätsmoduls E_θ durch temperaturabhängige Abminderungsfaktoren nach Tabelle 3.1 in [14] berechnet werden, wobei nicht gegebene Zwischenwerte linear interpoliert werden dürfen. Aus diesen ersten Ergebnissen lässt sich wiederum die Dehnung an der Proportionalitätsgrenze $\epsilon_{p,\theta}$ mit $\epsilon_{p,\theta} = \frac{f_{p,\theta}}{E_\theta}$ ermitteln. Die Werte für die Fließdehnung ($\epsilon_{y,\theta} = 0,02$), Grenzdehnung an der Fließgrenze ($\epsilon_{t,\theta} = 0,15$) und Bruchdehnung ($\epsilon_{u,\theta} = 0,20$) sind dagegen fest vorgegeben. Der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurven für die verschiedenen Temperaturen sowie die Zwischenwerte für die Ausrundung zwischen der Proportionalitätsgrenze und der Streckgrenze werden zum einen über Gleichungen aber auch durch ein Bild in Kapitel 3 in [14] genau definiert.

In Abbildung 25 sind die so ermittelten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für die verwendeten Baustahlorten S275 und S355 für den untersuchten Temperaturbereich von 20°C sowie 400°C bis 700°C dargestellt.

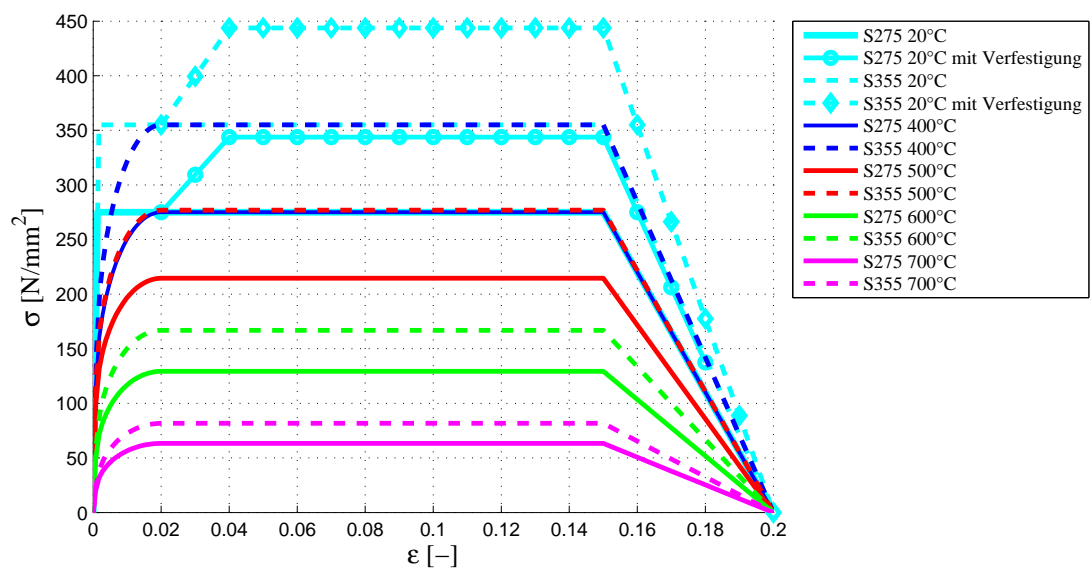


Abb. 25: Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für S275 und S355 nach DIN EN 1993-1-2 [14]

Bei den obig ermittelten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen nach Kapitel 3 der DIN EN 1993-1-2 [14] fällt auf, dass die maximal zulässige Spannung nur der effektive Fließgrenze $f_{y,\theta}$ entspricht und eine Verfestigung des Material bis zur Bruchfestigkeit nicht miteinbezogen wird. Damit ist dieses Vorgehen eine sehr konservative Annahme des Materialverhaltens. Allerdings darf eine nach Anhang A beschriebene Verfestigung des Materials miteinbezogen werden, solange kein frühzeitiges lokales oder globales Stabilitätsversagen auftritt. Nach dieser Beschreibung darf für die Bruchfestigkeit $f_{u,\theta}$ unter Berücksichtigung der Verfestigung

das 1,25-fache der effektiven Fließgrenze $f_{y,\theta}$ bei Temperaturen bis 300 °C angenommen werden, sodass sich zwischen der Fließdehnung ($\epsilon_{y,\theta} = 0,02$) und der Grenzdehnung an der Fließgrenze ($\epsilon_{t,\theta} = 0,15$) ein anderer Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen ergibt. Ab 400 °C ist diese Verfestigung nach der Norm nicht mehr vorhanden und es gilt weiterhin $f_{u,\theta} = f_{y,\theta}$. In der obigen Abbildungen 25 ist die Einbeziehung der Verfestigung für die verwendeten Baustahlsorten S275 und S355 in den Kurven mit Punkten für die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen bei Raumtemperatur hinterlegt.

Um zu entscheiden welches Materialverhalten für die folgenden FE-Rechnungen am geeignetsten ist, werden beide Materialbeschreibungen in der FE-Simulation des Versuchs mit zweireihigen kinematischen Kopplungselementen (siehe Kapitel 4.4.1) verwendet und die Ergebnisse mit den Testergebnissen bei Raumtemperatur verglichen. Dieser Vergleich der Ergebnisse ist in Abbildung 26 dargestellt. Hierdurch ist ersichtlich, dass die Einbeziehung der Verfestigung weitaus geringere Unterschiede zu den Ergebnissen im Versuch aufweist, sodass diese Variante für alle nachfolgenden Untersuchungen verwendet wird.

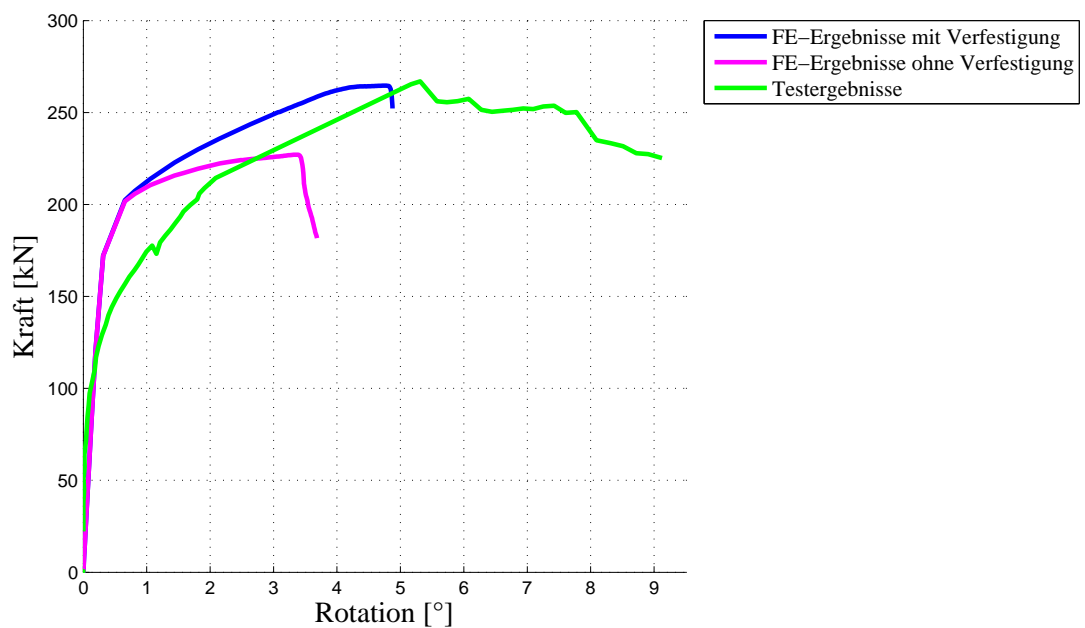


Abb. 26: Ergebnisse des Modells mit zweireihigen kinematischen Kopplungselementen (Kapitel 4.4.1) mit verfestigenden Materialverhalten und ohne im Vergleich zu den Versuchsergebnissen bei 20°C

Für hochfeste Schraubenmaterialien existieren zur Zeit keine normierten Verfahren zur Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen bei hohen Temperaturen. Aus diesem Grund wird auch hier ein Kurvenverlauf, wie bei dem zuvor beschriebenen Verfahren für Baustahl verwendet. Zusätzlich werden jedoch Abminderungsfaktoren der Zugfestigkeit für Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 nach Versuchsergebnissen von Hu et al. [37] verwendet. Für die Simulationen mit den Finiten Elementen wird eine minimale Zugfestigkeit von 830

MPa bei Raumtemperatur nach der DIN EN ISO 898-1 [7] verwendet. Die damit ermittelten und verwendeten Kurvenverläufe sind in Abbildung 27 graphisch dargestellt.

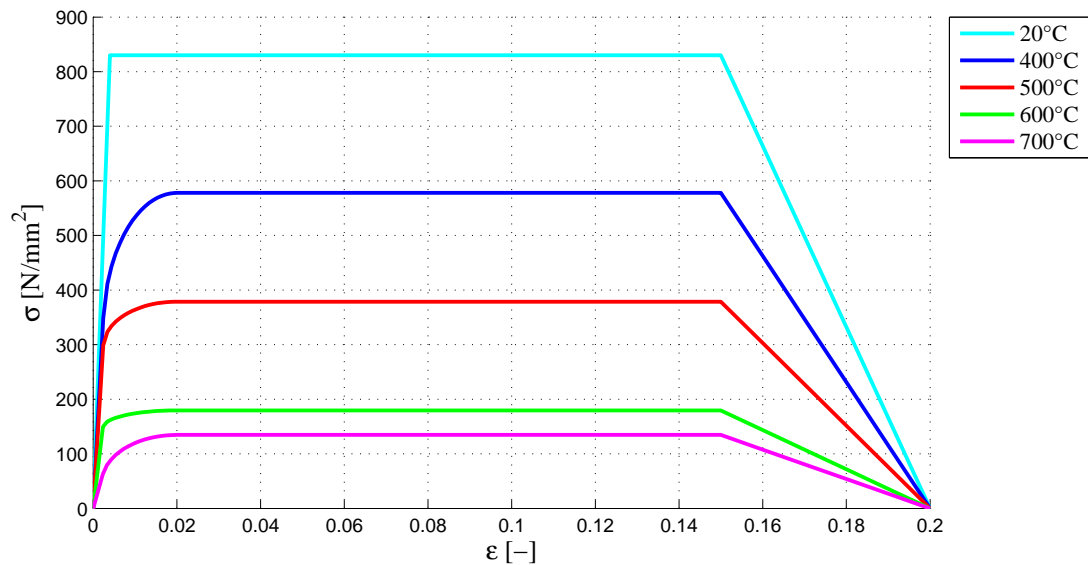


Abb. 27: Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für die Schraubenfestigkeit unter Einbeziehung der Abminderungsfaktoren nach Hu et al. [37]

Die in den Abbildungen 25 bis 27 berechneten Werte der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen sind in der sogenannten Ingenieur- beziehungsweise Nominalspannungen (σ_{nom}) und Nominaldehnungen (ϵ_{nom}) angegeben. Das für die Berechnungen mit Abaqus benötigte Format sind aber Cauchy-Spannungen und der plastische Anteil der Hencky-Dehnungen (auch als „wahre Spannungen“ und „wahre“ plastische Dehnungen bekannt). Eine genaue Definition dieser Begriffe und die Umrechnungen der nominalen in die „wahren“ Werte ist in Kapitel 3.1.1 (Gleichungen 12 bis 14) zu finden. Mit diesen umgerechneten Spannungen und Dehnungen ergeben sich geänderte Kurvenverläufe der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der verwendeten Stähle. Diese angepassten Verläufe sind unter Einbeziehung der Verfestigung in Abbildung 28 dargestellt.

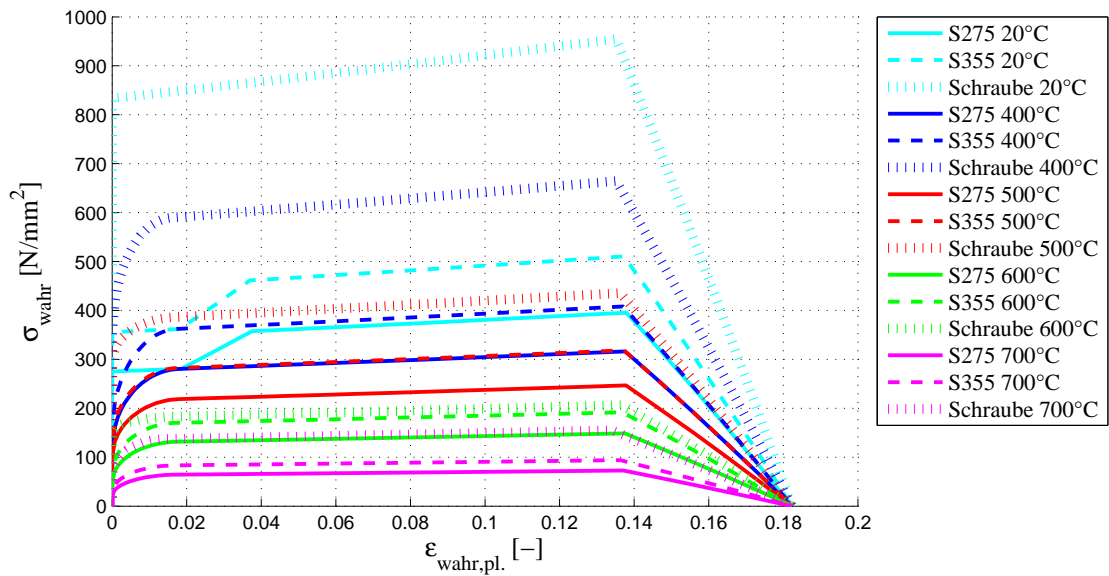


Abb. 28: Eingabewerte der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der Materialien in Abaqus

Neben den zuvor detailliert dargestellten temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Materials ist auch der Wärmeausdehnungskoeffizient α und die Querkontraktionszahl ν von der jeweiligen Temperatur abhängig.

Die Berechnung der Veränderung des Wärmeausdehnungskoeffizienten α bei hohen Temperaturen ist wie die temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Materials normiert und in Kapitel 3 der DIN EN 1993-1-2 [14] zu finden. Für die hier durchgeführten Untersuchungen im Temperaturbereich zwischen 20°C und 750 °C ist dieser Zusammenhang in Gleichung 58 aufgeführt.

$$\alpha = \frac{1,2 \cdot 10^{-5} \cdot \theta + 0,4 \cdot 10^{-8} \cdot \theta^2 - 2,416 \cdot 10^{-4}}{\theta - 20} \quad (58)$$

mit θ Temperatur in [°C]

Zur Berechnung des temperaturabhängigen Querkontraktionsverhaltens des Materials sind dagegen keine normierten Verfahren vorhanden. Aus diesem Grund wird für die Berechnung der temperaturabhängigen Querkontraktionszahl ν auf Versuchsergebnisse von Wohlfahrt [62] zurückgegriffen. Der dort ermittelte Verlauf der Änderung der Querkontraktion bei unterschiedlichen Temperaturen lässt sich über die nachfolgende Gleichung 59 abbilden.

$$\nu = 7,3226 \cdot 10^{-14} \cdot \theta^4 - 2,03719 \cdot 10^{-10} \cdot \theta^3 + 1,87294 \cdot 10^{-7} \cdot \theta^2 - 8,11384 \cdot 10^{-6} \cdot \theta + 0,28041 \quad (59)$$

mit θ Temperatur in [°C]

4.4 Ergebnisse der FE-Simulationen

Wie bereits zuvor ausführlich erläutert, werden in diesen Voruntersuchungen verschiedene Modellierungsarten mit Finiten Elementen für Schrauben untersucht und miteinander verglichen. Die ersten drei dargestellten Modelle mit kinematischen und verteilenden Kopplungselementen sowie die netzunabhängige Modellierung verwenden dabei das in Kapitel 4.3.1 erläuterte Basismodell mit Schalenelementen. Das detaillierte Schraubenmodell benötigt dagegen das in Kapitel 4.3.2 vorgestellte Basismodell mit Volumenelementen.

Nachfolgend werden die damit erzielten Ergebnisse dargestellt und näher beschrieben. Bei allen Varianten wird das zuvor beschriebene nichtlineare Materialverhalten verwendet sowie ein geometrisch nichtlineares Verhalten in der Berechnung angenommen.

4.4.1 Ergebnisse des Modells mit kinematischen Kopplungselementen

Bei dem Modell mit kinematischen Kopplungselementen besteht die Schraube aus einem Balkenelement, welches die Eigenschaften des Schraubenschaftes aufweist und aus kinematischen (unendlich steifen) Kopplungselementen. Diese Kopplungselemente verbinden beide Balkenenden mit der jeweiligen Umgebungsstruktur des Schraublochs, sodass die Verformungen des Balkens direkt auf diese Knoten übertragen werden. Dabei gibt es unterschiedliche Möglichkeiten, welche Knoten aus der jeweiligen Umgebungsstruktur mit dem Balkenende verbunden werden sollen. In der Dokumentation von Hyperworks [39] wird empfohlen die Knoten des Schraublochs und eine Reihe dahinter zu verwenden, wogegen in der Praxis häufig nur die Knoten direkt am Schraubloch für die Anbindung verwendet werden. Beide Varianten sind zum besseren Verständnis in Abbildung 29 dargestellt. Da nicht gesagt werden kann, welche Variante die besseren Ergebnisse bei den hier durchgeführten FE-Simulationen unter Hochtemperatureinfluss liefert, werden anschließend beide untersucht und miteinander verglichen.

Bei den im Versuch verwendet Schrauben handelt es sich um M20 Schrauben, weswegen ein kreisrunder Balkenquerschnitt mit einem Durchmesser von 20 mm und ein Lochdurchmesser von 22 mm verwendet wird. Diese Maße lassen sich auch den zuvor beschriebenen Modellabmessungen in Kapitel 4.2.1 entnehmen.

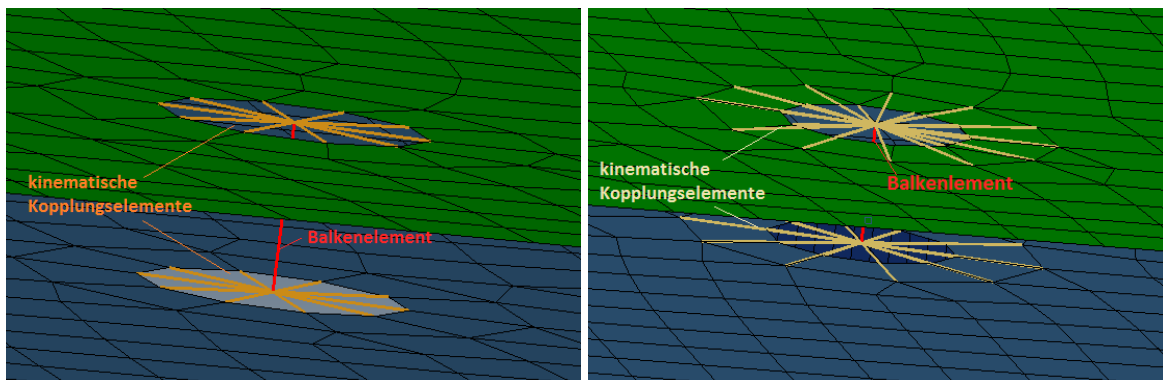


Abb. 29: Modellierung mit Kopplungselementen unter Verwendung der Knoten am Schraubloch (links) sowie den zusätzlichen Knoten in der zweiten Reihe (rechts)

Für beide Varianten werden anfangs einige Sensitivitäts-Untersuchungen durchgeführt, um herauszufinden inwieweit das Modell auf Änderungen in der Modellierung reagiert. Dabei hat sich herausgestellt, dass vor allem die Wahl des Abstands der zweiten Knotenreihe vom Schraubloch einen großen Effekt auf die Ergebnisse der Simulation unter Verwendung der zweireihigen Anbindung der kinematischen Kopplungselemente hat.

So führt ein zu kleiner Abstand zwischen diesen Knotenreihen schon bei geringen Belastungen von unter 50 kN zu sehr hohen plastischen Verformungen in der Umgebungsstruktur, da der steife Bereich, der durch die starren Kopplungselemente gebildet wird, recht klein im Verhältnis zur Umgebungsstruktur ist. Dieser Effekt ist auch in Abbildung 30 dargestellt. Wählt man den Bereich der Anbindungsknoten dagegen zu groß, so ist das gesamte Modell im Bereich der Verbindung zu steif und einige lokale Effekte des Versuchs, wie das Ausbeulen der Kopfplatte unter den Schrauben, können so gar nicht abgebildet werden.

Um den Effekt einer zu kleinen Wahl des Abstands der zweiten Knotenreihe vom Schraubloch aber auch eine gesamte Versteifung des Modells zu verhindern, hat sich ein Abstand mit der charakteristischen Elementlänge der Umgebungsstruktur als am besten geeignet herausgestellt. Dies entspricht in den hier durchgeführten Simulationen 10 mm.

Die Anzahl der verwendeten Kopplungselemente hat hingegen nur einen sehr geringen Einfluss auf die Ergebnisse, was die einzige Modellierungsvariation bei einer einreihigen Anbindung ist. Somit kann auch festgestellt werden, dass die einreihige Anbindung der Kopplungselemente weniger sensitiv auf Änderungen in der Modellierung reagiert als die zweireihige.

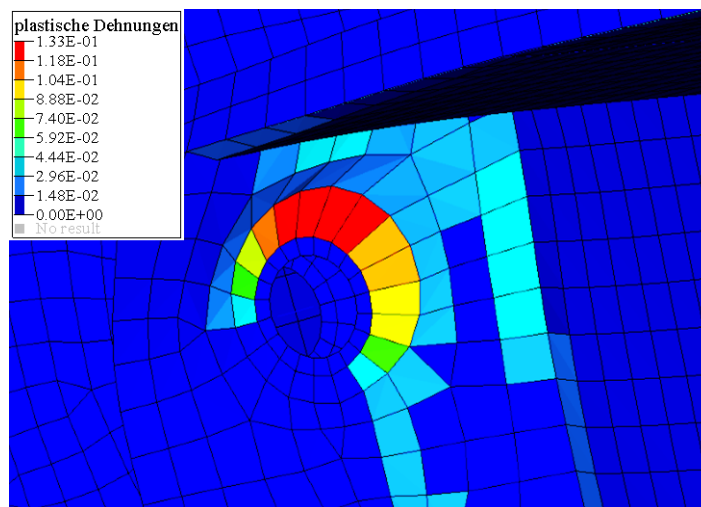


Abb. 30: Große (plastische) Verformungen aufgrund eines zu klein gewählten Abstands der zweiten Knotenreihe vom Schraubloch

Die so ermittelten Ergebnisse der FE-Berechnungen gegenüber den Versuchsergebnissen sind in Abbildung 31 dargestellt. Bei den FE-Simulationen liegt dabei das Hauptaugenmerk darauf, dass Versagen der Verbindung abzubilden und weniger das nachfolgende Verhalten nachdem das Versagen bereits eingetreten ist. Diese Entscheidung wurde zum einen getroffen, da eine solche Berechnung die Verwendung von Schadensmodellen und anderen Gleichungslösern als dem impliziten Newton-Raphson Verfahren (siehe Kapitel 3.1.5) für die

Berechnung voraussetzt. Vor allem aber aus dem Grund, dass in den anschließenden Berechnungen des Gesamtmodells einer Stahlhalle, indem das bestgeeignete Detailmodell verwendet werden soll, nur der Punkt des Versagens von Interesse ist, aber weniger das exakte Verhalten nach dem Versagen.

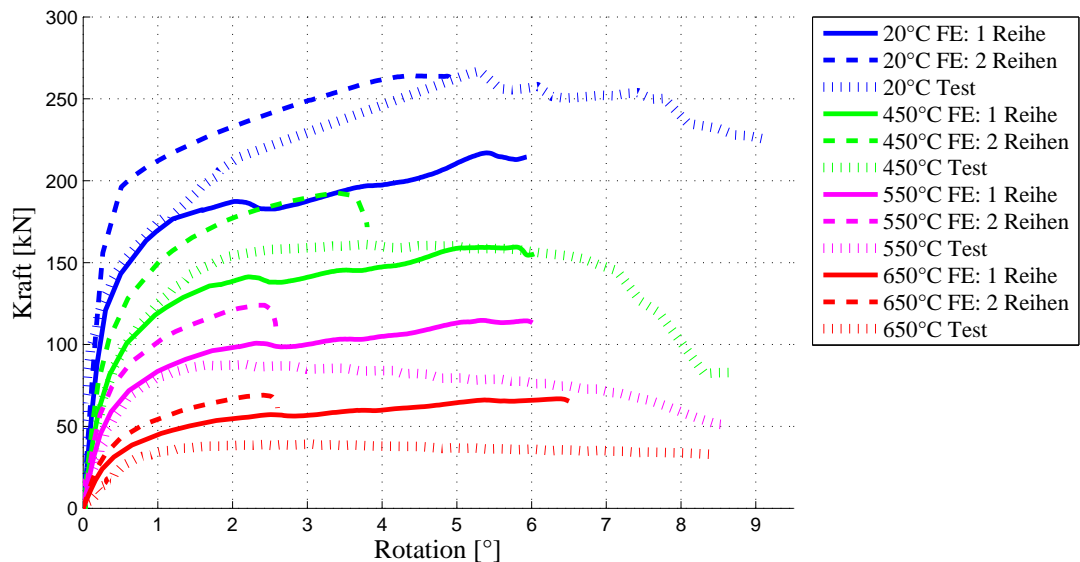


Abb. 31: Vergleich der Ergebnisse der FE-Simulationen mit kinematischen Kopplungselementen gegenüber den Testergebnissen

Vergleicht man die Ergebnisse der einreihigen Variante, bei der nur die Knoten am Schraubloch mit dem jeweiligen Balkenende verbunden sind, mit der zweireihigen, so fällt auf, dass die zweireihige Variante sehr viel mehr Last aufnehmen kann und damit insgesamt steifer als die einreihige ist. Bei Raumtemperatur passen dabei die Ergebnisse der zweireihigen Modellierung noch recht gut zu den Versuchsergebnissen, bei höheren Temperaturen erscheint aber die Verwendung einer einreihigen Modellierung weitaus sinnvoller. Dieses Ergebnis lässt sich auch leicht durch das weicher werdende Materialverhalten erklären. So sind bei Raumtemperatur der Schraubenkopf und die Mutter sehr starr und lassen dort nur geringe Verformungen zu, bei höheren Temperaturen werden diese weicher und die Verformungen nehmen zu, so dass die sehr starre zweireihige Modellierung mit kinematischen Kopplungselementen nicht mehr angebracht erscheint.

Auch der frühe Abbruch der Berechnungen der zweireihigen Anbindung bei den hohen Temperaturen von 550°C und 650°C lässt sich auf den großen Unterschied des mechanischen Verhaltens des starren Bereichs und der sehr weichen Umgebung zurückführen, denn aufgrund dieser Unterschiede kommt es an der Schnittkante zwischen beiden Bereichen zu numerischen Problemen und großen (nicht realitätsnahen) plastischen Verformungen.

Eine einreihige Modellierung lässt lokale Verformungen, aufgrund des kleineren Bereichs der Verwendung der starren Kopplungselemente, zu und es kommt auch nicht zu solch hohen plastischen Verformungen an der Schnittkante des starren Bereichs der kinematischen Kopplungselemente. Aus diesem Grund sollte die Modellierung bei FE-Simulationen unter hohen

Temperaturbelastungen bevorzugt werden. Allerdings weisen auch die Rechnungsergebnisse mit einer einreihigen Modellierung bei höheren Temperaturen ein starrereres Verhalten der Verbindung, also größere aufgenommene Kräfte, als im Versuch auf.

4.4.2 Ergebnisse des Modells mit lastverteilenden Kopplungselementen

Das Modell mit lastverteilenden Kopplungselementen ist ähnlich wie das zuvor beschriebene mit kinematischen Kopplungselementen aufgebaut, nur dass hier ein anderer Elementtyp für die Kopplung der Umgebungsknoten an die Balkenenden verwendet wird. Die lastverteilenden Kopplungselemente bilden dabei nicht wie die kinematischen eine starre Verbindung und damit auch eine starre Fläche im Modell, sondern verteilen nur die Last aus den Balkenelementen auf die angebundenen Umgebungsknoten.

Untersucht wird auch hier eine einreihige und eine zweireihige Anbindung der Kopplungselemente, wie sie in Abbildung 29 im vorigen Kapitel dargestellt sind. Die Ergebnisse der FE-Simulationen unter Verwendung lastverteilender Kopplungselemente sind in Abbildung 32 zu finden.

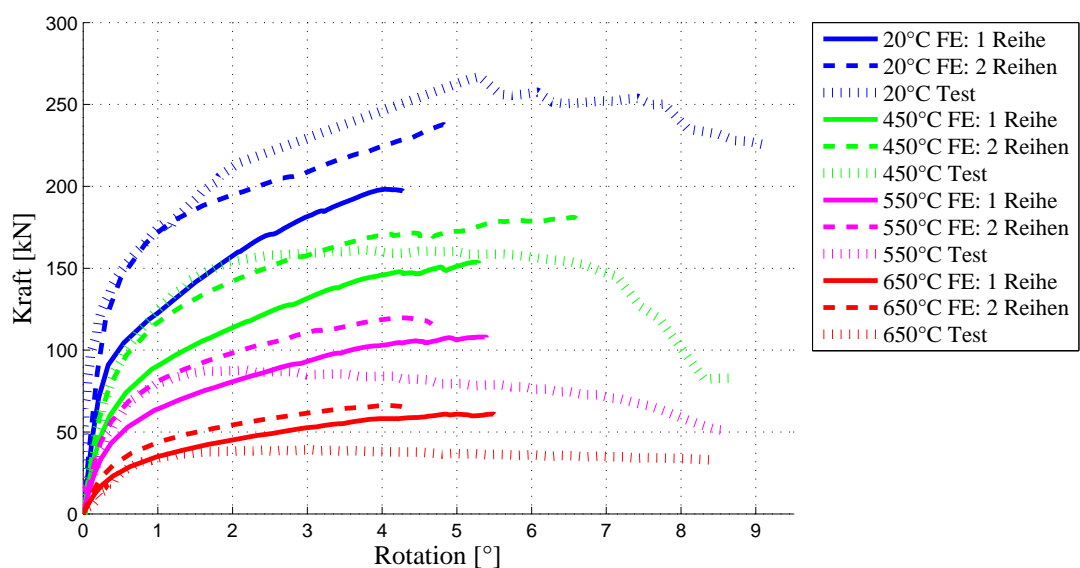


Abb. 32: Vergleich der Ergebnisse der FE-Simulationen mit verteilenden Kopplungselementen gegenüber den Testergebnissen

Im Gegensatz zu den Ergebnissen mit kinematischen Kopplungselementen erweist sich bei der Verwendung von lastverteilenden Kopplungen eine zweireihige Anbindung als sinnvoller, da eine einreihige Anbindung vor allem bei niedrigen Temperaturen zu weich ist und sehr starke Unterschiede zu den Versuchsergebnissen aufweist.

Auffallend ist, dass auch hier bei den hohen Temperaturen von 550°C und 650°C alle Ergebnisse der FE-Rechnungen höhere aufgenommene Kräfte aufweisen als im Versuch, obwohl

(wie zuvor beschrieben) die einreihige Modellierung sonst eher als zu weich erscheint. Diese Beobachtung legt nahe, dass im Versuch noch weitere Effekte eine Rolle gespielt haben könnten, die in den FE-Simulationen scheinbar nicht richtig abgebildet werden.

Aus diesem Grund wird anschließend in Kapitel 4.4.5 ausführlich diskutiert, welche Ursachen für diese Unterschiede bei hohen Temperaturen vorliegen könnten.

4.4.3 Ergebnisse des Modells mit netzunabhängiger Modellierung

Auch bei der netzunabhängigen Modellierung wird die Schraube als Balkenelement modelliert und mittels Kopplungselementen an die Umgebung angebunden. Im Unterschied zu den beiden vorherigen Varianten werden aber hier die Schraublöcher in der Kopfplatte beziehungsweise in der Stütze nicht modelliert, sondern ein durchgängiges und gleichmäßiges Netz verwendet. Lastverteilende Kopplungselemente verbinden dann die beiden Balkenenenden mit Knoten, die in der jeweiligen näheren Umgebung um die Balkenenenden liegen.

Da bei dieser Modellierung nicht darauf geachtet werden muss, dass an bestimmten Positionen im Bereich um die Schraublöcher Knoten in der Umgebungsstruktur vorhanden sein müssen, spricht man hier von einer netzunabhängigen Modellierung, welche in Abbildung 33 dargestellt ist.

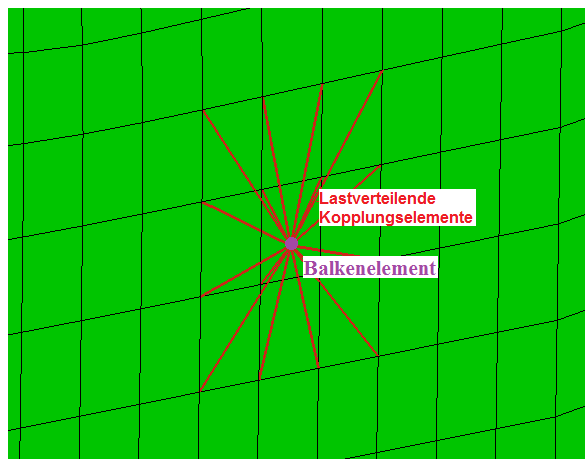


Abb. 33: Netzunabhängige Modellierung

Auch für diese Modellierung werden einige Voruntersuchungen durchgeführt, um herauszufinden, wie groß der Bereich der Knoten für die Anbindung der Kopplungselemente gewählt werden sollte. Dabei hat sich herausgestellt, dass dieser nicht nur die nächsten vier umgebenden Knoten des jeweiligen Balkenenendes beinhalten sollte, sondern etwas größer gewählt werden muss. Ist dieser Bereich etwas großzügiger gewählt, so haben sich dann die Ergebnisse nicht stark voneinander verändert. Für die hier durchgeführten Untersuchungen wird ein Anbindungsbereich, der in etwa der Größe des Schraubkopfs beziehungsweise der Mutter entspricht, ausgewählt.

Der Vergleich der Ergebnisse mit der netzunabhängigen Modellierung der Schraubverbindungen zu den Versuchsergebnissen ist in Abbildung 34 dargestellt.

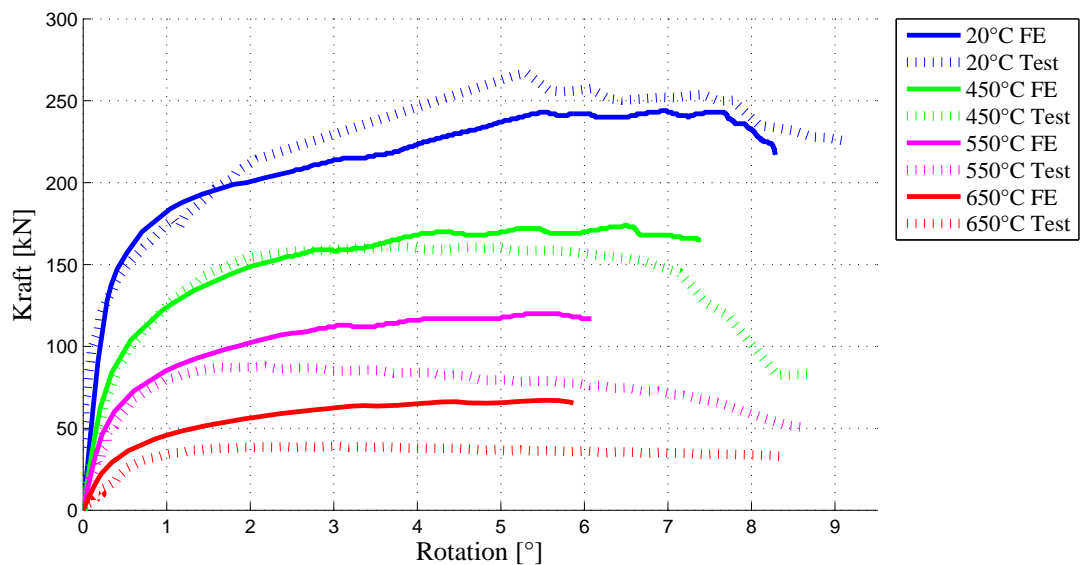


Abb. 34: Vergleich der Ergebnisse der FE-Simulationen mit netzunabhängiger Modellierung gegenüber den Testergebnissen

Auch bei diesem Vergleich zeigt sich, dass die FE-Ergebnisse bei 20°C und 450°C recht gut mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen. Bei höheren Temperaturen erscheinen die FE-Simulationen aber wieder steifer als der Versuch. Wie zuvor beschrieben sind mögliche Erklärungen dafür in Kapitel 4.4.5 zu finden.

4.4.4 Ergebnisse des detaillierten Schraubenmodells

Für das detaillierte Schraubenmodell wird im Gegensatz zu den vorherigen Untersuchungen ein Basismodell mit Volumenelementen verwendet, bei denen auch die Schrauben ausmodelliert sind und den Geometrien aus den Versuch entsprechen, wie sie in Kapitel 4.2.1 beschrieben sind. Die Schraublöcher haben dabei wie zuvor beschrieben ein Durchmesser von 22 mm und die M20-Schrauben einen Durchmesser von 20 mm.

Die dadurch entstehende Lücke zwischen den Schrauben und der Kopfplatte beziehungsweise der Stütze führt dazu, dass am Anfang der FE-Simulationen einige numerische Singularitäten auftreten, da das Modell durch diese Lücken nicht ausreichend gelagert ist und Freikörperbewegungen möglich sind. Um diese Problematik zu lösen, kann zum einen ein expliziter Gleichungslöser verwendet werden, der im Gegensatz zu den impliziten Gleichungslösern keine Probleme mit der Berechnung solcher Modelle hat. Ein solcher Ansatz wurde für dieses Problem bereits erfolgreich von Kirsch [42] und Yu et al. [64] umgesetzt.

Sarraj et al. [54] haben dagegen aber auch ein Verfahren beschrieben, wie ein solches Modell mit einem impliziten Gleichungslöser berechnet werden kann. Dies wurde auch bereits in Kapitel 4.1.1 beschrieben. Bei diesem Verfahren von Sarraj gibt es am Anfang einen Zwischenschritt, bei dem Kontakte zwischen den Schrauben und der Umgebungsstruktur hergestellt werden und die numerischen Singularitäten somit nicht mehr auftreten. In diesem

ersten Berechnungsschritt werden die Schrauben in einem Punkt in der Mitte der Schraube gelagert, zusätzlich wird in sehr kleinen Schrittweiten eine so geringe Last auf das Modell aufgebracht, dass gerade eine Berührung zwischen den Schrauben und der Umgebungsstruktur hergestellt werden kann. Für die nachfolgende eigentliche Berechnung des Modells werden die Lagerungen in den Schrauben wieder entfernt, sodass dadurch die Ergebnisse nicht verfälscht werden.

Da bei den zuvor beschriebenen 2-dimensionalen FE-Berechnungen immer ein impliziter Gleichungslöser verwendet wurde und alle Ergebnisse möglichst auf den gleichen Annahmen basieren sollten, um besser vergleichbar zu sein, wird daher für dieses detaillierte Schraubenmodell ein impliziter Gleichungslöser mit dem Verfahren nach Sarraj et al. [54] gewählt.

Dieses Verfahren konnte auch erfolgreich für das hier verwendete Modell umgesetzt werden, dabei ist aber, wie auch in den Konvergenzstudien in Anhang A.2 beschrieben, eine sehr feine Vernetzung im Bereich der Schrauben wichtig, damit die Kontakte zwischen den Schrauben und der Umgebungsstruktur stabil hergestellt werden können. Allerdings zeigt sich in der anschließenden Berechnung nach einiger Zeit ein lokales Problem, welches dazu führt, dass die Berechnung abbricht. Dieses Problem basiert darauf, dass im Bereich der oberen Schraublöcher in der Kopfplatte schon sehr früh und sehr lokal hohe plastische Dehnungen auftreten, wogegen in der Umgebung nur geringe Dehnungen auftreten. Dieses Phänomen ist in Abbildung 35 zum besseren Verständnis dargestellt.

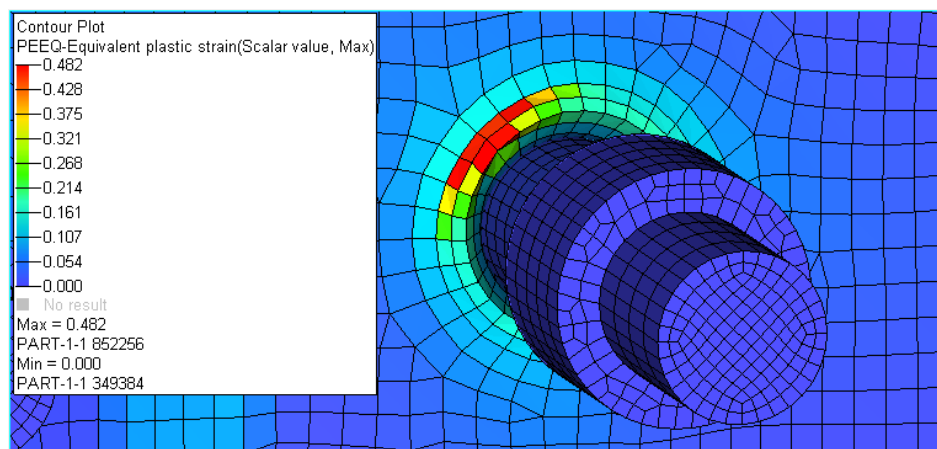


Abb. 35: Lokales Problem mit hohen plastischen Dehnungen bei der Berechnung mit dem detaillierten Schraubenmodell

Diese hohen plastischen Dehnungen führen nach kurzer Zeit dazu, dass die Berechnungen abbrechen, da das Material, wie in Kapitel 4.3.3 beschrieben, bei hohen plastischen Dehnungen immer geringere Spannungen aufnehmen kann und der Gleichungslöser so keinen Gleichgewichtszustand mehr finden kann. Der Versuchsbeschreibung können dagegen solche Probleme nicht entnommen werden. Es scheint sich daher primär um ein numerisches Problem zu handeln, bei der die Lastumlagerung an dieser Stelle nicht richtig simuliert wird. Denn weder eine Veränderung der verwendeten Elementtypen, der Vernetzung oder Kontaktbeschreibung konnte etwas an der Problematik ändern. Allerdings konnte Kirsch in seiner

Dissertation [42] diesen Versuch mit dem FE-Programm Abaqus bereits erfolgreich simulieren. In dieser FE-Berechnung von Kirsch wurde zum einen ein expliziter Gleichungslöser verwendet, zum anderen eine etwas abgeänderte Materialbeschreibung. So wird bei Kirsch [42] nur beim Schraubenmaterial ein Abfallen in der Spannungs-Dehnungs-Beziehung bei hohen Dehnungen beschrieben. Für die Baustähle wird ein solches Abfallen der Spannungs-Dehnungs-Beziehung nicht angenommen (siehe Abbildung 5-2 in [42]). Verwendet man eine solche Materialbeschreibung, so existieren auch in dem hier untersuchten Modell mit impliziten Gleichungslöser keine numerischen Probleme mehr. In Abbildung 36 sind die Ergebnisse mit beiden Annahmen der Materialbeschreibung unter Gegenüberstellung der Testergebnisse bei Raumtemperatur abgebildet.

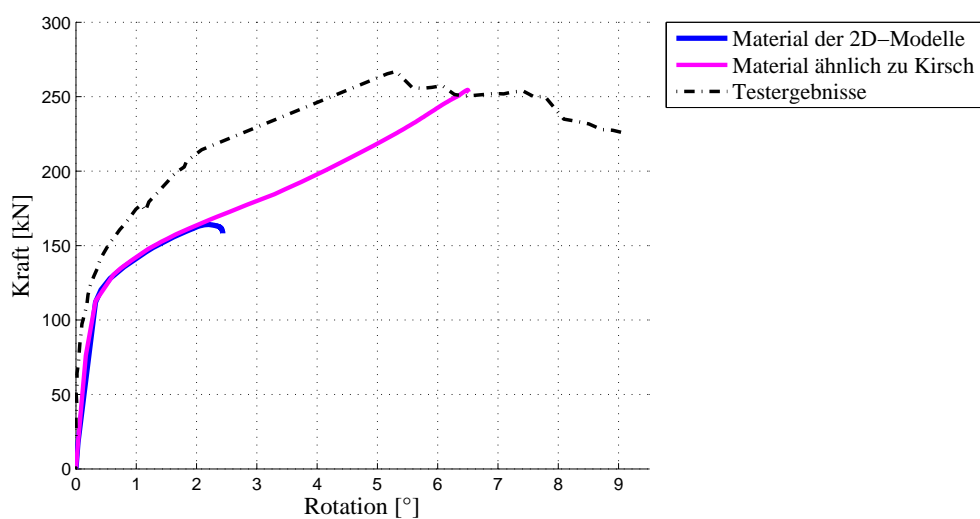


Abb. 36: Vergleich der Ergebnisse für verschiedene Materialbeschreibungen mit der detaillierten Schraubenmodellierung

Um das Versagen des Modells beziehungsweise das Materialversagen der Baustähle richtig abzubilden, verwendet Kirsch [42] anschließend verschiedene Versagensmodelle, die aber nach Kirsch nur einen geringen Einfluss auf die Ergebnisse aufweisen. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle vereinfachend darauf verzichtet solche Versagensmodelle in das Modell einzupflegen.

Des weiteren erscheint eine Verwendung dieser detaillierten lokalen Modellierung für den Einbau in eine größere FE-Simulation nicht sinnvoll, da zum einen die Modellierung sehr aufwendig ist, aber vor allem die Berechnung aufgrund der nötigen sehr feinen Vernetzung des Modells und des ersten Zwischenschritts in der Berechnung (für die die Kontaktherstellung) etwa fünf bis zehnmal so lange wie bei den 2-dimensionalen Modellierungsvarianten dauert.

In Abbildung 37 sind die Ergebnisse bei allen Temperaturen des Versuchs mit der ähnlichen Materialbeschreibung zur Dissertation von Kirsch dargestellt. Dabei zeigt sich, dass das FE-Modell bei den niedrigeren Temperaturen von 20°C und 450°C anfangs sehr viel weniger Last als im Versuch aufnehmen kann. Bei den höheren Temperaturen von 550°C und 650°C

passen die Verläufe anfangs allerdings recht gut zu den Testergebnissen und weisen erst im späteren Verlauf große Unterschiede auf, sodass das FE-Modell weitaus höhere Belastungen aufnehmen kann als der Versuch.

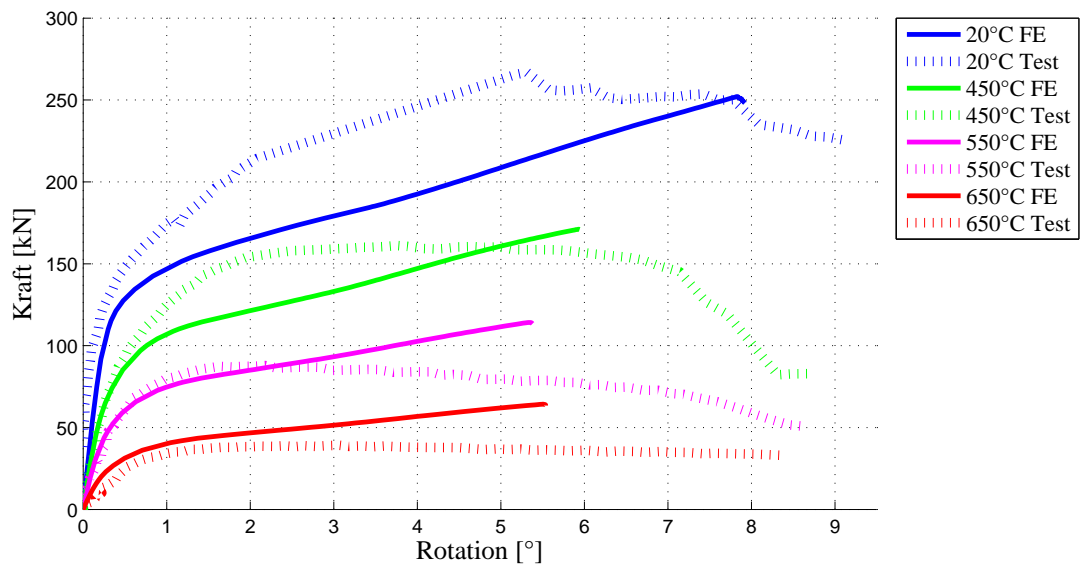


Abb. 37: Vergleich der Ergebnisse der FE-Simulationen mit sehr detaillierter Schraubenmodellierung gegenüber den Testergebnissen

4.4.5 Interpretation der Ergebnisunterschiede zwischen Simulation und Versuch

Auffällig bei den zuvor gezeigten Ergebnissen der 2D-Modellierung ist, dass diese bei 20°C und 450°C meist recht gut mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen. Bei Temperaturen von 550°C und 650°C wirkt die Verbindung in den FE-Simulationen allerdings bei hohen Rotationen steifer als in den Versuchsergebnissen. Bei der 3D-Modellierung zeigt sich ein ähnliches Verhalten, auch wenn hier das Modell generell etwas weniger Last als bei den 2D-Varianten aufnehmen kann.

Eine mögliche Erklärung für diese Unterschiede wird in einer der Versuchsbeschreibungen von Yu et al. [65] erläutert. So beziehen sich die in der DIN1993-1-2 [14] genannten und für die FE-Simulationen verwendeten Abminderungsfaktoren der Materialeigenschaften bei hohen Temperaturen hauptsächlich auf transiente Temperaturbelastungen im Brandfall und nicht wie in den hier abgebildeten Versuchen um konstante Temperaturen. Des Weiteren wurde die Last im Versuch über 90 Minuten und damit sehr langsam auf den Versuchsträger aufgebracht.

Zusätzliche Untersuchungen an der Universität Sheffield von Renner [49] bezüglich des Materialverhaltens von S275 Baustahl bei konstanter Temperatur und unterschiedlichen Dehnraten haben dazu gezeigt, dass bei der hier vorliegenden langsamen Dehnrates ab etwa 500°C die tatsächliche Fließgrenze sowie Streckgrenze um bis zu 20 % geringer als bei dem zuvor genannten Verfahren des Eurocode 3 [14] ist. Bezieht man die so gewonnenen Abminderungsfaktoren für Baustahl von Renner auf die hier verwendeten Baustähle S275 und S355,

so ergeben sich die in Abbildung 38 gezeigten Unterschiede zu den Materialbeschreibungen nach Eurocode 3 (DIN1993-1-2 [14]). Die Darstellung erfolgt dabei im verwendeten Format des FE-Programms Abaqus [16] mit Cauchy-Spannungen und dem plastischen Anteil der Hencky-Dehnungen.

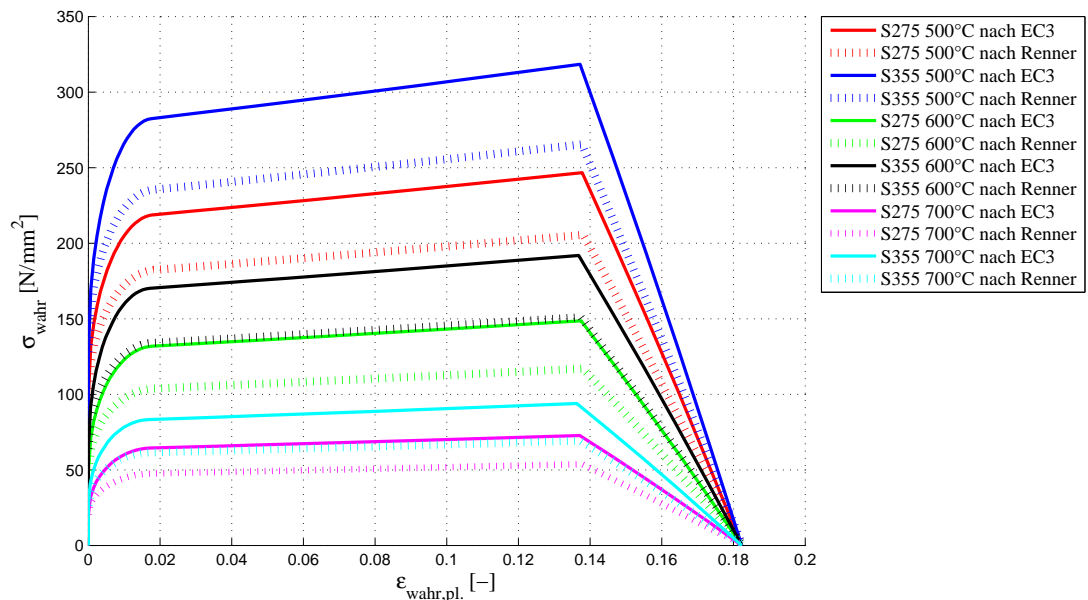


Abb. 38: Vergleich der Materialeigenschaften von S275 und S355 bei hohen Temperaturen mit den Abminderungsfaktoren nach EC3 (DIN1993-1-2 [14]) und Renner [49]

Um den Effekt dieser unterschiedlichen Beschreibungen der Materialeigenschaften auf die Simulationsergebnisse besser klassifizieren zu können, wird der Einfluss auf die Ergebnisse beispielhaft anhand von zusätzlichen FE-Simulationen mit der netzunanabhängigen Modellierung ermittelt, die in Abbildung 39 dargestellt sind.

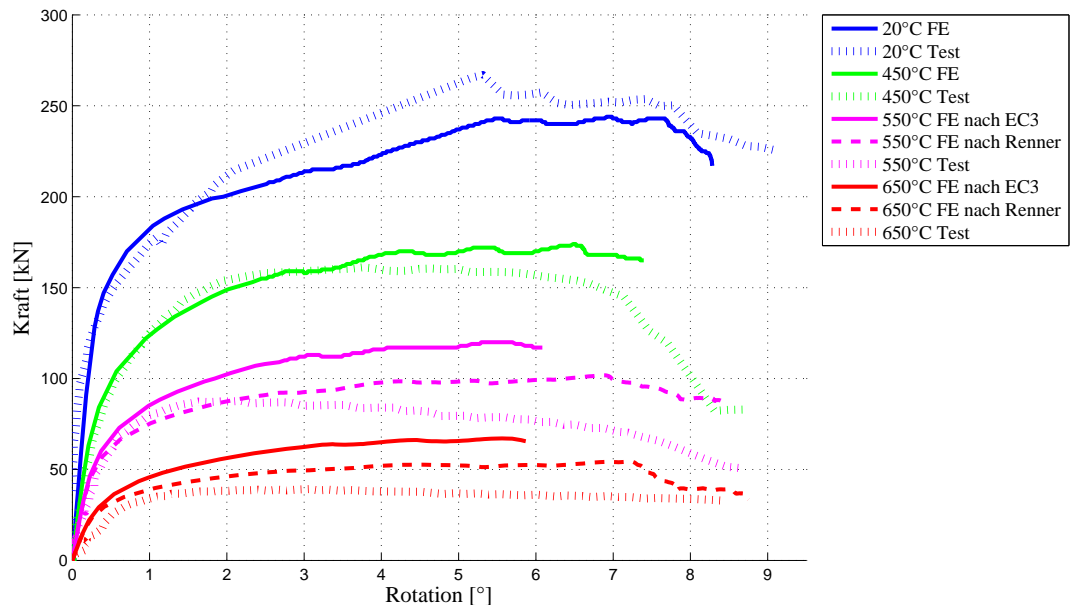


Abb. 39: Vergleich der FE-Ergebnisse unter Verwendung unterschiedlicher Materialbeschreibungen für die netzunabhängige Modellierung

Dieser Vergleich der Ergebnisse zeigt, dass eine Verwendung der von Renner ermittelten Abminderungsfaktoren weitaus realistischere Ergebnisse der Simulationen im Vergleich zu den Versuchsergebnissen zeigen, als die Berechnungen mit den Materialbeschreibungen nach Eurocode 3. Auch der Zeitpunkt des Versagens ist so bei den hohen Temperaturen von 550°C und 650°C sehr gut in der Simulation abgebildet.

Neben des Einflusses der Dehnrates auf das Verhalten der Baustähle im Test wird auch ein Einfluss auf das Schraubenmaterial vorhanden sein. Gonzalez et al. [34] haben dies auch bei Versuchen an Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 feststellen und klassifizieren können. Ihrer Meinung nach ist dabei das Hochtemperaturkriechen im Material (siehe Kapitel 3.3) bei langsamen Dehnrates für den Abfall in den Spannungs-Dehnungs-Beziehungen bei hohen Temperaturen gegenüber geringerer Dehnrates verantwortlich. Leider gelten die dort ermittelten Faktoren nur für hochfeste Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 und können nicht für die im Versuch verwendeten Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 übernommen werden. Trotzdem kann davon ausgegangen werden, dass auch bei diesen Schrauben ein ähnlicher Abfall in der Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung vorhanden ist und die Ergebnisse der FE-Simulation demnach noch besser mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen könnten.

Neben den zuvor genannten nicht realitätsnahen Materialeigenschaften in den vorherigen FE-Simulationen könnten noch weitere Faktoren für die Unterschiede verantwortlich sein. So wird zum Beispiel in den FE-Berechnungen die Lagerung immer als fest und die Lasteinleitungsstäbe als rein elastisch angenommen und können sich auch bei höheren Temperaturen nicht verändern. Im Versuch werden allerdings Balken als Lagerung und Lasteinleitung verwendet, die mit Schrauben am Versuchsträger befestigt sind. Damit diese nicht den hohen

Temperaturen ausgesetzt sind, werden sie mit Isolationsmaterial ummantelt. Diese Isolierung kann aber ein Aufheizen der Bauteile nicht komplett verhindern, sodass die Lagerung und Lasteinleitung aufgrund der hohen Umgebungstemperaturen im Versuch wahrscheinlich weniger Last übertragen bzw. aufnehmen kann als in der FE-Simulation. Weitere Zusatzuntersuchungen in den Versuchen haben hier allerdings gezeigt, dass sich diese ummantelten Bauteile auch bei einer hohen Temperatur von 700°C im Ofen auf nur 120°C aufheizen. Damit darf angenommen werden, dass eine Veränderung der Lagerbedingungen vernachlässigbar klein ist, da bis zu einer Temperatur von 200°C im Allgemeinen keine großen Änderungen in den Materialeigenschaften auftreten.

Schlussendlich darf auch nicht ausgeschlossen werden, dass in den FE-Simulationen nur eine Versagensart gut wiedergegeben werden kann. So versagt bei den Versuchen unter 20°C und 450°C die Kopfplatte, bei 550°C sowie 650°C dagegen die beiden oberen Schrauben. Da allerdings die ermittelten Rotationen bei hohen Temperaturen gut zu den Testergebnissen passen und die Balkenelemente, welche die Schrauben simulieren, in den FE-Simulationen zum Schluss keine Spannungen aber sehr hohe Dehnungen aufweisen und damit das Versagen des Materials anhand des Materialmodells gut abbilden, erscheint auch dies nicht sehr wahrscheinlich.

Es kann daher davon ausgegangen werden, dass sich die Unterschiede vor allem auf die nicht realitätsnahen Materialeigenschaften der Norm DIN EN 1993-1-2 [14] bei konstanten Temperaturen und langsamen Dehnraten begründen, dies zeigt auch der beispielhafte Vergleich der Ergebnisse für die netzunabhängige Modellierung in Abbildung 39.

Aus diesem Grund soll an dieser Stelle noch einmal hervorgehoben werden, dass durch das Kriechverhalten von Stählen bei hohen Temperaturen die Dehnraten einen großen Einfluss auf die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Materials hat und deswegen auch in FE-Simulationen diese bestmöglich durch eine geeignete Wahl der Abminderungsfaktoren abgebildet werden muss.

4.5 Vergleich der Ergebnisse und Wahl der bestgeeigneten Modellierung

Ziel dieser Voruntersuchung der Modellierung von Schraubverbindungen ist es, eine der vier zuvor ausführlich dargestellten Modellierungsvarianten auszuwählen, um diese nachfolgend in das Gesamtmodell einer Stahlhallenkonstruktion einzubauen. Für einen solchen Einbau ist es nicht nur wichtig, dass die Ergebnisse der FE-Simulation recht gut mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen, sondern auch, dass der Rechen- und Modellierungsaufwand des lokalen feinen Modells möglichst gering ist, um die gewählte Variante auch wirtschaftlich nutzen zu können.

Um eine Aussage treffen zu können, welche Modellierung die bestgeeigneten Ergebnisse liefert, werden alle untersuchten Varianten in Abbildung 40 bei den vier untersuchten konstanten Temperaturen von 20°C, 450°C, 550°C und 650°C miteinander verglichen. Für eine bessere Einschätzung sind hier auch die Versuchsergebnisse schwarz gepunktet mit aufgeführt.

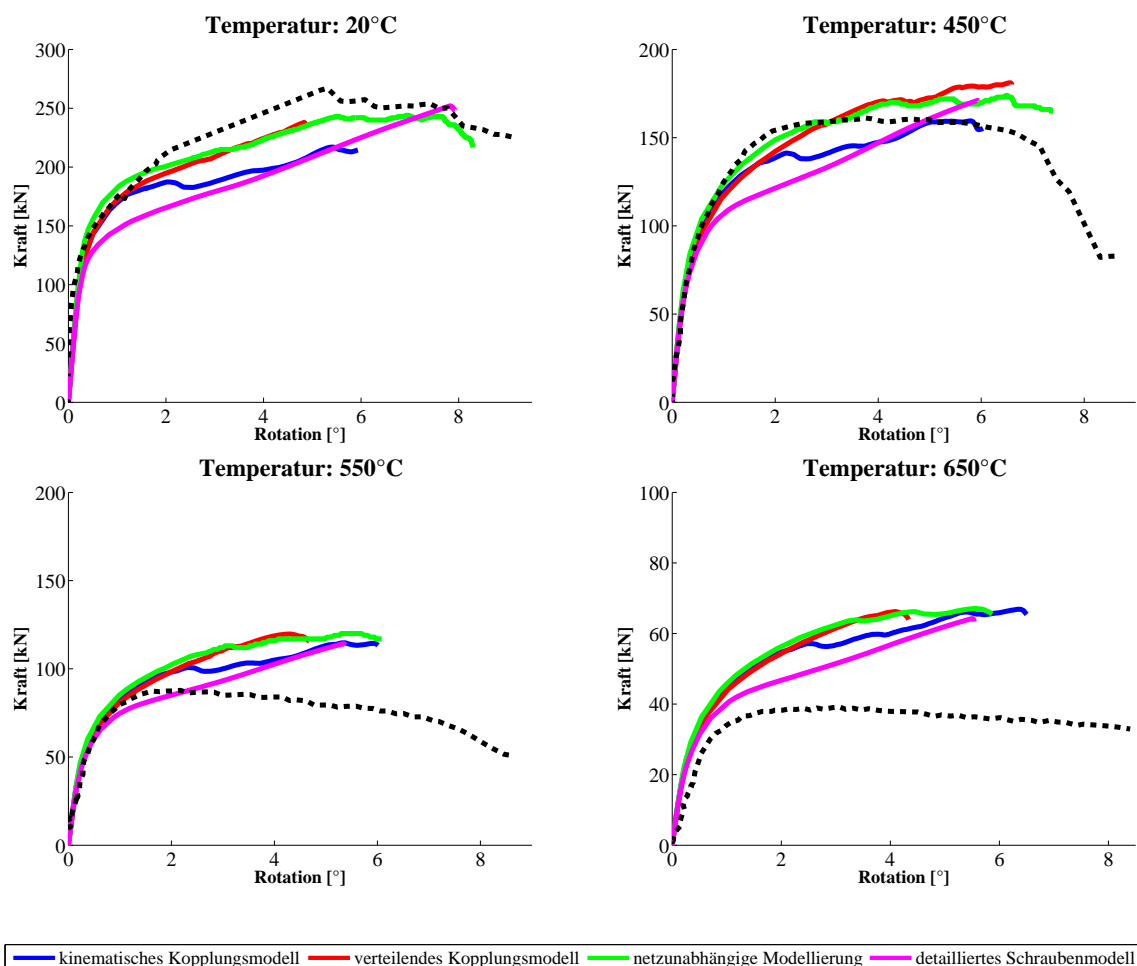


Abb. 40: Vergleich der vier untersuchten Schraubmodellierungen in der FE bei einer konstanten Temperatur bei 20°C, 450°C, 550°C und 650°C

Bei den Modellen mit kinematischen beziehungsweise lastverteilenden Kopplungselementen sind nur die jeweils am besten erscheinenden Ergebnisse dargestellt, also bei den kinematischen Kopplungselementen eine einreihige Anbindung und bei den lastverteilenden eine zweireihige.

Diese Vergleiche zeigen, dass alle Ergebnisse der untersuchten Modellvarianten recht nah beieinander liegen und es meist keinen großen Unterschied macht, welche Modellierungsvariante verwendet wird. Betrachtet man die Ergebnisse näher, so fällt auf, dass die detaillierte Schraubenmodellierung (in den Vergleichen pink dargestellt) ein weiches Verhalten der Verbindung, also eine geringere Lastaufnahme, aufweist als die anderen untersuchten Varianten. Dies führt dazu, dass hier die FE-Ergebnisse bei hohen Temperaturen etwas geringere Unterschiede zu den Testergebnissen aufweisen als bei den anderen Varianten, wobei zuvor schon festgestellt werden konnte, dass diese Abweichungen bei hohen Temperaturen primär auf die Materialbeschreibung nach Eurocode 3 und nicht auf die Modellierung zurückzuführen ist. Hingegen führt das weiche Verhalten der detaillierten Schraubenmodellierung bei den niedrigen Temperaturen von 20°C und 450°C zu den höchsten Unterschieden im Vergleich und eine Verwendung dieses Modells wird aus diesem Grund und aufgrund des großen Aufwands in der Modellerstellung und der Berechnung nicht als sinnvoll angesehen.

Das lastverteilende Kopplungsmodell (rot in Abbildung 40 dargestellt) kann meist die großen Rotationen nicht gut abbilden, da die Rechnungen sehr viel früher als bei den anderen Varianten abbrechen. Daher empfiehlt es sich eher eine andere Modellierung auszuwählen, die auch diese großen Rotationen möglichst gut abbilden kann.

Somit erscheint vor allem eine Verwendung des kinematischen Kopplungsmodells (blau in Abbildung 40 dargestellt) und der netzunabhängigen Modellierung (grün) als sinnvoll. Im Vergleich der FE-Ergebnisse mit den Versuchsergebnissen zeigt sich dabei, dass die netzunabhängige Modellierung etwas bessere Ergebnisse bei Raumtemperatur aufweist, wohingegen das kinematische Kopplungsmodell bei einer Temperatur von 450°C die realistischeren Ergebnisse liefert. Bei den höheren Temperaturen von 550°C und 650°C kann dagegen nicht gesagt werden, welche Variante besser ist, da die Ergebnisse beider Modellierungen sehr ähnlich sind. Somit kann aufgrund der Ergebnisse nicht eindeutig festgestellt werden, welche Modellierung bei allen Temperaturen die besseren Ergebnisse aufweist. Die netzunabhängige Variante ist dabei etwas weniger aufwendig in der Modellierung, da hier die Schraubblöcher nicht modelliert und das Netz an diesen Stellen nicht angepasst werden müssen. In den Berechnungszeiten der FE-Simulationen konnten zwischen beiden Varianten keine Unterschiede festgestellt werden.

Aufgrund des etwas geringeren Modellierungsaufwands bei gleichbleibend guten Ergebnissen im Vergleich zum kinematischen Kopplungsmodell wird daher die netzunabhängige Modellierung für die Verwendung im Gesamtmodell ausgewählt.

4.6 Zusammenfassung

Zur Voruntersuchung und Auswahl einer geeigneten Modellierungsart von Schraubverbindungen mit Finiten Elementen werden in diesem Kapitel Versuche der Universität Sheffield [63] nachvollzogen. Bei den so nachberechneten Versuchen aus Sheffield handelt es sich um Tests an Kopfplattenanschlüssen bei konstanten Temperaturbelastungen und der zusätzlichen Aufbringung einer mechanischen Last, die durch den Versuchsaufbau als Quer- und Zugkraft auf den Anschluss wirkt.

Für die Modellierung der Schrauben sowie der Umgebungsstruktur werden dabei zwei grundsätzlich unterschiedliche Ansätze analysiert. Zum einen wird ein 2-dimensionaler Modellierungsansatz verwendet, bei dem die Schraube als Balkenelement und die Umgebungsstruktur mit Schalenelementen modelliert wird, zum anderen wird eine 3-dimensionale Modellierungsansatz untersucht, bei dem die gesamte Struktur des Versuchsträgers detailliert mit Volumenelementen modelliert wird. Bei der 2-dimensionalen Modellierung werden zusätzlich noch drei verschiedene Arten der Anbindung der Balkenelemente, welche die Schrauben repräsentieren, an die Umgebungsstruktur näher betrachtet. Dazu werden in einem Fall kinematische Kopplungselemente zwischen den Balkenelementen und der Umgebungsstruktur verwendet, in einer zweiten Modellierungstechnik werden stattdessen lastverteilende Kopplungselemente eingesetzt, bei der dritten Modellierung werden ebenso lastverteilende Kopplungselemente verwendet, allerdings werden hier die Schraublöcher nicht modelliert, sodass man von einer netzunabhängigen Modellierung sprechen kann.

Insgesamt werden somit vier verschiedene Modellierungsvarianten von Schraubverbindungen in der Voruntersuchung erprobt und miteinander sowie mit den Versuchsergebnissen der Universität Sheffield [58] verglichen.

Es hat sich dabei gezeigt, dass die Simulation von Anschlüssen unter Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens und des nichtlinearen geometrischen Verhaltens der Struktur mit allen verwendeten Varianten grundsätzlich möglich ist. Bei kleinen Rotationen von unter 1° sind die Last-Rotations-Beziehungen für alle vier untersuchten Varianten bei allen Temperaturen nahezu identisch, wohingegen sie bei höheren Rotationen leicht auseinander divergieren aber dennoch vergleichbar sind.

Aus diesem Grund wird die Entscheidung für eine Modellierungsart vor allem aufgrund der unterschiedlich großen Zeitaufwände in der Modellierung sowie der FE-Berechnung getroffen und die netzunabhängige Variante für die nachfolgende Verwendung im Gesamtmodell einer Stahlhallenkonstruktion ausgewählt.

5 Gesamtmodell einer Stahlhallenkonstruktion

Neben dem zuvor durchgeführten Vergleich verschiedener Schraubmodellierungen soll im Rahmen dieser Arbeit auch überprüft werden, ob die ausgewählte Variante der netzunabhängigen Modellierung in einem Gesamtmodell sinnvoll verwendet werden kann. Dafür wird dieses lokal verfeinerte Modell in ein gröber beschriebenes Gesamtmodell eingebaut. Dies wird nachfolgend durchgeführt und in diesem Kapitel beschrieben.

Dafür wird zunächst ein Gesamtmodell einer ungeschützten Stahlhalle auf Basis der Musterstatiken des bauforumstahl e.V [21] aufgebaut sowie belastet. Anschließend wird eine lineare statische Berechnung dieses Gesamtmodells in Abaqus [16] durchgeführt und ausgewertet. Auf Basis dieses Modells wird ein Teil der Stahlhalle feiner aufgelöst modelliert und die gewählte lokale Verfeinerung für die Schraubverbindungen der Voruntersuchungen aus Kapitel 4 integriert. Dieses lokal verfeinerte Modell wird dann bei verschiedenen Temperaturbelastungen näher untersucht, um klären zu können, ob das lokal verfeinerte Modell ein Versagen der Stahlhalle unter Brandbelastung grundsätzlich abbilden kann.

5.1 Beschreibung des globalen Modells der Stahlhallenmusterstatik

Das bauforumstahl e.V [21] bietet eine ausführliche Darstellung der Auslegung von Stahlhallen mittels verschiedener Musterstatiken auf seinem Internetauftritt. Diese Unterlagen zu den Musterstatiken sind zwar aus rechtlichen Gründen nicht zur direkten Anwendung nutzbar, sondern verstehen sich als Unterstützung für eine konkrete Planung.

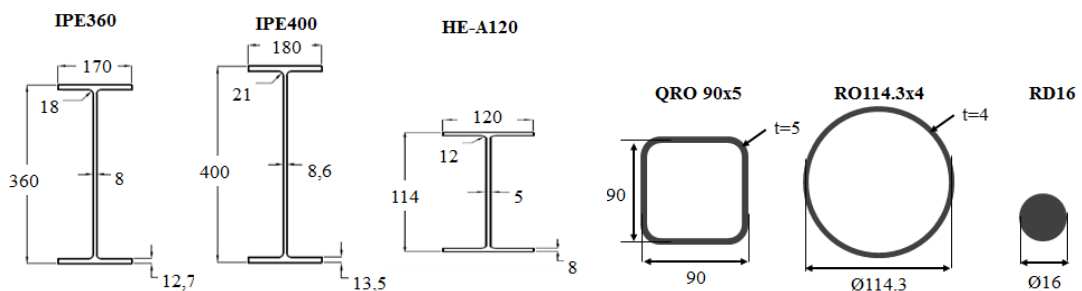
Für diese Arbeit bieten diese Musterstatiken dennoch eine geeignete Basis, da sowohl die Geometrie als auch die Belastung einer solchen Stahlhallen sehr detailliert dargestellt ist und somit eine gute Basis für eine möglichst realitätsnahe Berechnung einer Stahlhalle mit Finiten Elementen bietet. Des weiteren wurde auch gezeigt, dass diese Musterstatiken generell verwendet werden können, da bereits eine erfolgreich in die Realität umgesetzt [20] werden konnte.

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Berechnungen mit Finiten Elementen wurde eine als „MS212075“ bezeichnete Musterstatik ausgewählt, welche eine $12 \times 60 \times 4 \text{ m}^3$ große Stahlhallenkonstruktion aus warm gewalzten Profilen beschreibt und auf Einzelfundamenten gegründet ist. Für die gesamte Halle wird eine Verwendung des Baustahls S235JR mit den in Tabelle 3 dargestellten Eigenschaften angenommen.

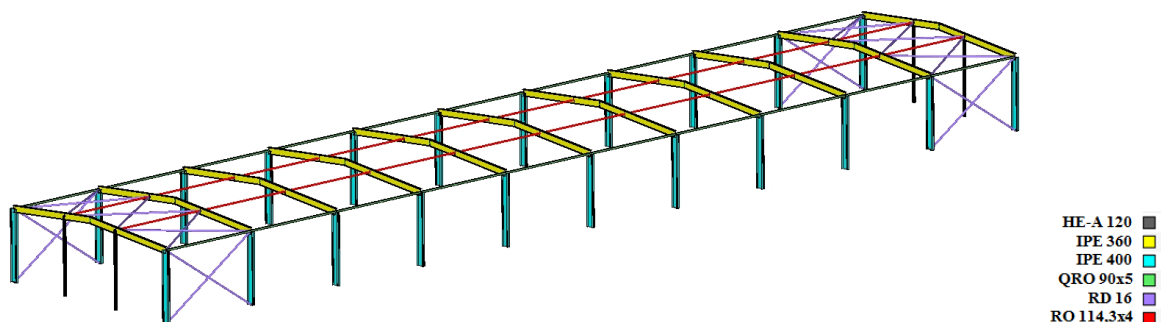
Tabelle 3: Normwerte für S235JR bei Raumtemperatur nach DIN EN 1993-1-1 [13]

Stahlsorte	S235JR
Streckgrenze f_y [$\frac{N}{mm^2}$]	235
Zugfestigkeit f_u [$\frac{N}{mm^2}$]	370
Elastizitätsmodul E [$\frac{N}{mm^2}$]	210 000
Schubmodul G [$\frac{N}{mm^2}$]	81 000
Dichte ρ [$\frac{g}{cm^3}$]	$1,2 \cdot 10^{-5}$
Wärmeausdehnungskoeffizient α [$\frac{1}{K}$]	$1,2 \cdot 10^{-5}$

Bei den verwendeten Profilen der Musterstatik handelt es sich um sechs verschiedene Profile, welche in Abbildung 41 dargestellt sind. Bei der Verwendung des RD16-Profils sollen nach der Musterstatik [21] Stab-Elemente und für alle anderen Profile Balkenelemente verwendet werden. Dies wird in Abaqus [16] mit dem Elementtyp T3D2 für die Stäbe und B31 für die Balken umgesetzt.

**Abb. 41:** Verwendete Profile im Modell der Stahlhalle nach [2], [3] und [5]

Die Verwendung der einzelnen Profile sowie die Positionen der Knoten ist im Bericht der Musterstatik detailliert beschrieben und wird so auch in Abaqus [16] umgesetzt. Daraus ergibt sich das in Abbildung 42 dargestellte Modell.

**Abb. 42:** Finite Elementen Modell der Stahlhalle

Das Modell ist an den unteren Knoten, also den Fundamentanschlußpunkten, in allen Richtungen translatorisch gelagert. Des weiteren sind noch einige Gelenke modelliert, die in den jeweiligen Elementkoordinaten M_y und M_z wirken. Dies betrifft zum einen alle Knoten der QRO90x5 und RO114,2x4 Balken. Außerdem sind die Endknoten, also die oberen Knoten, der HE-A120 Profile gelenkig gelagert. Umgesetzt werden diese Gelenke im FE-Modell in Abaqus durch sogenannte „Befreiungen,“ (Releases) in den Balkenelementen an den jeweiligen Anfangs- oder Endknoten.

Neben den Gelenken werden noch Drehfedern verwendet, welche die Schraubanschlüsse im Modell repräsentieren sollen. Bei den Schraubverbindungen handelt es sich um Kopfplattenanschlüsse, die an den Rahmenecken und den Firstpunkten verbaut sind. In Abbildung 43 sind die Geometrien der dort verwendeten Kopfplatten dargestellt. Für die Verbindung werden außerdem jeweils 3x2 Schrauben mit M20 Gewinde an den Firstpunkten und mit M24 Gewinde an den Rahmenecken verwendet. Im globalen Modell sind diese Anschlüsse allerdings nicht detailliert ausmodelliert, sondern die Rotationssteifigkeit des gesamten Anschlusses wird an der jeweiligen Stelle als Drehfeder im Modell repräsentiert. Auch die Versteifung der Rahmenecken mit 15 mm dicken Blechen ist in diesem Modell nicht dargestellt, wird aber nachfolgend im lokal verfeinerten Modell abgebildet.

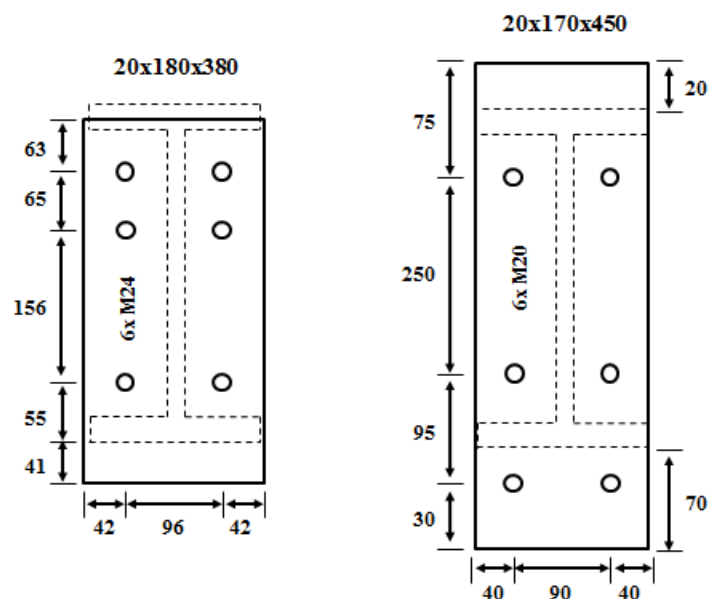


Abb. 43: Kopfplattengeometrien der Rahmenecken (links) und Firstpunkte (rechts) nach [61] und [22]

Die Berechnung der Federsteifigkeiten der Drehfedern resultieren dabei nach Angaben der Musterstatik [21] zum einen aus Berechnungen nach der Komponentenmethode (siehe Kapitel 2.2.1) für die Drehfedern der Rahmenecken sowie den Angaben der typisierten Verbindung IH 3.1 E 36 20 aus [61] für die Firstpunkte. Basis für die Berechnung dieser Federsteifigkeiten nach der Komponentenmethode in der Musterstatik aber auch der typisierten Verbindung ist die Norm DIN EN 1993-1-8 [12].

Die Drehfedersteifigkeiten betragen demnach 215,49 MNm/rad für die Firstpunkte und 61,42 MNm/rad für die Rahmenecken und wirken jeweils um die globale y-Achse des Modells. Die Umsetzung im Finiten Elementen Modell erfolgt ebenfalls über Drehfedern. Damit die Drehfedern nur in M_y wirken und alle anderen Freiheitsgrade direkt übertragen werden, werden an diesen Stellen der Anschlüsse zwei Knoten an exakt derselben Positionen definiert und durch Drehfedern in M_y miteinander gekoppelt. Alle anderen Freiheitsgrade der Knoten werden mit kinematischen Kopplungselementen verbunden. Für ein besseres Verständnis der Modellierung ist diese in Abbildung 44 schematisch dargestellt.



Abb. 44: Schematische Darstellung der Modellierung der Drehfedern in der FE (Darstellung als Explosionsgraphik)

Für die gewählte Stahlhalle werden sechs verschiedene statische mechanische Belastungen in der Musterstatik [21] beschrieben. Auch die Aufbringung der einzelnen Lasten ist der Musterstatik zu entnehmen, welche zumeist als Linienlasten auf das Modell erfolgt. Beim Lastfall „Eigengewicht und Aufbau“ wird dabei das Eigengewicht des Modells durch Vorgabe der Dichte des Materials und der Gravitation als Belastung verwendet und die zusätzlichen Lasten des Aufbaus, der nicht im Modell enthalten ist, als Linienlasten hinzugefügt.

Zusammengefasst wird das Finite Elementen Modell der Stahlhalle mit den in Tabelle 4 aufgezählten einzelnen Lasten beaufschlagt. Eine genaue Beschreibung der einzelnen Linienlasten ist in [21] zu finden. Der Lastfall „Kran“ ist dabei nach der Musterstatik optional, falls in der gewünschten Stahlhalle ein Kran eingebaut werden sollte.

Tabelle 4: Einzellasten des Modells der Stahlhalle

Lastfallname [-]	$\sum F_x$ [kN]	$\sum F_y$ [kN]	$\sum F_z$ [kN]
Eigengewicht und Aufbau	-	-	709,54
Schnee	-	-	590,83
Wind in +X	165,88	-8,82	-343,46
Wind in +Y	-	-119,73	-311,02
Wind in X LE Traufriegel	83,10	-	47,13
Kran	10	-	100

In der Realität werden diese Belastungen aber nicht einzeln sondern in Kombinationen miteinander auftreten. Für den statischen Nachweis einer solchen Stahlhalle existieren in der Norm DIN EN 1990 [9] verschiedene Kombinationsregeln für die Erstellung solcher kombinierten Lastfälle. Diese Regeln wurden auch für den Nachweis in der Musterstatik angewendet. Da im Rahmen dieser Arbeit das Modell aber nicht für einen statischen Nachweis verwendet werden soll, sondern nur ein Modell mit möglichst realitätsnahen mechanischen Lasten benötigt wird, werden vereinfachend nur die in Tabelle 5 beschriebenen kombinierten Lasten verwendet. Bei diesen kombinierten Lastfällen wird angenommen, dass kein Kran in der Stahlhalle verwendet wird. Des Weiteren wird aus Plausibilitätsgründen immer Eigengewicht auf die Struktur wirken. Bei der Faktorisierung der Einzellasten für jeden kombinierten Lastfall wird jeweils ein Faktor von eins angenommen.

Die daraus resultierenden Spannungen und Verformungen im Gesamtmodell der Musterstatik der in Tabelle 5 beschriebenen kombinierten Lasten sind in Anhang B zu finden.

Tabelle 5: Kombinierte Lasten des Gesamtmodells der Stahlhalle

Lastfallnummer	Einheitslastfall	Faktor
1	Eigengewicht und Aufbau	1.0
	Wind in +X	1.0
2	Eigengewicht und Aufbau	1.0
	Wind in +Y	1.0
3	Eigengewicht und Aufbau	1.0
	Wind in X LE Traufriegel	1.0
4	Eigengewicht und Aufbau	1.0
	Wind in +X	1.0
	Schnee	1.0
5	Eigengewicht und Aufbau	1.0
	Wind in +Y	1.0
	Schnee	1.0
6	Eigengewicht und Aufbau	1.0
	Wind in X LE Traufriegel	1.0
	Schnee	1.0
7	Eigengewicht und Aufbau	1.0
	Schnee	1.0

Eine Auswertung der Ergebnisse der Finiten Elementen Berechnung, welche in Anhang B dargestellt sind, führt zu dem Schluss, dass der kombinierte Lastfall vier, welcher aus einer Kombination von Eigengewicht, Wind in x-Richtung und Schneelasten besteht, zur höchsten Von-Mises Vergleichsspannung von etwa 109 MPa führt. Die größten Verformungen treten dagegen bei den kombinierten Lastfällen sechs und sieben mit etwa 30 mm auf. Diese beiden Lastfälle bestehen dabei aus Kombinationen von Eigengewicht und Schnee und beim Lastfall sechs kommt außerdem eine Belastung durch Wind im Traufriegel hinzu.

Für die nachfolgenden Untersuchungen wird aufgrund der deutlich höheren Spannungen im Modell und außerdem recht hohen Verformungen der kombinierte Lastfall vier für die nachfolgenden Untersuchungen als mechanische Beanspruchung der Struktur ausgewählt. Der Einbau des lokal verfeinerten Modells, welches im nachfolgenden Kapitel 5.2 näher beschrieben wird, erfolgt dann an dem am stärksten belasteten Rahmen im Bereich des Balkens mit der Nummer 72.

5.2 Einbau eines lokal verfeinerten Teilmodells in das Gesamtmodell

Für die weiteren Untersuchungen wird ein Teil der Stahlhallenstruktur des Gesamtmodells verfeinert modelliert. Dabei handelt es sich um den am höchsten belasteten Bereich beim kombinierten Lastfall vier, der nun mit Schalenelementen beschrieben wird. Dafür wird die eine Seite des Rahmentragwerks inklusive der daran angeschlossenen Bauteile jeweils bis etwa zur Hälfte der Bauteillänge fein aufgelöst modelliert. Dargestellt ist dieser Bereich des lokal verfeinerten Modells in Abbildung 45.

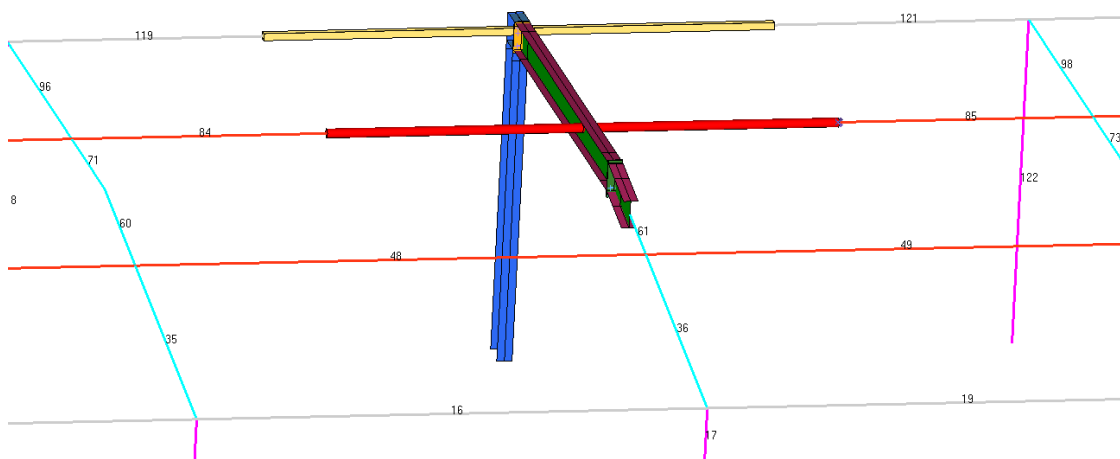


Abb. 45: Lage des lokal verfeinerten Modells im Gesamtmodell

In den Voruntersuchungen zur Modellierung der Anschlüsse in Kapitel 4.3.1 hatte sich in den Konvergenzstudien bereits gezeigt, dass eine Verwendung von S3R/S4R-Schalenelementen am besten für eine solche Modellierung geeignet ist, weswegen dieser Elementtyp auch hier verwendet wird. Auch bei der Vernetzung wird auf die Ergebnisse der Voruntersuchungen zurückgegriffen und eine Elementlänge von 10 mm im Bereich der Anschlüsse gewählt. In den anderen Bereichen der lokalen Verfeinerung wird hingegen die Vernetzung im Rahmen

einer Konvergenzstudie variiert, um die Anzahl der Elemente und damit die Rechenzeit so weit wie möglich verringern zu können, ohne dass sich dadurch ein signifikanter Einfluss auf die Ergebnisse ergibt. Diese Konvergenzstudien sind in Anhang A.3 beschrieben. Dabei zeigt sich, dass eine Elementlänge von 30 mm für die Hohlprofile QRO90x5 und RO114,3x4 ausreichend fein vernetzt ist. Die IPE-Profile werden in den Bereichen außerhalb der Anschlüsse (bis etwa 400 mm vom jeweiligen Anschluss entfernt) mit einer Elementlänge von 50 mm vernetzt.

Des Weiteren werden die Anschlüsse in diesem lokal verfeinerten Bereich nicht mehr als Drehfedern sondern mit ihren jeweiligen Komponenten, wie den Kopfplatten und Schrauben, nach der netzunabhängigen Modellierungstechnik aus Kapitel 4 modelliert. Für die Kontaktbeschreibung zwischen den Kopfplatten am First, beziehungsweise der IPE400-Stütze und der Kopfplatte an der Rahmenecke, wird, wie in den vorangegangenen Voruntersuchungen, ein „Surface to Surface“ Kontakt mit der Penalty Methode gewählt. Die Schweißnähte zwischen den Kopfplatten und den Trägern werden ebenso in diesem Modell vereinfacht, indem die Bauteile im FE-Modell direkt miteinander verbunden sind. Die Anbindungen der Hohlprofile an die IPE360-Balken ist weder in [61] noch [22] detailliert beschrieben, aus diesem Grund werden auch diese Anbindungen vereinfacht und die Bauteile direkt miteinander verbunden. Diese Modellierung ist in Abbildung 46 dargestellt.

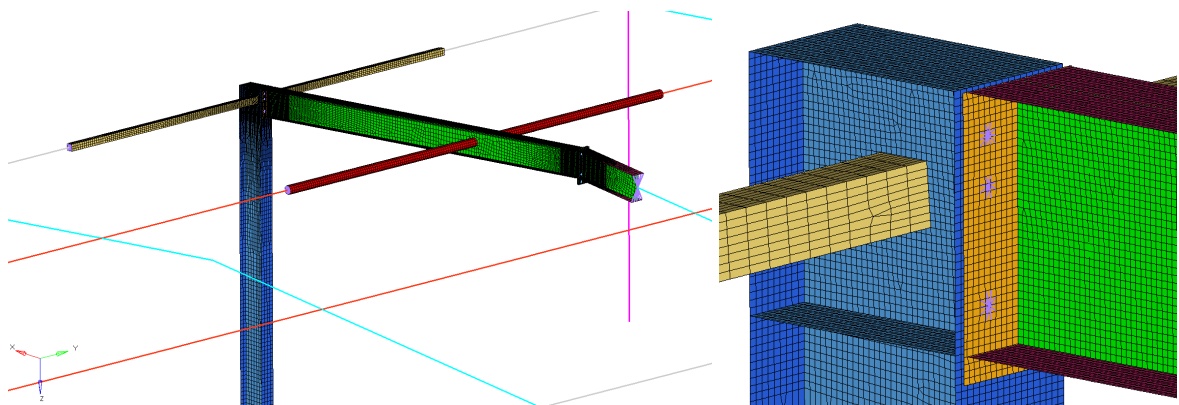


Abb. 46: Lokal verfeinerte Modellierung im Gesamtmodell der Stahlhalle (rechts ein Detailbild der Anschlussmodellierung)

Dieses lokal verfeinerte Modell mit Schalenelementen wird mittels Kopplungselementen an die gröber idealisierte Umgebungsstruktur der Stahlhalle, welche mit Balkenelementen vernetzt ist, angebunden. Dafür werden alle Knoten des Endquerschnitts der jeweiligen Profile, die mit Schalenelementen modelliert sind, mit dem Anfangsknoten des Balkenelements durch ein lastverteilendes Kopplungselement verbunden.

Die lastverteilenden Kopplungselemente werden gewählt, um ein unrealistisches Aussteifen der Profilquerschnitte im Bereich dieser Kopplungen im Modell zu verhindern, welche in der Regel bei der Verwendung von kinematischen Kopplungen entstehen. Eine zusätzlich durchgeführte Untersuchung mit kinematischen Kopplungselementen hat sogar weiterhin gezeigt, dass durch eine solche Verwendung der kinematischen Kopplungselemente nicht nur ein lokales Versteifen im jeweiligen Profilquerschnitt zu beobachten ist, sondern, dass das gesamte

Rahmentragwerk in diesem Bereich sehr steif modelliert ist und kaum noch Verformungen in dem so angebundenen Rahmen auftreten können. Auch aus diesem Grund sollten für solche Kopplungen zwischen der mit Balken modellierten Umgebungsstruktur und den lokalen Verfeinerungen mit Schalenelementen keine kinematischen Kopplungselemente verwendet werden.

Die Kopplungen zwischen dem mit Balken, Stäben und den zuvor erwähnten Drehfedern nur grob modellierten Gesamtmodell und der lokalen Verfeinerung ist in allen Bereichen gleich und in Abbildung 47 mit der Kopplung des IPE360-Trägers beispielhaft abgebildet, dabei ist der Balken rot und die lastverteilenden Kopplungselemente in lila dargestellt.

Die Auflagerung des lokal verfeinerten Modells im Bereich der Fundamente erfolgt, wie in den mit Balken modellierten Bereichen, indem die Verschiebungen der Knoten dort in alle Richtungen translatorisch gesperrt sind.

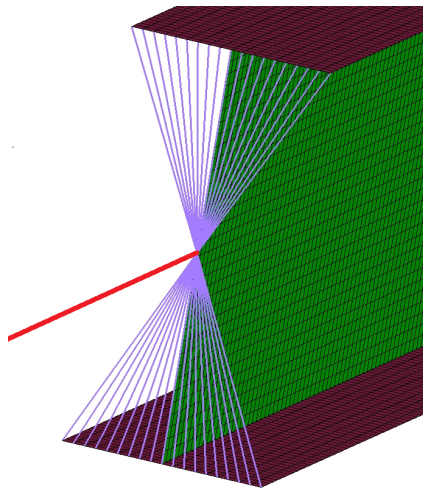


Abb. 47: Kopplung des lokal verfeinerten Modells an die gröber vernetzte Umgebungsstruktur am Beispiel des IPE360-Profiles

Die mechanische Belastung wird auch im verfeinerten Modell auf einer Linie aufgebracht. Allerdings bietet das für die Berechnungen verwendete FE-Programm Abaqus [16] nicht die Möglichkeit eine solche Linienlast in den globalen Koordinatenachsen direkt für Schalenelemente anzugeben, weswegen diese Linienlasten anhand der Elementlängen in äquivalente Knotenkräfte umgerechnet und aufgebracht werden.

Als Linie für die Aufbringung der Kräfte werden für die IPE360-Trägerprofile die Oberseite des Stegs und für das IPE400-Stützenprofil die Höhe des Schwerpunkts, also die Mittellinie des Profils, ausgewählt, da davon ausgegangen wird, dass diese Bereiche am besten zu den realen Lasten passen. Für die verfeinerten Hohlprofile, QRO90x5 und RO114.3x4, ist in der Musterstatik keine zusätzlichen Belastungen außer dem Eigengewicht der Struktur vorgesehen, sodass auch im verfeinerten Modell keine Belastungen aufgebracht werden.

Die Abweichungen in den Auflagerkräften des lokal verfeinerten zu dem vorherigen reinem Balkenmodell sind dabei vernachlässigbar gering, wie Tabelle 6 zeigt. Deswegen kann geschlossen werden, dass etwaige Abweichungen in den Ergebnissen der beiden Modelle durch unterschiedliche Belastungen entstanden sind.

Tabelle 6: Vergleich der Auflagerkräfte zwischen dem globalen und lokal verfeinerten Modell

	$\sum F_x$	$\sum F_y$	$\sum F_z$
Reines Balkenmodell [kN]	165,88	-8,82	956,91
Lokal verfeinertes Modell [kN]	166,26	-8,82	956,55
Abweichungen [kN]	0,38	-	0,36
prozentuale Abweichungen [%]	0,23	-	0,04

Für eine erste Vergleichsrechnung (siehe Kapitel 5.3) werden für alle Bereiche lineare Materialeigenschaften mit den in Tabelle 3 angegebenen Materialeigenschaften von Stahl verwendet.

5.3 Vergleichsrechnung des lokalen verfeinerten Modells

Für einen ersten Vergleich des lokal verfeinerten Modells zu dem vorherigen reinem Balkenmodell wird zunächst eine nahezu lineare Rechnung mit der Belastung des kombinierten Lastfalls vier durchgeführt, in dem nur der nichtlineare Effekt der Kontakte miteinbezogen wird. Weitere Nichtlinearitäten, wie nichtlineare Materialeigenschaften oder geometrische Effekte, werden bei diesem Vergleich nicht simuliert.

Bei diesem Vergleich zeigt sich, dass nun die größten Verformungen nicht im Bereich des Firsts sondern bei dem Hohlprofil RO114.3x4 auftreten, siehe Abbildung 48. Diese Verformung entsteht durch das Eigengewicht des Hohlprofils und kann in der groben Modellierung nicht abgebildet werden, da dort an diesen Stellen keine Knoten vorhanden sind und Verformungen bei der Finiten Elementen Methode nur an Knoten ermittelt werden. Sollte also ein Stahlhallenmodell, welches grob mit Balkenelementen modelliert ist, solche Verformungen repräsentieren können, so sind solche Bereiche mit mindestens zwei Balken oder mit Elementen mit höheren Ansatzfunktionen zu verfeinern, um an dieser Stelle einen Knoten zu haben, welcher diese Verformungen aufweisen kann.

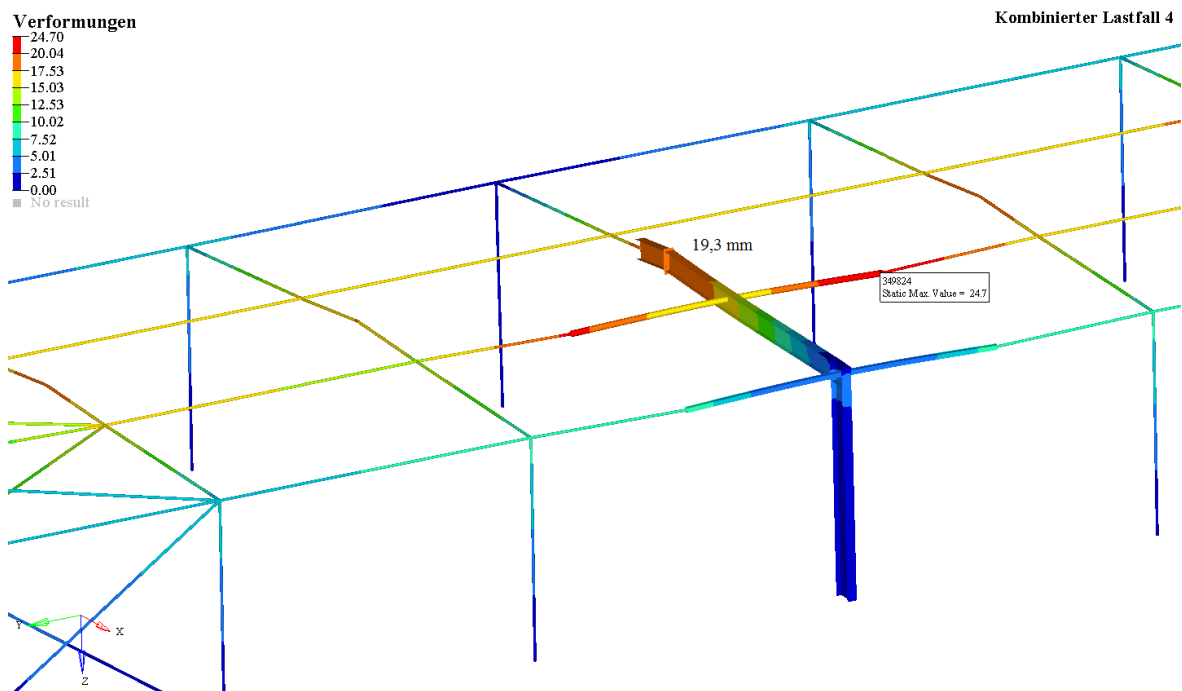


Abb. 48: Verformung des lokal verfeinerten Modells bei einer quasi-linearen Berechnung

Vergleicht man dagegen die Verformungen am Rahmenfirst mit den Verformungen des groben Modells (Abbildung 71 in Anhang B), so passen die Verformungen des lokal verfeinerten Modells mit maximal 19,3 mm sehr gut zu den Ergebnissen des groben Modells mit einer maximalen Verformung von 19,78 mm. Ein Vergleich der Spannungen zwischen der groben Modellierung und des verfeinerten Modells ist sehr schwierig, da diese im verfeinerten Modell im Bereich des Anschlusses in der Rahmenecke auftritt, der im groben Modell nur als Drehfeder modelliert ist. Im Bereich des Firstpunktes, an der in groben Modellierung eine maximale Von-Mises Spannung von 109 MPa auftrat, ist die maximale Von-Mises Spannung mit 104,9 MPa aber sehr gut vergleichbar.

Dieser Vergleich zeigt daher, dass das lokal verfeinerte mehrskalige Modell die Ergebnisse des groben globalen Modells gut repräsentiert und deswegen die Steifigkeit und Verhalten der Stahlhalle richtig abbildet. Zusätzlich ermöglicht diese Kombination verschiedener Skalen der Modellierung eine detaillierte Betrachtung von lokalen Effekten durch die Verfeinerung und das Abbilden des Verhaltens der gesamten Struktur durch das globale Modell.

5.4 Zusätzliche Untersuchungen am lokal verfeinerten Modell

Das zuvor beschriebene Modell einer Stahlhalle mit einer lokalen Verfeinerung wird in diesem Abschnitt weiteren Untersuchungen unterzogen. Das Ziel dieser Untersuchungen ist es, eine Aussage treffen zu können, ob ein solches Modell in der Lage ist, für Analysen unter realen Brandszenarien verwendet werden zu können. Aus diesem Grund werden zuerst Berechnungen mit nichtlinearen Materialeigenschaften und Geometrien bei Raumtemperatur und bei einer konstanten Temperatur von 650 °C durchgeführt.

Des Weiteren werden noch weitere Berechnungen mit Ersatzimperfektionen betrachtet, um ein mögliches Stabilitätsversagen simulieren zu können. Abschließend wird ermittelt bei welcher konstanter Temperatur ein Versagen dieses Modells auftreten würde.

5.4.1 Nichtlineare Materialeigenschaften des verwendeten Stahls

Für die Beschreibung des Materialverhaltens bei hohen Temperaturen wird für das Modell mit einer lokalen Verfeinerungen die Abminderungsfaktoren sowie das Verfahren nach DIN EN 1993-1-2 [14] zur Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen verwendet. Eine Verwendung der Abminderungsfaktoren nach Renner [49], die in Kapitel 4.4.5 erwähnt werden, erscheint bei diesem Modell nicht sinnvoll, da es für eine Eignung hinsichtlich eines Einsatz bei Brandberechnungen geprüft werden soll. In solchen Brandszenarien wirken im Allgemeinen keine geringen Dehnraten beziehungsweise langanhaltenden mechanischen Belastungen bei gleichbleibenden hohen Temperaturen.

Die Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen erfolgen für den Baustahl S235JR analog zu den verwendeten Baustählen in den Voruntersuchungen. Die dadurch ermittelten Werte im Eingabeformat für das verwendete FE-Programm Abaqus mit Cauchy-Spannungen und dem plastischen Anteil der Hencky-Dehnungen können dem Diagramm in Abbildung 49 entnommen werden, die genaue Beschreibung der Ermittlung dieser Werte befindet sich in Kapitel 4.3.3.

Auch die temperaturabhängigen Werte des Wärmeausdehnungskoeffizienten α und der Querkontraktionszahl ν werden mit den dort beschriebenen Gleichungen 58 und 59 ermittelt. Die Normwerte des Baustahls S235JR bei Raumtemperatur sind bereits zuvor in Tabelle 3 in der Beschreibung der Mustertstatik (Kapitel 5.1) genannt worden. Allerdings darf im Gegensatz zu den Voruntersuchungen eine Verfestigung des Materials bei diesen Berechnungen nicht miteinbezogen werden, da ein Auftreten eines lokalen oder globalen Stabilitätsversagen nicht ausgeschlossen werden kann und dies nach DIN EN 1993-1-2 [14] die Voraussetzung für eine Verwendung eines verfestigenden Verhaltens in der Materialbeschreibung bei der Berechnung ist.

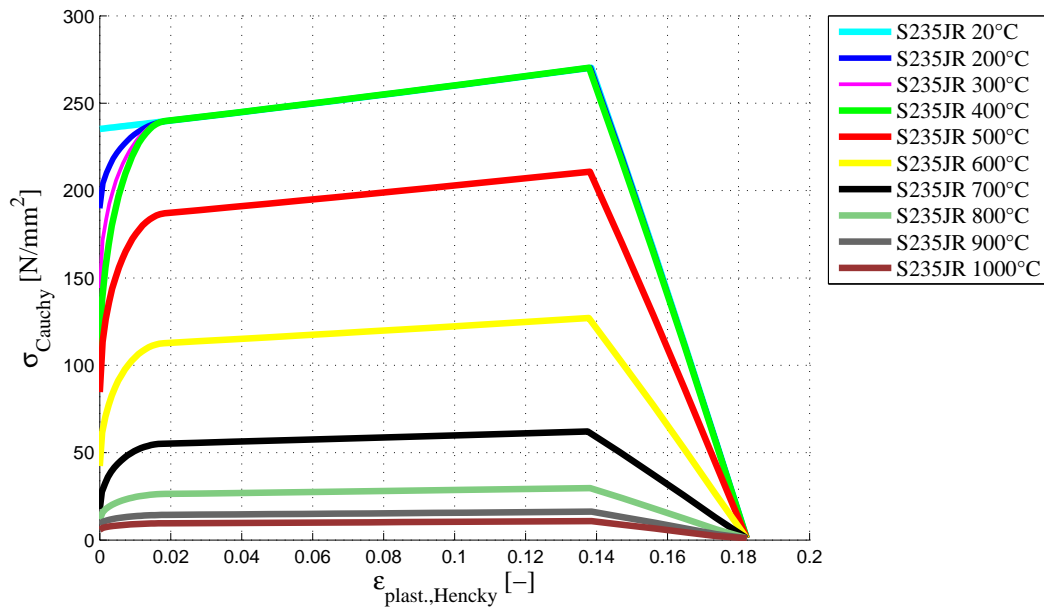


Abb. 49: Spannungs-Dehnungs Beziehungen des in der Stahlhalle verwendeten Baustahls S235JR bei verschiedenen Temperaturen

Auch für die, in der Stahlhalle verwendeten, Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 existiert kein normiertes Verfahren zur Ermittlung der temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen. Aus diesem Grund wird ebenso, wie in den Voruntersuchungen, ein Kurvenverlauf wie bei dem zuvor beschriebenen Verfahren für Baustahl verwendet.

Allerdings werden für diese Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 etwas andere Abminderungsfaktoren als in den Voruntersuchungen verwendet, da die dort verwendeten Faktoren nach Hu et al. [37] nur für Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 gelten. Für die Schrauben der Stahlhalle mit einer Festigkeit von 10.9 wird aus diesem Grund auf Untersuchungen von Gonzalez et al. [33] [34] mit dieser Festigkeitsklasse zurückgegriffen. Die minimale Zugfestigkeit bei Schrauben dieser Festigkeitsklasse beträgt bei Raumtemperatur 1040 MPa nach DIN EN ISO 898-1 [7]. Die mit diesen Angaben ermittelten und verwendeten Kurvenverläufe sind in Abbildung 50 im Format für die Eingabe im FE-Programm Abaqus [16] mit Cauchy-Spannungen und dem plastischen Anteil der Hencky-Dehnungen graphisch dargestellt.

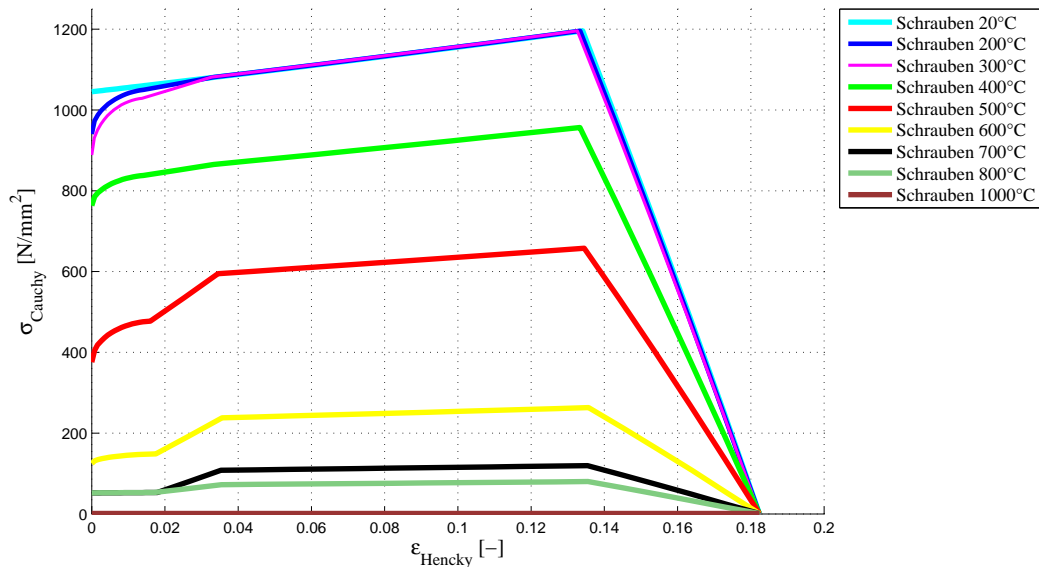


Abb. 50: Spannungs-Dehnungs Beziehungen für die in der Stahlhalle verwendeten Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 bei verschiedenen Temperaturen

5.4.2 Nichtlineare Untersuchungen bei konstanten thermischen Belastungen

Führt man nun eine nichtlineare Finite Elementen Berechnung mit den zuvor beschriebenen elastisch-plastischen Materialeigenschaften sowie geometrische nichtlinearem Verhalten der Struktur durch, ist der Effekt auf die Ergebnisse bei Raumtemperatur nur sehr gering. So betragen die maximalen Verformungen nur 0,7 mm mehr als bei einer linearen Berechnung, nämlich 25,33 mm statt 24,63 mm. Im Firstpunkt des Rahmens, bei dem mit der groben Modellierung mit Balkenelementen die größte Verformung auftritt, ist der Effekt mit nur 0,4 mm Unterschied in den Ergebnissen noch geringer. Es war aber zu erwarten, dass bei Raumtemperatur keine großen Veränderungen durch diese nichtlinearen Materialeigenschaften und Geometrien auftreten, da bei der Dimensionierung von Tragwerken plastische Verformungen unter Normlastfällen, wie es hier der Fall ist, geringere Bedeutung haben als unter außergewöhnlichen Lastfällen.

Bei einer Berechnung mit einer konstanten thermischen Belastung von 650°C auf die gesamte Stahlhalle sind die Effekte durch eine feine Modellierung der Anschlüsse und den elastisch-plastischen Materialeigenschaften allerdings wesentlich größer. Hier tritt nun mit einer maximalen Verformung von 85,69 mm im Firstpunkt eine sechsmal höhere Verformung als bei Raumtemperatur auf. Auch der Unterschied zu den gröber modellierten Bereichen, bei denen eine maximale Verformung von 76,02 mm auftritt, ist deutlich höher. Dies lässt sich durch die in den Voruntersuchungen dargestellten Momenten-Rotations beziehungsweise Kraft-Rotations Beziehungen bei den unterschiedlichen Temperaturen erklären. So ist zum einen die lineare Steifigkeit der Anschlüsse bei hohen Temperaturen geringer. Zum anderen können die Anschlüsse nur eine geringere mechanische Belastung aufnehmen und es kommt zu nichtlinearen Momenten-Rotations Beziehungen und damit zu einem nichtlinearen Stei-

figkeitsverhalten des Anschlusses. Die Drehfedern in den gröber modellierten Bereichen bilden dabei nur die linearen Eigenschaften bei Raumtemperatur und nicht die linearen Steifigkeiten bei höheren Temperaturen oder gar die nichtlinearen Beschreibungen bei großen Rotationen ab. Wie im Bericht zum Stand der Forschung beschrieben (Kapitel 2.2.1) gibt es schon einige Forschungsarbeiten für die Beschreibung solcher Federkennwerte bei unterschiedlichen Temperaturen im Rahmen der Komponentenmethode. Da bei dieser Arbeit aber gezeigt werden soll, dass ein lokal verfeinertes Modell das Verhalten der Anschlüsse in diesem Bereich gut simulieren kann, soll an dieser Stelle nicht weiter auf ein Vergleich der gröber idealisierten Bereiche zum lokal verfeinerten Bereich eingegangen werden.

5.4.3 Nichtlineare Untersuchungen bei konstanten thermischen Belastungen unter dem Einfluss von Imperfektionen

Das Versagen der Stahlkonstruktion wird bei den zuvor durchgeführten Berechnungen durch das absteigende Verhalten in den Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der Materialien bei hohen Dehnungen im FE-Modell beschrieben. Kennzeichnend wird dieses Versagen in der Berechnung dadurch, dass bei hohen Dehnungen keine Lösen der Gleichungen möglich ist und die FE-Berechnung abbricht.

Für eine Tragfähigkeitsanalyse der Struktur muss allerdings auch ein Stabilitätsversagen, wie ein Knicken der Stützen oder Beulen der Flansche, untersucht werden. Wie in den theoretischen Grundlagen zum Stabilitätsversagen (Kapitel 3.1.4) bereits erläutert, ist für eine solche Untersuchung die Verwendung von Imperfektionen nötig, da ansonsten ein perfektes numerisches Modell kein Stabilitätsversagen aufweisen kann und nur den unrealistischen instabilen Zustand der Struktur widerspiegelt.

Grundsätzlich können solche Imperfektionen über Störlasten oder geometrische Vorverformungen des Bauteils vorgegeben werden. In der für die Tragwerksbemessung im Brandfall geltenden Norm DIN EN 1993-1-2 [14] ist dabei geregelt, dass geometrische Ersatzimperfektionen verwendet werden sollen. Um eine solche geometrische Imperfektion auf das FE-Modell der Stahlhalle aufbringen zu können, wird dabei wie in Kapitel 3.1.4 beschrieben zunächst eine lineare Beulanalyse durchgeführt, damit die kritischsten geometrischen Formen für das Stabilitätsversagen ausgewählt werden können. In Abbildung 51 sind die so ermittelten Eigenformen, welche als Ersatzimperfektionen verwendet werden, dargestellt. Es handelt sich dabei um das Knicken der Stützen um die schwächere Achse, die erste Eigenform der Beulanalyse, und das lokale Beulen der unteren Flansche des Trägers, welches die kritischste Versagensform des Trägers darstellt und der achte Eigenform der Beulanalyse entspricht.

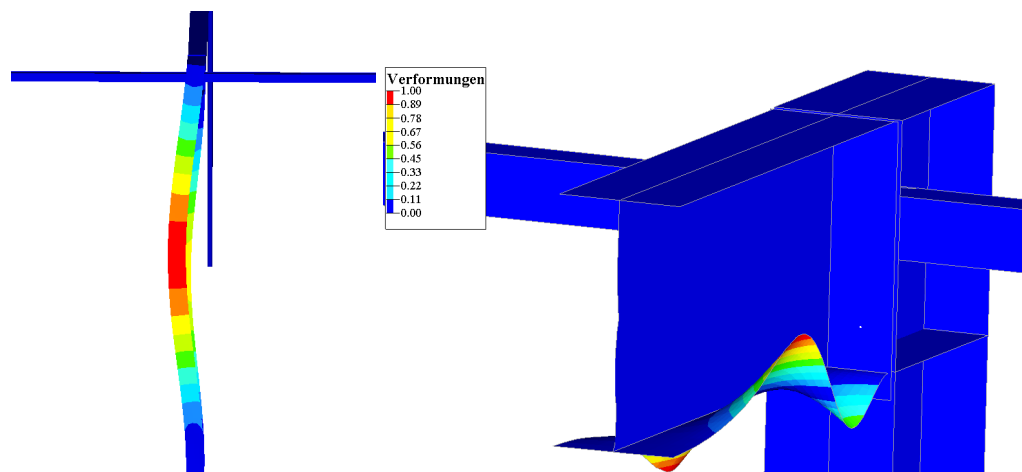


Abb. 51: Geometrische Ersatzimperfektionen ermittelt aus einer linearen Beulanalyse

In der linearen Beulanalyse werden die Verformungen dabei immer auf einen Wert von eins normiert. Für den weiteren Einsatz in den nichtlinearen FE-Berechnungen müssen diese daher noch faktorisiert werden. Anschließend werden die so faktorisierten Eigenformen vor der Berechnung in Abaqus [16] durch einen speziellen Imperfektions-Befehl (*Imperfection) als spannungsfreie Ursprungsgeometrie vorgegeben.

Die Imperfektion der Stütze sollte dabei nach der Norm DIN EN 1993-1-2 [14] maximal ein tausendstel der Bauteilhöhe entsprechen, was bei einer Bauhöhe von 4 m eine geometrische Ersatzimperfektion vom 4 mm ergibt. Allerdings ist dieser Faktor genau genommen nur für eine Modellierung mit Balken- und nicht mit Schalenelementen vorgesehen, da aber für eine solche Modellierung kein weiterer Faktor angegeben ist wird dieser Faktor von 4 mm in Absprache mit den Betreuern für die nachfolgenden Berechnungen verwendet.

Auch in der Norm DIN EN 1993-1-1 [13] finden sich einige Angaben solcher Faktoren für die Ersatzimperfektion bei Raumtemperatur, welche allerdings auch nur für Balkenelemente gültig sind. Nach dieser Norm würde sich bei der hier ermittelten Knickart eine höhere Vorverformung mit $\frac{4\text{ m}}{250} = 16\text{ mm}$ ergeben. Diese Unterschiede in den Faktoren sind darauf zurückzuführen, dass bei hohen Temperaturen der Einfluss von Eigenspannungen in den Bauteilen als wesentlich geringer angenommen werden kann und deswegen die realen Imperfektionen etwas geringer als bei Raumtemperatur sein werden.

Für die Höhe des Skalierungsfaktors der Imperfektion des Unterflansches existieren dagegen gar keine normierten Faktoren. Aus diesem Grund wird ein Referenzwert aus zwei Normen ermittelt, diesen Ansatz konnte Kirsch [42] auch bereits in seiner Berechnung erfolgreich validieren. Zum einen wird als Anhaltswert die DIN 18800-3 [6] herangezogen, in der eine maximale Abweichung vom Sollwert der Geometrie bei Beulfeldern senkrecht zur Beulfläche einen Höchstwert f über die Breite des gesamten Unterflansches von 180 mm wie folgt definiert:

$$f = \frac{180\text{ mm}}{250} = 0,72\text{ mm} \quad (60)$$

Ein weiterer Ansatz ist in der Norm DIN EN 1993-1-5 [11] zu finden, in der ein Faktor von $\frac{1}{50}$ für die Verdrehung von Steifen und Flanschen angegeben ist. Dieser Wert bezieht sich auf die Länge zwischen dem Drehpunkt am Steg und dem Rand des Flansches, so dass sich nach dieser Norm der folgende Faktor ergibt:

$$u_{max} = \frac{90 \text{ mm}}{50} = 1,8 \text{ mm} \quad (61)$$

Aus diesen Ansätzen wird ersichtlich, dass der Faktor im Bereich zwischen 0,72 und 1,8 liegen sollte. Wie bei Kirsch wird von daher ein Mittelwert gewählt. Dieser beträgt 1,25 mm als Auslenkung der unteren Flansche des Trägers für die weiteren Analysen.

Bei einer Berechnung mit diesen Ersatzimperfektionen und den ermittelten Faktoren von 4 mm für die maximale Auslenkung der Stütze und 1,25 mm für den Untergurt des Trägers ergeben sich bei einer Raumtemperatur von 20°C noch immer keine großen Unterschiede in den Verformungen zu einer linearen Berechnung. Auch die Vorgabe einer größeren Vorverformung von 16 mm in der Stütze, wie es der Norm DIN EN 1993-1-1 [13] für Berechnungen bei Raumtemperatur vorgesehen ist, führt nur zur unwesentlich höheren Verformungswerten. Allerdings ist mit diesen Imperfektionen ein leichtes seitliches Wegdrillen des Trägers erkennbar, was sich in den am Träger angebunden Längsträgern fortsetzt. Diese Verformungen unter dem Einfluss des größeren Imperfektionfaktor von 16 mm ist in Abbildung 52 dargestellt.

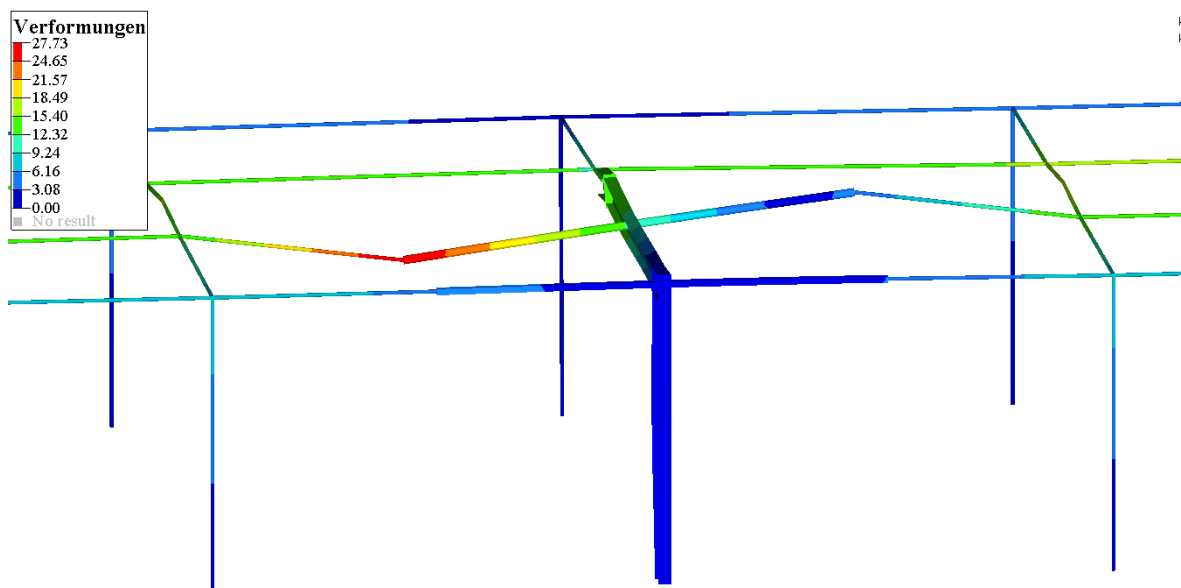


Abb. 52: Verformungen bei Raumtemperatur unter dem Einfluss von Imperfektionen (25-fach erhöht dargestellt)

Für die Berechnung bei einer konstanten Temperatur von 650°C werden in einem ersten Rechenschritt die mechanischen Belastungen bei Raumtemperatur aufgebracht und erst im zweiten Rechenschritt die Konstruktion auf die höhere Temperatur von 650°C aufgeheizt,

was bei einem realen Brandfall die realistische Reihenfolge ist. Als Faktoren für die Imperfektionen werden die zuvor genannten 4 und 1,25 mm verwendet.

Erhitzt man dabei die gesamte Struktur auf eine Temperatur von 650°C so ergeben sich die größten Verformungen nicht im lokal verfeinerten Teil des Modells sondern in den Außenbereichen der Struktur, da sich die Struktur aufgrund der Wärmeausdehnung des Materials in die schwächste Richtung der Struktur ausdehnt, welche in Abbildung 53 zu erkennen sind.

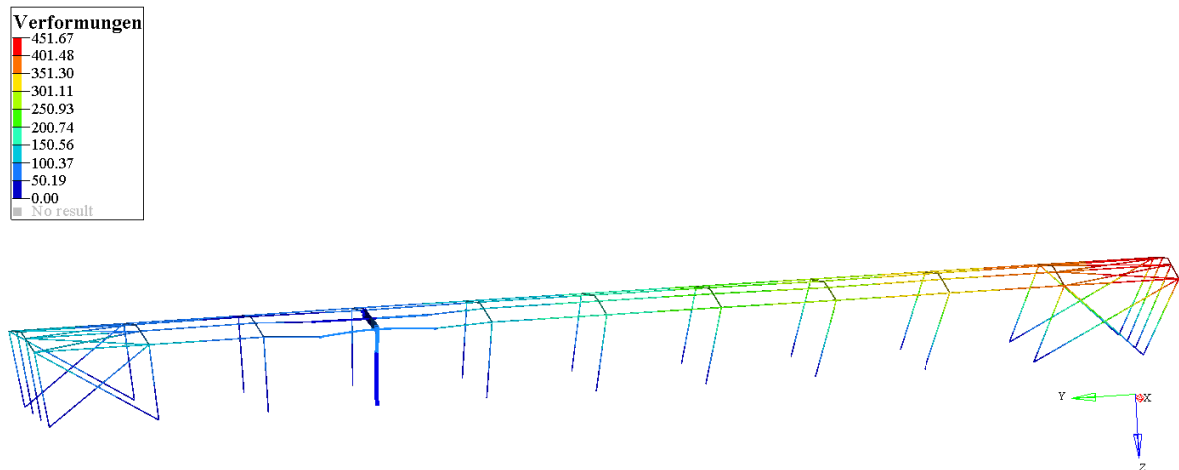


Abb. 53: Verformungen des Modells bei einer konstanten Temperaturvorgabe von 650°C auf die gesamte Struktur (5-fach vergrößert)

Im lokal verfeinerten Bereich sind die Verformungen auch bei dieser hohen Temperatur unter den Einfluss von Imperfektionen mit etwa 10 mm mehr nur unwesentlich höher als ohne Imperfektionen. Allerdings zeigt sich in Abbildung 54 deutlich, dass die Stütze leicht wegnickt und das Wegdrillen des Trägers wesentlich geringer als bei Raumtemperatur ausfällt.

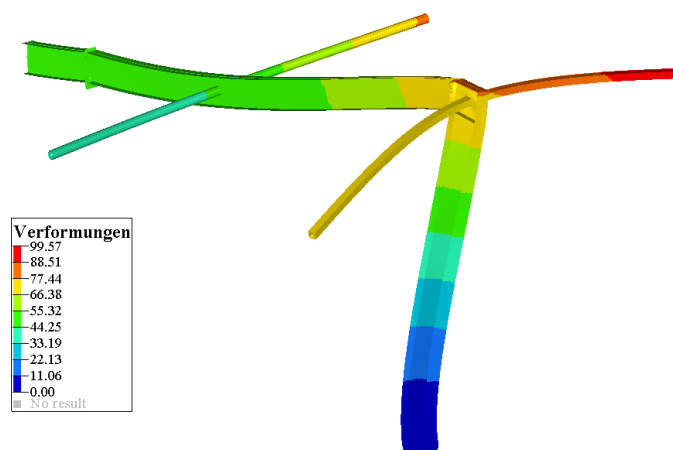


Abb. 54: Verformungen des lokal verfeinerten Modells bei einer konstanten Temperaturvorgabe von 650°C auf die gesamte Struktur (20-fach vergrößert)

Sowohl die Berechnungen bei Raumtemperatur als auch bei einer höheren konstanten Temperatur von 650°C zeigen aber kein Stabilitätsversagen der Struktur, sondern nur erste Anzeichen wie diese bei den jeweiligen Temperaturen bei einer höheren Belastung ausfallen könnte. Auch ein Versagen des Materials zeigt sich bei diesen Berechnungen nicht.

Um die Temperatur ermitteln zu können, bei der die Struktur versagt wird diese anschließend in 50°C Schritten von 650°C an bis zum Versagen erhöht.

5.4.4 Ermittlung der kritischen Temperatur für das Versagen der Struktur

Wie zuvor erwähnt, wird nun die konstante Temperatur, die auf die gesamte Struktur der Stahlhalle wirkt, in kleinen gleichmäßigen Schritten von 50°C linear erwärmt, um zu ermitteln bei welcher Temperatur ein Versagen eintritt. Auch bei diesen Analysen wird zunächst die mechanische Belastung bei Raumtemperatur aufgebracht, bevor das Aufheizen des Modells berechnet wird.

Bei dieser Analyse zeigt sich, dass ein Abbruch der Berechnung schon bei einer kleinen Temperaturerhöhung von nur etwa 25°C gegenüber der zuvor betrachteten Temperatur von 650°C also bei 675°C eintritt. Betrachtet man diesen Abbruch in der Berechnung genauer, so zeigt sich, dass die Verformungen im Bereich der lokalen Verfeinerung stark zugenommen haben, wie Abbildung 55 zeigt.

Diese großen Verformungen im Bereich des Firstpunktes könnten auf ein Stabilitätsversagen der Struktur durch ein Biegedrillen des Trägers hindeuten, wodurch keine größeren Belastungen in der Struktur aufgenommen werden können und es so zu einen Abbruch in der Berechnung mit dem Newton-Raphson-Verfahren (siehe Kapitel 3.1.5) kommt.

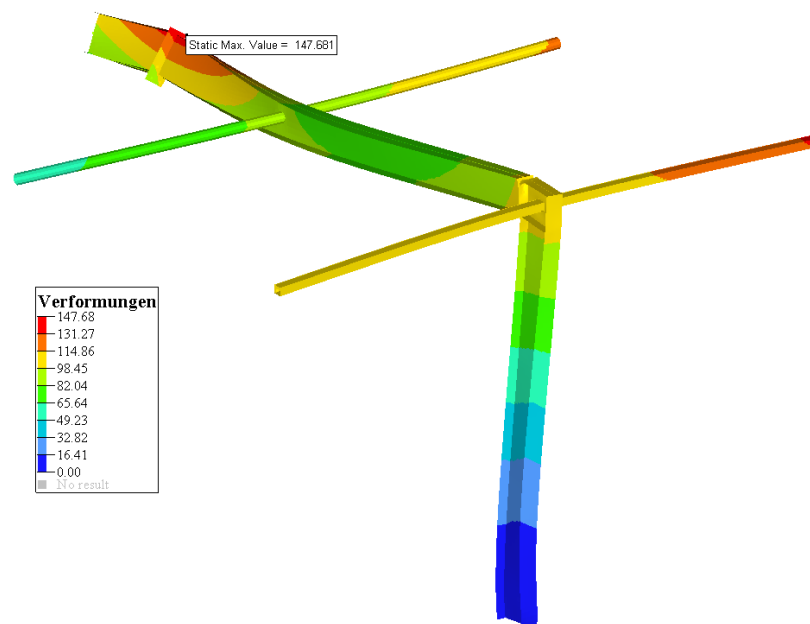


Abb. 55: Verformung des lokal verfeinerten Modells bei 675°C (5-fach vergrößert)

Aber auch ein Versagen des Materials kann für den Abbruch der Berechnung verantwortlich sein. Dieses Versagen des Materials ist durch sehr hohe plastische Dehnungen gekennzeichnet. Auch solche hohen plastischen Dehnungen treten bei dieser Berechnung im Bereich der Rahmenecke auf (siehe Abbildung 56), weshalb auch dies die Begründung für den Abbruch der Berechnung sein kann..

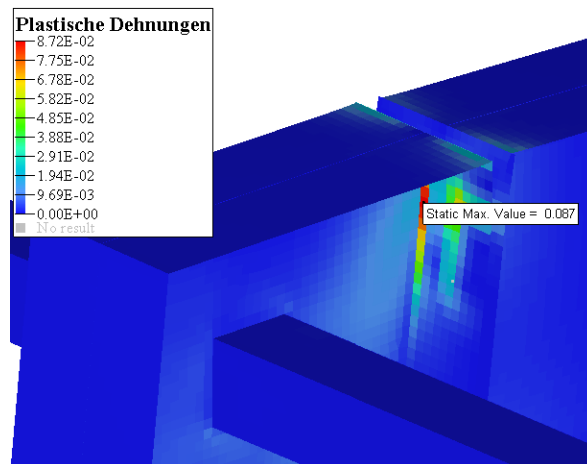


Abb. 56: Plastische Dehnungen in der Rahmenecke bei 675°C

Da somit nicht geklärt werden kann, was die Ursache für den Abbruch der Berechnung ist, wird die Berechnung noch einmal mit dem für Stabilitätsprobleme zumeist besser geeigneten Bogenlängen- beziehungsweise Riksverfahren wiederholt. Da aber auch dieses Verfahren bei der Berechnung bei einer Belastung von etwa 675°C abbricht und nicht, wie bei Stabilitätsversagen üblich, die großen Verformungen bei gleichbleibender oder geringer werdenden Belastung ermitteln kann, wird deutlich, dass das Versagen der Struktur aufgrund der hohen plastischen Verformungen und damit einem Materialversagen eintritt.

Um besser einschätzen zu können, wie lange es dauert bis die zuvor ermittelte kritische Temperatur der untersuchten Stahlhallen nach Beginn eines Brandes in der Struktur auftreten könnte, ist in Abbildung 57 die sogenannte Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) dargestellt, welche in der DIN EN 13501-2 [8] genormt ist. Diese Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) wurde entwickelt, um das Brandverhalten verschiedener Bauteile einheitlich mit bestimmten Standardmerkmalen eines realen Brandverlaufs beschreiben zu können. Die ETK ist dabei zum einen die Grundlage für Brandprüfungen (nach DIN 4102-2 [1]) aber auch für eine einfache Bemessung der Bauteile anhand verschiedener Feuerwiderstandsklasse nach der DIN EN 1363-1 [15].

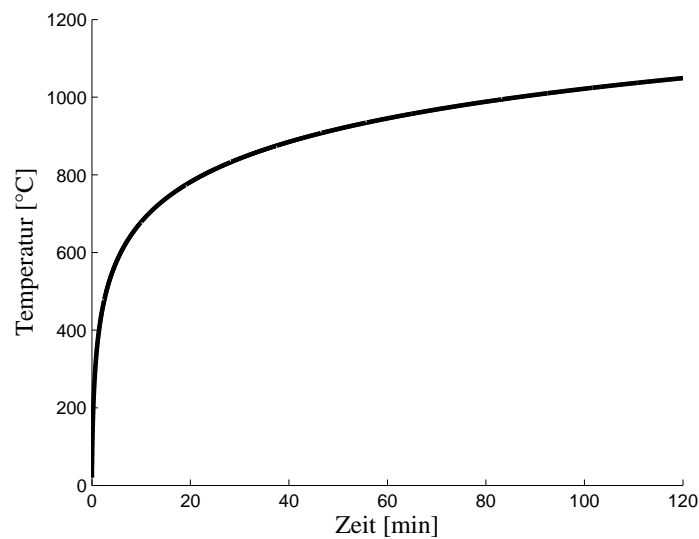


Abb. 57: Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) [8]

Nach dieser Einheits-Temperaturzeitkurve ergibt sich, dass die ungeschützte Struktur etwa 10 Minuten einem Brand standhalten könnte. Meist wird aber gefordert, dass eine solche Stahlhalle mindestens 30 Minuten einen Brand widersteht, also einen Feuerwiderstandsklasse von F30 besitzt. Aus diesem Grund werden die Bauteile meist thermisch isoliert, damit das Versagen der Konstruktion zeitlich verzögert wird.

Würde man statt der Einheits-Temperaturzeitkurve aber einen realen Brandverlauf (Naturbrand) über ein thermisches Verhaltensmodell ermitteln und diesen zeitlichen Verlauf, der auch zu jedem Zeitpunkt eine unterschiedliche Temperaturverteilung statt in dieser Berechnung gleichen Temperaturverteilung aufweist, so wird das Versagen der Struktur wahrscheinlich zu einem späteren Zeitpunkt auftreten, da dadurch nicht im gesamten Modell sondern nur in einigen Bereichen hohe Temperaturen wirken.

Zudem besteht nach der DIN EN 1993-1-2 [14] die Möglichkeit, die Lastkombinationen für die Tragwerksbemessung im Brandfall abzumindern. Der jeweilige Abminderungsfaktor ist dabei von der Art der Einwirkung abhängig, also ob es sich um veränderliche oder ständige Einwirkungen handelt. Da aber bereits die Annahmen der Kombination der Lasten für die Analysen bei Raumtemperatur vereinfacht sind und nicht nach der Norm DIN EN 1990 [9] erfolgten und die DIN EN 1993-1-2 [14] auf die dort beschriebenen Kombinationsregeln Bezug nimmt, wird diese Abminderung der mechanischen Belastung im Rahmen dieser Arbeit nicht näher betrachtet. Allerdings kann davon ausgegangen werden, dass durch eine solche Lastabminderung die Struktur etwas höhere thermische Belastungen ertragen kann.

5.5 Zusammenfassung

Im Rahmen dieses Kapitels wird die zuvor als am besten geeignete Variante der untersuchten Modellierungen von Schraubverbindungen mit Finiten Elementen für eine Berechnung bei hohen thermischen Belastungen ausgewählte netzunabhängige Modellierung (Kapitel 4) in das Gesamtmodell einer Stahlhalle eingebaut.

Um eine möglichst realitätsnahe Darstellung einer Stahlhalle in der Berechnung zu besitzen, wird eine Musterstatik des bauforumstahl e.V. [21] ausgewählt und die dort gemachten Angaben zur Geometrie, Belastung oder auch die linearen Materialeigenschaften im Finite Elementen Programm Abaqus [16] nachvollzogen. Anschließend wird ein Bereich des mit Balken und Stäben nur grob idelaisierten Gesamtmodells lokal mit 2-dimensionalen Schalenelementen modelliert und die in die Musterstatik angegebenen Kopfplattenanschlüsse an den Rahmenecken und Firstpunkten mit der netzunabhängigen Modellierungstechnik aus Kapitel 4 umgesetzt. Das Verhalten dieser Anschlüsse wird in den gröber modellierten Bereichen weiterhin durch Drehfedern mit linearen Steifigkeitseigenschaften repräsentiert. Die Anbindung des lokal verfeinerten Modells an das Gesamtmodell erfolgt mit lastverteilenden Kopplungselementen.

Ein erster Vergleich der Ergebnisse mit lokaler Verfeinerung zu den Ergebnissen ohne Verfeinerung zeigt nur geringe Unterschiede, sodass das verfeinerte Modell ebenso wie das gröbere Modell die mechanischen Eigenschaften der Stahlhalle gleich abbilden. Allerdings zeigt sich bei diesem Vergleich schon, dass das verfeinerte Modell einige lokale Effekte in der Struktur besser simulieren kann.

Abschließend wird dieses lokal verfeinerte Modell noch weiteren Analysen unterzogen, wie das Einbeziehen der nichtlinearen und temperaturabhängigen Materialeigenschaften und dem geometrisch nichtlinearen Verhalten der Struktur. Bei diesen Untersuchungen hat sich gezeigt, dass das Modell generell in der Lage ist, das Verhalten der Struktur sowie der Anschlüsse im Brandfall abbilden zu können.

6 Zusammenfassung und Ausblick

6.1 Zusammenfassung

Im Stahlbau spielen geschraubte Verbindungen zwischen den einzelnen Bauteilen heutzutage eine wichtige Rolle. Diese Verbindungen können dabei einen großen Einfluss auf das Verhalten einer Struktur sowohl bei Raumtemperatur als auch im Brandfall haben. Dennoch erfolgt die Bemessung der Tragfähigkeit von Stahlstrukturen im Brandfall zur Zeit noch größtenteils anhand der Analyse von Einzelbauteilen, die aus dem Tragwerk entkoppelt werden, oder mit sehr groben numerischen Modellen, bei denen diese Anschlüsse gar nicht oder nur sehr stark vereinfacht modelliert sind. Der Grund dafür ist, dass noch keine ausreichenden Regeln und Erfahrungen für die Beschreibung des Anschlussverhaltens im Brandfall vorliegen.

Ziel dieser Arbeit ist es daher, ein numerisches Modell mit Finiten Elementen zu entwickeln, das sowohl das Verhalten der Gesamtstruktur, aber auch lokale Effekte, wie zum Beispiel durch geschraubte Verbindungen gut abbilden kann. Auch die Temperaturverteilung im Brandnahbereich sollte dieses Modell möglichst realitätsnah wiedergeben können. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit ein Modell entwickelt, das zum einen diese lokalen Aspekte durch eine Verfeinerung des Modells an dieser Stelle repräsentieren kann, zum anderen das Verhalten der Gesamtstruktur durch eine grobe Modellierung abbildet, in welches die lokale Verfeinerungen eingebunden wird.

Um zu ermitteln, wie eine solche lokale Verfeinerung am besten gestaltet werden könnte, damit das Verhalten der Schraubverbindungen gut abgebildet wird, werden zunächst einige Voruntersuchungen durchgeführt. Diese Voruntersuchungen basieren auf Versuchsergebnissen eines Kopfplattenanschlusses, der mit vier verschiedenen konstanten Temperaturen (von 20°C, 450°C, 550°C und 650°C) und mechanisch belastet wird. Ermittelt wird in diesen Versuchen jeweils das Rotationsverhalten des Anschlusses aufgrund der unterschiedlichen Temperaturen und der steigenden weggesteuerten mechanischen Belastung.

Mit der Finiten Elementen Methode werden im wesentlichen vier verschiedene Varianten der Modellierung numerisch untersucht, die auf Modellen mit 2-dimensionalen Schalenelementen oder 3-dimensionalen Volumenelementen der Struktur basieren. Bei den Varianten, bei denen die Struktur mit 2-dimensionalen Elementen modelliert ist, wird die jeweilige Schraube durch einen Balken repräsentiert, der an die Umgebung mit verschiedenen Kopplungsarten angebunden ist. Bei der detaillierten Modellierung mit Volumenelementen werden dagegen auch die Schrauben durch Volumenelemente repräsentiert.

Der Vergleich der Ergebnisse zeigt, dass alle Varianten der Modellierung zu sehr ähnlichen Ergebnissen in den Berechnungen führen, welche auch die Versuchsergebnisse (bei geeigneter Wahl der Materialbeschreibung) gut widerspiegeln. Aus diesem Grund wird die wirtschaftlichste Variante mit der netzunabhängigen Modellierung für die weiteren Untersuchungen in einem Gesamtmodell einer Stahlhalle ausgewählt. Bei dieser netzunabhängigen Modellierung wird das 2-dimensionale Netz der Kopfplatte beziehungsweise der Stütze im Bereich der Schraublöcher durchgehend vernetzt und die Balkenelemente, die die Schrauben beschreiben, mit lastverteilenden Kopplungselementen an dieses Netz angebunden.

Bei dem nachfolgend verwendeten Gesamtmodell einer Stahlhalle handelt es sich um ein Mustermodell des bauforumstahl e.V. [21], das mit Balken- und Stabelementen nur grob modelliert ist. In diesem Modell wird ein Bereich mit 2-dimensionalen Elementen verfeinert und die zuvor genannte netzunabhängige Modellierung zur Beschreibung des Rahmen- und Firstanschlusses verwendet. Dieses lokal verfeinerte Modell der Stahlhalle wird mit lastverteilenden Kopplungselementen an die Gesamtstruktur angebunden und einigen Analysen zur Tragfähigkeit der Struktur unterzogen.

6.2 Fazit und Ausblick

Die Voruntersuchungen zu den verschiedenen Arten der Modellierung von Schraubverbindungen zeigen, dass die Art der hier untersuchten Modellierungen nur einen geringen Einfluss auf die Simulation des Anschlussverhaltens aufweist. Aus diesem Grund bietet es sich an, möglichst einfache Varianten mit einem geringen Modellierungs- und Rechenaufwand auszuwählen.

Verglichen wird in den Voruntersuchungen allerdings nur das globale Verhalten des Anschlusses über die Rotation des Trägers gegenüber der Stütze. Sind dagegen lokale Aspekte im Nahbereich der Schrauben von Interesse, zum Beispiel Auswertungen im Schraubenkopf, so kann nur eine detaillierte Modellierung mit Volumenelementen diese Angaben liefern. Des Weiteren basieren die Voruntersuchungen nur auf Versuchen bei konstanten Temperaturen an ungeschützten Strukturen. Ob eine zeit- und ortsabhängige Temperaturverteilung, wie bei einem Brandfall, zu ähnlichen Ergebnissen in den Vergleichen führt, sollte von daher in weiteren Analysen noch näher betrachtet werden. Auch sollte untersucht werden, ob das Verhalten thermisch isolierter Strukturen mit dieser einfachen Variante der Idealisierung von Schraubverbindungen mit Finiten Elementen realitätsnah abgebildet werden kann.

In den Voruntersuchungen zeigte sich außerdem, dass bei hohen Temperaturen das Materialverhalten sehr stark von der Dehnrate abhängig ist und dieses Verhalten auch bei Berechnungen mit der Finiten Elemente Methode durch eine geeignete Beschreibung des Materialverhaltens mit berücksichtigt werden muss.

Die Analysen des lokal verfeinerten Gesamtmodells lassen erst einmal den Schluss zu, dass eine solche Modellierung generell in der Lage ist, das Verhalten der brandschutztechnisch ungeschützten Struktur sowie der Anschlüsse im Brandfall richtig abbilden zu können. Jedoch wird dieses Modell weder mit einem realen Brandszenario belastet noch kann es anhand eines Großversuches validiert werden.

Trotzdem hat sich bereits in diesen Untersuchungen der Vorteil dieses mehrskaligen Ansatzes gezeigt. So können zum einen lokale Effekte, wie die hohen plastischen Dehnungen in den Rahmenecken der Stahlhalle, in einem solchen Modell simuliert werden, aber auch das Gesamtverhalten der Stahlhalle sowie die Interaktion des Verhaltens im lokal verfeinerten im Verhältnis zum globalen Modell kann so direkt ermittelt werden.

Literatur

- [1] DIN 4102-2: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Bauteile, Begriffe, Anforderungen und Prüfungen. (1977), Nr. DIN 4102-2:1977-09
- [2] DIN 1025-3: Warmgewalzte I-Träger; Breite I-Träger, leichte Ausführung, IPBI-Reihe; Maße, Masse, statische Werte. (1994), Nr. DIN 1025-3:1994-03
- [3] DIN 1025-5: Warmgewalzte I-Träger; Mittelbreite I-Träger, IPE-Reihe; Maße, Masse, statische Werte. (1994), Nr. DIN 1025-5:1994-03
- [4] BS 4-1: Structural steel sections - Part 1: Specification for hot-rolled sections. (2005), Nr. BS 4-1:2005
- [5] EN 10210-2: Warmgefertigte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen - Teil 2: Grenzabmaße, Maße und statische Werte. (2006), Nr. EN 10210-2:2006
- [6] DIN 18800-3: Stahlbauten - Teil 3: Stabilitätsfälle - Plattenbeulen. (2008), Nr. DIN 18800-3:2008-11
- [7] DIN EN ISO 898-1: Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen aus Kohlenstoffstahl und legiertem Stahl. (2009), Nr. DIN EN ISO 898-1:2009-08
- [8] 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. (2010), Nr. DIN EN 13501-2:2010-02
- [9] DIN EN 1990: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung. (2010), Nr. DIN EN 1990:2010-12
- [10] DIN EN 1993-1-1: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau. (2010), Nr. DIN EN 1993-1-1:2010-12
- [11] DIN EN 1993-1-5: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile. (2010), Nr. DIN EN 1993-1-5:2010-12
- [12] DIN EN 1993-1-8: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen. (2010), Nr. DIN EN 1993-1-8:2010-12
- [13] DIN 1993-1-1: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau. (2010), Nr. DIN EN 1993-1-1:2010
- [14] DIN 1993-1-2: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall. (2010), Nr. DIN EN 1993-1-2:2010

- [15] DIN 4102-2: Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen. (2012), Nr. DIN EN 1363-1:2012-10
- [16] ABAQUS 6.12: *Online Documentation*. Dassault Systèmes Simulia Corp., 2012
- [17] AL-JABRI, Khalifa S. ; DAVISON, J B. ; BURGESS, Ian W.: Performance of beam-to-column joints in fire—a review. In: *Fire Safety Journal* 43 (2008), Nr. 1, S. 50–62
- [18] AL-JABRI, Khalifa S.: *The behaviour of steel and composite beam-to-column connections in fire*, University of Sheffield, Diss., 1999
- [19] BATHE, Klaus-Jürgen: *Finite-Elementen-Methoden*. Heidelberg : Springer Verlag, 2002
- [20] BAUFORUMSTAHL E.V.: *Fertigstellung einer 20 x 30 m Typenhalle durch die Firma Kerschgens in Würselen*. <http://www.bauforumstahl.de/upload/documents/WuerselenHallenbilder.pdf>, . – (Zugriff am 6. Januar 2015)
- [21] BAUFORUMSTAHL E.V.: *Stahlhallen-Musterstatik: MS-212075-WZ*. <http://www.bauforumstahl.de/stahlhallen-musterstatik>, . – (Zugriff am 21. November 2014)
- [22] BAUFORUMSTAHL E.V.: *Typenhallen aus Stahl*. <http://www.bauforumstahl.de/upload/publications/Typenhallen.pdf>, . – (Zugriff am 24. Januar 2015)
- [23] BERGMANN, Wolfgang: *Werkstofftechnik 1: Struktureller Aufbau von Werkstoffen-Metallische Werkstoffe-Polymerwerkstoffe-Nichtmetallisch-anorganische Werkstoffe*. Carl Hanser Verlag GmbH Co KG, 2013
- [24] BLOCK, Florian M.: *Development of a component-based finite element for steel beam-to-column connections at elevated temperatures*, University of Sheffield, Diss., 2006
- [25] BÜRCEL, Ralf ; MAIER, Hans J. ; NIENDORF, Thomas: *Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik*. Vieweg und Teubner Verlag, 2011
- [26] BURGESS, Ian: Fire resistance of framed buildings. In: *Physics education* 37 (2002), Nr. 5, S. 390
- [27] BURSI, OS ; JASPART, Jean-Pierre: Benchmarks for finite element modelling of bolted steel connections. In: *Journal of Constructional Steel Research* 43 (1997), Nr. 1, S. 17–42
- [28] BURSI, OS ; JASPART, Jean-Pierre: Calibration of a finite element model for isolated bolted end-plate steel connections. In: *Journal of Constructional Steel Research* 44 (1997), Nr. 3, S. 225–262

- [29] BURSI, OS ; JASPART, Jean-Pierre: Basic issues in the finite element simulation of extended end plate connections. In: *Computers & structures* 69 (1998), Nr. 3, S. 361–382
- [30] CHEN, Lu: *Robustness in fire of steel framed structures with realistic connections*, University of Manchester, Diss., 2013
- [31] CHI KIN IU, Siu Lai C. ; ZHA, Xiao X.: Nonlinear pre-fire and post-fire analysis of steel frames. In: *Engineering structures* 27 (2005), Nr. 11, S. 1689–1702
- [32] FRANSSSEN, Jean-Marc ; COOKE, GME ; LATHAM, DJ: Numerical simulation of a full scale fire test on a loaded steel framework. In: *Journal of Constructional Steel Research* 35 (1995), Nr. 3, S. 377–408
- [33] GONZALEZ, F. ; LANGE, J.: Heißbemessung von Verbindungen. In: *Brandsicher bauen mit sichtbarem Stahl* (2008)
- [34] GONZALEZ, F. ; LANGE, J.: Hochfeste feuerverzinkte Schrauben unter Brandeinwirkung. In: *1. Darmstädter Ingenieurkongress "Bau und Umwelt"* (2009)
- [35] GROTH, Clemens ; MÜLLER, Günter: *FEM für Praktiker–Band 3: Temperaturfelder*. expert verlag, 2000
- [36] HEINRICH, Christian: Virtuelles Testen von Flugzeugstrukturen. In: *Ingenieurspiegel* (2014), Nr. 1, S. 42–43
- [37] HU, Y., DAVISON, J. B., BURGESS, I. W.: Comparative study of the behaviour of BS 4190 and BS EN ISO 4014 bolts in fire. In: *Third International Conference on Steel and Composite Structures*. Manchester : University of Manchester, 30. Juli-1. August 2007, S. 587–592
- [38] HUANG, Zhaohui: A connection element for modelling end-plate connections in fire. In: *Journal of Constructional Steel Research* 67 (2011), Nr. 5, S. 841–853
- [39] HYPERWORKS 12.0: *Online Documentation*. Altair Engineering, 2013
- [40] JONES, LC L. ; JONES, LCL ; BURGESS, IW ; PLANK, RJ u. a.: Elevated-temperature moment-rotation tests on steelwork connections. In: *Proceedings of the ICE-Structures and Buildings* 122 (1997), Nr. 4, S. 410–419
- [41] KIM, Jeong ; YOON, Joo-Cheol ; KANG, Beom-Soo: Finite element analysis and modeling of structure with bolted joints. In: *Applied Mathematical Modelling* 31 (2007), Nr. 5, S. 895–911
- [42] KIRSCH, Thomas: *Brandverhalten von Schraubenverbindungen*., Leibniz Universität Hannover, Dissertation, 2013
- [43] LENNON, Tom ; MOORE, David: The natural fire safety concept—full-scale tests at Cardington. In: *Fire Safety Journal* 38 (2003), Nr. 7, S. 623–643

- [44] LEWIS, Roland W. ; NITHIARASU, Perumal ; SEETHARAMU, Kankanhalli N.: *Fundamentals of the Finite Element Method for Heat and Fluid Flow*. John Wiley & Sons, 2005
- [45] MOORE, DB ; LENNON, T: Fire engineering design of steel structures. In: *Progress in Structural Engineering and Materials* 1 (1997), Nr. 1, S. 4–9
- [46] NASDALA, Lutz: *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik: Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks*. Springer-Verlag, 2010
- [47] OSTERGAARD, Morten G. ; IBBOTSON, Andrew R. ; LE ROUX, Olivier ; PRIOR, Alan M.: Virtual testing of aircraft structures. In: *CEAS Aeronautical Journal* 1 (2011), Nr. 1-4, S. 83–103
- [48] PARISCH, Horst: *Festkörper-Kontinuumsmechanik: von den Grundgleichungen zur Lösung mit finiten Elementen*. Springer-Verlag, 2003
- [49] RENNER, A: The effect of strain-rate on the elevated-temperature behaviour of structural steel. In: *Research dissertation. University of Sheffield* (2005)
- [50] ROBINSON, Jef: Fire—A technical challenge and a market opportunity. In: *Journal of Constructional Steel Research* 46 (1998), Nr. 1, S. 307
- [51] RÖSLER, Joachim ; HARDERS, Harald ; BÄKER, Martin: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Springer-Verlag, 2006
- [52] RUST, Wilhelm: *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen*. Wiesbaden : Vieweg + Teubner, 2011
- [53] SADD, Martin H.: *Computational Issues Related to Finite Element Analysis of Elasticity Problems*. <http://personal.egr.uri.edu/sadd/mce561/2D>. – (Zugriff am 24. März 2015)
- [54] SARRAJ, M ; BURGESS, IW ; DAVISON, JB ; PLANK, RJ: Finite element modelling of steel fin plate connections in fire. In: *Fire Safety Journal* 42 (2007), Nr. 6, S. 408–415
- [55] SELAMET, Serdar ; GARLOCK, Maria: Guidelines for modeling three dimensional structural connection models using finite element methods. In: *International symposium: steel structures: culture and sustainability*, 2010
- [56] SPYROU, S ; DAVISON, JB ; BURGESS, IW ; PLANK, RJ: Experimental and analytical investigation of the ‘tension zone’ components within a steel joint at elevated temperatures. In: *Journal of Constructional Steel Research* 60 (2004), Nr. 6, S. 867–896
- [57] SPYROU, Spyros: *Development of a component based model of steel beam to column joints at elevated temperatures*, University of Sheffield, Diss., 2002
- [58] THE UNIVERSITY OF SHEFFIELD: *Structural fire engineering research - EPSRC Project EP/C510984/1: Robustness of Joints in Fire, 2005-2008*. <http://www.fire-research.group.shef.ac.uk/downloads.html>, . – (Zugriff am 10. Oktober 2014)

- [59] WANG, YC: Performance of steel–concrete composite structures in fire. In: *Progress in Structural Engineering and Materials* 7 (2005), Nr. 2, S. 86–102
- [60] WERKLE, Horst: *Finite Elemente in der Baustatik*. Wiesbaden : Friedr.Vieweg & Sohn Verlag, 2008
- [61] WEYNAND, Klaus ; OERDER, Ralf: *Typisierte Verbindungen im Stahlbauhochbau nach DIN EN 1993-1-8*. Düsseldorf : Stahlbau-Verl.-und-Service-GmbH, 2013
- [62] WOHLFAHRT, Helmut: *Simulation der Vorgänge im Schmelzbad beim Laserstrahlschweißen zur Voraussage von Nahtausbildung, Gefüge, Verzug und Schweißspannungen.*, Technische Universität Braunschweig, Dissertation, 2004
- [63] YU, Hongxia ; BURGESS, IW ; DAVISON, JB ; PLANK, RJ: Experimental investigation of the behaviour of flush endplate connections in fire. In: *Fifth International Conference on Structures in Fire*. Singapur : Nanyang Technological University, 28.-30. Mai 2008, S. 150–157
- [64] YU, Hongxia ; BURGESS, IW ; DAVISON, JB ; PLANK, RJ: Numerical simulation of bolted steel connections in fire using explicit dynamic analysis. In: *Journal of Constructional Steel Research* 64 (2008), Nr. 5, S. 515–525
- [65] YU, Hongxia ; BURGESS, IW ; DAVISON, JB ; PLANK, RJ: Experimental investigation of the behaviour of fin plate connections in fire. In: *Journal of Constructional Steel Research* 65 (2009), Nr. 3, S. 723–736
- [66] YUAN, Ting Tan: Behaviour and mechanical modelling of composite top-and-seat and web angle joints at ambient and elevated temperatures. In: *Fifth International Conference on Structures in Fire*. Singapur : Nanyang Technological University, 28.-30. Mai 2008 2008, S. 158–171

A Konvergenzstudien

Für die in den Kapiteln 4 und 5.2 beschriebenen Finiten Elementen Modelle werden anfangs Konvergenzstudien durchgeführt, um sicherzustellen, dass sinnvolle Annahmen für die Modellierung getroffen werden. Diese Vorabstudien sowie Ergebnisse und Schlussfolgerungen werden nachfolgend beschrieben.

A.1 Konvergenzstudie des 2D-Modells aus Kapitel 4

Die Konvergenzstudie des 2D-Modells (Kapitel 4.3.1) für die Vergleichs- und Validierungsrechnungen der verschiedenen Modellierungsvarianten für Schraubverbindungen werden an einem Modell mit starren Kopplungselementen und einer zweireihigen Anbindung bei einer Temperatur von 20°C durchgeführt. Für alle Konvergenzstudien werden zur besseren Vergleichbarkeit der Ergebnisse keine topologischen Änderungen in der Modellierung der Schraubverbindung zugelassen und bevorzugt Elemente mit quadratischer Form verwendet.

Die folgenden Studien werden zusammengefasst für das 2D-Modell durchgeführt:

- verschiedene Elementlängen von 5, 10 und 20 mm unter Verwendung von Elementen des Typs S4
- verschiedene Elementtypen (bei einer konstanten Elementlänge von 10 mm)
 - S3/S4: lineare Ansatzfunktion mit 3 bzw. 4 Knoten
 - S3R/S4R: ebenso eine lineare Ansatzfunktion mit 3 bzw. 4 Knoten, aber nur mit reduzierter Integration
 - S6R/S8R: nichtlineare Ansatzfunktion mit 8 Knoten und reduzierter Integration
- verschiedene Kontaktbedingungen
 - „Surface to Surface“ mit Augmented-Lagrange Methode
 - „Surface to Surface“ mit Penalty Methode
 - „Node to Surface“ mit Augmented-Lagrange Methode

Die Ergebnisse dieser Vergleiche sind in den Abbildungen 58 bis 60 dargestellt, außerdem sind die gemessenen Ergebnisse des Versuchs zur besseren Einschätzung der Vergleiche gestrichelt dargestellt.

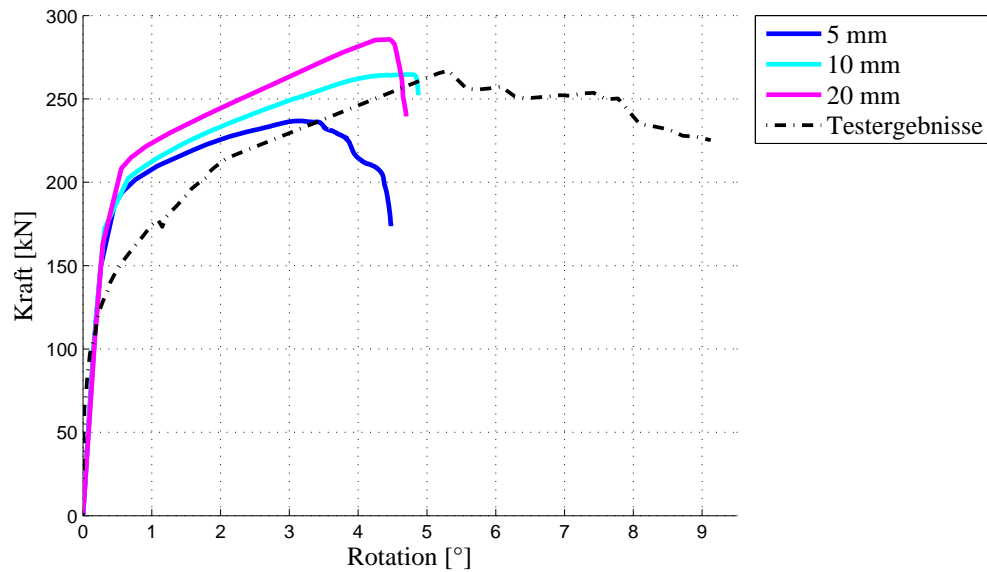


Abb. 58: Konvergenzstudie bzgl. der Länge der Elemente

Der Vergleich der FE-Ergebnisse unter Verwendung verschiedener Elementlängen in Abbildung 58 zeigt, dass alle Ergebnisse bei kleinen Rotationen nahezu identisch sind und erst im späteren Verlauf leicht auseinander divergieren, wobei bei einer Elementlänge von 5 mm zuerst ein Versagen des Modells eintritt. Dieses Versagen hat bei näherer Betrachtung aber weniger mit der Elementlänge an sich zu tun, sondern mit dem in Kapitel 4.4.1 genauer beschriebenen Effekt, dass die Anbindung der Kopplungselemente der Schraubverbindung nicht zu der Modellierung in der Umgebungsstruktur passt. Somit erfolgen in diesem Bereich frühzeitig unrealistisch große Dehnungen und damit tritt ein Versagen des gesamten Modells ein. Würde diese Modellierung angepasst werden, so ist auch mit einem späteren Versagen zu rechnen.

Der Vergleich der Elementlängen 10 und 20 mm zeigt nur leicht unterschiedliche Ergebnisse und ein sehr ähnliches Versagen des Modells. Die Verwendung von 10 mm Elementen erscheint bei diesem Vergleich am sinnvollsten, auch da das Versagensbild des Versuchsmodells gut zu den FE-Ergebnisse passt.

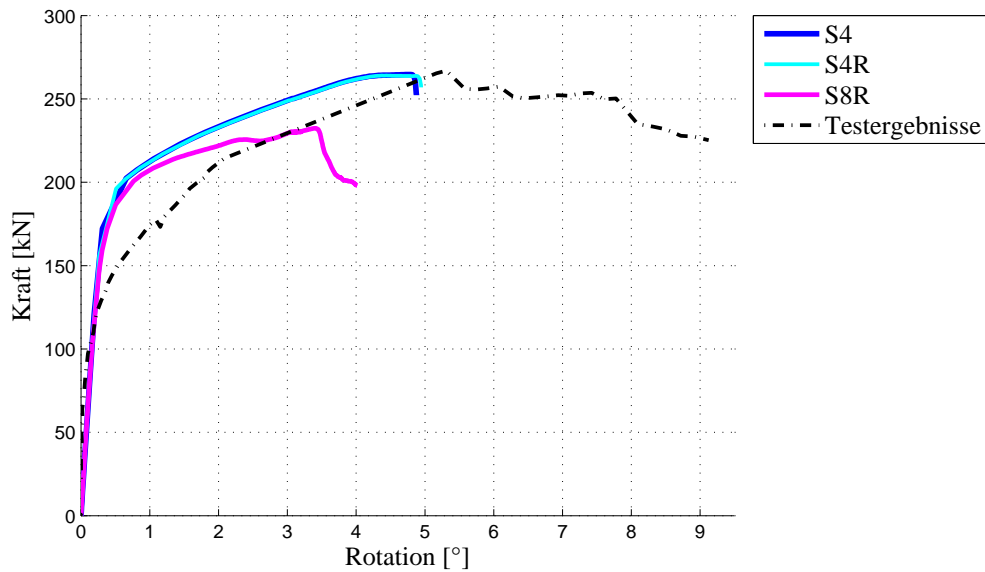


Abb. 59: Konvergenzstudie bzgl. der Elementtypen

Die Verwendung von S4 (*S3*) und S4R (*S3R*) Elementen führt zu nahezu identischen Ergebnissen, wie Abbildung 59 zeigt. Da die FE-Rechnungen mit S4R-Elementen aufgrund der reduzierten Integration etwas schneller sind, werden diese bevorzugt ausgewählt.

Eine Verwendung der S8R-Elemente mit quadratischer Ansatzfunktion erscheint nach diesem Vergleich nicht sinnvoll, auch da der Dokumentation von Abaqus [16] für diese Elemente entnommen werden kann, dass diese zwar große Rotationen aber keine große Dehnungen abbilden können, welche aber bei allen nachfolgenden Validierungsuntersuchungen hauptsächlich auftreten werden.

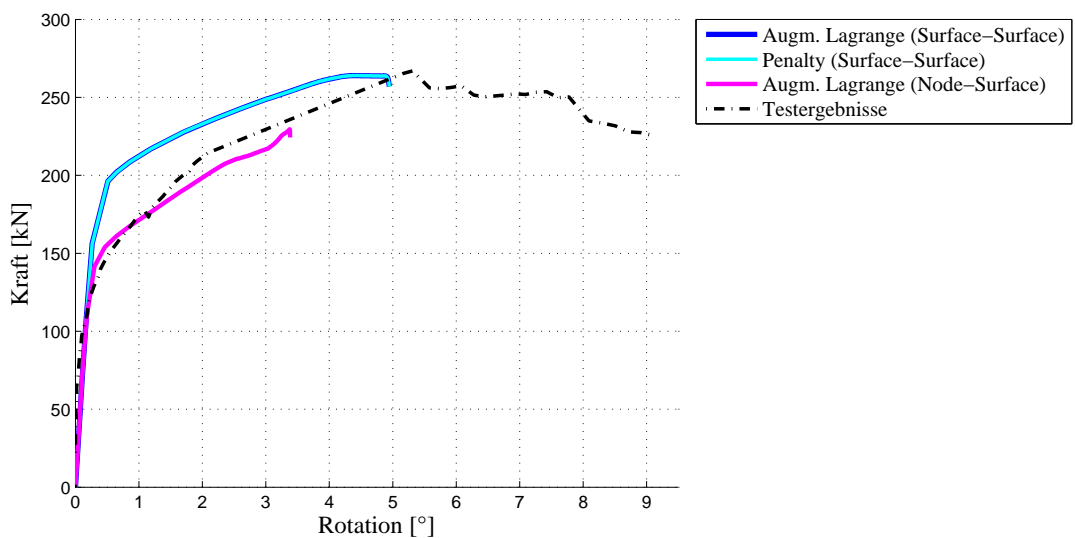


Abb. 60: Konvergenzstudie bzgl. der Kontakttypen

Der Vergleich der verschiedenen Kontaktbedingungen in Abbildung 60 zwischen der Stütze und der Kopfplatte zeigt, dass die Verwendung der Penalty oder der Augmented-Lagrange Methode bei einem „Surface to Surface“ Kontakt zu keinen Unterschieden in den Ergebnissen führt. Die „Node to Surface“ Variante führt hingegen zu einem - auf den ersten Blick - realistischeren Verlauf der FE-Ergebnisse, da diese näher an den Testergebnisse liegen. Allerdings ist hier bei näherer Betrachtung der Verformungen ein Durchdringen der Bauteile erkennbar und diese Kontaktsimulation somit nicht so realitätsnah wie sie auf den ersten Blick erscheint. Aus diesem Grund wird ein „Surface to Surface“ Kontakt in den weiteren Simulationen verwendet und aufgrund der etwas geringeren Rechenzeit die Penalty Methode. Eine genaue Beschreibung der Kontaktarten ist in Kapitel 3.1.3 zu finden.

Fasst man die Ergebnisse aller durchgeführten Konvergenzstudien zusammen, so werden für die weiteren Untersuchungen Elemente des Typs S3R/S4R mit einer Elementlänge von etwa 10 mm verwendet. Für die Kontaktbedingung zwischen der Stütze und der Kopfplatte wird ein „Surface to Surface“ Kontakt mit der Penalty Methode gewählt.

A.2 Konvergenzstudie des 3D-Modells aus Kapitel 4

Auch für das detailliertere 3D-Modell der Vergleichs- und Validierungsrechnungen aus Kapitel 4.3.2 werden einige Konvergenzstudien bei einer Temperatur von 20°C durchgeführt. Ähnlich wie bei den vorherigen Studien des 2D-Modells umfassen diese Studien die folgenden Untersuchungen:

- verschiedene Elementlängen
- verschiedene Elementtypen
- verschiedene Kontaktbedingungen

Da es, wie in Kapitel 4.4.4 beschrieben, bei dem detaillierten Modell einige Probleme in der Simulation aufgrund numerischer Singularitäten durch die Modellbeschreibung mit den dort beschriebenen Lücken zwischen den Schrauben und der Umgebungsstruktur sowie numerische Probleme durch die Materialbeschreibung existieren, wurden anfangs viele Studien gemacht, die aufgrund der Vielzahl von geänderten Parametern nicht direkt vergleichbar sind. Nachdem sich herausgestellt hat, dass eine Anpassung der Materialbeschreibung und eine Berechnung mit einem zusätzlichen Rechenschritt wie bei Sarraj [54] (siehe Kapitel 4.4.4) geeignet sind, um diese Probleme zu lösen, wurden nur einige der Konvergenzstudien wiederholt und hier dargestellt. Aus diesem Grund sind nachfolgend keine Konvergenzstudien bezüglich der Kontaktbedingungen dargestellt, da es sich gezeigt hat, dass weder eine Änderung des Reibkoeffizienten, der Kontaktmethode oder die Wahl der Master- und Slave-Kontaktfläche einen nennenswerten Einfluss auf die Ergebnisse hat. Gewählt wird daher eine ähnliche wie bei der 2D-Modellierung ein „Surface to Surface“ Kontakt mit der Penalty Methode, ein Reib-Koeffizient von 0,3 und der Option des „smal sliding“, wie auch von Sarraj et al. [54] oder Kirsch[42] empfohlen wird.

Die Ergebnisse der Vergleiche mit unterschiedlichen Elementlängen und Elementtypen sind in den Abbildungen 61 bis 62 dargestellt, auch in diesen Vergleichen sind die gemessenen Testergebnisse des Versuchs bei Raumtemperatur zusätzlich gestrichelt dargestellt.

Für den Vergleich der verschiedenen Elementlängen werden jeweils Elemente mit linearer Ansatzfunktion des Typs C3D8 mit einer Verteilung von drei Elementen über die Dicke verwendet. Die Auswahl einer Vernetzung mit drei Elementen über die Dicke wird in der Literatur aufgrund der dort gemachten Erfahrungen, zum Beispiel von Yu et al. [64] oder auch Bursi et al. [27], empfohlen und aus diesem Grund hier übernommen. Aufgrund dessen, dass zu verzerrte Volumenelemente zu einem Abbrechen der Berechnung führen und damit alle Seitenlängen etwa gleich groß sein sollten, ist nur eine recht feine Vernetzungen möglich.

In Abbildung 61 sind vier verschiedene Varianten der Vernetzung dargestellt. Da bei diesen Modellen die Elementlänge nicht konstant sind, werden sie in der Abbildung als Varianten bezeichnet und entsprechen den folgenden Modellierungen:

- Variante 1
sehr feine Vernetzung im Bereich der Schrauben mit einer Länge und Breite von 2 mm, ansonsten eine variable Vernetzung, bei der die Länge und Breite der Quader etwa zweimal so lang sind wie die Dicke des Quaders. Außerdem ist das Schraubenloch wie bei Kirsch [42] nur mit 21 mm modelliert
- Variante 2
ähnlich wie Variante 2, aber eine etwas gröbere Vernetzung mit 3 mm im Bereich der Schraublöcher, die mit einem Durchmesser von 22 mm modelliert sind
- Variante 3*
ähnlich wie Variante 2, aber eine sehr grobe Vernetzung von 5 mm im Bereich der Schraublöcher
- Variante 4*
eine nahezu konstante Vernetzung von 5 mm für die Länge und Breite aller Elemente verwendet

Bei den Varianten mit Stern wurde zum einen das Materialmodell der 2D-Berechnungen verwendet, was zu einem frühen abbrechen der Berechnung führt. Zum anderen kann der Kontakt zwischen Schraube und Umgebungsstruktur nur mit dem „adjust“ Befehl mit einer Toleranz von etwa 1-2 mm in Abaqus hergestellt werden, da sonst aufgrund der groben Vernetzung keine Kontakte gefunden werden und die Rechnungen abbrechen.

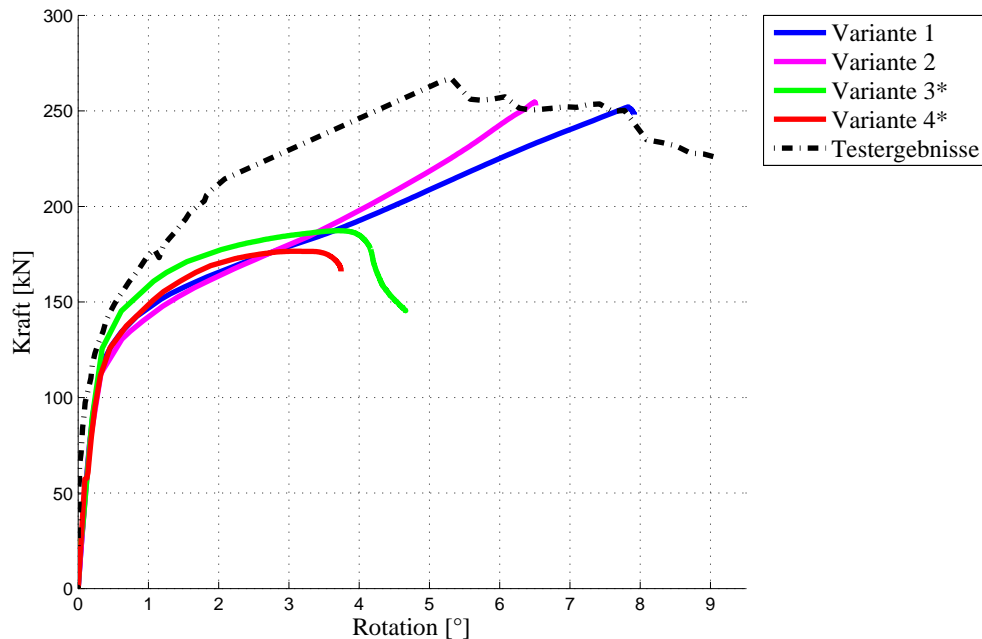


Abb. 61: Konvergenzstudie bzgl. der Elementlängen im 3D-Modell

Aufgrund dessen, dass bei der Variante 1 die Kontaktherstellung im ersten Rechenschritt besonders wenige Rechen-Iterationen benötigt, wird diese Variante für die Validierungsrechnung ausgewählt. Variante 3 erscheint zwar auf dem ersten Blick minimal besser und bei einer geänderten Materialbeschreibung würde auch die Rechnung nicht so früh abbrechen, allerdings lässt sich hier (aufgrund der gröberen Vernetzung) der Kontakt zwischen Schraube und Umgebung nur durch den „adjust“-Befehl herstellen, was bei den weiteren Rechnungen eventuell zu ungewünschten Problemen im Modell führen könnte.

Der Vergleich der Ergebnisse mit unterschiedlichen Elementtypen verwendet nur Elementtypen mit linearer Ansatzfunktion, da auch bei den Volumenelementen mit quadratischer Ansatzfunktion die Dokumentation von Abaqus [16] angibt, dass diese zwar große Rotationen aber keine große Dehnungen abbilden können. Aus diesem Grund wird zum einen der Elementtyp C3D8 mit 8 Knoten und voller Integration und C3D8R mit reduzierter Integration miteinander verglichen und ist in Abbildung 62 dargestellt. In der Konvergenzstudie wurde des Weiteren der Elementtyp C3D8I verwendet, dieser Typ hat ebenso eine lineare Ansatzfunktion, besitzt aber bessere Biege-Eigenschaften als das C3D8 Element. Die Verwendung von C3D8I Elementen liefert bei der hier untersuchten Problemstellung allerdings identische Ergebnisse wie C3D8 und ist daher hier nicht abgebildet. Somit können die von Bursi et al. [28] gezeigten Unterschiede zwischen der Verwendung von C3D8 und C3D8I-Elementen hier nicht nachvollzogen werden. Ein möglicher Grund für diese unterschiedlichen Empfehlungen der Elementwahl, könnten die unterschiedlichen Beanspruchungen im Modell sein. So ist das Modell eines Kopfplattenanschlusses bei Bursi et al. [28] mit einem großen Moment belastet, wohingegen in den hier durchgeführten Untersuchungen eine Kombination aus einer Beanspruchung durch Zugkraft und einem Moment, dass durch die Querkraft in

der Lasteinleitung erzeugt wird, im Anschluss vorliegt.

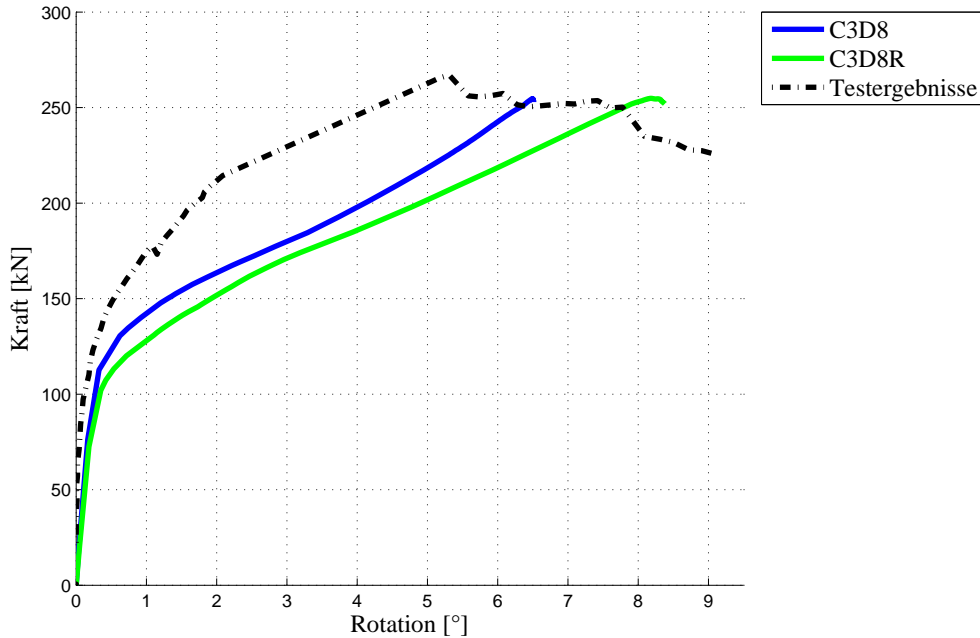


Abb. 62: Konvergenzstudie des 3D-Modells bzgl. der Elementtypen

Die reduzierte Integration ist sehr sensitiv bezüglich der Schrittweitensteuerung in der Berechnung der Kontaktfindung. Dies liegt daran, dass wie zuvor erwähnt ein „Surface to Surface“ Kontakt verwendet wird, welcher an den Integrationspunkten berechnet wird. Bei den C3D8-Elementen gibt es 8 Integrationspunkte, wovon 4 auf der Kontaktfläche sind, bei der reduzierten Integration dagegen gibt es nur einen Integrationspunkt in der Mitte des Quaders. Dies führt zu einer schnelleren Berechnung, allerdings müssten im Bereich der Kontaktflächen eine noch feinere Vernetzung erfolgen, um ein teilweises durchdringen der Bauteile zu verhindern. Außerdem weisen die Ergebnisse der reduzierten Elemente C3D8R insgesamt ein „weicheres“ Verhalten der Struktur als die C3D8-Elemente auf, was bedeutet, dass nur geringere Lasten aufgenommen werden. Sadd [53] erläutert, dass dieses weichere Verhalten der Elemente mit reduzierter Integration auch darin begründet ist, dass einige komplizierte Verformungsarten höheren Polynomgrads durch die geringere Anzahl von Integrationspunkten nicht abgebildet werden können. Aus diesen Gründen erscheint die Verwendung der reduzierten Elemente nicht vorteilhaft bei diesen Untersuchungen, weswegen C3D8-Elemente ausgewählt werden.

Zusammengefasst wird somit eine Vernetzung der Variante 1 aus der Elementlängenstudie mit Elementen des Typs C3D8 verwendet und, wie zuvor erwähnt, die Kontakte als „Surface to Surface“ mit der Penalty-Methode beschrieben.

A.3 Konvergenzstudie des lokal verfeinerten Modells aus Kapitel 5.2

Auch für das lokal verfeinerte Modell einer Stahlhalle aus Kapitel 5.2 wird zu Beginn der Untersuchungen eine Konvergenzstudie durchgeführt. Da dieses Modell zum Teil sehr ähnlich zu den Modellen der Voruntersuchung ist, können einige Ergebnisse der dort bereits durchgeführten Konvergenzstudien (siehe A.1) übernommen werden. Weswegen auch für dieses Modell Elemente vom Typ S3R/S4R und „Surface to Surface“ Kontakte mit der Penalty Methode verwendet werden.

Bei der Vernetzung hat sich bei den Voruntersuchungen gezeigt, dass eine Elementlänge von 10 mm am besten für die Modellierung von Anschlüssen geeignet ist. Da das in Kapitel 5.2 verwendete Modell allerdings wesentlich größer ist und nicht nur die Anschlüsse beinhaltet, führt eine Vernetzung mit einer Elementlänge von 10 mm über den gesamten lokal verfeinerten Bereich zu einer sehr hohen Anzahl zu lösender Gleichungen und einer damit verbunden hohen Rechenzeit.

Aus diesem Grund wird im Rahmen dieser Konvergenzstudie ermittelt inwieweit das Netz in den Bereichen, wo keine Anschlüsse vorhanden sind, verändert werden kann, ohne dass dies einen nennenswerten Einfluss auf die Ergebnisse aufweist. Dafür wird das Modell in bis zu drei verschiedenen vernetzte Bereiche aufgeteilt, welche in Abbildung 63 dargestellt sind. Dabei wird der grün dargestellte Bereich, welcher die Anschlüsse umfasst, jeweils konstant mit einer Elementlänge von 10 mm vernetzt. Dieser grüne Bereich umfasst die oberen 500 mm des IPE400-Profiles und einen Bereich von jeweils 400 mm gerechnet von jeder Seite des Anschlusses beim IPE360-Profil.

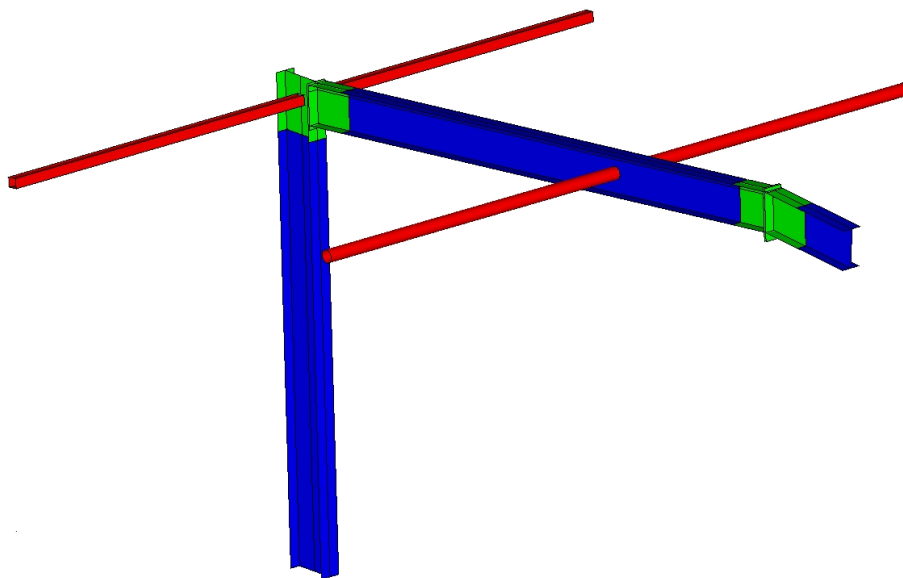


Abb. 63: Verschiedene Bereiche der Vernetzung

Diese Konvergenzstudie erfolgt an einem Modell ohne Versteifung in den Rahmenecken, also ohne die durchgezogenen Diagonalgurte in der Stütze. Da es sich aber in der weiteren Berechnung herausgestellt hat, dass diese Rahmenversteifung einen nicht unwesentlichen

Effekt auf die Berechnungsergebnisse hat, wird sie in allen in Kapitel 5 dargestellten Berechnungen mit lokaler Verfeinerung verwendet und es existieren geringe Abweichungen in den nachfolgend dargestellten Berechnungsergebnissen zu den Ergebnissen in Kapitel 5.

In dieser Konvergenzstudie werden drei verschiedene Vernetzungen bei einer quasi-linearen Rechnung (siehe Kapitel 5.3) miteinander verglichen. Bei diesen Vernetzungen handelt es sich um die folgenden Varianten:

- Vernetzung 1

Verwendung einer Elementlänge von 10 mm in allen drei Bereichen

- Vernetzung 2

Elementlänge von 10 mm im grünen Bereich, sonst 30 mm

- Vernetzung 3

Elementlänge von 10 mm im grünen Bereich, 30 mm im roten und 50 mm im blauen Bereich

Die Ergebnisse der Studie sind in Tabelle 7 dargestellt. Vergleichend sind außerdem die Werte des groben FE-Modells (GFEM) dargestellt. Um einen Vergleich der Spannungen zu ermöglichen, wurden nur Bereiche ausgewählt, die auch in der GFEM repräsentiert werden, da sich die maximalen Von-Mises Spannungen im lokal verfeinerten Modell im Bereich des Anschlusses in der Rahmenecke befindet, welche in der GFEM nur als Feder modelliert ist.

Tabelle 7: Konvergenzstudie des lokal verfeinerten Modells

	GFEM	Variante 1	Variante 2	Variante 3
max. Verformung [mm]	19,78	24,4	24,73	24,63
max. Verformung am Hauptrahmen [mm]	19,78	20,07	20,04	20,03
Vergleichbare Von-Mises Spannung [MPa]	109,6	108	106	105
Anzahl der Elemente	160	131.397	43.491	35.128
Anzahl der Knoten	117	126.491	37.601	29.019

Wie man erkennen kann, ist der Effekt der unterschiedlichen Vernetzungen auf die Ergebnisse nur sehr gering, so dass die Variante mit der geringsten Anzahl von Elementen, Vernetzung 3, und damit geringsten Rechenzeit für die weiteren Untersuchungen ausgewählt wird.

B Ergebnisse des Gesamtmodells aus Kapitel 5

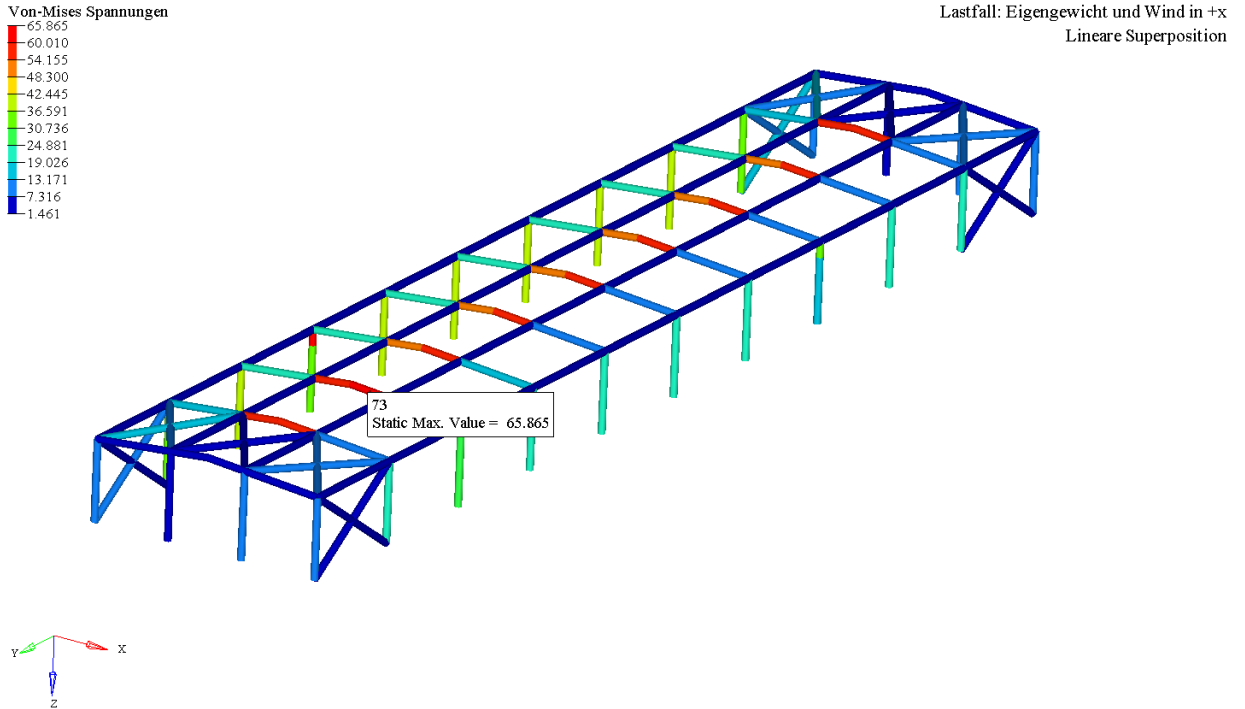


Abb. 64: Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 1

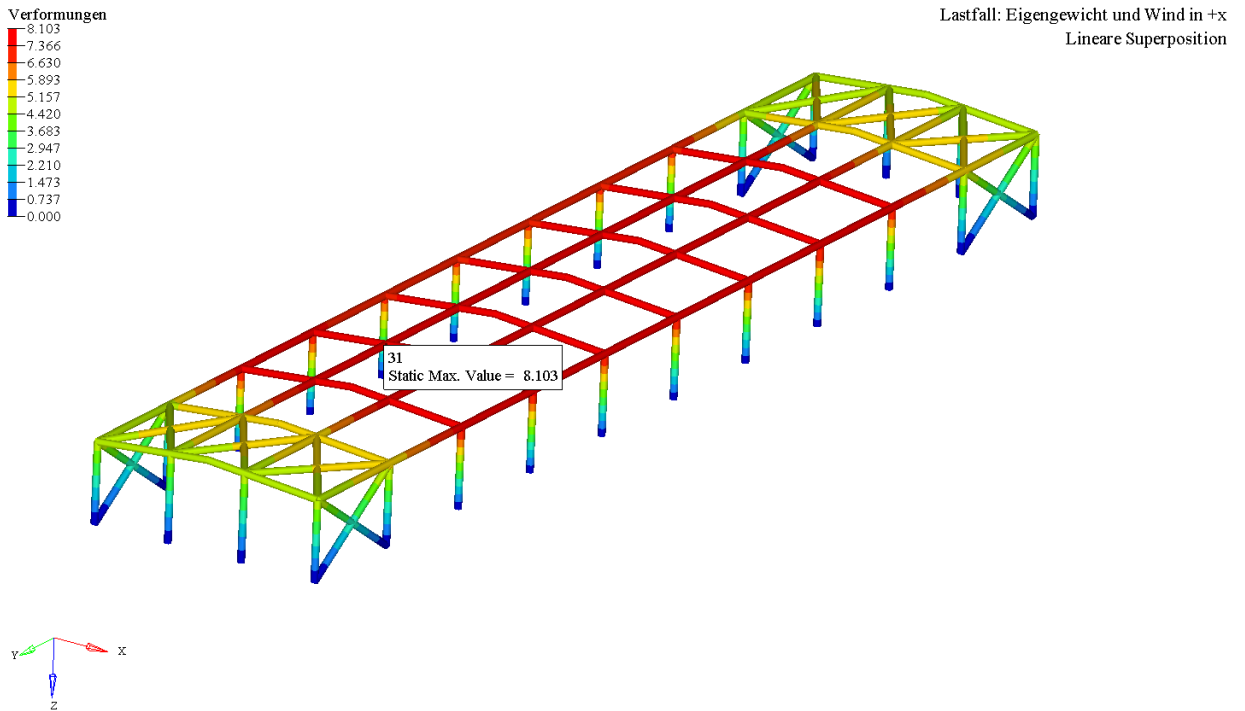


Abb. 65: Verformungen beim kombinierten Lastfall 1

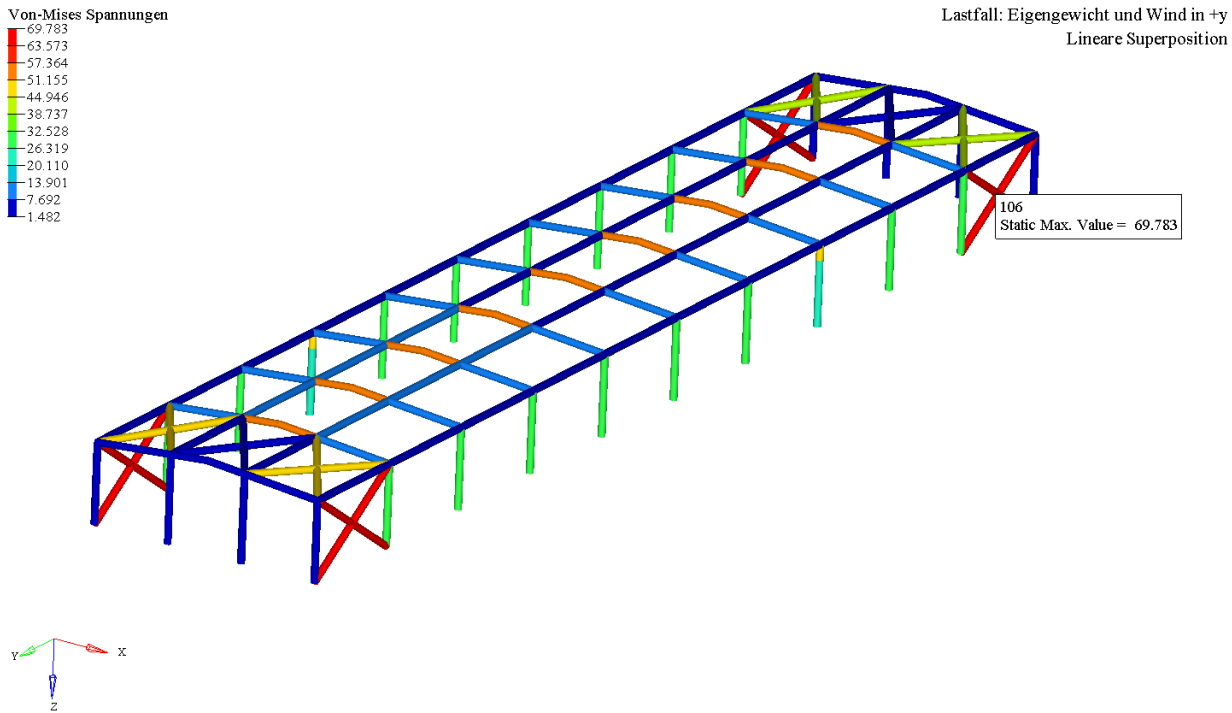


Abb. 66: Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 2

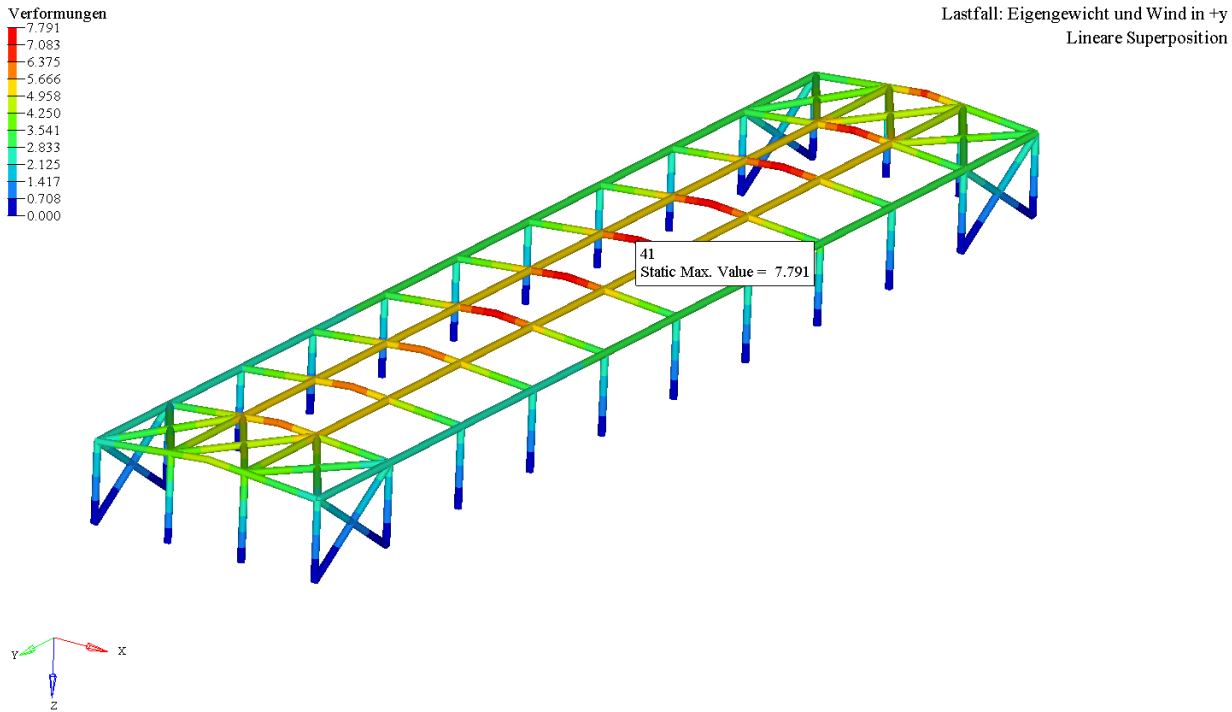


Abb. 67: Verformungen beim kombinierten Lastfall 2

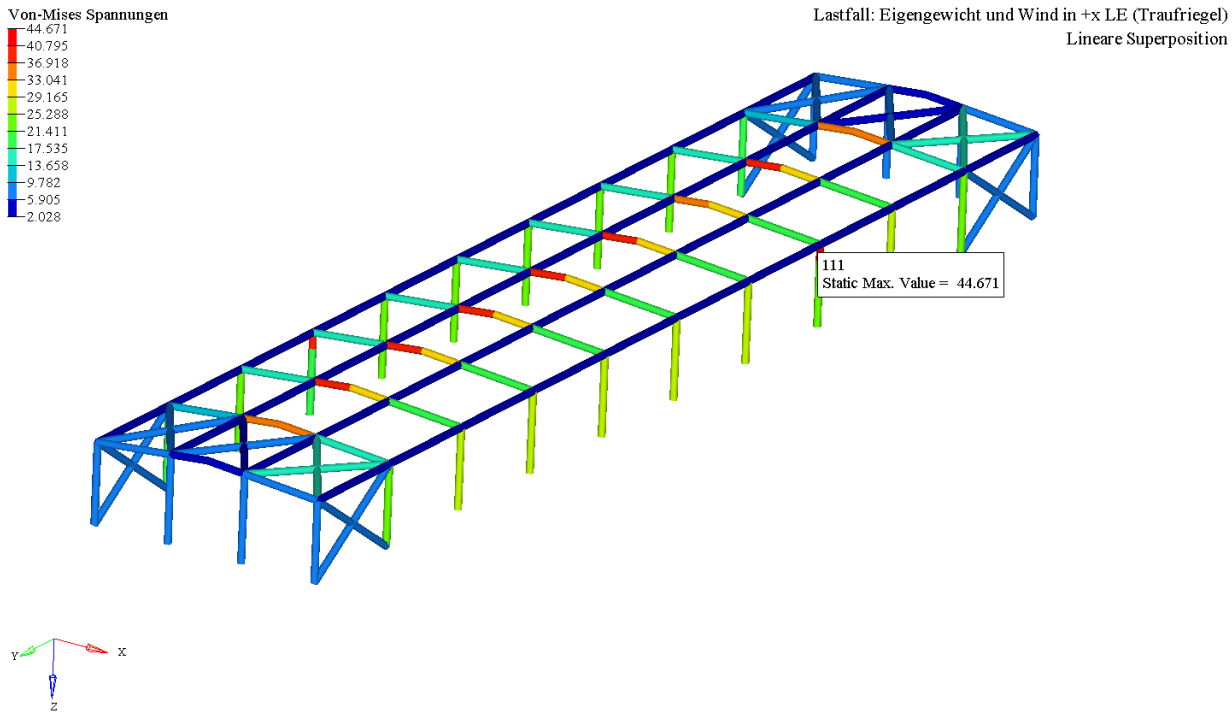


Abb. 68: Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 3

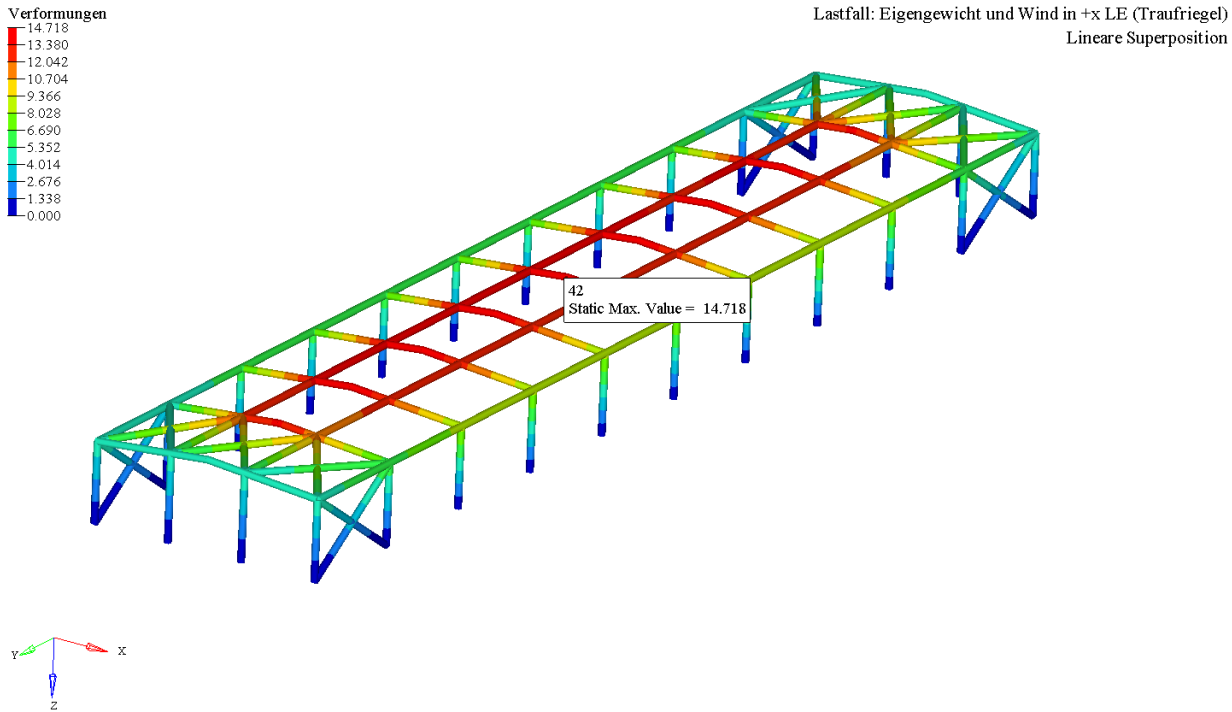


Abb. 69: Verformungen beim kombinierten Lastfall 3

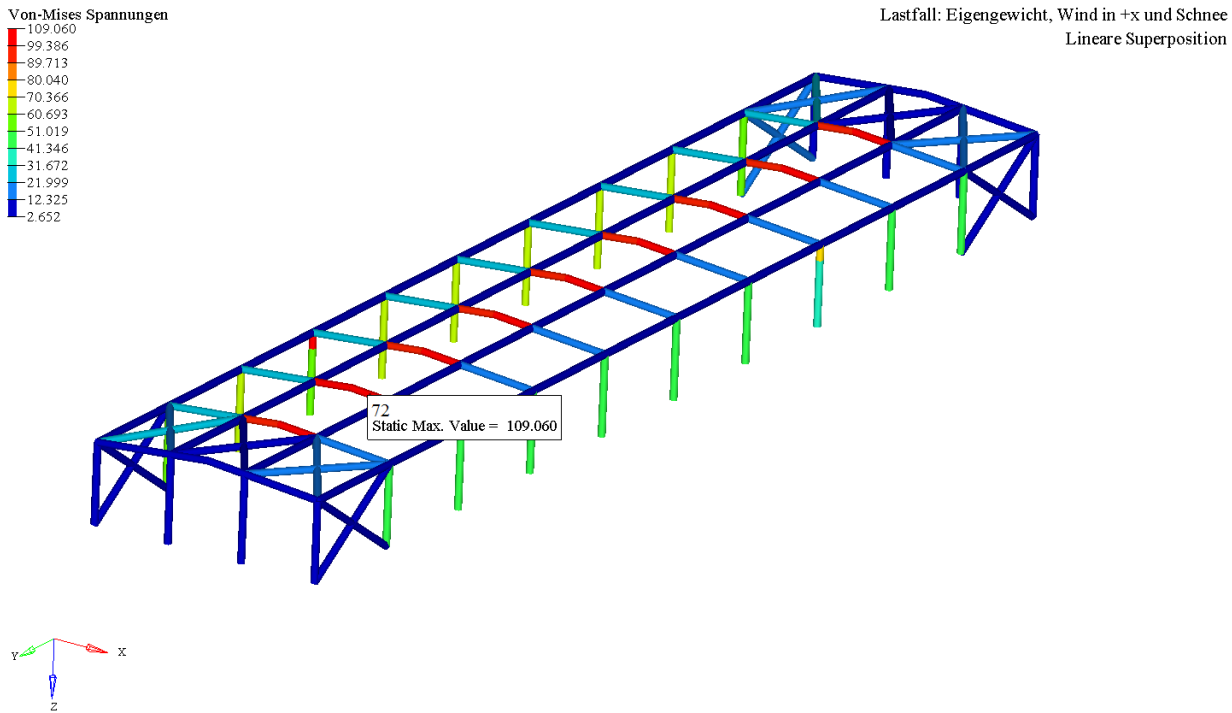


Abb. 70: Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 4

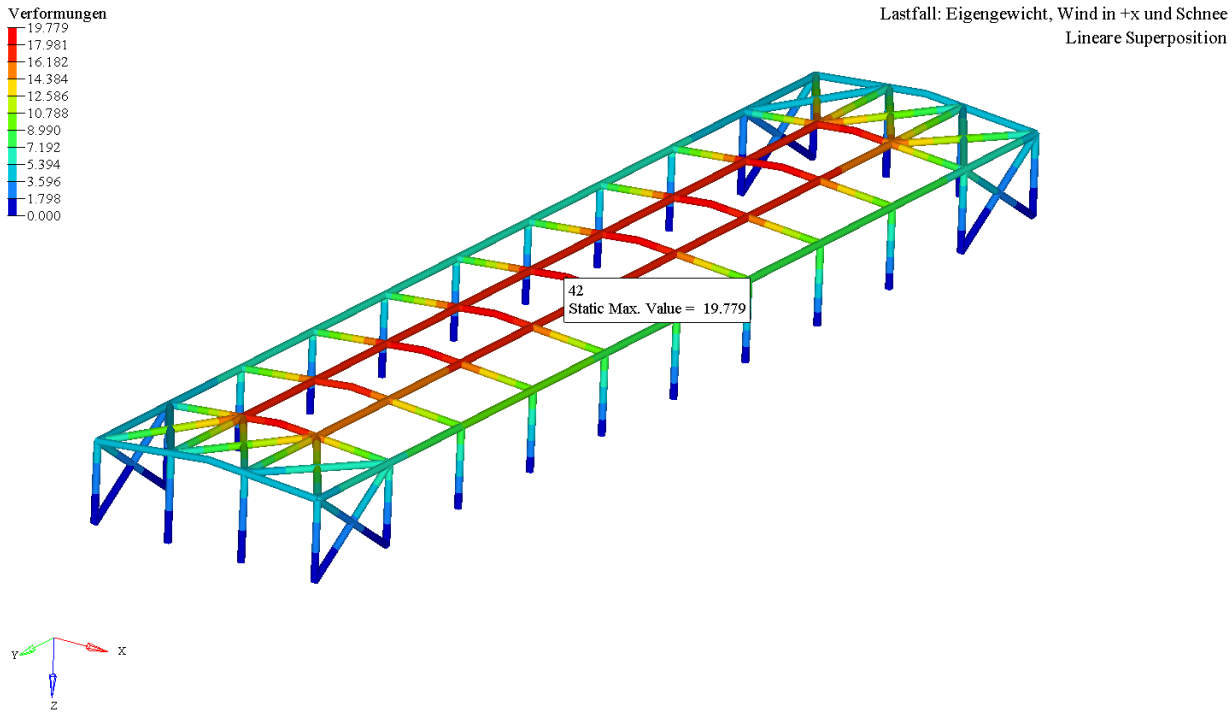


Abb. 71: Verformungen beim kombinierten Lastfall 4

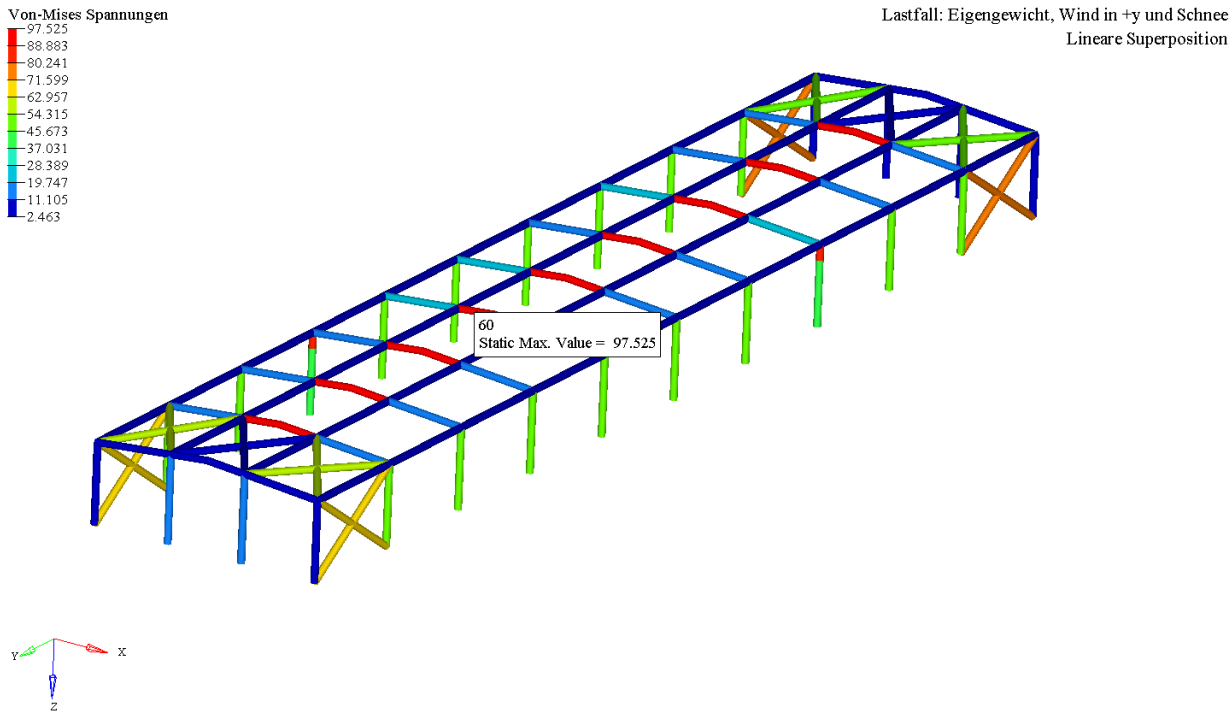


Abb. 72: Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 5

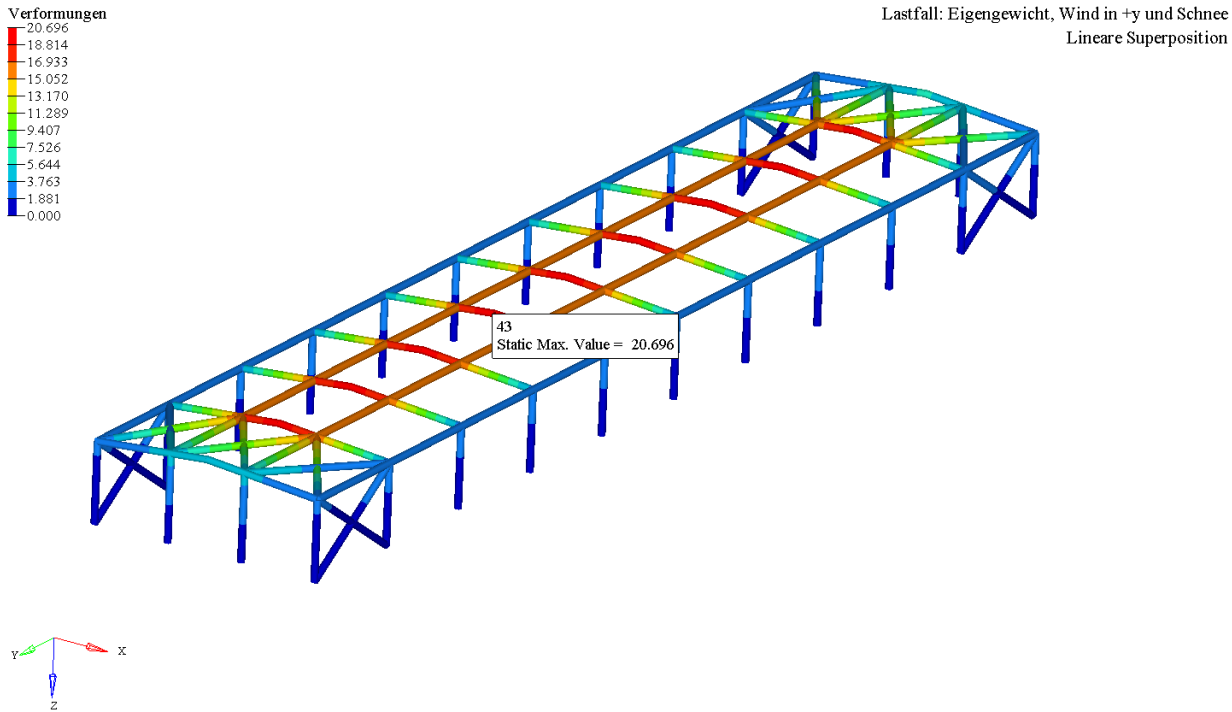


Abb. 73: Verformungen beim kombinierten Lastfall 5

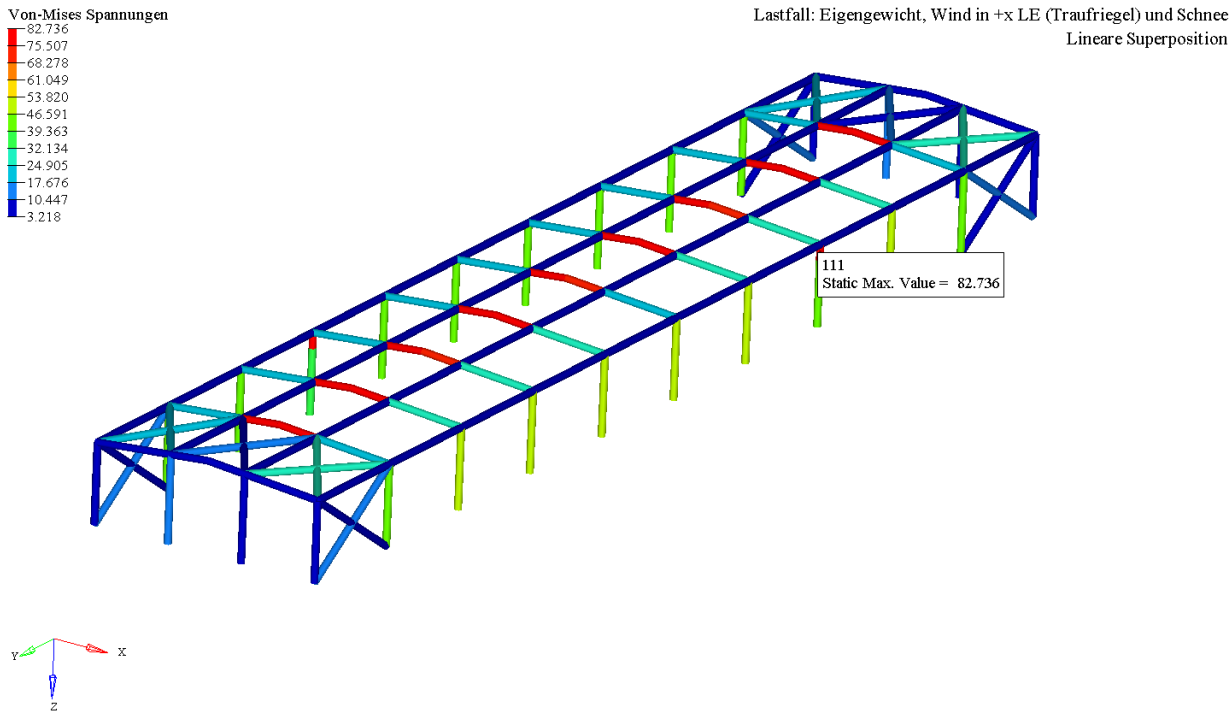


Abb. 74: Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 6

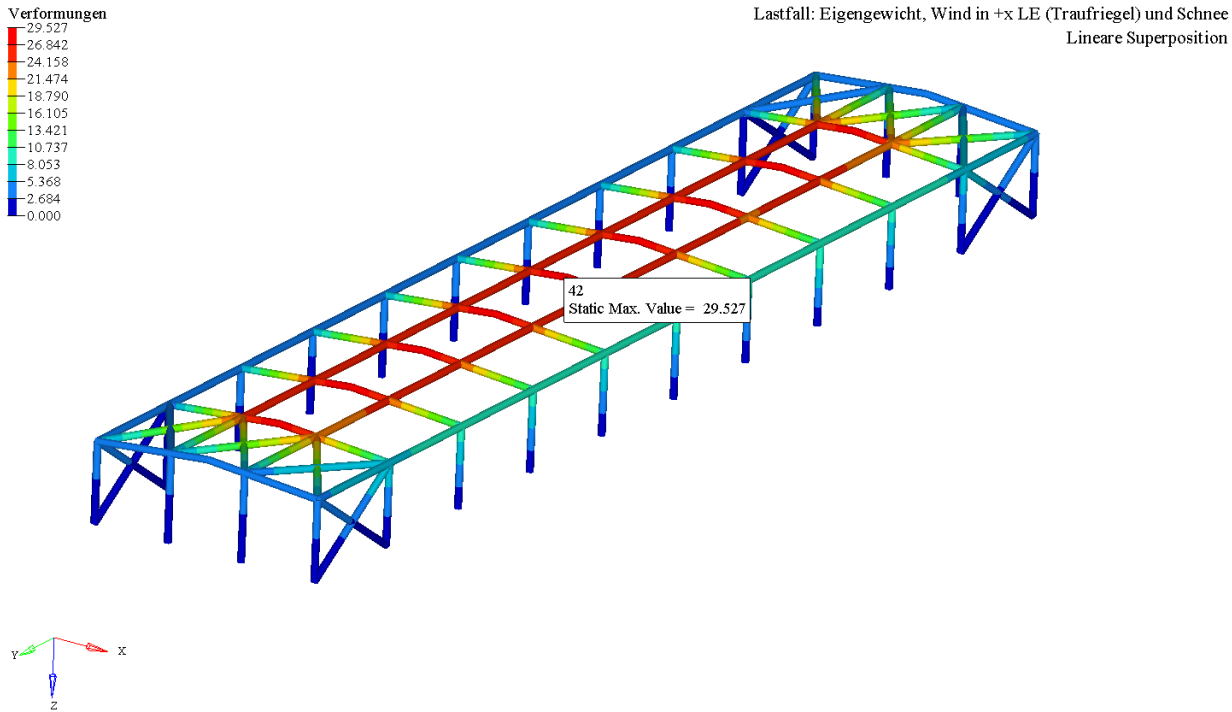


Abb. 75: Verformungen beim kombinierten Lastfall 6

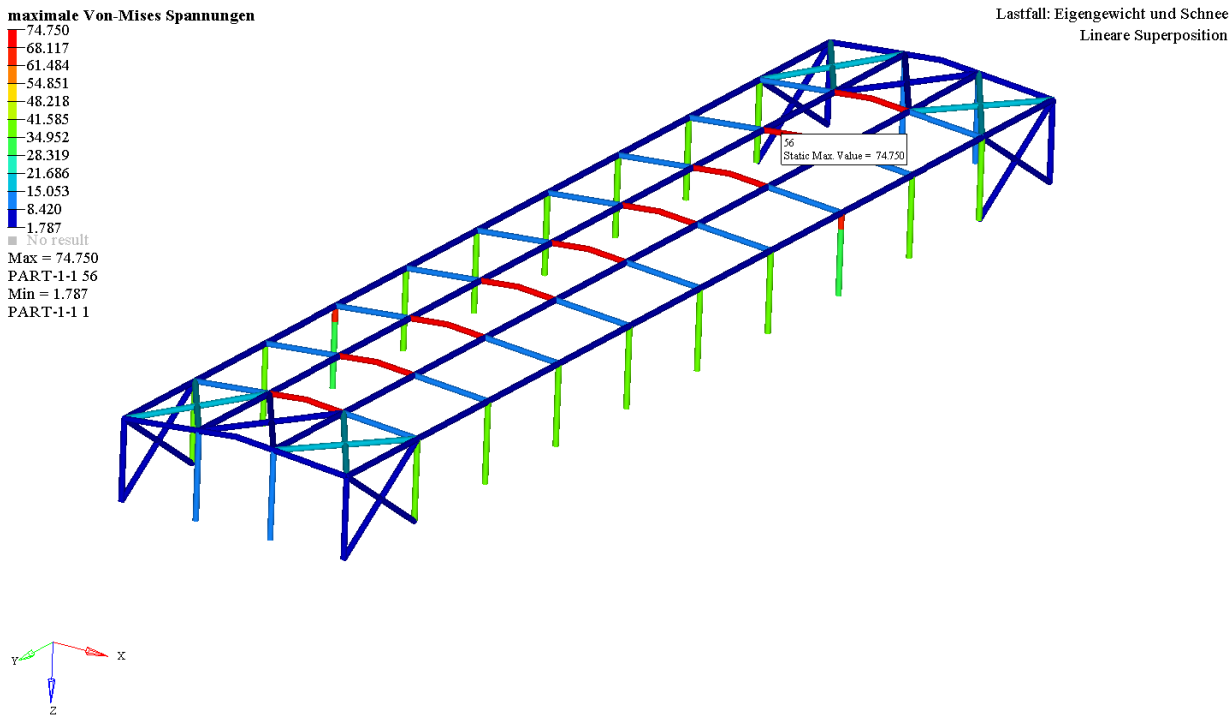


Abb. 76: Maximale Von-Mises Spannungen beim kombinierten Lastfall 7

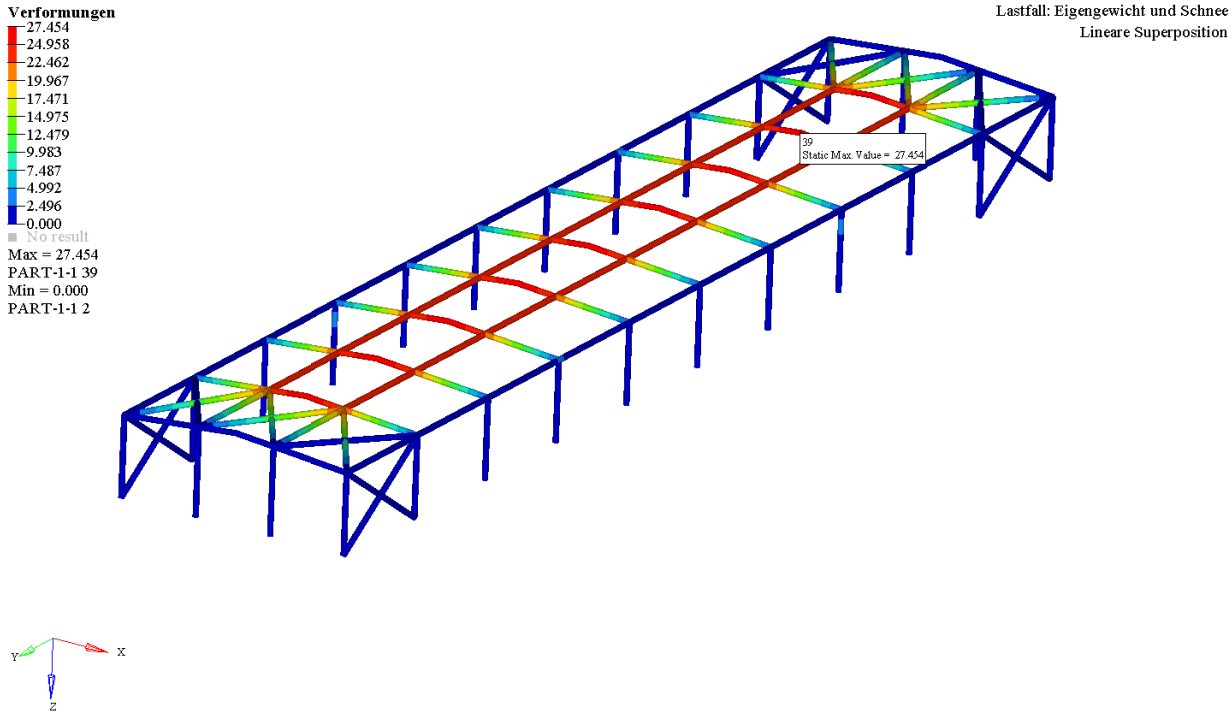


Abb. 77: Verformungen beim kombinierten Lastfall 7

C Eingabedateien der durchgeführten FE-Berechnungen

In diesem Kapitel sind die Eingabedateien der durchgeführten FE-Berechnungen beschrieben. Auf Grund der Größe der Dateien, erfolgt dies meist in gekürzter Form. Diese Kürzungen sind mit „...“ gekennzeichnet.

C.1 Eingabedateien der Voruntersuchungen aus Kapitel 4

C.1.1 2D-Modellierungen

```
*NODE, nset=node_all
 39, 180.95565655813, -1.19184431E-08, 249.60577927148
 40, 190.01873455821, -2.22466569E-08, 253.83196198944
 41, 199.08181242855, -2.22388321E-08, 258.05814460684
 42, 208.14489029888, -2.22310073E-08, 262.28432722424
 43, 217.20796816922, -2.22231825E-08, 266.51050984164
 44, 226.27104603956, -2.22153577E-08, 270.73669245905
 45, 235.33412390989, -2.22075328E-08, 274.96287507645
 46, 244.39720178023, -2.21997080E-08, 279.18905769385
 47, 253.46027965057, -2.21918832E-08, 283.41524031125
...
*ELEMENT, TYPE=S4R, ELSET=Traegeranbindung
 8046, 8443, 8442, 8466, 8503
 8045, 8402, 8443, 8503, 8401
 8044, 8503, 8466, 8465, 8502
 8043, 8401, 8503, 8502, 8400
...
*ELEMENT, TYPE=S3R, ELSET=Traegeranbindung
 8041, 8465, 8464, 8497
 8027, 8486, 8461, 8495
 8025, 8394, 8395, 8489
 8023, 8494, 8493, 8490
...
*ELEMENT, TYPE=S4R, ELSET=Kopfplatte
 41892, 74280, 74281, 73898, 73897
 41891, 73896, 73895, 74279, 74280
 41890, 74281, 74282, 73899, 73898
 41889, 73895, 73894, 74278, 74279
...
*ELEMENT, TYPE=S3R, ELSET=Kopfplatte
 41893, 73897, 73896, 74280
 41323, 72897, 73283, 72898
 42459, 74883, 74882, 75266
 41322, 72893, 72892, 73279
...
*ELEMENT, TYPE=S4R, ELSET=Traeger-Flansch
 11666, 13117, 13119, 13118, 13116
 11665, 13111, 13110, 13119, 13117
 11664, 13118, 12812, 12813, 13064
 11663, 13116, 13118, 13064, 13063
...
*ELEMENT, TYPE=S3R, ELSET=Traeger-Flansch
 11642, 13102, 13103, 13100
 11052, 12563, 12564, 12561
 10742, 12253, 12254, 12252
 10408, 11921, 11922, 11919
...
*ELEMENT, TYPE=S4R, ELSET=Traeger-Steg
 14596, 25054, 25053, 25057, 25058
 14595, 25045, 25054, 25058, 25046
 14594, 25058, 25057, 25028, 25027
 14593, 25046, 25058, 25027, 25026
...
```

```

*ELEMENT,TYPE=S4R,ELSET=Stuetze-Flansch
  46260,    91419,    91420,    89042,    89041
  46259,    91418,    91419,    89040,    89039
  46256,    42888,    89044,    89043,    91420
  46255,    91418,    89038,    89037,    91417
  ...
*ELEMENT,TYPE=S3R,ELSET=Stuetze-Flansch
  46261,    89040,    91419,    89041
  46258,    89042,    91420,    89043
  46257,    89038,    91418,    89039
  46254,    89032,    89044,    42888
  ...
*ELEMENT,TYPE=S4R,ELSET=Stuetze-Steg
  6438,    6188,    6195,    6183,    6184
  6439,    6195,    6196,    6182,    6183
  6440,    6196,    6175,    6176,    6182
  6441,    6190,    6193,    6197,    6189
  ...
*ELEMENT,TYPE=B31,ELSET=Schrauben
  52226,    110370,    110372
  52227,    110369,    110373
  52228,    110368,    110374
  52229,    110371,    110375
  52230,    110366,    110376
  52231,    110367,    110377
*ELEMENT,TYPE=B31,ELSET=Lasteinleitung
  37203,    52666,    52667
  37202,    52666,    52668
  37201,    8380,    52666
*RELEASE
  37203,S1,M2
  37201,S1,M2
  37201,S2,M2
*** Kopplung an der Lasteinleitung
*COUPLING, REF NODE=8380
*DISTRIBUTING
  1,6
*SURFACE, TYPE = NODE
  8473,1.0
  8472,1.0
  8469,1.0
  8468,1.0
  8467,1.0
  8382,1.0
  8381,1.0
  8379,1.0
  8378,1.0
*** #####
*** ## Schraubenmodellierung ##
*** #####
*** -----
*** Variante 1: kinematische Kopplung (einreihig)
*** -----
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110377
  44581,1,6
  99123,1,6
  99124,1,6
  99125,1,6
  99126,1,6
  99127,1,6
  99128,1,6
  99129,1,6
  99130,1,6
  99131,1,6
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110376
  43713,1,6
  95296 bis 95304,1,6
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110374

```

```

45381,1,6
102855 bis 102863,1,6
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110375
42888,1,6
91416 bis 91420,1,6
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110373
47127,1,6
106548 bis 106556,1,6
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110372
46240,1,6
110357 bis 110365,1,6
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110367
51390,1,6
74278 bis 74286,1,6
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110366
52038,1,6
75264 bis 75272,1,6
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110368
50755,1,6
77256 bis 77264,1,6
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110371
50127,1,6
55924 bis 55932,1,6
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110370
49512,1,6
73279 bis 73287,1,6
*KINEMATIC COUPLING,REF NODE=110369
48912,1,6
54375 bis 54383,1,6
*** -----
*** Variante 2: lastverteilende Kopplung (zweireihig)
*** -----
*COUPLING, REF NODE=110374, CONSTRAINT NAME=Schrauben1, SURFACE=Schrauben1_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben1_Surf, TYPE = NODE
45381,1.0
102863,1.0
102862,1.0
102861,1.0
102860,1.0
102859,1.0
102858,1.0
102857,1.0
102856,1.0
102855,1.0
102229,1.0
102228,1.0
102227,1.0
102226,1.0
102225,1.0
102224,1.0
102223,1.0
102222,1.0
102221,1.0
102220,1.0
*COUPLING, REF NODE=110370, CONSTRAINT NAME=Schrauben2, SURFACE=Schrauben2_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben2_Surf, TYPE = NODE
49512,1.0
73279 bis 72899,1.0
*COUPLING, REF NODE=110377, CONSTRAINT NAME=Schrauben3, SURFACE=Schrauben3_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben3_Surf, TYPE = NODE
44581,1.0
99123 bis 99131,1.0

```

```
44581 bis 98491,1.0 ,1.0
*COUPLING, REF NODE=110376, CONSTRAINT NAME=Schrauben4, SURFACE=Schrauben4_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben4_Surf, TYPE = NODE
43713,1.0
95296 bis 95304,1.0
94638 bis 94647,1.0
*COUPLING, REF NODE=110375, CONSTRAINT NAME=Schrauben5, SURFACE=Schrauben5_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben_Surf5, TYPE = NODE
42888,1.0
89032 bis 89044,1.0
91416 bis 91420,1.0
*COUPLING, REF NODE=110372, CONSTRAINT NAME=Schrauben6, SURFACE=Schrauben6_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben6_Surf, TYPE = NODE
46240,1.0
110357 bis 110365,1.0
109705 bis 109714,1.0
*COUPLING, REF NODE=110373, CONSTRAINT NAME=Schrauben7, SURFACE=Schrauben7_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben7_Surf, TYPE = NODE
106548 bis 106556,1.0
105923 bis 105932,1.0
47127,1.0
*COUPLING, REF NODE=110366, CONSTRAINT NAME=Schrauben8, SURFACE=Schrauben8_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben8_Surf, TYPE = NODE
52038,1.0
75264 bis 75272,1.0
74879 bis 74890,1.0
*COUPLING, REF NODE=110367, CONSTRAINT NAME=Schrauben9, SURFACE=Schrauben9_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben9_Surf, TYPE = NODE
51390,1.0
74278 bis 74286,1.0
73893 bis 73904,1.0
*COUPLING, REF NODE=110368, CONSTRAINT NAME=Schrauben10, SURFACE=Schrauben10_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben10_Surf, TYPE = NODE
50755,1.0
77256 bis 77264,1.0
76873 bis 76882,1.0
*COUPLING, REF NODE=110369, CONSTRAINT NAME=Schrauben11, SURFACE=Schrauben11_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben11_Surf, TYPE = NODE
48912,1.0
53977 bis 53986,1.0
54375 bis 54383,1.0
*COUPLING, REF NODE=110371, CONSTRAINT NAME=Schrauben12, SURFACE=Schrauben12_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schrauben12_Surf, TYPE = NODE
50127,1.0
55924 bis 55932,1.0
55530 bis 55539,1.0
*** -----
*** Variante 3: netzunabhängige Modellierung
*** (mit einer anderen lokalen Vernetzung der Stütze/Kopfplatte)
*** -----
```

```
*COUPLING, REF NODE=110370, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig1, SURFACE=Netzunabhaengig1_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig1_Surf, TYPE = NODE
    114665,1.0
    114656,1.0
    114647,1.0
    114640,1.0
    114639,1.0
    114631,1.0
    114625,1.0
    114617,1.0
*COUPLING, REF NODE=110369, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig2, SURFACE=Netzunabhaengig2_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig2_Surf, TYPE = NODE
    114890,1.0
    114877,1.0
...
*COUPLING, REF NODE=110368, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig3, SURFACE=Netzunabhaengig3_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig3_Surf, TYPE = NODE
    115042,1.0
    115032,1.0
...
*COUPLING, REF NODE=110371, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig4, SURFACE=Netzunabhaengig4_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig4_Surf, TYPE = NODE
    114808,1.0
    114794,1.0
...
*COUPLING, REF NODE=110367, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig5, SURFACE=Netzunabhaengig5_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig5_Surf, TYPE = NODE
    115097,1.0
    115089,1.0
...
*COUPLING, REF NODE=110366, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig6, SURFACE=Netzunabhaengig6_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig6_Surf, TYPE = NODE
    114909,1.0
    114895,1.0
...
*COUPLING, REF NODE=110373, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig7, SURFACE=Netzunabhaengig7_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig7_Surf, TYPE = NODE
    122515,1.0
    122502,1.0
...
*COUPLING, REF NODE=110372, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig8, SURFACE=Netzunabhaengig8_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig8_Surf, TYPE = NODE
    121796,1.0
    121783,1.0
...
*COUPLING, REF NODE=110374, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig9, SURFACE=Netzunabhaengig9_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig9_Surf, TYPE = NODE
    122671,1.0
    122658,1.0
...
```

```

*COUPLING, REF NODE=110375, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig10, SURFACE=Netzunabhaengig10_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig10_Surf, TYPE = NODE
    121952,1.0
    121939,1.0
    ...
*COUPLING, REF NODE=110377, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig11, SURFACE=Netzunabhaengig11_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig11_Surf, TYPE = NODE
    99126,1.0
    122755,1.0
    ...
*COUPLING, REF NODE=110376, CONSTRAINT NAME=Netzunabhaengig12, SURFACE=Netzunabhaengig12_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Netzunabhaengig12_Surf, TYPE = NODE
    122036,1.0
    122023,1.0
    ...
*** Property Beschreibungen
*SHELL SECTION, ELSET=Traeger-Flansch, MATERIAL=S275
10.2 ,
*SHELL SECTION, ELSET=Traeger-Steg, MATERIAL=S275
6.0 ,
*SHELL SECTION, ELSET=Stuetze-Flansch, MATERIAL=S355
17.3 ,
*SHELL SECTION, ELSET=Stuetze-Steg, MATERIAL=S355
10.3 ,
*SHELL SECTION, ELSET=Kopfplatte, MATERIAL=S275
10.0 ,
*SHELL SECTION, ELSET=Traegeranbindung, MATERIAL=elastic_steel
6.0 ,
*BEAM SECTION, ELSET=Schrauben, MATERIAL= Schrauben_Material, SECTION=CIRC
10.0 ,
*BEAM SECTION, ELSET=Lasteinleitung, MATERIAL= elastic_steel, SECTION=CIRC
13.25 ,
*** Kontakt zwischen Kopfplatte und Stütze
*Elset, Name=Stuetze_Kon, Generate
48540 THRU 50047
*SURFACE INTERACTION, NAME = Interaction1
*SURFACE BEHAVIOR, PENALTY
*CONTACT PAIR, INTERACTION=Interaction1, TYPE=SURFACE TO SURFACE
    Kopfplatte_Kon, Stuetze
*SURFACE, NAME = Kopfplatte_Kon, TYPE = ELEMENT
    Kopfplatte, SPOS
*SURFACE, NAME = Stuetze, TYPE = ELEMENT
Stuetze_Kon, SPOS
*** #####
*** gewünschte Temperatur fuer die Untersuchung angeben
*** #####
*INITIAL CONDITIONS, TYPE = TEMPERATURE
    node_all,temp
*** -----
*** Lagerung
nset, Name = Lagerung_x_y, Generate
    4377 THRU 4439
    89704 THRU 91341
nset, Name = Lagerung_z, Generate
    4439, 2967
    6065 THRU 6087
    105836 THRU 109704
    89717 THRU 89729
    90585 THRU 90597
*BOUNDARY
    Lagerung_x_y, 1, 2
    Lagerung_z, 3, ,

```



```

*** Eingabe der Materialdaten, wie in Kapitel 4 beschrieben
*** Material "elastic_steel" mit temperaturunabhängigen E-Modul von 210000 MPa
*INCLUDE, INPUT =Material.inp
*****
*** Berechnung
*STEP, INC = 10000, NAME = mechanische_Last, NLGEOM = YES
*STATIC
1.0000E-03, , 1.0000E-06, 0.1
*BOUNDARY
52668, 3, , -100.0
*END STEP

```

C.1.2 3D-Modellierung

```

*NODE, nset=node_all
43946, 1025.112424 , 0.0 , 294.0474374
43947, 1130.642175 , 0.0 , 312.8551219
43948, 1050.120175 , 0.0 , -55.1378132
43949, 584.12969609375, 0.0 , 546.35288792265
188044, 544.82382143452, 3.0 , 417.68646566233
188045, 542.72181519498, 3.0 , 422.19423258998
188046, 540.61980895543, 3.0 , 426.70199951764
188047, 538.51780271589, 3.0 , 431.20976644529
188048, 536.41579647635, 3.0 , 435.71753337294
...
*ELEMENT, TYPE=B31, ELSET=Lasteinleitung
37203, 52666, 52667
37202, 52666, 52668
37201, 8380, 52666
*RELEASE
37203, S1, M2
37201, S1, M2
37201, S2, M2
*ELEMENT, TYPE=C3D6, ELSET=Traeger
352869, 365445, 365482, 365444, 365842, 365879, 365841
352576, 365048, 365085, 365047, 365445, 365482, 365444
352283, 364651, 364688, 364650, 365048, 365085, 365047
351990, 364254, 364291, 364253, 364651, 364688, 364650
...
*ELEMENT, TYPE=C3D6, ELSET=Traegeranbindung
196107, 189998, 189999, 190030, 190002, 190003, 190031
196106, 189994, 189995, 190029, 189998, 189999, 190030
196105, 188653, 188630, 188648, 189994, 189995, 190029
196074, 189507, 189180, 190550, 189509, 189184, 190552
...
*ELEMENT, TYPE=C3D6, ELSET=Schrauben
855821, 999985, 999591, 999588, 999988, 999595, 999592
855820, 999982, 999587, 999584, 999985, 999591, 999588
855819, 999979, 999583, 999580, 999982, 999587, 999584
855818, 999976, 999579, 999576, 999979, 999583, 999580
...
*ELEMENT, TYPE=C3D6, ELSET=Kopfplatte
845900, 984955, 984996, 982524, 989720, 989761, 987289
845894, 984981, 982530, 984990, 989746, 987295, 989755
845844, 984913, 984845, 984925, 989678, 989610, 989690
845828, 984936, 982002, 984891, 989701, 986767, 989656
...
*ELEMENT, TYPE=C3D6, ELSET=Stuetze
790397, 918082, 918130, 918062, 928404, 928442, 928376
790252, 917939, 917995, 917923, 928266, 928310, 928240
790010, 917679, 917724, 917736, 927979, 928024, 928051
789950, 917695, 917660, 917624, 928017, 927964, 927960
...
*ELEMENT, TYPE=C3D8, ELSET=Stuetze
790492, 918165, 918218, 918193, 918136, 928481, 928538, 928510,
928452

```

```

790491,    919584,    918191,    918135,    919583,    921521,    928509,    928451,
921529
790490,    918216,    918192,    918137,    918163,    928537,    928511,    928453,
928479
790489,    918190,    918134,    918162,    918217,    928508,    928448,    928478,
928536
...
*ELEMENT,TYPE=C3D8,ELSET=Traeger
352963,    365610,    365609,    365605,    365606,    366007,    366006,    366002,
366003
352962,    365609,    365607,    365603,    365605,    366006,    366004,    366000,
366002
352961,    365607,    365608,    365604,    365603,    366004,    366005,    366001,
366000
352960,    365606,    365605,    365601,    365602,    366003,    366002,    365998,
365999
...
*ELEMENT,TYPE=C3D8,ELSET=Traegeranbindung
196131,    190070,    190071,    190528,    189242,    190074,    190075,    190529,
189246
196130,    190066,    190067,    190527,    189238,    190070,    190071,    190528,
189242
196129,    188223,    188232,    188221,    188220,    190066,    190067,    190527,
189238
196128,    190429,    189649,    189650,    190428,    190433,    189653,    189654,
190432
...
*ELEMENT,TYPE=C3D8,ELSET=Schrauben
856896,    1001810,    1001811,    1001676,    1001675,    1001812,    1001813,    1001678,
1001677
856895,    1001808,    1001809,    1001674,    1001673,    1001810,    1001811,    1001676,
1001675
856894,    1001806,    1001807,    1001672,    1001671,    1001808,    1001809,    1001674,
1001673
856893,    1000846,    1000845,    1000829,    1000828,    1001806,    1001807,    1001672,
1001671
...
*** Kopplung an der Lasteinleitung
*COUPLING, REF NODE=188149, CONSTRAINT NAME=Lasteinleitung_Kopp, SURFACE=Lasteinleitung_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Lasteinleitung_Surf, TYPE = NODE
188146 bis 188470,1.0
*** Properties
*SOLID SECTION, ELSET=Traeger, MATERIAL=S275
*SOLID SECTION, ELSET=Kopfplatte, MATERIAL=S275
*SOLID SECTION, ELSET=Stuetze, MATERIAL=S355
*SOLID SECTION, ELSET=Schrauben, MATERIAL=Bolt_Material
*SOLID SECTION, ELSET=Traegeranbindung, MATERIAL=elastic_steel
*BEAM SECTION, ELSET=Lasteinleitung, MATERIAL= elastic_steel, SECTION=CIRC
13.25 ,
*** Kontakte *****
*SURFACE INTERACTION, NAME = surf_surf_general
*FRICTION
0.3 ,0.0 ,0.5 ,0.0
*SURFACE BEHAVIOR, PENALTY
*SURFACE INTERACTION, NAME = kopf_stuetze_interaction
*SURFACE BEHAVIOR, PENALTY
*CONTACT PAIR, INTERACTION=Schaft_Interaction, TYPE=SURFACE TO SURFACE, SMALL SLIDING
Kopf_Schraube_Schaft, Schraube_Schaft
*CONTACT PAIR, INTERACTION=surf_surf_general, TYPE=SURFACE TO SURFACE, SMALL SLIDING
Kopf_Schr_1, Schraube_Kopf_1
*CONTACT PAIR, INTERACTION=surf_surf_general, TYPE=SURFACE TO SURFACE, SMALL SLIDING
Stuetze_Schr_1, Schraube_Stuetze_1
*CONTACT PAIR, INTERACTION=kopf_stuetze_interaction, TYPE=SURFACE TO SURFACE, SMALL SLIDING
Kopf_Stuetze, Stuetze_Kopf
*CONTACT PAIR, INTERACTION=Schaft_Interaction, TYPE=SURFACE TO SURFACE, SMALL SLIDING
Stuetze_Schraube_Schaft, Schraube_Schaft

```

```
*TIE, NAME = Kopf_Stuetze, TYPE=SURFACE TO SURFACE
Kopf_S, Stuetze_K
*TIE, NAME = Lastanbindung_Traeger, TYPE=SURFACE TO SURFACE
Con_Traeger, Traeger_Con
*SURFACE, NAME = Kopf_S, TYPE = ELEMENT
    842298, S1
    842333, S1
    842374, S1
    842449, S1
    ...
*SURFACE, NAME = Schraube_Kopf_1, TYPE = ELEMENT
    857383, S1
    858319, S1
    860205, S1
    852710, S1
    ...
*SURFACE, NAME = Schraube_Schaft, TYPE = ELEMENT
    870470, S3
    870427, S3
    870426, S3
    870425, S3
    ...
*SURFACE, NAME = Kopf_Schr_1, TYPE = ELEMENT
    842298, S1
    842491, S1
    842615, S1
    842731, S1
    ...
*SURFACE, NAME = Kopf_Schraube_Schaft, TYPE = ELEMENT
    852298, S6
    852297, S6
    852266, S4
    852265, S4
    ...
*SURFACE, NAME = Trager_Schr_1, TYPE = ELEMENT
    807699, S2
    806640, S2
    807150, S2
    807417, S2
    ...
*SURFACE, NAME = Traeger_Schraube_Schaft, TYPE = ELEMENT
    795229, S4
    795230, S6
    795231, S4
    795232, S6
    ...
*SURFACE, NAME = Traeger_Con, TYPE = ELEMENT
    329722, S1
    329527, S1
    329524, S1
    329529, S1
    ...
*SURFACE, NAME = Con_Traeger, TYPE = ELEMENT
    194256, S3
    194255, S3
    194258, S4
    194259, S4
    ...
*SURFACE, NAME = Stuetze_Kopf, TYPE = ELEMENT
    782559, S1
    786107, S1
    786121, S1
    783883, S1
    ...
*SURFACE, NAME = Kopf_Stuetze, TYPE = ELEMENT
    850727, S2
    850732, S2
    850740, S2
```

```
850784, S2
...
*** Lagerung
nset, Name = Lagerung_x_y
    246645,1,2,
    246640,1,2,
    246637,1,2,
    246636,1,2,
...
nset, Name = Lagerung_z
    246748,3, ,
    246747,3, ,
    246746,3, ,
    246676,3, ,
...
*BOUNDARY
    Lagerung_x_y, 1, 2
    Lagerung_z, 3,
*** #####
*** gewünschte Temperatur fuer die Untersuchung angeben
*** #####
*INITIAL CONDITIONS, TYPE = TEMPERATURE
    node_all,temp
*** Materialbeschreibungen ohne absteigenden Ast, sonst wie 2D
*INCLUDE, INPUT =Material_3D.inp
*STEP, NAME = Schraubenkontakt, CONVERT SDI = YES
*STATIC
*** Lagerung der Schrauben im Mittelknoten
*BOUNDARY
    1015526,1,3,0.0
    1018978,1,3,0.0
    1020478,1,3,0.0
    1021230,1,3,0.0
    1016234,1,3,0.0
    1017383,1,3,0.0
*** geringe Vorbelastung
*BOUNDARY
    43948,3, , -0.5
*END STEP
*STEP, INC =          1000, NAME = Mechanische_Last, NLGEOM = YES
*STATIC, STABILIZE
0.01          ,1.0          ,1.0000E-05,0.1
*BOUNDARY
    43948,3, , -100.0
*END STEP
*****
```

C.2 Eingabedatei der Modelle aus Kapitel 5

C.2.1 Gesamtmodell

```

*Node, nset=node_all
1 , 0 , -60000 , 0
101 , 0 , -60000 , 0
2 , 0 , -60000 , 4000
3 , 0 , -54000 , 0
103 , 0 , -54000 , 0
4 , 0 , -54000 , 4000
5 , 0 , -48000 , 0
105 , 0 , -48000 , 0
6 , 0 , -48000 , 4000
7 , 0 , -42000 , 0
107 , 0 , -42000 , 0
8 , 0 , -42000 , 4000
9 , 0 , -36000 , 0
109 , 0 , -36000 , 0
10 , 0 , -36000 , 4000
11 , 0 , -30000 , 0
111 , 0 , -30000 , 0
12 , 0 , -30000 , 4000
13 , 0 , -24000 , 0
113 , 0 , -24000 , 0
14 , 0 , -24000 , 4000
15 , 0 , -18000 , 0
115 , 0 , -18000 , 0
16 , 0 , -18000 , 750
17 , 0 , -18000 , 4000
18 , 0 , -12000 , 0
118 , 0 , -12000 , 0
19 , 0 , -12000 , 4000
20 , 0 , -6000 , 0
120 , 0 , -6000 , 0
21 , 0 , -6000 , 4000
22 , 0 , 0 , 0
122 , 0 , 0 , 0
23 , 0 , 0 , 4000
24 , 3988 , -60000 , -349
25 , 3988 , -54000 , -349
26 , 3988 , -48000 , -349
27 , 3988 , -42000 , -349
28 , 3988 , -36000 , -349
29 , 3988 , -30000 , -349
30 , 3988 , -24000 , -349
31 , 3988 , -18000 , -349
32 , 3988 , -12000 , -349
33 , 3988 , -6000 , -349
34 , 3988 , 0 , -349
35 , 4000 , -60000 , 4000
36 , 4000 , 0 , 4000
37 , 5981 , -60000 , -523
137 , 5981 , -60000 , -523
38 , 5981 , -54000 , -523
138 , 5981 , -54000 , -523
39 , 5981 , -48000 , -523
139 , 5981 , -48000 , -523
40 , 5981 , -42000 , -523
140 , 5981 , -42000 , -523
41 , 5981 , -36000 , -523
141 , 5981 , -36000 , -523
42 , 5981 , -30000 , -523
142 , 5981 , -30000 , -523
43 , 5981 , -24000 , -523
143 , 5981 , -24000 , -523
44 , 5981 , -18000 , -523
144 , 5981 , -18000 , -523
45 , 5981 , -12000 , -523
145 , 5981 , -12000 , -523
46 , 5981 , -6000 , -523
146 , 5981 , -6000 , -523
47 , 5981 , 0 , -523
147 , 5981 , 0 , -523
48 , 8000 , -60000 , 4000
49 , 8000 , 0 , 4000
50 , 8012 , -60000 , -349
51 , 8012 , -54000 , -349
52 , 8012 , -48000 , -349
53 , 8012 , -42000 , -349
54 , 8012 , -36000 , -349
55 , 8012 , -30000 , -349
56 , 8012 , -24000 , -349
57 , 8012 , -18000 , -349
58 , 8012 , -12000 , -349
59 , 8012 , -6000 , -349
60 , 8012 , 0 , -349
61 , 12000 , -36000 , 0
161 , 12000 , -36000 , 0
62 , 12000 , -60000 , 0
162 , 12000 , -60000 , 0
63 , 12000 , -60000 , 4000
64 , 12000 , -54000 , 0
164 , 12000 , -54000 , 0
65 , 12000 , -54000 , 4000
66 , 12000 , -48000 , 0
166 , 12000 , -48000 , 0
67 , 12000 , -48000 , 4000
68 , 12000 , -42000 , 0
168 , 12000 , -42000 , 0
69 , 12000 , -42000 , 750
70 , 12000 , -42000 , 4000
72 , 12000 , -36000 , 4000
73 , 12000 , -30000 , 0
173 , 12000 , -30000 , 0
74 , 12000 , -30000 , 4000
75 , 12000 , -24000 , 0
175 , 12000 , -24000 , 0
76 , 12000 , -24000 , 4000
77 , 12000 , -18000 , 0
177 , 12000 , -18000 , 0
78 , 12000 , -18000 , 4000
79 , 12000 , -12000 , 0
179 , 12000 , -12000 , 0
80 , 12000 , -12000 , 4000
81 , 12000 , -6000 , 0
181 , 12000 , -6000 , 0
82 , 12000 , -6000 , 4000
83 , 12000 , 0 , 0
183 , 12000 , 0 , 0
84 , 12000 , 0 , 4000
*Element, type=B31, elset=IPE400_Balken
1 , 2 , 101
5 , 4 , 103
7 , 6 , 105
9 , 8 , 107
11 , 10 , 109
13 , 12 , 111
15 , 14 , 113
17 , 16 , 115

```

```

18 , 17 , 16
20 , 19 , 118
22 , 21 , 120
26 , 23 , 122
103 , 162 , 63
107 , 164 , 65
109 , 166 , 67
111 , 168 , 69
112 , 69 , 70
114 , 161 , 72
116 , 173 , 74
118 , 175 , 76
120 , 177 , 78
122 , 179 , 80
124 , 181 , 82
128 , 183 , 84
*Element, type=B31, elset=IPE360_Balken
27 , 1 , 24
30 , 3 , 25
31 , 5 , 26
32 , 7 , 27
33 , 9 , 28
34 , 11 , 29
35 , 13 , 30
36 , 15 , 31
37 , 18 , 32
38 , 20 , 33
41 , 22 , 34
54 , 24 , 137
55 , 25 , 138
56 , 26 , 139
57 , 27 , 140
58 , 28 , 141
59 , 29 , 142
60 , 30 , 143
61 , 31 , 144
62 , 32 , 145
63 , 33 , 146
64 , 34 , 147
65 , 37 , 50
66 , 38 , 51
67 , 39 , 52
68 , 40 , 53
69 , 41 , 54
70 , 42 , 55
71 , 43 , 56
72 , 44 , 57
73 , 45 , 58
74 , 46 , 59
75 , 47 , 60
88 , 50 , 62
91 , 51 , 64
92 , 52 , 66
93 , 53 , 68
94 , 54 , 61
95 , 55 , 73
96 , 56 , 75
97 , 57 , 77
98 , 58 , 79
99 , 59 , 81
102 , 60 , 83
*Element, type=B31, elset=R01143x4_Balken
42 , 25 , 24
43 , 26 , 25
44 , 27 , 26
45 , 28 , 27
46 , 29 , 28
47 , 30 , 29
48 , 31 , 30
49 , 32 , 31
50 , 33 , 32
51 , 34 , 33
78 , 51 , 50
79 , 52 , 51
80 , 53 , 52
81 , 54 , 53
82 , 55 , 54
83 , 56 , 55
84 , 57 , 56
85 , 58 , 57
86 , 59 , 58
87 , 60 , 59
*Element, type=B31, elset=HE-A120_Balken
52 , 35 , 24
53 , 36 , 34
76 , 48 , 50
77 , 49 , 60
*Element, type=B31, elset=QRO90x5_Balken
2 , 1 , 3
6 , 3 , 5
8 , 5 , 7
10 , 7 , 9
12 , 9 , 11
14 , 11 , 13
16 , 13 , 15
19 , 15 , 18
21 , 18 , 20
23 , 20 , 22
104 , 62 , 64
108 , 64 , 66
110 , 66 , 68
113 , 68 , 61
115 , 61 , 73
117 , 73 , 75
119 , 75 , 77
121 , 77 , 79
123 , 79 , 81
125 , 81 , 83
*Element, type=T3D2, elset=RD16_Stab
3 , 4 , 1
4 , 2 , 3
24 , 23 , 20
25 , 22 , 21
28 , 1 , 25
29 , 3 , 24
39 , 34 , 20
40 , 22 , 33
89 , 50 , 64
90 , 51 , 62
100 , 83 , 59
101 , 60 , 81
105 , 65 , 62
106 , 63 , 64
126 , 82 , 83
127 , 84 , 81
129 , 34 , 59
130 , 33 , 60
131 , 25 , 50
132 , 24 , 51
*Beam Section, elset=IPE400_Balken,
material=S235JR, section=I
200., 400., 180., 180., 13.5, 13.5, 8.6
0.,1.,0.
*Beam Section, elset=IPE360_Balken,
material=S235JR, section=I
180., 360., 170., 170., 12.7, 12.7, 8.

```

```

0.,1.,0.
*Beam Section, elset=RO1143x4_Balken,
material=S235JR, section=PIPE
57.15, 4.
*Beam Section, elset=HE-A120_Balken,
material=S235JR, section=I
57., 114., 120., 120., 8., 8., 5.
*Beam Section, elset=QRO90x5_Balken,
material=S235JR, section=BOX
90., 90., 5., 5., 5., 5.
*Solid Section, elset=RD16_Stab,
material=S235JR
201.,
** Gelenke
*Release
QRO90x5_Balken,S1,M1
QRO90x5_Balken,S1,M2
QRO90x5_Balken,S2,M1
QRO90x5_Balken,S2,M2
RO1143x4_Balken,S1,M1
RO1143x4_Balken,S1,M2
RO1143x4_Balken,S2,M1
RO1143x4_Balken,S2,M2
HE-A120_Balken,S2,M1
HE-A120_Balken,S2,M2
*SPRING, elset=Gelenktyp_6
5,5
61424000000.
*ELEMENT, TYPE=SPRING2, elset=Gelenktyp_6
133, 1, 101
134, 3, 103
135, 5, 105
136, 7, 107
137, 9, 109
138, 11, 111
139, 13, 113
140, 15, 115
141, 18, 118
142, 20, 120
143, 22, 122
144, 62, 162
145, 64, 164
146, 66, 166
147, 68, 168
148, 61, 161
149, 73, 173
150, 75, 175
151, 77, 177
152, 79, 179
153, 81, 181
154, 83, 183
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=1
101, 1, 4
101, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=3
103, 1, 4
103, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=5
105, 1, 4
105, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=7
107, 1, 4
107, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=9
109, 1, 4
109, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=11
111, 1, 4
111, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=13
113, 1, 4
113, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=15
115, 1, 4
115, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=18
118, 1, 4
118, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=20
120, 1, 4
120, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=22
122, 1, 4
122, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=61
161, 1, 4
161, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=62
162, 1, 4
162, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=64
164, 1, 4
164, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=66
166, 1, 4
166, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=68
168, 1, 4
168, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=73
173, 1, 4
173, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=75
175, 1, 4
175, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=77
177, 1, 4
177, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=79
179, 1, 4
179, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=81
181, 1, 4
181, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=83
183, 1, 4
183, 6, 6
*SPRING, elset=Gelenktyp_7
5,5
215490000000.
*Element, TYPE=SPRING2, elset=Gelenktyp_7
155, 37, 137
156, 38, 138
157, 39, 139
158, 40, 140
159, 41, 141
160, 42, 142
161, 43, 143
162, 44, 144
163, 45, 145
164, 46, 146
165, 47, 147
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=37
137, 1, 4
137, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=38

```

```

138, 1, 4
138, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=39
139, 1, 4
139, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=40
140, 1, 4
140, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=41
141, 1, 4
141, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=42
142, 1, 4
142, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=43
143, 1, 4
143, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=44
144, 1, 4
144, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=45
145, 1, 4
145, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=46
146, 1, 4
146, 6, 6
*KINEMATIC COUPLING ,REF NODE=47
147, 1, 4
147, 6, 6
*Material, name=S235JR
*Density
7.874E-09
*Elastic
210000., 0.28
*Nset, nset=Auflager_Set
  2, 4, 6, 8, 10, 12, 14, 17, 19, 21,
 23, 35, 36, 48, 49, 63, 65, 67, 70,
 72, 74, 76, 78, 80, 82, 84
***** Last-Sets *****
*Elset, elset=LF1_Set1
27, 41, 54, 64, 65, 75, 88, 102
*Elset, elset=LF1_Set2, GENERATE
30 THRU 38,
55 THRU 74,
91 THRU 99
*Elset, elset=LF1_Set3
1, 26, 103, 128
*Elset, elset=LF1_Set4
5, 7, 9, 11, 13, 15, 17, 18, 20, 22,
107, 109, 111, 112, 114, 116, 118,
120, 122, 124
*Elset, elset=LF1_Set5
52, 53, 76, 77
*Elset, elset=LF1_Set6
1, 26, 103, 128
*Elset, elset=LF2_Set1
27, 41, 54, 64, 65, 75, 88, 102
*Elset, elset=LF2_Set2, GENERATE
30 THRU 38,
55 THRU 74,
91 THRU 99
*Elset, elset=LF3_Set1
107, 109, 111, 112, 114, 116, 118,
120, 122, 124
*Elset, elset=LF3_Set2
103, 128
*Elset, elset=LF3_Set3
5, 7, 9, 11, 13, 15, 17, 18, 20, 22
*Elset, elset=LF3_Set4
1, 26
*Elset, elset=LF3_Set7
27, 41
*Elset, elset=LF3_Set8
54, 64
*Elset, elset=LF3_Set9
65, 75, 88, 102
*Elset, elset=LF3_Set10
30, 38
*Elset, elset=LF3_Set11, GENERATE
30 THRU 38
*Elset, elset=LF3_Set12, GENERATE
55 THRU 63
*Elset, elset=LF3_Set13, GENERATE
66 THRU 74,
91 THRU 99
*Elset, elset=LF3_Set15
32, 33, 34, 35, 36, 37
*Elset, elset=LF4_Set5
5, 7, 9, 11, 13, 15, 17, 18
*Elset, elset=LF4_Set6
107, 109, 111, 112, 114, 116, 118, 120
*Elset, elset=LF4_Set9
53, 77
*Elset, elset=LF4_Set10
26, 128
*Elset, elset=LF4_Set11
52, 76
*Elset, elset=LF4_Set12
1, 103
*Elset, elset=LF4_Set15
1, 5, 7, 9, 11, 13, 15, 27
30 THRU 35,
54 THRU 71,
91 THRU 96,
103, 107, 109, 111, 112, 114, 116, 118
*Elset, elset=LF4_Set20
64, 75
*Elset, elset=LF4_Set25
63, 74
*Elset, elset=LF4_Set26
30 THRU 37,
55 THRU 73,
91 THRU 98
*Elset, elset=LF4_Set27
27, 54, 65, 88
*Elset, elset=LF5_Set13
65, 75, 88, 102
*Elset, elset=LF5_Set14
66, 67, 68, 69, 70, 71, 72, 73, 74, 91, 92, 93,
94, 95, 96, 97, 98, 99
*Elset, elset=LF5_Set15
2, 6, 8, 10, 12, 14, 16, 19, 21, 23
*Elset, elset=LF5_Set16
104, 108, 110, 113, 115, 117, 119, 121, 123, 125
*****Berechnungen*****
*STEP, , PERTURBATION
*STATIC
*Boundary
Auflager_Set, 1, 1
Auflager_Set, 2, 2
Auflager_Set, 3, 3
Auflager_Set, 6, 6
**** Lastfall 1
*Load Case, NAME=Eigengewicht_und_Aufbau
*Dload, op=NEW
LF1_Set1, PZ, 1.326

```



```

LF1_Set2, PZ, 2.917
LF1_Set3, PZ, 1.020
LF1_Set4, PZ, 2.040
LF1_Set5, PZ, 1.360
LF1_Set6, PZ, 0.680
, GRAV, 10000, 0., 0., 1.
*End Load Case
**** Lastfall 2 *****
*Load Case, NAME=Schnee
*Dload, op=NEW
LF2_Set1, PZ, 2.250
LF2_Set2, PZ, 4.950
*End Load Case
**** Lastfall 3 *****
*Load Case, NAME=Wind_in_x
*Dload, op=NEW
LF3_Set1, PX, 1.335
LF3_Set2, PX, 0.668
LF3_Set3, PX, 2.812
LF3_Set4, PX, 1.406
LF3_Set8, PZ, -1.090
LF3_Set9, PZ, -0.094
LF3_Set12, PZ, -3.000
LF3_Set13, PZ, -2.570
73, PZ, -2.57
26, PY, 1.425
1, PY, -1.425
1, PY, -2.205
53, PY, 2.205
52, PY, -2.205
77, PY, 1.926
76, PY, -1.926
128, PY, 0.635
103, PY, -0.635
*Cloud, op=NEW
** Die trapezfoermigen Lasten
** werden als Knotenlasten aufgebracht
1, 3, -3368.490159
24, 3, -2347.179841
22, 3, -3368.490159
34, 3, -2347.179841
3, 3, -8068.595928
25, 3, -6292.404072
20, 3, -8068.595928
33, 3, -6292.404072
5, 3, -7853.585936
7, 3, -7853.585936
9, 3, -7853.585936
11, 3, -7853.585936
13, 3, -7853.585936
15, 3, -7853.585936
18, 3, -7853.585936
26, 3, -6262.414064
27, 3, -6262.414064
28, 3, -6262.414064
29, 3, -6262.414064
30, 3, -6262.414064
31, 3, -6262.414064
32, 3, -6262.414064
*End Load Case
**** Lastfall 4 *****
*LOAD CASE, NAME = Wind_in_Y
*Dload, op=NEW
26, PX, -1.898
128, PX, 1.898
20, PX, -2.185
122, PX, 2.185
LF4_Set5, PX, -1.950
LF4_Set6, PX, 1.950
103, PX, 0.975
1, PX, -0.975
LF4_Set9, PY, -1.820
LF4_Set10, PY, -0.910
LF4_Set11, PY, -0.780
LF4_Set12, PY, -0.390
124, PX, 3.213
22, PX, -3.213
LF4_Set15, PY, -0.618
LF4_Set20, PZ, -1.390
LF4_Set25, PZ, -2.800
LF4_Set26, PZ, -2.570
LF4_Set27, PZ, -0.940
*Cloud, op=NEW
22, 3, -3258.154948
34, 3, -2992.015052
60, 3, -2992.529482
83, 3, -3258.480518
20, 3, -5672.209993
33, 3, -5634.190007
59, 3, -5634.263497
81, 3, -5672.256503
*End Load Case
**** Lastfall 5 *****
*LOAD CASE, NAME = Wind_in_X_LE_Traufriegel
*Dload, op=NEW
26, PY, 1.425
1, PY, -1.425
53, PY, 2.205
77, PY, 1.926
128, PY, 0.635
103, PY, -0.635
76, PY, -1.926
52, PY, -2.205
LF5_Set13, PZ, 0.390
LF5_Set14, PZ, 0.780
LF5_Set15, PX, 0.940
LF5_Set16, PX, 0.445
*End Load Case
**** Lastfall 6 *****
*LOAD CASE, NAME = Kran
*Cloud, op=NEW
16, 3, 50000.
69, 3, 50000.
16, 1, 5000.
69, 1, 5000.
69, 5, 20000000.
16, 5, -20000000.
*End Load Case
*END STEP
*****

```

C.2.2 Gesamtmodell mit lokaler Verfeinerung

Für die Einbindung der lokalen Verfeinerung werden die folgenden Änderungen im Gesamtmodell eingepflegt:

- Löschung der folgenden Elemente
 - 72 & 97 (IPE360)
 - 120 (IPE400)
 - 151 (Drehfeder)
- Änderung in den folgenden Elementen durch Verschiebung des Anbindungsknotens an die Verfeinerung
 - 61 (IPE360)
 - 84 & 85 (RO114.3x4)
 - 119 & 121 (QRO90x5)

Außerdem werden die folgenden Eingaben hinzugefügt, um die lokale Verfeinerung zu modellieren.

```
*NODE, nset=node_all
  575, 6029.0, -17955.0, -303.0
  587, 6009.0, -17955.0, -303.0
  588, 6029.0, -18045.0, -303.0
  594, 6009.0, -18045.0, -303.0
  595, 6029.0, -17955.0, -398.0
  609, 6009.0, -17955.0, -398.0
  610, 6029.0, -18045.0, -398.0
  612, 6009.0, -18045.0, -398.0
  613, 6029.0, -17955.0, -648.0
...
*ELEMENT, TYPE=B31, ELSET=Schrauben_First
  500, 575, 587
  501, 588, 594
  502, 595, 609
  503, 610, 612
  504, 613, 614
  505, 622, 623
*ELEMENT, TYPE=B31, ELSET=Schrauben_Rahmen
  518, 654, 648
  519, 647, 646
  520, 645, 644
  521, 632, 631
  522, 630, 629
  523, 625, 624
*ELEMENT, TYPE=S3R, ELSET=IPE_400_Flansche
  393827, 304915, 304916, 305074
  393826, 305070, 4832, 4831
  393801, 304919, 305069, 305073
  393799, 304916, 304915, 305070
...
*ELEMENT, TYPE=S3R, ELSET=IPE_360_Flansche
  389590, 301195, 301196, 301182
  385846, 297427, 297428, 297414
  385768, 297360, 297359, 297367
  385734, 297314, 297315, 297301
...
```

```

*ELEMENT, TYPE=S3R, ELSET=IPE_360_Steg
  15761,      8662,      8661,      8663
  16614,      4294,      4293,      4306
  16667,      4342,      4341,      4344
  16801,      4459,      4453,      4496
...
*ELEMENT, TYPE=S3R, ELSET=QRO_MS
  409373,     351577,     351590,     351576
  409259,     351500,     351504,     351501
  409205,     351490,     351449,     351489
  409140,     351496,     351399,     351495
...
*ELEMENT, TYPE=S3R, ELSET=KP_First_1
  31096,      1928,      1929,      1926
  31194,      2608,      2607,      2609
  31351,      12026,     12025,     12036
  31764,      11644,     11645,     11655
*ELEMENT, TYPE=S3R, ELSET=KP_First_2
  31873,      1076,      1075,      1079
  31970,      1457,      1458,      1455
*ELEMENT, TYPE=S3R, ELSET=IPE_400_Steg
  393825,     305062,     11555,     11556
  393824,     303707,     305066,     303708
  393160,     304491,     304488,     304492
  393133,     304469,     304467,     304473
...
*ELEMENT, TYPE=S3R, ELSET=Rahmenversteifung
  428511,     375219,     375218,     375215
  428721,     375437,     375436,     375426
  429215,     375902,     375903,     375886
  429425,     376119,     376120,     376118
*ELEMENT, TYPE=S4R, ELSET=IPE_400_Flansche
  393831,     304917,     305072,     304919,     305073
  393830,     305076,     305075,     4826,      4825
  393829,     304838,     304921,     305075,     305076
  393828,     304915,     305074,     305068,     305067
...
*ELEMENT, TYPE=S4R, ELSET=IPE_360_Flansche
  4825,      5182,      5183,      5181,      5180
  4826,      5187,      5182,      5180,      5186
  4827,      5180,      5181,      5196,      5197
  4828,      5186,      5180,      5197,      5198
...
*ELEMENT, TYPE=S4R, ELSET=IPE_360_Steg
  15545,     8498,     8499,     8497,     8496
  15546,     8505,     8498,     8496,     8504
  15547,     8496,     8497,     8516,     8517
...
*ELEMENT, TYPE=S4R, ELSET=QRO_MS
  409462,     351308,     351309,     351207,     351209
  409461,     351309,     17187,     17682,     351207
  409460,     350385,     350384,     351208,     351206
  409459,     351206,     351208,     351209,     351207
...
*ELEMENT, TYPE=S4R, ELSET=RO_MS
  407597,     349671,     349668,     349666,     349672
  407596,     349672,     349666,     349686,     349685
  407595,     349818,     349665,     349667,     349819
  407594,     349665,     349666,     349668,     349667
...
*ELEMENT, TYPE=S4R, ELSET=KP_Rahmen
  420286,     363125,     363123,     363122,     363124
  420285,     363119,     363118,     363123,     363125
  420284,     363018,     363125,     363124,     363017
  420283,     363019,     363119,     363125,     363018
...
*ELEMENT, TYPE=S4R, ELSET=KP_First_1
  31027,      1889,      1890,      1886,      1887

```

```

31028,      1890,      1876,      1877,      1886
31029,      1845,      1846,      1890,      1889
31030,      1846,      1847,      1876,      1890
...
*ELEMENT,TYPE=S4R,ELSET=KP_First_2
  31848,      941,      981,      983,      940
  31849,      940,      983,      938,      939
  31850,      981,      982,      984,      983
...
*ELEMENT,TYPE=S4R,ELSET=IPE_400_Steg
  32673,      10630,      10632,      10633,      10629
  32674,      10629,      10633,      10618,      10619
  32675,      10632,      10611,      10612,      10633
  32676,      10633,      10612,      10613,      10618
...
*ELEMENT,TYPE=S4R,ELSET=Rahmenversteifung
  428313,      375056,      375060,      375053,      375054
  428314,      375060,      375047,      375048,      375053
  428315,      375057,      375059,      375060,      375056
  428316,      375059,      375046,      375047,      375060
...
*** ##### Schrauben am First #####
*COUPLING, REF NODE=613, CONSTRAINT NAME=Schr_F1, SURFACE=Schr_F1_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schr_F1_Surf, TYPE = NODE
  1794,1.0
  1795,1.0
  1796,1.0
  1797,1.0
  1798,1.0
  1799,1.0
  1800,1.0
  1801,1.0
  1802,1.0
  1803,1.0
  1804,1.0
  1805,1.0
*COUPLING, REF NODE=623, CONSTRAINT NAME=Schr_F2, SURFACE=Schr_F2_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schr_F2_Surf, TYPE = NODE
  1345 bis 1356,1.0
... (es folgen noch 10 weitere Kopplungen am First)
*** ##### Schrauben an der Rahmenecke#####
*COUPLING, REF NODE=654, CONSTRAINT NAME=Schr_R1, SURFACE=Schr_R1_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schr_R1_Surf, TYPE = NODE
  3581,1.0
  3616,1.0
  3635,1.0
  3636,1.0
  3637,1.0
  3638,1.0
  4931,1.0
  4935,1.0
  4964,1.0
  4966,1.0
  4967,1.0
  4968,1.0
  4979,1.0
*COUPLING, REF NODE=647, CONSTRAINT NAME=Schr_R2, SURFACE=Schr_R2_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Schr_R2_Surf, TYPE = NODE
  3303 bis 3317,1.0
... (es folgen noch 10 weitere Kopplungen am First)

```

```

*** ##### GFEM-DFEM Kopplung#####
*COUPLING, REF NODE=296276, CONSTRAINT NAME=Kopplung_RO143_1, SURFACE=Kopplung_RO143_1_Surf
*DISTRIBUTING
1,6
*SURFACE, NAME = Kopplung_RO143_1_Surf, TYPE = NODE
  32686,1.0
  32687,1.0
  32688,1.0
  32689,1.0
  32690,1.0
  32691,1.0
  32692,1.0
  32693,1.0
  32694,1.0
  32695,1.0
  32696,1.0
  32697,1.0
... (es folgen noch 4 weitere Kopplungen zwischen GFEM/DFEM)
*** Properties
*SHELL SECTION, ELSET=Rahmenversteifung, MATERIAL=S235JR
15.0
,
*SHELL SECTION, ELSET = RO_MS, MATERIAL = S235JR
4.0
,
*SHELL SECTION, ELSET = QRO_MS, MATERIAL = S235JR
5.0
,
*SHELL SECTION, ELSET = IPE_360_Steg, MATERIAL = S235JR
8.0
,
*SHELL SECTION, ELSET = IPE_400_Steg, MATERIAL = S235JR
8.6
,
*SHELL SECTION, ELSET = IPE_360_Flansche, MATERIAL = S235JR
12.7
,
*SHELL SECTION, ELSET = IPE_400_Flansche, MATERIAL = S235JR
13.5
,
*SHELL SECTION, ELSET = KP_Rahmen, MATERIAL = S235JR
20.0
,
*SHELL SECTION, ELSET = KP_First_1, MATERIAL = S235JR
20.0
,
*SHELL SECTION, ELSET = KP_First_2, MATERIAL = S235JR
20.0
,
*BEAM SECTION, ELSET=Schrauben_First, MATERIAL= Schrauben-Material, SECTION=CIRC
10.0
,
*BEAM SECTION, ELSET=Schrauben_Rahmen, MATERIAL= Schrauben-Material, SECTION=CIRC
12.0
,
*** Zusätzliche Gruppen fuer die Belastung, abhaengig von der Elementlaenge
*NSET, NSET=B61_50
  26850,    297348,    297347,    297346,    297345,    297344,    297343,    297342,
  297341,    297340,    297339,    297338
*NSET, NSET=B61_10
  2308,    7700,    7701,    7702,    7703,    7704,    7705,    7706,
  7707,    7708,    7709,    7710,    7711,    7712,    7713,    7714,
  7715,    7716,    7717,    7718,    7719,    7720,    7721,    7722,
  7723,    7724,    7725,    7726,    7727,    7728,    7729,    7730,
  7731,    7732,    7733,    7734,    7735,    7736,    7737,    7738,
  7739,
*NSET, NSET=B72_97_50
  297636,    297635,    297634,    297633,    297632,    297631,    297630,    297629,
  297628,    297627,    297626,    297625,    297624,    297623,    297622,    297621,
  297620,    297619,    297618,    297617,    297616,    297615,    297614,    297613,
  297612,    297611,    297610,    297609,    297608,    297607,    297606,    297605,
  ...
*NSET, NSET=B72_97_10
  655,    948,    5540,    5541,    5542,    5543,    5544,    5545,
  5546,    5547,    5548,    5549,    5550,    5551,    5552,    5553,
  5554,    5555,    5556,    5557,    5558,    5559,    5560,    5561,
  5562,    5563,    5564,    5565,    5566,    5567,    5568,    5569,
  ...
*NSET, NSET=IPE400_10
  10605,    10613,    10614,    10618,    10619,    10620,    10621,    10622,

```

```

10623, 10624, 10625, 14624, 373926, 373925, 373924, 373923,
373922, 373921, 373920, 373919, 373918, 373917, 373315, 373314,
373313, 373312, 373311, 373310, 373309, 373308, 373307, 373306,
373305, 373304, 373285, 373284, 373283, 373282, 373281, 373280,
373279, 373278, 373277, 373276, 373275, 373274, 373273, 373174
*NSET, NSET=IPE400_50
303625, 303624, 303623, 303622, 303621, 303620, 303619,
303618, 303617, 303616, 303615, 303614, 303613, 303612, 303611,
303610, 303609, 303608, 303607, 303606, 303605, 303604, 303603,
303602, 303601, 303600, 303599, 303598, 303597, 303596, 303595,
...
*SURFACE INTERACTION, NAME = Interaction_1
*SURFACE BEHAVIOR, PENALTY
*CONTACT PAIR, INTERACTION=Interaction_1, TYPE=SURFACE TO SURFACE
Kopf_Rahmen, IPE400
*CONTACT PAIR, INTERACTION=Interaction_1, TYPE=SURFACE TO SURFACE
KP_First_1, KP_First_2
*SURFACE, NAME = IPE400, TYPE = ELEMENT
391784, SPOS
391811, SPOS
391818, SPOS
391843, SPOS
...
*SURFACE, NAME = Kopf_Rahmen, TYPE = ELEMENT
420746, SNEG
420745, SNEG
420744, SNEG
420743, SNEG
...
*SURFACE, NAME = KP_First_1, TYPE = ELEMENT
31764, SNEG
31351, SNEG
31194, SNEG
31096, SNEG
...
*SURFACE, NAME = KP_First_2, TYPE = ELEMENT
31970, SPOS
31873, SPOS
32668, SPOS
32667, SPOS
...
*** Auflagerung des verfeinerten Bereichs am Fundament
*BOUNDARY
304912,1,3,
304911,1,3,
304619,1,3,
304618,1,3,
304162,1,3,
304161,1,3,
304160,1,3,
304159,1,3,
303041,1,3,
303040,1,3,
303039,1,3,
303628,1,3,
303627,1,3,
303626,1,3,
303552,1,3,
303333,1,3,
303332,1,3,
*** Nichtlineare Materialeigenschaften, wie in Kapitel 5.4.1 beschrieben
*INCLUDE, INPUT = Material_GFEM.inp
*** Berechnung mit Imperfektionen
*INCLUDE, INPUT =Berechnung_Imperfektion.inp
*****

```

Für die nichtlineare Tragwerksanalyse mit Imperfektionen werden die folgenden Eingaben bei der Berechnung hinzugefügt beziehungsweise geändert.

```
*INITIAL CONDITIONS, TYPE = TEMPERATURE
node_all,20.0
*IMPERFECTION, FILE=Buckling, STEP=1
1,4
8,1.2
*****
****BERECHNUNG
*****
*STEP, NLGEOM = YES
*STATIC
0.1 ,1.0 ,1.0000E-05,0.2
**** mechanische Belastung bei Raumtemperatur
** GFEM LF1 verwendet
*Cload
B61_10,3, 29.17
B61_50,3, 145.85
B72_97_10,3, 29.17
B72_97_50,3, 145.85
IPE400_10,3,20.4
IPE400_50,3,102
** GFEM LF2 verwendet
*Cload
B61_10,3, 49.5
B61_50,3, 247.5
B72_97_10,3, 49.5
B72_97_50,3, 247.5
** GFEM LF3 verwendet
*Cload
IPE400_10,1,13.35
IPE400_50,1,66.75
B72_97_10,3,-25.7
B72_97_50,3,-128.5
B61_10,3,-30.0
B61_50,3,-150.0
*END STEP
*STEP, NLGEOM = YES
*STATIC
*** #### gewünschte Temperatur auswaehlen
*Temperature
node_all, temp
*END STEP
```



Erklärung zur selbstständigen Bearbeitung einer Abschlussarbeit

Gemäß der Allgemeinen Prüfungs- und Studienordnung ist zusammen mit der Abschlussarbeit eine schriftliche Erklärung abzugeben, in der der Studierende bestätigt, dass die Abschlussarbeit „– bei einer Gruppenarbeit die entsprechend gekennzeichneten Teile der Arbeit [(§ 18 Abs. 1 APSO-TI-BM bzw. § 21 Abs. 1 APSO-INGI)] – ohne fremde Hilfe selbstständig verfasst und nur die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt wurden. Wörtlich oder dem Sinn nach aus anderen Werken entnommene Stellen sind unter Angabe der Quellen kenntlich zu machen.“

Quelle: § 16 Abs. 5 APSO-TI-BM bzw. § 15 Abs. 6 APSO-INGI

Dieses Blatt, mit der folgenden Erklärung, ist nach Fertigstellung der Abschlussarbeit durch den Studierenden auszufüllen und jeweils mit Originalunterschrift als letztes Blatt in das Prüfungsexemplar der Abschlussarbeit einzubinden.

Eine unrichtig abgegebene Erklärung kann -auch nachträglich- zur Ungültigkeit des Studienabschlusses führen.

Erklärung zur selbstständigen Bearbeitung der Arbeit

Hiermit versichere ich,

Name: Walter

Vorname: Diana

dass ich die vorliegende Masterarbeit bzw. bei einer Gruppenarbeit die entsprechend gekennzeichneten Teile der Arbeit – mit dem Thema:

Numerische Untersuchungen zum globalen Tragverhalten ungeschützter Stahlrahmenkonstruktionen im Brandfall

ohne fremde Hilfe selbstständig verfasst und nur die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt habe. Wörtlich oder dem Sinn nach aus anderen Werken entnommene Stellen sind unter Angabe der Quellen kenntlich gemacht.

- die folgende Aussage ist bei Gruppenarbeiten auszufüllen und entfällt bei Einzelarbeiten -

Die Kennzeichnung der von mir erstellten und verantworteten Teile der Masterarbeit ist erfolgt durch:

Ort

Datum

Unterschrift im Original