

Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Innendruck- umformung ohne Formwerkzeug

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

DOKTOR-INGENIEURS (Dr.-Ing.)

von der KIT-Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Dipl.-Ing. Andreas Metzger

aus Karlsruhe

Tag der mündlichen Prüfung: 1. August 2025

Referent: Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Sven Klinkel

Karlsruhe 2026

(korrigierte Fassung nach der mündlichen Prüfung)

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der »wirkmedienbasierten Umformung ohne Formwerkzeug« (engl.: »Die-Less-Hydroforming«). Bei diesem Umformverfahren werden zwei ebene, deckungsgleiche Blechplatinen übereinandergelegt und dann an ihrem gemeinsamen Rand über eine Dichtnaht miteinander verschweißt. Anschließend wird durch eine Innendruckumformung ein räumliches Objekt erzeugt. Der Kenntnisstand zu diesem gegenüber den klassischen Umformverfahren doch eher unkonventionellen Fertigungsverfahren wird anhand existierender Beispiele erörtert. Im Zentrum steht die numerische Untersuchung des »Die-Less-Hydroforming« durch eine FEM-Prozessketten-Simulation, welche die beiden wesentlichen Fertigungsschritte Schweißen und Umformen beinhaltet. Für eine realitätsnahe Umformsimulation wird durch Werkstoffprüfung des Platinenwerkstoffs 1.4301 über Zugversuche und unter Einsatz der DIC-Messtechnik eine Fließkurve ermittelt. Im Rahmen der Umformung beim »Die-Less-Hydroforming« kann es zum Auftreten eines charakteristischen Beulmusters bzw. von Falten kommen. Das Auftreten dieser Beul- bzw. Faltenerscheinungen wird durch FEM-Simulationen ausführlich untersucht und die Ursachen hierfür werden erörtert.

Abstract

(Experimental and numerical Investigations on Welding and Forming concerning »Die-Less-Hydroforming«)

The present publication deals with »Die-Less-Hydroforming«. In the process of this forming technology two flat congruent metal sheets are placed one above the other and are then seal-welded along the edges. Afterwards, a spatial structure is generated by inflating. Compared to classic forming technologies, this manufacturing process is rather unconventional and the state of knowledge regarding its application is discussed by looking at existing examples. The focus of this publication is on the numerical investigation of »Die-Less-Hydroforming« by FEM-process-chain-simulation which includes welding and forming, either one being a major step of manufacturing. In order to ensure a realistic forming simulation a flow curve is determined, namely by testing sheet material 1.4301 in tension tests under the application of DIC-measurement technology. During forming within »Die-Less-Hydroforming« a characteristic buckling pattern or wrinkles can occur. The appearance of this type of buckling or wrinkling is investigated by FEM-simulation and causes are discussed.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Abstract	iii
Inhaltsverzeichnis	v
Abbildungsverzeichnis.....	ix
Tabellenverzeichnis.....	xxv
Abkürzungsverzeichnis.....	xxvii
Vorwort.....	xxxiii
1 Einleitung.....	1
1.1 Ausgangssituation und Motivation	1
1.2 Problemstellung und Zielsetzung dieser Arbeit.....	7
1.3 Aufbau der Arbeit	7
2 Stand der Kenntnisse zum »Die-Less-Hydroforming«	9
2.1 Definition der Basiskonfiguration und Abgrenzung	9
2.2 Klassifizierung verschiedener Verfahrensvarianten	13
2.2.1 Einfache Erweiterungen der Basiskonfiguration	16
2.2.2 »Semi-Die-Less-Hydroforming«	20
2.2.3 »Hot-Die-Less-Hydroforming«	22
2.2.4 »3D-Die-Less-Hydroforming« bzw. »Shell-Hydroforming«	23
2.2.5 Mischformen der Verfahrensvarianten.....	27
2.3 Schweißtechnik	28
2.3.1 Schweißverfahren und Schweißnähte	28
2.3.2 Benchmarktest zu Beurteilung der Schweißnähte für das »Die-Less-Hydroforming«	36
2.4 Liste von ausgewählten Nutzern und Nutzerinnen	39
3 Stabförmige »Die-Less-Hydroforming«-Objekte und deren Beul- bzw. Faltenercheinungen	41
3.1 Abgrenzung von Stabilitätsversagen bei Tragstrukturen im Bauwesen und Faltenbildung beim Fertigungsverfahren Blechumformung für den Spezialfall einer Innendruckbeanspruchung	41
3.2 Definition von geometrischen Parametern	47

3.3	Beul- bzw. Faltenerscheinungen	49
3.4	Der »KIT-VAKA«-Probekörper »WA1«	55
3.4.1	Fertigung	55
3.4.2	Umformung.....	56
3.5	Die Außenhülle der »Hybridstütze Perfecto«	58
4	Austenitischer nichtrostender Stahl als Platinenwerkstoff für das »Die-Less-Hydroforming«	59
4.1	Grundlegende Werkstoffeigenschaften	59
4.2	Charakterisierung des Werkstoffverhaltens.....	66
4.2.1	Der Zugversuch mit Flachproben und die Problematik beim Überschreiten der Gleichmaßdehnung A_g	66
4.2.2	Bestimmung des Fließbeginns bei Werkstoffen ohne ausgeprägte Streckgrenze im Zugversuch.....	72
4.2.3	Richtungsabhängigkeit des Fließverhaltens	76
4.2.4	Die Besonderheiten bei der Wahl des E-Moduls	78
5	Werkstoffmodellierung für die FEM-Simulation	81
5.1	Umformsimulation	82
5.1.1	Elastischer Bereich (mit E-Modul und Fließbeginn)	82
5.1.2	Plastischer Bereich bis A_g und darüber hinaus.....	87
5.1.3	Anisotropie-Eigenschaften	99
5.2	Schweißsimulation	100
6	FEM-Prozessketten-Modell	103
6.1	Kombi-Modellierungsansatz für Schweiß- und Umformsimulation ..	104
6.2	Spezielle Anforderungen an die FEM-Implementierung bei einer Last aus Innendruck.....	107
6.3	Besonderheiten der Schweißstruktursimulation	111
7	Anwendung bei streifenförmigen Platinen zur Erzeugung von stabförmigen Bauteilen	119
7.1	Simulationsergebnisse der zeitabhängigen, dynamisch-expliziten Umformsimulation	120
7.1.1	Simulative Detektion des charakteristischen »Die-Less- Hydroforming«-Beulmusters	120
7.1.2	Vernetzungskonfigurationen und Netzkonvergenz	126
7.1.3	Umforminnendruck und Querschnittsgeometrie	130
7.1.4	Auswertung von lokalen Elementspannungen	138
7.1.5	Verfestigungsverhalten des Werkstoffmodells.....	144

7.1.6	Umforminnendruck über eine Flächenlast	145
7.2	Statisch-implizite Umformsimulation.....	147
7.2.1	Notwendige Anpassungen des FEM-Modells für die statisch-implizite Umformsimulation	147
7.2.2	Auswertung von Geometrieparametern und Spannungen....	148
7.2.3	Anwendungsgrenzen der konventionellen Eigenwert-Beulanalyse beim »Die-Less-Hydroforming«	155
7.2.4	Ergebnisse der »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse«	157
7.3	Simulationsergebnisse unter Berücksichtigung des Fertigungsschrittes Schweißen	163
7.3.1	Transiente Simulation des Fertigungsschrittes Schweißen	163
7.3.2	Explizite Umformsimulation mit »geschweißten« Platinen ...	181
8	Beispiel für technische Anwendungen im Bauwesen	191
9	Zusammenfassung und Ausblick	203
	Literaturverzeichnis.....	209

Abbildungsverzeichnis

- Abbildung 1.1: Konventionelle industrielle Blechumformung: (a) Historische Tiefzieh-Presse (ehemals Firma »Kaldewei«) mit Stempel, Matrize und Niederhalter zur Herstellung einer Badewanne {Bildquelle: Stahlkocher ([http://commons.wikimedia.org/wiki/File:Tiefziehpresse_\(Kaldewei\).jpg](http://commons.wikimedia.org/wiki/File:Tiefziehpresse_(Kaldewei).jpg)), „Tiefziehpresse (Kaldewei)“, <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0/legalcode>}; (b) Tiefziehen einer Badewanne bei »Kaldewei« {Bildquelle: ©KALDEWEI/Evelyn Dragan; <https://www.kaldewei.de/presse/mitteilungen/detail/news/die-geburt-einer-badewanne>} 1
- Abbildung 1.2: Hochdruckblechumformung (HBU) als Beispiel für wirkmedienbasierte Umformung bzw. Hydroumformung {Bildquelle: Abb. 4.81 in [1]} 2
- Abbildung 1.3: »Wirkmedienbasierte Umformung ohne Formwerkzeug« bzw. »Die-Less-Hydroforming«: (a) Grundlegendes Verfahrensprinzip; (b) Durch »Die-Less-Hydroforming« einer rechteckigen doppellagigen Platine hergestelltes kissenartiges Objekt mit den typischen Beulen und Falten..... 2
- Abbildung 1.4: Vergleich Folien-Luftballon und »Die-Less-Hydroforming«-Objekt: (a) Konventioneller Folien-Luftballon aus Aluminiumverbundfolie; (b) Installation »inflated metal bees 'in flight'« an der Decke des Atriums der Boutique von »Maison Guerlain's« auf der Champs-Élysées in Paris von »Full Blown Metals« und »Stephen Newby« aus nichtrostendem Stahl mit 24Kt-Vergoldung 3
- Abbildung 1.5: Hocker »PLOPP« von »Zieta« als Beispiel für ein »Die-Less-Hydroforming«-Möbelstück..... 4
- Abbildung 1.6: Anwendungsbeispiele für »Die-Less-Hydroforming« aus dem Hobbybereich: (a) Herstellung einer maßgefertigten Auspuffanlage {Bildquelle: Aufnahmen erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus: <https://youtu.be/ppXRMTer2NQ>, Videokanal von

	»PROTORS500KTM«}; (b) »Firework Safety Suite« von »Colin Furze« {Bildquelle: [12]}	5
Abbildung 1.7:	Architektonische Skulptur »NAWA« (von »Zieta« bzw. »Zieta Prozessdesign«) mit dem für das »Die-Less-Hydroforming« typischen Beulmuster als Beispiel für eine Architekturanwendung	5
Abbildung 1.8:	Demonstrator der »Hybridstütze Perfecto« aus [15] mit einer durch »Die-Less-Hydroforming« hergestellten beulen- und faltenfreien Außenhülle auf der Messe »BAU« in München bzw. auf der Messe »The BIG 5« in Dubai im Jahr 2019	6
Abbildung 2.1:	Ablauf der Umformung einer doppelagigen Platine beim »Die-Less-Hydroforming«	9
Abbildung 2.2:	Schematische Darstellung des »3D-Die-Less-Hydroforming« bzw. »Shell-Hydroforming«	14
Abbildung 2.3:	Schematische Darstellung der Verfahrensvarianten des »(2D-)Die-Less-Hydroforming«	15
Abbildung 2.4:	Verschiedene Arten der Fügeverbindungen bei »Die-Less-Hydroforming«-Platinen (Draufsicht) mit unterschiedlicher Beeinflussung der Formänderung bei der Innendruck-Umformung: (a) Basiskonfiguration mit ausschließlicher Verbindung am äußeren umlaufenden Rand und Funktion als Dichtnaht; (b) punkt- oder linienförmige Schweißverbindungen im innenliegenden Bereich der Platine; (c) flächig ausgeprägte Verbindung mit oder ohne lokalem Ausschnitt in der Platine und Dichtnahtfunktion	16
Abbildung 2.5:	Wärmetauscher-Platte vom Typ »Pillow-Plate« als Erweiterung der Basiskonfiguration des »Die-Less-Hydroforming« durch innenliegende Verbindungsstellen und als Beispiel für ein bereits technisch etabliertes Produkt.....	17
Abbildung 2.6:	»Die-Less-Hydroforming«-Weihnachtsbaum der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine	17
Abbildung 2.7:	»Pagoda Vase« von »Connor Holland« als Beispiel für »Multilayer-Die-Less-Hydroforming« mit einem Druckraum: (a) Herstellung der mehrlagigen Platine; (b) + (c) Umformung; (d) »Pagoda Vase« { Bildquelle: (a), (b) und (c) Aufnahme erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus:	

- <https://youtu.be/mQ1ZaoohmOU>; (d) www.connorholland.com/sculpture/pagoda-vase [23]} 18
- Abbildung 2.8: Pavillon »Ninety Nine Failures« von »The University of Tokyo Digital Fabrication Lab« als Beispiel für »Multilayer-Die-Less-Hydroforming« und für die Anwendung als Tragstruktur im Bauwesen: (a) Verschiedene Geometrien der Platinen (b) »Die-Less-Hydroforming« Objekte mit Befestigungsglaschen (c) Pavillon nach Fertigstellung {Bildquelle: (a) + (b) »The University of Tokyo Digital Fabrication Lab« [13]; (c) »Hayato Wakabayashi« [13]} 19
- Abbildung 2.9: »Semi-Die-Less-Hydroforming«: (a) Auszüge Patentanmeldung »Metal Cushions« [24] von »Newby« aus dem Jahr 2001; (b) Skulptur »HALO« in Gateshead {Bildquelle: Chabe01 (https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Sculpture_Halo_place_Trinit%C3%A9_Gateshead_2.jpg), Bildzuschnitt durch Verf., <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/legalcode>} 21
- Abbildung 2.10: Ablauf der Umformung beim »Hot-Die-Less-Hydroforming« am Beispiel eines Kunstobjektes von »Elizabeth Brim« {Bildquelle: Aufnahme erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus: <https://youtu.be/TTIG1BPoj-I>, Videokanal von »BalvenieUS«} 22
- Abbildung 2.11: Kunst-Objekt hergestellt durch »Hot-Die-Less-Hydroforming« von »Elizabeth Brim« {Bildquelle: »Elizabeth Brim« / »Penland School of Crafts North Carolina« Fotografin: »Kathryn Gremley«} 23
- Abbildung 2.12: Objektserie flaschenartiger Behältnisse des Künstlers »José Emilio Fuentes Fonseca (JEFF)« {Bildquelle: https://www.1stdibs.com/art/sculptures/jose-emilio-fuentes-fonseca-jeff-flask-series-8-pieces/id-a_1559703/} 24
- Abbildung 2.13: Kunst von »José Emilio Fuentes Fonseca (JEFF)« als Beispiel für »3D-Die-Less-Hydroforming« {Bildquelle: <http://www.cubartecontemporaneo.com/artist/jose-emilio-fuentes-fonseca-jeff>, zum Stand 24.03.2025 offline} 25
- Abbildung 2.14: »Integral Hydro-Bulge Forming (IHBf)« als Beispiel für »3D-Die-Less-Hydroforming« mit Überdruck zur Herstellung von

	sphärischen Wassertanks: (a) Verfahrensschema des »IHBf«, (b) »Fußball« mit 4 m Durchmesser hergestellt durch »IHBf« {Bildquelle: [27]}	25
Abbildung 2.15:	»Integral Hydro-Bulge Forming (IHBf)« mit an den Aufbau der Hülle von Sportbällen angelehnten Hohlkörpern, bei welchen bereits im Ausgangszustand gekrümmte Bleche zum Fügen des Hohlkörpers verwendet werden: (a) Volleyball; (b) Tennisball {Bildquelle: [27]}	26
Abbildung 2.16:	Ablauf der Umformung beim »3D-Die-Less-Hydroforming« mit Unterdruck am Beispiel des Kunstobjektes »IMPLODED CUBE (Triple B)« von »Ewerdt Hilgemann«, entstanden durch Unterdruck-Umformung eines Würfels mit 2 m Kantenlänge bei der Galerie »Marc de Puechredon« in Basel in 2013 {Bildquelle: Aufnahme erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus: https://youtu.be/BcGE9cU-gLA , Videokanal von »Franz Bannwart«}	27
Abbildung 2.17:	Verknüpfung »Semi-Die-Less-Hydroforming« und »Hot-Die-Less-Hydroforming« am Beispiel eines Kunstobjektes von »Elizabeth Brim« {Bildquelle: Aufnahmen erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus: https://youtu.be/mZKdXuGfjMI , Videokanal von »PenlandSchool«}	28
Abbildung 2.18:	Geeignete und gebräuchliche Schweißverfahren für das »Die-Less-Hydroforming« {Bildquelle: [31], Bildzuschnitt durch Verf.}	29
Abbildung 2.19:	Schweißen einer »Die-Less-Hydroforming«-Füge- und Dichtnaht als Überlappnaht durch »Rollennahtschweißen«	29
Abbildung 2.20:	»Die-Less-Hydroforming«-Probekörper (Länge ca. 300 mm) des »KIT-VAKA« geschweißt durch die »SLV Mannheim« mit Überlappnaht per Laserstrahlschweißen	30
Abbildung 2.21:	Die Herstellung der Sitzfläche der Bank »Lilo Bench« durch den Designer »Connor Holland«: (a) Widerstandspunktschweißen von innenliegenden Verbindungsstellen in linienförmiger Anordnung; (b) MSG-Schweißen der Füge- und Dichtnaht als Stirrnaht; (c) Detailaufnahme vom MSG-Schweißen der Stirrnaht; (d) »Die-Less-Hydroforming«-Platine vor der Umformung mit	

	Schweißverzug durch Längsschrumpfung aus dem MSG-Schweißen der Stirnnaht (e) »Die-Less-Hydroforming«; (e) Sitzbank »Lilo Bench« {Fotos: Connor Holland [34]}	31
Abbildung 2.22:	Makroschliff einer Stirnnaht durch manuelle WIG-Schweißung ohne Zusatzwerkstoff im Labor des »KIT-VAKA«, Blechdicke 2 x 0,8 mm {Bildquelle: »KIT-VAKA«}	33
Abbildung 2.23:	Kunstobjekt »Krone auf Polster« von »Götz Bury«, Ausstellung in der »Galerie am Zirkel«, Karlsruhe im Jahr 2015, als Beispiel für »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnähte mit Abbrand bzw. Einbrandstellen.....	34
Abbildung 2.24:	Spezielle Nahtvorbereitungen bei »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnähten: (a) Makroschliff einer Bördelnaht nach einer Idee von »Steidl« {Bildquelle: »KIT-VAKA«} (b) Stirnnaht mit Fase aus einer Patentanmeldung der »Seyfried Metallbau GmbH« [17] {Bildquelle: [17]}	35
Abbildung 2.25:	Benchmarktest für »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnähte nach »Steidl«, »Metzger« und »Ummenhofer«: (a) Bildsequenz des Versuchsablaufs; (b) Prinzipschema; (c) Kraft-Weg-Diagramm {Bildquelle: [31], editierte Bildunterschrift, Bildzuschnitt durch Verf.}	36
Abbildung 2.26:	Probekörpertypen für den Benchmarktest: (a) Typ A mit Aufkantung zur direkten Einspannung; (b) Typ B als Flachprobe mit Adaption zur rotationsfreien Einspannung...	37
Abbildung 2.27:	Zusammenhang zwischen Benchmarktest mit Kleinprobekörper und realem Umformvorgang beim »Die-Less-Hydroforming« einer streifenförmigen rechteckigen Platine: (a) »Die-Less-Hydroforming«-Platine mit Position des Kleinprobekörpers im Ausgangszustand; (b) Freigeschnittenes Halb-Modell des aus dem »Die-Less-Hydroforming« resultierenden zylindrischen Objekts mit Zuordnung des analog verformten Kleinprobekörpers aus dem Benchmarktest (Hinweis: Längsspannungen aus Innendruck im Bild nicht dargestellt)	38
Abbildung 3.1:	Versagensformen bei der Blechumformung am Beispiel des Tiefziehens eines Napfes {Bildquelle: Handbuch Umformen, Hoffmann, H., Neugebauer, R. & Spur, G. (Hrsg.), Carl Hanser Verlag, München 2012}	44

Abbildung 3.2:	Experimentelle Untersuchungen von »Ummenhofer« zum Einfluss eines Innendrucks beim Axialbeulen: (a) Probekörper 850-AL mit reiner Axialbeanspruchung; (b) Probekörper 850-AW mit Axialbeanspruchung und Wasserfüllung mit Überdruck {Bildquelle: [50]}	45
Abbildung 3.3:	Beul- und Faltenbildung am ebenen Deckel eines Stahl-Fasses bei Innendruck {Bildquelle: [51], Bildzuschnitt und Bildanonymisierung durch Verf.}	46
Abbildung 3.4:	Beulen- und Faltenbildung bei gewölbten Böden unter sehr hohem Innendruck: (a) Beulen im Bereich der Krempe eines gewölbten Bodens {Bildquelle: Fig.1 in [55]}; (b) FE-Berechnung mit 14 Beulen in der Krempe {Bildquelle: Abb. 6-10 in [55]}	47
Abbildung 3.5:	Parameterdefinition zur Beschreibung verschiedener Umformstufen bei einer streifenförmigen doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine: (a) Draufsicht (b) Querschnitt	48
Abbildung 3.6:	Umformsequenz einer streifenförmigen doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine mit rechteckiger Form: (a) Ausgangszustand mit leichtem Schweißverzug; (b) Eintreten des charakteristischen Beulmusters an den Platinenlängsrändern {Bildquelle: Aufnahmen erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus: https://youtu.be/eA46WFX7jWA , Videokanal von »colinfurze«, Bilddarstellung und Bildbeschreibung in Anlehnung an [59]}	49
Abbildung 3.7:	Beul- bzw. Faltenerscheinungen eines abgeplatteten Rotationsellipsoids unter Innendruck [5]	50
Abbildung 3.8:	»Die-Less-Hydroforming« mit kreisförmiger Platine: (a) Ausgangszustand; (b) Draufsicht nach der Innendruck-Umformung; (c) Beul- bzw. Faltenerscheinungen {Bildquelle: »KIT-VAKA«}	51
Abbildung 3.9:	»Die-Less-Hydroforming«-Kreisring-Probekörper aus [31]: (a) Ausgangszustand; (b) Zustand nach Innendruck-Umformung mit Beul- bzw. Faltenerscheinungen {Bildquelle: »KIT-VAKA«}	51

- Abbildung 3.10: Der Hocker »Puff« von »Moran Barmaper« als Beispiel für die funktionale Verwendung eines beim »Die-Less-Hydroforming« erzeugten Klemmeffektes zur Verbindung von Sitzfläche und Hockerbeinen: (a) Innendruck-Umformung der Sitzfläche; (b) Innendruck-Umformung der Sitzfläche mit einer Fahrradluftpumpe; (c) Anschlussdetail von Hockerbein an Sitzfläche durch Klemmwirkung {Bildquelle: www.designboom.com [61]}52
- Abbildung 3.11: Streifenförmige »Die-Less-Hydroforming«-Platine: (a) Schweißverzug in Form eines Beulmusters nach dem Schweißen im Ausgangszustand; (b) - (d) Entwicklung von Beul- bzw. Faltenerscheinungen während der Innendruck-Umformung {Bildquelle: Bachelorarbeit von »Benjamin Seyfried« am »KIT-VAKA« (unveröffentlicht), Bilddarstellung und Beschreibung in Anlehnung an [59] durch Verf.}.....54
- Abbildung 3.12: Herstellung des Probekörpers »WA1«: (a) WIG-Handschiweißung bei großflächiger Fixierung der beiden Platinen in Siebdruckplatten mit überstehendem Platinenrand; (b) Schweißhefter auf der Stirnnahtfläche zur Fixierung der beiden Blechplatinen {Bildquelle: »KIT-VAKA«}55
- Abbildung 3.13: Umformsequenz des Probekörpers »WA1« mit dem für das »Die-Less-Hydroforming« von streifenförmigen Platinen typischen Beulmuster: (a) Ausgangszustand; (b) Beginn der Umformung; (d) Auftreten der Beulerscheinung; (i) Zustand bei ca. 4 bar; (j) Zustand bei ca. 8 bar; (k) Zustand bei ca. 13 bar; (l) Zustand beim Aufreißen der Schweißnaht { Bildquelle: »KIT-VAKA«, Bildzuschnitt durch Verf. Hinweis: Bilder (i) bis (l) zeigen den Probekörper aus der entgegengesetzten Richtung}56
- Abbildung 3.14: Versagen durch Aufreißen an der Schweißnaht {Bildquelle: »KIT-VAKA«}.....57
- Abbildung 3.15: Probekörper »WA1« mit charakteristischem Beulmuster {Bildquelle: »KIT-VAKA«}.....58
- Abbildung 3.16: Umformsequenz einer doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine ohne das Auftreten von Beul- und Faltenerscheinungen [15] {Bildquelle: Produktflyer

	»Hybridstütze Perfecto«, 2019, »KIT-VAKA«, Bildzuschnitt durch Verf.}.....	58
Abbildung 4.1:	Dilatogramme: (a) Unlegierter ferritischer Baustahl S355J2G3 mit Gefügeumwandlung (b) Nichtrostender austenitischer Stahl 1.4301 (X5CrNi18-10) ohne Gefügeumwandlung {Bildquelle: [75]}	64
Abbildung 4.2:	»Methode zu Ermittlung der Probenbreite und des Einschnürradius« bei einer Flachzugprobe nach »Vogel« aus [84] {Bildquelle: [84]}.....	70
Abbildung 4.3:	»Darstellung des Erfassungsbereiches der Dehnungen für verschiedene Prüfverfahren« [85] {Bildquelle: [85]}	71
Abbildung 4.4:	Anfangsbereich des Spannungs-Dehnungs-Diagramms eines Zugversuchs DIN EN ISO 6892-1 (1.4301/1.4307, Flachprobe, $t = 2\text{ mm}$, ZV90° in Abschnitt 5.1) mit Darstellung der Geraden zur Ermittlung von $R_{p0,2}$ und $R_{p0,01}$ und Sekanten-E-Modul zu $R_{p0,2}$ {Messdaten: »KIT-VAKA«}.....	73
Abbildung 4.5:	Spannungs-Dehnungs-Diagramme mit Temperaturmessung an der Zugprobe während des Zugversuchs: (a) Werkstoff Aluminium AlMg3 mit ausgeprägter Streckgrenze (b) Werkstoff 1.4301 (X5CrNi18-10) ohne ausgeprägte Streckgrenze {Bildquelle: [88]}	75
Abbildung 4.6:	Verlauf der senkrechten Anisotropie r in Abhängigkeit der Orientierung zu Walzrichtung für die Werkstoffe DC04 und 1.4301 {Quelle: Werte entnommen aus Bild 5 b) in [96], dortige Primärquelle [97]} sowie Mittelwerte der Anisotropie-Parameter r_{0° , r_{45° und r_{90° der Zugversuche in Abschnitt 5.1.77	
Abbildung 5.1:	Spannungs-Dehnungs-Kurven des Platinen-Werkstoffs 1.4301/1.4307 (2B, $t = 2\text{ mm}$), ermittelt durch Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 [80] {Messdaten: »KIT-VAKA«}.....	83
Abbildung 5.2:	Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1:2017-02 [80] mit Temperaturmessung zur Bestimmung des Fließbeginns in Anlehnung an die Methodik nach [88] {Bildquelle: »KIT-VAKA«}.....	83
Abbildung 5.3:	Überlagerung von Spannung-Zeit-Kurve und Temperatur-Zeit-Kurve für einen Zugversuch (ZV0°T) mit dem Platinenwerkstoff 1.4301/1.4307 zur Bestimmung von R_{pJT} als	

	Kennwert für den Fließbeginn: (a) Gesamtdiagramm (b) Detailausschnitt mit Temperaturminimum {Messdaten: »KIT-VAKA«}	84
Abbildung 5.4:	Versuchsaufbau Zugversuch mit DIC-Messung {Quelle: »KIT-VAKA«, Markierungen des Verf.}	87
Abbildung 5.5:	Oberflächendehnung in Längsrichtung einer Flachzugprobe (DIC90°-V1) ermittelt durch DIC-Auswertung mit »Istra4D« {Quelle: »KIT-VAKA«; Software »Istra4D«, Bildzuschnitt durch Verf.}	88
Abbildung 5.6:	Diskrete Verformungsmessmarken an der Zugprobe: (a) Draufsicht auf die Probenoberfläche in der DIC-Messung {Bildquelle: »KIT-VAKA«; DIC-Software »Istra4D«, Bildzuschnitt durch Verf., Bildmarkierungen des Verf.}; (b) Probenquerschnittsfläche bei unterschiedlichen Zeitpunkten des Zugversuchs	89
Abbildung 5.7:	$\sigma_{\text{tech}}-\epsilon_{\text{tech}}$ -Diagramme mit Ermittlung der Längsdehnung durch eine konventionelle Dehnungsmessung (ZV90°) und auf Basis der DIC-Messung (DIC90°-V1 & -V2) {Messdaten: »KIT-VAKA«}	90
Abbildung 5.8:	Dickenänderung und relative Breitenänderung einer 90°-Flachzugprobe (DIC90°-V2) ermittelt durch einen Zugversuch mit DIC-Messung	92
Abbildung 5.9:	Relative Änderung der Probenquerschnittsfläche von Flachzugproben 1.4301/1.4307 in Abhängigkeit der Probenentnahmerichtung als Ergebnis der Zugversuche mit DIC-Messung	93
Abbildung 5.10:	Bestimmung des $\sigma_{\text{true}}-\epsilon_{\text{true}}$ -Schaubilds auf Basis des Zugversuchs mit DIC-Messung (DIC90°-V2)	94
Abbildung 5.11:	Gesamtübersicht der Zugversuche für den Werkstoff 1.4301 {Messdaten: »KIT-VAKA«}	97
Abbildung 5.12:	Fließkurve auf Basis des Zugversuchs mit DIC-Messung zur Verwendung in »LS-DYNA«	98
Abbildung 5.13:	Verlauf der Anisotropie-Parameter r für den Werkstoff 1.4301 {Messdaten: »KIT-VAKA«}	100
Abbildung 5.14:	Strukturmechanische temperaturabhängige Kennwerte des Platinenwerkstoffes 1.4301	101

Abbildung 5.15:	Physikalische temperaturabhängige Kennwerte des Platinenwerkstoffes 1.4301	102
Abbildung 6.1:	Kombi-Modellierungsansatz für die Schweiß- und Umformsimulation von doppelagigen »Die-Less- Hydroforming« Platinen: (a) Makroschliff einer exemplarischen Schweißnaht und schematische Darstellung des Kombi-Modellierungsansatzes mit der »DynaWeld«- Wärmequelle »TSLE« nach [117] (b) Ausschnitt aus dem FEM- Modell mit der Schweißnaht am Platinenrand {Bildquelle: ursprünglich aus [31], editiert}	105
Abbildung 6.2:	Ersatzwärmequelle »TSLE« mit konstanter Wärmequellendichte nach »Loose« [117].....	116
Abbildung 7.1:	Umformzustände von verschiedenen doppelagigen Platinenkonfigurationen ($L = 2000$ mm) bei expliziter Umformsimulation: (a) mit Auftreten des charakteristischen Beulmusters entlang der Platinenlängsrändern; (b) + (c) ohne Auftreten des Beulmusters während der Umformung	121
Abbildung 7.2:	Parameterstudie zum Auftreten des Beulmusters beim »Die- Less-Hydroforming« in Abhängigkeit von Platinenbreite und Blechdicke für eine streifenförmige Platine der Länge $L =$ 2000 mm	122
Abbildung 7.3:	Verlauf des wirkenden Umforminnendruckes p_i sowie der diskreten Geometrieparameter d_{mid} und d_{weld} von Platinenkonfiguration 1 ($t = 2$ mm) und Platinenkonfiguration 2 ($t = 3$ mm)	123
Abbildung 7.4:	Umformvorgang der Platine (L2000/B400) mit Darstellung der wahren Membranspannungen (MPa) in Platinenlängsrichtung: (a) mit Beulmuster ($t = 2$ mm); (b) ohne Beulmuster ($t = 3$ mm)	124
Abbildung 7.5:	Vernetzungskonfigurationen (Netzausschnitt) der Platine L2000/B400/ t_2	127
Abbildung 7.6:	Beulmuster (in Simulationsschritt 260) bei verschiedenen Vernetzungskonfigurationen der Platine L2000/B400/ t_2 mit Darstellung der Membranspannungen (MPa) in Blechlängsrichtung	129

Abbildung 7.7:	Verlauf des Umforminnendrucks bei unterschiedlicher Vernetzung und Massenskalierung für die Platine L2000/B400/t2	132
Abbildung 7.8:	Verlauf der Querschnittsgeometrie während der Umformung an verschiedenen Positionen in Platinenlängsrichtung für die Platine L2000/B400/t2	133
Abbildung 7.9:	Darstellung des Umformablaufs durch die diskreten Querschnittsparameter d_{mid} und d_{weld} für verschiedene Vernetzungskonfigurationen der doppellagigen Platine L2000/B400/t2 bei einer Berechnungszeitschrittweite von $0,9 \cdot 1,2 \text{ E-04 sec}$	135
Abbildung 7.10:	Verlauf der Querschnittsparameter d_{mid} und d_{weld} bei Reduzierung der Berechnungszeitschrittweite Δt zur Verringerung der Massenskalierung bei ausgewählten Konfigurationen der Platine L2000/B400/t2: (a) $\Delta t = 0,9 \cdot 1,2 \text{ E-05 sec}$; (b) $\Delta t 0,9 \cdot 1,0 \text{ E-06 sec}$	136
Abbildung 7.11:	Verlauf der Membranspannungen in Längsrichtung bzw. Umfangrichtung während der Umformung an einem Viertel-Querschnittsprofil für die Konfiguration 1 (Platine L2000/B400/t2): (a) Position der Elemente; (b) Auswertung im Tiefpunkt einer Beulwelle, hier in Platinenmitte bei $x = 0 \text{ mm}$; (c) Auswertung im Hochpunkt einer Beulwelle, hier bei $x = -110 \text{ mm}$	139
Abbildung 7.12:	Entwicklung der Blechdicke bei der Umformsimulation mit Platine L2000 / B400 im Viertel-Querschnittsprofil (Position $x=0$): (a) Konfiguration 1 ($t = 2 \text{ mm}$); (b) Konfiguration 2 ($t = 3 \text{ mm}$)	141
Abbildung 7.13:	Bersten in der Simulation (Platine L2000/B400/t2, Simulationsschritt 480)	141
Abbildung 7.14:	Verlauf der Membranspannungen in Längsrichtung bzw. Umfangrichtung während der Umformung an einem Viertel-Querschnittsprofil für die Platinenkonfiguration 2 (L2000/B400/t3): (a) Position der Elemente; (b) Auswertung in Platinenmitte bei $x = 0 \text{ mm}$; (c) Auswertung bei $x = -110 \text{ mm}$	143

Abbildung 7.15:	Umforminnendruck p_i in Abhängigkeit vom Verfestigungsverhalten des Werkstoffs.....	145
Abbildung 7.16:	Übertragung der aus der Simulation mit Airbag-Modell resultierenden Umforminnendruck-Kurve aus Abbildung 7.3 zur Lastaufbringung über eine Flächenlast für Platine L2000/B400/t2	146
Abbildung 7.17:	Explizite Umformsimulation von Platine B400/t2 (Konfig. 1b) mit Wirkmediendruck durch ein Flächenlastmodell und Darstellung der Membranspannungen [MPa] in Platinenlängsrichtung	146
Abbildung 7.18:	Lagerung der doppelagigen streifenförmigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen bei statisch-impliziter Umformsimulation.....	148
Abbildung 7.19:	»Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster (in Schritt 260) von Platine L2000/B400/t2 (Konfig. 1b) mit Farbdarstellung der Membranspannungen [MPa] in Platinenlängsrichtung: (a) explizite Umformsimulation; (b) implizite Umformsimulation	150
Abbildung 7.20:	Implizite Umformsimulation (Schritt 260) der Platine B400/t3 (Vernetzungskonfiguration 1b) mit Farbdarstellung der Membranspannungen [MPa] in Platinenlängsrichtung.....	151
Abbildung 7.21:	Geometrieparameter für die Platine L2000/B400/t2 bei impliziter Umformsimulation.....	151
Abbildung 7.22:	Entwicklung der Blechdicke bei impliziter Umformsimulation mit Platine L2000 / B400 / t2 im Viertel-Querschnittsprofil an der Position $x=0$ bzw. $x=-110$ mm in Platinenlängsrichtung	152
Abbildung 7.23:	Verlauf der Membranspannungen σ_l und σ_u bei impliziter Umformsimulation am Viertel-Querschnittsprofil für die Platine L2000/B400/t2 (Konfiguration 1b): (a) Position der Elemente; (b) Auswertung in Platinenmitte bei $x = 0$ mm; (c) Auswertung bei $x = -110$ mm.....	154
Abbildung 7.24:	Entwicklung der Eigenwerte für die Platinenkonfiguration 1 (L2000/B400/t2) mit Beulmuster während der Umformung	157

Abbildung 7.25: Arten von Eigenformen bei einer »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse« mit der Platine L2000/B400/t2 an verschiedenen Simulationsschritten.....	159
Abbildung 7.26: Eigenwert-Verläufe der Platine L2000/B200/t2 (mit 1. Eigenformen ausschließlich ohne eine Affinität zum charakteristischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster). 160	
Abbildung 7.27: Eigenwert-Verläufe der Platinenkonfiguration L2000/B400/t3	161
Abbildung 7.28: Vergleich der Verläufe des 1. Eigenwertes von Platinenkonfiguration L2000/B400 bei Variation der Blechdicke t.....	162
Abbildung 7.29: FE-Modell der thermo-strukturmechanischen Schweißsimulation mit Platine L2000/B400/t2.....	163
Abbildung 7.30: Temperaturverläufe in °C am Platinenlängsrand oben ausgehend von der Schweißnaht ($y=200$) in Richtung Platinenmitte ($y = 0$) bei den Varianten »v0« und »v0.5« in der Mitte der Platinenlängsrichtung ($x = 0$).....	168
Abbildung 7.31: Temperaturprofil in K am Platinenrand beim Schweißen von Naht SN1 für die Variante »v0«	169
Abbildung 7.32: Temperaturprofil in K am Platinenrand beim Schweißen von Naht SN1 für die Variante »v0.5«	169
Abbildung 7.33: Temperaturverläufe bei den hinsichtlich der Schweißkonfiguration gleichen Varianten »v0.5« und »v0.5#« mit unterschiedlich großen Berechnungszeitschritten $\Delta t = 0,8$ s bzw. $\Delta t = 0,4$ s.....	171
Abbildung 7.34: Temperaturverläufe in °C am unteren Platinenlängsrand ausgehend von der Schweißnaht ($y = -200$) in Richtung Platinenmitte ($y = 0$) bei der Variante »v0« in der Mitte der Platinenlängsrichtung ($x = 0$)	173
Abbildung 7.35: Erweitertes Zeitfenster der Temperaturverläufe in °C am Platinenlängsrand oben, ausgehend von der Schweißnaht ($y = 200$) in Richtung Platinenmitte ($y = 0$) bei der Variante »v0« in der Mitte der Platinenlängsrichtung ($x = 0$) sowie ausgewählte Positionen der Aluminiumplatten	175

Abbildung 7.36: Temperaturverteilung (in K) in der Platine L2000/B400/t2 nach dem Ende der Schweißung und beim Abkühlen für Simulationsvariante »v0«	176
Abbildung 7.37: Temperaturverteilung (in K) in den Aluminium-Fixierungsplatten zur Platine L2000/B400/t2 bei verschiedenen Positionen der Ersatzwärmequelle für Simulationsvariante »v0«	177
Abbildung 7.38: Gesamtansicht der Platine mit Temperaturprofil (°C) der Variante »v0.5« bei unterschiedlicher Skalierung der min./max.-Werte der Farbskala zur Veranschaulichung der kalten Bereiche	179
Abbildung 7.39: Gesamtansicht der Platine mit Temperaturprofil (°C) der Var. »v0.5-oA« bei unterschiedlicher Skalierung der min./max.-Werte der Farbskala zur Veranschaulichung der kalten Bereiche	179
Abbildung 7.40: Gesamtansicht der Platine mit Temperaturprofil (°C) der Var. »v0.5*« bei unterschiedlicher Skalierung der min./max.-Werte der Farbskala zur Veranschaulichung der kalten Bereiche	180
Abbildung 7.41: Schweißverzug der doppelagigen Platine L2000/B400/t2 nach dem Schweißen und Abkühlen für ausgewählte Simulationsvarianten, hier dargestellt in Form der z-Koordinate (in mm).....	182
Abbildung 7.42: Schweißeigenspannungen (in MPa) in Längsrichtung (x-Achse) bzw. Querrichtung (y-Achse) der doppelagigen Platine L2000/B400/t2 nach dem Schweißen und Abkühlen für ausgewählte Simulationsvarianten.....	183
Abbildung 7.43: Lage der Elemente zur Auswertung der Spannungen für Vernetzungskonfiguration 1d	184
Abbildung 7.44: Verlauf der Membranspannungen in Längsrichtung während der Umformung am Viertel-Querschnittsprofil in Platinenmitte bei x = 0 mm für Netzkonfiguration 1d (Platine L2000/B400/t2) ohne (II. und III. Quadrant) und mit vorheriger Schweißsimulation »v0« (I. und IV. Quadrant) ..	184
Abbildung 7.45: Verlauf der Membranspannungen in Längsrichtung während der Umformung am Viertel-Querschnittsprofil in	

	Platinenmitte bei $x = 0$ mm für Netzkonfiguration 1d (Platine L2000/B400/t2) ohne (II. und III. Quadrant) und mit vorheriger Schweißsimulation (I. und IV. Quadrant) mit Aluminiumfixierungsplatten; (b) ohne Aluminiumfixierungsplatten	(a) 185
Abbildung 7.46:	Umformvorgang der Platine (L2000/B400/t2) in Vernetzungskonfiguration 1d mit Darstellung der wahren Membranspannungen (MPa) in Platinenlängsrichtung: (a) ohne vorherige Schweißsimulation; (b) für die »geschweißte« Platine mit Simulationsvariante »v0.5«	187
Abbildung 7.47:	Auftreten von Querfalten im frühen Stadium der Umformung der Platine (L2000/B400/t2) in Vernetzungskonfiguration 1d mit Darstellung der wahren Membranspannungen σ_1 (MPa) in Platinenlängsrichtung: (a) »v0.5-oA« (mit Querfalten); (b) »v0.5« (ohne Querfalten)	189
Abbildung 8.1:	Pendelstützen: (a) Voliere im »Luisenpark Mannheim«; (b) Fußgängerbrücke am Stadthafen Sassnitz; (c) Fußgängerbrücke Schenkendorfstraße München; (d) Voliere »Wilhelma Stuttgart«	191
Abbildung 8.2:	Konstruktionsweisen von Stützen mit einem sich von der Mitte nach den beiden Enden verjüngenden Querschnitt: (a) sprunghafte Verjüngung des Stützenquerschnitts; (b) konstantes Rohr mit lokaler Verjüngung an den beiden Enden; (c) lineare Verjüngung des Stützenquerschnitts; (d) multi-lineare Verjüngung des Stützenquerschnitts; (e) doppelgekrümmte Form mit nichtlinearer Verjüngung des Stützenquerschnitts	192
Abbildung 8.3:	Beispiele von stabförmigen Bauteilen mit einem sich zu den beiden Enden hin verjüngenden Querschnitt: (a) sprunghafte Verjüngung im mittleren Bereich durch eine Rohr-in-Rohr-Verbindung und zusätzlicher lokaler Verjüngung am Stützenende durch Auflösung des Rohrs in ebene Blechbauteile, »Rosa Parks Transit Center«, Detroit; (b) Pylon bestehend aus Kreisrohr mit Verjüngung an beiden Enden, »Olympiapark München«; (c) lineare Verjüngung des Stützenquerschnitts bei einer Schirmstütze nach dem »Volkswagen Architektur«-Konzept, »Graf Hardenberg	

	Volkswagen Zentrum Karlsruhe«; (d) nicht-lineare Verjüngung bei den Stützen des Dachtragwerks »Terminal Flughafen Hamburg«	193
Abbildung 8.4:	»Helix-Fußgängerbrücke« in Singapur {Bildquelle: Dietmar Rabich (https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Singapore_(SG),_Helix_Bridge_--_2019_--_4466.jpg), Bildmarkierung durch Verf., https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/legalcode }	195
Abbildung 8.5:	Pendelstützen beim Entwurf des Dachtragwerk des »Olympiastadion München« im Jahr 1968 von »Frei Otto« {Bildquelle: saai Südwestdeutsches Archiv für Architektur und Ingenieurbau, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Bildzuschnitt und Bildmarkierungen durch Verf.}	197
Abbildung 8.6:	Reale Ausführung der »Luftstützen« im Dachtragwerk des »Olympiastadion München« als konstantes Kreishohlprofilrohr	197
Abbildung 8.7:	»Aqualagon« im »Villages Nature® Paris« von »Jacques Ferrier« als Beispiel für Stützen mit nichtlinearer Verjüngung des Stützenquerschnitts in UHFB-Bauweise	198
Abbildung 8.8:	Konstruktiver Aufbau der »Hybridstütze Perfecto« {Bildquelle: [145], Bildzuschnitt durch Verf.}	200
Abbildung 8.9:	6 m-Demonstrator der »Hybridstütze Perfecto« [15] im »Alten Bauingenieurgebäude am KIT«	201
Abbildung 8.10:	Flyer »Hybridstütze Perfecto« der Messe »The BIG 5« in Dubai 2019 {Quelle: »KIT-VAKA«, Visualisierung: »Ioan Donca, »KIT-VAKA«}	202

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1:	Vergleich von »Die-Less-Hydroforming« und klassischer Hydroumformung mit Formwerkzeug 11
Tabelle 4.1:	Ausgewählte Hauptlegierungselemente (Schmelzanalyse) austenitischer korrosionsbeständiger Stähle nach Tabelle 3 in DIN EN 10088-4 [62] {Darstellung in Anlehnung an Tabelle 3 in [65]}..... 60
Tabelle 4.2:	Anhaltswerte für ausgewählte physikalische und mechanische Eigenschaften von austenitischen korrosionsbeständigen Stählen sowie eines unlegierten ferritischen Baustahls bei Raumtemperatur auf Basis von Regelwerken {Darstellung in Anlehnung an Tabelle 5 in [65]} 65
Tabelle 5.1:	Kennwerte des Platinen-Werkstoffes 1.4301/1.4307 (2B, t = 2 mm) ermittelt durch Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 [80] und Vergleich mit Normwerten nach DIN EN 10088-1 [64] und DIN EN 10088-2 [62] 85
Tabelle 5.2:	Kennwerte des Platinen-Werkstoffes 1.4301/1.4307 (2B, t = 2 mm) ermittelt durch Zugversuche in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 [80] mit DIC-Messung und Vergleich mit Normwerten 96
Tabelle 5.3:	Anisotropie-Kennwerte des Platinen-Werkstoffes 1.4301/1.4307 (2B, t = 2 mm) ermittelt durch Zugversuche unter Einsatz von DIC-Messtechnik {Messdaten: »KIT-VAKA«} 99
Tabelle 6.1:	Vergleich von expliziter und impliziter Umformsimulation für das »Die-Less-Hydroforming« 103
Tabelle 7.1:	Massenskalisierung bei einer doppelagigen Platine L2000/B400/t2 mit Eigenmasse von ca. 25 kg in Abhängigkeit der Vernetzungskonfiguration und der Berechnungszeitschrittweite 131
Tabelle 7.2:	Spitztemperatur in °C in der Schweißnahtzone in Abhängigkeit vom Abstand der Ersatzwärmequelle von der

	Randknotenreihe (zur Halbzeit der Schweißung von SN1, d. h. $t = 240 \text{ s}$)	165
Tabelle 7.3:	Vergleich der Knoten-Temperaturen in °C für Variante »v0.5« und »v0.5#« bei Halbzeit der Schweißung von SN1, d. h. in der Mitte der Platinenlängsrichtung, Position $x = 0$	172

Abkürzungsverzeichnis

$A_{80/50}$	Bruchdehnung bei einer Anfangsmesslänge von $L_0 = 80$ mm bzw. 50 mm [%]
$A_{\text{Bruch-1}}$	technischen Längsdehnung im letzten vorhandenen DIC-Auswertebild vor dem Bruch [%]
A_g	Gleichmaßdehnung [%]
A_{gt}	Gleichmaßdehnung, ohne Abzug der elastischen Dehnungsanteile [%]
$a_{r/f}, b, c$	Halbmesser der doppelt-ellipsoiden Ersatzwärmequelle [mm]
B_c	aktuelle Breite der Flachzugprobe bei DIC-Messung [mm]
B_1, B_2	DIC-Messmarken zur Messung der Probenbreite [mm]
$B_{1/2,ini}$	Ersatzprobenbreite am Beginn beim Zugversuch mit DIC-Messung [mm]
b_0	Ausgangsbreite der Flachzugprobe [mm]
c	spezifische Wärmekapazität [J/(kg·K)]
d_{ideal}	idealer Durchmesser des röhrenartigen »Die-Less-Hydroforming«-Objekts bei Erreichen der zylindrischen Form [mm]
d_{mid}	der in y - Richtung mittige Abstand zwischen der unteren und der oberen Schalenmittelflächen der »Die-Less-Hydroforming«-Platine [mm]
d_{weld}	Abstand zwischen den beiden Schweißnähten am Platinenlängsrand [mm]
E	Elastizitätsmodul [MPa]
F	axiale Prüfkraft im Zugversuch [kN]
F_{max}	Maximum der Prüfkraft im Zugversuch [kN]
$F(t)$	Funktion des Masseninput Wirkmedium pro Zeiteinheit [ton/s]
F_u	Prüfkraft bei Bruch im Zugversuch [kN]

f_r, f_f	rückseitiger bzw. frontseitiger Gewichtungsfaktor der Ersatzwärmequelle [-]
f_y	Streckgrenze bzw. Dehngrenze [MPa]
g	Abstand Schalenmittelflächen der doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine [mm]
H	Verfestigungsmodul bilineare, elastisch-plastisches Werkstoffmodell [MPa]
I	Schweißstromstärke [A]
K	Kompressionsmodul des Wirkmediums [N/mm ²]
k	optionaler Kalibrierfaktor der Ersatzwärmequelle [-]
k_f	Fließspannung $\triangleq \sigma_{\text{true}}$ bei Betrachtung des plastischen Bereiches [MPa]
L, B, t	Länge, Breite und Blechdicke der »Die-Less-Hydroforming«-Platine [mm]
L_0	Anfangsmesslänge der Dehnungsmessung beim Zugversuch [mm]
P_c	(Minimal-)Dicke im Zentrum der Einschnürung der Flachzugprobe bei DIC-Messung [mm]
P_{r1}, P_{r2}	Dicke nahe am Rand der Flachzugprobe bei DIC-Messung [mm]
P_{50}, P_{80}	Dicke am Maßendpunkt der Anfangsmesslänge bei DIC-Messung der Flachzugprobe [mm]
p_i	Innendruck bei der Umformung [MPa oder Bar]
Q	Wärmeeinbringung beim Schweißen (oder auch Streckenenergie E) [J/mm]
Q^*	eingebrachten Schweißleistung oder Wärmeleistung [W]
q_r, q_f	rückseitige bzw. frontseitige Wärmequellendichte (oder auch Wärmeleistungsdichte) der Ersatzwärmequelle [W/mm ³]
R	Einschnürradius bei einer Flachzugprobe [mm]
R_{eH}	obere Streckgrenze [MPa]
R_m	Zugfestigkeit [MPa]

$R_{p0,2}$	0,2 %-Dehngrenze [MPa]
R_{pT}	beim Zugversuch durch Temperaturmessung an der Zugprobe ermittelte Fließgrenze [MPa]
r_{20-30}	senkrechte Anisotropie im Auswertebereich von 20 % bis 30 % der wahren technischen Längendehnung [-]
r_{90°	senkrechte Anisotropie (oder »Lankford«-Parameter R), bezogen auf die Walzrichtung, z. B. 90° [-]
S_{cur}	aktuelle Probenquerschnittsfläche im Zugversuch [mm ²]
S_{DIC}	aktuelle Probenquerschnittsfläche im Zugversuch mit DIC-Messung [mm ²]
S_u	Bruchfläche im Bereich der Einschnürung [mm ²]
S_0	Anfangsquerschnittsfläche der Zugprobe [mm ²]
s	Schweißnahtdicke einer Stirnnaht [mm]
T	Temperatur beim Schweißen [°C oder K]
t	Simulationszeit [s oder sec]
t_{krit}	kritische Blechdicke einer »Die-Less-Hydroforming«-Platine, unterhalb derer ein Beulmuster während der Umformung auftritt [mm]
U^*	Umfang des zylindrischen »Die-Less-Hydroforming«-Objekts [mm]
U	Lichtbogenspannung [V]
u, v, w	Kartesisches Koordinatensystem der Ersatzwärmequelle
$V_0(t)$	Eintrag Volumen druckloses Wirkmedium in das KV bei der expliziten Umformsimulation mit Airbag-Lastmodell [mm ³]
$V(t)$	Druckbeaufschlagtes Volumen im KV bei der expliziten Umformsimulation mit Airbag-Lastmodell [mm ³]
v	Schweißgeschwindigkeit [mm/s]
x, y, z	Kartesisches Koordinatensystem der »Die-Less-Hydroforming«-Platine

Z	Brucheinschnürung [%]
α	Wärmeausdehnungskoeffizient [10 ⁻⁶ /K]
β	Parameter zur Steuerung der Verfestigung [-]
ΔB_{rel}	relative Breitenänderung der Flachzugprobe auf Basis der DIC-Messung [-]
ΔL	Verlängerung der Zugprobe [mm]
Δr	ebene Anisotropie [-]
Δr_{20-30}	ebene Anisotropie im Auswertebereich von 20 % bis 30 % der technischen plastischen (Längen-)Dehnung [-]
ΔT	Temperaturbereich beim Schweißen [°C oder K]
Δt	Berechnungszeitschrittweite in der FEM-Simulation [s oder sec]
Δt_{krit}	kritische Berechnungszeitschrittweite gemäß der »Courant-Friedrich-Lewy«-Bedingung in der expliziten Umformsimulation [s oder sec]
$\varepsilon_{\text{elast}}$	elastische (technische) Dehnung im Zugversuch [%] bzw. [-]
ε_{ges}	gesamte (technische) Dehnung im Zugversuch $\triangleq \varepsilon_{\text{tech}}$ [%] bzw. [-]
ε_{p_a}	wahre plastische Dickendehnung der Flachzugprobe [%] bzw. [-]
ε_{p_b}	wahre plastische Breitendehnung der Flachzugprobe [%] bzw. [-]
ε_{p_l}	wahre plastische Längendehnung der Flachzugprobe $\triangleq \varepsilon_{\text{true,plast}}$ [%] bzw. [-]
$\varepsilon_{\text{plast}}$	plastische (technische) Dehnung im Zugversuch $\triangleq \varepsilon_{\text{tech,plast}}$ [%] bzw. [-]
$\varepsilon_{\text{tech}}$	technische Dehnung der Zugprobe [%] bzw. [-]
$\varepsilon_{\text{true}}$	wahre Dehnung der Zugprobe [%] bzw. [-]
$\varepsilon_{\text{tech,plast}}$	technische plastische Dehnung der Zugprobe [%] bzw. [-]

$\varepsilon_{\text{true,plast}}$	wahre plastische Dehnung der Zugprobe \triangleq Umformgrad φ [%] bzw. [-]
η	(allgemein) Wirkungsgrad beim Schweißen [-]
η_{th}	thermischer Wirkungsgrad [-]
η_{eff}	effektiver Wirkungsgrad [-]
η_{LB}	effektiver Wirkungsgrad [-]
λ	Wärmeleitfähigkeit [W/(m·K)]
λ_i	i. Eigenwert [-]
ρ	Dichte [kg/dm ³]
ρ_w	Dichte Wirkmedium [ton/mm ³]
σ_l	Membranspannung in Längsrichtung des rohrförmigen »Die-Less-Hydroforming«-Objekts [MPa]
$\sigma_{l,\text{max}}$	maximale wahre Längsspannung im Zugversuch nach »Vogl« [MPa]
σ_p	Proportionalitätsgrenze im Zugversuch [MPa]
σ_{tech}	technische Spannung im Zugversuch [MPa]
σ_{true}	wahre Spannung im Zugversuch [MPa]
σ_u	Membranspannung in Umfangsrichtung des rohrförmigen »Die-Less-Hydroforming«-Objekts [MPa]
ν	Querdehnungszahl [-]

Sonstige Abkürzungen:

DIC	Bildkorrelationsverfahren (engl.: »Digital Image Correlation«)
GMNIA	Stabilitätsanalyse unter Berücksichtigung von geometrischen und materiellen Nichtlinearitäten sowie Imperfektionen
KIT-VAKA	»Karlsruher Institut für Technologie« und zugehörig die »Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine« mit dem Institut »KIT Stahl- und Leichtbau«
KV	Kontrollvolumen = aktueller Druckraum, in welchem der Innendruck bei der Umformsimulation wirkt
LBA	Lineare Verzweigungslast-Analyse (engl.: Linear Bifurcation Analysis)
SN1/2	Schweißnaht Nr. 1 bzw. 2 der doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine
TSLE	Ersatzwärmequelle mit konstanter Wärmequellichte nach »Loose«
UP	Unterpulverschweißen
WIG-142	Wolfram Inertgas Schweißen (hier in Variante 142, d. h. ohne Schweißzusatzwerkstoff)
WEZ	Wärmeeinflusszone beim Schweißen

Vorwort

Diese Arbeit entstand während und im Nachgang meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am »KIT Stahl- und Leichtbau der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine«. Mein besonderer Dank gilt meinem Erstbetreuer Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer für die Vergabe dieses spannenden, vielseitigen und mitunter etwas außergewöhnlichen Themas sowie für seine wertvollen Anregungen und seine Unterstützung während der gesamten Zeit der Bearbeitung. Sein enormes Interesse für diese Technologie sowie seine Innovationsfähigkeit haben auch maßgebend zur Realisierung meiner Arbeit beigetragen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Sven Klinkel danke ich sehr herzlich für die Übernahme der Funktion des Zweitgutachters, sein Interesse an meiner Arbeit und die Einladung zum Doktorandenseminar nach Aachen. Ein großes Dankeschön gilt den weiteren Mitgliedern der Promotionskommission Prof. Dr.-Ing. Philipp Dietsch, Prof. Dr.-Ing. Steffen Freitag und Prof. Dr.-Ing. i.R. Karl Schweizerhof, für die Bereitschaft zur Übernahme dieses Amtes und ihr Interesse an meiner Arbeit.

Bei allen meinen inzwischen ehemaligen Kollegen/innen der Institute Stahlbau und Holzbau möchte ich mich für die jahrelange angenehme Zeit des Zusammenseins, viele fachliche Diskussionen, private Gespräche und viele gemeinsame Aktivitäten bedanken. Ein besonderes Dankeschön gilt an dieser Stelle allen Labormitarbeitern für deren Hilfe und Ratschläge zur Werkstoffprüfung. Ein großes Dankeschön gilt IT-Systemadministrator Michael Korsakov, der mir während meiner Zeit als externer Doktorand stets zeitnah bei Störungen meiner Remote-Verbindung von meinem Heim-Arbeitsplatz in der Pfalz zu meinem Doktoranden-Computer im Keller an der Versuchsanstalt geholfen hat.

Besonderer Dank gilt auch allen studentischen Hilfskräften, welche die Forschungstätigkeit unterstützt haben. Gerne erinnere ich mich auch an den legendären Bauwettbewerb zum Thema Aufblasen, welcher ohne die vielen Hiwis nicht umsetzbar gewesen wäre.

Ein herzliches Dankeschön geht an Dipl.-Ing. Gerhard Steidl, der, mit über 80 Jahren noch wöchentlich am Institut ist, und viele Anregungen hinsichtlich der Schweißtechnik sowie die initiale Idee für den Benchmarktest einbrachte und den Kontakt zu Schweißpraktikern an den Berufsschulen herstellte. In diesem Zusammenhang danke ich Horst Blank (BSB Beruflichen Schulen Bretten) und Dipl.-Ing. Ulrich Kugelman (Balthasar-Neumann-Schule 1 Bruchsal), die durch ihre (schweiß-)technische Expertise die Fertigung einiger »Die-Less-Hydroforming«-Objekte von »KIT-VAKA« unterstützt haben.

Im Rahmen der Forschungsaktivitäten am »KIT« zum »Die-Less-Hydroforming« konnte ich beim ZIM-FuE-Kooperationsprojekt mitarbeiten, dessen produktentwicklungsorientierte Arbeitsweise mein eigens Forschen ebenfalls begünstigt hat. Vielen Dank an dieser Stelle an den ZIM-Kooperationspartner »Seyfried Metallbau GmbH« (Hermann und Benjamin Seyfried) für die konstruktive Zusammenarbeit und dem »Bundesministerium für Wirtschaft und Energie« für die finanzielle Förderung, wodurch es am Ende gelungen ist, zwei Patentanmeldungen zu generieren und das bis zum serienreifen Prototyp entwickelte Bauprodukt auf renommierten Fachmessen in München und Dubai zu präsentieren.

Ich danke allen Studierenden, welche ich zusammen mit Professor Ummerhofer bei der Betreuung von zahlreichen Abschlussarbeiten für das Thema »Die-Less-Hydroforming« begeistern konnte, und deren Wirken sowie die gemeinsamen Diskussionsrunden mir auch beim Erstellen meiner eigenen Arbeit sehr geholfen haben.

Herzlichen Dank auch an alle Zuhörer, die bei meinen Präsentationen des Themas auf Fachtagungen im Auditorium oder im Nachgang wertvolles Feedback gegeben haben. Die frühzeitige Vorpublikation von (Teil-)Inhalten und Ideen zu meiner Arbeit im Rahmen von Fachkonferenzen und Veröffentlichungen war deshalb sehr wertvoll für mich und zeigte mir, dass Promovieren nicht jahrelang hinter verschlossenen Türen ablaufen muss.

Ohne kommerzielle Software wäre diese anwendungsorientierte und Simulationsbasierte Arbeit nicht möglich gewesen. Herzlichen Dank an Dr. Ing. Tobias Loose und Dipl.-Ing. Jens Rohbrecht, den beiden damaligen Geschäftsführern der »DynaWeld GmbH & CO. KG«, für die Möglichkeit zur kostenfreien Nutzung der Software »DynaWeld« im Jahr 2016, 2017 und 2018, den fachlichen Support inklusive der Verpflegung durch BBQ beim Orts-termin. Vielen Dank auch an alle Mitarbeiter der »DYNAmore GmbH Stuttgart« für die Hilfe bei Fragen zu »LS-DYNA«.

Herzlichen Dank an alle weiteren, nicht namentlich genannten vielen lieben Menschen, die mich durch Hinweise oder Anregungen in irgendeiner Weise beim Anfertigen meiner Arbeit vorangebracht haben.

Last but not least, geht an dieser Stelle der Dank an oberster Stelle an meine Familie für ihr Verständnis und ihren Beistand während der Entstehungsphase dieser Arbeit.

Diese Arbeit widme ich meinem Papa, der leider im Jahr 1991 viel zu früh verstorben ist.

Kandel, im Mai 2025

Andreas Metzger

1 Einleitung

1.1 Ausgangssituation und Motivation

Während im Bauwesen große **Verformungen** der Bauteile meist eher unerwünscht sind, werden, in der dem Maschinenbau zugeordneten **Umformtechnik**, bei der Fertigung von Bauteilen durch plastische Formgebung große Deformationen geplant eingesetzt. Dementsprechend wird bei der industriellen Blechumformung ebenes dünnes Metallblech (= Halbzeug) durch unterschiedlichste Verfahren in räumliche dünnwandige Bauteile transformiert, um funktionale Gegenstände, wie z. B. eine Badewanne, herzustellen. So wird u. a. wie in Abbildung 1.1 beim sogenannten »Tiefziehen« der ebene Blechzuschnitt, welcher in der Umformtechnik als Platine bezeichnet wird, mit einer Presse durch eine translatorische Bewegung eines Stempels in ein Formwerkzeug (= Matrize) gepresst. Während des Umformvorgangs wird die Platine meist an ihrem äußeren Rand durch einen sogenannten Niederhalter fixiert.



(a)



(b)

Abbildung 1.1: Konventionelle industrielle Blechumformung: (a) Historische Tiefzieh-Pressen (ehemals Firma »Kaldewei«) mit Stempel, Matrize und Niederhalter zur Herstellung einer Badewanne {Bildquelle: Stahlkocher ([http://commons.wikimedia.org/wiki/File:Tiefziehpresse_\(Kaldewei\).jpg](http://commons.wikimedia.org/wiki/File:Tiefziehpresse_(Kaldewei).jpg)), „Tiefziehpresse (Kaldewei)“, <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0/legalcode>}; (b) Tiefziehen einer Badewanne bei »Kaldewei« {Bildquelle: ©KALDEWEI/Evelyn Dragan; <https://www.kaldewei.de/presse/mitteilungen/detail/news/die-geburt-einer-badewanne>}

Solche Umformverfahren können auch durch Verwendung von unter Druck stehenden Fluiden durchgeführt werden. Man spricht dann allgemein von wirkmedienbasierter Umformung oder Hydroumformung. Beispielhaft wird gemäß Abbildung 1.2 bei der Hochdruckblechumformung (HBU) der Stempel durch ein unter Druck stehendes Flüssigkeitspolster ersetzt. Das Flüssigkeitspolster presst die Platine in die Matrize. Die durch diesen Umformdruck entstehenden Kraft muss nach dem Prinzip Actio = Reactio von der Presse

aufgenommen werden. Tiefziehen mit Stempel oder Wirkmedium kommt u. a. auch bei der Fertigung von Strukturen im Automobil-, Flugzeug- sowie Leichtbau zum Einsatz. [1]

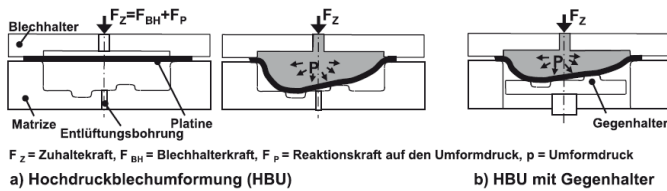


Abbildung 1.2: Hochdruckblechumformung (HBU) als Beispiel für wirkmedienbasierte Umformung bzw. Hydroumformung (Bildquelle: Abb. 4.81 in [1])

Ein eher unkonventionelles Blechumformverfahren stellt der in Abbildung 1.3 dargestellte und nachfolgend beschriebene Umformprozess dar: Im ersten Hauptprozessschritt werden zwei ebene Platinen aus dünnem Blech deckungsgleich aufeinandergelegt und an ihrem gemeinsamen Rand umlaufend mittels einer Dichtnaht durch Schweißen gefügt. Die hierdurch entstandene doppellagige (aber noch ebene) Platine wird anschließend im zweiten Hauptprozessschritt durch Innendruckbeaufschlagung p_i über ein Ventil zum Hohlkörper umgeformt, wobei kein Formwerkzeug verwendet wird. Dieses Verfahren steht in der vorliegenden Arbeit im Fokus der Untersuchungen und wird als »Wirkmedienbasierte Umformung ohne Formwerkzeug« bezeichnet. In dieser Arbeit wird hierfür die englische Übersetzung »Die-Less-Hydroforming«, welche im wissenschaftlichen Zusammenhang auch in [2] genutzt wird, als Oberbegriff und Kurzbezeichnung verwendet.

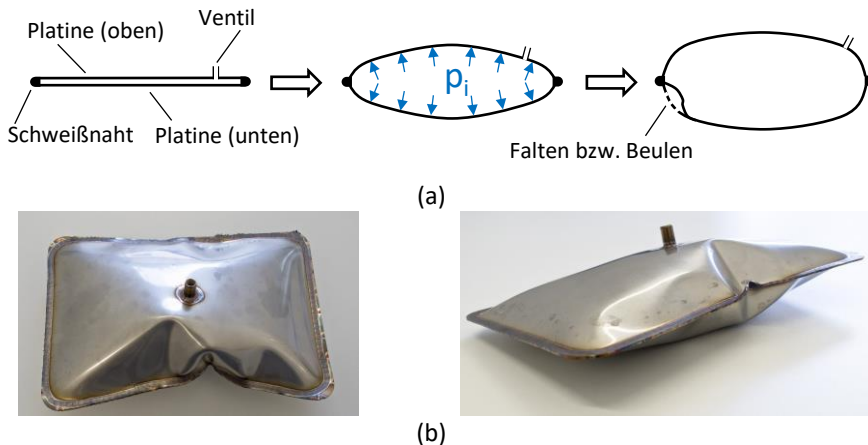


Abbildung 1.3: »Wirkmedienbasierte Umformung ohne Formwerkzeug« bzw. »Die-Less-Hydroforming«: (a) Grundlegendes Verfahrensprinzip; (b) Durch »Die-Less-Hydroforming« einer rechteckigen doppellagigen Platine hergestelltes kissenartiges Objekt mit den typischen Beulen und Falten

Populärwissenschaftlich beschrieben, kann das »Die-Less-Hydroforming« hinsichtlich Aufbau und Funktionsweise prinzipiell mit dem Aufblasen eines Folien-Luftballons verglichen werden, allerdings mit folgendem wesentlichem Unterschied: Der Folien-Luftballon mit seiner Hülle aus Aluminiumverbundfolie ist aus technischer Sicht ein pneumatisches Tragwerk, d. h. seine räumliche Form ist nur bei dauerhaftem Innendruck stabil, wohingegen beim »Die-Less-Hydroforming« die Hülle aus dünnem Blech besteht, so dass nach erfolgter Innendruckbeaufschlagung aufgrund plastischer Verformung die entstandene räumliche Struktur auch im drucklosen Zustand bestehen bleibt. Viele Künstler verwenden das Verfahren zur Erschaffung von Kunstwerken. Tatsächlich sind »Die-Less-Hydroforming«-Objekte in ihrer Optik verblüffend ähnlich der von Folien-Luftballons, was Abbildung 1.4 verdeutlicht. So werden vermutlich viele Passanten die Installation »inflated metal bees 'in flight'« des Studios »Full Blown Metals« [3], welches mit dem Künstler »Stephen Newby« [4] verknüpft ist, auf den ersten Blick oft als Folien-Luftballons wahrnehmen, und eher nicht als Hohlkörper, bestehend aus spiegelpoliertem Blech aus nichtrostendem Stahl, welches mit 24 Karat vergoldet ist.

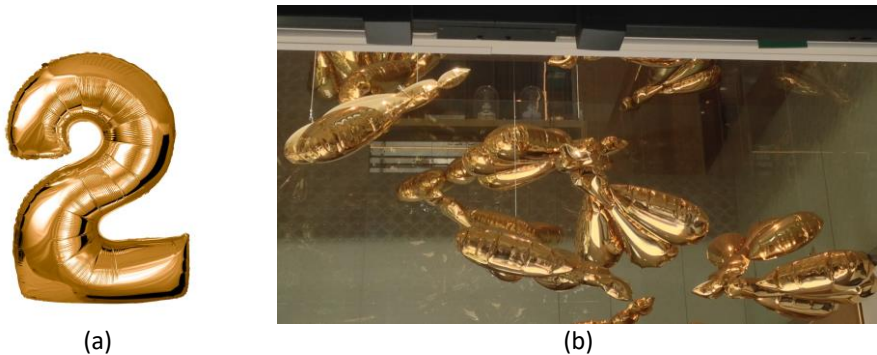


Abbildung 1.4: Vergleich Folien-Luftballon und »Die-Less-Hydroforming«-Objekt: (a) Konventioneller Folien-Luftballon aus Aluminiumverbundfolie; (b) Installation »inflated metal bees 'in flight'« an der Decke des Atriums der Boutique von »Maison Guerlain's« auf der Champs-Élysées in Paris von »Full Blown Metals« und »Stephen Newby« aus nichtrostendem Stahl mit 24Kt-Vergoldung

Diese Kunstinstallation zeigt, zum einen das künstlerische Potential dieses innovativen Umformverfahrens hinsichtlich der Formenvielfalt, verbunden mit der möglichen Oberflächenmaterialität, zum anderen aber auch das oft beim »Die-Less-Hydroforming« während des Umformvorgangs typische Auftreten eines charakteristischen Beulmusters bzw. Faltenwurfs. Dieser Versagensmechanismus wurde zusammen mit dem grundlegenden Verfahrensprinzip des »Die-Less-Hydroforming« bereits im Jahr 1928 (vermutlich) erstmalig im wissenschaftlichen Diskurs von »Geckeler« in [5] beschrieben. Weitere wissenschaftliche Untersuchungen zum »Die-Less-Hydroforming« wurden u. a. in den 1960er

Jahren von »Rawlings« [6], in den 1980er Jahren von »Greiner« [7] und im Rahmen von zwei »FOSTA-Forschungsprojekten« [8] bzw. [9] durchgeführt.

Insbesondere in den letzten 15 Jahren bis heute ist eine stark wachsende Anwenderzahl in verschiedenen Bereichen (u. a. Kunst, Design, Technik) zu verzeichnen und das »Die-Less-Hydroforming« ist vermutlich damit eine der aktuell am stärksten sich (weiter-) entwickelnde Hydroumformung-Technologien. Als populäres Beispiel seien die bereits kommerziell erhältlichen Möbel und Designobjekte von »Oskar Zieta« [10], wie z. B. der Hocker »PLOPP« in Abbildung 1.5, sowie in diesem Zusammenhang, seine Forschungsarbeit [11] an der »ETH Zürich«, genannt.



Abbildung 1.5: Hocker »PLOPP« von »Zieta« als Beispiel für ein »Die-Less-Hydroforming«-Möbelstück

Das beim »Die-Less-Hydroforming« benötigte und im Vergleich zur konventionellen industriellen Hydroumformung eher einfache Equipment, macht dieses innovative Umformverfahren für viele Anwendungen sehr interessant. Im einfachsten Falle genügen per Bleischere zugeschnittene Platinen, ein Schweißgerät und eine Handpumpe oder ein Hochdruckreiniger zur Durchführung des »Die-Less-Hydroforming«. Dadurch wird es auch im Bereich von Hobbyanwendungen eingesetzt, siehe Abbildung 1.6, wozu vorwiegend im Internet viele Beiträge zu »Die-Less-Hydroforming«-Objekten existieren. Hier sei die Individualfertigung von rohrförmigen Bestandteilen von Auspuffanlagen für Motorräder durch »Die-Less-Hydroforming« als technisch innovative, aufgrund mehrerer Internetpublikationen, schon etablierte Anwendung genannt. Ein aus rohrförmigen sowie kissenartigen »Die-Less-Hydroforming«-Objekten bestehender Schutzanzug von »Colin Furze« [12] sei an dieser Stelle als etwas kurioses Beispiel angeführt.

Weiterhin eignet sich das »Die-Less-Hydroformings« speziell für Anwendungsgebiete, bei denen Einzelteile bzw. geringe Stückzahlen identischer Bauteile und/oder relativ große Objekte gefertigt werden sollen, wodurch das »Die-Less-Hydroforming« u. a. auch für das Bauwesen eine sehr interessante Fertigungstechnologie darstellt, was bereits von »Rawlings« in [6] erkannt wurde. Der Pavillon »Ninety Nine Failures«, ein Projekt von

»The University of Tokyo Digital Fabrication Lab« (siehe Abbildung 2.8), stellt ein beeindruckendes Beispiel für den Einsatz von »Die-Less-Hydroforming« zur Generierung einer Tragstruktur für das Bauwesen dar [13].



Abbildung 1.6: Anwendungsbeispiele für »Die-Less-Hydroforming« aus dem Hobbybereich: (a) Herstellung einer maßgefertigten Auspuffanlage {Bildquelle: Aufnahmen erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus: <https://youtu.be/ppXRMTer2NQ>, Videokanal von »PROTORS500KTM«}; (b) »Fire-work Safety Suite« von Colin Furze {Bildquelle: [12]}

Die Entwicklungstätigkeit von »Zieta« bzw. »Zieta Prozessdesign« fokussiert auch auf den Einsatz von »Die-Less-Hydroforming« im Bauwesen und es existieren bereits von ihnen entwickelte und gebaute architektonische (Trag-)Strukturen, die meist durch eine Assemblierung von einzelnen, durch »Die-Less-Hydroforming« hergestellten Objekten, gebildet werden. Exemplarisch ist in Abbildung 1.7 die aus mehreren bogenförmigen Elementen bestehende architektonische Skulptur »NAWA« beigefügt. Auch an dieser Skulptur kann das für das »Die-Less-Hydroforming« typische Beulmuster, welches sich ausgehend von der umlaufenden Dichtnaht manifestiert, beobachtet werden. Augenscheinlich ist, dass das Eintreten dieses Stabilitätsereignisses von der individuellen Plattenengeometrie, direkt verknüpft mit der vorhandenen Blechdicke, abhängig ist.



Abbildung 1.7: Architektonische Skulptur »NAWA« (von »Zieta« bzw. »Zieta Prozessdesign«) mit dem für das »Die-Less-Hydroforming« typischen Beulmuster als Beispiel für eine Architekturanwendung

Auch am Institut »KIT Stahl- und Leichtbau« der »Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine« des »Karlsruher Institut für Technologie« (kurz: »KIT-VAKA«) beinhaltet die Forschungsaktivität zum »Die-Less-Hydroforming« unter der Leitung von Professor »Thomas Ummenhofer« die Untersuchung der Anwendung dieses Verfahrens für das Bauwesen und die Entwicklung von Tragstrukturen. Letzteres ist in Form der »Hybridstütze Perfecto«, deren äußere Hülle durch »Die-Less-Hydroforming« von dünnen Blechen aus nichtrostendem Stahl hergestellt wird, siehe Abschnitt 3.5, gelungen. Ausgehend von der grundlegenden Idee von »Ummenhofer« und »Metzger« [14] wurde von 2015 bis 2017 im Rahmen eines ZIM-Kooperationsprojekts [15] [16] mit dem Projektpartner »Seyfried Metallbau GmbH« [17] dieses Produkt bis zum serienreifen Prototyp entwickelt. Ein 6 m-hohes Ausstellungsexponat der Stütze aus dem ZIM-Kooperationsprojekt von »KIT-VAKA« und »Seyfried Metallbau GmbH« konnte erstmalig im Januar 2019 auf der Messe »BAU« in München sowie im November 2019 auf der Messe »The BIG 5« in Dubai präsentiert werden.

Die durch »Die-Less-Hydroforming« hergestellte Außenhülle der »Hybridstütze Perfecto« ermöglicht eine Stütze mit einem sich von der Mitte zu den beiden Enden hin nichtlinear verjüngendem Querschnitt. Solch eine Form kann unter Aspekten der Einzelteilfertigung und der Größendimension der Stützen des Bauwesens so nicht (wirtschaftlich) durch andere konventionelle Fertigungsverfahren hergestellt werden. Bei dieser hochwertigen Tragstruktur ist das Auftreten des charakteristischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters, wie es z. B. bei der Struktur in Abbildung 1.7 vorhanden ist, aus technischer und ästhetischer Sicht nicht erwünscht. Wie Abbildung 1.8 zeigt, ist es durch Forschungstätigkeit am »KIT-VAKA« und im Rahmen von [15] gelungen, eine beulen- und faltenfreie Hülle zu entwickeln.

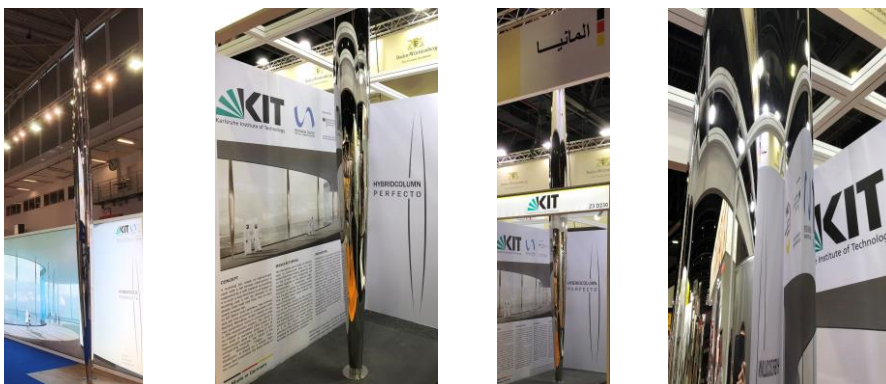


Abbildung 1.8: Demonstrator der »Hybridstütze Perfecto« aus [15] mit einer durch »Die-Less-Hydroforming« hergestellten beulen- und faltenfreien Außenhülle auf der Messe »BAU« in München bzw. auf der Messe »The BIG 5« in Dubai im Jahr 2019

1.2 Problemstellung und Zielsetzung dieser Arbeit

Das beim »Die-Less-Hydroforming« oft auftretende Beulmuster wird von Künstlern und Designern gerne als besondere Charakteristik bezüglich des Erscheinungsbildes und der Individualität der Objekte beschrieben. Bei der Herstellung von Strukturen mit einer technischen Nutzung stellt dieses Beulmuster eher eine unerwünschte Imperfektion für die nachfolgende Funktionalität, z. B. als tragende (Schalen-)Struktur, dar. Deswegen wäre an dieser Stelle eine Umformsimulation mit Prognose dieses speziellen Stabilitätsereignisses, auch unter dem Aspekt der Kosteneinsparung für experimentelle Untersuchungen, sehr wünschenswert. Erste Innendruck-Umformsimulationen für »Die-Less-Hydroforming« auf Basis der FEM werden bereits in [2] und in [11] vorgestellt und beschrieben.

Die vorliegende Arbeit geht hier einen Schritt weiter: Es wird eine Simulation entwickelt, welche zum einen den Umformvorgang inklusive des Beulmechanismus abbildet, und zum anderen auch den vorherigen Fertigungsschritt, das Schweißen der doppellagigen Platinen, in Form einer Schweißstruktursimulation, beinhaltet. Hierzu wird ein Prozesskettenmodell auf Basis der FEM-Software »LS-DYNA« sowie der Schweißsimulationssoftware »DynaWeld« entwickelt. Mit diesem FEM-Simulationsmodell können die beiden wesentlichen Fertigungsschritte des »Die-Less-Hydroformings«, d. h. Schweißen und Umformen, sowie deren Verknüpfung über die Prozesskette, abgebildet werden.

Wesentliches Ziel ist, mit diesem FEM-Modell (numerische) Untersuchungen zu diesen beiden Fertigungsschritten sowie der zugehörigen Prozesskette durchzuführen. Als konkretes Anwendungsbeispiel wird die Umformung von streifenförmigen doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen zu stabförmigen Hohlkörpern betrachtet. Dabei liegt ein besonderes Augenmerk auf der Detektion des charakteristischen Beulmusters beim »Die-Less-Hydroforming«. Weiterhin wird der Einfluss der Imperfektionen aus dem Schweißen (d. h. Schweißverzug und Schweißeigenspannungen) auf den nachfolgenden Umformprozess untersucht. Mit Hilfe dieses Simulationsmodells soll es im Idealfall möglich sein, vorab durch Simulationen, und optional unter Berücksichtigung der Schweißimperfektionen, die Eignung einer Platinengeometrie für das »Die-Less-Hydroforming« zu ermitteln, um so die Herstellung von Strukturen ohne Beulen- und Faltenbildung während der Umformung zuverlässig vorausszusagen zu können.

1.3 Aufbau der Arbeit

Obwohl um das »Die-Less-Hydroforming« aktuell ein regelrechter Hype entstanden ist, und, neben vielen Anwendungen in Kunst und (funktionalem) Design, auch bereits (zwar

oft noch prototypische) technische Anwendungen existieren, wird das Verfahren in den Lehrbüchern der Umformtechnik bisher nicht erwähnt. Die vorliegende Arbeit soll hierzu einen Beitrag leisten. Daher ist der Beginn der Arbeit der Darstellung, Zusammenfassung und Vertiefung des Wissens zum »Die-Less-Hydroforming« gewidmet. Da nur sehr wenige Forschungsarbeiten zum »Die-Less-Hydroforming« existieren, ein großer Anwenderkreis des Verfahrens jedoch u. a. in Kunst, Design sowie im Hobbybereich zu finden ist, werden (in Bezug wissenschaftlicher Methodik etwas untypisch) in dieser Arbeit auch etliche Erkenntnisse von Internetseiten oder von Videoplattformen dieser Anwender/innen entnommen bzw. abgeleitet.

Das Umformverfahren wird in **Kapitel 2** grundlegend beschrieben. Es wird eine Auswahl von »Die-Less-Hydroforming«-Objekten aus der Vergangenheit und Gegenwart vorgestellt. Anhand dieser Beispiele werden unterschiedliche Verfahrensvarianten klassifiziert. Weiterhin wird das Schweißen der Füge- und Dichtnaht der doppellagigen Platine und dessen Besonderheiten erläutert. Darauf aufbauend widmet sich der **Kapitel 3** den beim »Die-Less-Hydroforming« generell, und im Speziellen bei der Umformung von streifenförmigen doppellagigen Platinen, auftretenden Beul- bzw. Faltenerscheinungen.

In **Kapitel 4** wird zuerst der sehr oft beim »Die-Less-Hydroforming« eingesetzte und auch im Rahmen der Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit verwendete Platinenwerkstoff nichtrostender austenitischer Stahl 1.4301 allgemein sowie hinsichtlich seiner Eignung für das »Die-Less-Hydroforming« vorgestellt. Anschließend wird in **Kapitel 5** die Ableitung einer für eine realitätsnahe FEM-Umformsimulation geeigneten Werkstoffmodellierung auf Basis der Werkstoffprüfung erläutert. Die für die Schweißsimulation aus der Fachliteratur entnommenen Kennwerte und notwendige Annahmen werden erörtert.

Schließlich wird in **Kapitel 6** das FEM-Simulationsmodell mit den beiden Fertigungsschritten Schweißen und Umformen sowie deren Verknüpfung im Rahmen der Prozesskette vorgestellt. In **Kapitel 7** wird mit diesem Simulationsmodell eine umfangreiche numerische Studie anhand streifenförmiger Platinen zur Untersuchung verschiedener Aspekte, Parameter und Effekte des »Die-Less-Hydroforming« durchgeführt.

Etwas losgelöst von der FEM-Simulation als Kernthema der Arbeit, wird in **Kapitel 8** als Ausblick und Beispiel für eine technische Anwendung, der besondere Reiz von doppelkonischen Stützen aus Sicht der Architektur und des Bauingenieurwesens ausführlich erläutert, für deren Herstellung das »Die-Less-Hydroforming« besonders geeignet ist und dessen fertigungsspezifischen Vorteile hier ausgeschöpft werden können.

Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick in **Kapitel 9**.

2 Stand der Kenntnisse zum »Die-Less-Hydroforming«

2.1 Definition der Basiskonfiguration und Abgrenzung

Für den grundlegenden technischen Prozess und die verschiedenen Verfahrensvarianten der »Wirkmedienbasierten Umformung ohne Formwerkzeug« (engl. »Die-Less-Hydroforming«) existieren aufgrund der großen Anzahl von Anwendern weltweit viele weitere Bezeichnungen und Synonyme (z. B. »Inflating / Inflatable Metal«), welche teilweise als Eigennamen oder Markennamen von den jeweiligen Anwendern generiert wurden. Beispielsweise bezeichnet »Zieta« sein Verfahren als »Freie Innendruckumformung (FiDU bzw. FIDU)« [11] [10] und »Henri Iglésis« [18] nennt sein Verfahren »tôle soufflée«, d. h. auf Deutsch »(auf-)geblasenes Blech«. »Newby« [4] bzw. »Full Blown Metals« [3] besitzen mit »Blown Metal™« für das Verfahren eine eigene Marke. Aus technischer Sicht ist bei allen diesen Umformverfahren der wesentliche technische Prozess derselbe, d. h. das Umformen einer doppelagigen, an ihrem Rand fluidichtverschweißten Blechplatte durch Innendruck, mit der Besonderheit, dass kein Formwerkzeug verwendet wird.

Im Folgenden wird das »Die-Less-Hydroforming« definiert, gegenüber konventionellen Hydro-Umformverfahren abgegrenzt und es werden in Abschnitt 2.2 ausgehend von der nachfolgend beschriebenen Basiskonfiguration weitere Verfahrensvarianten klassifiziert.

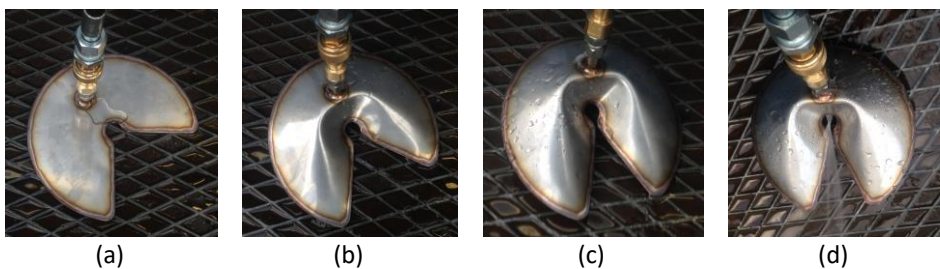


Abbildung 2.1: Ablauf der Umformung einer doppelagigen Platine beim »Die-Less-Hydroforming«

Beim »Die-Less-Hydroforming« werden in der einfachsten Basiskonfiguration (vgl. Abbildung 2.1) zwei identische ebene Blechplatten deckungsgleich aufeinandergelegt und anschließend an ihrem gemeinsamen äußeren Rand durch Schweißen umlaufend

verbunden. Es entsteht eine doppellagige, aber noch ebene »Die-Less-Hydroforming«-Platine, die einen Druckraum bildet, dessen Volumen (nahezu) Null beträgt. Dieser Druckraum wird anschließend über einen in der Regel auf der Platinenoberfläche angebrachten (oder ggf. auch in die Dichtnaht integrierten) ventilähnlichen Anschluss kontinuierlich mit einem Wirkmedium (z. B. Wasser oder Luft) gefüllt. Durch das anhaltende Füllen des Druckraums mit dem Wirkmedium setzt ein kontinuierlicher Umformprozess verbunden mit einem Ansteigen des Druckraumvolumens und des Innendrucks ein. Es erfolgt eine Transformation der ebenen »Die-Less-Hydroforming«-Platine in ein räumliches Objekt, welches auch nach Rücknahme der Innendruckbeaufschlagung durch plastische Verformung seine räumliche Form (abzüglich der elastischen Rückfederung) beibehält. Mit steigendem Innendruck kann die Umformung bis zum Bersten des Objektes fortgeführt werden, wobei das Versagen in den meisten Fällen durch Aufreißen der Dichtnaht eintritt. Bei hoher Ausführungsqualität und entsprechender Festigkeit der Schweißnaht ist prinzipiell auch ein Berstversagen im Platinenwerkstoff möglich.

Der notwendige Umforminnendruck beim »Die-Less-Hydroforming« liegt oft im Bereich von ca. 1 bis 250 bar, üblicherweise eher unterhalb 50 bar, und somit in einem wesentlich niedrigeren Druckbereich als bei konventioneller industrieller Hydroumformung mit Formwerkzeug (vgl. Tabelle 2.1). Die Steifigkeit, d. h. der vom Umforminnendruck zu überwindende Bauteilwiderstand, der doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine wird durch ihre Geometrie, ihre Blechdicke, ihren Werkstoff und ggf. zusätzliche Verbindungsstellen im innenliegenden Bereich der Platinenfläche (siehe »Pillow-Plates« in Abschnitt 2.2.1) bestimmt.

Bei vielen »Die-Less-Hydroforming«-Objekten kann das Auftreten eines typischen Beulmusters oder Faltenwurfs (siehe Beispiele in Abschnitt 1.1) beobachtet werden. Dieses Stabilitätsereignis wird in Kapitel 3 im Detail erläutert.

Für den Zuschnitt der Platinen werden in der Regel die heutzutage flächendeckend verfügbaren CNC-Schneidverfahren (wie z. B. Wasserstrahl-, Laserstrahl oder Plasmastrahlschneiden) mit hoher Schneidegenauigkeit verwendet, wodurch nahezu jede beliebige als CAD-Zeichnung vorliegende ebene Geometrie für den Platinenzuschnitt möglich ist. Ebenso ist ein manueller Zuschnitt der Platinen mit einer Blechschere möglich. In jedem Falle ist auf eine hohe Passgenauigkeit der einzelnen Platinen an Ihren Rändern zu achten, diese ist nach dem Aufeinanderlegen für das nachfolgende Schweißen (Details siehe Abschnitt 2.3.1) an der umlaufenden Dichtnaht essenziell.

Üblicherweise werden für das »Die-Less-Hydroforming« Stahlfeinbleche, Bleche aus nichtrostendem Stahl sowie Aluminiumbleche eingesetzt. Aber auch Dünnbleche aus

Buntmetallen wie Kupfer oder Messing sind möglich. Der Blechdickenbereich der Einzelplatte für das »Die-Less-Hydroforming« ist individuell abhängig vom Werkstoff und liegt üblicherweise im Bereich von 0,5 mm bis 4 mm.

Beim »Die-Less-Hydroforming« wird zur Druckbeaufschlagung von den meisten Anwendern als Wirkmedium das nahezu inkompressible Medium Wasser verwendet. Wasser als Newtonfluid ermöglicht die konstante Druckverteilung auf die Platinenfläche. Hierzu können Handpumpen, elektrische Pumpen oder auch pneumatisch-hydraulische Pumpen, wie sie allesamt in der Prüfung von Druckbehältern und Rohrleitungssystemen Verwendung finden, eingesetzt werden. Im einfachsten Fall kann auch der reine Leitungsdruck (in Deutschland gebietsabhängig, in der Regel zwischen 4 bis 5 bar) verwendet werden. Insbesondere bei Internetbeiträgen zum »Die-Less-Hydroforming« kommen oft auch modifizierte Hochdruckreiniger als Quelle für den Umformdruck zum Einsatz.

Mitunter existieren Beispiele, bei denen das »Die-Less-Hydroforming« mit Luft als Wirkmedium (z. B. mit einer Fahrradluftpumpe oder einem Druckluftkompressor) durchgeführt wird. Aufgrund der Kompressibilität von Luft und der damit verbundenen Gefahr (insbesondere beim Bersten) wird an dieser Stelle aus Sicherheitsgründen ausdrücklich von Luft als Wirkmedium für das »Die-Less-Hydroforming« abgeraten. In jedem Falle muss beim »Die-Less-Hydroforming« aufgrund der elastisch gespeicherten Energie immer (auch bei Verwendung von Flüssigkeiten als Wirkmedium) eine Gefahrenanalyse durchgeführt werden und geeignete Schutzmaßnahmen getroffen werden.

Tabelle 2.1: Vergleich von »Die-Less-Hydroforming« und klassischer Hydroumformung mit Formwerkzeug

Parameter	Hydroumformung <u>mit</u> Formwerkzeug	»Die-Less-Hydroforming«
Umformdruck	500 bis 15.000 bar	-1bar; +0 mbar bis 250 bar
Ausrüstung	umfangreich und komplex (Presse, Hydraulik, Formwerkzeug, etc.)	technisch einfach (Schweißgerät, Pumpe)
Maximal-Größe der Bauteile	begrenzt durch Größe der Presse und Schließkräfte (Praxis: Seitenwand PKW)	theoretisch „unbegrenzt“ (Praxis: Bauteile bis 20 m)
Wirtschaftlichkeit	Serienfertigung	Einzelstückfertigung
Fertigungsfrequenz	sehr hoch	niedrig bis mittel
Präzision	sehr hoch	»ausreichend« für viele Anwendungen

Zur Verdeutlichung der Stärken, aber auch der Grenzen des »Die-Less-Hydroforming« sowie Ableitung sinnvoller Anwendungen ist in Tabelle 2.1 für ausgewählte Parameter eine Gegenüberstellung zur klassischen Hydroumformung mit Formwerkzeug dargestellt. Für Anwendungen, bei welchen nur eine kleine Stückzahl identischer und gleichzeitig großformatige Bauteile benötigt werden, liegt die große Stärke des »Die-Less-Hydroforming« bezüglich technischer Machbarkeit und wirtschaftlicher Herstellung, was insbesondere für Anwendungen des Bauwesens zutrifft und bereits u. a. in [6] erkannt wurde. Das Umformen ohne äußeres Formwerkzeug ermöglicht einerseits wesentlich niedrigere Umformdrücke, andererseits resultiert zwangsläufig eine geringere Fertigungspräzision, welche aber für viele Anwendungen absolut »ausreichend« ist, wie die zahlreichen bereits vorhandenen Anwendungsbeispiele zeigen.

Abschließend wird dieser technischen Definition und Beschreibung des »Die-Less-Hydroforming« ein Auszug aus einer Rede¹ der Kunsthistorikerin »Christiane Hoffmann« [19] im Rahmen einer Ausstellung zu den Arbeiten des Künstlers »Franz Bahr« [20] aus dem Jahr 2007 beigefügt. Aus Sicht des Verfassers der vorliegenden Arbeit, wird in diesem Zitat, die Faszination des »Die-Less-Hydroforming« sowie dessen Potential, nicht nur wie hier bezogen auf die Kunstobjekte von »Bahr«, sondern auch übertragbar auf die vielfältigen anderen Anwendungsgebiete sehr zutreffend beschrieben.

„Von den Objekten geht eine **ungeheuer große ästhetische Faszination** aus. Das Metall glänzt und die gespannten Flächen spiegeln und leiten in deformierte, geknickte, gewölbte Flächen über. Das sonst so einförmig, im Alltag vorkommende Edelstahl in Form von Spülen, Waschtrommel oder Geschirrspülinnenleben wird zu einer Formen und Wirkungsvielfalt die man dem Metall nicht zugetraut hätte. [...] Man erkennt die äußere Form und Begrenzung, sieht die Binnengliederung und entdeckt Zonen, die den gewöhnlichen Charakter des Metalls aufheben. **Faszinierend ist aber auch der Entstehungsprozess**, der seine Nähe zur kinetischen Plastik und zur Performance nicht verleugnen kann. Das Metall wird zur Form geschnitten und verschweißt. Der erste Arbeitsschritt ist daher ein „metalltypischer“ da er mit Feuer und Wärme zu tun hat. [...] Nach dem Fertigstellen der Metallhüllen, wird die Luft eingefüllt. Der Prozess des Füllens verläuft langsam und gleichmäßig. Die so in Bewegung gesetzten Metallteile knacken und knirschen und bewegen sich langsam auseinander. Das Bewegen kann ruckartig erfolgen, kann die Seite wechseln, so dass **Knicke, Beulen und Huckel** entstehen. Auch bewegen sich die vorher schlaff am Boden liegenden Teile, richten sich auf, tanzen hin und her, und können Platzen“ [Herv. d. Verf.] (Hoffmann, [21]).

¹ Das wörtliche Zitat stammt aus der Rede »Pump it up – pneumatic goes kunst Franz Bahr in Action« von »Christiane Hoffmann« [18] aus dem Jahr 2007, der Text der Rede ist abrufbar unter [20].

2.2 Klassifizierung verschiedener Verfahrensvarianten

Ausgehend von der im vorherigen Abschnitt beschriebenen Basiskonfiguration des »Die-Less-Hydroforming« wurden durch die Nutzer und deren Anwendungen verschiedene Verfahrensvarianten entwickelt, welche nachfolgend klassifiziert werden. Eine Übersicht der wesentlichen Verfahrensvarianten ist in Abbildung 2.3 dargestellt. Ein eigenständiges Gebiet stellt das Innendruck-Umformen von druckdichten Hohlkörpern dar, welches in [22] als »Shell Hydroforming« und in dieser Arbeit als »3D-Die-Less-Hydroforming« bezeichnet wird (siehe Abbildung 2.2).

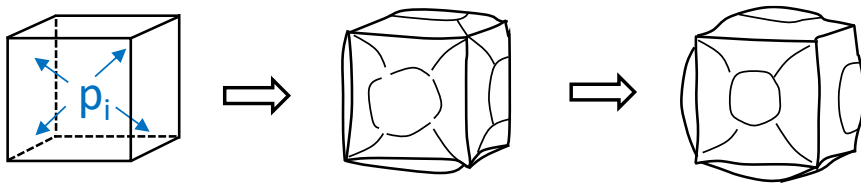
Die in Abbildung 2.3 (a) dargestellte Basiskonfiguration und alle Verfahrensvarianten, die auf dem Grundprinzip der Umformung einer ebenen doppel- oder mehrlagigen Platine durch Innendruck ohne Formwerkzeug basieren, werden in der vorliegenden Arbeit dem Oberbegriff »Die-Less-Hydroforming« zugeordnet. Bezugnehmend auf die 2-dimensionale Ausgangsgeometrie der Platine kann man auch von »2D-Die-Less-Hydroforming« sprechen, vereinfachend wird die Vorsilbe »2D« jedoch weggelassen. Dahingegen wird die Innendruck-Umformung eines Hohlkörpers (z. B. die Umformung eines Polyeders in eine kugelartige Form) bezugsnehmend auf den im Anfangszustand bereits 3-dimensionalen Körper in dieser Arbeit als »3D-Die-Less-Hydroforming« definiert.

Als technischer Kennwert für das »(2D-)Die-Less-Hydroforming« bzw. »3D-Die-Less-Hydroforming« kann das Druckraumvolumen vor Beginn des Umformvorgangs verwendet werden. Beim »(2D-)Die-Less-Hydroforming« ist es nahezu Null und nimmt mit dem Umformvorgang stark zu und es kommt zu einer sehr großen plastischen Formänderung. Im Gegensatz dazu ist beim »3D-Die-Less-Hydroforming« das Druckraumvolumen zu Beginn wesentlich größer als Null und seine anschließende relative Änderung eher gering und die damit verbundene plastische Formänderung ebenfalls eher verhältnismäßig klein.

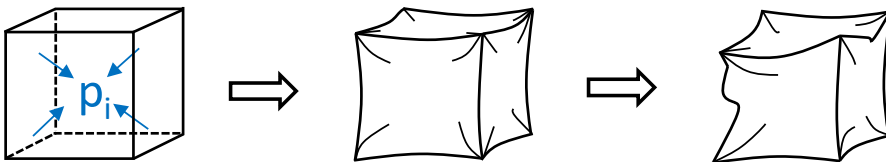
Eine Übersicht der wesentlichen Verfahrensvarianten des »Die-Less-Hydroforming« ausgehend von der in Abschnitt 2.1 definierten Basiskonfiguration ist in Abbildung 2.3 dargestellt. In Abschnitt 2.2.1 werden einfache Erweiterungen der Basiskonfiguration beschrieben. Die mit zusätzlichem technischem Aufwand verbundenen und daher aus Sicht des Verfassers eher eigenständigeren Verfahrensvarianten, das »Semi-Die-Less-Hydroforming« bzw. das »Hot-Die-Less-Hydroforming«, werden in Abschnitt 2.2.2 bzw. Abschnitt 2.2.3 vorgestellt. Das »3D-Die-Less-Hydroforming«, welches in der vorliegenden Arbeit nur am Rande betrachtet wird, wird in Abschnitt 2.2.4 erläutert.

Bei der Mehrzahl der aus der Praxis bekannten Beispiele und Anwendungen wird die Basiskonfiguration des »Die-Less-Hydroforming« oder eine der beiden in Abschnitt 2.2.1

beschriebenen einfachen Erweiterungen der Basiskonfiguration angewendet. Die Gründe hierfür sind leicht nachvollziehbar: Zum einen ist bei den anderen Verfahrensvarianten »Semi-Die-Less-Hydroforming« bzw. »Hot-Die-Less-Hydroforming« ein deutlich erhöhter technischer Aufwand gegenüber der Basiskonfiguration des »Die-Less-Hydroforming« erforderlich. Zum anderen ist der Fertigungsaufwand bei einer ebenen doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine, bei welcher die Platinen flach aufeinandergelegt und am äußeren Rand mit einer Dichtnaht verschweißt werden, wesentlich geringer als bei der Herstellung der Hohlkörper für das »3D-Die-Less-Hydroforming«, bei welchem die Bleche zuerst räumlich positioniert, in geeigneter Art fixiert und anschließend noch mit einer Dichtnaht verschweißt werden müssen.

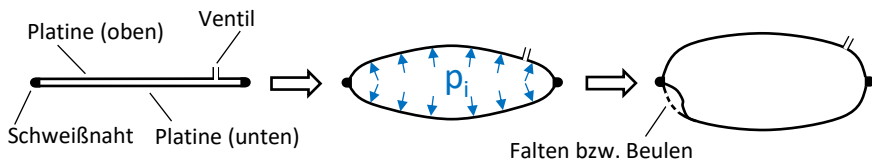


(a) »3D-Die-Less-Hydroforming« mit Überdruck

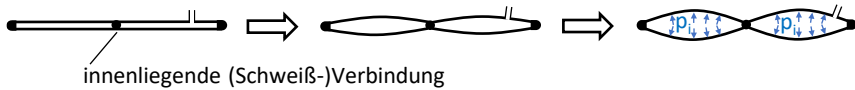


(b) »3D-Die-Less-Hydroforming« mit Unterdruck

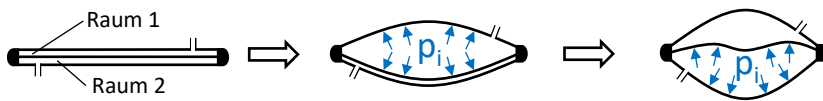
Abbildung 2.2: Schematische Darstellung des »3D-Die-Less-Hydroforming« bzw. »Shell-Hydroforming«



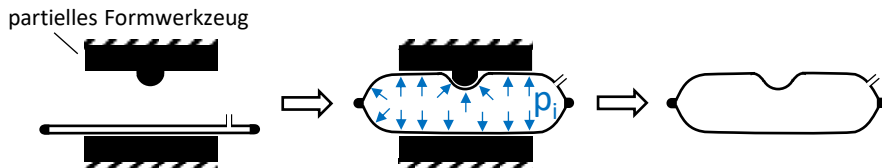
(a) »Die-Less-Hydroforming« (Basiskonfiguration)



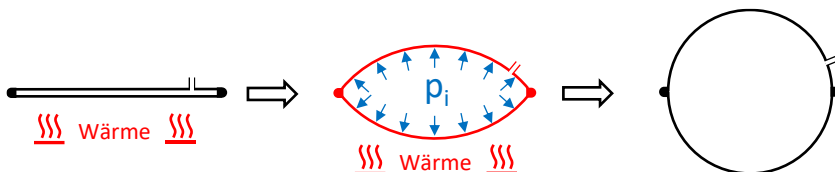
(b) »Die-Less-Hydroforming« (mit innenliegenden Verbindungsstellen)



(c) »Multilayer-Die-Less-Hydroforming«



(d) »Semi-Die-Less-Hydroforming«



(e) »Hot-Die-Less-Hydroforming«

Abbildung 2.3: Schematische Darstellung der Verfahrensvarianten des »(2D-)Die-Less-Hydroforming«

2.2.1 Einfache Erweiterungen der Basiskonfiguration

Bei der in Abschnitt 2.1 definierten Basiskonfiguration des »Die-Less-Hydroforming« wird per se vorausgesetzt, dass die beiden deckungsgleich übereinander liegenden Platinen lediglich an ihrem gemeinsamen äußeren Rand umlaufend miteinander verschweißt werden (vgl. Abbildung 2.1). Diese umlaufende Schweißnaht ist Verbindungsnaht und Dichtnaht in einer Funktion. Das Einfügen von zusätzlichen Verbindungsstellen im inneren Bereich der doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine entsprechend Abbildung 2.4, mit dem Ziel, die Formänderung während der Umformung zusätzlich zu beeinflussen, stellt augenscheinlich die erste einfache Erweiterung der Basiskonfiguration dar.

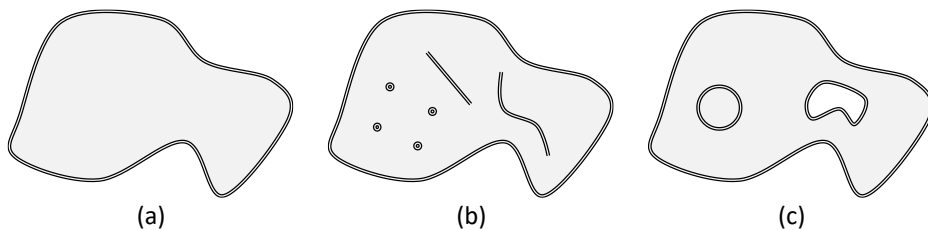


Abbildung 2.4: Verschiedene Arten der Fügeverbindungen bei »Die-Less-Hydroforming«-Platinen (Draufsicht) mit unterschiedlicher Beeinflussung der Formänderung bei der Innendruck-Umformung: (a) Basiskonfiguration mit ausschließlicher Verbindung am äußeren umlaufenden Rand und Funktion als Dichtnaht; (b) punkt- oder linienförmige Schweißverbindungen im innenliegenden Bereich der Platine; (c) flächig ausgeprägte Verbindung mit oder ohne lokalem Ausschnitt in der Platine und Dichtnahtfunktion

Hinsichtlich der Ausbildung und Ausführung dieser innenliegenden Verknüpfungsstellen sind vielfältige Möglichkeiten und Anordnungen denkbar, z. B. punkt- oder linienförmige Verbindungen oder eine flächig ausgeprägte Verbindung. Bei flächig ausgeprägten Verbindungen entsprechend Abbildung 2.4 (c) wird das Umformverhalten zusätzlich dadurch beeinflusst, ob der vom Druckraum vollständig abgetrennte Bereich der Platine erhalten bleibt oder lokal entfernt wird. Eine nahezu beliebige Kombination und Anordnung der einzelnen innenliegenden Verbindungsarten ist unter der Voraussetzung, dass in Gesamtheit die Dichtnahtfunktion zur Ausbildung des Druckraumes gewährleistet wird, möglich.

In der Regel werden diese Verbindungen ebenfalls durch eine Schweißnaht realisiert, alternativ wäre z. B. bei punktförmigen Verbindungsstellen eine gegen den Innendruck abgedichtete Schraubverbindung denkbar.

Beispielhaft kann diese innenliegende Verbindung durch Punktschweißungen erfolgen. Durch eine oder mehrere Verbindungsstellen im inneren Bereich der Platine wird im

Vergleich zu der nur an ihrem äußeren Rand verbundenen Platinen die mögliche Formänderung beeinflusst. Eine große Zahl von Verbindungsstellen im Innenbereich der Platinenflächen führt zu einer starken Reduktion der Formänderung, wodurch indirekt auch das Auftreten von Falten und Beulen unterbunden wird. Dieses Vorgehen wird bereits bei der industriellen Herstellung von Wärmetauscher-Platten, sogenannten »Pillow-Plates«, umgesetzt. Somit liegt hier ein technisch etabliertes Verfahren vor, bei welchem das »Die-Less-Hydroforming« in Serienfertigung angewendet wird.

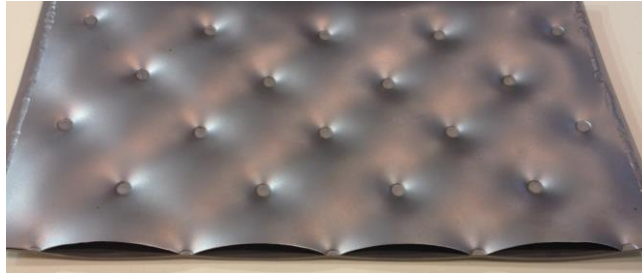


Abbildung 2.5: Wärmetauscher-Platte vom Typ »Pillow-Plate« als Erweiterung der Basiskonfiguration des »Die-Less-Hydroforming« durch innenliegende Verbindungsstellen und als Beispiel für ein bereits technisch etabliertes Produkt

Als Beispiel für flächig ausgeprägte innenliegende Verbindungen mit lokalen Ausschnitten in der Platine ist der im Rahmen eines institutsinternen Projekts am »KIT Stahl- und Leichtbau« entwickelte und gefertigte »Die-Less-Hydroforming«-Weihnachtsbaum nach einer Idee von »Ummenhofer« in Abbildung 2.6 beigefügt. Die doppellagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine, mit einer an ein Tannenbaumprofil angelehnten Geometrie, besitzt, neben ihrer am äußeren Rand umlaufenden Schweißnaht, zusätzliche innenliegende flächig ausgeprägte Verbindungen in Form von kreisförmigen Ausschnitten.



Abbildung 2.6: »Die-Less-Hydroforming«-Weihnachtsbaum der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine

Eine zweite, etwas aufwendigere Erweiterung der Basiskonfiguration besteht darin, dass eine mehrlagige Platine verwendet wird. Dies wird in dieser Arbeit als »Multilayer-Die-Less-Hydroforming« bezeichnet. Das bei der Basiskonfiguration des »Die-Less-Hydroforming« in Abschnitt 2.1 für die Herstellung einer doppelagigen Platine beschriebene Vorgehen kann prinzipiell auch mit mehreren, übereinandergestapelten Platinen durchgeführt werden, so dass nach dem Fügen eine mehrlagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine resultiert. Die mehrlagige Stapelung der Platinen eröffnet zahlreiche zusätzliche Möglichkeiten für das Anordnen und Postieren der Platinen untereinander. Die einzelnen Platinen können, müssen aber im Vergleich zur Basiskonfiguration nicht mehr zwingend alle die identische Geometrie aufweisen und können sich jetzt auch nur noch partiell überlappen (vgl. Abbildung 2.8). Die mehrlagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine kann dabei einen oder mehrere Druckräume bilden. Bei mehreren Druckräumen, siehe Abbildung 2.3 (c), können diese jeweils durch einen eigenen Anschluss mit dem Wirkmedium beaufschlagt werden, was, zumindest bei mehreren überlappenden Platinen, einer technisch etwas aufwendigeren, z. B. ineinander verschachtelten, Ventilanschlusstechnik bedarf.

Oft werden die Zwischenräume der einzelnen doppelagigen Platinen (durch eine fluidgängige Verbindung innerhalb des Platinen-Stapels) untereinander verknüpft und so zu einem gemeinsamen Druckraum verschmolzen. Durch eine paarweise Anordnung der Dichtnähte an den Rändern des mehrlagigen Platinen-Stapels und zusätzliche Verbindungsstellen im Platinen-Innenbereich können während des »Die-Less-Hydroforming« turmartig wachsende Objekte erzeugt werden. Ein Beispiel hierfür stellt die »Pagoda Vase« [23] des Künstlers »Connor Holland« dar, siehe Abbildung 2.7.

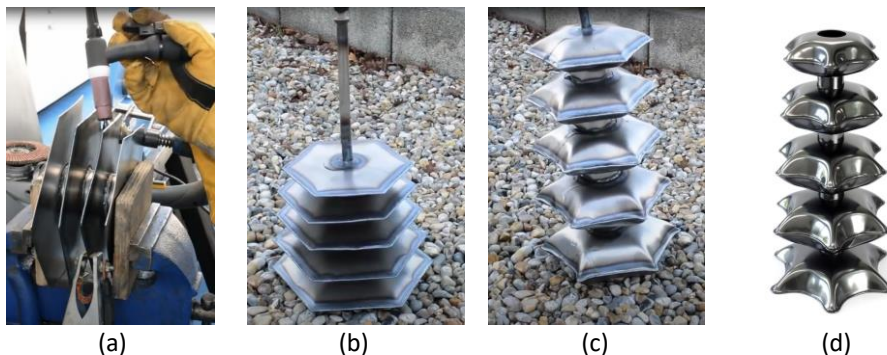


Abbildung 2.7: »Pagoda Vase« von »Connor Holland« als Beispiel für »Multilayer-Die-Less-Hydroforming« mit einem Druckraum: (a) Herstellung der mehrlagigen Platine; (b) + (c) Umformung; (d) »Pagoda Vase« { Bildquelle: (a), (b) und (c) Aufnahme erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus: <https://youtu.be/mQ1ZaohmOU>; (d) www.connorholland.com/sculpture/pagoda-vase [23]}

Das Fügen der mehrlagigen Platine durch »Holland« ist in Abbildung 2.7 (a) zu sehen. »Holland« verbindet mehrere doppellagige Platinen durch rohrförmige Verbindungsstücke, wodurch die so entstandene mehrlagige Platine einen einzigen Druckraum bildet. Die umlaufende Dichtnaht am Platinen-Rand führt er mit dem WIG-Schweißverfahren ohne Zusatzwerkstoff aus. Anschließend wurde die mehrlagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine durch Innendruck umgeformt, wodurch ein turmartiges Objekt entstand, siehe Abbildung 2.7 (b) + (c). Ein Foto des Objekts nach Endbearbeitung, die »Pagoda Vase«, ist in Abbildung 2.7 (d) beigelegt. Für die Oberflächenbearbeitung der Bleche wurde von »Holland« ein spezielles Verfahren angewendet: Spiegelpolitur in Kombination mit Graphitpulver. Dieses Objekt zeigt somit das enorme Potential von »Die-Less-Hydroforming« durch fertigungstechnische Erweiterungen der Basiskonfiguration hinsichtlich der Formenvielfalt sowie der Oberflächenausführung.

Das in Abbildung 2.8 dargestellte Pavillon »Ninety Nine Failures«, ein Projekt von »The University of Tokyo Digital Fabrication Lab« in Kooperation mit der »Öbayashi-Gruppe« aus dem Jahr 2013, beinhaltet 255 »Multilayer-Die-Less-Hydroforming«-Objekte, welche hier als kraftübertragende Bauteile in der Gesamtstruktur integriert werden. Es werden jeweils drei Platinen aus nichtrostendem Stahl übereinandergestapelt, wobei die mittlere Platine eine andere Geometrie und eine größere Blechdicke als die untere und die obere Platine aufweist. Die beiden äußeren Platinen besitzen stets eine Blechdicke von 0,5 mm, wohingegen die mittige Platine abhängig von der Größe des Bauteils 0,8, 1,2 oder 1,5 mm dick ist. Da die mittlere Platine Aussparungen hat, besteht die nach dem Schweißen resultierende dreilagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine nur aus einem Druckraum. Zusätzlich wird hier ein Art Befestigungsglasche in das »Die-Less-Hydroforming«-Objekt integriert. Die mittlere Platine ragt über die obere und untere Platine hinaus, so dass der überstehende Rand zur konstruktiven Befestigung und Krafteinleitung in das Bauteil genutzt werden kann. [13]

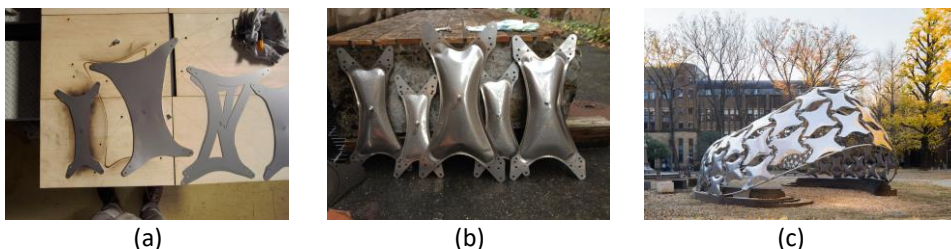


Abbildung 2.8: Pavillon »Ninety Nine Failures« von »The University of Tokyo Digital Fabrication Lab« als Beispiel für »Multilayer-Die-Less-Hydroforming« und für die Anwendung als Tragstruktur im Bauwesen: (a) Verschiedene Geometrien der Platinen (b) »Die-Less-Hydroforming« Objekte mit Befestigungsglaschen (c) Pavillon nach Fertigstellung {Bildquelle: (a) + (b) »The University of Tokyo Digital Fabrication Lab« [13]; (c) »Hayato Wakabayashi« [13]}

2.2.2 »Semi-Die-Less-Hydroforming«

Bei der in dieser Arbeit als »Semi-Die-Less-Hydroforming« bezeichneten Verfahrensvariante werden bei der Innendruck-Umformung der doppelagigen Platine zusätzlich partielle Formwerkzeuge verwendet. Gewissermaßen stellt das »Semi-Die-Less-Hydroforming« somit einen Schritt zurück zur konventionellen Hydroumformung mit Formwerkzeug dar. Eine schematische Darstellung des »Semi-Die-Less-Hydroforming« ist in Abbildung 2.3 (d) beigefügt. Die partiellen Formwerkzeuge beeinflussen den ursprünglich freien Umformprozess in einem örtlich begrenzten Bereich. Zum einen kann so eine zusätzliche lokale Deformation des »Die-Less-Hydroforming«-Objekts erreicht werden. Zum anderen kann dadurch die Umformung besser gesteuert und insbesondere die Formänderung orthogonal zur Platinenfläche gezielt begrenzt werden, wodurch beispielhaft eine höhere Maßgenauigkeit der Objekte erreicht werden kann.

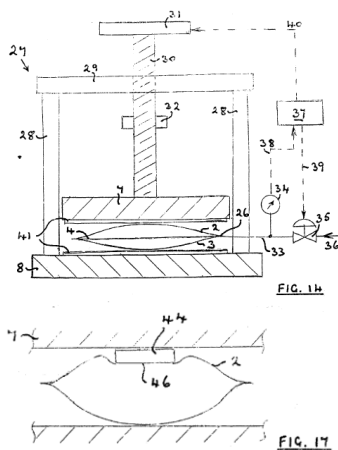
Beim »Semi-Die-Less-Hydroforming« müssen, analog zur industriellen Hydroumformung, die aus dem Wirkmediendruck resultierenden, über die Platinen-Fläche auf das partielle Formwerkzeug wirkenden Prozesskräfte, aufgenommen werden. Auch wenn der Wirkmediendruck nicht vollflächig wirkt, wird aufgrund der Größe der auftretenden Kräfte, hierfür in der Regel eine hydraulische oder pneumatische Rahmen- bzw. Säulenpresse benötigt. Die beiden Traversen der Presse werden mit den Formwerkzeugen bestückt. Als Formwerkzeug werden im einfachsten Fall ebene Stahlplatten verwendet, aber auch komplexere Formen sind möglich. Die beiden Traversen fungieren dabei als eine Art feststehende Widerlager und begrenzen so die Formänderung während der Innendruck-Umformung der doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine. Optional besteht auch die Möglichkeit, dass (in der Regel) eine der beiden Traversen während des Umformvorgangs kontrolliert mitbewegt wird. Dies bedarf einer geeigneten Steuerung über ein Mess- und Regeltechnik-System (z. B. in direkter Rückkopplung mit dem Wirkmediendruck). Aufgrund der Anforderung der Presse ist beim »Semi-Die-Less-Hydroforming« die ausführbare Objektgröße ähnlich wie bei konventioneller Hydroumformung beschränkt.

Das Patent »Metal Cushions« [24] von »Newby« aus dem Jahr 2001 beinhaltet diesen in der vorliegenden Arbeit als »Semi-Die-Less-Hydroforming« bezeichneten technischen Prozess, vgl. Abbildung 2.9 (a). Von »Newby« [4] und seiner Marke »Full Blown Metals« [3] existieren einige Projekte, bei welchen das »Semi-Die-Less-Hydroforming« angewendet wurde. Als Beispiel kann die von ihnen stammende, in Abbildung 2.9 (b) abgebildete, Skulptur »HALO« aus dem Jahr 2014 genannt werden. Bei »HALO« handelt es sich um einen stehenden, gegen die Horizontale um 66 Grad geneigten Kreisring mit einem Durchmesser von 27 Fuß ($\hat{=}$ ca. 8 m). Die röhrenförmige Hülle von »HALO« wurde durch den

räumlichen Zusammenbau von 330 »Semi-Die-Less-Hydroforming«-Kissen aus nichtrostendem Stahl, welche eine rechteckförmige Platinengeometrie aufwiesen, gebildet. [3]

Aus den Bilddokumenten in [4] ist zu erkennen, wie die Struktur entstanden ist: Die Schale des Kreisrings wurde durch räumliche Anordnung und Verbindung der einzelnen Kissen untereinander über deren jeweils vier Kissenecken mit speziellen Adapterstücken, welche von außen unsichtbar auf der Innenseite angebracht sind, gebildet. Dies erfolgte stufenweise, d. h. zuerst wurden 8 Kissen zu einem kleinen ringförmigen Kreisringsegment gefertigt, anschließend wurden diese Segmente wiederum zur ringförmigen Gesamtskulptur zusammengebaut.

Um das räumliche punktuelle Fügen der Kissen untereinander über ihre Ecken zu ermöglichen, ist es vorteilhaft, dass diese Kissen besonders exakt und mit hoher Maßgenauigkeit hergestellt werden. Dies geschieht durch »Semi-Die-Less-Hydroforming« in einer Presse mit ebenen Platten als Formwerkzeug oben und unten, zwischen welche die doppellagige Platine eingelegt wird. Während der Innendruck-Umformung bewegt sich die obere Traverse der Presse mit und stützt örtlich begrenzt den Umformprozess am Kissen. So wird die Umformung orthogonal zur Kissenfläche begrenzt. Dies führt zum einen dazu, dass der Faltenwurf in der Kissenrandfläche minimiert bzw. ganz verhindert wird, was wiederum zu einer sehr exakten und reproduzierbaren Positionierung/Ausrichtung der Kissenecken führt.



(a)



(b)

Abbildung 2.9: »Semi-Die-Less-Hydroforming«: (a) Auszüge Patentanmeldung »Metal Cushions« [24] von »Newby« aus dem Jahr 2001; (b) Skulptur »HALO« in Gateshead {Bildquelle: Chabe01 (https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Sculpture_Halo_place_Trinit%C3%A9_Gateshead_2.jpg), Bildzuschnitt durch Verf., <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/legalcode>}

2.2.3 »Hot-Die-Less-Hydroforming«

Das Innendruck-Umformen der doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine unter erhöhter Temperatur direkt in einem Ofen bzw. von vorab erwärmten Platinen und anschließend sofortigem Umformen im heißen Zustand wird in dieser Arbeit als »Hot-Die-Less-Hydroforming« bezeichnet. Durch die Erwärmung der Platine in einen weichen bis teigigen Werkstoffzustand verhält sich diese ähnlich einer gummiartigen Membran beim Umformen. Eine schematische Darstellung ist in Abbildung 2.3 (e) beigefügt. Mit Erhöhung der Temperatur sinkt die Streckgrenze und der E-Modul. Dieser Effekt kann dem Entstehen des Beulenmusters und von Falten beim »Die-Less-Hydroforming« entgegenwirken.

»Elizabeth Brim« [25], eine amerikanische Künstlerin und Metallschmiedin, fertigt kissenartige Kunstobjekte durch »Hot-2D-Die-Less-Hydroforming«. Erstmalig hat sie sich im August 1992 an der »Penland School of Crafts« in »North Carolina« mit »inflating steel pillows« beschäftigt [26]. Die ebene doppelagige Blechplatine aus Stahl wird von »Brim« in einem Heizofen bis zum rotglühenden Zustand erwärmt und nach der Entnahme aus dem Ofen umgehend mit einem gasförmigen Druckmedium aufgeblasen, vgl. Abbildung 2.10. Durch das Umformen im rotglühenden Zustand, d. h. bei stark reduzierter Festigkeit bzw. Steifigkeit des Werkstoffs, können sehr „pralle“ Objekte, augenscheinlich nahezu ohne Beulenmuster und faltenfrei, hergestellt werden. Vermutlich würden, wenn diese Innendruck-Umformung mit identischer Platine bei Raumtemperatur durchgeführt würde, die bei rechteckigen Kissen während der Umformung üblicherweise auftretenden Beulenmuster und Falten (vgl. Abbildung 1.3) eintreten.

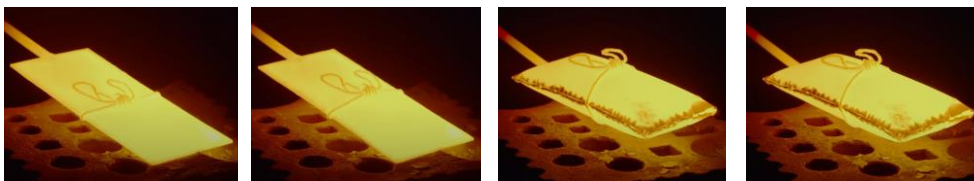


Abbildung 2.10: Ablauf der Umformung beim »Hot-Die-Less-Hydroforming« am Beispiel eines Kunstobjektes von »Elizabeth Brim« {Bildquelle: Aufnahme erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus: <https://youtu.be/TTIG1BPoj-I>, Videokanal von »BalvenieUS«}

Nach dem Umformen führt »Brim« bei ihren Objekten anschließend oft kunstschmiedetechnische Bearbeitungen durch, wie z. B. eine Oberflächenstrukturierung oder die Anbringung von zusätzlichen Accessoires, siehe Abbildung 2.11.



Abbildung 2.11: Kunst-Objekt hergestellt durch »Hot-Die-Less-Hydroforming« von »Elizabeth Brim« {Bildquelle: »Elizabeth Brim« / »Penland School of Crafts North Carolina« Fotografien: »Kathryn Gremley«}

2.2.4 »3D-Die-Less-Hydroforming« bzw. »Shell-Hydroforming«

Das Innendruck-Umformen von dünnwandigen Hohlkörpern aus Blech, welches in [22] »Shell-Hydroforming« genannt wird, wird in dieser Arbeit als »3D-Die-Less-Hydroforming« bezeichnet. Beim »3D-Die-Less-Hydroforming« wird aus ebenen Blechen zuerst ein druckdichter, polyedrischer Hohlkörper geschweißt. Prinzipiell ist es auch möglich, dass der Ausgangshohlkörper aus bereits gebogenen bzw. gekrümmten Blechen zusammengesetzt wird (vgl. Abbildung 2.15), wodurch der Aufwand bei Fertigung und Fügen gegenüber der Herstellung eines Polyeders meist nochmals deutlich steigt.

Der Hohlkörper wird über einen fluidführenden Anschluss durch Innendruck umgeformt. Dadurch dass beim »3D-Die-Less-Hydroforming« bereits vor der Umformung ein Hohlkörper mit einem Druckraumvolumen wesentlich größer null vorliegt (vgl. Abschnitt 2.2), kann die wirkmedienbasierte Umformung hier mit Überdruck oder Unterdruck durchgeführt werden (vgl. Abbildung 2.2).

Das »3D-Die-Less-Hydroforming« weist hinsichtlich seines prinzipiellen Verfahrensprinzips somit eine starke Analogie zu Druckbehältern des Anlagenbaus auf, allerdings mit dem wesentlichen Unterschied, dass beim »3D-Die-Less-Hydroforming« große Verformungen unter Innendruck in der Regel erwünscht sind, während bei den Druckbehältern in der Regel große plastische Verformungen unter Überdruck bzw. Unterdruck unerwünscht sind.

Experimentelle Untersuchungen mit wissenschaftlichem Hintergrund u. a. zur Innendruck-Umformung von Hohlkörpern aus Stahlblech, z. B. die Innendruck-Umformung

eines Würfels in eine aufgewölbte Form sowie eines Pentagondodekaeders in eine Kugel, wurden von Greiner in [7] durchgeführt.

Die in Abbildung 2.12 dargestellte Objektserie flaschenartiger Behältnisse des kubanischen Künstlers »José Emilio Fuentes Fonseca (JEFF)« beinhaltet augenscheinlich sowohl ein Objekt hergestellt durch »Die-Less-Hydroforming« einer ebenen doppelagigen Platine (kissenartiger Behälter vorne links im Bild) sowie sieben Objekte, welche durch »3D-Die-Less-Hydroforming« mit Überdruck von einfachen kubischen bzw. zylindrischen Hohlkörpern hergestellt wurden.

Wahrscheinlich bestehen die Objekte aus spiegelpoliertem nichtrostendem Stahlblech. Bei dem kissenartigen Behälter kann man deutlich das für »Die-Less-Hydroforming« typische Beulmuster entlang der Dichtnaht erkennen. Aber auch die durch »3D-Die-Less-Hydroforming« hergestellten Objekte weisen teilweise typische Beulmuster in den aus der Innendruck-Umformung resultierenden Stauchungszonen auf. Das bei dem zylindrischen Behälter (rechts in Abbildung 2.12) am Boden auftretende Beulmuster kann so auch bei industriellen Behältern im Anlagenbau auftreten.



Abbildung 2.12: Objektserie flaschenartiger Behältnisse des Künstlers »José Emilio Fuentes Fonseca (JEFF)«
{Bildquelle: https://www.1stdibs.com/art/sculptures/jose-emilio-fuentes-fonseca-jeff-flask-series-8-pieces/id-a_1559703/}

Von »JEFF« existieren zahlreiche weitere durch »Die-Less-Hydroforming« hergestellte Kunstwerke: Elefanten, Pferde, Schweine, Blumen, Pilze oder Äpfel, vgl. Abbildung 2.13. Erkennbar ist, dass viele dieser Objekte bereits im Ausgangszustand eine stark dem Objekt angepasste Hohlkörpergeometrie besitzen müssen und durch die Innendruck-Umformung das typische Beulmuster und die Falten des »Die-Less-Hydroforming« entstehen, was diesen Kunstobjekten ihre besondere Optik und Haptik verleiht.



Abbildung 2.13: Kunst von »José Emilio Fuentes Fonseca (JEFF)« als Beispiel für »3D-Die-Less-Hydroforming«
{Bildquelle: <http://www.cubartecontemporaneo.com/artist/jose-emilio-fuentes-fonseca-jeff>,
zum Stand 24.03.2025 offline}

Mit dem bereits im Jahr 1985 durch »Z.R. Wang« entwickelten und patentierten »Integral Hydro-Bulge Forming (IHBF)« existiert eine technisch etablierte Anwendung des »3D-Die-Less-Hydroforming«. Beim »IHBF« entsprechend Abbildung 2.14 (a) werden durch die Innendruck-Umformung von polyedrischen Hohlkörpern sphärische Hohlkörper hergestellt. Der in Abbildung 2.14 (b) abgedruckte »Fußball« besitzt einen Durchmesser von 4 m und wurde aus einem 32-Flächner gemäß Abbildung 2.14 (a) hergestellt. [27]

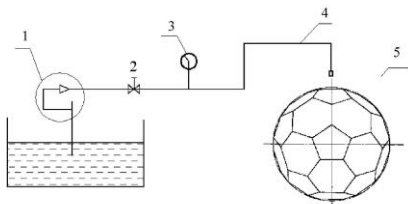


Fig. 2. Polyhedron preform with 32 faces.

(a)



Fig. 1. Hydrobulged steel football of 4000 mm diameter.

(b)

Abbildung 2.14: »Integral Hydro-Bulge Forming (IHBF)« als Beispiel für »3D-Die-Less-Hydroforming« mit Überdruck zur Herstellung von sphärischen Wassertanks: (a) Verfahrensschema des »IHBF«, (b) »Fußball« mit 4 m Durchmesser hergestellt durch »IHBF« {Bildquelle: [27]}

Weiterhin wird in [27] als Weiterentwicklung die Verwendung von Ausgangshohlkörpern mit bereits gekrümmten Oberflächen für das »IHBF« vorgestellt. In Abbildung 2.15 sind

Probekörper, bei denen die Hülle in Anlehnung an verschiedene Typen von Sportbällen ausgeführt wurde, beigefügt. Anhand der Anordnung und Lage der Schweißnähte kann man erkennen, dass hier bereits im Ausgangszustand einfach oder mehrfach gekrümmte Bleche zur Herstellung eines Hohlkörpers eingesetzt wurden. Stand 2005 konnten durch »IHBF« bereits etwa 20 sphärische Objekte mit Durchmesser bis zu 8 m hergestellt werden. [27]

Weitere umfangreiche Untersuchungen und Erläuterungen zu Innendruckumformung von metallischen Hohlkörpern, welche u. a. die Ausgangsform von Sportbällen besitzen, werden von »Yuan«, einem der Co-Autoren von [27], in Kapitel 8 von [28] präsentiert.



Abbildung 2.15: »Integral Hydro-Bulge Forming (IHBF)« mit an den Aufbau der Hülle von Sportbällen angelehnten Hohlkörpern, bei welchen bereits im Ausgangszustand gekrümmte Bleche zum Fügen des Hohlkörpers verwendet werden: (a) Volleyball; (b) Tennisball {Bildquelle: [27]}

Beim »3D-Die-Less-Hydroforming« mit Unterdruck wird der druckdicht gefügte Hohlkörper mit einer Vakuumpumpe evakuiert. Der dadurch im Innenraum auftretende Unterdruck entspricht einer Außendruckbeanspruchung. Allgemein ist dieser Vorgang bei Druckbehältern als Lastfall Vakuum mit der Gefahr des Stabilitätsversagens durch Beulen unter Außendruck bekannt und stark abhängig von bereits vorab vorhandenen Imperfektionen.

In Abhängigkeit von der geometrischen Form des Hohlkörpers läuft der durch diese Belastung eintretende Deformationsvorgang unterschiedlich ab: Bei schalenartigen Hohlkörpern, wie z. B. einem zylindrischen Mantel (ohne Ringsteifen) eines Kesselwagens, erfolgt das Beulen unter Außendruck in der Regel einstufig, schlagartig und meist ohne Vorankündigung durch sichtbare große Verformung in Form eines Gesamtkollaps der Struktur (vgl. [29]). Man spricht hier auch von Implosion. Wohingegen bei einem polyedrischen Hohlkörper, wie z. B. einem Würfel, im Rahmen einer Unterdruck-Umformung oft eine mehrstufige Kombination aus großer Deformation und Stabilitätsversagen auftritt.

«Ewerdt Hilgemann» [30], ein weltweit für solche Implosions-Kunstwerke bekannter Künstler, erschafft Skulpturen durch Unterdruck-Umformung von polyedrischen Hohlkörpern. Er verwendet als Ausgangskörper u. a. Würfel, Quader oder Pyramiden, welche durch räumliches Fügen und Schweißen von ebenen Blechen (u. a. aus nichtrostendem Stahl oder Kupfer) hergestellt werden. Die Schaffung des Kunstwerks durch Evakuieren eines Polyeders mittels einer Vakuumpumpe wird von «Hilgemann» oft im Rahmen einer öffentlichen Performance als Bestandteil seines künstlerischen Wirkens durchgeführt.

In Abbildung 2.16 ist der Entstehungsvorgang seines Kunstwerkes »IMPOLODED CUBE (Triple B)« durch Unterdruck-Umformung eines Würfels mit Kantenlänge 200 cm aus nichtrostendem Stahlblech dargestellt: Die ebenen Bleche des polyedrischen Hohlkörpers, welche eine geringe Biegesteifigkeit besitzen, wölben sich zuerst leicht nach innen. Ursache hierfür ist, dass die Kanten des Vielflächners eine aussteifende Wirkung besitzen. Mit steigendem Unterdruck kommt es zum Eintreten des ersten Stabilitätsversagens in Form eines lokalen Beulens (vorzugsweise ausgehend von einer Kante). Es folgt eine Art fortschreitendes »In-Sich-Zusammenfallen« des Hohlkörpers, wobei weitere Stabilitätsfälle eintreten können.



Abbildung 2.16: Ablauf der Umformung beim »3D-Die-Less-Hydroforming« mit Unterdruck am Beispiel des Kunstobjektes »IMPOLODED CUBE (Triple B)« von »Ewerdt Hilgemann«, entstanden durch Unterdruck-Umformung eines Würfels mit 2 m Kantenlänge bei der Galerie »Marc de Puechredon« in Basel in 2013 {Bildquelle: Aufnahme erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus: <https://youtu.be/BcGE9cU-gLA>, Videokanal von »Franz Bannwart«}

2.2.5 Mischformen der Verfahrensvarianten

Technisch denkbar sind auch Mischformen aus Kombinationen der in den vorherigen Abschnitten klassifizierten Verfahrensvarianten. Exemplarisch ist in Abbildung 2.17 der Umformablauf eines durch Kombination von »Semi-Die-Less-Hydroforming« und »Hot-Die-Less-Hydroforming« hergestellten Kunstobjektes von »Brim« beigelegt. Nach Entnahme der rechteckigen Platine aus dem Heizofen wird diese im rotglühenden Zustand in ein partielles Formwerkzeug eingeschoben. Aufgrund der geringen Steifigkeit bzw. der Festigkeit der doppelagigen Platinen durch die Erwärmung wird nur ein geringer Überdruck

zur Umformung benötigt, wodurch auch die resultierenden Prozesskräfte klein sind. Dementsprechend kann die Umformung in dem in Abbildung 2.17 dargestellten mit Schraubzwingen gehaltenen Aufbau erfolgen. Im Vergleich zum »Semi-Die-Less-Hydroforming« bei Raumtemperatur wird hier keine Presse zur Aufnahme der Prozesskräfte benötigt. Die von »Brim« verwendete Matrize hat die Form eines Herz-Piktogramms. Bei der Umformung entsteht am nach innen orientierendem Knick der Herz-Außenkontur, dort wo erwartungsgemäß während der Umformung Spannungsspitzen und große Zwängungen entstehen, eine Leckage.



Abbildung 2.17: Verknüpfung »Semi-Die-Less-Hydroforming« und »Hot-Die-Less-Hydroforming« am Beispiel eines Kunstobjektes von »Elizabeth Brim« {Bildquelle: Aufnahmen erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus: <https://youtu.be/mZKdXuGfjMI>, Videokanal von »PenlandSchool«}

2.3 Schweißtechnik

Die Auswahl von geeigneten Schweißverfahren und die technische Ausführung eines entsprechend geeigneten Schweißnahtdetails ist wesentliche Voraussetzung für einen funktionierenden Umformprozess beim »Die-Less-Hydroforming«. Die Schweißnaht muss ihre Funktion als Fügestelle zur kontinuierlichen Verbindung der beiden einzelnen Platinen (an ihren Rändern) sowie gleichzeitig ihre damit verbundene Aufgabe als Dichtnaht bis zum gewünschten Umformgrad erfüllen. Dabei wirkt die Schweißnaht zeitgleich als eine Art Fließlinie, an welcher die lokale Umformung stattfindet. Abhängig von der Ausführung der Schweißnaht und deren Steifigkeit bzw. Volumenanteil findet eine lokale plastische Umformung direkt in der Schweißnaht selbst oder bei sehr steifen bzw. voluminösen Nähten neben der Naht im Blech statt. Weiterhin ist auch ein anteiliges Auftreten der lokalen Umformung, d. h. sowohl direkt in der Naht sowie im Blech kombiniert oder alternierend während der Umformung möglich.

2.3.1 Schweißverfahren und Schweißnähte

Beim »Die-Less-Hydroforming« wird die als Füge- und Dichtnaht dienende Schweißverbindung der doppelagigen Platine meistens als **Stirrnaht** oder als **Überlappnaht**

ausgeführt. Abhängig vom Typ der Schweißnaht und den geometrischen Randbedingungen der Platinen (vgl. Abbildung 2.4) sind verschiedene Schweißverfahren erforderlich, technisch möglich bzw. sinnvoll.

Eine Zusammenstellung verschiedener gängiger und geeigneter Schweißverfahren, zugeordnet zu den beiden Schweißnahttypen Stirnnaht und Überlappnaht, ist in Abbildung 2.18 beigelegt. Die Schweißung der »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnähte kann im einfachsten Falle manuell per Handschweißung bis hin zum (teil-) mechanisierten Verfahren (z. B. Schweißroboter) erfolgen.

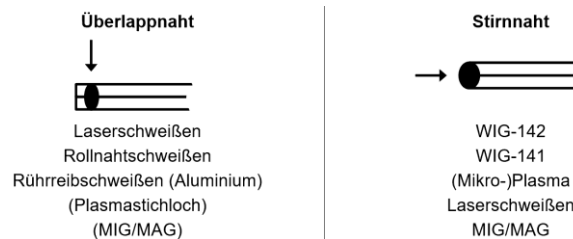


Abbildung 2.18: Geeignete und gebräuchliche Schweißverfahren für das »Die-Less-Hydroforming« {Bildquelle: [31], Bildzuschnitt durch Verf.}

Unter dem Oberbegriff **Überlappnaht** werden all diejenigen Schweißnahtdetails eingeordnet, bei welchen die Schweißung in Richtung der Platinen-Fläche erfolgt. In der Regel erfolgt das Schweißen orthogonal zur Platinen-Fläche, abhängig vom Schweißprozess ist eine Neigung des Schweißbrenners sinnvoll. Die in dieser Arbeit unter dem Oberbegriff Überlappnaht klassifizierten Schweißnahtdetails des »Die-Less-Hydroforming« können abhängig vom jeweiligen Schweißprozess nach DIN EN ISO 2553:2019-12 [32] unterklassifiziert werden, z. B. beim Überlapp-Rollennahtschweißen als »Widerstandsrollenschweißnaht« oder beim »Laserstrahlschweißen« als »schmelzgeschweißte Liniennaht«.



Abbildung 2.19: Schweißen einer »Die-Less-Hydroforming«-Füge- und Dichtnaht als Überlappnaht durch »Rollennahtschweißen«

In Abbildung 2.19 ist die Herstellung einer doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine mit Überlappnaht durch »Überlapp-Rollennahtschweißen« (Ordnungsnummer 221 nach DIN EN ISO 4063:2011-03 [33]) dargestellt. Die Schweißung der Probekörper erfolgte im Rahmen einer internen Studie des »KIT-VAKA« durch »Rzepecki« im »Schweißlabor der Hochschule Offenburg«. Die Platine wurde im Vorgang durch Punktschweißen geheftet und es wurde ein Anschluss für das Einbringen des Umformmediums angeschweißt.

Eine erste Serie von kleinformatigen Probekörpern aus Anfängen der Forschung zum »Die-Less-Hydroforming« am »KIT-VAKA« (aus dem Jahr 2009) zeigt Abbildung 2.20. Die Probekörper wurden ebenfalls mit einer Überlappnaht durch Laserstrahlschweißen auf Initiative von »Ummenhofer«, »Spannaus« und »Schmied« durch die »SLV Mannheim« gefertigt. Zum »Die-Less-Hydroforming« wurde ein konventionelles Autoventil verwendet und die Umformung erfolgte mit Druckluft.

Bei Ausführung mit Überlappnaht findet die lokale Umformung tendenziell eher im Platinen-Grundwerkstoff neben der Schweißnaht statt. Bedingt durch die Schweißnahtgeometrie der Überlappnaht bleibt diese in Form eines überstehenden Schweißnaht-Randes nach der Umformung vollständig am Objekt bestehen (vgl. Abbildung 2.20).



Abbildung 2.20: »Die-Less-Hydroforming«-Probekörper (Länge ca. 300 mm) des »KIT-VAKA« geschweißt durch die »SLV Mannheim« mit Überlappnaht per Laserstrahlschweißen

Im Unterschied zur Überlappnaht werden unter **Stirrnaht** alle Schweißnahtdetails des »Die-Less-Hydroforming« eingeordnet, bei denen die Schweißung, von der Stirnseite her orientiert an bzw. auf den Stirnflächen der Platinen erfolgt (vgl. Abbildung 2.18). Die exakte Bezeichnung nach DIN EN ISO 2553:2019-12 [32] ist Stirrnaht (am Überlappstoß).

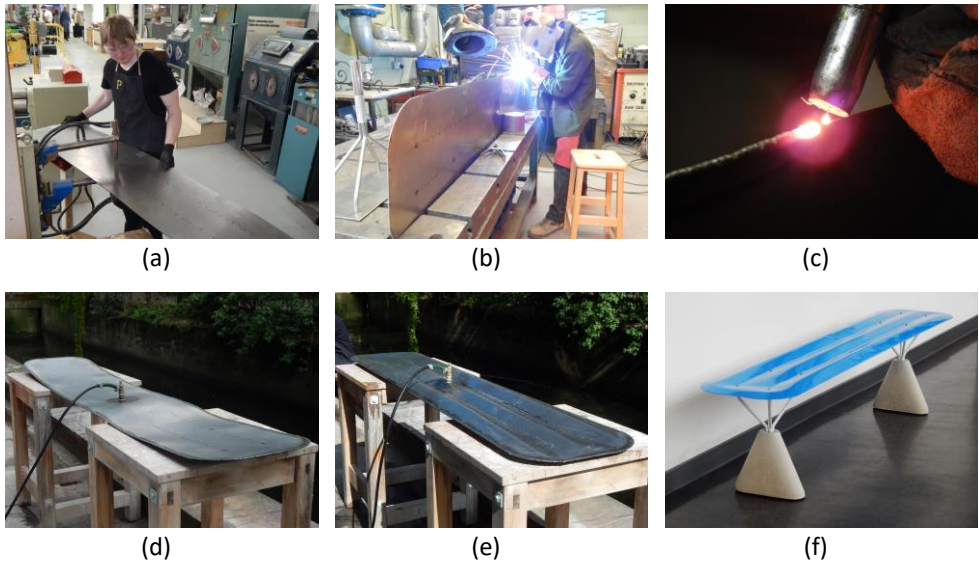


Abbildung 2.21: Die Herstellung der Sitzfläche der Bank »Lilo Bench« durch den Designer »Connor Holland«: (a) Widerstandspunktschweißen von innenliegenden Verbindungsstellen in linienförmiger Anordnung; (b) MSG-Schweißen der Füge- und Dichtnaht als Stirrnaht; (c) Detailaufnahme vom MSG-Schweißen der Stirrnaht; (d) »Die-Less-Hydroforming«-Platine vor der Umformung mit Schweißverzug durch Längsschrumpfung aus dem MSG-Schweißen der Stirrnaht (e) »Die-Less-Hydroforming«; (f) Sitzbank »Lilo Bench« {Fotos: Connor Holland [34]}

Die Sitzfläche der Bank »Lilo Bench« des Designers »Connor Holland« wird von ihm durch »Die-Less-Hydroforming« einer rechteckigen streifenartigen doppelagigen Platine hergestellt (siehe Abbildung 2.21). Die Fertigung der umlaufenden Füge- und Dichtnaht der doppelagigen Platine erfolgt dabei durch Metallschutzgas (MSG) - Schweißen mit einer Stirrnaht entsprechend Abbildung 2.21 (b) + (c). Zusätzlich werden vorab von »Holland« innenliegend auf der Platine linienförmig aneinander gereihte Verbindungspunkte durch Widerstandspunktschweißen angebracht, vgl. Abbildung 2.21 (a). Die Verbindungsstellen begrenzen zum einen den Umformgrad beim »Die-Less-Hydroforming« entsprechend Abbildung 2.3 (b) und dienen zum anderen als gegenseitige Fixierung der beiden Platinen für das MSG-Schweißen der Füge- und Dichtnaht am Platinenrand. In Abbildung 2.21 (d) ist der aufgrund der Längsschrumpfung beim Schweißen der Platinen eintretende

Schweißverzug erkennbar. Durch den »Die-Less-Hydroforming«-Prozess wird die biege- weiche doppelagige Platine in eine räumlich ausgeprägte biegesteife Struktur umge- formt. Diese Struktur wird als Sitzfläche verwendet, welche von einer Sekundärkonstruk- tion getragen wird, wodurch als Gesamtojekt die Sitzbank »Lilo Bench« entsteht.

Ein oftmals für das Schweißen der Stirnnaht zur Herstellung der doppelagigen »Die-Less- Hydroforming«-Platine eingesetztes Verfahren ist das Wolfram-Inertgasschweißen (WIG) ohne Schweißzusatz (Ordnungsnummer 142 nach [33]). In der Basiskonfiguration des »Die-Less-Hydroforming« (vgl. Abschnitt 2.1) werden die beiden geometrisch identischen Blechplatinen nach dem CNC-Zuschnitt deckungsgleich aufeinandergelegt.

Zum Schweißen einer Stirnnaht sowie einer Überlappnaht müssen die beiden Blechplati- nen geeignet fixiert werden. Dies ist erforderlich, zum einen damit an der aktuellen Stelle der Schweißung die beiden Bleche relativ zueinander fixiert sind, so dass kein Versatz an den Stirnflächen des Platinenrandes auftreten kann, um eine Verbindungsschweißung durch das lokale Schmelzbad zu ermöglichen. Zum anderen kann durch eine geeignete Fixierung der Schweißverzug der Gesamtstruktur reduziert werden. Schweißen mit keiner oder wenig Fixierung (beispielhaft nur temporär lokal an der aktuellen Schweißstelle) führt abhängig von der Blechdicke und den Platinen-Abmessungen oft zu starkem Schweißverzug.

Mögliche Fixierungen sind:

- Punktuelle mechanische Fixierung (z. B. durch Schraubzwingen) der gesamten »Die-Less-Hydroforming«-Platine oder jeweils temporär lokal an der aktuellen Schweißstelle
- Schweißtechnische Fixierung kontinuierlich umlaufend an den Rändern (z. B. mit- tels Schweißheftern auf der Stirnnahtfläche oder aus der Überlappposition durch ein Punktschweißgerät)
- Teil- oder vollflächige Fixierung der beiden Platinen in Schalungsplatten (z. B. im einfachsten Falle mit Holzwerkstoff-Platten, sinnvollerweise jedoch wie üblicher- weise beim Schweißen mit Aluminium- oder Kupferplatten, um den Wärmeab- trag zu beeinflussen)

Anschließend wird durch den WIG-Lichtbogen eine Schmelzzone an den beiden Stirnflä- chen des umlaufenden gemeinsamen Randes erzeugt, welche nach Erstarrung die beiden Blechplatinen kontinuierlich verbindet. Im idealen Falle entsteht so eine vollständig um- laufenden Fügeverbindung und Dichtnaht. Die beiden dadurch an ihren gemeinsamen Rändern verbundenen Platinen bilden jetzt eine doppelagige »Die-Less-Hydroforming«-

Platine, welche einen allseits geschlossenen Druckraum (mit Volumen ungefähr Null) umschließt.

In Abbildung 2.22 ist ein entsprechender Makroschliff solch einer durch WIG-Schweißen ohne Zusatzwerkstoff erzeugten Stirnnaht abgebildet. Aus diesem Makroschliff kann abgeleitet werden, welche hohen Anforderungen an die Schweißnaht und die Schweißung gestellt werden.

Hinsichtlich der Gefügestruktur können der Platinen-Grundwerkstoff und die aufgeschmolzene Verbindungs- und Dichtnaht unterschieden werden. Deutlich erkennbar in Abbildung 2.22 ist, dass das Aufschmelzen der Stirnfläche nicht symmetrisch erfolgte. Ursächlich ist, dass die Schweißung hier manuell per Hand erfolgte. Hinsichtlich symmetrischer Nahtausbildung mit dem Ziel der Dichtheit und zum Erreichen großer Umformgrade ist die Verwendung eines CNC-gesteuerten Schweißprozesses vorteilhaft. Beachtet man das kleine Schweißnahtvolumen, ist vorstellbar, dass hohe lokale Beanspruchungen im späteren Umformprozess in der Schweißnaht auftreten werden.

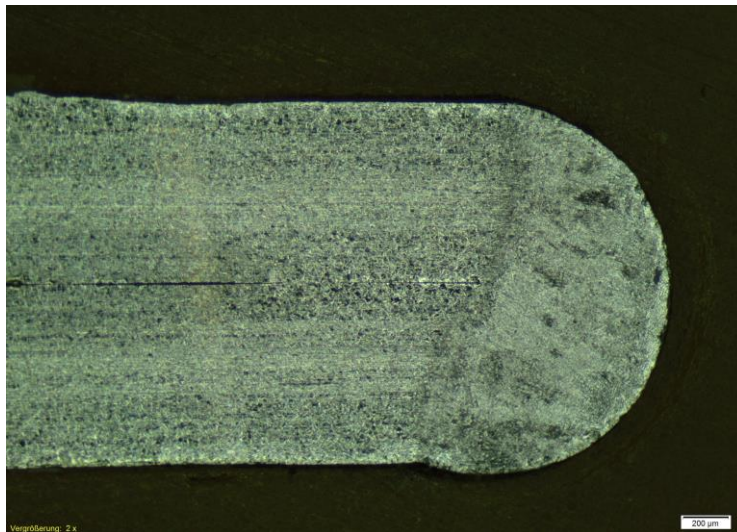


Abbildung 2.22: Makroschliff einer Stirnnaht durch manuelle WIG-Schweißung ohne Zusatzwerkstoff im Labor des »KIT-VAKA«, Blechdicke 2 x 0,8 mm {Bildquelle: »KIT-VAKA«}

Beim WIG-Schweißen ohne Zusatzwerkstoff kommt es durch das Aufschmelzen des Grundwerkstoffes unvermeidbar zu einer Abnahme des Platinen-Grundwerkstoffes, man spricht dabei von Abbrand.

Bei dem in Abbildung 2.23 augenscheinlich durch »Die-Less-Hydroforming« gefertigten Stahlkissen des Kunstobjektes »Krone auf Polster« des Künstlers »Götz Bury« kann an der Stirnnaht ein starker Abbrand, welcher sich teilweise in Form von rillenartigen Einbrandstellen am Platinenrand zeigt, beobachtet werden. Trotz dieser umlaufend des gesamten Randes vorhandenen strukturellen Schwachstellen der Schweißnaht trat augenscheinlich während der Umformung kein längliches Aufreißen der Schweißnaht auf und die Innendruckumformung konnte bis zum Erreichen der kissenartigen Form durchgeführt werden. An dieser Stelle kann jedoch nicht beurteilt werden, ob während des Umformprozesses nicht doch kleinere Undichtigkeitsstellen an der Schweißnaht aufgetreten sind, und, ob diese ggf. nicht sogar zwischendurch reparaturgeschweißt wurden.

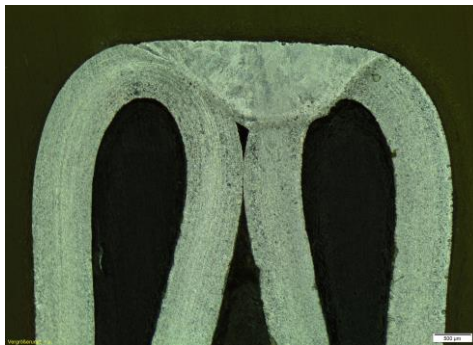
Während bei Kunstobjekten solch ein starker Abbrand und solche Einbrandstellen sicher tolerierbar sind, unter Umständen manchmal bewusst als Stilmittel oder um ein Bersten während der Innendruck-Umformung zu forcieren sogar gewollt sind, werden an funktionale »Die-Less-Hydroforming«-Bauteile in dieser Hinsicht höhere Anforderungen gestellt. Falls bei der nachfolgenden Nutzung strukturelle Anforderungen an das »Die-Less-Hydroforming«-Objekt gestellt werden, dann müssen diese Schweißnähte, welche ggf. beim Umformprozess einer hohen lokalen Deformation ausgesetzt waren, eine ausreichende strukturelle Integrität besitzen, um anschließend die weiteren strukturmechanischen Beanspruchungen abtragen zu können. Um dies zu gewährleisten, muss zum einen die Festigkeit in der Schweißzone und der Wärmeeinflusszone ausreichend hoch sein und die Schweißnaht möglichst eine der Blechdicke der Platinen entsprechende Dicke aufweisen, damit die entstehende Schale als Kontinuum hinsichtlich der Blechdicke betrachtet werden kann. Zum anderen müssen die Schweißnaht und die WEZ eine ausreichende Duktilität besitzen, um bei der Umformung ein frühzeitiges Aufreißen in diesen Bereichen zu vermeiden.



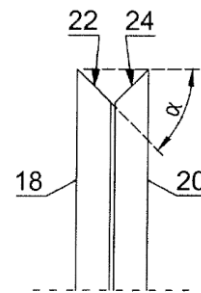
Abbildung 2.23: Kunstobjekt »Krone auf Polster« von »Götz Bury«, Ausstellung in der »Galerie am Zirkel«, Karlsruhe im Jahr 2015, als Beispiel für »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnähte mit Abbrand bzw. Einbrandstellen

Neben den beiden Haupttypen Überlappnaht und Stirrnaht sind weitere Sonderlösungen für diese »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnahtdetails z. B. durch eine spezifische Nahtvorbereitung an den Platinenrändern möglich. Denkbar ist eine Bördelung am Platinenrand nach einer Idee von »Gerhard Steidl«, wodurch gezielt eine lokale Umformzone für das »Die-Less-Hydroforming« definiert wird, siehe Abbildung 2.24 (a). In [17] wird ein Schweißnahtdetail präsentiert, bei welchem die Blechplatinen an ihren Rändern eine Nahtvorbereitung in Form einer Fasse besitzen, siehe Abbildung 2.24 (b). Bei den beiden Schweißnahtdetails in Abbildung 2.24 wird jeweils mit Zusatzwerkstoff geschweißt. Beim Makroschliff des Bördelnahtdetails wurde bewusst eine weniger gelungene Schweißung in Abbildung 2.24 (a) ausgewählt. Zu erkennen ist, dass bei dieser Schweißung eine stark asymmetrische Schweißguteinbringung erfolgt ist und die Schweißnahtwurzel nicht vollständig erfasst wurde.

Die meisten Anwender verwenden jedoch in der Regel direkt die nach dem CNC-Zuschnitt vorliegenden Platinen ohne eine Nahtvorbereitung. Beim »Die-Less-Hydroforming« stellt eine Nahtvorbereitung eine Sonderlösung dar, welche durch einen erhöhten Fertigungsaufwand, insbesondere bei Platinen mit krummlinigen Konturen, gekennzeichnet ist.



(a)

**Fig. 3**

(b)

Abbildung 2.24: Spezielle Nahtvorbereitungen bei »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnähten: (a) Makroschliff einer Bördelnaht nach einer Idee von »Steidl« {Bildquelle: »KIT-VAKA«} (b) Stirrnaht mit Fasse aus einer Patentanmeldung der »Seyfried Metallbau GmbH« [17] {Bildquelle: [17]}

Zu Untersuchung der Eignung von verschiedenen Schweißnahtdetails und zur Ermittlung von geeigneten Schweißseigenschaften und Schweißkonfigurationen, kann der im nachfolgenden Abschnitt 2.3.2 vorgestellte Benchmarktest verwendet werden.

2.3.2 Benchmarktest zu Beurteilung der Schweißnähte für das »Die-Less-Hydroforming«

An der »Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine« am »KIT« wurde nach einer initialen Idee von »Steidl« durch »Metzger« und »Ummenhofer« ein spezieller Benchmarktest für »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnähte entwickelt. Anstelle der Durchführung von »Die-Less-Hydroforming«-Bauteilversuchen mit doppellagigen Platinen, ermöglicht dieser Benchmarktest die experimentelle Analyse von »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnähten ersatzweise anhand von Kleinprobekörpern. Dadurch kann vorab mit wesentlich geringerem Aufwand, schnell und insbesondere kostensparend die Eignung von verschiedenen Schweißnahtdetails und Schweißverfahren beurteilt werden und es können geeignete Schweißparameter in diesem Ersatzversuch ermittelt werden. Der Benchmarktest wurde 2017 im Rahmen von [35] vorgestellt und kann vorzugsweise für das »Die-Less-Hydroforming« in der Basiskonfiguration nach Abbildung 2.3 (a) eingesetzt werden.

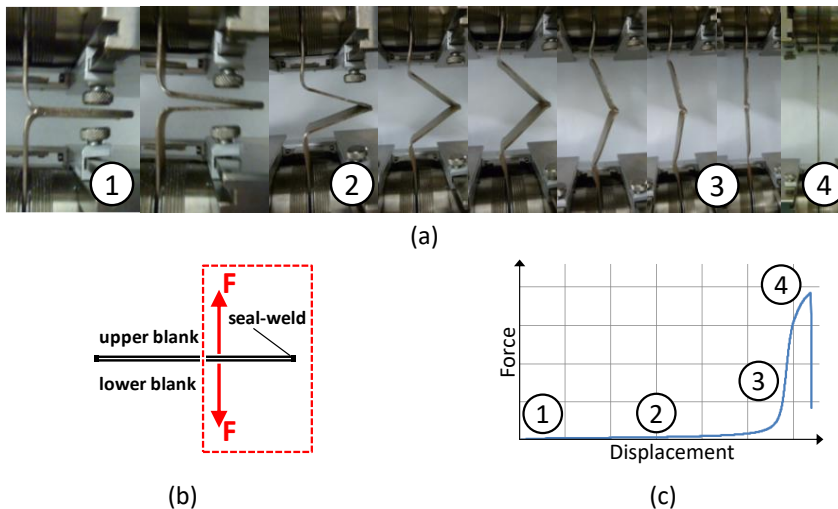


Abbildung 2.25: Benchmarktest für »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnähte nach »Steidl«, »Metzger« und »Ummenhofer«: (a) Bildsequenz des Versuchsablaufs; (b) Prinzipschema; (c) Kraft-Weg-Diagramm {Bildquelle: [31], editierte Bildunterschrift, Bildzuschnitt durch Verf.}

Mit diesem Benchmarktest kann das Umform- und Tragverhalten von Schweißnähten sowohl für das »2D-Die-Less-Hydroforming« sowie prinzipiell auch für das »3D-Die-Less-Hydroforming« experimentell untersucht werden. Es wird hierbei ein kombinierter Biege- und Zugversuch durchgeführt. Der Versuchsablauf des Benchmarktest ist in der Fotoserie

in Abbildung 2.25 (a) dargestellt. In diesem Ersatzversuch wird das Umformverhalten der Schweißnaht in Anlehnung an einen Ausschnitt aus der »Die-Less-Hydroforming«-Platine entsprechend Abbildung 2.25 (b) nachgebildet. Als messtechnische Größen werden dabei die Axialkraft F_{Ben} und der Maschinenweg während des Versuches aufgezeichnet. So kann der Versuch in einem Kraft-Maschinenweg-Diagramm dargestellt werden, vgl. Abbildung 2.25 (c).

Ausgehend von den beiden übereinanderliegenden Blechplatten mit der Schweißnaht am Rand werden die beiden Bleche aufgebogen. Dies geschieht anfänglich bei einem sehr niedrigem Lastniveau und über einen weiten Bereich nur sehr langsamen Ansteigen des Widerstands. Die Verbindungszone im Bereich der Schweißnaht bzw. die Schweißnaht selbst wird einer lokalen Biegebeanspruchung ähnlich wie beim realen »Die-Less-Hydroforming«-Prozess ausgesetzt. Der Winkel zwischen den beiden Blechplatten steigt und erreicht unter starkem Anstieg der Axialkraft F_{Ben} den Maximalwert 180 Grad, wodurch aus der ursprünglichen reinen Biegebeanspruchung eine reine Zugbeanspruchung der Probe resultiert. Die Axialkraft F_{Ben} steigt nun stark an. Abhängig von Qualität und Ausführung des Schweißnahtdetails tritt das Versagen nach plastischer Deformation und Einschnürung idealerweise im Platinen-Grundwerkstoff, in der Regel jedoch meist in der der starken plastischen Verformung bereits ausgesetzten Schweißnaht, auf.

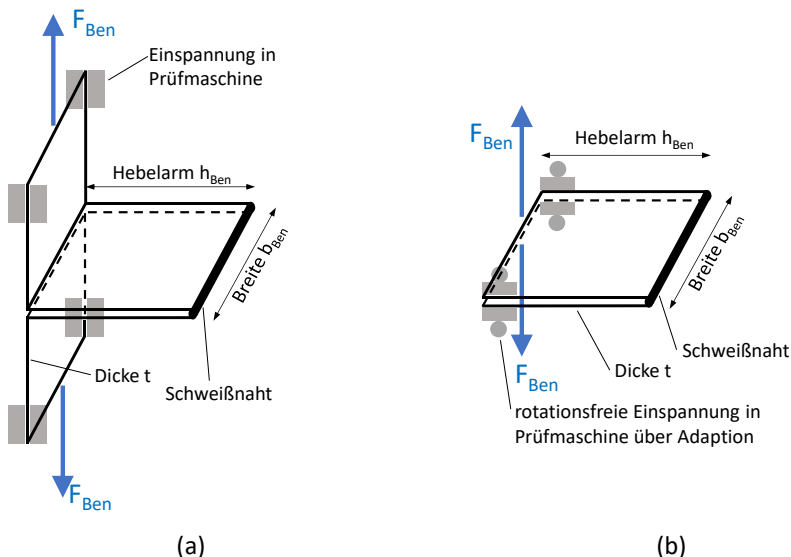


Abbildung 2.26: Probekörpertypen für den Benchmarktest: (a) Typ A mit Aufkantung zur direkten Einspannung; (b) Typ B als Flachprobe mit Adaption zur rotationsfreien Einspannung

Als Geometrie für die Kleinprobekörper sind die beiden in Abbildung 2.26 dargestellten Typen verwendbar. Dies ist zum einen der Probekörper vom Typ A mit Aufkantung, wodurch dieser direkt in die Spannbacken der Prüfmaschine eingespannt werden kann, und wie er im Versuch in Abbildung 2.25 (a) verwendet wurde. Zum anderen können auch Probekörper vom Typ B, d. h. Flachproben ohne Aufkantung, verwendet werden. Probekörper vom Typ B werden über eine geeignete Adaption rotationsfrei in die Spannbacken eingespannt.

Der Zusammenhang zwischen dem Benchmarktest mit Kleinprobekörper und dem realen Umformvorgang beim »Die-Less-Hydroforming« ist in Abbildung 2.27 dargestellt.

Vereinfachend wird beim Benchmarktest die hier geradlinige Schweißnaht größtenteils einer 1-axialen Beanspruchung ausgesetzt, wohingegen beim »Die-Less-Hydroforming« während des Umformens in der Regel zwei- oder mehraxiale Spannungszustände in der Schweißnaht- und in den lokalen Umformzonen im Bereich der Schweißnaht auftreten. Dennoch lassen sich mit diesem Ersatzversuch die speziellen »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnähte sehr gut anhand der Kleinprobekörpern hinsichtlich Umformverhalten, Duktilität, Umformgrad und Beanspruchbarkeit der Schweißnaht beurteilen, wodurch es möglich wird, die Schweißparameter vorab zu optimieren und die Eignung verschiedener Nahtdetails, z. B. in Abhängigkeit von Blechdicke oder auch Kantenwinkel (nur relevant für das »3D-Die-Less-Hydroforming«), zu ermitteln.

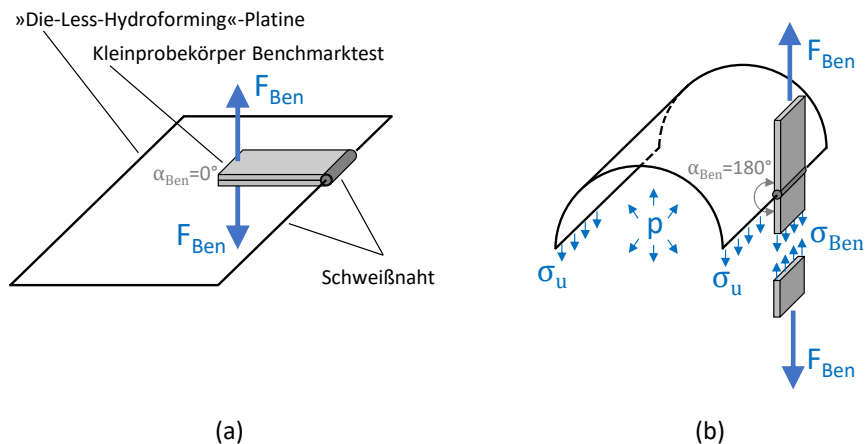


Abbildung 2.27: Zusammenhang zwischen Benchmarktest mit Kleinprobekörper und realem Umformvorgang beim »Die-Less-Hydroforming« einer streifenförmigen rechteckigen Platine: (a) »Die-Less-Hydroforming«-Platine mit Position des Kleinprobekörpers im Ausgangszustand; (b) Freigeschnittenes Halb-Modell des aus dem »Die-Less-Hydroforming« resultierenden zylindrischen Objekts mit Zuordnung des analog verformten Kleinprobekörpers aus dem Benchmarktest (Hinweis: Längsspannungen aus Innendruck im Bild nicht dargestellt)

2.4 Liste von ausgewählten Nutzern und Nutzerinnen

Nachfolgend ist eine alphabetische Aufzählung von ausgewählten Anwendern/innen des »Die-Less-Hydroforming« angefügt. Teilweise wurde bereits in den vorherigen Abschnitten auf deren Projekte konkret eingegangen, teilweise werden nachfolgend auch Anwender genannt, zu denen kein direkter Bezug im Rahmen dieser Arbeit dargestellt wurde. Ziel ist, den interessierten Lesern eine schnelle Eigenrecherche zu ermöglichen, weshalb die zugehörige Internetpräsenz direkt angefügt ist. Die meisten dieser Anwender sind Mehrfach-Nutzer des »Die-Less-Hydroforming«, d. h. in den angegeben Internetquellen finden sich mehrere Arbeiten und Projekte. Aufgrund der aktuell stark wachsenden Anzahl von Anwendern/innen kann diese Aufzählung den Anspruch der Vollständigkeit nicht erfüllen.

Übersicht von Anwender/innen bzw. Beispielen (Auswahl):

Franz Bahr | <https://www.franz-bahr.com>

Moran Barmaper | <https://www.youtube.com/user/Momo24435>

Elizabeth Brim | <http://www.elizabethbrim.com>

William Cannings | <https://www.crisworley.com/artists/william-cannings>

Full Blown Metals (& Stephen Newby) | <https://fullblown.co.uk/>

Colin Furze | <https://youtu.be/eA46WFX7jWA?si=8LtOuI91FbqHobQd>

Ewerdt Hilgemann | <https://www.hilgemann.nl>

Connor Holland | <http://www.connorholland.com/>

Henri Iglesis | https://www.instagram.com/henri_iglesis/

Hans Kupelwieser | <http://www.kupelwieser.at/>

Thomas Kühnapfel | <http://kuehnafelart.com/>

Alistair McClymont | <http://www.alistairmcclymont.com/>

Oskar Zieta | <https://www.zieta.pl/>

3 **Stabförmige »Die-Less-Hydroforming«-Objekte und deren Beul- bzw. Faltenerscheinungen**

Zum Einstieg wird eine Gegenüberstellung des Stabilitätsversagens von dünnwandigen Schalenstrukturen, d. h. Schalenbeulen, und den während einer Blechumformung beim Vorhandensein von Druckspannungen möglichen Beul- bzw. Faltenerscheinungen präsentiert, um die Gemeinsamkeiten und Unterschiede zu erläutern. Ein besonderer Fokus liegt dabei auf dem Einfluss einer Innendruckbeanspruchung (infolge eines kompressiblen Gases oder einer inkompressiblen Flüssigkeit) bezüglich Beulen- bzw. Faltenbildung. In der vorliegenden Arbeit wird »Die-Less-Hydroforming« (= hydromechanische Umformung ohne Formwerkzeug) von streifenförmigen doppellagigen Platinen (d. h. Platinenlänge >> Platinenbreite) betrachtet, aus denen durch Umformung stabförmige (d. h. Bauteillänge >> Querschnittsabmessungen) Strukturen mit röhrenartigem Querschnitt resultieren. Nachfolgend wird zuerst für solche »Die-Less-Hydroforming«-Objekte der generelle Umformablauf beschrieben und es werden diskrete Parameter zur geometrischen Beschreibung der Umformung eingeführt. Anschließend werden die möglichen Beul- und Faltenerscheinungen anhand von Praxisbeispielen erörtert. Hierauf bezugsnehmend erfolgt in Abschnitt 7 die numerische Untersuchung dieses Fertigungsverfahrens hinsichtlich Schweißen und Umformen.

3.1 **Abgrenzung von Stabilitätsversagen bei Tragstrukturen im Bauwesen und Faltenbildung beim Fertigungsverfahren Blechumformung für den Spezialfall einer Innendruckbeanspruchung**

In der **Tragwerksbemessung im Bauwesen** ist das Ziel einer Stabilitätsanalyse und deren zugehörige Methodik klar definiert. Die Aufgabe ist, insbesondere bei Vorliegen einer Druckbeanspruchung, mögliche Stabilitätsversagensformen der Struktur zu eruieren, um eine Beanspruchbarkeit abzuleiten. Dadurch kann das schlagartig eintretende Stabilitätsversagen von Einzelbauteilen eines Tragwerks oder der Kollaps der Gesamtstruktur durch ausreichende Dimensionierung im Vorfeld unterbunden werden. Dies kann im ersten Schritt durch Analyse der Tragstruktur unter Annahme der perfekten Geometrie und

Bestimmung einer idealen Beulspannung erfolgen. Für die Bemessungspraxis ist eine Auslegung unter Berücksichtigung stets in der Realität vorhandener (Fertigungs-)Imperfektionen erforderlich, um einen wirklichkeitsnahen Wert für die Beanspruchbarkeit zu erhalten.

Abhängig von der Art des Bauteils, d. h. Stab, Platte oder Schale wird das unter Druckbeanspruchung in der Struktur eintretende Stabilitätsversagen als Knicken, Plattenbeulen oder Schalenbeulen bezeichnet. Bei Platten und Schalen kann zudem eine Scherbeanspruchung zum sogenannten Schubbeulen führen. Im Last-Verschiebungs-Diagramm der Stabilitätsgefährdeten Strukturen können (z. B. mittels einer statisch nichtlinearen FE-Analyse) bei Erreichen bestimmter Lasthöhen mögliche Stabilitätspunkte identifiziert werden. In diesen liegt im indifferenten Zustand bei gleichem Lastniveau neben einer instabilen Gleichgewichtslage (=Nachbarzustand) in unmittelbarer Nachbarschaft eine stabile Gleichgewichtslage (= Grundzustand) vor, zwischen welche die Tragstruktur durch eine infinitesimal kleine Störung wechseln kann. Diese Punkte werden als Indifferenzpunkte bezeichnet. Das an diesen Punkten mögliche Stabilitätsereignis bzw. Stabilitätsversagen wird abhängig vom Verhalten der Kurve in diesem Punkt als Verzweigung (z. B. beim Knickstab) oder als Durchschlagen (z. B. beim Zwei-Gelenk-Bogen) unterklassifiziert. Hinsichtlich der detaillierten mathematischen Theorie zum Stabilitätsversagen wird an dieser Stelle auf die Standardwerke der Technischen Mechanik, u. a. Abschnitt 8.5 in [36], Abschnitt 7 in [37] und Abschnitt 5 in [38], sowie Abschnitt 7 in [39] verwiesen.

Die Bemessung und die Ausführung von Tragwerken im bauaufsichtlichen Bereich sind gesetzlich geregelt. Verschiedene Forschungsinstitutionen des konstruktiven Ingenieurbaus (Stahlbau) sowie der Baustatik und Mechanik haben theoretische, numerische und experimentelle Forschungsarbeiten zur Stabilitätsanalyse durchgeführt. Exemplarisch sei hinsichtlich der Stabilitätsanalyse allgemein und im speziellen von Kreiszylinderschalen an dieser Stelle auf zahlreiche Forschungsarbeiten u. a. unter der Leitung von »Rotter†« in Edinburgh, »Schmidt†« in (Duisburg-)Essen, sowie »Mang†«, »Saal«, »Schulz«, »Wagner«, »Schweizerhof«, »Knödel« und »Ummenhofer« in Karlsruhe verwiesen.

Viele der Forschungsergebnisse fanden Eingang in die gesetzliche Normung, die heute in Form der Eurocode-Reihe als europäisches Regelwerk vorliegt. Diese Bemessungsvorschriften, siehe z. B. in DIN EN 1993-1-6 [40] für das Schalenbeulen, beinhalten u. a. verschiedene Nachweismethoden zur Bestimmung der Beanspruchbarkeit sowie Regelungen bezüglich zulässiger geometrischer Imperfektionen. Eine umfangreiche Zusammenfassung zur Entstehungsgeschichte der Schalenbeulen-Normung (mit Schwerpunkt der Essener Beiträge) wird von »Schmidt†« in [41] präsentiert.

Demgegenüber stellt das **Umformen** (oder die **Umformtechnik**) eine der Hauptgruppen der Fertigungsverfahren nach DIN 8580 [42] zum Herstellen eines Werkstücks dar. Ziel ist an erster Stelle die Herstellung eines fehlerfreien Umformteils, d. h. das Auftreten unerwünschter Deformationen und Versagensformen während des kontinuierlichen Umformvorgangs muss verhindert werden. An das resultierende Umformteil werden, ebenso wie an ein Bauwerk, stark abhängig vom weitreichenden Einsatzgebiet von Umformteilen, verschiedenste Anforderungen, z. B. funktionaler oder ästhetischer Art, gestellt.

Hinsichtlich geeigneter Fertigungsparameter gibt es für das Umformen keine normativen oder gesetzlichen Vorgaben. Die Wahl geeigneter Fertigungsparameter obliegt allein dem Hersteller. Die Inverkehrbringung ist durch seine Produkthaftung rechtlich abgedeckt. Selbstverständlich existieren zu den verschiedenen Umformverfahren ebenso zahlreiche Forschungsarbeiten und die theoretischen Hintergründe sind aus Fachliteratur bekannt.

Verschiedene Verfahrensvarianten des Umformens werden über DIN 8582 [43], hinsichtlich des beim Prozess vorliegenden Spannungszustands im Werkstück, in Gruppen unterklassifiziert. Bei der klassischen Blechumformung (z. B. Tiefziehen und dessen Verfahrensvarianten nach DIN 8584-3 [44]) erfolgt die Belastung der Platine durch einen mechanischen Stempel oder über ein Wirkmedium in Richtung ihrer Ebene. Während des kontinuierlichen Umformvorgangs können im dünnwandigen Blechformteil Zug- und Druckspannungen in Form eines ebenen Spannungszustandes entstehen. Folglich wird nach DIN 8582 das Tiefziehen der Gruppe »Zugdruckumformen« untergeordnet.

Allgemein führen Zugspannungen zu Dehnungen und Druckspannungen zu Stauchungen. In der Blechumformtechnik ist dabei die Fragestellung von zentraler Bedeutung, ob in diesen Dehnungs- bzw. Stauchungszonen Fehler am Werkstück entstehen. In den Zugspannungszonen kann es bei Überschreiten der Zugfestigkeit des Werkstoffs zu einer lokalen Einschnürung kommen, woraus als Reißer bezeichnete Rissbildung im Werkstück entstehen kann, vgl. Abbildung 3.1. Im Bereich der Druckspannungen kann bei Überschreiten einer kritischen Spannung ein lokales Beulen auftreten, welches das Werkstück hinsichtlich funktionaler oder ästhetischer Gesichtspunkte weitgehend unbrauchbar machen würde. Diese aufgrund der Druckspannung resultierende Deformation wird in der Fachliteratur der Umformtechnik durchweg als Faltenbildung oder als Falten bezeichnet, vgl. u. a. [45], [46], [47], [48] sowie [49].

»Siegert« identifiziert die Faltenbildung aus mechanischer Sicht als Bifurkationspunkt, d. h., Verzweigungspunkt, siehe Abschnitt 8.10.3.1 in [46]. Weiterhin weist er darauf hin, dass bei zeitunabhängigen statisch-impliziten Umformsimulationen aufgrund der benachbarten Gleichgewichtslagen eine Singularität der Steifigkeitsmatrix entstehen kann, was

bei dynamisch-expliciten Simulationen, welche ohne Steifigkeitsmatrix ablaufen, nicht möglich ist. Details siehe Abschnitt 8.10.3.1 in [46].

Im Detail wird bei der Blechumformung entsprechend Abbildung 3.1 eine Klassifizierung der Faltenbildung in Falten 1. Art und Falten 2. Art vorgenommen. Die Faltenbildung während der Umformung kann durch Anpassung des Fertigungsprozesses vermieden werden. So kann beim Tiefziehen die Faltenbildung 1. Art, d. h. Falten im Bereich des Flansches eines Napfes, durch eine ausreichende Niederhalterkraft über Kontakt verhindert werden. Die Falten 2. Art entstehen aufgrund von Umfangsdruckspannungen in der Zarge des Tiefziehbauteils in den Bereichen, wo die Platine nicht durch das Formwerkzeug örtlich gestützt wird, d. h. kein beidseitiger Kontakt vorhanden ist. Ursache ist, dass der sogenannte Ziehspalt (= Abstand Platine zu Formwerkzeug) zu groß ist. Dem Auftreten von Falten 2. Art kann durch Anpassung der Platine, d. h. in erster Linie durch Erhöhung der Blechdicke, oder durch Verringerung des Ziehspaltes entgegengewirkt werden. Weiterhin kann durch die Substitution des mechanischen Stempels durch ein Wirkmedium dem Auftreten von Falten 2. Art entgegengewirkt werden, weil so eine Stützwirkung durch die weitgehend inkompressible Flüssigkeit aktiviert werden kann. Siehe u. a. [45], [46], [47], [48] sowie [49].

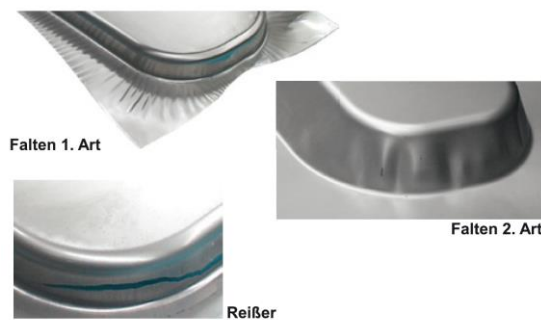


Abb. 4.29: Versagensfälle Bodenreißer und Faltenbildung
(Quelle: IFU Stuttgart)

Abbildung 3.1: Versagensformen bei der Blechumformung am Beispiel des Tiefziehens eines Napfes {Bildquelle: Handbuch Umformen, Hoffmann, H., Neugebauer, R. & Spur, G. (Hrsg.), Carl Hanser Verlag, München 2012}

Beim »Die-Less-Hydroforming« wird die Umformung der doppellagigen Platine über ein unter Druck stehendes Wirkmedium erzeugt. Für die weiteren Betrachtungen können daher die bereits vorliegenden Erfahrungen aus der konventionellen Innendruckumformung der Umformtechnik sowie insbesondere auch vom Lastfall Innendruck im Bauwesen als allgemeine Erkenntnisquelle herangezogen werden.

Im Bereich des Bauwesens tritt der Lastfall Flüssigkeits- oder Gasdruck z. B. im Behälterbau auf. Bei Behältern mit einem Mantel in Form einer dünnwandigen Kreiszylinderschale kann Stabilitätsversagen u. a. durch Axialbeulen (d. h. aufgrund einer Axialbeanspruchung) oder durch Umfangsbeulen (d. h. aufgrund eines Unterdrucks im Behälterinnen oder äquivalent einem Außendruck infolge von Wind) auftreten. Bei gleichzeitiger Wirkung einer Axialbeanspruchung und eines Außendrucks überlagern sich die Druckspannungskomponenten der Meridian- und Umfangsrichtung. Dies wirkt sich ungünstig auf das Beulversagen aus, d. h. die kritische Axialbeullast verringert sich. Diese Lastkombination wird durch Interaktionsnachweise in den bauaufsichtlichen Regelwerken, z. B. [40], berücksichtigt.

Durch die Füllung eines zylinderförmigen Behälters mit einer nahezu inkompressiblen Flüssigkeit entsteht eine hydrostatische Innendruckbeanspruchung, die sich ebenso mit einer vorhandenen Axialbeanspruchung überlagert, aber dann aufgrund der Stützwirkung des Fluids und seiner glättenden Wirkung auf geometrische Imperfektionen einen axialbeullaststeigernden Effekt hervorrufen kann, vgl. Zusammenfassung von »Ummenhofer« in Abschnitt 2.2 von [50]. Ebenso ist gemäß Erläuterungen in [50] aufgrund eines Innendrucks aber auch eine axialbeullastmindernde Wirkung, z. B. bei rotationssymmetrischen Deformationen als Imperfektionen im Zusammenhang mit Randstörungen, wie beim sogenannten Elefantenfuß, möglich. Exemplarisch sind in Abbildung 3.2 experimentelle Probekörper aus [50] dargestellt, wo die axialbeullaststeigernde Wirkung des Innendrucks erkennbar ist. Beim Probekörper 850-AL mit reiner Axiallastbeanspruchung betrug die Versagenslast 229 kN und das Nachbeulmaximum 81 kN. Dahingegen resultierte beim baugleichen Probekörper 850-AW mit Axiallastbeanspruchung und einem Wasserinnen- druck von $0,0245 \text{ MPa} = 245 \text{ mbar}$ eine Versagenslast von 287 kN und ein Nachbeulmaximum von 163 kN.

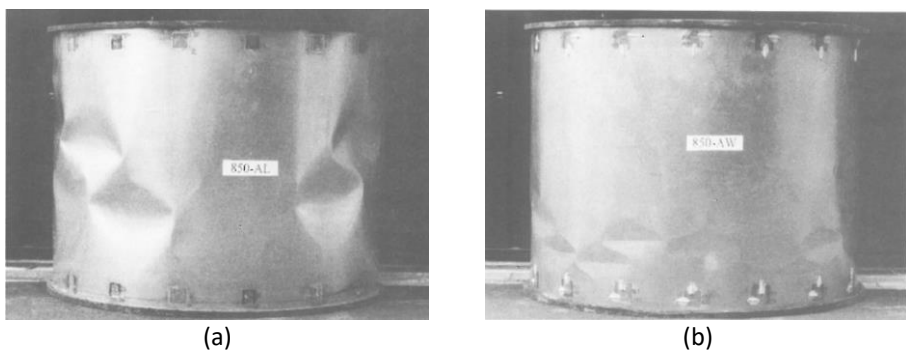


Abbildung 3.2: Experimentelle Untersuchungen von »Ummenhofer« zum Einfluss eines Innendrucks beim Axialbeulen: (a) Probekörper 850-AL mit reiner Axialbeanspruchung; (b) Probekörper 850-AW mit Axialbeanspruchung und Wasserfüllung mit Überdruck {Bildquelle: [50]}

Bei einer dünnwandigen geschlossenen Kreiszyinderschale mit einer uniformen Innendruckbeanspruchung liegen im zylindrischen Mantel in Umfangs- und Meridianrichtung Zugspannungen auf Basis der Kesselformel vor, weswegen folglich ein Stabilitätsversagen des Zylinders durch Beulen aufgrund fehlender Druckspannung (ohne Randstörungen) nicht auftreten wird. Jedoch entstehen bei reiner Innendruckbeanspruchung in den zur Begrenzung eines geschlossenen Druckraums an den beiden Zylinderenden notwendigen Abschlusselementen Zug- und Druckspannungen als Randstörungen. Wenn es sich bei den Abschlusselementen um ebene Böden (z. B. bei einem Stahl-Fass) handelt, kann bei ausschließlich hohen Innendrücken, und vor dem Bersten des Fassmantels, eine starke Wölbung der ebenen Böden eintreten. Dabei entsteht im gewölbten Deckel im Übergangsbereich zur Zylinderschale eine kreisringförmigen Druckspannungszone, aus welcher ein lokales Beulen entstehen kann, vgl. Abbildung 3.3.



Abbildung 3.3: Beul- und Faltenbildung am ebenen Deckel eines Stahl-Fasses bei Innendruck {Bildquelle: [51], Bildzuschnitt und Bildanonymisierung durch Verf.}

Im Behälterbau werden als Abschlusselemente für die Kreiszyinderschale üblicherweise gewölbte Böden, wie z. B. der Bauart Klöpperboden, verwendet. Ähnlich dem Versagen in Abbildung 3.3 kann auch bei diesen gewölbten Böden unter Innendruck ein Beulen im Krepfenbereich entstehen, vgl. Abbildung 3.6, und siehe für weitere Details z. B. [52], [53], [54], [55] oder [56]. »Galletly« beschreibt in [55], dass bei Innendruck diese Art von Stabilitätsversagen als elastisches oder plastisches Beulen auftreten kann. Er weist darauf hin, dass es sich bei gewölbten Böden aus Stahl in der Regel um ein plastisches Beulen, d. h. um eine nach Druckentlastung bleibende Deformation handelt. Aktuelle numerische und experimentelle Untersuchungen zum Beulen bei Innendruck von gewölbten Böden liegen von Forschungsarbeiten aus China, siehe u. a. [57] oder [58] vor. Nach Eintreten des Beulmusters kann der Innendruck, d. h. die Einwirkung, weiter gesteigert werden, ohne dass ein Kollaps der Struktur auftritt. In Analogie zur klassischen Stabilitätsanalyse der Strukturmechanik, würde man dieses Beulen daher als gutartig und lokal einstufen. Mit Abbildung 11 in [54] liegt ein Innendruck-Verformungs-Schaubild von einer FEM-Innendruck-Simulation mit gewölbten Böden vor, an welchem das Beulen anhand eines

kaum erkennbaren Knickes der monoton steigenden Innendruck-Kurve durch die Autoren identifiziert wurde.

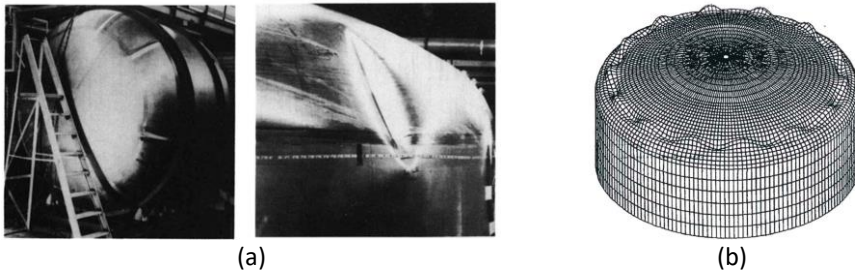


Abbildung 3.4: Beulen- und Faltenbildung bei gewölbten Böden unter sehr hohem Innendruck: (a) Beulen im Bereich der Krempe eines gewölbten Bodens {Bildquelle: Fig.1 in [55]}; (b) FE-Berechnung mit 14 Beulen in der Krempe {Bildquelle: Abb. 6-10 in [55]}

Die beim »Die-Less-Hydroforming« unter Innendruck auftretenden Beul- und Faltenerscheinungen sind diesem unter Innendruckbeanspruchung auftretendem Beulen artgleich, vgl. u. a. die von »Geckeler« [5] als Doppelblatt bezeichnete kreisförmige doppel-lagige Platine in Abbildung 3.7, und werden von ihm als Stabilitätsproblem klassifiziert. Aus strukturmechanischer Sicht liegt beim Eintreten der Beul- bzw. Faltenerscheinungen beim »Die-Less-Hydroforming« ein Stabilitätsereignis ohne kollapsartiges Versagen in Form einer Verzweigung des Innendruck-Lastpfades (von der ohnehin schon von Beginn an imperfekten Struktur) ohne Lastabfall vor, da der Innendruck noch weiter gesteigert werden kann. Dies führt dazu, dass eine fortschreitende Deformation stattfindet und ggf. eine Veränderung der Erscheinungsform der Beulen und Falten auftreten kann.

3.2 Definition von geometrischen Parametern

Es wird eine streifenförmige Platine gemäß Abbildung 3.5 (a) betrachtet. Im allgemeinen Fall von streifenförmigen Platinen kann deren Breite B veränderlich über die die Gesamtlänge L sein. In dieser Arbeit werden ausschließlich doppelsymmetrische Platinen mit rechteckiger Form betrachtet, bei denen B konstant über die gesamte Länge L ist. Die beide Einzelplatinen haben die gleiche Blechdicke t . Die Schweißung der Füge- und Dichtnaht erfolgt ausschließlich umlaufend am Platinenrand gemäß der Basiskonfiguration nach Abbildung 2.3 (a), es sind keine innenliegenden Verbindungsstellen vorhanden. Ein x - y - z -Koordinatensystem wird im Schwerpunkt der doppel-lagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine entsprechend Abbildung 3.5 definiert.

Betrachtet wird ein Querschnitt an einer Stelle x orthogonal zu Platinenlängsrichtung, d. h. in der y - z -Ebene. Entsprechend der Definition in Abbildung 3.5 (b) wird der Abstand zwischen den beiden Schweißnähten am Platinenlängsrand als d_{weld} bezeichnet. Der in y -Richtung mittige Abstand zwischen der unteren und der oberen Platinenfläche wird als d_{mid} bezeichnet. Zu Beginn, d. h. Stufe ① in Abbildung 3.5 (b), entspricht d_{weld} der Platinenbreite B und d_{mid} ist näherungsweise Null. Durch Einbringen des Wirkmediums in den Zwischenraum der beiden Platinen beginnt die Umformung, vgl. Stufe ② und ③ in Abbildung 3.5 (b), wodurch der Wert von d_{weld} abnimmt und die Größe von d_{mid} ansteigt.

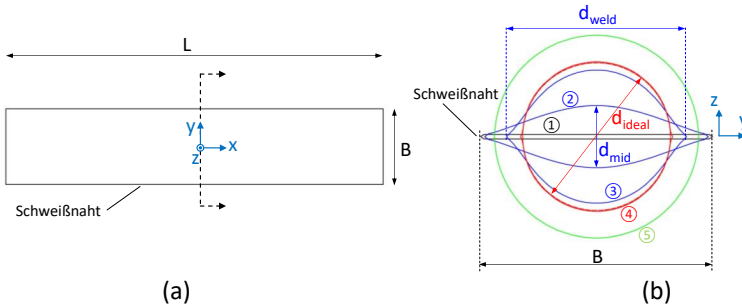


Abbildung 3.5: Parameterdefinition zur Beschreibung verschiedener Umformstufen bei einer streifenförmigen doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine: (a) Draufsicht (b) Querschnitt

Beim »Die-Less-Hydroforming« von streifenförmigen Platinen (mit Wasser als nahezu inkompressibles Wirkmedium) stellt sich in ausreichendem Abstand zu den beiden Enden an der Stelle x bei zunehmender Umformung näherungsweise ein kreisförmiger Querschnitt ein. Unter der Annahme, dass die Membranspannung in Umfangsrichtung gerade die Streckgrenze erreicht bzw. nur geringfügig überschreitet und daher in Umfangsrichtung nahezu keine plastische Dehnung stattfindet resultiert der Zustand ④ in Abbildung 3.5 (b) und es gilt näherungsweise der Ansatz entsprechend Gleichung 3.1: Die zweifache Platinenbreite B (an der jeweiligen Stelle x) wird annäherungsweise auf einen Kreisumfang abgewickelt. Der Durchmesser dieses Kreises im Zustand ④ wird als d_{ideal} bezeichnet. Im Zustand ④ ist $d_{\text{weld}} \approx d_{\text{mid}} \approx d_{\text{ideal}}$

$$2 \cdot B = U^* \Leftrightarrow 2 \cdot B = \pi \cdot d_{\text{ideal}} \Leftrightarrow d_{\text{ideal}} = \frac{2 \cdot B}{\pi} \quad (3.1)$$

Wenn nach Erreichen von Zustand ④ der Innendruck beim »Die-Less-Hydroforming« weiter erhöht wird, und unter der Voraussetzung, dass kein frühzeitiges Versagen in der »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnaht eintritt, kommt es zu einer kontinuierlichen Zunahme der plastischen Dehnung in Umfangsrichtung, siehe Zustand ⑤. Der Durchmesser des kreisförmigen Querschnitts steigt ausgehend von d_{ideal} kontinuierlich an, verbunden

mit einer zunehmenden Blechdickenabnahme infolge des Plastizierens. Schließlich kommt es bei Erreichen der Gleichmaßdehnung zur einer lokalen Blechdickeneinschnürung, wodurch ein Versagen durch Bersten in Form eines Aufreißens in Längsrichtung, bedingt durch das aus der Kesselformel bekannten Spannungsverhältnis, eintritt. Im übertragenen Sinne entspricht dieser beschriebene Ablauf beim »Die-Less-Hydroforming« dem Ablauf eines klassischen Zugversuches, wenn man sich eine auf den Kreisumfang projizierte Zugprobe vorstellt, vgl. Darstellung in Abbildung 2.27 (b).

3.3 Beul- bzw. Faltenerscheinungen

Bei der Umformsequenz in Abbildung 3.6 kann der in Abschnitt 3.2 beschriebene und in Abbildung 3.5 (b) dargestellte Ablauf der Umformung beim »Die-Less-Hydroforming« beobachtet werden. Augenscheinlich endet die Umformung jedoch bei diesem Probekörper zwischen Zustand ③ und ④. Zusätzlich kann hier das für »Die-Less-Hydroforming« oft typische Auftreten eines Beulmusters an den beiden Platinenlängsrändern beobachtet werden.



Abbildung 3.6: Umformsequenz einer streifenförmigen doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine mit rechteckiger Form: (a) Ausgangszustand mit leichtem Schweißverzug; (b) Eintreten des charakteristischen Beulmusters an den Platinenlängsrändern {Bildquelle: Aufnahmen erstellt & zugeschnitten durch Verf. aus: <https://youtu.be/eA46WFX7jWA>, Videokanal von »colinfurze«, Bilddarstellung und Bildbeschreibung in Anlehnung an [59]}

Beim Umformen der streifenförmigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen kann ein aufgrund der dünnen Blechdicken sehr sensitiv und oft ohne vorab sichtbare (Fertigungs-) Imperfektionen auftretendes Stabilitätsereignis in Form eines charakteristischen Beulmusters in den Druckspannungszonen entstehen. Diese Druckspannungen in Platinenlängsrichtung entstehen bei den streifenförmigen Platinen während der Innendruck-Umformung an den beiden Platinenlängsrändern, woraus sich das Beulmuster allmählich entwickelt. Das Auftreten dieses charakteristischen Beulmusters ist im Wesentlichen von den geometrischen Parametern sowie von den Werkstoffkennwerten der »Die-Less-Hydroforming«-Platine abhängig.

Im Laufe der Umformung werden die Druckspannungszonen von den mit zunehmendem Innendruck bei zylindrischen Körpern entstehenden Zugmembranspannungen, die aus dem Kesselformel-Zustand resultieren, überlagert. Das »Die-Less-Hydroforming« von streifenförmigen Platinen besitzt somit eine dem Entstehen von Beulen entgegenwirkenden Effekt. Abhängig von der vorliegenden Platinengeometrie, tritt dieser gegenläufige Effekt bereits vor dem Auftreten des Beulmusters ein und verhindert somit das Entstehen der Beulerscheinung. Andernfalls, wenn das Beulmuster beim »Die-Less-Hydroforming« bereits eingetreten ist, wird mit Steigerung des Innendrucks und den entstehenden Zugmembranspannungen die Amplitude der Beulen reduziert. Letzteres wird durch die Beanspruchbarkeit der Schweißnähte begrenzt.

Bei »Die-Less-Hydroforming«-Platinen, welche weniger streifenförmig sind, sondern mehr einem Rechteck mit einem Seitenverhältnis in Größenordnung 1:1 bis 1:2 ähneln, und aus welchen sich typische kissenartige Objekte ergeben, kann sich dieser die Beulamplituden reduzierende Membraneffekt nur eingeschränkt einstellen. Deshalb entwickeln sich hier aus dem anfänglichen Beulmuster bei fortlaufender Innendruck-Umformung oft lokal stark ausgeprägte Falten, vgl. Abbildung 1.3.

Auch beim »Die-Less-Hydroforming« von Platinen mit anderen Geometrien treten oft Beul- und Faltenerscheinungen während der Innendruck-Umformung auf, wie dies auch bei vielen der bereits in den vorherigen Abschnitten gezeigten Beispielen der Fall ist.

Bereits im Jahr 1928 hat »Geckeler« in [5] diese bei Innendruck auftretenden Beul- und Faltenerscheinungen beschrieben und anhand von Experimenten mit Hohlkörpern untersucht. In Abbildung 3.7 ist solch ein Probekörper von »Geckeler«, ein abgeplattetes Rotationsellipsoid, hergestellt aus Messingblech, dargestellt. Dieser Hohlkörper wird durch Innendruck beansprucht, d. h. es handelt sich hier im übertragenen Sinn um »3D-Die-Less-Hydroforming« bzw. »Shell-Hydroforming« entsprechend Abschnitt 2.2.4. Unter der Innendruckbeanspruchung stellt sich beidseits des Äquators des Rotationsellipsoids umlaufend das typische wellenartige Beulmuster umlaufend ein und es ist zudem eine lokal stark ausgeprägte Faltenerscheinung zu beobachten.

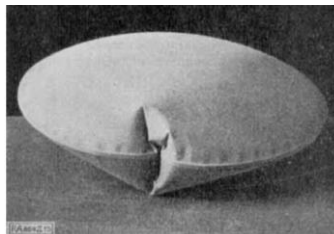


Abbildung 3.7: Beul- bzw. Faltenerscheinungen eines abgeplatteten Rotationsellipsoids unter Innendruck [5]

Ausgehend vom abgeplatteten Rotationsellipsoid führt »Geckeler« das von ihm als »Doppelblatt« bezeichnete Objekt ein, welches dadurch entsteht, dass die Länge der Rotationsachse des Ellipsoids gegen Null strebt. Das »Doppelblatt« entspricht somit einer kreisförmigen doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine.

Solch ein »Die-Less-Hydroforming«-Probekörper bestehend aus zwei kreisförmigen Platinen ist in Abbildung 3.8 darstellend. Der Probekörper wurde durch WIG-Handschiweißung von zwei kreisförmigen Platinen am »KIT-VAKA« hergestellt. In der Druckspannungszone traten auch bei diesem Probekörper allmählich die Beul- und Faltenerscheinungen auf.

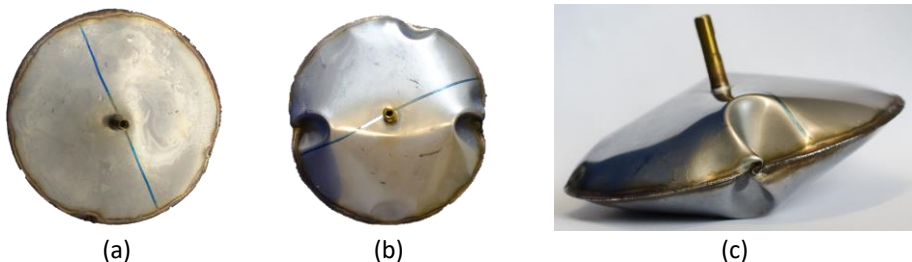


Abbildung 3.8: »Die-Less-Hydroforming« mit kreisförmiger Platine: (a) Ausgangszustand; (b) Draufsicht nach der Innendruck-Umformung; (c) Beul- bzw. Faltenerscheinungen {Bildquelle: »KIT-VAKA«}

In Abbildung 3.9 ist ein Kreisring-Probekörper aus Untersuchungen am »KIT-VAKA« aus [31] abgebildet. Unter Innendruck stellt sich hier eine Verteilung der Zug- bzw. Druckbeanspruchung ähnlich dem im Bauwesen bekannten Speichenrad-Tragprinzip von Stadionsdächern ein. Bei dem Probekörper aus Abbildung 3.9 entstehen während der Innendruck-Umformung am äußeren Rand Druckspannungen und am inneren Rand Zugspannungen. Die Druckspannungen führen im vorliegenden Fall zu einem Stabilitätsereignis in Form von stark ausgeprägten Beul- und Faltenerscheinungen, während sich die Zugspannungen durch eine deutliche plastische Dehnung der innenliegenden kreisförmigen Öffnung widerspiegeln.



Abbildung 3.9: »Die-Less-Hydroforming«-Kreisring-Probekörper aus [31]: (a) Ausgangszustand; (b) Zustand nach Innendruck-Umformung mit Beul- bzw. Faltenerscheinungen {Bildquelle: »KIT-VAKA«}

Wird aus dem geschlossenen Kreisring nun ein Ausschnitt entfernt, so wird hierdurch die während der Innendruck-Umformung am äußeren Rand entstehende Druckkomponente in eine Art Klemmeffekt transformiert, vgl. Probekörper in Abbildung 2.1 in Kapitel 2. Beim »Die-Less-Hydroforming« dieser hinsichtlich ihrer Form einem Pacman ähnelnden Platinengeometrie kommt es zu einem Schließen des vorhandenen Ausschnittes, wodurch ein Klemmeffekt erzeugt wird, der im Rahmen von [60] untersucht wurde. Erwähnt sei an dieser Stelle, dass dieser Klemmeffekt auch mit dem in dieser Arbeit verwendeten FEM-Simulationsmodell abgebildet werden kann, wie die hierzu in [60] durchgeführten Simulationen bestätigt haben.

Der Hocker »Puff« in Abbildung 3.10 der Designerin »Moran Barmaper« stellt ein Beispiel dar, wie dieser durch »Die-Less-Hydroforming« erzeugbare Klemmeffekt in einem funktionalen Designobjekt Anwendung finden kann. Die Sitzfläche des Hockers »Puff« besteht aus einem kreisförmigen »Die-Less-Hydroforming«-Kissen an dessen äußerem Rand drei nach innen einspringende Öffnungen eingebracht sind. Vor dem Umformen wird jeweils ein Hockerbein (aus Holz oder Bambus) in eine dieser Öffnungen hineingesteckt. Durch die Innendruck-Umformung, welche im betrachteten Fall mit einer herkömmlichen Fahrradluftpumpe durchgeführt werden kann, stellt sich beim Umformvorgang eine ringförmige Druckkomponente im äußeren Randbereich ein. Aufgrund dieser Druckkomponente kommt es zu einem Schließen der Öffnungen und es entsteht der Klemmeffekt, wodurch die Hockerbeine fest mit der Sitzfläche verbunden werden.

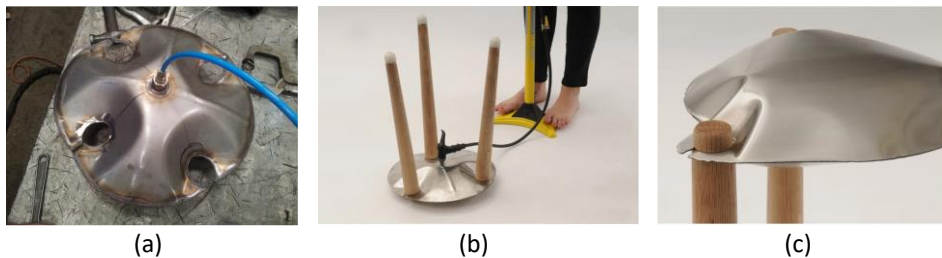


Abbildung 3.10: Der Hocker »Puff« von »Moran Barmaper« als Beispiel für die funktionale Verwendung eines beim »Die-Less-Hydroforming« erzeugten Klemmeffektes zur Verbindung von Sitzfläche und Hockerbeinen: (a) Innendruck-Umformung der Sitzfläche; (b) Innendruck-Umformung der Sitzfläche mit einer Fahrradluftpumpe; (c) Anschlussdetail von Hockerbein an Sitzfläche durch Klemmwirkung {Bildquelle: www.designboom.com [61]}

Aus technischer Sichtweise ist das Auftreten dieser typischen Beul- und Faltenerscheinungen beim »Die-Less-Hydroforming« zum einen von den Platinenabmessungen und der jeweiligen Blechdicke sowie dem E-Modul des Platinenwerkstoffes abhängig, und wird bei klassischen Stabilitätsproblemen von den vorhandenen Imperfektionen beeinflusst.

Als maßgebend für das anschließende »Die-Less-Hydroforming« sind die beiden folgenden aufgrund des Schweißens der Füge- und Dichtnaht entstehenden und miteinander verknüpften Imperfektionen zu identifizieren:

- Schweißverzug (= geometrische Imperfektion)
- Schweißeigenspannungen (= strukturelle Imperfektion)

Diese Imperfektionen beeinflussen die Beul- und Faltenerscheinungen. Allgemein ausgedrückt führen sie zu einem früheren Eintreten dieser Stabilitätserscheinungen als bei einer theoretisch perfekten Struktur: Dies wurde im übertragenen Sinne von »Geckeler« in [5] für die Rotationsellipsoide unter Innendruck-Beanspruchung bereits beschrieben.

Insbesondere bei den in dieser Arbeit betrachteten streifenförmigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen sind die aus der Schweißung an den beiden Platinenlängsrändern resultierenden Imperfektionen für die anschließende Innendruck-Umformung von besonderer Bedeutung: Beim Schweißen der Längsnähte entstehen Längsschrumpfungen durch das Zusammenziehen des Schweißguts in der Schweißzone beim Abkühlen. Bei den streifenförmigen Platinen werden durch die beidseitige Längsschrumpfung der Schweißnähte Druckeigenspannungen in der Platine erzeugt, welche zum Schweißverzug der Platine führen können oder als Schweißeigenspannungen in der Platine verbleiben. Das Ausmaß hängt hierbei zum einen stark vom Wärmeeintrag, d. h. vom verwendeten Schweißprozess und dessen Schweißparametern, sowie zum anderen von der Art der verwendeten Fixierungsvorrichtung (vgl. Abschnitt 2.3.1) sowie deren Werkstoff und indirekt dessen Wärmeleitung ab. Aus dem Schweißprozess resultiert nach der Abkühlung ein Mischzustand aus Schweißverzug bzw. Schweißeigenspannungen in der doppellagigen Platine. Der Schweißverzug kann bei den streifenförmigen Platinen in Abbildung 2.21 (d) und Abbildung 3.6 (a) beobachtet werden.

In [59] wird eine streifenförmige doppellagige Platine gezeigt, bei welcher die aus Längsschrumpfung beim Schweißen resultierende Druckbeanspruchung zu einer Deformation mit klassischem, nahezu regelmäßigem Plattenbeulmuster führte. Dieser Schweißverzug in Form des Beulmusters in der doppellagigen Platine beeinflusst als Imperfektion das anschließende »Die-Less-Hydroforming«, bei welchem während der Umformung verschiedene Beul- und Faltenerscheinungen, eintreten, vgl. Abbildung 3.11.

Bei »Die-Less-Hydroforming«-Platinen mit technischer Anwendung wird man versuchen, durch schweißtechnische Maßnahmen den durch die Längsschrumpfung verursachten Schweißverzug möglichst auf ein Minimum zu beschränken und Schweißeigenspannungen zu reduzieren.

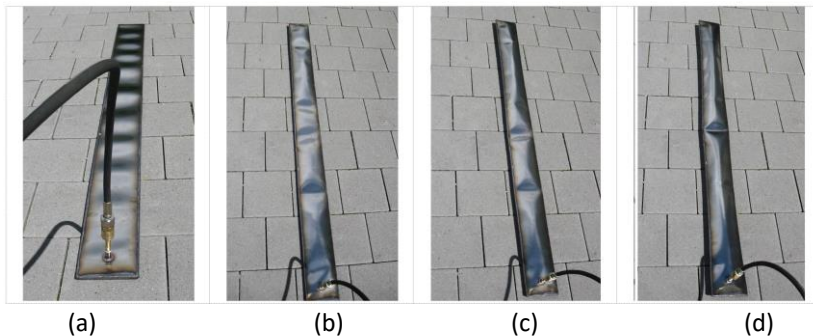


Abbildung 3.11: Streifenförmige »Die-Less-Hydroforming«-Platine: (a) Schweißverzug in Form eines Beulmusters nach dem Schweißen im Ausgangszustand; (b) - (d) Entwicklung von Beul- bzw. Faltenerscheinungen während der Innendruck-Umformung {Bildquelle: Bachelorarbeit von »Benjamin Seyfried« am »KIT-VAKA« (unveröffentlicht), Bilddarstellung und Beschreibung in Anlehnung an [59] durch Verf.}

Zusammenfassend sind nachfolgend die wesentlichen Mechanismen, welche das Auftreten der Beul- und Faltenerscheinungen beim »Die-Less-Hydroforming« beeinflussen und sich überlagern bzw. gegenseitig beeinflussen, aufgeführt:

- Geometrische Abmessungen der Platine in Verbindung mit der vorliegenden Blechdicke
 - Entstehung von Druckspannungen (vorzugsweise an den Platinenlängsrändern) während der Innendruck-Umformung als Hauptursache für das Auftreten der Beul- und Faltenerscheinungen
 - Entstehung von Zugmembranspannungen aus dem Innendruck (Kesselformel) mit entgegengerichteter bzw. heilender Wirkung hinsichtlich des Auftretens der Beul- und Faltenerscheinungen
- Imperfektionen aus dem Schweißprozess
 - Durch den Schweißprozess entstehen Zugeigenspannung in den Schweißnähten und der WEZ aus der Längsschrumpfung, die im Gleichgewicht mit Druckeigenspannungen im freien Blech stehen. Diese liegen als Spannungsfeld im Ausgangszustand vor und begünstigen das Auftreten der Beul- und Faltenerscheinungen
 - Schweißverzug, welcher generell abhängig von seiner Intensität den anschließenden Umformvorgang beeinflusst

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass strukturelle Fehler, z. B. durch lokalen Einbrand an der Schweißnaht der doppellagigen Platine, wie sie bei dem »Die-Less-

Hydroforming«-Kunstobjekt in Abbildung 2.23 vorhanden sind, für die anschließende Innendruck-Umformung eine besonders stark ausgeprägte Imperfektion darstellen. Solche Störstellen dienen als Nukleus von Beulen oder Falten möglich. Auch sonstige ungünstige (Vor-)Verformungen der Blechplatinen können im Rahmen der vorherigen Herstellungsschritte, z. B. Zuschchnitt und Handling, insbesondere bei den großen Platinenabmessungen und der dünnen Blechdicken entstehen. Diese Imperfektionen werden in Kapitel 7 nicht betrachtet, da diese für technisch nutzbare Objekte in der Regel nicht tolerierbar sind und bei der Herstellung durch geeignete Maßnahmen, wie z. B. schweißtechnische Ausführung und sorgsames Handling, vermieden werden können.

3.4 Der »KIT-VAKA«-Probekörper »WA1«

Zur Untersuchung des Umformverhaltens von streifenförmigen doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen wurde am »KIT-VAKA« nach einer Idee von »Ummenhofer« durch »Metzger« und »Rzepecki« der Probekörper »WA1« als akademischer Demonstrator konzeptioniert. Die Form der doppellagigen Platine wurde so gewählt, dass durch das »Die-Less-Hydroforming« ein stabförmiger Körper mit einem von der Mitte sich zu den beiden Enden verjüngenden Querschnitt entsteht, siehe Abbildung 3.13.

3.4.1 Fertigung

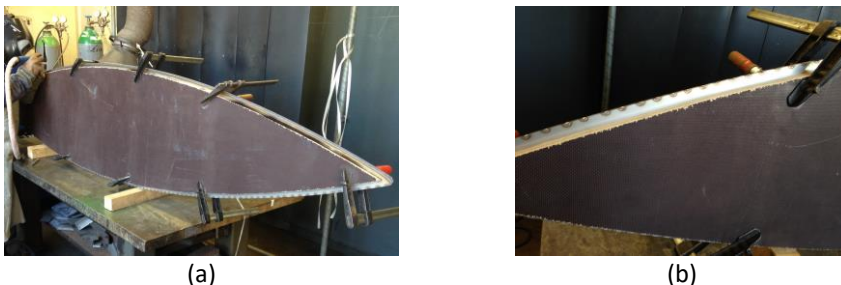


Abbildung 3.12: Herstellung des Probekörpers »WA1«: (a) WIG-Handschiweißung bei großflächiger Fixierung der beiden Platinen in Siebdruckplatten mit überstehendem Platinenrand; (b) Schweißshefter auf der Stirnnahtfläche zur Fixierung der beiden Blechplatinen {Bildquelle: »KIT-VAKA«}

Die Fertigung und Schweißung des »WA1« erfolgte im Labor des »KIT-VAKA« durch »Rzepecki« im Juni 2015. In Abbildung 3.12 (a) ist das Schweißen der umlaufenden Stirnnaht als wesentlicher Schritt zur Herstellung der doppellagigen Platine zu sehen. Die beiden Platinen wurden hierfür in einer Schalung aus Siebdruckplatten großflächig fixiert,

wobei der Platinenrand umlaufend aus der Schalung überstand. Die Blechdicke jeder Platine betrug $t = 2,5 \text{ mm}$. Durch umlaufende Schweißhefter wurde eine erste Verbindung hergestellt, vgl. Abbildung 3.12 (b). Anschließend wurde durch eine WIG-Handschiweißung die Füge- und Dichtnaht umlaufend am Platinenrand erstellt. Die Schweißgeschwindigkeit betrug ca. 2 cm pro Minute bei einer Schweißstromstärke von 80 A.

3.4.2 Umformung

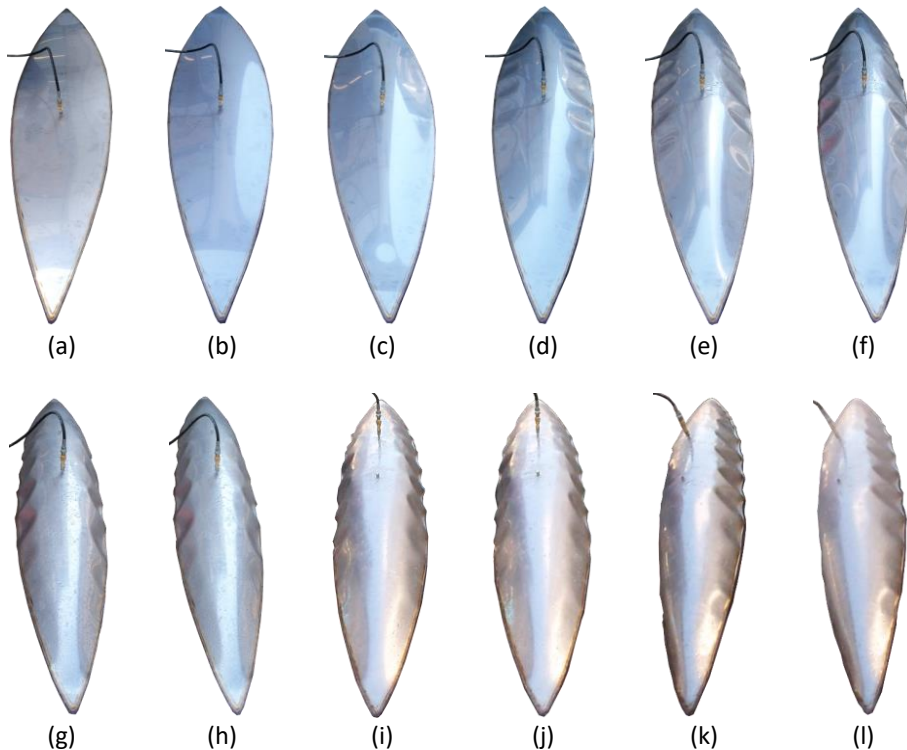


Abbildung 3.13: Umformsequenz des Probekörpers »WA1« mit dem für das »Die-Less-Hydroforming« von streifenförmigen Platinen typischen Beulmuster: (a) Ausgangszustand; (b) Beginn der Umformung; (d) Auftreten der Beulerscheinung; (i) Zustand bei ca. 4 bar; (j) Zustand bei ca. 8 bar; (k) Zustand bei ca. 13 bar; (l) Zustand beim Aufreißen der Schweißnaht { Bildquelle: »KIT-VAKA«, Bildzuschnitt durch Verf. Hinweis: Bilder (i) bis (l) zeigen den Probekörper aus der entgegengesetzten Richtung}

Die Umformung der doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine von Probekörper »WA1« erfolgte durch Einbringen des Wirkmediums Wasser mit einer elektrischen Prüfpumpe (Typ Rothenberger RP Pro III, 40 bar). Der Umformvorgang von Probekörper

»WA1« ist in der Bildfolge in Abbildung 3.13 dargestellt. Zu Beginn wurde bewusst die eingebrachte Umformfluidmenge pro Zeiteinheit niedrig gewählt, um den Umformvorgang visuell beobachten zu können. Der Zeitraum zwischen den Zuständen (a) und (h) in Abbildung 3.13 beträgt ca. 45 min. Anschließend wurde die Umformfluidmenge pro Zeiteinheit etwas erhöht. Dies führte –zusammen mit der Tatsache, dass der Probekörper zu diesem Zeitpunkt in der Mitte bereits einen nahezu kreisförmigen Querschnitt erreicht hatte– zu einem schnelleren Anstieg des Innendrucks. Zwischen den Zuständen (h) und (I) in Abbildung 3.13 liegt eine Umformzeit von weniger als 2 min.

Eine Aufzeichnung einer Innendruck-Kurve liegt für den Probekörper »WA1« nicht vor, eine Ablesung des Manometers der Prüfpumpe wurde bis zu einem Innendruck von 13 bar punktwise durchgeführt, anschließend war dies aus Sicherheitsgründen nicht mehr möglich. Der Probekörper versagte ca. 10 s später durch schlagartiges Aufreißen der Schweißnaht, Abbildung 3.13 (I), weshalb von einem Innendruck im Bereich von ca. 15 bis 20 bar zum Zeitpunkt des Versagens ausgegangen werden kann. Die Versagensstelle der Schweißnaht nach Entspannung des Innendrucks zeigt Abbildung 3.14.

Die vorliegenden Abmessungen der Platinengeometrie des »WA1« und deren Blechdicke führen während dem Umformen zum Auftreten der für das »Die-Less-Hydroforming« charakteristischen Beulerscheinung an den Längsrändern der Platine. Das Eintreten der ersten Beulen findet zwischen Zustand (c) und (d) in Abbildung 3.13 statt und die Ausprägung des Beulmuster verstärkt sich nachfolgend deutlich. In Abbildung 3.15 ist das Beulmuster in der Seitenansicht im drucklosen Endzustand dargestellt.

Erwähnt sei an dieser Stelle, dass die geometrischen Abmessungen und die zugehörige Blechdicke der Platinen des »WA1« so weit im kritischen Bereich des Auftretens von Beul- und Faltenerscheinungen liegen, dass sich hier das Beulmuster in jedem Fall manifestiert. Die Imperfektionen aus dem Schweißprozess und deren Intensität haben beim »WA1« offenbar keinen wesentlichen Einfluss auf das Auftreten des Beulmusters.



Abbildung 3.14: Versagen durch Aufreißen an der Schweißnaht {Bildquelle: »KIT-VAKA«}



Abbildung 3.15: Probekörper »WA1« mit charakteristischem Beulmuster {Bildquelle: »KIT-VAKA«}

3.5 Die Außenhülle der »Hybridstütze Perfecto«

Die dünnwandige Außenschale der »Hybridstütze Perfecto« [15] aus nichtrostendem Stahl wird entsprechend Abbildung 3.16 durch »Die-Less-Hydroforming« hergestellt. Im Vergleich zu dem in Abschnitt 3.4 vorgestellten Probekörper »WA1« treten hier augenscheinlich während dem »Die-Less-Hydroforming« keine Beul- und Faltenerscheinungen auf.



Abbildung 3.16: Umformsequenz einer doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine ohne das Auftreten von Beul- und Faltenerscheinungen [15] {Bildquelle: Produktflyer »Hybridstütze Perfecto«, 2019, »KIT-VAKA«, Bildzuschnitt durch Verf.}

Die in Abbildung 3.16 dargestellte doppelagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine besitzt somit offensichtlich geeignete Abmessungen in Kombination mit der Blechdicke, so dass die Herstellung einer beulen- und faltenfreien »Die-Less-Hydroforming«-Struktur in diesem Falle gelingt. Hieraus leitet sich eine grundlegende Fragestellung beim »Die-Less-Hydroforming« ab, d. h. wie die Abmessungen der Platine in Verbindung mit deren Blechdicke generell zu wählen sind, um eine Herstellung ohne Beul- und Faltenerscheinungen zu erreichen bzw. durch welche anderen Fertigungsparameter dies beeinflusst wird.

4 **Austenitischer nichtrostender Stahl als Platinenwerkstoff für das »Die-Less- Hydroforming«**

In dieser Arbeit wird als Werkstoff für die doppelagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine der austenitische metastabile nichtrostende Stahl 1.4301 angenommen. Der Werkstoff 1.4301 ist ein gut verfügbarer und oft verwendeter nichtrostender Stahl mit sehr guten Eigenschaften hinsichtlich Schweißbeignung und Umformung. Betrachtet man die vorgestellten Beispiele in den vorherigen Abschnitten, so kann, auch wenn hierzu meist keine Details vorliegen, davon ausgegangen werden, dass die meisten »Die-Less-Hydroforming«-Anwender diesen Werkstoff bzw. einen direkt artverwandten Werkstoff aus der Gruppe der CrNi-Stähle oder der CrNiMo-Stähle für ihre »Edelstahl«-Objekte verwendet haben. Für »Die-Less-Hydroforming«-Platinen mit Dicken im Bereich von 2 x 0,5 mm bis ca. 2 x 3 mm kommt in der Regel kaltgewalztes Blech (oder Band) der Ausführungsart und Oberflächenbeschaffenheit 2B oder 2R, nach Tabelle 6, DIN EN 10088-4:2010-01 [62] zum Einsatz. Um ästhetischen Ansprüchen gerecht zu werden, können diese Bleche aus Werkstoff 1.4301 bzw. 1.4307 auch mit besonderer Oberflächengüte, z. B. einer Spiegelpolitur oder einer Färbung, veredelt werden.

Im Folgenden wird der Werkstoff 1.4301 vorgestellt, gegenüber anderen austenitischen nichtrostenden Stähle eingeordnet und es werden die relevanten Aspekte sowie der gewählte Ansatz für die Werkstoffmodellierung der FEM-Simulation in Kapitel 5 erörtert.

4.1 **Grundlegende Werkstoffeigenschaften**

Nichtrostende Stähle werden umgangssprachlich oder im Zusammenhang mit Markennamen und Produkten oft als »Edelstahl« bezeichnet, was normativ gemäß der (Sorten-) Einteilung der Stähle nach DIN EN 10020:2000-07 [63] jedoch ungenau bzw. sogar falsch ist. Die DIN EN 10020 definiert Edelstähle u. a. als Stähle mit einem besonders hohen Reinheitsgrad hinsichtlich der unerwünschten Stahlbegleiter wie Phosphor oder Schwefel. Dabei unterscheidet sie »Unlegierte Edelstähle«, »Nichtrostende Stähle« sowie »Legierte Edelstähle«. Dennoch hat sich der Begriff »Edelstahl« bzw. »Edelstahl rostfrei« als Synonym für die korrosionsbeständigen nichtrostenden Stähle etabliert.

Nichtrostende Stähle werden hinsichtlich Ihres Gefüges in ferritische, austenitische oder martensitische Sorten sowie Duplex Stähle, welche ein austenitisch-ferritisches Gefüge aufweisen, unterteilt. Neben der Einteilung nach dem Gefüge wird in Anhang C der DIN EN 10088-1:2014-12 [64] zusätzlich eine Sorteneinteilung der nichtrostenden Stähle nach den Gebrauchseigenschaften und den wesentlichen Legierungselementen vorgenommen.

Der in dieser Arbeit als Platinenwerkstoff vorgesehene nichtrostende Stahl 1.4301 kann gemäß der Sorteneinteilung nach DIN 10088-1 [64] hinsichtlich der Gebrauchseigenschaften den korrosionsbeständigen Stählen, hinsichtlich seines Gefüges als austenitischer Stahl und hinsichtlich seinen Legierungselementen als Chrom-Nickel-Stahl (kurz: CrNi-Stahl) klassifiziert werden. In Tabelle 4.1 sind ausgewählte Hauptlegierungselemente aus der chemischen Zusammensetzung des Werkstoffs 1.4301 sowie von artverwandten Sorten zum Vergleich angegeben.

Tabelle 4.1: Ausgewählte Hauptlegierungselemente (Schmelzanalyse) austenitischer korrosionsbeständiger Stähle nach Tabelle 3 in DIN EN 10088-4 [62] {Darstellung in Anlehnung an Tabelle 3 in [65]}

Gruppe	Werkstoff	Hauptlegierungselemente in M-%				
		C	Cr	Ni	Mo	Ti
CrNi-Stahl (»V2A«)	1.4301 (AISI 304) X5CrNi18-10	≤0,07	17,5 - 19,5	8,0 - 10,5	-	-
	1.4541 (AISI 321) X6CrNiTi18-10	≤0,08	17,0 - 19,0	9,0 - 12,0	-	5xC - 0,7
	1.4307 (AISI 304L) X2CrNi18-9	≤0,03	17,5 - 19,5	8,0 - 10,5	-	-
CrNiMo-Stahl (»V4A«)	1.4401 (AISI 316) X5CrNiMo17-12-2	≤0,07	16,5 - 18,5	10,0 - 13,0	2,0 - 2,5	-
	1.4571 (AISI 316 Ti) X6CrNiMoTi17-12-2	≤0,08	16,5 - 18,5	10,5 - 13,5	2,0 - 2,5	5xC - 0,7
	1.4404 (AISI 316L) X2CrNiMo17-12-2	≤0,03	16,5 - 18,5	10,0 - 13,0	2,0 - 2,5	-

Bei den in Tabelle 4.1 aufgeführten Sorten handelt es sich um die in der Praxis und insbesondere auch im Bauwesen gängigen »Standardaustenite«, welche in die Gruppe der CrNi-Stähle (»V2A«) und die der CrNiMo-Stähle (»V4A«) unterteilt werden können. Die nichtgenormten Bezeichnungen »V2A« und »V4A« basieren auf der ursprünglich bei der »Friedrich Krupp AG« im Rahmen der Entwicklung zu Beginn des 19. Jahrhunderts verwendeten Testchargen-Bezeichnungen »Versuchsschmelze Austenit« (vgl. [66], [67]). Diese Bezeichnungen werden im Sprachgebrauch der Praxis auch heute noch oft verwendet, um eine schnelle und grobe Aussage zur unterschiedlichen Güte hinsichtlich der

Korrosionsbeständigkeit zu treffen. Durch die Zulegierung von Molybdän bei den Stahlsorten der Gruppe »V4A« besitzen diese eine höhere Korrosionsbeständigkeit als die Stahlsorten der Gruppe »V2A«. Daher wurden im Rahmen einer groben Einstufung »V4A«-Stähle früher als »säurebeständig« klassifiziert (vgl. [64]), wohingegen »V2A«-Stähle in der praktischen Anwendung nur als »rostbeständig« betrachtet werden.

Anhand des Werkstoffs 1.4301 und den beiden anderen in Tabelle 4.1 aufgeführten »V2A«-Stählen 1.4541 bzw. 1.4307 kann die Entwicklungshistorie dieser nichtrostenden austenitischen Stähle nachvollzogen werden und insbesondere die Gegenmaßnahmen zum Verhindern von interkristalliner Korrosion (kurz: IK) deutlich gemacht werden.

Der Werkstoff 1.4301 besitzt mit <0,07 Masse-% Kohlenstoff im Vergleich zu einem unlegierten Baustahl wie S235 oder S355 einen niedrigeren Grenzwert für den Kohlenstoffgehalt. Allerdings ist dies im Vergleich zum 1.4307 mit <0,03 Masse-% ein verhältnismäßig hoher Grenzwert, vgl. Tabelle 4.1.

Ein hoher Kohlenstoffgehalt begünstigt bei austenitischen nichtrostenden Stählen wie dem 1.4301 die Bildung von Chromkarbiden Cr_{23}C_6 an den Korngrenzen durch Diffusionsvorgänge im Temperaturbereich von 400 °C bis 900 °C, wie dies u. a. beim Abkühlen nach dem Schweißen auftritt. Dadurch kommt es insbesondere im Bereich der Schweißzone und der WEZ zu einer Chromverarmung. Diese Änderung des Werkstoffzustandes durch Chromverarmung wird auch Sensibilisierung bezeichnet. Falls der Anteil von ungebundenem Chrom die Resistenzgrenze von ca. 12 % unterschreitet, kann sich die vor Korrosion schützende sogenannte Passivschicht aus Chromoxid (Cr_2O_3) dort nicht bilden bzw. löst sich auf, wodurch in diesen Bereichen interkristalline Korrosion eintreten kann. Daher ist beim Werkstoff 1.4301 nach dem Schweißen, im sogenannten sensibilisierten Zustand, die IK-Beständigkeit nicht mehr sichergestellt, obwohl er im Lieferzustand (nach Lösungsglühen und Abschrecken) eine IK-Beständigkeit besitzt. Beim Werkstoff 1.4541 wurde in einem ersten Entwicklungsschritt durch Zugabe des Stabilisierungselements Titan diesem unerwünschten Mechanismus entgegengewirkt. Da Titan eine höhere Bindungsaffinität zu Kohlenstoff als Chrom aufweist, entstehen beim Abkühlen nach dem Schweißen hauptsächlich Titankarbide und es wird so die Bildung von Chromkarbid-Ausscheidungen unterbunden, wodurch die damit einhergehende Chromverarmung und somit IK verhindert wird. Der Werkstoff 1.4541 weist daher auch nach dem Schweißen, im sensibilisierten Zustand, eine Beständigkeit gegen interkristalline Korrosion auf. Das Legierungselement Titan wirkt sich jedoch nachteilig in Bezug auf die Poliereignung der Oberfläche aus. Es kommt sowohl beim mechanischen wie auch beim elektrolytischen Polieren zu Titanschlieren, die bei Objekten mit optischen Anforderungen wie beim »Die-Less-Hydroforming« eher unerwünscht sind. Als nächster Fortschritt ermöglichen die in den 1960er und

1970er Jahren entwickelten Verfahren AOD (Argon Sauerstoff Entkohlung) und VOD (Vakuum Sauerstoff Entkohlung) bei der Stahlherstellung eine deutliche Absenkung des Kohlenstoffgehalts auch bei austenitischen nichtrostenden Stählen. So kann beispielhaft beim Werkstoff 1.4307 eine Absenkung des Kohlenstoffgehalts auf <0,03 Masse-% realisiert werden, wodurch auch nach dem Schweißen der Kohlenstoff fest gebunden bleibt, so dass die Chrom-Karbidbildung und somit auch die interkristalline Korrosion verhindert werden. Diese Stähle mit niedrigen Kohlenstoffgehalt werden als »ELC-Stähle« (englisch: Extra Low Carbon) bezeichnet. Diese Sachverhalte gelten wie beschrieben analog für die »V4A«-Werkstoffe 1.4401, 1.4571 und 1.4404. (vgl. [64], [66], [67], [68], [65], [69], [70], [71])

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass gemäß Tabelle 8 in der Allgemeinen Bauaufsichtlichen Zulassung Z-30.3-6 [72] für den Werkstoff 1.4301 (sowie auch 1.4401) die Problematik der IK erst ab Blechdicken größer 6 mm von Bedeutung ist. Für die doppel-lagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen aus »Edelstahl« mit gewöhnlich eingesetzten Blechen im Dickenbereich von 2 x 0,5 mm bis 2 x 3 mm kann daher davon ausgegangen werden, dass die Gefahr der IK eher weniger relevant ist, auch wenn hierzu keine spezifischen Untersuchungen bekannt sind. Hinsichtlich Korrosion besteht dennoch gegebenenfalls die Gefahr, dass bei Ausführung der Füge- und Dichtnähte durch Schweißen ohne Zusatzwerkstoff und den damit einhergehenden Chromabbrand die Chrom-Resistenzgrenze von ca. 12 % lokal im Bereich der Schweißnaht unterschritten wird. Da der Chromabbrand aufgrund des fehlenden Schweißzusatzes nicht durch eine Chrom-Zulegierung kompensiert werden kann, besteht daher die Gefahr, dass im Bereich der Schweißnaht nicht genügend Chrom zur Bildung der vor Korrosion schützenden Chromoxid-Passivschicht vorhanden ist.

Die in Tabelle 4.1 aufgeführten »Standardaustenite« der Gruppe »V2A« besitzen eine kubisch-flächenzentrierte Gitterstruktur und weisen in ihrem austenitischen Grundgefüge Anteile von Restferrit (Delta-Ferrit) vor. Sie werden bezugnehmend auf ihr Mikrogefüge auch als metastabile Austenite bezeichnet. Eine Klassifizierung der nichtrostenden Stähle hinsichtlich ihres Mikrogefüges und der Einordnung als metastabiler Austenit ist mithilfe von empirischen Formeln nach Tabelle D.1 in DIN EN 10088-1 [64] möglich. Bei den metastabilen CrNi-Stählen 1.4301, 1.4307 und 1.4541 kommt es bei plastischer (Kalt-)Umformung zu einer in der Umformzone lokalisierten verformungsinduzierten Gefügeumwandlung. Es findet auf Gitterebene eine teilweise Gefügeumwandlung des kubisch-flächenzentrierten Austenits in einen kubisch-raumzentrierten sogenannten α' -Martensit statt. Damit verbunden ist eine sich lokal in der Umformzone manifestierende Verfestigung sowie ein lokaler Magnetismus des ursprünglich nicht bis nur schwach-magnetischen Werkstoffs. Der Magnetismus kann bei diesen Werkstoffen im Bereich hoher Dehnungen,

z. B. beim Zugversuch in der Einschnürungszone der Zugprobe, beobachtet werden. Innovative Forschungsansätze, wie z. B. [73], zielen darauf ab, den Effekt der verformungsinduzierten Martensitbildung und die damit verbundene lokale Festigkeitssteigerung zur punktuellen Strukturoptimierung einzusetzen. Auch bei Abkühlung auf Tieftemperaturen tritt der Effekt der Martensitbildung bei diesen metastabilen austenitischen Werkstoffen auf. (vgl. [66], [74], [73], [64])

Beim FEM-Prozessketten-Modell für das »Die-Less-Hydroforming« in Kapitel 6 und bei der eingesetzten Werkstoffmodellierung für den metastabilen austenitischen Werkstoff 1.4301 in Abschnitt 5.1 wird der Effekt der verformungsinduzierten Martensitbildung und die damit einhergehende lokale Änderung der Festigkeitseigenschaften nicht berücksichtigt.

Im Vergleich zur verformungsinduzierten Umwandlung ist die temperaturinduzierte Gefügeumwandlung, wie sie beim Erwärmen und anschließenden Abkühlprozesses u. a. beim Schweißen oder bei Wärmebehandlungsverfahren auftritt, zu unterscheiden. Dabei kann es beispielhaft bei einem ferritischen Baustahl beim Abkühlvorgang zu einer temperaturinduzierten Martensitbildung kommen. Die temperaturinduzierte Gefügeumwandlung eines Werkstoffes kann durch Dilatometer-Versuche untersucht werden, bei welchen die thermische Dehnung an einer kräftefrei gelagerten Kleinprobe in Abhängigkeit der Temperatur bei Erwärmung und anschließender Abkühlung gemessen wird. Als Ergebnis des Dilatometer-Versuchs resultiert die Darstellung der thermischen Dehnung über die Temperatur, welche als Dilatometerkurve oder Dilatogramm bezeichnet wird. Die Dilatogramme eines ferritischen Baustahls S355J2G3 und eines nichtrostenden Stahls 1.4301 aus Untersuchungen von »Voß« [75] sind in Abbildung 4.1 beigelegt. Die Gefügeumwandlung des Baustahls S355J2G3 ist im Verlauf des Dilatogramms durch einen spezifischen Pfadwechsel sowohl beim Erwärmen wie auch beim Abkühlen ersichtlich, vgl. Abbildung 4.1 (a). Dahingegen findet im Dilatogramm des Werkstoffs 1.4301, siehe Abbildung 4.1 (b), dieser spezifische Pfadwechsel während der Erwärmung bzw. der Abkühlung nicht statt. Der Werkstoff 1.4301 besitzt die Besonderheit, dass er keine temperaturinduzierte Gefügeumwandlung aufweist, er ist umwandlungsfrei. Dadurch kann bei diesem Werkstoff auch keine Festigkeitssteigerung durch Härten (= Erwärmen auf die Austenitbildungstemperatur und anschließendes Abschrecken) angewendet werden. (vgl. [75])

Für die thermo-strukturmechanischen Schweißsimulation ist die Berücksichtigung einer temperaturinduzierten Gefügeumwandlung von essenzieller Bedeutung, weshalb in der Regel die temperaturabhängige Phasenzusammensetzung als Simulationsgröße beim FEM-Simulationsmodell implementiert werden muss. Da der Werkstoff 1.4301 keine temperaturinduzierte Gefügeumwandlung aufweist, ist die Implementierung der

Phasenzusammensetzung bei der Schweißsimulation in Kapitel 7 und bei der zugehörigen Werkstoffmodellierung in Abschnitt 5.2 nicht erforderlich.

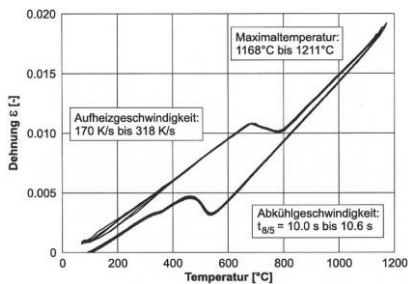


Abbildung 8.7: Dilatometerkurven des Werkstoffs S355J2G3 für fünf unterschiedliche Aufheizgeschwindigkeiten

(a)

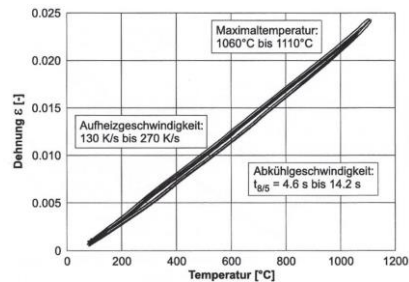


Abbildung 8.4: Dilatometerkurven des Werkstoffs X5CrNi18-10 für verschiedene Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten sowie Maximaltemperaturen (acht Versuche)

(b)

Abbildung 4.1: Dilatogramme: (a) Unlegierter ferritischer Baustahl S355J2G3 mit Gefügemwandlung (b) Nichtrostender austenitischer Stahl 1.4301 (X5CrNi18-10) ohne Gefügemwandlung {Bildquelle: [75]}

In Tabelle 4.2 sind für die CrNi-Stähle und die CrNiMo-Stähle Anhaltswerte bei Raumtemperatur für die Dichte ρ , den Elastizitätsmodul E , den Wärmeausdehnungskoeffizient α , die Wärmeleitfähigkeit λ und die spezifische Wärmekapazität c aufgeführt. Weiterhin sind in der Tabelle 4.2 mit der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$, mit der Zugfestigkeit R_m und der Bruchdehnung A wesentlichen Kennwerte der mechanischen Eigenschaften aufgeführt. Aus Tabelle 4.2 ist zu erkennen, dass die physikalischen und mechanischen Eigenschaften der ausgewählten nichtrostenden austenitischen Stähle der beiden Gruppen gemäß diesen Anhaltswerten sehr ähnlich sind, bekannterweise sich aber bei einigen Kenngrößen (u. a. beim Wärmeausdehnungskoeffizient oder der Bruchdehnung), deutlich von den Werten eines klassischen unlegierten ferritischen Baustahls S235JR unterscheiden.

In der Praxis wird der Werkstoff 1.4301 inzwischen häufig durch die neuere »Extra Low Carbon«-Werkstoffvariante 1.4307 ersetzt. Der Werkstoff 1.4307 ist IK-beständig und erfüllt auf Basis seiner chemischen Zusammensetzung alle wesentlichen Anforderungen des Werkstoffs 1.4301. Daher kann der Werkstoff 1.4301 durch den Werkstoff 1.4307 substituiert werden, umgekehrt ist dies wegen der IK-Problematik des 1.4301 nicht möglich. Der Werkstoff 1.4307 weist zwar aufgrund seines niedrigeren Kohlenstoffgehalts normativ etwas geringere Festigkeitskennwerte im Vergleich zu 1.4301 auf, vgl. Tabelle 4.2, die tatsächlich vorhanden Werte erfüllen aber meist die höheren Anforderungen des 1.4301, weshalb viele Hersteller oft vereint 1.4301/1.4307 in ihren Prüfbescheinigungen nach DIN EN 10204:2004 [76] ausweisen. (vgl. [77])

Die nachfolgend durchgeführten Simulationen fokussieren auf doppellagige »Die-Less-Hydroforming«-Platinen aus dem Werkstoff 1.4301 bzw. 1.4307, wobei bei der Werkstoffmodellierung in den folgenden Abschnitten aufgrund der Gleichartigkeit der relevanten physikalischen und mechanischen Eigenschaften keine weitere Differenzierung zwischen beiden Werkstoffen erfolgt.

Tabelle 4.2: Anhaltswerte für ausgewählte physikalische und mechanische Eigenschaften von austenitischen korrosionsbeständigen Stählen sowie eines unlegierten ferritischen Baustahls bei Raumtemperatur auf Basis von Regelwerken (Darstellung in Anlehnung an Tabelle 5 in [65])

Gruppe	Werkstoff	Physikalische Eigenschaften					Mechanische Eigenschaften		
		ρ	E	α^e	λ	c	min. $R_{p0,2}$ bzw. R_{eH}	R_m	min. A_{80}^c
		kg/dm ³	GPa	10 ⁻⁶ /K	W/(m·K)	J/(kg·K)	MPa	MPa	%
CrNi-Stahl (»V2A«)	1.4301 ^{a) b)} X5CrNi18-10	7,9	200	16,0	15	500	230	540-750	45 ^{d)}
	1.4541 ^{a) b)} X6CrNiTi18-10	7,9	200	16,0	15	500	220	520-720	40 ^{d)}
	1.4307 ^{a) b)} X2CrNi18-9	7,9	200	16,0	15	500	220	520-700	45 ^{d)}
CrNiMo-Stahl (»V4A«)	1.4401 ^{a) b)} X5CrNiMo17-12-2	8,0	200	16,0	15	500	240	530-680	40 ^{d)}
	1.4571 ^{a) b)} X6CrNiMoTi17-12-2	8,0	200	16,5	15	500	240	540-690	40 ^{d)}
	1.4404 ^{a) b)} X2CrNiMo17-12-2	8,0	200	16,0	15	500	240	530-680	40 ^{d)}
Baustahl	S235JR ^{f) g)} 1.0038	7,85	212	11,1	54	461	235 ^{h)}	360-510 ^{d)}	19 ⁱ⁾
<u>Bemerkungen:</u> a) Informative Anhaltswerte für physikalische Eigenschaften nach DIN EN 10088-1:2014-12, Tabelle E.1 [64] b) Mechanische Eigenschaften nach DIN EN 10088-4:2010-01, Tabelle 10 [62], Erzeugnisform C (kaltgewalztes Band bzw. Blech) c) Wert quer zur Walzrichtung d) Dicke < 3 mm e) im Temperaturbereich von 20 °C bis 100 °C f) Physikalische Eigenschaften nach Werkstoffdatenblatt S235JR [78] g) Mechanische Eigenschaften nach DIN EN 10025-2:2019-10, Tabelle 6 [79] h) Dicke ≤ 16 mm i) 2,5 mm > Dicke < 3mm									

4.2 Charakterisierung des Werkstoffverhaltens

In diesem Kapitel werden die theoretischen Hintergründe und Besonderheiten bei der Ermittlung des mechanischen Werkstoffverhaltens durch Zugversuche an Flachproben unter Einbeziehung der werkstoffspezifischen Merkmale des 1.4301/1.4307 hinsichtlich Fließgrenze und E-Modul zusammenfassend auf Basis der Inhalte und Ausführungen u. a. von [69], [80], [81], [82], [83], [84], [85], [86], [87], [88], [89] und [90] beschrieben.

4.2.1 Der Zugversuch mit Flachproben und die Problematik beim Überschreiten der Gleichmaßdehnung A_g

Die Ermittlung der mechanischen Kennwerte eines Werkstoffs erfolgt in der Regel durch einen Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1:2017-02 [80]. Dabei werden die Kennwerte, wie z. B. E-Modul, Dehngrenze, Zugfestigkeit, Gleichmaßdehnung oder Bruchdehnung (vgl. Tabelle 4.2), indirekt durch Auswertung der aus dem Zugversuch resultierenden Spannungs-Dehnungs-Kurve bestimmt. Diese wird aus den direkten Messgrößen Axialkraft F und Verlängerung ΔL der Zugprobe abgeleitet und in exakter Weise als »technisches Spannungs-technisches Dehnungs«-Diagramm (kurz: σ_{tech} - ϵ_{tech} -Diagramm) bezeichnet, wobei für diese Größen auch Bezeichnungen wie Ingenieurspannung bzw. Ingenieurdehnung geläufig sind.

Zur Berechnung der Spannung mit der im Zugversuch gemessenen Axialkraft F wird nach DIN EN ISO 6892-1 die Anfangsquerschnittsfläche S_0 der Zugprobe vor dem Versuch als Konstante herangezogen. Es wird entsprechend Formel 4.1 die sogenannte technische Spannung σ_{tech} bestimmt. In der Realität findet mit der zunehmenden Verlängerung der Probe eine kontinuierliche Abnahme des Probenquerschnitts statt, d. h. die tatsächlich vorhandene, auf Basis der momentanen Probenquerschnittsfläche S_{cur} zu berechnende, wahre Spannung σ_{true} gemäß Formel 4.2 ist höher als die auf den konstanten Anfangsquerschnitt S_0 bezogene technische Spannung σ_{tech} .

$$\sigma_{\text{tech}} = \frac{F}{S_0} \quad (4.1)$$

$$\sigma_{\text{true}} = \frac{F}{S_{\text{cur}}} \quad (4.2)$$

Zur Bestimmung der Dehnung kann die Messung der Längenänderung ΔL im einfachsten Fall über ein auf die Zugprobe aufgebrachtes engmaschiges Strichraster durch manuelle Aufzeichnung zu diskreten Zeitpunkten erfolgen, wie dies bereits Ende des

19. Jahrhunderts, als sich die Werkstoffprüfung etablierte, unter Verwendung der damals vorhandenen Messtechnik (z. B. mit Hilfe von Anlegemaßstäben oder Spiegelapparaten nach »Bauschinger« oder »Martens«, siehe u. a. [91]) umgesetzt wurde. Die heutige Prüf- und Messtechnik ermöglicht eine kontinuierliche Aufzeichnung der Verlängerung der Zugprobe durch Verwendung von taktilen Sensoren (Tastdehnungsaufnehmer, Clip-On-Extensometer) oder optischen Sensoren (Video- oder Laserextensometer).

Bei der im Zugversuch aus der Extensometer-Messung abgeleiteten Längsdehnung handelt es sich um die Gesamtdehnung ε_{ges} , welche gemäß Formel 4.3 aus einem elastischen und einem plastischen Anteil besteht, und als technische Dehnung ε_{tech} bezeichnet wird.

$$\varepsilon_{ges} = \varepsilon_{elast} + \varepsilon_{plast} \triangleq \varepsilon_{tech} \quad [\%] \text{ bzw. } [-] \quad (4.3)$$

mit:

$$\varepsilon_{elast} = \frac{\sigma_{tech}}{E} ; E = \text{Elastizitätsmodul, Details siehe Abschnitt 4.2.4}$$

$$\varepsilon_{plast} = \begin{cases} = 0 & \text{für } \sigma \leq \text{Fließgrenze} \\ > 0 & \text{für } \sigma > \text{Fließgrenze} \end{cases} , \text{Details siehe Abschnitt 4.2.2}$$

Analog zur Spannung kann die Auswertung der Dehnungen auf Basis der Längenänderung der Zugprobe entweder als technische Dehnung oder als wahre Dehnung erfolgen. Zur Ermittlung der technische Dehnung ε_{tech} wird die Längenänderung stets auf die konstante Anfangsmesslänge L_0 bezogen, während bei der wahren Dehnung ε_{true} die Längenänderung immer auf die momentane Länge L als Variable bezogen wird. Bei Betrachtung einer infinitesimalen Längenänderung dL kann durch Integration über den Bereich L_0 nach L_1 die technische Dehnung gemäß Formel 4.4 bzw. die wahre Dehnung gemäß Formel 4.5 ermittelt werden.

$$d\varepsilon_{tech} = \frac{dL}{L_0} \rightarrow \varepsilon_{tech} = \frac{L_1 - L_0}{L_0} \quad \text{mit } \Delta L = L_1 - L_0 \quad (4.4)$$

$$d\varepsilon_{true} = \frac{dL}{L} \rightarrow \varepsilon_{true} = \ln \frac{L_1}{L_0} \quad \text{für } \varepsilon_{tech} \leq A_g \quad (4.5)$$

Durch Einsetzen der Beziehung aus Formel 4.4 in Formel 4.5 ist die direkte Berechnung der wahren Dehnung ε_{true} auf Basis der technischen Dehnung entsprechend Formel 4.6 möglich. Weiterhin kann durch Verwendung der Beziehung aus Formel 4.4 und unter Annahme von Volumenkonstanz die wahre Spannung ebenfalls auf Basis von ε_{tech} gemäß Formel 4.7 ermittelt werden.

$$\varepsilon_{true} = \ln(\varepsilon_{tech} + 1) \quad \text{für } \varepsilon_{tech} \leq A_g \quad (4.6)$$

$$\sigma_{true} = \sigma_{tech} \cdot (\varepsilon_{tech} + 1) \quad \text{für } \varepsilon_{tech} \leq A_g \quad (4.7)$$

Die Darstellung des Werkstoffverhaltens auf Basis eines Zugversuches in Form eines »wahren Spannungs-wahren Dehnungs«-Diagramms (kurz: $\sigma_{\text{true}}\text{-}\epsilon_{\text{true}}$ -Diagramm) gemäß Formel 4.6 und Formel 4.7 ist hinlänglich bekannt und wurde bereits im Jahr 1909 von »Ludwik« in [81] als »effektive« Zugspannung und »effektive« Dehnung beschrieben.

Das $\sigma_{\text{true}}\text{-}\epsilon_{\text{true}}$ -Diagramm wird in der Umformtechnik, bei ausschließlicher Betrachtung des plastischen Bereiches, als Fließkurve bezeichnet. Dabei wird die wahre Spannung als Fließspannung k_f und die wahre plastische Dehnung $\epsilon_{\text{true,plast}}$ als Umformgrad φ benannt.

Die Berechnung der wahren Dehnung und der wahren Spannung gemäß Formel 4.6 bzw. Formel 4.7 ist nur bis zur Gleichmaßdehnung A_g , d. h. bis zum Erreichen der Maximalkraft F_{max} im Zugversuch, anwendbar. Bis zum Erreichen der Maximallast F_{max} im Zugversuch erfolgt die Abnahme des Probenquerschnitts über die gesamte Anfangsmesslänge L_0 der Probe gleichmäßig, man spricht auch von homogener Einschnürung, und es liegt ein linearer Spannungszustand vor. Nach dem Erreichen von F_{max} und dem dazugehörigen Überschreiten der Gleichmaßdehnung A_g kommt es zu einer lokalen Einschnürung der Zugprobe. Ab diesem Zeitpunkt ist die Messung der Längenänderung direkt an der Zugprobe und damit die Berechnung der Längsdehnung stark abhängig von der Anfangsmesslänge und der Messposition, d. h. ob sich die lokale Einschnürung innerhalb oder außerhalb der Messaufnahme befindet, vgl. Darstellung in [82], dortiges Bild 3.10.

Diese Einschränkung der Gültigkeit von Formel 4.6 und Formel 4.7 bis A_g wurde schon von »Ludwik« in [81] erkannt. Deshalb schlägt »Ludwik« in [81] vor, zur Berechnung der wahren Dehnung die Änderung der Probenquerschnittsfläche als indirektes Maß anstelle der Längsdehnung zu verwenden. Somit lässt sich die wahre Dehnung unter Verwendung des Anfangsquerschnittsfläche der Probe S_0 und der momentanen Probenquerschnittsfläche S_{cur} gemäß Formel 4.8 nach »Ludwik« [81] bestimmen. Im übertragenen Sinne wird ein Probenabschnitt direkt im Bereich der maximalen Einschnürung mit einer infinitesimalen Längenänderung dL und bei Annahme von gegen Null gehenden Zeitschritten betrachtet, so dass weiterhin näherungsweise Volumenkonstanz vorausgesetzt werden kann, und dadurch die Formel 4.5 in die Darstellung nach Formel 4.8 überführt werden kann.

$$\epsilon_{\text{true}} = \ln \frac{S_0}{S_1} \quad \text{mit } S_1 = S_{\text{cur}} \quad (4.8)$$

Unter der Voraussetzung, dass die momentane Probenquerschnittsfläche S_{cur} bekannt ist, kann das $\sigma_{\text{true}}\text{-}\epsilon_{\text{true}}$ -Diagramm unter Verwendung von Formel 4.2 und Formel 4.8 so über die Gleichmaßdehnung A_g hinaus bis zum Bruch der Zugprobe bestimmt werden.

Der zur Bestimmung der momentanen Probenquerschnittsfläche S_{cur} im Zugversuch an dieser Stelle zusätzlich benötigte messtechnische Aufwand ist stark davon abhängig, ob der Zugversuch mit einer Rundprobe (d. h. mit kreisförmigem Querschnitt) oder mit einer Flachprobe (d. h. mit rechteckigem Querschnitt) durchgeführt wird.

Bei Rundproben kann diese Bestimmung indirekt durch Messung der Querdehnung (d. h. Durchmesseränderung der Probe) erfolgen, was u. a. mit einem Videoextensometer mit Rücklicht (1-Kamera-System) verhältnismäßig einfach möglich ist. Unter der Annahme einer radial gleichmäßigen Einschnürung (d. h. Annahme, dass der Spannungsquerschnitt stets einen Kreis darstellt) kann S_{cur} über die Kreisflächenformel zu jedem Zeitpunkt bis zum Bruch der Probe berechnet werden. (vgl. [83])

Mit Flachproben, d. h. bei rechteckigem Probenquerschnitt, ist die indirekte Bestimmung von S_{cur} allein durch Messung der Querdehnung (\triangleq Breitenänderung der Flachprobe bzw. engl.: »Necking«) in Analogie zu dem Vorgehen bei Rundproben nicht ausreichend, da bei Flachproben zusätzlich eine Dehnung in der Dickenrichtung (engl.: »Thinning«) auftritt. Diese bei Flachproben zur Berechnung der momentanen Probenquerschnittsfläche S_{cur} notwendige Messung der Dickenänderung wurde erst mit der Anwendung von Bildkorrelationsverfahren (engl.: »Digital Image Correlation«, kurz »DIC«) in der Werkstoffprüfung ab Ende des 20. Jahrhunderts möglich, und von »Vogl« in [84] umgesetzt. Daher wurde bis dato die Ermittlung von Fließkurven für Flachproben auf Basis eines Zugversuches unter Verwendung der Umrechnung nach Formel 4.6 bzw. 4.7 in der Regel bis zur Gleichmaßdehnung A_g beschränkt, vgl. Abbildung 4.3 sowie Erläuterungen u. a. in [83].

Zudem liegt für die Berechnung der wahren Spannung gemäß Formel 4.2 eine weitere Einschränkung nach Überschreiten der Gleichmaßdehnung A_g vor: Bis zum Erreichen von A_g liegt beim Zugversuch ein einaxialer Spannungszustand in Form dieser gleichmäßig über den Querschnitt verteilten Längsspannung ($\triangleq \sigma_{true}$) vor. Nach Überschreiten von A_g manifestiert sich mit Eintreten der lokalen Einschnürung ein dreiaxialer Spannungszustand mit nichtlinearem Verlauf über dem Querschnitt und Spannungskomponenten in Längs-, Umfangs-, und Radialrichtung.

Die Berücksichtigung dieses dreiaxialen Spannungszustands kann für an Rundzugproben ermittelte Fließkurven durch eine Korrektur der wahren einaxialen Längsspannung über einen Korrekturansatz nach »Bridgman« (ursprünglich aus dem Jahr 1943 [92]) bzw. nach »Siebel & Schwaigerer« [93] erfolgen. Beide Ansätze verwenden hierzu Geometriekennwerte der Einschnürung der Rundprobe, d. h. den Krümmungsradius und die minimale Breite in der Einschnürung. Auf Basis des Ansatzes nach »Siebel & Schwaigerer« [93] leitet

»Vogl« in [84] einen entsprechenden Korrekturansatz, siehe Formel 4.9 und Abbildung 4.2, für den Zugversuch mit Flachproben her. (vgl. [82], [86])

$$k_f = \sigma_{l,max} \cdot \frac{4 \cdot R}{4 \cdot R + b_0} \quad \text{nach »Vogl« [84]} \quad (4.9)$$

mit: k_f : Fließspannung [MPa]
 $\sigma_{l,max}$: maximale Längsspannung [MPa]
 R : Einschnürradius [mm]
 b_0 : Ausgangsprobenbreite [mm]

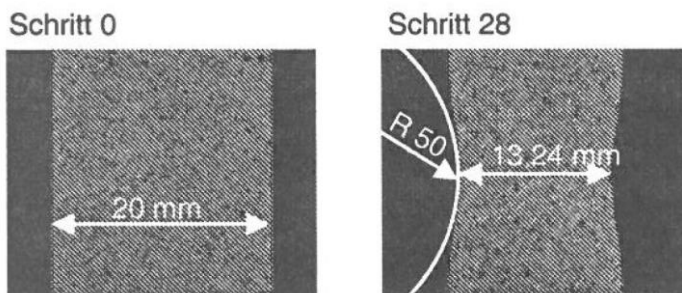


Abbildung 4.2: »Methode zu Ermittlung der Probenbreite und des Einschnürradius« bei einer Flachzugprobe nach »Vogl« aus [84] {Bildquelle: [84]}

Neben dem Zugversuch existieren weitere Möglichkeiten zur Bestimmung einer Fließkurve, welche im Nachfolgenden der Vollständigkeit halber beschrieben werden. Da Fließkurven für die Umformtechnik von fundamentaler Bedeutung sind, beschäftigen sich zahlreiche Forschungsarbeiten mit der Entwicklung von Lösungsansätzen, um den Verlauf der Fließkurve insbesondere auch über die Gleichmaßdehnung hinaus abbilden bzw. abschätzen zu können. Im Wesentlichen werden neben dem oben beschriebenen neuartigen Vorgehen mit Zugversuchen (und ergänzender Messung von S_{cur}) sowie Auswertung gemäß den Formeln 4.2 und 4.8 die beiden folgenden Lösungsansätze verfolgt:

a) Alternative experimentelle Prüfverfahren:

Neben dem Zugversuch existieren weitere Prüfverfahren zur Ermittlung von Fließkurven, siehe u. a. [83], [85], [86], [87]. Einige dieser Verfahren ermöglichen auf Basis ihrer Ergebnisse die Ableitung von σ_{true} - ϵ_{true} -Schaubildern für einen gewissen Grad über A_g hinaus. In Abbildung 4.3 werden auszugsweise einige dieser Prüfverfahren dem Zugversuch mit klassischer Durchführung, d. h. mit Messung

der Längenänderung an der Zugprobe und damit eingeschränkter Bestimmung der Fließkurve bis A_g , gegenübergestellt.

Für Blechwerkstoffe sei hier der hydraulische Tiefungsversuch oder Bulgetest nach DIN EN ISO 16808:2014-11 [94] genannt. Als Prüfkörper wird bei dem hydraulischen Tiefungsversuch eine Blechrunde verwendet. Beim Prüfvorgang wird durch wirkmedienbasierte Umformung ein biaxialer Spannungszustand in der Runde erzeugt und die Dehnungen werden mit einem DIC-Messsystem erfasst. Durch Berechnungsansätze auf Basis der Kesselformel kann so der Verlauf der Fließkurve über A_g hinaus bestimmt werden, vgl. u. a. [87] oder [94].

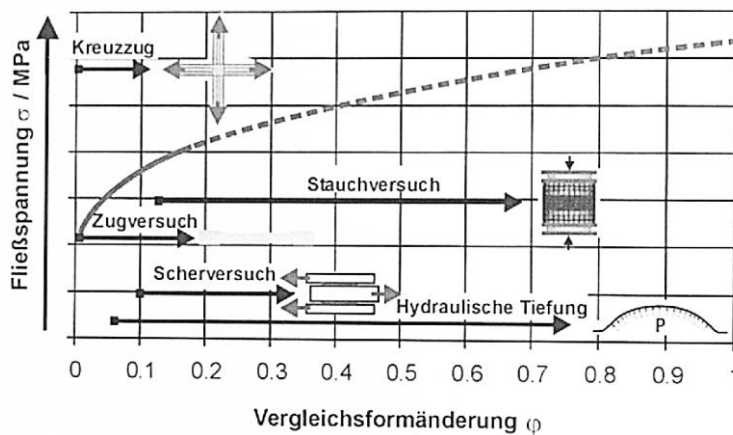


Abbildung 4.3: »Darstellung des Erfassungsbereiches der Dehnungen für verschiedene Prüfverfahren« [85]
{Bildquelle: [85]}

b) Empirisch-mathematische Approximationen

Zur näherungsweisen Beschreibung des nichtlinearen Verlaufs des $\sigma_{\text{true}}\text{-}\epsilon_{\text{true}}$ -Schaubildes im plastischen Bereich (\triangleq Fließkurve) existieren empirisch-mathematische Ansätze. Komplexere Ansätze berücksichtigen dabei weitere Aspekte wie Temperatur und/oder Dehnrage, welche wesentlich den Verlauf der Fließkurve beeinflussen.

Das zentrale Ziel aller Ansätze ist, den nicht durch Umrechnung nach Formel 4.6 und Formel 4.7 ermittelbaren Bereich der Fließkurve im Bereich nach A_g zu approximieren. Oft wird hierzu eine Extrapolation durch ein Kurven-Fitting (an die auf Basis von experimentellen Daten nach den Formeln 4.6 und 4.7 bis A_g ermittelte Kurve) verwendet. Dies kann u. a. durch nichtlineare Regression, z. B. mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate, erfolgen.

Grundlegend unterscheiden sich die Approximations-Ansätze in der Art der verwendeten mathematischen Basisfunktion, wie z. B. Potenz- oder Exponentialfunktion. Eine Zusammenstellung der gängigen Ansätze und deren Anwendung (u. a. »Ludwik-Hollomon«, »Swift«, »Hockett-Sherby«, »Gosh«, »Voce«) kann der Fachliteratur, u. a. [87], entnommen werden. Die in den jeweiligen Approximations-Ansätzen eingeführten werkstoffspezifischen Konstanten können als physikalische oder mathematische Parameter klassifiziert werden. Physikalisch bedeutet, dass diese Konstanten direkt auf Basis von Werkstoffkennwerten berechnet werden können (z. B. aus Kennwerten des Zugversuchs) oder eine physikalische Bedeutung (z. B. Sättigungsfließspannung) haben. Wohingegen die mathematischen Konstanten entsprechend der gewählten Approximations-Funktion eher als reine Steuerungsgröße für die bestmögliche Kurvenanpassung ohne direkten physikalischen Hintergrund zu verstehen sind. Für Approximationsansätze, die ausschließlich physikalische Kennwerte enthalten, kann die Bestimmung der Fließkurve unmittelbar, d. h. ohne Kurven-Fitting, erfolgen.

Das $\sigma_{\text{tech}}\text{-}\epsilon_{\text{tech}}$ -Diagramm wird in einen elastischen und einen plastischen Bereich unterteilt. Für viele technische Anwendungen ist insbesondere der Übergang zwischen diesen beiden Bereichen, der Fließbeginn, von wesentlicher Bedeutung. Während bei der elastischen Bemessung im Bauwesen auf der Widerstandsseite mit dem E-Modul und der Fließgrenze die beiden Hauptkennwerte des elastischen Bereichs des $\sigma_{\text{tech}}\text{-}\epsilon_{\text{tech}}$ -Schaubilds herangezogen werden, und auch bei einer elastisch - (ideal)plastischen Bemessung die Fließgrenze als Kennwert ausreicht, steht bei der Umformtechnik beginnend mit der Fließgrenze der plastische Bereich im Fokus. Aber auch in der Umformtechnik ist der E-Modul, u. a. zur Berücksichtigung der elastischen Rückfederung am Ende des Umformvorgangs, von Relevanz. In den folgenden Abschnitten werden daher die Hintergründe zum Fließbeginn und zum E-Modul unter Einbeziehung der werkstoffspezifischen Merkmale der Werkstoffe 1.4301/1.4307 erörtert.

4.2.2 Bestimmung des Fließbeginns bei Werkstoffen ohne ausgeprägte Streckgrenze im Zugversuch

Der Fließbeginn, d. h. der Übergang vom elastischen zum plastischen Werkstoffverhalten, wird als Fließgrenze oder Elastizitätsgrenze bezeichnet. Beim Zugversuch mit einachsiger Beanspruchung wird die Elastizitätsgrenze über den zugehörigen Spannungswert als Streckgrenze oder ersatzweise Dehngrenze definiert. Bei Werkstoffen (wie z. B. Baustahl S235), die beim Zugversuch einen ausgeprägten Übergangsbereich vom elastischen zum plastischen Verhalten in der Spannungs-Dehnungs-Kurve aufweisen, welcher als Bereich

der »Lüdersdehnung« oder als »Lüdersplateau« bezeichnet wird, ist die Elastizitätsgrenze direkt über die obere Streckgrenze R_{eH} aus dem Schaubild ablesbar. In der Regel wird die Streckgrenze dem Fließbeginn gleichgesetzt.

Im Gegensatz dazu besitzen die Werkstoffe 1.4301/1.4307 einen kontinuierlichen Übergangsbereich zwischen dem elastischen und plastischen Bereich, d. h. keine ausgeprägte Elastizitätsgrenze bzw. Streckgrenze, ein Charakteristikum der austenitischen nicht-rostenden Stähle. Die grafische Definition des Fließbeginns über einen spezifischen Punkt im $\sigma_{\text{tech}}\text{-}\epsilon_{\text{tech}}$ -Diagramm ist daher beim 1.4301/1.4307 nicht möglich. Ersatzweise wird für Werkstoffe ohne ausgeprägte Streckgrenze deshalb eine technische Elastizitätsgrenze in Form einer Dehngrenze mit definierter plastischer, d. h. bleibender Dehnung, bestimmt. Für viele Stähle wird üblicherweise die Dehngrenze $R_{p0,2}$, d. h. der Spannungswert bei 0,2 % bleibender Dehnung, ausgewiesen

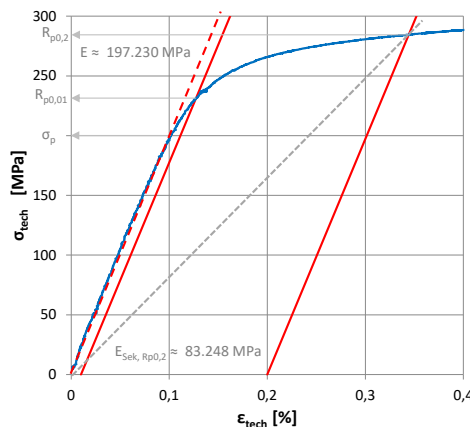


Abbildung 4.4: Anfangsbereich des Spannungs-Dehnungs-Diagramms eines Zugversuchs DIN EN ISO 6892-1 (1.4301/1.4307, Flachprobe, $t = 2\text{ mm}$, ZV90° in Abschnitt 5.1) mit Darstellung der Geraden zur Ermittlung von $R_{p0,2}$ und $R_{p0,01}$ und Sekanten-E-Modul zu $R_{p0,2}$ {Messdaten: »KIT-VAKA«}

In Abbildung 4.4 ist der Anfangsbereich des Spannungs-Dehnungs-Diagramms eines Zugversuchs mit einer aus dem Platinenwerkstoff 1.4301/1.4307 gefertigten Flachzugprobe dargestellt. Es ist deutlich erkennbar, dass der Werkstoff einen kontinuierlichen Übergang vom elastischen zum plastischen Bereich aufweist und keine ausgeprägte Streckgrenze besitzt. Zu Beginn des Diagramms liegt rein linear-elastisches Verhalten gemäß dem Gesetz von »Hooke« bis zum Erreichen der unscharfen Proportionalitätsgrenze σ_p vor.

In diesem Bereich wird die Bestimmung des (Anfangstangenten-)E-Moduls, vgl. [80] und Abschnitt 4.2.4, durchgeführt. Anschließend beginnt ein nichtlinear-elastischer Bereich.

Deshalb ist eine Elastizitätsgrenze in Form eines charakteristischen Punkts im Kurvenverlauf des $\sigma_{\text{tech}}\text{-}\epsilon_{\text{tech}}$ -Diagramms nicht detektierbar. Daher wird ersatzweise eine technische Elastizitätsgrenze durch eine Dehngrenze, beispielhaft $R_{p0,2}$ oder $R_{p0,01}$, bestimmt. Diese Kennwerte werden über den Schnittpunkt einer parallel verschobenen E-Modul-Geraden mit der $\sigma_{\text{tech}}\text{-}\epsilon_{\text{tech}}$ -Kurve gemäß dem Vorgehen nach [80] abgelesen, vgl. Abbildung 4.4. Zur Festlegung des Fließbeginns bei Fließkurven, welche für Umformsimulationen benötigt werden, wird oft die Verwendung der Dehngrenze $R_{p0,01}$ empfohlen, vgl. [88] oder [69].

Zur exakten Bestimmung der Elastizitätsgrenze bei Werkstoffen mit nicht ausgeprägter Streckgrenze kann ein in [88] vorgestelltes experimentelles Verfahren auf Basis des »Joule-Thomson-Effektes« unter Verwendung einer Temperaturmessung der Zugprobe während des Zugversuchs eingesetzt werden. Die Erwärmung der Zugprobe während des Zugversuchs mit zunehmender plastischer Verformung aufgrund Dissipation ist weitläufig bekannt und insbesondere bei Werkstoffen mit großer Bruchdehnung wie z. B. 1.4301/1.4307 stark ausgeprägt. Weniger bekannt ist die Tatsache, dass zu Beginn des Zugversuchs während der elastischen Verformung eine Abkühlung der Zugprobe aufgrund des »Joule-Thomson-Effektes« eintritt. Das Ausmaß der Abkühlung der Probe im elastischen Bereich ist dabei wesentlich geringer als die Erwärmung im plastischen Bereich. Hieraus wird abgeleitet, dass der exakte Übergang vom elastischen zum plastischen Bereich durch das Minimum der Proben temperatur bestimmt werden kann.

Der Fließbeginn bzw. die Elastizitätsgrenze wird daher in [88] als derjenige Spannungswert identifiziert, bei welchem das Temperaturminimum der Zugprobe während des Zugversuchs auftritt. Bezugnehmend auf den »Joule-Thomson-Effekte« wird dieser Wert als R_{pJT} definiert. (vgl. [88])

Diese Methode zur Bestimmung von R_{pJT} ist in Abbildung 4.5 (a) für einen Werkstoff mit ausgeprägter Streckgrenze und in der Abbildung 4.5 (b) für einen Werkstoff ohne ausgeprägte Streckgrenze anhand der Spannungs-Dehnungs-Diagramme aus [88] dargestellt. Beim Werkstoff AlMg3 mit ausgeprägter Streckgrenze überlagern sich das Temperaturminimum und die Streckgrenze (=Elastizitätsgrenze), wodurch eine Verifikation der Methode gegeben ist. Für den Werkstoff 1.4301 ohne ausgeprägte Streckgrenze ist aus Abbildung 4.5 (b) ersichtlich, dass R_{pJT} im Intervall zwischen den Dehngrenzen $R_{p0,01}$ und $R_{p0,2}$ liegt, wobei sich hier die Werte von R_{pJT} ungefähr im Bereich von $R_{p0,05}$ befinden.

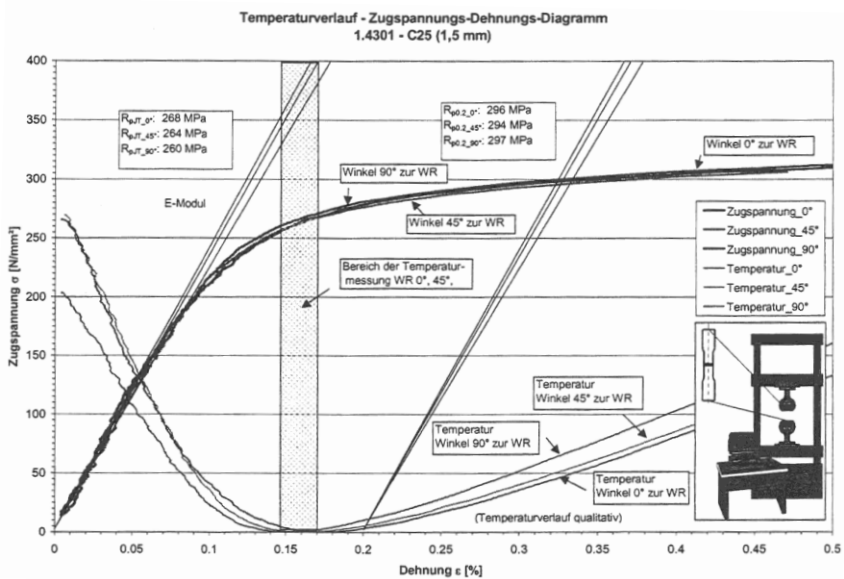
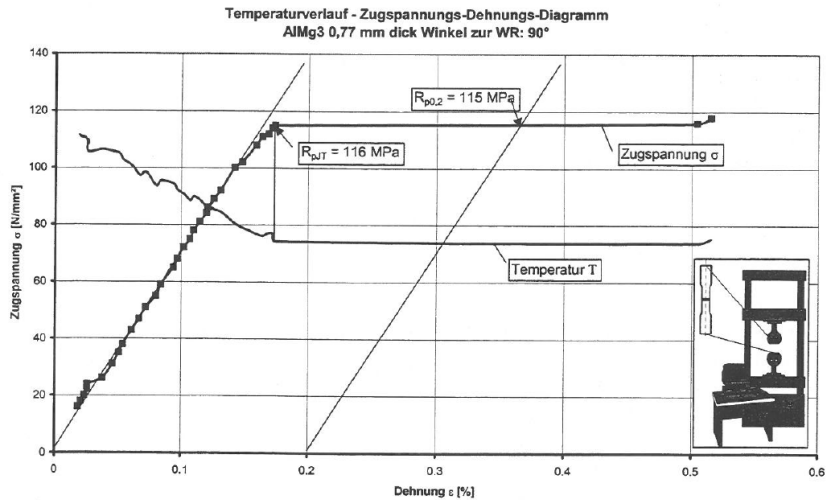


Abbildung 4.5: Spannungs-Dehnungs-Diagramme mit Temperaturmessung an der Zugprobe während des Zugversuchs: (a) Werkstoff Aluminium AlMg3 mit ausgeprägter Streckgrenze (b) Werkstoff 1.4301 (X5CrNi18-10) ohne ausgeprägte Streckgrenze {Bildquelle: [88]}

4.2.3 Richtungsabhängigkeit des Fließverhaltens

Zur Beurteilung der Richtungsabhängigkeit des Fließverhaltens wird bei Blechwerkstoffen die senkrechte Anisotropie r , welche auch als »Lankford«-Parameter R bezeichnet wird, und die ebene Anisotropie Δr unterschieden, Details siehe u. a. Abschnitt 3.5.1 in [87]. Mit der senkrechten Anisotropie r in Formel 4.11 wird das Verhältnis von Breitenänderung zur Dickenänderung bei einem Zugversuch mit einer Flachprobe beschrieben. Somit kann über die senkrechte Anisotropie r jeweils für die auf die Walzrichtung bezogene Probenentnahmerichtung (i. d. R. 0° , 45° und 90°) eine Aussage getroffen werden, ob die Umformung, d. h. der Fließvorgang, eher durch Blechdickenabnahme ($r < 1$) oder eher durch Querdehnung ($r > 1$), bzw. anteilig gleichmäßig ($r = 1$) erfolgt.

$$r = \frac{\varepsilon_{p,b}}{\varepsilon_{p,a}} \quad [-] \quad (\text{Formel (1) in DIN EN ISO 10113 [95]}) \quad (4.10)$$

mit: $\varepsilon_{p,a}$: wahre plastische Dickendehnung [%] bzw. [-]
 $\varepsilon_{p,b}$: wahre plastische Breitendehnung [%] bzw. [-]

Auf Basis der Einzelkennwerte der senkrechten Anisotropie r_{0° , r_{45° und r_{90° kann die ebene Anisotropie Δr bestimmt werden, welche als Einzelkennwert eine Aussage hinsichtlich der Anisotropie-Eigenschaften in Bezug der Orientierung zur Walzrichtung ermöglicht, d. h. $\Delta r = 0$, würde einen eben-isotropen Werkstoff klassifizieren. Wenn $r_{0^\circ} = r_{45^\circ} = r_{90^\circ} = 1$ ist und somit $\Delta r = 0$ folgt, liegt rein-isotropes Werkstoffverhalten vor.

$$\Delta r = \frac{r_{0^\circ} + r_{90^\circ} - 2 \cdot r_{45^\circ}}{2} \quad [-] \quad (\text{Formel (4) in DIN EN ISO 10113 [95]}) \quad (4.11)$$

Die Dehnungswerte zur Bestimmung der senkrechten Anisotropie r für Blechwerkstoffe werden nach DIN EN ISO 10113:2020-08 [95] durch Zugversuche mit Flachzugproben ermittelt. In [95] sind zur Berechnung von r verschiedene Prüf- bzw. davon abgeleitete Berechnungsverfahren beschrieben, welche abhängig von der beim Zugversuch eingesetzten Dehnungsmesstechnik angewendet werden können. Zur direkten Anwendung von Formel 4.10 wäre eine Bestimmung der Dickenänderung im Zugversuch erforderlich, die bei Flachzugproben nur mit DIC-Messung möglich ist, weshalb ersatzweise eine Berechnung mit der Längendehnung gemäß Formel 4.12 herangezogen wird.

$$r = \frac{-\varepsilon_{p,b}}{\varepsilon_{p,b} + \varepsilon_{p,l}} \quad [-] \quad (\text{Formel (13) in DIN EN ISO 10113 [95]}) \quad (4.12)$$

mit: $\varepsilon_{p,b}$: wahre plastische Breitendehnung [%] bzw. [-]
 $\varepsilon_{p,l}$: wahre plastische Längendehnung [%] bzw. [-]

Da die Anisotropie-Kennwerte unterhalb der Gleichmaßdehnung A_g bestimmt werden, ist das Gesetz der Volumenkonstanz gültig und diese Umrechnung über die Längendehnung anwendbar. Hinsichtlich der detaillierten Berechnung der Anisotropie-Kennwerte wird an dieser Stelle auf die normativen Berechnungsformeln in [95] verwiesen.

In Abbildung 4.6 sind Literaturwerte aus [96] bzw. [97] von r für den Kaltumformstahl DC04 und den austenitischen nichtrostenden Stahl 1.4301 in Abhängigkeit der Entnahmelage zur Walzrichtung dargestellt. Der Werkstoff DC04 besitzt r -Werte, welche für alle Walzrichtungen deutlich über 1 liegen. In der DIN EN 10130:02-2007 [98] wird für DC04 (mit $t \leq 2\text{ mm}$) $r_{90^\circ} > 1,6$ gefordert. Weiterhin variiert die Größe des r -Wertes beim DC04 in Abbildung 4.6 deutlich mit der Orientierung zur Walzrichtung, wobei eine ebene Anisotropie von $\Delta r = 0,62$ vorliegt. Da DC04 ein typischer Blechwerkstoff für die Kaltumformung ist, wie u. a. für Tiefziehbauteile, bei welchen eine starke Blechausdünnung eher nicht erwünscht ist, ist ein r -Wert > 1 umformprozessbedingt bewusst erwünscht.

Dahingegen weist der Werkstoff 1.4301 in Abbildung 4.6 r -Werte im Bereich um 1 auf, welche in Bezug auf die Orientierung zur Walzrichtung nur verhältnismäßig gering voneinander abweichen. Für den Werkstoff 1.4301 resultiert hier $\Delta r = -0,25$. Für den Blechwerkstoff 1.4301 kann daher von einer moderaten Anisotropie ausgegangen werden, weswegen näherungsweise ein quasi-isotropes Werkstoffverhalten angenommen werden kann, vgl. u. a. [96] bzw. [99]. Für die in Abschnitt 5.1 ausgewerteten Zugversuche mit dem Werkstoff 1.4301 wurden die Anisotropie-Parameter r_{0° , r_{45° und r_{90° bestimmt, welche eine sehr gute Übereinstimmung mit dem in Abbildung 4.6 dargestellten Verlauf aus der Fachliteratur besitzen, weitere Details siehe Abschnitt 5.1.3.

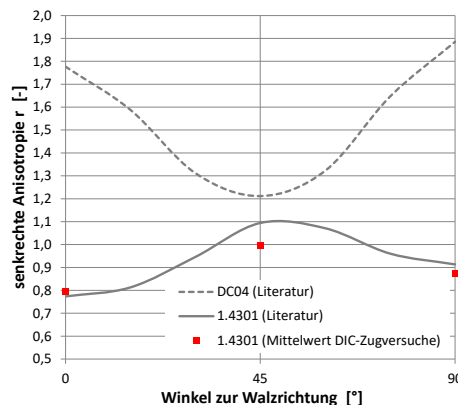


Abbildung 4.6: Verlauf der senkrechten Anisotropie r in Abhängigkeit der Orientierung zu Walzrichtung für die Werkstoffe DC04 und 1.4301 {Quelle: Werte entnommen aus Bild 5 b) in [96], dortige Primärquelle [97]} sowie Mittelwerte der Anisotropie-Parameter r_{0° , r_{45° und r_{90° der Zugversuche in Abschnitt 5.1

4.2.4 Die Besonderheiten bei der Wahl des E-Moduls

In diesem Abschnitt werden die Besonderheiten bzw. Schwierigkeiten bei der Bestimmung und Festlegung des Elastizitätsmoduls von austenitischen nichtrostenden Stählen erörtert, welche bei diesen Werkstoffen aufgrund der nicht ausgeprägten Streckgrenze und der daraus resultierenden, bereits im „elastischen“ Anfangsbereich des Zugversuchs vorhandenen, nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung, vgl. Abbildung 4.4, resultieren. Als „elastischer“ Anfangsbereich wird in diesem Zusammenhang der Bereich bis zur Dehngrenze $R_{p0,2}$ definiert, wohlwissend dass bei diesem Spannungswert bereits eine plastische Dehnung von 0,2 % vorliegt. Aufgrund der nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung wird hinsichtlich der Steifigkeit zwischen (Anfangstangenten-)E-Modul, der den tatsächlich linear-elastischen Bereich (d. h. bis zur Proportionalitätsgrenze) abbildet und einem Sekanten-E-Modul, welcher eine fiktive Steifigkeit darstellt, differenziert. Bei der experimentellen Bestimmung des (Anfangstangenten-)E-Moduls im Zugversuch bei Werkstoffen mit nicht ausgeprägter Streckgrenze wird in der DIN EN ISO 6892-1 [80] ein Auswertintervall von ungefähr $10\% \cdot R_{p0,2}$ bis $40\% \cdot R_{p0,2}$ empfohlen.

Beispielhaft wird die Berücksichtigung dieser im elastischen Anfangsbereich vorhandenen nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung in den von 1998 bis 2017 jeweils gültigen Ausgaben des nationalen bauaufsichtlichen Regelwerks Z-30.3-6, siehe u. a. [100], z. B. im Rahmen von Stabilitätsnachweisen, wie beim spannungsbasierten Schalenbeulen-Nachweis nach DIN 18800-4 [101], gefordert. Aber auch in der aktuellen europäischen Schalen-Norm DIN EN 1993-1-6 [40] wird in Abschnitt 3.1 beim spannungsbasierten Beulnachweis die Berücksichtigung eines nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Werkstoffverhaltens im elastischen Anfangsbereich verlangt.

Umgesetzt wird diese Forderung in beiden Regelwerksreihen durch Verwendung eines fiktiven reduzierten E-Moduls. Hierzu beinhaltet die Z-30.3-6 [100] in Abschnitt 3.3 eine detaillierte Beschreibung der Vorgehensweise, wohingegen in der europäischen Schalenbeul-Norm [40] nur allgemein die Reduktion des E-Moduls verlangt wird. Als konservativer Vorschlag wird in [40], falls kein besser geeigneter Ansatz vorliegt, die Verwendung des zur Dehngrenze $R_{p0,2}$ zugehörigen Sekanten-E-Moduls empfohlen, was jedoch augenscheinlich in einer Vielzahl der Fälle zu einer unwirtschaftlichen Dimensionierung führen wird, vgl. Sekanten-E-Modul Gerade zu $R_{p0,2}$ in Abbildung 4.4.

In der aktuellen Bemessungspraxis erfolgt daher die Reduktion des E-Moduls u. a. oft in Anlehnung an die grundlegende Vorgehensweise im früheren nationalen Regelwerk [100]:

Zur Beschreibung der nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung im elastischen Bereich wird ein auf den jeweils vorhandenen Auslastungsgrad bezogener fiktiver E-Modul E_{fik} in Form eines Sekanten-E-Moduls E_{sek} eingeführt, wodurch auch dem wirtschaftlichen Aspekt bei der Bemessung Beachtung geschenkt wird.

Da zur Auslegung von Bauteilen in der Regel charakteristische Kennwerte aus den jeweiligen Bemessungsnormen herangezogen werden, wird dieser Sekanten-E-Modul anhand einer σ_{tech} - ϵ_{tech} -Kurve bestimmt, welche auf Basis der »Ramberg-Osgood«-Beziehung nach Gleichung 4.13 unter Verwendung dieser Kennwerte ermittelt wird, vgl. u. a. Abschnitt 3.3 in [100] oder Anhang C in DIN EN 1993-1-4 [102] bzw. dessen ausführlich kommentierte Darstellung in [69].

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + 0,002 \cdot \left(\frac{\sigma}{f_y} \right)^n \quad \text{für } \sigma \leq f_y \quad (4.13)$$

mit: E : (Anfangstangenten –) Elastizitätsmodul [MPa]

f_y : Streckgrenze bzw. Dehngrenze [MPa]

n : Ramberg – Osgood – Koeffizient [-]

Die zur Anwendung von Gleichung 4.13 erforderlichen charakteristischen Kennwerte E , f_y und n sind dem normativen Regelwerk zu entnehmen. Für die Bemessung von Bauteilen aus nichtrostenden Stählen im Bauwesen liegt die Z-30.3-6 in der aktuell gültigen Fassung aus April 2022 [72] vor, welche in Abschnitt 3.3 hinsichtlich der Bemessung allgemein und damit auch im Speziellen bezüglich der Werkstoffkennwerte auf die europäische Norm für nichtrostende Stähle [102] verweist. Die frühere bauaufsichtliche Zulassung, mit der ursprünglichen Neufassung aus 1998, hatte als eigenständiges Werk direkt spezifische Kennwerte, z. B. für die Streckgrenze sowie den E-Modul, ausgewiesen, vgl. u. a. [100].

Der Unterschied bei der Vorgabe des (Anfangstangenten-)E-Moduls für austenitische nichtrostende Stähle zwischen der ehemaligen nationalen Regelwerksreihe der Z-30.3-6 (von 1998 bis 2017, vgl. u. a. [100]) und dem jetzigen europäischen Regelwerk [102] stellt dabei eine Besonderheit dar: Während in [100] für E ein Wert von 170.000 MPa festgelegt wurde, ist dieser in [102] mit 200.000 MPa angegeben.

Es stellt sich die Frage, woher dieser Unterschied resultiert bzw. worin die Änderung des Wertes begründet ist: Die wesentlichen Mitwirkenden der Neufassung der Z-30.3-6 im Jahr 1998 begründen in der korrespondierenden Hintergrundliteratur [89] bzw. [90] die Festlegung des Wertes von 170.000 MPa für den (Anfangstangenten-)E-Modul darin, dass sie eine große Streuung bei der experimentellen Bestimmung dieses Wertes beim

Zugversuch beobachtet haben. Ausdrücklich weisen die Autoren in [89] bzw. [90] aber darauf hin, dass mit dem Wert 170.000 MPa noch keine Berücksichtigung der nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung im elastischen Bereich erfolgt. Dies geschieht entsprechend obigen Ausführungen durch einen Sekanten-E-Modul, der anhand einer σ - ε -Kurve bestimmt wird, welche auf Basis der »Ramberg-Osgood«-Beziehung unter Verwendung des (Anfangstangenten-)E-Moduls von 170.000 MPa berechnet wird, vgl. u. a. [100].

Inwieweit diese Hintergrundinformation bei der Bearbeitung der neuen europäischen Norm für nichtrostenden Stähle [102] bekannt war bzw. bei der Festlegung des „neuen“ Wertes von 200.000 MPa einbezogen wurde, ist an dieser Stelle nicht bekannt. Auf Basis von Erläuterungen in [103] zur DIN EN 1993-1-4 [102] erscheint es allerdings so, als ob der Wert von 170.000 MPa (aus der ehemaligen Reihe der Z-30.3-6) im Rahmen der Erstellung der DIN EN 1993-1-4 [102] bereits als fiktive Reduktion für die nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung im elastischen Anfangsbereich interpretiert wurde, was allerdings nicht der Intuition der Autoren bei der damaligen Festlegung, vgl. [89] bzw. [90], entspricht. Welcher dieser beide Werte für den (Anfangstangenten-)E-Modul tatsächlich nun der „richtigere“ bzw. „geeigneterere“ ist, kann folglich an dieser Stelle nicht beantwortet werden. Eine Überprüfung dieser Diskrepanz durch den Normenausschuss der DIN EN 1993-1-4 [102] erscheint hier ggf. sinnvoll.

Im Rahmen dieser Arbeit liegen Zugversuche des Platinenwerkstoffs 1.4301 bei Raumtemperatur vor, welche im folgenden Kapitel 5 zur Ableitung eines Werkstoffmodells für die FEM-Umformsimulation herangezogen werden. Aufgrund des Vorliegens der Versuchsdatenkurve, kann auf diese Werte zurückgegriffen werden, ein Umweg durch eine Approximation über die »Ramberg-Osgood«-Beziehung ist hier nicht erforderlich.

5 Werkstoffmodellierung für die FEM-Simulation

Jede FEM-Simulation benötigt einen Modellierungsansatz für die Beschreibung des Werkstoffverhaltens, welcher dieses in einer geeigneten Weise beschreibt, dass die aus dem Simulationsmodell resultierenden Ergebnisse eine für den jeweiligen Anwendungsfall gewünschte Aussagekraft und Genauigkeit besitzen. Als Ausgangsbasis für die Werkstoffmodellierung stehen Literaturwerte, mathematische Approximationsansätze sowie die experimentelle Bestimmung durch die Werkstoffprüfung zur Verfügung.

Für das in der vorliegenden Arbeit vorgestellte FEM-Prozesskettenmodell des »Die-Less-Hydroforming« werden zum einen für die Umformsimulation mechanische Werkstoffkennwerte bei Raumtemperatur und zum anderen für die Schweißstruktursimulation temperaturabhängige mechanische sowie auch physikalische Kennwerte benötigt.

Die Werkstoffmodellierung für die Umformsimulation erfolgt auf Basis von Werkstoffuntersuchungen mit dem Platinenwerkstoff 1.4301/1.4307. Der Ansatz basiert auf der experimentellen Ermittlung einer Spannungs-Dehnungs-Kurve durch einen klassischen Zugversuch in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 [80]. Durch zusätzliche Verwendung der »Digital Image Correlation«-Messtechnik (kurz: DIC), kann ein $\sigma_{\text{true}}-\epsilon_{\text{true}}$ -Diagramm erzeugt werden, welches auch über die Gleichmaßdehnung A_g hinaus die Dehnungen und Spannungen als »wahre« Größen beinhaltet. Dieses $\sigma_{\text{true}}-\epsilon_{\text{true}}$ -Diagramm kann als direkte Quelle für das »multi-lineare« Werkstoffmodell der Umformsimulation herangezogen werden, siehe Erläuterungen in Abschnitt 5.1. Ein Auszug der Ergebnisse aus Abschnitt 5.1 wurde in [104] veröffentlicht.

Für die im Rahmen der Schweißstruktursimulation erforderlichen temperaturabhängigen Werkstoffkennwerte wird sowohl für den Platinenwerkstoff 1.4301/1.4307 sowie für die Aluminium-Fixierungsplatten auf die in der verwendeten Software »DynaWeld« hinterlegten auf Literaturwerten basierenden Kennwerte, welche ein »bilineares« Werkstoffmodell abbilden, zurückgegriffen. Diese Daten sind in Abschnitt 5.2 beigefügt.

Für die Prozessketten-Simulation wird somit eine sequenzielle Werkstoffmodellierung verwendet. Die in der Schnittstelle zwischen der Schweißstruktursimulation und der Umformsimulation getroffenen Annahmen werden in den folgenden Abschnitten erläutert.

5.1 Umformsimulation

Für die Umformsimulation des »Die-Less-Hydroformings« mit »LS-DYNA« wird das Werkstoffverhalten durch ein nichtlineares, elastisch-plastisches isotropes Werkstoffmodell mit multi-linearer Definition des Spanungs-Dehnungs-Zusammenhangs implementiert.

Für austenitische Blechwerkstoffe kann annäherungsweise ein (quasi-)isotropes Werkstoffverhalten verwendet werden, vgl. Abschnitt 4.2.3. Da für den Platinenwerkstoff 1.4301/1.4307 die Anisotropie auf Basis der experimentellen Ergebnisse in Abschnitt 5.1.3 als moderat eingestuft werden kann, wird im Rahmen der Idealisierung bei der FEM-Modellbildung ein isotropes Werkstoffverhalten angenommen.

Das entsprechende, für duktile Stahlwerkstoffe oft verwendete Modell [105] in »LS-DYNA« ist **MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY* bzw. als Kurzbezeichnung **MAT024*.

Beim Werkstoffmodell **MAT024* wird bis zur Fließgrenze ein rein linear-elastisches Verhalten, welches über den E-Modul definiert ist, abgebildet. Nach dem Fließbeginn wird durch Eingabe einer Fließkurve das Verhalten im plastischen Bereich gesteuert. Dieses Modell basiert auf der Gestaltänderungsenergiehypothese nach »von Mises«. Bei dieser Fließhypothese wird für den im Bauteil vorhandenen (zumeist) mehrachsigen Spannungszustand rechnerisch eine fiktive Vergleichsspannung ermittelt, welche zur Beschreibung des Fließverhaltens ersatzweise mit einer bei uniaxialer Beanspruchung ermittelten Fließspannung abgeglichen wird, für weitere Details siehe z. B. Kapitel 3 in [87].

Ziel dieses Abschnitts ist es, die experimentellen Daten, welche aus uniaxialen Zugversuchen nach bzw. in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 [80] vorliegen, für die Verwendung im »LS-DYNA«-Werkstoffmodell **MAT024* in geeigneter Weise auszuwerten bzw. aufzubereiten. Als wesentliche Parameter werden für **MAT024* der Elastizitätsmodul E zur Beschreibung des rein linear-elastischen Bereichs, weiterhin ein geeigneter Kennwert für den Übergangspunkt vom elastischen zum plastischen Verhalten, sowie die Fließkurve, d. h. ein $\sigma_{\text{true}}\text{-}\epsilon_{\text{true,plast}}$ -Diagramm zur Beschreibung des plastischen Bereichs, benötigt.

5.1.1 Elastischer Bereich (mit E-Modul und Fließbeginn)

Als experimentelle Quelle für das Werkstoffmodell werden im ersten Schritt Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 [80] mit dem Platinenwerkstoff 1.4301/1.4307 (Ausführungsart 2B, $t = 2\text{mm}$) betrachtet. In Abbildung 5.1 (a) sind $\sigma_{\text{tech}}\text{-}\epsilon_{\text{tech}}$ -Diagramme von Zugversuchen mit Zug-Proben entnommen in Walzrichtung ($ZV0^\circ$ und $ZV0^\circ T$), quer zur Walzrichtung ($ZV90^\circ$) sowie diagonal zur Walzrichtung ($ZV45^\circ$) beigefügt. Der Anfangsbereich der

Zugversuche mit dem kontinuierlichen Übergang vom elastischen zum plastischen Bereich, d. h. ohne ausgeprägte Streckgrenze, der für den Werkstoff 1.4301/1.4307 typisch ist, ist in Abbildung 5.1 (b) dargestellt. Stellvertretend sind in Abbildung 5.1 (b) für die Probe ZV90° die Geraden zur Bestimmung von $R_{p0,2}$, $R_{p0,05}$ und $R_{p0,01}$ eingetragen.

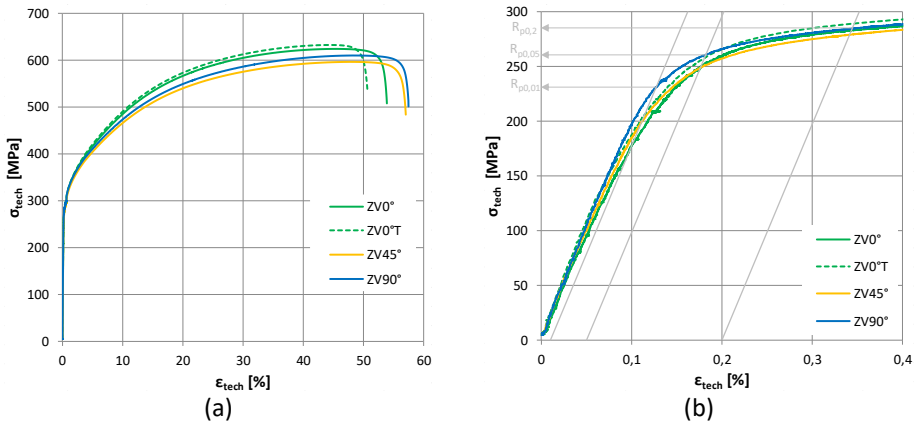


Abbildung 5.1: Spannungs-Dehnungs-Kurven des Platinen-Werkstoffs 1.4301/1.4307 (2B, $t = 2$ mm), ermittelt durch Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 [80] {Messdaten: »KIT-VAKA«}

In Anlehnung an die in [88] beschriebene Methodik zur Bestimmung des Fließbeginns beim Zugversuch auf Basis des »Joule-Thomson Effekts« wurde bei der Zugprobe ZV0°T eine Temperaturmessung während des Zugversuchs durchgeführt. Der Versuchsaufbau für den Zugversuch mit Temperaturmessung ist in Abbildung 5.2 (a) zu sehen. Auf der Zugprobe ZV0°T wurden drei Thermoelemente Typ K durch Punktschweißen appliziert. In der Probenmitte befindet sich das Thermoelement T1, im Bereich der beiden Berührungsstellen des Feindehnungsaufnehmers die Thermoelemente T2 bzw. T3. Ergänzend wurde die Raumtemperatur über das Thermoelement T_{Raum} erfasst. Der Bruch der Zugprobe trat unmittelbar in der Nähe der Temperaturmessstelle T1 ein, vgl. Abbildung 5.2 (b).



Abbildung 5.2: Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1:2017-02 [80] mit Temperaturmessung zur Bestimmung des Fließbeginns in Anlehnung an die Methodik nach [88] {Bildquelle: »KIT-VAKA«}

Die technische Spannung sowie die Messtemperaturen der Thermoelemente aufgetragen über die Dauer des Zugversuchs sind in Abbildung 5.3 (a) dargestellt. Der Temperaturanstieg der Zugprobe während des Zugversuchs aufgrund der plastischen Deformation ist besonders ausgeprägt beim Thermoelement T1, welches sich in der Zone der lokalen Einschnürung befindet. Aber auch bei den Thermoelementen T2 und T3 ist dieser Anstieg deutlich ersichtlich. Das zur Bestimmung des Fließbeginns im elastischen Bereich vorhandene Temperaturminimum aufgrund des »Joule-Thomson-Effektes« ist in einem Detailausschnitt in Abbildung 5.3 (b) dargestellt. Bei Analyse von Thermoelement T1 kann für R_{pJT} , die durch Temperaturmessung an der Zugprobe bei einem Zugversuch ermittelte Fließgrenze nach [88], ein Bereich von ca. 255 MPa bis 268 MPa, im Mittel 262 MPa, angegeben werden. Die Dehngrenze $R_{p0,2}$ bei diesem Zugversuch beträgt 289 MPa und liegt damit ca. 10 % höher als der Mittelwert R_{pJT} . Dies korrespondiert hinsichtlich der relativen Differenz der beiden Werte mit den Beobachtungen für den Werkstoff 1.4301 in [88]. Bei dem durchgeführten Zugversuch liegt der Mittelwert von R_{pJT} ca. 10 % höher als $R_{p0,05}$.

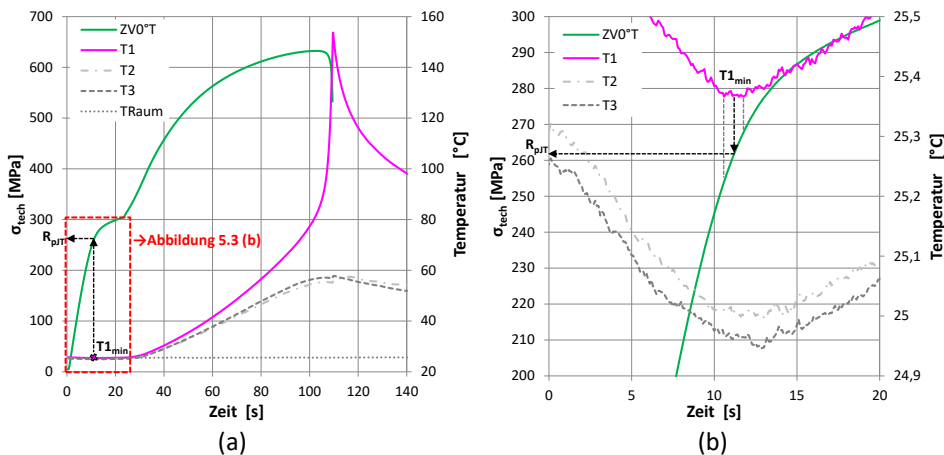


Abbildung 5.3: Überlagerung von Spannung-Zeit-Kurve und Temperatur-Zeit-Kurve für einen Zugversuch (ZV0°T) mit dem Platinenwerkstoff 1.4301/1.4307 zur Bestimmung von R_{pJT} als Kennwert für den Fließbeginn: (a) Gesamtdiagramm (b) Detailausschnitt mit Temperaturminimum {Messdaten: »KIT-VAKA«}

Wesentliche Kennwerte der Zugversuche sind zusammengefasst in Tabelle 5.1 aufgelistet. Aufgrund der bei Blechwerkstoffen vorhandenen Richtungsabhängigkeit (= Anisotropie), welche aus dem Walzprozess resultiert, sind bei den Ergebnissen der Zugversuche sowohl bei den spezifischen Kennwerten als auch im Kurvenverlauf der Spannungs-Dehnungs-Diagramme erwartungsgemäß Unterschiede in Abhängigkeit der Entnahmerichtungen der Proben zu erkennen, vgl. Abbildung 5.1 bzw. Tabelle 5.1.

Tabelle 5.1: Kennwerte des Platinen-Werkstoffes 1.4301/1.4307 (2B, t = 2 mm) ermittelt durch Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 [80] und Vergleich mit Normwerten nach DIN EN 10088-1 [64] und DIN EN 10088-2 [62]

	Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1 (»KIT-VAKA« Prüfeinrichtung M32)				Normwert nach [62] und [64]
Probe/Entnahme-Richtung	ZV0°	ZV45°	ZV90°	ZV0°T	quer = 90°
E-Modul E [GPa]	184,6	181,5	197,2	203,0	200000
Dehngrenze $R_{p0,2}$ [MPa]	284	280	284	289	>230
Dehngrenze $R_{p0,05}$ [MPa]	245	244	255	245	-
Dehngrenze $R_{p0,01}$ [MPa]	203	211	231	195	-
Zugfestigkeit R_m [MPa]	624	596	610	632	540...750
Gleichmaßdehnung A_g [%]	44,6	47,5	48,0	44,0	-
Bruchdehnung A_{80} [%]	53,6	56,8	57,2	50,4	>45

Normativ werden nach [62] bei Blechwerkstoffen die wesentlichen Kennwerte des Zugversuchs -soweit möglich- bei Probenentnahme quer zur Walzrichtung (90°) bestimmt und in den entsprechenden Prüfbescheinigungen nach DIN EN 10204:2004 ausgewiesen. Für die vorliegende Simulationsaufgabe werden ebenfalls zur Abbildung des isotropen Werkstoffverhaltens die experimentellen Ergebnisse der 90°-Proben stellvertretend verwendet. Da die in dieser Arbeit schwerpunktmäßig betrachteten länglichen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen in der Regel in Längsrichtung der Bleche entnommen werden, stellt die 90°-Probenentnahmerichtung, d. h. bei dem hier maßgebenden Lastfall Innendruck die Umfangsrichtung, die dominierende Belastungsrichtung dar, wodurch auch in dieser Hinsicht die Verwendung der Werkstoffkennwerte quer zu Walzrichtung begründet ist.

Die auf Basis der Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 [80] ermittelten Werte für den (Anfangstangenten-)E-Modul in Tabelle 5.1 unterscheiden sich zum einen aufgrund der Anisotropie der Blechwerkstoffe, besitzen aber auch bei identischer Probenentnahmerichtung einen bei der E-Modul-Bestimmung gemäß den Erläuterungen in Abschnitt 4.2.3 durchaus üblichen Streubereich, wobei letzteres anhand der Werte von Zugprobe ZV0° und ZV0°T zu erkennen ist. Aus dem Zugversuch der Probe quer zur Walzrichtung (ZV90°) resultiert ein E-Modul von $E_{90^\circ} = 197,2$ GPa. Dieser Wert korrespondiert mit dem

normativen E-Modul von 200 GPa für 1.4301/1.4307 nach [64]. Für Bemessungsaufgaben mit nichtrostenden Stählen wird in [69] ebenfalls ein E-Modul von 200 GPa empfohlen. Im Rahmen der Umformsimulationen mit »LS-DYNA« wird daher ein E-Modul von 200 GPa gewählt und als Skalar in der Definition von **MAT024* eingegeben.

Als weitere Kenngröße wird beim »LS-DYNA«-Werkstoffmodell **MAT024* eine Angabe für den Fließbeginn, d. h. für den Übergang von elastischen zum plastischen Verhalten benötigt. Aufgrund der nicht ausgeprägten Streckgrenze in Verbindung mit dem nichtlinear elastischen Bereich beim Werkstoff 1.4301/1.4307, vgl. Abbildung 5.1 (b), ist mit dem gewählten elastisch-plastischen Werkstoffmodell für den Übergangsbereich vom rein linear-elastischen zum plastischen Bereich nur eine näherungsweise Beschreibung möglich. Da jedoch der Anteil des elastischen Bereichs als Gesamtes gegenüber dem plastischen Bereich bei Stahlwerkstoffen und insbesondere bei dem hier vorliegenden Werkstoff 1.4301/1.4307 sehr klein ist, der nichtlinear-elastische Bereich selbst ebenfalls hinsichtlich seiner Größe vernachlässigbar ist, und zusätzlich, bei Umformsimulationen der plastische Bereich von primärer Bedeutung ist, kann die Beschreibung des Werkstoffverhaltens ersatzweise mit dem elastisch-plastischen Werkstoffmodell **MAT024* in »LS-DYNA« ohne maßgebenden Genauigkeitsverlust erfolgen. Im Rahmen der FEM-Modellbildung ist dabei eine geeignete Annahme für die technische Fließgrenze erforderlich.

Zur Definition des Fließbeginns für den Platinen-Werkstoff 1.4301/1.4307 im Rahmen der FEM-Simulation können verschiedene Annahmen getroffen werden.

- 1) Dehngrenze $R_{p0,2}$ als üblicher Normwert, z. B. in Prüfbescheinigungen nach DIN EN 10204:2004; hier $R_{p0,2(ZV90^\circ)} = 284 \text{ MPa}$.
- 2) Alternative Dehngrenzen, wie z. B. $R_{p0,01}$ gemäß [88] oder üblicherweise auch $R_{p0,05}$; hier $R_{p0,01(ZV90^\circ)} = 231 \text{ MPa}$ bzw. $R_{p0,05(ZV90^\circ)} = 255 \text{ MPa}$.
Für FEM-Werkstoffmodelle, wie das **MAT24*, welche die Eingabe einer Fließkurve zur Abbildung des plastischen Bereichs vorsehen, sollte nach [69] der Spannungs-Dehnungs-Verlauf beginnend mit der Proportionalitätsgrenze σ_p verwendet werden. Da die Proportionalitätsgrenze σ_p im Zugversuch technisch nur schwer bzw. mit Unschärfe bestimmbar ist, wird ersatzweise nach [69] diejenige Spannung angesetzt, welche eine bleibende Dehnung von $\varepsilon_{\text{plast}} = 10^{-4}$ verursacht. Dies entspricht der Dehngrenze $R_{p0,01}$.
- 3) R_{pJT} , die beim Zugversuch durch Temperaturmessung an der Zugprobe auf Basis des »Joule-Thomson-Effektes« nach der Methodik in [88] ermittelte Fließgrenze; hier zum Vergleich ersatzweise der Wert in Walzrichtung $R_{pJT(ZV0^\circ T)} = 262 \text{ MPa}$.

Alle aufgeführten Annahmen 1) bis 3) mit einem Einzelwert für die Fließgrenzen sind bei Verwendung einer elastisch-plastischen Werkstoffmodellierung, wie beim **MAT24*, mit einer Näherung im Übergangsbereich zwischen elastischem und plastischem Werkstoffverhalten verbunden, d. h. über- oder unterschätzen zwangsläufig geringfügigen den elastischen bzw. plastischen Bereich.

In dieser Arbeit wird im Rahmen der FEM-Modellbildung in Anlehnung an Annahme 2) die Festlegung einer technischen Fließgrenze im Bereich zwischen 0,01 % bis 0,05 % bleibender Dehnung verfolgt, d. h. zwischen 231 MPa und 255 MPa. Es wird hierfür ein diskreter Messwert des Zugversuchs der Zugprobe DIC90°-V2 herangezogen. Unter dem Aspekt der erforderlichen Koppelung des Werkstoffmodells aus der Umformsimulation mit dem bilinearen, elastisch-plastischen Werkstoffmodell aus der Schweißsimulation auf Basis von in der Software hinterlegten bzw. aus der Literatur stammenden Werten, siehe Abschnitt 5.2, wird der Wert für die technische Fließgrenze in der Umformsimulation mit 238,5 MPa ($\approx 240 \text{ MPa} \triangleq \text{Streckgrenze bei } 20^\circ\text{C}$ in Abbildung 5.14) gewählt.

5.1.2 Plastischer Bereich bis A_g und darüber hinaus

Im nächsten Schritt werden zur Untersuchung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens im plastischen Bereich und insbesondere nach Überschreiten der Gleichmaßdehnung A_g zusätzliche experimentelle Untersuchungen durchgeführt.

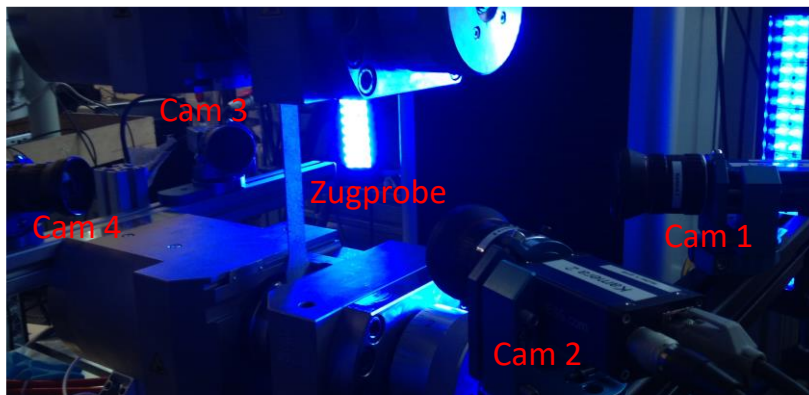


Abbildung 5.4: Versuchsaufbau Zugversuch mit DIC-Messung {Quelle: »KIT-VAKA«, Markierungen des Verf.}

Mit der identischen Platinenwerkstoff-Charge werden weitere Zugversuche (DIC0°, DIC90° und DIC45°) in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 [80] durchgeführt, bei welchen zusätzlich während der Versuchsdurchführung eine Messung der Probengeometrie mit

einem »Digital Image Correlation«-System (kurz: DIC) erfolgt. Der Prüfaufbau mit einem 4-Kamera-DIC-System (Fabrikat: »LIMESS Messtechnik u. Software GmbH«), installiert an der Prüfeinrichtung M24 des »KIT-VAKA« ist der Abbildung 5.4 zu entnehmen. Die beiden Oberflächen der Zugproben werden für die DIC-Messung mit einem stochastischen Punktmuster, einem sogenannten Speckle-Muster, versehen. Die Kamerapaare Cam1/Cam2 bzw. Cam3/Cam4 erfassen optisch jeweils die räumliche Verformung der Vorder- bzw. Rückseite der Zugprobe. Die Bildaufzeichnungsrate beträgt 2Hz. Nach Versuchsdurchführung wird eine Auswertung der DIC-Messung mit der Software »Istra4D« durchgeführt.

Als Ergebnis der DIC-Messung beim Zugversuch ist in Abbildung 5.5 die Oberflächen-
dehnung der Probe in Probenlängsrichtung dargestellt. In Abbildung 6.5 kann der typische Ablauf eines Zugversuches anhand der Längsdehnungen visuell nachvollzogen werden. Die homogene Abnahme des Probenquerschnitts findet ungefähr bis zum Schritt 210 statt. Zwischen Schritt 210 und Schritt 220 startet die lokale Einschnürung der Probe, wobei die Maximalkraft im Versuch ($\triangleq R_m$ bei A_g) in Schritt 216 erreicht wird. Nach Eintreten der lokalen Einschnürung bleibt die Längsdehnung außerhalb dieses Bereiches zu den beiden Enden der Probe hin bis zum Bruch nahezu konstant und ist dort geringer als die konventionell ermittelte Bruchdehnung A , welche im Bereich von ca. 50% bis 60% liegt, vgl. Tabelle 5.1. Dahingegen findet in der Zone der Einschnürung eine lokal konzentrierte Zunahme der Längsdehnung statt, welche am Versuchsende wesentlich höher als die normativ ermittelte Bruchdehnung A ist. Dieser Sachverhalt veranschaulicht das Mittelwertprinzip der konventionellen Längsdehnungsmessung auf Basis der Anfangsmesslänge L_0 mit Hilfe eines Dehnungsaufnehmers. Weiterhin ist dies ein Beleg dafür, dass die Angabe der Anfangsmesslänge L_0 bei Bestimmung der Bruchdehnung A zur Beurteilung dieser als Kennwert von essenzieller Bedeutung ist.

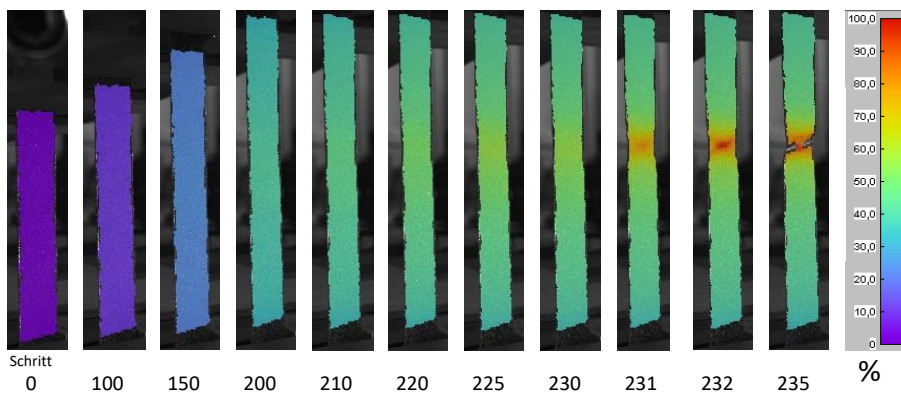


Abbildung 5.5: Oberflächendehnung in Längsrichtung einer Flachzugprobe (DIC90°-V1) ermittelt durch DIC-Auswertung mit »Istra4D« {Quelle: »KIT-VAKA«; Software »Istra4D«, Bildzuschnitt durch Verf.}

Im Rahmen der weiteren Auswertung mit der Software »Istra4D« wurden diskrete Messmarken zur Längenmessung, zur Breitenmessung sowie zur Dickenmessung individuell auf der Zugprobe platziert. Diese Messmarken sind der Abbildung 5.6 zu entnehmen und ihre Verwendung wird nachfolgend erläutert.

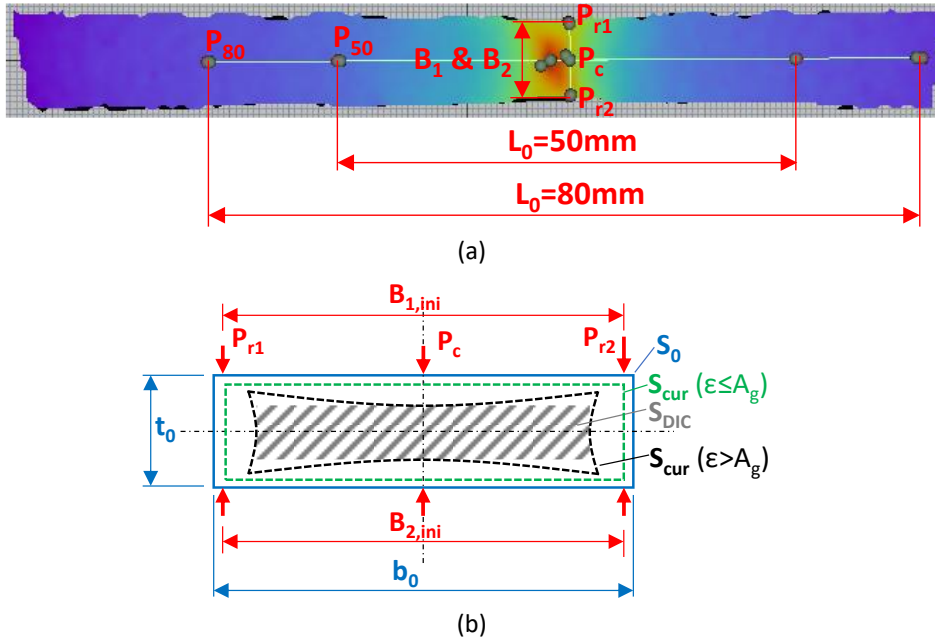


Abbildung 5.6: Diskrete Verformungsmessmarken an der Zugprobe: (a) Draufsicht auf die Probenoberfläche in der DIC-Messung (Bildquelle: »KIT-VAKA«; DIC-Software »Istra4D«, Bildzuschnitt durch Verf., Bildmarkierungen des Verf.); (b) Probenquerschnittsfläche bei unterschiedlichen Zeitpunkten des Zugversuchs

Zuerst wurde zur Verifikation des DIC-Verfahrens eine Auswertung in Anlehnung an die konventionelle Messung der Längsdehnung mit einem Tastdehnungsaufnehmer wie beim normativen Zugversuch nach [80] durchgeführt. Hierzu wurden Längenmessmarken mit Anfangsmesslängen L_0 von 50 mm bzw. 80 mm auf der Oberfläche der Zugprobe platziert. Durch die Antragung der optischen L_0 -Messung über die Längenmessmarken im Nachgang des Versuches an beliebiger Stelle, ist eine ideale Position beidseits der Bruchstelle möglich. Es wird somit eine bestmögliche Bildung des Mittelwertes der Längsdehnung erreicht, die bei einer Messung mit konventionellen Dehnungsaufnehmern, bei denen die Positionierung vor Versuchsdurchführung gewählt werden muss, nur gelingt, wenn der Bruch der Probe in der Mitte dieses gewählten Messbereiches eintritt.

Auf Basis der durch die DIC-Messung ermittelten Längenänderung erfolgt die Berechnung der technischen Längsdehnung ϵ_{tech} nach Formel 4.4. Die zugehörige technische Spannung σ_{tech} wird standardmäßig, bezogen auf den Anfangsquerschnitt A_0 , mit Formel 4.1 berechnet. Für die Zugproben mit Probenlage quer zur Walzrichtung (DIC-90°) sind die $\sigma_{\text{tech}}-\epsilon_{\text{tech}}$ -Kurven für die optische Anfangsmesslänge von 50 und 80 mm der Abbildung 5.7 zu entnehmen und werden dem Zugversuch mit konventioneller Längsdehnungsmessung (aus Abbildung 5.1) gegenübergestellt. Die entsprechenden Verläufe für die Probenentnahmerichtungen 0° und 45° können der Gesamtübersicht in Abbildung 5.11 entnommen werden. Aufgrund der Abstammung der Zugproben aus einer identischen Charge zeigen die $\sigma_{\text{tech}}-\epsilon_{\text{tech}}$ -Diagramme aus der konventionellen Messung und der DIC-Messung der Längsdehnung erwartungsgemäß nur geringfügige Abweichungen. Die Bruchdehnungen bei den Proben DIC90° und ZV90° sowie bei DIC0° und ZV0° bei gleicher Anfangsmesslänge $L_0 = 80$ weichen etwas voneinander ab. Dies wird auf probenspezifische Versuchsstreuung, die im stark plastischen Bereich beim Versagen durchaus üblich ist, sowie ggf. auf die beiden verschiedenen Prüfmaschinen und deren unterschiedlichen Dehnungsmesstechnik, zurückgeführt. Die Auswertung der Längsdehnung durch die diskreten DIC-Längenmessmarken ermöglicht die gleichzeitige Bestimmung der Längsdehnung ϵ_{tech} auf Basis unterschiedlicher Anfangsmesslängen L_0 an einer identischen Probe. Im vorliegenden Fall wurden für jede Zugprobe mit DIC-Messung die Längsdehnungen auf Basis $L_0 = 50$ und $L_0 = 80$ bestimmt, wobei erwartungsgemäß die zugehörige Bruchdehnung A_{80} stets kleiner als diejenige bei A_{50} ist, siehe Abbildung 5.7 bzw. Abbildung 5.11. Darin spiegelt sich das Mittelwertprinzip bei der Längsdehnungsmessung und deren Abhängigkeit vom Wert der Anfangsmesslänge wider, welches bereits weiter vorne bezüglich der Oberflächen-Längsdehnungen in Abbildung 5.5 erläutert wurde.

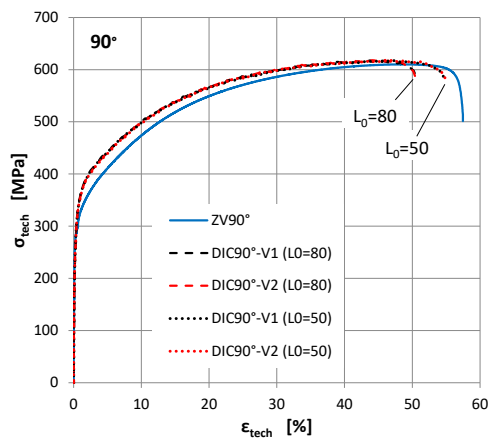


Abbildung 5.7: $\sigma_{\text{tech}}-\epsilon_{\text{tech}}$ -Diagramme mit Ermittlung der Längsdehnung durch eine konventionelle Dehnungsmessung (ZV90°) und auf Basis der DIC-Messung (DIC90°-V1 & -V2) {Messdaten: »KIT-VAKA«}

Im nächsten Schritt wird die DIC-Auswertung zur kontinuierlichen Ermittlung der Querschnittsfläche bei Flachzugproben eingesetzt. Da bei der DIC-Messung die Messmarken erst nach Versuchsdurchführung positioniert werden können, kann die Messung direkt an der Einschnürung erfolgen, d. h. an derjenigen Stelle, an der nach Überschreiten der Gleichmaßdehnung, die minimale Querschnittsfläche vorliegt. Unter Verwendung der Messwerte aus der DIC-Messung erfolgt die Berechnung von S_{cur} entsprechend Formel 5.1. Dabei wird die Fläche näherungsweise über ein eingeschriebenes Rechteck mit der Fläche S_{DIC} , in Anlehnung an die Bestimmung der Bruchfläche in DIN 50145:1975-05 [106], eine ältere Vorgängernorm für Zugversuche, ermittelt, vgl. Abbildung 5.6 (b).

$$S_{\text{cur}} \approx S_{\text{DIC}} = B_c \cdot P_c \quad (5.1)$$

mit: $B_c = \text{aktuelle Probenbreite [mm]}$
 $P_c = \text{aktuelle (Minimal-)Dicke im Zentrum der Einschnürung [mm]}$

Hierzu werden zur Messung der Breitenänderung im Bereich der Einschnürung die Messmarken B_1 und B_2 auf der Vorderseite bzw. auf der Rückseite der Probe angebracht, siehe Abbildung 5.6. Die Positionierung der Anfangs- und Endpunkte von B_1 und B_2 zu Versuchsbeginn erfolgt dabei aus messtechnischen Gründen ca. 1 mm beidseits innenliegend des Probenrands. Die tatsächliche aktuelle Breite B_c wird unter Verwendung der relativen Breitenänderung ΔB_{rel} auf Basis der DIC-Messung von B_1 oder B_2 und der vor Versuchsbeginn gemessenen Ausgangsprobenbreite b_0 entsprechend Formel 5.2 bestimmt.

$$B_c = \Delta B_{\text{rel}} \cdot b_0 \quad (5.2)$$

mit: $\Delta B_{\text{rel}} = \frac{B_1}{B_{1,\text{ini}}} \approx \frac{B_2}{B_{2,\text{ini}}} \text{ relative Breitenänderung aus der DIC - Messung [-]}$
 $b_0 = \text{Ausgangsprobenbreite [mm]}$
 $B_{1,\text{ini}}$ bzw. $B_{2,\text{ini}} = \text{Ersatzprobenbreite zum Versuchsbeginn [mm]}$

Die Messung der Probendicke erfolgt entsprechend Abbildung 5.6 im Bereich der Einschnürung im Zentrum der Probe mit der Messstelle P_c sowie zu Vergleichszwecken an den beiden Probenrändern mit den beiden Messstellen P_{r1} bzw. P_{r2} . Zusätzlich wird die Probendicke weit außerhalb der lokalen Einschnürung mit den Messmarken P_{50} bzw. P_{80} , welche sich an den Maßendpunkten der beiden Anfangsmesslängen befinden, gemessen. Im Detail werden stellvertretend die Ergebnisse der DIC90°-V2-Zugprobe betrachtet. In Abbildung 5.8 sind die Verläufe der Dickenänderung an den verschiedenen Messstellen P sowie der relativen Breitenänderung ΔB_{rel} dargestellt. Auf der Abszisse des Diagramms in Abbildung 5.8 wurde die Probenlängsdehnung aufgetragen, welche auf Basis einer Anfangsmesslänge $L_0 = 80$ bestimmt wurde.

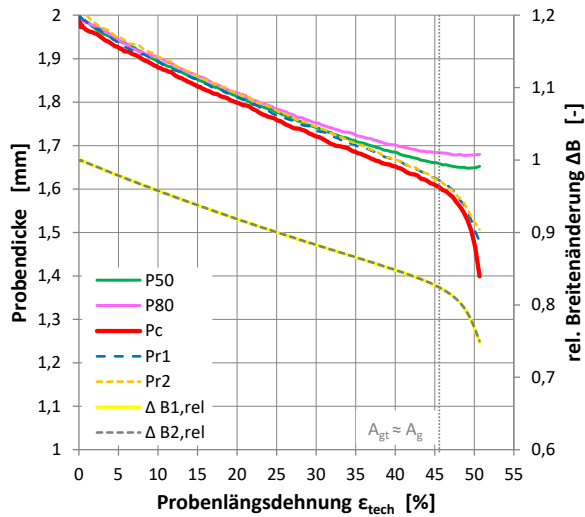


Abbildung 5.8: Dickenänderung und relative Breitenänderung einer 90°-Flachzugprobe (DIC90°-V2) ermittelt durch einen Zugversuch mit DIC-Messung

In Abbildung 5.8 ist am Kurvenverlauf der Dickenänderung und der relativen Breitenänderung der Übergang von einer homogenen Probenquerschnittsabnahme hin zur lokalen Einschnürung, d. h. der Zeitpunkt des Erreichens der Gleichmaßdehnung bzw. der Zugfestigkeit, deutlich zu erkennen. Zu Versuchsbeginn liegt eine nahezu lineare Abnahme der Breite und der Dicke vor. Mit Erreichen der Gleichmaßdehnung ändern sich die Kurven der Messmarken, welche sich in der lokalen Einschnürungszone befinden (B_1 , B_2 , P_c , $P_{r1/2}$), in einen nicht-linearen Verlauf. Dahingegen streben die Kurven der Messmarken für die Dicke weit entfernt von der Einschnürung (P_{50} bzw. P_{80}) gegen eine Waagrechte, d. h. die plastische Verformung der Zugprobe, verbunden mit der Querschnittsabnahme, findet nun bis zum Bruch nahezu vollständig im Bereich der lokalen Einschnürungszone statt. Die spezifische Form der aktuellen Probenquerschnittsfläche S_{cur} mit ihren gekrümmten Rändern nach Überschreiten der Gleichmaßdehnung entsprechend Abbildung 5.6 (b) spiegelt sich in der Dickendifferenz zu Versuchsende bei den Messmarken im Zentrum der Probe (P_c) und am Rand der Probe ($P_{r1/2}$) wider. Die relative Änderung der Breite (Messmarke B_1 bzw. B_2) auf der Vorder- bzw. Rückseite der Flachzugprobe ist erwartungsgemäß nahezu identisch.

Auf Basis der Verläufe dieser Messmarken für die Änderung der Breiten und der Dicke der Probe wird nun S_{cur} mit Formel 5.1 kontinuierlich während des Zugversuchs bestimmt. Zusammenfassend ist für alle durchgeführten Zugversuche mit DIC-Messung die relative Probenquerschnittsabnahme S_{cur} / S_0 in Abbildung 5.9 dargestellt. Bis zum Erreichen des

Bereichs der Gleichmaßdehnung, ist der lineare Verlauf aller Proben nahezu deckungsgleich und somit unabhängig von der Probenentnahmerichtung. Beim Erreichen des Gleichmaßdehnungs-Bereiches beginnen die Verläufe der einzelnen Versuchsserien gruppenweise, in Abhängigkeit der Probenentnahmerichtung, voneinander abzuweichen.

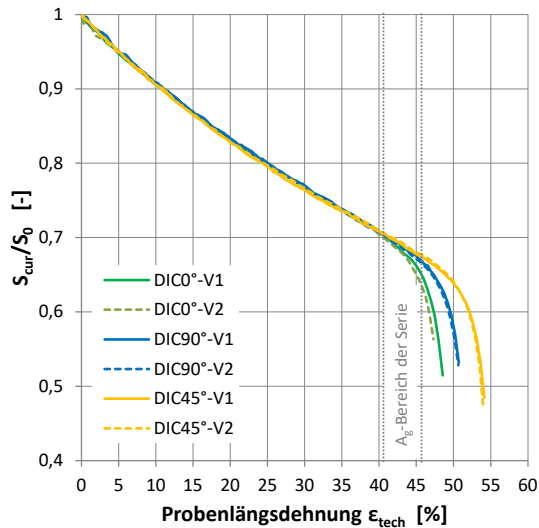


Abbildung 5.9: Relative Änderung der Probenquerschnittsfläche von Flachzugproben 1.4301/1.4307 in Abhängigkeit der Probenentnahmerichtung als Ergebnis der Zugversuche mit DIC-Messung

Unter Verwendung der aus der DIC-Messung bekannten aktuellen Querschnittsfläche S_{cur} kann nun die wahre Spannung σ_{true} nach Formel 4.2 und die wahre Dehnung ϵ_{true} nach Formel 4.5 bestimmt werden. In Abbildung 5.10 ist beispielhaft für die Probe DIC90°-V2 das zugehörige σ_{true} - ϵ_{true} Schaubild (Kurve ④) dargestellt. Durch die DIC-Messung von S_{cur} ist die Bestimmung des σ_{true} - ϵ_{true} -Diagramms jetzt auch weit über die Gleichmaßdehnung hinaus möglich.

Weiterhin beinhaltet die Abbildung 5.10 die zur Probe DIC90°-V2 zugehörigen, bereits in Abbildung 5.7 dargestellten σ_{tech} - ϵ_{tech} -Schaubilder (Kurve ② & ③), bei welchen die Längsdehnung auf Basis einer DIC-Längenmessmarke ermittelt wurden. Diese σ_{tech} - ϵ_{tech} -Schaubilder werden nach Formel 4.1 und Formel 4.4 unter Verwendung der DIC-Längsdehnung in die σ_{true} - ϵ_{true} -Schaubilder (Kurve ⑤ & ⑦) transformiert, wobei dieser Ansatz nur bis zur Gleichmaßdehnung A_g gültig ist. Zusätzlich ist zu Vergleichszwecken der Zugversuch von Probe ZV90° mit konventioneller Längsdehnungsmessung (Kurve ①) und dessen Umrechnung nach Formel 4.1 und Formel 4.4 in das σ_{true} - ϵ_{true} Schaubild (Kurve ⑥) eingefügt.

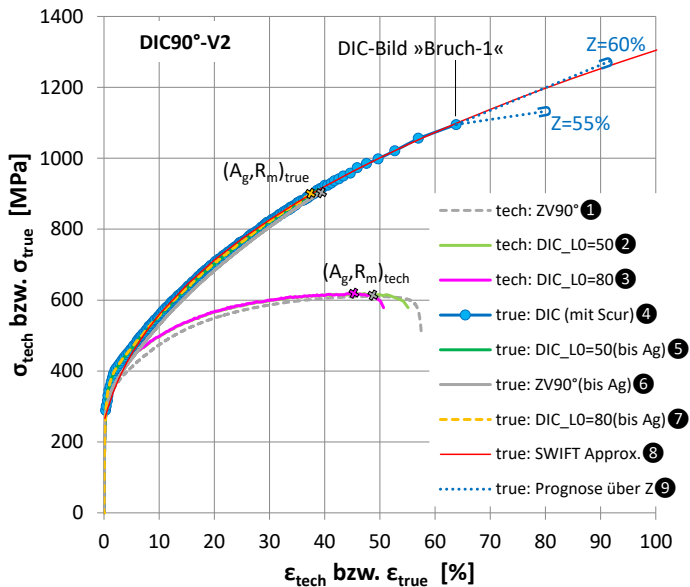


Abbildung 5.10: Bestimmung des σ_{true} - ϵ_{true} -Schaubilds auf Basis des Zugversuchs mit DIC-Messung (DIC90°-V2)

Aus Abbildung 5.10 ist ersichtlich, dass das σ_{true} - ϵ_{true} -Diagramm ④, welches mit Hilfe der DIC-Technik auf Basis von S_{cur} bestimmt wurde, sowohl mit den Kurven ⑤ & ⑦, welche auf Basis der Längsdehnung des identischen Versuchs ermittelt wurden, als auch mit Kurve ⑥ des Zugversuches mit konventioneller Dehnungsmessung der gleichen Charge, im gemeinsamen gültigen Bereich, d. h. bis zur Gleichmaßdehnung A_g , sehr gut übereinstimmt. Als Mehrwert ist durch die DIC-Messung von S_{cur} bei Kurve ④, im Gegensatz zu den durch konventionelle Methoden ermittelten Kurven ⑤ & ⑦ sowie ⑥, die Bestimmung des σ_{true} - ϵ_{true} -Diagramms jetzt auch weit über die Gleichmaßdehnung hinaus möglich.

Zur Bestimmung von S_{cur} gemäß Formel 5.1 kann die DIC-Auswertung bis zum letzten Schritt, bevor der Bruch der Probe eintritt, durchgeführt werden. Dieser Zustand wird als »Bruch-1« bezeichnet und als diejenige DIC-Aufnahme definiert, bei welcher die Zugprobe gerade noch zusammenhängend ist, d. h. in der DIC-Messung die Vorder- und Rückseite jeweils als zusammenhängende Oberfläche erfasst werden (siehe beispielhaft Schritt 232 in Abbildung 5.5). Schließlich tritt dann mit der nächsten DIC-Aufnahme, d. h. Zustand »Bruch+0«, der Bruch der Probe und somit das Auseinanderreißen der Probe in zwei Bruchstücke ein, d. h. es liegen dann zumeist vier vollständig separate oder zwei nur partiell zusammenhängende DIC-Oberflächen vor. Diese Teiloberflächen lassen sich zwar

in der Regel weiterhin per DIC-Auswertung messen (vgl. Schritt 235 in Abbildung 5.5). Dies kann für den vorliegenden Ansatz auf Basis von Formel 5.1 zur Bestimmung des $\sigma_{\text{true}}\text{-}\varepsilon_{\text{true}}$ -Diagramms jedoch nicht mehr zielführend verwendet werden.

Stark abhängig vom jeweiligen Versuchsablauf und den Parametern, insbesondere der Bildaufnahmerate, befindet sich der DIC-Schritt »Bruch-1« näher oder weiter entfernt vom Bruch. Der Prozess der lokalen Einschnürung findet mit Fortschreiten des Zugversuchs immer schneller statt, was sich bei Kurve ④ in Abbildung 5.10 an den immer weiter auseinanderliegenden Mess- bzw. Bildaufnahmezeitpunkten der DIC-Messung zeigt. Für die durchgeführte Versuchsserie wäre (im Nachhinein betrachtet) daher eine höhere Bildaufnahmerate (zumindest zum Versuchsende hin) empfehlenswert gewesen, um sich noch weiter mit der DIC-Messung von S_{cur} an den Bruch der Probe annähern zu können.

Als quantitatives Kriterium zur Bewertung des Fortschritts des Zugversuchs mit DIC-Messung kann der Vergleich von Bruchdehnung A und der technischen Längsdehnung im letzten vorhandenen DIC-Auswertebild vor dem Bruch, welche als $A_{\text{Bruch-1}}$ bezeichnet wird, herangezogen werden. Für die durchgeführte Versuchsserie sind diese Werte in Tabelle 5.2 beigefügt.

Um das $\sigma_{\text{true}}\text{-}\varepsilon_{\text{true}}$ -Diagramm über den aus der DIC-Messung vorliegenden Endpunkt »Bruch-1« weiterführen zu können, wird ein auf der Brucheinschnürung Z basierender Approximations-Ansatz gemäß Formel 5.3 angewendet. Hierbei wird die Bruchfläche S_u unter der Verwendung des bekannten Anfangsquerschnitts S_0 der Zugprobe und eines Literaturwertes für Z berechnet. Für den Wert der Brucheinschnürung Z des Werkstoffs 1.4301/1.4307 liegen keine normativen Vorgaben aus [79] bzw. [62] vor, in Hersteller-Datenblättern für diverse Halbzeuge werden beispielhaft $Z \geq 50 \%$ [107] als Mindestwert oder $Z = 65 \%$ [108] als Durchschnittswert genannt.

$$Z = \frac{S_0 - S_u}{S_0} \cdot 100 \quad [\%] \quad \text{nach [80]} \quad \rightarrow \quad S_u = \left(1 - \frac{Z}{100}\right) \cdot S_0 \quad (5.3)$$

mit: $S_0 = \text{Anfangsquerschnitt} \quad [\text{mm}^2]$

$S_u = \text{Bruchfläche im Bereich der Einschnürung} \quad [\text{mm}^2]$

Für die Auswertungen im Rahmen dieser Arbeit wurde auf Basis der Annahme einer Brucheinschnürung von 55% bzw. 60% die jeweilige theoretische Bruchfläche S_u berechnet. Weiterhin wird für den Zustand »Bruch+0« aus der Kraftaufzeichnung des Messverstärkers die letzte Kraft, bevor der Kraftabfall aufgrund des Bruchs der Probe einsetzt, ausgelesen und als Näherung für die Bruchkraft F_u angesetzt. Mit dieser Bruchkraft F_u und der Bruchfläche S_u (auf Basis $Z = 55 \%$ bzw. $Z = 60 \%$ nach Formel 5.3) wird jeweils ein Wertepaar für σ_{true} nach Formel 4.2 und $\varepsilon_{\text{true}}$ nach Formel 4.5 als Stützstelle bestimmt und

der Bereich zwischen dem DIC-Zustand »Bruch-1« und »Bruch+0« linear approximiert, siehe 9 in Abbildung 5.10.

Betrachtet man in Abbildung 5.10 den Verlauf des $\sigma_{\text{true}}-\epsilon_{\text{true}}$ -Diagramms (bestehend aus Kurve 4 in Verbindung mit der Approximation 9) bei der Annahme einer tangentialen Extrapolation des Verlaufes von Kurve 4 ausgehend vom DIC-Zustand »Bruch-1«, so ist ersichtlich, dass diese Probe tendenziell eher eine Brucheinschnürung im Bereich von 60 % aufweist. Diese Annahme wird weiterhin durch die sehr gute Übereinstimmung von Kurve 4 in Verbindung mit 9 (bei $Z = 60\%$) und der mathematischen Approximation nach »SWIFT«, siehe Kurve 8 in Abbildung 5.10, insbesondere im Bereich nach der Gleichmaßdehnung A_g , gestützt.

Informativ sind in Tabelle 5.2 für die durchgeführten Zugversuche mit DIC-Messung einige vom konventionellen Zugversuch bekannten typischen Ergebniskennwerte aufgelistet, welche mit den Kennwerten in Tabelle 5.1 korrespondieren.

Tabelle 5.2: Kennwerte des Platinen-Werkstoffes 1.4301/1.4307 (2B, $t = 2\text{ mm}$) ermittelt durch Zugversuche in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 [80] mit DIC-Messung und Vergleich mit Normwerten

	Zugversuche mit DIC-Messung (»KIT-VAKA« Prüfeinrichtung M24)						Normwert nach [62] und [64]
Richtung-Probe	0°-V1	0°-V2	45°-V1	45°-V2	90°-V1	90°-V2	quer = 90°
E [GPa] ^{c)}	190	180	180	190	190	195	200
R _{p0,2} [MPa]	275	269	284	280	286	286	>230
R _m [MPa]	627	625	615	616	618	619	540...750
A _{gt} [%]	40,3	43,5	46,0	46,2	43,8	45,2	-
A _{Bruch-1^{a)}} [%]	48,6	47,8	54,1	54,0	50,7	50,6	-
A _{80^{b)}} [%]	53,6		56,8		57,2		A > 45
<u>Bemerkungen:</u> a) A _{Bruch-1} : gesamte Längsdehnung ϵ_{tech} im letzten vorhandenen DIC-Auswertebild vor dem Bruch b) A ₈₀ : Bruchdehnung von konventionellen Zugversuchen gleicher Charge als Vergleichswert, siehe Tabelle 5.1 c) normative Bestimmung war hier nur eingeschränkt möglich, daher informative Angabe							

Für die alle weiteren DIC-Proben sind die Diagramme in Analogie zur Abbildung 5.10 in der Gesamtübersicht der Zugversuche in Abbildung 5.11 beigefügt.

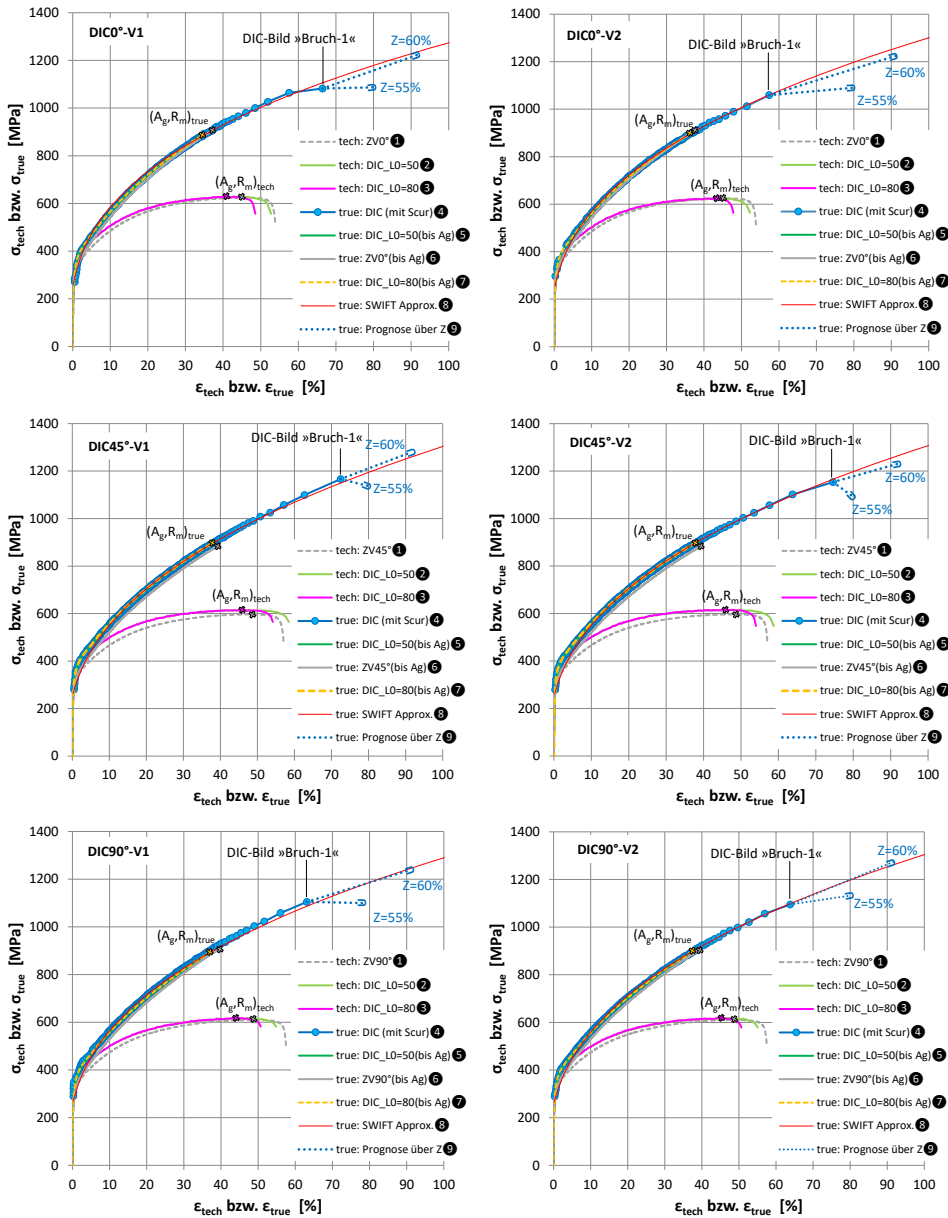


Abbildung 5.11: Gesamtübersicht der Zugversuche für den Werkstoff 1.4301 {Messdaten: »KIT-VAKA«}

Im Folgenden werden für das Werkstoffmodell der Umformsimulation stellvertretend die Ergebnisse der DIC-Messung von Zugprobe DIC90°-V2 aus Abbildung 5.10 herangezogen.

Bei der Verwendung des $\sigma_{\text{true}}\text{-}\epsilon_{\text{true}}$ -Schaubildes als Fließkurve in »LS-DYNA« wird nur der plastische Anteil der Kurve benötigt.

Die technische Fließgrenze in der Umformsimulation wird gemäß Abschnitt 5.1.1 mit 238,5 MPa gewählt, d. h. bis zu diesem Wert wird im FEM-Modell ein rein-elastisches Werkstoffverhalten über den E-Modul abgebildet. Für $\sigma_{\text{true}} > 238,5$ MPa wird die $\sigma_{\text{true}}\text{-}\epsilon_{\text{true}}$ -Kurve (abzüglich der elastischen Dehnungsanteile) zur multi-linearen Beschreibung des plastischen Bereichs verwendet. Im Detail werden bis zu einer wahren plastischen Dehnung von ca. 2 % die Werte für die wahre Spannung und wahre Dehnung auf Basis der DIC-Messung der Längsdehnung mit $L_0 = 50$, siehe Kurve ⑤ in Abbildung 5.10, verwendet. Darüber hinaus wird das auf Basis der DIC-Messung von S_{cur} ermittelte $\sigma_{\text{true}}\text{-}\epsilon_{\text{true}}$ -Diagramm, bestehend aus Kurve ④ in Verbindung mit Approximation ⑨ ($Z = 60\%$), zur multi-linearen Beschreibung des plastischen Bereichs für das Werkstoffmodell herangezogen. Dabei wird das plastische Werkstoffverhalten über A_g hinaus abgebildet, was den wesentlichen Mehrgewinn der DIC-Messung darstellt. Dies ermöglicht die Durchführung von »Die-Less-Hydroforming«-Simulationen mit hohen Dehnungen, d. h. bis zum Zustand ⑤ gemäß Abbildung 3.5, bzw. mit einem Fehlerkriterium sogar bis zum Bersten. Ausdrücklich sei aber darauf hingewiesen, dass die Abbildung des Versagens durch Bersten hier lediglich durch eine einfache simulative Umsetzung erfolgt. Dazu wird beim Werkstoffmodell *MAT024 ein Grenzwert für die wahre plastische (Vergleichs-)Dehnung $\epsilon_{\text{true,plast}}$ definiert, ab welchem die entsprechenden Elemente im Modell im jeweiligen Zeitschritt gelöscht werden. Der Wert von $\epsilon_{\text{true,plast}}$ wird bei Annahme von $Z = 60\%$ gemäß Gleichung 5.3 abgeschätzt.

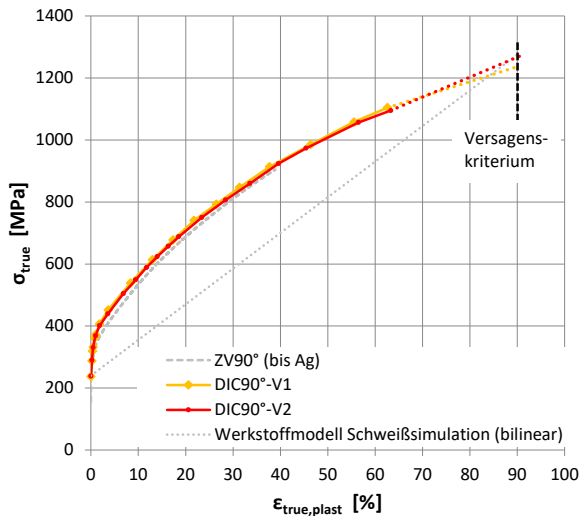


Abbildung 5.12: Fließkurve auf Basis des Zugversuchs mit DIC-Messung zur Verwendung in »LS-DYNA«

In Abbildung 5.12 ist das resultierende multi-lineare $\sigma_{\text{true}}-\epsilon_{\text{true}}$ -Schaubild, das einer klassischen Fließkurve der Umformtechnik entspricht, dargestellt. Programntechnisch ist der Beginn der Fließkurve somit mit dem Startpunkt ($\epsilon_{\text{true,plast}} = 0 / \sigma_{\text{true}} = 238,5 \text{ MPa}$) festgelegt. Zum Vergleich ist in Abbildung 5.12 die nach analogem Vorgehen aus dem Zugversuch DIC90°-V1 abgeleitete Fließkurve beigelegt, wobei beide Fließkurven eine sehr gute Übereinstimmung aufweisen.

5.1.3 Anisotropie-Eigenschaften

Ergänzend sind in Tabelle 5.3 die senkrechte Anisotropie r und die ebene Anisotropie Δr für diese Werkstoffcharge aufgeführt, welche unter Verwendung der durchgeführten Zugversuche mit einer DIC-Messung ermittelt wurden. Bei Verwendung einer DIC-Mess-technik mit kontinuierlicher Erfassung der Breiten- und Längenänderung der Zugprobe kann die Bestimmung der r -Werte in Anlehnung an das »automatische Messverfahren« nach Abschnitt 8.4 in [95] erfolgen. Dabei kann die Berechnung des r -Wertes punktwise oder bereichsweise durch Regression erfolgen. Die Anisotropie-Kennwerte in Tabelle 5.3 sind durch die Regressionsmethode in einem Auswertebereich zwischen 20 % bis 30 % der technischen plastischen (Längen-)Dehnung ermittelt.

Tabelle 5.3: Anisotropie-Kennwerte des Platinen-Werkstoffes 1.4301/1.4307 (2B, $t = 2 \text{ mm}$) ermittelt durch Zugversuche unter Einsatz von DIC-Messtechnik {Messdaten: »KIT-VAKA«}

	Zugversuche mit DIC-Messung (»KIT-VAKA« - Prüfeinrichtung M24)						
Richtung-Probe	0°-V1	0°-V2	45°-V1	45°-V2	90°-V1	90°-V2	ebene Anisotropie Δr_{20-30}
senkrechte Anisotropie $r_{20-30}[-]$	0,81	0,79	0,98	1,01	0,85	0,89	
Mittelwert r	0,80		0,99		0,87		-0,16

Ferner sind in Abbildung 5.13 die Verläufe der momentanen senkrechten Anisotropie r , aufgetragen über der technischen plastischen (Längen-)Dehnung, dargestellt. Die Kennwerte in Tabelle 5.3 bzw. Abbildung 5.4 weisen eine sehr gute Übereinstimmung mit Literaturwerten für den Werkstoff 1.4301 überein, siehe Abbildung 4.6 in Abschnitt 4.2.3, und stützen somit die Annahme, dass beim Blechwerkstoff 1.4301 eine moderate Anisotropie vorliegt.

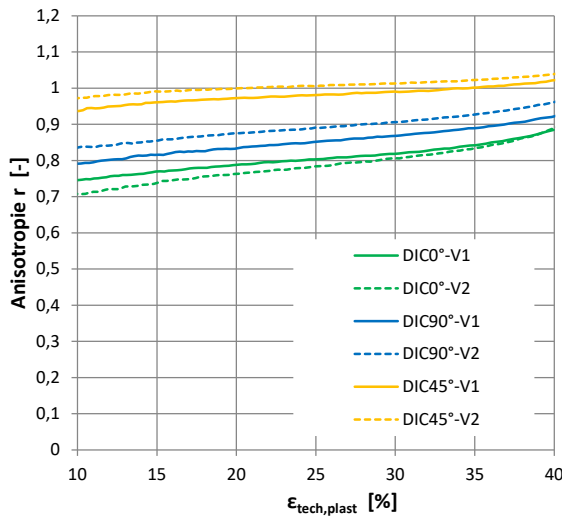


Abbildung 5.13: Verlauf der Anisotropie-Parameter r für den Werkstoff 1.4301 {Messdaten: »KIT-VAKA«}

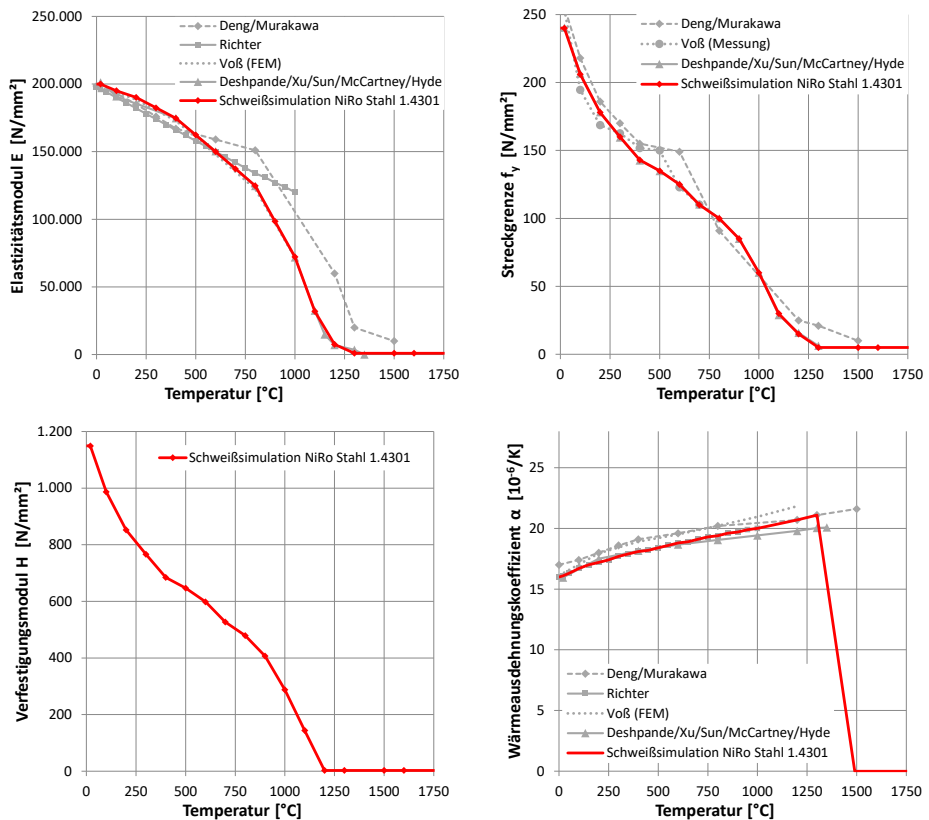
5.2 Schweißsimulation

Für die Schweißsimulation sind die Kennwerte zur Modellierung des Werkstoffverhaltens in Abhängigkeit von der Temperatur erforderlich. Neben den strukturmechanischen Kennwerten werden zusätzlich temperaturabhängige physikalische Kennwerte benötigt.

Die in der Abbildung 5.14 und Abbildung 5.15 dargestellten und für die Schweißsimulation verwendeten Kennwerte für den Platinenwerkstoff 1.4301 (in Volllinie rot) werden in »DynaWeld« zur Verfügung gestellt. Die Kurve des Wärmeausdehnungskoeffizienten α wird nach [109] bzw. [110] festgelegt und im Solidus-/Liquidus-Temperaturbereich (in der Simulation gemäß Vorgabe »DynaWeld« gewählt zu 1300 °C bis 1350 °C) zu Null gesetzt. Die für die Schweißsimulation verwendeten Kennwerte werden durch einen Vergleich mit Werten aus der Literatur ([110], [109], [75], [111]), soweit dort verfügbar, verifiziert. Diese Literaturkennwerte und die in der Software »DynaWeld« zur Verfügung stehenden Werte zeigen eine gute Übereinstimmung im Rahmen üblicher Abweichungen bzw. Streuung. Aufgrund des Schweißvorgangs ohne Zusatzwerkstoff (WIG-142), sowie des sehr geringen Schweißnahtvolumens, und der Tatsache, dass der Werkstoff 1.4301 beim Schweißen umwandlungsfrei ist, werden für den Grundwerkstoff, die Schweißnaht und die WEZ die identischen Kennwerte gewählt.

In Abbildung 5.14 sind die für den Platinenwerkstoff 1.4301 im strukturmechanischen Teil der Schweißsimulation erforderlichen Werkstoffkennwerte dargestellt, die in »LS-DYNA«

über `*MAT_CWM` [105] definiert werden. Für die strukturmekanische Simulation zur Berechnung von Schweißverzug und Schweißeigenspannungen der doppellagigen Platine wird ein bilineares elastisch-plastisches Werkstoffverhalten über die Vorgabe der Streckgrenze und den Verfestigungsmodul eingesetzt. Die Verknüpfung zur Umformsimulation erfolgt entsprechend Abbildung 5.12 über die Streckgrenze bei Raumtemperatur und den Verfestigungsmodul.



Literaturwerte aus: Deng/Murakawa [110], Richter [109], Voß [75], Deshpande/Xu/Sun/McCartney/Hyde [111]

Abbildung 5.14: Strukturmekanische temperaturabhängige Kennwerte des Platinenwerkstoffes 1.4301

In der hier vorliegenden Schweißstruktursimulation mit Ersatzwärmequelle wird ein eventueller Abbrand des Platinengrundwerkstoffes nicht abgebildet, d. h. es wird im FE-Modell die Schweißnahtgeometrie nach dem Schweißen im Endzustand modelliert. In der Schweißsimulation wird diese Schweißnaht als Ghost-Material implementiert, welches nach dem Schweißen mit der Ersatzwärmequelle mit dem anschließenden Abkühlvorgang aktiviert wird. Für das vor dem Schweißprozess noch inaktive Netz der Schweißnaht wird

eine Anfangssteifigkeit von 1000 N/mm^2 aus Gründen numerischer Simulationsstabilität festgelegt.

Die für den thermischen Teil der Schweißsimulation erfordernten physikalischen Parameter des Platinenwerkstoffs 1.4301 sind in Abbildung 5.15 beigelegt. Die Definition erfolgt in »LS-DYNA« über `*MAT_THERMAL_CWM` [105]. Alle weiteren Werkstoffparameter, u. a. die Dichte ρ und die Querdehnungszahl ν , werden näherungsweise als temperaturunabhängig mit den Werten bei Raumtemperatur angenommen.

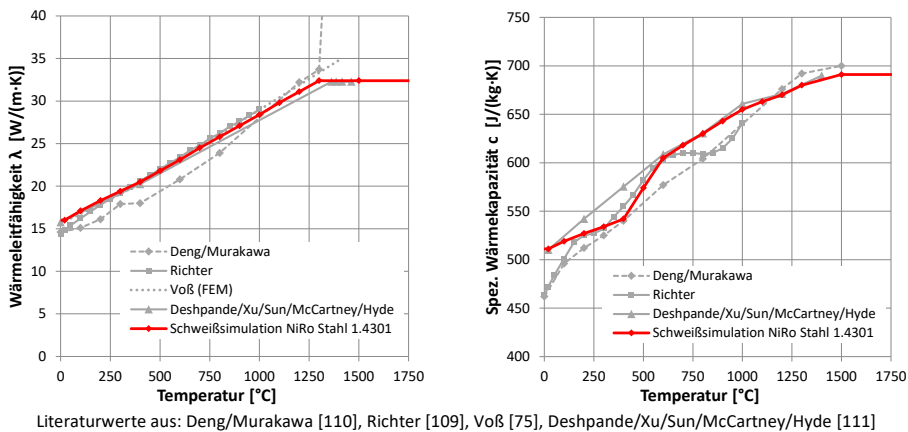


Abbildung 5.15: Physikalische temperaturabhängige Kennwerte des Platinenwerkstoffes 1.4301

Die Aluminium-Fixierungsplatten werden zum einen, wegen ihrer hohen Steifigkeit, und zum anderen aufgrund ihrer sehr geringen Erwärmung während des Schweißprozesses, wodurch sich eine gegen Null strebende Deformation ableiten lässt, vereinfachend als Starrkörper in der Schweißsimulation (`*MAT_RIGID` in »LS-DYNA«) nachgebildet. Durch diese Annahme wird die CPU-Rechenzeit für den mechanischen Lösungsanteil der Schweißsimulation deutlich reduziert. Für den thermischen Teil der Lösung werden die im Rahmen der Software »DynaWeld« zur Verfügung stehenden temperaturabhängigen physikalischen Kennwerte für Aluminium (Wärmeleitfähigkeit λ und Wärmekapazität c), welche bekannterweise für Aluminium deutlich höher sind als für Stahl, verwendet. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass, aufgrund der hier sehr geringen Erwärmung der Aluminium-Fixierungsplatten (bis ca. 40°C an der Längsseite, vgl. Abbildung 7.35, und bis ca. 60°C maximal im Eckbereich, vgl. Abbildung 7.37) für diesen Anwendungsfall die temperaturabhängige Definition nur eine untergeordnete Bedeutung hat, da sich diese Kennwerte in diesem Temperaturbereich gegenüber denen bei Raumtemperatur nur unwesentlich ändern.

6 FEM-Prozessketten-Modell

Mit der Software »LS-DYNA« ist die Verwendung eines expliziten oder eines impliziten Solvers, letzterer sowohl für statische als auch dynamische, d. h. zeitabhängige Fragestellungen, möglich. Für die theoretischen Hintergründe der impliziten bzw. expliziten Simulation im Allgemeinen wird an dieser Stelle auf die Fachliteratur verwiesen. Für die Umformsimulation des »Die-Less-Hydroforming« sind die spezifischen Unterschiede, bezogen auf die Wahl des Solvers, d. h. explizit oder implizit, in Tabelle 6.1 aufgeführt.

Tabelle 6.1: Vergleich von expliziter und impliziter Umformsimulation für das »Die-Less-Hydroforming«

Parameter	nichtlineare zeitabhängige (= transiente) <u>dynamisch-explizite</u> Umformsimulation	nichtlineare zeitunabhängige <u>statisch-implizite</u> Umformsimulation
Vereinfachungen	(teilweise) massenskaliert	---
Lagerung Platine	frei im Raum	statisch bestimmte Lagerung
Lastaufbringung	zeitabhängig, aber zeitskaliert	quasi-statisch
Innendruck-Modelle	Innendruck über Fluidmasse pro Zeit-Ansatz (»LS-DYNA«-Airbag) auf Basis physikalischer Gesetze (Fluid-Struktur-Interaktion)	Innendruck als Flächenlast über eine (frei) zu definierende Funktion (Inkompressibilität der Flüssigkeit als Wirkmedium nicht abgebildet)
Detektion des Beulmusters	in der Regel auf Basis der Nominalgeometrie der Platine möglich	theoretisch auf Basis der Nominalgeometrie nicht möglich → Ansatz von Imperfektionen erforderlich
CPU-Rechenzeit	gering und wirtschaftlich	wesentlich höher als bei expliziter Simulation, da Aufstellung von Matrizen und Gleichungslösung mit Zerlegung erforderlich

Aufgrund der zumeist per se großen Deformationen bei Umformungen werden für FEM-Simulationen nichtlineare Methoden benötigt. Bei der klassischen Umformsimulation (z. B. Tiefziehen) mit »LS-DYNA« hat sich die Anwendung eines transienten, dynamisch-expliziten Verfahrens (im Folgenden oft abgekürzt: explizit) bewährt. Nur die elastische Rückfederung am Ende der Umformung wird in der Regel über einen statisch-impliziten Simulationsschritt abgebildet, vgl. [112]. Für die Umformsimulation mit dem expliziten »LS-DYNA«-Solver liegen aus der Forschungstätigkeit am »KIT-VAKA« unter der Leitung von »Ummenhofer« und Mitarbeit von »Metzger« sowie von in diesem Rahmen

betreuten studentischen Abschlussarbeiten umfangreiche Erfahrungswerte und interessante Resultate vor. Erstmals am »KIT-VAKA« wurde die explizite Umformsimulation für das »Die-Less-Hydroforming« mit »LS-DYNA« von »Kelleter« in [113] entwickelt und in zahlreichen darauffolgenden studentischen Abschlussarbeiten am »KIT-VAKA« angewendet, untersucht und fortentwickelt. Forschungsergebnisse vom »KIT-VAKA« zur expliziten Umformsimulation sind u. a. in [114] & [60] veröffentlicht. Für die statisch-implizite Umformsimulation (im Folgenden teilweise abgekürzt: implizit) des »Die-Less-Hydroforming« liegen aus [115] erste grundlegende Simulationsergebnisse vor. Ein wesentlicher Nachteil der impliziten Umformsimulation ist deren hohe CPU-Rechenzeit gegenüber expliziter Simulation. Wenn die Aufgabe bzw. das Ziel ist, per simulativem Trial & Error-Verfahren die für das angestrebte Objekt geeignete »Die-Less-Hydroforming«-Ausgangsplatine zu bestimmen, d. h. zahlreiche Simulationsdurchgänge erforderlich werden, ist die Anwendung einer expliziten Umformsimulation deutlich effizienter.

Das nachfolgend vorgestellte Prozessketten-Modell beinhaltet die beiden wesentlichen Schritte des Fertigungsprozesses beim »Die-Less-Hydroforming«, d. h. Schweißen und Umformen, und verknüpft diese.

Nachfolgende Kernaspekte werden durch das Modell abgebildet:

- Simulative Abbildung des Schweißprozess:
 - Temperaturfeld
 - Schweißverzug
 - Schweißeigenspannungen
- Simulative Abbildung des Umformvorgangs:
 - Bestimmung der resultierenden räumlichen Form für eine doppelagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine als Trial & Error-Verfahren
 - Detektion des Auftretens der »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster
- Umformsimulation mit »geschweißten« Platinen

6.1 Kombi-Modellierungsansatz für Schweiß- und Umformsimulation

Zur Modellbildung der doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Blechplatine für die FEM-Simulation wird ein Kombi-Modellierungsansatz (vgl. Abbildung 6.1) entwickelt, welcher von »Metzger« und »Ummenhofer« u. a. in [31], [116] und [59] publiziert wurde und in den folgenden Abschnitten erläutert wird.

Dieser Ansatz berücksichtigt sowohl die Anforderungen aus dem Fertigungsschritt Schweißen (zur Herstellung der doppellagigen Platine), welcher durch eine thermostrukturmechanische Schweißsimulation abgebildet wird, sowie die Anforderungen des eigentlichen wirkmedienbasierten Umformvorgangs, und ermöglicht so die Durchführung einer FEM-Prozesskettensimulation. Dennoch kann der Modellierungsansatz auch unabhängig einzeln verwendet werden, sowohl für eine reine Schweißsimulation, und insbesondere -dies wird der häufigere Fall sein- zur reinen Umformsimulation. Prinzipiell kann dieser Modellierungsansatz auch auf mehrlagige »Die-Less-Hydroforming«-Platinen übertragen werden, im Nachfolgenden wird das Vorgehen stellvertretend für die doppellagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine erläutert.

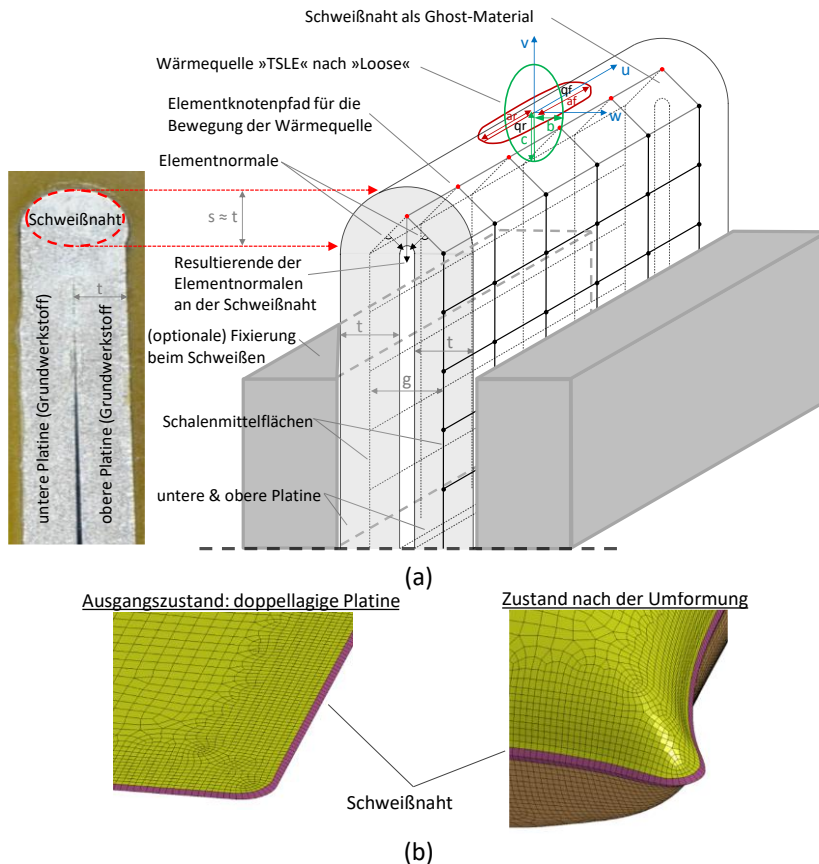


Abbildung 6.1: Kombi-Modellierungsansatz für die Schweiß- und Umformsimulation von doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen: (a) Makroschliff einer exemplarischen Schweißnaht und schematische Darstellung des Kombi-Modellierungsansatzes mit der »DynaWeld«-Wärmequelle »TSLE« nach [117] (b) Ausschnitt aus dem FEM-Modell mit der Schweißnaht am Platinenrand {Bildquelle: ursprünglich aus [31], editiert}

Als Ausgangspunkt zur FEM-Netzerstellung wird die in der Regel als CAD-Datei in Form einer Konturlinie vorliegende Platinengeometrie, welche auch in der Fertigungspraxis zum CNC-Zuschnitt der Platinen benutzt und im Folgenden als »Original-CAD-Konturlinie« der Einzelplatte bezeichnet wird, verwendet. Dabei wird vorausgesetzt, dass der abhängig vom gewählten Schneideverfahren resultierende Schnittstrahlbreitenverlust durch Außenkorrektur der Schnittstrahlposition kompensiert wird, so dass die in Realität zugeschnittenen Blechplatinen dieser »Original-CAD-Konturlinie« entsprechen.

Vereinfachend kann diese »Original-CAD-Konturlinie« direkt als Ausgangsgeometrie für die Platine zur FEM-Vernetzung herangezogen werden, wie dies auch in Kapitel 7 der Fall ist. Optional und als exaktere Umsetzung kann im Rahmen der Modellbildung eine Korrekturanpassung der Abmessungen der »Original-CAD-Konturlinie« zum einen hinsichtlich des Materialabbrands beim Schweißen und zum anderen aufgrund der Mittelflächenmodellierung bei Schalenelementen vorgenommen werden. Um exakte Abmessungen zu verwenden, kann eine Vermessung der geschweißten Platinen erfolgen, wodurch eine »Ist-CAD-Konturlinie« ermittelt werden kann.

Unter Verwendung der »Original-CAD-Konturlinie« oder der »Ist-CAD-Konturlinie« wird deren FEM-Vernetzung mit 4-Knoten-Belytschko-Tsay-Schalenelementen (ELFORM = 2, mit reduzierter Integration) durchgeführt. Die Vernetzung mit Schalenelementen und die Wahl dieses Elementtyps erfolgt aufgrund der Bauteilart der Platinen als dünnwandiges Blech und ist sowohl für die Schweißsimulation sowie auch für den nachfolgenden Schritt der Umformsimulation geeignet. Im Speziellen wird dadurch auch die Simulation von doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen mit großformatigen Abmessungen hinsichtlich der CPU-Zeit begünstigt.

Die vernetzte Platine wird anschließend zur Erstellung der doppelagigen Platine mit einem Abstand in Normalenrichtung der Platinenfläche dupliziert. Die zwei nun mit einem Abstand parallel gegenüberliegenden, an ihren Rändern noch nicht verbundenen Platinen, besitzen dadurch eine identische Vernetzung. Der Abstand g der Schalenmittelflächen der beiden Platinen kann für den Standardfall, dass beide Platinen die Dicke t aufweisen, der Realität entsprechend, mit $g = t$ gewählt werden. Die Modellkonfiguration entspricht so der in Realität vorliegenden Situation, bei der die beiden aufeinanderliegenden Platinen keinen merklichen Zwischenspalt haben. Bei unterschiedlichen Blechdicken der beiden Platinen wird g entsprechend angepasst.

Die eigentliche Modellbildung der die beiden Platinen verbindenden Schweißnaht erfolgt dadurch, dass bei beiden Platinen alle Randknoten, d. h. sowohl von außenliegenden als auch innenliegenden Rändern (z. B. bei innenliegenden Öffnungen in der Platine), jeweils

in Normalenrichtung der Platinenfläche um den Weg $+g/2$ bzw. $-g/2$ verschoben werden. Bei in Realität direkt aufeinander liegenden Platinen (die beide dieselbe Dicke t haben) beträgt diese Verschiebung somit $+t/2$ bzw. $-t/2$. Dadurch liegen nun von jeder Platine jeweils ein Knoten der linienförmigen Verbindungsstellen an gemeinsamer Position, so dass durch ein Verschmelzen jeweils dieser beiden Knoten («Merge Duplicated Nodes»-Befehl in »LS-PrePost«), eine Schweißnahtmodellierung erfolgt. Diese gemeinsame Knotenreihe der beiden einzelnen Platinen verbindet zum einen diese strukturemechanisch, wodurch der geschlossene Druckraum für die Umformsimulation erzeugt wird und sie dient weiterhin als Pfad für die Schweißquelle, siehe Abschnitt 6.3. Der sich während der Umformung ändernde Druckraum, in welchem der Innendruck wirkt, wird in »LS-DYNA« als Kontrollvolumen (kurz: KV) bezeichnet.

6.2 Spezielle Anforderungen an die FEM-Implementierung bei einer Last aus Innendruck

Bei einer Beanspruchung aufgrund von (Innen-)Druck, der per Definition stets senkrecht zur Oberfläche wirkt, handelt es sich folglich um eine verformungsabhängige Belastung, die eine Nichtlinearität im Berechnungsmodell darstellt. Entsprechend der Klassifizierung von »Schweizerhof« in [118] wird eine reine Druckbeanspruchung als normalentreu, und, abhängig vom jeweiligen Anwendungsfall, als raumfest oder körperfest eingestuft, vgl. Bild 3.3 in [118].

Zur Modellbildung dieser Innendruckbeanspruchung sind in der anwendungsorientierten FEM-Simulation u. a. folgende zwei grundlegenden Methoden gängige Praxis:

- 1) Modellierung des Innendrucks als konventionelle Flächenlast
- 2) Lastmodelle mit Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Interaktion

Weiterhin ist für die Modellbildung von besonderer Relevanz, welche Art von unter Druck stehendem Wirkmedium, d.h. kompressibles Gas (wie z.B. Luft), nahezu inkompressible Flüssigkeit (wie z.B. Wasser) oder ggf. sogar Gas-Flüssigkeits-Gemisch, auf die Oberfläche der Struktur einwirkt. Bei einer Flüssigkeitseinwirkung ist in der Regel neben der Inkompressibilität des Fluids zusätzlich, ab einem gewissen Volumen des druckbeaufschlagten Raumes, wie z. B. bei einem Lagerbehälter, der lineare hydrostatische Druckanteil aufgrund der Flüssigkeitssäule zu berücksichtigen.

Bei Ansatz 1) wird der Innendruck ausschließlich über eine senkrecht zur Strukturoberfläche orientierte Flächenlast aufgebracht. Aufgrund der bei Umformsimulationen zumeist ausgeprägten Geometrieänderung ist eine nichtlineare Berechnung ohnehin erforderlich, wodurch mit jedem Berechnungsschritt die verformungsbedingte Richtungsänderung des Innendrucks, wenn dieser als Flächenlast abgebildet wird, beim Belastungsvektor (= rechte Seite des FEM-Gleichungssystems) berücksichtigt wird. Zur Modellbildung der Fluid-Struktur-Interaktion in einer impliziten Simulation wird der Einfluss der verformungsabhängigen Belastung auch in der Steifigkeitsmatrix (= linke Seite des FEM-Gleichungssystems) berücksichtigt und es werden auch Einflüsse wie beispielhaft das Volumen und die Kompressibilität des Wirkmediums in die Simulation eingebunden. Daher bedarf es komplexerer Methoden auf Basis von Ansatz 2). Zur Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Interaktion im Rahmen der klassischen FEM-Methode verwendet »Schweizerhof« in [118] einen Laststeifigkeitsmatrix-Anteil, welcher die verformungsabhängige Belastung durch den Innendruck beinhaltet, und zur globalen Steifigkeitsmatrix addiert wird. Insbesondere für Stabilitätsuntersuchungen und bei großen Verformungen kann die Berücksichtigung des Laststeifigkeitsmatrix-Anteils von besonderer Relevanz sein, siehe [118]. An dieser Stelle wird für weitere Details zur FEM-Theorie bzw. Implementierung bei reiner Druckbelastung wie durch Gas (ohne Berücksichtigung des Fluidvolumens) auf die ausführliche Abhandlung in [118] sowie von »Schweizerhof« und »Ramm« in [119] verwiesen.

In »LS-DYNA« sind viele spezielle Airbag-Lastmodelle (siehe [120], S. 395 ff) verfügbar, die auch eine Lastmodellierung entsprechend Ansatz 2) mit Einbeziehung der Fluid-Struktur-Interaktion ermöglichen. Für eine Druckbeanspruchung durch ein kompressibles Gas in einem zugehörigen Volumen stehen zur Modellierung speziell von Airbags bei Fahrzeugcrashsimulationen diverse Airbag-Lastmodelle zur Verfügung. Weiterhin kann eine Innendruckbelastung mit dem »LS-DYNA«-Keyword **AIRBAG_FLUID_AND_GAS* modelliert werden. Dabei können Aspekte wie u. a. die Art des Wirkmediums, d. h. Flüssigkeit, Gas, Flüssigkeit-Gas-Gemisch, und dessen Kompressibilität bzw. Inkompressibilität, die Abhängigkeit des Drucks vom Druckraumvolumen und der umschließenden Oberfläche oder die aus einer Flüssigkeitssäule resultierende lineare Druckverteilung abgebildet werden. Die theoretischen Grundlagen für dieses Keyword können u. a. den Forschungsarbeiten von »Rumpel« & »Schweizerhof« [121] [122], »Haßler« [123] bzw. »Haßler« & »Schweizerhof« [124] [125] sowie »Maurer« & »Gebhardt« & »Schweizerhof« [126] entnommen werden. »Haßler« zeigt in [123] die erfolgreiche Anwendung der Methode anhand von mehreren Simulationsbeispielen, u.a. den Füllvorgang eines Schlauchwehres im Wasserbau (siehe hierzu auch [126]), eine Innenhochdruckumformung, einem Lagertank mit Flüssigkeit-Gas-Füllung oder einem pneumatischen Tragwerk in Form eines

Luftbalkens mit Innendruck und Biegung. Die Anwendung eines Airbag-Modells in »LS-DYNA« im Rahmen einer transienten expliziten Simulation zur Stabilitätsanalyse und Untersuchung des Nachbeulverhaltens einer Kreiszyinderschale mit Axialbeanspruchung und Unterdruck wird von »Ewert« in [127] umgesetzt. Hierbei wird mit Hilfe eines Airbag-Modells der Unterdruck erzeugt. Im Innenraum der Kreiszyinderschale wird über ein Nullmaterial ein gasförmiges Airbag-Kontrollvolumen eingebracht, mit welchem dann durch eine Kolbenbewegung der Unterdruck auf die zu untersuchende Zylinderschale aufgebracht wird, vgl. Abbildung 6.6 in [127].

Beim in der vorliegenden Arbeit betrachteten »Die-Less-Hydroforming« wird vorausgesetzt, dass als Wirkmedium Wasser, d. h. ein nahezu inkompressibles Fluid, verwendet wird. Die Innendruckumformung der doppelagigen Platine startet bei einem Druckraumvolumen von Null und das Volumen im Druckraum steigt durch Einbringen des Wirkmediums kontinuierlich an, vgl. Abbildung 3.5. Somit wird weiterhin angenommen, dass sich zu jedem Zeitpunkt der Umformung ausschließlich eine nahezu inkompressible Flüssigkeitsphase im Druckraum befindet, die an jeder Stelle des Druckraums den gleichen Druck erzeugt. Der hydrostatische Druckanteil des Wirkmediums wird aufgrund der geringen Höhe der Flüssigkeitssäule im Vergleich zum aufgebrauchten Umformdruck vernachlässigt. Es liegt somit näherungsweise zu jedem Zeitpunkt der Hydroumformung eine uniforme Druckbeanspruchung vor.

$$p_i(t) = K \cdot \ln\left(\frac{V_0(t)}{V(t)}\right) \quad (6.1)$$

mit: $K = \text{Kompressionsmodul [N/mm}^2\text{]}$

$$V_0(t) = \frac{1}{\rho_w} \cdot \int F(t) dt = \text{Eintrag Volumen druckloses Wirkmedium in das KV [mm}^3\text{]}$$

$F(t) = \text{Funktion des Masseninput Wirkmedium pro Zeiteinheit [ton/s]}$

$\rho_w = \text{Dichte Wirkmedium [ton/mm}^3\text{]}$

$V(t) = \text{Druckbeaufschlagtes Volumen im KV [mm}^3\text{]}$

In »LS-DYNA« stehen für explizite Hydroforming-Simulationen verschiedene Lastmodelle zur Verfügung. Zum einen wird in [128] ein klassisches Flächenlast-Modell vorgeschlagen, welches über `*LOAD_SEGMENT_SET` aufgerufen wird. Zum anderen wird gemäß [120] für Hydroforming-Simulationen die Anwendung eines Belastungsmodells empfohlen, das von Simulation der Airbags bei Crashsimulationen abgewandelt wurde und über das Keyword `*AIRBAG_LINEAR_FLUID` aktiviert wird. Für statisch-implizite (Umform-)Simulationen steht dieses Airbag-Modell nicht zur Verfügung, weswegen hierfür nur das Flächenlast-

Modell gemäß Ansatz 1) angewendet werden kann, d. h. dann entfällt die stützende Wirkung des Fluids als Steifigkeitsanteil.

Während beim Flächenlast-Modell eine Innendruck-Kurve durch den Anwender vorgegeben werden muss, wird beim Airbag-Modell die »Umformfluidmenge pro Zeiteinheit« als Eingangsgröße definiert, woraus der Umforminnendruck p_i für die spezifische Platinengeometrie auf Basis des physikalischen Zusammenhangs zwischen Kompressionsmodul, Druck und der Volumenänderung gemäß Gleichung 6.1 resultiert. Mit dem Airbag-Modell kann somit als Nebenprodukt der erforderliche Umformdruck für die praktische Umformung vorab ermittelt werden, was besonders für komplexere Platinengeometrien, bei welchen sich der Umformdruck nicht über die Kesselformel abschätzen lässt, einen großen Mehrwert, z. B. hinsichtlich der Vorabauswahl der benötigten Druckpumpe, darstellt. Der explizite Solver ermöglicht (aufgrund seiner Leistungsfähigkeit und seinem Kontaktalgorithmus), u. a. durch das Keyword `*CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE`, das Abbilden von Eigenkontakt der Platinen, wie er bei starker Faltenentstehung oder bei der Umformung selbst entstehen kann, siehe beispielhaft [60].

Als konsistentes Einheitensystem in LS-DYNA wird »ton-mm-N-sec« gewählt, d. h. die Spannungen werden in $\text{N/mm}^2 = \text{MPa}$ in der Ausgabe dargestellt. Als Wirkmedium wird in der Umformsimulation Wasser eingesetzt, welches näherungsweise inkompressibel ist, so dass der Kompressionsmodul bei 10°C konstant mit $K = 2080 \text{ N/mm}^2$ angenommen wird. Die Dichte von Wasser beträgt $\rho = 1000 \text{ kg / m}^3 = 10^{-9} \text{ ton / mm}^3$ und wird ebenfalls, unabhängig vom aktuellen Druck des Wirkmediums, als annähernd konstant angenommen.

Für die expliziten Umformsimulationen in Abschnitt 7.1 wird, da als Wirkmedium Wasser eingesetzt wird, das Airbag-Modell angewendet. Diese Umformsimulation kann mit doppelagigen Platinen, welche in Nominalgeometrie vorliegen, oder optional mit geschweißten Platinen, d. h. nach einer im vorherigen Schritt durchgeführten Schweißstruktursimulation entsprechend Abschnitt 6.3 angewendet werden. Wenn die Umformsimulation mit »geschweißten« Platinen durchgeführt wird, werden die Eigenschaften der »geschweißten« Platine in »LS-DYNA« über ein »DYNAIN-File« in die Umformsimulation transferiert. So können der Schweißverzug (= verformte Geometrie der Platine), die Schweißspannungen, der Dehnungs-zustand, die Elementdicke (wobei sich diese im vorliegenden Anwendungsfall durch das Schweißen nur unwesentlich ändert) als Eingangskennwerte in die nachfolgende Umformsimulation übergeben werden, siehe detaillierte Anwendung in Abschnitt 7.3. In »LS-DYNA« erfolgt dieser Transfer durch Verwendung der Keywords `*ELEMENT_SHELL_THICKNESS`, `*INITIAL_STRESS_SHELL` und `*INITIAL_STRAIN_SHELL`.

6.3 Besonderheiten der Schweißstruktursimulation

Für den speziellen Schweißprozess beim »Die-Less-Hydroforming« wird eine thermostrukturelle Schweißsimulation entwickelt, welche es ermöglicht, den Schweißverzug beim Schweißen der dünnen Blechplatten zu bestimmen bzw. den resultierenden Schweißeigenspannungszustand zu ermitteln. Ziel dabei ist, diese beiden Zustände an die nachfolgende Umformsimulation als Eingangsgröße weitergeben zu können. Es handelt sich somit bei Verwendung des allseits bekannten Klassifizierungsschema in »Radaj« [129] um eine (Schweiß-)Struktursimulation, vereinfachend wird im fortlaufenden auch der Begriff Schweißsimulation verwendet. Der vorliegende Ansatz konzentriert sich dabei auf die Modellbildung und Simulation von Stirnnähten, vgl. Makroschliff in Abbildung 2.22, die durch WIG-Schweißen ohne Zusatzwerkstoff (Prozessbezeichnung WIG-142) hergestellt werden.

Für die softwaretechnische Umsetzung und insbesondere für das »Preprocessing« der Schweißsimulation wird die Software »DynaWeld« zusammen mit »LS-Pre-Post« und als Solver »LS-DYNA« (implizit) verwendet.

Folgende Besonderheiten und Anforderungen aus der vorliegenden Schweißsituation und dem Fertigungsprozess werden für die Modellbildung identifiziert:

- (Zumeist) große Bauteilabmessungen, d. h. sehr lange Schweißnähte
- Stirnnaht als spezielle Schweißnahgeometrie
- Verwendung der Schweißnahtmodellierung gleichzeitig für Schweißsimulation und Umformsimulation
- implizite Schweißsimulation & explizite Umformsimulation unter Verwendung von Zeit- und Massenskalierung, dies ist hinsichtlich der Vernetzung von Relevanz
- Definition des Schweißpfades, insbesondere unter dem Gesichtspunkt, dass der Modellierungsansatz auch für beliebige Platinengeometrien (z. B. mit kurviger Kontur) geeignet sein soll

Im vorliegenden Fall wird eine transiente entkoppelte Schweißstruktursimulation durchgeführt. Es wird in einem ersten Schritt zuerst das transiente Temperaturfeld aufgrund des Schweißprozesses inklusive Abkühlung unter Anwendung einer Ersatzwärmequelle berechnet. Im zweiten Schritt, dem strukturellen Simulationsanteil, wird dieses Temperaturfeld als Einwirkung in Form von Knotentemperaturen zur Bestimmung von Schweißverzug und Schweißeigenspannung verwendet. Somit erfolgt keine unmittelbare berechnungsschrittweise Rückkopplung zwischen den beiden Simulationsschritten.

Da der verwendete nichtrostende Stahl 1.4301 beim Schweißen umwandlungsfrei ist, d. h. er besitzt keine Gefügeumwandlung beim Schweißen (vgl. Abschnitt 4.1), kann der Einfluss der latenten Wärme der Gefügeumwandlung unberücksichtigt bleiben. Da weiterhin die mechanische Verformung und deren freigesetzte Wärme bei den Dünnblechstrukturen als vernachlässigbar eingeschätzt wird, wird diese entkoppelte Simulationsmethode als sinnvoll und geeignet eingestuft (vgl. »Radaj« [129]).

Auf Basis des in Abschnitt 6.1 beschriebenen Modellierungsverfahrens (zur Erstellung der doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine) stellt die Netzgröße einen primären Steuerparameter für die grundlegende geometrische Ausbildung der Schweißnaht für die Schweißstruktursimulation dar. Das Schweißnahtvolumen wird im Modell entsprechend der Abbildung 6.1 durch die beiden Schalenelemente der Elementreihe am Platinenrand nachgebildet. In Anlehnung an die Bezeichnung in DIN EN ISO 2553:2019-12 [32] wird die beim Fügen der beiden Platinen an deren Rändern resultierende Schweißnahtdicke s der Stirnnaht für die Modellierung betrachtet. Diese Schweißnahtdicke s kann über einen Makroschliff für die ausgeführte Nahtgeometrie gemessen werden.

Für die Modellierung wird angenommen, dass Schweißnahtdicke $s = \text{Blechdicke } t$ vorliegt. Diese Annahme resultiert in erster Linie darin, dass Kontinuität in der Blechdicke als ein wesentliches Kriterium für das erfolgreiche Umformen vorausgesetzt wird, wurde aber auch bei Untersuchungen am »KIT-VAKA« (beim Benchmarktest in Kombination mit Makroschliffen) als ein geeignetes Kriterium beobachtet. Ergänzend ist eine Minimierung der Nahtabmessung aus ästhetischen Gründen erstrebenswert, was durch $s = t$ erreicht wird.

Unter der Annahme $s = t$ ist somit zur näherungsweisen Nachbildung der Schweißnaht für diese Elemente am Platinenrand eine Netzgröße $t \times t$ erforderlich. Wenn ausschließlich eine Umformsimulation durchgeführt wird, d. h. somit die Schweißnaht im Modell nur zur strukturmechanischen Verbindung der beiden Platinen dient, kann für die Schweißnaht ersatzweise auch eine gröbere Vernetzung in Längsrichtung und Querrichtung verwendet werden, vgl. Untersuchungen in Abschnitt 7.1.2 oder Ergebnisse zum Einfluss der Netzfeinheit der Schweißnaht bei der Umformsimulation in [35].vvv

Unter Beachtung der vorliegenden Schweißsituation (d. h. Schweißen ohne Zusatzwerkstoff), der entstehenden Schweißnahtgeometrie, der gesuchten Ergebnisse sowie den großen Modellabmessungen und den resultierenden Rechenzeiten wird diese Vorgehensweise zur Modellbildung als geeignet bewertet.

Nach Stand der Technik sowie u. a. nach DIN EN 1011-1:2009-07 [130] wird bei Schweißprozessen die als sogenannte Wärmeeinbringung Q (oder auch oft als Streckenenergie E)

bezeichnete Größe durch die (Haupt-)Schweißparameter Lichtbogenspannung U , Schweißstromstärke I und Schweißgeschwindigkeit v sowie einem Wirkungsgrad η entsprechend Formel 6.2 definiert. Während in der Schweißpraxis die drei erstgenannten Parameter in der Regel direkt aus dem Schweißprozess ablesbar (Lichtbogenspannung U , Schweißstromstärke I als Geräteparameter) oder ableitbar (Schweißgeschwindigkeit v durch Zeitmessung über die Schweißnahtlänge) sind, wird für den Wirkungsgrad η (der sich experimentell durch Kalorimeter-Versuche bestimmen lässt) in der Regel oft eine Annahme (z. B. aus der Literatur) getroffen.

$$Q = \eta \cdot \frac{U \cdot I}{v} \quad \left[\frac{V \cdot A}{\frac{mm}{s}} = \frac{J}{mm} \right] \quad (6.2)$$

mit: U : Lichtbogenspannung [V]
 I : Schweißstromstärke [A]
 v : Schweißgeschwindigkeit [mm/s]
 η : Wirkungsgrad [-], $0 \leq \eta \leq 1$

Durch Einführung des Wirkungsgrads η , der in allgemeinsten Form als Quotient aus in den Fügeprozess eingebrachter Wärmeenergie und im Fügeprozess nutzbarer Wärmeenergie angesehen werden kann, und folglich die Berücksichtigung von nicht vermeidbaren Prozessverlusten (Wärme bzw. Energie) beinhaltet, wird die beim Schweißprozess tatsächlich erfolgende Wärmeeinbringung in Formel 6.2 berücksichtigt. Durch den Wirkungsgrad η wird somit maßgeblich die Größe der Wärmeeinbringung und damit das stationäre Temperaturfeld und dessen Maximal- und Minimaltemperaturen bestimmt. Der Wert von η ist deshalb von besonderer Relevanz für die Simulation. Für den Wirkungsgrad η eines Schweißprozesses existieren in der Literatur diverse Definitionen. Eine vollständige und detaillierte Aufstellung verschiedener Definitionen von Wirkungsgraden einschließlich Werte aus der Literatur wird von »Hälsig« für diverse Schweißprozesse in [131] präsentiert.

Thermischer Wirkungsgrad η_{th} , effektiver Wirkungsgrad η_{eff} sowie Lichtbogenwirkungsgrad η_{LB} (eine Vereinfachung von η_{eff}) sind gängige Definitionen für Wirkungsgrade beim Schweißprozess. Der Lichtbogenwirkungsgrad η_{LB} ist speziell geeignet für Schweißprozesse mit nicht abschmelzender Elektrode, wie beim hier vorliegenden WIG-Verfahren, und stimmt beim WIG-Verfahren ohne Schweißzusatz mit dem effektiven Wirkungsgrad η_{eff} überein. Zur ausführlichen Definition der Wirkungsgrade wird auf [131] verwiesen.

»Hälsig« stellt in [131] fest, dass die Literaturwerte der unterschiedlich definierten Wirkungsgrade für das WIG-Schweißverfahren einen Streubereich aufweisen, und, dass oft

nur unvollständige Informationen zur Ermittlung der Wirkungsgrade vorliegen. Beispielhaft ist für das WIG-Schweißen mit Massivdraht (Prozess Nr. 141) für den relativen thermischen Wirkungsgrad η_{th} in DIN EN 1011-1:2009-07 [130] ein Wert von 0,60 angegeben. Der von »Hälsig« (in [131], Tabelle 3-1) aus mehreren Quellen recherchierte Wert weist einen Streubereich von 0,6 bis 0,7¹ auf. Für den Lichtbogenwirkungsgrad η_{LB} beim WIG-Schweißen gibt »Hälsig« (in [131], Tabelle 3-3) eine umfangreiche Aufstellung aus verschiedenen Literaturquellen an, und gibt einen Mittelwert der Literaturquellen von $\eta_{LB} = 0,72$ an.

Für die vorliegende Schweißsituation (Stirnnäht mit dem WIG-Verfahren ohne Schweißzusatz) zum Fügen der »Die-Less-Hydroforming«-Platinen konnten in der Literatur keine spezifischen Werte für den Wirkungsgrad gefunden werden, so dass nachfolgend auf Basis der vorhandenen Forschungsarbeiten für das WIG-Verfahren eine geeignete und begründete Annahme für den Wirkungsgrad getroffen werden musste.

Für die Schweißstruktursimulation erfolgt die Entscheidung für die Verwendung des Lichtbogenwirkungsgrads η_{LB} , weil der Lichtbogenwirkungsgrad speziell für Schweißprozesse ohne abschmelzende Elektrode wie beim vorliegenden WIG-Verfahren geeignet ist und einen absoluten Wert darstellt.

Es werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen von »Hälsig« aus [131] zum WIG-Verfahren herangezogen. Auch wenn diese für eine andere Schweißsituation bestimmt wurden, wird vermutet, dass die experimentell ermittelten absoluten Lichtbogenwirkungsgrade zutreffender sind als relative thermische Wirkungsgrade aus der Literatur (deren genaue Ermittlung oft nicht im Detail bekannt ist), und, dass die prinzipiell von »Hälsig« beobachteten Gesetzmäßigkeiten und Zusammenhänge qualitativ übertragbar sind.

»Hälsigs« Lichtbogenwirkungsgrade, bestimmt anhand experimenteller Untersuchungen, und die Ergebnisse seiner Literaturreche [131] liegen beide deutlich über den üblichen für das WIG-Verfahren angegebenen relativen Werten für den thermischen Wirkungsgrad η_{th} . Die Verwendung eines absoluten Lichtbogenwirkungsgrades ist entsprechend der Argumentation von »Hälsig« in [131] sinnvoll, da kein Schweißprozess (auch nicht das UP-Verfahren) aus physikalischer Sicht einen Wirkungsgrad von 1,0 vorweisen kann, was von

¹ Da die dort aufgeführten Werte alle jeweils in ihrer Gruppenauflistung einen Wirkungsgrad für das UP-Schweißen von 1,0 vorweisen, handelt es sich um relative thermische Wirkungsgrade, welche in Bezug auf das UP-Schweißen unter der Annahme, dass der Wirkungsgrad beim UP-Schweißen zu 1,0 gesetzt wird, angegeben werden. Teilweise werden diese Wirkungsgrade in der Literatur (wie z. B. in [129]) dennoch nur ungenau als thermische Wirkungsgrade bezeichnet. [130]

ihm durch experimentelle Bestimmung eines Wirkungsgrades für das UP-Schweißverfahren von 0,92 belegt wurde. Würde man auf Basis dieses experimentell bestimmten Wirkungsgrades des UP-Schweißverfahrens den Lichtbogenwirkungsgrad des WIG-Verfahrens in einen relativen thermischen Wirkungsgrad η_{th} umrechnen, wäre dieser sogar höher als η_{LB} , weshalb »Hälsig« in [131] auch eine Änderung des relativen thermischen Wirkungsgrads η_{th} in [130] empfiehlt.

Die von »Hälsig« experimentell ermittelten Lichtbogenwirkungsgrade korrespondieren sehr gut mit dem Wertebereich der Literaturwerte seiner Recherche in [131]. Zusätzlich präsentiert er seine auf Basis der Kalorimetrie durch experimentelle Untersuchungen ermittelten Ergebnisse zur Bestimmung des Lichtbogenwirkungsgrads η_{LB} für das WIG-Verfahren in Abhängigkeit der Einflussgrößen in einem Ringdiagramm. Die experimentellen Ergebnisse von »Hälsig« zeigen u. a., dass unabhängig voneinander mit zunehmenden Elektrodenabstand bzw. bei steigender Stromstärke der Lichtbogenwirkungsgrad abnimmt. Insbesondere ersteres kann unter Berücksichtigung des vorliegenden Prozesses, bei dem der Elektrodenabstand von der Schweißnaht prozessbedingt in der Regel sehr gering ist (im Bereich von ca. 1 bis 2 mm), herangezogen werden, so dass angenommen werden kann, dass der Wirkungsgrad eher in der oberen Region des Wertebereichs liegt. Abhängig von der Stromstärke könnte ebenfalls noch der Wirkungsgrad in dieser Hinsicht qualitativ abgestimmt werden.

Daher wird entsprechend Formel 6.3 der von »Hälsig« aus seinen in [131] durchgeführten Versuchen bestimmte Mittelwert des Lichtbogenwirkungsgrads $\eta_{LB} = 0,75$, welcher im vorliegenden Falle dem effektiven Wirkungsgrad entspricht, als Wirkungsgrad in der Schweißsimulation der doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen verwendet.

$$\eta = \eta_{LB} = \eta_{eff} = 0,75 [-] \quad \text{für das WIG – Verfahren nach [131]} \quad (6.3)$$

In der Schweißstruktursimulation im Allgemeinen und im vorliegenden Fall wird die Definition der Wärmeeinbringung in Form der eingebrachten Schweißleistung oder Wärmeleistung Q^* entsprechend Formel 6.4 als wesentliche Eingangsgröße zur Beschreibung der Wärmeenergie der Ersatzwärmequelle herangezogen. Die Schweißgeschwindigkeit v selbst wird in der Simulation durch die Bewegung der Wärmequelle implementiert.

$$Q^* = \eta \cdot U \cdot I \quad [V \cdot A = W] \quad (6.4)$$

mit: U : Lichtbogenspannung [V]
 I : Schweißstromstärke [A]
 η : Wirkungsgrad [-], $0 \leq \eta \leq 1$

Zum Einsatz kommt eine für Lichtbogenschweißverfahren übliche Volumenwärmequelle, die doppelt-ellipsoide Ersatzwärmequelle mit konstanter Wärmequell-dichte(vertei-lung) nach »Loose« [117], welche in der Software »DynaWeld« als »TSLE« bezeichnet wird. Die Ersatzwärmequelle »TSLE«, siehe Abbildung 6.1 und Abbildung 6.2, besteht in der Schweißrichtung aus einem fronseitigen Viertel-Ellipsoid (Index f für engl. „front“) und einem rückseitigen Viertel-Ellipsoid (Index r für engl. „rear“). Die konstante Wärmequell-dichte (oder auch Wärmeleistungsdichte) der Viertel-Ellipsoide q_f bzw. q_r und die geo-metrische Ausprägung der Ersatzwärmequelle sind über ein lokales, sich mit dem Licht-bogen bewegendes u, v, w -Koordinatensystem sowie über die Parameter b, c, a_r, a_f, f_r und f_f entsprechend der Darstellung in Abbildung 6.2 und Formel 6.5 nach [117] definiert. Ein optionaler Kalibrierfaktor ermöglicht die Anpassung der Wärmequell-dichte, wobei jedoch im vorliegenden Fall, bei dem alle wesentlichen Parameter aus dem realen Schweißpro- zess abgeleitet werden, davon ausgegangen wird, dass hier keine Anpassung erforderlich ist und somit $k = 1,0$ gilt.

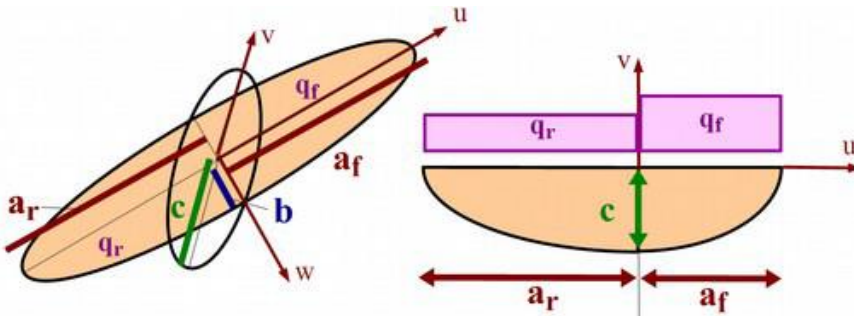


Abbildung 6.2: Ersatzwärmequelle »TSLE« mit konstanter Wärmequell-dichte nach »Loose« [117]

$$q_i = k \cdot Q^* \cdot \frac{3 \cdot f_i}{2 \cdot \pi \cdot a_i \cdot b \cdot c} \left[\frac{W}{mm^3} \right] \quad (6.5)$$

mit: k : optionaler Kalibrierfaktor [–]

Q^* : Schweißleistung nach Gl. 6.4 [W]

a_i, b, c : Halbmesser des Ellipsoids [mm]

f_i : Wichtungsfaktor [–], gewählt mit $f_f = f_r = 1$

für das frontseitige Viertel – Ellipsoid ($i = f$):

$$q_i = q_f \text{ für } u \geq 0 \text{ und } 1 > \left(\frac{u}{a_f}\right)^2 + \left(\frac{v}{b}\right)^2 + \left(\frac{w}{c}\right)^2, \quad \text{sonst } q_f = 0$$

für das rückseitige Viertel – Ellipsoid ($i = r$):

$$q_i = q_r \text{ für } u < 0 \text{ und } 1 > \left(\frac{u}{a_r}\right)^2 + \left(\frac{v}{b}\right)^2 + \left(\frac{w}{c}\right)^2, \quad \text{sonst } q_r = 0$$

Die Modellbildung der realen Bewegung des Schweißbrenners / Lichtbogens in Form der äquivalenten Ersatzwärmequelle wird durch den Einsatz des »LS-DYNA« Keyword **BOUNDARY_THERMAL_WELD_TRAJECTORY* umgesetzt. Der Schweißpfad der Ersatzwärmequelle, im Folgenden als Schweißtrajektorie bezeichnet, wird durch eine Knotengruppe und deren Reihenfolge bestimmt. Die Ausrichtung der Ersatzwärmequelle »TSLE« wird gemäß Abbildung 6.1 durch die resultierende Normale der an der Schweißtrajektorie angrenzenden Schalenelemente bestimmt.

Weiterhin wird für die beiden Platinen ein Wärmeübergang aufgrund Konvektion und Wärmestrahlung zur Umgebung über die Befehle **BOUNDARY_CONVECTION_SET* bzw. **BOUNDARY_RADIATION_SET* definiert. Hiermit wird insbesondere nach Ende des Schweißvorgangs und nach Deaktivierung der Aluminium-Fixierungsplatten die Abkühlung der Platinen gegenüber der Umgebung ($T = 20\text{ °C}$) im Modell abgebildet.

Im Rahmen der Modellbildung muss ferner für den Wärmeübergang zwischen den beiden sich berührenden Platinen untereinander sowie zwischen jeder Platine und der ihr direkt zugewendeten Aluminium-Fixierungsplatte ein Kennwert für die thermische Kontaktleitfähigkeit definiert werden. Für den vorliegenden Schweißaufbau gemäß Abbildung 6.1 und analog beim praktischen Fertigungsprozess wird der thermische Kontaktwiderstand im Wesentlichen durch die Rauigkeit der beiden in Kontakt stehenden Oberflächen sowie durch die Größe des Anpressdruckes der beiden äußeren Fixierungsplatten auf die doppelagige Platine maßgebend beeinflusst. Das Blech der doppelagigen Platine und die Aluminiumplatten besitzen relativ glatte Oberflächen, so dass in der Fertigungspraxis durch die Intensität der Fixierung (z. B. Anpressdruck über Schraubzwingen) die thermische Kontaktleitfähigkeit stark beeinflusst wird. Dem thermischen Kontakt zwischen den beiden Platinen untereinander wird aufgrund des symmetrischen Wärmeeintrags durch die Ersatzwärmequellen, durch denn zwischen den beiden Platinen kein maßgebender Temperaturgradient entsteht, eine eher untergeordnete Bedeutung zugeordnet. Deshalb wird für die thermische Kontaktleitfähigkeit der Standardwert aus der Software »DynaWeld« herangezogen. Im Rahmen der Schweißstruktursimulationen wird für den thermischen Kontaktwiderstand zwischen den Aluminium-Fixierungsplatten und der Platine, zwischen welchen das wesentliche Temperaturgefälle beim Schweißen entsteht, auf einen Kennwert zurückgegriffen, der auf Basis nicht öffentlich verfügbarer experimenteller Untersuchungen des »KIT-VAKA« abgeleitet wurde. Die softwarebasierte Implementierung erfolgt über das Keyword **CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_THERMAL* in »LS-DYNA«. Das FE-Modell der thermo-strukturmechanischen Schweißsimulation ist in Abschnitt 7.3.1 in der Abbildung 7.29 dargestellt.

7 Anwendung bei streifenförmigen Platinen zur Erzeugung von stabförmigen Bauteilen

In diesem Kapitel wird eine umfangreiche FEM-Studie mit Anwendung des in Kapitel 6 vorgestellten Kombi-Modellierungsansatzes für das Schweißen und das Umformen von doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen durchgeführt. Ziel der Untersuchungen ist, die u. a. nachfolgend aufgeführten Parameter und Effekte, welche für dieses spezielle Fertigungsverfahren von Relevanz sind, zu analysieren. Weiterhin werden durch diese Untersuchungen auch die Grenzen der Modellbildung bzw. der Simulation aufgezeigt. Die im Folgenden aufgeführten Untersuchungsaspekte resultieren zum einen aufgrund des Simulationsverfahrens FEM sowie direkt aus dem Fertigungsprozess bzw. der gewählten streifenartigen Platinengeometrie. Eine strikte Trennung zwischen simulationsbasierten Parametern und prozessbedingten bzw. geometriebezogenen Untersuchungsaspekten ist nicht immer eindeutig möglich, teilweise liegt eine Überschneidung vor: Beispielfhaft ist die Netzfeinheit ein klassischer simulationsbasierter Parameter und dient gleichzeitig als Geometrieparameter für die Modellierung der umlaufenden Schweißnaht.

- Simulationsbasierte Parameter:
 - Art der Simulation
 - transiente, dynamisch-explizite Umformsimulation mit Zeit- und Massenskalierung
 - statisch-implizite Umformsimulation
 - transiente implizite Schweißstruktursimulation
 - Lastmodelle für den Innendruck
 - Innendruck durch das Airbag-Modell von »LS-DYNA«
 - Innendruck als Flächenlast
 - Werkstoffmodellierung
 - FEM-Netzgröße
 - Einfluss auf das Gesamtmodell und dessen Umformverhalten
 - Einfluss auf die CPU-Wirtschaftlichkeit
- Parameter der Platinengeometrie und Ergebnisse:
 - Platinenbreite, Blechdicke und Umforminnendruck
 - Detektion des typischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters
 - Analyse der Elementspannungen und Entwicklung dieser während der Umformung
 - Auswirkungen und Effekte aus dem Schweißen auf den Umformvorgang

7.1 Simulationsergebnisse der zeitabhängigen, dynamisch-expliziten Umformsimulation

7.1.1 Simulative Detektion des charakteristischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters

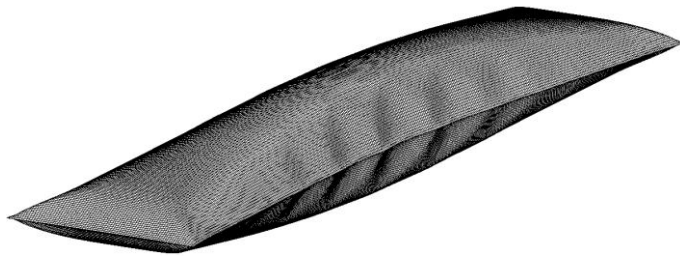
Betrachtet werden doppelagige Platinen mit einer rechteckigen Form nach Abbildung 3.5. Die wesentlichen Geometrieparameter dieser Platinen sind die Länge L , die Breite B und die Blechdicke t (bezogen auf die Einzelplatine). Die Länge L der Platine soll in der Regel wesentlich größer als ihre Breite B sein, wodurch sich eine streifenartige Form der Platine ergibt. Die beiden parallelen Ränder der Platine in Längsrichtung, d. h. in der x - Richtung gemäß Abbildung 3.5, werden als Platinenlängsränder bezeichnet.

Im Rahmen einer Parameterstudie wurden im Folgenden für eine streifenartige Platinengeometrie mit fixer Länge $L = 2000$ mm die Breite B und die Blechdicke t in der expliziten Umformsimulation mit Airbag-Lastmodell variiert. Exemplarisch sind in Abbildung 7.1 Umformzustände von drei verschiedenen B/t -Konfigurationen dieser Platine dargestellt.

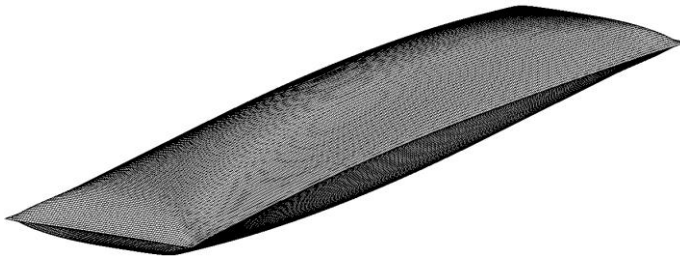
Schon bei visueller Auswertung der Simulationsergebnisse kann die Beulerscheinung, d. h. eine allmähliche Verformung wie beim Beulen, bei den betroffenen Konfigurationen während der Umformung beobachtet werden: Falls eine kritische Kombination von Platinenbreite B und Blechdicke t vorliegt, kommt es während der Umformsimulation zum Auftreten des »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters beidseits der Platinenlängsränder. Andererseits existieren aber ebenfalls B/t -Konfigurationen bei denen in der Simulation keine beulmusterähnlichen Verformungen während der gesamten Umformung eintreten.

Bei der doppelagigen Platine $B400/t2$ (= Platinenkonfiguration 1) tritt ein typisches, stark ausgeprägtes »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster entlang der Platinenlängsränder auf, vgl. Abbildung 7.1 (a). Dem Auftreten des Beulmusters kann durch Erhöhung der Blechdicke oder durch Verringerung der Platinenbreite, bzw. durch kombinierte Änderung der beiden Parameter, entgegengewirkt werden, vgl. Abbildung 7.2.

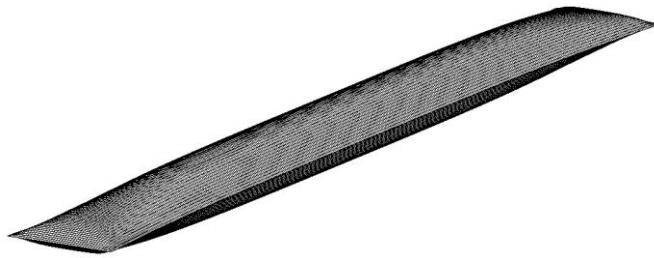
Durch Erhöhung der Blechdicke, hier von 2 mm auf 3 mm (= Platinenkonfiguration 2), kann das Auftreten des Beulmusters unterbunden werden, siehe Abbildung 7.1 (b), wobei beide Simulationen mit der identischen »Umformfluidmenge pro Simulationszeiteinheit« durchgeführt werden. Alternativ kann, bei Beibehaltung der Blechdicke von 2 mm, durch Reduktion der Platinenbreite von 400 mm auf 200 mm (= Platinenkonfiguration 3), das Auftreten der Beulerscheinung ebenso unterbunden werden, vgl. Abbildung 7.1 (c).



(a) Platinenkonfiguration 1: $B = 400 \text{ mm}$ / $t = 2 \text{ mm}$



(b) Platinenkonfiguration 2: $B = 400 \text{ mm}$ / $t = 3 \text{ mm}$



(c) Platinenkonfiguration 3: $B = 200 \text{ mm}$ / $t = 2 \text{ mm}$

Abbildung 7.1: Umformzustände von verschiedenen doppelagigen Platinenkonfigurationen ($L = 2000 \text{ mm}$) bei expliziter Umformsimulation: (a) mit Auftreten des charakteristischen Beulmusters entlang der Platinenlängsrändern; (b) + (c) ohne Auftreten des Beulmusters während der Umformung

Die Ergebnisse einer Parameterstudie für die doppelagige Platine der Länge $L = 2000 \text{ mm}$ sind in Abbildung 7.2 in Form eines Blasendiagramms dargestellt. Für jede durchgeführte Simulation mit der jeweiligen Parameterkonfiguration t ergibt sich ein Datenpunkt (Blechdicke t , Breite B) in Abbildung 7.2. Der Datenpunkt ist durch eine Blase dargestellt. Die Farbe der Blase zeigt, ob bei der jeweiligen Konfiguration während der Umformsimulation des »Die-Less-Hydroformings« das typische Beulmuster eintritt (rot), oder ob der Umformvorgang ohne das Auftreten von Beulen abläuft (grün). Es existiert ein Übergangsbereich zwischen Konfigurationen mit Beulen bzw. ohne Beulen, bei welchen nur ein sehr

schwach ausgeprägtes Beulmuster in der expliziten Simulation zu erkennen ist, das durch eine gelbe Blase in Abbildung 7.2 visualisiert ist.

Aus der Gesamtdarstellung des Diagramms kann eine Grenzlinie zwischen dem Auftreten und Fehlen des Beulmusters in Abhängigkeit der Platinenbreite B und der Blechdicke t (bei fixer Platinenlänge $L = 2000$ mm) abgelesen werden. Als ergänzende Information gibt der Durchmesser der Blase den Berstdruck für die jeweilige B/t -Konfiguration an, wodurch indirekt die Steifigkeit der Platine, d. h. ihr Widerstand gegen die Umformung und somit qualitativ eine Größenordnung für den benötigten Umformdruck, visualisiert wird. Erwartungsgemäß benötigen Platinen mit großer Blechdicke und kleiner Breite einen höheren Umformdruck als Platinen mit dünner Blechdicke und großer Breite.

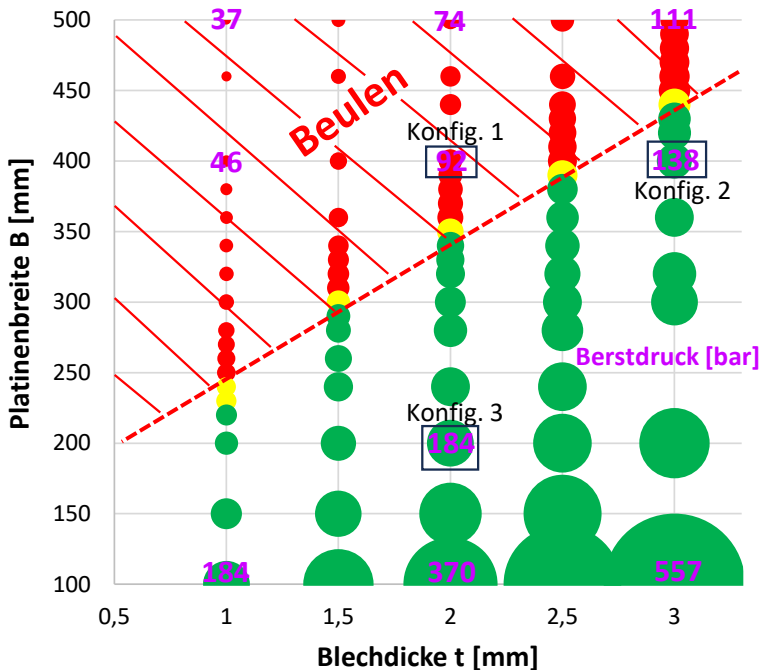


Abbildung 7.2: Parameterstudie zum Auftreten des Beulmusters beim »Die-Less-Hydroforming« in Abhängigkeit von Platinenbreite und Blechdicke für eine streifenförmige Platine der Länge $L = 2000$ mm

Für die (Platinen-)Konfiguration 1 und die (Platinen-)Konfiguration 2 ist der Verlauf des wirkenden Umforminnendruck p_i (bei identischer »Umformfluidmenge pro Zeit«) sowie der diskreten Geometrieparameter d_{mid} und d_{weld} (nach Definition in Abschnitt 3.2) in Abbildung 7.3 dargestellt. Erwartungsgemäß wird für die Konfiguration 1 ($t = 2$ mm) ein geringerer Umforminnendruck benötigt als für die Konfiguration 2 ($t = 3$ mm). Die beiden

diskreten Geometrieparameter d_{mid} und d_{weld} , hier ausgewertet in der Mitte der Platine, d. h. bei der Längskoordinate $x = 0$, beschreiben den Umformverlauf entsprechend den Erläuterungen in Abschnitt 3.2. Die Simulationszeit von 10 s wird über 500 Simulationsschritte, d.h. ein Schritt entspricht einer Simulationszeit von 0,02 s, auf der Abszisse dargestellt. Das bei Konfiguration 1 auftretende Beulmuster, welches sich im Bereich um den Simulationsschritt 160 manifestiert, in Schritt 175 bereits schwach im Spannungsplot erkennbar ist und in Schritt 260 stark ausgeprägt ist, vgl. Abbildung 7.4 (a), kann in den Kurvenverläufe von p_i , d_{mid} und d_{weld} jedoch nicht identifiziert werden. Die weiteren numerische Untersuchungen zum Umforminnendruck und zum Umformablauf sind im Abschnitt 7.1.3 dokumentiert.

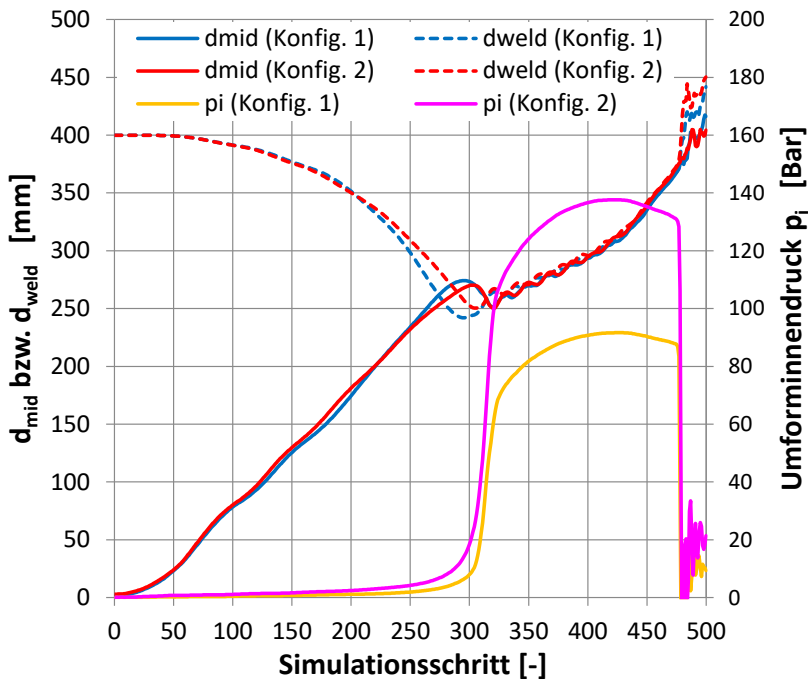


Abbildung 7.3: Verlauf des wirkenden Umforminnendruckes p_i sowie der diskreten Geometrieparameter d_{mid} und d_{weld} von Platinenkonfiguration 1 ($t = 2 \text{ mm}$) und Platinenkonfiguration 2 ($t = 3 \text{ mm}$)

In Abbildung 7.4 ist der Umformvorgang der Platine L2000/B400 mit der Entwicklung der wahren Membranspannungen in Platinen-Längsrichtung sowohl für die Konfiguration 1 ($t = 2 \text{ mm}$, mit Beulmuster) als auch für die beulfreie Konfiguration 2 (Blechdicke 3 mm) dargestellt.

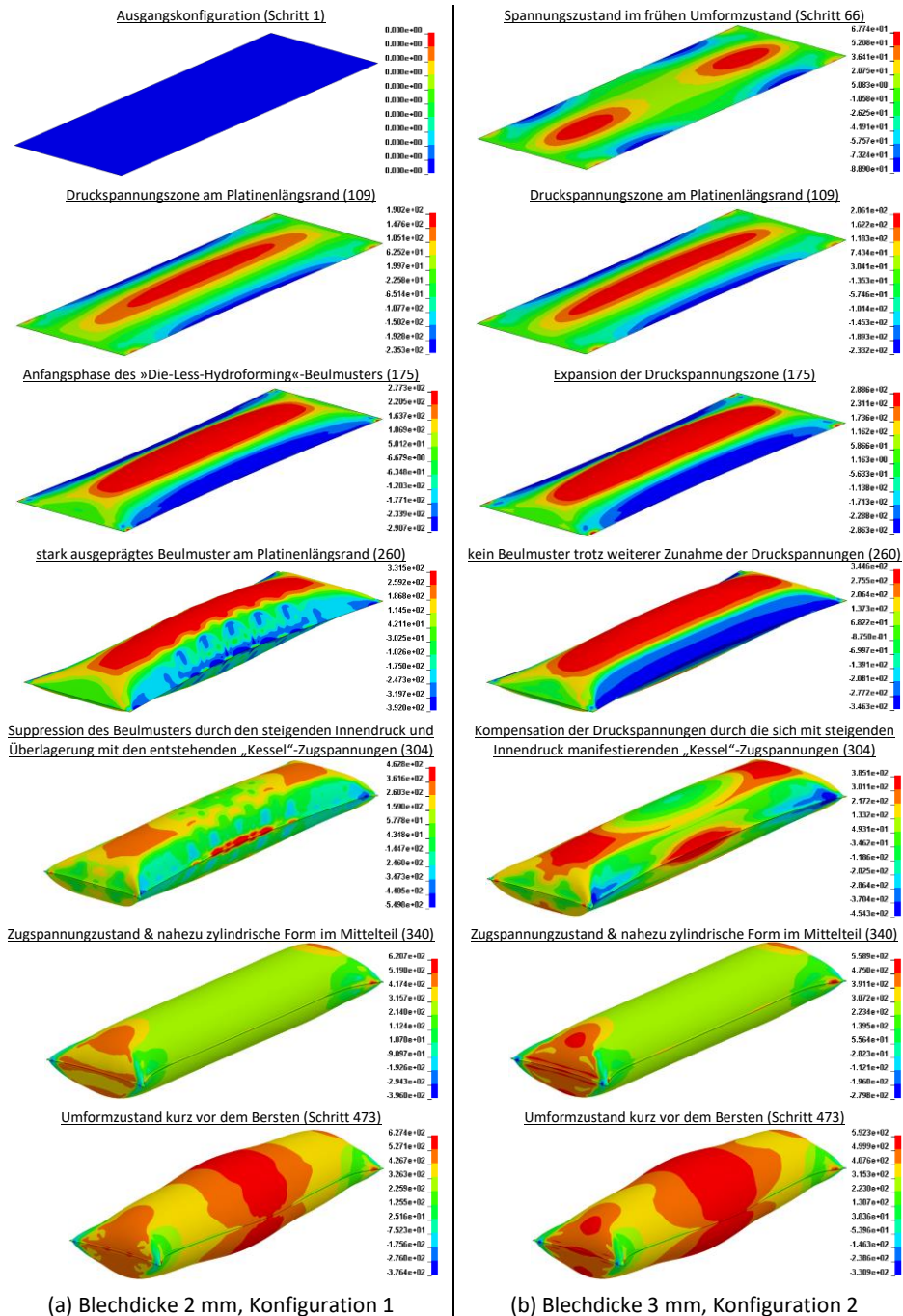


Abbildung 7.4: Umformvorgang der Platine (L2000/B400) mit Darstellung der wahren Membranspannungen (MPa) in Platinenlängsrichtung: (a) mit Beulmuster ($t = 2$ mm); (b) ohne Beulmuster ($t = 3$ mm)

Anhand der Gegenüberstellung des Umformablaufs von Platinenkonfiguration 1 und 2 in Abbildung 7.4 ist der Mechanismus des typischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters erkennbar. Zu Beginn der Umformung weisen beide Konfigurationen, welche in Nominalgeometrie vorliegen, einen spannungsfreien Zustand auf, siehe stellvertretend die Darstellung von Schritt 1 in Abbildung 7.4 (a). Bei beiden Konfigurationen entwickelt sich bei Auswertung der Membrannspannungen in Platinenlängsrichtung früh mit Beginn der Umformung eine Druckspannungszone an den beiden Platinenlängsrändern, siehe Schritt 66 bzw. Schritt 113. Diese Druckspannungszone wird für das Auftreten des typischen Beulmusters beim »Die-Less-Hydroforming« entlang der Platinenlängsränder als ursächlich eingestuft. Bei Konfiguration 1 (mit Blechdicke $t = 2 \text{ mm}$) beginnt im Bereich dieser Druckspannungszone ungefähr bei Schritt 160 der Beulvorgang. Anfänglich ist das Beulmuster nur sehr schwach ausgeprägt und im FE-Modell visuell kaum erkennbar, siehe Schritt 175. Mit zunehmender Umformung transformiert es sich in ein stark ausgeprägtes Beulmuster, vgl. Schritt 260. Im Vergleich dazu entwickelt sich bei der Konfiguration 2 (mit Blechdicke $t = 3 \text{ mm}$) im Bereich dieser Druckspannungszone kein Beulmuster während des Umformvorgangs.

Augenscheinlich ist die Hauptursache für das unterschiedliche Beulverhalten bei gleicher Platinengeometrie L2000/B400 die Blechdickendifferenz. Ein weiterer Einfluss auf den Beulmechanismus resultiert aus dem Umforminnendruck. Bei der Konfiguration 1 ($t = 2 \text{ mm}$, mit Beulmuster) beträgt der Umforminnendruck $\approx 0,9 \text{ bar}$ im Schritt 170, während dieser bei der Konfiguration 2 ($t = 3 \text{ mm}$, ohne Beulmuster) $\approx 2 \text{ bar}$ beträgt. Somit besitzt die Konfiguration 2, neben der höheren Blechdicke, zusätzlich im beulgefährdeten Bereich des Umformvorgangs einen höheren Umforminnendruck, welcher eine stabilisierende Wirkung auf den Beulvorgang hat, und in Kombination mit der höheren Blechdicke, die für das Beulen inhibierenden Effekte bei Konfiguration 2 erzeugen.

Mit fortschreitender Umformung und zunehmendem Umforminnendruck wirkt sich dieser stabilisierende Effekt aus dem Innendruck immer stärker auf Entwicklung der Beulen bzw. auf die Druckspannungszone aus: Bei Konfiguration 1 ($t = 2 \text{ mm}$) wird das entstandene Beulmuster durch Steigerung des Innendrucks (in der Simulation) vollständig supprimiert, bei der beulfreien Konfiguration 2 ($t = 3 \text{ mm}$) wird die Druckspannungszone vollständig verdrängt und somit die Entwicklung der Beulen unterbunden. Schließlich entwickelt sich mit Annäherung der Struktur an die zylindrische Form, vgl. Simulationsschritt 340, ein Kesselformel-Spannungszustand unter Innendruck. Letztendlich tritt kurz nach Schritt 473 bei beiden Platinenkonfigurationen das Bersten ein, wobei der vorher erreichte Maximalwert des Umforminnendrucks 92 bar bzw. 138 bar beträgt, siehe Abbildung 7.3.

Beide in Abbildung 7.4 dargestellten Konfigurationen wurden mit Modellen, welche eine uniforme Vernetzung (Netzgröße 5 mm x 5 mm) besitzen, d. h. Vernetzungskonfiguration Typ 1b in Abbildung 7.5 entsprechen, durchgeführt. Weitere spezifische Erläuterungen zur FEM-Vernetzung von »Die-Less-Hydroforming«-Platinen für die Umformsimulation werden im nachfolgenden Abschnitt 7.1.2 zur Verfügung gestellt.

7.1.2 Vernetzungskonfigurationen und Netzkonvergenz

Ähnlich wie bei der klassischen statisch-impliziten numerischen Stabilitätsanalyse zur Untersuchung von Beulvorgängen, siehe u. a. [132], ist eine geeignete Wahl der Eigenschaften des FEM-Netzes auch zur Detektion des Beulmusters beim »Die-Less-Hydroforming« von wesentlicher Bedeutung. Auch hier gilt die generelle Regel, dass das Beulmuster nur dann in der Simulation abbildbar ist, wenn die Vernetzung eine bestimmte Netzfeinheit aufweist.

Die in Abbildung 7.2 dargestellten Simulationen wurden mit uniformer Vernetzung mit Netzgrößen von 10 mm x 10 mm, 5 mm x 5 mm oder 2 mm x 2 mm durchgeführt. Es zeigte sich hier, dass insbesondere bei B/t-Konfigurationen, welche deutlich im kritischen Beulbereich liegen, eine grobe Vernetzung mit 10 mm x 10 mm für die Abbildung eines Beulmusters in der Simulation ausreichend ist. Zur exakten Ermittlung des Grenzbereichs zwischen B/t-Konfigurationen mit bzw. ohne Auftreten des Beulmusters ist mit der Verengung des Intervalls des untersuchten Parameters, d. h. beispielhaft bei Ermittlung der kritischen Platinenbreite B bei fester Blechdicke t, eine Vernetzung mit Netzgröße 5 mm x 5 mm bzw. sogar teilweise 2 mm x 2 mm erforderlich.

In Bezug auf den vorliegenden Modellierungsansatz ist auch die Elementorientierung und Elementform bei der Vernetzung der »Die-Less-Hydroforming«-Platinen von Bedeutung: Insbesondere muss die Vernetzung im Randbereich am umlaufenden Platinenrand ausgerichtet sein und zusätzlich durch unverzerrte, möglichst quadratische Vier-Knoten-Elementen erfolgen. Nur so ist sichergestellt, dass der Modellierungsansatz entsprechend Abbildung 6.1 umgesetzt werden kann, ohne dass eine lokale Störstelle beim Duplizieren und Verschmelzen der Randelemente zur Erzeugung des numerischen Ersatzmodells der Schweißnaht entsteht. Beispielhaft würden Dreieckselemente, falls diese sich direkt am Platinenrand befinden, eine starke lokale Störstelle im FEM-Netz verursachen. Solch eine Störstelle kann, vergleichbar mit einer Einbrandkerbe beim Schweißen am Platinenrand, als Imperfektion das Auftreten einer (lokalen) Beule initiieren, vgl. Abbildung 2.23.

Für die doppellagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine L2000/B400/t2 (Konfiguration 1), welche entsprechend Abbildung 7.2 deutlich im kritischen Bereich für das Beulen liegt, sind in Abbildung 7.5 unterschiedliche Vernetzungskonfigurationen dargestellt. Betrachtet werden die Konfigurationen 1a bis 1c mit uniformer Vernetzung, d. h. Netzgrößen 10 mm x 10 mm, 5 mm x 5 mm und 2 mm x 2 mm, wobei letztere hier einer Vernetzung mit Blechdicke t x Blechdicke t entspricht. Weiterhin wird Konfiguration 1d betrachtet, bei welcher ein Elementgrößen-gestuftes Netz gewählt wurde: Ausgehend vom Platinenrand mit der Schweißnaht und der zugehörigen WEZ, für welche eine feine Vernetzung mit 2 mm x 2 mm ($\triangleq t \times t$) gewählt wird, wird die Netzgröße über eine Übergangszone auf eine Netzgröße von 5 mm x 5 mm im großflächigen Mittelbereich der Platine erhöht, vgl. Abbildung 7.5. Das Ziel bei Konfiguration 1d ist die Reduktion der Gesamtelementanzahl und damit verbunden der CPU-Rechenzeit bei dennoch feiner Vernetzung des Randbereichs der Platine. Dies ist insbesondere bei impliziter Simulation, d. h. zum einen für die statisch-implizite Umformsimulation in Abschnitt 7.2, sowie zum anderen für die transiente implizite Schweißstruktursimulation entsprechend Abschnitt 7.3.1, vorteilhaft.

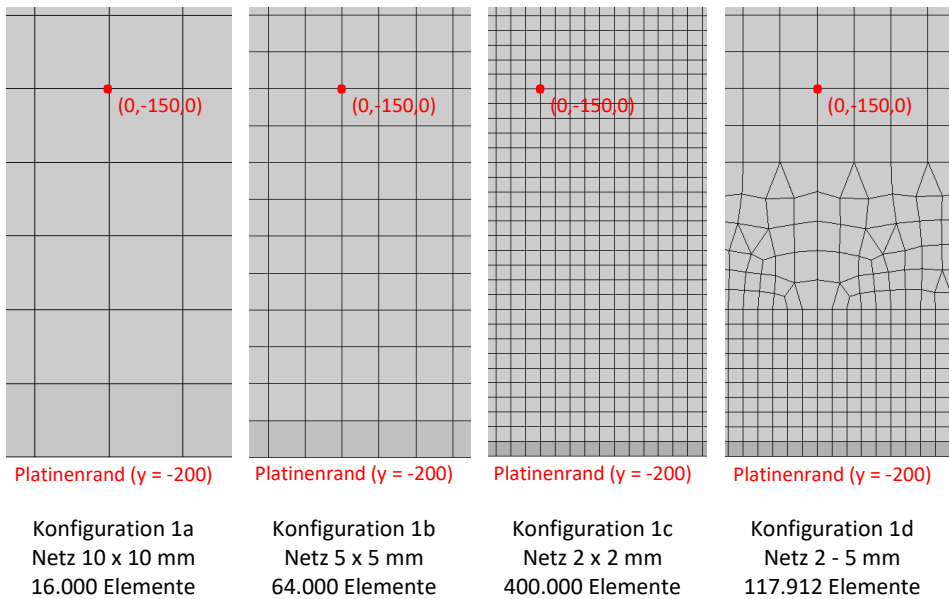


Abbildung 7.5: Vernetzungskonfigurationen (Netzausschnitt) der Platine L2000/B400/t2

Bei allen Konfigurationen 1a bis 1d ist die Detektion des »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters durch die explizite Umformsimulation erfolgreich, wobei der Beginn des Beulvorgangs bei identischer »Umformfluidmenge pro Zeiteinheit« bei unterschiedlichen Zeitpunkten eintritt.

Es zeigt sich bei der Platinengeometrie L2000/B400/t2, dass je feiner die Vernetzung ist, um so früher der Beginn des Beulens stattfindet: Bei insgesamt 500 Simulationsschritten kann der beginnende Beulvorgang in Form eines schwach ausgeprägten Beulmusters bei Konfiguration 1a (Netz 10 x 10 mm) ab Simulationsschritt 188 visuell identifiziert werden. Dahingegen liegt im Schritt 188 bei Konfiguration 1b (Netz 5 x 5 mm) bereits ein deutlich ausgeprägtes »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters vor und der Beulvorgang beginnt bereits im Bereich um Schritt 160. Bei Konfiguration 1c (Netz 2 x 2 mm) startet der Beulvorgang näherungsweise bei Schritt 145, bei Schritt 160 bzw. 188 liegen ausgeprägte Beulmuster vor. Bei Konfiguration 1d (Netz 2 - 5 mm) startet der Beulvorgang im Bereich des Schritts 155, d. h. bezugsnehmend zur Netzgröße ein Zwischenwert der Konfigurationen 1b und 1c.

Abbildung 7.6 zeigt die bei den verschiedenen Vernetzungskonfigurationen auftretenden Umformzustände mit Beulmuster im Simulationsschritt 260. Für die Konfiguration 1b (Netz 5 x 5 mm) bzw. für die Konfiguration 1d (Netz 2 - 5 mm) besteht die Verknüpfung zur Darstellung des vollständigen Umformablaufs in Abbildung 7.4 (a) bzw. Abbildung 7.46 (a). Aus Abbildung 7.6 ist ersichtlich, dass die Anzahl der Beulwellen des »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters abhängig von der Netzfeinheit variiert. Ziel der Umformsimulation im Rahmen dieser Arbeit ist weniger die exakte Nachbildung des Beulmusters, was mangels experimenteller Untersuchungen auch nicht möglich ist, sondern primär die Detektion des Beulvorgangs, d. h. ob für eine Platinenkonfiguration ein Beulen eintritt oder nicht, was bei allen vorliegenden Vernetzungskonfigurationen gelingt.

Im nachfolgenden Abschnitt 7.1.3 werden ausgewählte Simulationsergebnisse der Platine L2000/B400/t2 (Konfiguration 1) unter Berücksichtigung des Einflusses der Vernetzungskonfigurationen gemäß Abbildung 7.5 ausgewertet und diskutiert.

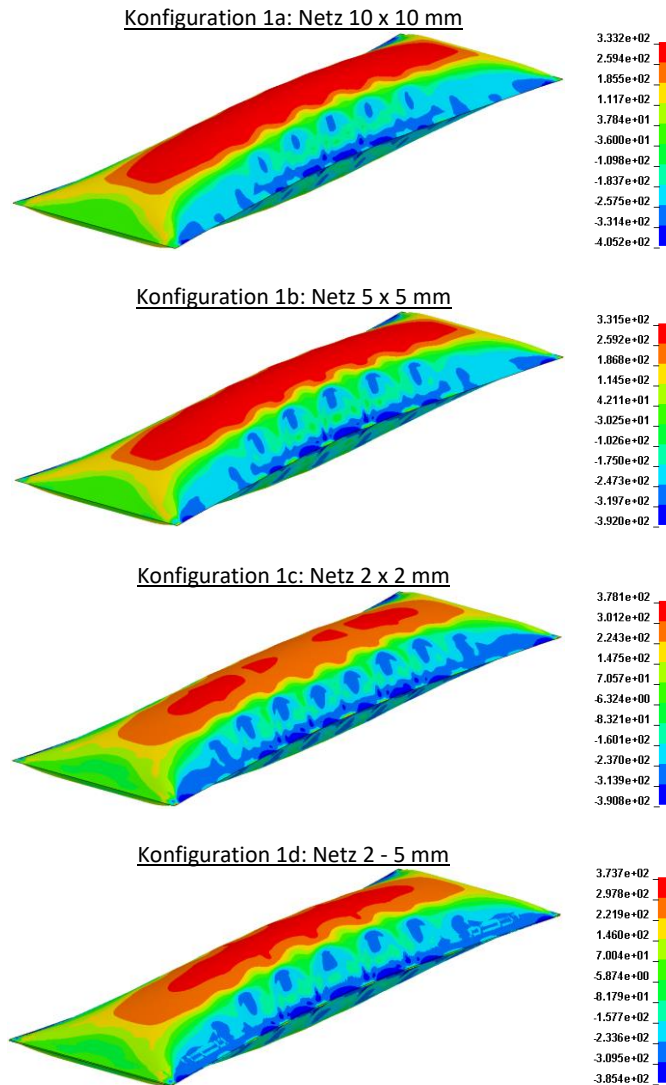


Abbildung 7.6: Beulmuster (in Simulationsschritt 260) bei verschiedenen Vernetzungskonfigurationen der Platine L2000/B400/t2 mit Darstellung der Membranspannungen (MPa) in Blechlängsrichtung

7.1.3 Umforminnendruck und Querschnittsgeometrie

In der expliziten Umformsimulation ergibt sich der wirkende Umforminnendruck p_i durch die Verwendung des Keywords **AIRBAG_LINEAR_FLUID* bei Vorgabe der »Umformfluidmenge pro Zeiteinheit« nach Gleichung 6.1. Da die explizite Umformsimulation des »Die-Less-Hydroforming« zeitskaliert durchgeführt wird, entspricht die Simulationszeit nicht der wahren Umformprozesszeit, sondern ist wesentlich kürzer. Für alle in Kapitel 8 durchgeführten Umformsimulationen wurde das Einheitensystem »ton-mm-N-sec« verwendet, als Simulationszeit wurden 10 s gewählt. Die reale, technisch realisierbare Umformprozesszeit wird für die untersuchten Platinengeometrien auf Basis von experimentellen Erfahrungswerten des Autors im Bereich von 5 bis 10 Minuten geschätzt. Im Folgenden werden daher bei der Auswertung zur Beschreibung des Umformablaufs Simulationsschritte (kurz: Schritte) als dimensionsloser Parameter verwendet, wobei ein Schritt einer Simulationszeit von 0,02 s entspricht., d. h. insgesamt 500 Simulationsschritte existieren. Ausdrücklich sei darauf hingewiesen, dass dieser Simulationsschritt ein benutzerdefinierter Auswertungs-Parameter zur Ergebnisausgabe ist, d. h. nicht mit dem aus dem numerischen Verfahren resultierenden Berechnungszeitschritt Δt gleichzusetzen ist. Der größtmögliche Berechnungszeitschritt ist bei der expliziten Simulation durch den kritischen Zeitschritt Δt_{krit} gemäß der »Courant-Friedrich-Lewy«-Bedingung begrenzt, die für lineare Berechnungen gilt. Durch das Werkzeug der Massenskalierung kann der kritische Zeitschritt Δt_{krit} beeinflusst werden, d. h. Δt_{krit} kann vergrößert werden.

Die Intensität der eingesetzten Massenskalierung ergibt sich bei »LS-DYNA« indirekt durch Vorgabe des gewünschten Berechnungszeitschritts Δt über den Parameter DT2MS, welcher zusätzlich noch mit einem Faktor TSSFAC (hier: 0,9) abgemindert wird, um die nichtlineare Berechnung zu berücksichtigen. Überschreitet dieser benutzerdefinierte Zeitschritt $\Delta t = \text{TSSFAC} \cdot \text{DT2MS}$ den kritischen Zeitschritt Δt_{krit} gemäß dem »Courant-Friedrich-Lewy«-Kriterium wird der Struktur „künstliche Masse“ hinzugefügt.

Bei konventionellen expliziten Umformsimulationen (z. B. Tiefziehen) wird oft mit Hilfe der Massenskalierung, d. h. durch die künstliche Erhöhung der Eigenmasse, gezielt die Größe des maximal möglichen Berechnungszeitschrittes erhöht, um so die Gesamtsimulationszeit zu verringern. Die Erhöhung der Masse, welche durch künstliche Erhöhung der Dichte erfolgt, wirkt sich selbstverständlich auf das (mechanische) Verhalten des Gesamtmodells aus, hat sich aber bei der Simulation von quasi-statischen Umformvorgängen als Steuerungsparameter zur Verringerung der CPU-Zeit bewährt, d. h. die Massenskalierung hat keinen Einfluss auf das Ergebnis. Für weitere Details zur Massenskalierung wird auf die Fachliteratur zur expliziten (Umform-)Simulation, wie z. B. [112] verwiesen.

Die doppellagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine L2000/B400/t2 hat eine Eigenmasse von ungefähr 25 kg. Für diese Platine und die verschiedenen Vernetzungskonfigurationen gemäß Abbildung 7.5 wurden »Die-Less-Hydroforming«-Simulationen mit unterschiedlicher Intensität der Massenskalierung durchgeführt. Je feiner das Netz, d. h. je kleiner die Elementkantenlänge, desto stärker muss die Massenskalierung sein, um auf Basis der Vorgabe von DT2MS die gewünschte Berechnungszeitschrittgröße $\Delta t = TSSFAC \cdot DT2MS$ im numerischen Verfahren einhalten zu können. Beispielhaft ist, abhängig von der Vernetzungskonfiguration, bei einem Berechnungszeitschritt $\Delta t = 0,9 \cdot 1,2 \text{ E-}04$ eine künstliche Erhöhung der Masse in Form eines Vielfachen von 8.113 bis 202.870 (bezogen auf die Eigenmasse von 25 kg) erforderlich, vgl. Tabelle 7.1.

Tabelle 7.1: Massenskalierung bei einer doppellagigen Platine L2000/B400/t2 mit Eigenmasse von ca. 25 kg in Abhängigkeit der Vernetzungskonfiguration und der Berechnungszeitschrittweite

Zeitschrittweite $0,9 \cdot DT2MS^c$ [sec]	Vernetzungskonfiguration	künstliche Masse [kg]	Ratio ^{a)} [-]	Rechenzeit [sec] / bei Anzahl CPU [-]
0,9 · 1,2 E-04	10 x 10 (1a)	202.560	8.113	1.521 / 1
	5 x 5 (1b)	810.630	32.458	3.807 / 2
	2 – 5 (1d)	1.574.400	62.990	10.818 / 1
	2 x 2 (1c)	5.070.800	202.870	35.963 / 1
0,9 · 1,2 E-05	10 x 10 (1a)	1.976	79	10.970 / 2
	5 x 5 (1b)	8.057	323	35.802 / 2
	2 – 5 (1d)	15.695	628	78.129 / 6
	2 x 2 (1c)	50.659	2027	157.305 ^{b)} / 2
0,9 · 1,0 E-06	10 x 10 (1a)	0	0	43.637 / 4
	5 x 5 (1b)	6	0,25	289.428 / 4
	2 – 5 (1d)	109	4,37	1.259.310 / 4
	2 x 2 (1c)	302	12,1	2.203.074 ^{b)} / 4
<u>Bemerkungen:</u> a) Ratio = numerisch hinzugefügte künstliche Masse / Eigengewicht Platine (hier: ca. 25 kg) b) Prognose, d. h. Simulation wurde wegen der hohen CPU-Rechenzeit nicht durchgeführt. c) DT2MS wird als negativer Wert vorgegeben, was in »LS-DYNA« bewirkt, dass die Massenskalierung nur auf die Elemente angewendet wird, deren kritischer Zeitschritt kleiner ist als $\Delta t = 0,9 \cdot DT2MS$				

Als Richtwerte sind in Tabelle 7.1 tatsächliche bzw. prognostizierte CPU-Rechenzeiten (für den im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten 8-CPU-Rechner mit 32 GB RAM) angegeben. Abhängig von der gewählten Feinheit des FE-Netzes und der gewählten Massenskalierung ergeben sich sehr große Unterschiede in der CPU-Rechenzeit. Erwartungsgemäß steigt die

CPU-Rechenzeit mit größerer Netzfeinheit stark an, da die kritische Zeitschrittgröße abnimmt, welche jedoch durch Massenskalierung wiederum künstlich vergrößert werden kann.

Berechtigt ist daher die Frage, inwiefern diese hier verhältnismäßig hoch gewählte, bei expliziten (Umform-)Simulationen dennoch nicht ungewöhnliche Massenskalierung, Einfluss auf das Ergebnis der »Die-Less-Hydroforming«-Simulation hat. Dies wird nachfolgend durch Simulationen, bei denen die Berechnungszeitschrittweite Δt durch Anpassung von DT2MS verringert wurde, wodurch auch eine geringere Massenskalierung resultiert, analysiert.

Für die Platine L2000/B400/t2, welche in der Simulation das charakteristische »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster aufweist, sind für die Vernetzungskonfigurationen 1a, 1b, 1c sowie 1d und bei unterschiedlicher Intensität der Massenskalierung die resultierenden Verläufe des Umforminnendrucks p_i aus der Simulation in Abbildung 7.7 angegeben.

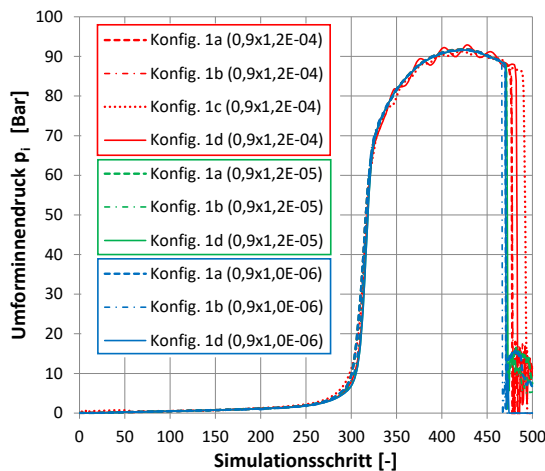


Abbildung 7.7: Verlauf des Umforminnendrucks bei unterschiedlicher Vernetzung und Massenskalierung für die Platine L2000/B400/t2

Mit dem Airbag-Lastmodell von »LS-DYNA« ergibt sich in der Umformsimulation ein für das »Die-Less-Hydroforming« in qualitativer Art und Weise charakteristischer Umforminnendruck-Verlauf: Solange die Umformung von der doppelagigen Platine zur räumlichen Struktur mit ausgeprägter Geometrieänderung stattfindet, hier ca. bis zum Schritt 275, vgl. Abbildung 7.4 und Abbildung 7.7, findet nur ein sehr langsamer Innendruckanstieg statt, da sich die Struktur durch Membranbiegung dem Innendruck entzieht und so den Innendruckaufbau verzögert. Mit Erreichen einer gewissen räumlichen Ausprägung der

Struktur, d. h. der zylindrischen Form, und der damit verbundenen Zunahme ihres Eigenwiderstands gegen die Innendruckbelastung aufgrund des Wechsels von Biegung zu Membrankraft-Beanspruchung, kommt es zu einem steilen, nahezu asymptotischen Ansteigen des Umforminnendrucks, siehe Abbildung 7.7. Durch den weiter ansteigenden Umforminnendruck p_i kommt es (insbesondere in Umfangsrichtung) zum ausgeprägten Fließen des Blechwerkstoffs und schließlich zum Bersten der Struktur.

Die Verläufe des Umforminnendrucks p_i sind für die verschiedenen Vernetzungskonfigurationen und bei unterschiedlich intensiver Massenskalierung nahezu identisch. Bei der Konfiguration 1d mit feiner Vernetzung (2 mm x 2 mm) und hoher Massenskalierung ($0,9 \cdot 1,2 \text{ E-4 sec}$), kommt es numerisch bedingt zu lokalen Schwankungen im Bereich des Maximaldrucks. Der Maximaldruck beträgt bei allen Konfigurationen ca. 92 bar. Auch bei detaillierter Betrachtung des Kurvenverlaufs von p_i im Bereich des Auftretens des Beulmusters, ist der exakte Zeitpunkt des Auftretens nicht eindeutig am Kurvenverlauf des Umforminnendrucks identifizierbar. Ursache ist, dass das Druckraumvolumen permanent durch Zufuhr von Wirkmedium erhöht wird und damit der Druck ebenso weiter steigt.

Unter Verwendung der in Abschnitt 3.2 eingeführten diskreten Parameter d_{mid} und d_{weld} wird der Umformablauf der doppelagigen Platine L2000/B400/t2 untersucht. Für die Vernetzungskonfiguration 1b werden anhand von Kurvenverläufen der diskreten Geometrieparameter d_{mid} (\rightarrow Volllinie) und d_{weld} (\rightarrow Strichlinie) Querschnittsprofile an verschiedenen Positionen in Platinenlängsrichtung der Struktur in Abbildung 7.8 betrachtet. Die Verläufe im negativen und positiven x -Achsen-Bereichs der Platine sind wegen der Symmetrie des Modells symmetrisch zum Mittelquerschnitt bei $x = 0$.

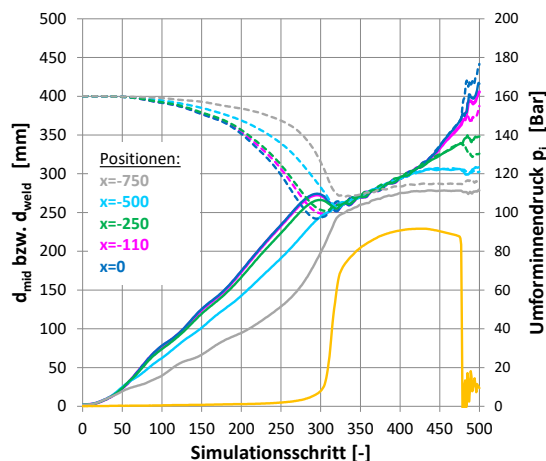


Abbildung 7.8: Verlauf der Querschnittsgeometrie während der Umformung an verschiedenen Positionen in Platinenlängsrichtung für die Platine L2000/B400/t2

Gemäß der Parameterdefinition nach Abbildung 3.5 und auf Basis des Modellierungsansatzes nach Abbildung 6.1 startet d_{mid} beim Abstand der Schalenmittenflächen der beiden Einzelplatinen. Dies entspricht der einfachen Blechdicke, d. h. hier $t = 2 \text{ mm}$.

Der Parameter d_{weld} startet definitionsgemäß mit der Platinenbreite B , d. h. hier bei 400 mm . Mit fortschreitender Umformung nähern sich d_{mid} und d_{weld} gegenseitig an, und streben schließlich beide gegen den Wert d_{ideal} nach Gleichung 3.1, der hier $254,8 \text{ mm}$ beträgt. Durch weitere Erhöhung des Innendrucks und draus resultierendem Fließen in Umfangsrichtung wachsen d_{mid} und d_{weld} über d_{ideal} hinaus an. Schließlich tritt, verbunden mit einer Abnahme des Umforminnendrucks, das Bersten des Probekörpers ein.

In den verschiedenen Verläufen ($x = 0$, $x = -110$, $x = -250$ und $x = 750$) sind der Zeitpunkt, zu welchem näherungsweise eine zylindrische Form erreicht wird, d. h. d_{mid} und d_{weld} ungefähr gleich sind, ablesbar. Das lokale plastische Fließen in Platinenmitte am Ende der Umformung, d. h. kurz vor dem Bersten, ist am Anstieg von d_{mid} und d_{weld} insbesondere beim Kurvenverlauf $x = 0$ und $x = -110$, aber auch bei $x = -250$, ersichtlich, vgl. Schritt 473 in Abbildung 7.4. Am Verlauf von d_{mid} und d_{weld} an der Position $x = -750 \text{ mm}$ ist bereits der Einfluss der Randstörung durch das Platinenlängsende zu erkennen.

Im Folgenden wird der Umformablauf für die verschiedenen Vernetzungskonfigurationen hinsichtlich der Intensität der Massenskalierung unter Verwendung der diskreten Parameter d_{mid} und d_{weld} untersucht.

Hierzu werden diese Abmessungen in der Mitte der Platinen-Längsrichtung ($x = 0 \text{ mm}$) sowie in den Viertelpunkten ($x = -500 \text{ mm}$ bzw. $x = +500 \text{ mm}$) bei der Umformsimulation ausgewertet. Die Ergebnisse an der Stelle $x = -500 \text{ mm}$ bzw. $x = +500 \text{ mm}$ besitzen symmetrische Verläufe, so dass im Folgenden nur eine Position ($x = -500 \text{ mm}$) dargestellt wird. Die Verläufe sind in Abbildung 7.9 für die Konfigurationen 1a, 1b, 1c und 1d bei Verwendung hoher Massenskalierung ($\Delta t = 0,9 \cdot 1,2\text{E-}4 \text{ sec}$) in Abhängigkeit des Umforminnendrucks dargestellt. In den Kurvenverläufen von d_{mid} bzw. d_{weld} in Abbildung 7.9 ist die geringere Steifigkeit der Platine in der Platinenmitte ($x = 0$) im Vergleich zur Position bei $x = -500 \text{ mm}$ in Form des stärkeren Ansteigens von d_{mid} bzw. deutlichen Abnehmens von d_{weld} erkennbar.

Bei Betrachtung der Resultate der verschiedenen Vernetzungskonfigurationen zeigt sich, dass zwar der grundlegende Kurvenverlauf ähnlich ist, sich aber abhängig von der Netzkonfiguration quantitative Unterschiede beim Verlauf von d_{mid} und d_{weld} feststellen lassen. Als Ursache hierfür wird die Anwendung der Massenskalierung angesehen. Für alle Vernetzungskonfigurationen wurde bei den Simulationen in Abbildung 7.9 die identische

Zeitschrittweite ($\Delta t = 0,9 \cdot 1,2 \text{E-4 sec}$) vorgegeben. Bei Zunahme der Netzfeinheit, d. h. kleinerer Elementgröße, wird der konkrete kritische Zeitschritt Δt_{krit} nach »Courant-Friedrich-Lewy« ebenfalls kleiner. Um dennoch mit dem benutzerdefinierten Berechnungszeitschritt $\Delta t > \Delta t_{\text{krit}}$ eine stabile Lösung zu erhalten, muss die Massenskalierung, d. h. die künstlich zugefügte Masse, mit kleiner werdenden Elementgrößen, stark erhöht werden, siehe Tabelle 7.1.

Für die Vernetzungskonfigurationen 1a, 1b und 1d wurden die Simulationen zum Vergleich mit kleineren Zeitschrittweiten $\Delta t = 0,9 \cdot 1,2 \text{E-5 sec}$ bzw. $\Delta t = 0,9 \cdot 1,0 \text{E-6 sec}$ durchgeführt, wodurch sich auch eine deutlich geringere Rate der Massenskalierung ergibt, vgl. Tabelle 7.1. Die Simulationsergebnisse sind in Abbildung 7.10 beigelegt.

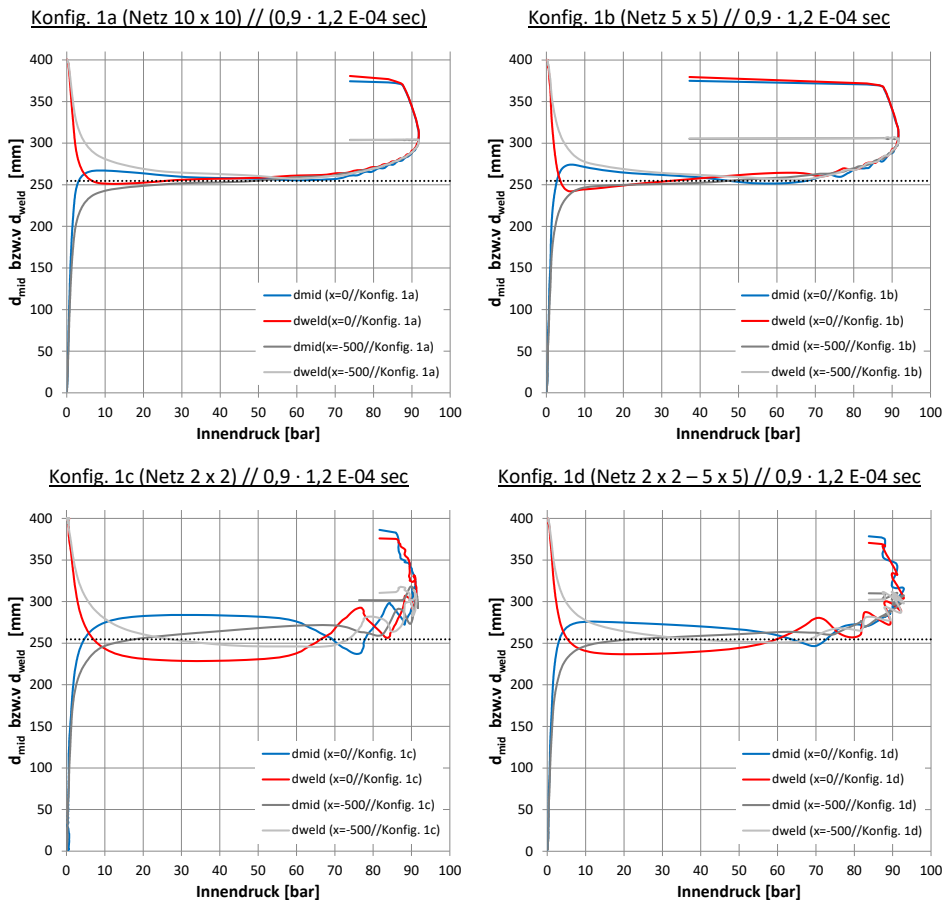


Abbildung 7.9: Darstellung des Umformablaufs durch die diskreten Querschnittsparameter d_{mid} und d_{weld} für verschiedene Vernetzungskonfigurationen der doppelagigen Platine L2000/B400/t2 bei einer Berechnungszeitschrittweite von $0,9 \cdot 1,2 \text{E-04 sec}$

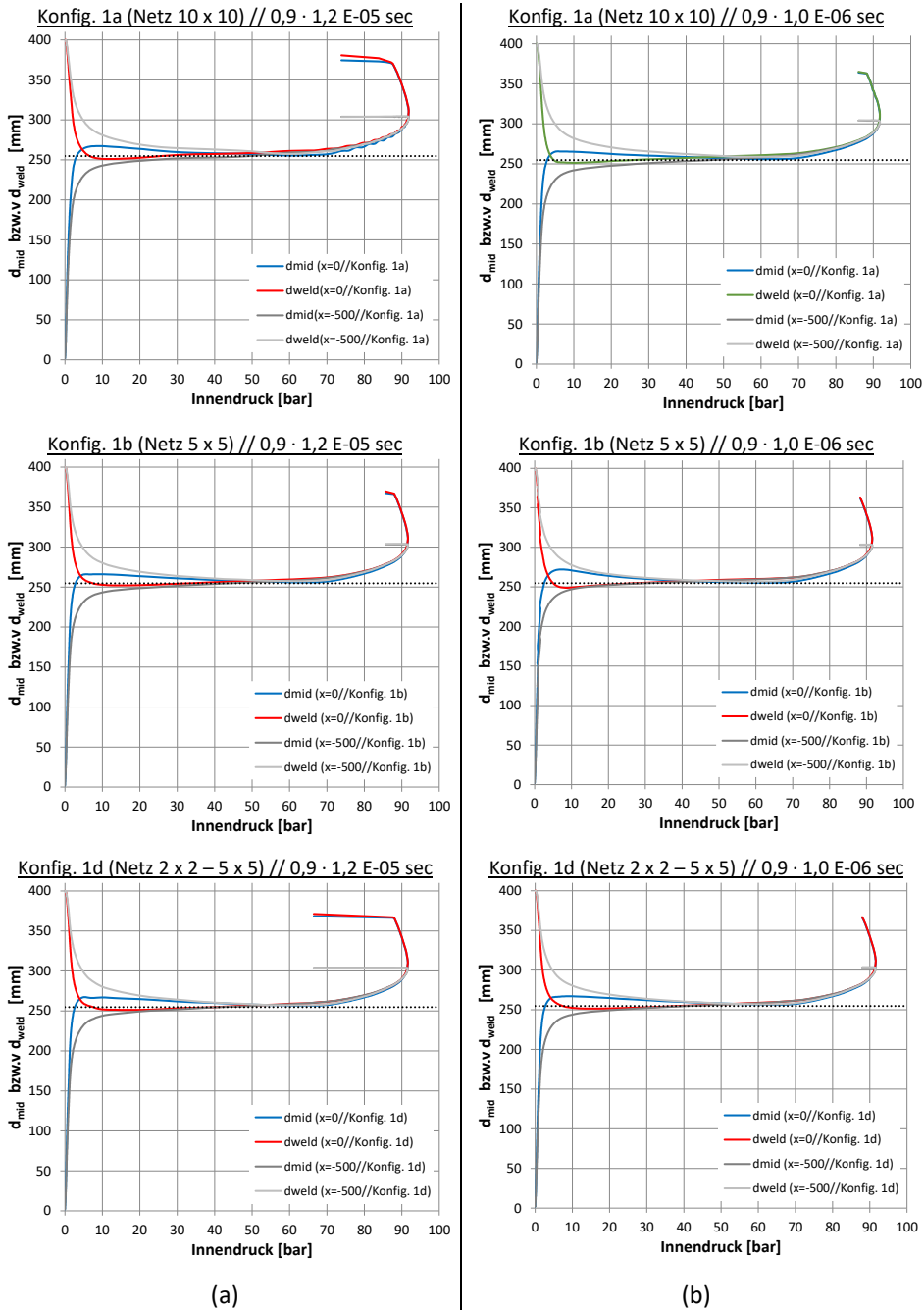


Abbildung 7.10: Verlauf der Querschnittsparameter d_{mid} und d_{weld} bei Reduzierung der Berechnungszeitschrittweite Δt zur Verringerung der Massenskalierung bei ausgewählten Konfigurationen der Platine L2000/B400/t2: (a) $\Delta t = 0,9 \cdot 1,2 \text{ E-}05 \text{ sec}$; (b) $\Delta t = 0,9 \cdot 1,0 \text{ E-}06 \text{ sec}$

Zur Abbildung der Entwicklung der Umformgeometrie können alle in Abbildung 7.9 bzw. in Abbildung 7.10 dargestellten Simulationsergebnisse herangezogen werden. Lediglich die Verläufe der Konfigurationen 1c und 1d mit sehr hoher Massenskalierung in Abbildung 7.9 weichen quantitativ deutlich von dem über die horizontale Gerade bei d_{ideal} beschriebenen theoretischen Umformablauf ab und weisen am Ende der Simulation wohl numerisch bedingte Schwankungen auf.

Bei allen in Abbildung 7.9 bzw. in Abbildung 7.10 dokumentierten Simulationen ist das »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster visuell anhand der Simulationsmodelle erkennbar. Allerdings ist der Beulvorgang weder bei den Verläufen über den Innendruck (Abbildung 7.9 bzw. Abbildung 7.10) noch bei den Verläufen über die Simulationsschritte (Abbildung 7.8) durch Kurvenreaktionen von d_{mid} und d_{weld} (auch nicht bei vergrößerter Betrachtung) detektierbar. Zur weiteren Untersuchung des Beulvorgangs wird deswegen eine detaillierte Auswertung der Elementmembranspannungen im nächsten Abschnitt durchgeführt.

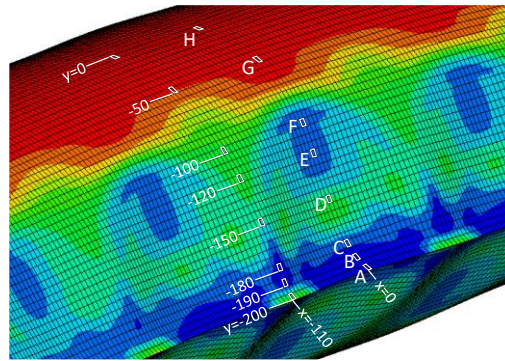
7.1.4 Auswertung von lokalen Elementspannungen

Es werden die Platinen B400/t2 (Konfiguration 1) sowie B400/t3 (Konfiguration 2) betrachtet. Die Auswertung erfolgt jeweils anhand von Simulationsmodellen mit einer Netzgröße 5 x 5 mm, d. h. mit der Vernetzungskonfiguration 1b in Abbildung 7.5. Gemäß den Resultaten der expliziten Umformsimulation, vgl. Abbildung 7.1 und Abbildung 7.4, tritt bei einer Platinenbreite $B = 400$ mm und einer Blechdicke $t = 2$ mm das typische »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster ein, wohingegen bei einer Blechdicke von 3 mm kein Beulmuster auftritt.

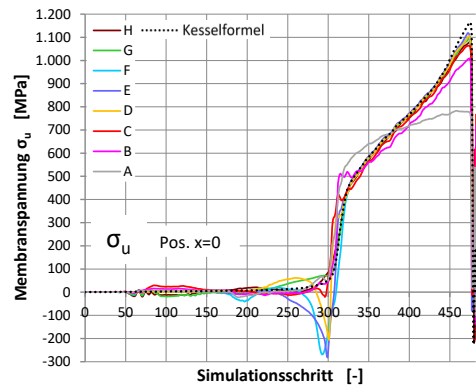
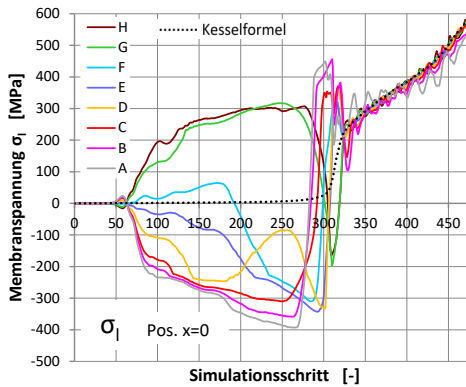
In Abbildung 7.11 bzw. Abbildung 7.14 sind Membranspannungsverläufe für ausgewählte Elemente dargestellt. Ausgehend von der Schweißnaht am Platinenlängsrand (Element A, $y = -200$ mm) hin zur Platinenlängsachse (Element H, $y = 0$), vgl. Abbildung 7.11 (a), werden die lokalen Elementspannungen in einem Viertel-Querschnittsprofil der »Die-Less-Hydroforming«-Struktur während der Umformung betrachtet. Die Spannungsverteilung im restlichen Gesamt-Querschnittsprofil ist entsprechend zu diesem Viertel-Ausschnitt. Durch Auswertung der Spannungen im lokalen kartesischen Elementkoordinatensystem, welches hier parallel zu den Platinenrändern orientiert ist, stellen die beiden lokalen Spannungskomponenten der Elementebene die Spannung σ_l in Längsrichtung und die Spannung σ_u in Querrichtung (der anfangs ebenen doppellagigen Platine) dar, wobei σ_u mit fortschreitender Umformung und Erreichen der zylindrischen Form die Spannungen in Umfangsrichtung der Struktur abbildet. Die Spannung σ_l in Längsrichtung wird mit der Farbdarstellung in Abbildung 7.4 und Abbildung 7.6 visualisiert.

Der Verlauf der Spannungskomponenten σ_l und σ_u im Viertel-Querschnittsprofil bildet den Umformprozess des »Die-Less-Hydroforming« inklusive des Beulvorgangs ab und wird nachfolgend im Detail erörtert.

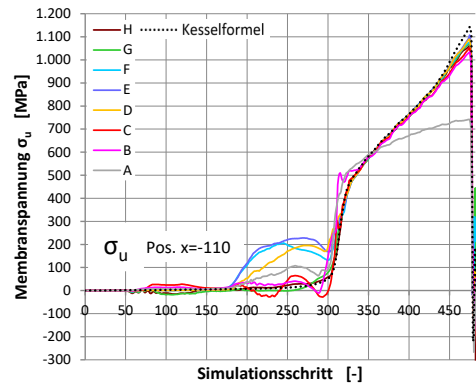
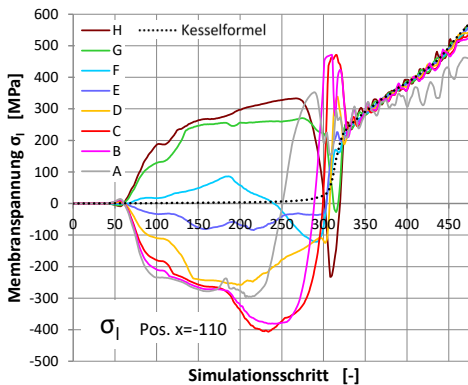
Bei der Konfiguration 1 (Blechdicke 2 mm) mit Beulmuster wird der Spannungsverlauf am Viertel-Querschnittsprofil im Tiefpunkt einer Beule (hier bei $x = 0$) sowie im Hochpunkt einer Beule (hier bei $x = -110$) betrachtet. Zusätzlich werden die Spannungsverläufe der Konfiguration 1 ($t = 2$ mm, mit Beulmuster) und die der Konfiguration 2 ($t = 3$ mm, ohne Beulmuster) gegenübergestellt. Ergänzend wird im Abschnitt 7.3.2 die Auswirkungen des Schweißprozesses anhand dieser Methodik der Spannungsauswertung untersucht und ausgewertet.


(Farbdarstellung von σ_I im Simulationsschritt 255)

(a)



(b)



(c)

Abbildung 7.11: Verlauf der Membranspannungen in Längsrichtung bzw. Umfangsrichtung während der Umformung an einem Viertel-Querschnittsprofil für die Konfiguration 1 (Platine L2000/B400/t2): (a) Position der Elemente; (b) Auswertung im Tiefpunkt einer Beulwelle, hier in Platinenmitte bei $x = 0$ mm; (c) Auswertung im Hochpunkt einer Beulwelle, hier bei $x = -110$ mm

Der in Abbildung 7.4 (a) als Bildsequenz dargestellte Umformablauf der Platine B400/t2 ist in Abbildung 7.11 durch die Verläufe von σ_l und σ_u visualisiert. Bis zum Schritt 50 wird in der Simulation die »Umformfluidmenge pro Zeiteinheit« von 0 auf den planmäßigen Sollwert linear erhöht, um numerische Berechnungsstabilität zu gewährleisten, weswegen hier beide Spannungskomponenten kaum ansteigen. Mit Erreichen des Sollwertes ab Schritt 50 wird dieser konstant gehalten und die Umformung beginnt eigentlich jetzt erst richtig. Die Spannungen σ_l in Längsrichtung steigen an. In Abhängigkeit der Lage der jeweiligen Auswertestelle im Viertel-Querschnittsprofil entstehen mit Beginn der Umformung Druckspannungen (Elemente A, B, C, D, E) bzw. Zugspannungen Elemente (F, G, H). Da sich die Struktur in Querrichtung bzw. Umfangsrichtung der Innendruckbeanspruchung durch Verformung bzw. Umformung entzieht, bleiben die Spannungen σ_u vorerst nahezu Null.

Gemäß Abbildung 7.4 (a) ist die Beulerscheinung des »Die-Less-Hydroformings« im Bereich um Schritt 175 schwach zu erkennen. Dies ist im Spannungsverlauf einzelner Elemente ersichtlich. Beispielhaft weist im Bereich von Schritt 175 beim Element F (Linie türkis) der Spannungsverlauf σ_l einen Knick mit einem anschließenden Wechsel von Zugspannung zu Druckspannung (ca. bei Schritt 200) auf. Die Spannung σ_u besitzt ca. bei Schritt 200 ein Extremum in der Form eines Tiefpunktes. Das Beulmuster hat etwa bei Simulationsschritt 260 seine maximale Ausprägung und wird dann durch den nun deutlich ansteigenden Innendruck (vgl. Abbildung 7.7) supprimiert. Dies zeigt sich zuerst bei den Elementen A, B und C in Form des beginnenden Anwachsens von σ_l und σ_u in Richtung des Zugspannungsbereichs. Schließlich befinden sich ungefähr bei Schritt 325, dann wenn auch näherungsweise ein kreisförmiger Querschnitt erreicht wird, d. h. d_{mid} und d_{weld} ungefähr identisch sind, vgl. Abbildung 7.3, bei allen Elementen die Spannungen von σ_l und σ_u bereits im Zugspannungsbereich.

Der immer noch konstante Eintrag des inkompressiblen Umformmediums Wasser erzeugt einen stark asymptotisch ansteigenden Umforminnendruck in der nun zylindrischen Struktur, was zu einer radialen Vergrößerung des Querschnitts durch plastische Membrandehnung in Umfangsrichtung verbunden mit einer Blechdickenabnahme führt. Die Abbildung 7.12 zeigt die Entwicklung der Blechdicke während der Umformsimulation für beide Konfigurationen im Viertel-Querschnittsprofil an der Position $x = 0$.

In den Verläufen der Spannung σ_l und σ_u spiegeln sich diese Vorgänge in dem fortdauernden Anstieg im Zugbereich wider. Mit Erreichen der zylindrischen Form entspricht der Verlauf von σ_l bzw. σ_u dabei der auf Basis der Kesselformel berechneten Spannungen in Längs-bzw. Umfangsrichtung, wobei die aktuelle Geometrie des jeweiligen Simulationsschrittes durch Verwendung des Durchmessers (als Mittelwert von d_{mid} und d_{weld}) und des

Innendruck p_i , jeweils aus Abbildung 7.3, sowie der Blechdicke t (als Mittelwert) aus Abbildung 7.12, berücksichtigt wird. Entsprechend dem Spannungsverhältnis der Kesselformel sind die Spannungen in Umfangsrichtung doppelt so groß als in Längsrichtung. Dies führt dazu, dass, in Analogie zum Bersten eines zylindrischen Körpers unter Innendruck, auch in der »Die-Less-Hydroforming«-Simulation ein Versagen in Form von Aufreißen in Längsrichtung beim Erreichen der Werkstofffestigkeit eintritt. In der Realität erfolgt dies beim »Die-Less-Hydroforming« zumeist am Platinenrand in den (Längs-)Schweißnähten, welche im Rahmen des Umformprozesses bereits starker lokaler Deformation ausgesetzt sind und deshalb eine geringere Beanspruchbarkeit als der Platinengrundwerkstoff aufweisen. Dieser Sachverhalt ist im vorliegenden Simulationsmodell nicht implementiert, so dass hier das Versagen, gesteuert über ein einfaches Fehlerkriterium in Form der lokalen Löschung von Elemente nach Erreichen der maximalen plastischen Vergleichsdehnung, durch Bersten im Platinenwerkstoff (in Längsrichtung) eintritt, vgl. Abbildung 7.13.

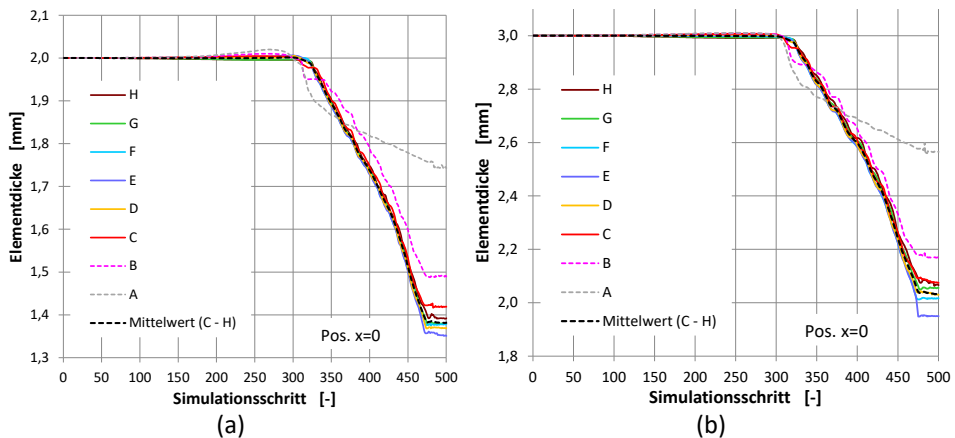


Abbildung 7.12: Entwicklung der Blechdicke bei der Umformsimulation mit Platine L2000 / B400 im Viertel-Querschnittsprofil (Position $x=0$): (a) Konfiguration 1 ($t = 2$ mm); (b) Konfiguration 2 ($t = 3$ mm)

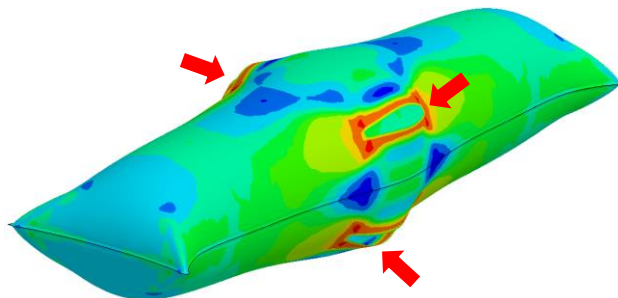


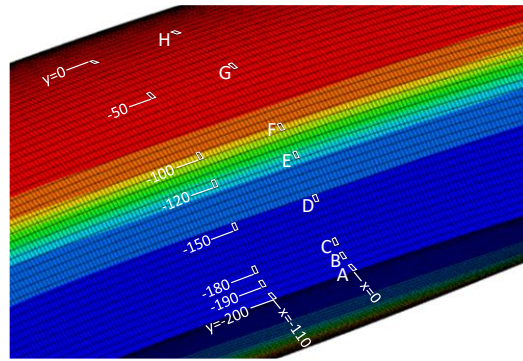
Abbildung 7.13: Bersten in der Simulation (Platine L2000/B400/t2, Simulationsschritt 480)

Zum Vergleich sind in Abbildung 7.14 die Spannungsverläufe der Elemente im Viertel-Querschnitt der beulfreien Konfiguration 2 (mit Blechdicke 3 mm) beigelegt. Da hier kein Beulen auftritt, sind zwischen den Spannungsverläufen der beiden benachbarten Positionen $x = 0$ mm und $x = 110$ mm qualitativ keine, und quantitativ kaum, Unterschiede vorhanden. Dahingegen existieren spezifische Unterschiede der Spannungsverläufe in der Konfiguration 2 (ohne Beulmuster) im Vergleich zur Konfiguration 1 (mit Beulmuster).

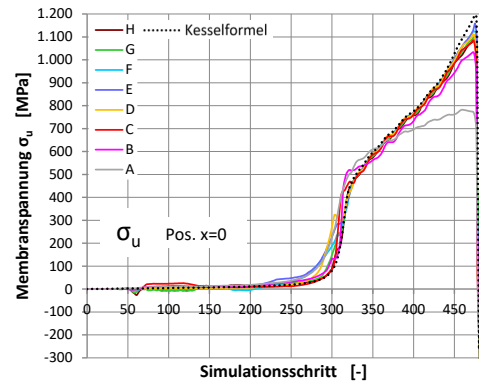
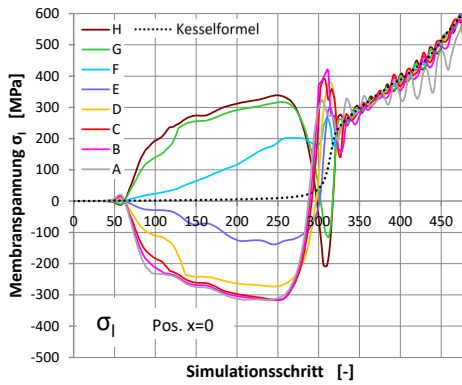
Erkennbar ist, dass im Anfangsbereich die Spannungen σ_l und σ_u bei Konfiguration 2 einen qualitativ ähnlichen Verlauf wie bei Konfiguration 1 aufweisen. Auch bei Konfiguration 2 entwickelt sich an den beiden Platinenlängsrändern die charakteristische Druckspannungszone, vgl. Abbildung 7.4 (b). Die Spannungen σ_l der Elemente A, B, C, D und E, welche sich unmittelbar in dieser Druckspannungszone befinden, spiegeln dies in Form ansteigender Druckspannungen wider. Durch das Vorhandensein und den Anstieg der Druckspannungen existiert auch bei Konfiguration 2 grundsätzlich die Möglichkeit der Entwicklung von Beulen, hier tritt jedoch kein Beulen ein, da die kritische Beulspannung noch nicht erreicht ist. Während bei Konfiguration 1 im Bereich von Schritt 160 der Beulvorgang startet, nehmen die Druckspannungen σ_l der Elemente A, B, C, D und E bis zum Bereich um Schritt 250 weiter zu, bevor ein Umkehrpunkt eintritt, und die Spannungen σ_l schließlich wieder ansteigen. Die Spannungen σ_l in Element F bleiben während der gesamten Umformung im positiven Bereich, der charakteristische Knick im Kurvenverlauf beim Beulen inklusive Vorzeichenwechsel wie bei Konfiguration 1, ist hier nicht vorhanden. Der Kurvenverlauf der Spannung σ_u von Element F besitzt keinen Tiefpunkt.

Ein wesentliches weiteres Kennzeichen der beulfreien Konfiguration 2 ist, dass sich die Spannungen σ_u aller Elemente A bis H (bis auf vernachlässigbare, sehr geringe Druckspannungen im Anfangsbereich, ähnlich wie bei Konfiguration 1, vollständig im Zugspannungsbereich bewegen und im σ_u - Verlauf keine Kurvenreaktionen aufgrund des Beulvorgangs und dessen Suppression vorliegen, wie dies bei Konfiguration 1 der Fall ist.

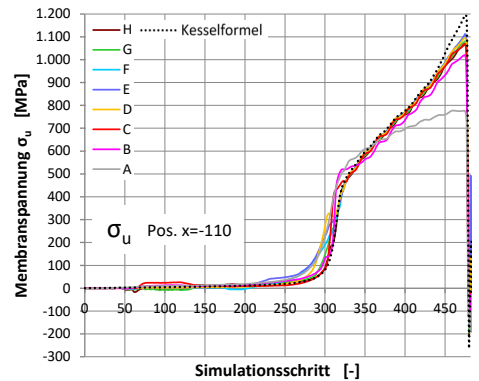
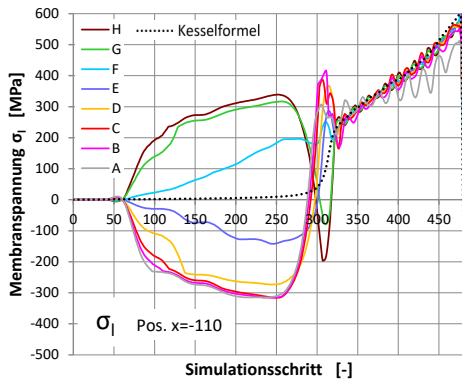
Mit Erreichen der zylindrischen Form (ungefähr bei Schritt 325) entspricht das Verhalten der Spannungsverläufe von Konfiguration 2 den oben beschriebenen Vorgängen wie bei Konfiguration 1. Auch bei Konfiguration 2 liegt erwartungsgemäß die Analogie zu den Spannungen der Kesselformel vor, vgl. Abbildung 7.14. Die Spannungsextrema im σ_l - Verlauf der Elemente A, B, C, und D im Zugbereich bzw. der Elemente G und H im Druckbereich, ungefähr bei Schritt 310 bei beiden Konfigurationen, welche bereits im Schritt 304 in Abbildung 7.4 in der Farbdarstellung erkennbar sind, sind in einem Ovalisierungseffekt begründet, bevor schließlich eine Beulmusterzylindrische Form erreicht wird.


(Farbdarstellung von σ_1 im Simulationsschritt 255)

(a)



(b)



(c)

Abbildung 7.14: Verlauf der Membranspannungen in Längsrichtung bzw. Umfangsrichtung während der Umformung an einem Viertel-Querschnittsprofil für die Platinenkonfiguration 2 (L2000/B400/t3): (a) Position der Elemente; (b) Auswertung in Platinenmitte bei $x = 0$ mm; (c) Auswertung bei $x = -110$ mm

7.1.5 Verfestigungsverhalten des Werkstoffmodells

Der während des Umformvorgangs nach Abschnitt 7.1.4 vorhandene Wechsel zwischen Zug- und Druckspannungen, welcher einfach ausgedrückt mit dem »Bauschinger«-Effekt verknüpft ist, vgl. [132], wirft hier die Frage zur Art der Verfestigung des Werkstoffmodells auf, welche ausblickend in diesem Abschnitt erörtert wird.

Das für Stahlwerkstoffe in »LS-DYNA« meistverwendete Werkstoffmodell ist das **MAT24*-Modell [133], welches ein Werkstoffverhalten mit isotroper Verfestigung abbildet. Dieses Werkstoffmodell wird auch in dieser Arbeit vorwiegend verwendet. Weiterhin steht in »LS-DYNA« mit **MAT225* ein Werkstoffmodell zur Verfügung, das über einen Steuerungsparameter β die Modellbildung mit rein isotroper Verfestigung ($\beta = 1$), rein kinematischer Verfestigung ($\beta = 0$) sowie Simulationen von beliebigen Zwischenstufen hinsichtlich des Verfestigungsverhaltens (durch die freie Wahl von β zwischen 0 und 1) ermöglicht.

Mit der Platinenkonfiguration 1b (L2000/B400/t2, Netz 5 x 5 mm) wurde eine Studie mit **MAT225* und Variation von β zwischen 0 und 1 durchgeführt. Exemplarisch ist der resultierende Verlauf des Umforminnendruckes p_i während der Simulation in Abbildung 7.15 dargestellt. Erkennbar ist, dass ungefähr bis Simulationsschritt 310 der Kurvenverlauf des Umforminnendruckes unabhängig von der Auswahl der Verfestigungsart ist. Mit danach fortschreitender Umformung, d. h. mit Zunahme des Fließens, welches wegen des Kesselformel-Spannungszustandes insbesondere in Umfangsrichtung der Struktur stattfindet, vgl. Schritt 473 in Abbildung 7.4 (a), beeinflusst die Art der Verfestigung deutlich das Verformungsverhalten der Struktur und damit den Verlauf des Umforminnendruckes p_i und dessen Maximalwert. Das einfache Fehlerkriterium in Form einer maximalen zulässigen plastischen Vergleichsdehnung, und damit das Bersten in der Simulation, wird ebenfalls abhängig von Wahl des Parameters β zu unterschiedlichen Zeitpunkten erreicht. Bei rein kinematischer Verfestigung ist der maximale Umformdruck mit ca. 75 Bar am niedrigsten, das Berstversagen tritt am frühesten ein. Dahingegen wird bei isotroper Verfestigung ein Maximaldruck von ca. 92 bar erreicht, vgl. Abbildung 7.3. Die p_i -Verläufe der Werkstoffmodelle **MAT24* mit isotroper Verfestigung und **MAT225* ($\beta = 1$), d. h. mit rein isotroper Verfestigung, sind identisch. Unabhängig von der Wahl von β zwischen 0 und 1 tritt bei allen **MAT225*-Simulationsmodellen das typische »Die-Less-Hydroforming«-Beulen ein.

Unter dem Aspekt der technischen Nutzung von »Die-Less-Hydroforming«-Objekten, ist es erstrebenswert, in Analogie zur konventionellen Umformung, die Blechdickenabnahme durch den Umformvorgang stark zu begrenzen. Durch die Begrenzung der Blechdickenabnahme als wesentliches Kriterium zur Definition des technisch nutzbaren Bereichs, ist der Einfluss der Art der Verfestigung von untergeordnetem Interesse in der

Simulation, da sich diese erst mit zunehmender Blechdickenabnahme gemäß Abbildung 7.15 auf die Simulationsergebnisse deutlich auswirkt. Unter Einbeziehung der Geometrie-
parameter d_{mid} und d_{weld} erscheint beispielhaft für die in diesem Kapitel betrachtete
Platinengeometrie L2000/B400 eine Umformung bis maximal Schritt ≈ 325 für technische
Anwendungen sinnvoll nutzbar, um eine zu starke Ausdünnung des Platinenwerkstoffs,
aber auch eine Überbeanspruchung der Schweißnaht, welche zumeist die wesentliche
Schwachstelle beim »Die-Less-Hydroforming« darstellt, in der Praxis zu vermeiden.

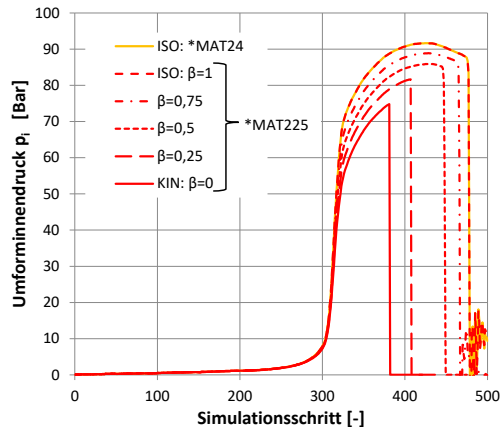


Abbildung 7.15: Umforminnendruck p_i in Abhängigkeit vom Verfestigungsverhalten des Werkstoffs

7.1.6 Umforminnendruck über eine Flächenlast

Die voranstehenden Ergebnisse zeigen, dass die Modellbildung des Umforminnendrucks über das Airbag-Lastmodell **AIRBAG_LINEAR_FLUID* mit Vorgabe einer »Umformfluidmenge pro Zeiteinheit« für die explizite Umformsimulation von »Die-Less-Hydroforming« geeignet ist. Der eine, wesentliche Vorteil des Airbag-Lastmodells ist, dass der (vorab nicht bekannte) für jede Platinengeometrie spezifische Umforminnendruck nach Gleichung 6.1 im Rahmen der Simulation berechnet wird. Der andere Vorteil ist, dass mit dem Airbag-Lastmodell die Umformsimulation bis zum Bersten durchgeführt werden kann.

Dennoch wird im Folgenden eine explizite Umformsimulation zum Abgleich durchgeführt, bei welcher der Umforminnendruck, analog wie bei der impliziten Simulation in Abschnitt 7.2.1, über eine Flächenlast, d. h. mit dem »LS-DYNA«-Keyword **LOAD_SEGMENT_SET*, aufgebracht wird. Exemplarisch wird die Platinenkonfiguration 1 (L2000/B400/t2), bei welcher das typische Beulmuster auftritt, betrachtet. Als Flächenlastkurve wird die aus der expliziten Umformsimulation mit dem Airbag-Lastmodell vorliegende Druckkurve

verwendet, siehe Abbildung 7.16. Auch in dieser expliziten Simulation mit Flächenlast-Ansatz beginnt der Beulvorgang im Bereich um Schritt 160 und weist ebenfalls in Schritt 260 ein stark ausgeprägtes Beulmuster auf, vgl. Abbildung 7.17, d. h. das Verhalten sowie auch die Elementspannungen sind gleichartig zu der expliziten Simulation mit Airbag-Lastmodell in Abschnitt 7.1. Das Bersten kann aber bei Verwendung des Flächenlast-Modells in der Simulation nicht nachgebildet werden. Ursache ist, dass kurz vor dem Bersten, der Innendruck abfällt, d. h. die bis dato kraftgeregelte Simulation müsste ab dann sozusagen verschiebungsgeregelt durchgeführt werden, was nur mit dem Airbag-Lastmodell und der Einbringung einer »Umformfluidmenge pro Zeiteinheit« möglich ist.

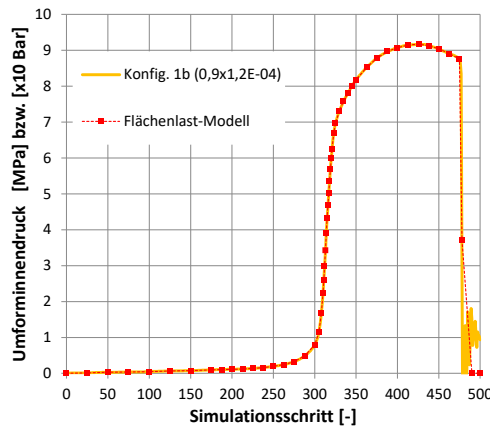


Abbildung 7.16: Übertragung der aus der Simulation mit Airbag-Modell resultierenden Umforminnendruck-Kurve aus Abbildung 7.3 zur Lastaufbringung über eine Flächenlast für Platine L2000/B400/t2

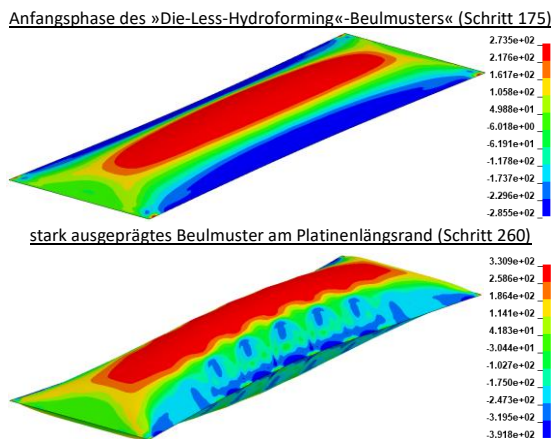


Abbildung 7.17: Explizite Umformsimulation von Platine B400/t2 (Konfig. 1b) mit Wirkmediendruck durch ein Flächenlastmodell und Darstellung der Membranspannungen [MPa] in Platinenlängsrichtung

7.2 Statisch-implizite Umformsimulation

Ergänzend wird in diesem Abschnitt, u. a. auch da keine experimentellen Untersuchungen vorliegen, eine statisch-implizite Umformsimulation (im Folgenden teilweise abgekürzt: implizit) zur Validierung der aufgrund von Zeitskalierung und von Massenskalierung mit Approximationen behafteten dynamisch-expliziten Umformsimulation verwendet. Dies erfolgt durch Auswertung der Geometrieparameter d_{mid} und d_{weld} sowie der Elementspannungen σ_l und σ_u in Abschnitt 7.2.2. Zusätzlich wird eine »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse« in Abschnitt 7.2.4 durchgeführt, deren Aussagekraft aber aufgrund des verwendeten Elementansatzes mit reduzierter Integration und wegen der in Abschnitt 7.2.3 erörterten Anwendungsgrenzen und Besonderheiten stark eingeschränkt ist.

7.2.1 Notwendige Anpassungen des FEM-Modells für die statisch-implizite Umformsimulation

Zur Durchführung einer statisch-impliziten Umformsimulation mit dem in Abschnitt 6.1 vorgestellten Modellierungsansatz werden die erforderlichen »LS-DYNA«-Keywords gemäß [120] und [134] für implizite Simulationen aktiviert. Als Elementtyp wird, um direkte Vergleichbarkeit der Ergebnisse von expliziter und impliziter Simulation zu ermöglichen, sowie unter dem Aspekt der Effizienz der Simulation, weiterhin das 4-Knoten-Belytschko-Tsay-Schalenelementen (ELFORM = 2, mit reduzierter Integration) eingesetzt. Dieser Elementtyp ist prinzipiell zur Verwendung in statisch-impliziten Simulationen geeignet, vgl. [120], [134]. Für die »Begleitende Eigenwert-Beulanalyse« wäre aber grundsätzlich ein vollintegriertes Element die geeignetere Wahl. Die Aktivierung der »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse« erfolgt durch das Keyword **CONTROL_IMPLICIT_BUCKLE*, wobei dies bei Einsatz eines linearen oder nichtlinearen Solvers angewendet werden kann, vgl. [120]. Zusätzlich sind folgende Anpassungen des Simulationsmodells erforderlich:

Anpassung des Lastmodells in Bezug auf Lastaufbringung und Lastkurve:

Bei der statisch-impliziten Simulation erfolgt eine quasi-statische Aufbringung der Last. Das bei der expliziten Simulation angewendete Airbag-Lastmodell zur Erzeugung des Innendrucks steht für die statisch-implizite Simulation nicht zur Verfügung. Während bei der Verwendung des Airbag-Lastmodells die Vorgabe einer »Umformfluidmenge pro Zeit« erfolgen kann, über welche die uniforme Innendruckbeanspruchung auf Basis physikalischer Gesetzmäßigkeiten nach Gleichung 6.1 bestimmt wird, muss bei der impliziten Simulation eine Innendruck-Lastkurve direkt vorgegeben werden. Für die Modellierung des Innendrucks bei der impliziten Simulation wird der Innendruck direkt über eine

konventionelle Flächenlast durch Verwendung des Keywords **LOAD_SEGMENT_SET* abgebildet. Diese Flächenlast-Simulationsschritt-Kurve wird aus den Ergebnissen der in Abschnitt 7.1 durchgeführten expliziten Umformsimulationen abgeleitet. Exemplarisch ist für die Platinenkonfiguration 1 die Flächenlast in der Abbildung 7.16 in Abschnitt 7.1.6 beigelegt.

Einführung einer Lagerung:

Für die statisch-implizite Simulation ist mindestens eine statisch bestimmte Lagerung der doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine notwendig. Dies erfolgt durch eine Lagerung einzelner Knoten entsprechend Abbildung 7.18, welche so gewählt ist, dass der Umformprozess geringstmöglich beeinflusst wird. Die numerische Eignung der Lagerung wurde vor Beginn der Umformsimulation durch die Eigenwertanalyse in Simulationsschritt 0, d. h. im lastfreien Zustand, verifiziert. Die Eigenwertanalyse bestätigt, dass bei der gewählten Lagerungskonfiguration keine Starrkörperbewegungen existieren, vgl. Schritt 0 in Abbildung 7.25.

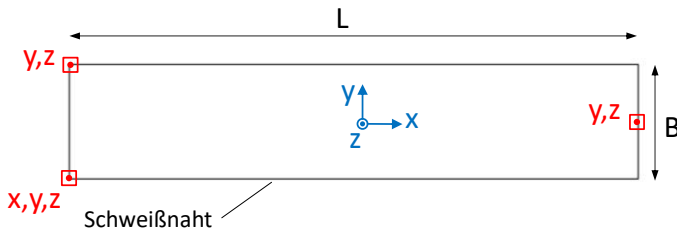


Abbildung 7.18: Lagerung der doppellagigen streifenförmigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen bei statisch-impliziter Umformsimulation

Für die nachfolgenden Untersuchungen wird zuerst die Platine L2000/B400/t2 betrachtet, bei welcher sich im Rahmen der expliziten Simulation ein typisches und stark ausgeprägtes »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster an den beiden Platinenlängsrändern einstellt. Anschließend werden auch für die beiden anderen Platinenkonfigurationen aus Abbildung 7.1, welche in der expliziten Umformsimulation beulfrei sind, implizite Umformsimulationen inklusive einer »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse« durchgeführt.

7.2.2 Auswertung von Geometrieparametern und Spannungen

Für die Platine L2000/B400/t2 (Vernetzungskonfiguration 1b), welche bei expliziter Umformsimulation ein ausgeprägtes »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster aufweist, siehe Abbildung 7.1 (a), wird eine statisch-implizite Umformsimulation durchgeführt. Hierbei

wird die Werkstoffmodellierung mit Fließkurve nach Abbildung 5.12 (Modell *MAT24) und der nichtlineare »LS-DYNA«-Solver (NSOLVR 12, d. h. ein BFGS-Algorithmus) verwendet, so dass es sich um eine materiell und geometrisch nichtlineare Simulation handelt. Ergänzend wird eine »Begleitende Eigenwert-Beulanalyse« durchgeführt, deren Auswertung in Abschnitt 7.2.4 erfolgt.

Als Lastmodell wird die als Ergebnis der expliziten Umformsimulation aus Abschnitt 7.1 vorliegende Umforminnendruck-Kurve verwendet und hier als Flächenlast aufgebracht, vgl. Abbildung 7.16. Somit stimmen die Einwirkungen hinsichtlich ihrer Größe und des Belastungsablaufs in der impliziten und der expliziten Umformsimulation überein und beide Simulationen können hinsichtlich der Simulationsschritte als synchron betrachtet und im direkten Vergleich ausgewertet werden. Es wird an dieser Stelle nochmals darauf hingewiesen, dass sich die Innendruck-Modellierung in der expliziten und impliziten Simulation deutlich unterscheiden. Während in der expliziten Umformsimulation über das Airbag-Modell eine Fluid-Struktur-Interaktion berücksichtigt wird, ist dies mit dem Flächenlastmodell in der statisch-impliziten Simulation nicht möglich. So ist u. a. bei der statisch-impliziten Simulation keine Berücksichtigung der Art des Wirkmediums, d.h. ob inkompressible Flüssigkeit oder kompressibles Gas, möglich, was allerdings bei expliziter Simulation berücksichtigt wird, vgl. Erläuterungen in Abschnitt 6.2.

Im ersten Schritt erfolgt die visuelle Auswertung der impliziten Umformsimulation, d. h. ob ein Beulmuster direkt am Simulationsmodell beobachtet werden kann. Während bei der dynamisch-expliziten Umformsimulation ungefähr im Bereich um Schritt 160 der Beulvorgang beginnt, vgl. Abbildung 7.4 (a), startet der Beulvorgang bei der statisch-impliziten Simulation erst im Bereich um Schritt 205. Auch bei der impliziten Simulation liegt dann im Bereich um Schritt 260 ein stark ausgeprägtes »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster vor, welches mit der fortschreitenden Umformung durch den ansteigenden Umforminnendruck wieder supprimiert wird.

In Abbildung 7.19 sind die Deformationen der Platine B400/t2 aus expliziter bzw. impliziter Umformsimulation jeweils im Simulationsschritt 260 gegenübergestellt. Beide Male zeigt sich das charakteristische Erscheinungsbild eines »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters, wobei beide symmetrisch zur Schnittebene in der Platinenmitte bei $x = 0$ orientiert sind. Im Detail liegen geringfügige Unterschiede vor: Bei der expliziten Simulation besteht das Beulmuster an jedem der vier Platinenlängsrändern aus jeweils fünf deutlich ausgeprägten Beulen. Dahingegen besteht das Beulmuster bei der impliziten Simulation nur aus vier Beulen und ist im Bezug zur expliziten Simulation ungefähr um eine Halbwellenlänge versetzt. Beispielhaft befinden sich bei der expliziten Simulation einer der Hochpunkte der Beule an der Stelle $x = 0$ bzw. einer der Tiefpunkte bei $x = -110$ mm, während

sich bei impliziter Simulation einer der Tiefpunkte der Beule bei $x = 0$ bzw. einer der Hochpunkte ungefähr bei $x = 110$ mm befindet. Dies ist auch anhand der Spannungsverläufe der Elemente in Abbildung 7.11 bzw. Abbildung 7.23 erkennbar, welche aus diesem Grunde genau jeweils ein vertauschtes Aussehen bei $x = 0$ mm bzw. $x = 110$ mm aufweisen, was insbesondere im Bereich des Beulvorgangs um Schritt 205 ff. ersichtlich ist. Aus Abbildung 7.19 bzw. Abbildung 7.11 und Abbildung 7.23 ist ersichtlich, dass, wie zu erwarten war, aufgrund des identischen Umforminnendrucks die Verteilung und die Größe der Spannungen sowohl bei expliziter wie auch impliziter Simulation sehr ähnlich sind.

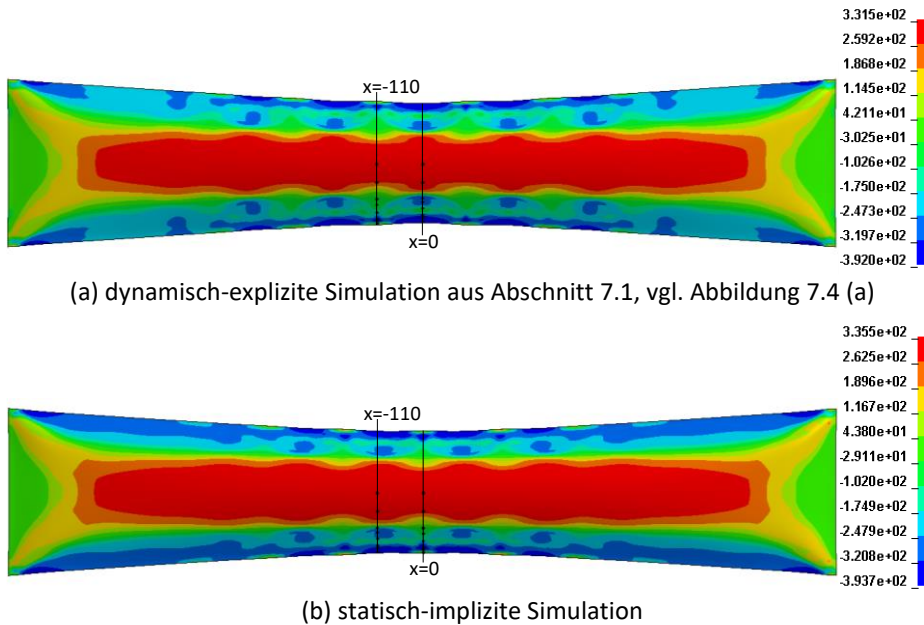


Abbildung 7.19: »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster (in Schritt 260) von Platine L2000/B400/t2 (Konfig. 1b) mit Farbdarstellung der Membranspannungen [MPa] in Platinenlängsrichtung: (a) explizite Umformsimulation; (b) implizite Umformsimulation

Weiterhin wird eine statisch-implizite Umformsimulation mit der Platinenkonfiguration 2 (L2000/B400/t3 in Vernetzungskonfiguration 1b) durchgeführt. Als Flächenlastmodell wird die aus der expliziten Umformsimulation in Abschnitt 7.1 für diese Platinenkonfiguration vorliegende Umforminnendruck-Kurve mit einem Maximaldruck von ca. 138 bar, siehe Abbildung 7.3, verwendet. Es tritt kein Beulmuster auf, siehe Abbildung 7.20, wodurch das Ergebnis aus der expliziten Simulation bestätigt wird. Die Spannungsverteilung und deren Werte aus der impliziten Umformsimulation (Schritt 260) in Abbildung 7.20 ähneln denen aus der expliziten Simulation, vgl. Schritt 260 in Abbildung 7.4 (b).

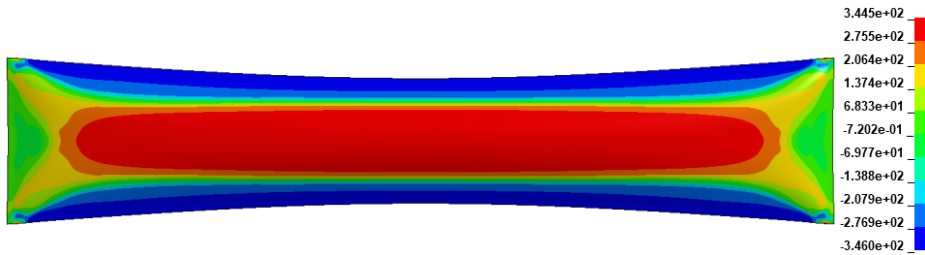


Abbildung 7.20: Implizite Umformsimulation (Schritt 260) der Platine B400/t3 (Vernetzungskonfiguration 1b) mit Farbdarstellung der Membranspannungen [MPa] in Platinenlängsrichtung

Die implizite Simulation der Platine L2000/B400/t2 wird analog zu der Auswertemethodik in Abschnitt 7.1 über die diskreten Geometrieparameter d_{mid} und d_{weld} sowie hinsichtlich der Elementspannungen σ_1 und σ_u im Viertel-Querschnittsprofil ausgewertet.

In Abbildung 7.21 ist der Verlauf der diskreten Geometrieparameter d_{mid} und d_{weld} an verschiedenen Positionen in Platinenlängsrichtung aus der impliziten Umformsimulation dargestellt. Zum Vergleich sind Verläufe aus der expliziten Umformsimulation (an Stelle $x = 0$, aus Abbildung 7.3) als rote Voll-Hohllinie bzw. Strich-Hohllinie beigefügt. Die Verläufe von d_{mid} und d_{weld} aus impliziter und expliziter Umformsimulation an der Stelle $x = 0$ besitzen bis Schritt 420 eine sehr gute Übereinstimmung, was auch für die übrigen in der Abbildung 7.21 dargestellten Auswertepositionen gilt.

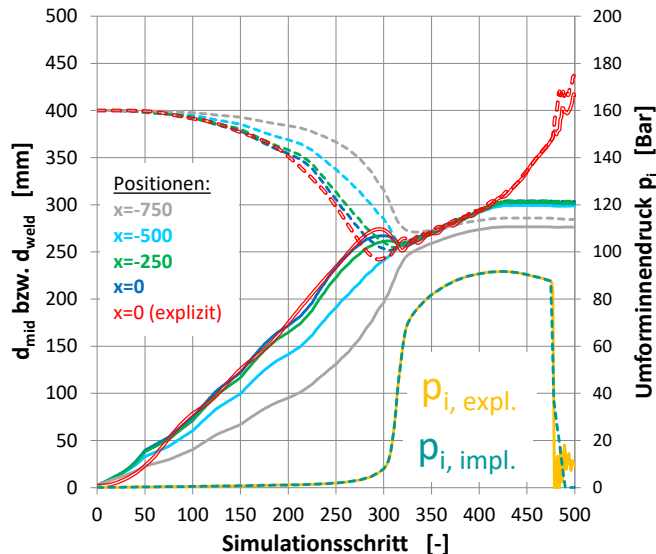


Abbildung 7.21: Geometrieparameter für die Platine L2000/B400/t2 bei impliziter Umformsimulation

Die in Abschnitt 7.1 für die explizite Umformsimulation beschriebenen Zusammenhänge zum Umformablauf liegen auch bei impliziter Simulation vor. Allerdings zeigt sich bei den Ergebnissen der impliziten Simulation nach dem Erreichen des maximalen Umformdrucks von 92 bar und dem anschließenden Druckabfall, d. h. ungefähr bei Schritt 420, ein anderes Verhalten bei den Kurvenverläufen von d_{mid} und d_{weld} . Grund hierfür sind die verschiedenen Lastmodelle in beiden Simulationsarten. Bei expliziter Simulation ist bis zum Bersten die »Umformfluidmenge pro Zeiteinheit« konstant, d. h. auch beim Abfallen des Umformdrucks nach Erreichen des Maximaldrucks findet durch die weiterhin konstant eingebrachte Umformfluidmenge noch eine Umformung statt. Die Formänderung ist vor allem im Bereich der Platinenmitte lokalisiert, d. h. dort wo der geringste Bauteilwiderstand vorhanden ist, und zeigt sich in Form des stark ausgeprägten Fließens in Umfangsrichtung, welches schließlich im Bersten des Probekörpers mündet, vgl. Schritt 473 in Abbildung 7.4. Bei statisch-impliziter Umformsimulation, bei welcher der Umforminnen- druck in Form der Flächenlastkurve appliziert wird, kann bei abfallendem Innendruck keine weitere Umformung mehr erzeugt werden. Dies spiegelt sich in den Kurvenverläufen von d_{mid} und d_{weld} durch deren konstanten Werte nach Überschreiten des Maximaldrucks wider. Folglich bleibt gemäß Abbildung 7.22 die Blechdicke nach Schritt 420 bei ca. 1,68 mm konstant, während diese bei der expliziten Umformsimulation (mit anhaltenden Wirkmedieneintrag) nach Abbildung 7.12 über Schritt 420 hinaus bis in den Bereich um 1,35 mm weiter abnimmt, bis schließlich das Bersten eintritt.

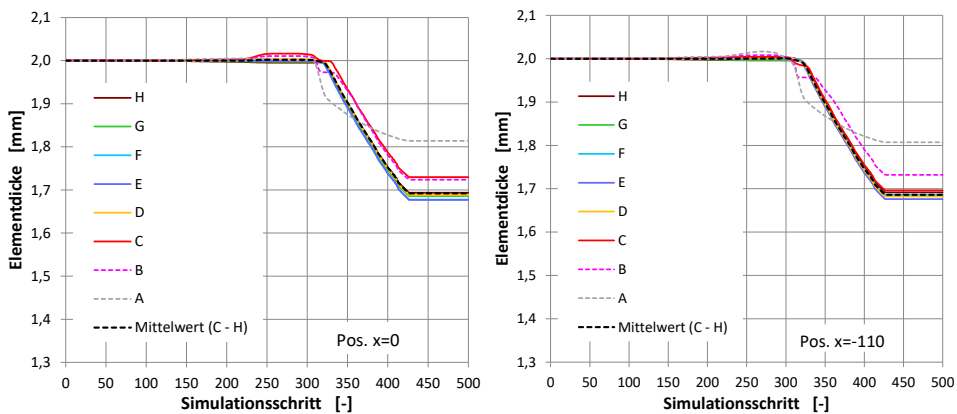


Abbildung 7.22: Entwicklung der Blechdicke bei impliziter Umformsimulation mit Platine L2000 / B400 / t2 im Viertel-Querschnittsprofil an der Position $x=0$ bzw. $x=-110$ mm in Platinenlängsrichtung

Ein Versagen durch Bersten konnte über das Kriterium der plastischen Vergleichsdehnung in der statisch-impliziten Umformsimulation nicht abgebildet werden. Ein Herantasten an das Berstversagen durch manuelle, geringe schrittweise Erhöhung des Maximaldrucks bei

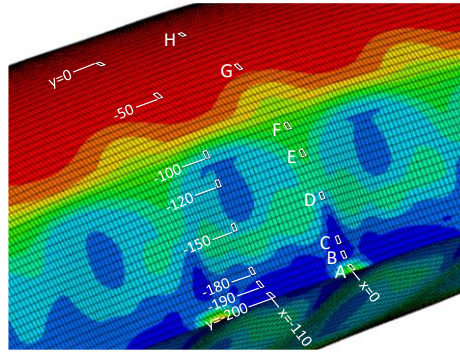
der Umforminnendruckkurve, führte in der statisch-impliziten Simulation lediglich stets zur numerischen Divergenz. Hier zeigen sich die Stärken der expliziten Umformsimulation, mit der unter Verwendung des Airbag-Lastmodells das Bersten, bei welchem es sich um einen typischen Kurzzeitdynamik-Effekt handelt, abgebildet werden kann.

Die Kurvenverläufe der Elementspannungen σ_l und σ_u am Viertel-Querschnittsprofil sind in Abbildung 7.23 dargestellt. Ergänzend sind die Spannungsverläufe auf Basis der Kesselformel angegeben, wobei bei der Berechnung die Geometrie des jeweiligen Simulationsschrittes durch Verwendung aktueller Werte des Durchmessers als Mittelwert von d_{mid} und d_{weld} , des Innendrucks p_i sowie der Blechdicke t auf Basis der Simulationsergebnisse der impliziten Simulation berücksichtigt wird.

Bei der statisch-impliziten Umformsimulation wird gemäß Abbildung 7.23 im Bereich um Schritt 250 die maximale Druckspannung am Platinenrandbereich erreicht, zu welchem Zeitpunkt auch ein stark ausgeprägtes Beulmuster vorliegt, vgl. Abbildung 7.19 (b).

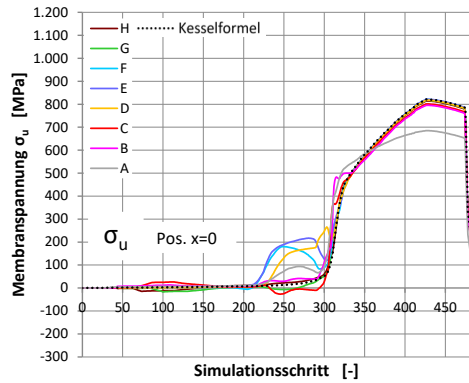
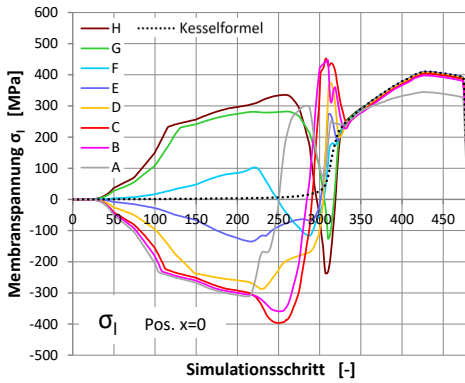
Die implizite Umformsimulation wird, genau wie die explizite Umformsimulation auch, mit der perfekten Nominalgeometrie der Platine L2000/B400/t2 durchgeführt. Auch materiell und geometrisch nichtlineare statisch-implizite Simulationen, hier aufgrund des verwendeten Werkstoffmodells und des Solvertyps der Fall, benötigen in der Regel die Vorgabe einer Imperfektion, um ein Stabilitätsversagen anzuregen. Beim vorliegenden Simulationsmodell wird vermutlich durch die fortschreitende Umformung eine Art Imperfektion erzeugt, welche, zusammen mit numerischen Netzimperfektionen (Abbildung der gekrümmten Geometrie durch 4-Knoten-Schalenelementen) und bei nichtlinearer Berechnung, aufgrund der hohen Imperfektionssensitivität beim »Die-Less-Hydroforming« ausreicht, um das Beulwellen-Muster beim Druckspannungszustand als fortschreitende Deformation zu generieren.

Im Abschnitt 7.2.4 wird ergänzend mit der »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse« untersucht, ob bzw. inwiefern sich abhängig von der Platinenkonfiguration, d. h. mit Beulmuster bzw. ohne Beulmuster, spezifische Verläufe der Eigenwerte und Ausprägungen der Eigenformen während des Umformvorgangs ergeben. Zunächst werden aber in Abschnitt 7.2.3 die vorhandenen Besonderheiten, welche, neben dem Elementtyp mit reduzierter Integration, die Aussagekraft der Ergebnisse dieser »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse« stark einschränken, erläutert.

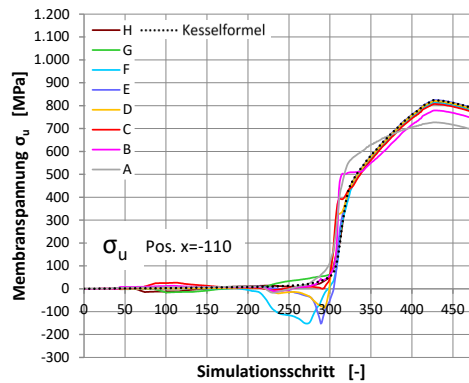
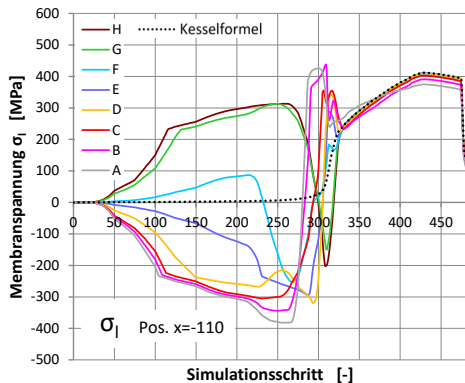


(Farbdarstellung von σ_1 im Simulationsschritt 255)

(a)



(b)



(c)

Abbildung 7.23: Verlauf der Membranspannungen σ_l und σ_u bei impliziter Umformsimulation am Viertel-Querschnittsprofil für die Platine L2000/B400/t2 (Konfiguration 1b): (a) Position der Elemente; (b) Auswertung in Platinenmitte bei $x = 0$ mm; (c) Auswertung bei $x = -110$ mm

7.2.3 Anwendungsgrenzen der konventionellen Eigenwert-Beulanalyse beim »Die-Less-Hydroforming«

Bei den Beul- und Faltenerscheinungen des »Die-Less-Hydroformings« liegen wesentliche Unterschiede zum klassischen Schalenbeulen vor, welche die Anwendung eines expliziten Simulationsverfahren nahelegen. Dennoch soll in Abschnitt 7.2.4 untersucht werden, inwieweit es gelingt, das typische »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster mit numerischen Methoden der Eigenwert-Beulanalyse, d.h. einer klassischen »Lineare Verzweigungslast-Analyse (kurz: »LBA«, engl.: »Linear Bifurcation Analysis« nach [40]), abzubilden bzw. inwiefern diese zumindest als Indikator genutzt werden kann.

Der in Kapitel 3 beschriebene Beulvorgang beim »Die-Less-Hydroforming« und das Beulversagen einer dünnwandigen Schalenstruktur (siehe auch Abschnitt 3.1) haben grundlegende Unterschiede. Während bei der Axialkraft-Beanspruchung einer dünnwandigen Zylinderschale mit großer Schlankheit ein Stabilitätsversagen zu erwarten ist, d. h. die Last muss nur lange genug gesteigert werden, ist das Auftreten des Beulmusters beim »Die-Less-Hydroforming« nicht zwingend der Fall: Hier existiert für eine fixe Platinengeometrie eine kritische Blechdicke t_{krit} , unterhalb derer das Beulmuster während der Umformung auftritt bzw. oberhalb derer kein Beulen eintritt, vgl. Abbildung 7.2.

In der Regel ist bei der numerische Beulanalyse einer konventionellen Schalenstruktur die Ermittlung einer zutreffenden Beullast von maßgebender Bedeutung. Bei der Umformsimulation des »Die-Less-Hydroforming« ist die primäre Fragestellung nicht die einer Grenzbeanspruchbarkeit, sondern, ob die Geometrie durch Beulen verändert wird oder nicht. Die Ermittlung der Beullast beim »Die-Less-Hydroforming«, d. h. im übertragenen Sinne des beim Eintreten des Beulens wirkenden Innendrucks, ist von untergeordneter Bedeutung. Die Untersuchungen zur expliziten Umformsimulation in Abschnitt 7.1 zeigen, dass der typische Beulvorgang des »Die-Less-Hydroforming« bereits bei einem sehr niedrigen Umforminnendruck startet, welcher um ein Vielfaches kleiner als der Berstdruck des umgeformten Objekts ist. Ursache hierfür ist, dass das Beulmuster bereits zu einem sehr frühen Zeitpunkt der Umformung auftritt, bei welchem nur eine geringe Steigerung des Innendrucks möglich ist, da sich die Struktur durch die kontinuierliche Umformung der Innendruckbelastung entziehen kann.

Um bei einer linearen Simulation den aus der »LBA« resultierenden Eigenwert als Lastmultiplikator interpretieren zu können, wird ein vollständig lineares Verhalten im vorkritischen Bereich bis zum Auftreten des Verzweigungspunktes angenommen, d. h. es müssen u. a. die Deformationen im vorkritischen Bereich klein sein, vgl. [135]. Dies ist bei der

»LBA« der perfekten Zylinderschale, welche unter Axiallast im vorkritischen Bereich lediglich eine Stauchung erfährt, der Fall. Beim »Die-Less-Hydroforming« als Umformverfahren liegen per se große Deformationen vor. Das Beulmuster tritt während des kontinuierlichen Umformvorgangs auf, d. h., wenn bereits eine nicht mehr als linear einzustufende Deformation der Struktur erfolgt ist.

Zusätzlich sind beim »Die-Less-Hydroforming« prozessbedingt weitere Nichtlinearitäten vorhanden. Bedingt durch den Umformvorgang, findet eine ständige Änderung der Last-richtung des Innendrucks statt. Neben dieser Lastrichtungsänderung, die sich auch in zusätzlichen Termen in der Steifigkeitsmatrix, der sogenannten Laststeifigkeitsmatrix, bemerkbar macht, ist auch der Effekt des Wirkmediums auf die Laststeifigkeitsmatrix, d. h. ob Gas oder Flüssigkeit, zu berücksichtigen, siehe Erläuterungen und Literaturangaben in Abschnitt 6.2. Zeitgleich entstehen mit zunehmender Verformung und mit ansteigenden Innendruck auch auf Basis der Kesselformel bereits zu erkennende Zugspannungen, welche die das Beulen verursachenden Druckspannungen überlagern, und so dem Auftreten des Beulens entgegenwirken bzw. dieses verhindern. Zusätzlich entzieht sich die Struktur durch Verformung der Beanspruchung. Der Umformvorgang per se bedingt plastisches Werkstoffverhalten, wodurch materielle Nichtlinearität vorliegt. Bei dem hier betrachteten Auftreten des typischen Beulmusters bei streifenartigen Platinen spielen Kontaktprobleme in der Regel keine Rolle. Generell können sich aber beim »Die-Less-Hydroforming« abhängig von der Geometrie der doppellagigen Platine oder oft in einem späten Umformzustand (zumeist nachdem bereits ein typisches Beulmuster eingetreten ist) auch lokale stark ausgeprägte Falten bilden, bei denen Kontaktprobleme, wie z. B. Eigenkontakt, eintreten können.

Aufgrund dieser genannten Nichtlinearitäten ist die Anwendung der »LBA« bezogen auf deren Voraussetzung der vollständigen Linearität nicht zielführend. Weiterhin ist der eingesetzte Elementtyp aufgrund der reduzierten Integration und den damit auf die Steifigkeitsmatrix vorhandenen Einflüssen im speziellen für eine »LBA« nicht die geeignetste Wahl. Zudem sind im genutzten Programm »LS-DYNA« bei statisch-impliziter Simulation keine Laststeifigkeitsmatrizen gemäß den Erläuterungen in Abschnitt 6.2 berücksichtigt. Dennoch wird die »LBA« im wissenschaftlichen Kontext als Simulationswerkzeug in Form einer sogenannten »Begleitenden Beul-Eigenwertanalyse« angewendet. Ziel dabei ist, durch Auswertung und Interpretation der Eigenwerte und Eigenformen sowie deren Änderung während der Umformung, eine Aussage zum Auftreten des Beulmusters treffen zu können. Bei der »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse« wird das Beul-Eigenwert-Problem an benutzerdefinierten Lastschritten kontinuierlich während der nichtlinearen statisch-impliziten Simulation gelöst. Die Zustandsänderungen, insbesondere der Geometrie

und der Spannungen, die während der Simulation auftreten, werden somit bei der »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse« berücksichtigt.

7.2.4 Ergebnisse der »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse«

In Abbildung 7.24 sind die Verläufe der Eigenwerte der in Abschnitt 7.2.2 betrachteten Platine L2000/B400/t2 (Vernetzungsvariante 1b) dargestellt. Sowohl bei der expliziten wie auch statisch-impliziten Umformsimulation tritt bei dieser Platinenkonfiguration das typische »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster auf.

Die Eigenwerte λ_1 , λ_2 , λ_3 , und λ_4 weisen einen ähnlichen Verlauf auf und unterscheiden sich in ihrer Größenordnung kaum. Beim klassischen Schalenbeulen würde man dies als »Clustering« der Eigenwerte bezeichnen. Auch für alle weiteren hier simulierten Platinenkonfigurationen ist dies der Fall, weswegen im Nachfolgenden ausschließlich jeweils der erste Eigenwert λ_1 betrachtet wird. Im Kurvenverlauf der Eigenwerte in Abbildung 7.24 können spezifische Punkte augenscheinlich identifiziert werden.

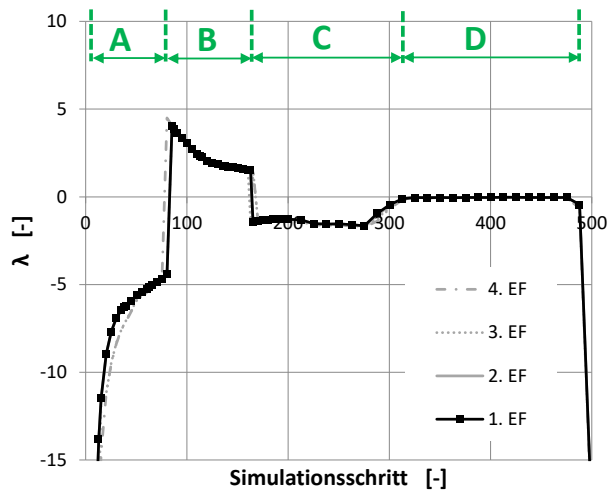


Abbildung 7.24: Entwicklung der Eigenwerte für die Platinenkonfiguration 1 (L2000/B400/t2) mit Beulmuster während der Umformung

Das Diagramm in Abbildung 7.24 wird ausgehend vom lastfreien Ausgangszustand in die Bereiche A, B, C und D unterteilt, in welchen die zugehörigen Eigenformen jeweils eine spezifische Form besitzen. Zusätzlich liegt am Übergang zwischen diesen Bereichen eine deutliche Änderung der Eigenwerte vor, welche anhand einer Kurvenreaktion erkennbar

ist. Der Wechsel der grundlegenden Art der Eigenform an einem Bereichsübergang erfolgt dabei immer zuerst bei der 1. Eigenform. Stellvertretend wird nachfolgend der niedrigste Eigenwert λ_1 im Detail betrachtet. Die wesentlichen, in diesen Bereichen vorliegenden Arten von Eigenformen sind in Abbildung 7.25 dargestellt.

Die im lastfreien Ausgangszustand (Simulationsschritt 0) bei der doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine auftretenden Eigenmoden 1, 2, 3 bzw. 4 entsprechen typischen Eigenschwingungsformen einer gemäß Abbildung 7.18 gelagerten Platte, d. h. mit einer (= EF1), zwei (= EF3) oder drei (= EF4) Halbwellen bzw. mit einer Verdrehung um die Längsrichtung (= EF2).

Mit Start des Umformvorgangs durch den Innendruck starten die Eigenwerte von einem hohen negativen Wert aus und steigen dann an, bleiben aber im negativen Bereich. In diesem Bereich **A**, d. h. zu Beginn der Umformung, treten Eigenformen auf, welche eine Geometrie mit einer oder zwei buckelartigen Erhebungen an den Enden der Platine aufweisen. Zwischen Simulationsschritt 80 und 85 erfolgt ein sprunghafter Wechsel in den positiven Bereich und der Eigenwert erreicht seinen Maximalwert. Vom Maximalwert ausgehend fällt er dann kontinuierlich ab, bleibt aber bis Schritt 163 positiv. In diesem als Bereich **B** definierten Abschnitt treten Eigenformen auf, welche bezüglich des Aussehens dem typischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster affin sind, vgl. Abbildung 7.25.

Beim Übergang von Schritt 163 nach 165 wechselt der Eigenwert wieder sprunghaft in den negativen Bereich. Zwischen Schritt 165 bis 275 bleibt der Eigenwert auf einem negativen Plateauwert, und steigt dann nach Schritt 275 mit zunehmender Ovalisierung der doppellagigen Platine durch die Innendruckumformung erneut leicht an. Der Bereich von Schritt 165 bis 313 wird als Bereich **C** definiert. Ungefähr ab Schritt 313 wird Bereich **D** erreicht, wo der Eigenwert dann bis zum Bersten auf einem konstanten negativen Niveau, nahezu null unterhalb der Abszisse verweilt.

Nach dem Übergang von Bereich **B** nach **C**, treten im Bereich **C** nochmals dem Bereich **A** ähnliche Eigenformen auf, welche neben den lokalen buckelartigen Erhebungen an den beiden Platinenenden bereits zusätzlich leichte ovalisierende Verformungen aufweisen. Mit Fortschreiten der Innendruckumformung im Bereich **C** wird der ovalisierende Anteil bei der Eigenform zunehmend größer. Schließlich liegen im Bereich **D** bis zum Bersten Eigenmoden vor, welche durch starke Ovalisierung gekennzeichnet sind und in gewisser Weise mit Eigenformen einer klassischen Außendruck-Beanspruchung korrespondieren.

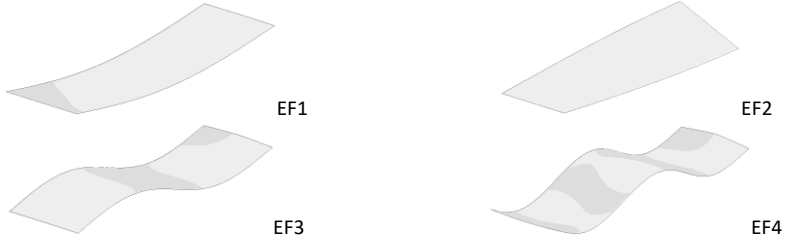
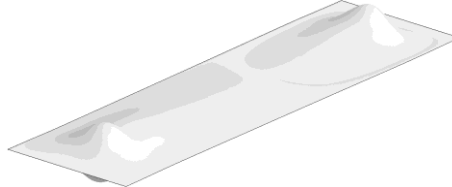
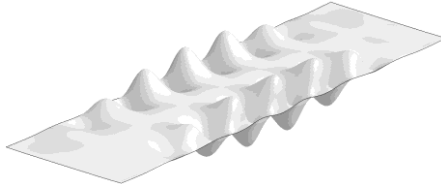
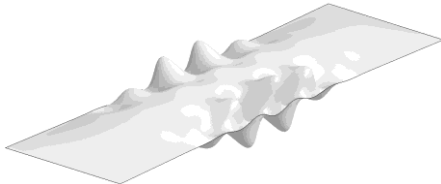
Lastfreier Ausgangszustand: Typ »Eigenschwingungsform einer Rechteck-Platte« (Schritt 0)**BEREICH A: Typ »lokale buckelartigen Erhebungen an den Enden der Platine« (Schritt 40)****BEREICH B: Typ »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster am Anfang von Bereich B (Schritt 85)****BEREICH B: Typ »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster am Ende von Bereich B (Schritt 163)****BEREICH C: Typ »lokale buckelartigen Erhebungen mit leichter Ovalisierung« (Schritt 263)****BEREICH D: Typ »Ovalisierung« (Schritt 313)**

Abbildung 7.25: Arten von Eigenformen bei einer »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse« mit der Platine L2000/B400/t2 an verschiedenen Simulationsschritten

Es zeigt sich in Abbildung 7.26, dass bei der Konfiguration B200/t2 der 1. Eigenwert λ_1 , während des ganzen Umformvorgangs unterhalb der Abszisse im negativen Bereich verweilt. Dabei kann während des gesamten Umformablaufs keine 1. Eigenform beobachtet werden, welche eine Ähnlichkeit zu dem typischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster besitzt.

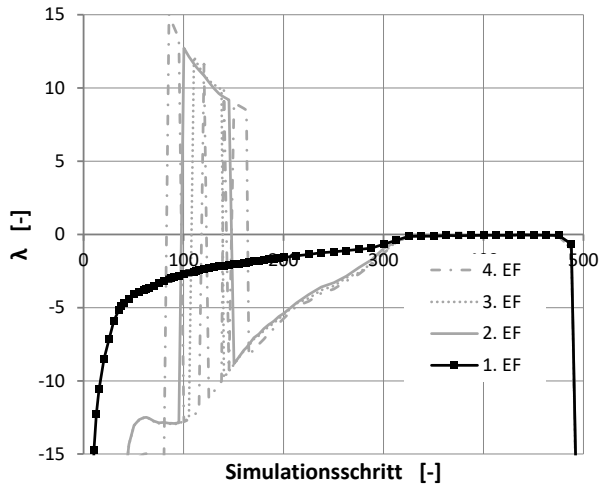


Abbildung 7.26: Eigenwert-Verläufe der Platine L2000/B200/t2 (mit 1. Eigenformen ausschließlich ohne eine Affinität zum charakteristischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster)

Dahingegen ergibt sich bei der Platinen-Konfiguration B400/t3, bei welcher bei expliziter und impliziter Umformsimulation kein »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster auftritt, trotzdem ein Verlauf des 1. Eigenwertes, wie er auch bei der Konfiguration B400/t2 (mit Beulmuster) vorliegt, siehe Abbildung 7.27. Dementsprechend ist in Abbildung 7.27 eine Unterteilung des Eigenwert-Verlaufes in die Bereiche A, B, C und D analog zur Abbildung 7.24 möglich. In den jeweiligen Bereichen des Eigenwert-Diagramms treten analog die in Abbildung 7.25 definierten Eigenform-Typen auf, obwohl die explizite und die implizite Umformsimulation für diese Konfiguration B400/t3 ein Ergebnis ohne Beulmuster liefert.

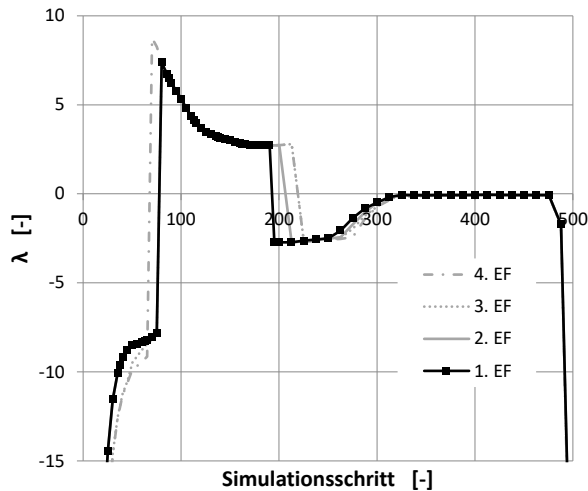


Abbildung 7.27: Eigenwert-Verläufe der Platinenkonfiguration L2000/B400/t3

Für die Platinenbreite $B = 400$ mm wird daher im Folgenden der Verlauf des Eigenwertes in Abhängigkeit der Blechdicke im Detail untersucht. Hierzu wird bei fester Platinenbreite $B = 400$ mm die Blechdicke ausgehend von $t = 3$ mm nochmals erhöht, um somit dem Eintreten von Beulen während der Umformung, d. h. im Rahmen der »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse«, entgegenzuwirken.

Bei dieser Untersuchung mit Variation der Blechdicke t zeigt sich, dass der Wechsel des Verlaufs vom Eigenwert λ_1 und auch entsprechend der Art der Eigenformen, zwischen $t = 4,0$ mm und $t = 4,1$ mm stattfindet, d. h. ab dieser Blechdicke keine 1. Eigenformen mehr auftreten, welche dem typischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster affin sind. Gegensätzlich tritt allerdings bei expliziter und impliziter Umformsimulation mit der Platinenkonfiguration L2000/B400 bereits ab einer Blechdicke im Bereich zwischen 2,5 mm und 3 mm kein Beulmuster mehr ein, vgl. Abbildung 7.2. Bei der Detektion des Auftretens des »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters liegt somit für die betrachtete Konfiguration L2000/B400 eine deutliche Diskrepanz hinsichtlich der kritischen Blechdicke zwischen der expliziten / impliziten Umformsimulation und der »LBA« vor.

Aufgrund des verwendeten Elementtyps mit reduzierter Integration (in Kombination mit dem Hourglass-Algorithmus), und wegen der in Abschnitt 7.2.3 erörterten Anwendungsgrenzen, sind die aufgeführten Ergebnisse der »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse« kaum nutzbar, wenige Deutungen (wie z.B. die Affinität der Eigenformen im Bereich B zum typischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster) sind stark eingeschränkt möglich.

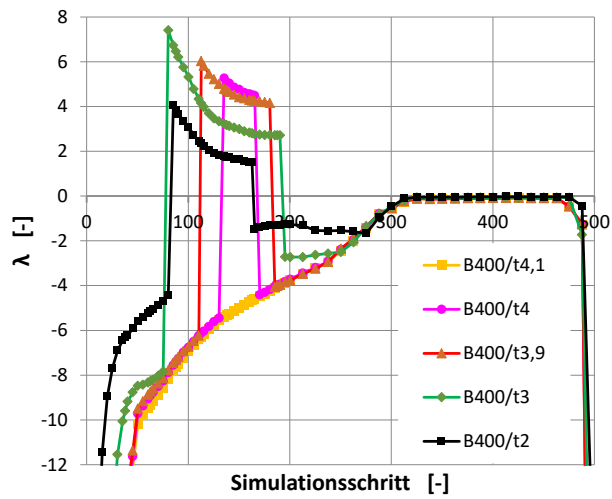
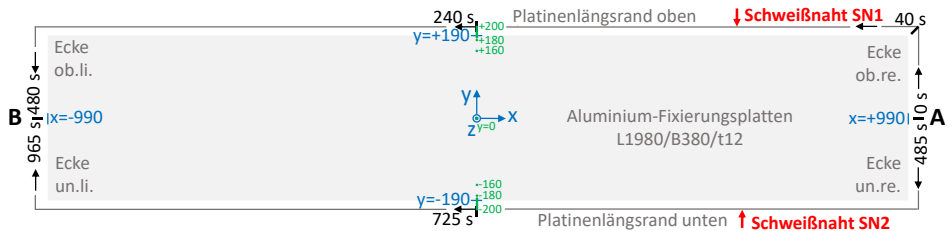


Abbildung 7.28: Vergleich der Verläufe des 1. Eigenwertes von Platinenkonfiguration L2000/B400 bei Variation der Blechdicke t

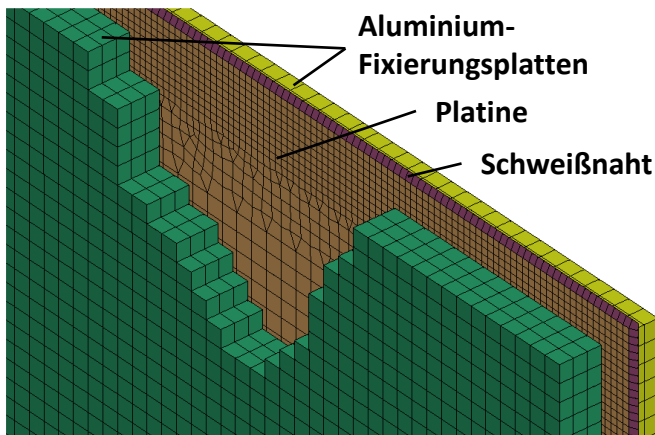
7.3 Simulationsergebnisse unter Berücksichtigung des Fertigungsschrittes Schweißen

7.3.1 Transiente Simulation des Fertigungsschrittes Schweißen

Mit der in vorherigen Abschnitten betrachteten Platine $L=2000\text{mm}$ / $B=400\text{mm}$ / $t=2\text{mm}$ wird unter Verwendung der Vernetzungskonfiguration 1d (siehe Abbildung 7.5) eine thermo-strukturmechanischen Schweißsimulation exemplarisch durchgeführt, welche das Schweißen der umlaufenden Platinenränder abbildet. Das FE-Modell ist in Abbildung 7.29 dargestellt. Die Verwendung der Vernetzungskonfiguration 1d ermöglicht, vor allem bei der impliziten Schweißsimulation, bei welcher die Anzahl der Elemente hinsichtlich der Berechnungsdauer von entscheidender Relevanz ist, eine wirtschaftliche Simulation.



(a) Ansichtsskizze der doppellagigen Platine L2000/B400/t2 mit Aluminium-Fixierungsplatten



(b) Detaillausschnitt des FEM-Modells an der Ecke oben rechts (ob.re.) mit angeschnittener Aluminiumplatte zur Veranschaulichung der Vernetzung der Platine am Schweißnahttrand und der WEZ

Abbildung 7.29: FE-Modell der thermo-strukturmechanischen Schweißsimulation mit Platine L2000/B400/t2

Die Fixierung der beiden Platinen während des Schweißvorgangs erfolgt hier beispielhaft durch Aluminiumplatten (mit 12 mm Dicke), wobei von der Platine ein 10 mm breiter Randstreifen aus den Aluminiumplatten umlaufend übersteht, vgl. Abbildung 7.29. Die Aluminiumplatten werden vereinfachend als Starrkörper modelliert und werden in der Dickenrichtung mit 3 Volumenelementen (5 mm x 5 mm x 4 mm) uniform vernetzt. Über eine thermische Kontaktbedingung wird die Wärmeübertragung zwischen den beiden einzelnen Platinen untereinander sowie zwischen jeder Platine und der ihr zugewandten Aluminiumplatte abgebildet.

Die Schweißung erfolgt in zwei Durchgängen: Ausgehend vom Startpunkt A wird zuerst die Schweißnaht SN1 über die *Ecke ob.re.* und *ob.li.* bis zum Endpunkt B geschweißt. Nach einer Pause von 5 s folgt die Ausführung der Schweißnaht SN2 vom Startpunkt A über die *Ecke un.re.* und *un.li.* bis zum Endpunkt B auf der gegenüberliegenden Seite. Die Schweißgeschwindigkeit beträgt hier beispielhaft 5 mm/s und für ausgewählte Punkte ist die entsprechende Prozesszeit in Abbildung 7.29 (a) eingetragen. Die Anfangstemperatur der doppellagigen Platine und der Aluminium-Fixierungsplatten beträgt $20\text{ °C} \triangleq 293,1\text{ K}$. Das Führen des Brenners um die 90°-Ecken ist bei der vorliegenden Modellbildung über die »DynaWeld« - Wärmequelle »TSLE« problemlos möglich. Für das Fügen der Platine in der Praxis ist selbstverständlich eine Abrundung an den Ecken sinnvoll.

Der Schweißvorgang endet bei den betrachtenden Platinen nach 965 s. Danach findet der Abkühlvorgang bei weiterhin aktivem mechanischem und thermischem Kontakt mit den Aluminiumplatten statt, welcher ca. 3 min nach Ende der Schweißung, d. h. bei einer Gesamtzeit von 1130 s deaktiviert wird.

Thermo-strukturmechanische Schweißsimulationen sind dadurch gekennzeichnet, dass sich aufgrund der zahlreich vorhandenen Parameter und Einflussgrößen, in der Regel eine immense Anzahl an möglichen Modellkonfigurationen ergeben. Beim Schweißen der hier vorliegenden Verbindungs- und Dichtnaht existieren variable Kenngrößen aus dem realen Schweißprozess (u. a. Schweißgeschwindigkeit, Stromstärke, Spannung und Wirkungsgrad), weiterhin geometrische Variationsgrößen aus dem Schweißaufbau (u. a. Höhenposition des Schweißbrenners oder Ausführung bzw. Werkstoff der Fixierung) sowie zahlreiche Simulationsparameter (wie z. B. Zeitschrittweite, Art und Form sowie Position der Ersatzwärmequelle).

Ziel dieses Abschnittes ist, zu zeigen, dass mit der vorliegenden FEM-Schweißsimulation die beim Schweißen der doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine auftretenden wesentlichen Effekte abgebildet werden können. Hierzu werden stellvertretend die in der Tabelle 7.2 aufgeführten Simulationsvarianten betrachtet und auszugsweise vorgestellt.

Die Gesamt-Berechnungszeit für die Variante »v1« bis »v0« mit Aluminium-Fixierungsplatten liegt im Bereich von ca. 92 Stunden (bei Einsatz eines etwas älteren Windows-64 bit-PC mit Prozessor i7-2600 - 3,4 GHz und 32 GB RAM und Nutzung 1 CPU), wobei für die thermische Lösung ca. 48 Stunden und für die mechanische Lösung ca. 44 Stunden benötigt werden. Für die Datenspeicherung werden für die Varianten mit Aluminiumplatten ca. 300 GB Speicherplatz je vollständiger Simulation benötigt.

Tabelle 7.2: Spitzentemperatur in °C in der Schweißnahtzone in Abhängigkeit vom Abstand der Ersatzwärmequelle von der Randknotenreihe (zur Halbzeit der Schweißung von SN1, d. h. $t = 240$ s)

Simulationsvarianten [Abstand der Ersatzwärmequelle von der Randknotenreihe]	Spitzentemperatur in °C
Variante »v1« [1 mm]	1335
Variante »v0.75« [0,75 mm]	1550
Variante »v0.5« [0,50 mm]	1740
Variante »v0.25« [0,25 mm]	1862
Variante »v0« [0 mm]	1920
Variante »v0.5-oA« [0,50 mm] (ohne Aluminiumplatten)	1740
Variante »v0.5*« [0,50 mm] (erhöhte thermische Kontaktleitfähigkeit)	1740

Bei allen Simulationsvarianten ist die gewählte Wärmeeinbringung Q nach Formel 6.2 identisch und ist auf Basis von für diesen Blechdickenbereich üblichen Prozessparametern gewählt. Weiterhin sind die Parameter für die Beschreibung der räumlichen Ausprägung der Ersatzwärmequelle »TSLE« bei allen Varianten gleich und orientieren sich an den Empfehlungen in [117]. Die in der Tabelle 7.2 aufgeführte Maximaltemperatur wurde zur Halbzeit der Schweißnaht SN1 (Simulationszeitpunkt 240 s) ausgewertet, d. h. die Ersatzwärmequelle befindet sich in der Mitte der Platinenlängsrichtung, vgl. Abbildung 7.29 (a).

Die Ersatzwärmequelle besitzt in Bezug auf die Randknotenreihe einen Abstand von 1 mm, 0,75 mm, 0,50 mm, 0,25 mm bzw. bei Variante »v0« keinen Abstand. Die Erhöhung der Temperatur in der Schweißzone von Variante »v1« nach Variante »v0« wird durch die Höhenposition der Ersatzwärmequelle bezogen auf die Randknotenreihe verursacht.

Aus der Simulation ergibt sich im Bereich der Schweißnahtzone die von der Höhenposition der Ersatzwärmequelle abhängige Knoten-Maximaltemperatur. Bei Variante »v1« ist die Ersatzwärmequelle zu weit von der Schweißzone entfernt, weswegen sich die Maximaltemperatur mit 1335 °C in der Schweißzone unterhalb der Schmelztemperatur für nichtrostenden Stahl (≈ 1.450 °C) befindet. Es ist daher davon auszugehen, dass bei Variante »v1« keine Konfiguration vorliegt, um eine für das »Die-Less-Hydroforming« geeignete Füge- und Dichtnaht auszubilden. Bei Variante »v0.75« wird mit $T = 1550$ °C der Bereich der Schmelztemperatur für nichtrostenden Stahl erreicht. Je geringer im FEM-Modell der Abstand der Ersatzwärmequelle von der Randknotenreihe ist, desto größer wird die Wärmeeinbringung, und somit die Temperatur in der Schweißnahtzone, vgl. Tabelle 7.2.

Bei Variante »v0.5-oA« wird der Schweißvorgang ohne die Aluminium-Fixierungsplatten simuliert, was aus fertigungstechnischer Sicht eher ungünstig ist, und als akademisches Beispiel dienen soll. Bei Variante »v0.5*« wurde die thermische Kontaktleitfähigkeit zwischen den »Die-Less-Hydroforming«-Platinen und den Aluminium-Fixierungsplatten gegenüber Variante »v0.5« um den Faktor 5 erhöht, was im praktischen Schweißprozess einer stärkeren Pressung der Platinen zwischen den Aluminium-Fixierungsplatten gleichkommen würde. Bei diesen drei Varianten »v0.5«, »v0.5-oA« und »v0.5*« resultieren dennoch nahezu die identischen Maximaltemperaturen in der Schweißnahtzone, welche sich nur um wenige Hundertstel geringfügig unterscheiden. Begründet ist dies damit, dass die Spitzentemperatur beim Schweißen, aufgrund der sehr lokal konzentrierten Wärmeeinbringung und der vorliegenden Schweißkonfiguration mit dem umlaufend 10 mm überstehenden Platinenrandstreifen, sowie durch das Weglassen der Aluminiumplatten bzw. durch das Ändern der thermischen Kontaktleitfähigkeit, kaum beeinflusst wird.

In der Fertigungspraxis stellt die schweißtechnische Modellierung der Füge- und Dichtnaht die wesentliche Herausforderung dar: Einerseits verursachen zu hohe Temperaturen des Schmelzbades aufgrund dessen Viskosität ein Weglaufen des Nahtvolumens, wodurch die räumliche Ausbildung einer geeigneten Stirrnaht ggf. verhindert wird. Auf der anderen Seite können zu geringe Temperaturen, die ein eher teigiges Schmelzbad erzeugen, zwar zu einer visuell geeigneten Stirrnaht führen, deren Eigenschaften aber eventuell für eine ausreichend duktile Verbindung der beiden Platinen während des Umformprozesses nicht ausreichen.

Bei Annahme einer WIG-Schweißung ohne Zusatzwerkstoff, dem bei der Fertigung einer doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen gängigste Verfahren, ist der Abstand der Wolfram-Schweißelektrode von der Stirnfläche des umlaufenden Platinenrandes auch einer der zentralen Steuerungsparameter des Schweißprozesses in der Praxis. Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die reale Höhenposition der Elektrode beim

Schweißen und die Höhenposition der Ersatzwärmequelle im Zuge der Modellbildung in der FEM-Simulation nicht direkt vergleichbar sind. Aufgrund der beim WIG-Schweißen vorhandenen steil fallenden Kennlinie der Stromquelle verursacht beim realen Schweißen die Erhöhung des Abstandes der Wolframelektrode von der Schweißnaht eine Erhöhung der Lichtbogenspannung U bei nahezu gleichbleibender Schweißstromstärke I , die dann zu einer Erhöhung der Wärmeeinbringung Q führt, vgl. Formel 6.2. Gleichzeitig beeinflusst der Abstand der Wolframelektrode von der Schweißnaht den Wirkungsgrad η , welcher ebenso in Formel 6.2 eingeht, sowie weiterhin die räumliche Ausprägung des Lichtbogens selbst, welcher insbesondere in der praktischen Schweißung der speziellen Füge- und Dichtnaht als Steuerungsparameter relevant ist. Ferner kann der Abschmelzvorgang des Blechs am Platinenrand nicht in der thermo-strukturmechanischen Schweißsimulation abgebildet werden.

Der beschriebene Sachverhalt zeigt, inwiefern praktische Schweißung und deren Einflussgrößen im Rahmen der FEM-Modellbildung in die Simulation überführt werden müssen. Im Rahmen der Modellbildung der vorliegenden Simulation wird wie oben beschrieben die Intensität der Wärmeeinbringung Q beim Schweißen, und somit die Temperatur, durch den Abstand der Ersatzwärmequelle zur Randknotenreihe gesteuert.

In Abbildung 7.30 sind beispielhaft für die Variante »v0« und »v0.5« die Temperaturverläufe ausgewählter Knoten ausgehend von der Schweißnaht am oberen Platinenrand ($y = +200$) in Richtung der Platinenmitte ($y = 0$) in Mitte der Platinenlängsrichtung ($x = 0$) dargestellt. An dieser Position ist die Halbzeit der Schweißung von SN1, d. h. der Simulationszeitpunkt $t = 240$ s. In beiden Diagrammen ist der für das Schweißen generell typische, sehr rasante Temperaturanstieg erkennbar, der hier im Maximum, d. h. im Bereich der Füge- und Dichtnaht, ca. 1900 K bzw. ca. 1720 K innerhalb eines Zeitraumes von ungefähr 3 s beträgt. Die Knoten, welche weiter entfernt vom lokalen Wärmeintrag durch die Schweißelektrode bzw. Ersatzwärmequelle liegen, weisen eine deutlich geringere Temperatur vor, deren Anstieg mit größer werdendem Abstand von der Schweißnaht auch zeitversetzt und flacher erfolgt. Dies ist spezifisch für das Schweißen der Füge- und Dichtnaht aufgrund deren kleinem Schweißnahtvolumen. An der Position ($y = +160$), d. h. 40 mm vom lokalen Schmelzbad entfernt, ist die Erwärmung nur noch gering. Die Platinenmitte ($y = 0$) ist hier so weit von der Schweißnaht entfernt, dass keine nennenswerte Erwärmung stattfindet, vgl. Abbildung 7.30 sowie für »v0.5« auch Tabelle 7.3.

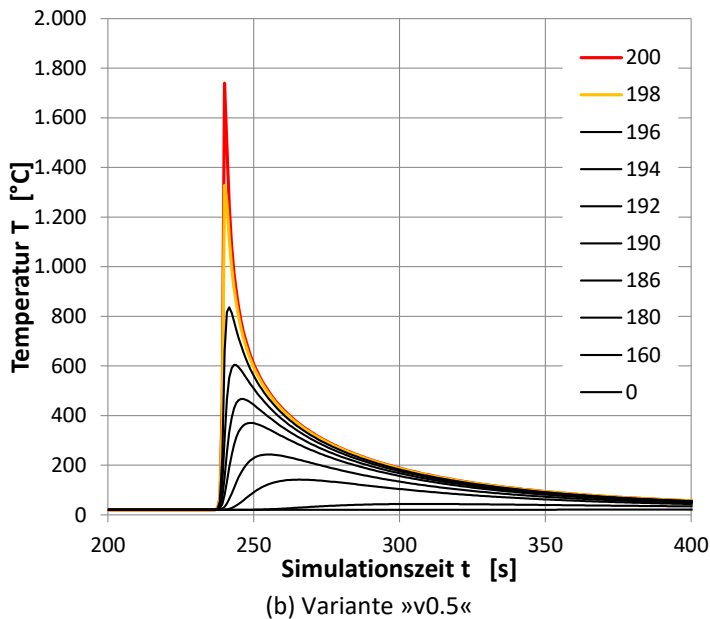
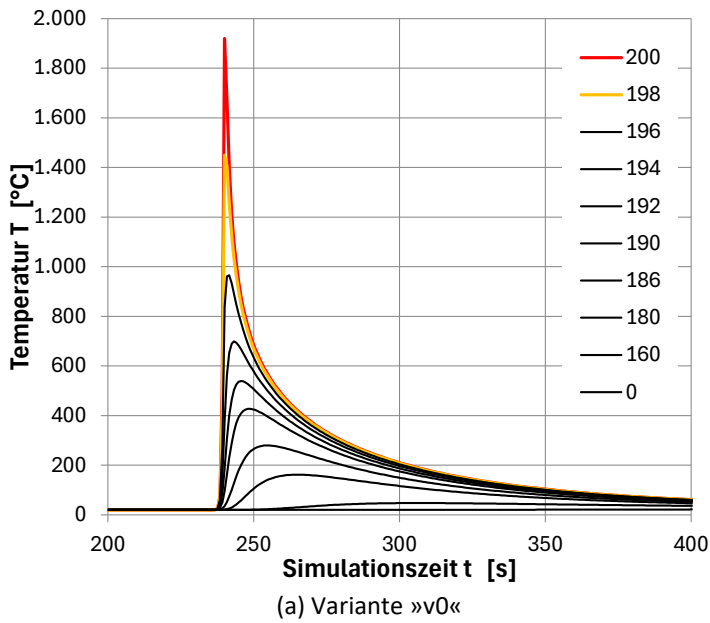


Abbildung 7.30: Temperaturverläufe in °C am Platinenlängsrand oben ausgehend von der Schweißnaht ($y=200$) in Richtung Platinenmitte ($y=0$) bei den Varianten »v0« und »v0.5« in der Mitte der Platinenlängsrichtung ($x=0$)

In Abbildung 7.31 bzw. Abbildung 7.32 ist für die Simulationsvariante »v0« bzw. »v0.5« jeweils die Temperaturverteilung (in K) im Bereich des Platinenrandes oben, d. h. an der Schweißzone und der WEZ, dargestellt. Es ist der Zeitpunkt Halbzeit von SN1 ($t = 240$ s) dargestellt. Die Aluminium-Fixierungsplatten sind ausgeblendet, ihre Oberkante ist durch die graue Linie visualisiert. Der aus dem Temperaturprofil ableitbare Schmelzbadbereich, d. h. das hellrote bis dunkelrote Areal in Abbildung 7.31 bzw. Abbildung 7.32, korrespondiert mit der aufgeschmolzenen Fügezone einer typischen Stirnnaht mit einer Schweißnahtdicke $s \approx$ Blechdicke t , vgl. exemplarischen Makroschliff in Abbildung 2.22.

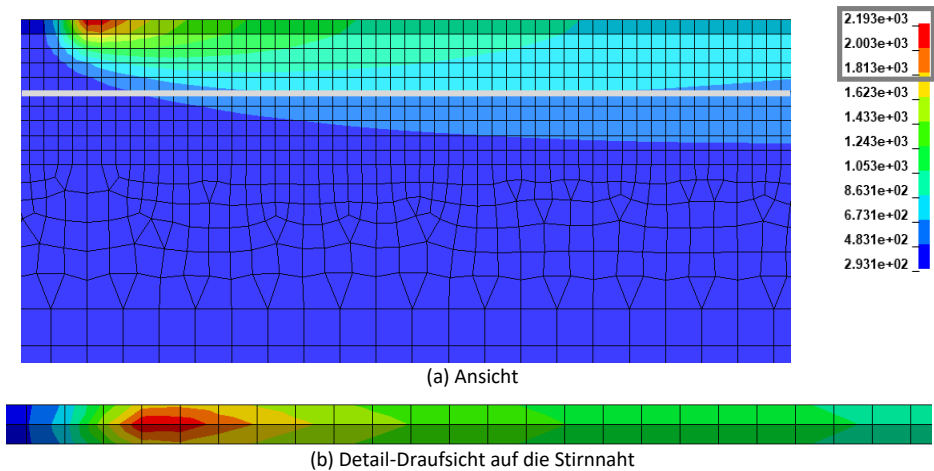


Abbildung 7.31: Temperaturprofil in K am Platinenrand beim Schweißen von Naht SN1 für die Variante »v0«

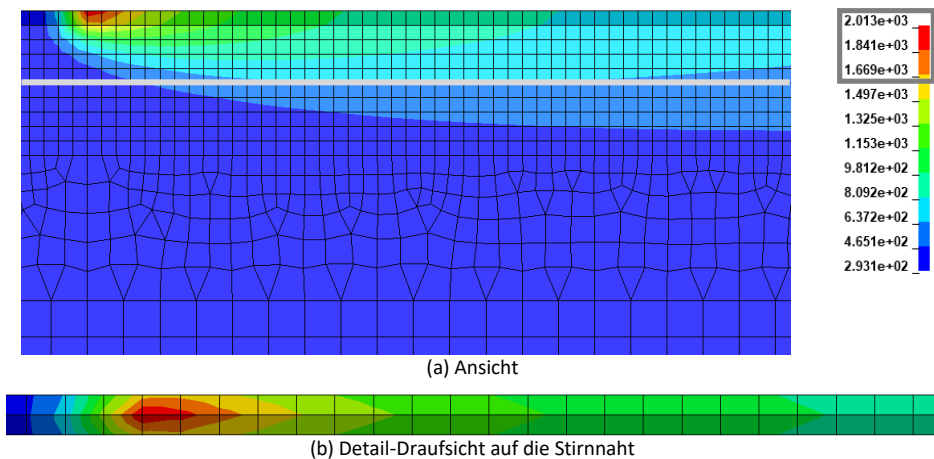


Abbildung 7.32: Temperaturprofil in K am Platinenrand beim Schweißen von Naht SN1 für die Variante »v0.5«

Bei allen in Tabelle 7.2 aufgeführten Varianten wird der Schweißvorgang jeweils mit einer Zeitschrittweite von $\Delta t = 0,8$ s simuliert, was bei der gewählten Schweißgeschwindigkeit von 5 mm/s einer Schrittlänge von 4 mm, und somit bei der vorliegenden Vernetzung der doppelten Elementkantenlänge entspricht. Zum Vergleich wird Variante »v0.5#« mit einer reduzierten Zeitschrittweite von $\Delta t = 0,4$ s, die der einfachen Elementkantenlänge entspricht, simuliert.

Die beiden Varianten »v0.5« (mit $\Delta t = 0,8$ s) und »v0.5#« (mit $\Delta t = 0,4$ s) werden in Form des Temperaturverlaufs in Abbildung 7.33 gegenübergestellt, wobei die Kurven in blauer Strichlinie jeweils die Simulation mit Schrittweite $\Delta t = 0,4$ s darstellen. Aus dem Diagramm ist ersichtlich, dass die Temperaturverläufe der beiden Varianten »v0.5« (mit $\Delta t = 0,8$ s) und »v0.5#« (mit $\Delta t = 0,4$ s) sehr gut übereinstimmen.

Zusätzlich werden diskrete Knoten-Temperaturen bei Halbzeit der Schweißung von SN1 in Tabelle 7.3 aufgeführt. Es wird in Mitte der Platinenlängsrichtung ($x = 0$) ein Querschnitt durch den Schweißaufbau, d. h. in z-Richtung, ausgehend von der Außenseite der *Aluminiumplatte oben*, über die *Platine oben* und die *Platine unten*, bis zur Außenseite der *Aluminiumplatte unten*, betrachtet. Die Knoten-Temperaturen werden entsprechend Abbildung 7.33, ausgehend vom Platinenlängsrand oben ($y = 200$) bis zur Platinenmitte ($y = 0$), angegeben. Der Auswertung erfolgt dabei zum Zeitpunkt des Auftretens der Maximaltemperatur im Bereich des äußeren Randknotens ($x = 0, y = 200, z = 0$), d. h. für die Variante »v0.5« (mit $\Delta t = 0,8$ s) zum Simulationszeitpunkt $t = 240,0$ s und für die Variante »v0.5#« (mit $\Delta t = 0,4$ s) zum Simulationszeitpunkt $t = 240,4$ s.

Erwartungsgemäß besitzt die Größe der Berechnungszeitschrittweite Δt , wie bei thermostrukturmechanischen Schweißsimulationen üblich, einen Einfluss auf die Temperatur-Maxima im Bereich der Schweißnaht. Bei einer Zeitschrittweite von $\Delta t = 0,8$ s beträgt die Maximaltemperatur im Bereich der Schweißnaht 1740 °C, während diese 1744 °C bei der Schrittweite von $\Delta t = 0,4$ s ist. An der Position $y=198$, welche im Simulationsmodell den unteren Abschluss der Schweißnahtzone darstellt, beträgt die Temperatur 1328 °C (bei $\Delta t = 0,8$ s) bzw. 1393 °C (bei $\Delta t = 0,4$ s), d. h. es liegt ein Unterschied <5 % vor. Somit liegt bei beiden Varianten »v0.5« ($\Delta t = 0,8$ s) und »v0.5#« ($\Delta t = 0,4$ s) bei Berücksichtigung der, im Rahmen der Modellbildung, angenommenen Größe der Schweißnahtzone zwischen der Position $y = 200$ und $y = 198$ ein für die Schmelzzone bzw. Schmelzlinie realistischer Temperaturbereich vor. Aus Tabelle 7.3 ist ersichtlich, dass auch für die weiteren Knoten-Temperaturen der Platine, welche in der WEZ oder weiter in Richtung Mitte der Platine liegen, zwischen beiden Varianten »v0.5« und »v0.5#« jeweils nur geringfügige und annehmbare Abweichungen vorliegen. Dasselbe gilt für die Knoten-Temperaturen der Aluminium-Fixierungsplatten. Folglich wird daher eine Berechnungszeitschrittweite von

$\Delta t = 0,8 \text{ s}$ als geeignet und ausreichend bewertet. Dies ist auch unter dem Aspekt der Wirtschaftlichkeit der Simulation sinnvoll, da die Zeitschrittweite von $\Delta t = 0,4 \text{ s}$ nochmals eine Erhöhung der CPU-Rechenzeit und des erforderlichen HDD-Speicherplatzes bedingt.

Die Symmetrie des Schweißaufbaus und des Schweißvorgangs bezogen auf die x-y-Ebene, vgl. Abbildung 7.29, zeigt sich bei beiden Varianten »v0.5« und »v0.5#« entsprechend in den nahezu identischen Knoten-Temperaturen an jeweils sich gegenüberliegenden Positionen. Dies gilt sowohl für die beiden Platinen selbst, sowie wie bei den Aluminium-Fixierungsplatten, vgl. Tabelle 7.3, in welcher die Doppellinie die Symmetrieachse des Schweißaufbaus symbolisiert. Der zum Teil vorhandene, aber geringfügige Temperatur-Unterschied ($< 1\%$) zwischen symmetrisch liegenden Knoten resultiert aus dem Modellierungsansatz, wie z. B. der aus numerischer Sicht sehr sensitiven Ausrichtung der Ersatzwärmequelle durch die Resultierende der beiden Elementnormalen der Rand-Elementreihe, welche im Rahmen des Modellierungsansatzes die Schweißnaht bilden, vgl. Abbildung 6.1 (a).

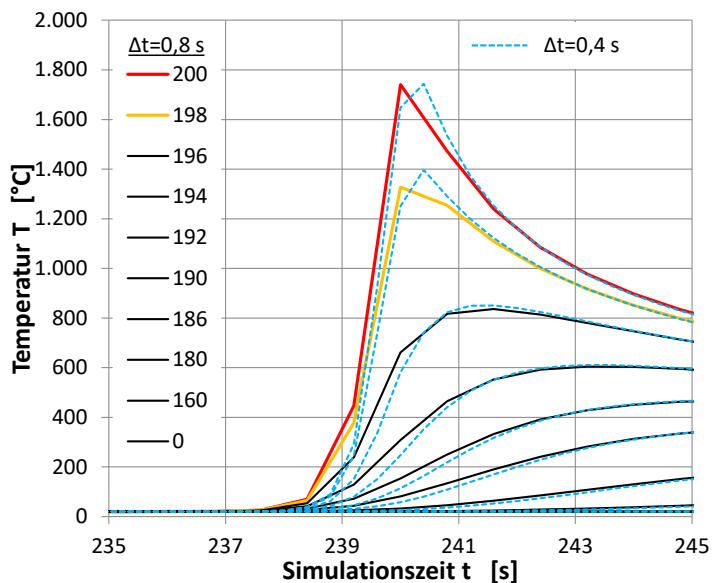


Abbildung 7.33: Temperaturverläufe bei den hinsichtlich der Schweißkonfiguration gleichen Varianten »v0.5« und »v0.5#« mit unterschiedlich großen Berechnungsschritten $\Delta t = 0,8 \text{ s}$ bzw. $\Delta t = 0,4 \text{ s}$

Tabelle 7.3: Vergleich der Knoten-Temperaturen in °C für Variante »v0.5« und »v0.5#« bei Halbzeit der Schweißung von SN1, d. h. in der Mitte der Platinenlängsrichtung, Position x = 0

y-Achse → a)	200	198	196	194	192	190	186 ^{b)}	180	160	140	0
z-Achse ↓	Variante »v0.5« Berechnungszeitschrittweite $\Delta t = 0,8$ s zum Zeitpunkt t = 240,0 s										
Alu oben (außen)	-	-	-	-	-	20,6	20,5	20,5	20,3	20,1	20,0
Alu oben (innen)	-	-	-	-	-	20,8	20,6	20,5	20,3	20,1	20,0
Platine oben	1740	1328	661,6	308,1	153,2	80,8	32,6	21,1	20,0	20,0	20,0
Platine unten	1740	1329	663,7	309,5	153,9	81,1	32,7	21,1	20,0	20,0	20,0
Alu unten (innen)	-	-	-	-	-	20,8	20,6	20,5	20,4	20,1	20,0
Alu unten (außen)	-	-	-	-	-	20,6	20,5	20,5	20,3	20,1	20,0
z-Achse ↓	Variante »v0.5#« Berechnungszeitschrittweite $\Delta t = 0,4$ s zum Zeitpunkt t = 240,4 s										
Alu oben (außen)	-	-	-	-	-	20,5	20,5	20,5	20,2	20,1	20,0
Alu oben (innen)	-	-	-	-	-	20,7	20,6	20,5	20,2	20,1	20,0
Platine oben	1744	1397	742,0	351,4	163,6	80,6	30,4	20,7	20,0	20,0	20,0
Platine unten	1744	1393	741,2	352,1	164,4	80,9	30,5	20,7	20,0	20,0	20,0
Alu unten (innen)	-	-	-	-	-	20,7	20,6	20,5	20,2	20,1	20,0
Alu unten (außen)	-	-	-	-	-	20,5	20,5	20,5	20,2	20,1	20,0
Bemerkungen:											
a) Platinenquerrichtung, ausgehend von der Schweißnaht (y = 200) in Richtung der Platinenmitte (y = 0)											
b) y = 185 bei den Aluminium-Fixierungsplatten aufgrund Vernetzung 5 mm x 5 mm x 4 mm Volumenelementen											

Exemplarisch wird als weitere lokale Schweißposition die Halbzeit von Schweißung SN2 ($t = 725$ s) analysiert, welche in der Platine gegenüber von der vorne erläuterten Schweißposition Halbzeit von Schweißung SN1 ($t = 240$ s) liegt, vgl. Abbildung 7.29. Für die nachfolgenden Erläuterungen wird stellvertretend Simulationsvariante »v0« herangezogen.

In Abbildung 7.34 ist der Temperaturverlauf an der Position bei Halbzeit von Schweißung SN2 wieder in Form von Knoten-Temperaturen ausgehend vom Platinenlängsrand unten ($y = -200$) bis zur Platinenmitte ($y = 0$) angegeben. Erkennbar ist, dass die Temperaturverläufe vom unteren Platinenlängsrand ($y = -200$) bis zur Mitte ($y = 0$) mit den Temperaturverläufen an der gegenüberliegenden Position vom oberen Platinenlängsrand ($y = 200$) bis zur Mitte ($y = 0$), siehe Abbildung 7.30 (a), erwartungsgemäß aufgrund der lokalen Einbringung der Wärmeenergie nahezu übereinstimmen. Die am unteren Platinenlängsrand geringfügig um ca. 0,5 K höhere Spitzentemperatur ist durch die fortgeschrittene Gesamtprozesszeit und der damit bereits erfolgten Gesamterwärmung der Platinen begründet. Somit zeigen Abbildung 7.30 (a) und Abbildung 7.34 stellvertretend die Temperaturverteilung von Simulationsvariante »v0« im Platinenrandbereich bis zur Platinenmitte, ausgenommen hiervon sind die Bereiche an den vier Ecken der Platine, an welchen aufgrund von Wärmestauungseffekten abweichende Temperaturverläufe vorliegen.

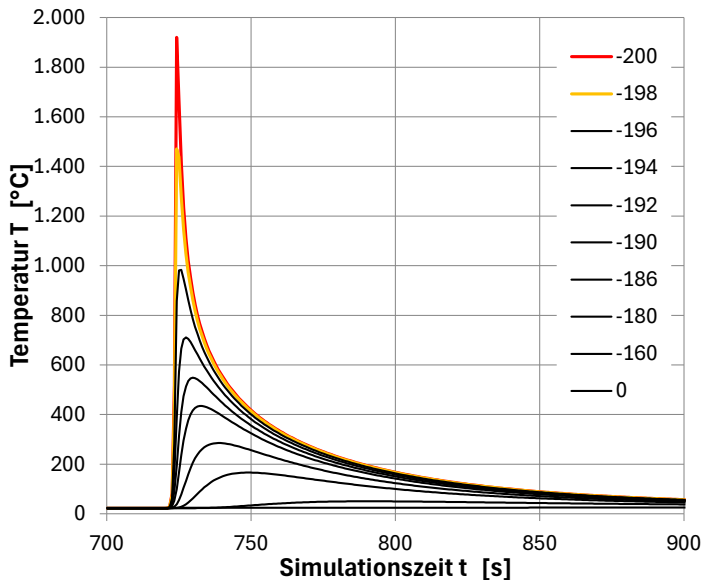


Abbildung 7.34: Temperaturverläufe in °C am unteren Platinenlängsrand ausgehend von der Schweißnaht ($y = -200$) in Richtung Platinenmitte ($y = 0$) bei der Variante »v0« in der Mitte der Platinenlängsrichtung ($x = 0$)

Ergänzend wird nochmals für Variante »v0« die Schweißposition zur Halbzeit von SN1 ($t = 240$ s) am Platinenlängsrand oben aus Abbildung 7.30 (a) betrachtet. Der lokale und sehr starke Temperaturanstieg zum Zeitpunkt der Schweißung an dieser Stelle kann, für die Knoten ($y = 200$) und ($y = 198$), die direkt in der Schweißnaht liegen, sowie für die Knoten der WEZ ($y = 196$) bis ($y = 160$), vollständig aus der Abbildung 7.30 (a) entnommen werden. In Abbildung 7.35 wird der Temperaturverlauf der Knoten ausgehend vom Platinenlängsrand oben ($y = 200$) bis zur Platinenmitte ($y = 0$) für ein erweitertes Zeitfenster, welches auch die Schweißung von SN2 und die Abkühlung nach Ende der Schweißung von SN2 beinhaltet, betrachtet. Die Ordinate wird auf einen Temperaturbereich von 20°C bis $38,5^{\circ}\text{C}$ begrenzt. Zu erkennen ist, dass an der Position (0), d. h. in Platinenmitte (bei $x = 0$ und $y = 0$), und somit vom oberen sowie unteren Platinenlängsrand am weitesteten entfernten Abstand, lediglich ein sehr kleiner, zeitversetzter Temperaturanstieg um jeweils ca. $\Delta T = 3$ K aus den Schweißungen an den beiden Platinenlängsrändern resultiert. Die Knoten des oberen Platinenlängsrandes haben zum unteren Platinenlängsrand einen Abstand von 400 mm, wodurch erwartungsgemäß die Schweißung am einen Platinenlängsrand keinen erheblichen Einfluss auf den Temperaturverlauf am anderen, gegenüberliegenden Platinenlängsrand hat, vgl. Abbildung 7.35.

Weiterhin ist in Abbildung 7.35 exemplarisch der Temperaturverlauf auf der Innenseite der Aluminiumplatte, zum einen für die Position am oberen Rand (Alu $y = +190$) und zum anderen für die Position am unteren Rand (Alu $y = -190$) sowie in deren Mitte (Alu $y = 0$) eingetragen. Die Schweißung zur Halbzeit von SN1 bzw. von Halbzeit SN2 spiegelt sich entsprechend im Temperaturverlauf der diesen Schweißpositionen jeweils benachbarten Stellen in den Aluminiumplatten (Alu $y = +190$) bzw. (Alu $y = -190$) wider. Hierbei erwärmt sich die Stelle (Alu $y = +190$) von nahezu Raumtemperatur 20°C auf ca. $35,2^{\circ}\text{C}$ bzw. die Stelle (Alu $y = -190$) von, aufgrund der bereits fortgeschrittenen Gesamterwärmung der Aluminiumplatten bereits erreichten, $22,5^{\circ}\text{C}$ auf ca. $38,3^{\circ}\text{C}$. An der Stelle (Alu $y = 0$) ist der Temperaturverlauf nahezu synchron zu entsprechenden Knotenposition der Platine, wobei die Aluminiumplatte ab $t \approx 270$ s eine geringfügig höhere Temperatur aufweist.

Nach der Schweißung SN2, und somit nach Ende des gesamten Schweißprozesses (965 s), kommt es bei den Knoten am oberen Platinenlängsrand zu einem erneuten, wen auch geringfügigen Temperaturanstieg von ca. $\Delta T = 1$ K. Dies ist zum einen darin begründet, dass in der Platine (sowie auch in den Aluminium-Fixierungsplatten) mit der fortlaufenden transienten Simulation weiterhin ein Wärmestrom aus den jeweils wärmeren Bereichen in die kälteren Bereiche vorhanden ist. Dieser Effekt wird noch durch die Temperatur-Hotspots an den vier Ecken der Platine bzw. der Aluminiumplatten, siehe Abbildung 7.37, dominiert, weil dort durch die Umschweißung der Ecke der Platine geometrisch bedingt, lokal eine doppelte Wärmeeinbringung (im Vergleich zu den übrigen Bereichen des

Platinenlängsrand) vorliegt und somit höhere Temperaturen auftreten. Zum anderen haben sich die Aluminium-Fixierungsplatten während des Schweißens kontinuierlich erwärmt und ab dem Simulationszeitpunkt ≈ 815 s überschreitet die Temperatur an der Position (Alu $y = +190$) die Temperaturen der benachbarten Knotenposition der Platine. Dies führt zu einem Wärmestromrückfluss von den Aluminium-Platten in die Platine. Nach der Deaktivierung der Aluminium-Fixierungsplatten ($t = 1130$ s) beginnt die Abkühlung der doppelagigen Platine an der Luft, die sich in Abbildung 7.35 in Form eines Knickes und dem Abfallen der Temperaturverläufe der betrachteten Knoten der Platine äußert.

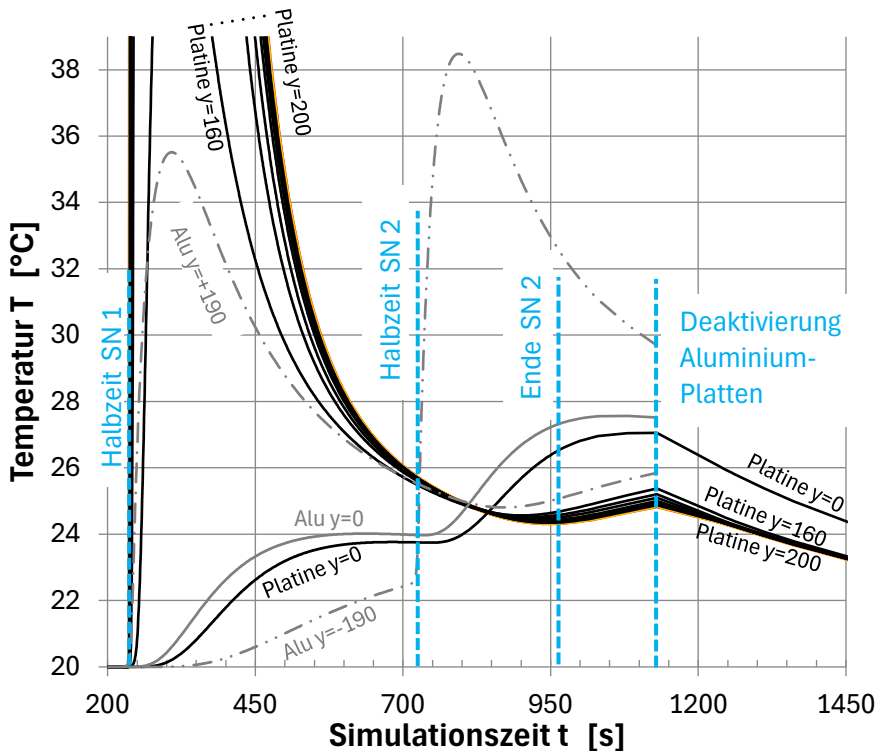


Abbildung 7.35: Erweitertes Zeitfenster der Temperaturverläufe in °C am Platinenlängsrand oben, ausgehend von der Schweißnaht ($y = 200$) in Richtung Platinenmitte ($y = 0$) bei der Variante »v0« in der Mitte der Platinenlängsrichtung ($x = 0$) sowie ausgewählte Positionen der Aluminiumplatten

Für die Platine von Variante »v0« ist die Temperaturverteilung am Ende der Schweißung sowie für verschiedene Abkühlungsstadien in Abbildung 7.36 beigefügt. Unmittelbar am Ende des Schweißvorgangs von SN2 ($t = 965$ s) beträgt im Schweißnahtbereich die Maximaltemperatur mit 1929 °C und liegt in der Größenordnung wie beim Schweißen der

beiden Platinenlängsränder, vgl. Abbildung 7.31 und Abbildung 7.34. Während bei Deaktivierung der Aluminiumplatten (bei $t = 1130$ s) die *Ecke un. li.* der Platine mit dem aufgrund der Umschweißung erhöhten Wärmeeintrag noch eine Maximaltemperatur von $107,55^\circ\text{C}$ aufweist, sind die bereits länger abkühlenden Schweißzonenbereiche, bzw. die bis dahin von den Aluminiumplatten umschlossenen Bereiche, schon deutlich erkaltet, und es liegen im Großteil der Platine Temperaturen zwischen $24,65^\circ\text{C}$ und $32,95^\circ\text{C}$ vor. Zum Zeitpunkt $t = 3861$ s, d. h. ≈ 48 min nach Ende der Schweißung, liegen in den Platinen Temperaturen zwischen $20,25^\circ\text{C}$ und $21,05^\circ\text{C}$ vor. Die Platinen haben 65 min nach Ende der Schweißung wieder nahezu die Ausgangstemperatur von 20°C erreicht, siehe Abbildung 7.36 (d).

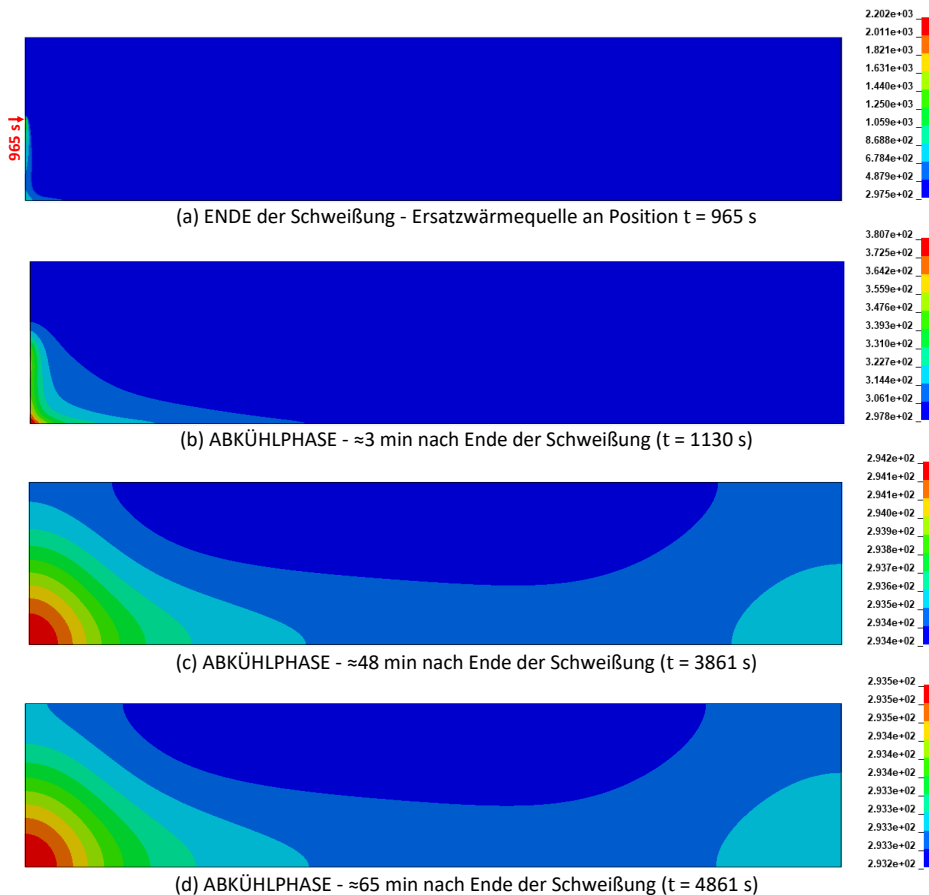


Abbildung 7.36: Temperaturverteilung (in K) in der Platine L2000/B400/t2 nach dem Ende der Schweißung und beim Abkühlen für Simulationsvariante »v0«

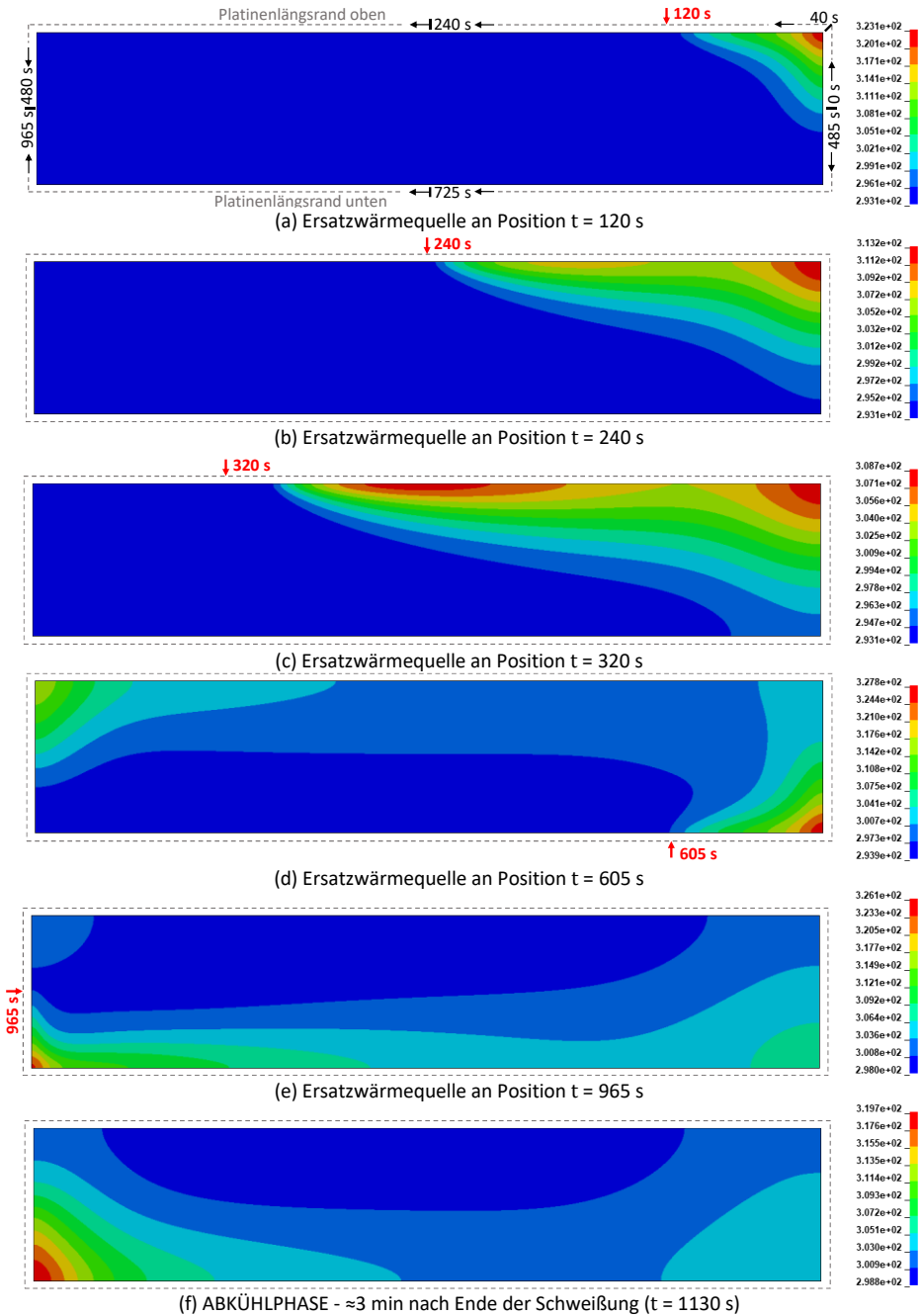


Abbildung 7.37: Temperaturverteilung (in K) in den Aluminium-Fixierungsplatten zur Platine L2000/B400/t2 bei verschiedenen Positionen der Ersatzwärmequelle für Simulationsvariante »v0«

In Abbildung 7.37 ist die Temperaturverteilung (in K) in den Aluminium-Fixierungsplatten L1980/B380/t12 der Platine L2000/B400/t2 für Simulationsvariante »v0« in Abhängigkeit der Positionen der Ersatzwärmequelle dargestellt. In Abbildung 7.37 (a) findet der Schweißvorgang der Schweißnaht SN1 statt und es wurde die *Ecke ob.re.* bereits umschweißt, wodurch aufgrund des resultierenden Wärmestaus in der Ecke der Aluminium-Fixierungsplatten dort die maximale Temperatur 49,95 °C beträgt. Nach Weiterbewegung der Ersatzwärmequelle kühlt die *Ecke ob. re.* ab und es folgt eine kontinuierliche Wärme-einbringung im Bereich der Schweißung, wobei ein Versatz zwischen der Position der Ersatzwärmequelle und den Maximaltemperaturen in den Aluminium-Fixierungsplatten vorhanden ist, vgl. Abbildung 7.37 (b) bzw. (c). Ursache für den Versatz sind zeitabhängige Effekte der Wärmeströmung, wie sie auch in Realität auftreten. In Abbildung 7.37 (d) erfolgt bereits die Schweißung von SN2, wobei der Effekt des Wärmestaus, aufgrund des konzentrierten Wärmeintrags beim Umschweißen der Ecken und die damit verbundenen höheren Temperaturwerte, demgemäß sowohl in der *Ecke ob.li.* sowie in der *Ecke un.re.*, beobachtet werden kann. Erwartungsgemäß ist zum Zeitpunkt $t = 605$ s die Temperatur in der *Ecke un.re.* höher als in der *Ecke ob.li.*, da dort der Abkühlvorgang bereits länger andauert. In Abbildung 7.37 (e) ist die Temperaturverteilung am Ende des Schweißvorgangs von SN2 dargestellt. Die Intensität der Gesamterwärmung der Aluminiumplatten ist aufgrund deren großen Volumens nur moderat. Direkt nach Ende der Schweißung zum Zeitpunkt $t = 965$ s liegen Temperaturen zwischen 24,85 °C und 52,95 °C in der Aluminiumplatte vor. Die Wärmeleitfähigkeit von Aluminiumwerkstoffen ist, abhängig von deren Legierung, im Bereich von ungefähr 150 bis 200 W/(m·K), d. h. rund um Faktor 10 größer als die des nichtrostenden Stahls mit 16 W/(m·K). Zum Zeitpunkt der Deaktivierung der Aluminiumplatten bei $t = 1130$ s hat sich die Wärme in diesen bereits homogener verteilt und die Temperatur reicht von 25,65 °C bis 46,55 °C, siehe Abbildung 7.37 (f).

Durch das für den vorliegenden Schweißprozess spezifische, lokal konzentrierte Aufschmelzen durch WIG-Schweißen ohne Zusatzwerkstoff, in Verbindung mit den großen Bauteilen, ist zum betrachteten Simulationszeitpunkt 240 s, d. h. zur Halbzeit der Schweißung von SN1, im Großteil der Platine sowie in den Aluminium-Fixierungsplatten, noch keine bzw. nur eine geringfügige Erwärmung erfolgt. Es liegt vorwiegend noch die Anfangstemperatur von 20 °C bzw. nur eine moderate Erwärmung der Platine vor. Die Temperaturverläufe in der Platine bei unterschiedlicher Farbskalierung (bezogen auf die Intervalle ΔT von 1 K, 10 K bzw. 100 K) jeweils für die Varianten »v0.5«, »v0.5-oA« und »v0.5*« in Abbildung 7.38, Abbildung 7.39 sowie Abbildung 7.40 verdeutlichen anschaulich die konzentrierte Erwärmung der Platine durch das lokale Aufschmelzen. Weiterhin ist der Einfluss der Verwendung von Aluminium-Fixierungsplatten auf die Ausprägung der Temperaturverteilung in der Schweißnahtzone beim Vergleich von Abbildung 7.39 (ohne

Aluminium-Fixierungsplatten) mit Abbildung 7.38 bzw. Abbildung 7.40 (beide jeweils mit Aluminium-Fixierungsplatten) deutlich erkennbar. Beim Vergleich von »v0.5« (Abbildung 7.38) und »v0.5*« (Abbildung 7.40) ist der bei Variante »v0.5*«, aufgrund der erhöhten thermischen Kontaktleitfähigkeit zwischen der Platine und der Aluminium-Fixierungsplatten, allgemein kältere Bereich um die WEZ erkennbar, siehe $\Delta T = 100 \text{ K}$ - Darstellung.

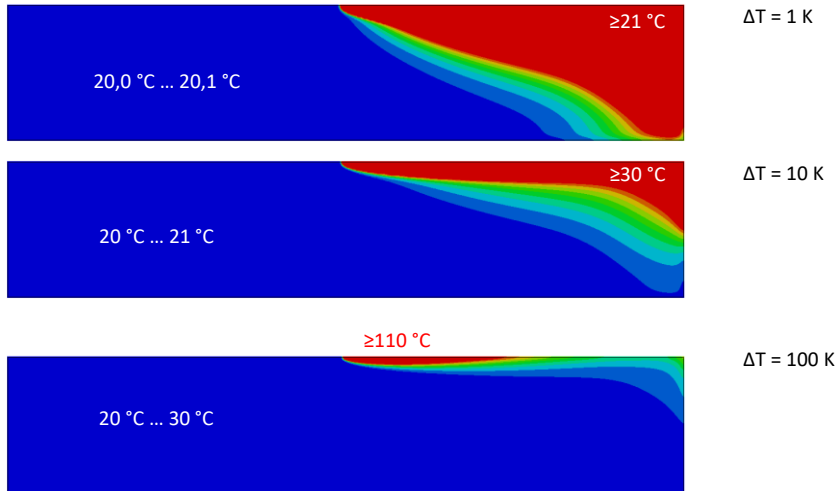


Abbildung 7.38: Gesamtansicht der Platine mit Temperaturprofil ($^\circ\text{C}$) der Variante »v0.5« bei unterschiedlicher Skalierung der min./max.-Werte der Farbskala zur Veranschaulichung der kalten Bereiche

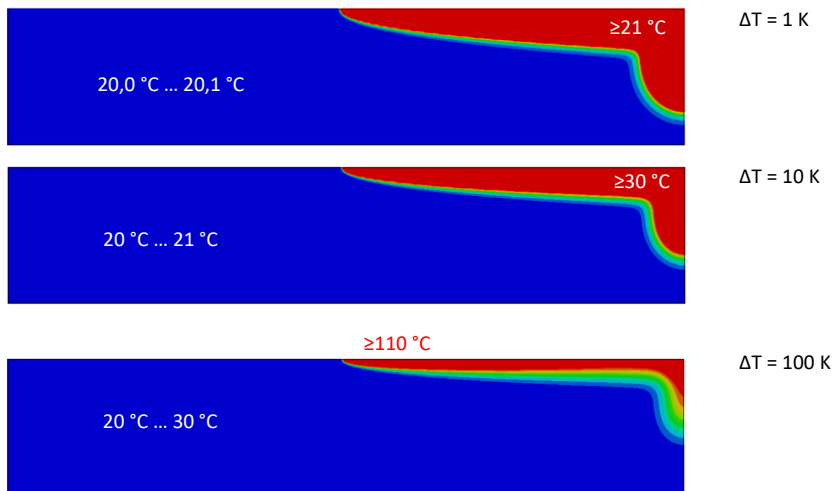


Abbildung 7.39: Gesamtansicht der Platine mit Temperaturprofil ($^\circ\text{C}$) der Var. »v0.5-oA« bei unterschiedlicher Skalierung der min./max.-Werte der Farbskala zur Veranschaulichung der kalten Bereiche

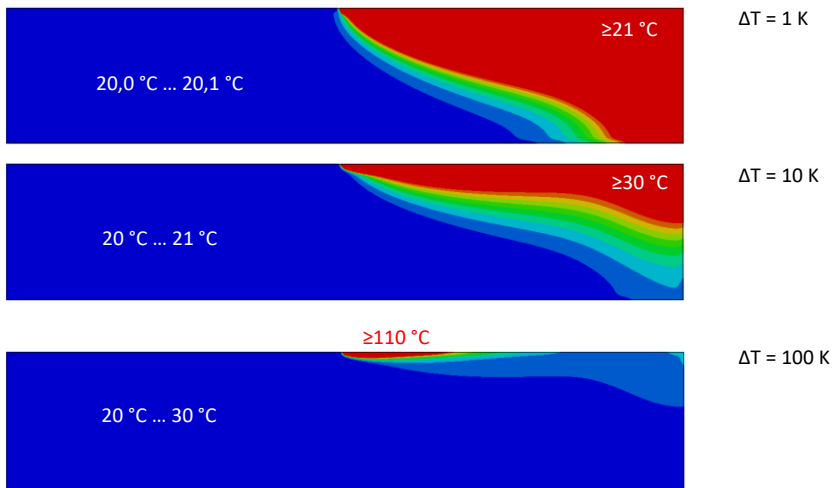


Abbildung 7.40: Gesamtansicht der Platine mit Temperaturprofil (°C) der Var. »v0.5*« bei unterschiedlicher Skalierung der min./max.-Werte der Farbskala zur Veranschaulichung der kalten Bereiche

Die Temperaturverteilung sowie der Verlauf in der Platine und den Aluminiumplatten während des Schweißens und dem Abkühlvorgang der vorgestellten Simulationen wird als realitätsnah eingestuft. Eine Verifikation ist durch Messungen des Temperaturfeldes mit diskreten Messpunkten über Thermoelemente möglich. Beim vorliegenden Aufbau zur Fertigung der doppelagigen Platine mit den beidseitigen Fixierungsplatten werden Parameter, wie z. B. die Spannkraft der Fixierung oder die Oberflächenrauigkeiten, die Wärmeleitung zwischen Aluminiumplatte und Platine maßgebend beeinflussen. Solche Effekte werden im vorliegenden Modell vereinfacht durch Wahl von Kennwerten, wie die thermische Kontaktleitfähigkeit, nachgebildet. Experimentelle Untersuchungen zu diesen Einflüssen könnten zur Verifikation der Ergebnisse und Steigerung der Modellgüte beitragen. Der Aufwand hierfür ist hoch, und vermutlich der Mehrwert gering, da diese Untersuchungen stark gekoppelt an die individuelle »Die-Less-Hydroforming«-Platine und den individuellen Schweißaufbau sind, und daher ggf. ineffizient wären. Dennoch können die Ergebnisse der Schweißsimulation im Allgemeinen sowie mit der speziellen Skalierung der Temperaturfelder, wie in Abbildung 7.38 ff. dargestellt, eine Hilfestellung zur Optimierung des Fertigungsschrittes Schweißen in der Praxis liefern.

Mit diesen, im thermischen Teil der Schweißstruktursimulation, ermittelten transienten Temperaturfeldern erfolgt im nächsten Schritt die strukturmechanische Lösung, wodurch eine »geschweißte« doppelagige Platine resultiert, welche einen Schweißverzug bzw. Schweißeigenspannungen aufweist. Dies wird zu Beginn des folgenden Abschnittes erläutert, bevor dann die Umformsimulation mit »geschweißten« Platinen durchgeführt wird.

7.3.2 Explizite Umformsimulation mit »geschweißten« Platinen

Als finales und zentrales Ergebnis der thermo-strukturmechanischen Schweißsimulation aus Abschnitt 7.3.1 liegt eine »geschweißte« doppellagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine vor, welche Schweißverzug bzw. Schweißeigenspannungen besitzt, wie sie auch beim Schweißen der Platinen in der Praxis zu erwarten sind. Während in Abschnitt 7.1 noch als Ausgangsquelle für die Umformsimulationen die geometrisch perfekte Form der doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine im eigenspannungsfreien Zustand verwendet wird, werden im Folgenden für ausgewählte Simulationsvarianten aus Tabelle 7.2 jetzt explizite Umformsimulationen (gewählter Berechnungszeitschritt $\Delta t = 0,9 \cdot 1,2 \text{ E-04}$ mit Massen- und Zeitskalierung, vgl. Tabelle 7.1) mit den »geschweißten« doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platinen durchgeführt.

Exemplarisch betrachtet werden die Simulationsvarianten »v0« und »v0.5«, welche einen unterschiedlich hohen Wärmeeintrag bzw. verschiedene Maximaltemperaturen beim Schweißen besitzen, vgl. Abbildung 7.31 und Abbildung 7.32, und die beide mit Aluminium-Fixierungsplatten geschweißt werden. Weiterhin wird Variante »v0.5« der Variante »v0.5-oA«, welche ohne Fixierungsplatten geschweißt wird, gegenübergestellt.

Für diese Simulationsvarianten ist in Abbildung 7.41 der Schweißverzug in Richtung der z-Koordinate nach dem Schweißen und Abkühlen dargestellt. Alle drei Simulationsvarianten in Abbildung 7.41 besitzen ein beulfeldartiges Schweißverzug-Muster, wie es auch in der Realität beim Schweißen der doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine mitunter beobachtet werden kann, vgl. hierzu Abbildung 3.6 (a) oder Abbildung 3.11 (a).

Beim Schweißverzug von Simulationsvariante »v0« liegt die z-Koordinate im Intervall von +3,07 mm bis -11,53 mm und bei »v0.5« bei +10,06 mm bis -4,68 mm, d. h. die absoluten Gesamtamplituden des Schweißverzugs in z-Richtung betragen 14,60 mm bzw. 14,74 mm und sind trotz des unterschiedlich hohen Wärmeeintrags nahezu gleich. Bei »v0.5-oA«, d. h. der Simulationsvariante, welche ohne Aluminium-Fixierungsplatten geschweißt wird, ist das beulfeldartige Schweißverzug-Muster deutlich intensiver ausgeprägt. Hier liegt die z-Koordinate im Intervall von +11,46 mm bis -9,25 mm, d. h. die Gesamtamplitude beträgt 20,71 mm. Erwartungsgemäß wird die Intensität des Schweißverzugs maßgeblich durch die Verwendung von Fixierungsplatten beeinflusst, wie es ebenso beim Schweißen der doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine in der Praxis der Fall ist.

Die zu den Simulationsvarianten jeweils zugehörigen Eigenspannungszustände nach dem Schweißen und Abkühlen in Form der Membranspannungen in Längs- bzw. Querrichtung der doppellagigen Platine sind in Abbildung 7.42 beigefügt. Im Bereich unmittelbar um

die Schweißnaht und in der WEZ liegen Zug-Eigenstressungen vor, welche beim Abkühlen des Schweißguts durch die damit verbundenen Schrumpfungseffekte entstehen. Dieser Effekt kann sowohl an den beiden Platinenlängsrändern sowie auch an beiden kurzen Rändern der Platine beobachtet werden. Die an den Platinenlängsrändern durch diese Längsschrumpfung entstehenden Schrumpfkkräfte verursachen im mittleren Bereich der Platine Druck-Eigenstressungen, welche bei den betrachteten Simulationsvarianten das für »Die-Less-Hydroforming«-Platinen oft typische beulfeldartige Schweißverzug-Muster hervorrufen. Bei der Simulationsvariante »v0«, bei welcher ein höherer Wärmeeintrag als bei »v0.5« verwendet wird, sind die Werte der Zug-Eigenstressungen am Platinenlängsrand etwas höher, was so zu erwarten ist, da mehr Wärme beim Schweißen in der Regel auch eine höhere Schrumpfwirkung bedingt. Bei den Simulationsvarianten »v0.5« und »v0.5-oA«, bei welchen mit identischem Wärmeeintrag geschweißt wird, liegen die Werte der Zug-Eigenstressungen an den Platinenlängsrändern im Bereich der Schweißnaht und der WEZ jeweils in ähnlicher Größenordnung vor. Die Maximalwerte der Druck-Eigenstressungen bei der Variante »v0.5-oA« sind etwas geringer als bei »v0.5«, was wahrscheinlich dadurch begründet ist, dass bei »v0.5-oA« das beulfeldartige Schweißverzug-Muster aufgrund der fehlenden Fixierungslatten wesentlich stärker ausgeprägt ist.

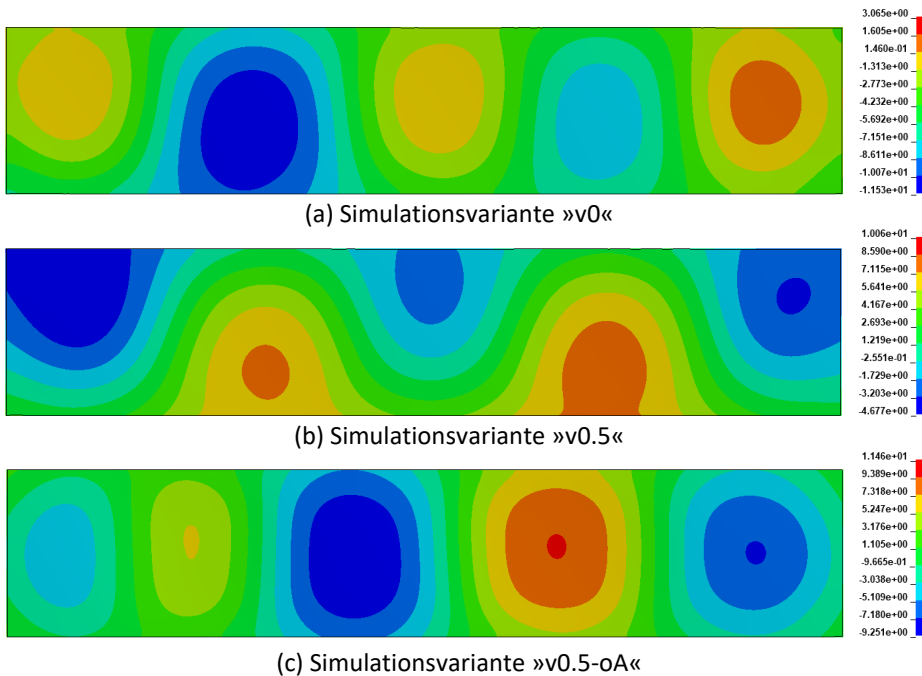


Abbildung 7.41: Schweißverzug der doppellagigen Platine L2000/B400/t2 nach dem Schweißen und Abkühlen für ausgewählte Simulationsvarianten, hier dargestellt in Form der z-Koordinate (in mm)

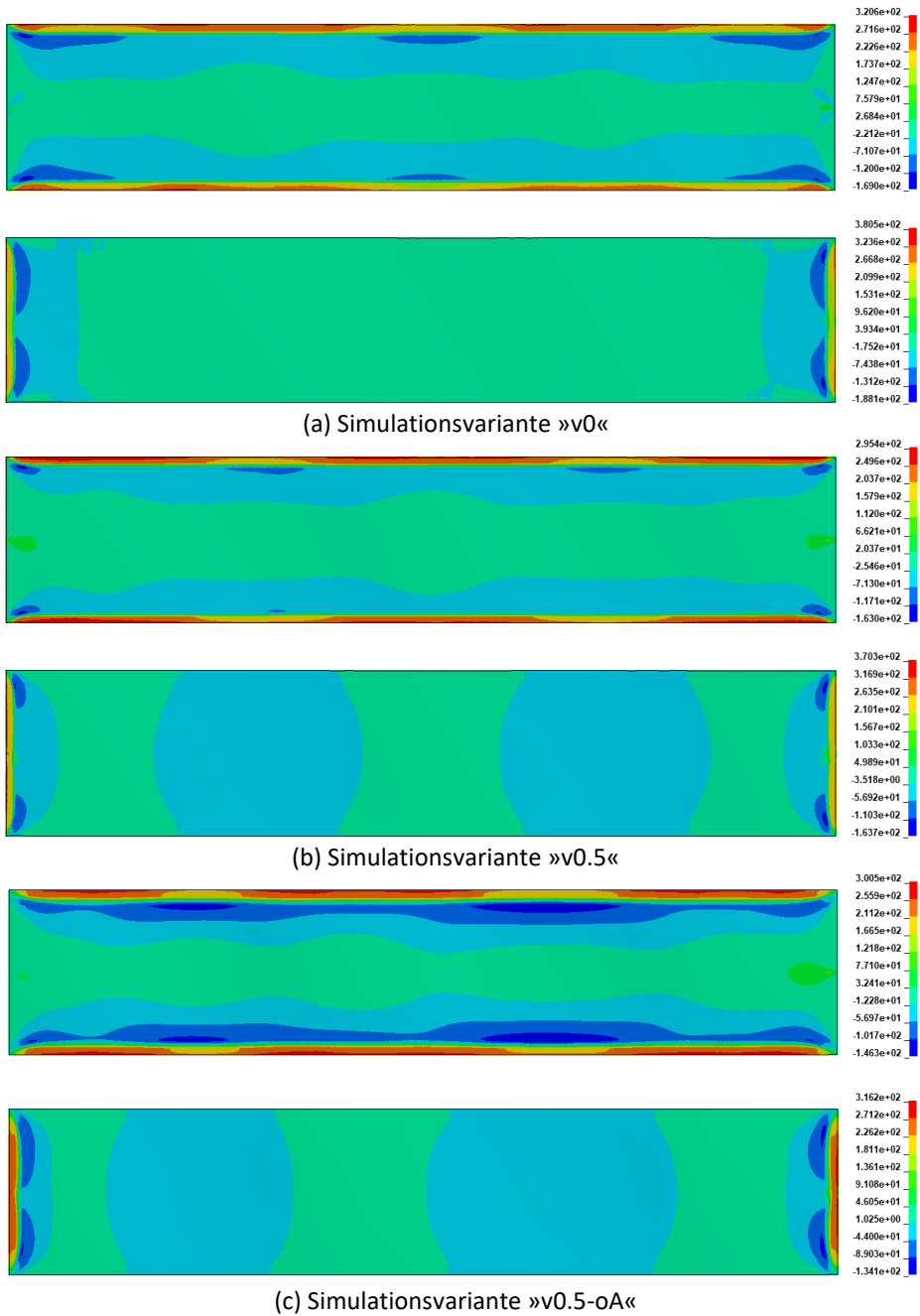
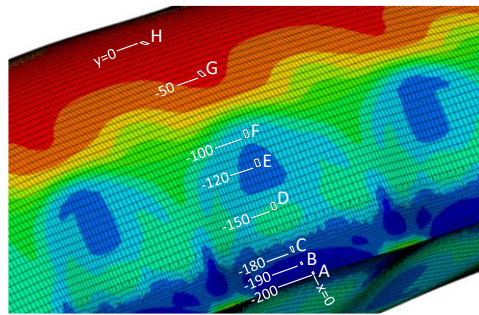


Abbildung 7.42: Schweißeigenspannungen (in MPa) in Längsrichtung (x-Achse) bzw. Querrichtung (y-Achse) der doppelagigen Platine L2000/B400/t2 nach dem Schweißen und Abkühlen für ausgewählte Simulationsvarianten

Die für das beulfeldartige Schweißverzug-Muster bedeutsamen Spannungskomponenten in Längsrichtung der Platine σ_l , welche gleichzeitig beim Umformablauf das Auftreten des typischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters an den beiden Längsrändern initiieren, werden als spezifische Vergleichsgrößen im Nachfolgenden betrachtet. Wie bereits in Abschnitt 7.1 wird der Verlauf der Spannungskomponenten σ_l im Viertel-Querschnittsprofil beim »Die-Less-Hydroforming« dargestellt und analysiert. Die Auswertung erfolgt an den gleichen Elementpositionen wie in Abschnitt 7.1, d. h. ausgehend von der Schweißnaht ($y = -200$) in Richtung der Platinenmitte ($y = 0$) gemäß Abbildung 7.43. Betrachtet wird die Mitte der Platinenlängsrichtung, d. h. der Schnitt $x = 0$.



(Farbdarstellung von σ_l im Simulationsschritt 255)

Abbildung 7.43: Lage der Elemente zur Auswertung der Spannungen für Vernetzungskonfiguration 1d

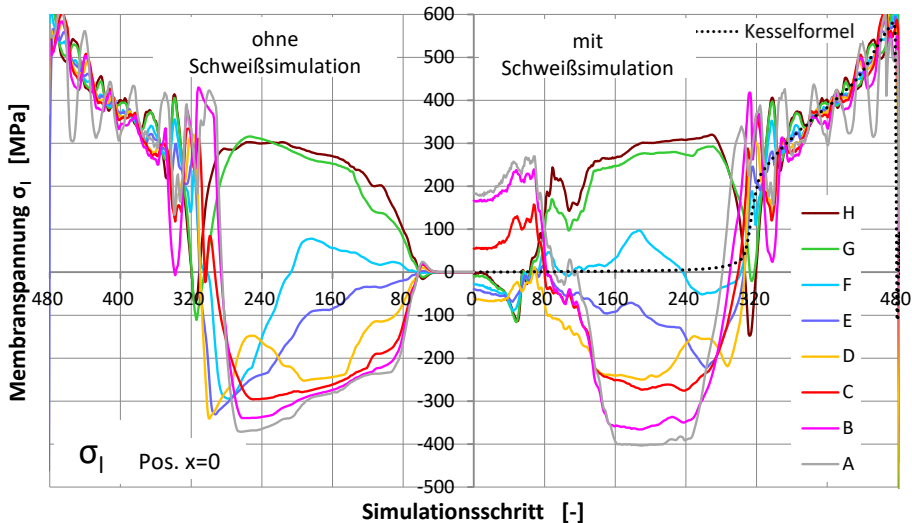
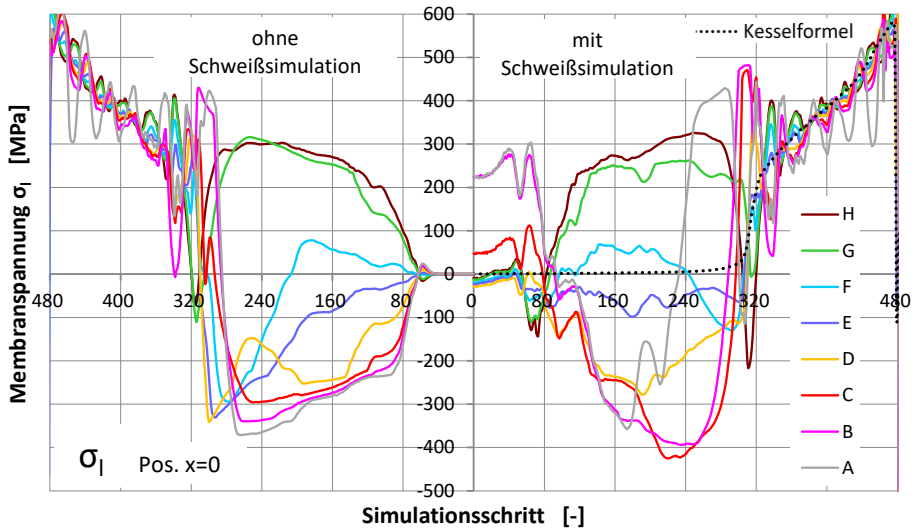
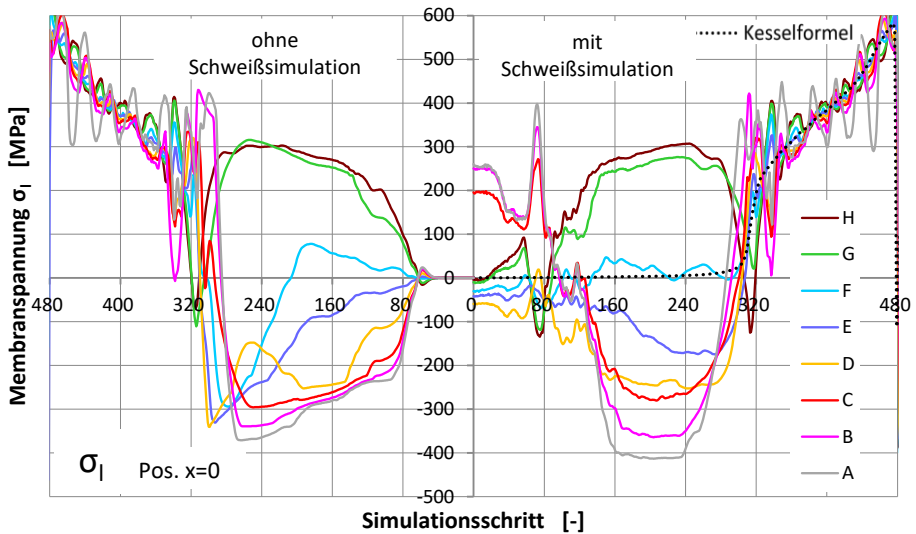


Abbildung 7.44: Verlauf der Membranspannungen in Längsrichtung während der Umformung am Viertel-Querschnittsprofil in Platinenmitte bei $x = 0$ mm für Netzkonfiguration 1d (Platine L2000/B400/t2) ohne (II. und III. Quadrant) und mit vorheriger Schweißsimulation »v0« (I. und IV. Quadrant)



(a) Platine L2000/B400/t2: mit Schweißkonfiguration »v0.5«, d. h. mit Aluminiumfixierungsplatten



(b) Platine L2000/B400/t2: mit Schweißkonfiguration »v0.5-oA«, d. h. ohne Aluminiumfixierungsplatten

Abbildung 7.45: Verlauf der Membranspannungen in Längsrichtung während der Umformung am Viertel-Querschnittsprofil in Platinenmitte bei $x = 0$ mm für Netzkonfiguration 1d (Platine L2000/B400/t2) ohne (II. und III. Quadrant) und mit vorheriger Schweißsimulation (I. und IV. Quadrant) (a) mit Aluminiumfixierungsplatten; (b) ohne Aluminiumfixierungsplatten

Für das »Die-Less-Hydroforming« mit den »geschweißten« Platinen ist die Entwicklung der Spannungskomponenten σ_1 während der Umformung für die Simulationsvarianten »v0« in Abbildung 7.44 sowie für »v0.5« und »v0.5-oA« in Abbildung 7.45 (a) bzw. (b) dargestellt. Diesen Umformsimulationen mit »geschweißten« Platinen ist zum Vergleich jeweils auf der linken Hälfte der Diagramme, d. h. in Quadrant II und III, der Spannungsverlauf σ_1 der Umformsimulation ohne vorherige Schweißsimulation (aber mit gleicher Vernetzungskonfiguration 1d) gegenübergestellt. Bei den Diagrammen für die Umformsimulation mit »geschweißten« Platinen (d. h. in Quadrant I und IV) ist auf der Ordinate für jedes Element der Wert der Schweißeigenstresskomponente in Längsrichtung der Platine abzulesen. Die Elemente A, B und C, welche nahe am Platinenlängsrand liegen, weisen Zug-Eigenstressungen auf, wohingegen die Elemente D, E und F Druck-Eigenstressungen besitzen. Die Elemente G und H sind nach dem Schweißen und Abkühlen fast noch spannungsfrei und weisen Druck-Eigenstressungen bis maximal ca. 12 MPa auf.

In Abbildung 7.46 wird der Umformvorgang der Platine (L2000/B400/t2) ohne vorherige Schweißsimulation mit den »geschweißten« Platinen (hier Variante »v0.5«) verglichen. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass der Ablauf der Umformsimulation mit der Platine ohne vorherige Schweißsimulation, aber in Vernetzungskonfiguration 1d, siehe Abbildung 7.46 (a), im Wesentlichen der Simulation mit Vernetzungskonfiguration 1b, d. h. mit uniformer Vernetzung 5 mm x 5 mm, vgl. Abbildung 7.4 (a), entspricht.

Auch bei der Simulationsvariante »v0.5« in Abbildung 7.46 (b) mit der »geschweißten«, und somit zu Beginn imperfekten Platine entsteht während der Umformsimulation das typische »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster« an den beiden Platinenlängsrändern. Wie bei den Simulationen mit den geometrisch perfekten Platinen, wird auch hier durch den steigenden Innendruck und Überlagerung mit den »Kessel“-Zugstressungen das Beulmuster supprimiert und es entsteht eine zylindrische Form. Mit steigendem Innendruck und dem »Kesselformel“-Spannungszustand tritt schließlich das Bersten in der Simulation ein. In diesen späten Stadien der Umformung (\geq Schritt 260) ist ein Einfluss des Anfangszustands der Platine, d. h. ob eine perfekte oder eine imperfekte Platine (mit vorheriger Schweißsimulation) verwendet wird, in den vorliegenden Simulationen nicht erkennbar.

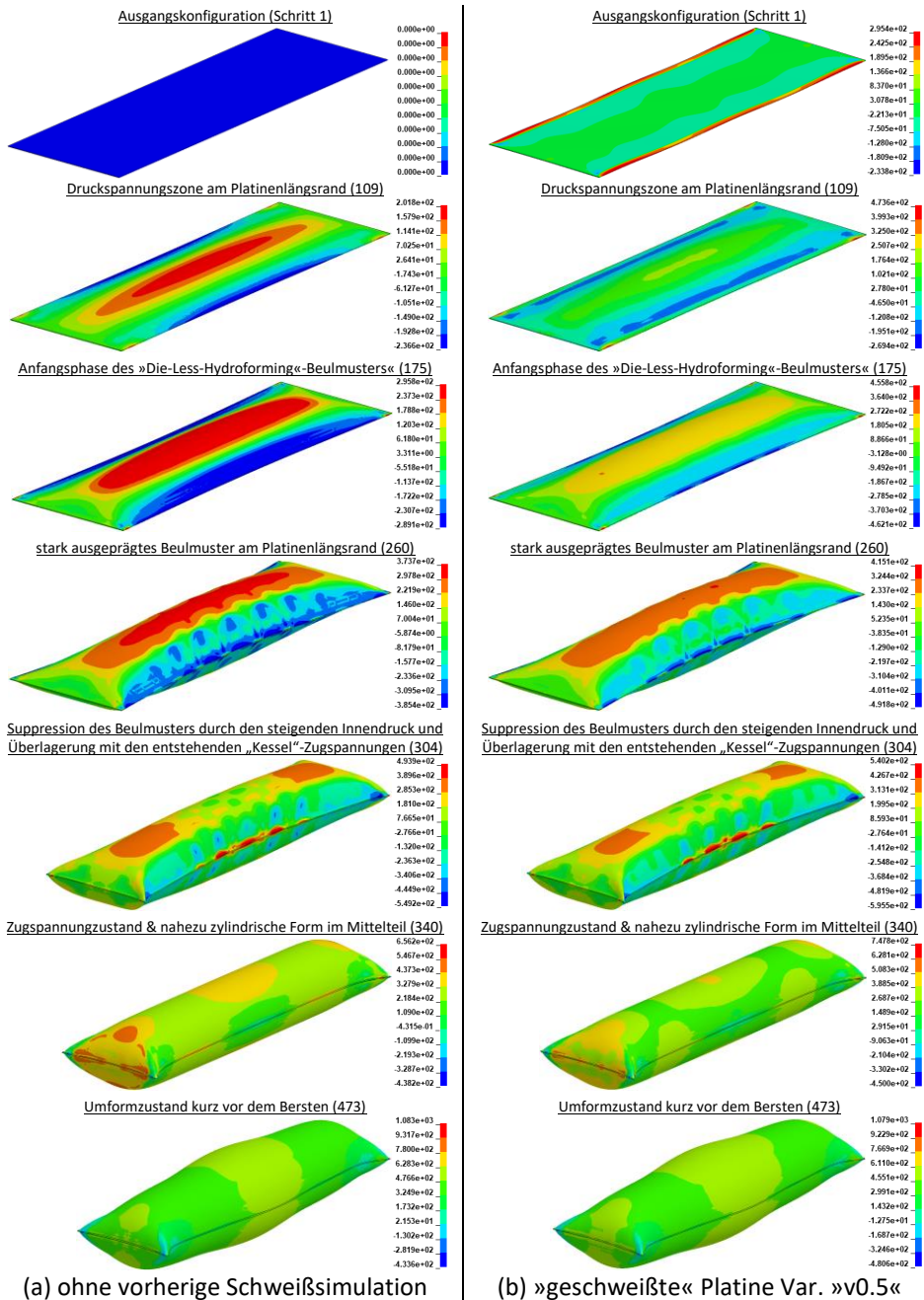


Abbildung 7.46: Umformvorgang der Platine (L2000/B400/t2) in Vernetzungskonfiguration 1d mit Darstellung der wahren Membranspannungen (MPa) in Platinenlängsrichtung: (a) ohne vorherige Schweißsimulation; (b) für die »geschweißte« Platine mit Simulationsvariante »v0.5«

Nichtsdestotrotz stellen der Schweißverzug bzw. die Schweißeigenspannungen bei den »geschweißten« Platinen eine Ausgangsimperfektion für die nachfolgende Umformung dar. Bei der experimentellen Umformung einer doppellagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine mit einem beulfeldartigen Schweißverzug-Muster in Abbildung 3.11 entstehen durch diese Anfangsimperfektion bedingt mehrere Falten in Querrichtung der Platine, welche in den Umformsimulationen mit der perfekten Platine nicht auftreten, vgl. Abbildung 7.4 (a) oder Abbildung 7.46 (a). Auch bei den beiden Simulationsvarianten »v0.5« (siehe Abbildung 7.46 (b)) und »v0«, deren »geschweißte« Platinen zu Beginn der Umformsimulation ein ähnliches, beulfeldartiges Schweißverzug-Muster besitzen, kann dieses Auftreten von Querfalten nicht festgestellt werden.

Betrachtet man allerdings die Simulationsvariante »v0.5-oA«, die aufgrund der beim Schweißen fehlenden Aluminium-Fixierungsplatten ein noch intensiver ausgeprägtes beulfeldartiges Schweißverzug-Muster aufweist, kann man dort die Entstehung zweier solcher Querfalten im frühen Stadium der Umformung beobachten. In Abbildung 7.47 sind die Umformvorgänge im Anfangsbereich der Simulationsvarianten »v0.5-oA« und »v0.5« gegenübergestellt. Es ist eine etwas schwächere (B) und eine etwas stärker ausgeprägte Querfalte (A) vorhanden, welche sich deutlich am verformten FEM-Netz erkennen lässt und in Abbildung 7.47 durch die Spannungswerte visuell erkennbar ist. Bei der Simulationsvariante »v0.5« treten solche Querfalten nicht auf, vgl. Schritte 66, 80, 90 in Abbildung 7.47 (b). Mit fortschreitender Umformung bilden sich die Querfalten bei »v0.5-oA« zurück, wobei die Querfalte A deutlich und B nur noch schwach in Schritt 175 am Spannungsplot in Abbildung 7.47 (a) zu erahnen ist. Schließlich zeigt sich in der Simulation beim weiteren Umformvorgang die Ausbildung des typischen »Die-Less-Hydroforming«-Beulmusters am Platinenlängsrand, danach dessen Rückgang mit Erreichen der nahezu zylindrischen Form und schließlich das Bersten am Ende, wobei hierauf die Querfalten keinen Einfluss haben. Vorstellbar ist, dass solche Querfalten beim »Die-Less-Hydroforming« in der Praxis auch weitere Auswirkungen verursachen könnten, welche im FEM-Simulationsmodell nicht abgebildet werden, wie z. B. ein vorzeitiges Aufreißen in der Schweißnaht.

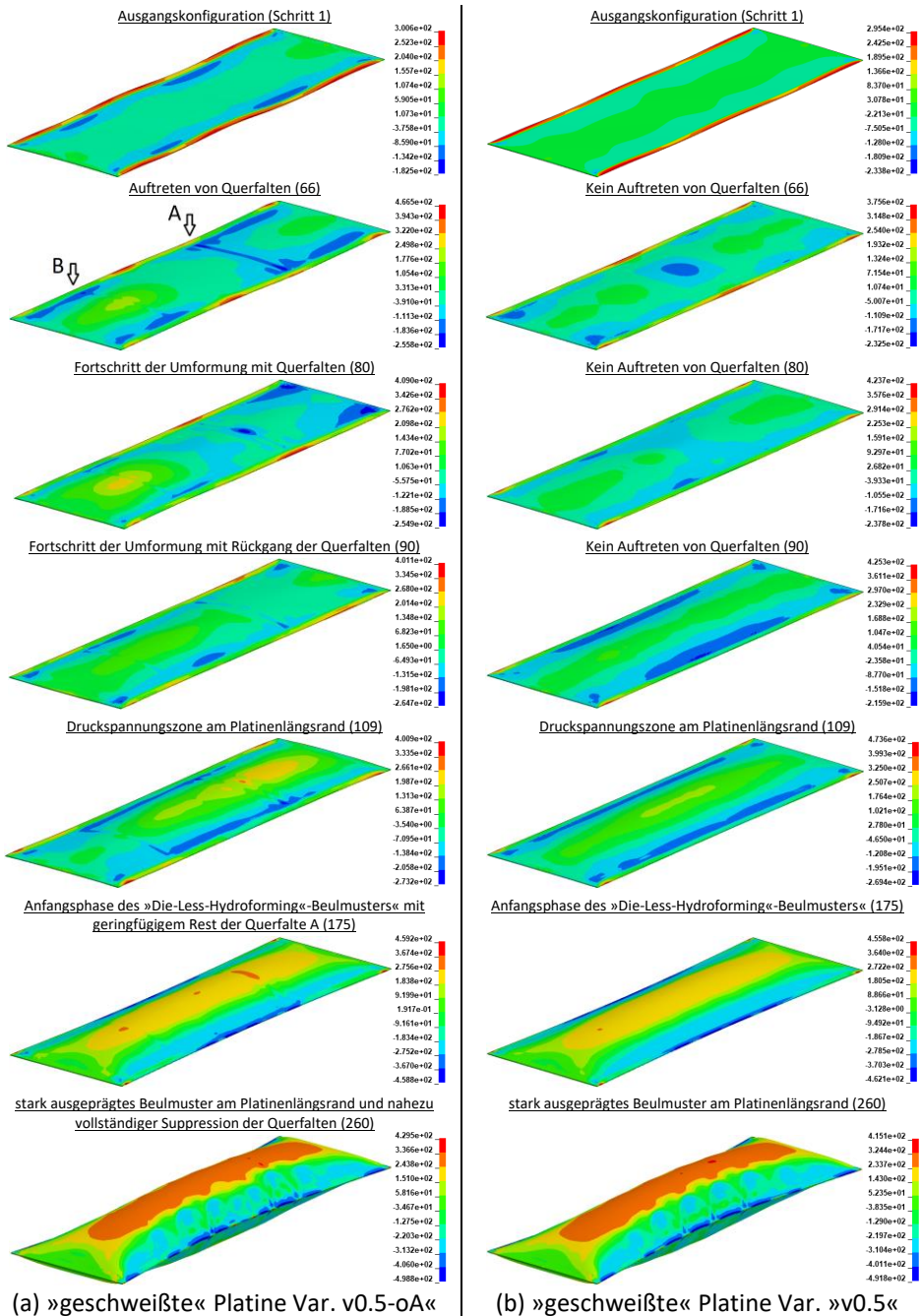


Abbildung 7.47: Auftreten von Querr falten im frühen Stadium der Umformung der Platine (L2000/B400/t2) in Vernetzungskonfiguration 1d mit Darstellung der wahren Membranspannungen σ_I (MPa) in Platinenlängsrichtung: (a) »v0.5-oA« (mit Querr falten); (b) »v0.5« (ohne Querr falten)

8 Beispiel für technische Anwendungen im Bauwesen

Historische Persönlichkeiten aus unterschiedlichen Fachrichtungen wie Bauwesen oder Mathematik, u. a. »Vitruv«, »Leonhard Euler«, »Louis Lagrange«, »Albrecht Dürer« und »Andrea Palladio«, haben sich intensiv mit der Gestaltung von Säulen und insbesondere deren Entasis beschäftigt, wie dies von »Becchi« in [136] erörtert wird. Das griechische Wort Entasis wird in der Baugeschichte für die Verdickung bzw. das Anschwellen bei einer Säule verwendet. In [136] werden verschiedene Konstruktionsprinzipien für die Kontur solcher zur damaligen Zeit meist durch Steinmetze gefertigten Säulen vorgestellt. Diese historischen Konstruktionsprinzipien berücksichtigen teilweise sowohl Gesichtspunkte der Ästhetik als auch der Statik, letzteres oft durch Nachahmung natürlich gewachsener Strukturen, wie z. B. Bäumen, vgl. [136].

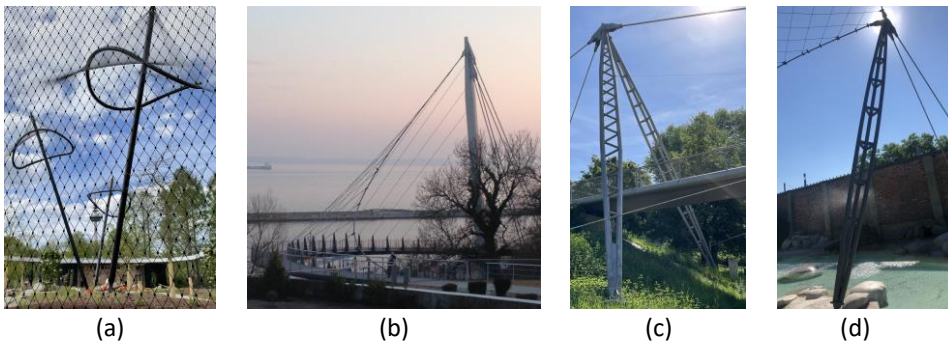


Abbildung 8.1: Pendelstützen: (a) Voliere im »Luisenpark Mannheim«; (b) Fußgängerbrücke am Stadthafen Sassnitz; (c) Fußgängerbrücke Schenkendorfstraße München; (d) Voliere »Wilhelma Stuttgart«

Bei Säulen handelt es sich um druckbeanspruchte stabförmige Bauteile, für welche im Bauwesen synonym die Begriffe Stütze oder Säule verwendet werden. Bekannterweise kann durch die Druckbeanspruchung der Stütze ein Stabilitätsversagen durch Knicken eintreten, welches maßgebend von der Schlankheit der Stütze und deren Lagerung an den beiden Enden entsprechend der »Euler«-Fälle und der zugehörigen Knicklänge beeinflusst wird. Stützen mit gelenkiger Lagerung an beiden Enden (entsprechend »Euler«-Fall II) werden im Bauwesen als Pendelstütze bezeichnet, vgl. Abbildung 8.1. Die bei Stabilitätsversagen relevante Beanspruchung, in Form des maximalen Biegemoments und gleichzeitig wirkender Normalkraft (resultierend aus Betrachtung nach Theorie II. Ordnung),

befindet sich dabei bei Stützen mit konstantem Querschnitt über die Länge in der Stützenmitte. Auf Grund dessen ist die Formoptimierung einer Pendelstütze durch Verdickung in ihrem mittleren Bereich bzw. durch Verjüngung zu den beiden Enden hin wegen des technischen Nutzens in Bezug auf ihre Knicktragfähigkeit bis heute von besonderem Interesse im Bauwesen.

Zusätzlich besitzen solche Pendelstützen mit einem sich von der Mitte zu den beiden Enden hin verjüngenden Querschnitt hinsichtlich ihres Erscheinungsbildes in Bezug auf die Ästhetik und Schlankheit einen großen Mehrwert, der von vielen Entwerfern und Planern sehr geschätzt wird. Durch die Verjüngung des Querschnitts zu den beiden Enden hin, liegen dort reduzierte Querschnittsabmessungen vor, welche filigrane Anschlusspunkte ermöglichen. Die ist insbesondere bei einer Pendelstütze aufgrund der Momentfreiheit an den Enden konstruktiv ausführbar sowie statisch sinnvoll.

Ob die technische Optimierung bzw. die gestalterische Anpassung der Form der Pendelstütze durch Verdickung in der Mitte oder durch Verjüngung zu den beiden Enden hin erreicht wird, stellte in der historischen Entwicklung der Gestalt von Säulen eine durchaus berechnete und teilweise kontrovers diskutierte Fragestellung dar, wie die Ausführungen von »Becchi« in [136] veranschaulichen, wird aber im nachfolgenden aus technischer Sicht als gleichwertig angesehen.

(Pendel-)Stützen mit einem sich von der Mitte zu den beiden Enden verjüngenden Querschnitt werden oft vereinfachend als bauchige, bombierte oder doppelkonische Stützen bezeichnet. Die konventionelle Fertigung solcher Stützen nach dem Stand der Technik im Stahlbau erfolgt durch die in Abbildung 8.2 gezeigten Konstruktionsweisen mit unterschiedlich hohem Fertigungsaufwand.

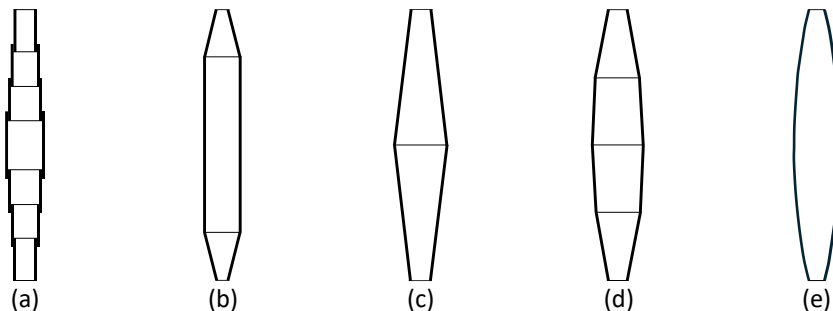


Abbildung 8.2: Konstruktionsweisen von Stützen mit einem sich von der Mitte nach den beiden Enden verjüngenden Querschnitt: (a) sprunghafte Verjüngung des Stützenquerschnitts; (b) konstantes Rohr mit lokaler Verjüngung an den beiden Enden; (c) lineare Verjüngung des Stützenquerschnitts; (d) multi-lineare Verjüngung des Stützenquerschnitts; (e) doppelgekrümmte Form mit nichtlinearer Verjüngung des Stützenquerschnitts

Bei Variante (a) in Abbildung 8.2 wird eine **sprunghafte Verjüngung** des Querschnitts durch Ineinanderstecken von Hohlprofilrohren unterschiedlicher Durchmesser erreicht. Obwohl Variante (a) hinsichtlich der geometrischen Komplexität der einzelnen Bauteile die einfachste Lösung darstellt, ist sie eher die in der Praxis kaum ausgeführte. Ursachen hierfür sind vermutlich die als nicht ästhetisch empfundene sprunghafte Änderung des Querschnitts, aber auch die Tatsache, dass es für die Rohr-in-Rohrverbindung keine technischen Ausführungsempfehlungen für die Praxis (wie z. B. Überlapplänge, Schweißnahtausführung, Spaltabdichtung) oder gar standardisierte Bemessungsvorschriften gibt und der hieraus folgende individuelle hohe Bemessungs-, Planungs- und Fertigungsaufwand. Ein wesentlicher weiterer Nachteil dieses Konstruktionsprinzips liegt darin begründet, dass der Grad der Verjüngung des Querschnitts direkt über die Wanddicke der Rohrab-schnitte gesteuert wird und dadurch stark begrenzt durch die Wanddicke der einzelnen Rohre ist. Um eine merkliche Verjüngung zu erreichen, müssten daher über die Länge sehr viele Stoßstellen verwendet werden oder durch den Einbau von zusätzlichen Futterrohrabschnitten an der Fügestelle (um lokal den Grad der Verjüngung zu erhöhen), wobei beides jedoch mit einer weiteren Erhöhung des Fertigungsaufwands verbunden wäre, bzw. ggf. die Bemessung aufwendiger machen würde. Bei der Stütze in Abbildung 8.3 (a) wurde eine Rohr-in-Rohr-Verbindung im mittleren Bereich ausgeführt.

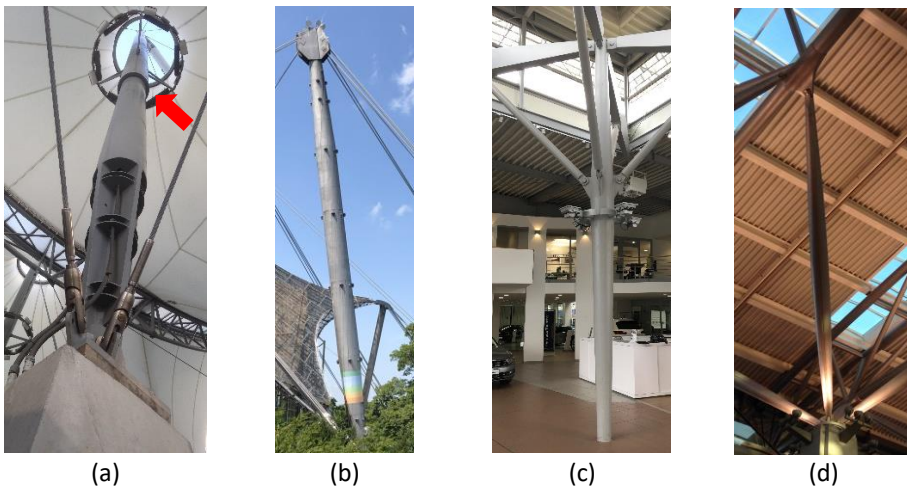


Abbildung 8.3: Beispiele von stabförmigen Bauteilen mit einem sich zu den beiden Enden hin verjüngenden Querschnitt: (a) sprunghafte Verjüngung im mittleren Bereich durch eine Rohr-in-Rohr-Verbindung und zusätzlicher lokaler Verjüngung am Stützenende durch Auflösung des Rohrs in ebene Blechbauteile, »Rosa Parks Transit Center«, Detroit; (b) Pylon bestehend aus Kreisrohr mit Verjüngung an beiden Enden, »Olympiapark München«; (c) lineare Verjüngung des Stützenquerschnitts bei einer Schirmstütze nach dem »Volkswagen Architektur«-Konzept, »Graf Hardenberg Volkswagen Zentrum Karlsruhe«; (d) nicht-lineare Verjüngung bei den Stützen des Dachtragwerks »Terminal Flughafen Hamburg«

Im konstruktiven Stahlbau werden Stützen mit einem sich von der Mitte zu den beiden Enden verjüngenden Querschnitt oft durch die Verwendung von Kegelstumpfförmigen Rohrsegmenten (sogenannten konischen Rohrschüssen) als Hohlprofile gefertigt. Zur Herstellung der doppelkonischen Gesamtstütze werden die einzelnen konischen Rohrschüsse über Rundnähte untereinander und/oder kombiniert mit Kreishohlprofilen verbunden. Die Fertigung der konischen Rohrschüsse erfolgt durch Walzen ebener Blechzuschnitte in eine konisch-röhrenförmige Form, welche nach dem Walzen noch einen V-förmigen Längsschlitz besitzt. Dieser V-förmige Längsschlitz wird zusammengeführt und anschließend mit einer Längsnaht gefügt. Die Geometrie der ebenen Blechzuschnitte für den CNC-Zuschnitt wird im vorherigen Schritt durch Abwicklung der gewünschten Endgeometrie ermittelt. Optional besteht auch die Möglichkeit, den konische Rohrschuss durch zwei einfachgekrümmte Halbschalen, welche analog durch das Walzen von Blechzuschnitten hergestellt werden, zu fertigen. Bei dieser Fertigungsart müssen folglich zwei Längsnähte zur Verbindung der beiden Halbschalen ausgeführt werden. Dies ist mit Mehraufwand verbunden. [137], [138]

Variante (b) in Abbildung 8.2 zeigt den in der Stahlbaupraxis vermutlich am häufigsten ausgeführten Fall: Ein zylindrisches Rohr als Mittelstück, an dessen beiden Enden je ein konischer Rohrschuss oder (wie hier) mehrere konische Rohrschüsse angebracht sind, wodurch eine lokale Verjüngung an den beiden Stützenenden am Auflagerpunkt erreicht wird. Die Verjüngung an den beiden Enden der Stütze wirkt sich in gewisser Weise als eine Art optische Täuschung auf das gesamte Erscheinungsbild der Stütze aus, deren Form an einen an seinen beiden Enden angespitzten Bleistift erinnert, vgl. Abbildung 8.1 (a).

Eine von der Mitte der Stütze ausgehende **lineare Verjüngung** des Querschnitts wird bei Variante (c) in Abbildung 8.2 durch das Fügen von zwei konischen Rohrschüssen erreicht. Als oft ausgeführtes Beispiel hierfür kann die nach »Volkswagen Architektur« [139] in zahlreichen »Volkswagen-Autohäusern« eingebaute Schirmstütze, siehe Abbildung 8.3 (c), genannt werden. Abhängig von der Länge, Durchmesser und Wanddicke der Stützen mit linearer Verjüngung kann es aus fertigungstechnischen Gründen erforderlich sein, dass diese beiden Rohrschüsse wiederum aus mehreren einzelnen konischen Rohrsegmenten (mit jeweils konstantem Konuswinkel in Stützenlängsrichtung) zusammengesetzt werden müssen.

Durch das Fügen von mehreren konischen Rohrschüssen (mit jeweils variierendem Konuswinkel in Stützenlängsrichtung) kann eine **multi-lineare Verjüngung** der Stütze zu den beiden Enden hin erreicht werden, vgl. Variante (d) in Abbildung 8.2. Aufgrund des damit verbundenen zusätzlichen Fertigungsaufwands auf der einen Seite, und des im Vergleich zu Variante (c) verhältnismäßig geringen Mehrwerts in Bezug auf die (Knick-)Tragfähigkeit

und des Erscheinungsbildes, wird Variante (d) in der Praxis aus Wirtschaftlichkeits- und Kostengründen kaum ausgeführt.

Hohlprofilkonstruktionen aus nichtrostendem Stahl stellen aufgrund dessen hervorragenden Korrosionseigenschaften und der »Edelstahl«-Optik eine interessante Lösung für Tragkonstruktionen im Bauwesen aus technischer sowie ästhetischer Sicht dar. Dennoch werden diese im Bauwesen wenig ausgeführt, wofür die Hauptursache im wesentlich höheren Tonnagepreis für nichtrostenden Stahl im Vergleich zu Baustahl begründet ist.

Eines der berühmtesten Beispiele für Hohlprofilkonstruktionen aus nichtrostendem Stahl ist die in Abbildung 8.4 beigefügte »Helix-Brücke« in Singapur. Die Hauptstützen am Auflager der »Helix-Brücke« entsprechen der Konstruktionsweise in Abbildung 8.2 (b). Sie bestehen aus einem Rundhohlprofil im mittleren Stützenbereich, an dessen beiden Enden konische Rohrschüsse anschließen. Teilweise sind die Rundnähte vom Fügen der einzelnen Bauteile noch erkennbar, siehe Abbildung 8.4.



Abbildung 8.4: »Helix-Fußgängerbrücke« in Singapur {Bildquelle: Dietmar Rabich ([https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Singapore_\(SG\),_Helix_Bridge_--_2019_--_4466.jpg](https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Singapore_(SG),_Helix_Bridge_--_2019_--_4466.jpg)), Bildmarkierung durch Verf., <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/legalcode>}

Die aufgeführten Beispiele zeigen, dass die Herstellung von Stützen mit einer von der Mitte ausgehenden Verjüngung zu den beiden Enden hin, mitunter im konstruktiven Stahlbau sowohl in Baustahl- sowie »Edelstahl«-Ausführung vorzugsweise durch die Konstruktionsweisen mit konischen Rohrschüssen gemäß Abbildung 8.2 (b) oder (c) durchaus Anwendung finden.

Die beschriebene Herstellung mit Hilfe von konischen Rohrschüssen bei den Varianten (b), (c) und (d) in Abbildung 8.2 setzt dabei voraus, dass die Stützenform geometrisch als

gesamtes bzw. zumindest schussweise abwickelbar ist, d. h. alle Rohrschüsse sind einfachgekrümmt. Die Konturlinie dieser Stützen ist dann abschnittsweise geradlinig.

Dahingegen besitzen Stützen mit einer von der Mitte ausgehenden **nichtlinearen Verjüngung** des Querschnitts gemäß Abbildung 8.2 (e) eine doppelgekrümmte Form, weshalb ihre Oberfläche nicht abwickelbar ist. Die Konturlinie dieser Stützen in der Ansicht ist krummlinig. Beispielhaft seien hier die Stützen des Dachtragwerks der Terminals im Flughafen Hamburg genannt, vgl. Abbildung 8.3 (e). Die Herstellung solch einer Stützenform entsprechend Abbildung 8.2 (e) aus dem Werkstoff Stahl ist mit einem Gießverfahren, z. B. Stahlguss, möglich.

In Architekturentwürfen werden Stützen mit einer doppelgekrümmten Form und einem sich nichtlinear verjüngendem Querschnitt gemäß Abbildung 8.2 (e) aufgrund ihrer fließenden Formensprache und der damit verbundenen Ästhetik, Schlankheit sowie Leichtigkeit oft verwendet. Dabei wird die gelenkige Lagerung oft als zu beiden Stützenenden hin spitzzulaufende punktueller Anschlusspunkte dargestellt, wohlwissend dass auch wegen statischen und konstruktiven Gründen eine technische Grenze für die minimale Querschnittsabmessung vorliegt.

Exemplarisch seien die stählernen oft als »Luftstützen« bezeichneten Pendelstützen von »Frei Otto« in der Dachkonstruktion des »Olympiastadions München« aus dem Jahr 1972 genannt, welche in der in Abbildung 8.5 wiedergegebenen Zeichnung genau mit solch einer nichtlinearen Stützengeometrie gezeichnet sind. Die Ausführung in Realität erfolgte jedoch als Kreishohlprofilrohr, vgl. Abbildung 8.6. Auch wenn an dieser Stelle nicht bekannt ist, wieso diese »Luftstützen« abweichend von den Entwurfsplänen als Rohr mit konstantem Kreisquerschnitt ausgeführt wurden, kann vermutet werden, dass es mitunter auch an der technischen Machbarkeit (z. B. Herstellung der Stützenform selbst oder auch Ausführung der Anschlüsse) gelegen haben könnte. In jedem Falle hätte eine Ausführung der Stütze entsprechend der Entwurfszeichnung aufgrund ihrer Filigranität im Gegensatz zur realen Ausführung als konstantes Rohr, den Leichtbaugedanken im Entwurf des Dachtragwerks noch weiter verstärkt.

Ergänzend sei erwähnt, dass die Hauptpylone des Dachtragwerks des »Olympiastadions München« ebenfalls in der Entwurfszeichnung in Abbildung 8.5 als Stützen mit einem sich von der Mitte zu den beiden Enden beidseitig verjüngendem Querschnitt gezeichnet sind. Die reale Ausführung erfolgte entsprechend der Variante (b) in Abbildung 8.2 als konstantes Rohr mit linearer Verjüngung an beiden Stützenenden, vgl. Abbildung 8.6.

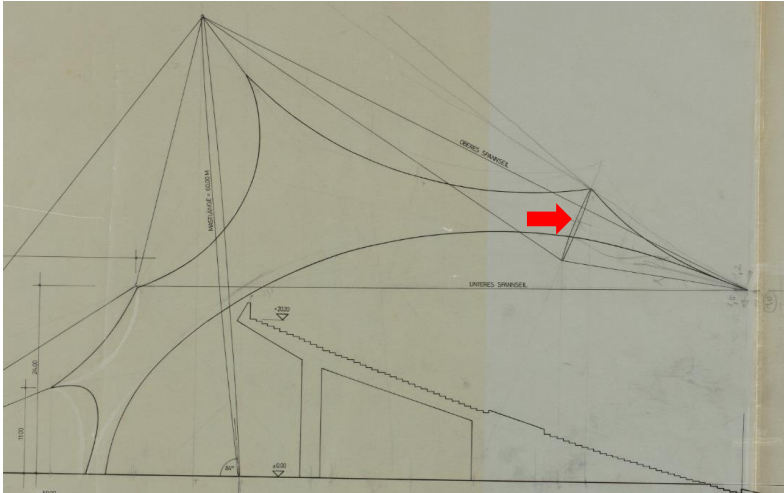


Abbildung 8.5: Pendelstützen beim Entwurf des Dachtragwerk des »Olympiastadion München« im Jahr 1968 von »Frei Otto« {Bildquelle: saai | Südwestdeutsches Archiv für Architektur und Ingenieurbau, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Bildzuschnitt und Bildmarkierungen durch Verf.}



Abbildung 8.6: Reale Ausführung der »Luftstützen« im Dachtragwerk des »Olympiastadion München« als konstantes Kreishohlprofilrohr

Die Herstellung von Stützen mit nichtlinearer Verjüngung des Querschnitts und mit doppelgekrümmter Form stellt auch bei Fertigung aus anderen Werkstoffen als Stahl bzw. anderen Bauweisen wie Hohlprofilkonstruktionen sicherlich einen Sonderfall und eine besondere Herausforderung dar, ist aber z. B. in Stahlbetonbauweise mit geeigneter Schalungsform und dem damit verbundenen Aufwand insbesondere als Fertigteil technisch möglich. Dies zeigt ein neueres Bauwerk aus dem Jahr 2017, das »Aqualagon«, ein großes Erlebnisbad im »Villages Nature® Paris«, entworfen vom französischen Architekten und Stadtplaner »Jacques Ferrier«. Das »Aqualagon«, bei welchem Stützen mit einem sich von der Mitte zu den beiden Enden beidseitig verjüngendem Querschnitt eine hölzerne Dachstruktur tragen, zeigt in beeindruckender Weise das architektonische Potential und die Wirkung von solchen Stützen. Die dortigen 48 Stützen wurden als UHFB-Fertigteile in den Längen von 2 bis 19 Meter von der Firma »Fehr« produziert. [140] [141]

Weiterhin ist die Herstellung solcher doppelgekrümmten Stützen aus Brettschichtholz durch entsprechenden Abbund und Holzbearbeitung als BSH-Stütze möglich, und wird von verschiedenen Herstellern angeboten, siehe u. a. [142] oder [143].



Abbildung 8.7: »Aqualagon« im »Villages Nature® Paris« von »Jacques Ferrier« als Beispiel für Stützen mit nichtlinearer Verjüngung des Stützenquerschnitts in UHFB-Bauweise

Ob aus technischer oder gestalterischer Sicht die Verwendung von Stützen mit einer doppelgekrümmten Form gemäß Abbildung 8.2 (e) anstelle der etablierten aus konischen Rohrschüssen zusammengesetzten Stützen zu bevorzugen ist, kann und soll an dieser Stelle nicht weiter diskutiert werden. Das ästhetische Erscheinungsbild ist Geschmackssache und dessen Mehrwert kann nur von den Projektbeteiligten im Einzelfall und projektbezogen bewertet werden. Hinsichtlich des technischen Mehrwertes doppelgekrümmter Stützen in Bezug auf deren Knicktragfähigkeit kann stellvertretend auf Untersuchungen von »Cachot«, »Meier«, »Steiner-Curtis« und »Wüst« verwiesen werden. In [144] wurde gezeigt, wie ausgehend von einem doppelkonischen Rundmassivstab,

dessen Knicklasttragfähigkeit durch mathematische Optimierung unter der Nebenbedingung der Volumenkonstanz gesteigert werden kann. Die Untersuchungen erfolgten an einem Modellstab aus Aluminium mit einer Länge 450 mm, wobei die Probekörper für die Experimente durch spannende Bearbeitung mit einer CNC-Drehmaschine hergestellt wurden. Der technisch optimale Stab in [144] besitzt eine doppelgekrümmte Form und seine Knicklast liegt im Experiment, in der FEM-Rechnung sowie bei der analytischen Berechnung ca. 2,5 bis 3 % höher als beim doppelkonischen Stab. Betrachtet man diese Steigerung, so mag der technische Mehrnutzen rein in Bezug auf die höhere Knicktragfähigkeit zu gering zu sein, um die (vermutlich) höheren Herstellungskosten für die doppelgekrümmte Form aus wirtschaftlicher Sicht zu rechtfertigen.

Letztendlich soll aber an dieser Stelle die generelle Frage erörtert werden, wie eine Stütze mit einer von der Mitte ausgehenden **nichtlinearen Verjüngung** des Querschnitts gemäß Abbildung 8.2 (e) für den Einsatz im konstruktiven Stahlbau überhaupt hergestellt werden könnte. Eine Möglichkeit stellt dabei das Gießverfahren mit Stahlguss dar, wodurch eher dickwandigere Rohrquerschnitte mit Wanddicken analog wie bei den aus konischen Rohrschüssen und Hohlprofilen zusammengesetzten Stützen erzeugt werden. Dieses Vorgehen scheint bei Einsatz von Baustahl sinnvoll. Falls solche Stützen aus nichtrostenden Stählen hergestellt werden sollen, ist diese Herstellungsart aufgrund der wesentlich höheren Tonnagekosten für nichtrostende Stähle weniger lukrativ.

Um die Verwendung von nichtrostendem Stahl für solche doppelgekrümmten Stützen unter wirtschaftlichen Aspekten zu ermöglichen, scheint es sinnvoll, die doppelgekrümmte Form durch die Verwendung einer dünnwandigen Außenschale zu realisieren, um so den Gewichtsanteil-Anteil des kostspieligeren »Edelstahls« zu senken.

So könnte man für eine Stützenform mit nichtlinearer Verjüngung des Querschnitts gemäß Abbildung 8.2 (e) zwei doppelgekrümmten Halbschalen durch konventionelle Blechumformung, z. B. durch »Tiefziehen« ähnlich wie die Badewanne in Abbildung 1.1, herstellen, und diese anschließend zu einer doppelgekrümmten Außenschale zusammensetzen und mit Längsschweißnähten fügen. Diese Herstellung ist technisch problemlos realisierbar, wäre jedoch aufgrund des für den Umformvorgang benötigten Formwerkzeugs und der damit verbundenen Fixkosten sicher nur bei sehr großer Stückzahl identischer Bauteile wirtschaftlich möglich. Solche Stückzahlen werden für Stützen im Bauwesen in der Regel nicht nachgefragt. Für Bauprojekte wird meist eher eine Kleinserie bzw. Einzelteillfertigung benötigt, welches die UHFB-Stützen des »Aqualagon« mit ihren verschiedenen Abmessungen verdeutlichen, siehe Abbildung 8.7. Aufgrund der großen Länge von Stützen wäre die konventionelle Herstellung zudem auch stark begrenzt durch die Größe und Kapazität der Presse aufgrund der notwendigen Schließkräfte.

Daher wurde für die Fertigung solcher Stützen mit doppelgekrümmter Form und nicht-linearer Verjüngung des Stützenquerschnitt von der Mitte zu den beiden Enden hin im Jahr 2013 am »KIT-VAKA« von »Ummenhofer« und »Metzger« die Idee entwickelt, für diese eine dünnwandige Außenschale durch »Die-Less-Hydroforming« herzustellen. So können solche Stützen aus nichtrostendem Stahl wirtschaftlich hergestellt werden und die für das Bauwesen besonders interessanten Vorteile des »Die-Less-Hydroforming«, d. h. speziell Einzelteilerfertigung und gleichzeitig große Bauteilabmessungen, optimal ausgenutzt werden. Für das »Die-Less-Hydroforming« werden streifenförmige doppelagige Platinen mit spezieller Geometrie verwendet, vgl. Abschnitt 3.5 und Abbildung 8.10.

Als Ergebnis der Forschung am »KIT-VAKA« in Verbindung mit einem ZIM-Kooperationsprojekt [15] mit der »Seyfried Metallbau GmbH« liegt die bereits in Abschnitt 1.1 vorgestellte »Hybridstütze Perfecto« vor. In Abbildung 8.8 ist der konstruktive Aufbau der »Hybridstütze Perfecto« in einer Explosionsdarstellung dargestellt. Die durch »Die-Less-Hydroforming« hergestellte doppelgekrümmte Außenschale aus nichtrostendem Stahl dient sowohl als Außenhaut der Stütze und als verlorene Schalung für die SV-Beton-Füllung. Im Zentrum der Stütze befindet sich ein Kernstab aus hochfestem Stahl, welcher durch die Betonfüllung elastisch gebettet wird. Die »Hybridstütze Perfecto« basiert somit zwar auf einem anderen Tragprinzip als konventionelle, aus mehreren konischen Rohrschüssen und Hohlprofilen zusammengesetzte Stützen, wie z. B. die »Edelstahl«-Stützen in Abbildung 8.4, dies ist jedoch von außen nicht sichtbar.

Schemazeichnung
Stützenaufbau:
Dünnwandige Außen-
hülle aus nichtrostendem
Stahl, hergestellt
durch »Die-Less-
Hydroforming« (1),
Füllung SV-Beton (2),
Kernstab aus hoch-
festem Stahl (3)

Schematic drawing of
the support structure:
thin-walled outer shell
of stainless steel,
manufactured by "die-
less hydroforming" (1),
self-compacting concrete
filling (2), core
bar of high-strength
steel (3)

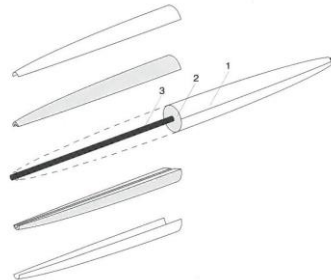


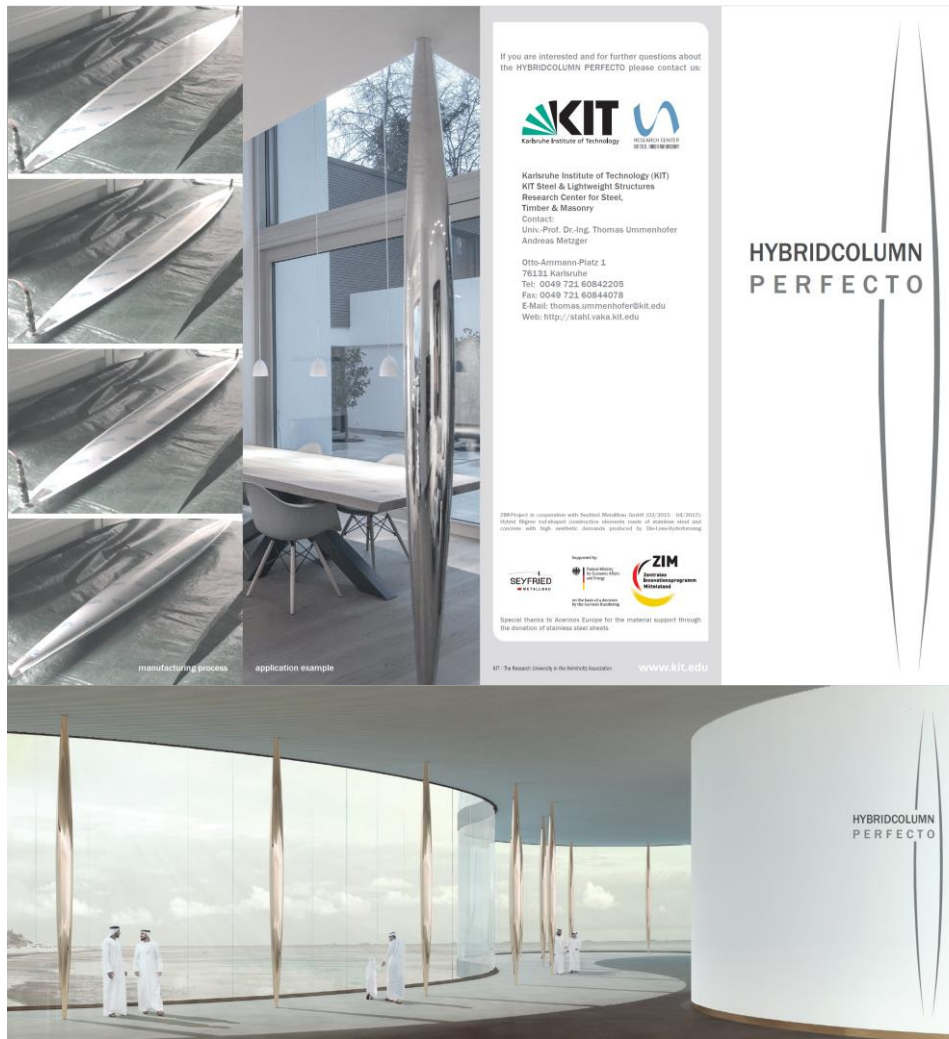
Abbildung 8.8: Konstruktiver Aufbau der »Hybridstütze Perfecto« {Bildquelle: [145], Bildzuschnitt durch Verf.}

Die Außenschale aus nichtrostendem Stahl ermöglicht verschiedenen Oberflächenausführungen, wie z. B. eine Spiegelpolitur. Die Kombination aus Spiegelpolitur der Außenhülle und der doppelgekrümmten Form verleiht dieser Ausführungsvariante ein besonderes Erscheinungsbild, welches die »db deutsche bauzeitung« in Zusammenhang mit der Ausstellung in Abbildung 8.9 mit der Überschrift »Unsichtbare Stütze?« [146] beschreibt. Für weitere Details zur »Hybridstütze Perfecto« ist ein Produktflyer der »Hybridstütze

Perfecto« in Abbildung 8.10 beigelegt und es sei an dieser Stelle auf u. a. [145], [147] oder [148] verwiesen. Mit der »Hybridstütze Perfecto« liegt somit ein technisches Anwendungsbeispiel vor, bei welchem die bereits erwähnten Vorteile des »Die-Less-Hydroforming« als Fertigungsverfahren eingebracht werden können. Die während der Herstellung der Außenhülle durch »Die-Less-Hydroforming« im Rahmen der Prozesskette Schweißen und Umformen auftretenden Aspekte, welche in der vorliegenden Arbeit untersucht werden, sind auch hier von besonderer Relevanz, siehe [149] bzw. [150].



Abbildung 8.9: 6 m-Demonstrator der »Hybridstütze Perfecto« [15] im »Alten Bauingenieurgebäude am KIT«



CONCEPT	MANUFACTURING	INNOVATION	AESTHETICS
<p>A buckling bar made of high-strength steel with a full circular cross-section is supported by a stiff medium surrounding it in such a way that there is no danger of buckling and it can be stressed to its plastic limit load and thus, like an equivalent tension bar.</p> <p>At KIT Stahl- und Leichtbau, this concept was put into practice in cooperation with Seyfried Metallbau GmbH based on our own preliminary work in connection with a ZIM cooperation project. The result is an elegant minimalist pillar made of a thin shell of stainless steel, a core of high-strength steel and a filling of self-compacting concrete. The name of the newly developed hinged pillar, PERFECTO, is based on a classic cigar shape that resembles the basic shape of the column.</p>	<p>The thin-walled shell made of stainless steel is constructed from two thin-walled flat sheet blanks, which are laid on top of each other congruently and welded together at the common edge. Subsequently, a wrinkle-free spatial structure is created by pressing water into the gap between the metal sheets. This process takes place without the use of forming tools.</p> <p>The innovative process for the production of the thin-walled shell enables the formation of the biaxially curved column shape, which is optimized with regard to the buckling figure. It is possible to manufacture columns with overall lengths of 1 to 16 meters. The technical potential of the stainless steel material, including its formability, weldability and durability, is exploited to perfection.</p>	<p>PERFECTO is an innovative construction element with a high degree of technical innovation. It is based on a hybrid load-bearing concept and has unique properties in terms of durability, economy, robustness, form and aesthetics. In addition, fire protection requirements can also be met. Within the framework of component tests, a load capacity of 1000 kN was determined with a column length of 300 cm, a center diameter of 20 cm and a final diameter of 7 cm. The pillar can be individually and optimally adapted to the specific requirements of the construction task by adapting the individual components. PERFECTO can also be used as a tension rod or as a tension/compression rod, and thus, also for the realization of 3D-frameworks.</p>	<p>The shell design made of polished or blasted stainless steel, which may have been changed in color by electrochemical processes, the load-bearing core bar made of high-strength steel and the filling made of self-compacting concrete are optimally matched to each other. The result is a high-performance hybrid component that meets high aesthetic demands and at the same time meets the highest demands in terms of surface quality and durability. With PERFECTO, architects and engineers have an aesthetically high-quality, economical and innovative construction element at their disposal that facilitates the realization of new perceptions of space, and that can serve as the basis for a new architectural language of form.</p>

Abbildung 8.10: Flyer »Hybridstütze Perfecto« der Messe »The BIG 5« in Dubai 2019 {Quelle: »KIT-VAKA«, Visualisierung: »Ioan Donca, »KIT-VAKA«}

9 Zusammenfassung und Ausblick

Hauptziel der vorliegenden Arbeit ist, das im Vergleich zu klassischen Umformverfahren eher ungewöhnliche »Die-Less Hydroforming« durch numerische Methoden im Detail zu untersuchen. Zu Beginn werden die beiden Hauptbestandteile des Fertigungsverfahrens, d. h. zuerst das Schweißen der doppelagigen Platine und das anschließende Umformen, anhand ausgewählter Praxisbeispiele erörtert und analysiert. Anwendungen von »Die-Less-Hydroforming« finden sich aktuell zu einem Großteil im Bereich von Kunst, (funktionalem) Design sowie als Hobbyanwendungen, weswegen viele Beispiele oft nur im Internet publiziert und weniger durch wissenschaftliche Motivation entstanden sind. Gleichwohl konnte durch die Analyse dieser Anwendungsbeispiele eine umfangreiche Zusammenfassung zum Stand der Kenntnisse erstellt werden. Diese beinhaltet eine grundlegende Definition sowohl der Basiskonfiguration als auch von Verfahrensvarianten. Mögliche schweißtechnische Ausführungen für die Füge- und Dichtnaht der doppelagigen Platine werden vorgestellt. Das beim »Die-Less-Hydroforming« häufige Auftreten von typischen Beul- und Faltenerscheinungen, welche von zentraler Bedeutung für die Optik und bei entsprechend beanspruchten Strukturen für das Tragverhalten sind, wird anhand realer Beispiele vorgestellt, wobei sowohl Objekte existieren, bei denen Beulen bzw. Falten auftreten, als auch solche, bei denen die Umformung ohne derartige Deformationen abläuft.

Für die numerischen Untersuchungen wird als Solver die FEM-Software »LS-DYNA« sowie zum Pre- und Postprocessing »LS-PrePost« und ferner die Schweißsimulationssoftware »DynaWeld« verwendet. Es wird ein FEM-Prozessketten-Modell entwickelt, mit welchem die beiden Hauptschritte der Fertigung, also Schweißen und Umformen, in der Simulation abgebildet werden können. Aufgrund des sequenziellen Simulationsansatzes können die beiden Fertigungsschritte Schweißen und Umformen prinzipiell voneinander getrennt simuliert werden, oder alternativ über ein »DYNAIN-File« in der Prozesskette miteinander verknüpft werden. Dies stellt den wesentlichen Zugewinn der vorliegenden Arbeit dar.

Für viele der ausgeführten »Die-Less-Hydroforming«-Objekte wird als Platinenwerkstoff, u. a. wegen seiner guten Schweißeignung und hohen Umformbarkeit, austenitischer nichtrostender Stahl (z. B. 1.4301) eingesetzt, dessen Eigenschaften ausführlich erläutert werden. Für die Umformsimulation wird durch Werkstoffprüfung eine Fließkurve für den Werkstoff 1.4301 ermittelt, wobei durch Einsatz der DIC-Messtechnik die Fließkurve weit über die Gleichmaßdehnung hinaus bestimmt werden kann.

Im Rahmen der numerischen Untersuchungen werden in dieser Arbeit ausschließlich streifenförmige, doppellagige Platinen fixer Länge (2000 mm) betrachtet, aus welchen beim »Die-Less Hydroforming« rohrförmige Hohlkörper entstehen und bei denen das charakteristische Beulmuster entlang der beiden Platinenlängsränder auftreten kann.

Die transiente, dynamisch-explizite Umformsimulation wurde zeit- und massenskaliert durchgeführt, wie dies bei klassischen Umformsimulationen durchaus üblich ist, da im Regelfall keine wesentlichen dynamischen Effekte auftreten. Mit der abgeleiteten Werkstoffmodellierung und bei Einsatz eines »LS-DYNA«-Airbag-Lastmodells zur Abbildung des Umforminnendrucks, welches die Fluid-Struktur-Interaktion berücksichtigen kann, ist es möglich die explizite Umformsimulation bis zum Bersten des virtuellen »Die-Less-Hydroforming«-Probekörpers, wie dies in der Realität zu erwarten ist, durchzuführen. Ferner wurde eine statisch-implizite Umformsimulation zur Verifikation der zeit- und massenskalierten expliziten Umformsimulation, und als Ersatz für die im Rahmen dieser Arbeit nicht verfügbaren Bauteil-Umformversuche, durchgeführt. Die Ergebnisse der expliziten und der statisch-impliziten Umformsimulation bei Auswertung von Geometrieparametern und Elementspannungen während des Umformvorgangs stimmen prinzipiell gut überein.

In der statisch-impliziten Umformsimulation kann das Airbag-Lastmodell mit Volumeneintrag für das Wirkmedium nicht eingesetzt werden, sodass der Innendruck ersatzweise über eine Flächenlast aufgebracht werden muss. Dies hat zur Folge, dass Anteile der Laststeifigkeitsmatrix aus der verformungsabhängigen Innendruckbelastung (siehe u. a. [118], [119]) sowie weitere Effekte der Fluid-Struktur-Interaktion dann in der Simulation unberücksichtigt bleiben, vgl. Erläuterungen und weitere Literaturangaben in Abschnitt 6.2. Weiterhin kann die statisch-implizite Umformsimulation nicht bis zum Bersten durchgeführt werden, da es numerisch nicht möglich ist, mit Beginn der Einschnürung des Bleches, und damit in Realität fallendem Innendruck, die Verformung des Probekörpers über eine Flächenlastkurve bis zum Bersten zu modellieren. Dahingegen kann mit der dynamisch-expliziten Umformsimulation und dem »LS-DYNA«-Airbag-Lastmodell bei Blechein-schnürung und dem damit verbundenen Innendruckabfall durch weitere Steuerung über das Wirkmedium die Simulation bis zum Bersten durchgeführt werden. Ausblickend ist daher die dynamisch-explizite Umformsimulation, in Verbindung mit dem »LS-DYNA«-Airbag-Lastmodell und dem durch DIC-Messung ermittelten Werkstoffmodell, als Basis für andere Simulationsaufgaben (wie z. B. Anwendungen der Kurzzeitdynamik), bei denen metallische Hohlkörper unter Innendruck analysiert werden sollen, ebenfalls interessant.

Beim »Die-Less-Hydroforming« treten während der Umformung Zugspannungen und Druckspannungen in der doppellagigen Platine auf. Im Bereich der Druckspannungen entlang der Platinenlängsränder kann dies zu lokalen Stabilitätserscheinungen in Form eines

charakteristischen Beulmusters führen. Mit der in dieser Arbeit vorgestellten dynamisch-expliziten und statisch-impliziten Umformsimulation kann das Auftreten eines Beulmusters nachgebildet werden. Hierzu reicht eine Simulation mit der nominalen Platinengeometrie aus. Es müssen keine geometrischen Imperfektionen aufgebracht werden. Nur die nichtlinearen Aspekte der nichtlinearen Simulation (u. a. Änderung der Richtung des Innendrucks während der Umformung, große Verformungen, nichtlineares Werkstoffverhalten, ggf. minimale Ungenauigkeiten bei der programmgesteuerten Vernetzung der Struktur) reichen als „Imperfektionen“ aus, um in der Umformsimulation das sehr sensitiv auftretende »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster auszulösen. Am zeitlichen Kurvenverlauf, der sich während des Umformvorgangs entwickelnden Elementspannungen kann die Entstehung des Beulmusters (abhängig von der Blechdicke) ebenfalls identifiziert werden. Im fortgeschrittenen Umformzustand kann mit Erreichen der zylindrischen Hohlkörperform ein Bezug dieser Elementspannungen zur Kesselformel (unter Berücksichtigung der aktuellen Werte von Durchmesser und Blechdicke) festgestellt werden.

Die Aussagekraft der Ergebnisse der zusätzlich durchgeführten »Begleitenden Eigenwert-Beulanalyse« (»LBA«) für den in mehreren Aspekten nichtlinearen Umformvorgang ist stark eingeschränkt. Eine Hauptursache hierfür ist, dass, obwohl der eingesetzte Elementtyp (ELFORM = 2) zwar für die statisch-implizite Umformsimulation geeignet ist, was die gute Übereinstimmung der Ergebnisse (u. a. Deformationen und Elementspannungen) aus dynamisch-expliziter und statisch-impliziter Umformsimulation bestätigen, die bei diesem Elementtyp vorhandene reduzierte Integration (mit Hourglass-Algorithmus) aufgrund deren Einflüsse auf die Steifigkeitsmatrix für eine »LBA« keine geeignete Wahl ist. Eine Auswertung des Eigenwertes hinsichtlich seines Wertes bzw. seines Vorzeichens ist nicht zielführend. Die Kurvenverläufe der Eigenwerte während der Umformung von Platinenkonfigurationen mit bzw. ohne Beulmuster lassen zwar gewisse Unterschiede erkennen und es können auch typische »Die-Less-Hydroforming«-Beulmuster affine Eigenformen beobachtet werden (siehe Bereich B in Abbildung 7.25). Die Werte für die kritische Blechdicke bezüglich des Auftretens des Beulmusters in der »LBA« und aus der expliziten bzw. impliziten Umformsimulation weichen aber deutlich voneinander ab. Der Einsatz der begleitende »LBA« mit diesem Element (ELFORM = 2) in »LS-DYNA« kann als Hilfsmittel zur Detektion, ob das Beulmuster beim »Die-Less-Hydroforming« auftreten kann (oder nicht), aufgrund dieser Einschränkungen, nicht empfohlen werden. Wenige Deutungen aus der »LBA« (z. B. Affinität von Eigenform und Beulmuster) sind stark begrenzt möglich.

Ergänzend zu den Umformsimulationen mit den perfekten Platinen in Nominalgeometrie werden weitere Umformsimulationen mit »geschweißten« Platinen durchgeführt. Hierfür werden der Schweißverzug und der Schweißeigenspannungszustand durch die vorher durchgeführte Schweißstruktursimulation ermittelt. Aus der Fertigungspraxis ergeben

sich aus dem Schweißprozess und dessen Aufbau sowie für jede individuelle »Die-Less-Hydroforming«-Platine in Kombination mit den Steuerungsvariablen der FEM-Simulation unzählige Parameterkonfigurationen für die Schweißstruktursimulation. In dieser Arbeit werden Simulationskonfigurationen ausgewählt und analysiert, mit denen sich für das »Die-Less-Hydroforming« relevante Effekte exemplarisch abbilden lassen. Die aus den Schweißsimulationen resultierenden Schweißverzüge stimmen mit denen bei aus der Praxis bekannten »Die-Less-Hydroforming«-Objekten zum einen qualitativ sehr gut überein, vgl. Abbildung 3.11, und werden zum anderen auch hinsichtlich ihrer Größenordnung als realistisch eingestuft. Effekte wie die Entstehung von Querfalten bei starkem Schweißverzug können in der darauffolgenden expliziten Umformsimulation nachgebildet werden.

Während bei der klassischen Stabilitätsanalyse von tragenden Schalenstrukturen eher die Bestimmung der Versagenslast im Fokus steht, nimmt die vorliegende Arbeit sowohl die Detektion des Beulmusters, d. h. ob beulenartige Deformationen während der Umformung auftreten oder nicht, als auch die dies beeinflussenden Aspekte in den Blick.

Zusammenfassend lassen sich die Beul- und Faltenerscheinungen beim »Die-Less-Hydroforming« auf die beiden folgende aufgeführten wesentlichen Ursachen zurückführen:

- Beulmuster sind allein bedingt durch die Parameterkombination der jeweiligen Platinenabmessungen in ausgeprägter Kopplung mit der Blechdicke und der Werkstoffeigenschaften
- Faltenartige Deformationen entstehen aufgrund des aus dem Fertigungsschritt Schweißen resultierenden Schweißverzug bzw. der Schweißeigenspannungen

Die Möglichkeit zur Herstellung von dünnwandigen Schalenstrukturen unter Ausnutzung des großen Vorteils der wirtschaftlichen Fertigung großformatiger Einzelbauteile und Kleinserien macht »Die-Less-Hydroforming« als innovatives Fertigungsverfahren, u. a. für die Anwendung im Bauwesen, interessant. Ist eine Nutzung des »Die-Less-Hydroforming«-Objektes als tragende Schalenstruktur vorgesehen, besteht zukünftig mit der Prozessketten-Simulation die Möglichkeit, das Eingangsmodell für eine nachfolgende Stabilitätsanalyse zur Bestimmung der Tragfähigkeit der Struktur zu liefern. Dieses Eingangsmodell beinhaltet gemäß dem Ansatz von »Knödel« und »Ummenhofer« in [132] herstellungsspezifische Ersatzimperfectionen und Eigenspannungen. Dies stellt einen großen Mehrwert für die Stabilitätsanalyse dar und ermöglicht somit die Durchführung einer »GMNIA«. Es wird empfohlen, für solch eine nachgeschaltete Stabilitätsanalyse eine über das Prozessketten-Modell (Fertigungsschritte Schweißen und Umformen) oder wenigstens eine durch alleinige Umformsimulation erzeugte »Die-Less-Hydroforming«-Struktur, die folglich herstellungsspezifische Imperfectionen besitzt, zu verwenden.

Das vorliegende FEM-Modell kann für jede doppelagige Platine mit beliebiger Ausgangsgeometrie zur Simulation der Prozesskette »Schweißen und Umformen« bzw. für jeden der beiden Fertigungsschritte eigenständig angewendet werden. Mit der expliziten Umformsimulation ist es generell möglich, für eine gewünschte »Die-Less-Hydroforming«-Struktur eine geeignete Form der Ausgangsplatine durch ein simulatives Trial & Error-Verfahren effizient zu bestimmen, wobei das Auftreten von Beul- und Faltenerscheinungen zuverlässig detektiert werden kann. Das Aufwand-Nutzen-Verhältnis zur Durchführung der Schweißstruktursimulation mag auf den ersten Blick nicht allzu hoch sein. Zum einen ist in der Fertigungspraxis grundsätzlich anzustreben, eine doppelagige »Die-Less-Hydroforming«-Platine mit möglichst wenig Schweißverzug bzw. Schweiß Eigenspannungen herzustellen, d. h. mit möglichst niedrigem Energieeintrag zu schweißen. Zum anderen haben die Simulationen mit »geschweißten« Platinen gezeigt, dass bei moderatem Schweißverzug dieser bei der Innendruckumformung nur geringen Einfluss hat, d. h. der Umformvorgang läuft nahezu wie bei einer perfekten Platine ab. Überschreitet der Schweißverzug allerdings ein gewisses Ausmaß, können sich eher unerwünschte Effekte, wie z. B. ausgeprägte Querfalten, bilden, die durch die Prozesskettensimulation abbildbar sind.

Die Empfehlung für die Fertigungspraxis zum Schweißen einer doppelagigen »Die-Less-Hydroforming«-Platine ist folglich einfach: Der Energieeintrag ist beim Schweißen so gering wie möglich zu halten, um das Ausmaß von Verzug und Eigenspannungen zu begrenzen. Allerdings muss der Energieeintrag ausreichend hoch gewählt werden, dass eine Schweißnaht entsteht, die den hohen lokalen Beanspruchungen bei der Umformung standhält. Letzteres kann vorab an Kleinproben mit dem Benchmarktest untersucht werden. Hier wäre zukünftige Forschung zur Ermittlung von standardisierten Schweißempfehlungen für »Die-Less-Hydroforming«-Schweißnähte (u. a. bezüglich der Blechdicke) sinnvoll, wobei wiederum der Benchmarktest Anwendung finden könnte. Jedoch kann die Intensität von Verzug und Eigenspannungen nur anhand der Schweißung der Kleinproben des Benchmarktests nicht abgeschätzt werden, weshalb dafür die Schweißsimulation, u. a. speziell für großformatige Platinen, sinnvoll eingesetzt werden könnte. Für eine den Benchmarktest bestehende Schweißparameterkonfiguration kann so deren Eignung in Bezug auf Verzug und Eigenspannung ermittelt werden. So kann vorab der Fertigungsprozess, d. h. die Eignung der Schweißung, durch den Benchmarktest experimentell kostengünstig vertretbar, in Kombination mit der Schweiß- und Umformsimulation, bestmöglich analysiert und ggf. sogar optimiert werden. Die Implementierung eines Versagensmechanismus der Schweißnaht bei der Umformsimulation wäre möglich. Dies bedarf aber einer Modellierung der Naht mit Volumenelementen. Der Mehrwert solch einer Simulationserweiterung wird angesichts des Aufwands daher als eher gering eingestuft, sodass sich die Anwendung der Methodik von Benchmarktest und Prozessketten-Simulation empfiehlt.

Literaturverzeichnis

- [1] M. Liewald und C. Bolay, 4.2.6 Hydroumformung, in: Handbuch Umformen, Hoffmann, H., Neugebauer, R. & Spur, G. (Hrsg.), Carl Hanser Verlag, München, 2012.
- [2] S. Hummel und G. Ngaile, „Die-less hydroforming of multi-lobe tubular structures,“ *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 229, Heft 3, S. 435-452, 2014.
- [3] Full Blown Metals Ltd, „BLOWN METAL — inflating life into metal since 1995 —,“ [Online]. Available: <https://fullblown.co.uk/>. [Zugriff am 13. August 2020].
- [4] S. Newby, „stephen newby artworks,“ [Online]. Available: <http://www.stephennewby.co.uk/>. [Zugriff am 16. August 2020, inzwischen offline].
- [5] J. W. Geckeler, „Plastisches Knicken der Wandung von Hohlzylindern und einige andere Faltungserscheinungen an Schalen und Blechen,“ *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik (ZAMM)* 8, Heft 5, 1928.
- [6] B. Rawlings, „Inflated Ductile Metal Structures,“ *Architectural science review* 10, Heft 2, S. 44-48, 1967.
- [7] S. Greiner, „Membrantragwerke aus dünnem Blech,“ Werner-Verlag, Düsseldorf, 1983.
- [8] M. Kleiner, R. Kolleck und T. Weidner, „Mobile Herstellung leichter, einfacher Stahlrohre durch Hydroformen,“ Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, Düsseldorf, 1998.
- [9] A. Casajus, H. Georgi, W. de la Haye, B. Viehweger und C. Kindt, „Untersuchungen zur Herstellung von leichten Stahlrohren mittels Wirkmedienumformung,“ Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, Düsseldorf, 2002.
- [10] Zieta Prozessdesign Sp. z o.o., „Zieta Studio | Art & Furniture by Oskar Zieta | ZIETA,“ [Online]. Available: <https://www.zieta.pl/>. [Zugriff am 15. August 2020].
- [11] O. Zieta, „DISS. ETH Nr. 20301: Formgebungs- und Stabilisierungsparameter für das Konstruktionsverfahren der FiDU-Freien Innendruckumformung von Blech,“ Zürich, 2012.
- [12] C. Furze, „Safety Suite - COLINFURZE,“ [Online]. Available: <http://www.colinfurze.com/safety-suit.html>. [Zugriff am 18. August 2020, inzwischen offline].

- [13] „Ninety Nine Failures / The University of Tokyo Digital Fabrication Lab,“ ArchDaily, 23 Januar 2014. [Online]. Available: <https://www.archdaily.com/469193/ninety-nine-failures-the-university-of-tokyo-digital-fabrication-lab>. [Zugriff am 16. August 2020].
- [14] T. Ummenhofer und A. Metzger, „Hybride Tragstrukturen und deren Verwendung“. Patentinhaber: Karlsruher Institut für Technologie, Patent EP 3 740 625 B1, 17. Januar 2019.
- [15] Karlsruher Institut für Technologie, Seyfried Metallbau GmbH, *Hybride filigrane stabförmige Bauelemente aus nichtrostendem Stahl und Beton mit hohen ästhetischen Ansprüchen hergestellt durch wirkmedienbasierte Umformung ohne Formwerkzeug*, ZIM-FuE-Kooperationsprojekt, 2017.
- [16] Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi), „ZIM-Erfolgsbeispiel - Kooperationsprojekte 177: Elegante Hybridstütze hält, was sie verspricht,“ Broschüre (<https://www.zim.de/ZIM/Redaktion/DE/Publikationen/Erfolgsbeispiele/Kooperationsprojekte/177-hybride-bauelemente.pdf>), Berlin, 2019.
- [17] B. Seyfried und H. Seyfried, „Verfahren zur Herstellung eines stabförmigen Tragelements“. Anmelder: Seyfried Metallbau GmbH, Deutschland Patent DE 10 2018 106 042 A1, 15. März 2018.
- [18] H. Iglésis, „Instagram Henri Iglésis,“ [Online]. Available: https://www.instagram.com/henri_iglesis/. [Zugriff am 08. Juni 2025].
- [19] C. Hoffmann, „Kunstagentur Hoffmann - Art Consulting,“ [Online]. Available: <https://www.kunstagentur-hoffmann.de/>. [Zugriff am 29. August 2020].
- [20] F. Bahr, „Franz Bahr pneumatic sculptures Metallbildhauer Künstler,“ 2020. [Online]. Available: <https://www.franz-bahr.com/>. [Zugriff am 29. August 2020].
- [21] C. Hoffmann, „pneumatic goes kunst | Franz Bahr,“ [Online]. Available: <https://www.franz-bahr.com/pneumatic-goes-kunst/>. [Zugriff am 29. August 2020].
- [22] C. Bell, J. Corney, N. Zuelli und D. Savings, „A state of the art review of hydroforming technology,“ *International Journal of Material Forming*, 18 Dezember 2019.
- [23] C. Holland, „Pagoda Vase - CONNOR HOLLAND DESIGN,“ Januar 2020. [Online]. Available: <http://www.connorholland.com/sculpture/pagoda-vase>. [Zugriff am 08. Juni 2025].

- [24] S. J. Newby, „Metal Cushions“. Großbritannien Patent GB 2 366 535 A, 07. September 2000.
- [25] E. Brim, „Elizabeth Brim,“ [Online]. Available: <http://www.elizabethbrim.com>. [Zugriff am 16. September 2020].
- [26] *Email-Korrespondenz Andreas Metzger mit Elizabeth Brim*, 2018.
- [27] Z. Wang, G. Liu, S. Yuan, B. Teng und Z. He, „Progress in shell hydroforming,“ *Journal of Materials Processing Technology* 167, S. 230–236, 2005.
- [28] S. Yuan, *Modern Hydroforming Technology*, Springer, 2023.
- [29] *MythBusters: 253. Operation Tank-Implosion*. [Film]. 2016.
- [30] „Ewerdt Hilgemann,“ [Online]. Available: <https://www.hilgemann.nl/>. [Zugriff am 12. September 2020].
- [31] A. Metzger und T. Ummenhofer, „Schweißsimulation von „Die-Less-Hydroforming“-Platinen,“ in *Tagungsband Simulationsforum 2016 Schweißen und Wärmebehandlung*, Hildebrand, J., Loose, T. (Hrsg.), Weimar, 2016.
- [32] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN ISO 2553:2019-12, Schweißen und verwandte Prozesse – Symbolische Darstellung in Zeichnungen – Schweißverbindungen (ISO 2553:2019); Deutsche Fassung EN ISO 2553:2019,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2019.
- [33] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN ISO 4063:2011-03, Schweißen und verwandte Prozesse – Liste der Prozesse und Ordnungsnummern (ISO 4063:2009, Korrigierte Fassung 2010-03-01); Dreisprachige Fassung EN ISO 4063:2010,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2011.
- [34] *Email-Korrespondenz Andreas Metzger mit Connor Holland*, 2018.
- [35] A. Metzger, D. C. Ruff und T. Ummenhofer, „Investigations on a FEM-sub-model for “Die-Less-Hydroforming” weld seams,“ in *PAMM Special Issue: 88th annual Meeting of the International Association of Applied Mathematics and Mechanics (GAMM)*, Weimar, 2017.
- [36] D. Gross, W. Hauger, J. Schröder und W. A. Wall, *Technische Mechanik 1: Statik*, Springer Vieweg; 15., aktual. Aufl., 2024.
- [37] D. Gross, W. Hauger, J. Schröder und W. A. Wall, *Technische Mechanik 2: Elastostatik*, Springer Vieweg; 14., überarb. Aufl., 2021.

-
- [38] D. Gross, W. Hauger und P. Wriggers, Technische Mechanik 4: Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden, Springer Vieweg; 11. Aufl., 2023.
- [39] P. Wriggers, Nichtlineare Finite-Element-Methoden, Springer, 2001.
- [40] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN 1993-1-6:2017-07: Eurocode 3 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-6: Festigkeit und Stabilität von Schalen; Deutsche Fassung EN 1993-1-6:2007 + AC:2009 + A1:2017,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2017.
- [41] H. Schmidt, „Schalenbeulen im Stahlbau: Ein spannendes Bemessungsproblem,“ ESSENER UNIKATE: Berichte aus Forschung und Lehre, Heft 23, 2004.
- [42] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN 8580:2022-12, Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2022.
- [43] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN 8582:2003-09, Fertigungsverfahren Umformen - Einordnung; Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2003.
- [44] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN 8584-3:2003-09, Fertigungsverfahren Zugdruckumformen - Teil 3: Tiefziehen; Einordnung, Unterteilung, Begriffe,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2003.
- [45] M. Liewald und S. Wagner, 4.2.2 Tiefziehen im Erstzug, in: Handbuch Umformen, Hoffmann, H., Neugebauer, R. & Spur, G. (Hrsg.), Carl Hanser Verlag, München, 2012.
- [46] K. Siegert (Hrsg.), Blechumformung, Springer Vieweg, 2015.
- [47] F. Klocke, Fertigungsverfahren 4: Umformen, Springer Vieweg; 6. Aufl., 2017.
- [48] E. Doege und B.-A. Behrens, Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen, Springer Vieweg; 3. überarb. Aufl., 2016.
- [49] D. Arendes, Einführung in die Umformtechnik: Ein Lehrbuch zum Einstieg für Technikinteressierte, Springer Vieweg, 2023.
- [50] T. Ummenhofer, „Stabilitätsverhalten imperfekter zylindrischer Stahlsiloschalen – experimentelle und numerische Untersuchungen,“ Dissertation, Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 5. Folge - Heft 2, Blaß, H. J. & Saal, H. (Hrsg.), Karlsruhe, 1997.

- [51] Westdeutscher Rundfunk Köln, „WDR Nachrichten: Explosion auf Baustelle in Werl: zwei Arbeiter schwer verletzt - Stand: 11.09.2025, 11:38 Uhr,“ [Online]. Available: <https://www1.wdr.de/nachrichten/westfalen-lippe/baustelle-unfall-explosion-arbeiter-werl-100.html>. [Zugriff am 28 Novembver 2025].
- [52] G. D. Galletly, „Torispherical Shells—A Caution to Designers,“ *J. Eng. Ind. Feb 1959*, 81(1), S. 51-62, 1959.
- [53] J. Adachi und M. Benicek, „Buckling of torispherical shells under internal pressure,“ *Experimental Mechanics* 4, S. 217-222, 1964.
- [54] V. L. Kanodia, R. H. Gallagher und H. A. Mang, „Instability Analysis of Torispherical Pressure Vessel Heads with Triangular Thin-Shell Finite Elements,“ *J. Pressure Vessel Technol. Feb 1977*, 99(1), S. 64-74, 1977.
- [55] G. D. Galletly, „The Buckling of Fabricated Torispherical Shells Under Internal Pressure,“ in: *Buckling of Shells, Proceedings of a State-of-the-Art Colloquium Universität Stuttgart, Germany, May 6-7, 1982*, Ramm, E. (Hrsg.), Springer, Stuttgart, 1982.
- [56] D. Gleich und R. Weyl, *Apparatelemente: Praxis der sicheren Auslegung*, Springer, 2006.
- [57] J. Zheng und K. Li, *New Theory and Design of Ellipsoidal Heads for Pressure Vessels*, Springer, 2021.
- [58] S. Ye, K. Li, J. Zheng und S. Sun, „New formula for predicting the plastic buckling pressure of steel torispherical heads under internal pressure,“ *J. Zhejiang Univ. Sci. A* 25, S. 618-630, 2024.
- [59] A. Metzger und T. Ummenhofer, „Explicit and implicit Simulations for Die-Less-Hydroforming-Structures including Welding, Forming and Load Capacity,“ in *15th International LS-DYNA® Users Conference*, Detroit, 2018.
- [60] A. Metzger, D. C. Ruff und T. Ummenhofer, „Investigations on clamping effects with Die-Less-Hydroforming-Structures,“ in *PAMM Special Issue: 86th annual Meeting of the International Association of Applied Mathematics and Mechanics (GAMM)*, Lecce, 2015.
- [61] A. Chin, „metal furniture inflated using a bike pump puff by moran barmaper,“ www.designboom.com, 05 Oktober 2012. [Online]. Available: <https://www.designboom.com/design/metal-furniture-inflated-using-a-bike-pump-puff-by-moran-barmaper/>. [Zugriff am 20. Oktober 2020].

- [62] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN 10088-4:2010-01, Nichtrostende Stähle – Teil 4: Technische Lieferbedingungen für Blech und Band aus korrosionsbeständigen Stählen für das Bauwesen; Deutsche Fassung EN 10088-4:2009,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2010.
- [63] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN 10020:2000-07, Begriffsbestimmung für die Einteilung der Stähle; Deutsche Fassung EN 10020:2000,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2000.
- [64] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN 10088-1:2014-12, Nichtrostende Stähle – Teil 1: Verzeichnis der nichtrostenden Stähle; Deutsche Fassung EN 10088-1:2014,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2014.
- [65] U. Heubner und E. Hini, „Merkblatt 893: Edelstahl Rostfrei für die Wasserwirtschaft,“ Informationsstelle Edelstahl Rostfrei (Hrsg.), Düsseldorf, 2007.
- [66] V. Schuler und J. Twrdek, Praxiswissen Schweißtechnik: Werkstoffe, Prozesse, Fertigung, Springer Vieweg; 6., vollst. überarb. Aufl., 2019.
- [67] U. Dilthey, Schweißtechnische Fertigungsverfahren 2: Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen, Springer; 3. Aufl., 2005.
- [68] T. Pauly und D. Brown, „Merkblatt 980: Nichtrostende Flachprodukte für das Bauwesen - Erläuterungen zu den Sorten der EN 10088-4,“ Euro Inox, Brüssel, 2013.
- [69] Informationsstelle Edelstahl Rostfrei (ISER), „Sonderdruck 863: Bemessungshilfen zu nichtrostenden Stählen im Bauwesen,“ Informationsstelle Edelstahl Rostfrei (ISER); 4. Aufl., Düsseldorf, 2017.
- [70] W.-B. Busch, „Merkblatt 823: Schweißen von Edelstahl Rostfrei,“ Informationsstelle Edelstahl Rostfrei; 5. überarbeitete und korrigierte Aufl., Düsseldorf, 2019.
- [71] U. Heubner, „Merkblatt 821: Edelstahl Rostfrei - Eigenschaften,“ Informationsstelle Edelstahl Rostfrei (Hrsg.); 5. Auflage, Düsseldorf, 2014.
- [72] Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), „Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-30.3-6 vom 20. April 2022: Erzeugnisse, Bauteile und Verbindungsmittel aus nichtrostenden Stählen,“ Berlin, 2022.
- [73] B.-A. Behrens, S. Hübner, K. Voges-Schwieger und K. Weilandt, „Verformungsinduzierte Martensitevolution zur lokalen Festigkeitssteigerung,“ *UTF Science*, 02/2007.

- [74] W. Schmidt und W. Gebel, „Verformungsverhalten austenitischer Stähle,“ *DRAHT 41, Heft 3, S. 393-396*, 1990.
- [75] O. Voß, „Untersuchung relevanter Einflußgrößen auf die numerische Schweißsimulation,“ Shaker Verlag, Dissertation, Aachen, 2001.
- [76] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN 10204:2005-01, Metallische Erzeugnisse - Arten von Prüfbescheinigungen; Deutsche Fassung EN 10204:2004,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2005.
- [77] A. v. Bennekom und F. Wilke, „Vergleichbarkeit zwischen Werkstoffen 1.4301 und 1.4307,“ Bericht 2002-1, Krupp Edelstahlprofile, ThyssenKrupp Steel, 2001.
- [78] materials 4 me / thyssenkrupp Materials Services GmbH, „Werkstoffdatenblatt Warmgewalzter unlegierter Baustahl,“ Datenblatt (https://de.materials4me.com/media/40/49/70/1706592041/werkstoffdatenblatt_s235jr_1-0038_01-2020.pdf?1706592041), Essen, 2020.
- [79] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN 10025-2:2019-10, Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle; Deutsche Fassung EN 10025-2:2019,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2019.
- [80] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN ISO 6892-1:2017-02, Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2016); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1:2016,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2017.
- [81] P. Ludwik, „Elemente der Technologischen Mechanik,“ Verlag von Julius Springer, Berlin, 1909.
- [82] J. Rösler, H. Harders und M. Bäker, Mechanisches Verhalten der Werkstoffe, Springer Vieweg; 6., aktu. Aufl., 2019.
- [83] K. Pöhlant, Werkstoffprüfung für die Umformtechnik: Grundlagen, Prüfmethode, Anwendungen, Springer-Verlag, 1986.
- [84] C. Vogl, „Erweiterte Beschreibung des Umformverhaltens von Blechwerkstoffen,“ Dissertation, utg - Forschungsberichte, Band 23, Hoffmann, H. (Hrsg.), Hieronymus, München, 2003.
- [85] J. Gerlach und L. Keßler, „Werkstoffparameter für die FEM-Simulation - Neue Herausforderungen für die Materialprüfung,“ in: Kennwertermittlung für die Praxis, Tagungsband Werkstoffprüfung 2002, Frenz, H. & Wehrstedt, A. (Hrsg.), WILEY-VCH Verlag, 2003.

-
- [86] M. Merklein, 2.3 Fließkurven, in: Handbuch Umformen, Hoffmann, H., Neugebauer, R. & Spur, G. (Hrsg.), Carl Hanser Verlag, München, 2012.
- [87] A. Birkert, S. Haage und M. Straub, Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile - Auslegung von Ziehanlangen, Springer Vieweg, 2013.
- [88] V. Thoms und D. Süße, „Methoden zur Kennwertermittlung für Bleckwerkstoffe,“ EFB-Forschungsbericht Nr. 187, Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., Hannover, 2002.
- [89] H. Saal und G. Steidl, „Nichtrostende Stähle im Bauwesen,“ in: Stahlbau-Kalender 2001, Kuhlmann, U. (Hrsg.), Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 2001.
- [90] H. Saal, D. Ulbrich und M. Volz, „Nichtrostende Stähle nach der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-30.3-6,“ in: Stahlbau-Kalender 2007, Kuhlmann, U. (Hrsg.), Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 2007.
- [91] R. Girtler, „Einführung in die Mechanik fester elastischer Körper und das zugehörige Versuchswesen (Elastizitäts- und Festigkeitslehre),“ Verlag von Julius Springer, Wien, 1931.
- [92] P. W. Bridgman, „THE STRESS DISTRIBUTION AT THE NECK OF A TENSION SPECIMEN,“ in: Volume VI Collected Experimental Papers, Harvard University Press, Cambridge, MA and London, England, 2013.
- [93] E. Siebel und S. Schwaigerer, „Zur Mechanik des Zugversuchs,“ in: Archiv für das Eisenhüttenwesen 19, 1948.
- [94] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN ISO 16808:2014-11, Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Bestimmung der biaxialen Spannung/Dehnung-Kurve durch einen hydraulischen Tiefungsversuch mit optischen Messsystemen (ISO 16808:2014); Deutsche Fassung EN ISO 16808:2014,“ Beuth-Verlag, Berlin.
- [95] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN ISO 10113:2020-08, Metallische Werkstoffe – Blech und Band – Bestimmung der senkrechten Anisotropie (ISO 10113:2020); Deutsche Fassung EN ISO 10113:2020,“ Beuth-Verlag, Berlin.
- [96] P. Schmid, „Ein Beitrag zum Wärmeeinfluss und zur Temperaturführung bei der Umformung von nichtrostenden Stahlblechwerkstoffen,“ Dissertation, IFU - Beiträge zur Umformtechnik, Band 75, Liewald, M. (Hrsg.), Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, 2016.

- [97] W. Küppers und W. Schmidt, „Kenngrößen zur Kennzeichnung des Umformverhaltens verschiedener Qualitäten nichtrostender Feinbleche und Bänder,“ in: Thyssen-Edelstahl technische Berichte, Band 11, Ausgabe 1, Thyssen-Edelstahlwerke AG (Hrsg.), Krefeld, 1986.
- [98] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN 10130:2007-02, Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen – Technische Lieferbedingungen; Deutsche Fassung EN 10130:2006,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2007.
- [99] A. Olsson, „Stainless Steel Plasticity -Material modelling an structural applications-,“ Doctoral Thesis 2001:19, Luleå University of Technology, Department of Civil and Mining Engineering, Division of Steel Structures, 2001.
- [100] Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), „Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-30.3-6 vom 20. April 2009: Erzeugnisse, Verbindungsmittel und Bauteile aus nichtrostenden Stählen,“ Berlin, 2009.
- [101] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN 18800-4:2008-11, Stahlbauten – Teil 4: Stabilitätsfälle – Schalenbeulen,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2008.
- [102] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN 1993-1-4:2015-10, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-4: Allgemeine Bemessungsregeln - Ergänzende Regeln zur Anwendung von nichtrostenden Stählen; Deutsche Fassung EN 1993-1-4:2006 + A1:2015,“ Beuth-Verlag, Berlin.
- [103] N. Stranghöner, D. Ulbrich und N. Baddoo, „Neue Regeln nach Eurocode für nichtrostende Stähle,“ in: Stahlbau-Kalender 2016: Eurocode 3 – Grundnorm, Werkstoffe und Nachhaltigkeit, Kuhlmann, U. (Hrsg.), Ernst & Sohn GmbH & Co. KG., Berlin, 2016.
- [104] A. Metzger, D. C. Ruff und T. Ummenhofer, „DIC-measurement during tensile testing and its approach for the FEM-simulation of "Die-Less-Hydroforming",“ in *PAMM Special Issue: 90th annual Meeting of the International Association of Applied Mathematics and Mechanics (GAMM)*, Wien, 2019.
- [105] Livermore Software Technology Corporation (LSTC), LS-DYNA® KEYWORD USER'S MANUAL VOLUME II Material Models R13, Livermore, Kalifornien, 2021.
- [106] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN 50145:1975-05, Prüfung metallischer Werkstoffe; Zugversuch (zurückgezogen),“ Beuth-Verlag, Berlin, 1975.

- [107] Deutsche Edelstahlwerke GmbH, „Acidur 4301 WERKSTOFFDATENBLATT X5CrNi18-10 1.4301,“ Datenblatt (https://swisssteel-group.com/content-media/documents/Data-Sheets/Stainless-Steel/1.4301_de.pdf), Witten, 2015.
- [108] Tresoldi Metalli, „Edelstahl 304 Rostfrei,“ Datenblatt (https://www.tresoldimetalli.it/wp-content/uploads/2021/01/TSD_schede_prodotti_inox304_ENGTED.pdf), Pozzonovo (Padova), 2021.
- [109] F. Richter, „Die physikalischen Eigenschaften der Stähle "Das 100 - Stähle - Programm“,“ Internet-Publikation (https://www.tugraz.at/fileadmin/user_upload/Institute/IEP/Thermophysical_Group/Files/Staehle-Richter.pdf), Graz, 2011.
- [110] D. Deng und H. Murakawa, „Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements,“ *Computational Materials Science* 37, Heft 3, S. 269-277, 2006.
- [111] A. A. Deshpande, L. Xu, W. Sun, D. G. McCartney und T. H. Hyde, „Finite-element-based parametric study on welding-induced distortion of TIG-welded stainless steel 304 sheets,“ *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design* 46, Heft 4, S. 267-279, 2011.
- [112] M. Wagner, Lineare und nichtlineare FEM: Eine Einführung mit Anwendungen in der Umformsimulation mit LS-DYNA, Springer Vieweg, 2017.
- [113] C. Kelleter, „Simulation der wirkmedienbasierten Umformung ohne Formwerkzeug mit LS-DYNA zur Untersuchung und Entwicklung innovativer Tragstrukturen,“ in *Diplomarbeit am KIT Stahl- und Leichtbau, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Betreuung durch T. Ummenhofer und A. Metzger*, 2013, unveröffentlicht.
- [114] A. Metzger, D. C. Ruff und T. Ummenhofer, „FEM-Simulation of “Die-Less Hydroforming”,“ in *PAMM Special Issue: 85th annual Meeting of the International Association of Applied Mathematics and Mechanics (GAMM)*, Erlangen, 2014.
- [115] A. Metzger, D. C. Ruff und T. Ummenhofer, „Implicit forming simulations for “Die-Less-Hydroforming”-structures,“ in *PAMM Special Issue: 89th annual Meeting of the International Association of Applied Mathematics and Mechanics (GAMM)*, München, 2018.

- [116] A. Metzger und T. Ummenhofer, „Process chain simulation for “Die-Less-Hydroforming” including Welding and Forming using “DynaWeld” and “LS-DYNA”,“ in *11th European LS-DYNA Conference 2017*, Salzburg, 2017.
- [117] T. Loose und J. Rohbrecht, „Equivalent energy method for welding structure analysis,“ *Welding and Cutting 17*, Heft 3, S. 210-216, 2018.
- [118] K. Schweizerhof, „Nichtlineare Berechnungen von Tragwerken unter verformungsabhängiger Belastung mit finiten Elementen,“ Dissertation, Universität Stuttgart, 1982.
- [119] K. Schweizerhof und E. Ramm, „Displacement dependent pressure loads in nonlinear finite element analyses,“ *Computers & Structures 18*, Heft 6, S. 1099-1114, 1984.
- [120] Livermore Software Technology Corporation (LSTC), LS-DYNA® KEYWORD USER'S MANUAL VOLUME I R13, Livermore, Kalifornien, 2021.
- [121] T. Rumpel und K. Schweizerhof, „Volume-dependent pressure loading and its influence on the stability of structures,“ *Int. J. Numer. Meth. Engng. 56*, Heft 2, S. 211-238, 2003.
- [122] T. Rumpel und K. Schweizerhof, „Hydrostatic fluid loading in non-linear finite element analysis,“ *Int. J. Numer. Meth. Engng. 59*, Heft 6, S. 849-870, 2004.
- [123] M. Haßler, „Quasi-Static Fluid-Structure Interactions Based on a Geometric Description of Fluids,“ Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2009.
- [124] M. Haßler und K. Schweizerhof, „On the Influence of Fluid-Structure-Interactions on the Stability of Thin Walled Shell Structures,“ *International Journal of Structural Stability and Dynamics 7*, Heft 2, S. 313-335, 2007.
- [125] M. Haßler und K. Schweizerhof, „On the static interaction of fluid and gas loaded multi-chamber systems in large deformation finite element analysis,“ *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. 197*, S. 1725-1749, 2008.
- [126] A. Maurer, M. Gebhardt und K. Schweizerhof, „Computation of fluid and/or gas filled inflatable dams,“ in *9. LS-DYNA Forum*, Bamberg, 2010.
- [127] E. Ewert, „Stabilitäts- und Sensitivitätsuntersuchungen dünnwandiger Kreiszylinder unter axialem und radialem Druck mit der Methode der Finiten Elemente,“ Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2008.
- [128] DYNAmore GmbH, „How to do hydro forming analysis?,“ [Online]. Available: <https://www.dynasupport.com/faq/metal-forming/how-to-do-hydro-forming-analysis>. [Zugriff am 11. Februar 2025].

- [129] D. Radaj, *Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen : Rechen- und Meßverfahren*, Band 143 Fachbuchreihe Schweißtechnik, Düsseldorf: DVS Verlag, 2002.
- [130] Deutsches Institut für Normung e.V. (Hrsg.), „DIN EN 1011-1:2009-07, Schweißen - Empfehlungen zum Schweißen metallischer Werkstoffe - Teil 1: Allgemeine Anleitungen für das Lichtbogenschweißen; Deutsche Fassung EN 1011-1:2009,“ Beuth-Verlag, Berlin, 2009.
- [131] A. Hälsig, „Energetische Bilanzierung von Lichtbogenschweißverfahren,“ Dissertation, Wissenschaftliche Schriftenreihe - CHEMNITZER FÜGETECHNIK, Band 2, Mayr, P. (Hrsg.), Universitätsverlag Chemnitz, Chemnitz, 2014.
- [132] P. Knödel und T. Ummenhofer, „Regeln für die Berechnung von Behältern mit der FEM,“ *Stahlbau*, Volume 86, Heft 4, S. 325-339, 2017.
- [133] F. Andrade und T. Erhart, „Good old *MAT_024: A review of LS-DYNA's most popular material model,“ DYNAmore Express: Folien des Webinars vom 29. Mai 2020, Stuttgart.
- [134] DYNAmore Nordic AB (Hrsg.), „Guideline for implicit analyses using LS-DYNA,“ 2018.
- [135] W. Rust, *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen mit ANSYS Workbench*, Springer Vieweg, 2020.
- [136] A. Becchi, „Fokus: Die Gestalt der Säule,“ in *Wissensgeschichte der Architektur - Band III: Vom Mittelalter bis zur Frühen Neuzeit*, J. Renn, W. Osthus und H. Schlimme, Hrsg., Edition Open Access, Max Planck Institute for the History of Science, 2017.
- [137] Meister Stahlbau AG, „Konische Stützen (Pylone),“ [Online]. Available: <http://www.meister-stahlbau.ch/german/pylone.htm>. [Zugriff am 07. November 2020].
- [138] R. Steinmann und J. Menkenhagen, „Die Dachkonstruktion des neuen Zentralgebäudes Flughafen Düsseldorf International,“ *Stahlbau* 70, Heft 3, S. 142-152, 2001.
- [139] C. Marquardt, A. Mesecke, W. Pauser und T. Scheer, *Die Volkswagen Architektur: Identität und Flexibilität als Konzept*, T. Scheer, Hrsg., Hatje Cantz Verlag, 2001.

- [140] „Water Park Aqualagon / Jacques Ferrier Architecture,“ ArchDaily, 24 Juni 2018. [Online]. Available: <https://www.archdaily.com/896522/water-park-aqualagon-jacques-ferrier-architecture>. [Zugriff am 10. November 2020].
- [141] Fehr Gruppe, „SPEZIALELEMENTE AUS FASERBETON: Stützen,“ [Online]. Available: <https://fehrgroup.com/de/spezialelemente/#column>. [Zugriff am 10. November 2020].
- [142] Säulenmanufaktur Gebler GmbH, „Rundstützen aus BSH-Holz,“ [Online]. Available: <http://saeulenmanufaktur.de/rundstuetzen-aus-holz/>. [Zugriff am 10. November 2020].
- [143] W. u. J. Derix GmbH & Co., „Produkte aus Brettschichtholz: Rundstützen,“ [Online]. Available: https://www.derix.de/data/Produkt_Rundstuetzen_Infoblatt.pdf. [Zugriff am 10. November 2020].
- [144] P. Cachot, M. Meier, M. Steiner-Curtis und U. Wüst, „Eulersche Knicklast,“ *Elemente der Mathematik* 65, Heft 3, S. 104-120, 2010.
- [145] B. Sigmund, „Stütze aus Beton und Edelstahl,“ *DETAIL Zeitschrift für Architektur + Baudetail*, Heft 10 Hybride Konstruktionen, S. 20-22, 2019.
- [146] D. Ruhnau, „Unsichtbare Stütze?,“ *db deutsche bauzeitung*, 152. Jahrgang, Heft 05 Ingenieur Baukunst, S. 72-73, 2019.
- [147] KCI GmbH (Hrsg.), „Statische Idealform - Edelstahl in Zigarrenform,“ *EDELSTAHL Aktuell*, Ausgabe 5, S. 8, 2019.
- [148] Karlsruher Institut für Technologie (KIT) (Hrsg.), „Perfekt in Form und Funktion,“ *NEULAND Innovation am KIT 2018/2019*, S. 49, 2019.
- [149] A. Metzger und T. Ummenhofer, „The use of LS-DYNA for the development of a topology-optimized thin-walled shell structure manufactured by Die-Less-Hydroforming,“ in *12th European LS-DYNA Conference 2019*, Koblenz, 2019.
- [150] A. Metzger und T. Ummenhofer, „Prozesskettensimulation Schweißen und Umformen für das „Die-Less-Hydroforming“,“ Vortrag von A. Metzger beim Simulationsforum 2019 Schweißen und Wärmebehandlung Weimar, ohne Konferenzpublikation, 2019.