



Fakultät für Technische  
Wissenschaften

## Bewertung der Lochleibungstragfähigkeit von Schraubenverbindungen mittels FEM

Manuel Vererfven, BSc

Innsbruck, Oktober 2017

### Masterarbeit

eingereicht an der Leopold-Franzens-Universität Innsbruck, Fakultät für  
Technische Wissenschaften zur Erlangung des akademischen Grades

### Diplomingenieur

Beurteiler:

Univ.Prof.Dipl.-Ing Dr.techn. Gerhard Lener

Institut für Konstruktion und Materialwissenschaften

Arbeitsbereich für Stahlbau und Mischbautechnologie

Betreuer: Univ.Prof.Dipl.-Ing Dr.techn. Gerhard Lener  
Universität Innsbruck, Institut für Konstruktion und Materialwissenschaften  
Arbeitsbereich für Stahlbau und Mischbautechnologie

Mitbetreuer: Dipl.-Ing Dr.techn. Ralph Timmers  
Universität Innsbruck, Institut für Konstruktion und Materialwissenschaften  
Arbeitsbereich für Stahlbau und Mischbautechnologie

## Danksagung

Zunächst möchte ich mich bei meinem Betreuer, Ralph Timmers, für die Betreuung sowie für anregende Ideen in Hinblick auf die Erstellung dieser Arbeit bedanken.

Ein weiteres Dankeschön gilt dem gesamten Arbeitsbereich für Stahlbau und Mischbautechnologie, insbesondere dessen Leiter Univ.-Prof Dipl.-Ing. Dr.techn. Gerhard Lener, für die Möglichkeit diese Arbeit durchführen zu können.

Außerdem möchte ich mich bei meinen Studienkollegen bedanken, welche das Studium zu einer unvergesslichen Erfahrung gemacht haben.

Zu guter Letzt möchte ich mich einerseits bei meiner Familie bedanken, die mir das Studium ermöglicht hat sowie in schwierigen Phasen jederzeit für Unterstützung da war. Andererseits bedanke ich mich bei meiner Freundin für die bedingungslose Unterstützung während des gesamten Studiums.

## Kurzfassung

In der fortschreitenden Entwicklung der numerischen Simulation von komplexen Bauteilen ist es möglich, komplette Konstruktionen mittels einer FE-Berechnung zu untersuchen. Für die Hauptbestandteile (Profile, Bleche, ...) eines zusammengesetzten Bauteils ist es möglich, über eine Auswertung der auftretenden Spannungen den Nachweis der Tragfähigkeit bei gegebener Belastung zu erfüllen. Bei den Verbindungen können Schweißnähte ebenfalls über die Auswertung der Vergleichsspannungen unter ruhender Belastung nachgewiesen werden. Für dynamische Beanspruchungen gibt es Konzepte (Nennspannungs-, Strukturspannungs-, und Kerbspannungskonzept) und Richtlinien (FKM-Richtlinie) mit denen der Nachweis erbracht werden kann. Für Schraubenverbindungen gibt es keine eindeutigen Grenzwerte, bei denen man den Nachweis der Lochleibungsfestigkeit als erbracht betrachtet.

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein numerisches Modell entwickelt, welches das tatsächliche Verhalten eines Laschenstoßes möglichst gut abbildet. Dazu werden zunächst unterschiedliche Modellierungen analysiert und mit Versuchsergebnissen verglichen. Anschließend werden die Modelle zu einem numerischen Modell zusammengefasst, mit dem im Anschluss eine Parameterstudie durchgeführt wird. Am Ende wird untersucht, welche Grenzkriterien eingeführt werden können, damit der Lochleibungsnachweis mit einer reinen FE-Berechnung erbracht werden kann.

## Abstract

With the progressing development of numerical methods it is possible to investigate the behavior of complicated geometries and components using FE-analysis. For the main components the occurring stresses can be compared to the maximum resistance stress according to the ultimate limit state. For welded joints in static systems the equivalent stresses can be compared to the yield stresses in the Eurocode. For dynamic systems special methods (hot spot concept, notch stress concept and nominal stress concept) and guidelines (FKM-guideline) were developed to proof the strength of the components. For screw connections there are no specific limits considering stresses and strains to fulfill the bearing stress verification.

In this thesis a numerical model is developed which is capable to depict the behavior of a real strap joint. Different systems are made and compared to test results of a strap joint. The best aspects of the different systems are taken together in a final system and a parameter study is conducted. At the end, the results of this parameter study are evaluated in order to set new limits, so the ultimate limit state of a bearing type connection can be evaluated solely by performing a FE-analysis.

# Inhaltsverzeichnis

1.	Einleitung - Stand der Technik.....	1
1.1.	Problemstellung .....	5
1.2.	Ziele der Masterarbeit.....	5
1.3.	Vorgehensweise .....	5
2.	Theoretische Grundlagen der FEM.....	7
2.1.	Allgemein.....	7
2.2.	Materialmodell.....	7
2.2.1.	Baustahl (S235 bzw. S355).....	8
2.2.1.1.	Bilineares Materialverhalten.....	8
2.2.1.2.	Multilineares Materialverhalten .....	8
2.2.2.	Schraube (FK 8.8 und 10.9).....	9
2.2.2.1.	Schraubenmaterial nach RAMBERG-OSGOOD .....	9
2.3.	Verfestigungsverhalten .....	10
2.4.	Kontaktbedingungen .....	12
2.4.1.	Frictionless (Reibungsfrei) .....	12
2.4.2.	Bonded (Verbund) .....	12
2.4.3.	Frictional (Reibungsbehaftet).....	12
2.4.4.	No Separation (Keine Trennung).....	12
2.5.	Mesh.....	12
3.	Aufbau und Validierung des numerischen Modells .....	17
3.1.	Aufbau und Ergebnisse der Versuchsreihen .....	17
3.2.	Versuch C3 (Halbmodell):.....	19
3.3.	Versuch C1.....	26
3.4.	Versuch C14 (Halbmodell).....	34
3.5.	Versuch C13 (Halbmodell).....	38
3.6.	Vereinfachtes numerisches Modell.....	42
3.6.1.	Schalenmodell .....	43

3.6.2.	Volumenmodell (innenliegend).....	45
3.6.3.	Volumenmodell (außenliegend).....	47
3.6.4.	Vergleich.....	47
3.7.	Vergleich bilineares und lineares Materialverhalten .....	53
3.7.1.	[A] Bilineares Materialverhalten .....	55
3.7.2.	[B] Multilineares Materialverhalten.....	56
3.7.3.	Vergleich Bilinear-Multilinear.....	57
3.8.	Ergebnisse .....	58
3.8.1.	Validierung der Vereinfachungen.....	60
4.	Parameterstudie.....	63
4.1.	Allgemeines .....	63
4.1.1.	Parameter.....	63
4.1.2.	Lastniveaus .....	64
4.1.3.	Netzstudie.....	65
4.2.	Auswertung .....	73
4.2.1.	Kraft-Verformungs-Diagramme.....	73
4.2.1.1.	Kraft-Weg-Diagramme .....	73
4.2.1.2.	Kraft-Lochaufweitung in mm.....	76
4.2.1.3.	Kraft-Lochaufweitung in % (real).....	80
4.2.2.	Max. Eq. Tot. Strain .....	82
4.2.3.	Maximale Hauptverzerrung EPPL1 .....	88
4.2.4.	Steifigkeiten.....	92
4.2.4.1.	Steifigkeit beim Kraft-Weg-Diagramm .....	92
4.2.4.2.	Steifigkeit real (Kraft-Aufweitung in mm) .....	95
4.2.4.3.	Steifigkeit relativ.....	97
4.2.5.	Max. Hauptverzerrung am Laschenende .....	99
4.2.6.	Normalisierte Lochleibungsfestigkeit nach Draganić [14].....	103
4.2.6.1.	Allgemeines .....	103

4.2.6.2. Auswertung der NBR .....	105
4.3. Zusammenfassung der Ergebnisse .....	109
5. Traglastvergleich .....	111
6. Zusammenfassung und Ausblick .....	113
7. Literaturverzeichnis .....	115
8. Anhang A .....	117
8.1. Materialdefinition Blechtafel 5008 - multilinear.....	117
8.2. Schraube 10.9 nach RAMBERG-OSGOOD.....	119
8.3. Stahl S355 - multilinear .....	121
8.4. Parameterkonfigurationen.....	123



## Abbildungsverzeichnis

Abb. 1-1: Versagensmechanismen.....	2
Abb. 1-2: Versagensmodi in der Laschenebene [4].....	2
Abb. 1-3: Versagensmodus in Abhängigkeit der Randabstände [5].....	3
Abb. 1-4: Versagensmodi aus der Laschenebene [4] .....	4
Abb. 1-5: Risse infolge Abheben [4] .....	5
Abb. 2-1: Bilineares Materialverhalten .....	8
Abb. 2-2: Multilineares Materialverhalten [10] .....	9
Abb. 2-3: Materialmodell nach RAMBERG-OSGOOD .....	10
Abb. 2-4: Isotrope Verfestigung; (a) Fließfläche im Raum; (b) Spannungs-Dehnungsdiagramm .....	11
Abb. 2-5: Kinematische Verfestigung; (a) Fließfläche im Raum; (b) Spannungs-Dehnungsdiagramm .	11
Abb. 2-6: SOLID186-Element .....	13
Abb. 2-7: SOLID187-Element .....	13
Abb. 2-8: Kontaktbeschreibung mit CONTA174 UND TARGE170.....	14
Abb. 2-9: PLANE183-Element .....	15
Abb. 2-10: Kontaktbeschreibung mit CONTA172 UND TARGE169.....	15
Abb. 3-1: Versuchsaufbau für die Durchführung der Versuchsreihen [4].....	18
Abb. 3-2: Laschengemetrie gemäß [4] .....	19
Abb. 3-3: Numerisches Modell mit Randbedingungen zur Verifizierung am Versuch C3.....	20
Abb. 3-4: Bonded-Bedingung zwischen Schraube und mittlerer Lasche .....	21
Abb. 3-5: Einstellungen der Kontaktbedingung .....	21
Abb. 3-6: Mesh (Versuch C3).....	22
Abb. 3-7: Inflation um das Schraubenloch (Versuch C3).....	23
Abb. 3-8: Last-Verschiebungsdiagramm Versuch C3 .....	23
Abb. 3-9: Bruchbild Versuch C3 [4] .....	24
Abb. 3-10: Gesamtverformungen FE-Modell (Versuch C3).....	24
Abb. 3-11: Vergleichsspannungen in der Lasche (Versuch C3) .....	25
Abb. 3-12: Eq. Plastic Strain Lasche (Versuch C3) - (true scale) .....	25
Abb. 3-13: Frictionless-Verbindung zwischen den Laschen .....	26
Abb. 3-14: Frictionless-Verbindung zwischen äußerer Lasche und Schraubenkopf bzw. Schraubenschaft.....	27
Abb. 3-15: Versuch C1 Mesh - Vernetzungsbereiche.....	27
Abb. 3-16: Mesh (Versuch C1).....	28
Abb. 3-17: Last-Verschiebungsdiagramm Versuch C1 .....	29

Abb. 3-18: Gesamtverformung am Ende der Berechnung (Versuch C1) .....	29
Abb. 3-19: Bruchbild beim Versuch C1 [4] .....	30
Abb. 3-20: Vergleichsspannungen in der Lasche (TimeStep 0,66637) - Versuch C1 .....	30
Abb. 3-21: Vergleichsverzerrungen (TimeStep 0,66637) - Versuch C1 .....	31
Abb. 3-22: Asymmetrische Vernetzung im Nettoquerschnitt (Versuch C1) .....	31
Abb. 3-23: Versuch C1 (Viertelmodell).....	32
Abb. 3-24: Versuch C1 - Last-Verschiebungskurve (Halb-und Viertelmodell).....	32
Abb. 3-25: Gesamtverschiebung Versuch C1 (Viertelmodell).....	33
Abb. 3-26: Max. Eq. Tot. Strain Versuch C1 (Viertelmodell) .....	33
Abb. 3-27: M015 Mesh - Vernetzungsbereiche .....	34
Abb. 3-28: Mesh - Versuch C14.....	35
Abb. 3-29: Last-Verschiebungsdiagramm Versuch C14 .....	35
Abb. 3-30: Gesamtverformungen - Versuch C14 .....	36
Abb. 3-31: Bruchbild beim Versuch C14 [4] .....	36
Abb. 3-32: Vergleichsspannungen - Versuch C14.....	37
Abb. 3-33: Vergleichsdehnungen - Versuch C14 .....	37
Abb. 3-34: Mesh - Versuch C13 (grob) .....	39
Abb. 3-35: Mesh - Versuch C13 (fein) .....	39
Abb. 3-36: Last-Verschiebungsdiagramm Versuch C13 .....	40
Abb. 3-37: Bruchbild beim Versuch C13 [4] .....	40
Abb. 3-38: Total Deformation - Versuch C13 (grob) -true scale.....	41
Abb. 3-39: Total Deformation - Versuch C13 (fein) - 5-fach überhöht .....	41
Abb. 3-40: Eq. Pl. Strain - Versuch C13 - grob .....	42
Abb. 3-41: Geometrie des vereinfachten Modellaufbaus - Bemaßung in [mm].....	43
Abb. 3-42: Schalenmodell - Modellaufbau.....	43
Abb. 3-43: Schalenmodell - Vernetzungsbereiche .....	44
Abb. 3-44: Mesh - Schalenmodell außenliegender Lasche .....	45
Abb. 3-45: Volumenmodell (innenliegende Lasche) - Modellaufbau .....	45
Abb. 3-46: Volumenmodell (innenliegend) - Vernetzungsbereiche.....	46
Abb. 3-47: Volumenmodell (außenliegend) - Modellaufbau .....	47
Abb. 3-48: Verformung in x-Richtung - Schalenmodell (true scale).....	48
Abb. 3-49: Verformung in x-Richtung -Volumenmodell der innenliegenden Lasche (true scale) .....	49
Abb. 3-50: Verformung in x-Richtung - Volumenmodell der außenliegenden Lasche (true scale) .....	49
Abb. 3-51: Max. Eq. Pl. Str. - Schalenmodell (true scale) .....	50
Abb. 3-52: Max. Eq. Pl. Str. Volumenmodell der innenliegenden Lasche (true scale).....	51

Abb. 3-53: Max. Eq. Pl. Str. - Volumenmodell der außenliegenden Lasche (true scale).....	51
Abb. 3-54: Definition der Lochaufweitungen .....	52
Abb. 3-55: Last-Verschiebungskurven - Vereinfachtes numerisches Modell.....	53
Abb. 3-56: Geometrie (Maße in mm) .....	54
Abb. 3-57: Partitionierungskreise (Durchmesser angegeben) .....	55
Abb. 3-58: Vergleich bilineares und multilineares Materialverhalten - Mesh .....	55
Abb. 3-59: Eq. Plastic Strain - Bilineares Materialverhalten (True Scale).....	56
Abb. 3-60: Eq. Plastic Strain - Multilineares Materialverhalten (True Scale) .....	57
Abb. 3-61: Lastverschiebungskurven - Vergleich Bilinear - Multilinear .....	58
Abb. 3-62: Vernetzungspartitionierung.....	59
Abb. 3-63: Hinweise zur Kontaktmodellierung[13].....	60
Abb. 3-64: Kraft-Weg Diagramme Versuch C3 (grün - Versuch, blau - genaues Modell, rot - Verifizierung) .....	60
Abb. 3-65: Kraft-Weg Diagramme Versuch C1 (grün - Versuch, blau -genaues Modell, rot - Verifizierung) .....	61
Abb. 3-66: Kraft-Weg Diagramme Versuch C14 (grün - Versuch, blau -genaues Modell, rot - Verifizierung) .....	62
Abb. 3-67: Kraft-Weg Diagramme Versuch C3 (grün - Versuch, blau -genaues Modell, rot - Verifizierung) .....	62
Abb. 4-1: Lastniveaus .....	64
Abb. 4-2: Vernetzungsbereich A - Body Sizing Schraubenschaft .....	66
Abb. 4-3: Vernetzungsbereich B - Body Sizing Randbereich Schraubenloch .....	66
Abb. 4-4: Vernetzungsbereich C- Body Sizing Laschen und Schraubenkopf .....	66
Abb. 4-5: Vernetzungsbereich D - Face Sizing Schraubenschaft .....	67
Abb. 4-6: Feine Vernetzung.....	67
Abb. 4-7: mittelgrobe Vernetzung.....	68
Abb. 4-8: grobe Vernetzung .....	68
Abb. 4-9: Pfadeinteilung.....	69
Abb. 4-10: Max. Eq. Tot. Strain - d0 .....	70
Abb. 4-11: Max. Eq. Tot. Strain -d0 .....	70
Abb. 4-12: Feine Vernetzung - Eq. Total Strain .....	71
Abb. 4-13: Mittelgrobe Vernetzung - Eq. Total Strain.....	71
Abb. 4-14: Grobe Vernetzung - Eq. Total Strain .....	72
Abb. 4-15: Kraft-Wegdiagramme .....	74
Abb. 4-16: Kraft-Weg-Diagramm PS07 .....	74

Abb. 4-17: Kraft-Weg-Diagramm PS10.....	75
Abb. 4-18: Kraft-Weg-Diagramm PS17.....	75
Abb. 4-19: Kraft-Weg-Diagramm PS19.....	76
Abb. 4-20: Definition der Lochaufweitung.....	77
Abb. 4-21: Kraft-Lochaufweitungdiagramme in [kN/mm].....	77
Abb. 4-22. Kraft-Aufweitungdiagramm [kN/mm] PS07.....	78
Abb. 4-23. Kraft-Aufweitungdiagramm [kN/mm] PS10.....	78
Abb. 4-24. Kraft-Aufweitungdiagramm [kN/mm] PS17.....	79
Abb. 4-25. Kraft-Aufweitungdiagramm [kN/mm] PS19.....	79
Abb. 4-26: Kraft-Lochaufweitungskurven (kN/%).....	80
Abb. 4-27: Pfaddefiniton.....	82
Abb. 4-28: Definion der Vergleichsdehnung in Ansys.....	84
Abb. 4-29: Vergleichsdehnung PS07.....	84
Abb. 4-30: Vergleichsdehnung PS10.....	85
Abb. 4-31: Vergleichsdehnung PS17.....	85
Abb. 4-32: Vergleichsdehnung PS19.....	86
Abb. 4-33: Max. Eq. Tot. Strain $e_1 = 1.2 t = 10$ mm in Abhängigkeit von $d_0$ und $e_2$ .....	86
Abb. 4-34: Max. Eq. Tot. Strain $e_1 = 1.2 t = 10$ mm in Abhängigkeit von $d_0$ und $e_2$ .....	87
Abb. 4-35: Max. Eq. Tot. Strain $e_1 = 1.2 t = 10$ mm in Abhängigkeit von $d_0$ und $e_2$ .....	87
Abb. 4-36: Max. Eq. Tot. Strain $e_1 = 1.2 t = 10$ mm in Abhängigkeit von $d_0$ und $e_2$ .....	88
Abb. 4-37: Rissöffnungsarten: Mode I (Zugriss), Mode II (Schubriss in Materialebene), Mode III (Schubriss zur Materialebene) [1].....	89
Abb. 4-38: Pressure PS01.....	89
Abb. 4-39: Hauptspannungen in ANSYS.....	90
Abb. 4-40: Plastische Hauptverzerrungen PS01.....	90
Abb. 4-41: Steifigkeitsverteilung der Konfigurationen.....	93
Abb. 4-42: Steifigkeiten bei $F_{Rk}$ für $t=10$ mm.....	94
Abb. 4-43: Steifigkeiten bei $F_{Rk}$ für $t=20$ mm.....	94
Abb. 4-44: Steifigkeitsverteilung der Konfigurationen in kN/mm Aufweitung (real).....	95
Abb. 4-45: Steifigkeiten bei $F_{Rk}$ für $t=10$ mm - real.....	96
Abb. 4-46: Steifigkeiten bei $F_{Rk}$ für $t=20$ mm - real.....	96
Abb. 4-47: relative Steifigkeitsverteilung der Konfigurationen.....	97
Abb. 4-48: relative Steifigkeiten bei $F_{Rk}$ für $t=10$ mm.....	98
Abb. 4-49: relative Steifigkeiten bei $F_{Rk}$ für $t=20$ mm.....	98
Abb. 4-50: Max. Hauptverzerrung am Rand PS30 (Biegebruch).....	100

Abb. 4-51: Max. Hauptverzerrung am Rand PS32 (Scherbruch) .....	100
Abb. 4-52: Hauptverzerrungen am Laschenende unter charakteristischer Belastung für $t=10\text{mm}$ .	102
Abb. 4-53: Hauptverzerrungen am Laschenende unter charakteristischer Belastung für $t=20\text{mm}$ .	102
Abb. 4-54: Vergleich der NBR unter Traglast lt. Draganic [14].....	104
Abb. 4-55: Vergleich der NBR beim Erreichen der Gebrauchstauglichkeit lt. Draganić [10] .....	105
Abb. 4-56: Kraft-Lochaufweitungsdiagramme und 16,6 % Lochaufweitungsgrenze .....	106
Abb. 4-57: Normalisierter Lochleibungswiderstand bei 16,6% Lochaufweitung für $e_2=1.2 d_0$ .....	107
Abb. 4-58: Normalisierter Lochleibungswiderstand bei 16,6% Lochaufweitung für $e_2=1.5 d_0$ .....	107
Abb. 4-59: Normalisierter Lochleibungswiderstand bei 16,6% Lochaufweitung für $e_2=2.0 d_0$ .....	108
Abb. 4-60: Normalisierter Lochleibungswiderstand bei 16,6% Lochaufweitung für $e_2=3.0 d_0$ .....	108
Abb. 5-1: NBR-Diagramm für $e_2 = 1,2 d_0$ .....	111
Abb. 5-2: Kraft-Lochaufweitungsdiagramme mit 16,6% Lochaufweitungsgrenze.....	112

## Tabellenverzeichnis

Tab. 1-1: Kategorien von Schraubenverbindungen.....	1
Tab. 3-1: Vergleich der Ergebnisse - Vereinfachtes numerisches Modell.....	52
Tab. 4-1: Netzgrößenstudie.....	65
Tab. 4-2: Max. horizontale Lochaufweitung.....	68
Tab. 4-3: Vergleich der Rechenzeiten.....	72
Tab. 4-4: Lochaufweitungen.....	81
Tab. 4-5: Max. Eq. Total Strain bei $F_{RK}$ .....	83
Tab. 4-6: Steifigkeiten in kN/mm Verschiebung, kN/mm Lochaufweitung und kN/% Lochaufweitung	99
Tab. 4-7: Hauptverzerrungen am Laschenrand unter $F_{RK}$ .....	101

## 1. Einleitung - Stand der Technik

Um Einzelbauteile aus Stahl miteinander zu verbinden, gibt es unterschiedliche Verbindungstechniken. Seit den Anfängen des Stahlbaus wurden Nietverbindungen eingesetzt. Bis in die zwanziger Jahre des 20. Jahrhunderts waren sie die beliebteste und am weitesten verbreitete Art Stahlelemente miteinander zu verbinden. Seit den zwanziger Jahren wurden sie von Schweiß- und Schraubverbindungen abgelöst, welche deutlich einfacher in der Handhabung sind [1].

Bei den Schraubenverbindungen wird gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 [2] zwischen folgenden Kategorien unterschieden:

A	Scher-/Lochleibungsverbindung	Scherverbindung
B	Gleitfeste Verbindung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit	
C	Gleitfeste Verbindung im Grenzzustand der Tragfähigkeit	
D	Nicht vorgespannte Zugverbindung	Zugverbindung
E	Vorgespannte Zugverbindung	

Tab. 1-1: Kategorien von Schraubenverbindungen

In dieser Arbeit wird lediglich der Versagensmodus Lochleibung untersucht, dementsprechend werden hier die Grundzüge der Verbindungsmittel der Kategorie A erklärt.

Bei Scher-/Lochleibungsverbindungen (SL-Verbindungen) können prinzipiell drei verschiedene Versagensmöglichkeiten betrachtet werden. Einerseits kommt es aufgrund der in der Schraube auftretenden Schubspannungen zu einem Schubversagen (Abscheren der Schraube). Andererseits kommt es zum Lochleibungsversagen, welches von den Randabständen  $e_1$  (in Kraftrichtung) und  $e_2$  (senkrecht zur Kraftrichtung) abhängig ist. Der Sammelbegriff Lochleibung steht dabei für das Versagen des Bleches in Kraftrichtung. Diese zwei grundlegenden Versagensmechanismen für eine ein- bzw. zweiseitige Verbindung sind dabei in der Abb. 1-1[3] dargestellt.

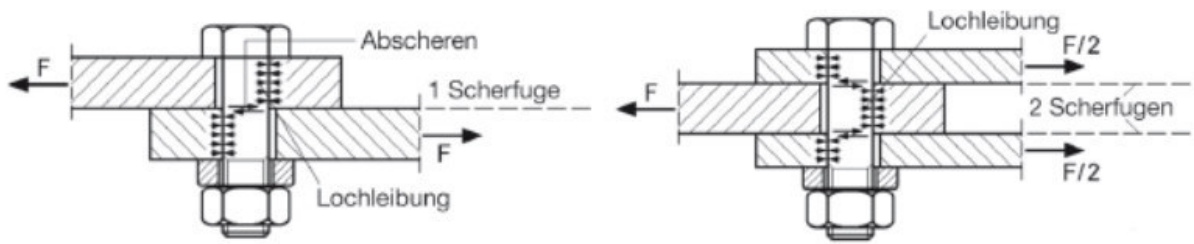


Abb. 1-1: Versagensmechanismen

Beim Abscheren kommt es zu einem Versagen des Schraubenwerkstoffes, beim Versagensmodus Lochleibung kommt es zu plastischen Verformungen oder Brüchen in den Laschen.

Wie bereits erwähnt wurde, steht der Begriff "Lochleibung" für unterschiedliche Versagensarten. Hierbei wird unterschieden zwischen den Modi Scherbruch, Zugbruch und Biegebruch. Diese Versagensmodi sind in der Abb. 1-2 dargestellt. Der Zugbruch in Abb. 1-2 kann mit dem Nettoquerschnittversagen gleichgestellt werden.

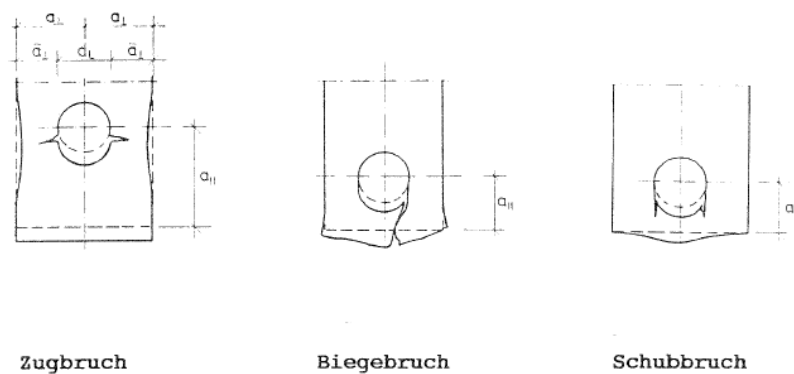


Abb. 1-2: Versagensmodi in der Laschenebene [4]

Welcher Versagensmodus für die jeweilig betrachtete Verbindung auftritt, hängt im Wesentlichen von den Parametern  $e_1$  bzw.  $e_2$  ab (vgl. Abb. 1-3). Bei einem kleinen Verhältnis von  $e_2/d_0$  kommt es eher zu einem Zugbruch. Im Gegensatz dazu kommt es bei einem kleinen  $e_1/d_0$ -Verhältnis zu einem Biegebruch des Werkstoffes vor dem Schraubenloch, bei sehr kleinen Verhältnissen kommt es zu einem zweiseitigen Scherbruch.



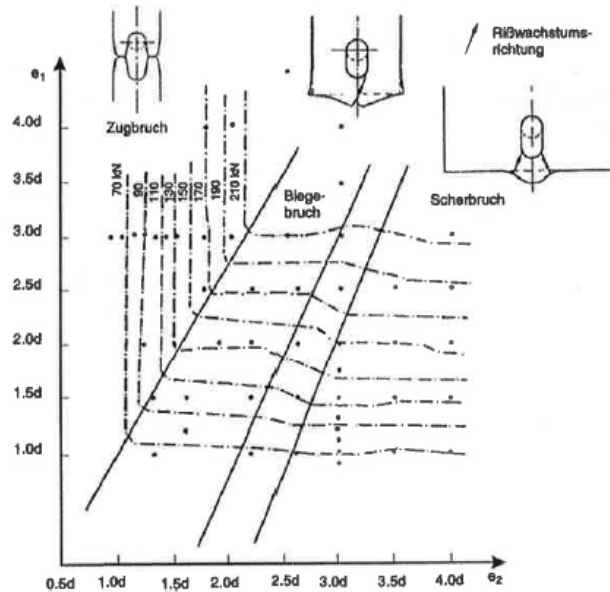


Abb. 1-3: Versagensmodus in Abhängigkeit der Randabstände [5]

Gemäß den anerkannten Regeln der Technik, können Schrauben momentan lediglich mit den Nachweisen der ÖNORM EN 1993-1-8 nachgewiesen und bemessen werden. Diese Nachweise beinhalten für Scher-Lochleibungsverbindungen den Nachweis der Tragfähigkeit der Schraube unter Scherbeanspruchung ( $F_{v,Ed} \leq F_{v,Rd}$ ), den Lochleibungsnachweis ( $F_{v,Ed} \leq F_{b,Rd}$ ) und den Nachweis des Nettoquerschnittes ( $F_{v,Ed} \leq N_{u,Rd}$ ). Sämtliche Nachweise können mit dem Formelapparat des Eurocodes geführt werden. Der Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{M2}$  bezeichnet bei den unten angeführten Formeln den Teilsicherheitsbeiwert auf der Widerstandsseite und ist gemäß ÖNORM EN 1993-1-1 [2] mit 1.25 festgelegt.

Scherbeanspruchung: 
$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v \cdot f_{ub} \cdot A}{\gamma_{M2}} \text{ bzw. } F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v \cdot f_{ub} \cdot A_s}{\gamma_{M2}}$$

Nettoquerschnitt: 
$$N_{u,Rd} = \min \left\{ \begin{array}{l} 0.9 \cdot A_{net} \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \\ \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \end{array} \right.$$

Dabei steht  $A$  für die Bruttoquerschnittsfläche der Schraube (Schraubenschaft) und  $A_s$  für die Spannungsquerschnittsfläche. Die gesamte Grenzabscherkraft ergibt sich dabei aus der Summe der Grenzabscherkräfte der einzelnen Scherfugen. Im Rahmen dieser Arbeit soll nur genauer auf den Nachweis der Lochleibungsfestigkeit für zweischnittige Verbindungen eingegangen werden, weshalb nur diese Formel genauer erklärt wird.

Lochleibung: 
$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}}$$

mit 
$$\alpha_b = \min \left( \alpha_d, \frac{f_{ub}}{f_u}, 1.0 \right)$$

für am Rand liegende Schrauben:  $\alpha_d = \frac{e_1}{3 \cdot d_0}$

für innen liegende Schrauben:  $\alpha_d = \frac{p_1}{3 \cdot d_0} - \frac{1}{4}$

und

für am Rand liegende Schrauben:  $k_1 = \min(2.8 \cdot \frac{e_2}{d_0} - 1.7, 2.5)$

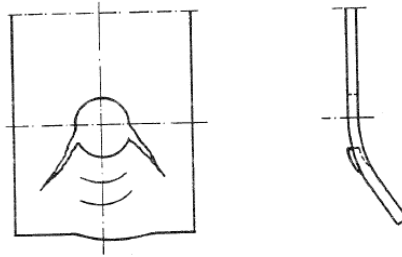
für innen liegende Schrauben:  $k_1 = \min(1.4 \cdot \frac{p_2}{d_0} - 1.7, 2.5)$

Bei den Formeln des Eurocodes wird nicht berücksichtigt, ob es sich bei der vorhandenen Lasche um eine innen- oder außenliegende Lasche in mehrschnittigen Verbindungen handelt. In der Realität kann es bei außenliegenden Laschen zusätzlich zu den bereits erwähnten Versagensformen zu Begleiterscheinungen kommen. Diese Begleiterscheinungen treten im Gegensatz zu den eigentlichen Versagensformen, welche in der Laschenebene auftreten, aus der Laschenebene auf. Dabei wird unterschieden zwischen Krüppeln und Abheben (vgl. Abb. 1-4).



Abb. 1-4: Versagensmodi aus der Laschenebene [4]

In einigen Fällen kann es infolge der abhebenden Laschen zu Rissen in der Lasche kommen (vgl. Abb. 1-5). Die Abstützkräfte des Schraubenkopfes auf die Lasche werden dabei so groß, dass es infolge dieser Pressung zu einem Durchstanzen des Schraubenkopfes kommt.



Risse infolge Abheben

Abb. 1-5: Risse infolge Abheben [4]

## 1.1. Problemstellung

Die Nachweise, welche im Eurocode angeführt werden, setzen eine "händische" Berechnung voraus. In Zeiten der Finite-Elemente-Berechnung und der immer besser werdenden Rechenleistung ist es auch möglich komplexe Bauteile, Geometrien und Verbindungen mittels einer FE-Berechnung nachzuweisen. Ein Grenzkriterium für den Grenzzustand der Tragfähigkeit befindet sich lediglich in der ÖNORM EN 1993-1-5 Anhang C.8 [6]. Dabei wird unterschieden zwischen dem Plattenbeulen, bei dem das Grenzkriterium als Maximum der Traglastkurve festgelegt wird, und Nachweise bei Zugbeanspruchungen, bei denen eine maximale Hauptmembrandehnung von 5% nicht überschritten werden darf. In der Anmerkung 2 wird darauf verwiesen, dass anstelle der 5% Hauptdehnung auch andere Grenzkriterien, wie etwa das Erreichen eines Fließkriteriums, verwendet werden können. Eine Festlegung für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit wird in der ÖNORM EN 1993-1-5 nicht angeführt.

## 1.2. Ziele der Masterarbeit

Diese Masterarbeit überprüft zunächst die Gültigkeit und die Anwendbarkeit der Grenzkriterien der ÖNORM EN 1993-1-5. Hierzu werden die gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 gültigen Lasten aufgebracht und überprüft, ob die bisherigen Grenzkriterien eingehalten werden können. Anschließend werden zusätzliche Kriterien untersucht, die möglicherweise besser geeignet sind, um die Nachweise der ÖNORM EN 1993-1-8 abzudecken. Dabei werden einerseits Dehnungen und Verformungen, andererseits Steifigkeiten ausgewertet.

## 1.3. Vorgehensweise

In dieser Arbeit wird eine Parameterstudie mittels einer Finiten-Elemente-Modellierung durchgeführt. Dazu wird zunächst ein genaues Berechnungsmodell aufgebaut, welches mit

---

Versuchsergebnissen einer Studie validiert wird. Um die Berechnungen zu vereinfachen und die Rechendauer zu reduzieren, werden Vereinfachungen getroffen und die Resultate mit den Ergebnissen des genauen Modells bzw. mit denen der Versuche verglichen. Die FEM-Berechnungen werden mit der Ansys Workbench 17.2 (Academic License) [7] durchgeführt. Die Parameterstudie ergibt sich aus einer Variation der Parameter  $e_1$ ,  $e_2$ , den Schraubendurchmesser  $d$  und der Blechdicke  $t$ . Die Parameterstudie konzentriert sich zusätzlich auf den Versagensmodus "Lochleibung" bzw. "Nettoquerschnittsversagen". Die Parameterkonfigurationen bei denen ein Versagen der Schraube zu betrachten ist, werden nicht mit einer FEM-Berechnung untersucht.

Die Auswertung erfolgt einerseits in Excel, andererseits zur einfacheren Handhabung der Datenmengen in Matlab 2016b [8].

---

## 2. Theoretische Grundlagen der FEM

### 2.1. Allgemein

Die FEM (Finite-Elemente-Methode) ist ein numerisches Verfahren, welches zur Simulation unterschiedlichster Aufgabenstellungen innerhalb des Ingenieurbaus verwendet wird. Die Methode der Finiten Elemente kann als eine Erweiterung des Verfahrens von RITZ bzw. GALERKIN angesehen werden. [9]

Bei der Finiten-Elemente-Methode wird unterschieden zwischen linearen und nichtlinearen Berechnungen. Im Falle einer linearen Berechnung wird einerseits von einem linearen Materialmodell und somit die Gültigkeit des HOOKE'schen Gesetzes ausgegangen. Andererseits soll es im Laufe der Berechnung zu kleinen Verschiebungen und Verzerrungen kommen, was als geometrische Nichtlinearität definiert wird. Kontakte können bei einer linearen Berechnung nicht abgebildet werden.

Bei nichtlinearen Analysen gibt es keinerlei Voraussetzungen, da alle Nichtlinearitäten zugelassen werden, unter der Voraussetzung, dass diese hinreichend genau definiert sind. Im Falle der geometrischen Nichtlinearitäten werden dabei beispielsweise große Verschiebungen, Verdrehungen und Stabilitätsprobleme zugelassen. Dank des nichtlinearen Materialgesetzes können die Materialien genauer definiert werden, z.B. die Plastizität und Wiederverfestigung von Stahl oder das Rissverhalten von Beton. Mittels einer Berücksichtigung von Kontakten können unterschiedliche Materialbereiche definiert werden oder Fugen zwischen einzelnen Bauteilen mit Übergangparameter festgelegt werden.

### 2.2. Materialmodell

Eine der wichtigsten Einstellungen bei der FEM-Modellierung ist die Definition der unterschiedlichen Materialien. Im vorliegenden Fall handelt es sich dabei um den üblichen Baustahl (S235 und S355) und das Schraubenmaterial. Bei Letzterem handelt es sich im Regelfall um einen Kohlenstoffstahl mit höheren Festigkeiten (üblicherweise FK 8.8 und 10.9). Der erste Wert bezeichnet hierbei den Nennwert der Zugfestigkeit ( $f_{ub}/100$ ), der zweite Wert den Prozentanteil der Zugfestigkeit, bei der die Streckgrenze  $f_{yb}$  erreicht wird. Für Berechnungen mit der Finiten-Elementen-Methode sind die Werkstoffeigenschaften anhand der charakteristischen Werte zu definieren [6].

### 2.2.1. Baustahl (S235 bzw. S355)

Gemäß ÖNORM EN 1993-1-5 - Anhang C [6] können für Berechnungen mit der Finite-Elemente-Methode (FEM) vier unterschiedliche Materialmodelle für die Modellierung des Werkstoffverhaltens gewählt werden. Dabei wird unterschieden zwischen jenen mit Fließplateau und jenen mit der Abbildung des Wiederverfestigungsverhaltens. Aus Gründen der numerischen Stabilität wird beim Modell mit Fließplateau eine kleine Wiederverfestigung eingeführt.

#### 2.2.1.1. Bilineares Materialverhalten

Beim bilinearen Materialverhalten verhält sich die Spannungs-Dehnungskurve im ersten Ast wie beim linear elastischen Materialverhalten. Spannungen und Dehnungen sind in diesem Bereich über den E-Modul gekoppelt. Wird bei dieser Materialdefinition die Fließgrenze erreicht, wird angenommen, dass sich schlagartig ein Fließgelenk ausbildet. Danach kann man zwischen Materialmodellen mit und ohne Pseudowiederverfestigung unterscheiden. Wird keine Pseudowiederverfestigung erwünscht bzw. eingeplant, so nehmen die Dehnungen ohne weitere Lastzunahme konstant zu. Wird ein Verhalten mit Pseudowiederverfestigung erwünscht, so sind lt. ÖNORM EN 1993-1-5 die Spannungen und Dehnungen über den Faktor  $\tan^{-1}(E/100)$  zu koppeln. Hiermit kann eine stabilere Rechnung mit einem besseren Konvergenzverhalten erzielt werden. Das bilineare Materialverhalten gemäß ÖNORM EN 1993-1-5 kann der Abb. 2-1 entnommen werden.

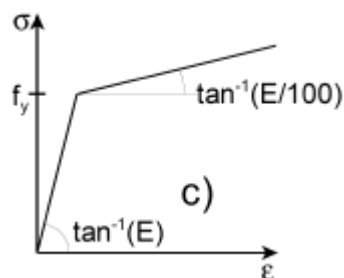


Abb. 2-1: Bilineares Materialverhalten

#### 2.2.1.2. Multilineares Materialverhalten

Das multilineare Materialverhalten entspricht am ehesten dem tatsächlichen Verhalten des Baustahls. Im ersten aufsteigenden Ast der Spannungsdehnungskurve herrscht die Gültigkeit des HOOK'SCHEN Gesetzes. Es herrscht ein linearer Zusammenhang zwischen Spannungen und Dehnungen, welche über den E-Modul des Materials gekoppelt sind. Nach dem Erreichen der Fließgrenze ( $\epsilon_1$ ) kommt es zu einem Fließplateau, in dem sich ein mikroskopisches Fließgelenk ausbildet ( $\epsilon_2$ ). Die Spannungen können noch über diese

Fließspannung ansteigen und es kommt zu plastischen Verformungen. Beim Erreichen der Bruchspannung ( $\epsilon_3$ ) versagt die einzelne Stahlfaser. Es kann keine weitere Laststeigerung mehr aufgebracht werden.

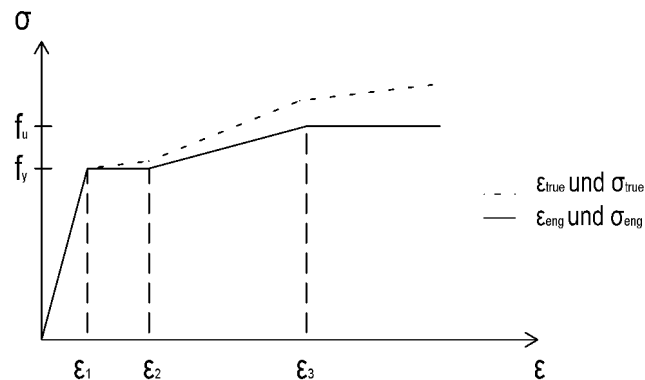


Abb. 2-2: Multilineares Materialverhalten [10]

Dieses Materialverhalten ist in der Abb. 2-2 dargestellt. Die Umwandlung von Ingenieursspannungen und -dehnungen in wahre Spannungen und Dehnungen ist für die in der Arbeit verwendete Software (ANSYS) notwendig. Die dazu notwendigen Formeln sind:

$$\sigma_{true} = \sigma_{eng} \cdot (1 + \epsilon_{eng})$$

$$\epsilon_{true} = \ln \cdot (1 + \epsilon_{eng})$$

Mit diesem Materialmodell kann das reelle Verhalten des Stahls am besten angenähert werden.

### 2.2.2. Schraube (FK 8.8 und 10.9)

Wie auch bei den unterschiedlichen Materialmodellen für den Baustahl, gibt es auch bei jenen für das Schraubenmaterial grundlegende Unterschiede, die zwar zu genaueren Ergebnissen führen können, dafür aber die Rechenzeit verlängern. In der vorliegenden Arbeit wird sowohl ein an das Materialmodell für Aluminium angelehntes Modell, als auch das bilineare Verhalten verwendet. Aufgrund dessen, dass es sich beim Material der Schraube um höherfeste Stähle handelt, kann das Material nicht mit dem unter 2.2.1.2 angeführten Materialverhalten abgebildet werden, weshalb hier die Wahl auf das Materialmodell nach RAMBERG-OSGOOD fällt, welches theoretisch nur für Aluminium gilt, hier jedoch sinnvolle Ergebnisse liefert.

#### 2.2.2.1. Schraubenmaterial nach RAMBERG-OSGOOD

Beim Materialmodell nach RAMBERG-OSGOOD handelt es sich theoretisch um ein Materialmodell für Aluminium. Aufgrund der hohen Duktilität von Schrauben (FK 8.8 und

10.9) ist es eher konservativ, diese mit einem bilinearen Verhalten abzubilden. Beim Verhalten nach RAMBERG-OSGOOD gibt es kein ausgebildetes Fließplateau, sondern eine kontinuierliche Abnahme des E-Moduls im Verlauf der Spannungs-Dehnungskurve. Es gibt keinen linearen Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung. Das Materialverhalten nach RAMBERG-OSGOOD ist in der ÖNORM EN 1999-1-1 E.2.2.2(3) [11] geregelt und in der Abb. 2-3 dargestellt.

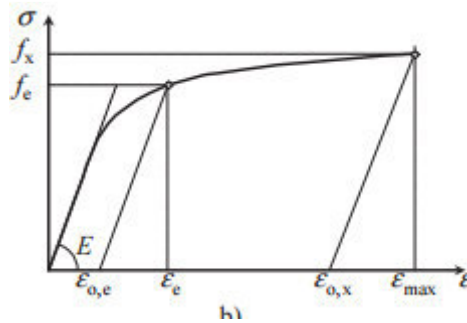


Abb. 2-3: Materialmodell nach RAMBERG-OSGOOD

Für die Berechnung und Eingabe des Modells sind folgende Formeln zu beachten:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \cdot \left(\frac{\sigma}{f_o}\right)^n \quad \text{und} \quad n = \frac{\ln(0.002/\varepsilon_{0,x})}{\ln(f_o/f_x)}$$

Dabei sind  $f_x$  und  $\varepsilon_{0,x}$  den auftretenden Dehnungen beim untersuchten Problem anzupassen.

Bei Untersuchungen mit plastischen Verformungen heißt das:

$$f_x = f_u \quad \text{und} \quad \varepsilon_{0,x} = \varepsilon_u$$

mit

$$\varepsilon_u = 0.30 - 0.22 \cdot \frac{f_o}{400} \quad \text{wenn } f_o < 400 \text{ N/mm}^2$$

$$\varepsilon_u = 0.08 \quad \text{wenn } f_o \geq 400 \text{ N/mm}^2$$

### 2.3. Verfestigungsverhalten

Bei der Definition des Materialverhaltens in ANSYS kann zwischen isotroper bzw. kinematischer Verfestigung unterschieden werden.

Bei der isotropen Verfestigung vergrößert sich die Fließfläche unter gleichzeitiger Beibehaltung der Lage der Achsen der einzelnen Fließflächen. Eine Vergrößerung der Fließspannung im Zugbereich hat damit eine Vergrößerung der Fließspannung im Druckbereich zur Folge [12]. Somit kann dieses Verfestigungsverhalten den BAUSCHINGER-Effekt, welcher beschreibt, dass das Verhältnis zwischen der Fließspannung im Druck- und Zugbereich in etwa konstant  $2 \cdot f_y$  sein



soll, nicht sinnvoll abbilden (vgl. Abb. 2-4; [9]). Die isotrope Verfestigung eignet sich somit nur begrenzt für die Abbildung zyklischen Verhaltens.

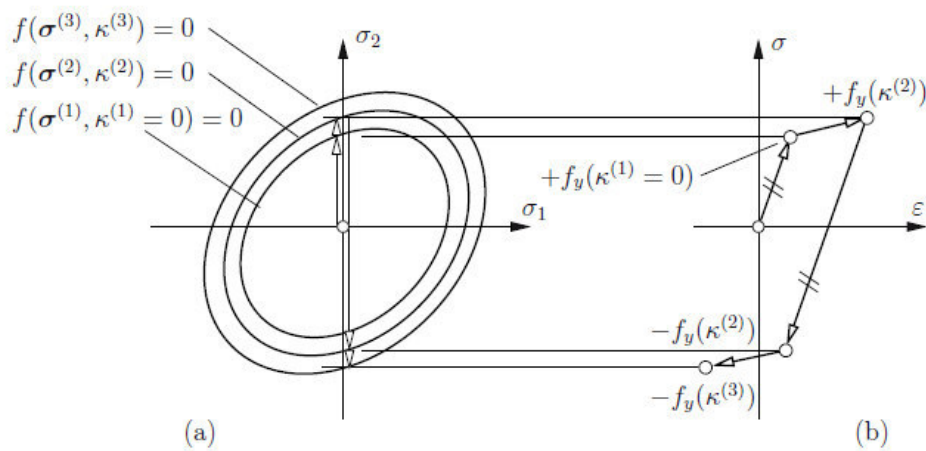


Abb. 2-4: Isotrope Verfestigung; (a) Fließfläche im Raum; (b) Spannungs-Dehnungsdiagramm

Die kinematische Verfestigung bildet eine Translation der Fließfläche ab, d.h. der Ursprung des Hauptspannungsraumes verschiebt sich und aus der isotropen Fließfunktion wird eine anisotrope Fließfunktion. Der Abstand zwischen den Fließspannungen bleibt konstant  $2 \cdot f_y$ . Der BAUSCHINGER-Effekt wird somit abgebildet (vgl. Abb. 2-5; [9]).

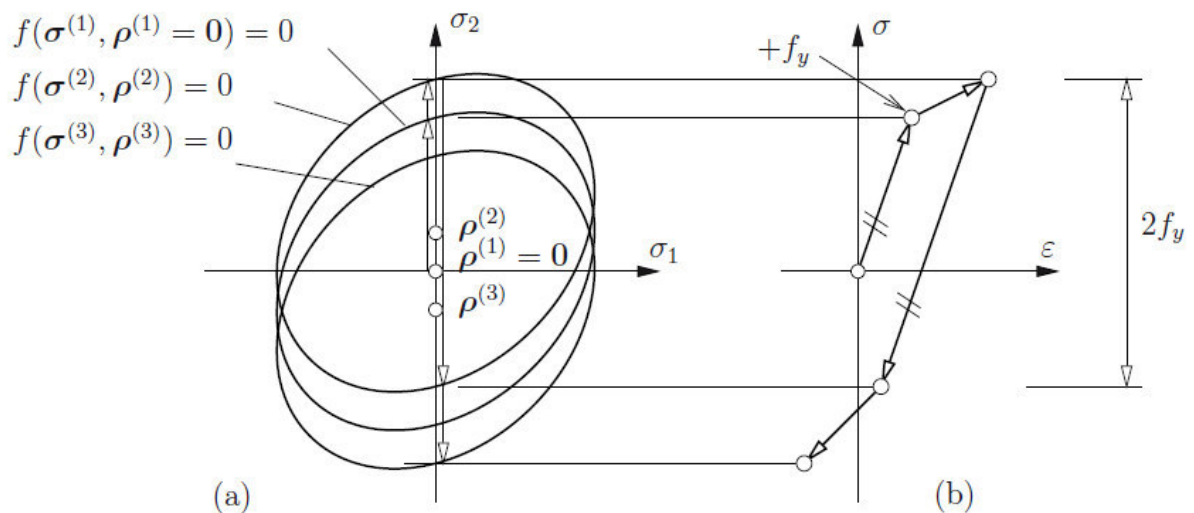


Abb. 2-5: Kinematische Verfestigung; (a) Fließfläche im Raum; (b) Spannungs-Dehnungsdiagramm

Da in der vorliegenden Berechnung keine zyklische Belastung auftritt, kann auf die Abbildung des BAUSCHINGER-Effektes verzichtet werden. Die Wahl, ob für die Berechnung eine isotrope oder kinematische Verfestigung ausgewählt wird, bleibt dem Benutzer überlassen. Im Rahmen dieser Arbeit wird, soweit im Modellaufbau nichts anderes angegeben wird, beim Laschenstahl ein Materialmodell mit isotroper Wiederverfestigung verwendet, beim Schraubenmaterial wird eine kinematische Wiederverfestigung eingeführt.

---

## 2.4. Kontaktbedingungen

Sämtliche Kontakte zwischen den einzelnen Bauteilen einer Laschenverbindung stellen Nichtlinearitäten in der FEM-Analyse dar. Bei diesen Fugen sind Kontaktbedingungen festzulegen, welche das Verhalten der einzelnen Bestandteile zueinander festlegen. Im Folgenden soll nur auf die bei der Analyse verwendeten Kontaktbedingungen eingegangen werden.

### 2.4.1. Frictionless (Reibungsfrei)

Die Kontaktbedingung "Frictionless" stellt einen reinen reibungslosen Kontakt dar. Es kann infolge der wirkenden Kräfte zu einem Abheben der einzelnen Laschen der Verbindung kommen. Die Pressungen senkrecht zur Kontaktebene werden im Falle einer Trennung zu Null. In der Gleitfuge wird kein Reibungsbeiwert definiert.

### 2.4.2. Bonded (Verbund)

Im Falle einer "Bonded"-Verbindung kommt es zwischen den einzelnen Kontaktflächen zu keinerlei Verschiebung. Die "Bonded"-Verbindung kann als eine geklebte bzw. geschweißte Verbindung interpretiert werden. Ein Vorteil der "Bonded"-Verbindung liegt in der linearen Berechnung, da die Größe der Kontaktfläche im Verlauf der Berechnung konstant bleibt.

### 2.4.3. Frictional (Reibungsbehaftet)

Bei der reibungsbehafteten Definition der Kontaktbedingung kann in der Kontaktfuge zum Teil eine Schubspannung übertragen werden. Die maximal übertragbare Schubspannung ist dabei von dem Reibungsbeiwert  $\mu$  abhängig. Wird die maximale Schubspannung überschritten, kommt es zu einer Verschiebung innerhalb der Fuge.

### 2.4.4. No Separation (Keine Trennung)

Die Definition "No Separation" ist dem reibungsfreien Kontakt sehr ähnlich. Im Gegensatz zur reibungsfreien Definition, kann es zwischen den einzelnen Bauteilen nicht zu Klaffungen kommen. Die Kontaktflächen bleiben miteinander verbunden, während es zu geringen Verschiebungen zwischen den einzelnen Bauteilen in Fugenrichtung kommen kann.

## 2.5. Mesh

Die Vernetzung der einzelnen Volumenbauteile erfolgt vorwiegend mit Hexaeder-Elementen unter Berücksichtigung der "Element Midside Nodes". Aufgrund der komplexen Geometrie (Rundungen) kommt es zu kleineren Bereichen, in denen Tetraeder für die Vernetzung

hergenommen werden. Auch bei diesen Elementen werden die "Midside Nodes" beibehalten. Die Größe der einzelnen Elemente variiert von Modell zu Modell.

In ANSYS werden für die Vernetzung der Volumina folgende Elementstypen verwendet:

### **SOLID186**

Beim SOLID186 Element handelt es sich um ein 20-knotiges Volumenelement mit einem quadratischen Verschiebungsansatz. Jeder Knoten hat drei Freiheitsgrade in x-, y- und z-Richtung. Das SOLID186-Element kann Plastizitäten, große Verformungen, große Verzerrungen und Spannungsversteifung (stress stiffening) abbilden.

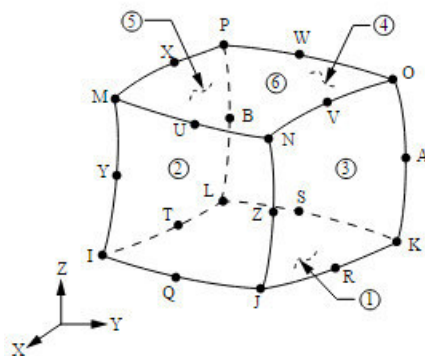


Abb. 2-6: SOLID186-Element

### **SOLID187**

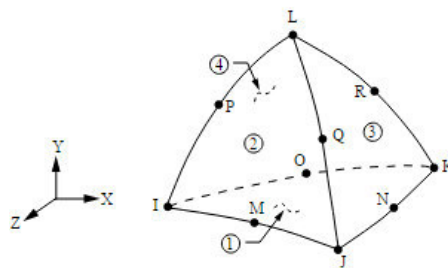


Abb. 2-7: SOLID187-Element

Das SOLID187-Element beschreibt die Tetraeder-Form des SOLID186 und verfügt über 10 Knoten und einen quadratischen Verschiebungsansatz. Die Knoten haben ebenfalls drei Freiheitsgrade in x-, y- und z-Richtung, womit das Element in der Lage ist, die gleichen Phänomene abzubilden wie das SOLID186.

### **CONTA174**

CONTA174 ist ein Flächenelement, welches verwendet wird um den Kontakt zwischen den einzelnen Körpern zu beschreiben. Das Element verfügt über die gleichen geometrischen

Eigenschaften wie das Volumenelement mit dem es verbunden ist und ist in der Lage sowohl einen reibungsfreien, als auch einen reibungsbehafteten Kontakt zu simulieren. CONTA174 wird bei verformbaren Oberflächen angebracht.

### **TARGE170**

TARGE170 beschreibt das Gegenstück zu CONTA174 und wird auf Festkörpern angewendet. Das Element überlagert sich mit den Volumenelementen (bspw. SOLID186) und beschreibt die Randfläche des Körpers.

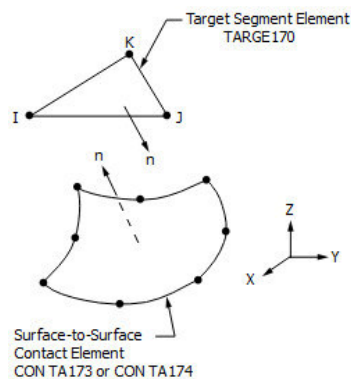


Abb. 2-8: Kontaktbeschreibung mit CONTA174 UND TARGE170

In einigen Modellen wird ein Schalenmodell zur Berechnung verwendet. Wie auch bei den Volumenmodellen werden hier die "Element Midside Nodes" beibehalten. Für die Vernetzung werden folgende Elementstypen verwendet:

### **PLANE183**

Im Wesentlichen werden Elemente des Typs PLANE183 verwendet, welche höherwertige 8-knotige Elemente darstellen. Alle Knoten verfügen über zwei Freiheitsgrade, Verschiebungen in x- bzw. y-Richtung. Das Element PLANE183 verfügt über einen quadratischen Verschiebungsansatz und kann einen ebenen Spannungszustand und einen ebenen Verzerrungszustand abbilden. Plastizitäten, Kriechen, Spannungsversteifungen und große Verschiebungen können ebenfalls abgebildet werden.

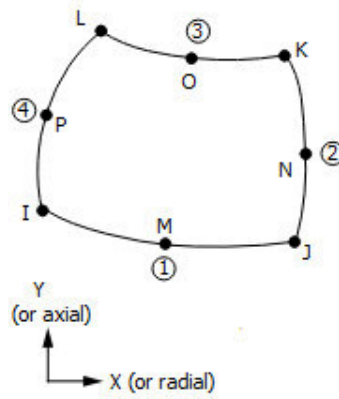


Abb. 2-9: PLANE183-Element

### **CONTA172 UND TARGE169**

Diese zwei Elementtypen sind analog zu CONTA174 und TARGE170 beim Volumenmodell. Sie dienen ebenso rein zur Kontaktanalyse und verfügen über die gleichen Eigenschaften wie die Flächen, mit denen sie verbunden sind. Sie dienen der Beschreibung der Grenzfläche bzw. -linie der verformbaren Körper.

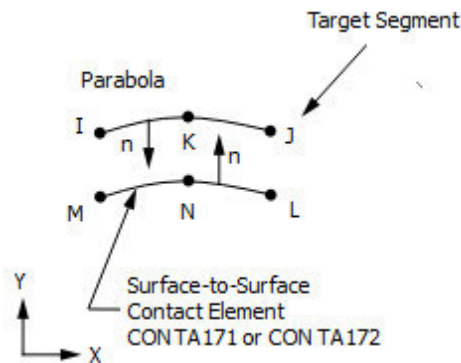


Abb. 2-10: Kontaktbeschreibung mit CONTA172 UND TARGE169



### 3. Aufbau und Validierung des numerischen Modells

Im Rahmen der Arbeit soll zunächst versucht werden, mittels eines realitätsnahen Modells, das Tragverhalten einer Laschenverbindung möglichst genau nachzubilden. Um dieses Verhalten möglichst genau anzupassen, werden die Ergebnisse des FE-Modells mit denen einer Versuchsserie verglichen. Dabei sollen mehrere geometrische Varianten verwendet werden, um die verschiedenen Versagensarten darstellen zu können. Zur Validierung des Rechenmodells werden im vorliegenden Fall die Ergebnisse der Versuchsreihen des "Forschungsberichtes zur Untersuchung der Lochleibung außenliegender Laschen" der Technischen Universität Braunschweig verwendet [4]. Um die Rechenzeit zu verringern, erfolgen alle Berechnungen am Halb- oder Viertelmodell. Dementsprechend müssen die Symmetrierandbedingungen festgelegt werden. Bei den vorliegenden Berechnungen wird die Symmetrie über physikalische Randbedingungen berücksichtigt. Im Rahmen des Modellaufbaus werden lediglich Laschen mit einer Stahlgüte S235 und Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 verwendet.

#### 3.1. Aufbau und Ergebnisse der Versuchsreihen

Die Validierung der einzelnen Modelle im Rahmen des Aufbaus des numerischen Modells erfolgt mit den Ergebnissen des Forschungsberichtes "Lochleibung außenliegender Laschen" der Technischen Universität Braunschweig. Bei dem Forschungsbericht handelt es sich um einen Versuch im Rahmen des DAST-Gemeinschaftsprogramms "SCHRAUBENVERBINDUNGEN", bei dem insbesondere das Verhalten außenliegender Laschen untersucht wird. Im Rahmen des Versuchsprogrammes wurden 8 Versuchsserien untersucht, welche nach den Blechdicken, dem Schraubendurchmesser und der Anzahl der Schrauben unterteilt wurden. Die ersten fünf Versuchsserien waren zweischnittige Verbindungen mit einer Schraube mit einer Stahlfestigkeit des Typs St37. Diese dienten als Grundlage zur Aufstellung des mechanischen Modells. In den Versuchsserien 6 und 7 wurde die Anwendbarkeit auf 2-Schraubenverbindungen untersucht, in der Serie 8 die Anwendbarkeit bei einer höheren Stahlfestigkeit des Typs St52.

Der Versuchsaufbau bestand aus einer zweischnittigen Schraubenverbindung gemäß Abb. 3-1. Die Versuche wurden mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 50mm/Stunde weggesteuert belastet. Parallel zur Belastung wurden die Verschiebungen der Wegaufnehmer aufgezeichnet, wobei sich herausstellte, dass die Differenz von  $\Delta w_2$  und  $\Delta w_3$  sich mit der Verschiebung  $w_1$  deckt.

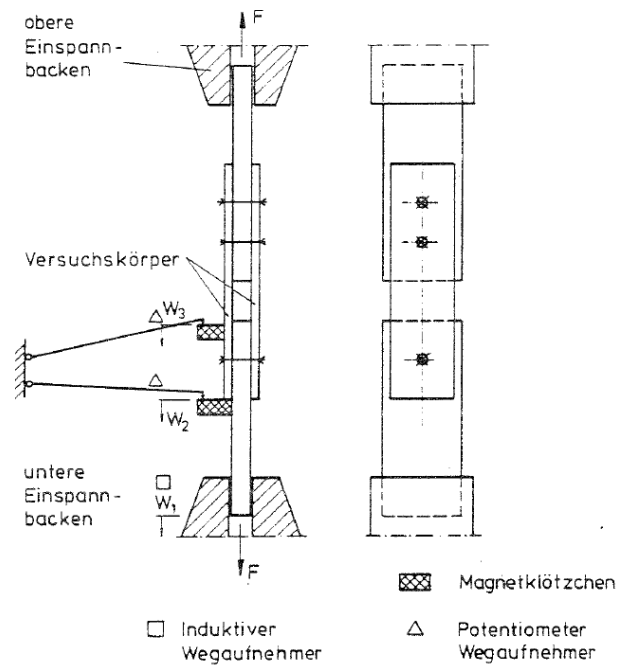


Abb. 3-1: Versuchsaufbau für die Durchführung der Versuchsreihen [4]

Bei den Versuchen wurde für jeden Versuch die Kraft-Verschiebungskurve aufgezeichnet und der unter Traglast auftretende Versagensmodus festgehalten. [4]

Diese Last-Verschiebungskurven werden für einzelne Konfigurationen mit den Last-Verschiebungskurven der FEM-Berechnung verglichen um das Berechnungsmodell zu validieren. Dabei wird für jede Versagensform eine Parameterkonfiguration ausgewählt und im Zuge des Aufbaus des numerischen Modells nachgerechnet. Alle nachgerechneten Versuche entstammen der Versuchsreihe C. Das Materialmodell (bi- bzw. multilinear) wird mit den aus den Versuchen stammenden Festigkeiten ermittelt.

Für die Versuchsnachrechnung werden die Festigkeiten aus dem Versuchsbericht [4] entnommen. Für sämtliche Versuche der Versuchsreihe C (Blechtafel 5008) ergeben sich diese zu:

$$f_{y.eng} = 249,4 \text{ N/mm}^2$$

$$f_{u.eng} = 370,1 \text{ N/mm}^2$$

$$\varepsilon_{u.eng} = 42,5\%$$

Für die Fließdehnung wurde kein Wert angegeben, weshalb diese über das HOOKE'sche Gesetz zurückgerechnet werden mit der Annahme, dass der E-Modul wie beim handelsüblichen Baustahl bei  $210000 \text{ N/mm}^2$  [6] liegt.



Eine Umrechnung dieser Ingenieursspannungen und -dehnungen auf reelle Spannungen und Dehnungen mit den Formeln aus 2.2.1.2 führt zu:

$$f_{y.eng} = 249,69 \text{ N/mm}^2 \qquad f_{u.eng} = 527,25 \text{ N/mm}^2$$

$$\varepsilon_{u.eng} = 35,4\%$$

Die komplette Definition der Blechtafel 5008 als multilineares Material kann dem Anhang A entnommen werden.

### 3.2. Versuch C3 (Halbmodell):

Dieses Modell wird mit dem Versuch C3 der Versuchsreihen verifiziert und überprüft des Weiteren die Möglichkeiten des numerischen Modells einen Biegebruch darzustellen. Dazu werden die Abmessungen den Parameterkonfigurationen des Forschungsberichts [4] entnommen. Im Forschungsbericht sind die Abmessungen dabei gemäß Abb. 3-2 definiert und ergeben sich für den Versuchsaufbau C3 zu:

$$\bar{a}_{\perp} = 33,12 \text{ mm} \qquad d_L = 21,95 \text{ mm}$$

$$\bar{a}_{\parallel} = 32,93 \text{ mm} \qquad t = 7,25 \text{ mm} \qquad M20$$

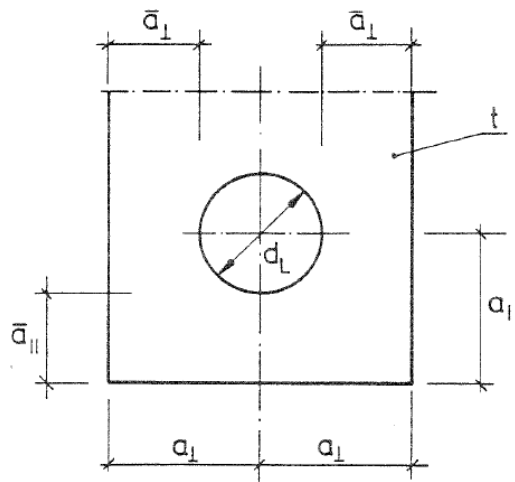
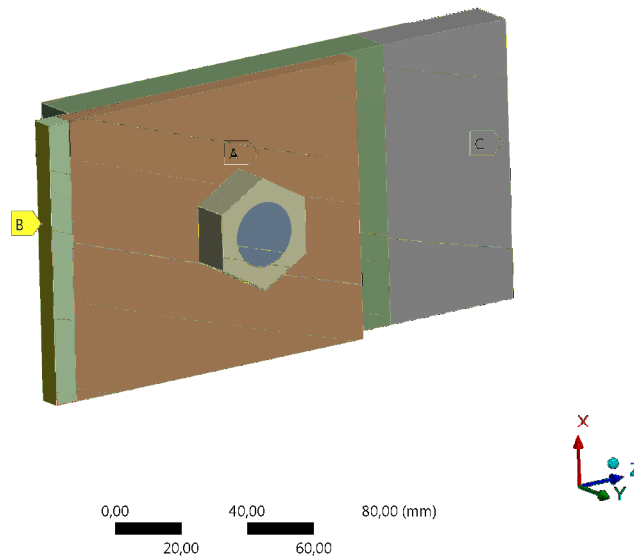


Abb. 3-2: Laschengeometrie gemäß [4]

Das Modell mit den aufgebracht Lagerungsbedingungen ist in der Abb. 3-3 dargestellt.

**A: Static Structural**  
Static Structural  
Time: 1, s

- A** Displacement 2
- B** Displacement
- C** Displacement 3



**Abb. 3-3: Numerisches Modell mit Randbedingungen zur Verifizierung am Versuch C3**

Dabei wird das Modell am rechten Rand an der mittleren Lasche unverschieblich in z-Richtung [Displacement C] gelagert. Die Lagerungsbedingung [Displacement A] stellt die Symmetriebedingung dar, und wird als unverschiebliche Lagerung in y-Richtung angesehen. Am linken Rand der äußeren Lasche wird die im Versuch erreichte Maximalverschiebung aufgebracht.

Da im Wesentlichen das Verhalten der äußeren Lasche betrachtet wird, werden die Kontakte zwischen dem Bolzen und dem mittleren Blech zwar mit einem Lochspiel versehen, jedoch als "Bonded" angenommen (siehe Abb. 3-4). Diese "Bonded"-Bedingung eliminiert eine nichtlineare Kontaktbedingung im Rechenmodell und sollte somit zu einer schnelleren Ergebnisfindung führen. Alle anderen Kontaktbedingungen werden realitätsnah als "Frictionless" angenommen. Das handfeste Vorspannen wird vernachlässigt.

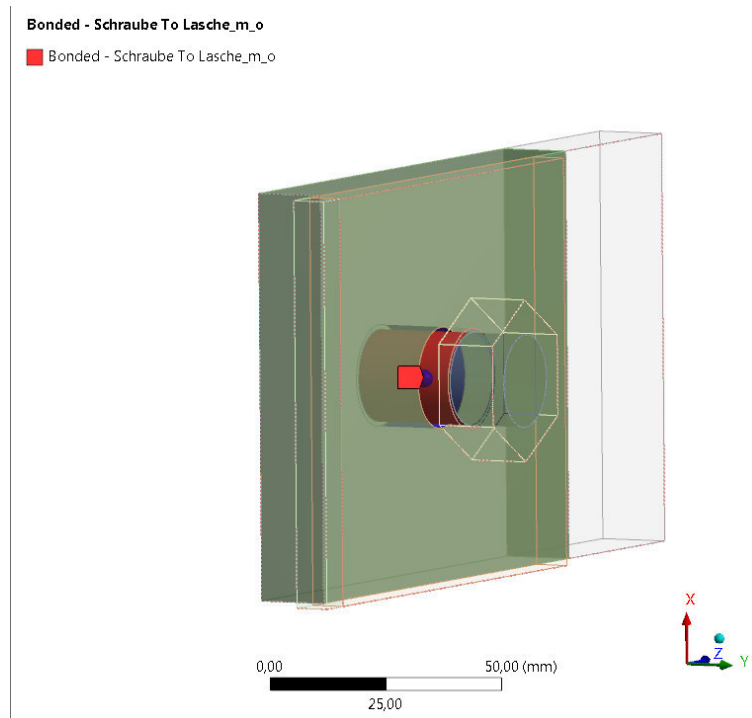


Abb. 3-4: Bonded-Bedingung zwischen Schraube und mittlerer Lasche

Die Kontaktbedingungen wurden alle mit einer "Augmented Lagrange-Formulation", automatisch asymmetrischem Verhalten sowie einer Adaptierung der Steifigkeit bei jedem Iterationsschritt definiert. Alle restlichen Parameter, welche bei der Einstellung der Kontaktbedingung eingestellt werden, sind in der Abb. 3-5 dargestellt.

<p>▣ <b>Definition</b></p>	
Type	Frictionless
Scope Mode	Manual
Behavior	Auto Asymmetric
Trim Contact	Program Controlled
Suppressed	No
<p>▣ <b>Advanced</b></p>	
Formulation	Augmented Lagrange
Detection Method	On Gauss Point
Penetration Tolerance	Program Controlled
Normal Stiffness	Program Controlled
Update Stiffness	Each Iteration
Stabilization Damping Factor	0,
Pinball Region	Radius
Pinball Radius	2, mm
Time Step Controls	None
<p>▣ <b>Geometric Modification</b></p>	
Interface Treatment	Add Offset, No Ramping
<input type="checkbox"/> Offset	0, mm
Contact Geometry Correction	None
Target Geometry Correction	None

Abb. 3-5: Einstellungen der Kontaktbedingung

Für alle Blechelemente im Rechenmodell werden die Materialparameter gemäß 2.2.1.2 angegeben. Bei der Schraube wird ein bilineares Materialverhalten mit isotroper Verfestigung angenommen.

Die Vernetzung erfolgt allgemein mit einer Elementgröße von 3,0 mm unter Berücksichtigung einer Inflation in den Übergangsbereichen (Schraube-Blech). Dabei werden 5 Elementreihen mit einer Growth Rate von 1,2 angeordnet, d.h. ein Element in der zweiten Reihe ist 1,2-mal so groß wie ein Element in der ersten Reihe (vgl. Abb. 3-6 und Abb. 3-7).

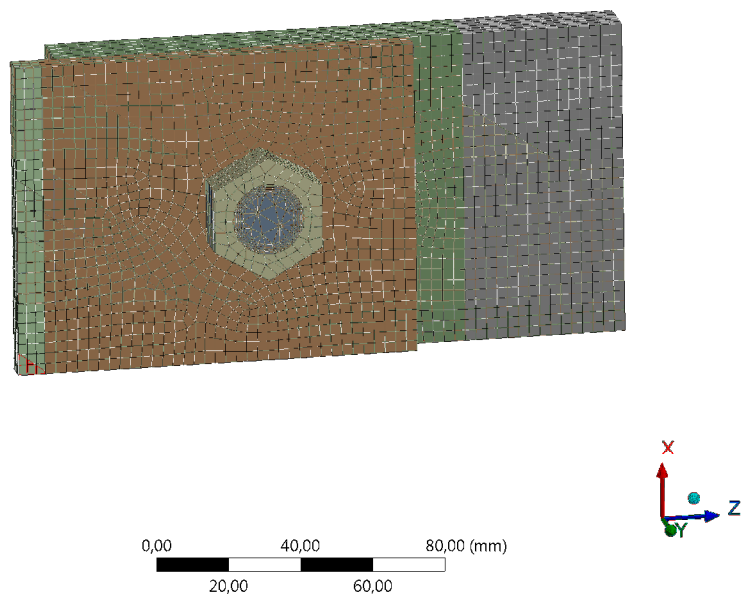


Abb. 3-6: Mesh (Versuch C3)

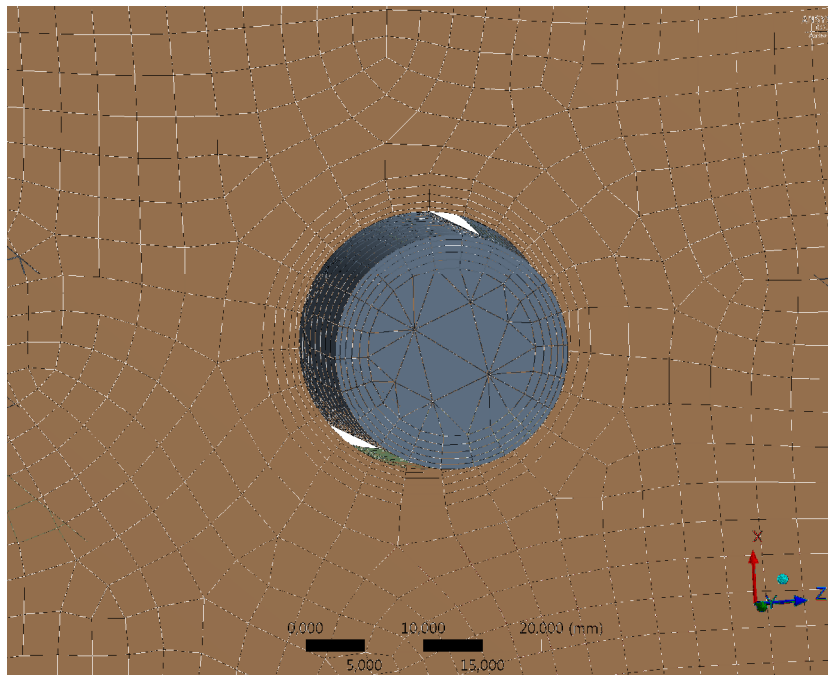


Abb. 3-7: Inflation um das Schraubenloch (Versuch C3)

Die Berechnung soll mit dem Versuch C3 [4] verifiziert werden, weshalb eine weggesteuerte Belastung in Form einer Verschiebung in z-Richtung von 10 mm aufgebracht wird. Für die Analyse wird festgelegt, dass die Größe der einzeln aufbrachten Lastschritte iterativ vom Programm bestimmt wird (Automatic Time Stepping - Program Controlled).

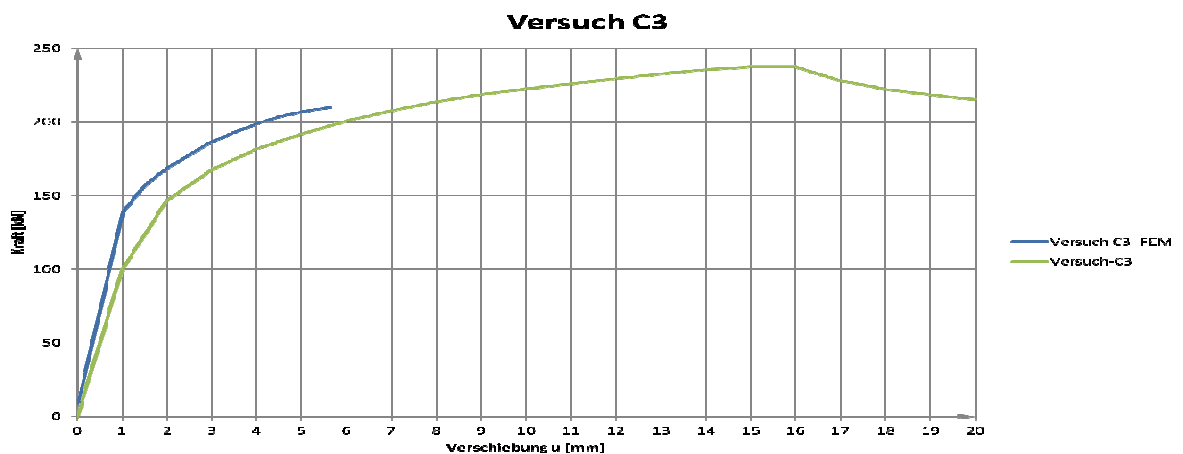


Abb. 3-8: Last-Verschiebungsdiagramm Versuch C3

Wie in der Abb. 3-8 ersichtlich ist, kann die Last-Verschiebungskurve am Anfang gut nachgerechnet werden. Die FE-Berechnung verhält sich ein wenig steifer als im tatsächlichen Versuch. Die Traglast des Versuches kann mit einer FE-Berechnung nicht ganz erreicht werden, da schon bei einer niedrigeren Belastung keine Konvergenz mehr erreicht werden kann. Im Vergleich zur Traglast beim Versuch (237 kN) berechnet sich die Traglast im FE-Modell zu 210 kN (88,6 %). Die Verformungen des FE-Modells sind beim Erreichen der Traglast viel kleiner als beim

reellen Versuch. Ein Vergleich der Gesamtverformungen beim FE-Modell mit dem Bruchbild, welches beim Versuch erreicht wurde, zeigt jedoch, dass das Modell die Lochaufweitung sehr gut nachbildet (vgl. Abb. 3-9 und Abb. 3-10). Des Weiteren lässt sich am Laschenrand bereits die Verformung des Randes in z-Richtung feststellen, welche den Versagensmodus "Biegebruch" ankündigt. Dieser Versagensmodus trat auch beim Versuch [4] auf.

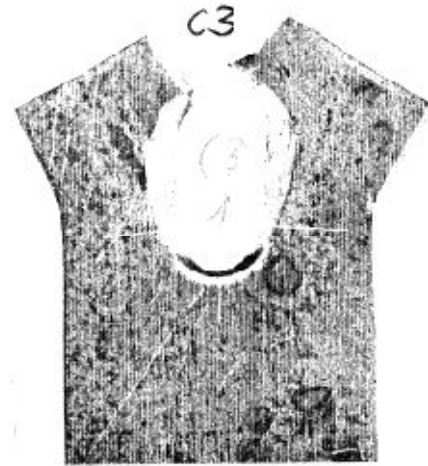


Abb. 3-9: Bruchbild Versuch C3 [4]

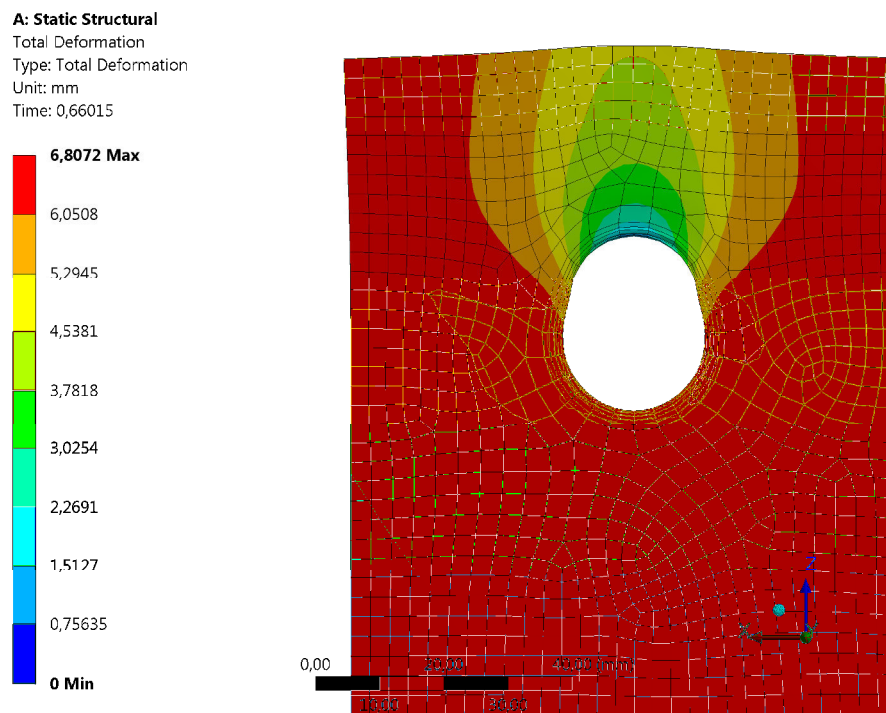
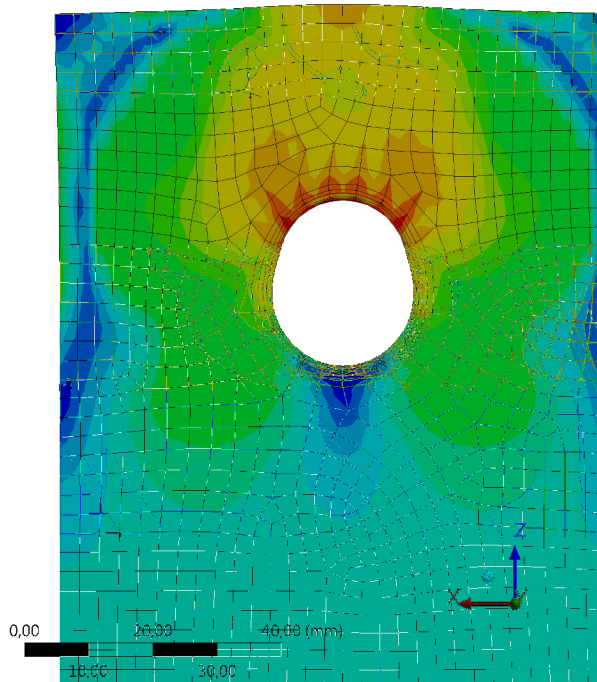
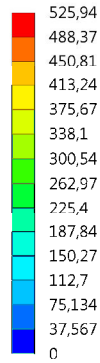


Abb. 3-10: Gesamtverformungen FE-Modell (Versuch C3)

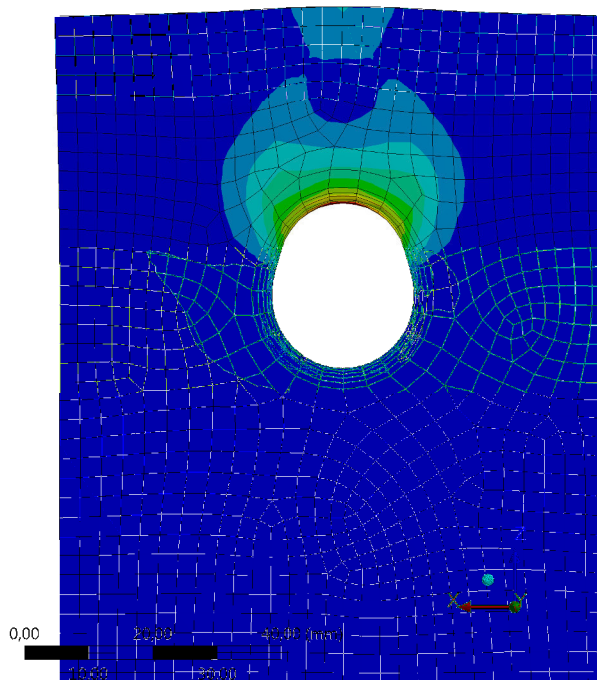
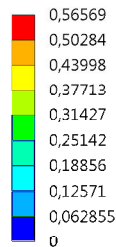
Eine Betrachtung der Vergleichsspannungen im Blech zeigt, dass es im Bereich des Lochrandes zu den größten Vergleichsspannungen kommt, welche durch die Pressung, die in der Kontaktfuge Schraube-Blech herrscht, hervorgerufen wird. Am Laschenrand kommt es auch bereits zu Spannungen, die über der Fließgrenze ( $f_{y,true} = 249,7 \text{ N/mm}^2$ ) liegen.

**A: Static Structural**  
 Equivalent Stress  
 Type: Equivalent (von-Mises) Stress  
 Unit: MPa  
 Time: 0,66015  
 Custom  
 Max: 1563  
 Min: 0,057839



**Abb. 3-11: Vergleichsspannungen in der Lasche (Versuch C3)**

**A: Static Structural**  
 Equivalent Plastic Strain  
 Type: Equivalent Plastic Strain  
 Unit: mm/mm  
 Time: 0,66015  
 Max: 0,56569  
 Min: 0



**Abb. 3-12: Eq. Plastic Strain Lasche (Versuch C3) - (true scale)**

Wie in der Abb. 3-12 ersichtlich ist, kommt es im Randbereich der Lasche bereits zu plastischen Vergleichsdehnungen in der Größe von 0,13 mm/mm. Dieser Wert ist zwar noch weit von der Bruchdehnung entfernt, jedoch sind die Elemente am Lochrand so stark verzerrt, dass keine weitere Laststeigerung mit anschließender Konvergenz der Berechnung möglich ist. Eine weitere Laststeigerung würde zu größeren Verzerrungen am Laschenrand sorgen, jedoch nie zu einem

Riss, da keine Bruchmechanik in die Berechnung implementiert wurde. Das Modell ist sehr gut in der Lage den Versagensmodus des Versuches abzubilden und erreicht annähernd die Traglast des Versuches. Bei der Vernetzung der Lasche gibt es Optimierungsbedarf.

### 3.3. Versuch C1

Dieses Modell dient zur Verifizierung des Versuches C1 mit den folgenden geometrischen Vorgaben:

$$\bar{a}_{\perp} = 10,97 \text{ mm}$$

$$d_L = 21,95 \text{ mm}$$

$$\bar{a}_{\parallel} = 33,08 \text{ mm}$$

$$t = 7,15 \text{ mm}$$

M20

Die Bleche werden analog zu 3.2 mit einem multilinenen Materialverhalten mit kinematischer Verfestigung eingegeben. Für die Schraube wird die Spannungsdehnungslinie gemäß RAMBERG-OSGOOD bestimmt und ebenfalls über eine multilineare Funktion mit kinematischer Verfestigung eingegeben (vgl. Anhang A). Die Festlegung der Kontakteigenschaften erfolgt analog zu M003, d.h. "Frictionless" zwischen den einzelnen Blechen bzw. zwischen Schraube und Schraubenkopf zur betrachteten Lasche (vgl. Abb. 3-13 und Abb. 3-14). Der Schraubenschaft wird mit der mittleren Lasche mit einer "Bonded"-Bedingung verbunden.

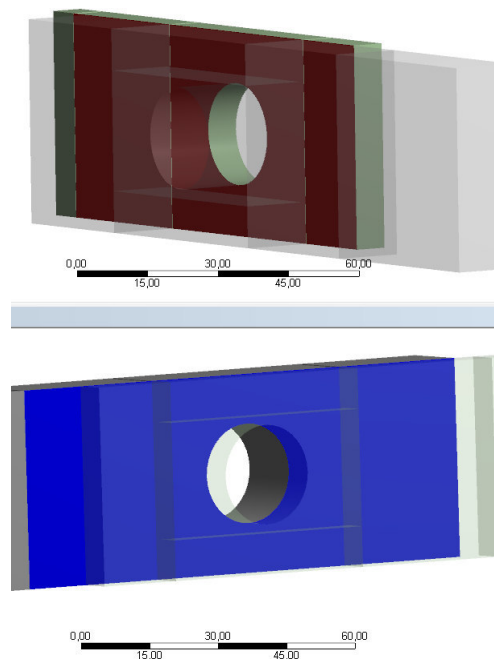


Abb. 3-13: Frictionless-Verbindung zwischen den Laschen



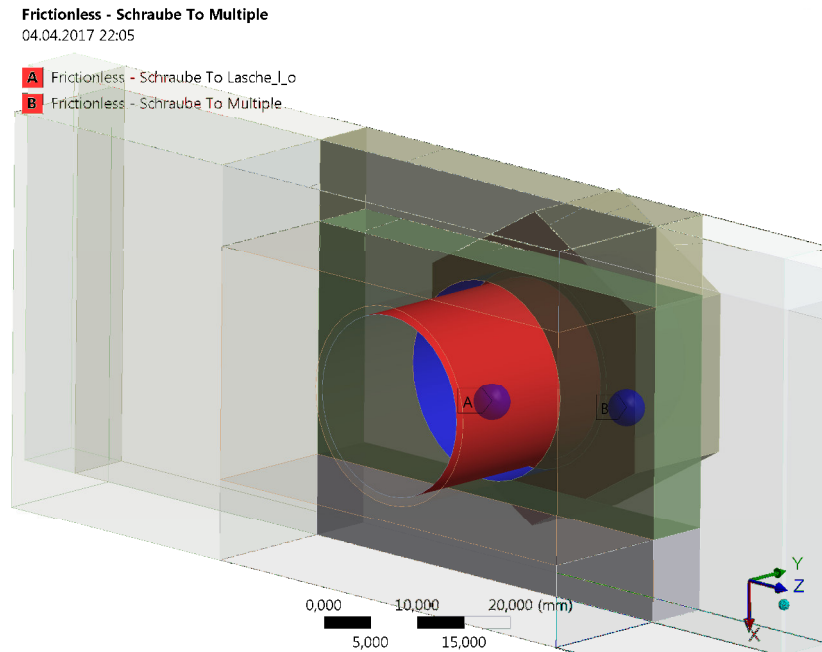


Abb. 3-14: Frictionless-Verbindung zwischen äußerer Lasche und Schraubenkopf bzw. Schraubenschaft

Für die Vernetzung wird die Geometrie unterteilt, damit im Bereich des Schraubenloches eine feinere Vernetzung erzielt werden kann. Um die Plastifizierung, welche sowohl am oberen Rand als auch seitlich auftreten kann, genauer betrachten zu können, werden diese Randbereiche ebenso mit einer feineren und möglichst strukturierten Vernetzung versehen. Damit ergeben sich 3 unterschiedliche Vernetzungsbereiche:

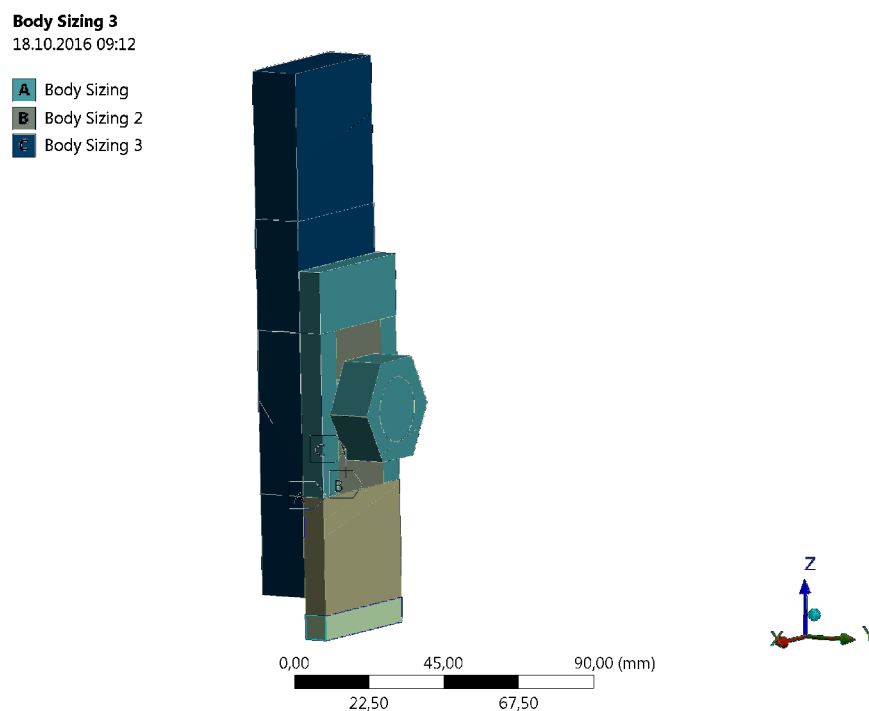


Abb. 3-15: Versuch C1 Mesh - Vernetzungsbereiche

- Bereich A: Netzgröße 1,5 mm
- Bereich B: Netzgröße 1,0 mm
- Bereich C: Netzgröße 3,0 mm

Für die restlichen Bereiche wird die maximale Netzgröße mit 5,0 mm angegeben.

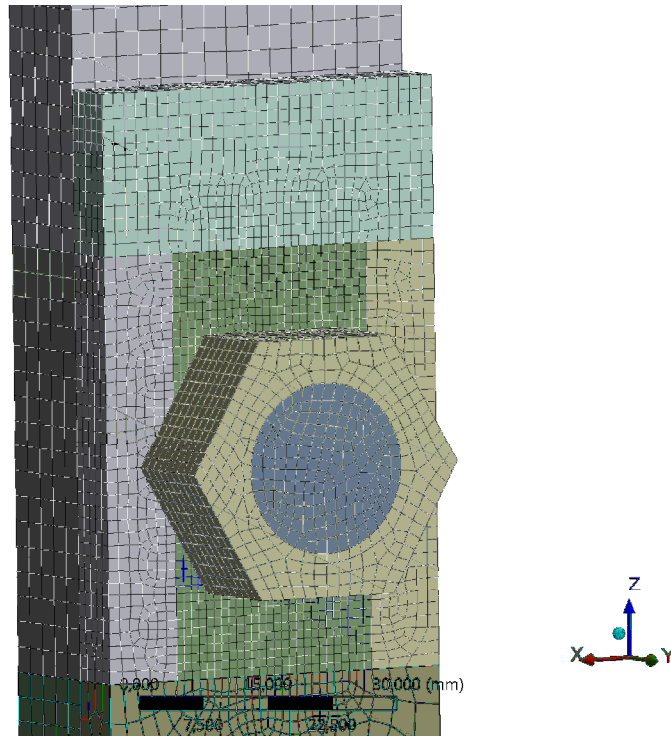


Abb. 3-16: Mesh (Versuch C1)

Die Berechnung erfolgt wiederum weggesteuert mit einer Verschiebung von 10 mm. Der minimale Zeitschritt wird mit 5 E-3, der maximale mit 5 E-2 vorgegeben, d.h. die aufgebrachte Verschiebung bei jedem Zeitschritt ergibt sich zu  $\text{SubStep} \cdot 10\text{mm}$ .

Bei der Berechnung kann die maximale Verschiebung von 10 mm aufgebracht werden. In der in Abb. 3-17 dargestellten Grafik endet die Last-Verschiebungskurve bei 9,025 mm, da das Lochspiel von der Endverschiebung abgezogen wird. Wie aus der Last-Verschiebungskurve ersichtlich ist, kann die Traglast mit dem Modell sehr genau angenähert werden (122,69 kN zu 120,17 kN). Die Traglast aus dem FE-Modell übersteigt die des Versuchs sogar geringfügig um 2%.

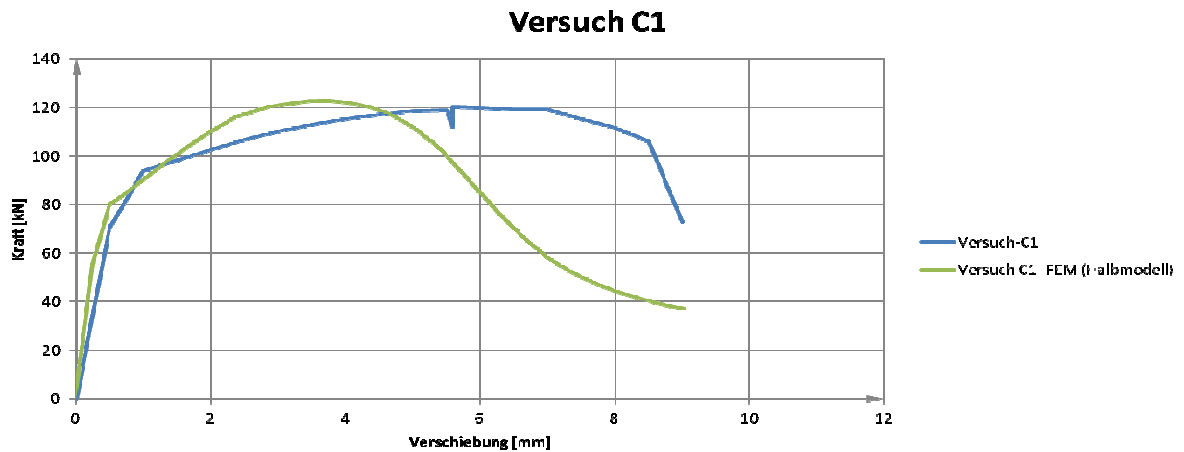


Abb. 3-17: Last-Verschiebungsdiagramm Versuch C1

Eine Betrachtung der Gesamtverformungen der äußeren Lasche am Ende der Berechnung (vgl. Abb. 3-18) zeigt sehr große Einschnürungen rechts des Schraubenlochs. Bei der FE-Berechnung lässt sich somit feststellen, dass es zu einem Nettoquerschnitts- bzw. Zugversagen kommt.

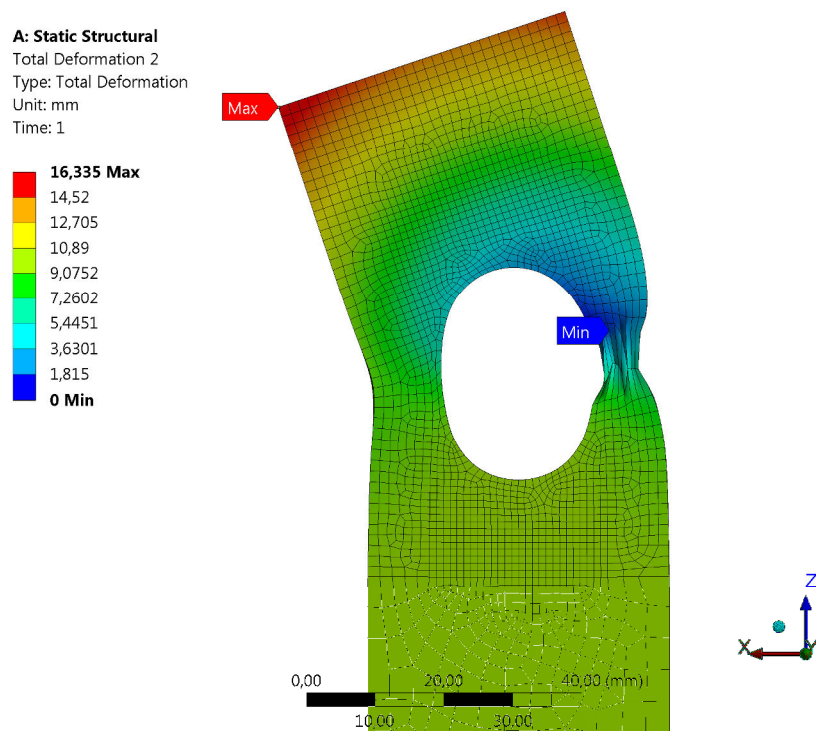


Abb. 3-18: Gesamtverformung am Ende der Berechnung (Versuch C1)

Der Vergleich mit dem tatsächlichen Bruchbild des Versuches (Abb. 3-19) zeigt, dass beim Versuch eine annähernd symmetrische Verformung auftritt. Der Versagensmodus Zugbruch ist auch hier eindeutig erkennbar.



Abb. 3-19: Bruchbild beim Versuch C1 [4]

Damit der Steifigkeitsabfall beim Erreichen der Traglast genauer analysiert werden kann, wird die Spannungsverteilung in der Lasche zu diesem Zeitpunkt (0,66637) ausgewertet.

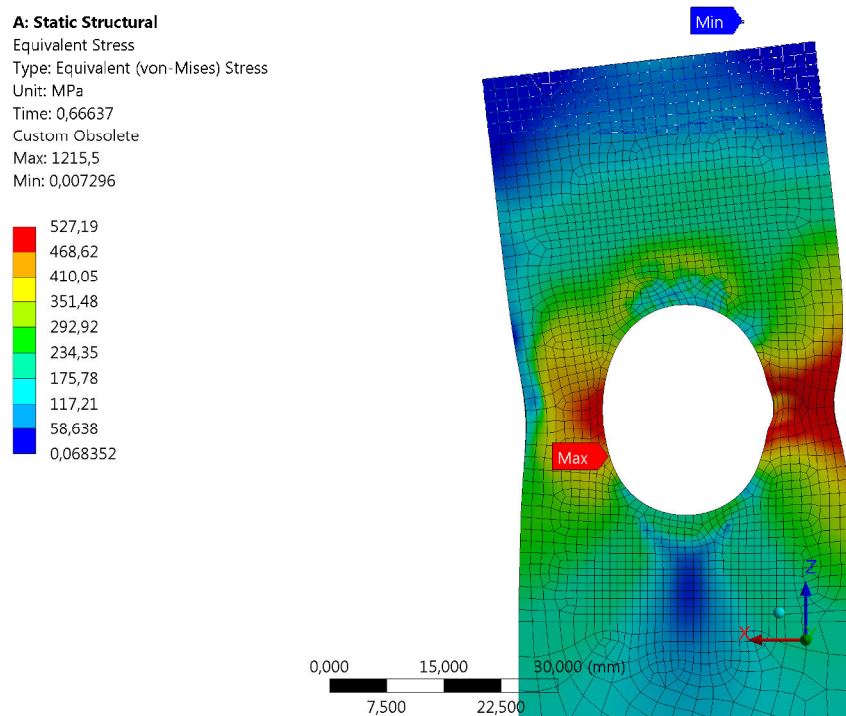


Abb. 3-20: Vergleichsspannungen in der Lasche (TimeStep 0,66637) - Versuch C1

In der Abb. 3-20 ist die Spannungskonzentration rechts vom Schraubenloch eindeutig erkennbar. Aufgrund dieser Spannungen kommt es zu hohen Verzerrungen in z-Richtung. Dabei kommt es aufgrund der Koppelung über die Querdehnzahl ebenso zu einer Verzerrung in x-Richtung und einer Querschnittsreduktion rechts des Schraubenlochs. Eine Auswertung der Vergleichsverzerrungen in der äußeren Lasche (Abb. 3-21) zeigt die maximalen Verzerrungen von

1,18 mm/mm. Der Bereich auf der rechten Seite des Schraubenlochs plastifiziert zur Gänze. Bei einer Implementierung der Bruchmechanik, würde es hier zu einem Riss kommen.

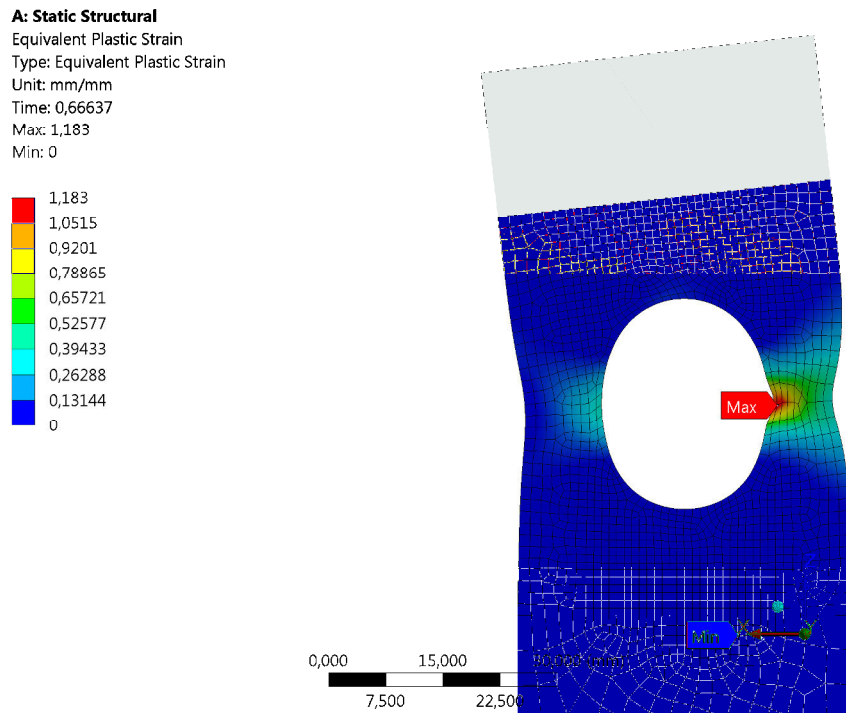


Abb. 3-21: Vergleichsverzerrungen (TimeStep 0,66637) - Versuch C1

Die unterschiedlichen Verformungsfiguren, reell und in der FEM-Berechnung, werden durch numerische Probleme bei der Berechnung hervorgerufen. Eine genaue Betrachtung des Netzes im Nettoquerschnittsbereich (Abb. 3-22) zeigt die leicht asymmetrische Vernetzung, die in weiterer Folge zu der asymmetrischen Lastverteilung führt.

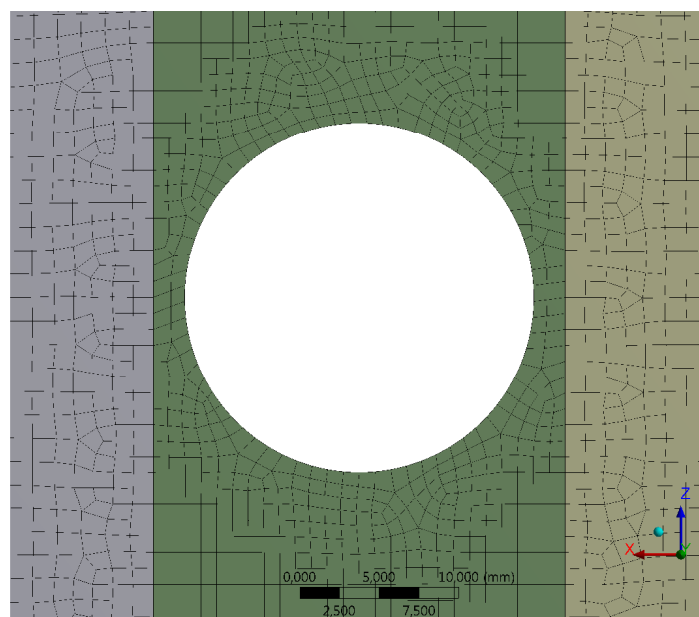


Abb. 3-22: Asymmetrische Vernetzung im Nettoquerschnitt (Versuch C1)

Diese asymmetrischen Verteilungen bei den Spannungen, Verformungen und Dehnungen sind bei einem vollkommen symmetrischen Modell falsch und dürfen nicht auftreten.

Um die asymmetrischen Verteilungen zu verhindern, wird das Modell durch eine Schnittführung durch das Schraubenloch in ein Viertelmodell übergeführt. Dabei werden alle Symmetrien des Modells ausgenutzt. Die Randbedingungen, Lagerungen und Belastungen, sowie die Vernetzung erfolgt analog zum Halbmodell. Das vollständige Viertelmodell kann der Abb. 3-23 entnommen werden.

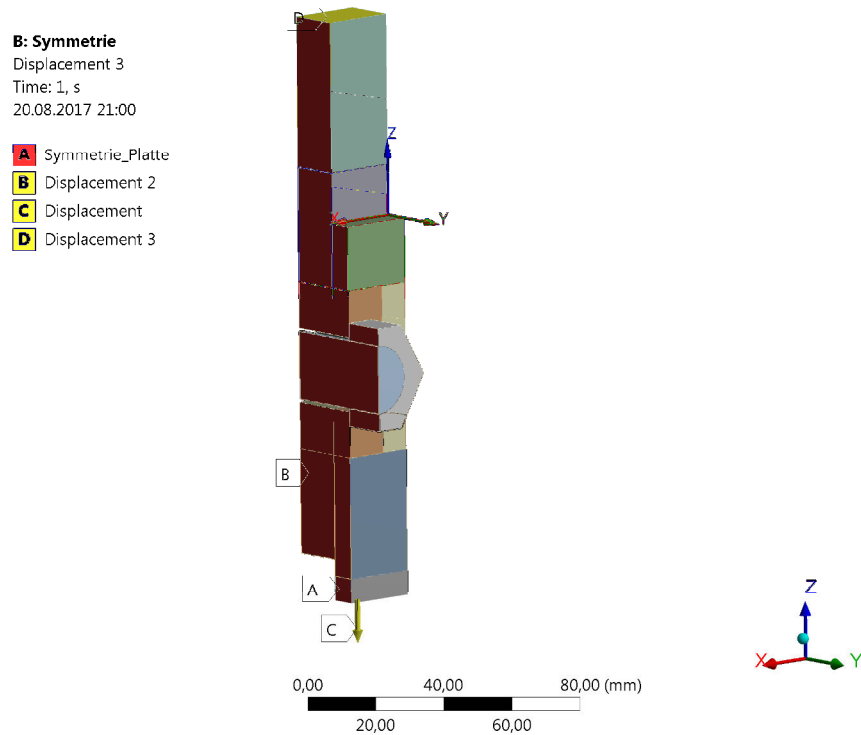


Abb. 3-23: Versuch C1 (Viertelmodell)

### Versuch C1

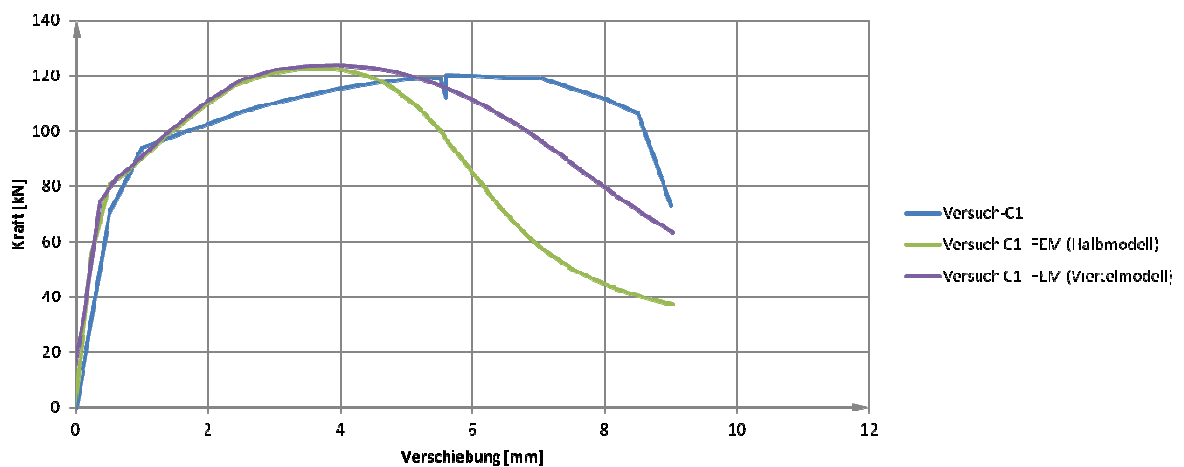


Abb. 3-24: Versuch C1 - Last-Verschiebungskurve (Halb-und Viertelmodell)

Bei einem Vergleich der Last-Verschiebungskurven ist erkennbar, dass sich das Viertelmodell bis zum Erreichen der Traglast wie das Halbmodell verhält. Nach dem Erreichen der Traglast, fällt die Kraft bei weiterer Aufbringung der Verschiebung nicht so stark ab.

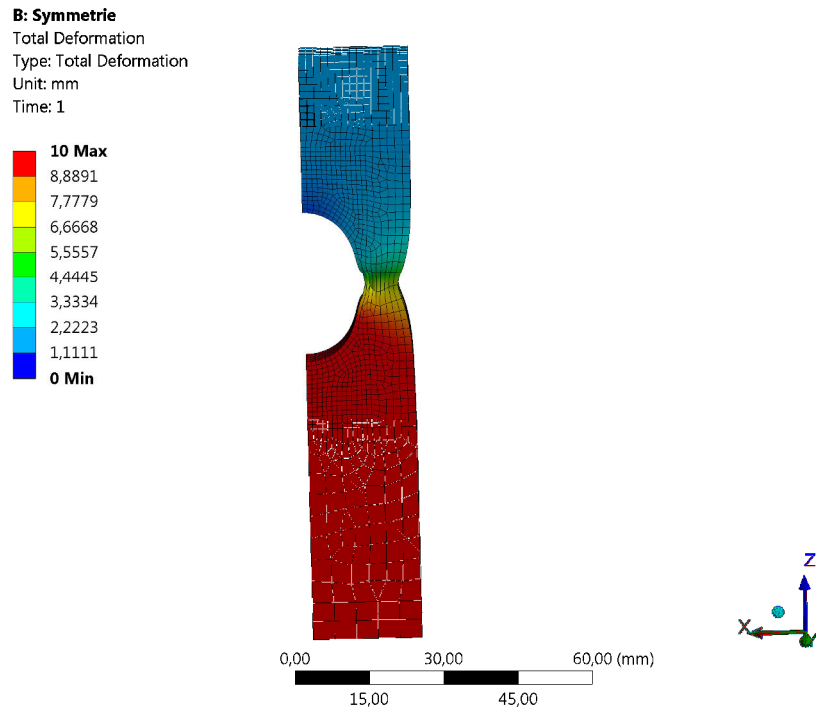


Abb. 3-25: Gesamtverschiebung Versuch C1 (Viertelmodell)

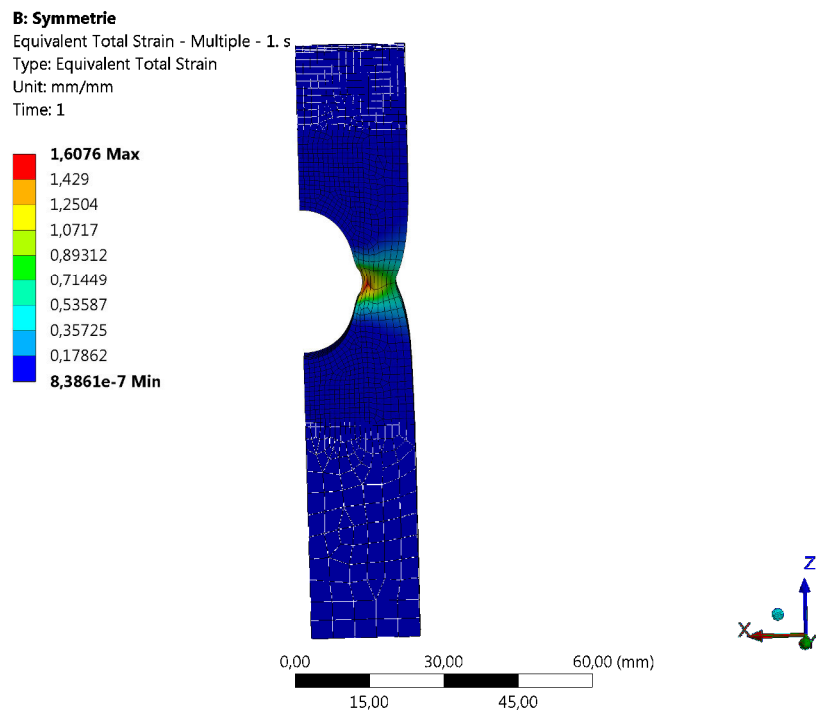


Abb. 3-26: Max. Eq. Tot. Strain Versuch C1 (Viertelmodell)

Bei einer Betrachtung des Verschiebungsbildes (vgl. Abb. 3-25) ist ersichtlich, dass es aufgrund der vollständigen Ausnutzung der Symmetrie zu keinen asymmetrischen Verformungen mehr kommt. Auch bei einer Betrachtung der Vergleichsdehnungen (vgl. Abb. 3-26) ist ersichtlich, dass sich jene mehr über den gesamten Nettoquerschnitt verteilen. Zwar kommt es im Bereich des Lochrandes zu den größten Vergleichsdehnungen, diese deuten aber auf den Versagensmodus (Zugbruch) hin. Die ersten Risse wären in diesem Bereich zu erwarten.

### 3.4. Versuch C14 (Halbmodell)

Dieses Modell dient zur Verifizierung des Versuches C14 und der Überprüfung, ob das Modell in der Lage ist, den Versagensmodus Schubbruch abzubilden. Die geometrischen Parameter dieser Versuchskonfiguration ergeben sich zu:

$$\begin{aligned} \bar{a}_{\perp} &= 43,91 \text{ mm} & d_L &= 22,10 \text{ mm} \\ \bar{a}_{\parallel} &= 10,95 \text{ mm} & t &= 7,33 \text{ mm} & M20 \end{aligned}$$

Das Modell wird analog zu 3.3 mit einem multilinearen Materialverhalten der Bleche und einer Definition des Schraubenmaterials gemäß RAMBERG-OSGOOD (vgl. Anhang A) aufgebaut. Aufgrund der kleineren Geometrie kommt es lediglich zu Änderungen in Bezug auf die Partitionierung für das Meshing (vgl. Abb. 3-27).

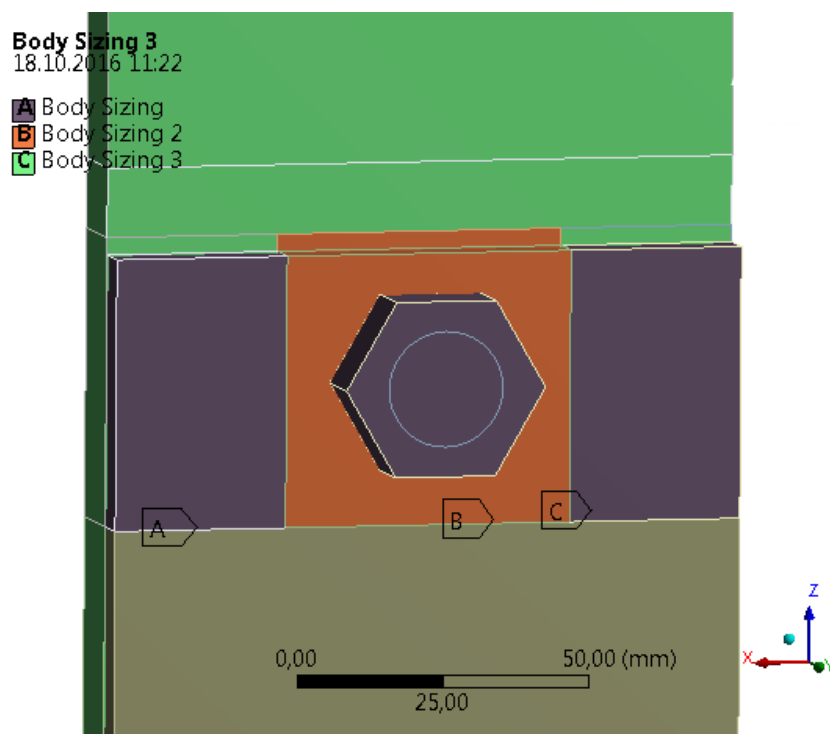


Abb. 3-27: M015 Mesh - Vernetzungsbereiche

Die Netzgrößen wurden analog zu denen im Versuch C3 vorgegeben:



- Bereich A 1.5 mm
- Bereich B 1.0 mm
- Bereich C 3.0 mm

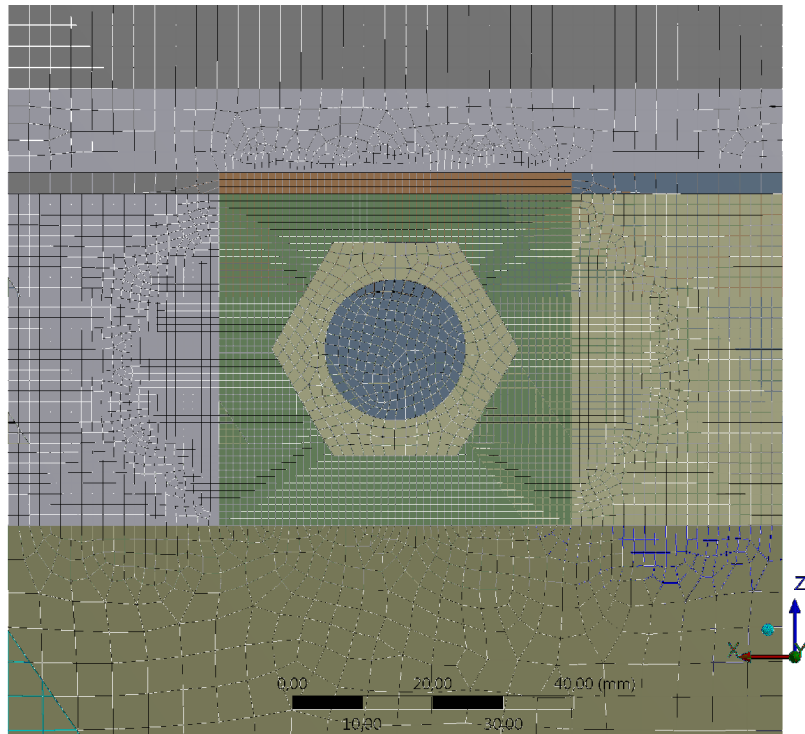


Abb. 3-28: Mesh - Versuch C14

Die Belastung wird wiederum als Verschiebung an den Versuch angepasst und beträgt 10mm. Als Berechnungsparameter werden die minimalen und maximalen TimeSteps, sprich, die jeweiligen Schrittweiten vorgegeben. Als Minimum gilt dabei ein Lastschritt von 0.5%, als Maximum 5%.

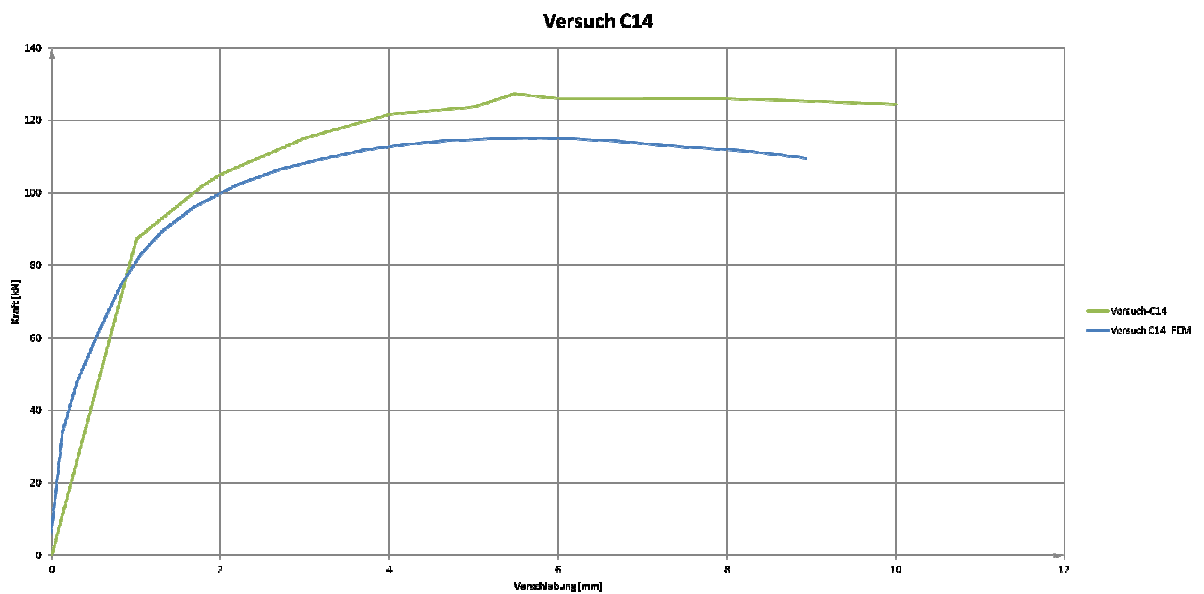


Abb. 3-29: Last-Verschiebungsdiagramm Versuch C14

Eine Auswertung der Kraft-Verschiebungskurve ergibt einen guten Zusammenhang zwischen dem FE-Modell und dem durchgeführten Versuch. Trotz der vollständigen Berechnung kann die Traglast des Versuches nicht ganz erreicht werden (115 kN zu 127,3 kN). Dies entspricht einem Traglastunterschied von ca. 10%. Das FE-Modell verhält sich wie auch in den vorherigen Berechnungen am Anfang steifer als in der Realität. Ähnlich zum Versuch, kommt es bei der FE-Berechnung zu einem abfallenden Ast nach dem Erreichen der Traglast.

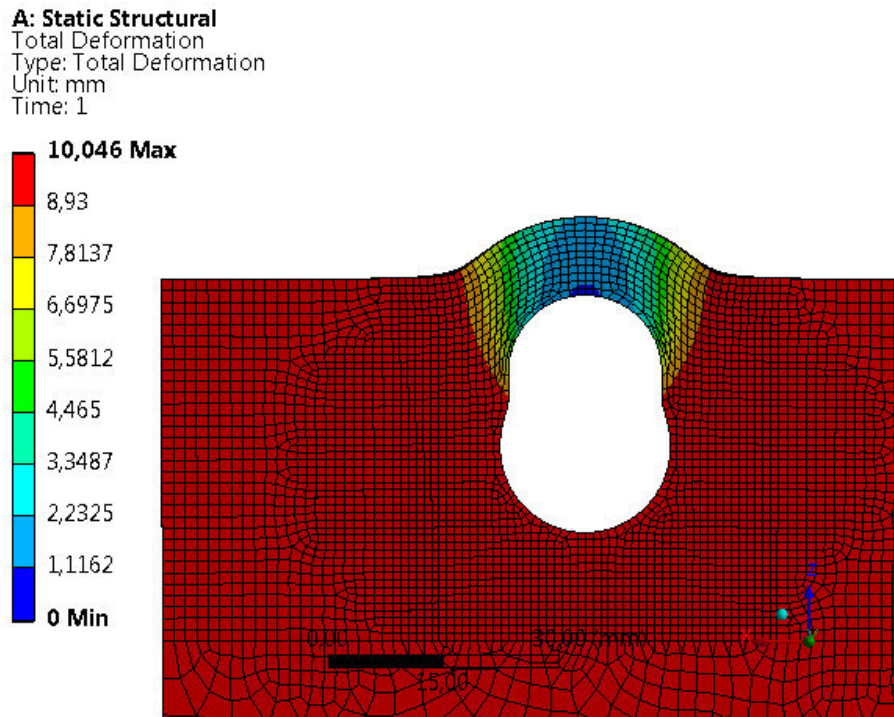


Abb. 3-30: Gesamtverformungen - Versuch C14

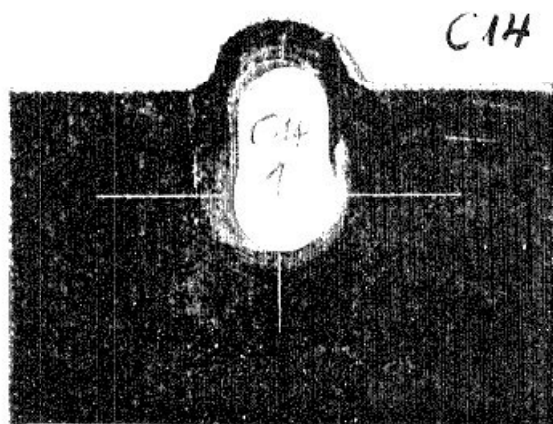


Abb. 3-31: Bruchbild beim Versuch C14 [4]

Ein Vergleich der Verformungen der FE-Berechnung mit dem Bruchbild des Versuches, ergibt eine sehr gute Übereinstimmung und eine sehr deutliche Darstellung des Versagensmodus "Scherbruch".

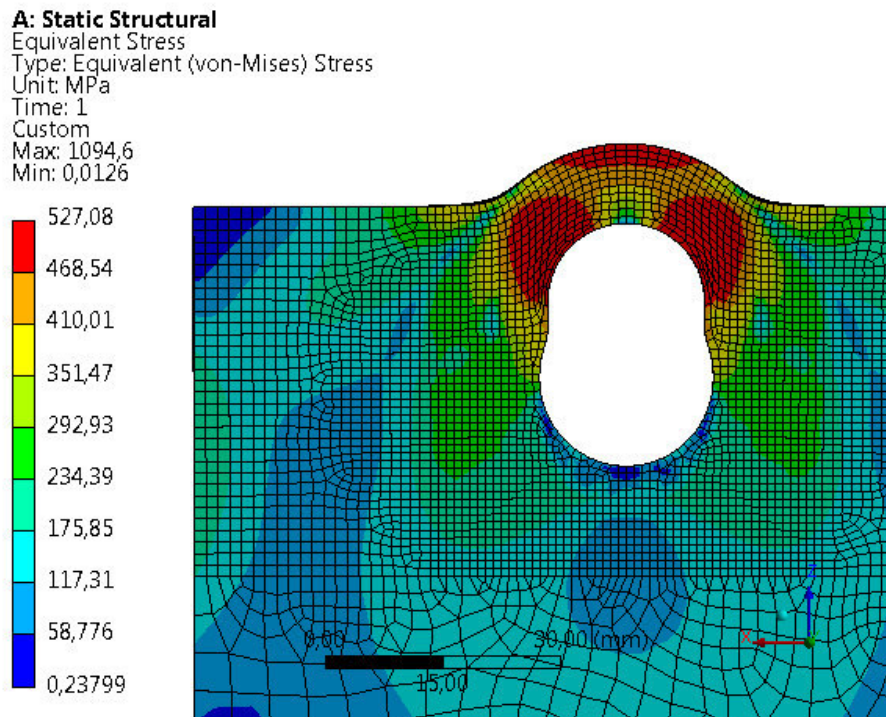


Abb. 3-32: Vergleichsspannungen - Versuch C14

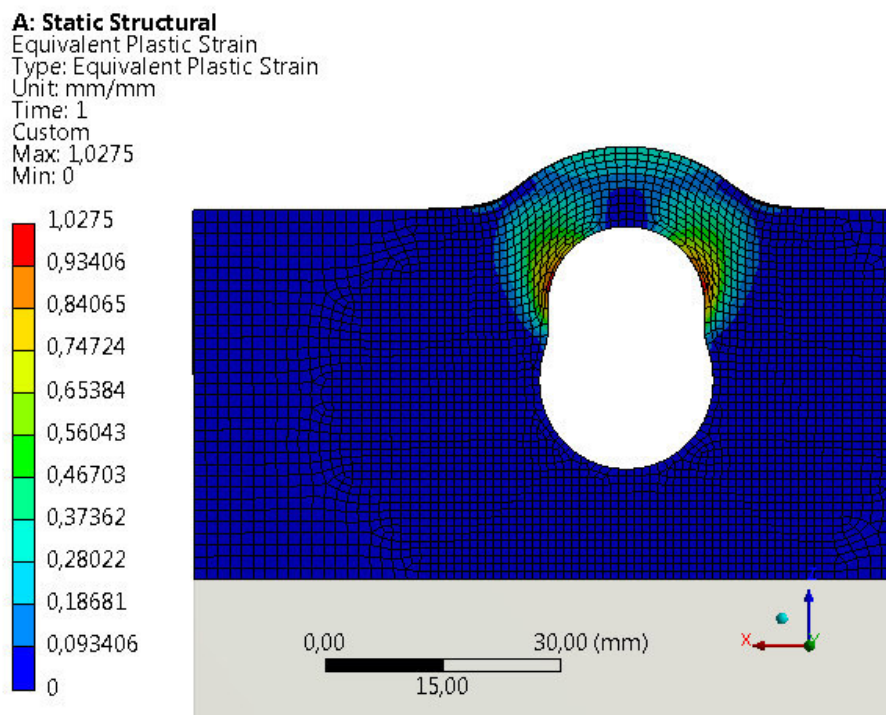


Abb. 3-33: Vergleichsdehnungen - Versuch C14

Bei einer Auswertung der Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen (vgl. Abb. 3-32) sind die Bereiche, die unter einem Winkel von 45° zur Belastungsrichtung auftreten, sehr stark beansprucht.

### 3.5. Versuch C13 (Halbmodell)

Im Forschungsbericht wurde insbesondere auf die Begleiterscheinung der abhebenden Laschen eingegangen, da diese die Traglast wesentlich reduzieren kann. Daher wird zusätzlich eine Parameterkonfiguration untersucht, bei der es zu einem Abheben kam. Dazu wird die Parameterkonfiguration C13 ausgewählt. Die Abmessungen des Bleches beim Versuch sind:

$$\begin{array}{lll} \bar{a}_{\perp} = 22,03 \text{ mm} & d_L = 22,10 \text{ mm} & \\ \bar{a}_{\parallel} = 76,60 \text{ mm} & t = 7,31 \text{ mm} & M20 \end{array}$$

Bei dieser Parameterkonfiguration werden die Laschen wiederum mit einem multilinearen Materialverhalten des Bleches 5008 gemäß Anhang A und die Schraube mit einem multilinearen Materialverhalten nach RAMBERG-OSGOOD versehen. Die Kontaktbedingungen werden analog zu den vorherigen Modellen aufgebracht. Als Belastung wird die in dem Versuch maximal erreichte Verschiebung von 20 mm aufgebracht. Es werden zwei unterschiedliche Netzgrößen untersucht, um den Einfluss der Netzfeinheit auf das Berechnungsergebnis zu überprüfen. Für die grobe Vernetzung wird eine Elementsgröße von 5 mm für die äußere Lasche vorgegeben. Bei der feinen Vernetzung wird die Geometrie analog zu 3.4 partitioniert und mit den folgenden Elementsgrößen vorgegeben:

- Bereich um das Schraubenloch: 1 mm
- Schraube und Blechstreifen seitlich des Schraubenloches: 1,5 mm
- Mittlere Lasche: 3 mm
- restliche Bereiche: 5 mm.

Die daraus entstehenden Vernetzungen können der Abb. 3-34 bzw. Abb. 3-35 entnommen werden.

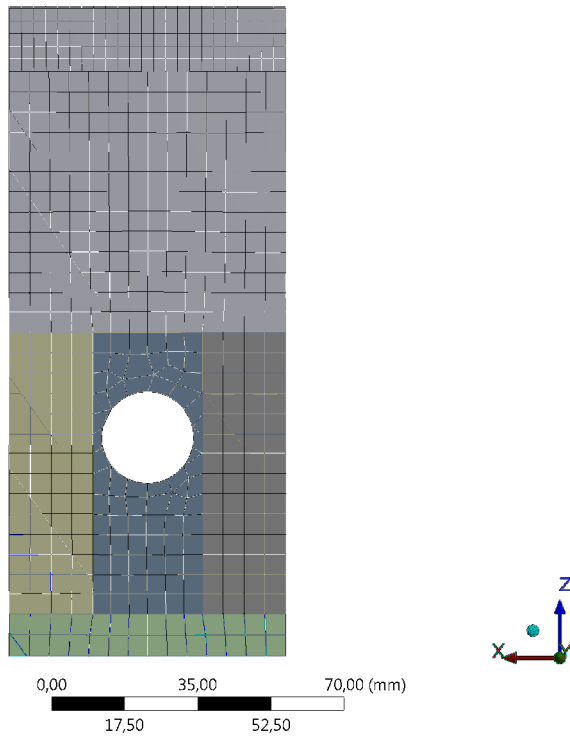


Abb. 3-34: Mesh - Versuch C13 (grob)

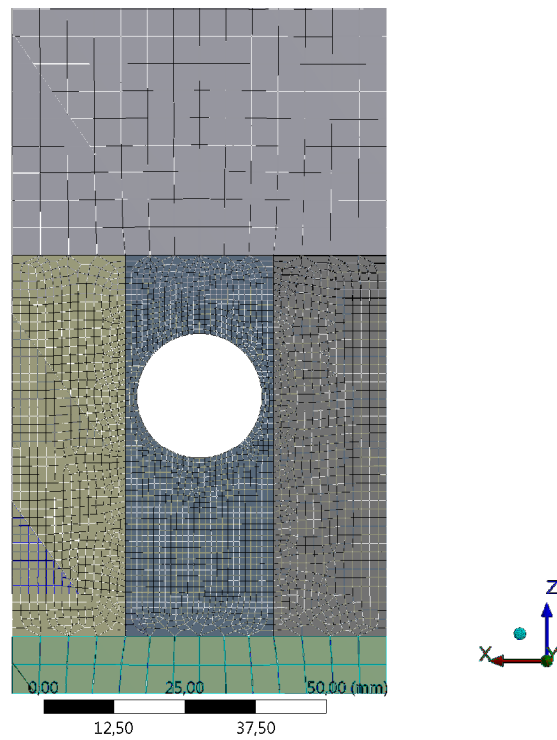


Abb. 3-35: Mesh - Versuch C13 (fein)

Die Berechnung erfolgt mit Automatic Time Stepping.

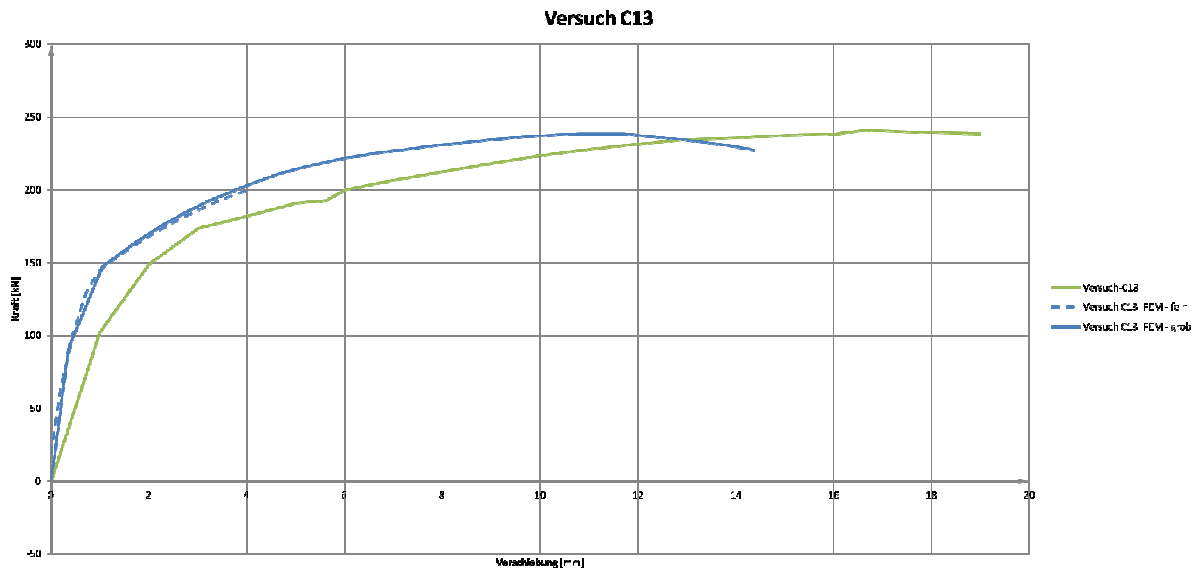


Abb. 3-36: Last-Verschiebungsdiagramm Versuch C13

Bei der groben Vernetzung wird die Berechnung aus numerischen Gründen beim SubStep 0,77037 abgebrochen. Im Vergleich dazu kommt es bei der feinen Vernetzung bereits beim SubStep 0,25431 zu Konvergenzproblemen. Aus der Abb. 3-36 ist ersichtlich, dass die feine Vernetzung und die grobe Vernetzung sich im Hinblick auf den Verlauf der Last-Verschiebungskurve kaum unterscheiden. Die grobe Vernetzung liefert eine Traglast von 238,64 kN bei 11,68 mm Verschiebung. Im Versuch wurde eine maximale Traglast von 241 kN ermittelt.

Eine Auswertung der Gesamtverformung der groben Vernetzung ist in der Abb. 3-38 dargestellt. Dabei kann eindeutig die abhebende Wirkung dargestellt werden, die auch beim real durchgeführten Versuch (vgl. Abb. 3-37) auftrat.

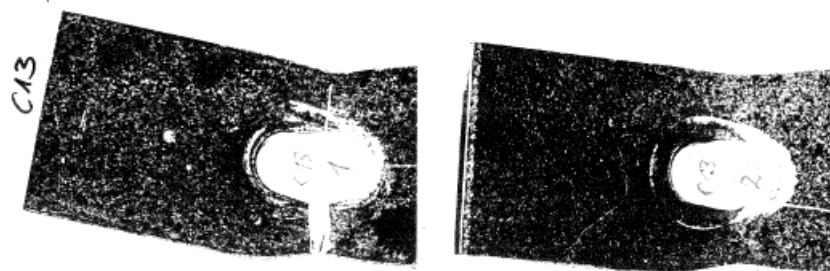


Abb. 3-37: Bruchbild beim Versuch C13 [4]

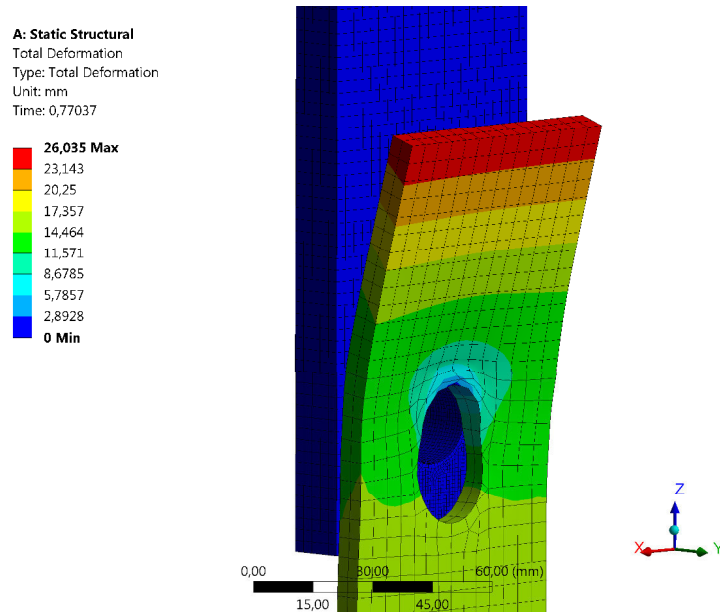


Abb. 3-38: Total Deformation - Versuch C13 (grob) -true scale

Zum Vergleich wird das Verformungsbild bei der groben Vernetzung beim maximalen SubStep von 0,25431 ausgewertet. Dabei wird die Verformung 5-fach überhöht dargestellt, um diese deutlich sichtbar zu machen. Aufgrund der geringeren Belastung ist das Phänomen der abhebenden Lasche nicht so deutlich ersichtlich wie beim groben Netz (vgl. Abb. 3-39).

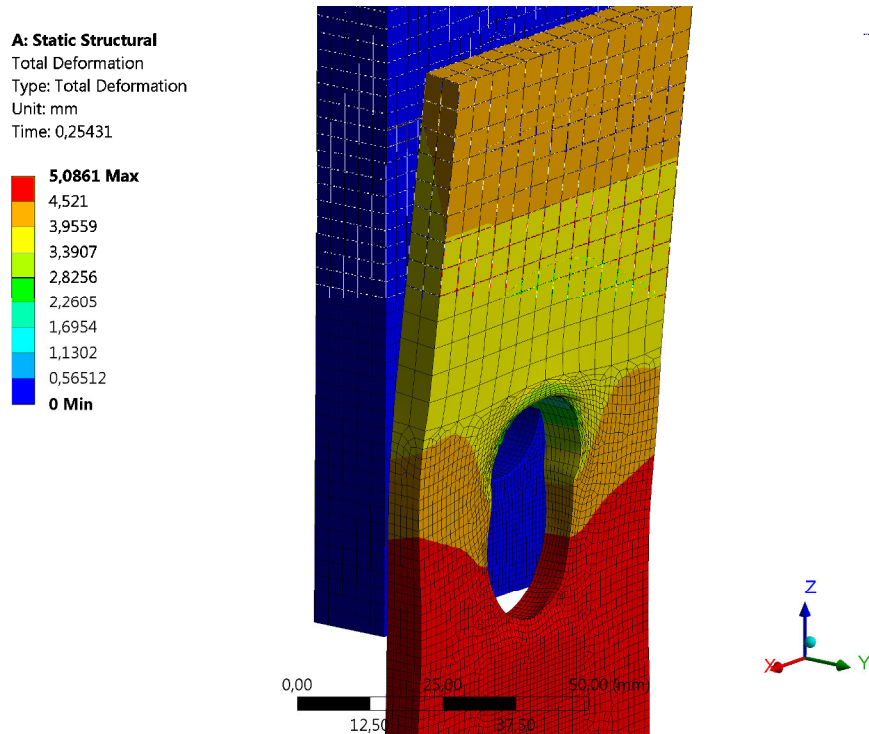


Abb. 3-39: Total Deformation - Versuch C13 (fein) - 5-fach überhöht

Die Auswertung der maximalen plastischen Vergleichsdehnung wird lediglich für die grobe Vernetzung durchgeführt, da sie aufgrund der höheren Beanspruchung besser ausgeprägt ist.

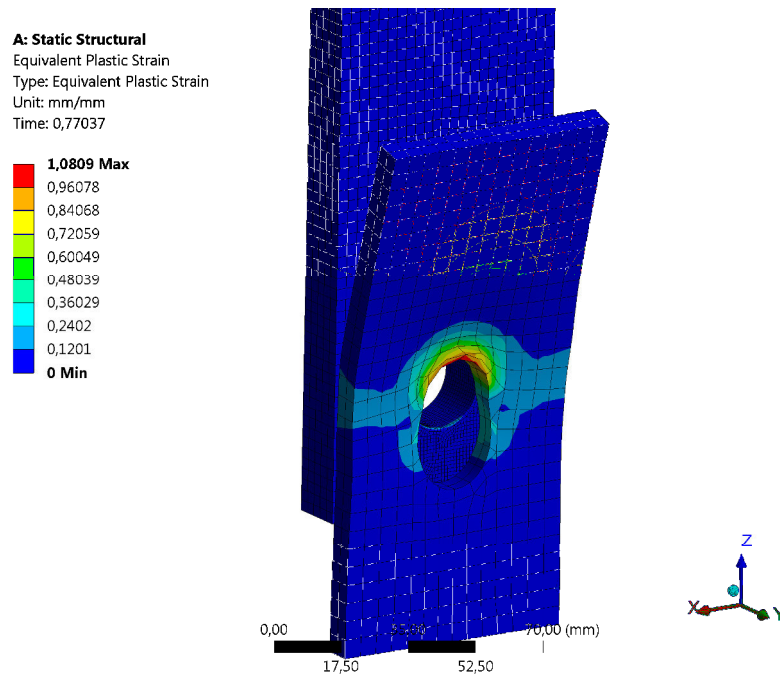


Abb. 3-40: Eq. Pl. Strain - Versuch C13 - grob

Wie aus der Abb. 3-40 ersichtlich ist, kommt es wiederum zu den größten plastischen Vergleichsverzerrungen im Bereich des Lochrandes, wo der Schraubenschaft auf das Material der Lasche trifft. Diese Bereiche werden wiederum durch den Kontaktdruck sehr stark beansprucht, weshalb sich die Elemente in diesem Bereich am meisten verzerren. Es handelt sich hauptsächlich um Stauchungen.

### 3.6. Vereinfachtes numerisches Modell

In den nachfolgenden Modellen werden die Möglichkeiten einer Vereinfachung der Berechnungen untersucht. Zum einen wird dabei das multilineare Materialverhalten des Laschenstahls durch eine bilineare Spannungs-Dehnungsbeziehung ersetzt. Das Materialverhalten der Schraube wird mit einer groben Näherung linear elastisch berücksichtigt, da prinzipiell das Verhalten der Lasche untersucht wird. Des Weiteren wird die Geometrie nur angenähert, d.h. der Schraubenkopf wird bei der Berechnung ignoriert und der Schraubenschaft mit einem Überstand eingegeben, damit das Blech nicht von der Schraube rutscht. Das Lochspiel wird zu Null gesetzt. In einem weiteren Schritt wird untersucht, ob das Volumenmodell durch ein Schalenmodell ersetzt werden kann.

Die Kraft, mit der am Blech gezogen wird, ergibt sich aus den Bemessungslasten gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 unter Berücksichtigung des Teilsicherheitsbeiwertes  $\gamma_{M2}$ . Die Materialfestigkeiten werden mit den charakteristischen Werten eingegeben.



Für die vereinfachte Berechnung wird nur ein Modell mit den folgenden geometrischen Randbedingungen aufgebaut:

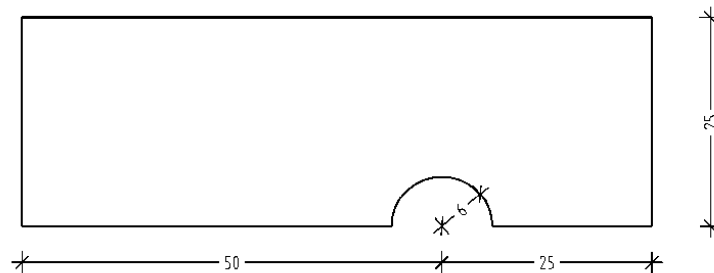


Abb. 3-41: Geometrie des vereinfachten Modellaufbaus - Bemaßung in [mm]

Die Blechstärke wird mit 10 mm vorgegeben.

### 3.6.1. Schalenmodell

Bei diesem Modell wird ein Schalenmodell zur Analyse verwendet, bei dem angenommen wird, dass sich in der Lasche ein ebener Verzerrungszustand einstellt, d.h., dass gemäß [9] gilt

$$u_3 = 0 \quad \frac{\partial u_1}{\partial x_3} = 0 \quad \frac{\partial u_2}{\partial x_3} = 0$$

und in weiterer Folge

$$\varepsilon_{33} = \varepsilon_{31} = \varepsilon_{32} = 0.$$

Daraus resultiert, dass sich in Richtung der Laschendicke keine Spannungen einstellen.

Static Structural  
Time: 1, s

- A** Symmetrie\_x
- B** Lager\_Schraube
- C** Force: 40833 N

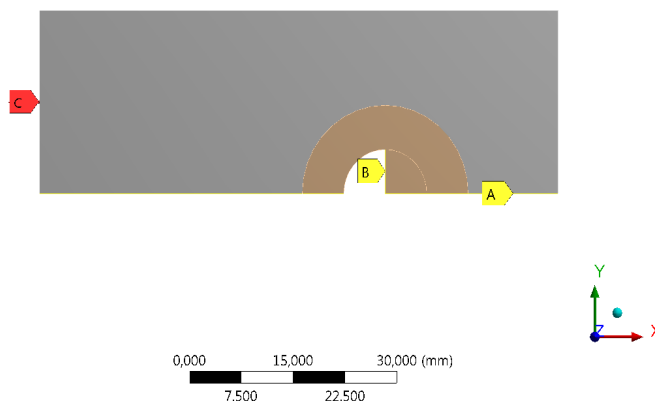


Abb. 3-42: Schalenmodell - Modellaufbau

Wie in der Abb. 3-42 ersichtlich ist, wird die Lasche nur zur Hälfte und der Schraubenschaft nur als Viertelzylinder modelliert. Dabei kann die Kraft nur über den Viertelkreis in die Lasche eingeleitet werden. Bei dieser Form der Modellierung wird die Schraube gehalten [B] und an der Lasche gezogen [C]. Zusätzlich wird die Symmetrie in x-Richtung über eine unverschiebliche Lagerung in y-Richtung berücksichtigt [A]. Als Kontaktbedingung muss nur der Übergang zwischen der Schraube und der Lasche berücksichtigt werden. Diese Kontaktbedingung wird als "Frictionless" angesehen. Für die Vernetzung werden drei Bereiche definiert um ein sauber strukturiertes Netz zu erhalten:

Edge Sizing  
19.10.2016 12:50

- A** Body Sizing
- B** Face Sizing
- C** Edge Sizing

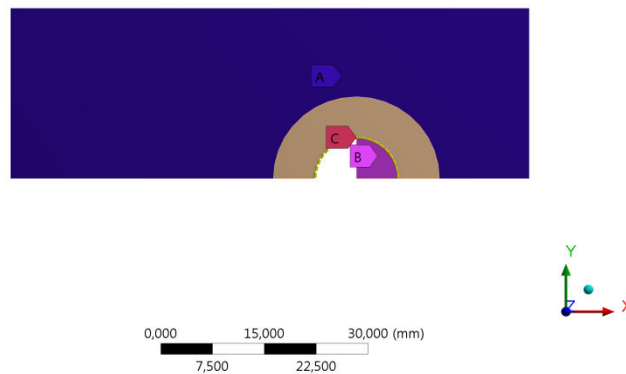


Abb. 3-43: Schalenmodell - Vernetzungsbereiche

- Bereich A: Body-Sizing mit 2 mm
- Bereich B: Face-Sizing mit 1 mm
- Bereich C: Edge-Sizing mit 1 mm

Dadurch entsteht die in Abb. 3-44 dargestellte strukturierte Vernetzung.

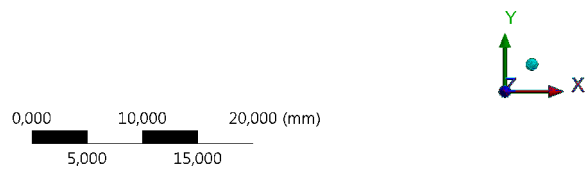
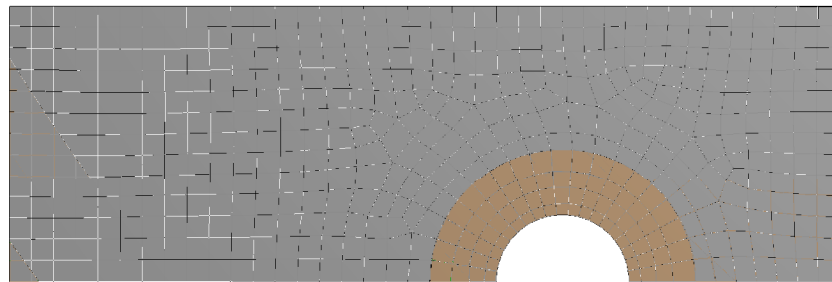


Abb. 3-44: Mesh - Schalenmodell außenliegender Lasche

Im Anschluss erfolgt die Berechnung kraftgesteuert mit der automatischen Ermittlung der Schrittweite durch das Programm.

### 3.6.2. Volumenmodell (innenliegend)

Bei diesem Berechnungsmodell wird eine innenliegende Lasche in einer zweischnittigen Verbindung mittels eines Volumenmodells untersucht. Der Unterschied zwischen einer innen- und einer außenliegenden Lasche sollte bei der Spannungsverteilung und somit bei der Tragfähigkeit bemerkbar sein.

Static Structural  
Time: 1, s  
20.10.2016 10:07

- A Displacement
- B Displacement 2
- C Displacement 3
- D Force: 20417 N

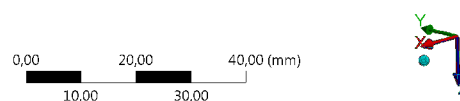
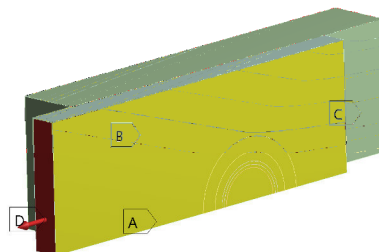


Abb. 3-45: Volumenmodell (innenliegende Lasche) - Modellaufbau

Der Modellaufbau für die FEM-Berechnung kann der Abb. 3-45 entnommen werden. Die mittlere Lasche des Versuchsaufbaus wird als Viertelmodell abgebildet und mit den nötigen Symmetriebedingungen versehen. Zur Abbildung dieser Symmetriebedingungen werden die Lagerungen [A] und [B] verwendet, welche die Symmetrie in y- bzw. z-Richtung darstellen und als unverschiebliches Auflager angenommen werden. Die Kraft wird direkt in die zu untersuchende Lasche eingeleitet und ergibt sich aufgrund der Symmetrie als die Hälfte der Kraft im Modell "Schalenmodell". Als Kontaktbedingung wird einerseits der Übergang zwischen der Schraube und den einzelnen Laschen als "Frictionless", andererseits die Gleitfuge zwischen den Laschen als "No Separation" angesehen. Die Definition "No Separation" hat den Vorteil, dass es zu keinen abhebenden Verformungen der Lasche kommen kann, womit eine einfachere Analyse und damit eine schnellere Konvergenz erreicht wird.

Die Vernetzung wird wie beim Schalenmodell vorwiegend mit Hexaeder-Elementen in unterschiedlichen Elementgrößen strukturiert durchgeführt. Die Schraube [A] und der Bereich um das Schraubenloch bis zu einem Durchmesser von  $2 \cdot d_0$  [C] werden mit einer Elementgröße von 1,0 mm vernetzt. Außerhalb dieser Bereiche wird die maximale Elementgröße auf 1,5 mm erhöht. Die gröber vernetzten Bereiche sind für die Abbildung der Versagensform nicht relevant (vgl. Abb. 3-46).

Die Berechnung erfolgt wiederum kraftgesteuert mit einer automatischen "Time Step"-Ermittlung.

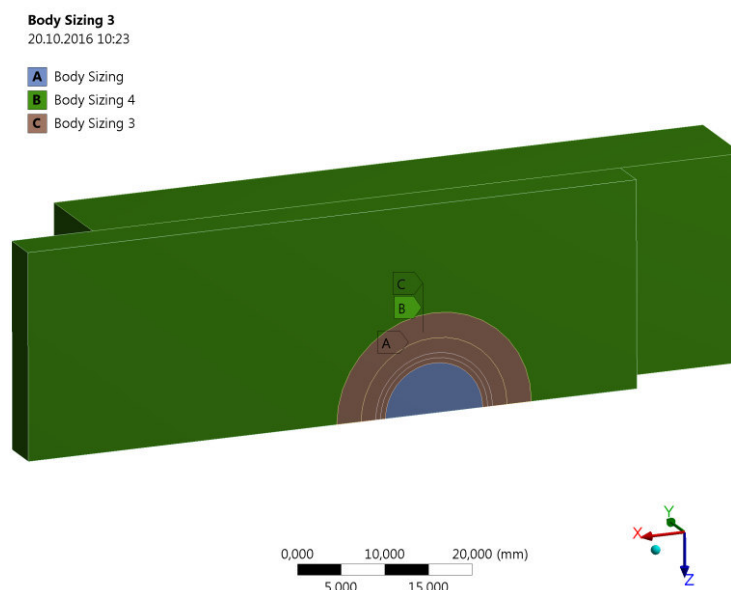


Abb. 3-46: Volumenmodell (innenliegend) - Vernetzungsbereiche

### 3.6.3. Volumenmodell (außenliegend)

Das Modell "Volumenmodell (außenliegend)" ist analog zu dem Modell "Volumenmodell (innenliegend)" aufgebaut, wobei hier die äußere Lasche betrachtet wird. Die Vernetzung und die Lagerungsbedingungen resultieren wiederum aus den Symmetriebedingungen. Die Kontakte zwischen den einzelnen Blechen werden als "No Separation" angesehen. Die Übergänge zwischen dem Schraubenschaft und dem Schraubenloch der jeweiligen Lasche werden als "Frictionless" modelliert. Der Modellaufbau mit den Lagerungsbedingungen und der Kraft ist in der Abb. 3-47 dargestellt.

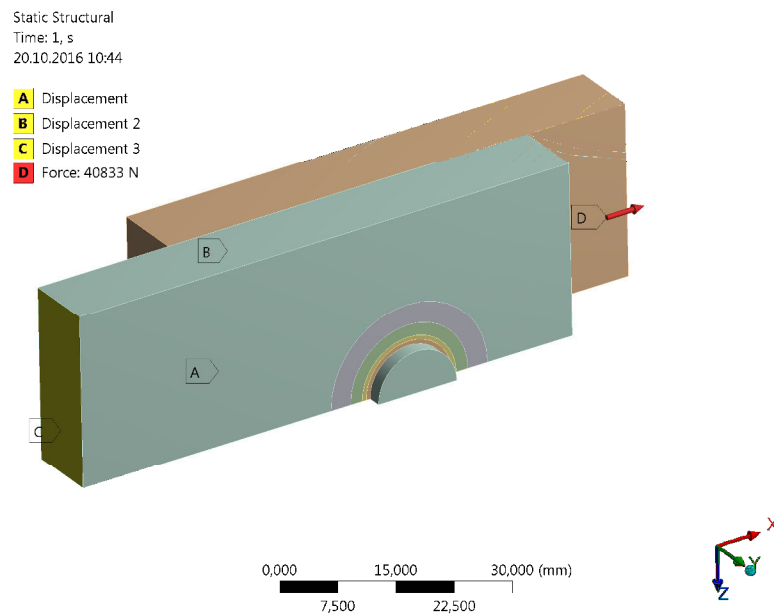


Abb. 3-47: Volumenmodell (außenliegend) - Modellaufbau

### 3.6.4. Vergleich

Im Anschluss an die Berechnungen sollen die Ergebnisse der drei Modellierungsvarianten miteinander verglichen werden. Dazu werden bei allen Varianten die maximalen Verformungen, die maximalen plastischen Verzerrungen und die Aufweitung des Schraubenloches ausgewertet. Des Weiteren erfolgt ein Vergleich der Last-Verschiebungskurven der FEM-Berechnung. Ein Vergleich mit den Versuchen ist nicht möglich, da aufgrund der getroffenen Vereinfachungen bei der Festlegung des Materialverhaltens (bilinear mit S355) das Materialmodell zu weit von den Materialien der Versuche abweicht und die gewählte Parameterkonfiguration ( $e_1$ ,  $e_2$ , usw.) nicht vorhanden war.

## Verformungen

Ein Vergleich der Verformungen in x-Richtung (Zugrichtung) zeigt, dass die Verformungen des außenliegenden Volumenmodells die der Schalenberechnung und die der innenliegenden Lasche bei Weitem übersteigen (vgl. Abb. 3-48 bis Abb. 3-50). Die Ergebnisse des Volumenmodells der innenliegende Lasche stimmen annähernd mit denen der Schalenberechnung überein. Aufgrund der Möglichkeit der äußeren Lasche sich beim Volumenmodell ungehindert in Dickenrichtung verformen zu können, verhält sich die Lasche bei dieser Berechnungsart sehr weich, woraus größere Verformungen resultieren.

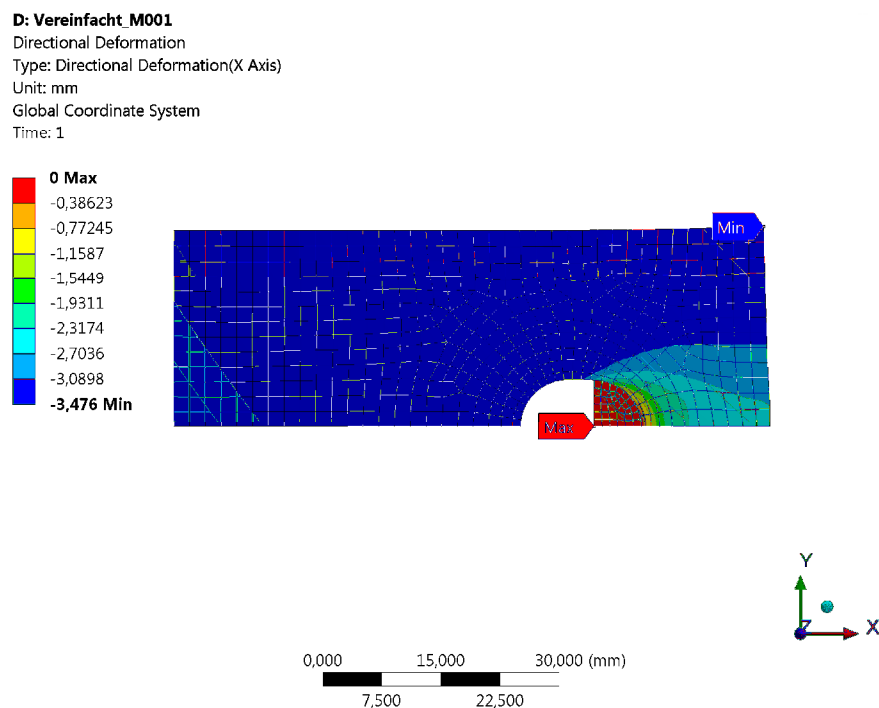


Abb. 3-48: Verformung in x-Richtung - Schalenmodell (true scale)

Directional Deformation 2  
 Type: Directional Deformation(X Axis)  
 Unit: mm  
 Global Coordinate System  
 Time: 1

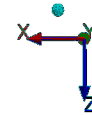
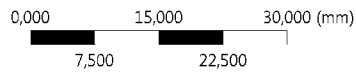
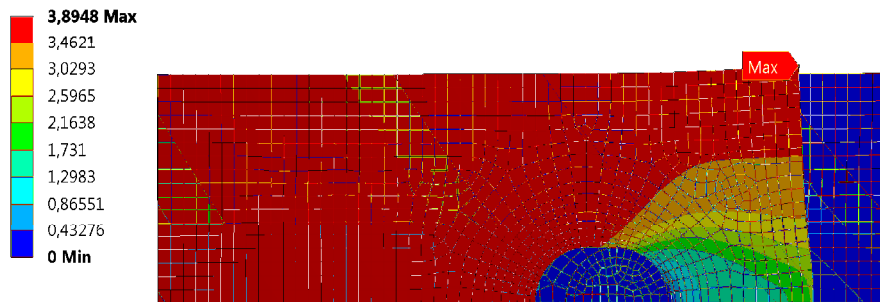


Abb. 3-49: Verformung in x-Richtung -Volumenmodell der innenliegenden Lasche (true scale)

Directional Deformation 3  
 Type: Directional Deformation(X Axis)  
 Unit: mm  
 Global Coordinate System  
 Time: 1

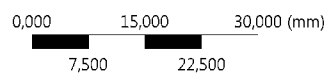
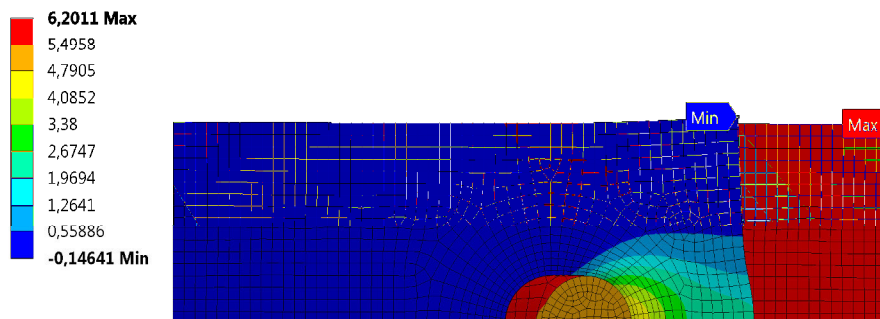


Abb. 3-50: Verformung in x-Richtung - Volumenmodell der außenliegenden Lasche (true scale)

### Plastische Verzerrungen

Bei einem Vergleich der plastischen Verzerrungen ergeben sich ähnliche Ergebnisse. Das Volumenmodell der außenliegenden Lasche ergibt wiederum die größten plastischen Verzerrungen (112%). Das Schalenmodell liefert jedoch größere Ergebnisse als die

Berechnung der innenliegenden Lasche (vgl. Abb. 3-51 bis Abb. 3-53). Des Weiteren lässt sich feststellen, dass die maximalen Vergleichsdehnungen beim Schalenmodell über die Laschendicke konstant sind, was aus der Definition des ebenen Verzerrungszustandes bei der Festlegung des Schalenmodells folgt. Außerdem treten die Maxima der maximalen Vergleichsdehnungen an unterschiedlichen Stellen beim Modell auf. Beim Schalenmodell (Abb. 3-51) tritt das Maximum beim Scheitelpunkt des Kontaktkreises auf und ist über die gesamte Laschendicke konstant. In diesem Bereich tritt der Kontaktdruck auf, wodurch sich die Vergleichsverzerrungen erhöhen. Beim Volumenmodell der innenliegenden Lasche (Abb. 3-52), tritt das Maximum bei einem Winkel von ca. 45° auf, wobei sich dieses Maximum nicht weit von den Werten beim Scheitelpunkt unterscheidet. Das Maximum unter einem Winkel von 45° kann auf einen Scherbruch hindeuten. Beim Volumenmodell der außenliegenden Lasche (Abb. 3-53) tritt das Maximum punktuell beim Scheitelpunkt des Schraubenlochs auf. Dieses punktuelle Maximum am Randbereich der Lasche, in der Scherfuge zum mittleren Blech, resultiert aus der Schiefstellung der Schraube und dem maximalen Kontaktdruck an diesem Punkt.

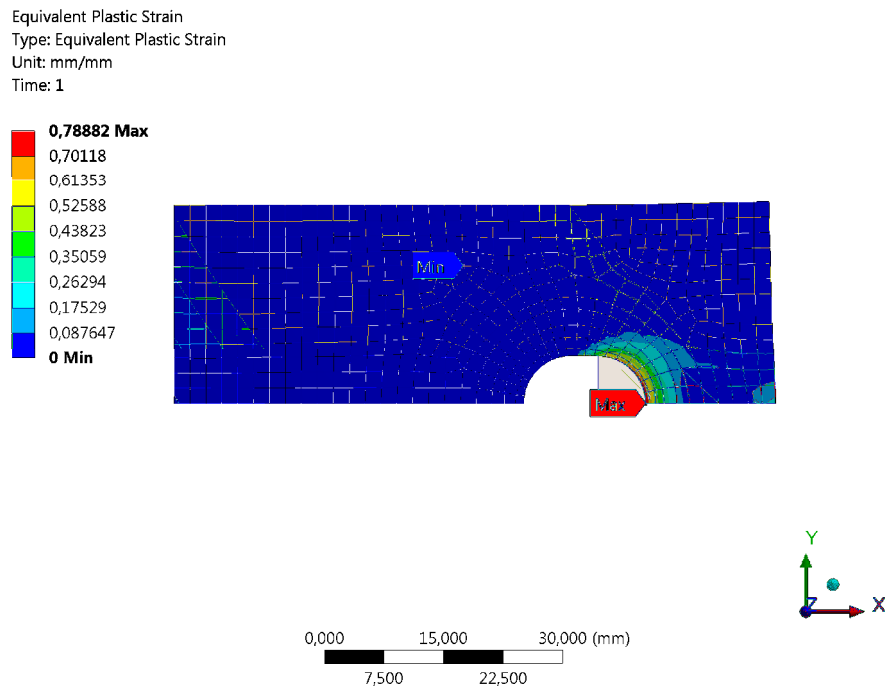


Abb. 3-51: Max. Eq. Pl. Str. - Schalenmodell (true scale)



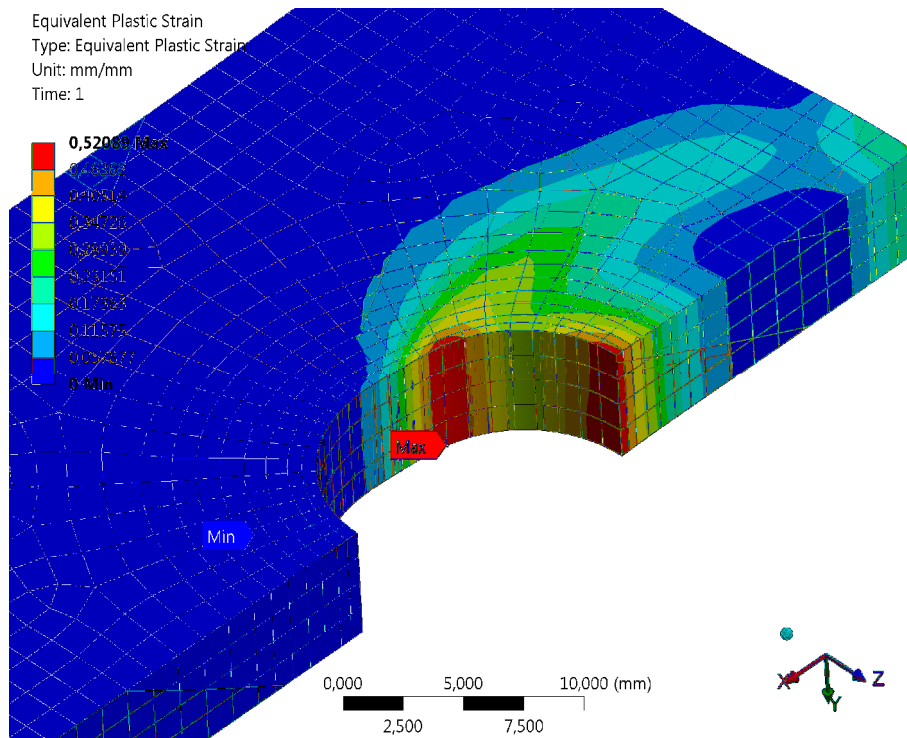


Abb. 3-52: Max. Eq. Pl. Str. Volumenmodell der innenliegenden Lasche (true scale)

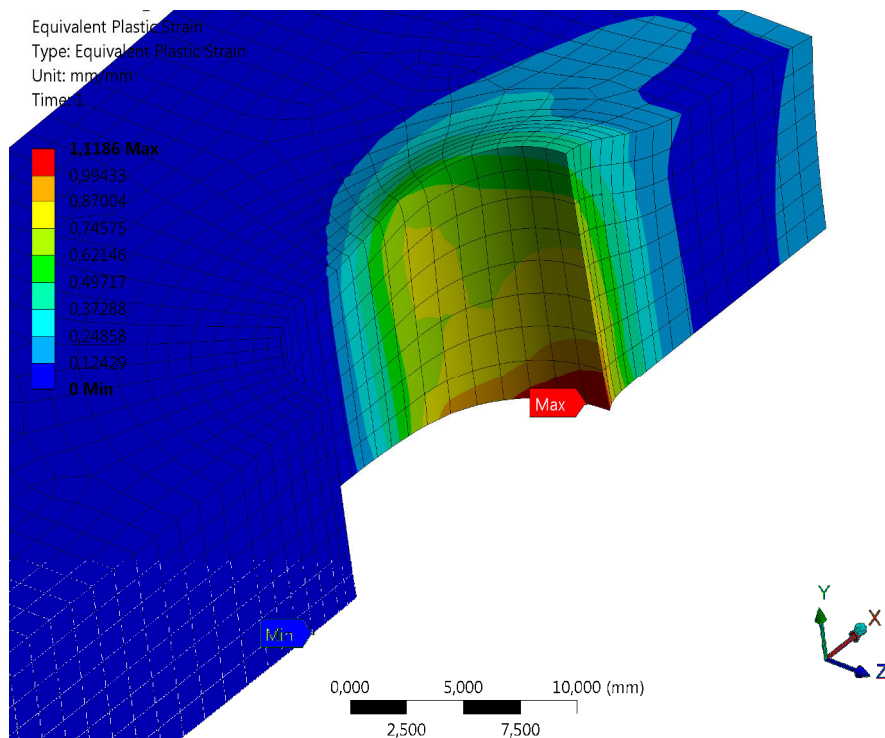


Abb. 3-53: Max. Eq. Pl. Str. - Volumenmodell der außenliegenden Lasche (true scale)

### Lochaufweitung

Eine Berechnung der Lochaufweitung der einzelnen Modelle ergibt, dass die Lochaufweitungen bei der innenliegenden Lasche, sowohl in Laschenmitte als auch am Laschenrand, gleich groß sind. Bei der außenliegenden Lasche sind die Verformungen in der

Gleitfuge größer als bei jenen am Rand. Die Lochaufweitung der innenliegenden Lasche deckt sich in etwa mit den Ergebnissen des Schalenmodells.

Die Definition der Lochaufweitung in der Gleitfuge bzw. am Rand der Lasche ist in der Abb. 3-54 dargestellt. Die Differenz der Verschiebung in x-Richtung der Punkte 1.1 und 1.2 wird als Lochaufweitung am Rand der Lasche festgelegt. Analog bezeichnet die Differenz der Verschiebung des Punktes 2.1 bzw. 2.2 die Lochaufweitung in der Gleitfuge.

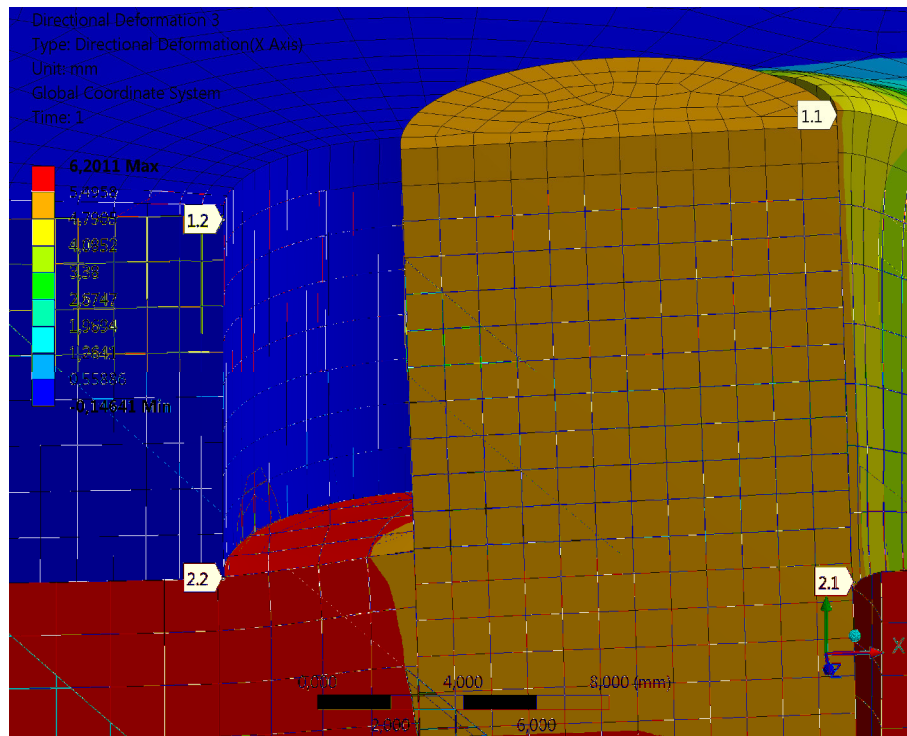


Abb. 3-54: Definition der Lochaufweitungen

Modell	Schalenmodell	Volumenmodell innenliegend	Volumenmodell außenliegend
Maximale Verschiebung in x-Richtung [mm]	3,46	3,90	6,20
Max. Eq. Plastic Strain [mm/mm]	0,79	0,52	1,12
Lochaufweitung in der Gleitfuge [mm]	3,36 <u>28%</u>	3,59 <u>30%</u>	5,28 <u>44%</u>
Lochaufweitung am Rand der Lasche [mm]	3,36 <u>28%</u>	3,61 <u>30%</u>	4,82 <u>40%</u>

Tab. 3-1: Vergleich der Ergebnisse - Vereinfachtes numerisches Modell

### Last-Verschiebungskurve

Vergleicht man die Last-Verschiebungskurven der einzelnen Modelle, ergibt sich, dass sich die Steifigkeiten am Anfang der Berechnung beim Schalenmodell und beim Volumenmodell der innenliegenden Lasche decken. Das Volumenmodell der außenliegenden Lasche hat eine geringere Anfangssteifigkeit, da ein Verformen außerhalb der Laschenebene zulässig ist. Beim Schalenmodell fällt die Steifigkeit bei ca. 25-30 kN ab. Dies tritt bei den Volumenmodellen erst später auf (innenliegend bei ca. 37 kN, außenliegend bei ca. 35 kN). Dafür ist der Abfall der Steifigkeit beim Schalenmodell nicht abrupt, sondern kontinuierlich; das Modell verhält sich duktiler.

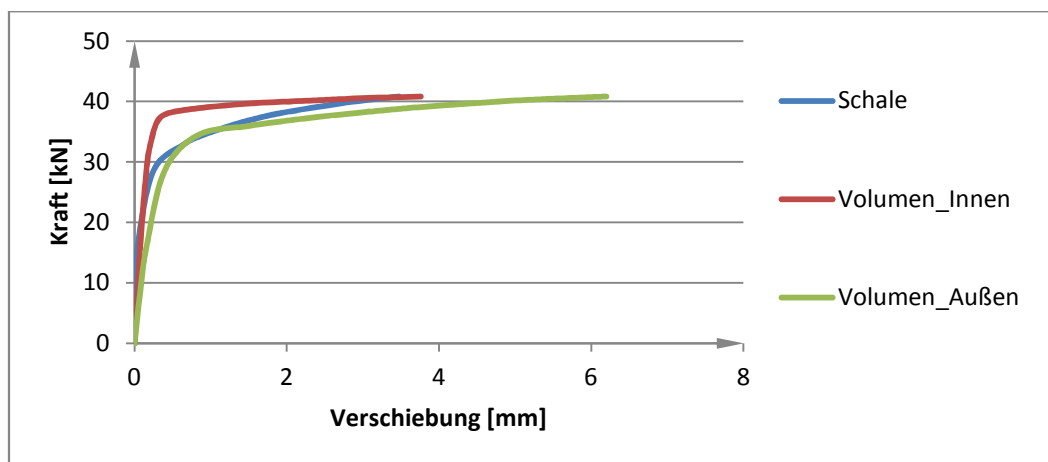


Abb. 3-55: Last-Verschiebungskurven - Vereinfachtes numerisches Modell

### Fazit

Eine Berechnung der Lasche mit einem Schalenmodell liefert die Ergebnisse mit den niedrigsten Werten und ist physikalisch nicht richtig, da die Laschen sich im realen Versuch in Dickenrichtung verformen können. Die Einschnürung der Randbereiche bleibt aufgrund des ebenen Verzerrungszustandes beim Schalenmodell unberücksichtigt. Das Volumenmodell der innenliegenden Lasche liefert im Vergleich zu jenem der außenliegenden Lasche immer die niedrigeren Werte. Aufgrund dieser Tatsache werden die weiteren Berechnungen im Rahmen dieser Arbeit nur das Verhalten außenliegender Laschen untersuchen.

### **3.7. Vergleich bilineares und lineares Materialverhalten**

Bei den folgenden Berechnungen wird untersucht, inwieweit die Ergebnisse einer bilinearen Berechnung der Lasche den Ergebnissen einer multilinearen Berechnung ähneln und ob es möglich ist, die gesamte Analyse mit einem bilinearen Materialverhalten durchzuführen.

Dabei werden zwei Modelle mit der doppelten Normlast (47040 kN unter Berücksichtigung der Symmetrie) belastet um zu analysieren, welches Materialmodell die höhere Traglast in der FEM-Berechnung aufweist.

Die Geometrie und die Eingangsparameter für beide Berechnungen sind gleich. Es wird eine außenliegende Lasche mit der folgenden Geometrie modelliert:

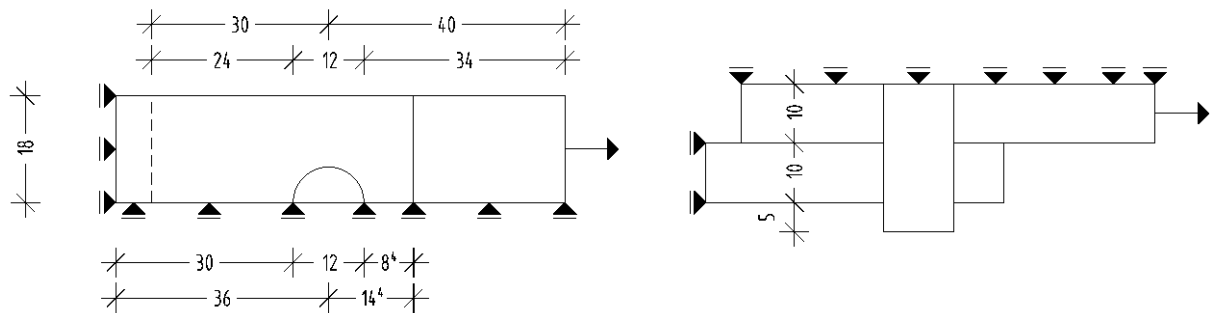


Abb. 3-56: Geometrie (Maße in mm)

Für die Scherfuge zwischen den einzelnen Blechtafeln wird eine Kontaktbedingung des Typs "No Separation" gewählt. Alle anderen Kontakte werden als "reibunglos" angenommen.

Das Meshing erfolgt wiederum bereichsweise unter Berücksichtigung einer feineren Vernetzung im Bereich des Schraubenloches, mit einer Netzgröße von maximal 0,5 mm, bis zu einem Abstand von  $2,0 \cdot d_0$ . Die Schraube wird ebenfalls mit einer maximalen Elementsgröße von 0,5 mm vernetzt. Alle anderen Bereiche verfügen über eine Elementsgröße von 1,5 mm. Es werden wiederum Hexaederelemente mit einem quadratischen Verschiebungsansatz verwendet. Die Definition dieser Partitionierungskreise in der Geometrie bzw. die Vernetzung sind in der Abb. 3-57 und Abb. 3-58 dargestellt.

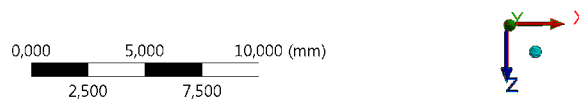
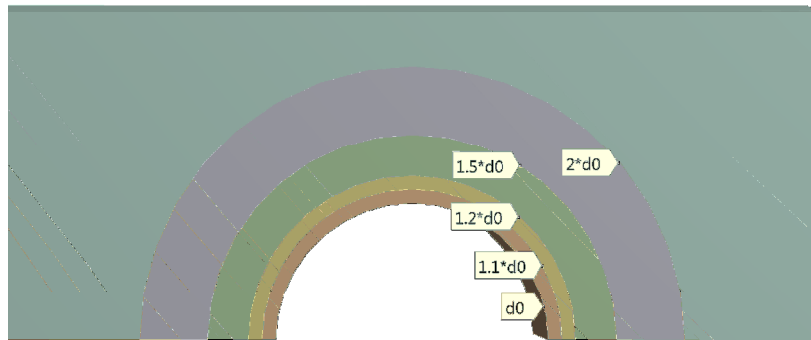


Abb. 3-57: Partitionierungskreise (Durchmesser angegeben)

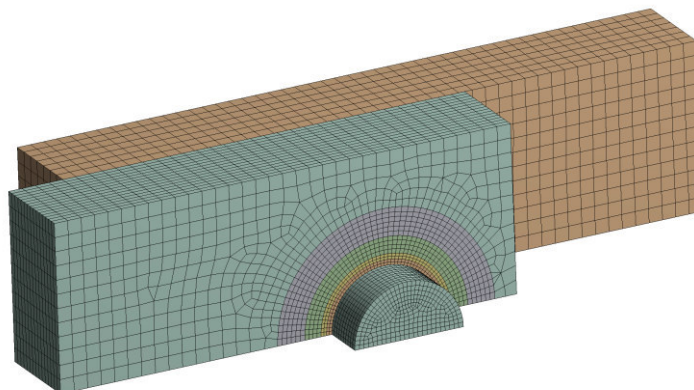


Abb. 3-58: Vergleich bilineares und multilineares Materialverhalten - Mesh

### 3.7.1. [A] Bilineares Materialverhalten

Für das bilineare Materialverhalten wird das Verhalten gemäß 2.2.1.1 mit einem Wiederverfestigungsmodul von 210 MPa verwendet.

Die bilineare Berechnung beendet die Berechnung aus numerischen Gründen beim SubStep 0,48225. Daraus resultiert, dass die aufgebrachte Belastung lediglich 22,685 kN beträgt und somit die gemäß ÖNORM zulässige Grenzkraft von 23,52 kN nicht erreicht werden kann. Eine Begründung für die Beendigung der Berechnung stellen die plastischen Verzerrungen der

betrachteten außenliegenden Lasche dar (vgl. Abb. 3-59). Es kommt zu maximalen plastischen Verzerrungen von 37,3 % im Kontaktbereich zwischen Schraube und Lasche.

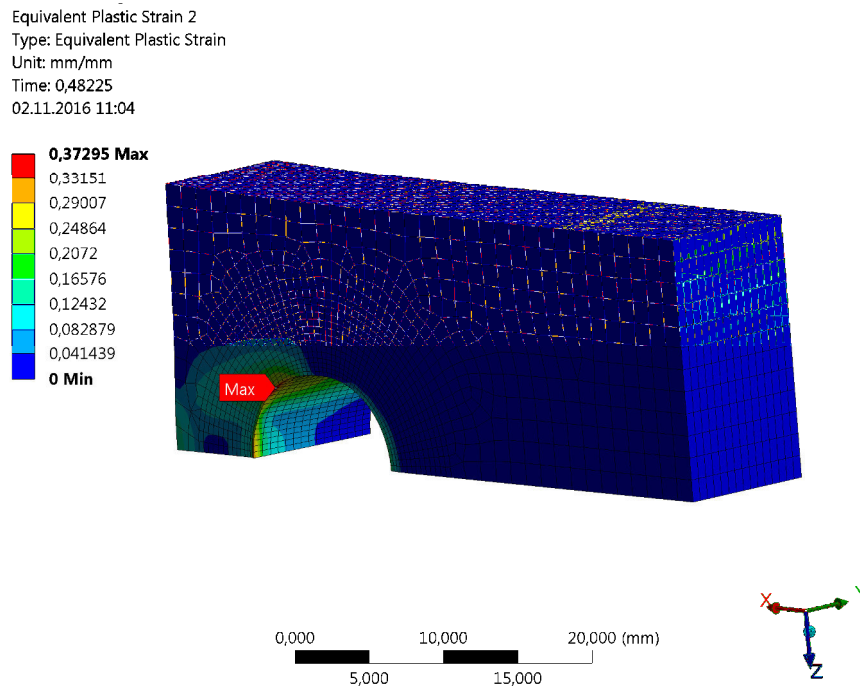


Abb. 3-59: Eq. Plastic Strain - Bilineares Materialverhalten (True Scale)

### 3.7.2. [B] Multilineares Materialverhalten

Bei einer Berechnung mit einem multilinearen Materialverhalten (vgl. Anhang A) kann die Traglast über die, gemäß ÖNORM definierte Versagenslast, gesteigert werden. Die Berechnung wird beim Zeitschritt 0,62871 abgebrochen und erreicht somit eine Traglast von 29,57 kN. Wie auch bei der bilinearen Berechnung, kommt es auch hier zu sehr großen Verzerrungen im Bereich des Kontaktes zwischen Schraube und Lasche. Die plastischen Verzerrungen der außenliegenden Lasche können der Abb. 3-60 entnommen werden. Die Verzerrungen in diesem Bereich erreichen einen Maximalwert von 73,686 %, welche jenseits der Bruchdehnung eines üblichen Baustahls liegen. Die Berechnung wird aufgrund der zu großen Verzerrungen der einzelnen Elemente beendet.

Equivalent Plastic Strain 2  
Type: Equivalent Plastic Strain  
Unit: mm/mm  
Time: 0,62871  
02.11.2016 11:17

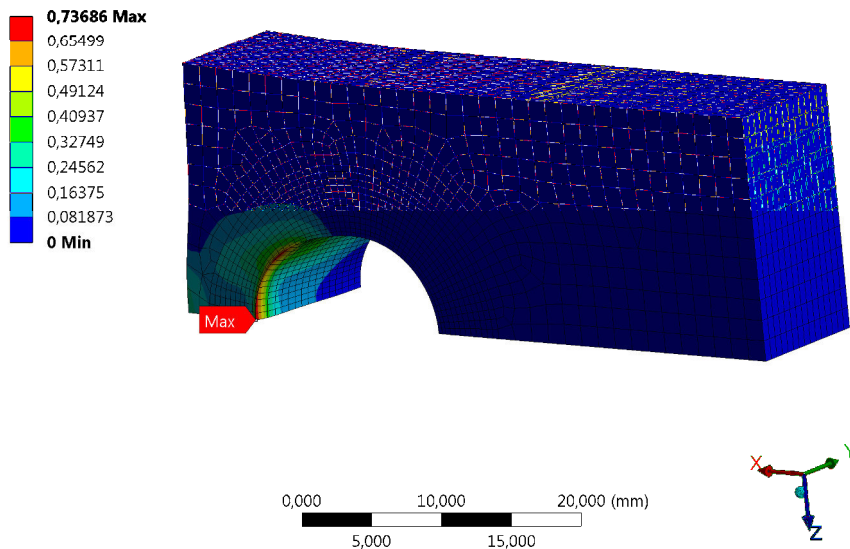


Abb. 3-60: Eq. Plastic Strain - Multilineares Materialverhalten (True Scale)

### 3.7.3. Vergleich Bilinear-Multilinear

Bei einem Vergleich der zwei Materialmodelle ist ersichtlich, dass eine Berechnung mit einem bilinearen Materialverhalten ungünstig ist, da die Traglast gemäß ÖNORM unter Umständen nicht erreicht werden kann. Des Weiteren ist bei einem Vergleich der Last-Verschiebungskurven ein deutlicher Unterschied zwischen den Steifigkeiten der verschiedenen Modelle nach dem Erreichen der Fließspannungen festzustellen. Beim bilinearen Materialmodell fällt die Steifigkeit rasant ab, wohingegen bei der multiliniaren Modellierung eine Laststeigerung möglich ist. Die Steifigkeit fällt bei beiden Modellen bei ca. 18 kN ab, jedoch kann im Falle einer multiliniaren Modellierung eine Steigerung von ca. 12 kN erreicht werden. Im Vergleich dazu kommt es beim bilinearen Verhalten nur zu einer Laststeigerung von 4 kN. Die Last-Verschiebungskurven sind in der Abb. 3-61 dargestellt.

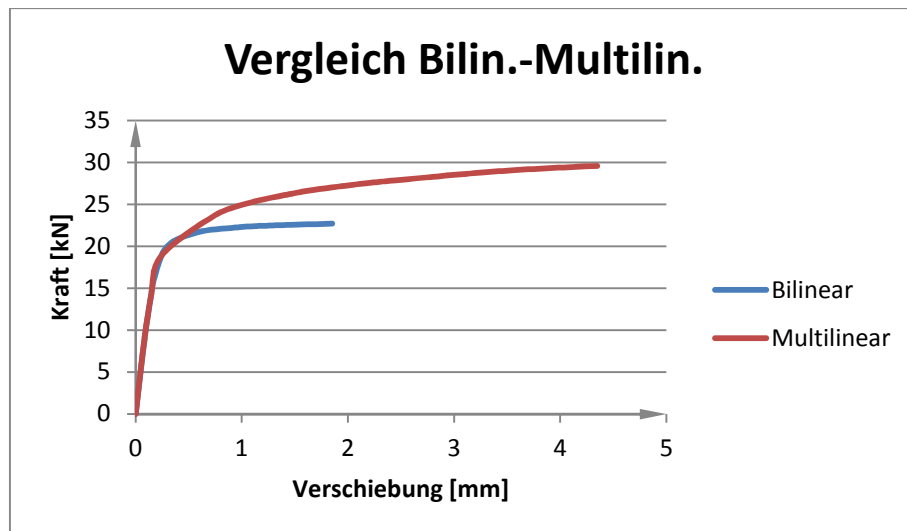


Abb. 3-61: Lastverschiebungskurven - Vergleich Bilinear - Multilinear

### 3.8. Ergebnisse

- a. Um das tatsächliche Verhalten einer Lochleibungsverbindung darstellen zu können, ist es notwendig das Material der Laschen als multilineares Materialverhalten abzubilden. Mit einem bilinearen Materialverhalten kann die zusätzliche Tragfähigkeit und die Steifigkeit der Verbindung nach dem Erreichen der Fließgrenze nicht dargestellt werden.
- b. Die Schraube wird mit einem bilinearen Materialgesetz angenähert. Somit kann mit dem Modell ebenfalls die Wirkung der Scherkraft im Schraubenschaft dargestellt werden. Des Weiteren sorgt es für ein realitätsnäheres Verhalten und eine bessere Ermittlung der tatsächlichen Verformungsfigur.
- c. Die Geometrie wird realitätsnah angenähert, d.h. der Schraubenkopf wird als Zylinderkopf mit einem Durchmesser, der sich aus dem Mittelwert des Eckenmaßes  $e$  und der Schlüsselweite  $s$  ergibt, angenähert. Die Kopfhöhe der Schraube wird beibehalten. Das Lochspiel wird aus Gründen der FE-Berechnung (leichtere Konvergenz am Anfang) nicht berücksichtigt. Auf eine Berücksichtigung der Beilagscheibe wird verzichtet. Die mittlere Lasche wird doppelt so dick modelliert wie die außenliegenden Laschen. Damit kann erzielt werden, dass in der äußeren Lasche immer die größeren Spannungen, Verzerrungen und dergleichen auftreten.
- d. Die Fuge zwischen den einzelnen Laschen kann sowohl als "Frictionless"-Verbindung als auch als "No Separation"-Verbindung modelliert werden. Die Modellierung mit einer "Frictionless"-Kontaktbedingung hat jedoch zur Folge, dass die Lasche abheben kann und somit die Rechenzeiten zunehmen. Aus Gründen der Rechenzeit wird die Verbindung als "No Separation"-Verbindung angenähert.



- e. Die Kontaktflächen zwischen der Schraube und den einzelnen Laschen werden als "Frictionless" modelliert, da eine "Bonded"-Bedingung nur geringe Vorteile hat, beispielsweise geringere Rechenzeiten, jedoch die Schiefstellung der Schraube im mittleren Schraubenblech vollkommen vernachlässigt. Für den Übergang zwischen dem Schraubenkopf und der außenliegenden Lasche wird ebenfalls eine "Frictionless"-Bedingung gewählt, da es mit einer "No Separation"-Bedingung zu einer Behinderung der Querspannungen kommen würde.
- f. Für die einzelnen Berechnungsschritte und in weiterer Folge die einzelnen Lastinkremente, wird vorgegeben, dass die Größen der Schritte vom Programm selbst bestimmt werden. Betrachtet man den "Solver Output" einiger Berechnungen, ergibt sich die Anzahl der SubSteps minimal zu 5, maximal zu 1000.
- g. Die Vernetzung erfolgt bereichsweise mit unterschiedlichen Netzgrößen. Der Bereich um das Schraubenloch wird aus Gründen der späteren Auswertung unterteilt und genauer vernetzt. Die Unterteilungen können der Abb. 3-62 entnommen werden.

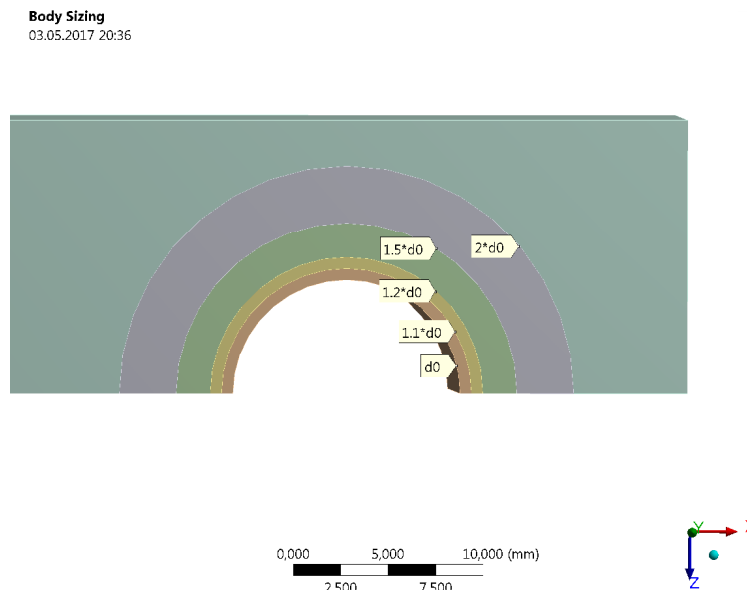


Abb. 3-62: Vernetzungspartitionierung

- h. Für die Zuordnung der Contact bzw. Target-Seite der Kontaktbedingungen werden folgende Regelungen (gemäß [13]) befolgt:
  - i. Die Contact-Seite verfügt über die kleinere Elementsgröße.
  - ii. Konvexe Bauteile werden als "Contact", konkave Bauteile als "Target" definiert.

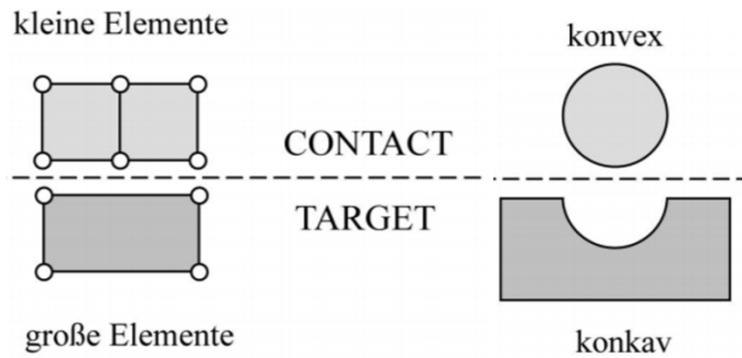


Abb. 3-63: Hinweise zur Kontaktmodellierung[13]

### 3.8.1. Validierung der Vereinfachungen

Zur Überprüfung der Konformität der Berechnung mit den durchgeführten Vereinfachungen werden die im Rahmen des Kapitels "Aufbau und Validierung des numerischen Modells" berechneten Parameterkonfigurationen der Versuche nochmals berechnet und die Abweichung der Ergebnisse analysiert. Die Auswertung erfolgt dabei nur anhand eines Vergleichs der Last-Verschiebungskurve der vereinfachten Modellierung, der genauen Modellierung und des Versuches.

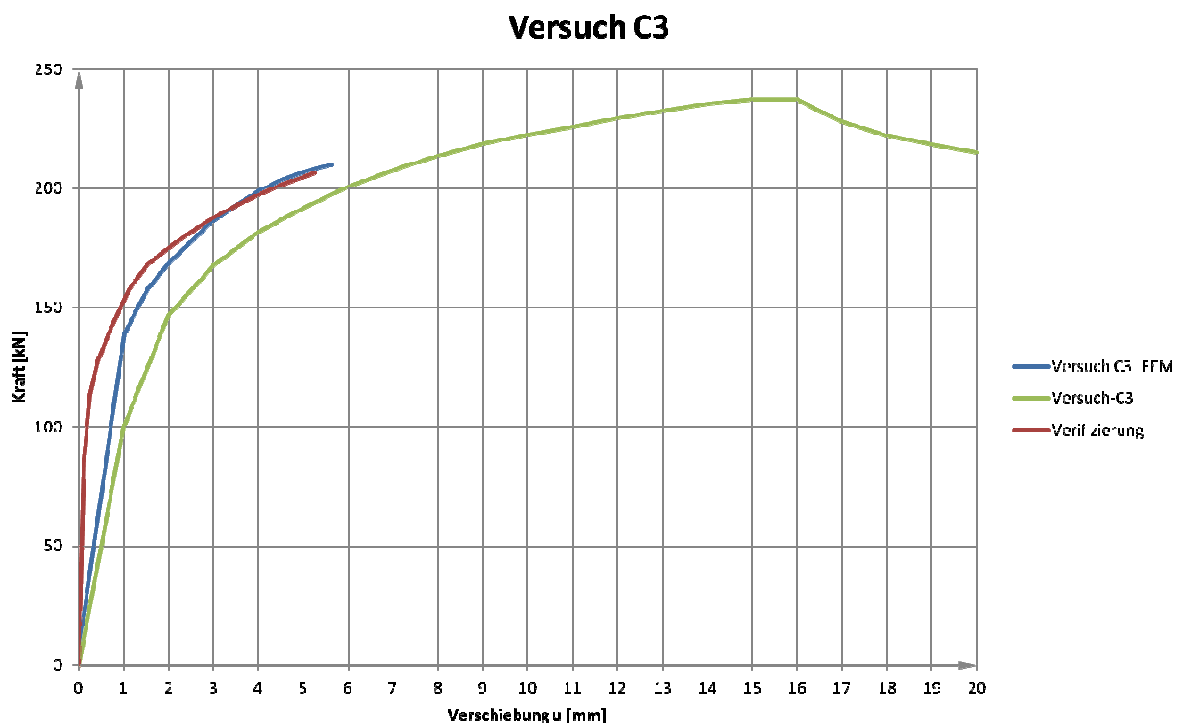


Abb. 3-64: Kraft-Weg Diagramme Versuch C3 (grün - Versuch, blau - genaues Modell, rot - Verifizierung)

Aus der Abb. 3-64 ist ersichtlich, dass die getroffenen Vereinfachungen bei der Berechnung des Versuches C3 nur einen geringen Einfluss haben. Die maximale Belastung am Ende der FE-Berechnung fällt von ca. 210 kN auf 207 kN ab. Auch bei der Vereinfachung ist es nicht möglich den kompletten Last-Verschiebungspfad des Versuches nachzufahren. Analog zum genauen Modell werden die Verzerrungen am Lochrand zu groß, weshalb keine Konvergenz mehr erreicht werden kann.

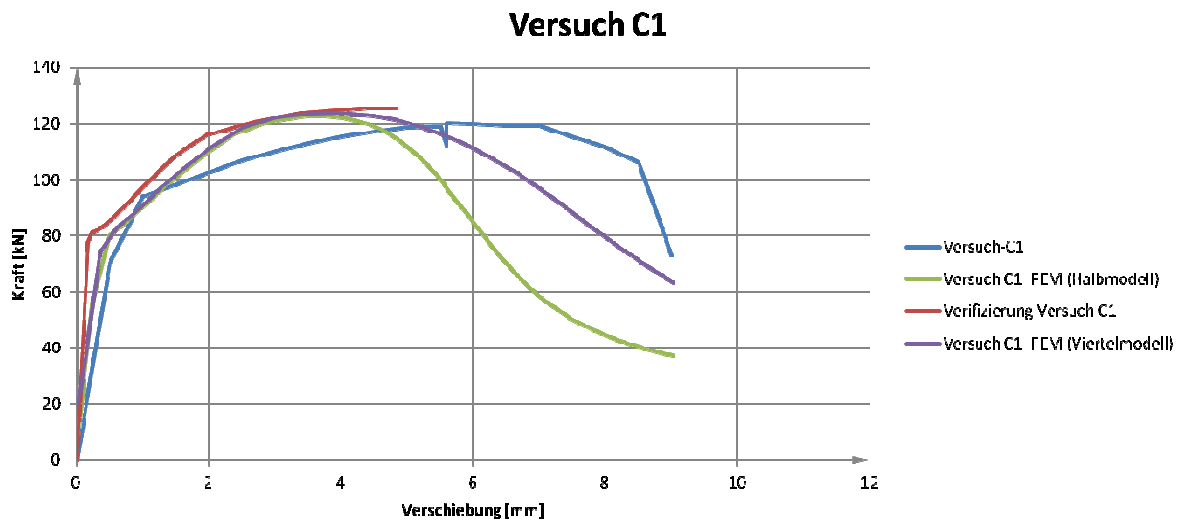


Abb. 3-65: Kraft-Weg Diagramme Versuch C1 (grün - Versuch, blau -genaues Modell, rot - Verifizierung)

Aus der Abb. 3-65 ist ersichtlich, dass sich die Last-Verschiebungskurve mit den getroffenen Vereinfachungen der Kurve des Versuches besser annähert. Das resultiert aus der Vernetzung, da diese nun aufgrund des Viertelmodells absolut symmetrisch erfolgt und eine Rotation des Bleches nicht mehr möglich ist. Die maximale Belastung von 125,52 kN übersteigt die im Versuch aufgebrauchte maximale Kraft von 120,2 kN.

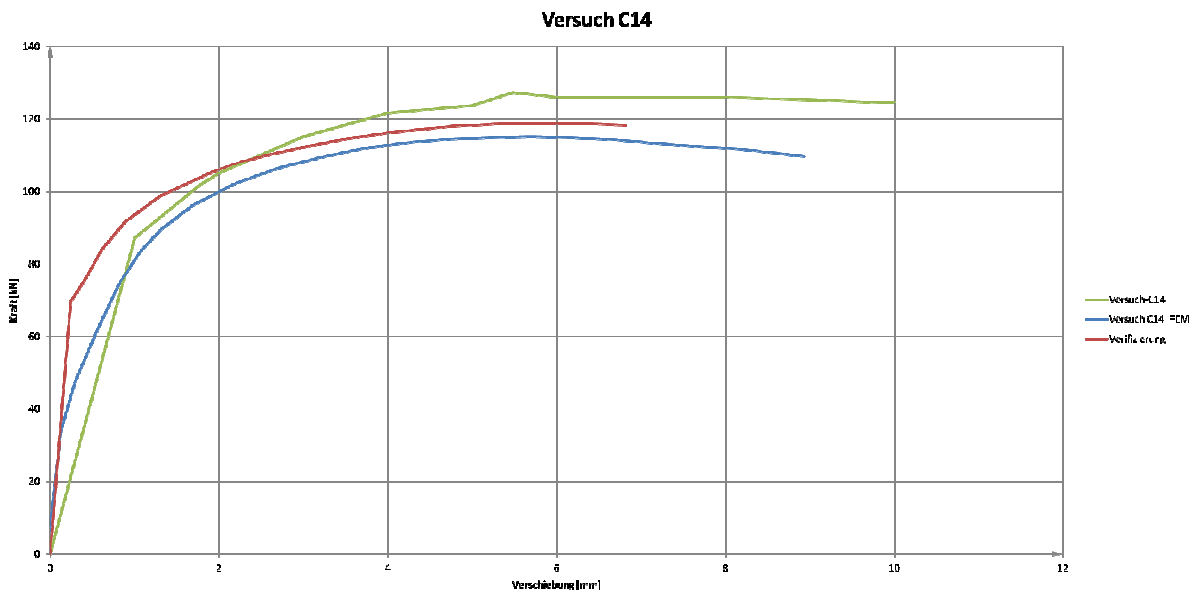


Abb. 3-66: Kraft-Weg Diagramme Versuch C14 (grün - Versuch, blau -genaues Modell, rot - Verifizierung)

Beim Versuch C14 (vgl. Abb. 3-66) verhält sich das vereinfachte Modell am Anfang steifer als beim Versuch bzw. beim genauen Modell. Am Ende der Berechnung befindet sich die Last-Verschiebungskurve zwischen denen des Versuches bzw. des genauen Modells. Die maximale Belastung von 118,8 kN weicht ca. 7% von der im Versuch erreichten Traglast von 127,3 kN ab.

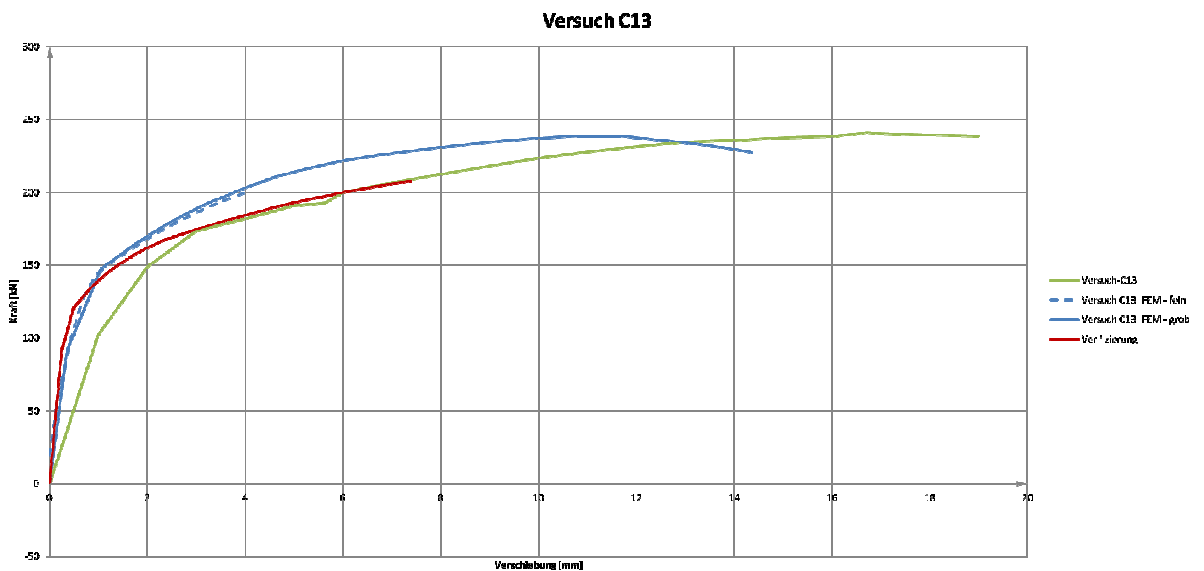


Abb. 3-67: Kraft-Weg Diagramme Versuch C3 (grün - Versuch, blau -genaues Modell, rot - Verifizierung)

Beim Versuch C13 deckt sich die Last-Verschiebungskurve des vereinfachten Modells nach Erreichen einer Verschiebung von 3 mm mit der aus dem Versuch ermittelten Last-Verformungskurve. Die Behinderung der abhebenden Wirkung hat einen positiven Effekt auf den Verlauf der Last-Verschiebungskurve.

## 4. Parameterstudie

### 4.1. Allgemeines

#### 4.1.1. Parameter

Für die Durchführung der Parameterstudie werden unterschiedliche Geometrien und Materialien verwendet. Hinsichtlich der Materialien kommt es zu einer Analyse der Stahlgüten S235 und S355, bzw. der Schraubenfestigkeitsklassen 8.8 und 10.9. Geometrische Einflussfaktoren ergeben sich aus Randabständen, Blechdicken und Schraubendurchmessern. Es ergeben sich folgende ausgewählte Parameter:

- |                                 |   |
|---------------------------------|---|
| a. Stahlgüten:                  | S235, S355  |
| b. Schraubenfestigkeitsklassen: | 8.8, 10.9   |
| c. Blechdicken:                 | 10 mm, 15 mm, 20 mm   |
| d. Schraubentyp:                | M12, M16, M20, M22, M24, M27, M30, M36                                |
| e. Randabstand $e_1$ :          | $1.2 \cdot d_0$ , $1.5 \cdot d_0$ , $2.0 \cdot d_0$ , $3.0 \cdot d_0$ |
| f. Randabstand $e_2$ :          | $1.2 \cdot d_0$ , $1.5 \cdot d_0$ , $2.0 \cdot d_0$ , $3.0 \cdot d_0$ |

Damit ergeben sich 1538 unterschiedliche Verbindungen, bei denen zunächst untersucht wird, welcher Versagensmodus maßgebend ist. Dazu werden die Nachweise gemäß ÖNORM EN 1993-1-8, ohne Berücksichtigung des Teilsicherheitsbeiwertes  $\gamma_{M2}$ , geführt (Bemessung mit charakteristischen Werten). Die Berechnung der Nachweise der Tragfähigkeiten auf charakteristischem Niveau ist notwendig um den Vergleich mit dem FE-Modell durchführen zu können (Aufbau mit charakteristischen Festigkeiten). In einem weiteren Schritt werden die Parameterkonfigurationen, bei denen der Versagensmodus "Lochleibung" bzw. "Nettoquerschnittsversagen" maßgebend ist, herausgefiltert. Es ergeben sich in Summe 912 Konfigurationen, in denen der Lochleibungswiderstand geringer ist als die Grenzabscherkraft. Eine Berechnung aller Konfigurationen ist im Rahmen der Arbeit nicht möglich, da eine Berechnungsdauer von durchschnittlich 30 min zu einer Gesamtrechendauer von 456 Stunden führt. Dementsprechend werden die Parameter reduziert und folgende Annahmen getroffen:

- I. Der Baustahl S355 ist weiter verbreitet, somit wird nur dieser berücksichtigt.
- II. Die Blechdicke 15 mm entfällt.
- III. Bei den Schrauben werden die Typen M12, M20 und M30 ausgewählt. Diese ausgewählten Durchmesser sollen eine gewisse Bandbreite abdecken.

In einem ersten Schritt werden nur die Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 analysiert, da eine höhere Festigkeit zur Folge hat, dass es häufiger zum Versagensmodus "Lochleibung" kommt.

Damit ergeben sich 46 Berechnungen mit einem Baustahl der Güte S355 und einer Blechdicke von 10 bzw. 20 mm. Die vollständige Liste der berechneten Parameterkonfigurationen kann dem Anhang A entnommen werden.

#### 4.1.2. Lastniveaus

Die Berechnung der einzelnen Konfigurationen erfolgt kraftgesteuert, somit können die einzelnen benötigten Lastniveaus gemäß Abb. 4-1 genauer ermittelt werden. Für jede Laststufe wird ein "TimeStep" verwendet.

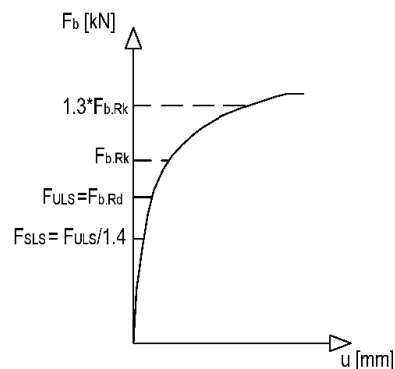


Abb. 4-1: Lastniveaus

Grundlage für die Berechnung der einzelnen Lastniveaus stellt die charakteristische Traglast der Lochleibungsfestigkeit dar.

Gemäß ÖNORM EN 1993-1-5 C.9(1) soll der ermittelte Lasterhöhungsfaktor  $\alpha_u$  ausreichend zuverlässig sein. Der Lasterhöhungsfaktor  $\alpha_u$  wird gemäß C.9(3) anhand der folgenden Formel ermittelt:

$$\alpha_u = \alpha_1 \cdot \alpha_2$$

Dabei berücksichtigt der Faktor  $\alpha_1$  die Modellunsicherheiten bei der FEM-Modellierung und sollte mittels Versuche ermittelt werden. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Faktor  $\alpha_1$  mit 1,0 festgelegt, da das Modell anhand einer Reihe von Versuchen validiert wurde.

Der Faktor  $\alpha_2$  dient zur Abdeckung von materiellen und lastspezifischen Ungenauigkeiten. Gemäß C.9 (2)2. darf dieser Faktor, wenn materielles Versagen zu erwarten ist, als  $\gamma_{M2}$  (mit  $\gamma_{M2} = 1,25$ ) angesetzt werden.

Daraus resultiert in weiterer Folge:

$$F_{Rd} = \frac{F_{Rk}}{\alpha_u} = \frac{F_{Rk}}{\alpha_1 \cdot \alpha_2} = \frac{F_{Rk}}{1,25}$$

Die Lochleibungsfestigkeit ergibt sich gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 zu:

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}}$$

Unter Berücksichtigung, dass  $\gamma_{M2} = 1,25$  ist, ergibt ein Gleichsetzen von  $F_{b,Rd}$  und  $F_{Rd}$ :

$$F_{Rk} = k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t$$

Der Faktor 1,4 zur Umrechnung der Traglast für den ULS-Nachweis auf die Traglast für den SLS-Nachweis resultiert aus einem Vergleich der Teilsicherheitsbeiwerte  $\gamma_G = 1,35$  und  $\gamma_G = 1,50$ .

Der höchste Lastschritt mit  $1,30 \cdot F_{Rk}$  soll eine mögliche Überfestigkeit des Stahls berücksichtigen.

#### 4.1.3. Netzstudie

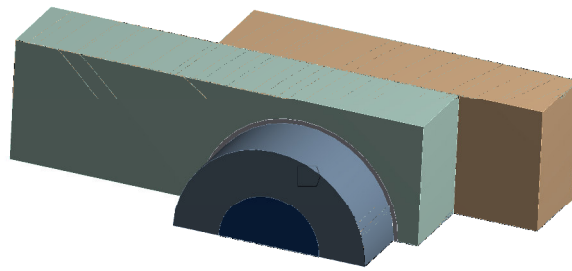
Mit einer ersten Berechnung am Modell PS01 wird der Einfluss einer Modifizierung des Netzes analysiert. Dabei werden drei verschiedene Netzgrößen (fein, mittel, grob) untersucht und die Ergebnisse der einzelnen Berechnungen miteinander verglichen. Hinsichtlich der Festlegung der einzelnen Netzgrößen gelten folgende Bestimmungen in Zusammenhang mit Abb. 4-2 bis Abb. 4-5:

Bereich	Fein	Mittel	Grob
[A]... Schraubenschaft	0,4 mm	1 mm	2 mm
[B]...Randbereich Schraubenloch	0,3 mm	0,5 mm	0,8 mm
[C]... Restliche Bereiche	1,5 mm	2 mm	3,5 mm
[D]... Face Sizing Schraubenschaft	0,4 mm	0,5 mm	0,6 mm
Anzahl der Elemente	73076	16675	4582

Tab. 4-1: Netzgrößenstudie

Schraubenschaft  
09.11.2016 10:02

Schraubenschaft



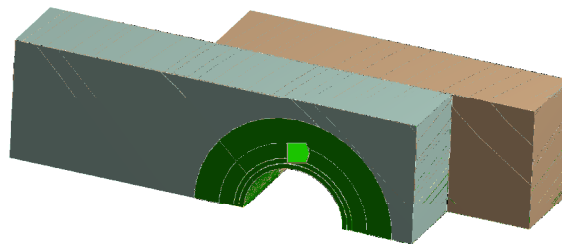
0,000 10,000 20,000 (mm)  
5,000 15,000



Abb. 4-2: Vernetzungsbereich A - Body Sizing Schraubenschaft

Verfeinerung Schraubenloch  
09.11.2016 10:03

Verfeinerung Schraubenloch



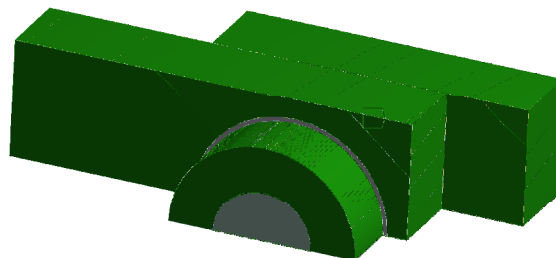
0,000 10,000 20,000 (mm)  
5,000 15,000



Abb. 4-3: Vernetzungsbereich B - Body Sizing Randbereich Schraubenloch

Restliche Bereiche  
09.11.2016 10:03

Restliche Bereiche



0,000 10,000 20,000 (mm)  
5,000 15,000



Abb. 4-4: Vernetzungsbereich C- Body Sizing Laschen und Schraubenkopf



Face Sizing  
09.11.2016 10:05  
Face Sizing

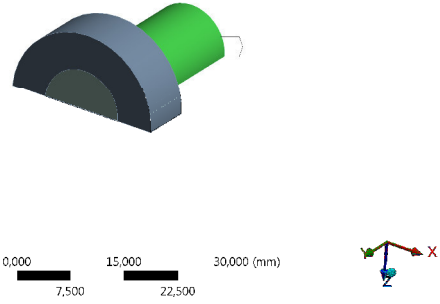


Abb. 4-5: Vernetzungsbereich D - Face Sizing Schraubenschaft

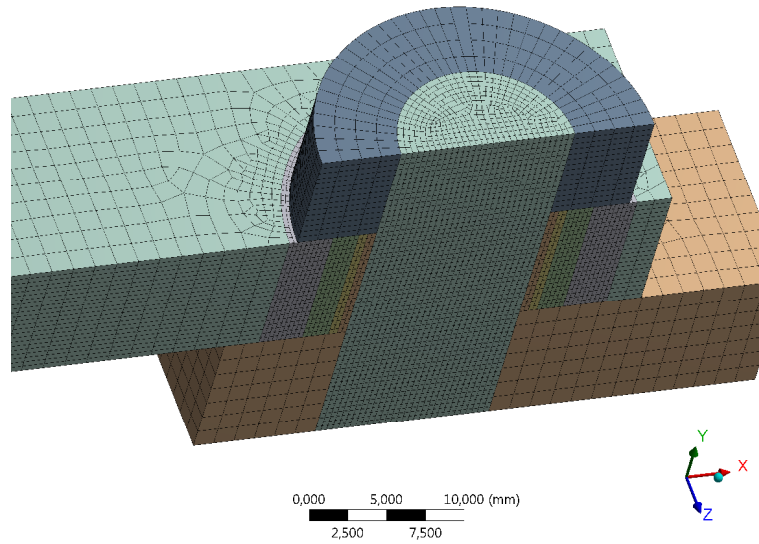


Abb. 4-6: Feine Vernetzung

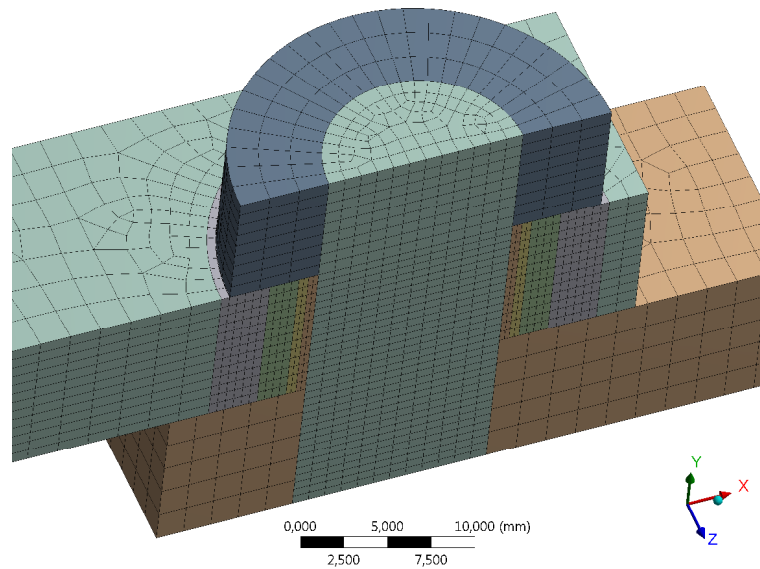


Abb. 4-7: mittelgrobe Vernetzung

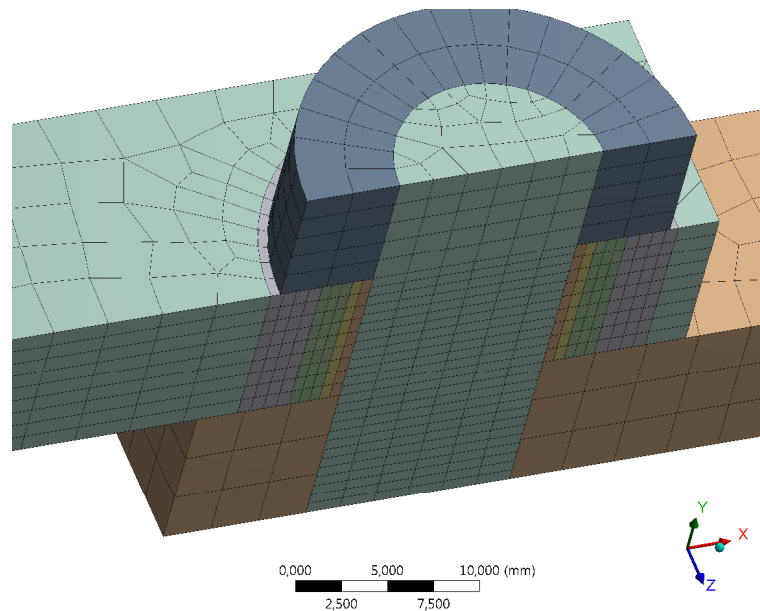


Abb. 4-8: grobe Vernetzung

- Lochaufweitung unter  $F_{b,Rd}$

Zum Vergleich der Berechnungen der unterschiedlichen Netzgrößen wird die maximale horizontale Lochaufweitung unter der charakteristischen Belastung ausgewertet. Dazu werden die Verschiebungen der zwei Scheitelpunkte ausgewertet und anschließend subtrahiert.

Lochaufweitung		
Fein	0,06910	[mm]
Mittel	0,06770	[mm]
Grob	0,06818	[mm]

Tab. 4-2: Max. horizontale Lochaufweitung

Hinsichtlich der Größe der Verformungen ist zu erkennen, dass sich bei allen Vernetzungsvarianten eine ähnlich große Lochaufweitung einstellt. Es kommt bei einem Vergleich zwischen dem feinen und dem mittelfeinen Netz zu Abweichungen in der Größenordnung von 2%.

- Max. totale Verzerrung unter  $F_{b,Rd}$

Die maximalen totalen Verzerrungen werden an unterschiedlichen Rundschnitten um das Schraubenloch ausgewertet. Hierzu wird die Geometrie unterteilt, damit die Verzerrungen entlang eines Pfades ausgewertet werden können. Die Unterteilungen erfolgen in einem Abstand von  $0.1 \cdot d_0$ ,  $0.2 \cdot d_0$ ,  $0.5 \cdot d_0$ ,  $1.0 \cdot d_0$ . Zusätzlich werden die Ergebnisse direkt am Lochrand ausgewertet. Die Darstellung dieser Pfade kann der Abb. 4-9 entnommen werden. Das Pfadende befindet sich dabei immer am druckbeanspruchten Rand. Die Pfade werden sowohl in der Gleitfuge zwischen der mittleren und der außenliegenden Lasche, als auch zwischen der Lasche und dem Schraubenkopf ausgewertet.

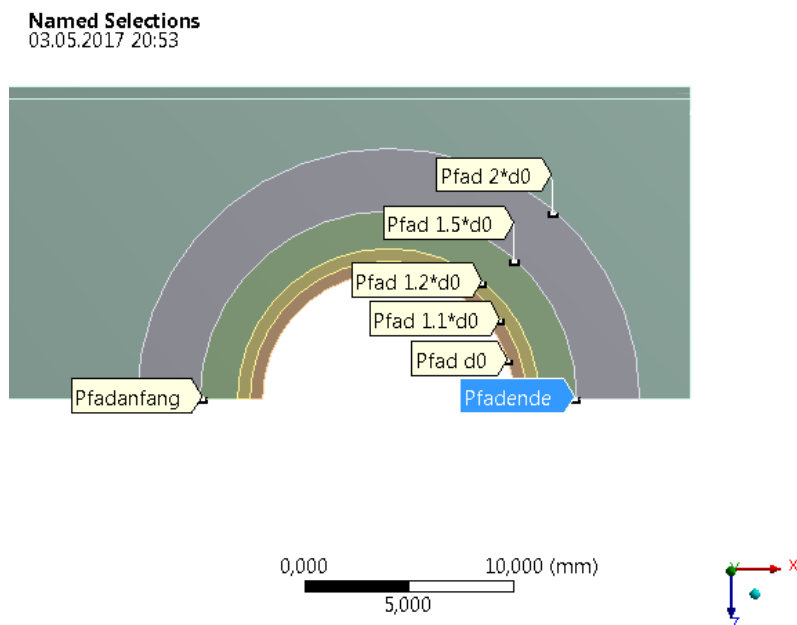


Abb. 4-9: Pfadenteilung

I. Pfad  $d_0$  (Lochrand)

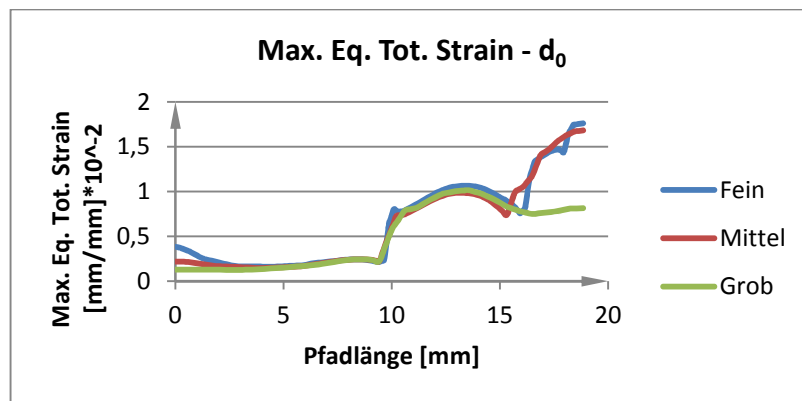


Abb. 4-10: Max. Eq. Tot. Strain -  $d_0$

Bei einem Vergleich der maximalen totalen Verzerrungen direkt am Lochrand stimmen die Ergebnisse der feinen Vernetzung sehr gut mit denen der mittleren Vernetzungsgröße zusammen. Aufgrund der größeren Anzahl der Elemente (und somit Punkte) an denen die Verzerrungen ausgewertet werden, ist die Kurve vom feinen Netz zackiger und stellt die Ergebnisse genauer dar. Beim groben Netz hingegen wird die maximale Verzerrung am Ende des Auswertungspfades nicht berücksichtigt, was einen Nachteil gegenüber den anderen Netzen darstellt. Zwar handelt es sich bei dem Endpunkt um eine Singularität (vergleiche Verzerrungen bei  $1.1 \cdot d_0$ ), jedoch sollte eine Betrachtung und eine Darstellung der auftretenden plastischen Verzerrungen möglich sein.

II. Pfad  $1.1 \cdot d_0$

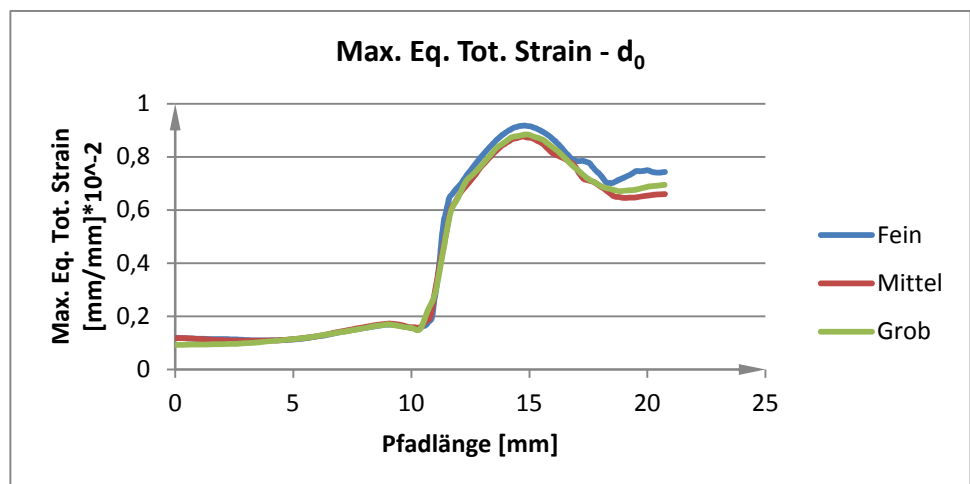


Abb. 4-11: Max. Eq. Tot. Strain -  $d_0$

Werden die Ergebnisse in einem Abstand von  $0.1 \cdot d_0$  zum Rand ausgewertet, nähern sich alle Verläufe der Max. Eq. Tot. Strain an. Hierbei handelt es sich um ein logisches Verhalten, da die Singularitätsstelle nach einigen Elementen verschwinden soll. Im vorliegenden Fall werden bei allen Vernetzungsdichten zwei Elemente über die Breite des Ringes (zwischen  $d_0$  und  $1.1 \cdot d_0$ ) angeordnet.

### III. Gesamtflasche

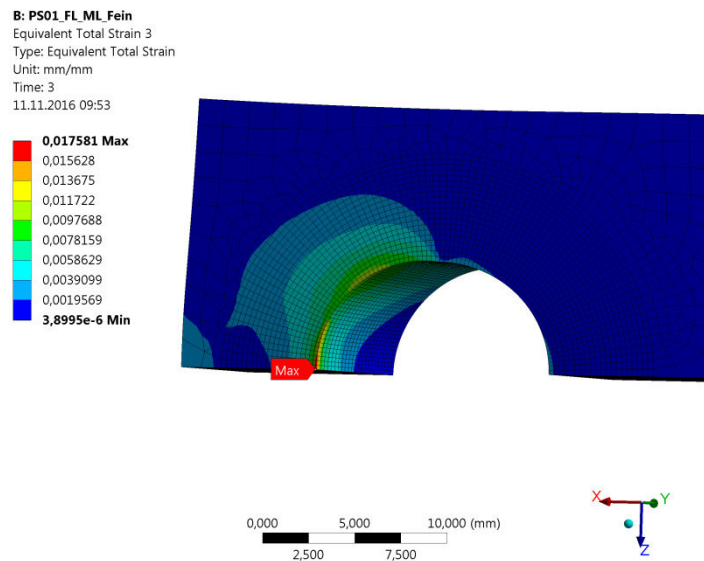


Abb. 4-12: Feine Vernetzung - Eq. Total Strain

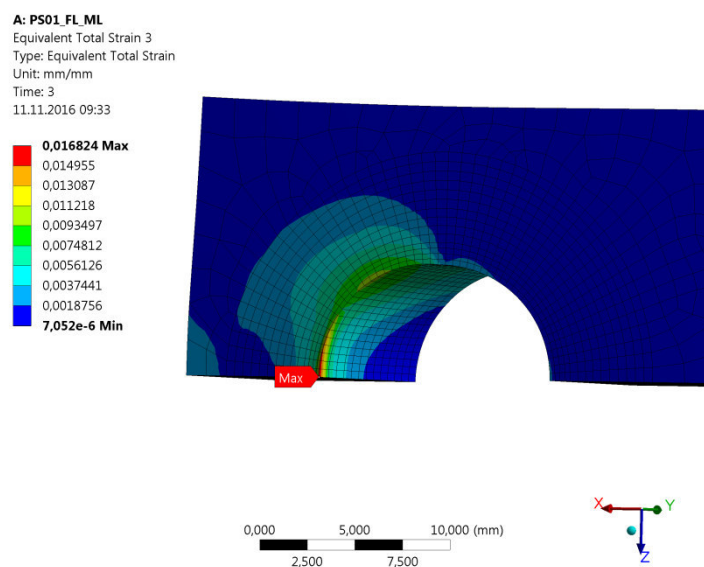


Abb. 4-13: Mittelgrobe Vernetzung - Eq. Total Strain

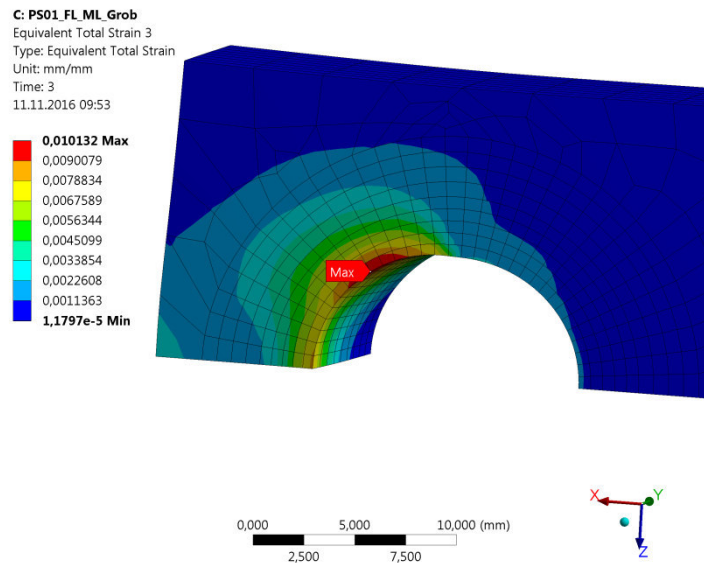


Abb. 4-14: Grobe Vernetzung - Eq. Total Strain

Wie aus den Abbildungen Abb. 4-12, Abb. 4-13 und Abb. 4-14 ersichtlich ist, stellt sich im Allgemeinen eine ähnliche Verteilung der maximalen totalen Verzerrungen ein. Lediglich bei der feinen und mittelgroben Vernetzung kommt es zu einer Singularitätsstelle im Kontaktbereich zwischen der Lasche und dem Schraubenschaft, welche aus dem punktuellen Kontakt aufgrund der Schiefstellung resultiert.

- Rechenzeiten

Die unterschiedlichen Genauigkeiten und Feinheiten der Netzeinstellungen haben einen großen Einfluss auf die Rechendauer der einzelnen Modelle, da es aufgrund der Knoten und Elemente zu größeren Matrizen kommt. Für das vorliegende Modell (PS01) resultieren dabei folgende Rechenzeiten:

Netz	Rechendauer
Fein	16 min 4 s
Mittel	3 m 51 s
Grob	1 m 36 s

Tab. 4-3: Vergleich der Rechenzeiten

Die Rechendauer von maximal 16 Minuten unterschreitet im vorliegenden Fall die unter 4.1.1 angeführten 30 Minuten, was auf die kleine Geometrie zurückgeführt werden kann. Bei größeren Geometrien steigt die Anzahl der Elemente drastisch an.

Insbesondere bei den Kontaktbedingungen kommt es dadurch zu längeren Berechnungszeiten.

- Ergebnis

Aus einem Vergleich der Netzstudien, basierend auf der mittleren Netzgröße, resultiert, dass eine Verfeinerung des Netzes einen nur geringen Einfluss auf die Genauigkeit der Ergebnisse hat, gleichzeitig aber die Rechenzeit vervierfacht. Ein größeres Netz führt zwar zu einer Reduktion der Rechendauer auf die Hälfte, ist jedoch nicht in der Lage etwaige Singularitäten abzubilden. Dementsprechend wird beschlossen, das mittelgrobe Netz für die Parameterstudie zu verwenden.

## 4.2. Auswertung

Für die verschiedenen Berechnungsmodelle sollen Grenzwerte ermittelt werden, anhand derer geprüft werden kann, ob eine Schraubenverbindung den Lochleibungsnachweis gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 erfüllt.

### 4.2.1. Kraft-Verformungs-Diagramme

#### 4.2.1.1. Kraft-Weg-Diagramme

Eine Auswertung der angreifenden Kraft und der auftretenden Verschiebung der einzelnen Parameterkonfigurationen ergibt die Kraft-Weg-Diagramme, wie sie auch bei einem physikalischen Versuch ausgewertet werden. Mithilfe dieser Diagramme soll dargestellt werden, in welchem Bereich des Kraft-Weg-Diagrammes sich die gemäß EN 1993-1-8 zulässige Last befindet. Dabei werden einerseits die charakteristischen Werte der Lochleibungstragfähigkeit, andererseits, die um den Faktor  $\gamma_{M2}$  reduzierte Last, d.h. die Designlast, dargestellt. Alle Kraft-Wegdiagramme der untersuchten Parameterkonfigurationen sind in der Abb. 4-15 dargestellt. Dabei ist deutlich erkennbar, dass sich alle Parameterkonfigurationen zunächst sehr steif verhalten, wobei alle Verbindungen ungefähr die gleiche Anfangssteifigkeit haben. Des Weiteren ist feststellbar, dass es zu sehr großen Verformungen kommt, die auch bei den Versuchen [4] vorhanden waren. Um zu überprüfen, wo sich die gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 [6] zulässige Belastung auf der Kraft-Wegkurve befindet, wird diese in den Abb. 4-16 bis Abb. 4-19 für ausgewählte Parameterkonfigurationen dargestellt.

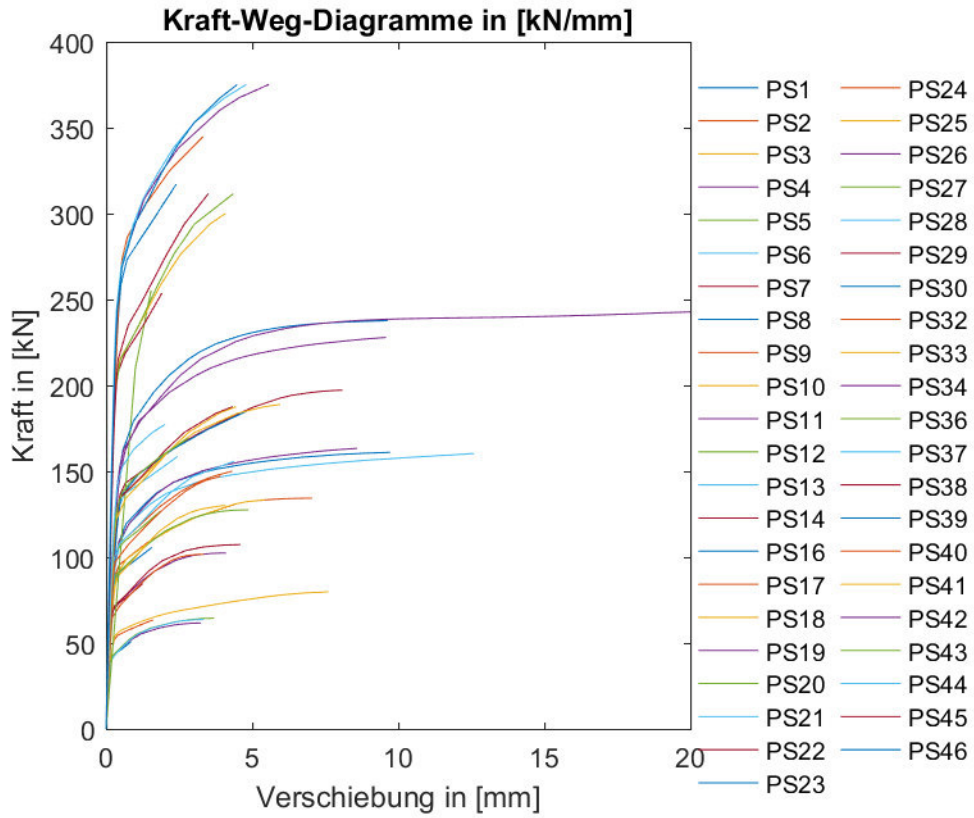


Abb. 4-15: Kraft-Wegdiagramme

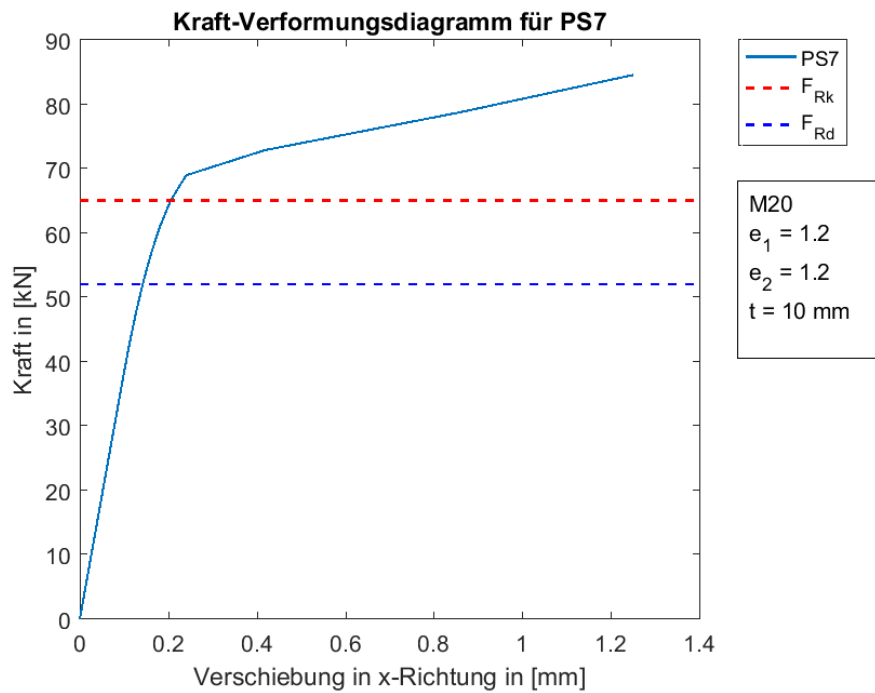


Abb. 4-16: Kraft-Weg-Diagramm PS07



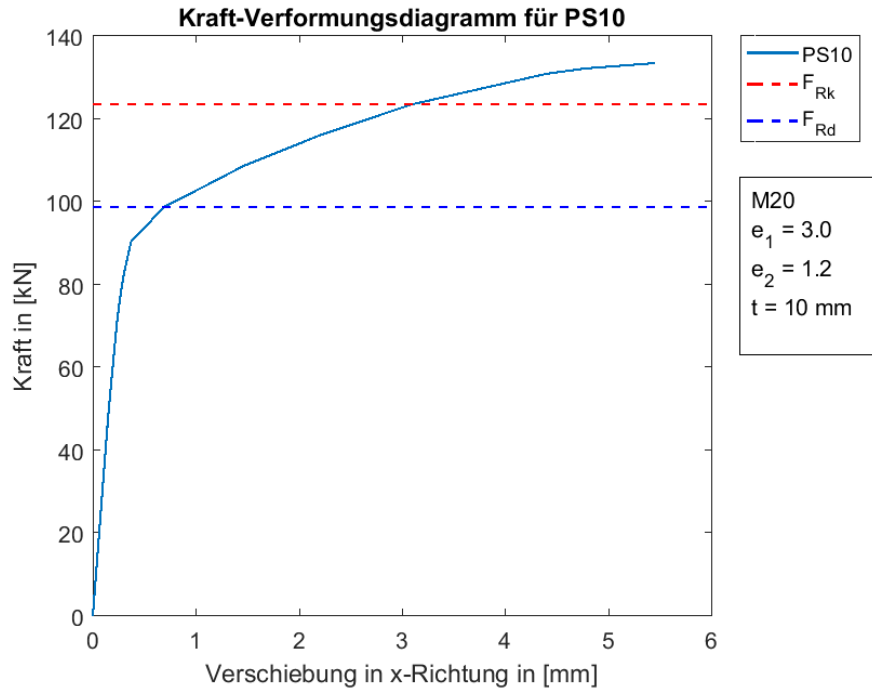


Abb. 4-17: Kraft-Weg-Diagramm PS10

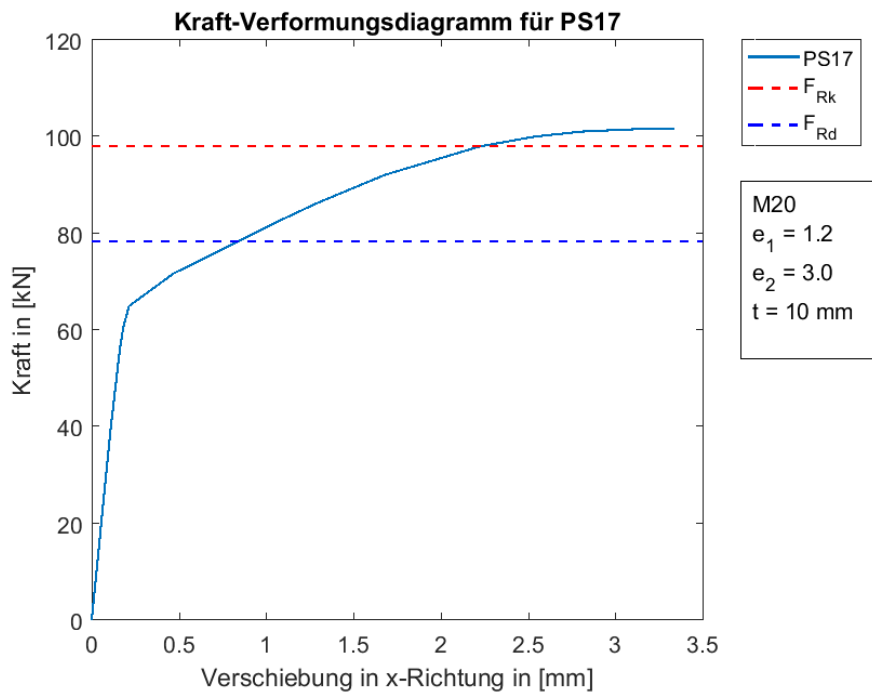


Abb. 4-18: Kraft-Weg-Diagramm PS17

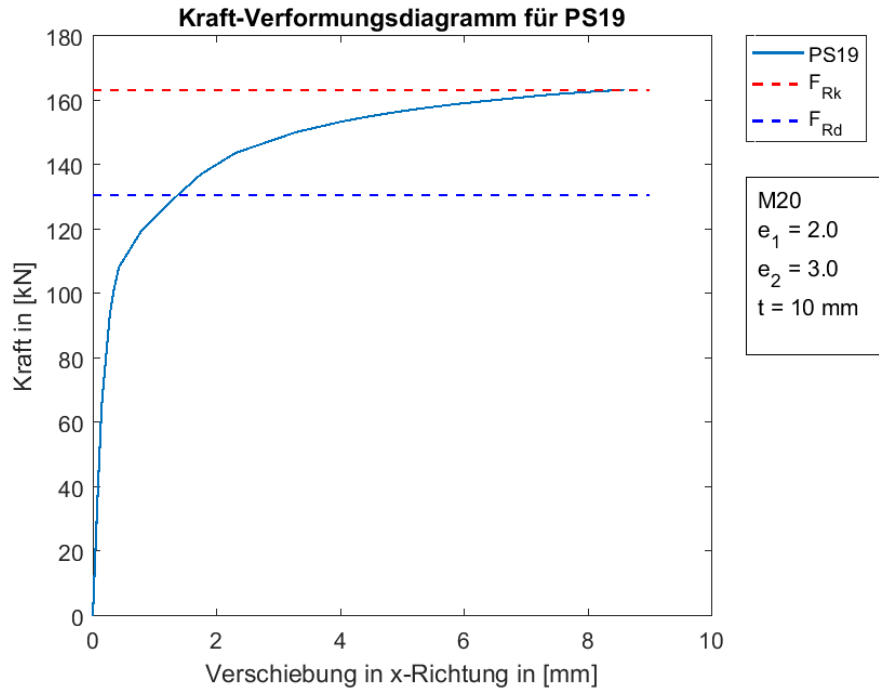


Abb. 4-19: Kraft-Weg-Diagramm PS19

Bei den in Abb. 4-16 bis Abb. 4-19 dargestellten Last-Verschiebungskurven zeigt sich, dass sich die gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 zulässigen Belastungen teilweise unter der elastischen Traglast, erkennbar am Knick in der Last-Verformungskurve, befinden (vgl. Abb. 4-16), andererseits die Grenzkraft kaum erreicht werden kann (vgl. Abb. 4-18 und Abb. 4-19).

Diese Art der Ermittlung der Kraft-Weg-Kurven beinhaltet jedoch einen von der Blechlänge abhängigen Störfaktor, da sich nicht nur der Bereich um das Schraubenloch verformt, sondern es über die gesamte Laschenlänge zu Dehnungen kommt. Da die Blechlängen in Abhängigkeit des Lochdurchmessers bzw. des Randabstandes  $e_1$  definiert wurden, ergeben sich somit unterschiedlich große Werte für den Störfaktor. Um diesen Störfaktor zu entfernen, werden die Kraft-Verformungsdiagramme auf die Lochaufweitung bezogen. Dabei wird diese Auswertung zunächst in mm ausgeführt, anschließend relativ zum Schraubendurchmesser in %.

#### 4.2.1.2. Kraft-Lochaufweitung in mm

Zur Auswertung der Lochaufweitung wird die Verschiebung der in Abb. 4-20 dargestellten Punkte ermittelt und die jeweilige Differenz ermittelt. Die Differenz der Punkte 2.1 und 2.2 wird dabei als Verschiebung in der Gleitfuge definiert, die Differenz der Punkte 1.1 und 1.2 als Lochaufweitung an der Laschenaußenseite. Zur Erstellung der Kraft-Lochaufweitungsdigramme wird immer der maximale Wert verwendet.

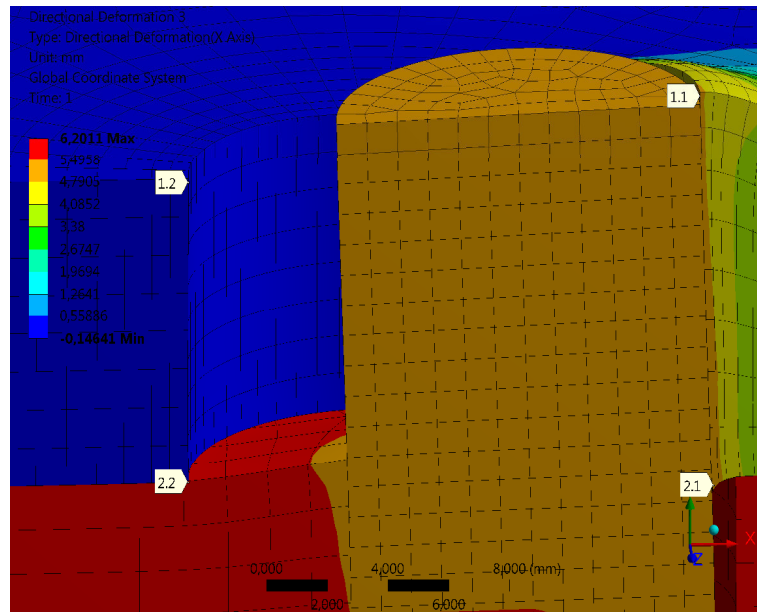


Abb. 4-20: Definition der Lochaufweitung

Die Kraft-Lochaufweitungsdiagramme aller Parameterkonfigurationen sind in Abb. 4-21 dargestellt. Ein Vergleich der Kraft-Lochaufweitung mit den Kraft-Wegkurven zeigt, dass sich die Kurven der Kraft-Lochaufweitung am Anfang steifer verhalten. Es kommt zu keiner wesentlichen Lochaufweitung bis zum Erreichen der elastischen Traglast.

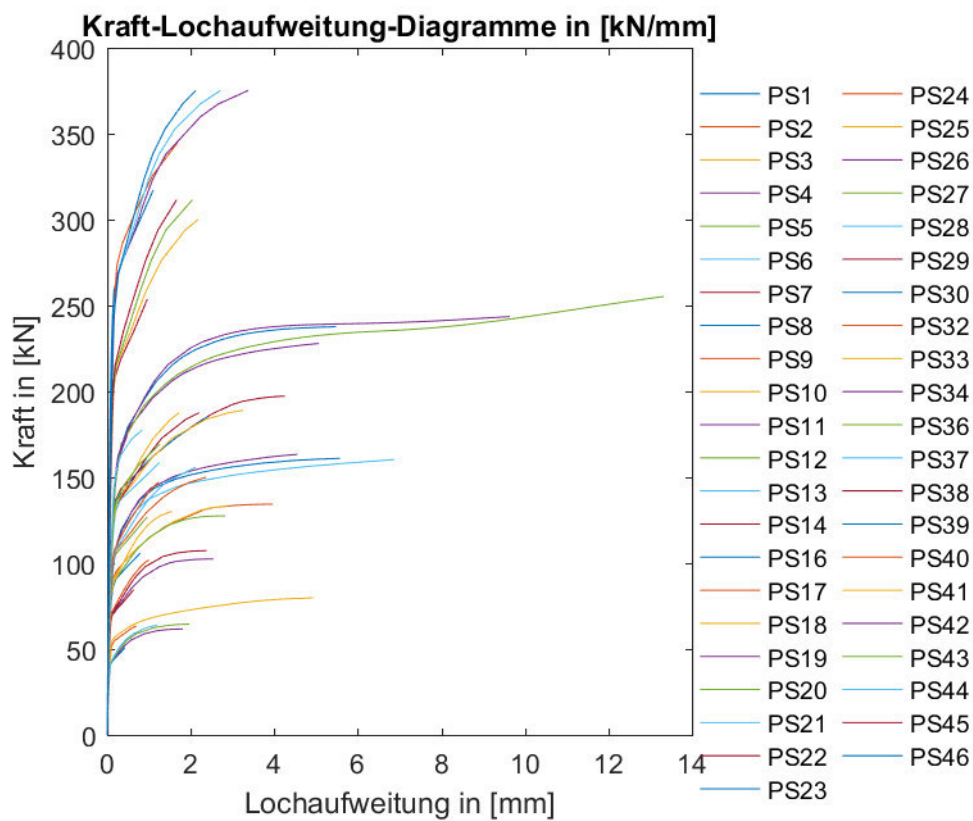


Abb. 4-21: Kraft-Lochaufweitungsdiagramme in [kN/mm]

Dieses Verhalten ist darauf zurückzuführen, dass sich zunächst die gesamte Belastung in der Lasche verteilt und es erst bei einer hohen Belastung zu plastischen Verformungen im Bereich des Schraubenloches kommt. Erst dann stellt sich die Lochaufweitung ein. Der Unterschied der Anfangssteifigkeiten ist auf den bereits beschriebenen Störfaktor der Laschenlänge zurückzuführen.

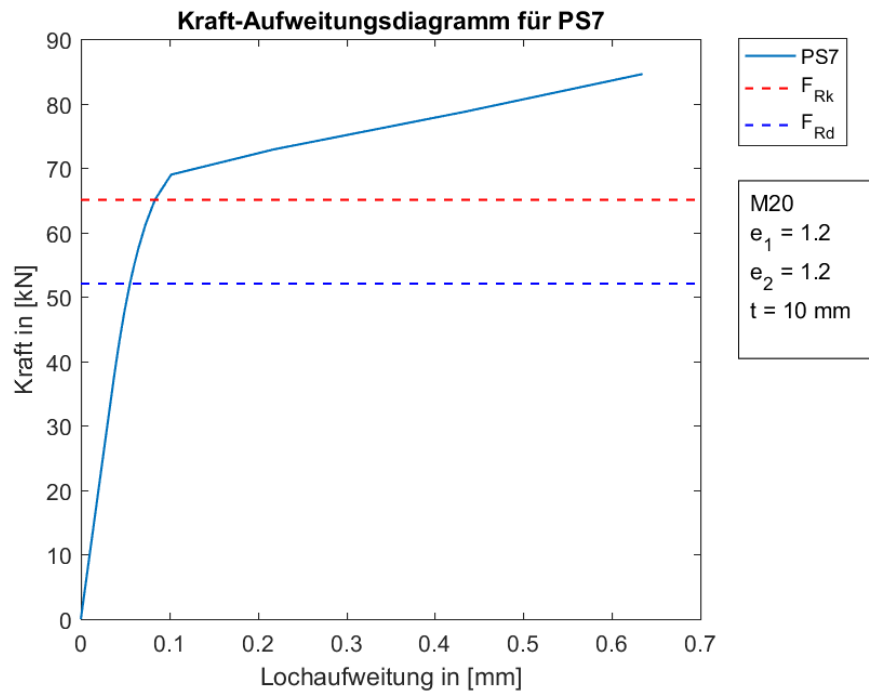


Abb. 4-22. Kraft-Aufweitungsdiagramm [kN/mm] PS07

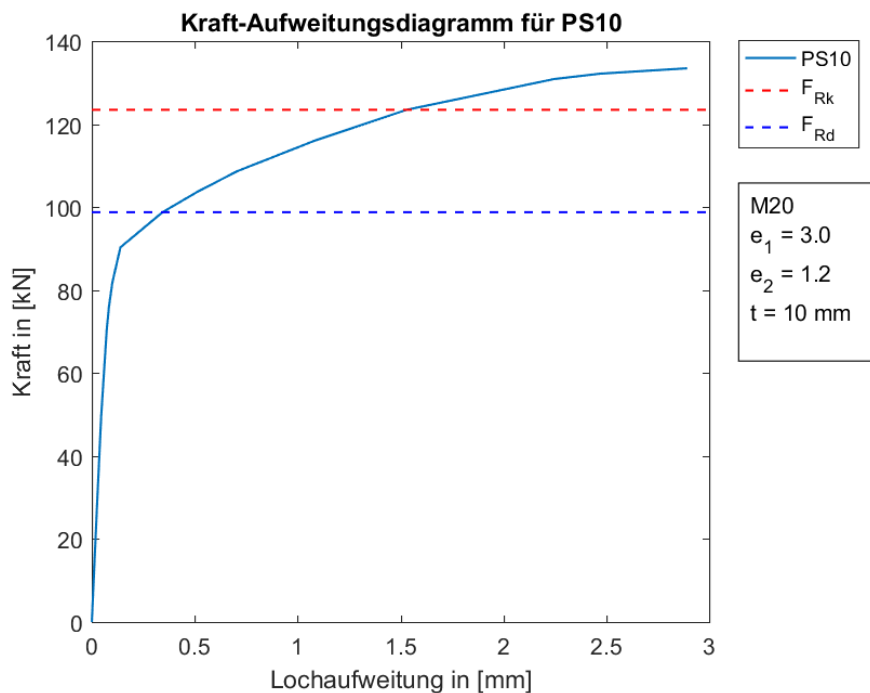


Abb. 4-23. Kraft-Aufweitungsdiagramm [kN/mm] PS10

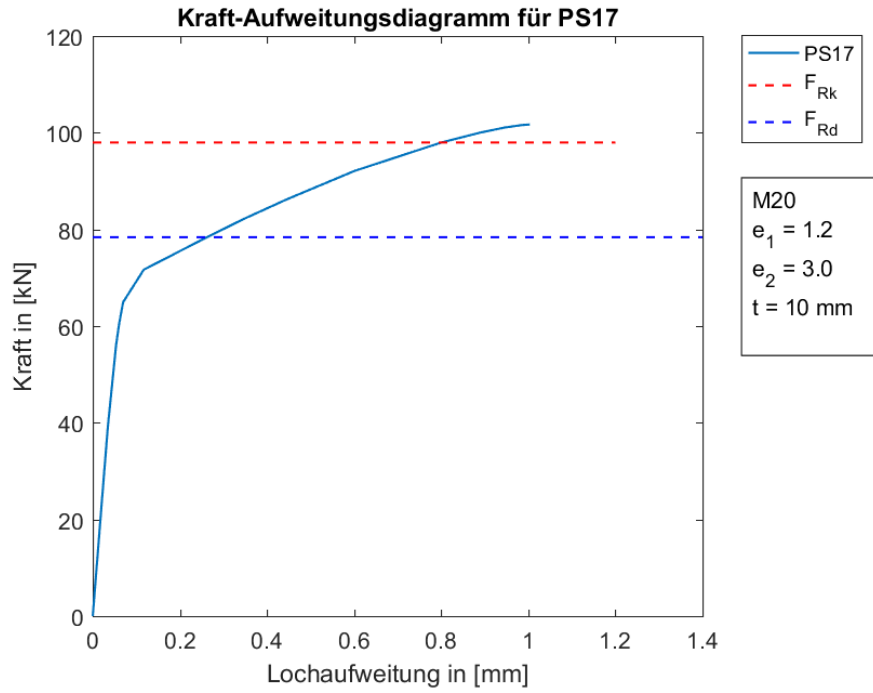


Abb. 4-24. Kraft-Aufweitungsdiagramm [kN/mm] PS17

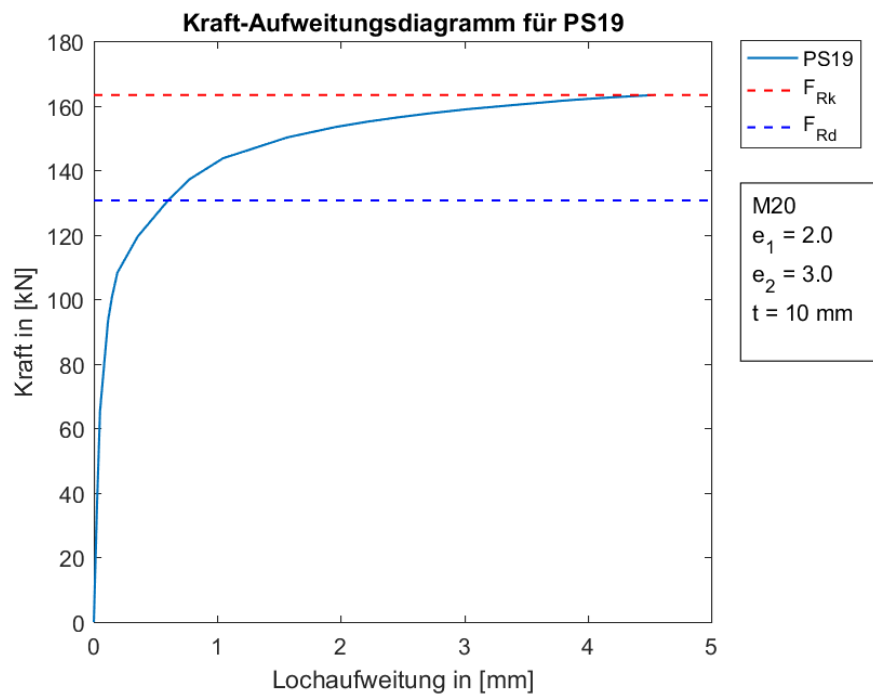


Abb. 4-25. Kraft-Aufweitungsdiagramm [kN/mm] PS19

Die Abb. 4-22 bis Abb. 4-25 stellen die Kraft-Lochaufweitungskurven der ausgewählten Parameterkonfigurationen dar. Auch hier lässt sich die höhere Anfangssteifigkeit feststellen.

#### 4.2.1.3. Kraft-Lochaufweitung in % (real)

Bei der Auswertung der Kraft-Lochaufweitung in % wird die Lochaufweitung in Prozent zum ursprünglichen Schraubendurchmesser ausgewertet. Dadurch wird zusätzlich zum Störfaktor der Laschenlänge der Schraubendurchmesser aus der Berechnung eliminiert. Für Konfigurationen mit gleicher Dicke,  $e_1$  und  $e_2$  und unterschiedlichen Schraubendurchmessern sollen sich die Kraft-Lochaufweitungskurven annähernd decken. Alle Kraft-Lochaufweitungskurven sind in der Abb. 4-26 dargestellt.

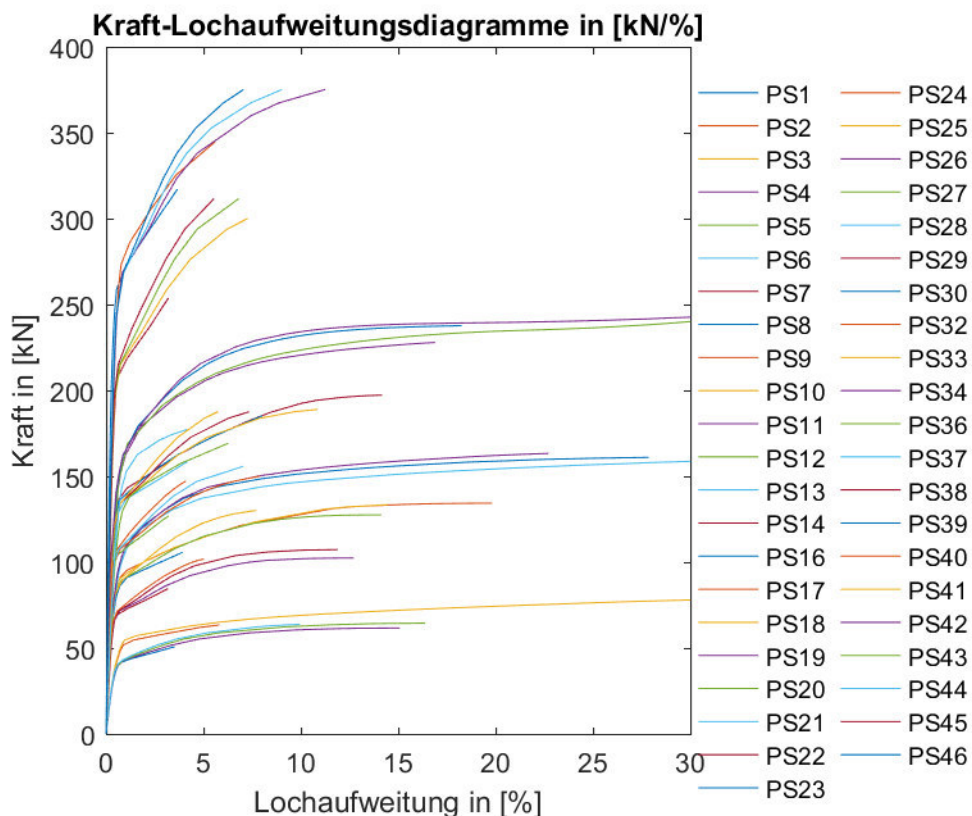


Abb. 4-26: Kraft-Lochaufweitungskurven (kN/%)

Dabei kann festgestellt werden, dass die Steifigkeit der Konfigurationen bei einer Lochaufweitung von ca. 2% abnimmt und es bei den Konfigurationen mit einer Blechdicke von 10 mm zu keiner wesentlichen Laststeigerung mehr kommt. Bei den Konfigurationen mit einer Blechdicke von 20 mm verhält sich die Verbindung nach Erreichen der elastischen Tragfähigkeit steifer, da sich die Spannungen über die doppelte Blechdicke ausbreiten können.

Die auftretenden Lochaufweitungen (in mm und %) unter den einzelnen Laststufen ( $F_{SLS}$ ,  $F_{Rd}$  und  $F_{Rk}$ ) sind in der Tab. 4-4 aufgeführt.

PS [-]	$F_{SLS}$		$F_{ULS}=F_{Rd}$		$F_{Rk}$	
	[mm]	[%]	[mm]	[%]	[mm]	[%]
1	0.028	0.235	0.044	0.364	0.068	0.564
2	0.035	0.288	0.058	0.481	0.089	0.741
3	0.050	0.418	0.096	0.799	0.698	5.818
4	0.047	0.394	0.245	2.046	0.877	7.307
5	0.046	0.384	0.216	1.796	0.691	5.762
6	0.046	0.380	0.191	1.589	0.619	5.156
7	0.037	0.185	0.055	0.277	0.084	0.418
8	0.044	0.218	0.068	0.341	0.111	0.557
9	0.060	0.298	0.122	0.608	0.702	3.508
10	0.072	0.362	0.343	1.717	1.530	7.651
11	0.058	0.290	0.371	1.855	1.254	6.270
12	0.070	0.352	0.416	2.082	1.506	7.528
13	0.128	0.639	0.685	3.425	6.879	34.396
14	0.055	0.275	0.303	1.515	0.913	4.564
15	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
16	0.117	0.584	0.609	3.043	7.093	35.464
17	0.053	0.267	0.262	1.310	0.800	4.002
18	0.064	0.320	0.343	1.713	0.982	4.910
19	0.115	0.574	0.601	3.007	4.537	22.686
20	0.052	0.173	0.078	0.259	0.121	0.402
21	0.061	0.202	0.096	0.320	0.159	0.530
22	0.082	0.275	0.167	0.557	1.120	3.734
23	0.101	0.338	0.558	1.860	2.402	8.007
24	0.081	0.269	0.553	1.843	1.959	6.531
25	0.099	0.329	0.633	2.109	2.360	7.868
26	0.172	0.572	1.079	3.596	0.000	0.000
27	0.194	0.648	1.693	5.643	13.326	44.421
28	0.076	0.254	0.461	1.536	1.396	4.652
29	0.092	0.306	0.576	1.920	1.881	6.269
30	0.156	0.521	0.904	3.012	5.474	18.248
31	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
32	0.074	0.247	0.372	1.240	1.219	4.062
33	0.089	0.296	0.501	1.672	1.512	5.041
34	0.151	0.504	0.883	2.944	9.638	32.125
35	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
36	0.061	0.307	0.099	0.493	0.169	0.846
37	0.076	0.381	0.129	0.646	0.321	1.607
38	0.063	0.209	0.095	0.318	0.142	0.472
39	0.075	0.250	0.119	0.397	0.182	0.606
40	0.106	0.352	0.193	0.643	1.076	3.585
41	0.101	0.336	0.564	1.879	1.868	6.226
42	0.124	0.412	0.661	2.202	2.668	8.893
43	0.096	0.319	0.484	1.612	1.405	4.682
44	0.118	0.393	0.616	2.054	2.232	7.439
45	0.094	0.313	0.389	1.297	1.214	4.047
46	0.115	0.385	0.548	1.826	1.809	6.029

Tab. 4-4: Lochaufweitungen

Bei einem Vergleich der Lochaufweitungen lässt sich unter charakteristischer Beanspruchung eine maximale Lochaufweitung von 44,42% feststellen, unter Designlast reduziert sich diese auf maximal 5,64% und unter der Gebrauchstauglichkeitsbeanspruchung auf 0,65%.

#### 4.2.2. Max. Eq. Tot. Strain

Für die Auswertung der maximalen Dehnungen wird in Anlehnung an die EN 1993-1-5 Anhang C.9(2) [6] das Versagenskriterium mit einer maximalen Hauptmembrandehnung von 5% angenommen und mit den tatsächlich auftretenden maximalen plastischen Vergleichsdehnungen der Parameterkonfigurationen verglichen. Die Vergleichsdehnungen werden dabei entlang der in Abb. 4-27 dargestellten Pfade ausgewertet. Aus der Tab. 4-5 ist ersichtlich, dass die Dehnungen einen sehr weiten Streubereich haben und die Werte am Lochrand zwischen 0,72 % und 189,06 % schwanken.

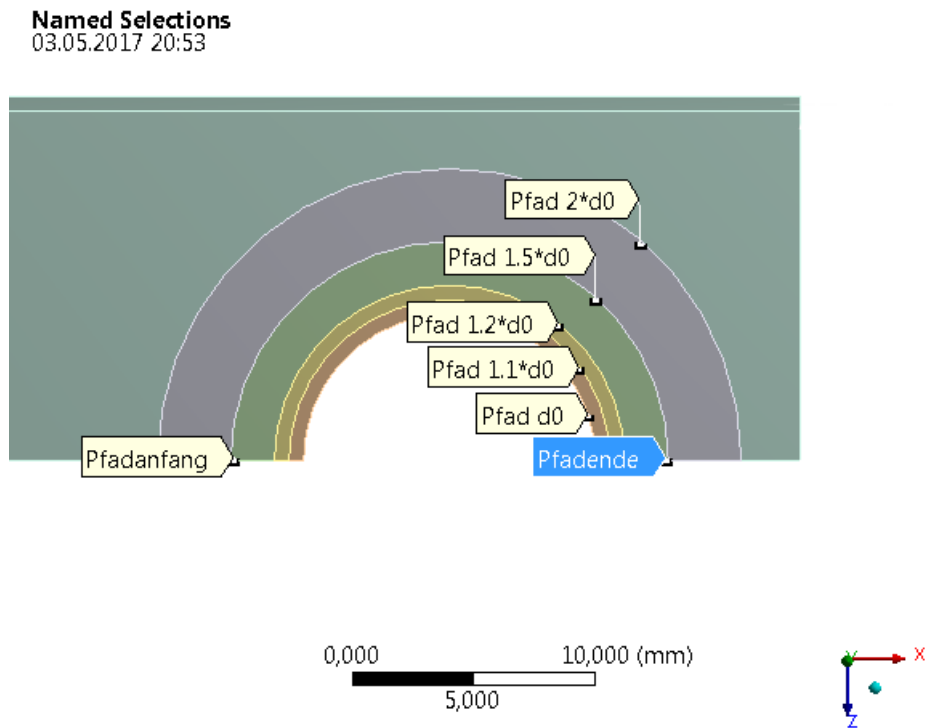


Abb. 4-27: Pfaddefinition



PS	Max. Eq. Total Strain				
	$d_0$	$1,1*d_0$	$1,2*d_0$	$1,5*d_0$	$2*d_0$
PS01	1,68%	0,88%	0,72%	0,44%	0,20%
PS02	3,36%	1,32%	1,05%	0,63%	0,27%
PS03	29,72%	28,70%	10,22%	4,87%	2,82%
PS04	17,74%	12,86%	11,20%	7,25%	4,66%
PS05	14,71%	9,73%	8,81%	6,16%	4,16%
PS06	13,43%	8,67%	7,75%	5,62%	3,69%
PS07	0,75%	0,63%	0,52%	0,27%	0,14%
PS08	1,37%	0,79%	0,66%	0,39%	0,17%
PS09	9,55%	5,81%	4,95%	2,75%	2,58%
PS10	14,15%	12,30%	9,46%	5,44%	4,51%
PS11	13,61%	11,20%	9,69%	6,38%	4,66%
PS12	15,66%	12,84%	11,40%	7,92%	5,03%
PS13	70,31%	64,94%	53,17%	47,87%	24,13%
PS14	10,01%	8,22%	7,01%	5,06%	3,72%
PS16	67,51%	71,92%	64,10%	47,93%	28,16%
PS17	8,98%	7,25%	6,22%	4,50%	3,04%
PS18	10,12%	8,13%	7,16%	5,25%	3,90%
PS19	37,37%	38,08%	43,12%	31,69%	15,25%
PS20	0,72%	0,60%	0,50%	0,26%	0,14%
PS21	1,29%	0,74%	0,62%	0,37%	0,17%
PS22	8,17%	5,77%	4,79%	2,68%	2,66%
PS23	13,18%	11,74%	9,75%	5,47%	4,48%
PS24	13,88%	11,70%	10,20%	6,40%	4,70%
PS25	15,75%	13,26%	11,65%	8,09%	4,93%
PS27	189,06%	168,82%	145,87%	78,42%	44,16%
PS28	10,09%	8,38%	7,22%	5,05%	3,56%
PS29	12,15%	10,16%	9,08%	6,54%	4,42%
PS30	41,59%	35,92%	29,66%	19,34%	13,10%
PS32	8,92%	7,34%	6,36%	4,48%	2,81%
PS33	9,98%	8,20%	7,19%	5,30%	3,76%
PS34	134,95%	99,10%	79,96%	40,54%	22,77%
PS36	2,91%	1,65%	1,33%	1,01%	0,56%
PS37	13,29%	4,43%	3,21%	1,79%	0,95%
PS38	1,40%	0,71%	0,58%	0,32%	0,16%
PS39	2,31%	0,90%	0,76%	0,45%	0,18%
PS40	11,64%	7,18%	5,77%	3,04%	2,54%
PS41	13,31%	11,08%	9,58%	6,14%	4,60%
PS42	20,46%	21,28%	13,00%	9,08%	5,64%
PS43	10,12%	8,29%	7,13%	5,02%	3,70%
PS44	17,57%	16,20%	10,70%	7,57%	5,05%
PS45	9,07%	7,27%	6,24%	4,51%	3,04%
PS46	14,94%	13,79%	8,49%	6,23%	4,25%

Tab. 4-5: Max. Eq. Total Strain bei  $F_{Rk}$

Die Begründung für diese großen Verzerrungen liegt in der Definition der Vergleichsdehnung, welche definiert ist als:

$$\epsilon_e = \frac{1}{1+\nu} \left( \frac{1}{2} \left[ (\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_3 - \epsilon_1)^2 \right] \right)^{\frac{1}{2}}$$

Abb. 4-28: Definion der Vergleichsdehnung in Ansys

Aus der in Abb. 4-28 angeführten Formel ist ersichtlich, dass sich die Vergleichsdehnung aus Termen aller Hauptdehnungen zusammensetzt, welche anschließend quadriert werden. Dabei geht das Vorzeichen der Verzerrung verloren und eine Unterscheidung zwischen Druck- und Zugzonen bei der Betrachtung der Vergleichsdehnungen ist nicht mehr möglich. Im Bereich der Druckzone, Kontaktfläche Schraube-Blech, kommt es zu sehr großen Stauchungen, weshalb hier die Vergleichsdehnung auch ihren maximalen Wert erreicht. Eine Betrachtung der Vergleichsdehnungen für einige Parameterkonfigurationen bestätigt dieses Verhalten. Bei einem Vergleich der Abb. 4-29 bis Abb. 4-32 lässt sich jedoch die Versagensform der Lochleibungsverbinding feststellen. Bei der Abb. 4-29 kommt es zu den maximalen Vergleichsdehnungen unter einem Winkel von ca. 120°, was auf einen Scherbruch hindeutet. Bei der Abb. 4-30 treten zunächst die größten Vergleichsdehnungen unter einem Winkel von 90° auf, was auf ein Zug- bzw. Nettoquerschnittsversagen hindeutet. Die Vergleichsdehnungen unter einem Winkel von 180° sind die Maxima, da hier die Pressung und somit die Stauchung am größten ist.

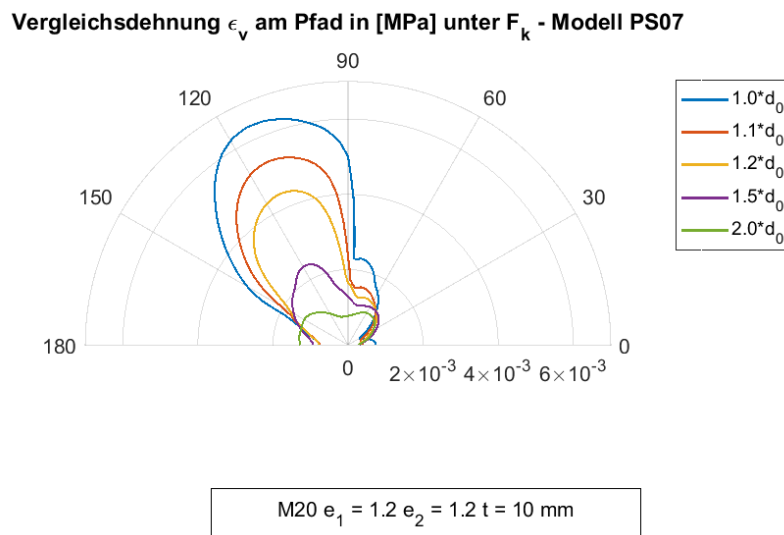
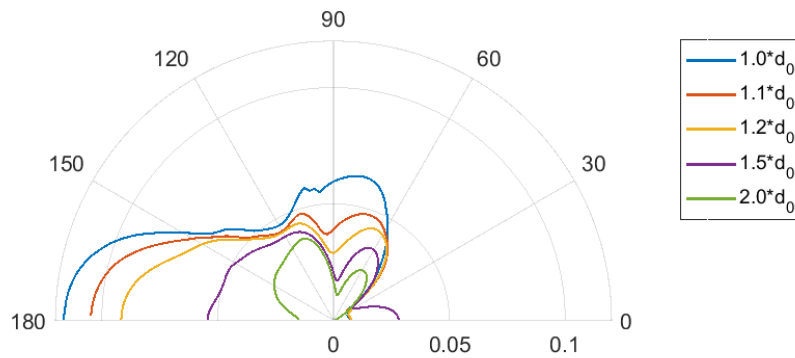


Abb. 4-29: Vergleichsdehnung PS07

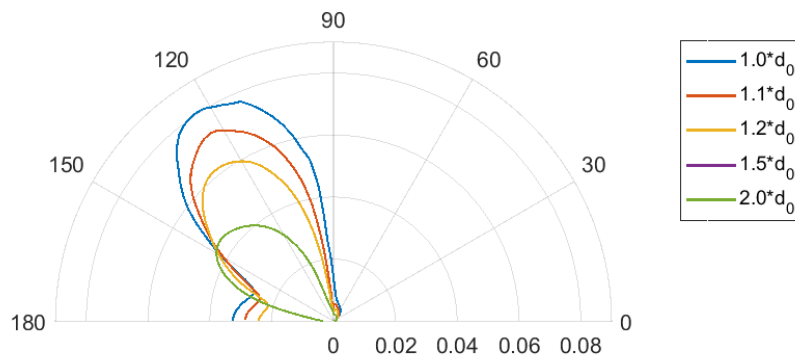
Vergleichsdehnung  $\epsilon_v$  am Pfad in [MPa] unter  $F_k$  - Modell PS10



M20  $e_1 = 3.0$   $e_2 = 1.2$   $t = 10$  mm

Abb. 4-30: Vergleichsdehnung PS10

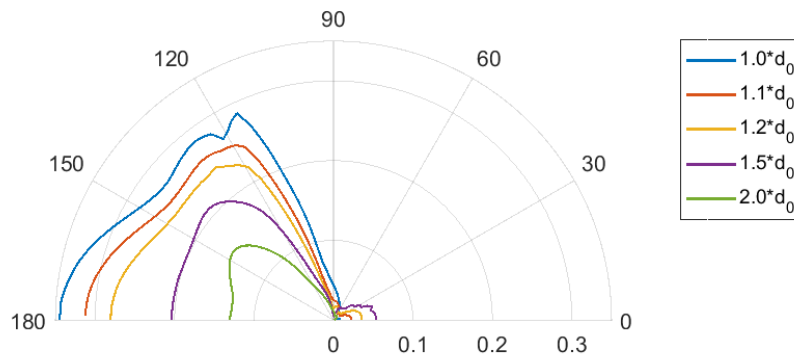
Vergleichsdehnung  $\epsilon_v$  am Pfad in [MPa] unter  $F_k$  - Modell PS17



M20  $e_1 = 1.2$   $e_2 = 3.0$   $t = 10$  mm

Abb. 4-31: Vergleichsdehnung PS17

Vergleichsdehnung  $\epsilon_v$  am Pfad in [MPa] unter  $F_k$  - Modell PS19



M20  $e_1 = 2.0$   $e_2 = 3.0$   $t = 10$  mm

Abb. 4-32: Vergleichsdehnung PS19

Eine Betrachtung der maximalen Vergleichsverzerrungen am Lochrand in Abhängigkeit des Randabstandes  $e_2$  unter Vorgabe des Schraubendurchmessers und des Randabstandes  $e_1$  für die Parameterkonfigurationen mit Blechdicken  $t = 10$  mm ergibt folgende Diagramme (Abb. 4-33 bis Abb. 4-36):

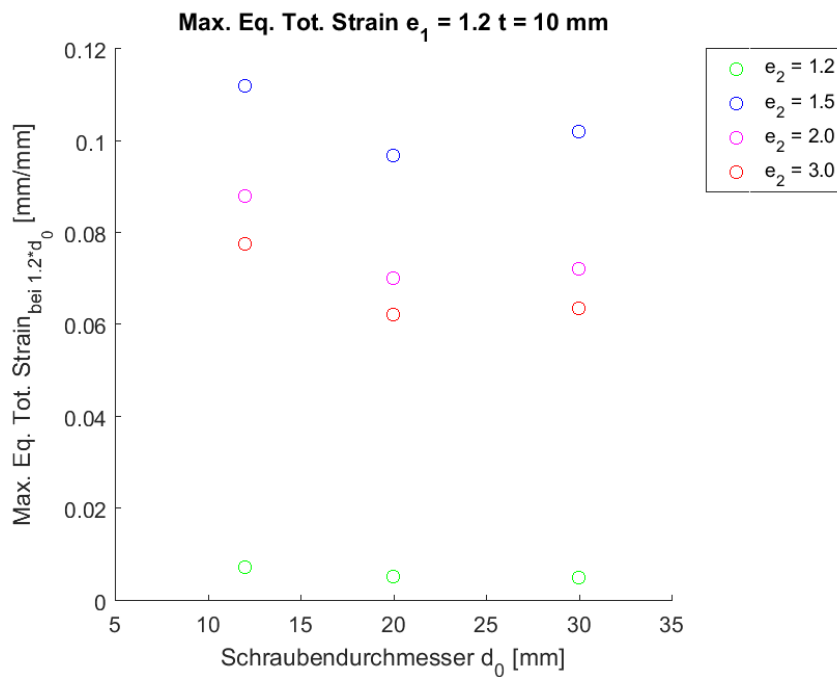


Abb. 4-33: Max. Eq. Tot. Strain  $e_1 = 1.2$   $t = 10$  mm in Abhängigkeit von  $d_0$  und  $e_2$

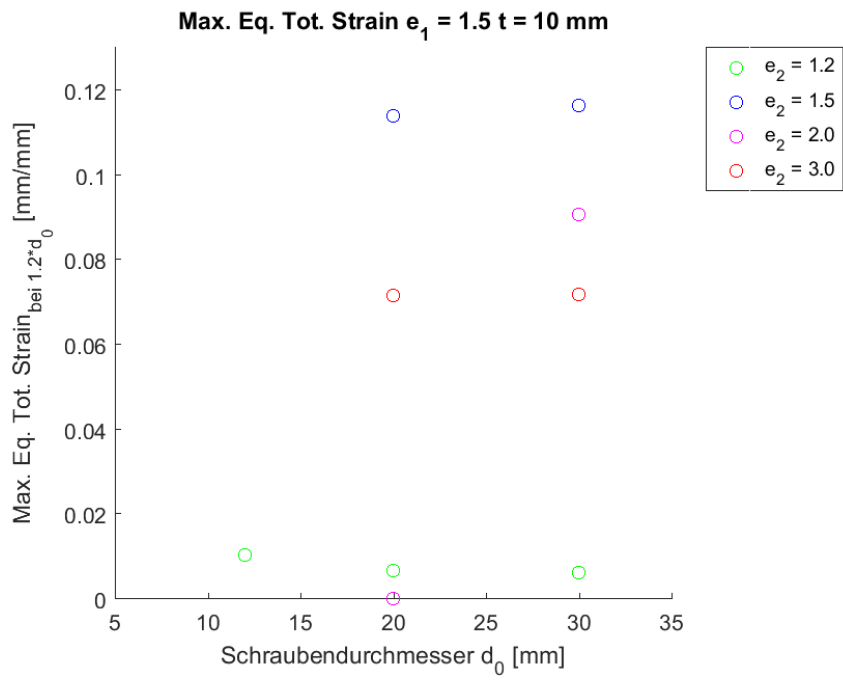


Abb. 4-34: Max. Eq. Tot. Strain  $e_1 = 1.2 t = 10 \text{ mm}$  in Abhängigkeit von  $d_0$  und  $e_2$

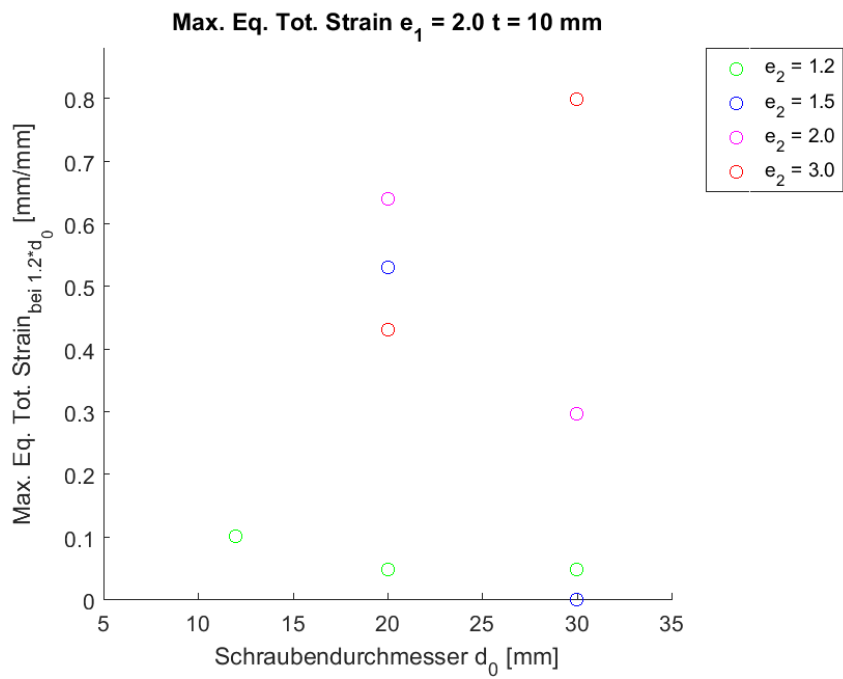


Abb. 4-35: Max. Eq. Tot. Strain  $e_1 = 1.2 t = 10 \text{ mm}$  in Abhängigkeit von  $d_0$  und  $e_2$

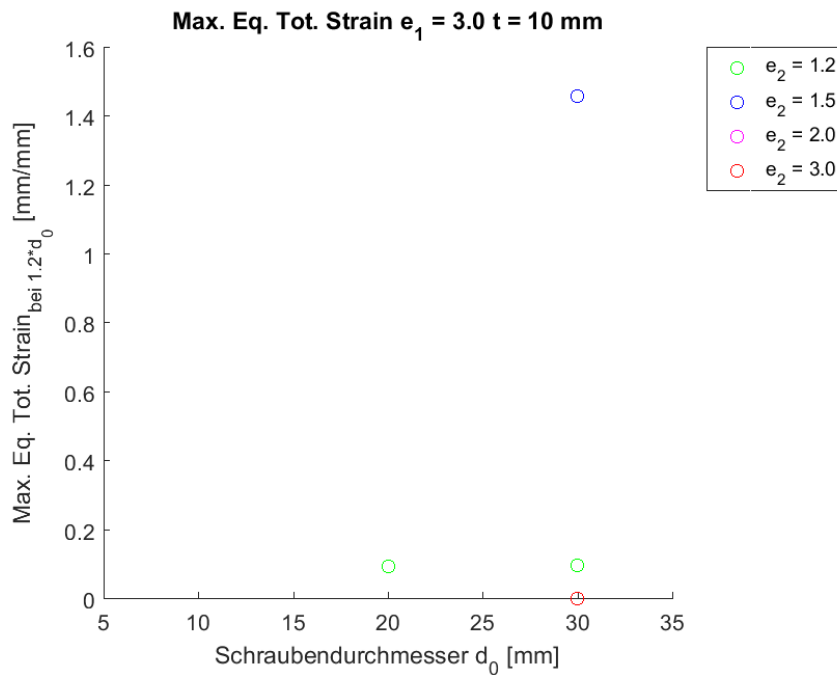


Abb. 4-36: Max. Eq. Tot. Strain  $e_1 = 1.2$  t = 10 mm in Abhängigkeit von  $d_0$  und  $e_2$

Insbesondere aus den Abbildungen Abb. 4-33 und Abb. 4-34 ist ersichtlich, dass bei gleichbleibenden Randabständen ( $e_1$  und  $e_2$ ) und Dicken, eine Variation des Schraubendurchmessers immer zu ähnlichen maximalen Vergleichsdehnungen führt. Das liegt an der direkten Proportionalität zwischen der gemäß EN 1993-1-8 vorgeschriebenen Traglast und dem Schraubendurchmesser  $d$  bzw. Lochdurchmesser  $d_0$ . Diese Vergleichbarkeit ist nur gültig, wenn bei beiden Parameterkonfigurationen der Versagensmodus "Lochleibung" maßgebend wird.

#### 4.2.3. Maximale Hauptverzerrung EPPL1

Nachdem sich eine Betrachtung der gesamten Vergleichsdehnung aufgrund der auftretenden Maxima im Druckbereich der Laschen als wenig sinnvoll erwiesen hat, soll in einer genaueren Anlehnung an die EN 1993-1-5 C.8(1.2) nun anstatt der in Anmerkung 1 vorgeschlagenen Hauptmembrandehnung, die maximale Hauptverzerrung innerhalb der Lasche betrachtet werden. Der Unterschied zwischen der Membrandehnung und Hauptverzerrung erklärt sich aus der Definition der Membran, gemäß welcher eine ideale Membran nur tangential Zugkräfte überträgt [9].

Stahl verfügt in der Regel über zwei verschiedene Versagensmechanismen, wobei zwischen Versagen unter Zug- und Druckbeanspruchung unterschieden wird. Im Falle einer Druckbelastung kann es bei schlanken Bauteilen zu einem Stabilitätsversagen in Form von lokalen Beulen bzw. Knicken oder zum globalen Beulen kommen. Bei den vorliegenden Berechnungen kommt es nicht zu einem Stabilitätsversagen, sondern der Stahl wird

kontinuierlich auf Druck beansprucht. Der Werkstoff kann jedoch unter kontinuierlichem Druck sehr hohe Beanspruchungen aufnehmen, die zwar zu großen Verzerrungen, jedoch zu keinem Versagen des Werkstoffes führen. Unter Zugbeanspruchung kommt es zu einer Rissentstehung und zur Bildung von Mikrorissen im Material. Im Anschluss zur Mikrorissbildung kommt es zur Rissöffnung, wobei zwischen drei verschiedenen Rissöffnungsarten unterschieden wird. Beim Mode I (vgl. Abb. 4-37) greift eine Zugbeanspruchung senkrecht zur Rissoberfläche an, wodurch die Rissflächen voneinander abheben. Bei den Modes II und III kommt es zu einer Relativverschiebung der beiden Rissflächen. [1]

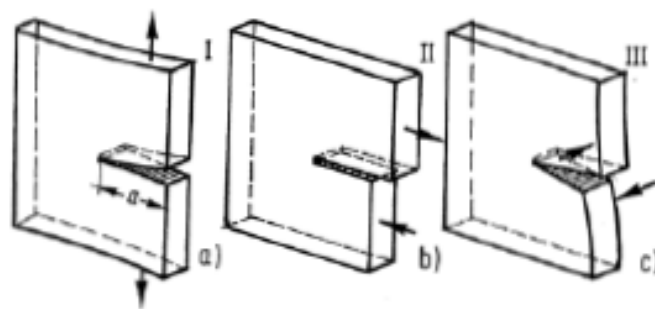


Abb. 4-37: Rissöffnungsarten: Mode I (Zugriss), Mode II (Schubriss in Materialebene), Mode III (Schubriss zur Materialebene) [1]

Um die störenden Druckverzerrungen im Bereich der Kontaktfläche Schraubenschaft-Lasche aus der Berechnung der Hauptverzerrungen zu eliminieren, werden die Hauptverzerrungen nur in den Bereichen, in denen keine Pressung in der Kontaktfuge (Schraubenschaft - Blech) vorhanden ist, ausgewertet (vgl. Abb. 4-38).

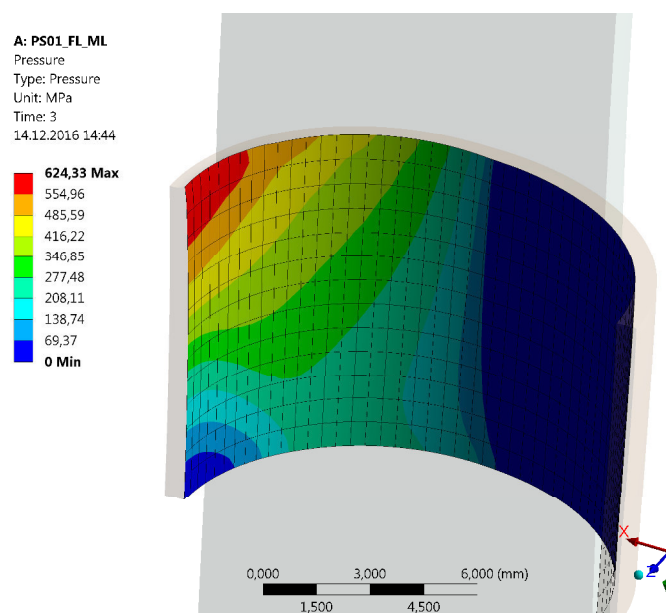


Abb. 4-38: Pressure PS01

Die Hauptspannungen und in weiterer Folge die Hauptdehnungen sind gemäß der ANSYS-Hilfe wie folgt definiert:

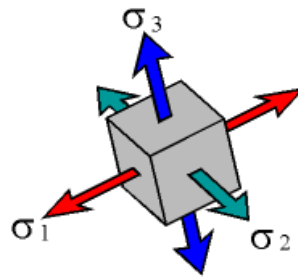


Abb. 4-39: Hauptspannungen in ANSYS

Dabei gilt immer:

$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \text{ und } \varepsilon_1 \geq \varepsilon_2 \geq \varepsilon_3$$

Dehnungen sind dabei immer als positive Werte definiert.

Eine Analyse der plastischen Hauptdehnungen (exemplarisch in Abb. 4-40 dargestellt) zeigt, dass die erste plastische Hauptverzerrung (Maximum Principal = EPPL1) in den Bereichen, in denen kein Druck aus dem reibungsfreien Kontakt auftritt (Pressure = 0), radial entlang des Lochrandes verläuft. Bei den Bereichen, wo die Pressung aus der Kontaktbedingung sehr groß wird, kommt es zu einer Rotation der Richtung der Hauptverzerrung, die dann in Richtung der Laschendicke (y-Achse) verläuft. Die erste Hauptverzerrung wird nur dann ausgewertet, wenn der Pressure Null ist und die Hauptverzerrung radial zum Lochrand verläuft.

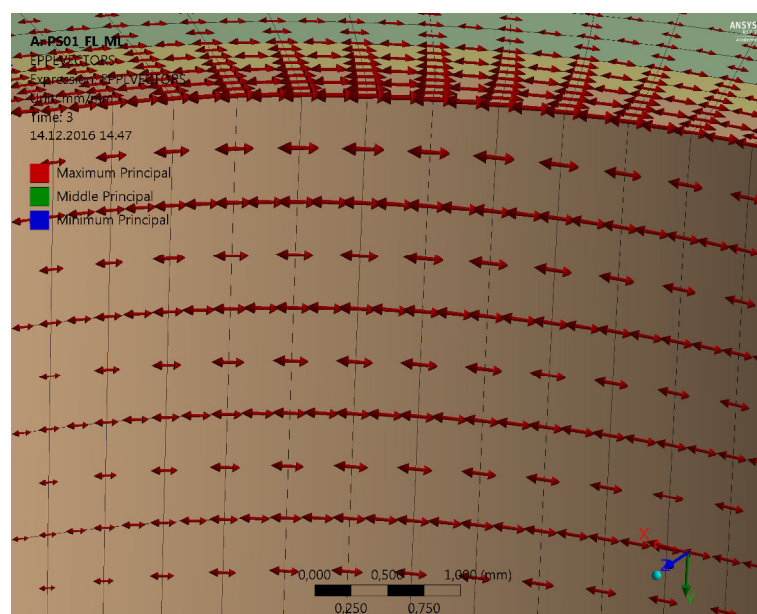
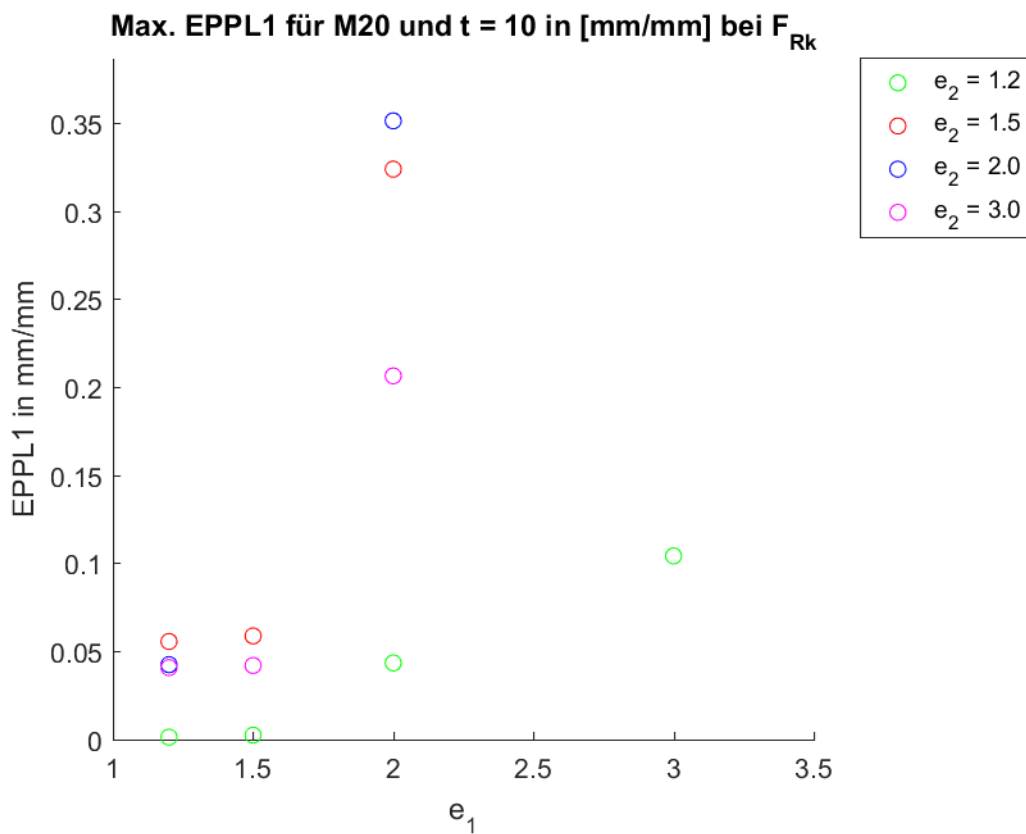
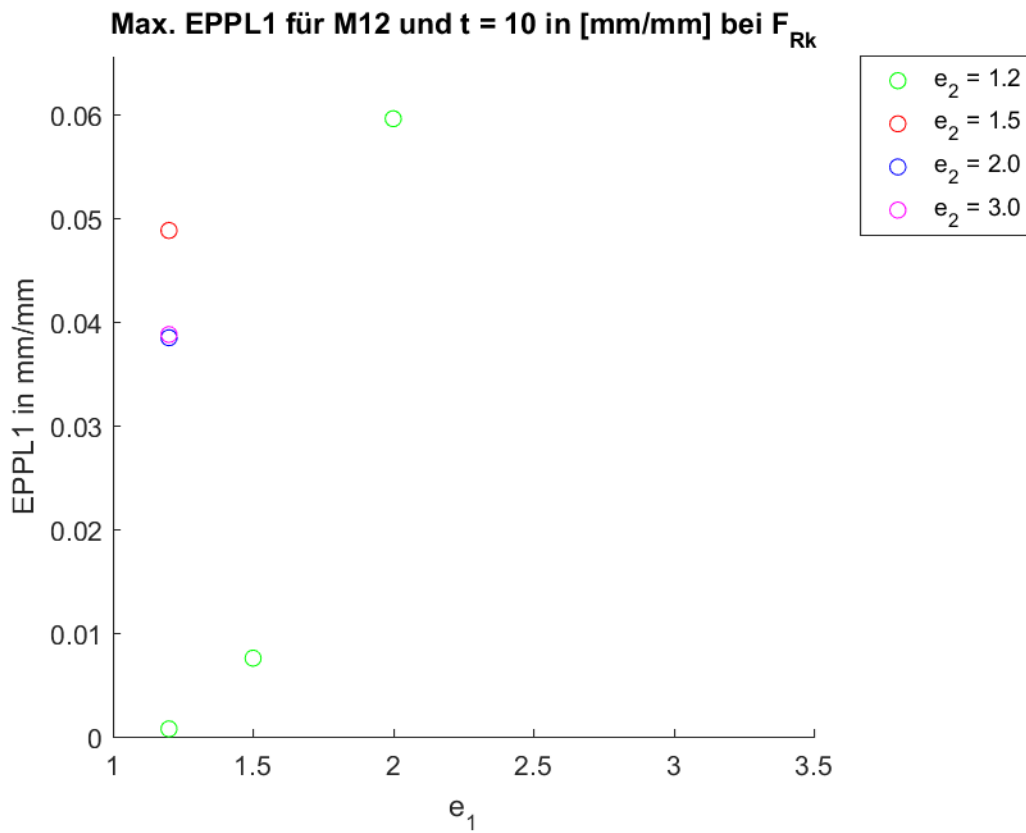
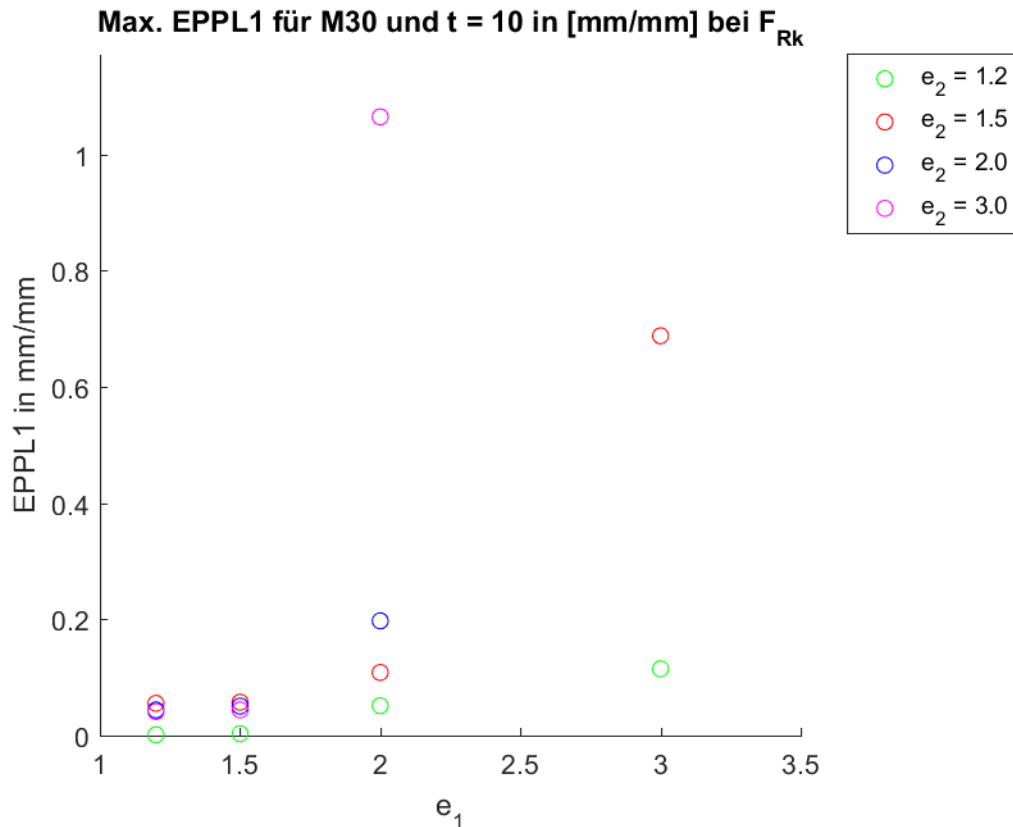


Abb. 4-40: Plastische Hauptverzerrungen PS01



Die Hauptverzerrungen werden an der innenliegenden Laschenseite, d.h. in der Gleitfuge, und unter charakteristischer Belastung für die Blechdicke  $t=10\text{mm}$  ausgewertet.





Die Hauptdehnungen befinden sich demnach meistens im Bereich bis 10-15 %, wobei Ausreißer feststellbar sind. Insbesondere bei größeren Schraubendurchmessern und größeren Randabständen, kommt es zu Hauptdehnungen von über 30 %. Besonders markant ist dabei die Konfiguration PS34 (M30,  $e_1=2.0$ ,  $e_2=3.0$ ,  $t=10\text{mm}$ ) bei der die Hauptdehnung über 100 % beträgt.

#### 4.2.4. Steifigkeiten

##### 4.2.4.1. Steifigkeit beim Kraft-Weg-Diagramm

Aufbauend auf die Kraft-Weg-Diagramme soll die Steigung der Kraft-Weg-Kurven bei Erreichen der Design- bzw. charakteristischen Last ermittelt werden. Dazu werden die Ergebnisse am letzten "TimeStep" vor Erreichen des jeweiligen Lastniveaus mit den Ergebnissen des "TimeSteps" am jeweiligen Lastniveau miteinander verglichen und mit der Formel

$$K = \frac{F_{(t)} - F_{(t-1)}}{u_{(t)} - u_{(t-1)}}$$

Formel 4-1: Steifigkeitsauswertung

ausgewertet.

Zur besseren Veranschaulichung werden die Daten als Punktdiagramm, welches die Steifigkeit der jeweiligen Parameterkonfiguration enthält, dargestellt (vgl. Abb. 4-41). Wie bereits erwähnt, befinden sich die Laststufen in unterschiedlichen Bereichen der Last-Verschiebungsdiagramme, woraus sich auch unterschiedliche Steigungen und damit Steifigkeiten der einzelnen Konfigurationen ergeben. Die meisten Steifigkeiten befinden sich jedoch im unteren Bereich bis ca. 20 kN/mm.

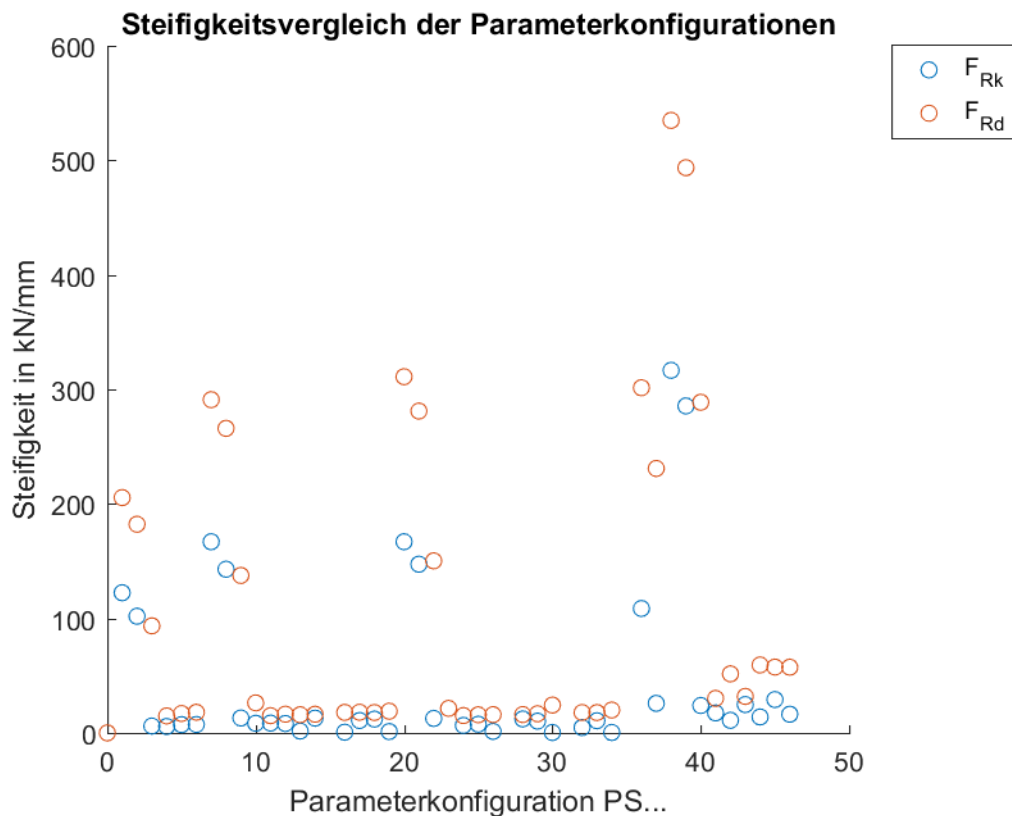


Abb. 4-41: Steifigkeitsverteilung der Konfigurationen

Um eine bessere Veranschaulichung der Steifigkeiten in Abhängigkeit der Parameter darstellen zu können, werden sie für die einzelnen Schraubendurchmesser und Randabstände  $e_1$  (vgl. Abb. 4-42 und Abb. 4-43) dargestellt. Bei einem geringen Randabstand  $e_2$  befindet sich das Lastniveau noch im steiferen Bereich der Last-Verschiebungskurve und fällt bei einer Steigung von  $e_2=1.2$  auf  $e_2=1.5$  rasant ab. Dieses Verhalten tritt bei sämtlichen Randabständen von  $e_1$  und einer Variation der Dicken auf.

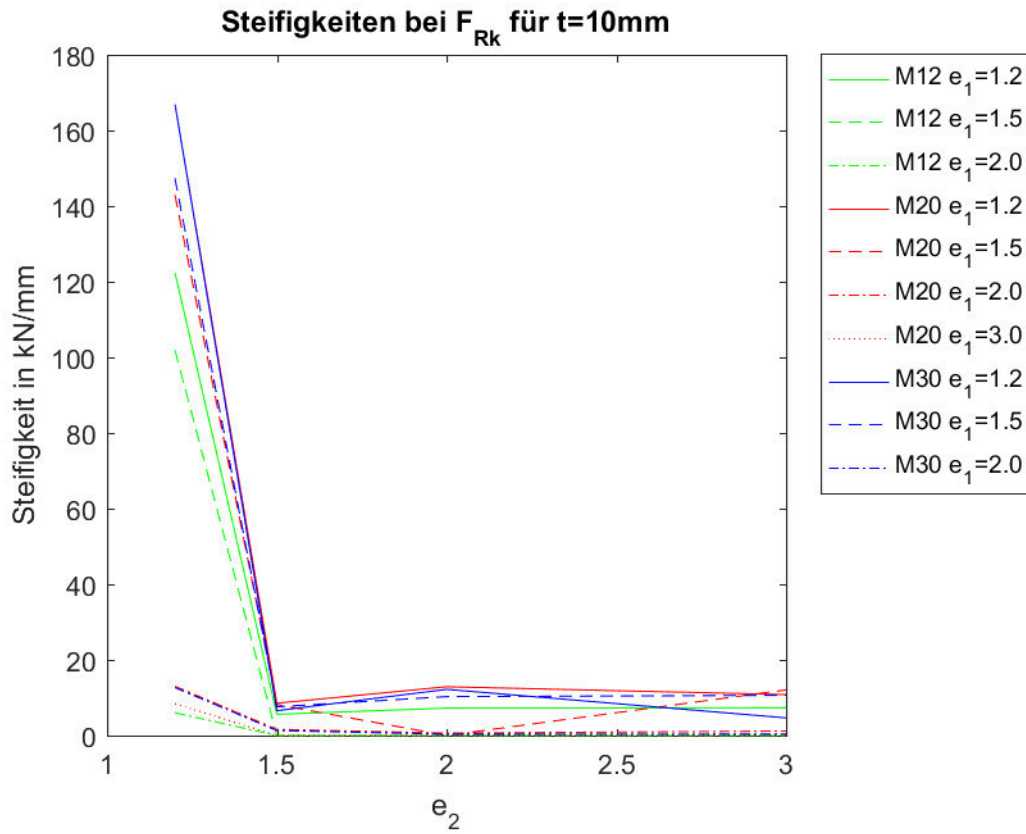


Abb. 4-42: Steifigkeiten bei  $F_{Rk}$  für  $t=10\text{mm}$

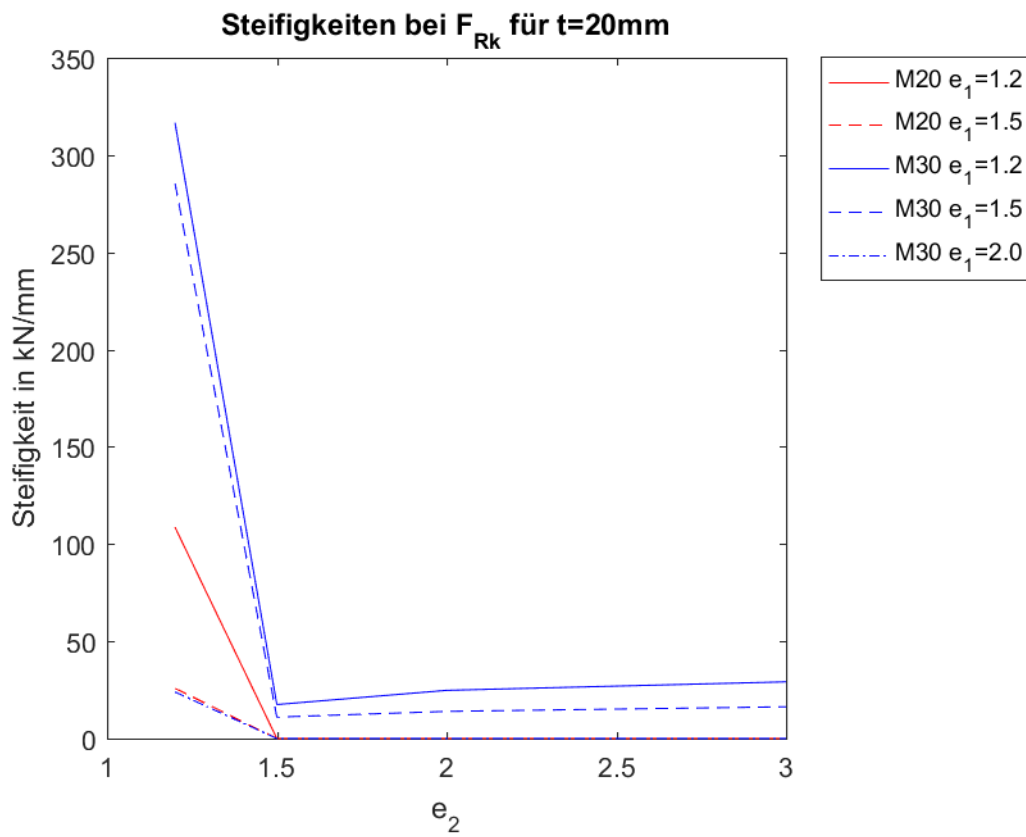


Abb. 4-43: Steifigkeiten bei  $F_{Rk}$  für  $t=20\text{mm}$

#### 4.2.4.2. Steifigkeit real (Kraft-Aufweitung in mm)

Die Auswertung der reellen Steifigkeiten, ohne den Störfaktor der Längsdehnung des Bleches, erfolgt analog zur Formel 4-1. Lediglich die Gesamtverschiebung wird durch die Aufweitung des Schraubenloches in mm ersetzt.

Wie aus der Abb. 4-44 ersichtlich ist, befindet sich auch in Bezug auf die reellen Verformungen, d.h. die Aufweitung des Schraubenloches, die Mehrheit der Steifigkeiten im unteren Bereich der Grafik. Beim Erreichen der Traglast,  $F_{Rk}$ , sind nur noch sehr kleine Steifigkeiten vorhanden. Ab der Konfiguration PS36 kommt es zu geringfügig höheren Steifigkeiten, welche aus der größeren Dicke des Bleches ( $t=20\text{mm}$ ) resultieren.

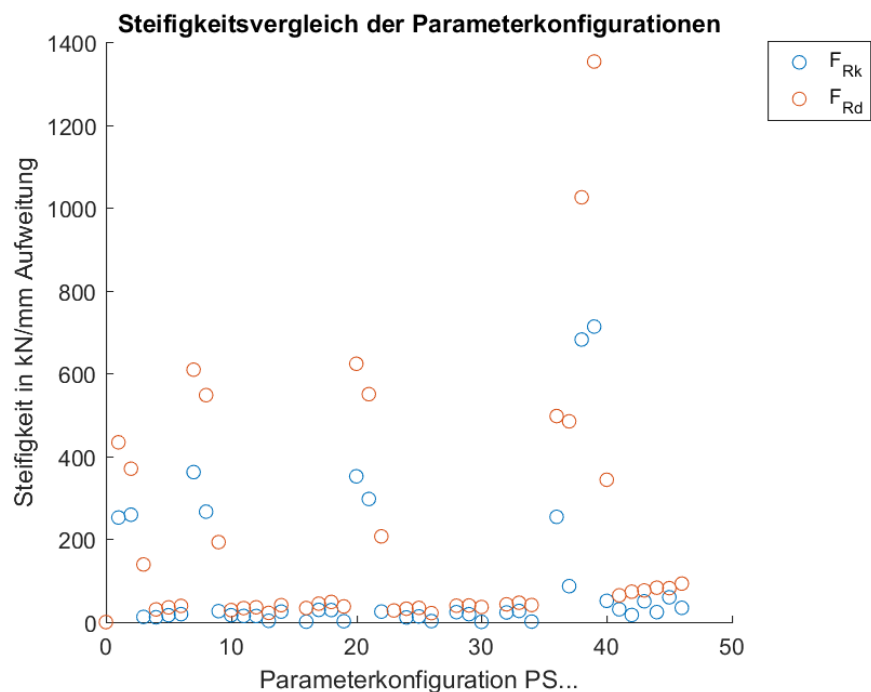


Abb. 4-44: Steifigkeitsverteilung der Konfigurationen in kN/mm Aufweitung (real)

Eine Darstellung der Steifigkeiten in Abhängigkeit des Schraubendurchmessers und des Lochabstandes ergibt die in den Abb. 4-45 und Abb. 4-46 dargestellten Verläufe.

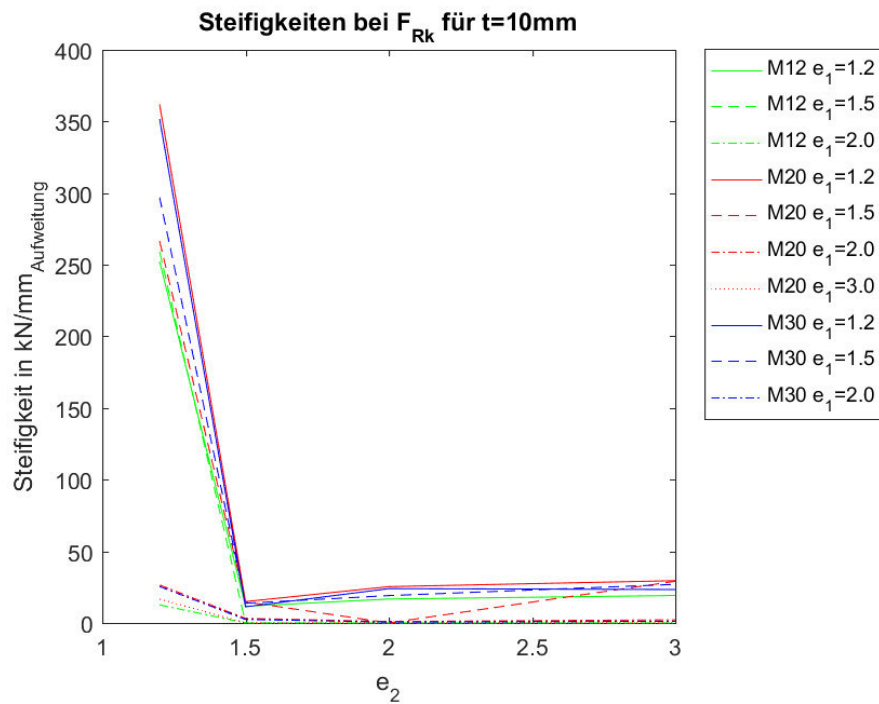


Abb. 4-45: Steifigkeiten bei  $F_{Rk}$  für  $t=10\text{ mm}$  - real

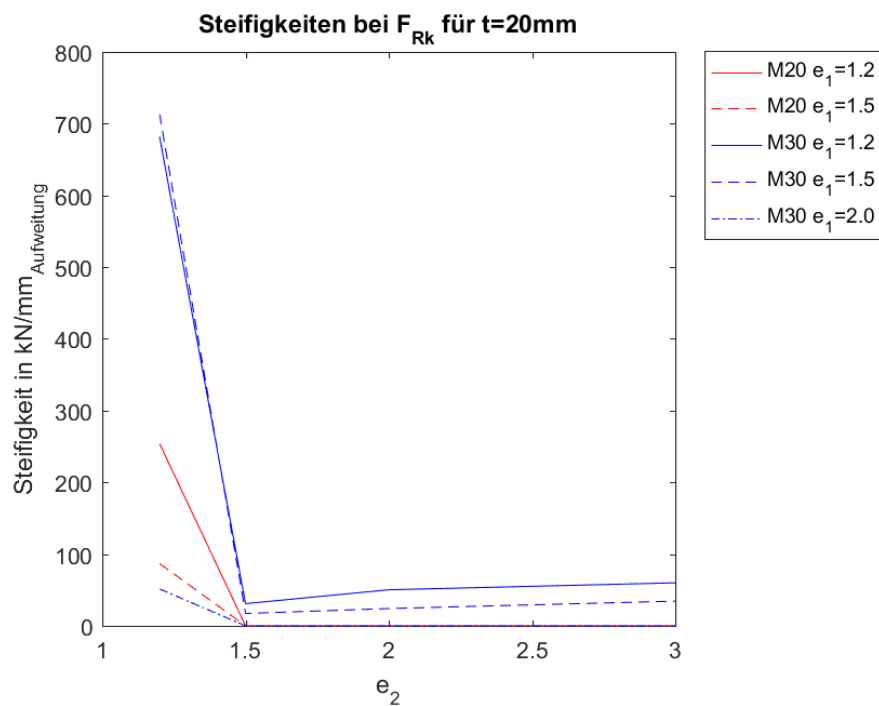


Abb. 4-46: Steifigkeiten bei  $F_{Rk}$  für  $t=20\text{ mm}$  - real

Wie auch in Kapitel 4.2.4.1 ergeben sich bei kleinen Randabständen  $e_2$  verhältnismäßig große Steifigkeiten, welche dann bei einer Vergrößerung des Randabstandes schlagartig abfallen. Die Verteilung der Steifigkeiten ist bei einem Bezug auf die Lochaufweitung linearer als bei einem Bezug auf die Gesamtverformungen der Lasche.

#### 4.2.4.3. Steifigkeit relativ

Es liegt die Möglichkeit nahe, dass die Verformungen der einzelnen Parameterkonfiguration von den Lochdurchmessern abhängig sind. Durch eine Auswertung der Steifigkeiten in Bezug auf prozentuelle Lochaufweitungen, soll dieser Zusammenhang herausgefiltert werden. Die prozentuelle Lochaufweitung ergibt sich aus dem Verhältnis:

$$\Delta d = \frac{d(t) - d_0}{d_0}$$

Formel 4-2: Prozentuelle bzw. relative Lochaufweitung

Die einzelnen Steifigkeiten für die Parameterkonfigurationen werden wiederum als Streudiagramm in der Abb. 4-47 dargestellt.

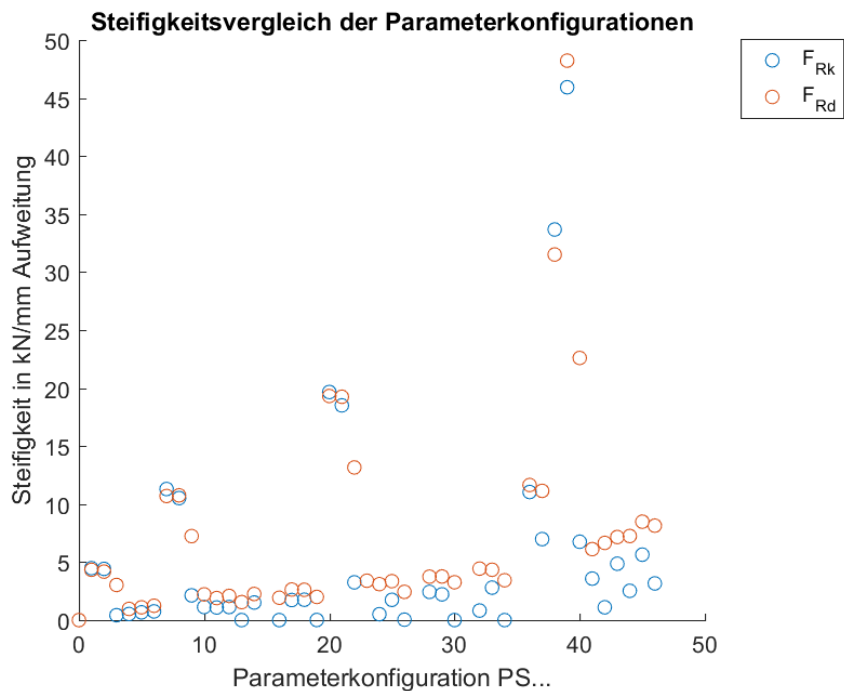


Abb. 4-47: relative Steifigkeitsverteilung der Konfigurationen

Die Steifigkeitsverteilung ist übereinstimmend mit jener der Kraft-Weg-Diagramme bzw. mit jener der reellen Lochaufweitungen. Es ist wiederum festzustellen, dass die Steifigkeiten bei einer Erhöhung der Blechdicke zunehmen.

Eine Betrachtung der Steifigkeiten in Abhängigkeit des Schraubendurchmessers bzw. der Randabstände (vgl. Abb. 4-48 und Abb. 4-49) ergibt ähnliche Kurven wie in den vorherigen Kapiteln, wobei die einzelnen Spitzen für die Parametervariationen genauer ausgeprägt sind. Dennoch ist wiederum der enorme Steifigkeitsverlust bei einer Steigerung des Randabstandes  $e_2$  feststellbar.

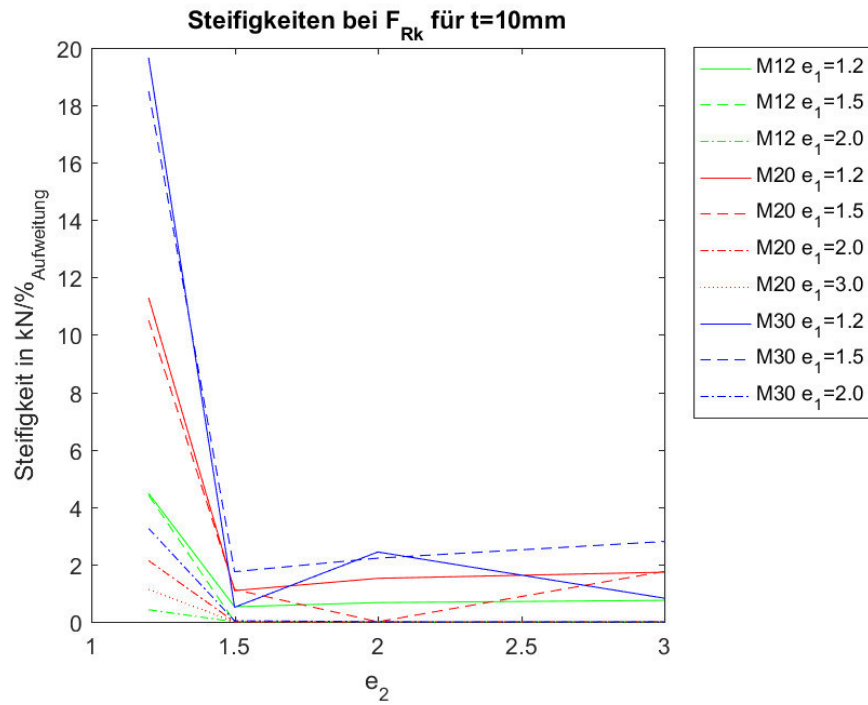


Abb. 4-48: relative Steifigkeiten bei  $F_{RK}$  für  $t=10\text{mm}$

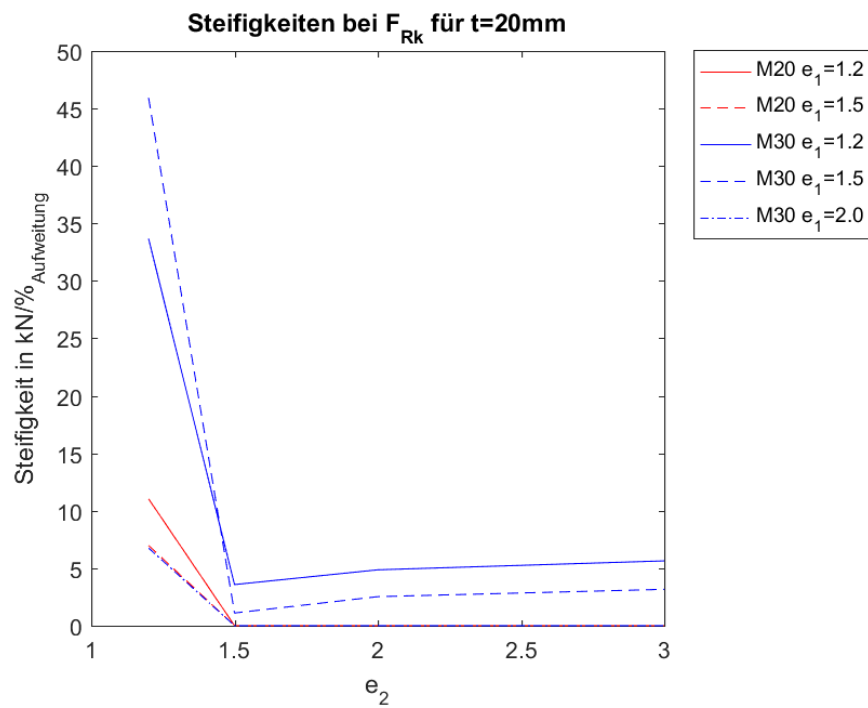


Abb. 4-49: relative Steifigkeiten bei  $F_{RK}$  für  $t=20\text{mm}$

Die auftretenden Steifigkeiten der einzelnen Parameterkonfigurationen in pro mm-Gesamtverschiebung, pro mm-Lochaufweitung und pro relative Lochaufweitung können der Tab. 4-6 entnommen werden.



PS	F_ULT (EN 1993-1-8)	F_ULT (FEA)	F_ULT (EN 1993-1-8)	F_ULT (FEA)	F_ULT (EN 1993-1-8)	F_ULT (FEA)
[-]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm_Aufw.]	[kN/mm_Aufw.]	[kN/%]	[kN/%]
1	205.530	122.426	434.009	252.480	4.335	4.479
2	182.254	101.914	370.328	259.230	4.181	4.416
3	93.504	6.009	139.122	12.571	3.028	0.421
4	14.828	5.606	30.595	11.618	0.964	0.524
5	16.957	7.231	35.513	16.666	1.103	0.668
6	18.023	7.339	39.113	19.152	1.238	0.747
7	291.063	166.980	609.368	362.051	10.699	11.301
8	265.999	142.983	547.904	266.623	10.755	10.518
9	137.525	13.021	193.057	26.441	7.243	2.132
10	26.210	8.387	29.006	16.637	2.220	1.128
11	15.054	8.533	33.749	14.883	1.898	1.087
12	16.329	8.179	35.745	14.737	2.085	1.127
13	15.868	1.619	22.164	3.157	1.551	0.001
14	16.300	12.895	40.931	25.331	2.251	1.514
15	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
16	17.925	0.625	33.968	0.982	1.929	0.002
17	18.044	10.811	44.531	29.492	2.634	1.729
18	17.822	12.059	48.638	29.068	2.614	1.758
19	18.979	1.169	37.770	2.152	1.998	0.010
20	311.111	166.980	623.642	351.923	19.321	19.664
21	281.116	147.343	550.231	297.199	19.255	18.511
22	150.290	12.670	206.925	25.379	13.161	3.255
23	21.416	0.000	28.068	0.000	3.395	0.000
24	15.131	6.555	32.293	11.221	3.099	0.507
25	15.816	7.596	34.295	13.743	3.355	1.747
26	15.948	1.304	21.656	2.397	2.435	0.035
27	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
28	16.027	12.206	39.562	23.940	3.744	2.433
29	16.716	10.276	40.118	19.063	3.760	2.219
30	24.302	0.339	36.419	0.589	3.261	0.005
31	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
32	17.838	4.657	42.889	23.317	4.437	0.823
33	17.776	10.638	46.766	26.919	4.339	2.800
34	19.969	0.388	41.228	1.136	3.435	0.002
35	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
36	301.486	108.671	497.372	254.010	11.649	11.041
37	230.973	25.818	484.695	86.729	11.143	6.983
38	535.012	316.712	1.025.473	682.080	31.520	33.677
39	493.715	285.603	1.353.292	713.416	48.238	45.942
40	288.823	23.930	343.608	51.386	22.599	6.755
41	30.141	17.453	64.578	30.885	6.118	3.578
42	51.578	11.001	73.391	17.162	6.654	1.103
43	31.881	24.758	76.326	50.214	7.161	4.862
44	59.340	13.931	83.073	24.050	7.250	2.526
45	57.493	29.133	81.955	59.938	8.485	5.641
46	57.395	16.301	92.954	34.388	8.143	3.163

Tab. 4-6: Steifigkeiten in kN/mm Verschiebung, kN/mm Lochaufweitung und kN/% Lochaufweitung

#### 4.2.5. Max. Hauptverzerrung am Laschenende

Aus den Steifigkeiten und den Hauptverzerrungen am Lochrand kann nicht auf den Versagensmodus der Lasche geschlossen werden. Bei großen Hauptzugdehnungen am Rand kann angenommen werden, dass sich ein Zugbruch einstellen wird, jedoch ist diese Annahme nicht immer richtig. Um die Versagensmodi Biege- bzw. Scherbruch herauszuarbeiten,

werden die Hauptverzerrungen am Laschenende ausgewertet. Dabei ist erkennbar, dass sich die Maxima der Hauptverzerrungen in der Laschenmitte befinden. Unter charakteristischer Belastung ist kein Unterschied hinsichtlich der Lage der maximalen Verzerrung bei einer Unterscheidung von Biege- und Scherbruch möglich (vgl. Abb. 4-50 und Abb. 4-51).

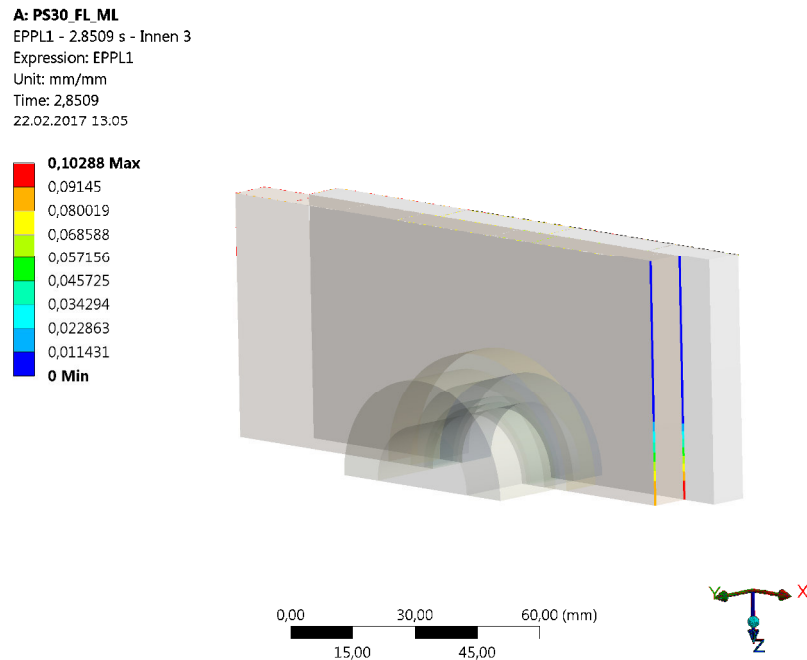


Abb. 4-50: Max. Hauptverzerrung am Rand PS30 (Biegebruch)

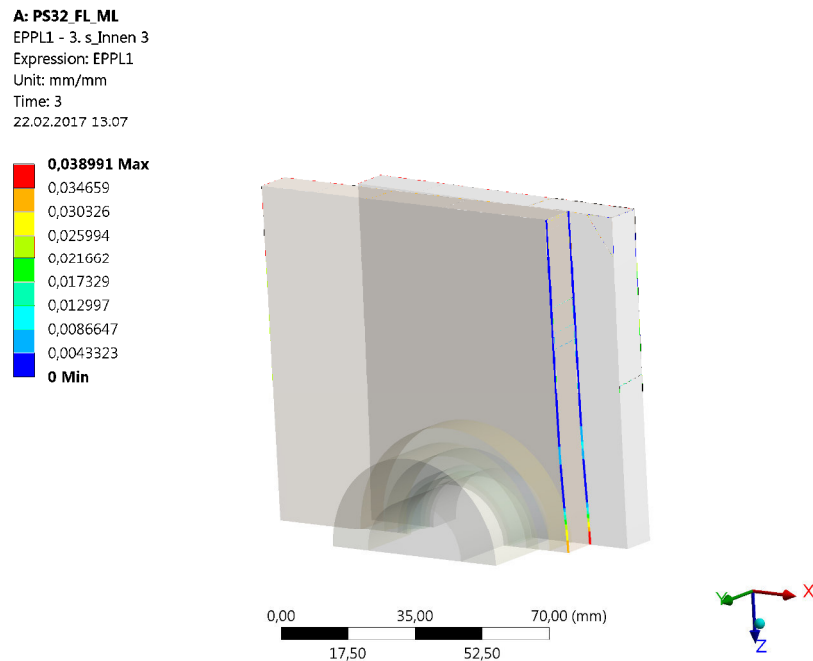


Abb. 4-51: Max. Hauptverzerrung am Rand PS32 (Scherbruch)

Eine Auswertung aller Parameterkonfigurationen ergibt, dass sich nicht bei jeder Konfiguration eine plastische Verzerrung am Laschenrand einstellt. Bei diesen Fällen handelt

es sich um Konfigurationen, bei denen es zu einem Zugbruch bzw. einem Versagen des Nettoquerschnittes kommt.

PS [-]	EPPL1 [mm/mm]
1	0.001
2	0.000
3	0.000
4	0.070
5	0.046
6	0.036
7	0.001
8	0.000
9	0.000
10	0.000
11	0.073
12	0.069
13	0.098
14	0.048
15	0.000
16	0.140
17	0.037
18	0.037
19	0.076
20	0.001
21	0.000
22	0.000
23	0.000
24	0.079
25	0.075
26	0.050
27	0.000
28	0.051
29	0.055
30	0.103
31	0.000
32	0.039
33	0.040
34	0.123
35	0.000
36	0.005
37	0.004
38	0.001
39	0.000
40	0.000
41	0.066
42	0.068
43	0.044
44	0.052
45	0.034
46	0.036

Tab. 4-7: Hauptverzerrungen am Laschenrand unter  $F_{Rk}$

Eine Darstellung dieser Hauptverzerrung in Abhängigkeit der Schraubendurchmesser bzw. des Randabstandes  $e_2$  zeigt, dass bei kleinen  $e_2$ -Abständen ( $e_2=1,2 \cdot d_0$ ) keine Verzerrungen

auftreten, was wiederum mit dem Nettoquerschnittsversagen bzw. Zugbruch zusammenpasst (vgl. Abb. 4-52 und Abb. 4-53).

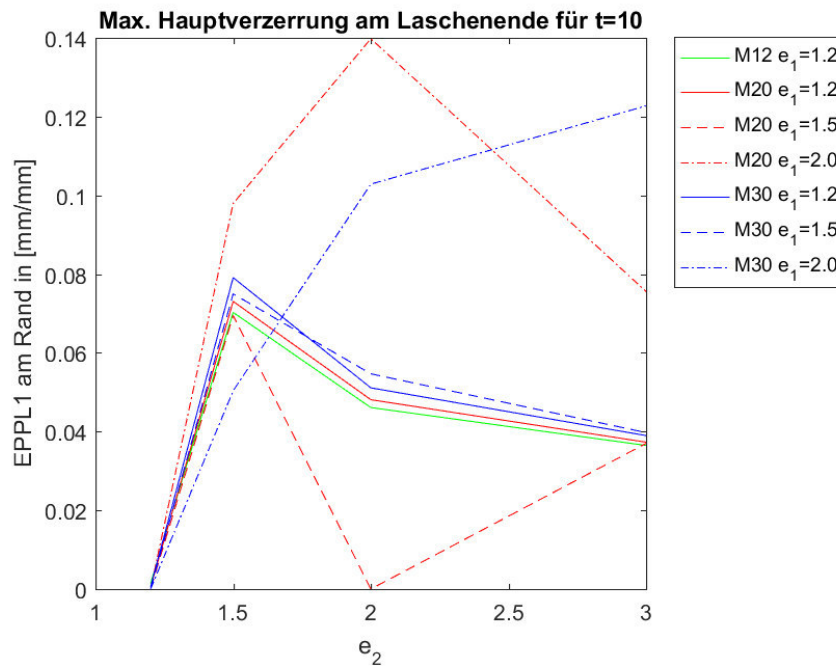


Abb. 4-52: Hauptverzerrungen am Laschenende unter charakteristischer Belastung für t=10mm

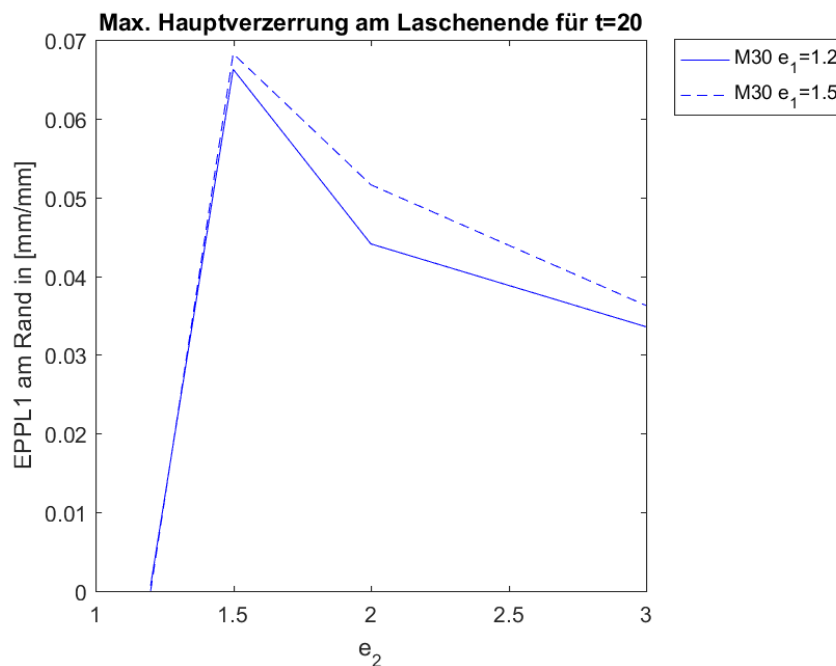


Abb. 4-53: Hauptverzerrungen am Laschenende unter charakteristischer Belastung für t=20mm

Bei einer Blechdicke von 10 mm und einem Randabstand  $e_1=2.0 \cdot d_0$  steigen die Verzerrungen bei einer Erhöhung des Randabstandes  $e_2$  von 1,5 auf  $2,0 \cdot d_0$  zunächst an. Bei der Schraube des Typs M20 kann der abfallende Ast jedoch schon festgestellt werden. Es kommt zu einem ähnlichen Verlauf wie bei kleinen  $e_1$ -Abständen. Werden diese klein gehalten, dann kommt

es zunächst zu einer Steigerung der Randverzerrung von 0 auf circa 7-8% mit einer anschließenden Abnahme bei einer Vergrößerung des Randabstandes  $e_2$ . Dieser abfallende Ast resultiert daraus, dass trotz einer Vergrößerung des Randabstandes  $e_2$  die gemäß ÖNORM zulässige charakteristische Traglast nicht zunimmt. Die Spannungen und Verzerrungen verteilen sich über einen größeren Bereich, weshalb die einzelnen Werte kleiner werden.

#### 4.2.6. Normalisierte Lochleibungsfestigkeit nach Draganić [14]

##### 4.2.6.1. Allgemeines

Im Forschungsbericht von [14] wurde eine umfassende Untersuchung von einschnittigen Schraubenverbindungen im Stahlbau durchgeführt. Zunächst wurde eine Reihe an Parameterkonfigurationen mittels Versuchen bis zur Bruchlast beansprucht. Anschließend wurde ein numerisches Modell aufgestellt, mit dem es möglich war die durchgeführten Versuche mittels einer FE-Untersuchung zu berechnen. Das Modell wurde anhand der Versuche kalibriert. Die wesentliche Erkenntnis war, dass bei einer Lochleibungsverbindung zum Teil sehr hohe Kräfte aufgebracht werden können, diese jedoch zu sehr großen Verformungen führen können.

Draganić berechnete die Modelle mit einem multilinearen Materialmodell, welches sich an einer Reihe von Zugversuchen einzelner Stahllamellen orientiert. Dieses Materialmodell ist dabei sehr realitätsnah, setzt jedoch die vorherige Untersuchung des verwendeten Stahls voraus. Die Berechnungen wurden kraftgesteuert durchgeführt, wobei sich die maximal aufgebrachte Last aus den Versuchen ergab. Sämtliche Versuche wurden bis zur maximalen Traglast durchgeführt und anschließend ausgewertet.

Für jede Berechnung wurde die Kraft-Lochaufweitungskurve ermittelt und anschließend in einem Diagramm dargestellt.

Zusätzlich wurde für jede Parameterkonfiguration der NBR (Normalized Bearing Resistance) ausgewertet. Der normalisierte Lochleibungswiderstand der ÖNORM EN 1993-1-8 berechnet sich anhand der Formel 4-3 und besagt, dass der normalisierte Lochleibungswiderstand, von  $d$ ,  $t$  und  $f_y$  unabhängig ist, bzw. die Lochleibungsfestigkeit in weiterer Folge linear zu diesen Parametern ist.

$$\bar{F}_{b,EN} = \frac{F_{b,Rd,EN}}{f_u \cdot d \cdot t}$$

Formel 4-3: Normalisierte Lochleibungsfestigkeit (EN 1993-1-8) lt. [14]

Die normalisierte Lochleibungsfestigkeit der FE-Berechnung ergibt sich analog zu:

$$\bar{F}_{FEA} = \frac{F_{FEA}}{f_u \cdot d \cdot t}$$

Formel 4-4: Normalisierte Lochleibungsfestigkeit (FE-Berechnung) lt. [14]

Diese anhand der Formel 4-3 und Formel 4-4 ermittelten normalisierten Lochleibungsfestigkeiten werden zum Vergleich der FE-Berechnung mit der ÖNORM EN 1993-1-8 aufgetragen und besagen, dass die gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 gültigen Lochleibungsfestigkeiten konservativ sind (vgl. Abb. 4-54).

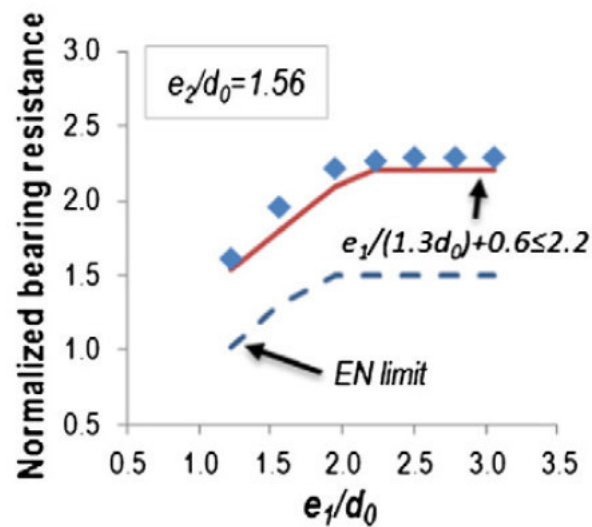


Abb. 4-54: Vergleich der NBR unter Traglast lt. Draganic [14]

Zusätzlich wurde ein Kriterium festgelegt, bei dem das Erreichen der Gebrauchstauglichkeitsgrenze erreicht wird. Gemäß [14] wird dieses Kriterium in der Studie mit 3mm Lochaufweitung, was einer Lochaufweitung von  $d_0/6$  (16,6%) entspricht, festgelegt (vgl. Abb. 4-55).

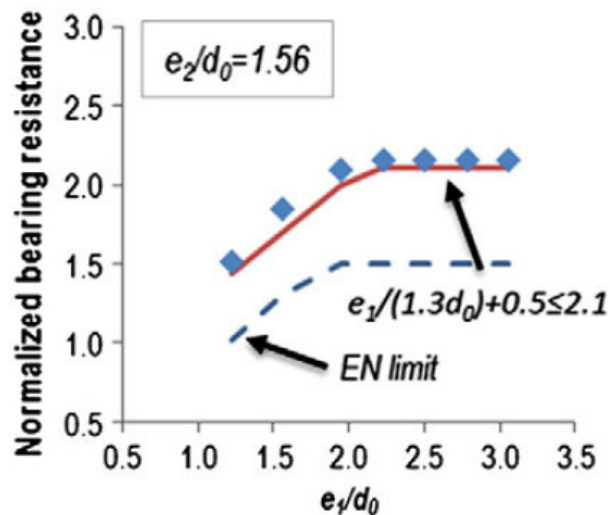


Abb. 4-55: Vergleich der NBR beim Erreichen der Gebrauchstauglichkeit lt. Draganić [10]

#### 4.2.6.2. Auswertung der NBR

In der vorliegenden Parameterstudie wird selten eine genaue Traglast erreicht. Teilweise wird die Last bis zu 30% über die gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 zulässige Traglast gesteigert, teilweise wird die Traglast des EN 1993-1-8 nur knapp bzw. gar nicht erreicht. Seitens des Bearbeiters wird daher beschlossen, mittels eines Grenzkriteriums der Lochaufweitung, den normalisiertem Lochleibungswiderstand mit dem Widerstand gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 zu vergleichen.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit, werden analog zu [14] verschiedene Grenzwerte für die Lochaufweitung betrachtet und der entsprechende normalisierte Lochleibungswiderstand gemäß Formel 4-4 ermittelt. Dazu wird mittels einer Interpolation die aufgebrachte Kraft bei der zugehörigen Lochaufweitung (vgl. Abb. 4-56) ausgewertet und zum normalisierten Lochleibungswiderstand umgerechnet. Bei den Parameterkonfigurationen, bei denen die gewählte Lochaufweitung von 16,6% nicht erreicht wird, wird die maximale Traglast am Ende der Last-Verformungskurve für die Berechnung des normalisierten Lochleibungswiderstandes verwendet.

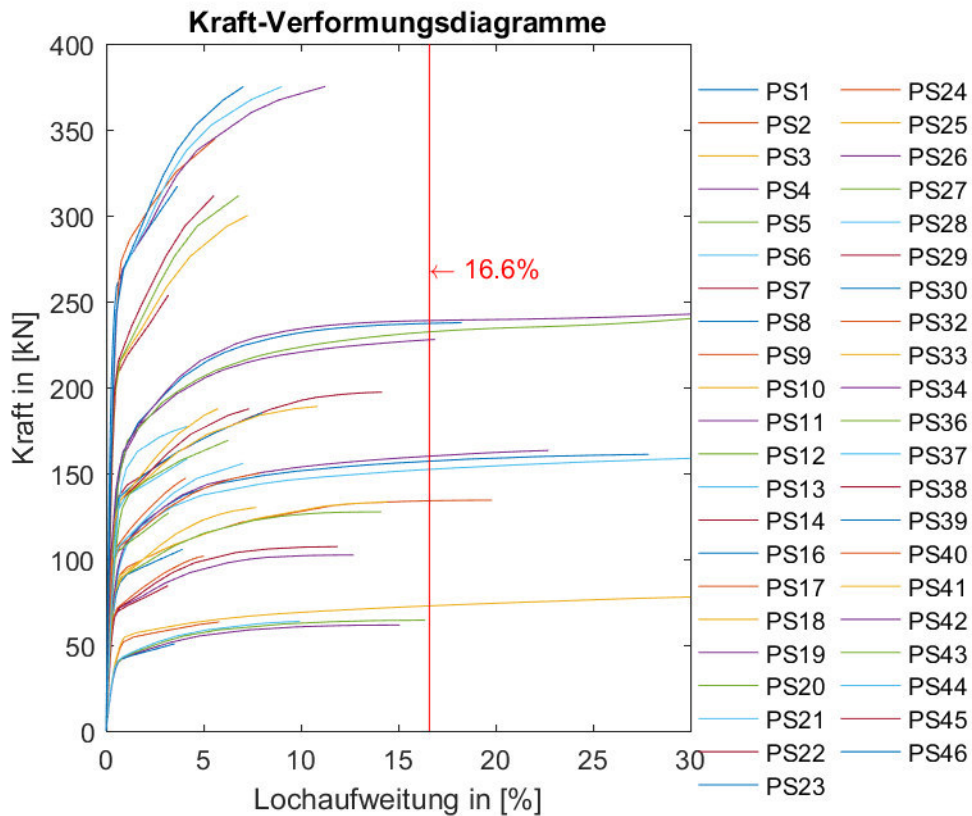


Abb. 4-56: Kraft-Lochaufweitungsdiagramme und 16,6 % Lochaufweitungs Grenze

Die beste Übereinstimmung der FE-Berechnung mit der gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 zulässigen maximalen Belastung zur Erfüllung des Lochleibungs- bzw. Nettoquerschnittsnachweises wird bei einer maximalen Lochaufweitung von 16,6 % erreicht (vgl. Abb. 4-57 bis Abb. 4-60). In den Abb. 4-57 bis Abb. 4-60 werden zusätzlich zum normalisierten Lochleibungswiderstand der FE-Berechnung bzw. des EN 1993-1-8 die vorgeschlagenen neuen Werte des Lochleibungswiderstandes nach Draganić angeführt.



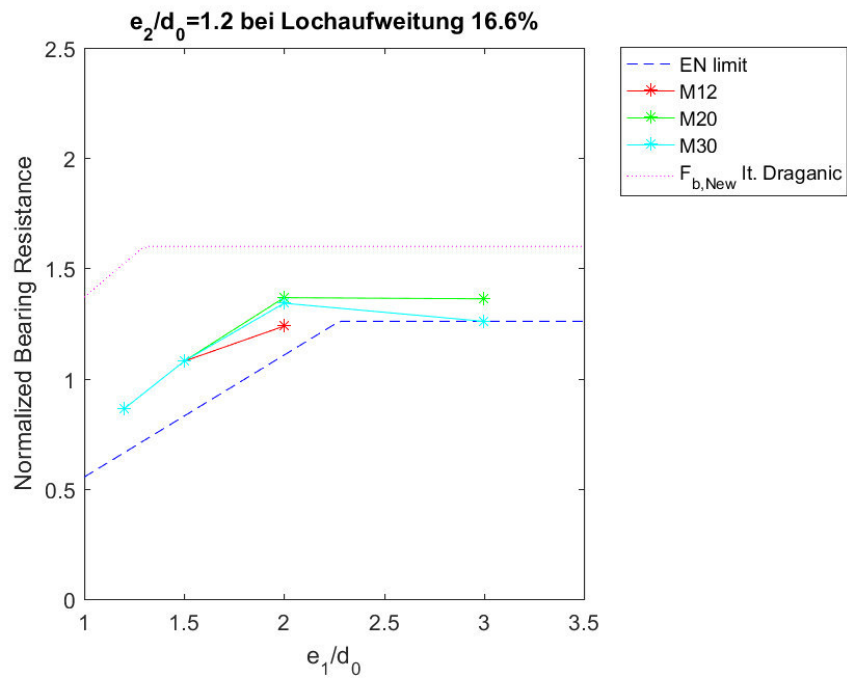


Abb. 4-57: Normalisierter Lochleibungswiderstand bei 16,6% Lochaufweitung für  $e_2=1.2 d_0$

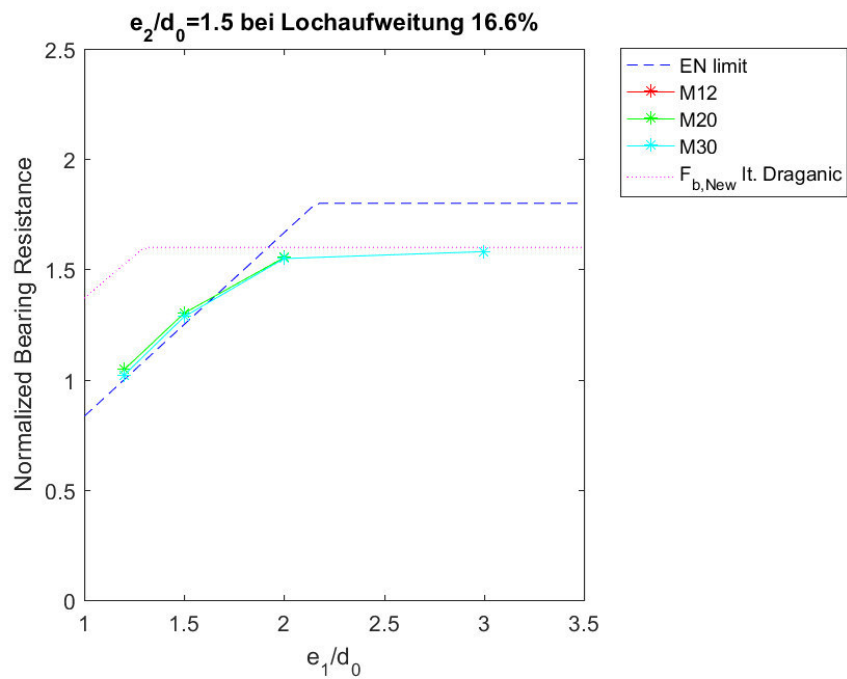


Abb. 4-58: Normalisierter Lochleibungswiderstand bei 16,6% Lochaufweitung für  $e_2=1.5 d_0$

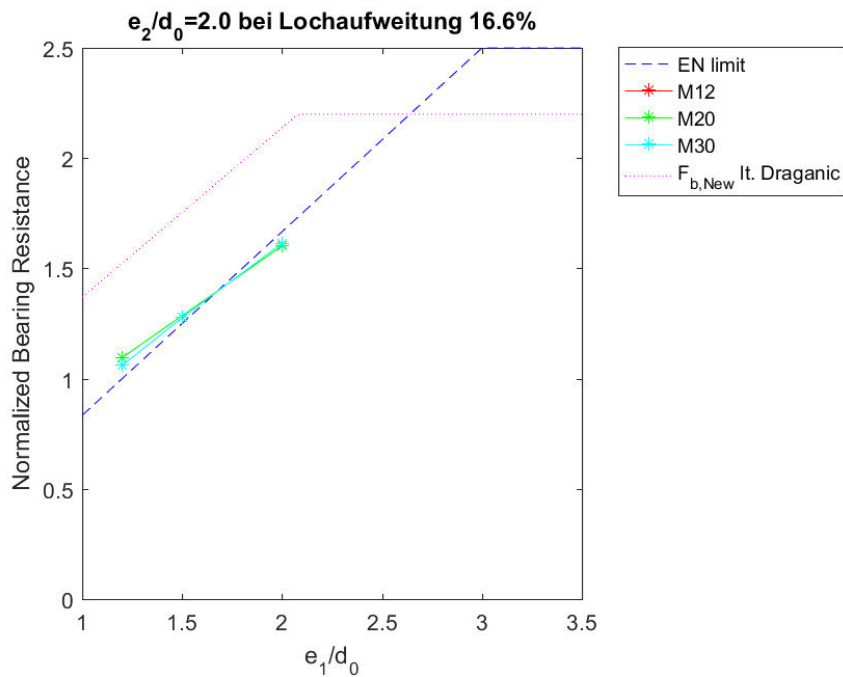


Abb. 4-59: Normalisierter Lochleibungswiderstand bei 16,6% Lochaufweitung für  $e_2=2.0 d_0$

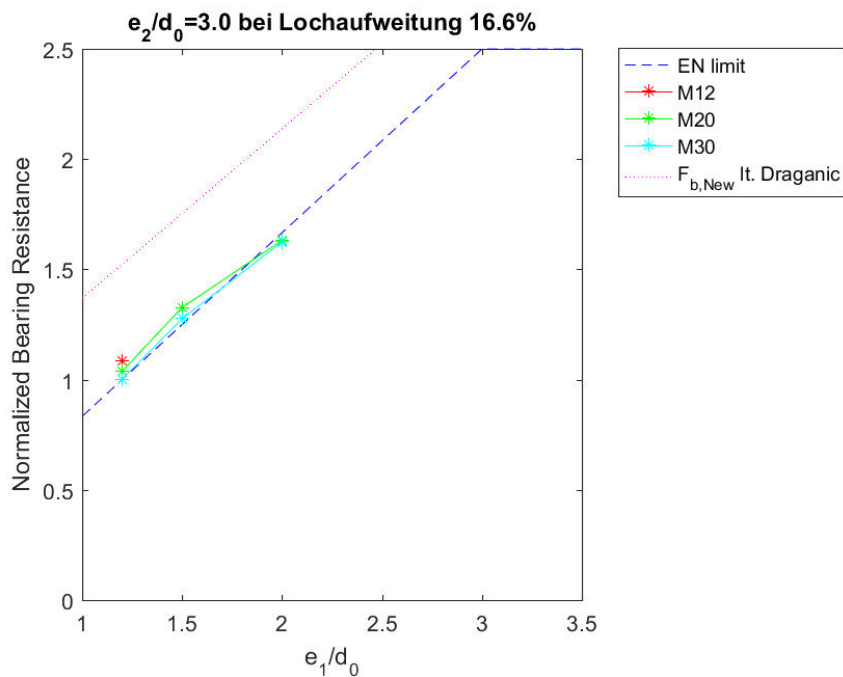


Abb. 4-60: Normalisierter Lochleibungswiderstand bei 16,6% Lochaufweitung für  $e_2=3.0 d_0$

Bei den Berechnungen It. Draganić [14] wurde der maximale normalisierte Lochleibungswiderstand gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 mit 1,5 begrenzt. Diese Grenze ist lediglich bei einschnittigen Verbindungen einzuhalten und tritt bei einer zweischnittigen Verbindung nicht auf. Die Grenzkurve (EN-Limit) der Abb. 4-57 bis Abb. 4-60 ergibt sich aus einer Kombination der Lochleibungsnachweise mit dem Nettoquerschnittsnachweis. Aus den Abb. 4-57 bis Abb. 4-60 ist ersichtlich, dass bei einem großem  $e_1/d_0$ -Verhältnis und

gleichzeitig kleinem  $e_2/d_0$ -Verhältnis, die FE-Berechnung bei einer Grenzlochaufweitung von 16,6 % konservative Ergebnisse liefert. Diese konservativen Ergebnisse resultieren aus dem kombinierten Lochleibungs- und Nettoquerschnittsversagen.

### 4.3. Zusammenfassung der Ergebnisse

Es wird festgehalten, dass die gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 zulässigen Lasten in der Regel mit einer FE-Berechnung unter Berücksichtigung des multilinenaren Materialverhaltens von Stahl und einer Modellierung mit charakteristischen Werkstoffkennwerten erreicht werden können. Unter der charakteristischen Belastung kommt es zu sehr großen Vergleichsverzerrungen, welche die Bruchdehnungen vom Stahl um ein vielfaches überschreiten. Diese großen Vergleichsverzerrungen werden durch die Kontaktpressungen und daraus folgender Stauchung, welche vorzeichenneutral bei der Berechnung der Vergleichsdehnungen berücksichtigt wird, hervorgerufen. Eine Auswertung der Hauptdehnung der einzelnen Parameterkonfigurationen ist nur in jenen Bereichen sinnvoll, in denen die Hauptdehnung radial zum Lochrand verläuft und keine Pressung vorhanden ist. Dennoch kommt es auch hier zu großen Hauptzugdehnungen, welche die maximale Bruchdehnung von Stahl überschreiten. Das zunächst angenommene Versagenskriterium der maximalen Hauptmembrandehnung mit einem Grenzwert von 5% erweist sich als sehr konservativ, da die gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 zulässigen Beanspruchungen nicht erreicht werden können.

Eine Auswertung der Kraft-Verformungskurven und in weiterer Folge der Steifigkeiten der einzelnen Parameterkonfigurationen ergibt sinnvollere Ergebnisse, da für alle Parameterkonfigurationen mit einem Randabstand  $e_2 \geq 1,5 \cdot d_0$  ähnliche Steifigkeiten beim Erreichen der maximalen Traglast auftreten. Für Randabstände  $e_2 \geq 1,5 \cdot d_0$  befindet sich die gemäß ÖNORM zulässige charakteristische Traglast am Ende der Traglastkurve. Die Steifigkeiten befinden sich unter charakteristischer Last in einer gewissen Bandbreite, die beispielsweise bei einer Blechdicke von 10mm auf ca. 30-40 kN/mm Lochaufweitung begrenzt werden kann. Bei größeren Blechdicken ergeben sich höhere Steifigkeiten pro mm Lochaufweitung, welche in direkt proportionalem Verhältnis zu den Steifigkeiten bei einer Blechdicke von 10 mm stehen.

Als zusätzliches Kriterium für die Nachweise beim Versagensmodus Biegebruch bzw. Scherbruch kann die maximale Hauptverzerrung am unbeanspruchten Laschenrand ausgewertet werden und mit den in 4.2.5 erzeugten Grenzlinien verglichen werden. Dieses Kriterium ist bei einem Zugversagen nicht verwendbar und daher nur bedingt anwendbar.

Des Weiteren ist festzuhalten, dass sich bei größer werdendem  $e_2/d_0$ -Verhältnis die maximale Hauptverzerrung 0 nähert. Dies resultiert aus der nicht mehr weiter steigenden maximalen Beanspruchung gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 bei gleichbleibender Dicke und  $e_1/d_0$ -Verhältnis.

Für die praktische Umsetzung eignet sich am ehesten eine Auswertung der maximalen Lochaufweitung unter dem jeweiligen Lastniveau. Es können maximale Lochaufweitungen für jedes beliebige Lastniveau festgelegt und mit den aus der FE-Berechnung resultierenden Lochaufweitungen verglichen werden. Dennoch gibt es auch bei den Lochaufweitungen sehr große Streuungen für den Maximalwert der Lochaufweitung unter charakteristischer Beanspruchung (0,5 % bis 44 %). Beim Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit kann die maximale Lochaufweitung von ca. 0,5 % als Grenzkriterium gesetzt werden.

Eine Auswertung der Kraft-Lochaufweitungskurven und Festlegung der maximalen Lochaufweitung unter charakteristischer Belastung mit 16,6 % ergibt bei einer Auswertung des normalisierten Lochleibungswiderstandes die beste Übereinstimmung mit den gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 zulässigen Beanspruchungen. Die erreichten normalisierten Lochleibungswiderstände unterschreiten zwar die gemäß Draganić neuen Lochleibungswiderstände, können jedoch auf die unterschiedlichen Konfigurationen zurückgeführt werden. Bei einer einschnittigen Verbindung kann nämlich ein Anteil der aufgetragenen Kraft direkt über die Schiefstellung der Schraube (axiale Zugbeanspruchung) abgetragen werden.

## 5. Traglastvergleich

Bei der kraftgesteuerten FE-Berechnung unter Berücksichtigung eines multilinearen Materialverhaltens mit isotroper Verfestigung ist es sehr gut möglich die Traglastkurven eines reellen Versuches nachzurechnen. Bei einer ausreichend genauen Vernetzung, wie sie im Rahmen dieser Arbeit verwendet wurde, kann im Regelfall die Traglast des EN 1993-1-8 ohne Weiteres erreicht werden. Eine gleichzeitige Betrachtung der Kraft-Lochaufweitungsdiagramme und der normalisierten Lochleibungswiderstandsdiagramme zeigt, dass es beim gewählten Grenzwert von 16,6 % Lochaufweitung teilweise noch Tragreserven im Vergleich zur EN 1993-1-8 gibt.

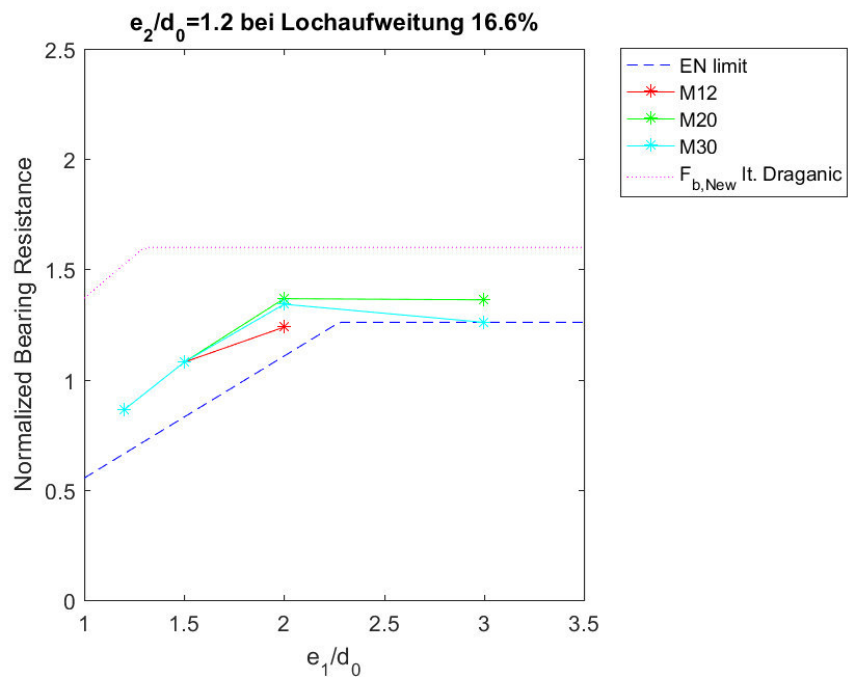


Abb. 5-1: NBR-Diagramm für  $e_2 = 1,2 d_0$

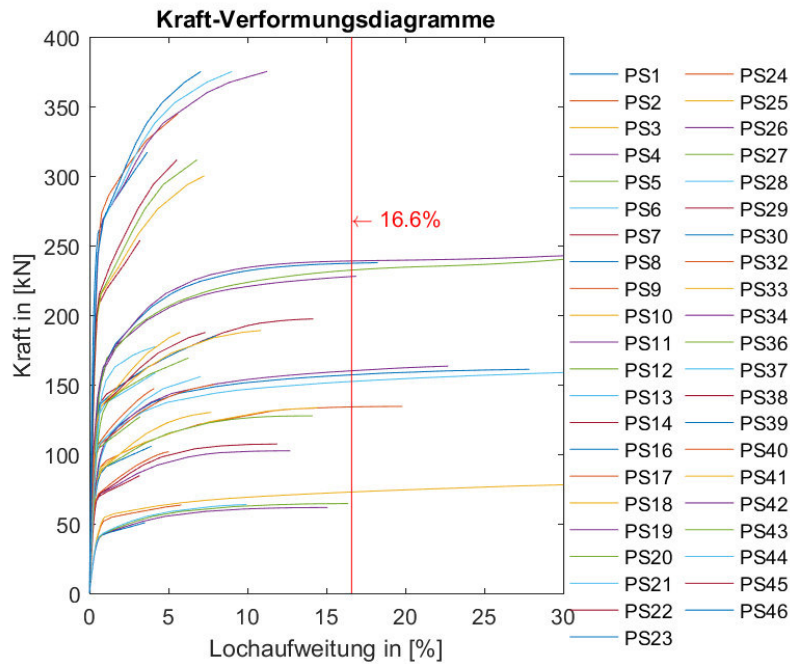


Abb. 5-2: Kraft-Lochaufweitungsdiagramme mit 16,6% Lochaufweitungs Grenze

Insbesondere bei kleinen  $e_1/d_0$  bzw.  $e_2/d_0$ - Verhältnissen gibt es deutliche Tragreserven und konservative Gleichungen zur Berechnung der Lochleibungstragfähigkeit in der ÖNORM EN 1993-1-8.

Die neuen Gleichungen nach Draganić konnten bei einer Berechnung der zweischnittigen Verbindung nicht vollständig bestätigt werden. Die auftretenden Unterschiede können dabei einerseits mit dem unterschiedlichen Tragverhalten von ein- bzw. zweischnittigen Verbindungen bei einem gleichzeitigem Schiefstellen der Schraube, andererseits mit der unterschiedlichen Definition des Materialverhaltens des Hauptwerkstoffs Stahl bei den Laschen begründet werden. Auch bei einer Eliminierung des Kennwertes  $f_u$ , bei der Berechnung des normalisierten Lochleibungswiderstandes, kommt es vor dem Erreichen der Fließfestigkeit bzw. Bruchfestigkeit zu unterschiedlichen Dehnungen bei gleicher Spannung im Werkstoff.

## 6. Zusammenfassung und Ausblick

Den Lochleibungsnachweis mittels einer FE-Berechnung zu erbringen, ist bei einer geeigneten Rechenleistung und bei geeigneter Software, welche in der Lage ist ein multilineares Materialverhalten mit kinematischer bzw. isotroper Wiederverfestigung und Kontaktdefinitionen abzubilden, durchaus möglich. Die, in der EN 1993-1-5 aufgeführten Grenzkriterien der 5% Hauptmembrandehnung bzw. das Erreichen des Maximums der Traglastkurve, sind praktisch nicht umsetzbar. Insbesondere die 5% Hauptmembrandehnung kann bei einer Berechnung eines Lochleibungsanschlusses unter einer gemäß ÖNORM EN 1993-1-8 zulässigen charakteristischen Beanspruchung nicht eingehalten werden. Eine Auswertung der maximalen Vergleichsdehnung führt aufgrund der auftretenden Drücke in der Kontaktfuge zwischen Schraube und Lasche zu sehr hohen Vergleichsdehnungen, welche durch die Stauchungen im Kontaktbereich hervorgerufen werden. Diese Vergleichsdehnungen (Werte über 50% Vergleichsdehnungen) stellen kein Versagenskriterium dar, sorgen aber für eine sehr aufwendige Berechnung. Eine Auswertung des normalisierten Lochleibungswiderstandes bei einer Lochaufweitung von 16,6 % zeigt, dass die Norm insbesondere bei kleinen  $e_1/d_0$ - bzw.  $e_2/d_0$ -Verhältnissen konservativ ist. Die neuen Gleichungen zur Bestimmung des Lochleibungswiderstandes nach Draganić können aufgrund der unterschiedlichen Modelle (ein- bzw. zweiseitig) nur bedingt bestätigt werden.

Die momentan gültigen Formeln zur Berechnung des Lochleibungswiderstandes sind bei kleinen  $e_1/d_0$ - und  $e_2/d_0$ -Verhältnissen konservativ und sollten angepasst werden. Im Rahmen einer umfangreichen Untersuchung kann der normalisierte Lochleibungswiderstand für unterschiedliche  $e_1$  und  $e_2$  weiter untersucht werden und neue Grenzkurven zur Festlegung des normalisierten Lochleibungswiderstand festgelegt werden, welche dann mit einer anschließenden Multiplikation mit dem Lochdurchmesser  $d_0$ , der Dicke  $t_0$  und der Bruchspannung  $f_u$  zur maximalen Beanspruchung für die einzelne Schraube führen. Des Weiteren ist die Gültigkeit dieser Grenzkurven bei mehrschnittigen Verbindungen und bei Verbindungsmittelgruppen zu untersuchen.





---

## 7. Literaturverzeichnis

- [1] C. Petersen, Stahlbau: Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten, Wiesbaden: Springer Vieweg, 2003.
- [2] Austrian Standards Institute/Österreichisches Normungsinstitut, *EN 1993-1-8 - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen*, Wien: Austrian Standards Institute/Österreichisches Normungsinstitut, 2012.
- [3] Stahl-Information-Zentrum, „Merkblatt 322 "Geschraubte Verbindungen im Stahlbau",“ 2012.
- [4] R. Zhu, „Lochleibung außenliegender Laschen,“ *Bauforschungsbericht*, 1990.
- [5] G. Lener, *Studienblätter zur Vorlesung Stahlbau WS 2015/2016*, Innsbruck: Leopold Franzens Universität Innsbruck - Fakultät für Technische Wissenschaften - Institut für Konstruktion und Materialwissenschaften - Arbeitsbereich Stahlbau und Mischbautechnologie, 2015/2016.
- [6] Austrian Standards Institute/Österreichisches Normungsinstitut, *EN 1993-1-5 - Eurocode 3 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile*, Wien: Austrian Standards Institute/Österreichisches Normungsinstitut, 2012.
- [7] Ansys Inc., *Ansys 17.2*, 2016.
- [8] The MathWorks, Inc., *Matlab 2016b*, 2016.
- [9] H. Mang und G. Hofstetter, *Festigkeitslehre*, Heidelberg: Springer Vieweg, 2013.
- [10] Boverket, „Boverkets handbok om stålkonstruktioner, BSK 07,“ 2007.
- [11] Austrian Standards Institute/Österreichisches Normungsinstitut, *EN 1999-1-1 - Eurocode 9: Bemessung und Konstruktion von Aluminiumtragwerken - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln*, Wien: Austrian Standards Institute/Österreichisches Normungsinstitut, 2014.
- [12] W. Rust, *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen - Kontakt, Geometrie, Material*, 1. Ausgabe Hrsg., Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2009, pp. 187-190.

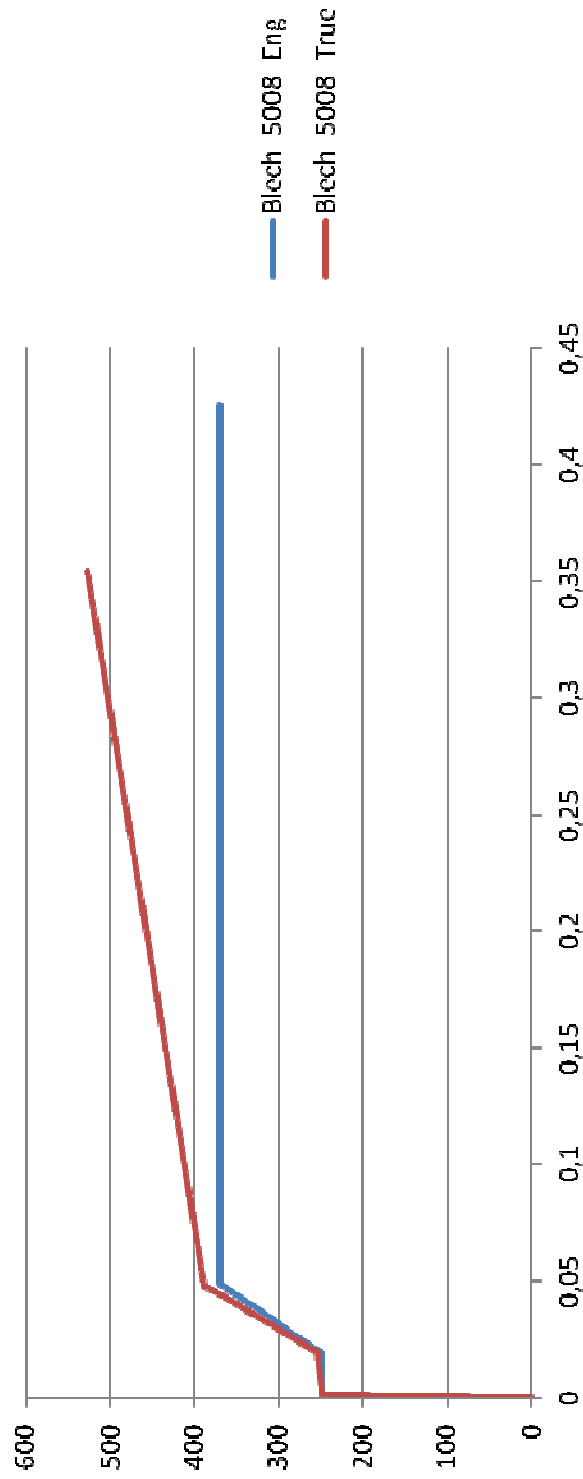
- 
- [13] C. Bode, „4.4 Kontaktprobleme,“ 08 03 2011. [Online]. Available: <http://prof.beuth-hochschule.de/fileadmin/user/bode/Lehre/CE-Fernstudium/4.4-Kontakt.pdf>. [Zugriff am 30 05 2017].
- [14] H. Draganić, T. Dokšanović und D. Markulak, „Investigation of bearing failure in steel single bolt lap connections,“ *Journal of Constructional Steel Research*, 2014.

## 8. Anhang A

### 8.1. Materialdefinition Blechtafel 5008 - multilinear

Ingenieursdehnung bzw. Ingenieursspannung		Wahre Dehnungen bzw. Wahre Spannungen	
$\sigma_{eng}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_{eng}$ [-]	$\sigma_{true}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_{true}$ [-]
0	0	0	C
10	4,7619E-05	10,0004762	4,7618E-05
20	9,5238E-05	20,0019048	9,5234E-05
30	0,00014286	30,0042857	0,00014285
40	0,00019048	40,007619	0,00019046
50	0,0002381	50,0119048	0,00023807
60	0,00028571	60,0171429	0,00028567
70	0,00033333	70,0233333	0,00033328
80	0,00038095	80,0304762	0,00038088
90	0,00042857	90,0385714	0,00042848
100	0,00047619	100,047619	0,00047608
110	0,00052381	110,057619	0,00052367
120	0,00057143	120,068571	0,00057127
130	0,00061905	130,080476	0,00061886
140	0,00066667	140,093333	0,00066644
150	0,00071429	150,107143	0,00071403
160	0,0007619	160,121905	0,00076161
170	0,00080952	170,137619	0,0008092
180	0,00085714	180,154286	0,00085678
190	0,00090476	190,171905	0,00090435
200	0,00095238	200,190476	0,00095193
210	0,001	210,21	0,0009995
220	0,00104762	220,230476	0,00104707
230	0,00109524	230,251905	0,00109464
240	0,00114286	240,274286	0,0011422
249,4	0,00118762	249,695192	0,00118691
249,4	0,0190519	254,154039	0,0188825
250	0,01920943	254,802357	0,01902726
260	0,02166817	265,633723	0,02143675
270	0,02412691	276,514264	0,02384045
280	0,02658564	287,44398	0,02623839
290	0,0290438	298,422871	0,02863059
300	0,03150312	309,450936	0,03101708
310	0,03396186	320,528176	0,03339789
320	0,0364206	331,654591	0,03577304
330	0,03887933	342,83018	0,03814257
340	0,04133807	354,054944	0,04050649
350	0,04379681	365,328883	0,04286484
360	0,04625555	376,651997	0,04521765
370	0,04871429	388,024286	0,04756492
370	0,425	527,25	0,35417181

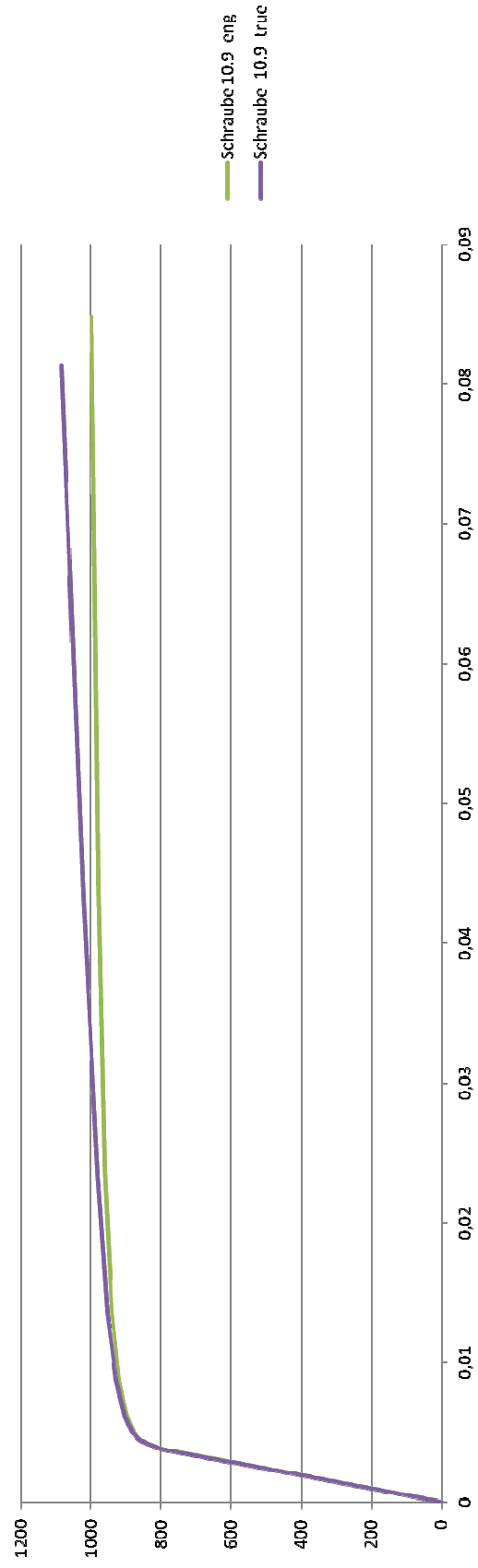
## Blech\_5008\_Materialmodell



## 8.2. Schraube 10.9 nach RAMBERG-OSGOOD

Ingenieursdehnung bzw. Ingenieursspannung		Wahre Dehnungen bzw. Wahre Spannungen	
$\sigma_{eng}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_{eng}$ [-]	$\sigma_{true}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_{true}$ [-]
0	0	0	0
20	9,5238E-05	20,0019048	9,5234E-05
40	0,00019048	40,607619	0,00019046
60	0,00028571	60,0171429	0,00028567
80	0,00038095	80,0304762	0,00038088
100	0,00047619	100,047619	0,00047608
120	0,00057143	120,068571	0,00057127
140	0,00066667	140,093333	0,00066644
160	0,0007619	160,121905	0,00076161
180	0,00085714	180,154286	0,00085678
200	0,00095238	200,190476	0,00095193
220	0,00104762	220,230476	0,00104707
240	0,00114286	240,274286	0,0011422
260	0,0012381	260,321905	0,00123733
280	0,00133333	280,373333	0,00133245
300	0,00142857	300,428571	0,00142755
320	0,00152381	320,487619	0,00152265
340	0,00161905	340,550476	0,00161774
360	0,00171429	360,617143	0,00171282
380	0,00180952	380,687619	0,00180789
400	0,00190476	400,761905	0,00190295
420	0,002	420,84	0,001998
440	0,00209524	440,921905	0,00209305
460	0,00219048	461,007619	0,00218808
480	0,00228571	481,097143	0,00228311
500	0,00238095	501,190476	0,00237812
520	0,00247619	521,287619	0,00247313
540	0,00257143	541,388571	0,00256813
560	0,00266667	561,493333	0,00266312
580	0,0027619	581,601905	0,0027581
600	0,00285714	601,714286	0,00285307
620	0,00295238	621,830476	0,00294803
640	0,00304762	641,950476	0,00304298
660	0,00314286	662,074286	0,00313793
680	0,0032381	682,201905	0,00323286
700	0,00333333	702,333333	0,00332779
720	0,00342857	722,468571	0,00342271
740	0,00352381	742,607619	0,00351762
760	0,00361905	762,750476	0,00361251
780	0,00371429	782,897143	0,0037074
800	0,0038189	803,073511	0,003802453
820	0,00398159	823,264907	0,00397369
840	0,00417863	843,510051	0,00416993
860	0,00450239	863,872051	0,00449228
880	0,00510106	884,488931	0,00508809
900	0,00628571	905,657143	0,00626604
920	0,00869843	928,002558	0,00866082
940	0,01364353	952,824915	0,01355129
960	0,02373034	982,781129	0,02345315
980	0,0441031	1023,22103	0,04315824
1000	0,0847619	1084,7619	0,08136052

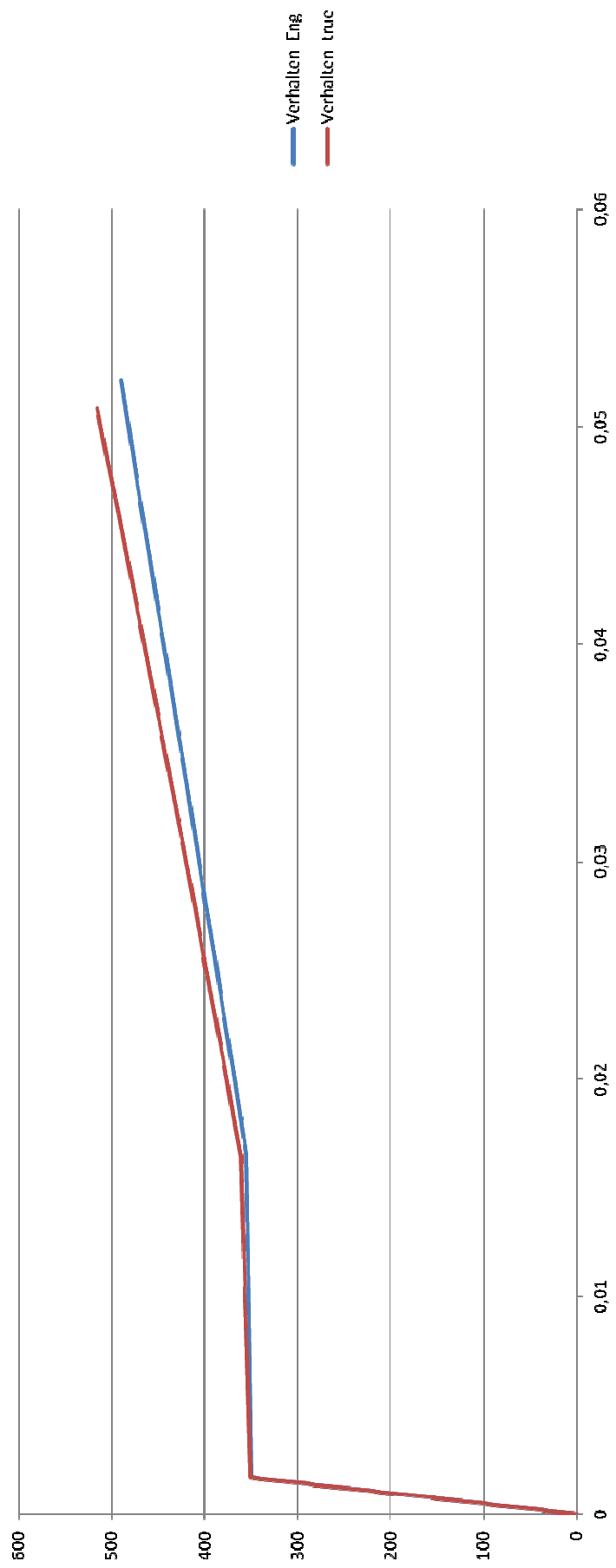
### Schraube\_10.9\_Materialmodell



### 8.3. Stahl S355 - multilinear

Ingenieursdehnung bzw. Ingenieursspannung		Wahre Dehnungen bzw. Wahre Spannungen	
$\sigma_{eng}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_{eng}$ [-]	$\sigma_{true}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\epsilon_{true}$ [-]
0	0	0	0
10	4,7619E-05	10,0004762	4,7618E-05
20	9,5238E-05	20,0019048	9,5234E-05
30	0,00014286	30,0042857	0,00014285
40	0,00019048	40,007619	0,00019046
50	0,0002381	50,0119048	0,00023807
60	0,00028571	60,0171429	0,00028567
70	0,00033333	70,0233333	0,00033328
80	0,00038095	80,0304762	0,00038088
90	0,00042857	90,0385714	0,00042848
100	0,00047619	100,047619	0,00047608
110	0,00052381	110,057619	0,00052367
120	0,00057143	120,068571	0,00057127
130	0,00061905	130,080476	0,00061886
140	0,00066667	140,093333	0,00066644
150	0,00071429	150,107143	0,00071403
160	0,0007619	160,121905	0,00076161
170	0,00080952	170,137619	0,0008092
180	0,00085714	180,154286	0,00085678
190	0,00090476	190,171905	0,00090435
200	0,00095238	200,190476	0,00095193
210	0,001	210,21	0,0009995
220	0,00104762	220,230476	0,00104707
230	0,00109524	230,251905	0,00109464
240	0,00114286	240,274286	0,0011422
250	0,00119048	250,297619	0,00118977
260	0,0012381	260,321905	0,00123733
270	0,00128571	270,347143	0,00128489
280	0,00133333	280,373333	0,00133245
290	0,00138095	290,400476	0,00138
300	0,00142857	300,428571	0,00142755
310	0,00147619	310,457619	0,0014751
320	0,00152381	320,487619	0,00152265
330	0,00157143	330,518571	0,0015702
340	0,00161905	340,550476	0,00161774
350	0,00166667	350,583333	0,00166528
355	0,01654762	366,874405	0,0164122
360	0,01786596	366,431746	0,01770874
370	0,02050265	377,585979	0,0202953
380	0,02313933	388,792945	0,02287567
390	0,02577601	400,952646	0,02544941
400	0,0284127	411,365079	0,02801654
410	0,03104938	422,730247	0,0305771
420	0,03368607	434,148148	0,03313112
430	0,03632275	445,618783	0,03567863
440	0,03895944	457,142152	0,03821967
450	0,04159612	468,718254	0,04075427
460	0,0442328	480,34700	0,04328246
470	0,04686949	492,02866	0,04580427
480	0,04950617	503,762963	0,04831974
490	0,05214286	515,55	0,0508280

### S355 - Wiederverfestigend





## 8.4. Parameterkonfigurationen

PS	d [mm]	e1	e2	t [mm]	Force_Rk [N]
1	12	1,2	1,2	10,00	39043
2	12	1,5	1,2	10,00	48804
3	12	2,0	1,2	10,00	65072
4	12	1,2	1,5	10,00	58800
5	12	1,2	2	10,00	58800
6	12	1,2	3	10,00	58800
7	20	1,2	1,2	10,00	65072
8	20	1,5	1,2	10,00	81340
9	20	2,0	1,2	10,00	108453
10	20	3,0	1,2	10,00	123480
11	20	1,2	1,5	10,00	98000
12	20	1,5	1,5	10,00	122500
13	20	2,0	1,5	10,00	163333
14	20	1,2	2	10,00	98000
15	20	1,5	2	10,00	122500
16	20	2,0	2	10,00	163333
17	20	1,2	3	10,00	98000
18	20	1,5	3	10,00	122500
19	20	2,0	3	10,00	163333
20	30	1,2	1,2	10,00	97608
21	30	1,5	1,2	10,00	122010
22	30	2,0	1,2	10,00	162680
23	30	3,0	1,2	10,00	185220
24	30	1,2	1,5	10,00	147000
25	30	1,5	1,5	10,00	183750
26	30	2,0	1,5	10,00	245000
27	30	3,0	1,5	10,00	264600
28	30	1,2	2	10,00	147000
29	30	1,5	2	10,00	183750
30	30	2,0	2	10,00	245000
31	30	3,0	2	10,00	367500
32	30	1,2	3	10,00	147000
33	30	1,5	3	10,00	183750
34	30	2,0	3	10,00	245000
35	30	3,0	3	10,00	367500
36	20	1,2	1,2	20,00	130144
37	20	1,5	1,2	20,00	162680
38	30	1,2	1,2	20,00	195216
39	30	1,5	1,2	20,00	244020
40	30	2,0	1,2	20,00	325360
41	30	1,2	1,5	20,00	294000
42	30	1,5	1,5	20,00	367500
43	30	1,2	2	20,00	294000
44	30	1,5	2	20,00	367500
45	30	1,2	3	20,00	294000
46	30	1,5	3	20,00	367500



## **Verpflichtungs- und Einverständniserklärung**

Ich erkläre, dass ich meine Masterarbeit selbständig verfasst und alle in ihr verwendeten Unterlagen, Hilfsmittel und die zugrunde gelegte Literatur genannt habe.

Ich nehme zur Kenntnis, dass auch bei auszugsweiser Veröffentlichung meiner Masterarbeit die Universität, das/die Institut/e und der/die Arbeitsbereich/e, an dem/denen die Masterarbeit ausgearbeitet wurde, und die Betreuerin/nen bzw. der/die Betreuer zu nennen sind.

Ich nehme zur Kenntnis, dass meine Masterarbeit zur internen Dokumentation und Archivierung, sowie zur Abgleichung mit der Plagiatssoftware elektronisch im Dateiformat pdf ohne Kennwortschutz bei der Leiterin bzw. beim Leiter der Lehrveranstaltung einzureichen ist, wobei auf die elektronisch archivierte Masterarbeit nur die Leiterin bzw. der Leiter der Lehrveranstaltung, im Rahmen derer die Masterarbeit abgefasst wurde, und das studienrechtliche Organ Zugriff haben.

Innsbruck, am 17.10.2017

.....

Manuel Vererfven, BSc