



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
WIEN

Diplomarbeit

Untersuchung zur Verbesserung des Crashverhaltens eines 2-Kammer-Profils

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines Diplom-Ingenieurs
unter der Leitung von

Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Michael Krommer
E325 Institut für Mechanik und Mechatronik

eingereicht an der Technischen Universität Wien
Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften
von

Simon Brötz



Wien, am 4. Mai 2017

Simon Brötz

Danksagung

Mein größter Dank gilt meinen Eltern, die mir dieses Studium ermöglicht haben. Durch ihre Unterstützung konnte ich den beruflichen Weg wählen, der mich schon immer am meisten interessiert hat. Sie haben mich immer ermutigt, das zu tun, was mir Freude bereitet und mir bei meinen Entscheidungen vertraut.

Meiner Freundin Christina danke ich, dass sie in der intensiven Zeit der Entstehung dieser Diplomarbeit für mich da war und mich begleitet hat.

Die Diplomarbeit ist im Rahmen eines Forschungsprojekts am *Leichtmetallkompetenzzentrum Ranshofen* entstanden. Mein Dank gilt meinen Kollegen der Abteilung Leichtbau. Ich habe mich bei ihnen sehr schnell eingelebt und viel von der positiven Atmosphäre profitiert. Bei Fragestellungen bin ich immer auf offene Ohren gestoßen, habe mir so viel neues Wissen aneignen können und Anregungen für neue Ideen bekommen. Besonders bedanke ich mich bei Matthias Hartmann für die Begleitung der Diplomarbeit und seine hervorragende fachliche Beratung.

Ebenso bedanken möchte ich mich bei Prof. Michael Krommer, der sich dazu bereit erklärt hat, diese Diplomarbeit zu betreuen und mir seine Zeit zur Verfügung gestellt hat.

Simon Brötz,

Wien, am 4. Mai 2017

Eidesstattliche Erklärung

Ich habe zur Kenntnis genommen, dass ich zur Drucklegung meiner Arbeit unter der Bezeichnung

Diplomarbeit

nur mit Bewilligung der Prüfungskommission berechtigt bin.

Ich erkläre weiters an Eides statt, dass ich meine Diplomarbeit nach den anerkannten Grundsätzen für wissenschaftliche Abhandlungen selbstständig ausgeführt habe und alle verwendeten Hilfsmittel, insbesondere die zugrunde gelegte Literatur genannt habe.

Weiters erkläre ich, dass ich dieses Diplomarbeitsthema bisher weder im In- noch im Ausland (einer Beurteilerin/einem Beurteiler zur Begutachtung) in irgendeiner Form als Prüfungsarbeit vorgelegt habe und dass diese Arbeit mit der vom Begutachter beurteilten Arbeit übereinstimmt.

Wien, am 4. Mai 2017

Simon Brötz

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	v
Abstract	vi
1. Motivation	1
1.1. Zielsetzung der Arbeit	2
2. Crashprofile	3
2.1. Überblick	3
2.2. 2-Kammer-Profil	5
3. Stand der Technik	7
3.1. Methode der Zugdreiecke	7
3.2. Kontinuumsmechanik	8
3.2.1. Mathematische Notation	8
3.2.2. Cauchy'scher Spannungstensor	9
3.2.3. Hauptspannungen	12
3.2.4. Verzerrungstensor	13
3.2.5. Gestaltänderungshypothese	14
3.2.6. Materialgesetz	15
3.3. FEM Schädigungsmodell	16
4. Methode	19
4.1. Zugdreiecke am 2-Kammer-Profil	19
4.1.1. Spline-Konstruktion	20
4.1.2. Nomenklatur Profile	21
4.2. Bewertungsmethoden	22
4.2.1. Energieabsorption und Stauchkraft	22
4.2.2. Faltenbildung	23
4.2.3. Versagen über die Wandstärke	23
4.2.4. Erodierte Elemente	24
4.3. Simulation	27
4.3.1. FEM Modell	27
4.3.2. Anwendung der Zugdreieckradien auf das 2-Kammer-Profil	44
4.3.3. Parameterstudie mit Zugdreieckradien	44
4.4. Stauchversuch	45

5. Ergebnisse	47
5.1. Simulation	47
5.1.1. Anwendung der Zugdreieckradien auf das 2-Kammer-Profil	47
5.1.2. Parameterstudie mit Zugdreieckradien	54
5.2. Stauchversuch	57
6. Diskussion	60
7. Zusammenfassung	64
8. Ausblick	65
Abbildungsverzeichnis	65
Tabellenverzeichnis	67
Literatur	69
Anhang A. Vernetzung	i
Anhang B. LS-DYNA Input Files	ii

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der Verbesserung des Crashverhaltens eines bestehenden 2-Kammer-Profils. Die für die Herstellung des Strangpressprofils verwendete hochfeste Aluminiumlegierung besitzt eine geringe Duktilität, was zur Folge hat, dass große plastische Verformungen während des Stauchvorgangs zur Rissbildung führt. Ziel der Arbeit ist die Minimierung dieser Rissbildung und eine damit verbundene Erhöhung der Energieabsorption durch spezielle geometrische Veränderungen des Profilquerschnitts.

Die Simulation des Stauchvorganges erfolgt mit der Software LS-DYNA unter Verwendung eines elastisch-plastischen Materialmodells und eines Schädigungsmodells zur Vorhersage von duktilem Materialversagen. Für das Simulationsmodell wird eine Netzstudie und eine Untersuchung zur Massenskalisierung durchgeführt. Die geometrische Veränderung des Profilquerschnittes basiert auf einer Methode zur Kerbformoptimierung, der *Methode der Zugdreiecke* nach Mattheck. Diese wird auf die Radien der T-Sektionen des Profils angewandt. Vorrangig werden die auftretenden Spannungspitzen in der ersten Falte im Profil analysiert und die Originalgeometrie mit der veränderten verglichen. Es wird gezeigt, dass durch die Geometrieänderung eine Verringerung der Spannungen bei Faltenbildung erreicht wird. Der Vergleich des Crashverhaltens der beiden Profilvarianten zeigt in der Simulation, dass dadurch ein geringeres lokales Materialversagen auftritt und die Energieabsorption erhöht wird. In einer Parameterstudie wird untersucht, welchen Einfluss unterschiedliche Größen der neuen Geometrievariante auf das Crashverhalten haben. Bei der Auswertung der Simulationen wird diesbezüglich ein Optimum gefunden.

Ein Stauchversuch zur Validierung der Simulationen wird durchgeführt. Die Ergebnisse des Versuchs zeigen eine verringerte Rissbildung, eine Erhöhung der Energieabsorption und bestätigen somit die Ergebnisse der Simulation. Es werden weitere Anwendungsgebiete der Geometrievariation auf Crashprofile und mögliche Ansätze für die weitere Verbesserung des 2-Kammer-Profils und des Simulationsmodells vorgeschlagen.

Astract

The Master's thesis at hand is dealing with the improvement of the crash behaviour of an existing two-chamber column. The high-strength aluminum alloy used for the production of this extrusion profile has a low ductility. Thus, during axial crushing crack formation occurs due to large plastic deformations. The objective of the present thesis is the minimisation of this crack formation as a consequence of increased energy absorption by means of special geometric modifications of the column T-shapes. The simulation of the crushing has been conducted with the software LS-DYNA using an elastic-plastic material modeling and a damage model for ductile failure prediction.

For the setup of the simulation model a mesh study and an investigation of the effects of mass scaling have been carried out. The geometric modification of the column T-shapes is based on a method for notch shape optimization, called *method of tensile triangles* according to Mattheck, which is being applied on the radii of the T-shapes of the profile. During wrinkle formation the occurring stress peaks in the first fold of the column are being analyzed and the original geometry is being compared with the altered geometry. It is shown that the geometry modification does cause a stress reduction in the T-shapes. The comparison of the simulated crash behaviour of the two types of columns shows that less failure occurs and the energy absorption is increased. In a parametric study the influence of different sizes of the new geometry on the crash behaviour is being investigated with the aim of finding the optimum.

In order to validate the simulation results experiments have been carried out, which do confirm the outcome of the simulation. As a conclusion additional fields of application of the new geometry on columns and possible approaches for further improvement of the two-chamber column as well as the simulation model are being proposed.

1. Motivation

Fahrzeugsicherheit wird im modernen Automobilbau großgeschrieben. Die Entwicklung der unfallvermeidenden Maßnahmen in den letzten Jahrzehnten hat aktive Systeme wie ABS oder ESP hervorgebracht, die mittlerweile zum Standard gehören. Dazu gesellen sich neuere Assistenzsysteme wie der Bremsassistent BAS, oder die Adaptive-Cruise-Control ACC, welche die Geschwindigkeit automatisch dem Verkehrsfluss anpassen, um eine Kollision mit dem vorderen Fahrzeug zu vermeiden. Ziel dieser Fahrdynamiksysteme ist es, menschliches Versagen als Einflussfaktor bei Verkehrsunfällen zu minimieren. Die Weiterentwicklung auf diesem Gebiet geht bis hin zum autonomen Fahren, das diesen Faktor unter Umständen zukünftig ganz eliminieren kann. Kommt es trotz aller elektronischen Hilfsmittel zu einer unvermeidbaren Kollision, bleibt nur mehr die Möglichkeit, per Sicherheitssysteme eine Minimierung der Unfallfolgen zu betreiben. Hier wird im Idealfall durch die Verformung des Fahrzeugs möglichst viel Energie absorbiert, ohne dass sich dabei die Fahrgastzelle deformiert. Auf diese Weise wird, in Verbindung mit Rückhaltesystemen wie Sicherheitsgurt, Gurtstraffer und diversen Airbags für eine minimale Verzögerung gesorgt und damit ein Schutz der Insassen gewährleistet. [1]

Aktuell stehen Automobilhersteller vor Herausforderungen wie den steigenden Energiepreisen und den immer strengeren Abgasnormen. Die Gesetzgeber begrenzen den erlaubten CO_2 Ausstoß und zusätzlich verlangt der Käufermarkt Fahrzeuge mit geringem Kraftstoffverbrauch, hohen Komfort- und Sicherheitsstandards. Der Konflikt dieser Anforderungen besteht darin, dass Sicherheits- und Komfortausstattungen zu höheren Fahrzeuggewichten führen, während eine Reduktion des Verbrauchs und der Emission von Schadstoffen unter anderem durch Leichtbau zu erreichen ist. Infolge dessen werden immer mehr Leichtmetalle im Fahrzeugbau verwendet. Aluminium bietet hier Vorteile wie eine Gewichtsersparnis von bis zu 40% gegenüber herkömmlichem Stahl [1] und ist zusätzlich beständig gegen Korrosion. Auch zum Recycling von Aluminium wird nur 5% der Energie benötigt, die zur Produktion dieses Metalls aufgebracht werden muss [2].

Ein Beispiel für eine moderne Aluminiumkarosserie ist die des Audi A8, zu sehen in Abbildung 1.1. Im Falle eines Frontalcrashes nehmen die rot eingezeichneten Teile die größten Kräfte auf, wobei die Lastpfade durch Pfeile angedeutet sind. Wie die aus Strangpressprofilen bestehenden Längsträger, die Last in Richtung Fahrzeugmitte ableiten zeigt Abbildung 1.1a. Im Crashfall sollen diese Bauteile durch Verformung Energie absorbieren und so kinetische Energie abbauen und gleichzeitig ein Auftreten von kritischen Kraftspitzen verhindern. Werden diese Anforderungen erfüllt, sind die Voraussetzungen für einen möglichst verträglichen Abbremsvorgang der Insassen gegeben. Wichtig dafür ist unter anderem eine regelmäßige, fortlaufende Faltenbildung beim Stauchvorgang der Strangpressprofile. Tritt dabei Rissbildung auf, so ist das Versagen unkontrolliert, das heißt, das Profil kann nicht mehr optimal Energie absorbieren und Verzögerungskräfte aufnehmen.

Während der Vorteil von Aluminium im Karosseriebau eindeutig in der Gewichtsreduktion liegt, so

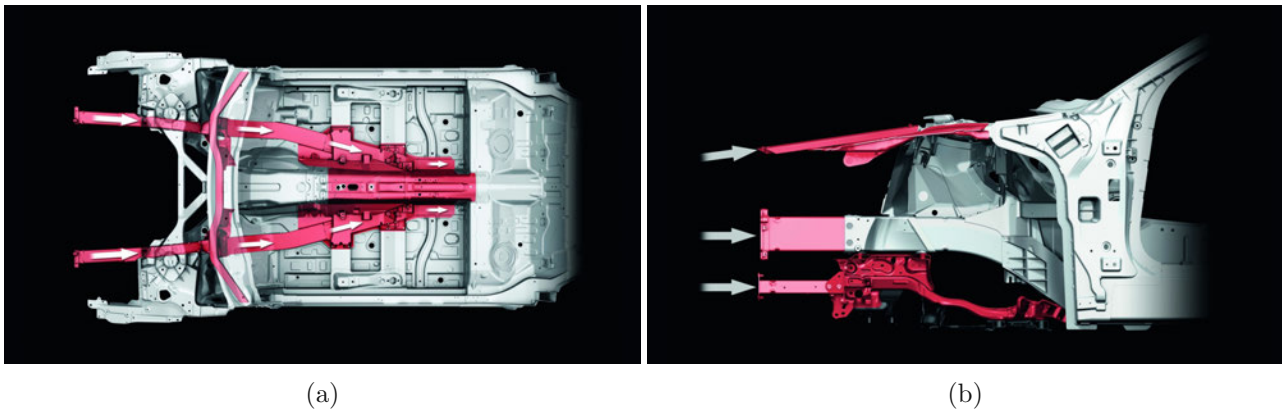


Abbildung 1.1.: Lastpfade im Crashfall, Audi A8 [3]

bringt die Verwendung des Werkstoffes auch Nachteile mit sich. Vor allem die geringe Duktilität dieses Metalls stellt, im Hinblick auf das Crashverhalten, eine Herausforderung für die Forschung und Entwicklung dar. Aufgrund von steigenden Leichtbauanforderungen verfolgen derzeitige Entwicklungsstrategien auf dem Gebiet der Aluminiumlegierungen vorrangig die Erhöhung der Fließgrenze [4]. Dies geht einher mit einer Verringerung der Duktilität, wodurch die Gefahr der Rissbildung steigt. Die Legierung allein bestimmt allerdings nicht das Crashverhalten eines Strangpressprofils, hier spielt die Geometrie eine entscheidende Rolle. Wie Untersuchungen zeigen, hat sie Einfluss auf Faltenverhalten, Energieabsorption und die Kraft, die aufgebracht werden muss um das Profil zu stauchen [5, 6, 7, 2]. Hier eröffnet sich die Frage, ob auch die Neigung zur Rissbildung durch spezielle Geometrieänderungen verringert und dadurch die Crashfähigkeit verbessert werden kann.

Neben dem Stauchversuch bietet sich zur Untersuchung und Verbesserung der Crashfähigkeit eines Strangpressprofils die Finite Elemente Methode (FEM) an. Numerische Simulation besitzt den Vorteil, dass sie sehr flexibel ist, was Material- und Geometrieänderungen betrifft. [2] Die Verwendung eines FEM Schädigungsmodells [8] ermöglicht die Vorhersage von lokalem Materialversagen bei der Faltenbildung.

1.1. Zielsetzung der Arbeit

Die Aufgabenstellung ist die Untersuchung des axialen Stauchverhaltens eines bestehenden Aluminium Strangpressprofils mit Hilfe der FEM. Im Vordergrund steht die Analyse der im Profilquerschnitt auftretenden Spannung während der Verformung, wobei konkret die erste Stauchfalte untersucht wird. Basierend auf den gewonnenen Erkenntnissen sollen Spannungsspitzen über die Variation der Geometrie verringert, und der Einfluss auf das Crashverhalten untersucht werden. In einer anschließenden Parameterstudie soll für das bestehende Profil ein Geometrie-Optimum gefunden werden. Ziel ist die Minimierung der Rissbildung im Profil beim Stauchvorgang.

2. Crashprofile

2.1. Überblick

Die wesentlichen Kenngrößen, mit denen sich die zahlreichen Untersuchungen auf dem Gebiet der Crashprofile beschäftigen, sind die Energieabsorption und die auftretende Stauchkraft. Das grundlegende Ziel bei der Auslegung von Crashprofilen ist einerseits das Erreichen einer hohen spezifischen Energieabsorption (SEA - *Specific Energy Absorption*) und andererseits eine Verringerung der Kraftspitze beim Stauchvorgang [7]. Um diese Anforderungen zu erfüllen muss ein Crashprofil eine regelmäßige, progressive Faltenbildung über den gesamten Stauchweg aufweisen [5]. Die möglichen Einflussfaktoren dafür sind die Geometrie und das Material des Profils [4]. Zur Bestimmung dieser Crasheigenschaften werden experimentelle, analytische und numerische Methoden verwendet. Crashprofile werden im Allgemeinen im Strangpressverfahren oder als Schweißkonstruktion hergestellt. Die Vielfalt der Geometrien ist dabei groß. Neben kreisförmigen [9, 10], quadratischen [9, 7] und rechteckigen Querschnitten gibt es z.B. auch Querschnitte in Dreieck-, Sechseck- [11], Achteck- und sogar Zehneckform [12]. Zusätzlich gibt es verschiedenste Ausführungen von Mehrkammerprofilen [9, 6, 10, 7, 11, 13], bei denen der Querschnitt durch Mittelwände unterteilt wird. Eine spezielle Form von Mehrkammerprofilen sind Aluminiumprofile, die zusätzlich mit Schaum gefüllt werden, um die Energieabsorption zu erhöhen [2, 6].

Die grundlegende Querschnittsform und die Anzahl der Kammern eines Crashprofils hat einen großen Einfluss darauf, wieviel Energie beim Stauchen absorbiert werden kann. Der Vergleich mit Hilfe einer numerischen Simulation von drei Profilen, mit dem selben Gewicht und der selben Länge, aber unterschiedlicher Querschnittsform laut Abbildung 2.1, verdeutlicht das. Zwei der Profile sind mit quadratischem Querschnitt ausgeführt, wobei eines in vier gleich große Kammern unterteilt ist. Das dritte Profil besitzt einen Kreisquerschnitt mit dem Durchmesser gleich der Seitenlänge der beiden Quadratprofile. Dem Profil ist zusätzlich ein Zylinder mit dem halben Durchmesser eingeschrieben, der durch vier Wände, die radial im gleichen Abstand ausgerichtet sind, mit dem Außenzylinder verbunden ist. Die Wandstärke aller drei Profile ist dabei unterschiedlich. Das kreisförmige Profil besitzt gegenüber dem quadratischen 1-Kammer-Profil ein knapp 2.5-faches an spezifischem Energieabsorptionsvermögen. Das quadratische 4-Kammer-Profil dagegen, steigert die SEA durch die Unterteilung der Geometrie auf das ca. 1.7-fache des 1-Kammer-Profils. Die Kraftspitze, die beim Stauchen auftritt kurz bevor die Profile zu Beulen beginnen, erfährt hingegen eine vergleichbar niedrige Steigerung, was auch für eine Verbesserung der Crasheigenschaften spricht. [9]

Grundlegend gilt, je mehr Kammern ein Profil besitzt, desto mehr Energie, bezogen auf seine Masse, kann es absorbieren [11, 7, 9, 6, 10]. Mehr Falten heißt, dass mehr Deformation stattfindet, was zu einer höheren Energieabsorption führt [9]. Diese Tatsache kann z.B. genutzt werden, indem mehr Ecken

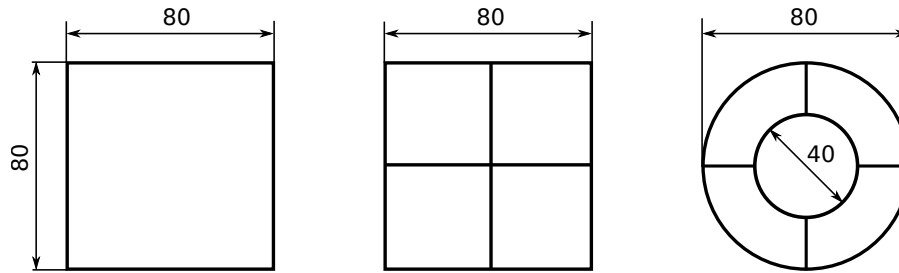


Abbildung 2.1.: Unterschiedliche Querschnitte, Maße in mm [9]

in einen Profilquerschnitt eingebracht werden, um die Anzahl der Falten zu erhöhen [14].

Dabei hat der Winkel mit dem in diesen Ecken die Profilwände zueinander stehen, noch eine Auswirkung auf die SEA. Beim Aufeinandertreffen von zwei Profilwänden ruft ein Winkel von 90° die höchste durchschnittliche Stauchkraft hervor. Dies gilt auch für Profilwände, die sich sozusagen kreuzen. Bei T-Sektionen führt ein Winkel von 120° der drei Profilwände zueinander zur höchst möglichen spezifischen Energieabsorption. [12]

Der Einfluss der Wandstärke eines Profils wirkt sich auf sein Crashverhalten dahingehend aus, dass sich die SEA mit steigender Dicke der Profilwände erhöht. Allerdings gilt dies auch für die erste auftretende Kraftspitze [2, 9]. Eine obere Begrenzung der Dicke existiert dadurch, dass beim Stauchen von zu dickwandigen Profilen globales Knicken, vor lokalem Beulen der Kammern, eintritt [9].

Untersuchungen von Aluminiumprofilen mit einer Füllung aus Aluminiumschaum zeigen, dass durch dieses Konzept die spezifische Energieabsorption erhöht werden kann. Während mit steigender Dichte des verwendeten Schaums sich die SEA weiter erhöht, tritt aber gleichzeitig ein Verlust der Fähigkeit zur Verformung auf. [2] Beim Vergleich von schaumgefüllten Profilen mit Mehrkammerprofilen zeigt sich allerdings, dass Mehrkammerprofile eine 50-100% höhere SEA besitzen und somit die attraktivere Variante darstellen [6].

Beim Crashverhalten eines Profils spielen die Materialeigenschaften eine große Rolle. Bei Strangpressprofilen aus Aluminium muss das Gefüge möglichst fein sein, damit die Rissbildung beim Falten des Profils verhindert wird. Grobes Korn im Material wirkt sich negativ auf das Crashverhalten aus. Abgesehen von der chemischen Zusammensetzung der Legierung und den Verarbeitungsschritten, wie z.B. der Umformung beim Verpressen, haben die Homogenisierungstemperatur und die Blocktemperatur vor dem Strangpressen wesentlichen Einfluss auf die Werkstoffeigenschaften. [4] Dies geht teilweise so weit, dass der Stauchweg, der für das Ausbilden einer Falte benötigt wird, abhängig von der Wärmebehandlungen des Materials ist. Das bedeutet, die Werkstoffeigenschaften können derart variieren, dass sich beim selben Stauchweg von zwei Profilen, aus derselben Legierung, aber mit zwei unterschiedlichen Wärmebehandlungen, unterschiedlich viele Falten bilden. [2]

Crashversuche werden, ob experimentell oder numerisch, als dynamischer oder quasi-statischer Versuch durchgeführt. Beim quasi-statischen Versuch wird, gegenüber dem dynamischen Versuch, das Profil mit niedriger Geschwindigkeit gestaucht. Dieser Stauchversuch stellt einen Ersatz für den dynamischen Crashtest dar und liefert eine vergleichsweise gute Aussage über die dynamische Crashfähigkeit eines Profils. [4, 2]

Erste analytische Berechnungen von Crashprofilen beschäftigen sich mit der Bestimmung der Kraft,

die aufgebracht werden muss, um eine Falte in einem Rohr bei axialem Stauchen auszubilden. Anhand der geometrischen Beschreibung der Faltenbildung im *Concertina* Mode wird in Verbindung mit Materialgesetzen die Energie, die für diese Verformung aufgebracht werden muss, angeschrieben und weiter der Zusammenhang der axialen Stauchkraft mit dieser Verformung hergeleitet. [15] Neuere analytische Methoden ermöglichen die Berechnung der Energieabsorption von Profilen mit rechteckigem Querschnitt [16] und durch die geometrische Beschreibung von Faltvorgängen an verschiedensten Winkelementen, sogar die Berechnung von diversen Mehrkammerprofilen mit erstaunlicher Genauigkeit [17, 6, 10, 13, 18].

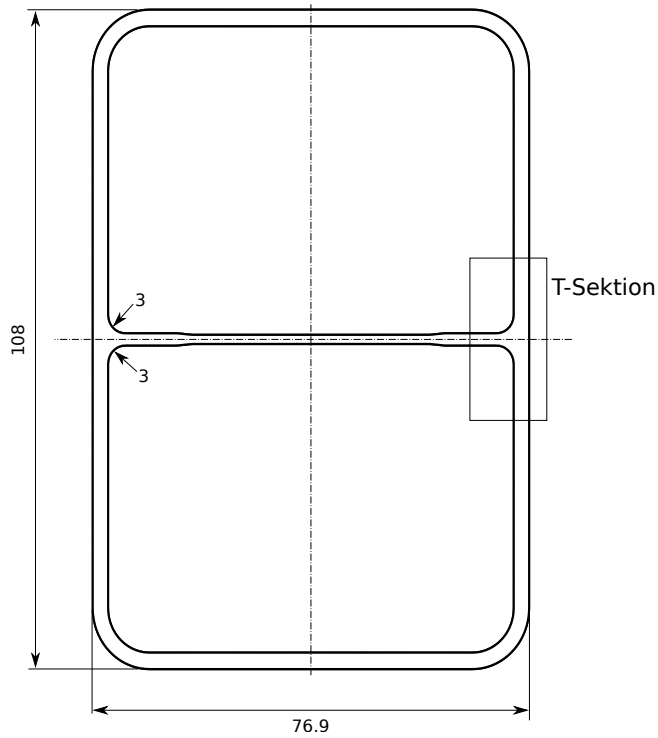
Die FEM stellt durch steigende Rechenleistung ein attraktives Mittel zur Auslegung und Optimierung von Crashprofilen dar. Untersuchungen bestätigen, dass die numerische Simulation sehr gut mit Versuchen übereinstimmt [19, 10, 13]. Die Berechnungen erfolgen generell explizit und werden mit dynamischen [12, 20], wie auch mit quasi-statischen [19, 10, 13] Lasten durchgeführt. Die Vernetzung der Profile erfolgt dabei mit Shell Elementen mit einer Kantenlänge im Millimeterbereich. Durch entsprechende Materialmodelle ist es sogar möglich, den Stauchvorgang von Profilen mit Schaumfüllung zu simulieren [6]. Bei den studierten Literaturstellen ist auffallend, dass bei diversen Untersuchungen von Profilgeometrien per FEM lokales Materialversagen beim Faltvorgang nicht berücksichtigt wird [19, 20, 18, 7, 10, 6, 12, 14, 21].

2.2. 2-Kammer-Profil

Abbildung 2.2 zeigt die Hauptabmessungen des 2-Kammer-Profils, das im Rahmen dieser Arbeit untersucht wird. Wie in 2.2a zu sehen, teilt eine Mittelwand das Profil in zwei Kammern. Der Querschnitt ist um zwei Achsen symmetrisch und das Profil besitzt eine Länge von 300mm. An der Innenseite der T-Sektionen, die die Mittelwand mit der Außenwand verbinden, befinden sich Radien von 3mm.

Das 2-Kammer-Profil wird im Strangpressverfahren aus der hochfesten Legierung AA6082 hergestellt. Die Festigkeitsklasse dieses Aluminiums wird als *C28* bezeichnet. *C* steht dabei für *Crashklasse* und *28* für eine Dehngrenze von 281-320 MPa. Bei Profilen der Klasse C müssen Kennwerte wie z.B. Lang- und Kurzzeitwärmestabilität und eben auch das Crashverhalten höchsten Anforderungen entsprechen. Gefordert wird dabei ein schönes, regelmäßiges Falten ohne Rissbildung im Material. [4, 22]

Beim Stauchen des Profils stellen die T-Sektionen den Problembereich dar. Hier treten Durchrisse auf, die massiven Einfluss auf die Faltenbildung und auf die Energieabsorption haben. Ein Beispiel für ein lokales Versagen der Profilmwand ist in Abbildung 2.2c zu sehen. In der Mitte des Profils ist an der T-Sektion ein Riss in der Außenwand zu erkennen. Dieser ist mit einem roten Pfeil gekennzeichnet. Durch die Beanspruchung dieses Bereichs bei der abwechselnden, asymmetrischen Faltenbildung der Profilkammern, tritt durch hohe plastische Verformung Versagen auf. Eine andere Form des Versagens, die beim Stauchen des Profils auftritt, zeigt Abbildung 2.2d. Durch das Abreißen der Mittelwand im Bereich der T-Sektionen beginnen die Kammern des Profils symmetrische, durchgehende Falten auszubilden. Dieses Verhalten ist unerwünscht. Ein ideales Crashbild des 2-Kammer-Profils ist eine regelmäßige, asymmetrische Faltenbildung ohne Risse in den T-Sektionen.



(a) Querschnitt mit T-Sektion, Abmessungen in mm



(b)



(c) Durchrisse in der T-Sektion



(d) Symmetrische Faltenbildung

Abbildung 2.2.: 2-Kammer-Profil

3. Stand der Technik

3.1. Methode der Zugdreiecke

Die *Methode der Zugdreiecke* [23] ist eine grafische Methode zur Kerbformoptimierung. Spannungserhöhungen, wie sie bei herkömmlichen Kerbradien auftreten, können so minimiert werden. Die Methode basiert auf einer Optimierungsstrategie, die der Natur nachempfunden ist. Um potentielle Stellen für Versagen zu verringern, wachsen z.B. Bäume an höher belasteten Stellen stärker, sie bringen also mehr Material auf und erhöhen ihre Stabilität. Während dieses Optimierungskonzept die Computer Aided Optimization Method verfolgt, stellt *Mattheck* in [24] mit der *Taschenrechnermethode* eine analytische Kerbformoptimierung vor, die ohne Finite Elemente Methode anwendbar ist. Die Methode der Zugdreiecke geht in dieser Entwicklung noch einen Schritt weiter und liefert eine Vorgehensweise, die ohne Softwareunterstützung oder analytische Berechnung eine optimierte Kerbform sehr genau annähert [23].

Abbildung 3.1 zeigt links einen herkömmlichen Kerbradius mit $r = l_{rad}$ in schwarz und eine entsprechende Zugdreieckerbe in grau. Die Pfeile deuten die Ausrichtung der Kerbform für die größere Belastung an. Die Konstruktion der optimierten Kerbe erfolgt nach Abbildung 3.1 rechts. Das Zugdreieck ① wird mit einer Kantenlänge l_{rad} , die gleich dem normalen Kerbradius ist, eingezeichnet. Zur Konstruktion des Zugdreiecks ② dient ein Kreissegment als Hilfslinie. Dessen Mittelpunkt ist die Schnittlinie der Basis des Zugdreiecks ① mit der Vertikalen. Der Radius des Kreissegments ist gleich der halben Basis dieses Dreiecks. Die Punkte, an denen das Kreissegment die Vertikale und die Basis von ① schneidet, werden miteinander durch eine Gerade verbunden. Diese Linie bildet folglich die Basis von Zugdreieck ②. Zugdreieck ③ wird auf die selbe Weise, durch Einzeichnen des Kreissegments mit dem Radius der halben Basis von ② und dem Verbinden der jeweils erhaltenen Schnittpunkte, konstruiert. Die erhaltene Struktur aus Zugdreiecken wird mit einer Splineinterpolation geglättet. Die durch diese Methode erreichte Spannungsreduktion wird im Folgenden an einer auf Zug belasteten Welle, Abbildung 3.2a, verdeutlicht. Die Kerbe an der Wellenschulter ist als Radius in schwarz und optimiert mit der Methode der Zugdreiecke in grau eingezeichnet. Diagramm 3.2b zeigt schematisch die Überhöhung der Kerbspannungen σ_K (von Mises Vergleichsspannung in der Kerbe) der beiden Geometrien. Die Referenzspannung σ_{ref} ist die Spannung im aktuellen Wellenquerschnitt. Der Vorteil ist, dass die Zugdreieck-Kerbform sehr einfach zu konstruieren ist und nur vom Parameter l_{rad} abhängt. Sie lässt sich durch das Ändern von l_{rad} auf verschiedene Größen skalieren und behält dabei die optimierten geometrischen Verhältnisse der Dreiecke zueinander bei.

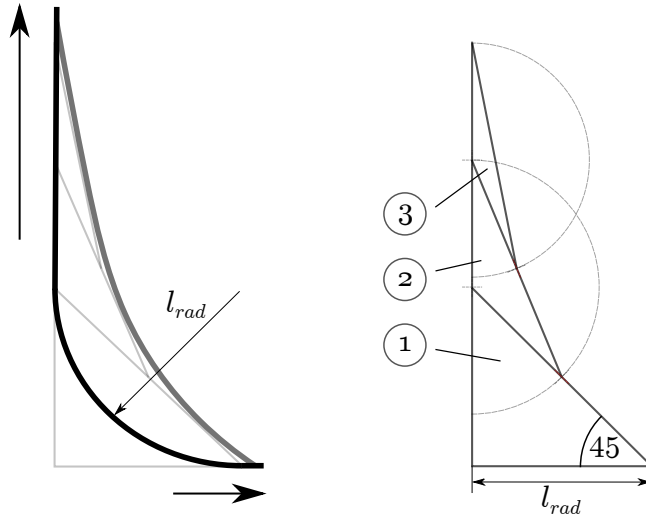


Abbildung 3.1.: Konstruktion Zugdreiecke[23]

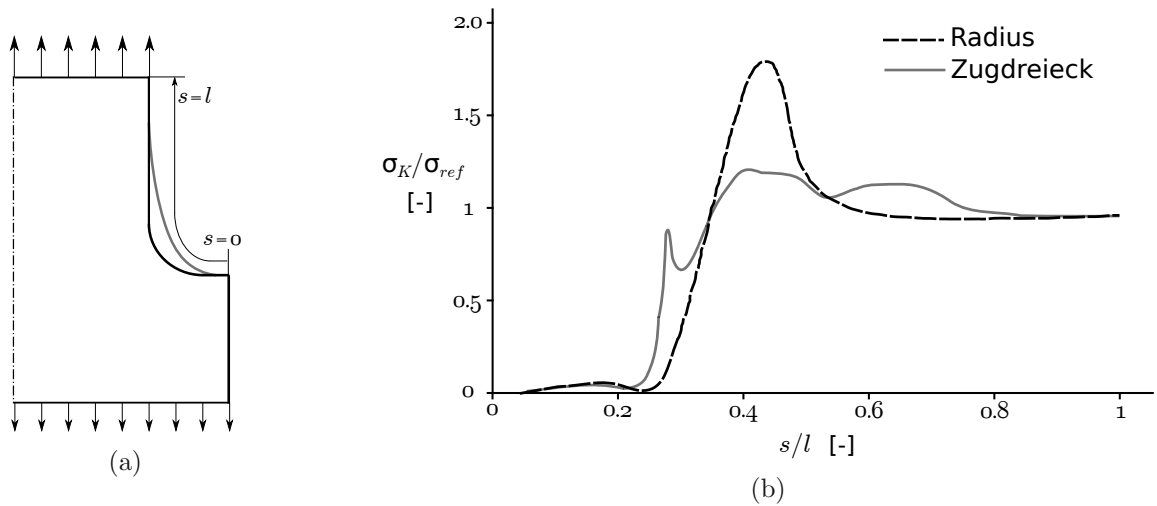


Abbildung 3.2.: Vergleich der Kerbspannung eines optimierten mit einem normalen Radius [23]

3.2. Kontinuumsmechanik

Die folgenden Kapitel sind Auszüge aus der Literatur über Kontinuumsmechanik [25, 26].

3.2.1. Mathematische Notation

Die angeführten Notationen und Rechenregeln werden für die Herleitungen der folgenden Kapitel verwendet.

- Skalare Größen, Tensoren 0. Stufe

$$\alpha \tag{3.1}$$

- Tensoren 1. Stufe

$$\mathbf{a} \tag{3.2}$$

- Tensoren 2. Stufe

$$\mathbf{A} \quad (3.3)$$

- Einsteinsche Summenkonvention

$$a_i b_i = a_1 b_1 + a_2 b_2 + a_3 b_3 \quad (3.4)$$

- Dyadisches Produkt von zwei Tensoren 1. Stufe

$$\begin{aligned} \mathbf{a} \otimes \mathbf{b} &= \mathbf{ab} = \mathbf{A} \\ a_i b_j \mathbf{e}_i \mathbf{e}_j &= A_{ij} \mathbf{e}_i \mathbf{e}_j \end{aligned} \quad (3.5)$$

- Skalare Multiplikation von zwei Tensoren 1. Stufe

$$\begin{aligned} \mathbf{u} \cdot \mathbf{v} &= \alpha \\ a_i b_i &= \alpha \end{aligned} \quad (3.6)$$

- Skalare Multiplikation eines Tensors 2. Stufe mit einem Tensor 1. Stufe von links

$$\begin{aligned} \mathbf{u} \cdot \mathbf{A} &= \mathbf{u} \cdot (\mathbf{ab}) := (\mathbf{u} \cdot \mathbf{a}) \mathbf{b} \equiv \mathbf{v} \\ \mathbf{c} \cdot \mathbf{A} &= \mathbf{A}^T \cdot \mathbf{c} \end{aligned} \quad (3.7)$$

- Darstellung eines Vektors bezüglich kartesischer Koordinaten \mathbf{e}_i

$$[\mathbf{a}] = \begin{vmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{vmatrix} \langle \mathbf{e}_i \rangle \quad (3.8)$$

- Darstellung eines Tensors bezüglich der kartesischen Basis $\mathbf{e}_i \mathbf{e}_j$

$$[\mathbf{S}] = \begin{vmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} \end{vmatrix} \langle \mathbf{e}_i \mathbf{e}_j \rangle \quad (3.9)$$

- Doppeltes Skalarprodukt von zwei Tensoren 2. Stufe

$$\begin{aligned} \mathbf{A} \cdot \cdot \mathbf{B} &= \mathbf{ab} \cdot \cdot \mathbf{cd} = \mathbf{b} \cdot \mathbf{ca} \cdot \mathbf{d} = \alpha \\ A_{ij} B_{ij} &= \alpha \end{aligned} \quad (3.10)$$

3.2.2. Cauchy'scher Spannungstensor

Wirken auf einen Körper äußere Kräfte, so ergeben sich im Inneren des Körpers als Reaktion auf die Kräfte Beanspruchungen. Diese können mit Hilfe des Spannungsprinzips von Euler-Cauchy mathematisch beschrieben werden. Wird der belastete Körper an einer beliebigen Stelle gedanklich geschnit-

ten, Abbildung 3.3, so ergeben sich über die Schnittfläche F verteilt Spannungsvektoren \mathbf{t} . Jedem Flächenelement dA der Schnittfläche mit einem Normalvektor \mathbf{n} ist dabei genau ein Spannungsvektor zugeordnet.

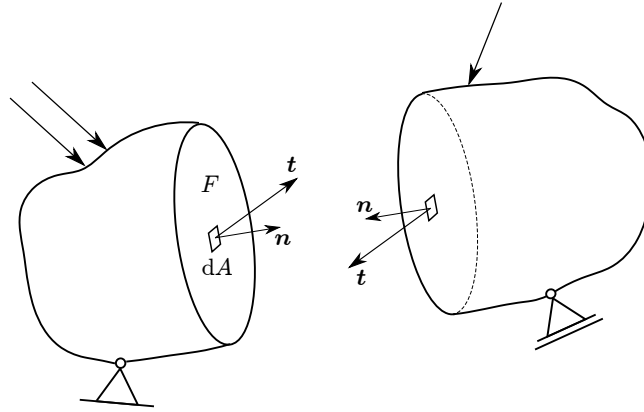


Abbildung 3.3.: Schnittbetrachtung eines Körpers

Die Vektoren bilden zusammen ein Spannungsgebirge, das über die Fläche integriert gleich der resultierenden Schnittkraft K des Körpers ist, Formel 3.11. Beim Cauchyschen Spannungsvektor handelt es sich um einen wahren Spannungsvektor. Das bedeutet, dass die aktuelle Kraft auf die aktuelle Schnittfläche bezogen wird. Eine andere Betrachtung ist zum Beispiel die Erste Piola-Kirchhoff Spannung, bei der die aktuelle Kraft auf die Schnittfläche in Ausgangskonfiguration bezogen wird.

$$K = \int_A \mathbf{t} dA \quad (3.11)$$

In einem Punkt P auf der Schnittfläche des Körpers kann \mathbf{t} in der von \mathbf{t} und \mathbf{n} aufgespannten Ebene in eine Normal- und Tangentialkomponente der Spannung bezüglich des Flächenelements dA zerlegt werden, zu sehen in Gleichung 3.12. Dabei gilt $\mathbf{n} \equiv \mathbf{e}_n$.

$$\mathbf{t} = t_n \mathbf{e}_n + t_t \mathbf{e}_t \quad (3.12)$$

Zweckmäßig, weil von \mathbf{n} unabhängig, ist die Darstellung von \mathbf{t} in einem Basissystem mit den Koordinatenrichtungen \mathbf{e}_i .

$$\mathbf{t} = t_i \mathbf{e}_i, \quad t_i = \mathbf{t} \cdot \mathbf{e}_i \quad (3.13)$$

Die Gesamtheit der Spannungsvektoren $t_i \mathbf{e}_i$ charakterisiert den Spannungszustand im Punkt P . Im Folgenden wird gezeigt, dass drei Spannungsvektoren ausreichen, um den Spannungszustand in einem Punkt eindeutig festzulegen.

Abbildung 3.4 zeigt ein Volumenelement eines Körpers. Die Flächen mit $x_1 = 0$, $x_2 = 0$, $x_3 = 0$ stehen orthogonal zueinander. Die Fläche mit dem Normalvektor \mathbf{n} hat eine beliebige Orientierung. Auf jeder der drei Schnittflächen $x_i = 0$ steht ein Spannungsvektor \mathbf{s}_i . Die Darstellung erfolgt über die Einheitsvektoren \mathbf{e}_i , $i = 1, 2, 3$ und die Koordinaten des Spannungsvektors S_{i1} , S_{i2} , S_{i3} , Formel 3.14. Bei der Schreibweise S_{ij} kennzeichnet der Index i die Schnittfläche mit dem zugehörigen Normalvektor \mathbf{n}_i und j die Richtung des Spannungsvektors in Bezug auf die Basiseinheitsvektoren \mathbf{e}_j , $j = 1, 2, 3$. Die

Normalvektoren zeigen immer aus dem Volumenelement heraus, das heißt für das negative Schnittufer gilt $\mathbf{n}_i = -\mathbf{e}_i$ und für das positive Schnittufer gilt $\mathbf{n}_i = \mathbf{e}_i$.

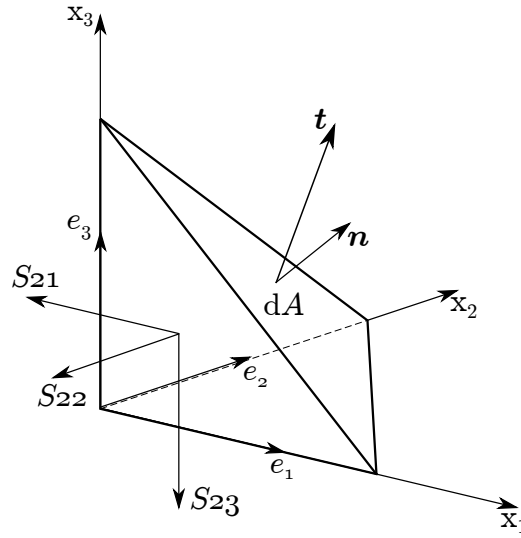


Abbildung 3.4.: Volumenelement

$$\mathbf{s}_i = S_{i1}\mathbf{e}_1 + S_{i2}\mathbf{e}_2 + S_{i3}\mathbf{e}_3 = S_{ij}\mathbf{e}_j \quad (3.14)$$

Für das Volumenelement in Abbildung 3.4 lässt sich die Gleichgewichtsbedingung für den unbeschleunigten Zustand formulieren, zu sehen in Formel 3.15.

$$\mathbf{t}dA = \mathbf{s}_1dA_1 + \mathbf{s}_2dA_2 + \mathbf{s}_3dA_3 \quad (3.15)$$

Mit den Komponenten n_i des Normalvektors \mathbf{n} gilt der Zusammenhang in Gleichung 3.16 für die orthogonal aufeinander stehenden Seitenflächen dA_i des Tetraeders mit den Richtungskosinus n_i .

$$dA_i = (\mathbf{n} \cdot \mathbf{e}_i)dA = n_i dA, \quad i = 1, 2, 3 \quad (3.16)$$

In der Gleichgewichtsbedingung 3.15 wird der Ausdruck 3.16 eingesetzt und anschließend die Fläche dA eliminiert. Das Ergebnis ist in Tensorschreibweise in 3.17 und ausformuliert für jede Komponente von \mathbf{t} in 3.18 sehen.

$$\mathbf{t} = \mathbf{s}_1n_1 + \mathbf{s}_2n_2 + \mathbf{s}_3n_3 \quad (3.17)$$

$$\begin{aligned} t_1 &= S_{11}n_1 + S_{21}n_2 + S_{31}n_3 \\ t_2 &= S_{12}n_1 + S_{22}n_2 + S_{32}n_3 \\ t_3 &= S_{13}n_1 + S_{23}n_2 + S_{33}n_3 \end{aligned} \quad (3.18)$$

Daraus folgt das Cauchy'sche Fundamentaltheorem 3.19 mit dem Cauchy'schen Spannungstensor \mathbf{S} . Allgemein beschreibt es den Zusammenhang zwischen dem von \mathbf{n} abhängigen Spannungsvektor \mathbf{t} und dem von \mathbf{n} unabhängigen Spannungstensor \mathbf{S} . Der Spannungsvektor \mathbf{t} , in einem Punkt \mathbf{x} auf einer gegebenen Schnittfläche mit dem Normalvektor \mathbf{n} , ist damit durch die Komponenten der drei

Spannungsvektoren \mathbf{s}_i in Ausdruck 3.14 eindeutig bestimmt.

$$\mathbf{t}_{(\mathbf{n}, \mathbf{x})} = \mathbf{n} \cdot \mathbf{S}(\mathbf{x}) \quad (3.19)$$

An einem Flächenelement dA mit den Kantenlängen dx, dy und den dazugehörigen Komponenten des Spannungstensors $S_{ij} = \sigma_{ij}$, zu sehen in Abbildung 3.5, kann über das Momentengleichgewicht gezeigt werden, dass der Spannungstensor symmetrisch ist. Es gilt $\sigma_{xy} = \sigma_{yx}$, womit sich in Analogie für die Komponenten des Spannungstensors $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$ ergibt. Daraus folgt Beziehung 3.20 für den Cauchy'schen Spannungstensor. [27]

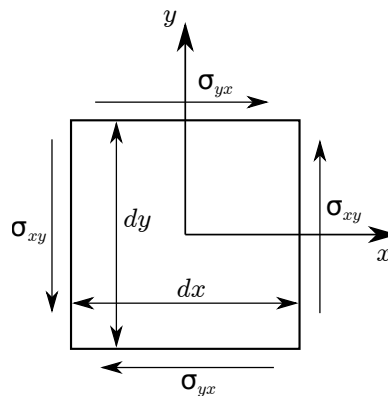


Abbildung 3.5.: Momentengleichgewicht an einem Flächenelement

$$\mathbf{S} = \mathbf{S}^T \quad (3.20)$$

Der Spannungstensor in Matrixschreibweise bezüglich der Basis $\mathbf{e}_i \mathbf{e}_j$ ist in Gleichung 3.21 angegeben. Die Koordinaten auf der Hauptdiagonale werden als *Normal-* und die Koordinaten auf den Nebendiagonalen als *Schubspannungen* bezeichnet.

$$[\mathbf{S}] = \begin{vmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{vmatrix} \langle \mathbf{e}_i \mathbf{e}_j \rangle \quad (3.21)$$

3.2.3. Hauptspannungen

Bei einer Darstellung des Spannungstensors in einem Koordinatensystem, in dem nur die Hauptachsen des Tensors besetzt sind, verschwinden die Schubspannungen und die Normalspannungen nehmen Maximalwerte an. Die Richtungen jener Vektoren \mathbf{n}_i , $i = 1, 2, 3$, Abbildung 3.6 rechts, die diese Basis aufspannen, werden als *Hauptrichtungen* und die dazugehörigen Spannungen σ_i als *Hauptspannungen* bezeichnet. Für die Konstruktion und Auslegung eines Bauteils ist diese Kenntnis von Ort und Richtung der maximalen Spannungen äußerst wichtig, um ein Versagen des Bauteils vorhersehen zu können.

Für jede Hauptrichtung \mathbf{n}_i kann mit dem Cauchy'schen Fundamentaltheorem 3.19 Beziehung 3.22 angeschrieben werden. Nach Umformen gibt Ausdruck 3.23 zu erkennen, dass das Berechnen der Hauptspannungen und Hauptrichtungen zum Eigenwertproblem führt.

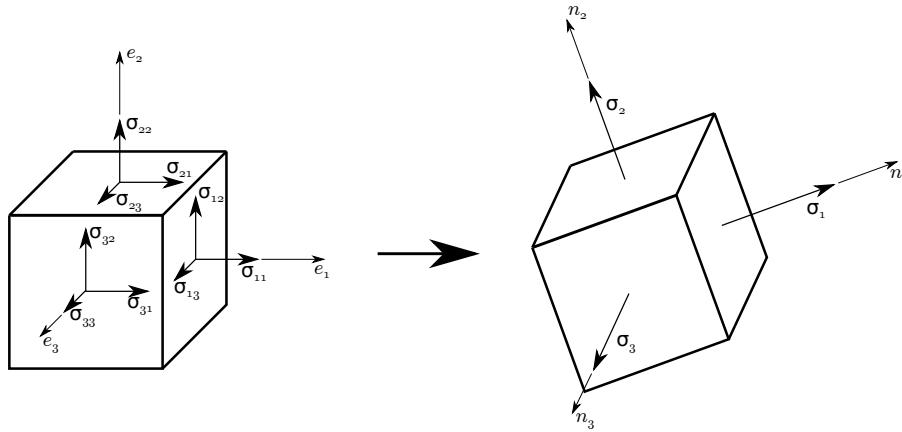


Abbildung 3.6.: Transformation der Hauptspannungen

$$\mathbf{S} \cdot \mathbf{n}_i = \sigma_i \mathbf{n}_i \quad i = 1, 2, 3 \quad (3.22)$$

$$\mathbf{S} \cdot \mathbf{n}_i - \sigma_i \mathbf{I} \cdot \mathbf{n}_i = \mathbf{0} \quad (3.23)$$

$$(\mathbf{S} - \sigma_i \mathbf{I}) \cdot \mathbf{n}_i = \mathbf{0}$$

Für alle nichttrivialen Lösungen des Gleichungssystems in 3.23 gilt Beziehung 3.24.

$$\det(\mathbf{S} - \sigma_i \mathbf{I}) = 0 \quad (3.24)$$

Die Berechnung der Determinante liefert das *Charakteristische Polynom* $P(\sigma_i)$ in Ausdruck 3.25, woraus sich drei reelle Eigenwerte σ_i , $i = 1, 2, 3$, berechnen lassen. Für die drei Invarianten des Spannungstensors I_1, I_2, I_3 gelten die Gleichungen 3.26. Durch Wiedereinsetzen in Gleichung 3.23 werden die zugehörigen Eigenvektoren \mathbf{n}_i gefunden. Für $\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$ sind diese eindeutig bestimmbar und zueinander orthogonal.

$$P(\sigma_i) = \det(\mathbf{S} - \sigma_i \mathbf{I}) = \sigma_i^3 - I_1 \sigma_i^2 + I_2 \sigma_i - I_3 = 0 \quad (3.25)$$

$$I_1 = \text{Sp} \mathbf{S} = \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}$$

$$I_2 = \frac{1}{2}(I_1^2 - \text{Sp} \mathbf{S}^2) = \sigma_{11} \sigma_{22} + \sigma_{11} \sigma_{33} + \sigma_{22} \sigma_{33} - \sigma_{12}^2 - \sigma_{13}^2 - \sigma_{23}^2 \quad (3.26)$$

$$I_3 = \det \mathbf{S} = \sigma_{11} \sigma_{22} \sigma_{33} + 2 \sigma_{12} \sigma_{23} \sigma_{13} - \sigma_{11} \sigma_{23}^2 - \sigma_{33} \sigma_{12}^2 - \sigma_{22} \sigma_{13}^2$$

3.2.4. Verzerrungstensor

Abbildung 3.7 zeigt die Verschiebung eines quaderförmigen Kontinuums mit den Abmessungen dx , dy in der Ebene von P nach P' . Gleichzeitig wird das Element auf die Längen dx' , dy' gedehnt und erfährt eine Schubverformung γ_1 und γ_2 . Die geometrischen Zusammenhänge für kleine Dehnungen und Schubverformungen in der Ebene werden in den Gleichungen 3.27 und 3.28 hergeleitet. In Analogie ergeben sich die Komponenten für die räumliche Betrachtung.

$$\epsilon_{xx} = \frac{dx' - dx}{dx} = \frac{\frac{\partial u}{\partial x} dx}{dx} = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad \epsilon_{yy} = \frac{\partial v}{\partial y}, \quad \epsilon_{zz} = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (3.27)$$

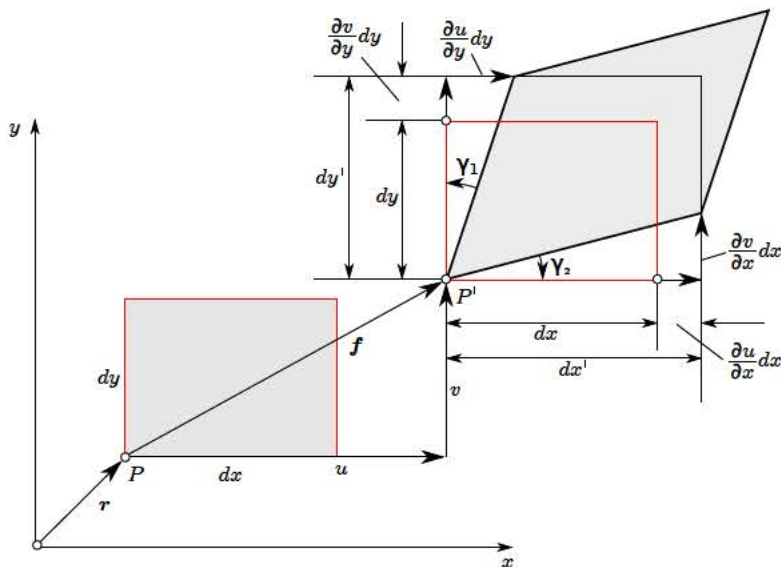


Abbildung 3.7.: Verschiebung eines Kontinuums [28]

$$\gamma_{xy} = \gamma_1 + \gamma_2 = \frac{\frac{\partial v}{\partial x} dx}{dx + \frac{\partial u}{\partial x} dx} + \frac{\frac{\partial u}{\partial y} dy}{dy + \frac{\partial v}{\partial y} dy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} = 2\epsilon_{xy} \tag{3.28}$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} = 2\epsilon_{xz}, \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} = 2\epsilon_{yz}$$

Der linearisierte Verzerrungstensor ist in Ausdruck 3.29 angeführt. Wie der Spannungstensor kann er in seine Hauptrichtungen transformiert werden, wodurch die Schubverformungen verschwinden und nur die Diagonale besetzt bleibt.

$$[V] = \begin{bmatrix} \epsilon_{xx} & \epsilon_{xy} & \epsilon_{xz} \\ \epsilon_{yx} & \epsilon_{yy} & \epsilon_{yz} \\ \epsilon_{zx} & \epsilon_{zy} & \epsilon_{zz} \end{bmatrix} \langle e_i e_j \rangle \tag{3.29}$$

3.2.5. Gestaltänderungshypothese

Wird Isotropie vorausgesetzt, so lässt sich der Cauchy'sche Spannungstensor in einen Volumenänderungs- und Gestaltänderungsanteil aufteilen. Der Volumenänderungsanteil wird durch den hydrostatischen Druckzustand, einem Kugeltensor, beschrieben. Ein Kugeltensor ist nur diagonal besetzt und für seine Hauptspannungen gilt $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$. [25] Der Volumenänderungsanteil S_K des Cauchy'schen Spannungstensors S ergibt sich nach Zusammenhang 3.30.

$$S_K = pI, \quad p = \frac{1}{3} SpS \tag{3.30}$$

Der Gestaltänderungsanteil wird durch den Spannungsdeviator S_D beschrieben und berechnet sich nach Beziehung 3.31. Er gibt Aufschluss über die herrschenden Schubspannungen an einem Kontinuum, enthält also nur jene Anteile des Spannungstensors, die vom hydrostatischen Druckzustand abweichen.

In Ausdruck 3.32 ist der Spannungsdeviator in Matrixschreibweise angegeben.

$$\mathbf{S}_D = \mathbf{S} - \mathbf{S}_K \quad (3.31)$$

$$[\mathbf{S}_D] = \begin{vmatrix} \sigma_{11} - p & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} - p & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} - p \end{vmatrix} \langle \mathbf{e}_i \mathbf{e}_j \rangle \quad (3.32)$$

Die *Gestaltänderungshypothese* oder *von Mises-Hypothese* besagt, dass bei Festkörpern Versagen auftritt, wenn die Gestaltänderungsenergie einen gewissen Grenzwert erreicht. [28] Die *von Mises Vergleichsspannung*, zu sehen in Gleichung 3.33, bewertet die herrschenden Schubspannungen, also jene Spannungen, die eine Gestaltänderung hervorrufen. Sie wird aus der zweiten Invariante J_{II}^D des Spannungsdeviators berechnet. Für die Hauptrichtungen verschwinden die Schubspannungen und die Vergleichsspannung ergibt sich zu Ausdruck 3.34.

$$\sigma_V = \sqrt{3J_{II}^D} = \sqrt{\frac{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2)}{2}} \quad (3.33)$$

$$\sigma_V = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2}{2}} \quad (3.34)$$

Eine andere Schreibweise der Vergleichsspannung zeigt Gleichung 3.35.

$$\sigma_V = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S}_D \cdot \cdot \mathbf{S}_D} \quad (3.35)$$

Die zur von Mises Vergleichsspannung energetisch konjugierte *von Mises Vergleichsdehnung* zeigt Beziehung 3.36. Sie wird aus dem Deviator des Verzerrungstensors gebildet. Die Vergleichsdehnung wird auch als *äquivalente Dehnung* bezeichnet. [26, S. 275]

$$\epsilon_V = \sqrt{\frac{2}{3} \mathbf{V}_D \cdot \cdot \mathbf{V}_D}, \quad \mathbf{V}_D = \mathbf{V} - \frac{1}{3} Sp(\mathbf{V}) \mathbf{I} \quad (3.36)$$

3.2.6. Materialgesetz

Abbildung 3.8 zeigt die Spannungsdehnungskurve eines einachsigen Zugversuches. Die dargestellte Kurve ist für Aluminium charakteristisch. Der anfängliche lineare, elastische Bereich bis zur Dehngrenze R_p wird durch den E-Modul mit der Beziehung $\sigma = E\epsilon$ beschrieben. Das anschließende Verhältnis von Spannung und Dehnung ist nichtlinear - das Material plastiziert und verfestigt sich. Bei Erreichen der Zugfestigkeit R_m tritt Einschnüren der Probe auf. Wird die Zugkraft weiter auf den Ausgangsquerschnitt bezogen, so ergibt sich von hier Kurve 1 bis zum Versagen. Kurve 2 stellt die wahre Spannung dar, hierbei wird die Zugkraft zu jedem Zeitpunkt auf den aktuellen Querschnitt bezogen. Da bei Metallen der Übergang zwischen elastischem und plastischem meist nicht eindeutig erkennbar ist, wird in der Regel die Dehngrenze mit $R_{p0,2}$ angegeben. Die Zahl im Index kennzeichnet die bleibende Verformung bei Entlastung der Probe. Spannungsdehnungskurven, bei denen nur der plastische Bereich $\epsilon > \epsilon_e$ abgebildet wird, werden als *Fließkurven* bezeichnet.

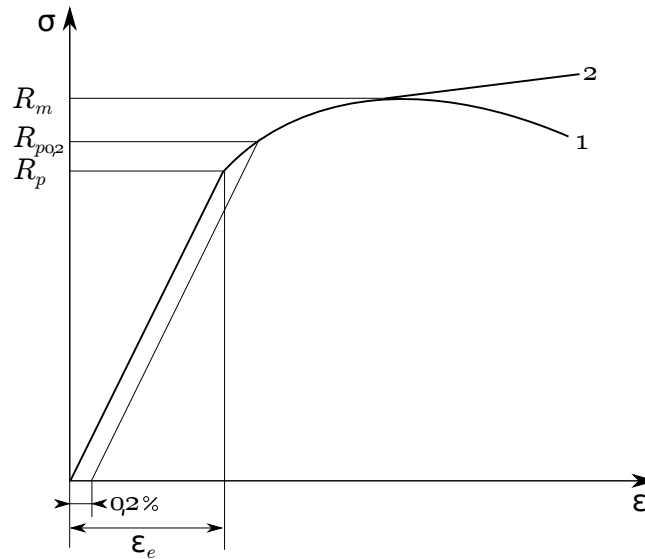


Abbildung 3.8.: Spannungs-Dehnungskurve

3.3. FEM Schädigungsmodell

Das Generalized Incremental Stress State dependent Modell (GISSMO) [8] ist ein Schädigungsmodell, das für die Umformtechnik und Crashsimulation entwickelt wurde. Dieses Modell ermöglicht in der Simulation eine Vorhersage des Versagens von duktilen Materialien wie Metallen.

Das Konzept beruht darauf, Elemente aus dem FEM Modell zu löschen, oder zu *erodieren*, wenn sie eine gewisse Schädigung, die durch plastische Verformung eintritt, aufweisen. Die Konsequenz des Erozierens eines Elements ist, dass an der betrachteten Stelle keine Kräfte mehr aufgenommen werden, was ein lokales Versagen der Werkstoffes simuliert.

Die Bewertung der Schädigung erfolgt inkrementell für jeden Berechnungszeitschritt. Die Inkremente werden aufsummiert und wenn die maximal erlaubte Schädigung erreicht wird, so tritt Versagen des Elements ein und es wird erodiert.

Auf Elementebene wird in diesem Fall von Versagen gesprochen, auch wenn global, bzw. auf Bauteilebene, kein Versagen im Sinne der Definition eintritt. Die Bedingung für dieses Versagen von Elementen ist durch das Schädigungsmodell festgelegt.

Grundlegend erfolgt die Bewertung der Schädigung D nach Gleichung 3.37, mit der äquivalenten plastischen Dehnung ϵ_p , der Bruchdehnung ϵ_f und dem Schädigungsexponent n .

$$D = \left(\frac{\epsilon_p}{\epsilon_f(\eta)} \right)^n \quad (3.37)$$

Die Bruchdehnung ϵ_f ist eine Funktion der Triaxialität η . Diese ist definiert als das Verhältnis von hydrostatischem Spannungszustand zur Vergleichsspannung, zu sehen in Gleichung 3.38.

$$\eta = -\frac{p}{\sigma_V} \quad (3.38)$$

Die Kurve $\epsilon_f(\eta)$ in Diagramm 3.9 zeigt die für Metalle typische Abhängigkeit der Bruchdehnung von der Triaxialität. Die Begründung für diesen Zusammenhang liegt darin, dass Werkstoffe wie Metalle kaum durch Druck-, sondern hauptsächlich durch Scher- oder Zugbelastung versagen.

Die Charakterisierung dieser Kurve für ein bestimmtes Metall ist relativ aufwendig. Im ersten Schritt wird die Bruchdehnung abhängig von der Triaxialität experimentell ermittelt. Dies erfolgt durch Zugversuche, wie zum Beispiel Kerbzugversuche, biaxiale und einachsige Zugversuche, die verschiedene Spannungszustände nachbilden. Da mit dieser Methode nicht jede Form der Triaxialität realisiert werden kann, wird die Bruchdehnung für die übrigen Spannungszustände interpoliert. Im Anschluss erfolgt die Kalibrierung der Kurve. Zu diesem Zweck werden die verschiedenen Zugversuche mit der FEM simuliert. Weicht die Bruchdehnungen des numerischen Ergebnisses vom realen Versuch ab, so muss die Bruchdehnungskurve für die jeweilige Triaxialität korrigiert werden bis eine Übereinstimmung auftritt. [29]

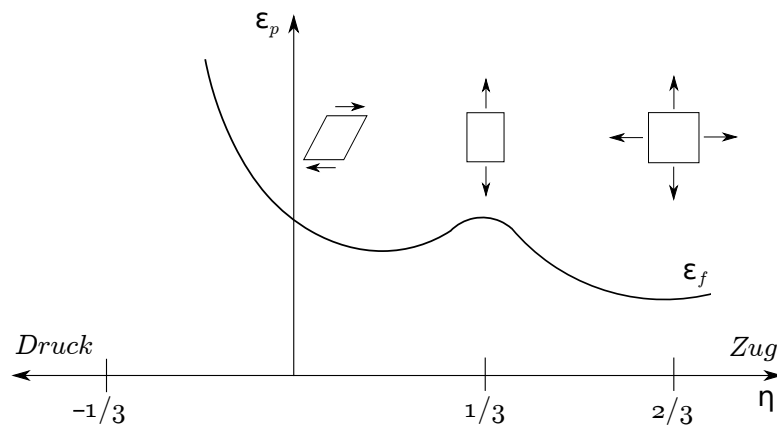


Abbildung 3.9.: Bruchdehnung über Triaxialität[30]

Die Schädigungsbewertung erfolgt für die Integrationspunkte. Zu jedem Zeitschritt wird dabei ein Schädigungsinkrement ΔD berechnet. Diese Inkremente werden aufsummiert und das Element gelöscht, wenn die Bedingung $D = 1$ für eine vordefinierte Anzahl von Integrationspunkten erfüllt wird. Zur Bildung des Schädigungsinkrements wird Ausdruck 3.37 bei konstantem η nach der Zeit abgeleitet. Daraus folgt die Änderungsrate der Schädigung \dot{D} in Beziehung 3.39.

$$\dot{D} = n \left(\frac{\epsilon_p}{\epsilon_f(\eta)} \right)^{n-1} \frac{\dot{\epsilon}_p}{\epsilon_f(\eta)} \quad (3.39)$$

Mit der äquivalenten Dehnung aus Gleichung 3.36 kann die Änderungsrate der äquivalenten plastischen Dehnung $\dot{\epsilon}_p$ in Ausdruck 3.40 angegeben werden.

$$\dot{\epsilon}_V = \dot{\epsilon}_p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\mathbf{V}}_D \cdot \dot{\mathbf{V}}_D} \quad (3.40)$$

Durch Wiedereinsetzen von Ausdruck 3.37 in 3.39 und mit den Beziehungen $\dot{D} = \Delta D$ und $\dot{\epsilon}_p = \Delta \epsilon_p$ folgt die Gleichung für das Schadensinkrement in 3.41. Sie stellt eine elegante und effektive Methode dar, um die unterschiedliche Bruchdehnung bei unterschiedlichen Spannungszuständen zu

berücksichtigen [29]. Der Schädigungsexponent ist eine Kalibriergröße und hat Einfluss auf das Schadenswachstum. Als Standardwert gilt $n = 1.5$.

$$\Delta D = \frac{n}{\epsilon_f(\eta)} D^{(1-\frac{1}{n})} \Delta \epsilon_p \quad (3.41)$$

Der Vorteil dieses Schädigungsmodells ist die einfache numerische Implementierung. Alle benötigten Größen sind zum Zeitpunkt der Berechnung bekannt und müssen nicht explizit bestimmt werden. [31]

4. Methode

Die Radien an den T-Sektionen des 2-Kammer-Profiles werden, basierend auf der Methode der Zugdreiecke, in Kapitel 4.1 umkonstruiert. Eine Nomenklatur für verschiedene Geometrievarianten des Profils wird festgelegt. Für die Untersuchung des Crashverhaltens des Profils werden im nachfolgenden Kapitel 4.2 Methoden zur Bewertung angeführt, die Energieabsorption, Stauchkraft, sowie Materialversagen und Faltenbildung berücksichtigen. Die Bewertung des Materialversagens beruht auf dem verwendeten FEM Schädigungsmodell.

Das für die Simulation des Stauchvorgangs verwendete FEM Modell wird in Kapitel 4.3.1 vorgestellt und im Vorfeld eine Netzstudie durchgeführt. Eine Untersuchung zum Auffinden einer geeigneten zeitlichen Diskretisierung des Solvers, um durch Massenskalierung die Berechnungszeit verkürzen zu können, wird durchgeführt.

Bei der anschließenden Simulation in Kapitel 4.3.2 werden die auftretenden Spannungen bei der Faltenbildung analysiert und dabei das Originalprofil mit der veränderten Geometrie mit den *Zugdreieckradien* verglichen. Weiter wird der Einfluss der geometrischen Änderung der T-Sektionen auf die Crasheigenschaften mit Hilfe der Bewertungsmethoden untersucht.

In Kapitel 4.3.3 wird eine Parameterstudie durchgeführt, in der Stauchversuche von Profilen mit Zugdreieckradien unterschiedlicher Größe simuliert werden. Die Versuche werden ausgewertet, um eine Abmessung der Zugdreieckradien zu finden, die das Crashverhalten des 2-Kammer-Profiles optimiert. In Kapitel 4.4 wird die Simulation durch Stauchversuche validiert.

4.1. Zugdreiecke am 2-Kammer-Profil

Die vorgestellte Methode zur Kerbformoptimierung wird auf die Radien der T-Sektionen des 2-Kammer-Profiles angewandt. Die Spannungen, die durch die Faltenbildung beim Stauchen des Profils in diesem Bereich auftreten, sollen damit reduziert werden. Ziel ist eine Verringerung des Materialversagens im Querschnitt beim Stauchvorgang.

Durch eine Splineinterpolation der Zugdreieckgeometrie wird ein *Zugdreieckradius* konstruiert. Dieser wird an den T-Sektionen des Profils angebracht und eine Nomenklatur für die erhaltene Profilgeometrie eingeführt. Die Nomenklatur wird in den weiteren Kapiteln verwendet, um Profile anhand der Geometrievariante ihrer T-Sektionen zu identifizieren. Die Konstruktionsarbeiten werden im CAD-Programm *Autodesk Inventor* durchgeführt.

4.1.1. Spline-Konstruktion

Abbildung 4.1 zeigt die Splineinterpolation des Zugdreieckradius. Die Dimension der gesamten Geometrie ist durch den Parameter l_{rad} festgelegt. Die Zugdreiecke werden konstruiert, wie in Kapitel 3.1 beschrieben. Die Spline verläuft durch die fünf eingezeichneten Stützpunkte. In jedem dieser Punkte ist die Tangente des Spline parallel zur Linie, auf der der Stützpunkt liegt. Die Position der drei Stützpunkte auf den Zugdreiecken befindet sich in der Mitte des jeweils außenliegenden Anteils der Hypotenuse. Die beiden Stützpunkte auf der Vertikalen und Horizontalen sind durch die Hilfskreise festgelegt. Die erhaltene Kurve ist stetig und weist keine Stellen auf, die ein lokales Versagen begünstigen. In Kapitel 3.1 wird $l_{rad} = r$ als Parameter für die Optimierung einer Kerbe durch Zugdreiecke angegeben. Abbildung 4.2a zeigt für diesen Fall den Vergleich der Splineinterpolation aus 4.1 mit dem ursprünglichen Radius. Die Anpassung der Zugdreiecke an die Radien der T-Sektion des 2-Kammer-Profils erfolgt nicht nach dieser Vorgehensweise, sondern nach Abbildung 4.2b. Dem bestehenden Radius r wird hier der kleinstmögliche Zugdreieckradius l_{rad} eingeschrieben. Die Bedingung dafür ist, dass dessen Kontur dabei an keinem Punkt innerhalb des ursprünglichen Radius liegt. Es wird an der Stelle gegenüber der Ausgangsgeometrie also kein Material verringert, aber die optimierte Form so knapp wie möglich eingepasst.

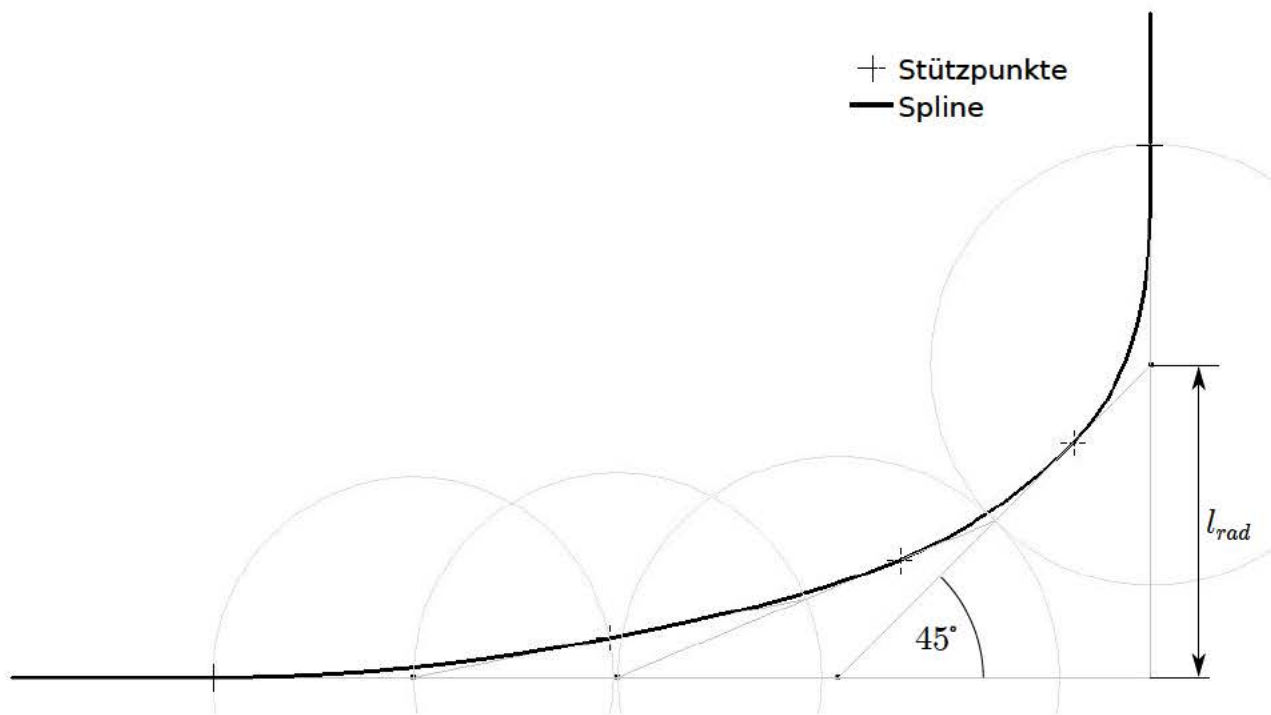


Abbildung 4.1.: CAD Konstruktion *Zugdreieckradius*

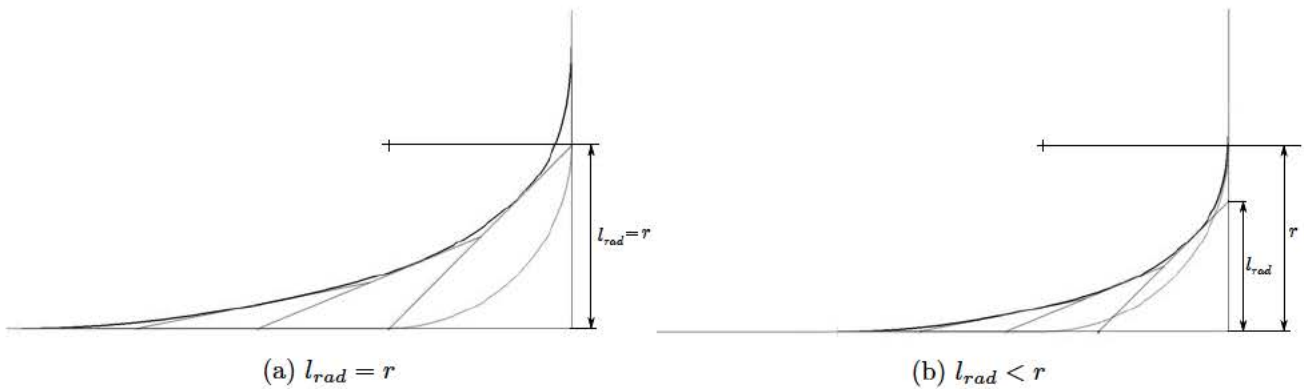


Abbildung 4.2.: Anpassung der Größe des Zugdreieckradius

4.1.2. Nomenklatur Profile

Abbildung 4.3 zeigt schematisch die mit dem Zugdreieckradius versehene T-Sektion und die Bezeichnungen der beiden Geometrien. Die Abkürzung ZD_1_4 steht für einen Zugdreieckradius mit $l_{rad} = 1.4\text{mm}$ und R_2_0 für einen Radius mit $r = 2.0\text{mm}$. Der eingezeichnete Zugdreieckradius ist nach Abbildung 4.2b konstruiert und nähert den Radius kleinstmöglich an.

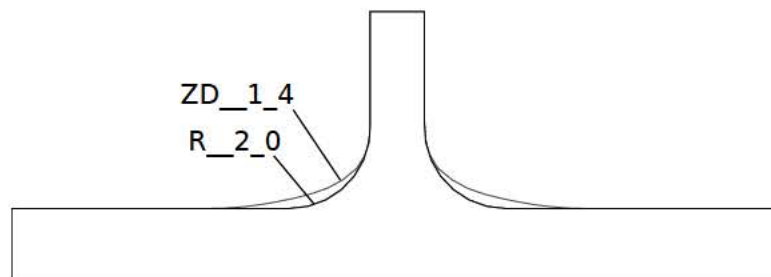


Abbildung 4.3.: T-Sektion mit Nomenklatur der Profile

4.2. Bewertungsmethoden

Die folgenden Kapitel führen die Methoden an, mit denen die in der Simulation gestauchten Profile bewertet werden. Neben der Beurteilung der Energieabsorption und der Stauchkraft wird auch das Elementversagen durch das Schädigungsmodell und die Faltenbildung untersucht. Während diese beiden Methoden auf globaler Systemebene stattfinden, wird eine weitere Bewertung auf lokaler Elementebene durchgeführt. Die vom vorgestellten Schädigungsmodell erodierten Elemente werden dabei über die Zeit des Simulationsverlaufs als prozentuell erodiertes Volumen angegeben.

4.2.1. Energieabsorption und Stauchkraft

Die Crush Force Efficiency (CFE) $A_E(d)$ [32], Gleichung 4.2, ist das Verhältnis von Durchschnittskraft F_{avg} zu Maximalkraft F_{max} beim Stauchvorgang. In Abbildung 4.4 sind die für die Herleitung verwendeten Größen eingezeichnet. Die Berechnung der gesamten Stauchenergie erfolgt nach Gleichung 4.1 durch Integration der Stauchkraft über den Stauchweg x . Die durchschnittliche Kraft ergibt sich entsprechend durch Teilen dieser Energie durch den Gesamtweg d . Die CFE liegt zwischen 0 und 1. Je höher sie ist, desto effizienter ist das Stauchverhalten des Profils. In den Auswertungen wird sie in Prozent angegeben.

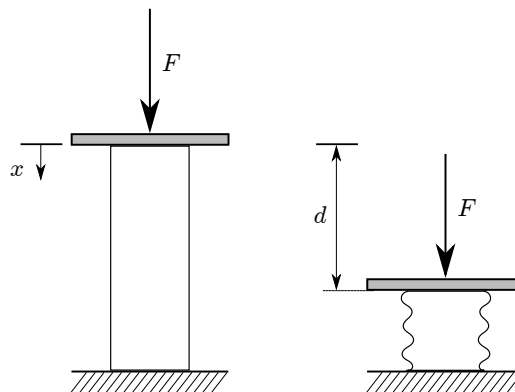


Abbildung 4.4.: Schematisches Stauchen eines Crashprofils [32]

$$E(d) = \int_0^d F(x) dx \quad (4.1)$$

$$F_{avg}(d) = \frac{E(d)}{d}$$

$$A_E(d) = \frac{E(d)}{F_{max} \cdot d} = \frac{F_{avg}(d)}{F_{max}(d)} \quad (4.2)$$

Die Specific Energy Absorption (SEA) [9], Gleichung 4.3, beschreibt die beim Stauchen des Profils absorbierte Energie. Die Stauchenergie aus Beziehung 4.1 wird dabei auf die Profilmasse bezogen. Je größer die SEA ist, desto mehr Energie wird beim Stauchen absorbiert.

$$SEA = \frac{E(d)}{m} \quad (4.3)$$

4.2.2. Faltenbildung

Die Faltenbildung wird auf Regelmäßigkeit und Symmetrie untersucht. Die ausgebildeten Falten der gestauchten Profile werden verglichen, um den Einfluss der Geometrieänderungen auf das Stauchverhalten feststellen zu können. Die Auswertung erfolgt in LS-PrePost unter Verwendung des Simulationsplots.

Ein Beispiel für die Faltenbildung des 2-Kammer-Profils ist in Abbildung 4.5 zu unterschiedlichen Stauchzeitpunkten t_1 bis t_4 zu sehen. In 4.5a tritt nach dem Beulen des Profils die asymmetrische Ausbildung der ersten Falte ein, die im weiteren Verlauf der Simulation, Abbildung 4.5b und 4.5c, schließlich ganz zusammengedrückt wird. Als asymmetrisch wird eine Faltenbildung dann bezeichnet, wenn das Beulen der Kammern 1 und 2, Abbildung 4.6, in unterschiedliche Richtungen erfolgt. Das heißt, dass sich auf selber Höhe, bei seitlicher Betrachtung des Profils, die Falten der beiden Kammern gegengleich nach innen und nach außen gerichtet bilden.

In Abbildung 4.5d ist schließlich zu erkennen, wie sich die zweite Falte auf die erste legt. Bis zu diesem Zeitpunkt weist das Beispielprofil eine regelmäßige, asymmetrische Faltenbildung auf.

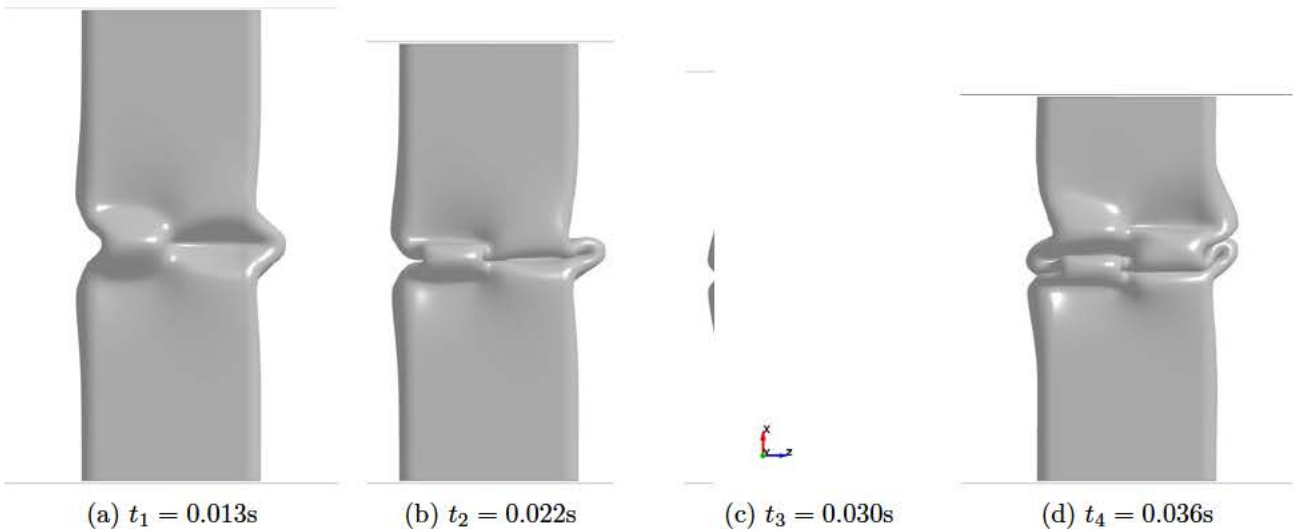


Abbildung 4.5.: Beispiel der Faltenbildung an einem 2-Kammer-Profil zu verschiedenen Zeitpunkten

4.2.3. Versagen über die Wandstärke

Diese Bewertungsmethode untersucht, ob Elementversagen im Modell über die ganze Wandstärke des Profils auftritt. Dabei wird das Profil nach dem Stauchvorgang auf die Anzahl der Stellen untersucht, wo sozusagen ein Loch zu erkennen ist. Die Auswertung wird durch optische Bewertung des ausgegebenen Plots der Simulation durchgeführt. Die Größe dieser Stellen mit lokalem Versagen über die Wandstärke wird bei der Methode nicht erfasst. In weiterer Folge werden diese Stellen als *Stellen mit Komplettersagen* bezeichnet.

Der Profilquerschnitt wird laut Abbildung 4.6 in Bereiche unterteilt. Im Bezug auf das eingezeichnete Koordinatensystem wird Kammer 1 und Kammer 2 festgelegt. Die beiden Kammern sind durch die Mittelwand, Bereich ②, voneinander getrennt. Die Außenwand, Bereich ③, wird über die bei-

den T-Sektionen, Bereich ①, mit der Mittelwand verbunden. Die T-Sektionen werden zur genaueren Lokalisierung des Komplettversagens weiter in die Zonen 1K1, 1K2 und 1M unterteilt. Diese Zonen beziehen sich auf beide T-Sektionen, es werden also bei der Auswertung immer beide gleichzeitig betrachtet. Bei z.B. einem Komplettversagen im Bereich 1K1 ist zwar dessen Orientierung bzgl. der Kammer bekannt, um welche T-Sektion es sich handelt wird aber nicht festgehalten. In 4.6 links ist ein Ausschnitt der T-Sektion zu sehen. Im Bereich 1K2 sind zwei betroffene Stellen zu erkennen. Diese Art der Untersuchung des Profils wird mit LS-PrePost realisiert. Das gestauchte Profil mit den fehlenden erodierten Elementen wird dabei wieder auf seine Ausgangslänge zum Zeitpunkt $t = 0s$ *auseinandergezogen*. Dadurch kann das aufgetretene Versagen am unverformten Profil betrachtet werden, was die Auswertung erleichtert.

Die festgelegte Unterteilung der Geometrie lässt Rückschlüsse zu, wo sich die Schwachstellen des Profils beim Stauchen befinden, und wie sich das Versagensbild dort verändert, wenn die Radien an den T-Sektionen optimiert werden.

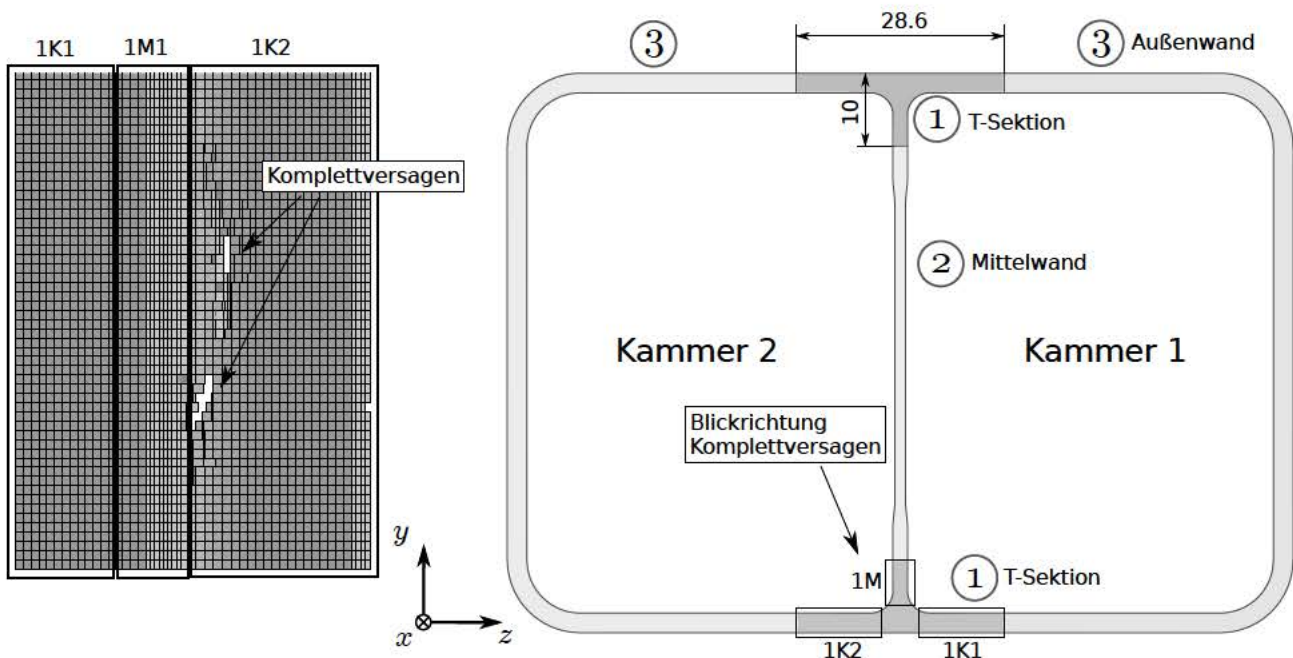


Abbildung 4.6.: Bereiche des 2-Kammer-Profiles, Abmessungen in mm

4.2.4. Erodierete Elemente

Neben der Beurteilung des Versagens über die Wandstärke im vorangehenden Kapitel stellt diese Methode eine weitere Bewertung basierend auf den erodierten Elementen dar. Im Gegensatz zur Auswertung der Stellen mit Komplettversagen, das eine optische, makroskopische Bewertung darstellt, wird hier das gesamte Elementversagen beurteilt.

Das Konzept beruht darauf, dass die Anzahl der erodierten Elemente eine Aussage darüber zulässt, wieviel lokales Versagen im Material auftritt. Mehr Schädigung durch plastische Deformation führt zu mehr Elementversagen.

Durch die Kenntnis der Anzahl der erodierten Elemente kann eine zusätzliche Aussage über die Ausmaße des Elementversagens am Profil getroffen werden, als mit der Bewertungsmethode in Kapitel 4.2.3. Besitzen zwei Geometrien dieselbe Anzahl an Stellen mit Komplettversagen, aber eines weist mehr erodierte Elemente auf, so bedeutet das, dass an diesem Profil die betroffenen Stellen entweder größer sind, oder mehr Elementversagen an der Oberfläche des Modells auftritt. Der Vorteil dieser Methode ist, dass sie automatisiert durchführbar ist und eine genauere Beurteilung des Versagensbilds am Profil zulässt, als die rein optische Bewertung.

Zur Vergleichbarkeit von verschiedenen Geometrievariationen werden die erodierten Elemente in Prozent angegeben. Somit führt die variierende absolute Elementanzahl, die sich bei der Vernetzung von unterschiedlichen Abmessungen der T-Sektionen ergibt, nicht zu einer Verfälschung des Ergebnisses. Die Unterteilung für die Bewertung des Profils erfolgt laut Abbildung 4.6. Die Auswertung wird für die T-Sektionen, Bereich ①, durchgeführt.

Die Bewertungsmethode der erodierten Elemente wird durch die Programmierung eines Python-Skripts umgesetzt. Die Darstellung des Ergebnisses erfolgt als prozentuelle Anzahl erodierter Elemente, abhängig von der Simulationszeit. Ein Beispiel eines solchen Diagramms ist in Abbildung 4.7 zu sehen. Darin beziehen sich beide Kurven auf das Profil mit derselben Geometrie und zeigen die Prozent gelöschter Elemente im Bereich ① über der Zeit. Während die fett durchgezogene Linie die vom Schädigungsmodell GISSMO erodierten Elemente darstellt, wobei es sich um Elementversagen handelt, gibt die dünn durchgezogene Linie die Gesamtanzahl der erodierten Elemente wieder. Diese zusätzlichen Elemente werden aufgrund von *negativem Elementvolumen*, kurz *neg. Vol.*, entfernt.

Negatives Elementvolumen tritt dann auf, wenn sich durch zu große Knotenverschiebungen ein Element selbst durchdringt. Aus physikalischer Sicht stellt die Selbstdurchdringung des Materials einen unzulässigen Zustand dar. Die mathematische Formulierung dieses Problems erfolgt über den Deformationsgradient \mathbf{F} . Das Verhältnis des Volumens eines Kontinuums in der Momentankonfiguration dv zum Volumen in der Ausgangskonfiguration dv_0 wird mit Beziehung 4.4 beschrieben.

$$\det \mathbf{F} = \frac{dv}{dv_0} \quad (4.4)$$

Gilt $\det \mathbf{F} = 0$, so stellt dies einen Kollaps des Volumens in einen materiellen Punkt dar. Aufgrund dessen, dass das Volumen in der Momentankonfiguration nicht negativ werden kann, muss für jede deformierte Konfiguration eines Volumens daher gelten $\det \mathbf{F} > 0$. [33] Um die Stabilität der Berechnung zu gewährleisten, werden die betroffenen Elemente während der Simulation vom Solver erodiert, also aus dem Modell gelöscht.

Die Form der Kurven in Diagramm 4.7 lässt sich auf die Ausbildung der Falten beim Stauchen des Profils und das damit verbundene Elementversagen zurückführen. Abbildung 4.5 zeigt die zu Diagramm gehörenden Faltenbildungsplots der Simulation. Bis zum Zeitschritt $t_1 = 0.013\text{s}$, Abbildung 4.5a bildet sich die erste Falte am Profil aus, ohne, dass Elementversagen eintritt. Die nachfolgende

Steigung bis $t_2 = 0.022\text{s}$, Abbildung 4.5b, zeigt, bis zu welchem Stauchweg der Großteil der Elemente am Profilquerschnitt der ersten Falte erodiert wird. Die Falte wird schließlich bis $t_3 = 0.03\text{s}$, Abbildung 4.5c, noch fertig zusammengedrückt, wonach die Steigung komplett abflacht. Danach tritt an der ersten Falte kein Elementversagen mehr auf und die Bildung der zweiten Falte wird initiiert. Zum Zeitpunkt $t_4 = 0.036\text{s}$, Abbildung 4.5d, zeigt der neuerliche Anstieg der Kurve, dass in der zweiten Falte das Erodieren von Elementen beginnt.

Diese Methode der erodierten Elemente ermöglicht eine Aussage darüber, wie viel Elementversagen am Profil abhängig vom Zeitpunkt der Simulation und somit vom Stauchweg auftritt. Dadurch kann, kombiniert mit der Betrachtung des Simulationsplots, untersucht werden, wie sich eine Geometrievariation der T-Sektion für einen gewissen Fortschritt der Faltenbildung eignet.

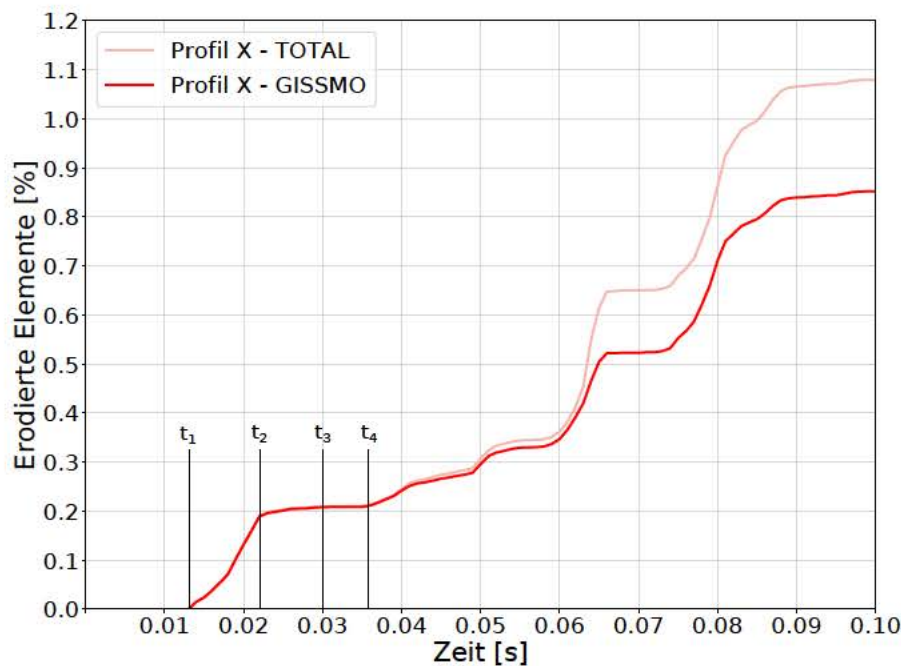


Abbildung 4.7.: Beispiel für erodierte Elemente der T-Sektionen aufgetragen über die Simulationszeit

Das zur Beurteilung entwickelte Python Skript besteht aus den Modulen *ErodedAnalysis*, *FileParser* und *Plotter*. Im Main File *ErodedAnalysis* werden die Pfade der auszuwertenden Simulationen, die Namen der Mesh Files, der Output Files und Simulationsdaten, wie die Anzahl der Integrationspunkte der Elemente und Simulationsdauer angegeben. Das Modul übergibt diese Daten dem Modul *File-Parser*. Dieses dient der Informationsbeschaffung. Es liest die benötigten Simulationsdaten aus den Mesh und Output Files aus und stellt sie *ErodedAnalysis* zur Verfügung. Dieses initiiert anschließend das Modul *Plotter* und übergibt die eingelesenen Daten. Dort erfolgt die Aufbereitung und graphische Darstellung in Diagrammen unter Verwendung der Packages *numpy* und *matplotlib*.

4.3. Simulation

4.3.1. FEM Modell

Die numerische Simulation erfolgt mit der Finite Elemente Software *LS-DYNA R8.0.0* der *Livermore Software Technology Corporation (LSTC)* [34]. Unter Verwendung des expliziten Solvers wird die Berechnung quasistatisch durchgeführt, weshalb im Folgenden die Bezeichnung *Stauchvorgang* anstelle von *Crashvorgang* verwendet wird. In den nachkommenden Kapiteln wird das Simulationsmodell mit Randbedingungen, Vernetzung, Materialmodell und Schädigungsmodell beschrieben. Eine Netzstudie zum Auffinden einer geeigneten Vernetzungstechnik der T-Sektion des Profils wird in Kapitel 4.3.1 durchgeführt. In Kapitel 4.3.1 erfolgt auch eine Untersuchung zur Verkürzung der Berechnungszeit durch Massenskalierung, bei der eine geeignete Berechnungszeitschrittlänge für alle weiteren Simulationen gefunden wird.

Die für diverse Einstellungen benötigten *LS-DYNA Keywords* werden angeführt. Die Geometrien werden mit *HyperMesh* von *Altair* vernetzt. Für Pre- und Postprocessing wird *LS-PrePost* von LSTC und *HyperGraph* von *Altair* verwendet. Die *LS-DYNA Input Files* des FEM Modells befinden sich in Anhang B. Vorgenommene Änderungen in den *Keywords* gegenüber dem in diesem Kapitel beschriebenen Modell werden bei den jeweiligen Simulationen angegeben.

Modellaufbau

Abbildung 4.8 zeigt den Aufbau der Simulation. Das Profil wird zwischen den zwei Platten, bezeichnet als *Traverse* und *Boden*, platziert, wobei der Stauchvorgang durch die Abwärtsbewegung ersterer erfolgt. Die Bewegung wird mit dem *Keyword* **BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION_RIGID* in die

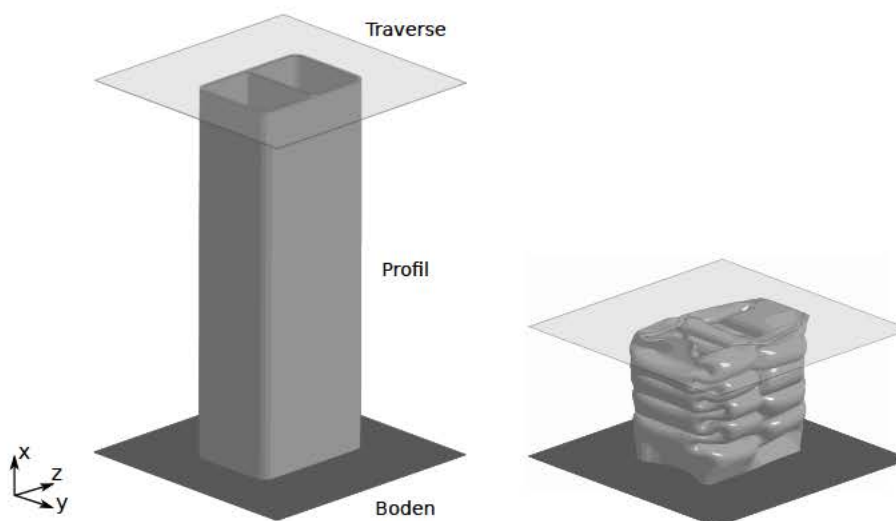


Abbildung 4.8.: Modellaufbau mit ungestauchtem (links) und gestauchtem Profil (rechts)

negative x-Richtung definiert. Alle übrigen Freiheitsgrade der Traverse werden gesperrt. Das Geschwindigkeitsprofil wird über das *Keyword* **DEFINE_CURVE_SMOOTH* und die Definition der Kurve laut Abbildung 4.9 vorgegeben. Es gilt $T_{rise} = 0.01s$, $T_{start} = 0.0s$ und $T_{end} = 0.1s$. Die Dauer der Simula-

tion beträgt 0.1s und wird im *Keyword* *CONTROL_TIMESTEP festgelegt. Im Zuge der Auswertung wird die Simulationsdauer auch in *States* angegeben. Die Unterteilung erfolgt in 100 States, wodurch jeder State einem Zeitschritt von 0.001s entspricht. Bei der Abwärtsbewegung legt die Traverse eine Distanz von 200mm zurück und staucht das Profil von 300mm auf 100mm Länge.

Zwischen Profil und Traverse, als auch Profil und Boden wird ein Kontakt mit dem *Keyword* *CONTACT_AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE_ID eingefügt. Der Reibungsbeiwert wird dort für den statischen Kontakt mit 0.2 und für den dynamischen Kontakt mit 0.06 festgelegt. Für das Profil wird ein Selbstkontakt, mit *CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE_ID definiert, um bei der Faltenbildung eine Durchdringung mit sich selbst zu verhindern. Im *Keyword* *CONTROL_TIMESTEP wird die Einstellung für das Erodieren von Elementen mit negativem Volumen vorgenommen. Traverse

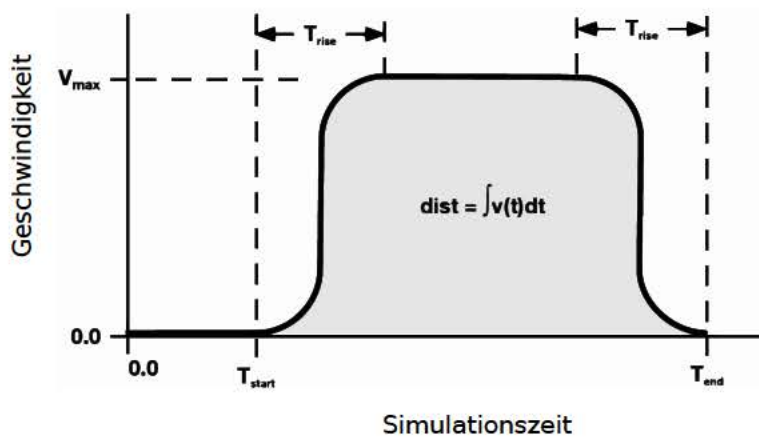


Abbildung 4.9.: Geschwindigkeit der Traverse [35]

und Boden werden mit Shell Elementen vernetzt, und mit dem *Keyword* *MAT_RIGID_TITLE als Starrkörper definiert. Im *Keyword* *SECTION_SHELL_TITLE wird die Dicke der Platten mit 3.0mm festgelegt. Bei einer Abmessung von $200 \times 200mm$ und einer Elementkantenlänge von knapp 3.0mm ergeben sich für Traverse und Boden jeweils eine Anzahl von 26934 Elementen. Die Vernetzung der beiden Geometrien bleibt bei allen Simulationen gleich.

Die Vernetzung des Profils erfolgt mit 8-knotigen Solid-Hexaeder Elementen. Die vollintegrierte Elementform mit acht Integrationspunkten wird im *Keyword* *SECTION_SOLID_TITLE festgelegt. Generell wird in der Außenwand, Bereich ③ laut Abbildung 4.6, eine Anzahl von vier Elementen und in der Mittelwand, Bereich ②, eine Anzahl von drei Elementen für die Wanddicke des Querschnitts gewählt. Die Elementkantenlänge beträgt dabei etwa 0.68mm. Das Netz dieser beiden Profilmereiche bleibt bei allen Simulationen gleich, während sich die Anzahl der Elemente in den T-Sektionen je nach Geometrievariation ändert. Um im Vorfeld eine Vernetzung für Bereich ① zu finden, die für große Deformationen des Profils geeignet ist, werden hierzu im Nachfolgenden Netzuntersuchungen durchgeführt.

Materialmodell

Das Stauchmodell wird mit einem elastisch-plastischen Materialmodell versehen. Dem Solver werden die Fließkurve der verwendeten AA6082 Legierung, Abbildung 4.10, und die elastischen Kenngrößen, wie E-Modul $E = 70000\text{N/mm}^2$, Querkontraktionszahl $\nu = 0.3$ sowie Dichte $\rho = 2.7e - 06\text{kg/mm}^2$ im *Keyword* *MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY (*MAT_24) hinterlegt.

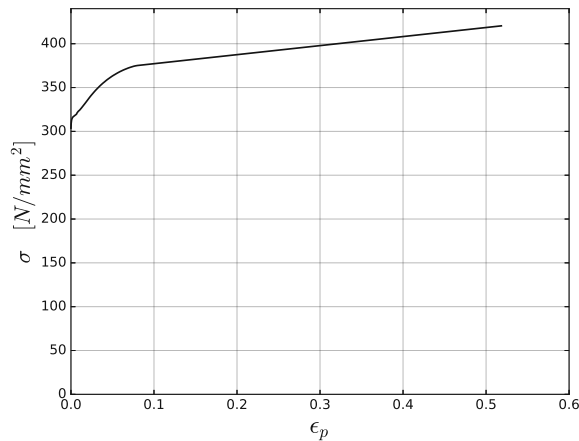


Abbildung 4.10.: Fließkurve für MAT_24: Wahre Spannung über wahrer Dehnung

Schädigungsmodell

Im *Keyword* *MAT_ADD_EROSION wird die Kurve der Bruchdehnung ϵ_f abhängig von der Triaxialität, Abbildung 4.11, hinterlegt. Die Bedingung für das Erodieren eines Elementes wird im *Keyword* auf die Anzahl von acht geschädigten Integrationspunkten gesetzt.

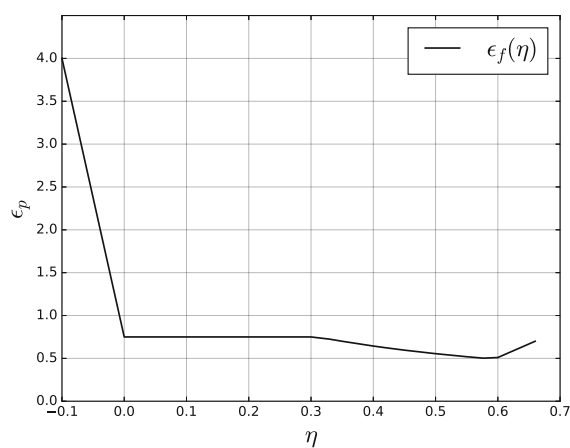


Abbildung 4.11.: Bruchdehnung ϵ_f über der Triaxialität η für GISSMO

Untersuchung zur Vernetzung

Die Vernetzung des Profils muss fein genug sein, um geringe Unterschiede der Geometrievariationen in den T-Sektionen abbilden zu können. Allerdings führt ein Modell mit vielen Elementen zu hohem Rechenaufwand und langen Berechnungszeiten. Zusätzlich muss das Netz geeignet sein, große Deformationen, die durch die Faltenbildung beim Stauchen auftreten, abzubilden. Ist dies nicht der Fall, so werden Elemente zu stark verformt und aufgrund von *negativem Volumen* gelöscht. Um das durch das Schädigungsmodell bedingte Versagensbild der erodierten Elemente nicht zu verfälschen, sollte der Anteil dieser Elemente so gering wie möglich sein. Ein anderes Problem, das durch negatives Elementvolumen entsteht, ist die damit verbundene Änderung des lokalen Spannungszustandes. Wird ein Element erodiert, so ändert sich durch dessen Versagen die Spannung in seiner unmittelbaren Umgebung, was wiederum das Schädigungsmodell beeinflusst.

Die Basis-Vernetzung des Strangpressprofils ist in Abbildung 4.12 zu sehen. Die Außen- und Mittelwand ist mit vier, bzw. drei Elementen über die Dicke vernetzt. Mit 441 Elementen über die Länge von 300mm beinhaltet dieser Teil des Profils in Summe 829080 Hexaeder Elementen. In Abbildung 4.16 sind die Netzvarianten der T-Sektionen dargestellt. Die Elementanzahl ändert sich hier je nach Größe des angebrachten Radius oder Zugdreieckradius. Um eine geeignete Vernetzungstechnik für verschiedene Geometrievarianten dieses Bereichs zu finden, wird im Folgenden eine Netzstudie durchgeführt. Ziel dieser Untersuchung ist es, Erkenntnisse über den Einfluss von verschiedenen Netzgrößen und Netzqualitäten auf das Ergebnis zu gewinnen und eine für alle weiteren Simulationen optimale Vernetzungstechnik der T-Sektion zu finden. Das gefundene Netz soll geeignet sein, die großen Deformationen optimal abzubilden und einen qualitativen Vergleich von verschiedenen Profilgeometrien durch die vorgestellten Bewertungsmethoden in Kapitel 4.2 zu ermöglichen. Die Bewertung der Netzqualität basiert darauf, dass ein geeignetes Netz so wenig wie möglich erodierter Elemente aufgrund von negativem Volumen aufweist.

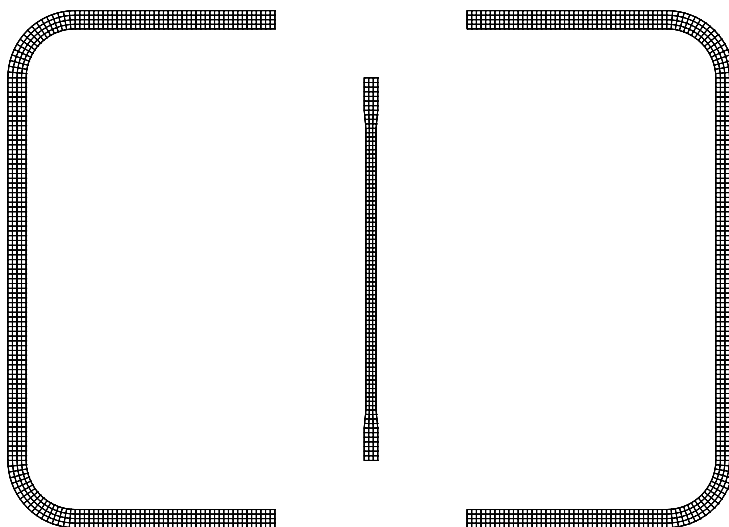


Abbildung 4.12.: Querschnitt des vernetzten 2-Kammer-Profils ohne T-Sektion

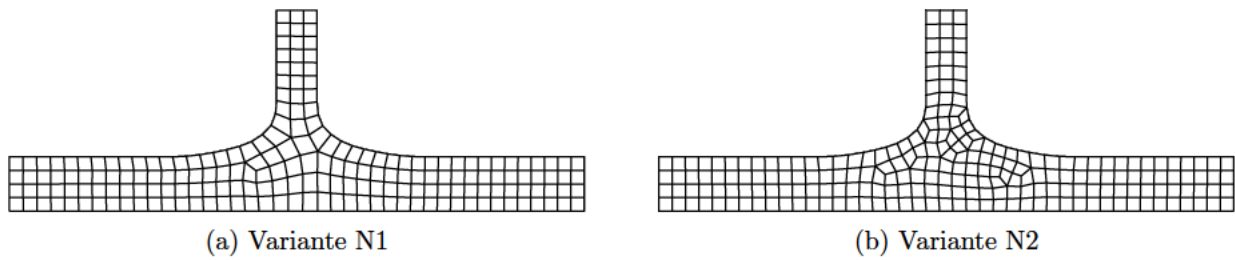


Abbildung 4.13.: Vernetzung Profil ZD_1.8

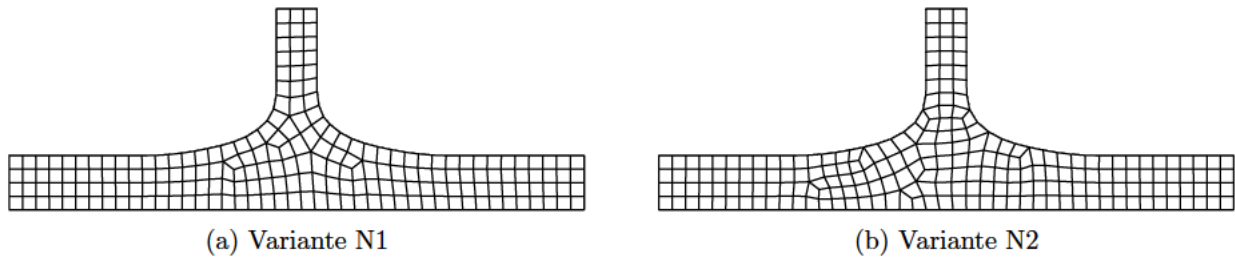


Abbildung 4.14.: Vernetzung Profil ZD_2.2

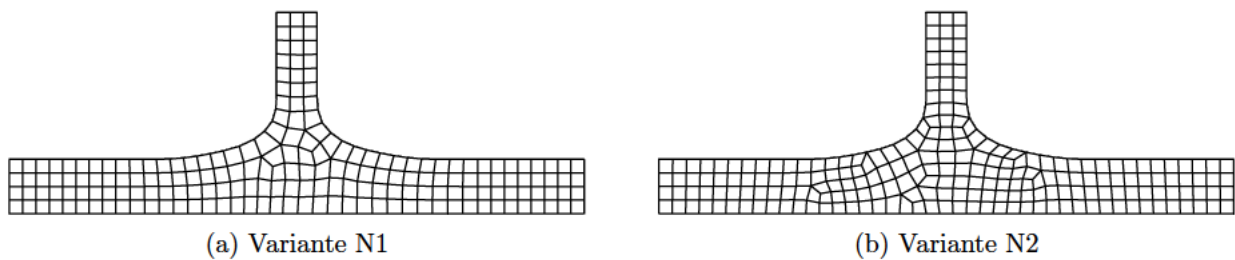


Abbildung 4.15.: Vernetzung Profil ZD_2.0

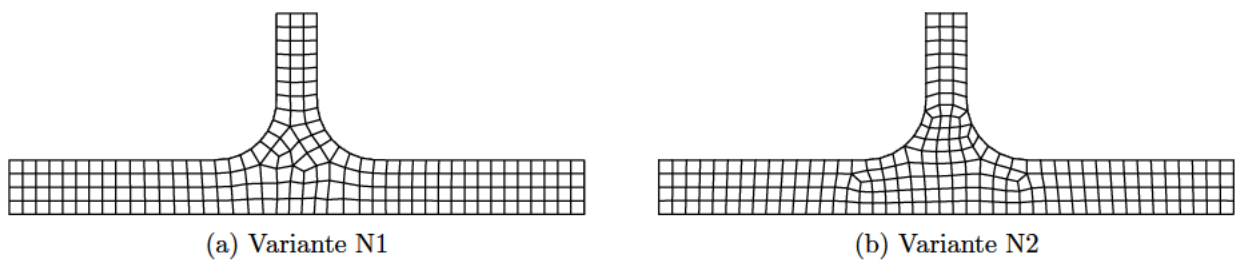


Abbildung 4.16.: Vernetzung Profil R_3

Die Netzstudie wird mit vier verschiedenen Geometrien mit jeweils zwei Netzvarianten N1, N2, laut Abbildung 4.13 bis 4.16 durchgeführt. Bei Variante N1 wird darauf geachtet, dass sich innerhalb des Radius die Elemente möglichst regelmäßig der Rundung anpassen, um die Verformungen in diesem Bereich optimal abbilden zu können. Diese Variante wird manuell vernetzt, das heißt, die Knotenpunkte werden per Hand positioniert und dabei auf maximale Elementqualität geachtet. Variante N2 wird mit dem *Automesh* Befehl automatisch durch HyperMesh vernetzt und minimal korrigiert. Für den Zusammenbau des Gesamtnetzes wird die jeweils abgebildete T-Sektion gespiegelt und mit dem Netz in Abbildung 4.12 verbunden.

Tabelle 4.1 zeigt die Netzqualität der verschiedenen T-Sektionen. Dabei ist *Skew* ein Maß für die Verzerrung der Elemente in der T-Sektion zum Zeitpunkt $t = 0s$. Sie wird bei einem Viereck dadurch gebildet, dass die zwei jeweils gegenüberliegenden Seiten durch eine Linie verbunden werden. Diese beiden Linien werden dabei von Seitenmitte zu Seitenmitte gezogen und schneiden sich dadurch innerhalb des Vierecks. Der kleinere von den zwei Winkeln, den die Linien im Schnittpunkt einschließen, wird von 90 subtrahiert und das Ergebnis ist die *Skew* für $t = 0$. Das *Aspect Ratio* (Asp. R.) bezeichnet das Verhältnis der längsten Seite zur kürzesten Seite eines Elements.

Es ist zu erkennen, dass bei allen Geometrien Variante N2 eine höhere Elementanzahl aufweist. Die Kennwerte *Skew*, *Aspect Ratio*, *Jacobi* (Jac.), etc. zeigen tendenziell eine leichte höhere Qualität bei Variante N1.

Die Simulation wird mit Massenskalierung durchgeführt. Die Einstellung wird im *Keyword* *CONTROL_TIMESTEP mit $dt2ms = 1.9 \times 10^{-08}s$ vorgenommen. Untersuchungen zur Massenskalierung folgen in Kapitel 4.3.1.

Profil	Netz	Elemente	Skew	Asp. R.	Jac.	Angle min	Angle max	Len. min	Len. max
ZD_1.8	N1	174636	21	1.84	0.70	56	128	0.59	0.83
ZD_1.8	N2	200214	33	1.70	0.63	53	135	0.42	0.87
ZD_2.2	N1	180810	26	1.62	0.67	56	128	0.49	0.79
ZD_2.2	N2	190512	27	1.75	0.63	53	135	0.47	1.02
ZD_2.0	N1	170226	21	1.89	0.60	57	126	0.61	1.15
ZD_2.0	N2	195804	40	1.77	0.63	46	136	0.44	0.96
R_3	N1	178164	24	1.78	0.59	58	129	0.52	0.81
R_3	N2	196686	39	1.75	0.62	47	137	0.45	0.68

Tabelle 4.1.: Netzqualität der Netze N1 und N2

Ergebnisse

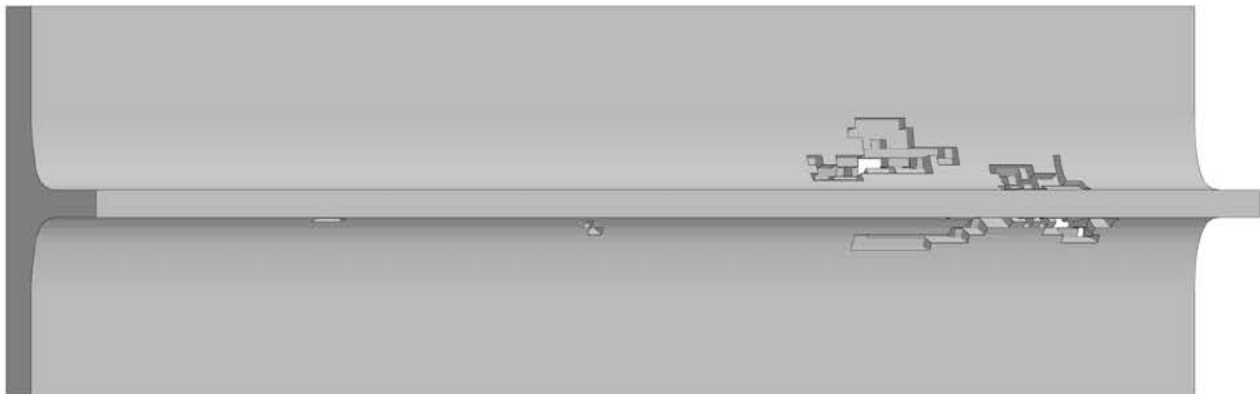
Tabelle 4.2 zeigt die Simulationsergebnisse. Die prozentuell erodierten Elemente im Bereich (1) zum Endzeitpunkt der Simulation $t = 0.1s$ sind in den Spalten TOTAL und GISSMO angegeben. Der Anteil von TOTAL, der aufgrund von negativem Volumen gelöscht wird, ist in der Spalte *Neg. Vol.* angeführt. Die Spalten 1M, 1K1 und 1K2 geben die Anzahl der Stellen mit Komplettversagen in diesen Bereichen an. Die Spalten CFE und SEA bewerten die Energieabsorption der final gestauchten Profile. Es ist zu erkennen, dass die Werte der CFE und SEA der Geometrien ZD_1.8 und ZD_2.0 für beide Vernetzungsvarianten nur sehr geringe Unterschiede aufweisen. Die beiden Vernetzungen von Profil ZD_2.2 haben im Vergleich dazu eine verhältnismäßig große Abweichung. Die Bewertung des Komplettversagens zeigt, dass die Anzahl der Stellen je nach Vernetzung stark variiert. Keiner der Bereiche 1M, 1K1 oder 1K2 zeigt die selbe Anzahl für beide Vernetzungen N1 und N2 eines Profils. In Abbildung 4.17 ist das Ausmaß des Elementversagens an einem Teil einer T-Sektion von Profil ZD_1.8 zu sehen. Dieses Simulation besitzt den höchsten Prozentsatz an Elementen mit negativem Volumen. Zur besseren Erkennbarkeit der erodierten Elemente sind diese Teile der Profile herausgeschnitten und die Vernetzung ausgeblendet. Während das Profil mit Netz N1 in 4.17a rechts deutlich Stellen mit Ver-

sagen über die Wandstärke zeigt, tritt an der selben Stelle mit der Vernetzung N2, Abbildung 4.17b, keines auf. Der Einfluss des unterschiedlichen Elementversagens auf die Faltenbildung ist in Abbildung 4.18 zu sehen. An den komplett gestauchten Profilen befindet sich jeweils eine Kreismarkierung an der selben Position. Sie markiert die in Abbildung 4.17 gezeigten Stellen mit unterschiedlichem Elementversagen, allerdings mit der Blickrichtung von außen auf das final gestauchte Profil. Es ist zu erkennen, dass die Faltenbildung innerhalb der beiden Kreise verschieden ist. In Abbildung 4.18a ist an dieser Stelle ein Komplettversagen im Bereich der T-Sektion zu erkennen. Dadurch entsteht eine unterschiedliche Faltenbildung im Vergleich mit N2 in Abbildung 4.18b, wo kein Versagen des Materials über die ganze Wandstärke zu erkennen ist.

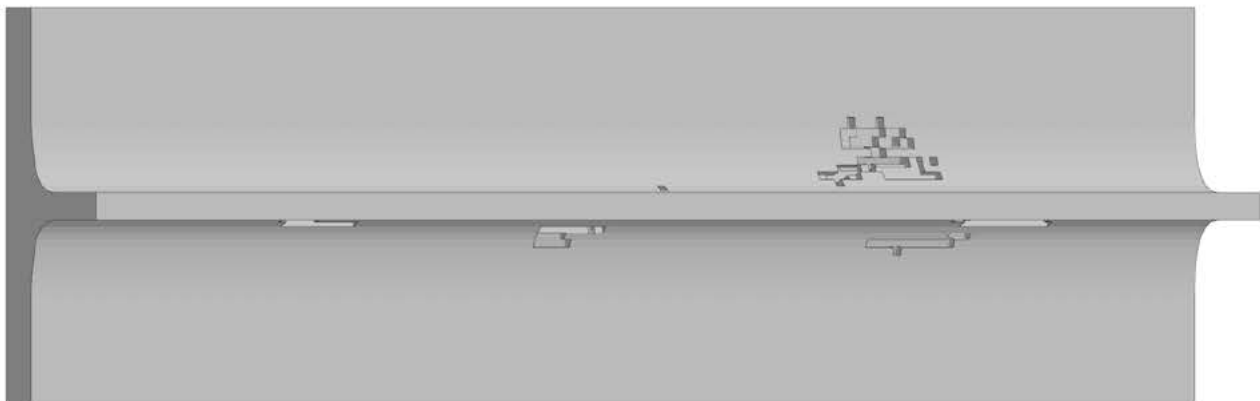
Neben der Abweichung von CFE und SEA besitzt Profil ZD_2.2 die größte Differenz an TOTAL erodierten Elementen für die zwei Vernetzungsvarianten im Vergleich mit den anderen Geometrien. Den Einfluss unterschiedlicher Vernetzungen auf die Faltenbildung zeigt auch Abbildung 4.19 für Profil ZD_2.2. Während in der oberen Hälften der beiden Profile die Faltenbildung sehr ähnlich ist, weist sie im unteren Bereich Unterschiede auf, die durch rote Pfeile gekennzeichnet sind. In Tabelle 4.2 ist zu sehen, dass bei diesem Profil das Netz N2 Stellen mit Komplettversagen ausschließlich im Bereich 1M aufweist, während bei Netz N1 die selbe Anzahl an betroffenen Stellen über 1M, 1K1 und 1K2 verteilt ist.

Profil	Netz	TOTAL [%]	GISSMO [%]	Neg. Vol. [%]	1M	1K1	1K2	CFE [%]	SEA [J/g]
ZD_1.8	N1	1.08	0.85	21.1	6	5	2	42.67	32.63
ZD_1.8	N2	0.93	0.84	9.8	2	2	0	42.62	32.68
ZD_2.2	N1	0.85	0.70	16.9	2	2	2	43.54	33.39
ZD_2.2	N2	0.67	0.63	6.5	6	0	0	41.76	32.06
ZD_2.0	N1	0.70	0.62	11.6	0	2	2	43.14	33.05
ZD_2.0	N2	0.76	0.69	9.6	0	3	1	43.11	33.07
R_3	N1	1.17	0.98	16.5	4	6	3	42.25	32.31
R_3	N2	1.0	0.90	10.0	0	4	0	42.10	32.32

Tabelle 4.2.: Ergebnis der Bewertungsmethoden



(a) N1



(b) N2

Abbildung 4.17.: Erodierte Elemente in einem Teilbereich einer T-Sektion von ZD_1.8 für zwei Vernetzungsvarianten

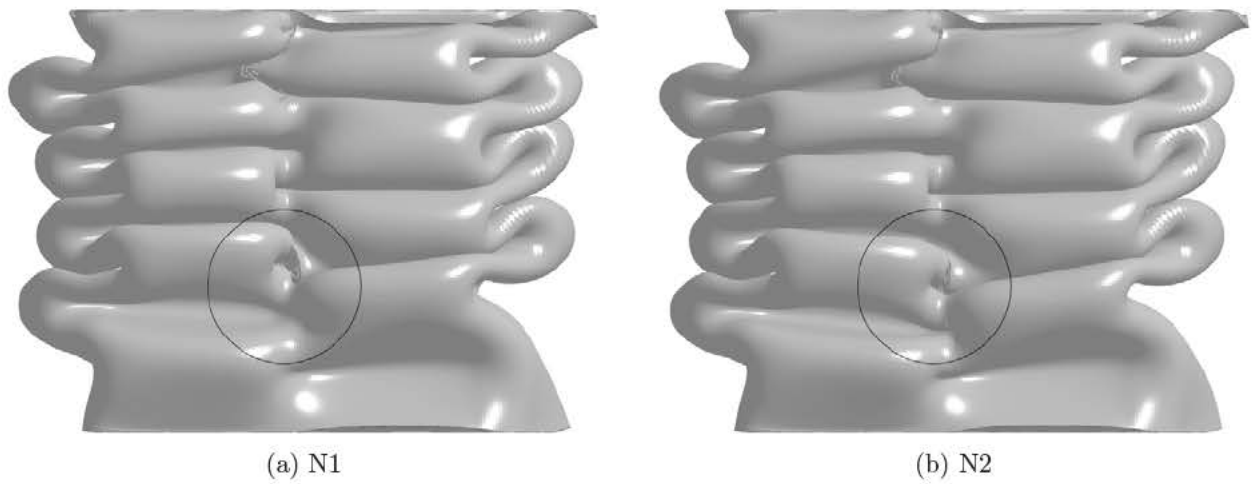


Abbildung 4.18.: Faltenbildung Profil ZD_1.8

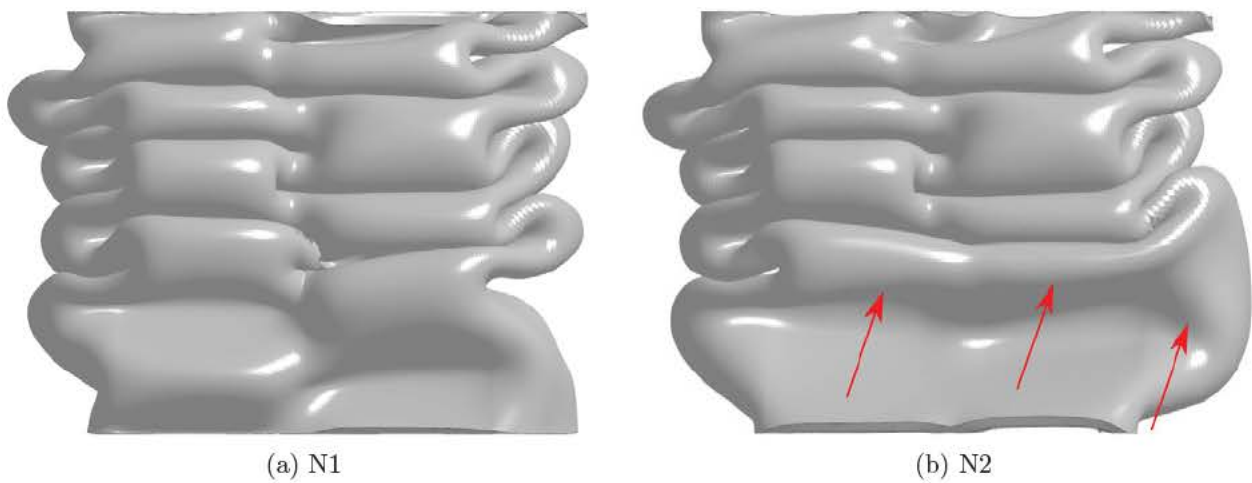


Abbildung 4.19.: Faltenbildung Profil ZD_2.2

Abbildung 4.20 zeigt die Auswertung der erodierten Elemente. Zu sehen ist pro Diagramm ein Profil in jeweils zwei Vernetzungsvarianten entsprechend den Abbildungen 4.13 bis 4.16. Die prozentuell erodierten Anteile der Elemente der T-Sektionen sind über die Simulationszeit angegeben. Die Differenz der Kurven N1-TOTAL und N1-GISSMO bzw. N2-TOTAL und N2-GISSMO stellen den Prozentsatz der Elemente dar, die aufgrund von negativem Volumen erodiert werden. In allen Diagrammen lässt sich erkennen, dass die Kurven TOTAL und GISSMO anfangs identisch sind und ab einem späteren Zeitpunkt $t > 0.06s$ zu divergieren beginnen.

Abbildung 4.20a zeigt für beide Netzvarianten ein sehr ähnliches Ergebnis, betreffend die von GISSMO erodierten Elemente. Die beiden Kurven weisen vergleichbare Steigungen bis ungefähr zum Zeitpunkt $t = 0.08s$ auf, die nur im Niveau versetzt sind. Dasselbe gilt für beide Kurven TOTAL, während sich diese im Endwert aber deutlich unterscheiden. Es ist zu erkennen, dass N2 einen geringeren Anteil an negativem Volumen aufweist und dieser Unterschied ab einer Zeit von ca. $t = 0.064s$ sich weiter vergrößert.

In Abbildung 4.20b ist zu sehen, dass die Kurven von N1 und N2 ab einem Zeitpunkt von $t = 0.04s$ divergieren. N1 besitzt einen verhältnismäßig großen Anteil an negativem Volumen gegenüber N2. Diese Differenz beginnt sich ab einer Zeit von $t = 0.08s$ auszubilden. Die prozentuell erodierten Elemente an der T-Sektion des Profils ZD_2.0, zu sehen in Abbildung 4.20c, zeigen für beide Vernetzungsvarianten einen sehr ähnlichen Verlauf. Die Steigungen der Kurven TOTAL und GISSMO sind nahezu identisch und unterscheiden sich nur durch einen geringen Offset. Ab einem Zeitpunkt von $t = 0.05s$ werden Elemente mit negativem Volumen erodiert. Deren prozentueller Anteil bleibt bei beiden Netzen bis zum Ende der Simulation ähnlich gering. Netz N2 weist hier, verglichen mit den anderen Auswertungen, eine größere Anzahl an gelöschten Elementen TOTAL und GISSMO auf. Abbildung 4.20d zeigt im Vergleich mit den anderen Auswertungen den kleinsten Unterschied der beiden Kurven TOTAL und beider Kurven GISSMO. Ab einem Zeitpunkt von ca. $t = 0.08s$ ändert sich dieses Verhalten und N1 bildet einen größeren Anteil an negativen Elementenvolumen aus. Trotz der anfänglichen Übereinstimmung zeigen die Netze einen deutlichen Unterschied zum Endzeitpunkt der Simulation.

Der Verlauf der Kraft-Weg Kurven ist in Abbildung 4.21 jeweils für beide Vernetzungen zu sehen. Abbildung 4.21b zeigt für das Profil ZD_2.2 abhängig vom Netz Unterschiede im hinteren Bereich der Kurven. Die anderen Profile weisen einen sehr ähnlichen Verlauf der Stauchkraft für N1 und N2 auf.

Generell lässt sich bei allen Simulationen erkennen, dass die Vernetzung N2 einen geringeren Anteil an Elementen mit negativem Volumen aufweist. Der Großteil an neg. Vol. wird bei allen Netzen erst etwa im letzten Drittel des Stauchweges, bzw. der Simulationszeit, gebildet.

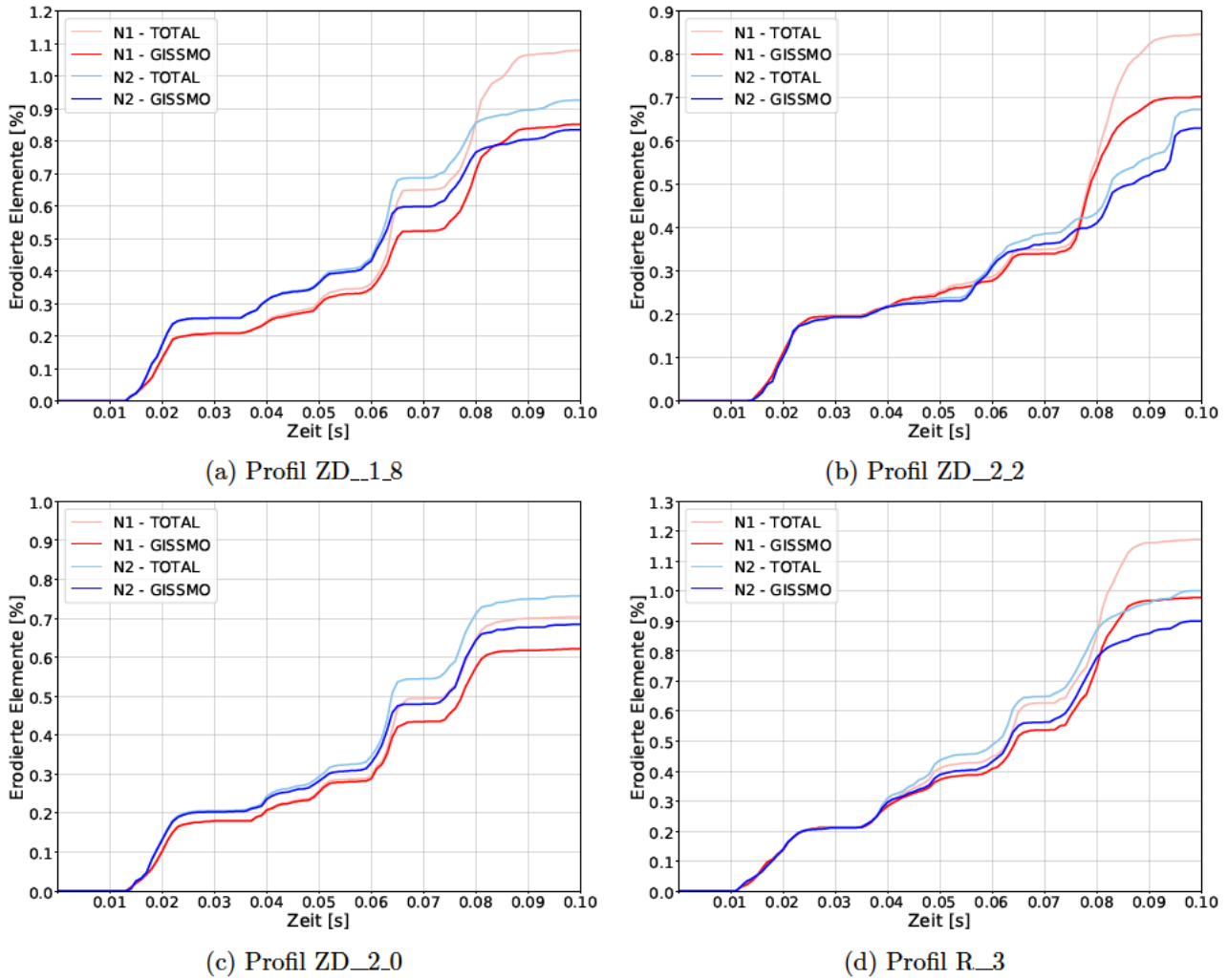


Abbildung 4.20.: Erodierte Elemente

Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

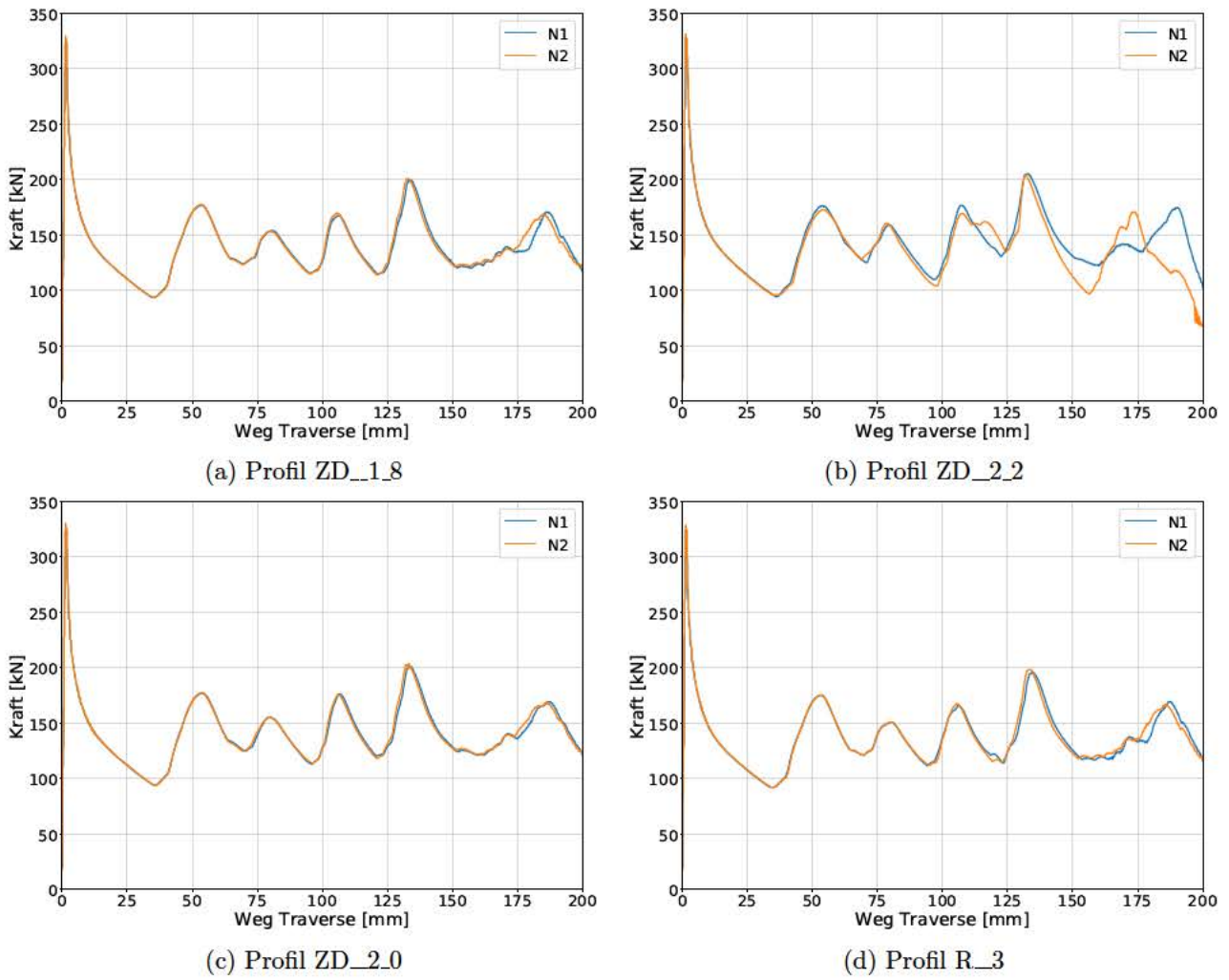


Abbildung 4.21.: Kraft-Weg Kurven

Diskussion

Die Ergebnisse zeigen, dass die Vernetzung teilweise erheblichen Einfluss hat, was den Prozentsatz der erodierten Elemente betrifft. Bzgl. der Energieabsorption und dem Verlauf der Kraft-Weg Kurve hat die Vernetzung keinen signifikanten Einfluss, solange sich die Faltenbildung in gewissen Maße ähnlich ist. Es ist naheliegend, dass die Änderung der Faltenbildung bei unterschiedlicher Vernetzung auf die unterschiedliche Anzahl der erodierten Elemente zurückzuführen ist. Auch die Schwankungen in der Anzahl der Stellen mit Komplettversagen stammen von dem je nach Netz unterschiedlichem Einfluss des Schädigungsmodells, das in Wechselwirkung mit dem negativen Elementvolumen steht. Wie bereits erwähnt wird der Anteil an neg. Vol. als Kriterium herangezogen, um ein Netz als geeignet zu beurteilen.

Die Simulationen zeigen, dass die Vernetzung mit der Automesh Funktion von HyperMesh einen geringeren Anteil an negativem Elementvolumen, zum Endzeitpunkt $t = 0.1s$, aufweist. Aufgrund des Umfangs der durchgeführten Untersuchung kann eine Aussage in die Richtung getroffen werden, dass diese Vernetzung, Variante N2 besser geeignet ist Stauchdeformationen abzubilden. In Tabelle 4.1 ist bzgl. der Elementqualität zu erkennen, dass das manuelle Netz N1 tendenziell eine höhere Qualität besitzt. Ein eindeutiger Unterschied der beiden Netze lässt sich aufgrund dieser Werte allerdings nicht feststellen, bzw. lässt sich das schlechtere Verformungsverhalten von N1 nicht auf ein bestimmtes Qualitätsmerkmal zurückführen. Die Anzahl der Elemente ist für Netz N2 bei allen Geometrien höher. Der Grund dafür liegt in der Herangehensweise der manuellen Vernetzung. Es wird dabei darauf geachtet, dass die Elemente, die direkt am Radius bzw. dem Zugdreieckradius liegen, möglichst unverzerrt sind, weil dort die größte Verformung angenommen wird. Bei Betrachtung von Abbildung 4.13a bis 4.16b wird deutlich, wie die Elemente von N1 an der Krümmung im Vergleich zu N2 angeordnet sind. Diese Technik führt zu einer Vergrößerung der Elementkantenlänge in der Mitte der T-Sektion, wodurch die Anzahl der Elemente schließlich verringert. Dieser Aspekt der unterschiedlichen Elementanzahl ist wahrscheinlich der Grund für das bessere Verhalten dieser Vernetzung bei Deformation. Mehrere Elemente können die auftretenden Verformungen bei der Faltenbildung besser abbilden und somit tritt weniger negatives Elementvolumen auf. Der Einfluss der Elementanzahl scheint hier ausschlaggebend zu sein und nicht die Elementqualität.

Eine zusätzliche Schwierigkeit bei der Beurteilung, wie gut sich ein Netz für diese Anwendung eignet, stellt die Tatsache dar, dass derart hohe Verformungen bei der Faltenbildung auftreten, dass nicht vorausgesagt werden kann, welche Deformationen ein Hexaeder im Profil bis zum Ende der Simulation erfährt. Die Annahme, dass innerhalb des Radius die Elemente möglichst unverzerrt aneinandergereiht liegen müssen, um die Verformung gut abbilden zu können, hat sich deshalb nicht bestätigt.

Bei Betrachtung der Diagramme in Abbildung 4.20 ist zu erkennen, dass Profil ZD_1.8 und ZD_2.0 bis zu einem gewissen Zeitpunkt bei beiden Netzen fast kein neg. Vol. besitzen. Bis zu diesem Verformungsgrad scheinen also beide Netzvarianten geeignet zu sein. Auffallend ist dabei, dass sich bei beiden Profilen die prozentuell erodierten Elemente bis zu diesem Zeitpunkt trotzdem unterscheiden. Die Kurven weisen die selben Steigungen auf, aber mit einem leichten Offset versetzt, wobei der Einfluss des negativen Elementvolumens bis hierhin quasi ausgeschlossen werden kann. Während hier scheinbar ein Einfluss des Netzes auf das Schädigungsmodell zu erkennen ist, zeigen Profil ZD_2.2 und R_2 am Anfang der Simulation einen identischen Verlauf der Kurven. Es scheint das Netz im

Anfangsbereich diesen Einfluss nicht zu besitzen. Die Unterschiede der Kurven sind zwar gering, dennoch bleibt die Frage, warum sie teilweise auftreten und teilweise nicht.

Die unterschiedliche Faltenbildung von Profil ZD_2_2, Abbildung 4.19, die sich auch im Vergleich der Kurven von N1 und N2 erahnen lässt, liegt vermutlich am Einfluss der Vernetzung auf das Elementversagen in Kombination mit dem negativen Volumen. Betreffend die Faltenbildung wird davon ausgegangen, dass hier eine Berechnung, deren Ergebnis weniger Anteil an negativen Elementvolumen aufweist, als genauer eingestuft werden kann.

Das generelle Auftreten von negativem Elementvolumen zum Ende der Simulationen wird damit begründet, dass mit fortgeschrittenem Stauchweg sich immer mehr Falten aufeinanderlegen, was zu einem höheren Verformungsgrad dadurch führt, dass diese noch weiter zusammengedrückt werden.

Die Erkenntnis aus den Simulationen ist, dass schon kleine Unterschiede im Prozentsatz der erodierten Elemente einen großen Einfluss auf die Anzahl der Stellen mit Komplettversagen haben. Es kann vorkommen, dass sich durch die Vernetzung auch die Faltenbildung unterscheidet, was vermutlich auf den Einfluss der erodierten Elemente zurückzuführen ist. Für weitere Simulationen wird bei der Vernetzung darauf geachtet, dass der Anteil des negativen Elementvolumens so gering wie möglich ist. Die Betrachtung der prozentuell erodierten Elemente findet zum Endzeitpunkt der Simulation statt, um die Eignung des Netzes für den gesamten Stauchweg zu beurteilen. Netz N2 hat sich für diesen Fall als die bessere Variante qualifiziert, weshalb bei den folgenden Simulationen mit dem Automesh Befehl von HyperMesh und geringer manueller Korrektur vernetzt wird. Da beide Vernetzungsvarianten eine relativ gleich hohe Qualität aufweisen, liegt die Begründung für das bessere Abschneiden von N2 wohl in der Anzahl der Elemente. Der Anteil an aufgrund von negativem Volumen erodierten Elementen lässt sich nicht ganz eliminieren. Deshalb werden zur Beurteilung und zum qualitativen Vergleich von unterschiedlichen Profilgeometrien hinsichtlich ihrer Staucheigenschaften Netze mit ähnlich niedrigem Anteil an negativen Volumen herangezogen.

Untersuchung zur Massenskalierung

Es werden Simulationen mit der Profilgeometrie R_3, mit Vernetzung N1 laut Abbildung 4.16a, mit unterschiedlichen zeitlichen Diskretisierungen des Solvers durchgeführt und die Ergebnisse ausgewertet. Die Zeitschrittlänge, die das Verhältnis der kleinsten Elementkantenlänge im Modell zur Schallgeschwindigkeit im Material bestimmt [34], wird dabei durch Massenskalierung verändert. Dabei wird der Einfluss der Dichte auf die Schallgeschwindigkeit genutzt und diese künstlich erhöht, was eine Vergrößerung der zeitlichen Diskretisierungsschritte zur Folge hat.

Ziel der Untersuchung ist das Auffinden einer Zeitschrittlänge, die die gesamte Berechnungszeit verkürzt, aber keinen signifikanten Einfluss auf das Ergebnis hat.

Bei der durch Massenskalierung festgelegten Zeitschrittlänge handelt es sich um eine *minimale Zeitschrittlänge*. Das heißt es wird eine untere Grenze gesetzt, die nicht unterschritten wird. Sollte, aufgrund von Verformungen, die kleinste Elementkantenlänge einen Zeitschritt kleiner als diese Grenze erfordern, so wird das durch Erhöhung der Dichte verhindert.

Eine erste Simulation erfolgt ohne Massenskalierung. Um den Verlauf der zeitlichen Diskretisierung über die Simulationzeit analysieren zu können, wird ein Python Skript verwendet. Die grundlegende Funktionsweise des Skripts wird in Kapitel 4.2.4 beschrieben. Zur Auswertung der Untersuchung wird das Output File *ModelOut* mithilfe der Klasse *SearchModelOut* im Modul *FileParser.py* nach der momentanen Berechnungszeitschrittlänge durchsucht. Diese wird, über dem aktuellen State der Simulation, in einem Diagramm dargestellt. Basierend auf den Erkenntnissen über den Verlauf der Zeitschrittlänge in der ersten Simulation werden anschließend unterschiedliche minimale Zeitschrittlängen für drei weitere Simulationen gewählt.

Die minimale Zeitschrittlänge wird mit $0.9 \times dt2ms$ festgelegt, wobei *dt2ms* im *Keyword* *CONTROL_TIMESTEP definiert wird. Es wird eine Simulation ohne Massenskalierung und je eine Simulation mit $dt2ms = 1.9 \times 10^{-08}$, $dt2ms = 10 \times 10^{-08}$, $dt2ms = 18 \times 10^{-08}$ durchgeführt, siehe Tabelle 4.3. Die Berechnung erfolgt auf einem Rechencluster unter Verwendung von 64 Kernen.

Ergebnisse

Tabelle 4.3 zeigt die Ergebnisse der Simulationen. Während die Profilgeometrie für alle vier Berechnungen gleich bleibt, ist in der zweiten Spalte der jeweilige Wert für *dt2ms* angegeben. Neben der Rechendauer sind die Ergebnisse der Bewertungsmethoden zu sehen. Abbildung 4.22 stellt den Verlauf der Zeitschrittlängen der Simulationen dar. Die rote Kurve zeigt die Simulation ohne Massenskalierung. Sie ist von State 0 bis 37 mit der blauen Kurve identisch. Basierend auf dieser Kurve sind die Größen *dt2ms* der anderen Berechnungen gewählt. Die blaue Kurve, mit einer minimalen Zeitschrittlänge von 1.9×10^{-08} folgt am Anfang der Simulation der roten Kurve, sinkt ab State 37 aber aufgrund der Massenskalierung nicht weiter ab. Die minimalen Zeitschrittlängen der Simulationen in grün und schwarz liegen über der maximalen Zeitschrittlänge der Berechnung ohne Massenskalierung. Tabelle 4.3 zeigt, dass die Ergebnisse der CFE und SEA sehr geringe Unterschiede aufweisen. Die TOTAL erodierten Elemente, das negative Elementvolumen *neg. Vol.* und die Anzahl der Durchrisse variieren hingegen. Die geringste Abweichung besitzt die Simulation mit $dt2ms = 1.9 \times 10^{-08}$, sie weist nur 0.05 Prozentpunkte von der Simulation ohne Massenskalierung ab, während die Simulation mit $dt2ms = 18 \times 10^{-08}$ die größte Abweichung von 0.15 Prozentpunkten besitzt. Abbildung 4.23 zeigt die Faltenbildung des Profils. Bei State 22 ist die erste Falte fast vollständig ausgebildet. Im Bezug auf die Zeitschrittlänge im Diagramm ist zu erkennen, dass sich diese von Beginn der Simulation bis State 22 verringert. Anschließend bleibt sie bis State 36 konstant. In dieser Zeitspanne bildet sich die zweite Falte aus. Bei State 36 beginnt die zweite Falte sich auf die erste zu legen und noch weiter zusammen zu drücken.

Profil	dt2ms [s]	Rechenzeit [h]	TOTAL [%]	Neg. Vol. [%]	1M	1K1	1K2	CFE [%]	SEA [J/g]
R_3	-	167	1.12	14.3	4	7	1	42.29	32.345
R_3	19×10^{-9}	129	1.17	16.5	4	6	3	42.25	32.317
R_3	10×10^{-8}	27	0.99	9.1	4	4	1	42.40	32.371
R_3	18×10^{-8}	18	0.97	11.5	4	5	2	42.50	32.417

Tabelle 4.3.: Ergebnisse der Bewertungsmethoden

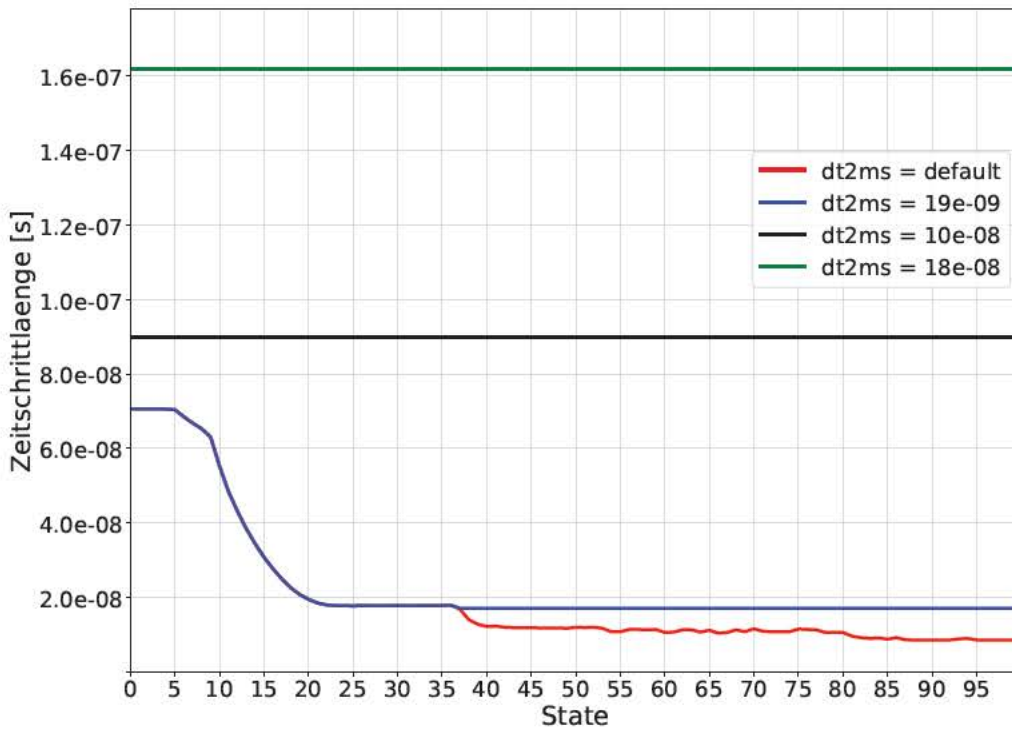


Abbildung 4.22.: Analyse der Berechnungszeitschrittlänge

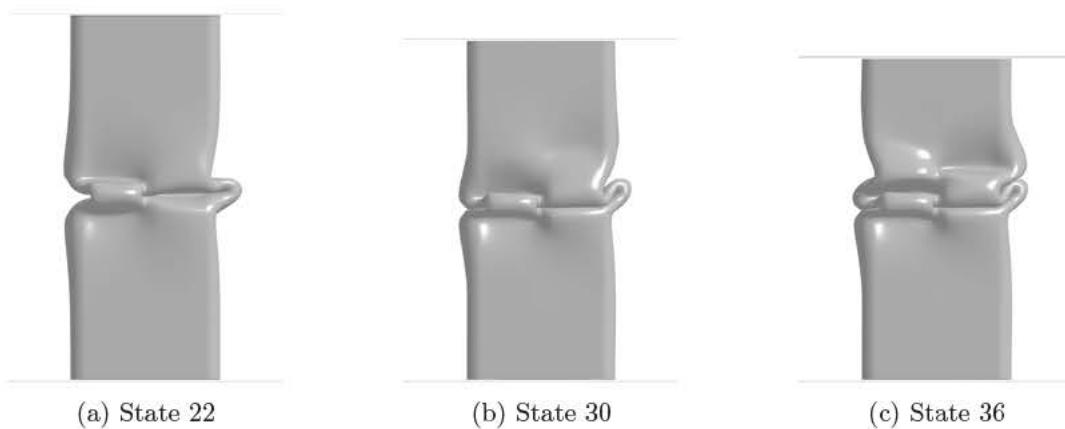


Abbildung 4.23.: Faltenbildung R_3

Diskussion

Die durchgeführten Simulationen zeigen, dass die Rechenzeit durch Massenskalierung wesentlich verkürzt werden kann, was aber gleichzeitig einen Einfluss auf das Schädigungsmodell hat. Während der Einfluss auf die Energieabsorption offensichtlich vernachlässigbar gering ist, zeigen sich bei den prozentuell erodierten Elementen und dadurch auch bei der Anzahl der Stellen mit Komplettversagen Unterschiede. Um der sehr genauen Untersuchung der erodierten Elemente im Rahmen dieser Arbeit gerecht zu werden, sollte gerade dieses Ergebnis so wenig wie möglich beeinflusst werden.

Von der Länge des Anfangszeitritttes der blauen, und darunter liegenden roten Kurve in Diagramm 4.22, ist von State 0 bis 22 die größte Änderung der Zeitschrittlänge zu erkennen. Dies liegt daran, dass sich bis zu diesem State die erste Falte bildet und daher eine große Verformung der Elemente stattfindet. Alle weiteren Falten vollziehen eine ähnliche Deformation, der Zeitschritt ist aber bereits auf dieser dafür erforderlichen Länge und verändert sich verhältnismäßig wenig bis zum Ende der Simulation. Dies ist durch den Vergleich der Änderung des Zeitschrittes von State 0 bis 37, mit der weiteren Verringerung von dort auf ca. $1.0 \times 10^{-08} s$ bis zum Ende der Simulation, ersichtlich. Die nach State 37 folgende Abnahme der Zeitschrittlänge ist damit zu begründen, dass bereits bestehende Falten durch den Kontakt mit neuen Falten weiter zusammengedrückt werden und die daher resultierende Verformung die geringste Elementkantenlänge noch mehr verkürzt.

Bei der Wahl von $dt2ms = 19 \times 10^{-09}$ wird eine Zeitschrittlänge gewählt, die ziemlich nahe bei der liegt, die ohne Massenskalierung vom Solver verwendet wird. Diese Länge bezieht sich eben auf dieses Plateau, das nach der ersten Faltenbildung zu erkennen ist. Nur das letzte Absenken der Zeitschrittlänge ab State 36, zu sehen in Diagramm 4.22, wird dadurch verhindert. Damit soll die Zeitschrittlänge, die für die Ausbildung der ersten Falte nötig ist, gewährleistet werden. Es wird angenommen, dass diese Genauigkeit für die weitere Faltenbildung im Modell ausreicht. Wie in Tabelle 4.3 zu erkennen ist, sinkt durch diese Maßnahme die Rechenzeit von 167h auf 129h. Während die Berechnungszeiten der beiden anderen Massenskalierungen von 27h und 18h wünschenswert wären, weichen deren Ergebnisse aber weiter von der Simulation ohne Massenskalierung ab. Dies ist daran zu erkennen, dass die Differenz der TOTAL erodierten Elemente und des neg. Vol. Anteils zwischen der Simulation mit $dt2ms = 19 \times 10^{-09}$ und der Simulation ohne Massenskalierung am geringsten ist. Dies gilt auch für die Anzahl der Stellen mit Komplettversagen, ausgenommen im Bereich 1K2.

Zusammenfassend zeigt diese Methode der Zeitschrittuntersuchung, dass Massenskalierung in Kombination mit einem Schädigungsmodell, vor allem bei einer sehr genauen Betrachtung des Ausmaßes des Elementversagens, mit Vorsicht zu betreiben ist. Eine Analyse der zeitlichen Diskretisierung, die vom Solver ohne Massenskalierung über den Simulationsverlauf verwendet wird, sollte durchgeführt werden. Dies ermöglicht ein Abschätzen, welche Zeitschrittlängen für die auftretenden Verformungen vom Solver vorgeschlagen werden, um anschließend einen minimalen Zeitschritt wählen zu können, der nicht jenseits dieser Diskretisierung liegt.

Mit 38h Verkürzung liefert die Massenskalierung mit $dt2ms = 19 \times 10^{-09}$ eine Senkung der Berechnungszeit um 22%. Aufgrund der notwendigen Genauigkeit bzgl. der prozentuell erodierten Elemente im Modell hat sich gezeigt, dass keine weitere Verringerung der Berechnungszeit sinnvoll ist. Aus diesem Grund wird diese minimale Zeitschrittlänge bei weiteren Berechnungen verwendet.

4.3.2. Anwendung der Zugdreieckradien auf das 2-Kammer-Profil

Die an den T-Sektionen des 2-Kammer-Profils vorhandenen Radien von 3.0mm werden nach der Methode in Kapitel 4.1 durch Zugdreieckradien mit einem l_{rad} von 2.0mm ersetzt. Die festgelegte Nomenklatur bezeichnet das Originalprofil mit R_3 und das optimierte Profil mit ZD_2_0. Abbildung 4.24 veranschaulicht die Dimension der geometrischen Veränderung. Es wird eine Simulation des Stauchvorgangs des Originalprofils und des optimierten Profils durchgeführt.

An beiden Profilen werden die Spannungen zu jenem Zeitpunkt, an dem sich die erste Falte ausbildet untersucht und miteinander verglichen. Der Fokus liegt dabei auf dem Bereich, wo die ersten Elemente versagen, bzw. wo die größten Hauptspannungen auftreten. Der Einfluss der Geometrieoptimierung mit Zugdreieckradien auf die Hauptspannungen und das erste Eintreten von Elementversagen am Profil wird gezeigt.

Beide Profile werden gänzlich gestaucht und die Ergebnisse der Bewertungsmethoden miteinander verglichen. Die Auswertung zeigt, welchen Einfluss das Anbringen von Zugdreieckradien an den T-Sektionen auf das Stauchverhalten des 2-Kammer-Profils hat.

Zur Spannungsanalyse wird für die Profile ZD_2_0 und R_3 die Vernetzungsvariante N2 nach Abbildung 4.15b bzw. 4.16b verwendet.

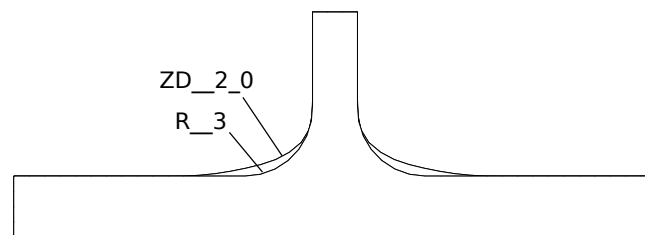


Abbildung 4.24.: Vergleich des Zugdreieckradius mit dem Radius des Originalprofils

4.3.3. Parameterstudie mit Zugdreieckradien

Am 2-Kammer-Profil wird anhand einer Parameterstudie untersucht, wie groß die Zugdreieckradien an der T-Sektion gewählt werden müssen, um ein optimales Stauchverhalten des Profils zu erreichen. Das Anbringen der Zugdreieckradien an der T-Sektion erfolgt nach Kapitel 4.1. Es werden acht Simulationen durchgeführt, wobei die Größe l_{rad} zwischen der minimalen und maximalen Abmessung von 1.4mm und 3.5mm abgestuft wird. Abbildung 4.25 veranschaulicht die Dimensionen der oberen und unteren Grenze von l_{rad} an einer T-Sektion. Die Vernetzung der T-Sektionen der Profile befindet sich in Anhang A.1.

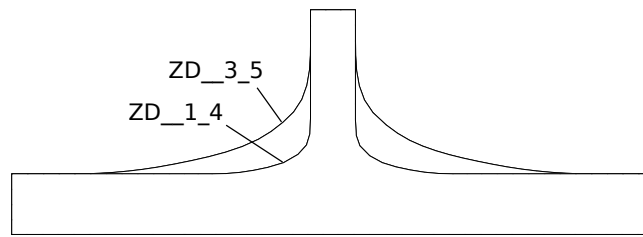


Abbildung 4.25.: Vergleich kleinster und größter Zugdreieckradius

4.4. Stauchversuch

Zur Validierung der Simulation werden die Profile R_3 und ZD_2.0 im Strangpressverfahren jeweils aus drei verschiedenen Modifikationen der Legierung AA6082 hergestellt. Die Modifikationen unterscheiden sich in ihrer chemischen Zusammensetzung, die durch eine unterschiedliche Wärmebehandlung des Aluminiums beim Herstellungsprozess entsteht. Alle dieser drei Legierungsvarianten gehören der Festigkeitsklasse C28 an. Im Folgenden werden die drei Varianten als L1, L2 und L3 bezeichnet. Tabelle 4.4 zeigt die Anzahl der hergestellten Proben für den Stauchversuch. Die Profile werden in einer

Geometrie	Legierungsvariante	Anzahl Proben
R_3	L1	3
ZD_2.0	L1	5
R_3	L2	18
ZD_2.0	L2	15
R_3	L3	18
ZD_2.0	L3	15

Tabelle 4.4.: Proben für den Stauchversuch

Universalprüfmaschine von Hegewald&Peschke, Abbildung 4.26, quasi-statisch gestaucht. Die Stauchgeschwindigkeit beträgt dabei 200 mm/min. Die Stauchkraft wird mit der integrierten Kraftmessdose abhängig vom Weg aufgenommen. Die Stempel, zwischen denen das Profil gestaucht wird, bestehen aus gehärtetem Stahl. Das Profil wird nicht eingespannt, oder gegen seitliches Wegrutschen gesichert. Für die Auswertung wird pro Legierungsvariante und Geometrie eine Probe herangezogen, die das durchschnittliche Ergebnis der Stauchversuche repräsentiert. Es wird die optische Beurteilung der Falten- und Rissbildung durchgeführt. Die Ergebnisse der Simulation werden zum Vergleich angegeben.



Abbildung 4.26.: Universalprüfmaschine für den quasi-statischen Stauchversuch

5. Ergebnisse

5.1. Simulation

5.1.1. Anwendung der Zugdreieckradien auf das 2-Kammer-Profil

Abbildung 5.1 zeigt, wie sich die erste Falte beim Stauchen des Profils ausbildet. In Kammer 1 beult die Außenwand nach innen und in Kammer 2 nach außen. Dieses wechselseitige Falten der beiden Kammern führt zu hohen Beanspruchungen in der T-Sektion. Die Spannungsanalyse wird in dem in der Abbildung gekennzeichneten Bereich durchgeführt. Die erste Auswertung der Spannungen erfolgt

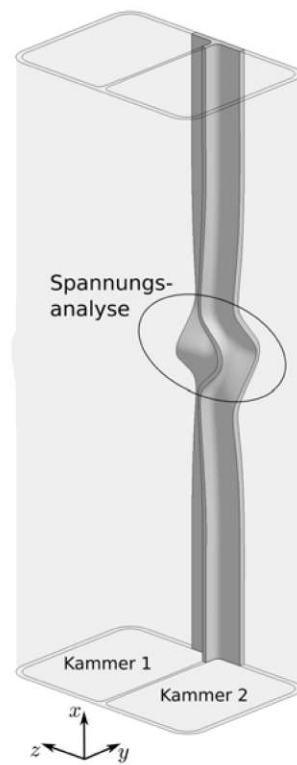


Abbildung 5.1.: Höchstbelastete Stelle am Profil bei der Faltenbildung

bei State 11, was einer Simulationszeit von 0.011s und einer Absenkung der Traverse von 11.3mm entspricht. Kurz nach diesem Zeitpunkt tritt an der betrachteten T-Sektion des Profils R...3 das erste Versagen von Elementen ein. Abbildung 5.2 zeigt für State 11 das Originalprofil und das optimierte Profil horizontal geschnitten an dem Punkt der größten Hauptspannungen in der Falte. Die Darstellung verdeutlicht, dass Spannungsspitzen an der Innenseite auftreten. Die T-Sektion wird dabei durch das Beulen der beiden Außenwände und der Mittelwand um ihre Hochachse verdreht. Das asymme-

trische Ausbilden von weiteren Falten an den Kammern des Profils führt dazu, dass die T-Sektion abwechselnd, je nach Falte, in eine andere Richtung tordiert wird.

Abbildung 5.3 zeigt die Hauptspannungen an der nicht geschnittenen Stelle und Abbildung 5.4 die zugehörigen Hauptrichtungen. Es ist zu erkennen, dass eine hohe Zugbelastung an der nach innen gebildeten Falte in Kammer 1 auftritt. Das optimierte Profil zeigt hier eine geringere Spannung, als das Profil mit Radien an der T-Sektion. Bei genauem Vergleich der Plots in Abbildung 5.3 ist zu sehen, dass die Fläche mit der höchsten Belastung beim Profil ZD_2.0 größer ist. Die erste Hauptspannung im Profil R_3 an dieser Stelle beträgt 483.66 N/mm und im Profil mit Zugdreieckradien 460.60 N/mm, was einer Verringerung von 4.77 % entspricht.

Abbildung 5.5 zeigt die Entwicklung der Schädigung bei State 16. Bei einem Traversenweg von 22.6mm und einer Simulationszeit von 0.016s werden die Elemente, an der in 5.3 betrachteten Stelle, erodiert. Der Plot zeigt, dass unmittelbare Nachbarelemente von erodierten Elementen eine Entlastung erfahren. Gleichzeitig ist zu erkennen, dass am Profil ZD_2.0 weniger Elementversagen eintritt. In Abbildung 5.8a ist dieser Unterschied zum Simulationszeitpunkt 0.016s zu erkennen.

Während bei State 16 die Falte in Kammer 1 schon fortgeschrittenes Elementversagen aufweist, sind in Kammer 2 bei Profil R_3 nur wenige und bei Profil ZD_2.0 noch keine Elemente erodiert. Die Richtungen der Hauptspannungen in 5.5 zeigen, dass auch auf dieser Seite die größte Belastung durch Zugspannung auftritt. Ab State 20 tritt in Kammer 2 an beiden Profilen Elementversagen auf, zu sehen in Abbildung 5.6. Allerdings ist zu erkennen, dass weniger Elemente am optimierten Profil erodiert werden. Beim optischen Vergleich zeigt Profil R_3 in Kammer 1 mehr Elementversagen als Profil ZD_2.0. Die Betrachtung der erodierten Elemente in Abbildung 5.8a zeigt, für die Simulationszeit von 0.02s, einen minimal geringeren Prozentsatz am Profil ZD_2.0.

Abbildung 5.7 zeigt die fertig ausgebildete erste Falte bei State 30, was einem Traversenweg von 54mm entspricht. Die prozentuell erodierten Elemente sind zu diesem Zeitpunkt beim optimierten Profil laut Abbildung 5.8a leicht unter dem Originalprofil. Der optische Vergleich der Schädigung in Kammer 1 beider Profile zeigt einen tendenziell tieferen Einriss bei R_3. In Kammer 2 ist der Unterschied größer, hier ist deutlich mehr Elementversagen am Originalprofil zu erkennen.

Tabelle 5.1 zeigt die Ergebnisse der Bewertungsmethoden nach dem kompletten Stauchen der Profile. Die Größen TOTAL und GISSMO sind die Endwerte der Kurven in Abbildung 5.8a. Es ist zu erkennen, dass der prozentuelle Anteil an erodierten Elementen an der Geometrie mit den Zugdreieckradien geringer ist. Der Anteil an negativem Elementvolumen unterscheidet sich nur gering. Die Anzahl der Stellen mit Komplettversagen im Bereich (1), laut Abbildung 4.6, ist die Summe der Teilbereiche 1M, 1K1 und 1K2. Diese Anzahl ist für beide Profilvariationen gleich, wobei beide Geometrien im Bereich 1K1 den Großteil an Stellen mit Komplettversagen aufweisen. In der Mittel- und Außenwand, Bereich (2) und (3), tritt hingegen kein Versagen über die Wandstärke auf. Neben der CFE und der SEA ist das Absolutgewicht der Profile angegeben. Die dritte Zeile in der Tabelle vergleicht die Ergebnisse prozentuell, wobei die Werte auf R_3 bezogen werden. In Abbildung 5.8a ist zu erkennen, dass bei Profil ZD_2.0 später Elemente erodiert werden. Nachdem beide Kurven bei ca. 0.024s abflachen, weist das Profil mit Zugdreieckradien, wie bereits erwähnt, minimal weniger prozentuell erodierte Elemente auf. Im Verlauf der weiteren Simulation ist an den Kurven deutlich zu erkennen, dass am Profil ZD_2.0 weniger Elemente versagen. Die Entwicklung des Anteils der Elemente mit negativem Volumen zeich-

Profil	TOTAL [%]	GISSMO [%]	Neg. Vol. [%]	1M	1K1	1K2	CFE [%]	SEA [J/g]	Gewicht [g]
R_3	1.0	0.90	10.0	0	4	0	42.10	32.32	856.72
ZD_2_0	0.76	0.69	9.6	0	3	1	43.11	33.07	860.96
Diff. ZD/R	-24.2%	-23.9%					+2.40%	+2.31%	+0.50%

Tabelle 5.1.: Ergebnis der Bewertungsmethoden

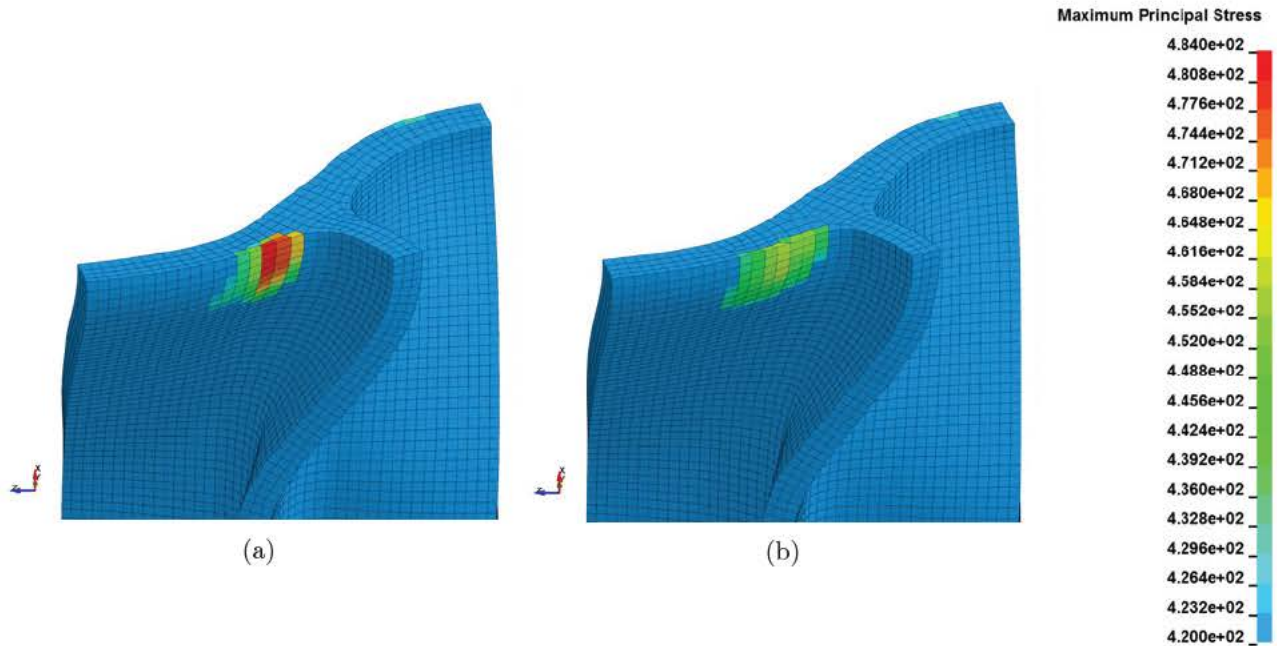


Abbildung 5.2.: Schnitt in der ersten Falte mit der gemittelten Spannung pro Element; State 11

net sich bei beiden Geometrievarianten über die Simulationszeit ähnlich ab. Die Übereinstimmung der Kurven in der Änderung ihrer Steigungen deutet auf eine beinahe identische Faltenbildung hin. Die Bestätigung liefert Abbildung 5.9, in der beide gestauchten Profile zu sehen sind. Die Kreismarkierungen befinden sich bei beiden Abbildungen an derselben Position und weisen auf leicht unterschiedliches Versagen in diesem Bereich hin. Es ist auch innerhalb der Kreise eine minimal verschiedene Faltenbildung der Profile beim Vergleich des Abstandes der Falten zum Kreisrand zu erkennen. Die Kraft-Weg Kurve beider Profile, zu sehen in Abbildung 5.8b, zeigt einen sehr ähnlichen Verlauf, wobei das Profil ZD_2_0 meist leicht über dem Profil R_3 liegt.

Ein Beispiel für die Unterschiede bei den erodierten Elementen der beiden Geometrien zeigt Abbildung 5.10. Die dargestellten T-Sektionen sind die gegenüberliegenden der T-Sektionen, die bei der Spannungsanalyse betrachtet werden. Innerhalb des Rechtecks 1 werden bei Profil ZD_2_0 weniger Elemente an der Oberfläche erodiert. Bei Markierung 2 ist in Profil R_3 eindeutig Komplettersagen zu erkennen, während in der Geometrie ZD_2_0 keines auftritt. Die selbe Stelle kennzeichnet die Kreismarkierung in Abbildung 5.9, allerdings mit einer anderen Blickrichtung. Markierung 3 zeigt beim Originalprofil Komplettersagen, beim optimierten Profil nicht. Die Elemente, die zwischen Markierungen 2 und 3 an der Oberfläche erodiert werden, kennzeichnen die Stelle der ersten Faltenbildung. Dort tritt kein Versagen über die Wandstärke auf.

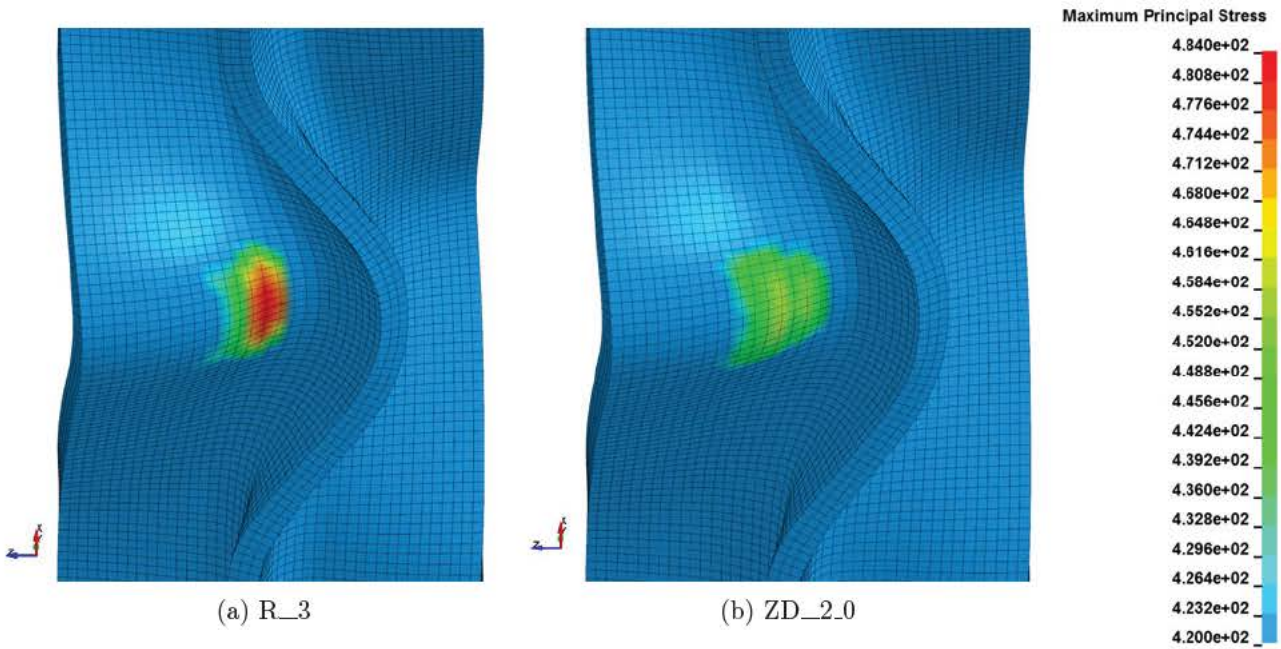


Abbildung 5.3.: Größte Hauptspannung in der ersten Falte; State 11

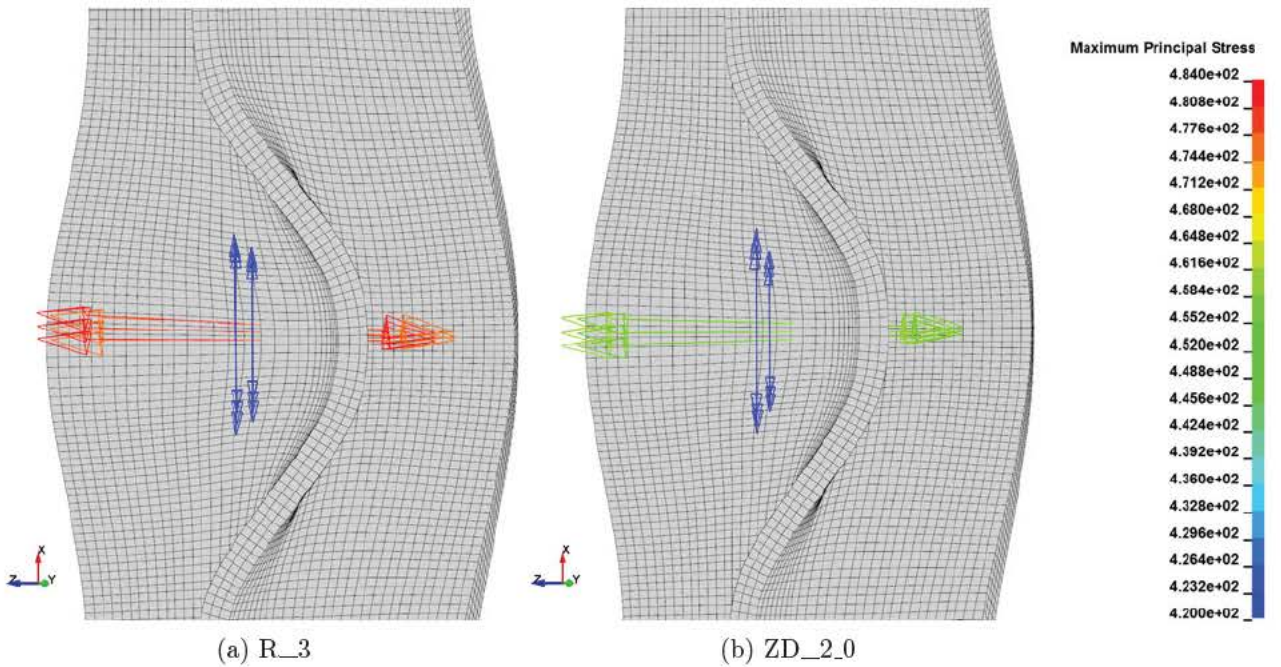


Abbildung 5.4.: Hauptspannungsrichtung in der ersten Falte; State 11

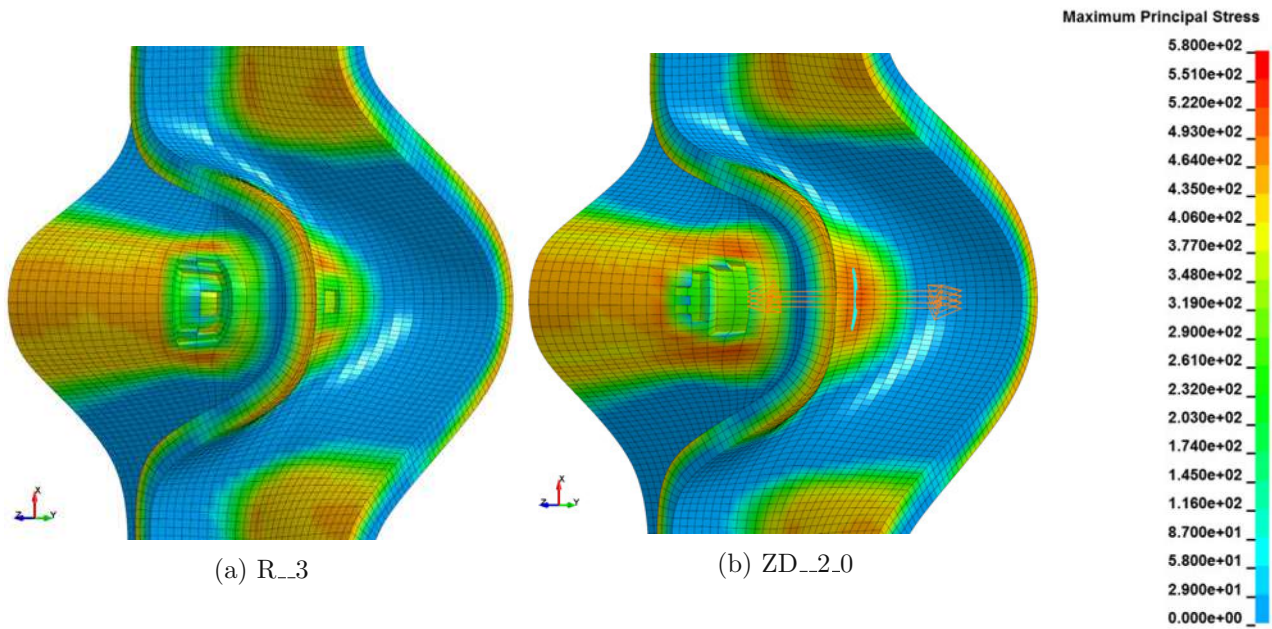


Abbildung 5.5.: Schädigung an der ersten Falte in beiden Kammern; State 16

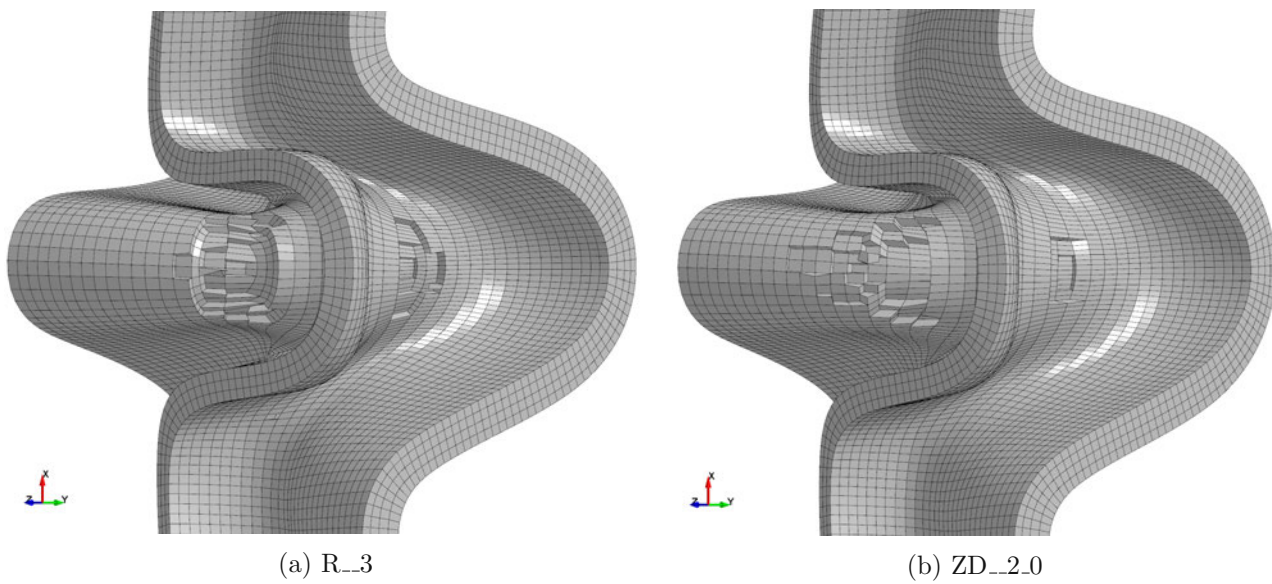


Abbildung 5.6.: Schädigung an der ersten Falte; State 20

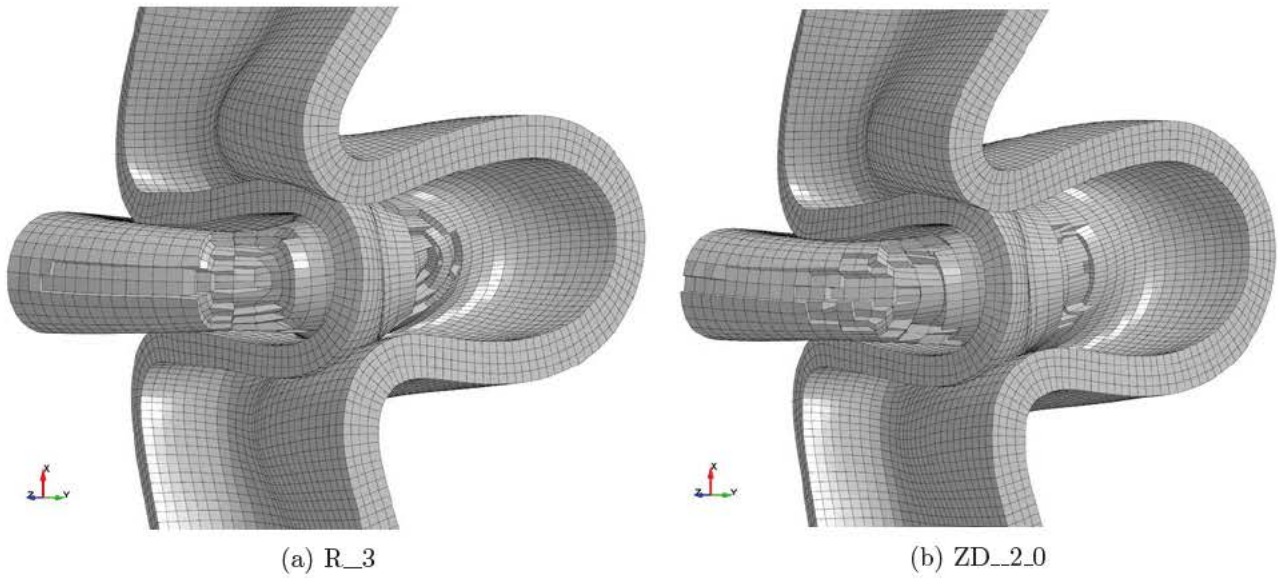


Abbildung 5.7.: Schädigung an der ersten Falte; State 30

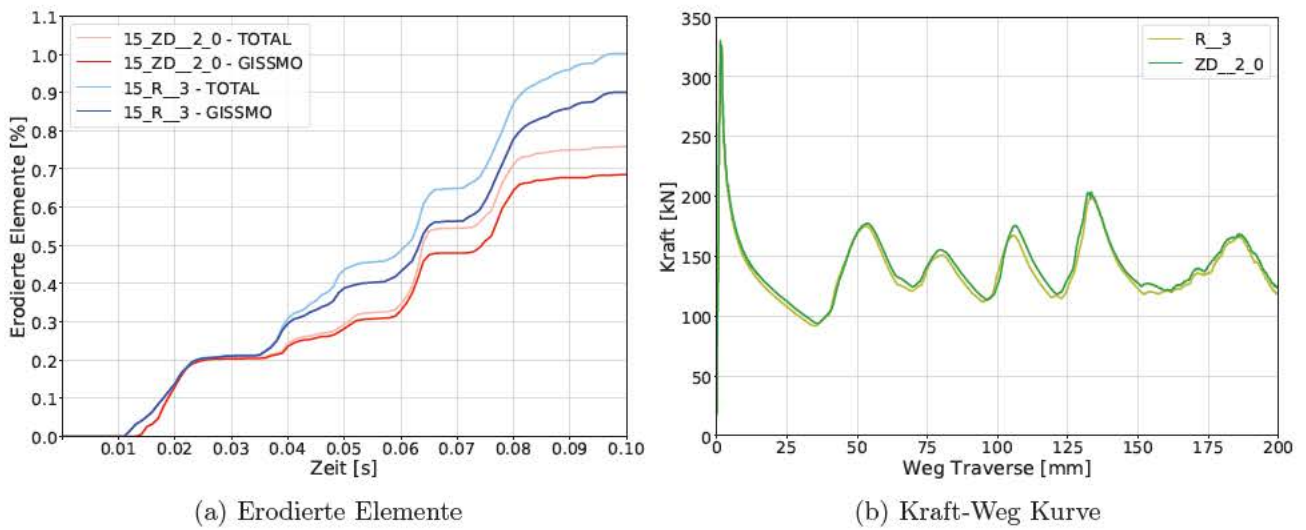


Abbildung 5.8.: Diagramme

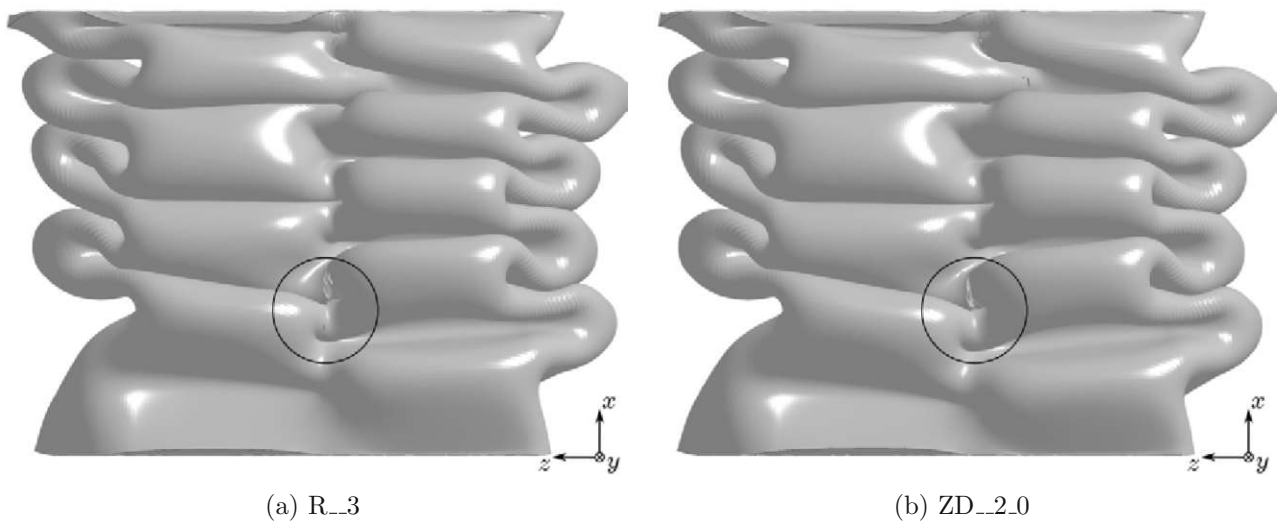


Abbildung 5.9.: Faltenbildung

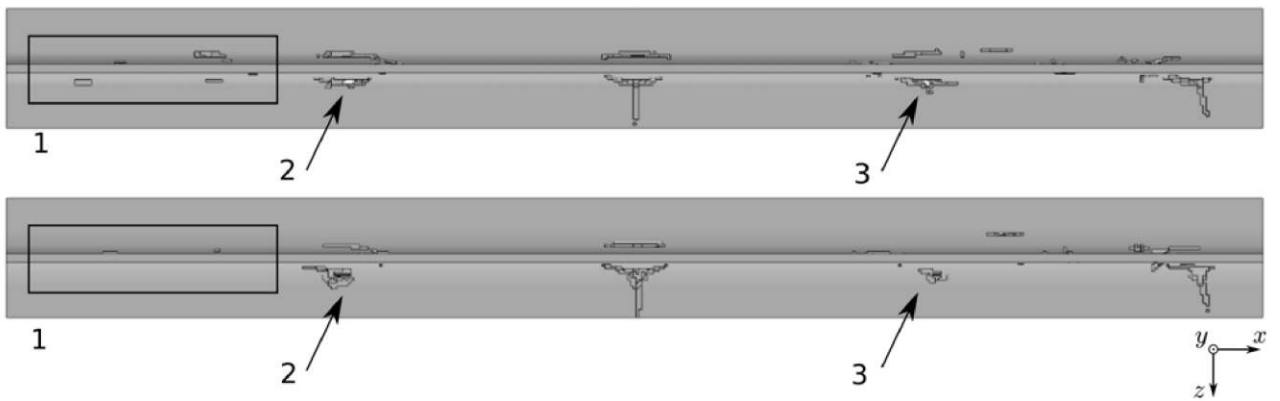


Abbildung 5.10.: Vergleich der Schädigung an einer T-Sektion von Profil R_3 (oben) und Profil ZD_2.0 (unten)

5.1.2. Parameterstudie mit Zugdreieckradien

Tabelle 5.2 zeigt die Auswertung der Simulationen. In den Spalten TOTAL (TOT) und GISSMO (GISS) sind die prozentuell erodierten Elemente an den T-Sektionen angegeben. Die Diagramme in Abbildung 5.12 zeigen den Verlauf der erodierten Elemente über die Simulationszeit. Neben der Anzahl der Stellen mit Komplettversagen in den Bereichen laut Abbildung 4.6, ist die CFE, die SEA, sowie das Gewicht des jeweiligen Profils in der Tabelle angeführt. In Abbildung 5.11 ist die Faltenbildung der Profile zu sehen. Die Blickrichtung entspricht den selben Koordinaten wie in Abbildung 5.9.

Bei Betrachtung der TOTAL erodierten Elemente in der Tabelle ist zu erkennen, dass das Profil ZD_2.4 an der T-Sektion den geringsten Prozentsatz an erodierten Elementen aller Geometrievariationen aufweist. Die Vernetzung der Profile ZD_1.4, ZD_2.4 und ZD_2.7 besitzen einen vergleichsweise hohen Anteil an negativem Elementvolumen. Dass die Geometrien ZD_2.1 und ZD_2.2 die gleichen Prozentsätze an TOTAL und GISSMO besitzen, sich der Anteil des negativen Elementvolumens aber unterscheidet, ist auf die gerundeten Werte zurückzuführen.

Ab einer Größe von $l_{rad} = 2.4\text{mm}$ tritt der Fall ein, dass an den Profilen in den Bereichen ② und ③ Komplettversagen auftritt. Die prozentuelle Auswertung der erodierten Elemente bezieht sich nur auf die T-Sektionen, deshalb werden darin die an diesen Stellen erodierten Elemente nicht berücksichtigt. Die Profile ZD_1.8, ZD_2.0 und ZD_2.1 besitzen die geringste Gesamtanzahl an Stellen mit Komplettversagen, wobei sich diese nur im Bereich ① befinden. Generell ist zu erkennen, dass an den Profilen mit steigendem l_{rad} in den Bereichen 1K1 und 1K2 das Komplettversagen nicht mehr eintritt, die Stellen im Bereich 1M1 aber zunehmen.

Die höchste SEA und CFE weist Profil ZD_3.5 auf, gefolgt von Profil ZD_2.0. Das Gewicht der Profile steigt durch die größeren Zugdreieckradien jeweils um wenige Gramm.

In Abbildung 5.11 ist zu sehen, wie sich die Faltenbildung mit der Größe der Zugdreieckradien ändert. Profil ZD_1.4, ZD_1.8 und ZD_2.0 weisen eine regelmäßige, asymmetrische Faltenbildung auf, die bei den Profilen mit größeren Zugdreieckradien nicht zu erkennen ist. Die teilweise symmetrischen Falten, wie sie beispielsweise in Abbildung 5.11d und 5.11e unten zu sehen sind, deuten auf ein Abreißen der Mittelwand hin, was auch die Anzahl der Stellen mit Komplettversagen des jeweiligen Bereichs 1M zeigt. Die Unregelmäßigkeit in der Faltenbildung führt zu lokalem Versagen an den Ecken des Profils, wie in Abbildung 5.11f links zu erkennen ist.

Der Beginn der Faltenbildung ist bei den Profilen mit $l_{rad} = 1.4\text{mm}$ bis $l_{rad} = 2.4\text{mm}$ gleich. Die Ausbildung der ersten Falte beginnt mit einem Beulen der Außenwand von Kammer 1 nach innen, und einem Beulen der Außenwand von Kammer 2 nach außen. Die beiden anderen Profile zeigen ein die Kammern betreffend umgekehrtes Verhalten.

Abbildung 5.12a zeigt die erodierten Elemente der drei Geometrien mit den größten Zugdreieckradien, die kein Komplettversagen an der Außen- oder Mittelwand aufweisen. Die Kurven der erodierten Elemente von ZD_2.1 und ZD_2.2 verlaufen über die gesamte Simulationszeit sehr ähnlich. Alle drei Profile besitzen einen relativ gleich niedrigen Anteil an negativem Elementvolumen. Am Profil ZD_2.0 werden prozentuell am meisten Elemente erodiert. In Abbildung 5.12b ist zu erkennen, dass dieses Profil mit $l_{rad} = 2\text{mm}$ gegenüber den Profilen mit den kleineren Zugdreiecken weniger prozen-

tuell erodierte Elemente besitzt. Die Geometrie ZD_1.4 weist dabei den größten Anteil an negativem Elementvolumen auf. In Abbildung 5.12c ist das Elementversagen durch das Schädigungsmodell zu sehen. Bei den fünf Profilen handelt es sich um jene, die kein Komplettersagen an der Außen- oder Mittelwand besitzen. Die Geometrievarianten mit den größten Zugdreieckradien in Abbildung 5.12d weisen einen verhältnismäßig geringen Prozentsatz an Elementversagen auf, allerdings treten hier, wie bereits erwähnt, Stellen mit Komplettersagen außerhalb der T-Sektionen auf.

Abbildung 5.13 zeigt die Kraft-Weg Kurven der gestauchten Profile. Es ist in Abbildung 5.13a zu erkennen, dass die Kurven von den Profilen bis einschließlich einer Größe von $l_{rad} = 2\text{mm}$ einen ähnlichen Verlauf haben. Die Stauchkraft der Profile ZD_2.1 und ZD_2.2 weicht ab einem Traversenweg von ca. 105mm immer mehr von den Profilen mit kleineren Zugdreieckradien ab. Ein Vergleich des Kraftverlaufs von ZD_2.0 mit den drei Profilen ZD_2.4, ZD_2.7 und ZD_3.5 in Abbildung 5.13b zeigt, dass mit weiter steigendem l_{rad} die Kurven unregelmäßiger werden und untereinander keine Ähnlichkeit mehr aufweisen.

Profil	TOT [%]	GISS [%]	Neg. Vol. [%]	1M	1K1	1K2	②	③	CFE [%]	SEA [J/g]	Gew. [g]
ZD_1.4	0.89	0.76	14.5	1	4	0	0	0	42.10	32.10	855.60
ZD_1.8	0.93	0.84	9.8	2	2	0	0	0	42.62	32.68	858.94
ZD_2.0	0.76	0.69	9.6	0	3	1	0	0	43.11	33.07	860.96
ZD_2.1	0.67	0.63	6.1	4	0	0	0	0	41.89	32.20	862.04
ZD_2.2	0.67	0.63	6.5	6	0	0	0	0	41.76	32.07	863.17
ZD_2.4	0.59	0.51	14.2	7	0	0	1	2	42.21	32.41	865.56
ZD_2.7	0.78	0.64	17.1	3	0	0	2	0	42.50	32.68	869.57
ZD_3.5	0.62	0.57	8.9	5	0	0	0	2	46.05	35.48	882.54

Tabelle 5.2.: Ergebnis der Bewertungsmethoden

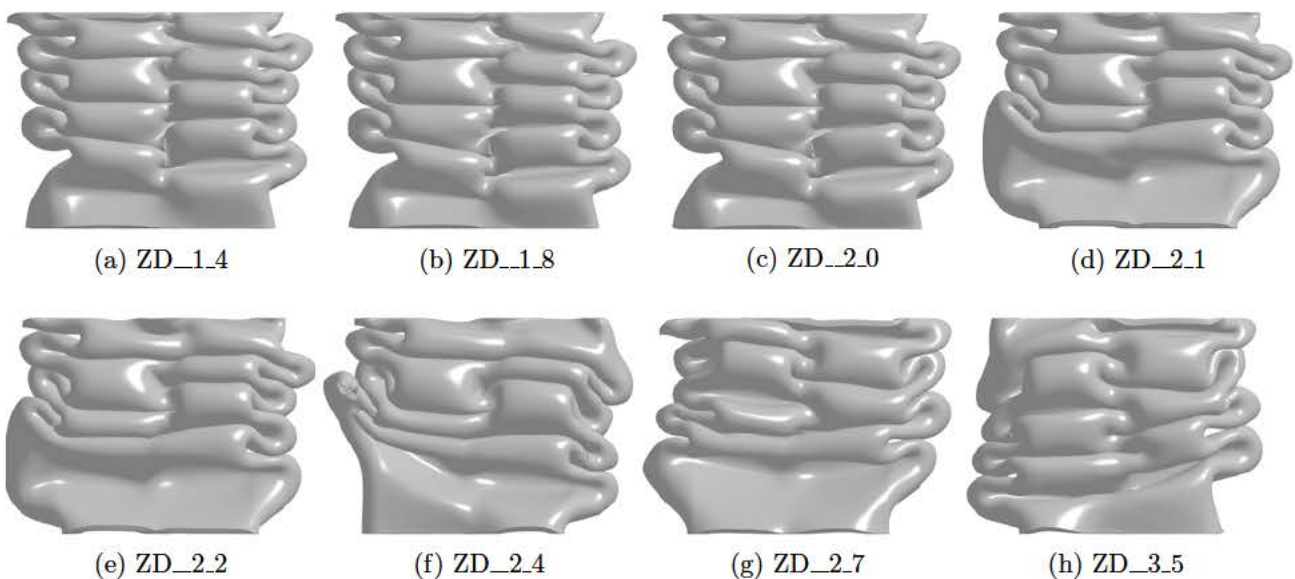


Abbildung 5.11.: Faltenbildung an den Profilen mit Zugdreieckradien

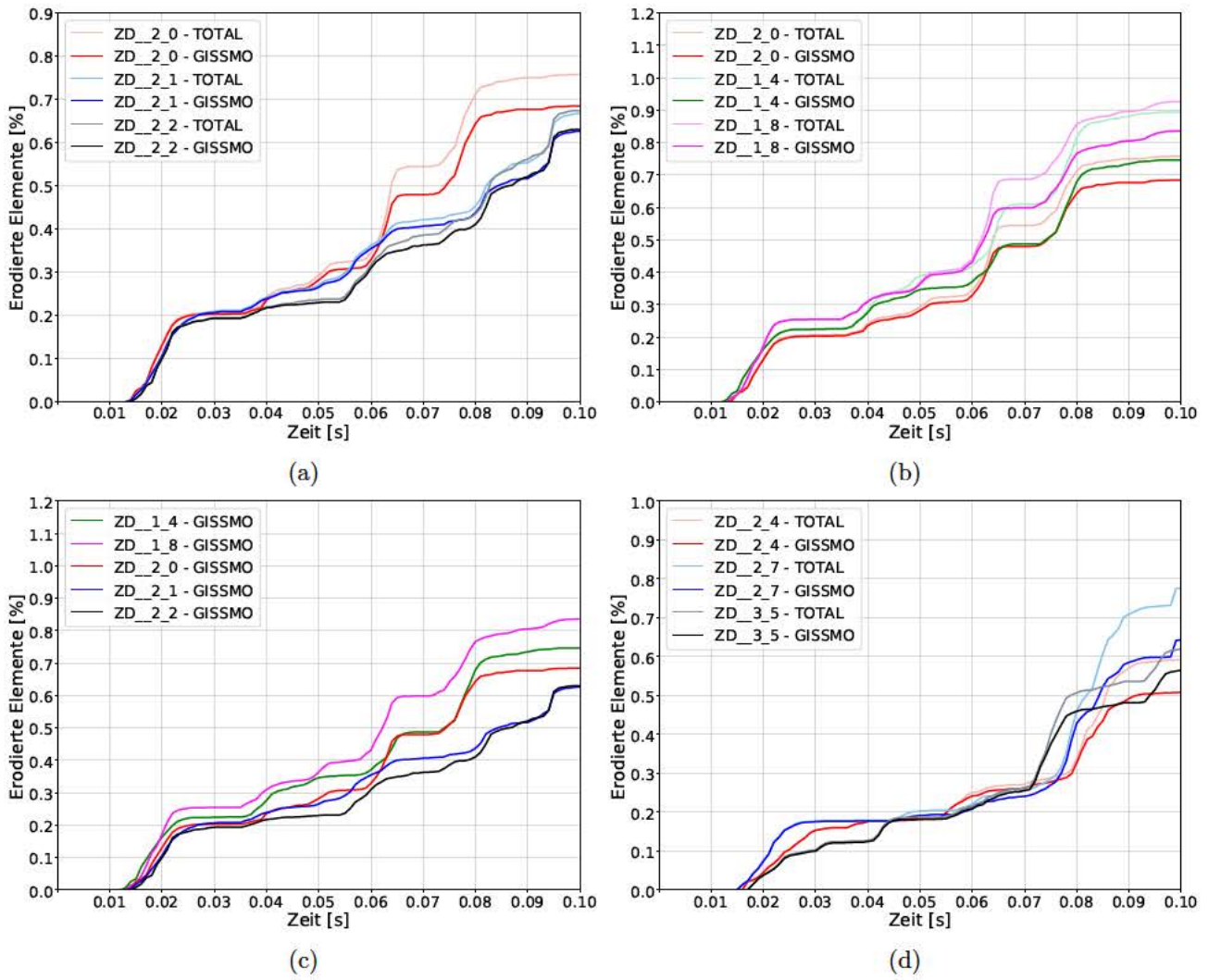


Abbildung 5.12.: Erodierte Elemente

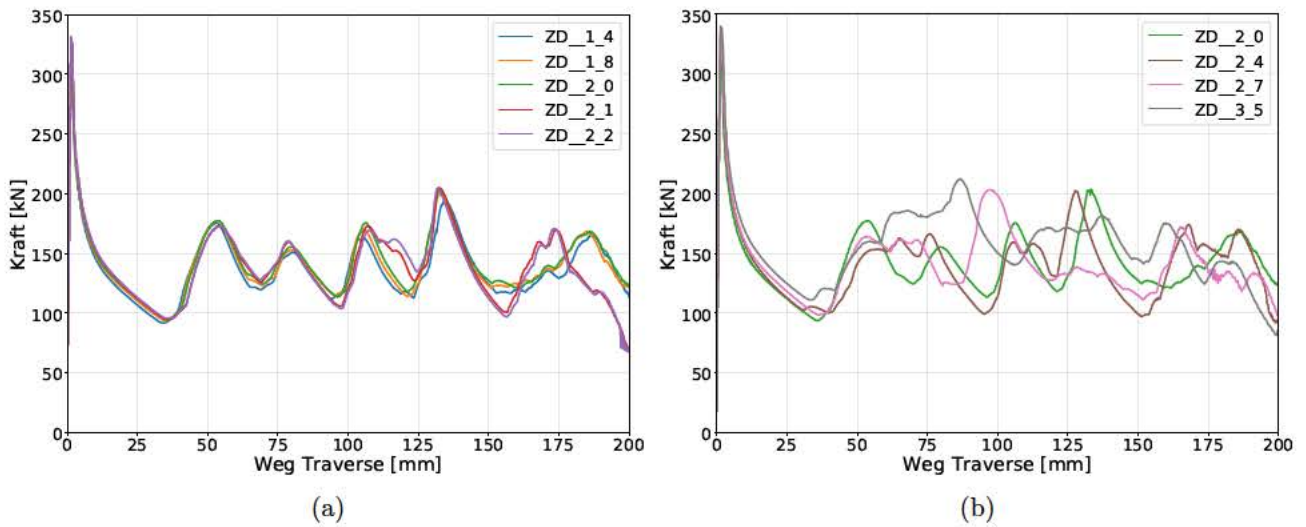


Abbildung 5.13.: Kraft-Weg Kurven

5.2. Stauchversuch

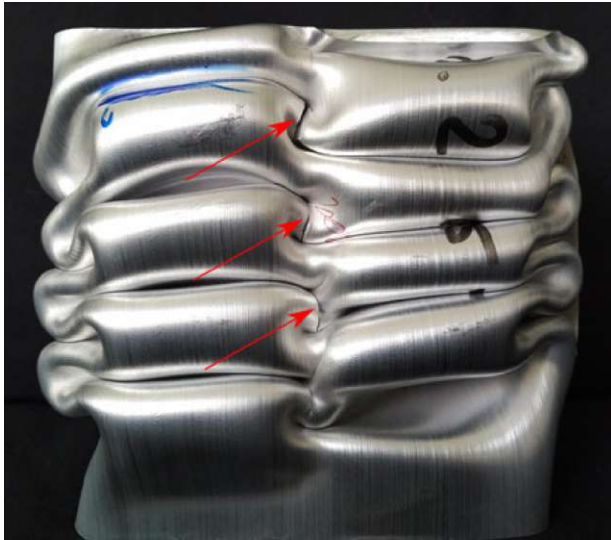
Tabelle 5.3 zeigt die Ergebnisse des Stauchversuchs und die der Simulation. Die Legierungsvarianten sind mit L1, L2 und L3 angegeben. Der Verlauf der Kraft-Weg Kurven ist in Abbildung 5.15 und die optische Auswertung der gestauchten Profile bzgl. Falten und Rissbildung in Abbildung 5.14 zu sehen. Beim Versuch tritt keine Relativbewegung des Profils gegenüber der Stempel der Prüfmaschine auf. In der Tabelle ist zu erkennen, dass die maximale Stauchkraft F_{max} bei der Simulation höher ist, als in den Versuchen. Dies gilt auch für die Energieabsorption, während die CFE eine gute Übereinstimmung zeigt. In der Simulation, als auch im Versuch ist die Energieabsorption der Profile mit Zugdreieckkräften höher.

Die roten Pfeile in Abbildung 5.14a kennzeichnen im Profil mit Radien an der T-Sektion drei Durchrisse, während im Profil mit den Zugdreieckradien in Abbildung 5.14b keine zu erkennen sind. Auch der Vergleich der beiden Legierungen L2 und L3 zeigt eine größere Anzahl und deutlich ausgeprägtere Risse in der Originalgeometrie. Die Faltenbildung der Profile ist gleichmäßig und weist, betreffend die Geometrie, keine signifikanten Unterschiede auf. Der Vergleich des Stauchversuchs mit der Faltenbildung der Simulation, Abbildung 5.9, zeigt eine gute Übereinstimmung.

Die Kraft-Weg Kurven in Abbildung 5.15a und 5.15c besitzen nach der ersten Spitze wenig Ähnlichkeit. Bei der Simulation zeigen die Geometrie R_3 und ZD_2.0 in Abbildung 5.15d einen beinahe gleichen Verlauf der Stauchkraft. Die Kraft-Weg Kurven von Legierung L3 stimmen gut überein. In Abbildung 5.15e und 5.15f ist der Vergleich der Versuche mit der Simulation zu sehen. Zu erkennen ist, dass in beiden Diagrammen nach der ersten Kraftspitze die Kraftkurve der Simulation flacher abfällt, als die Stauchversuche. Bis zum zweiten Kraftmaximum, bei einem Traversenweg von ca. 50mm, verlaufen die Kurven der Legierungen sehr ähnlich. Generell zeigen die Kurven der Simulation eine höhere Spitzenkraft und weniger Unregelmäßigkeiten.

Profil	F_{max} [kN]	CFE [%]	Energieabsorption [kJ]
R_3 Simulation	328.9	42.1	27.69
R_3 L1	300.8	41.3	24.26
R_3 L2	297.7	45.1	23.9
R_3 L3	281.7	44.1	24.06
ZD_2.0 Simulation	330.2	43.1	28.47
ZD_2.0 L1	306.2	42.0	25.17
ZD_2.0 L2	272.1	43.3	25.26
ZD_2.0 L3	296.3	42.2	24.55

Tabelle 5.3.: Maximale Stauchkraft, Crush Force Efficiency und Energieabsorption



(a) Legierung L1: R_3



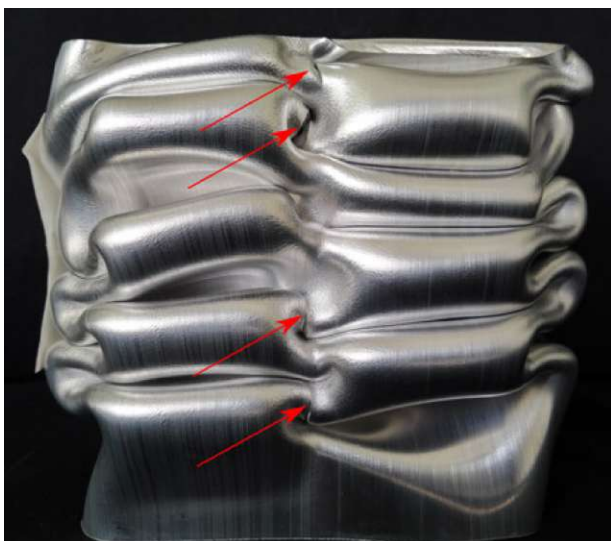
(b) Legierung L1: ZD_2.0



(c) Legierung L2: R_3



(d) Legierung L2: ZD_2.0



(e) Legierung L3: R_3



(f) Legierung L3: ZD_2.0

Abbildung 5.14.: Faltenbildung an den Profilen

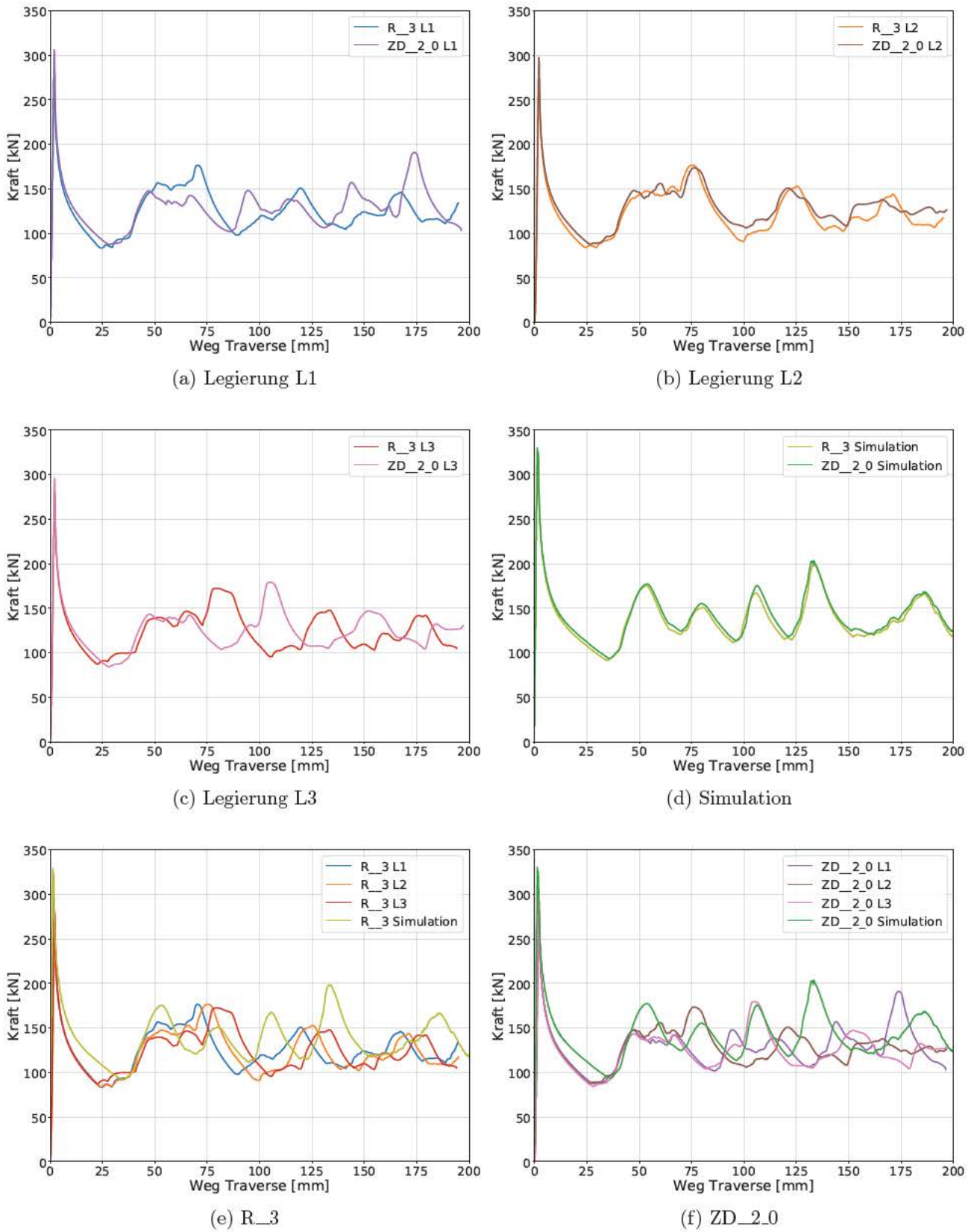


Abbildung 5.15.: Kraft-Weg Kurven

6. Diskussion

In der Simulation wird eine Verbesserung der Stauchfähigkeit des Profils durch die Optimierung der T-Sektionen mit der Methode der Zugdreiecke erreicht. Dieser Bereich des Profils, der beim Faltvorgang große plastische Verformungen erfährt, weist in der Simulation weniger lokales Versagen auf und die Energieabsorption des Profils wird gesteigert. In der Parameterstudie wird gezeigt, welchen Einfluss verschiedene Größen der Zugdreieckradien auf das Crashverhalten haben und welche Abmessung sich für das bestehende Profil am besten eignet. Der Stauchversuch im Labor bestätigt, dass die Rissbildung an den T-Sektionen mit Zugdreieckradien verringert, und die Energieabsorption des Profils erhöht wird.

Die Spannungsanalyse in der ersten Falte beim Stauchen des Profils verdeutlicht, dass die größte Hauptspannung, in den Bereichen in denen das Elementversagen beginnt, durch die gewählte Ausrichtung der Zugdreieckradien verringert wird. Die betroffene Stelle wird durch das Beulen der Außenwand auf Zug belastet. Sie zeigt mit normalem Radius ein, auf den Stauchweg bezogen, früheres Versagen von Elementen. Die auftretende Zugbelastung in den T-Sektionen gleicht einem Kerbspannungsproblem, weshalb die Optimierung mit der Methode der Zugdreiecke zielführend ist. Beim Ausbilden der ersten Falte zeigt sich, dass an beiden Rundungen an der Innenseite der T-Sektion die selben Spannungszustände auftreten, was das Anbringen von Zugdreieckradien an beiden Seiten der T-Sektion rechtfertigt. Aufgrund der optischen Bewertung des lokalen Versagens bis zum fertigen Ausbilden der ersten Falte zeigt sich, dass beim Vergleich von beiden Profilen das Elementversagen an der optimierten Geometrie oberflächlicher stattfindet. Der Anteil an prozentuell erodierten Elementen bis zu diesem Zeitpunkt lässt erkennen, dass das Profil mit den Zugdreieckradien knapp besser ist. Der Unterschied, der sich zeigt, ist zwar nicht gravierend, aber auch optisch erkennbar. Zum Endzeitpunkt der Simulation besitzt das verbesserte Profil deutlich weniger prozentuell erodierte Elemente. Die Differenz ist nach der ersten Faltenbildung gering, vergrößert sich aber weiter kontinuierlich. Der Grund hierfür könnte darin liegen, dass die optimierte T-Sektion vor allem dann weniger Schädigung erfährt, wenn eine fertig ausgebildete Falte durch die Komprimierung gegen Ende der Simulation nochmals zusammengedrückt wird. Der Vorteil zeigt sich sozusagen erst ab einer größeren Verformung des Profils. Für eine Bestätigung dieser Annahme müsste differenziert werden, wo genau, nämlich in welcher Falte, Elemente gelöscht werden. Tritt bei der Ausbildung der dritten Falte z.B. Schädigung in der ersten auf, so ist diese Annahme bestätigt. Eine andere Begründung für den sich vergrößernden Unterschied der erodierten Elemente nach der ersten Faltenbildung könnte sein, dass sich die anfängliche geringe Differenz aufsummiert und der Effekt der Komprimierung von Falten nicht existiert.

Die Auswertung des Komplettversagens der Wandstärke zeigt beim Stauchen des Originalprofils, dass nicht die Mittelwand, sondern die Außenwand betroffen ist. Auffallend ist, dass vermehrt jener Bereich

der T-Sektionen Komplettversagen aufweist, der an der Kammer des Profils liegt, wo sich die erste Falte nach innen ausbildet. Die Ursache dafür könnte darin liegen, dass die erste Falte quasi Randbedingungen vorgibt, die für weitere Faltenbildung in der Kammer ungünstig sind und dadurch dort größere Deformationen der T-Sektion auftreten. Betreffend der Gesamtanzahl an Stellen mit Versagen über die Wandstärke zeigen Original- und das optimierte Profil keinen Unterschied. Kombiniert mit dem Ergebnis der erodierten Elemente kann allerdings eine Aussage dahingehend getroffen werden, dass diese Stellen am Originalprofil kleiner sein müssen, was die optische Auswertung auch bestätigt. Der Prozentsatz der erodierten Elemente liefert eine brauchbare Aussage über das Ausmaß des gesamten Versagens am Profil und stellt daher in Verbindung mit der optischen Bewertung der Stellen mit Komplettversagen eine gute Möglichkeit zum Vergleich von Simulationsergebnissen dar.

Grundlegend steht zur Diskussion, wie realistisch, bzw. wie genau das Schädigungsmodell lokales Versagen im Profil simuliert. Während im Profil in der Wirklichkeit beim Stauchen Rissbildung auftritt, handelt es sich in der Simulation um lokales Versagen. Rissfortpflanzung oder Bruchmechanik wird dabei nicht simuliert. Die Auswertung der erodierten Elemente betrachtet nur sehr kleine Unterschiede beim Vergleich der Profilvarianten. Beispielsweise werden in den T-Sektionen des Profils ZD_2.0 in absoluten Zahlen ca. 400 Elemente weniger erodiert, als im Originalprofil. Bei einer Elementanzahl von ca. 200000 in den T-Sektionen insgesamt, handelt es sich hier nicht um schwerwiegende Unterschiede, sondern um eine Untersuchung auf sehr *genauem* Niveau. Diese Tatsache soll durch die prozentuelle Betrachtung des Elementversagens und einer möglichst ähnlichen Netzqualität, der zum Vergleich herangezogenen Modelle, entschärft werden.

In der Parameterstudie zeigen die Profile mit steigenden Abmessungen der Zugdreieckradien ein deutlich verändertes Faltverhalten, das ab einer gewissen Größe zu Komplettversagen der Außenwand an den äußeren Profillecken führt. Während dabei in den Bereichen 1K1 und 1K2, Abbildung 4.6, keine Stellen mehr mit Komplettversagen auftreten, nimmt die Tendenz im Bereich 1M zu.

Um eine Aussage über die ideale Abmessung der Zugdreieckradien für das untersuchte 2-Kammer-Profil treffen zu können, müssen mehrere Aspekte diskutiert werden, da als Beurteilungskriterium nicht nur die Energieabsorption, sondern auch die Faltenbildung und der Prozentsatz der erodierten Elemente herangezogen wird. Das ideale 2-Kammer-Profil muss auf all diesen Gebieten Anforderungen erfüllen. Bzgl. der Simulationsergebnisse der Parameterstudie ist zu erwähnen, dass einige Vernetzungen einen verhältnismäßig hohen Anteil an negativem Elementvolumen aufweisen, was, wie bereits in Kapitel 4.3.1 gezeigt, zu einer Verfälschung der Ergebnisse führen kann. Zusätzlich zeigen die Geometrievarianten keine enormen Unterschiede im Prozentsatz der erodierten Elemente.

Die Faltenbildung zeigt, dass ab einer Größe von $l_{rad} = 2\text{mm}$ nicht mehr die gewünschte Regelmäßigkeit vorhanden ist. Es ist naheliegend, dass die T-Sektion durch den größeren Querschnitt zu steif wird, und sich aus diesem Grund schwerer verformen lässt. Die in Kapitel 5.1.1 beobachtete Torsion der T-Sektion wird mit steigendem l_{rad} erschwert. Als Konsequenz wird die abwechselnde Faltbewegung der Außenwand an den Profilkammern behindert. Ein weiterer Effekt der größer werdenden Zugdreieckradien ist, dass keine Stellen mit Komplettversagen an den T-Sektionen in der Außenwand, dafür aber in der Mittelwand auftreten. Die naheliegende Erklärung hierfür ist, dass die starke Außenwand

sich weniger verformt und daher die Mittelwand stärker plastisch deformiert wird. Das schwächere Glied gibt sozusagen zuerst nach. Wird rein die Energieabsorption betrachtet, so gewinnt das Profil mit den größten Zugdreieckradien. Die zweithöchste Gesamtanzahl an Stellen mit Komplettversagen scheint darauf keinen maßgeblichen Einfluss zu haben.

Nachdem das Versagen über die Wandstärke an den äußeren Profilecken als absolutes Ausschlusskriterium gilt, muss laut Simulationsergebnis der ideale Zugdreieckradius einen $l_{rad} < 2.4\text{mm}$ besitzen. Bei Betrachtung der Profile mit $l_{rad} = 1.8\text{mm}$ bis $l_{rad} = 2.2\text{mm}$ zeigt sich die Tendenz, dass mit größeren Zugdreieckradien das Komplettversagen an den T-Sektionen abnimmt. Das Ausschlusskriterium der Faltenbildung beschränkt aber die maximale Größe auf $l_{rad} = 2\text{mm}$. Die Ergebnisse zeigen, dass ab $l_{rad} = 2.1\text{mm}$ Versagen über die Wandstärke im Bereich 1M auftritt, was zur unregelmäßigen Faltenbildung beiträgt. Versagt die Mittelwand, so wird das Profil nicht daran gehindert, symmetrische Falten auszubilden. Das Abfallen der absorbierten Energie der Geometrien mit den Zugdreieckradien mit $l_{rad} = 2.1\text{mm}$ und $l_{rad} = 2.2\text{mm}$ gegenüber dem Profil ZD_2.0, könnte dadurch begründet werden. Unter Miteinbeziehung der Energieabsorption in die Beurteilung geht schließlich das Profil ZD_2.0 als die Geometrie mit dem besten Stauchverhalten hervor.

Der Stauchversuch zeigt eine Verringerung der Rissbildung in den T-Sektionen durch das Anbringen von Zugdreieckradien. Alle der drei untersuchten Legierungsmodifikationen zeigen diesbezüglich und betreffend der Faltenbildung eine gute Übereinstimmung mit der Simulation. Inwieweit die Gesamtanzahl an Durchrissen in den realen Profilen reduziert wird, kann nicht beurteilt werden, da das gesamte Ausmaß des lokalen Versagens zwischen den Falten nur schwer sichtbar ist. Auch wird, wie in der Simulation gezeigt, die Energieabsorption der Profile verbessert. Während die CFE, die durch das Verhältnis von maximaler Stauchkraft zur Durchschnittskraft gebildet wird, für alle Versuche eine außerordentlich gute Übereinstimmung mit der Simulation aufweist, zeigt der Verlauf der Kraft-Weg Kurven Abweichungen. Hierfür kann es Gründe geben wie z.B. Abweichungen des verwendeten Materialmodells zu den Legierungsvarianten des Versuchs, oder Einflüsse der FEM, wie die z.B. die Vernetzung. Untersuchungen, die sich mit dieser Thematik beschäftigen zeigen, dass die in der Simulation verwendete Elementform bei plastischer Verformung im Stauchversuch ca. 16% mehr Energie absorbiert, als Shell Elemente [36]. Dies könnte rechtfertigen, warum die CFE sehr genau übereinstimmt, die maximale Stauchkraft aber nicht. Die Abweichung der Energieabsorption von Experiment zu Simulation entspricht in etwa diesem Prozentsatz.

Auch Messfehler beim Stauchversuch sind nicht ausgeschlossen. Ein anderer Grund könnte die Tatsache sein, dass die Profile im Versuch eine durch das Strangpressverfahren bedingte Anisotropie besitzen, die im FEM Materialmodell und somit bei der Simulation nicht berücksichtigt wird.

Die Vernetzung von Crashprofilen mit Solid Elementen ist, wie die Literaturrecherche gezeigt hat, keine übliche Vorgehensweise. Mit Shell Elementen ist die Untersuchung des Einflusses der vorgenommenen Geometrievariationen auf das Crashverhalten aber nicht möglich, da die unterschiedlichen *Radien* vom Netz nicht abgebildet werden können. Hier ist eine feine Diskretisierung mit Solid Elementen erforderlich, die allerdings den Nachteil von hohen Rechenzeiten mit sich bringt. In Verbindung mit dem Schädigungsmodell lässt sich, wie die Validierung der Simulation gezeigt hat, mit einer solchen Ver-

netzung eine relativ genaue Aussage über das lokale Materialversagen bei der Faltenbildung treffen. Die bereits erwähnte Problematik der erhöhten Energieabsorption müsste untersucht werden, um den Einfluss der Vernetzung besser abschätzen zu können.

Eine mögliche weitere geometrische Verbesserung des Profils wäre, die Mittelwand, die mit steigender Größe der Zugdreieckradien zum Versagen neigt, stärker auszuführen, um die asymmetrische Faltenbildung erhalten zu können. Es ist allerdings fraglich, ob nicht generell die Torsionssteifigkeit der T-Sektionen durch das Anbringen von mehr Material zu hoch ist und dadurch das abwechselnde, regelmäßige Falten der beiden Kammern des Profils verhindert wird. Eine fortführende geometrische Optimierung könnte sich damit beschäftigen, einen Querschnitt der T-Sektion zu finden, der keine Spannungsspitzen wie mit normalen Radien besitzt und gleichzeitig eine niedrige Torsionssteifigkeit aufweist. Ebenfalls müsste untersucht werden, ob zur Verringerung des lokalen Versagens bei der Faltenbildung tatsächlich Zugdreieckradien aufgebracht werden müssen, oder ob generell ein einfaches Erhöhen der Wandstärke im Bereich der T-Sektionen einen ähnlichen Effekt zeigt. Außerdem könnte ein *flacheres* Zugdreieck, das durch eine Spline angenähert wird eine Lösung des Problems sein.

Für die massive Erhöhung der Energieabsorption des 2-Kammer-Profils würde, laut der Recherche in Kapitel 2.1, eine Ausführung als Mehrkammerprofil eher zum Ziel führen. Dabei ist allerdings zu beachten, dass in Hinsicht auf Leichtbau, ein Mehrkammerprofil bei gleichem Gewicht und äußeren Abmessungen unter Umständen ein anderes Flächenträgheitsmoment besitzt.

Zusammenfassend formuliert wird eine Verbesserung des Stauchverhaltens des 2-Kammer-Profils durch die Optimierung der Radien der T-Sektionen im Profilquerschnitt mit Hilfe der *Methode der Zugdreiecke* erreicht. Das Ergebnis des Stauchversuches in der Simulation zeigt eine Verringerung von lokalem Materialversagen und eine Erhöhung der Energieabsorption, was im realen Stauchversuch bestätigt wird.

7. Zusammenfassung

Im Folgenden wird ein Überblick zu den durchgeführten Untersuchungen des Crashverhaltens des 2-Kammer-Profils gegeben.

Anwendung der Zugdreieckradien auf das 2-Kammer-Profil

Basierend auf der Methode der Zugdreiecke wurde an den T-Sektionen des 2-Kammer-Profils eine Veränderung der Radien vorgenommen. Ein FEM Modell zum Stauchen des Profils wurde erstellt und im Vorfeld Untersuchungen zur Vernetzung und zur Massenskalierung durchgeführt. Der quasi-statische Stauchvorgang des Originalprofils und des Profils mit der veränderten Geometrie wurde unter Verwendung eines FEM Schädigungsmodells simuliert. Eine Spannungsanalyse im Querschnitt der beiden Profile beim Ausbilden der ersten Falte hat gezeigt, dass eine Verringerung der Spannungsspitzen durch die veränderten Radien auftritt. Die Profile wurden anschließend auf ihr Crashverhalten wie lokales Versagen bedingt durch das Schädigungsmodell, so wie Faltenbildung und Energieabsorption untersucht. Zudem wurde der Verlauf der Kraft-Weg Kurven ausgewertet. Der Vergleich der Ergebnisse hat eine Verringerung des Materialversagens bei der Faltenbildung und eine Erhöhung der Energieabsorption im Profil mit den sogenannten *Zugdreieckradien* gezeigt.

Parameterstudie mit Zugdreieckradien

Die durch die Methode der Zugdreiecke veränderte Geometrie der T-Sektionen wurde in einer Parameterstudie untersucht, um ein Optimum in Hinsicht auf die Verbesserung des Crashverhaltens zu finden. Profile mit verschiedenen großen Zugdreieckradien wurden in der Simulation gestaucht, auf lokales Versagen, Faltenbildung und Energieabsorption untersucht. Außerdem wurden die Kraft-Weg Kurven ausgewertet. Aufgrund der Ergebnisse der Simulationen stellte sich eine bestimmte Größe der Zugdreieckradien als die geeignetste heraus.

Stauchversuch

Eine Validierung der Simulationsergebnisse wurde durchgeführt. Dazu wurde das Originalprofil und das mit Zugdreieckradien optimierte Profil aus je drei Legierungsmodifikationen hergestellt und im Experiment gestaucht. Die Ergebnisse zeigten eine sehr gute Übereinstimmung mit der Simulation bzgl. Faltenbildung und Erhöhung der Energieabsorption, sowie eine Verringerung der Rissbildung. Bei den Auswertungen der Kraft-Weg Kurven traten Unterschiede zur Simulation auf.

8. Ausblick

Die vorliegende Arbeit zeigt, dass am Querschnitt eines Crashprofils kleine geometrische Änderungen verhältnismäßig große Auswirkungen auf das Crashverhalten haben können. Die Optimierung, wie sie am 2-Kammer-Profil vorgenommen wird, bietet Anwendungen auf Crashprofile an, die mehrere Kammern besitzen. Quasi an jeder T-Sektion, oder in Querschnitten, in denen sich Profilwände kreuzen, könnten optimierte Radien zu einer Verringerung der Rissbildung beim Stauchvorgang führen.

Eine weitere Verbesserung des 2-Kammer-Profiles könnte sich damit beschäftigen, eine Geometrie für die T-Sektionen zu finden, die zwar optimierte Radien besitzt, aber weniger torsionssteif ist. Dadurch wäre die asymmetrische Faltenbildung der Profilkammern nicht beeinträchtigt und die Rissbildung würde trotzdem verringert werden. Auch eine Untersuchung, ob mit größeren Zugdreieckradien und einer gleichzeitigen Verstärkung der Mittelwand ein noch besseres Crashverhalten erreicht werden kann, wäre möglich.

Aus Sicht der Simulation wäre ein Materialmodell, das die Anisotropie des Strangpressprofils kennt, äußerst sinnvoll. Ein genaueres Materialmodell liefert genauere Simulationsergebnisse, wodurch im Vorfeld bei der Profilentwicklung Schritte unternommen werden können, die später kostenaufwendige Stauchversuche einsparen. Eine weitere Verbesserung des FEM Modells könnte sich damit beschäftigen, den Einfluss der Vernetzung auf die Simulationsergebnisse zu untersuchen und weiter die Abweichung der Kraft-Weg Kurven des Versuchs von der Simulation zu begründen.

Abbildungsverzeichnis

1.1. Lastpfade im Crashfall, Audi A8 [3]	2
2.1. Unterschiedliche Querschnitte, Maße in mm [9]	4
2.2. 2-Kammer-Profil	6
3.1. Konstruktion Zugdreiecke[23]	8
3.2. Vergleich der Kerbspannung eines optimierten mit einem normalen Radius [23]	8
3.3. Schnittbetrachtung eines Körpers	10
3.4. Volumenelement	11
3.5. Momentengleichgewicht an einem Flächenelement	12
3.6. Transformation der Hauptspannungen	13
3.7. Verschiebung eines Kontinuums [28]	14
3.8. Spannungs-Dehnungskurve	16
3.9. Bruchdehnung über Triaxialität[30]	17
4.1. CAD Konstruktion <i>Zugdreieckradius</i>	20
4.2. Anpassung der Größe des Zugdreieckradius	21
4.3. T-Sektion mit Nomenklatur der Profile	21
4.4. Schematisches Stauchen eines Crashprofils [32]	22
4.5. Beispiel der Faltenbildung an einem 2-Kammer-Profil zu verschiedenen Zeitpunkten	23
4.6. Bereiche des 2-Kammer-Profils, Abmessungen in mm	24
4.7. Beispiel für erodierte Elemente der T-Sektionen aufgetragen über die Simulationszeit	26
4.8. Modellaufbau mit ungestauchtem (links) und gestauchtem Profil (rechts)	27
4.9. Geschwindigkeit der Traverse [35]	28
4.10. Fließkurve für MAT_24: Wahre Spannung über wahrer Dehnung	29
4.11. Bruchdehnung ϵ_f über der Triaxialität η für GISSMO	29
4.12. Querschnitt des vernetzten 2-Kammer-Profils ohne T-Sektion	30
4.13. Vernetzung Profil ZD_1.8	31
4.14. Vernetzung Profil ZD_2.2	31
4.15. Vernetzung Profil ZD_2.0	31
4.16. Vernetzung Profil R_3	31
4.17. Erodierete Elemente in einem Teilbereich einer T-Sektion von ZD_1.8 für zwei Vernetzungsvarianten	34
4.18. Faltenbildung Profil ZD_1.8	35
4.19. Faltenbildung Profil ZD_2.2	35

4.20. Erodierte Elemente	37
4.21. Kraft-Weg Kurven	38
4.22. Analyse der Berechnungszeitschrittlänge	42
4.23. Faltenbildung R_3	42
4.24. Vergleich des Zugdreieckradius mit dem Radius des Originalprofils	44
4.25. Vergleich kleinster und größter Zugdreieckradius	45
4.26. Universalprüfmaschine für den quasi-statischen Stauchversuch	46
5.1. Höchstbelastete Stelle am Profil bei der Faltenbildung	47
5.2. Schnitt in der ersten Falte mit der gemittelten Spannung pro Element; State 11	49
5.3. Größte Hauptspannung in der ersten Falte; State 11	50
5.4. Hauptspannungsrichtung in der ersten Falte; State 11	50
5.5. Schädigung an der ersten Falte in beiden Kammern; State 16	51
5.6. Schädigung an der ersten Falte; State 20	51
5.7. Schädigung an der ersten Falte; State 30	52
5.8. Diagramme	52
5.9. Faltenbildung	53
5.10. Vergleich der Schädigung an einer T-Sektion von Profil R_3 (oben) und Profil ZD_2.0 (unten)	53
5.11. Faltenbildung an den Profilen mit Zugdreieckradien	55
5.12. Erodierte Elemente	56
5.13. Kraft-Weg Kurven	56
5.14. Faltenbildung an den Profilen	58
5.15. Kraft-Weg Kurven	59
A.1. Vernetzung der Profile zur Parameterstudie	i

Tabellenverzeichnis

4.1. Netzqualität der Netze N1 und N2	32
4.2. Ergebnis der Bewertungsmethoden	33
4.3. Ergebnisse der Bewertungsmethoden	41
4.4. Proben für den Stauchversuch	45
5.1. Ergebnis der Bewertungsmethoden	49
5.2. Ergebnis der Bewertungsmethoden	55
5.3. Maximale Stauchkraft, Crush Force Efficiency und Energieabsorbtion	57

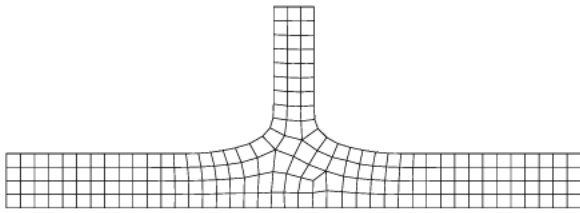
Literatur

- [1] Stefan Pischinger und Ulrich Seiffert. *Handbuch Kraftfahrzeugtechnik*. Springer Vieweg, 2016.
- [2] M. Langseth, O.S. Hopperstad und A.G. Hanssen. „Crash behaviour of thin-walled aluminium members“. In: *Thin-Walled Structures* 32 (1998).
- [3] Audi AG. *Crashsicherheit*. 2011. URL: <http://www.audi-technology-portal.de/de/karosserie/steifigkeit-crashsicherheit/crashsicherheit> (besucht am 02.01.2017).
- [4] A. Schiffl u. a. „Analyse von Einflussfaktoren auf die Extrudierbarkeit und Crashfähigkeit von modifizierten, hochfesten 6082 Profilen“. In: *Ranshofener Leichtmetalltage* (2016).
- [5] W. Abramowicz. „Thin-walled structures as impact energy absorbers“. In: *Thin-Walled Structures* 41 (2003).
- [6] Xiong Zhang und Gengdong Cheng. „A comparative study of energy absorption characteristics of foam filled and multi cell square columns“. In: *International Journal of Impact Engineering* 34 (2007).
- [7] Shujuan Hou u. a. „Multiobjective optimization of multi-cell sections for the crashworthiness design“. In: *International Journal of Impact Engineering* 35 (2008).
- [8] Frieder Neukamm, Markus Feucht und Andre Haufe. „Considering damage history in crashworthiness simulations“. In: *7th European LS-DYNA Conference* (2009).
- [9] Zhiliang Tang, Shutian Liu und Zonghua Zhang. „Analysis of energy absorption of cylindrical multi-cell columns“. In: *Thin-Walled Structures* 62 (2013).
- [10] Xiong Zhang und Hui Zhang. „Axial crushing of circular multi-cell columns“. In: *International Journal of Impact Engineering* 65 (2014).
- [11] Shujuan Hou u. a. „Design optimization of regular hexagonal thin-walled columns with crashworthiness criteria“. In: *Finite Elements in Analysis and Design* 43 (2007).
- [12] Xiong Zhang und Hoon Huh. „Crushing analysis of polygonal columns and angle elements“. In: *International Journal of Impact Engineering* 37 (2010).
- [13] A. Alavi Nia und M. Parsapour. „An investigation on the energy absorption characteristics of multi-cell square tubes“. In: *Thin-Walled Structures* 68 (2013).
- [14] Zhiliang Tang, Shutian Liu und Zonghua Zhang. „Energy absorption properties of non-convex multi-corner thin-walled columns“. In: *Thin-Walled Structures* 51 (2012).
- [15] J. M. Alexander. „An approximate analysis of the collapse of thin cylindrical shells under axial loading“. In: *Imperial College of Science and Technology* (1959).

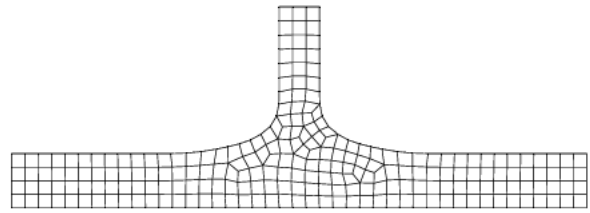
- [16] T. Wierzbicki und W. Abramowicz. „On the Crushing Mechanics of Thin-Walled Structures“. In: *Journal of Applied Mechanics* (1983).
- [17] Xiong Zhang und Hui Zhang. „theoretical and numerical investigation on the crush resistance of rhombic and kagome honeycombs“. In: *Composite Structures* 96 (2013).
- [18] Heung-Soo Kim. „New extruded multi-cell aluminium profile for maximum crash energy absorption and weight efficiency“. In: *Thin-Walled Structures* 40 (2002).
- [19] S. Santosa u. a. „Experimental and numerical studies of foam-filled sections“. In: *International Journal of Impact Engineering* 24 (2000).
- [20] A. Rossi, Z. Fawaz und K. Behdinan. „Numerical simulation of the axial collapse of thin-walled polygonal section tubes“. In: *Thin-Walled Structures* 43 (2005).
- [21] Xiong Zhang u. a. „Energy absorption of axially compressed thin-walled square tubes with patterns“. In: *Thin-Walled Structures* 45 (2007).
- [22] *Technical specification of AUDI AG TL 116 and DAIMLER DBL 4919.*
- [23] Claus Mattheck. „Teacher Tree: The evolution of notch shape optimization from complex to simple“. In: *Engineering Fracture Mechanics* (2006).
- [24] Claus Mattheck u. a. „Kerbformoptimierung ohne FEM: Ein einfacher Weg, um Kerbspannungen abzubauen“. In: *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 34 (2003).
- [25] Gerhard Silber und Florian Steinwender. *Bauteilberechnung und Optimierung mit der FEM.* Teubner, 2005.
- [26] Holm Altenbach. *Kontinuumsmechanik.* 2. Springer Vieweg, 2012.
- [27] T. Daxner und F.G. Rammerstorfer. *Nichtlineare Finite Elemente Methoden.* CAE Simulation and Solutions, Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik, 2014.
- [28] K.-H. Grote und J. Feldhusen. *Dubbel.* Springer, 2007.
- [29] F. Andrade, M. Feucht und A. Haufe. „On the Prediction of Material Failure in LS-DYNA: A Comparison Between GISSMO and DIEM“. In: *13th International LS-DYNA Users Conference* (2014).
- [30] F. Neukamm u. a. „On Closing the Constitutive Gap Between Forming and Crash Simulation“. In: *10th International LS-DYNA Users Conference* (2008).
- [31] F. Andrade u. a. „An incremental stress state dependent damage model for ductile failure prediction“. In: *Internal Journal of Fracture* (2016).
- [32] A.G. Hanssen, M. Langseth und O.S. Hopperstad. „Static and dynamic crushing of circular aluminium extrusions with aluminium foam filler“. In: *International Journal of Impact Engineering* 24 (2000).
- [33] EA de Souza Neto, D Peric und DRJ Owen. *Computational Methods for Plasticity.* Wiley, 2008.
- [34] LSTC. *LS-DYNA Theory Manual.* Livermore Software Technology Corporation, 2016.

- [35] LSTC. *LS-DYNA KEYWORD USER'S MANUAL VOLUME II*. Livermore Software Technology Corporation, 2016.
- [36] Tobias Erhart. *Review of Solid Element Formulations in LS-DYNA*. 2011. URL: <https://www.dynamore.de/de/download/papers/forum11/entwicklerforum-2011/erhart.pdf> (besucht am 06.04.2017).

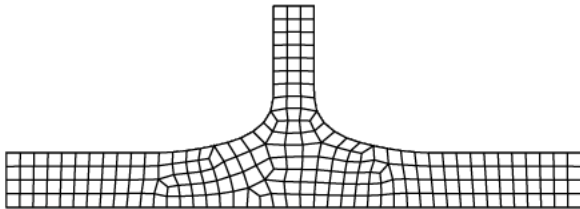
A. Vernetzung



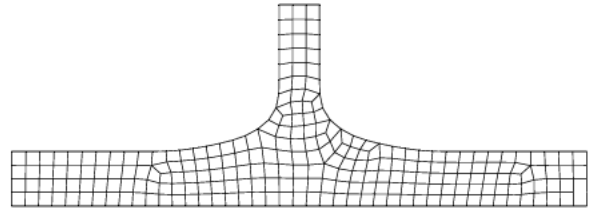
(a) ZD_1.4



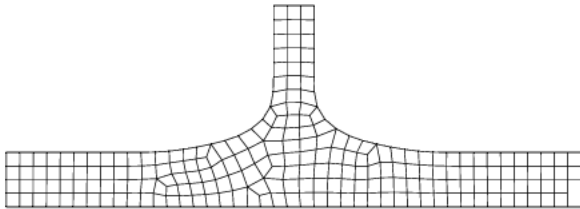
(b) ZD_1.8



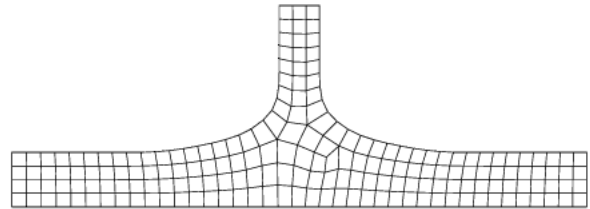
(c) ZD_2.0



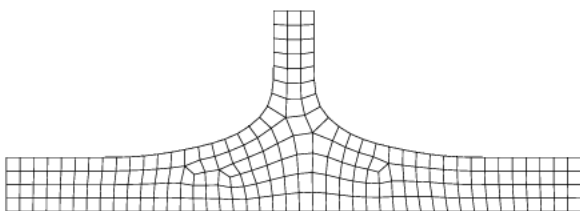
(d) ZD_2.1



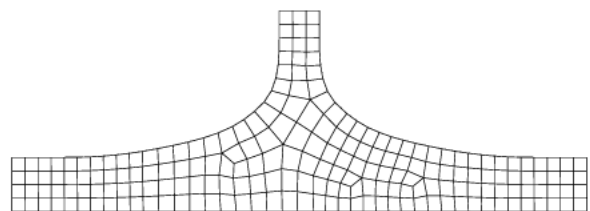
(e) ZD_2.2



(f) ZD_2.4



(g) ZD_2.7



(h) ZD_3.5

Abbildung A.1.: Vernetzung der Profile zur Parameterstudie

B. LS-DYNA Input Files

Listing B.1: 010_main.k

```

*KEYWORD
*TITLE
$#-----
$# INCLUDE
$#-----
*INCLUDE
020_definition.k
*INCLUDE
030_mesh_profil.k
*INCLUDE
031_RB.k
*INCLUDE
042_C28_mV.k
$#-----
$# CONTROL
$#-----
*CONTROL_TERMINATION
$#   endtim   endcyc      dtmin   endeng   endmas
      0.1      0        0.001   0.01    0.000000E8
*CONTROL_ACCURACY
$#   osu      inn      pidosu   iacc
      1        4        0        0
*CONTROL_BULK_VISCOSITY
$#   q1      q2      type     btype
      1.5    0.06     1        0
*CONTROL_CONTACT
$#   slsfac  rwpnal  islchk  shlthk  penopt  thkchg  orien  enmass
      0.1    0.0     1        1        0        0        1        0
$#   usrstr  usrfrc  nsbcs   interm  xpene   ssthk   ecdt   tiedprj
      0      0        0        0        4.0     0        0        0
$#   sfric   dfric   edc     vfc     th      th_sf   pen_sf
      0.0    0.0     0.0     0.0     0.0     0.0     0.0     0.0
$#   ignore  frceng  skiprwg outseg  spotstp spotdel spothin
      0      0        0        0        0        1        0.0
$      0      0        0        0        0        0        0.000
$#   isym    nserod  rwgaps  rwgdlth rwksf   icov    swradf  ithoff
      0      0        1        0.0     1.0     0        1.0     0
$#   shldg   pstiff  ithcnt  tdcnof  ftall   unused  shltrw
      1      0        0        0        0        0        0.0
*CONTROL_ENERGY
$#   hgen     rwen    slnten  rylen
      1      2        1        1
*CONTROL_MPP_DECOMPOSITION_TRANSFORMATION
$#   type    val
SX      1.0
$#   type    val

```



```

SY          1.0
##   type   val
SZ          1.0
##   type   val
SX          10000.0
##   type   val
SY          1.0
##   type   val
SZ          1.0
*CONTROL_MPP_IO_NODUMP
*CONTROL_OUTPUT
##   npopt   neecho   nrefup   iaccop   opifs   ipnint   ikedit   iflush
##         0         0         0         0         0.0     0         100      5000
##   iprtf   ierode   tet10   msgmax   ipcurv   gmdt    ip1dblt   eocs
##         0         1         2       99000    1         0.0     0         0
##   tolev   newleg   frfreq   minfo   solsig   msgflg   cdetol
##         2         0         1         0         0         0         10.0
*CONTROL_SHELL
##   wrpang   esort   irnxx   istupd   theory   bwc     miter   proj
##        20.0    1       -1      4        16      1       1       0
##   rotasc1  intgrd   lamsht   cstyp6   tshell
##         0.0     0         0         1         0
##   psstupd  sidt4tu   cntco    itsflg   irquad
##         0         0         0         0         2
##   nfail1   nfail4   psnfail   keepcs   delfr    drcpsid   drcprm
##         0         1         0         1         0         0         1.0
*CONTROL_SOLID
##   esort   fmatrix   niptets   swlocl   psfail   t10jtol   icohed   tet13k
##         3         0         4         2         1         0.0     0         0
##   pm1     pm2     pm3     pm4     pm5     pm6     pm7     pm8     pm9     pm10
##         0         0         0         0         0         0         0         0         0         0
*CONTROL_SOLUTION
##   soln     nlq     isnan   lcint
##         0         0         1       1001
*CONTROL_TIMESTEP
##   dtinit   tssfacs   isdo   tslimt   dt2ms   lctm   erode   ms1st
##         0.0     0.9     0       0.0    -1.9e-8  0       1       0
##   dt2msf   dt2mslc   imsc1   unused   unused   rmscl
##         0.0     0         -1
*CONTROL_DEBUG
## ~~~~~
## DATABASE
## ~~~~~
*DATABASE_BNDOUT
##   dt     binary   lcur   ioopt
## 5.00000E-5  0         0       1
*DATABASE_GLSTAT
##   dt     binary   lcur   ioopt
## 5.00000E-5  0         0       1
*DATABASE_MATSUM
##   dt     binary   lcur   ioopt
## 5.00000E-5  0         0       1
*DATABASE_RBDOUT
##   dt     binary   lcur   ioopt
## 5.00000E-5  0         0       1
*DATABASE_RCFORC
##   dt     binary   lcur   ioopt
## 5.00000E-5  0         0       1

```

```

$ Database
*DATABASE_SLEOUT
$$      dt      binary      lcur      ioopt
5.00000E-5      0      0      1
*DATABASE_BINARY_D3DUMP
$$      cycl      lcdt      beam      npltc      psetid
50000.0      0      0      0      0
*DATABASE_BINARY_D3PLOT
$$      dt      lcdt      beam      npltc      psetid
0.0      0      0      100      0
$$      ioopt
0
*DATABASE_EXTENT_BINARY
$$      neiph      neips      maxint      strflg      sigflg      epsflg      rltflg      engflg
21      21      5      1      1      1      1      1
$$      cmpflg      ieverp      beamip      dcomp      shge      stssz      n3thdt      ialemat
0      1      0      1      1      3      2      1
$$      nintsld      pkp_sen      sclp      hydro      msscl      therm      intout      nodout
0      0      1.0      0      0      0
$$      dtdt      resplt      neipb
0      0      0
*END

```

Listing B.2: 020_definition.k

```

*KEYWORD
$# ~~~~~
$# BOUNDARY
$# ~~~~~
*BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION_RIGID
$#      pid      dof      vad      lcid      sf      vid      death      birth
2      1      0      3      -1.0      01.00000E28      0.0
*DEFINE_CURVE_SMOOTH
$#      lcid      sidr      dist      tstart      tend      trise      v0
3      0      200.0      0.0      0.1      0.01      0.0
$# ~~~~~
$# PART
$# ~~~~~
*PART
Profil
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
1      1      1      0      0      0      0      0
*SECTION_SOLID_TITLE
Profil
$#      secid      elform      aet
1      -1      0
*SET_PART_LIST_TITLE
set fuer selective mass scaling
$#      sid      da1      da2      da3      da4      solver
1      0.0      0.0      0.0      0.0MECH
$#      pid1      pid2      pid3      pid4      pid5      pid6      pid7      pid8
1      0      0      0      0      0      0      0
*PART
Traverse
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
2      2      2      0      0      0      0      0
*SECTION_SHELL_TITLE
Traverse

```

```

##      secid      elform      shrf      nip      propt      qr/irid      icode      setyp
          2          2          1.0          4          1.0          0          0          1
##      t1          t2          t3          t4          nloc          marea          idof          edgset
          3.0          3.0          3.0          3.0          0.0          0.0          0.0          0
*PART
Boden
##      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
          3          3          3          0          0          0          0          0
*SECTION_SHELL_TITLE
Boden
##      secid      elform      shrf      nip      propt      qr/irid      icode      setyp
          3          2          1.0          4          1.0          0          0          1
##      t1          t2          t3          t4          nloc          marea          idof          edgset
          3.0          3.0          3.0          3.0          0.0          0.0          0.0          0
-----
##
## MATERIAL
-----
##
*MAT_RIGID_TITLE
Boden
##      mid      ro      e      pr      n      couple      m      alias
          37.83000E-9 207000.0 0.3 0.0 0.0 0.0 0.0
##      cmo      con1      con2
          1.0          7          7
##lco or a1      a2      a3      v1      v2      v3
          0.0          0.0          0.0          0.0          0.0          0.0
*MAT_RIGID_TITLE
Traverse
##      mid      ro      e      pr      n      couple      m      alias
          27.83000E-9 207000.0 0.3 0.0 0.0 0.0 0.0
##      cmo      con1      con2
          1.0          5          7
##lco or a1      a2      a3      v1      v2      v3
          0.0          0.0          0.0          0.0          0.0          0.0
-----
##
## CONTACT
-----
##
*CONTACT_AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE_ID
##      cid      title
          2Kontakt_zu_Boden
##      ssid      msid      sstyp      mstyp      sboxid      mboxid      spr      mpr
          1          3          3          3          0          0          0          0
##      fs      fd      dc      vc      vdc      penchk      bt      dt
          0.2          0.06          0.0          0.0          0.0          0          0.01.00000E20
##      sfs      sfm      sst      mst      sfst      sfmt      fsf      vsf
          1.0          1.0          0.0          0.0          1.0          1.0          1.0          1.0
##      soft      sofscl      lcidab      maxpar      sbopt      depth      bsort      frcfrq
          1          0.1          0          1.025          2.0          2          0          1
*CONTACT_AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE_ID
##      cid      title
          3Kontakt_zu_Traverse
##      ssid      msid      sstyp      mstyp      sboxid      mboxid      spr      mpr
          1          2          3          3          0          0          0          0
##      fs      fd      dc      vc      vdc      penchk      bt      dt
          0.2          0.06          0.0          0.0          0.0          0          0.01.00000E20
##      sfs      sfm      sst      mst      sfst      sfmt      fsf      vsf
          1.0          1.0          0.0          0.0          1.0          1.0          1.0          1.0
##      soft      sofscl      lcidab      maxpar      sbopt      depth      bsort      frcfrq
          1          0.1          0          1.025          2.0          2          0          1

```

```

*SET_SEGMENT_GENERAL
$#      sid      da1      da2      da3      da4      solver
      1      0.000      0.000      0.000      0.000MECH
$# option      e1      e2      e3      e4      e5      e6      e7
PART_IO      0      1      0      0      0      0      0
*CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE_ID
$#      cid      title
      5
$#      ssid      msid      sstyp      mstyp      sboxid      mboxid      spr      mpr
      1      0      0      0      0      0      0      0
$#      fs      fd      dc      vc      vdc      penchk      bt      dt
      0.0      0.0      0.0      0.0      0.0      0      0.01.00000E20
$#      sfs      sfm      sst      mst      sfst      sfmt      fsf      vsf
      1.0      1.0      0.0      0.0      1.0      1.0      1.0      1.0
$#      isym      erosop      iadj
$      0      1      1
$      soft      sofscl      lcidab      maxpar      sbopt      depth      bsort
      2      3      3
$      penmax
      0
$      igap      ignore      dprfac      dtstif
      0.01      2.0e-7
*END

```

Listing B.3: 030_mesh_profil.k

```

*KEYWORD
*NODE
  1 -1.00974196E-28 38.450424592003      44.0
  2 -1.00010001E-06 37.775424592003      44.0
  3 -1.00010001E-06 37.100424592003      44.0
  4 -1.00010001E-06 36.425424592003      44.0
  5 9.992007222E-14 35.750424592003      44.0
  6 9.992007222E-14 35.722645888073 44.636236922058
  7 9.992007222E-14 35.639521188992 45.267631696969
  8 9.992007222E-14 35.501683123913 45.889379029248
  9 9.992007222E-14 35.31018072374 46.496747046277
 10 9.992007222E-14 35.06647143737 47.085113310707
 11 9.992007222E-14 34.772410039629      47.65
 12 9.992007222E-14 34.430234515313 48.187107985363
 13 9.992007222E-14 34.042549026772 48.692349550712
  ...
  ... too many nodes to be displayed
1419515 2.7210884353739 35.750424592007 13.613337741598
1419516 2.0408163265303 35.750424592007 13.613337741598
1419517 1.3605442176868 35.750424592007 13.613337741598
1419518 0.6802721088433 35.750424592007 13.613337741598
1419519 -2.84217094E-13 35.750424592007 13.613337741598
*ELEMENT_SOLID
4000001      1 908282 908283 1173874 1173875 908278 908279 1174326 1174325
4000002      1 908278 908279 1174326 1174325 908274 908275 1174330 1174329
4000003      1 908274 908275 1174330 1174329 908270 908271 1174334 1174333
4000004      1 908270 908271 1174334 1174333 908266 908267 1174338 1174337
4000005      1 908266 908267 1174338 1174337 908262 908263 1174342 1174341
4000006      1 908262 908263 1174342 1174341 908258 908259 1174346 1174345
4000007      1 908258 908259 1174346 1174345 908254 908255 1174350 1174349
4000008      1 908254 908255 1174350 1174349 908250 908251 1174354 1174353
4000009      1 908250 908251 1174354 1174353 908246 908247 1174358 1174357

```

```

4000010      1  908246  908247 1174358 1174357  908242  908243 1174362 1174361
4000011      1  908242  908243 1174362 1174361  908238  908239 1174366 1174365
4000012      1  908238  908239 1174366 1174365  908234  908235 1174370 1174369
4000013      1  908234  908235 1174370 1174369  908230  908231 1174374 1174373
4000014      1  908230  908231 1174374 1174373  908226  908227 1174378 1174377
4000015      1  908226  908227 1174378 1174377  908222  908223 1174382 1174381
4000016      1  908222  908223 1174382 1174381  908218  908219 1174386 1174385
4000017      1  908218  908219 1174386 1174385  908214  908215 1174390 1174389
4000018      1  908214  908215 1174390 1174389  908210  908211 1174394 1174393
...
...
... too many elements to be displayed
5570557      1  448303  452722  450516  445658  448307  452724  450518  445662
5570558      1  448307  452724  450518  445662  448311  452726  450520  445666
5570559      1  448311  452726  450520  445666  448315  452728  450522  445670
5570560      1  448315  452728  450522  445670  448319  452730  450524  445674
*END

```

Listing B.4: 031_RB.k

```

*KEYWORD
*TITLE
LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
*NODE
2000000      301.5  99.999998075  -100.00000212  0.0  0.0
2000001      301.5  99.999998075  -97.01492512  0.0  0.0
2000002      301.5  99.999998075  -94.02984812  0.0  0.0
2000003      301.5  99.999998075  -91.04477112  0.0  0.0
2000004      301.5  99.999998075  -88.05969412  0.0  0.0
2000005      301.5  99.999998075  -85.07463212  0.0  0.0
2000006      301.5  99.999998075  -82.08955512  0.0  0.0
2000007      301.5  99.999998075  -79.10447912  0.0  0.0
2000008      301.5  99.999998075  -76.11940212  0.0  0.0
...
...
...
3027738      -1.5  -25.373133635  -37.31343212  0.0  0.0
3027739      -1.5  -25.373133635  -40.29850912  0.0  0.0
3027740      -1.5  -31.343283155  -37.31343212  0.0  0.0
3027741      -1.5  -31.343283155  -40.29850912  0.0  0.0
3027742      -1.5  -34.328357675  -37.31343212  0.0  0.0
3027743      -1.5  -34.328357675  -40.29850912  0.0  0.0
*ELEMENT_SHELL
2000000      2 2000448 2000449 2000445 2000446
2000001      2 2000449 2000442 2000443 2000445
2000002      2 2000436 2000437 2000449 2000448
2000003      2 2000437 2000438 2000442 2000449
...
...
...
2026930      2 2027715 2027714 2027743 2027742
2026931      2 2027742 2027743 2027741 2027740
2026932      2 2027714 2027713 2027731 2027743
2026933      2 2027743 2027731 2027730 2027741
3000000      3 3000448 3000449 3000445 3000446
3000001      3 3000449 3000442 3000443 3000445
3000002      3 3000436 3000437 3000449 3000448
3000003      3 3000437 3000438 3000442 3000449

```


0.00286556	316.8217072
...	...
0.069061954	372.2903718
0.071179932	372.9943599
0.073348985	373.6474474
0.075624217	374.298512
0.077894279	374.7911157
0.080159205	375.1672708
0.51839	420.385

*END
