

# **Additive Fertigung von Anschlusselementen im Stahlbau mit dem Wire Arc Additive Manufacturing**

Vom  
Fachbereich 13 - Bau- und Umweltingenieurwissenschaften  
der Technischen Universität Darmstadt  
zur Erlangung des akademischen Grades eines  
Doktor-Ingenieurs  
genehmigte

Dissertation

vorgelegt von  
**Thilo Feucht, M.Sc.**

aus Reinheim

Referent:

Prof. Dr-Ing. Jörg Lange

Korreferent:

Prof. Dr.-Ing. Ulrich Knaack

Tag der Einreichung

23.05.2023

Tag der mündlichen Prüfung

11.07.2023

Darmstadt 2023

D 17

Feucht, Thilo: Additive Fertigung von Anschlusselementen im Stahlbau mit dem Wire Arc Additive Manufacturing

Darmstadt, Technische Universität Darmstadt

Jahr der Veröffentlichung der Dissertation auf TUPrints: 2023

Tag der Einreichung: 23.05.2023

Tag der mündlichen Prüfung: 11.07.2023

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-243633

URI: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/24363>

Veröffentlicht unter CC BY-SA 4.0 International

<https://creativecommons.org/licenses/>

## Kurzfassung

In dieser Arbeit wird untersucht, wie stahlbauübliche Anschlusselemente mittels Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM) gefertigt werden können. Die Motivation liegt darin, die heutzutage weiterhin übliche händische und zeitaufwendige Baugruppenfertigung durch einen vollautomatisierten Produktionsschritt zu ersetzen, indem die Anschlusselemente direkt auf Stahlträger additiv gefertigt werden. Die Grundlagen und Besonderheiten des WAAM werden dafür erläutert und beschrieben. Zur Ermöglichung eines WAAM-gerechten Konstruierens werden Lehrsätze im Sinne einer wissenschaftlichen Aussage formuliert. Mit dem präsentierten 8-schrittigen Optimierungsprozess werden die Strukturen der Anschlusselemente ermittelt, sodass das Material statisch optimal ausgenutzt wird und gleichzeitig eine schnelle und fehlerfreie Fertigung gelingt. Im Optimierungsprozess werden die numerische Topologieoptimierung sowie die numerische Traglastanalyse genutzt. Drei Anschlusselemente (Trägerhaken, Lasteinleitungssteife, Spannelement) werden beispielhaft optimiert. Im darauffolgenden Kapitel werden für jene Anschlusselemente geeignete Fertigungsstrategien erarbeitet und die Fertigung mit dem WAAM beschrieben. Die Tragfähigkeit der Anschlusselemente wird in zerstörenden Versuchen ermittelt und abschließend in einem Auswertungskapitel mit den numerischen Tragfähigkeiten verglichen.



## Abstract

In this thesis it is investigated how common connection-elements in steel-construction can be manufactured by means of Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM). The idea was to replace the manual and time-consuming assembly process, which is still common today, by a fully-automated manufacturing-step through additively manufacturing the connection elements directly onto the steel beams.

The basics and particularities of WAAM are explained and described. To enable WAAM-compatible design, theorems as science-based statements are formulated. With the 8-step optimization process presented in this work, the structures of the connection-elements are determined. This ensures that the material is statically optimally utilized while a fast and error-free manufacturing process is guaranteed. Numerical topology-optimization and numerical ultimate-load analysis are used in the optimization process.

For practical demonstration, three connection elements (beam hook, load-introduction stiffener, clamping element) are optimized. In a following chapter, suitable manufacturing strategies for these connection elements are outlined. The manufacturing process with the WAAM is described. The ultimate load-capacity of the connection elements is determined via destructive tests. In an evaluation chapter, the outcomes of these tests are compared with the numerical ultimate load-capacities.



---

## Danksagung

Diese Arbeit entstand während meiner fünfjährigen Zeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik (IFSW) am Fachbereich Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der Technischen Universität Darmstadt.

Mit größter Hochachtung möchte ich mich bei Prof. Dr.-Ing. Jörg Lange für die Möglichkeit bedanken, am IFSW zu forschen und diese Dissertation zu schreiben. Ihre fachliche Expertise, Ihre Persönlichkeit und Ihr Vertrauen haben mich bei der Erstellung dieser Arbeit stets ermutigt und motiviert. Ihre Hingabe in der Lehre ist ansteckend und ich bin dankbar, fünf Jahre ein Teil davon gewesen zu sein.

Ebenso möchte ich mich herzlich bei Prof. Dr.-Ing. Ulrich Knaack bedanken, der als Korreferent meine Arbeit mit wertvollen Anregungen bereichert hat. Unsere Gespräche haben geholfen, meinen Horizont zu erweitern, neue Perspektiven einzunehmen und die Qualität meiner Arbeit zu steigern.

Ein großer Dank gilt meinen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen, die während der gesamten Zeit ein wunderbares Arbeitsumfeld geschaffen haben. Insbesondere möchte ich mich bei Benedikt Waldschmitt und Christopher Borg Costanzi bedanken. Ihre Kooperation, gegenseitige Unterstützung und inspirierende Zusammenarbeit haben meine Forschung und Dissertation maßgeblich beeinflusst. Den ehemaligen Kollegen aus der Versuchshalle möchte ich für die Unterstützung bei der Planung und Durchführung der Tragfähigkeitsversuche danken, wobei ich Josef Feith und Sascha Hecker hervorheben möchte.

Dem „AM Bridge 2019“-Team möchte ich für dieses unglaubliche Projekt danken, das wir gemeinsam umgesetzt haben: Prof. Dr.-Ing. Jörg Lange, Prof. Dr.-Ing. Ulrich Knaack, Dr.-Ing. Christopher Borg Costanzi, M.Sc. Benedikt Waldschmitt und M.Sc. Maren Erven. Wäre nur einer von Ihnen / Euch nicht dabei gewesen, wäre es gescheitert.

Für meine Forschung habe ich materielle Unterstützung aus der Industrie erhalten. Ich bedanke mich herzlich bei Fronius Deutschland für die kostenlose Leihe des CMT-Schweißgeräts einschließlich der Peripherie. Der Messer SE & Co. KGaA (Schutzgas) und der Westfälischen Drahtindustrie GmbH (Draht) danke ich für die kostenlose Bereitstellung der Verbrauchsmaterialien. Während meiner Tätigkeit am IFSW durfte ich Studierende bei der Erstellung ihrer Bachelor- und Masterarbeiten begleiten. All jenen danke ich herzlich für die inspirierende Zeit.

Meinen Eltern möchte ich für die Liebe und die jahrelange bedingungslose Unterstützung, auch finanziell, danken, die mir diesen Weg überhaupt erst ermöglicht haben. Ihr seid meine Vorbilder und ich hoffe, meinen Kindern das Gleiche bieten zu können.

Ganz besonders und von tiefstem Herzen möchte ich mich bei meiner Frau Katja Feucht bedanken. Deine endlose Geduld, Unterstützung und Opferbereitschaft während dieser intensiven Zeit haben mir Halt und Zuversicht gegeben. Ohne Dich hätte ich es nicht geschafft. Mit Tristan und Theresa hast Du mir die größten Geschenke der Welt gemacht. Ich liebe Dich!



---

<b>Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>XIII</b>
------------------------------	-------------

<b>Begriffe</b>	<b>XV</b>
-----------------	-----------

<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
---------------------	----------

1.1 Problemstellung und Motivation	1
------------------------------------	---

1.2 Ziel der Arbeit	2
---------------------	---

1.3 Forschungsfragen und Aufbau der Arbeit	3
--	---

<b>2 WAAM</b>	<b>5</b>
---------------	----------

2.1 Einleitung	5
----------------	---

2.1.1 Additive Fertigung im Allgemeinen	5
---	---

2.1.2 Additive Fertigung metallischer Bauteile	6
--	---

2.1.3 Additive Fertigung mit Draht und Lichtbogen	6
---	---

2.2 Metall-Schutzgas-Schweißen	6
--------------------------------	---

2.3 Aufbau einer WAAM-Anlage	8
------------------------------	---

2.4 Slicing	9
-------------	---

2.5 Parametrische Roboterprogrammierung	10
---	----

2.6 Touchsensing	12
------------------	----

2.7 Fertigungsstrategien	12
--------------------------	----

<b>3 Stand der Forschung</b>	<b>17</b>
------------------------------	-----------

3.1 Auswertung Datenbanken	17
----------------------------	----

3.2 Forschungsschwerpunkte	17
----------------------------	----

3.2.1 Materialeigenschaften	17
-----------------------------	----

3.2.2 Prädiktion der Geometrie	18
--------------------------------	----

3.2.3 Kühlung	19
---------------	----

3.2.4 Thermisch-induzierte Eigenspannungen und Verformungen	21
---	----

3.2.5 Ermüdung	22
----------------	----

3.2.6 Schweißsimulation	22
-------------------------	----

3.2.7 Nachbearbeitung durch Fräsen	24
------------------------------------	----

3.2.8 Nachbearbeitung zur Reduktion von Eigenspannungen, Verformungen und Poren	25
---	----

3.2.9 Diverses	26
----------------	----

3.3 WAAM im Bauwesen	26
----------------------	----

---

<b>4</b>	<b>Besonderheiten des WAAM</b>	<b>33</b>
<b>4.1</b>	<b>Eingangsparameter</b>	<b>33</b>
4.1.1	Drahtelektrode	33
4.1.2	Drahtdurchmesser	34
4.1.3	Schutzgas	35
4.1.4	Gasdurchflussmenge	37
4.1.5	Geometrie der Gasdüse	37
4.1.6	Schweißgerät	38
4.1.7	Schweißbrennerführende Maschine	38
<b>4.2</b>	<b>Prozessparameter</b>	<b>38</b>
4.2.1	Stromstärke / Drahtvorschub	39
4.2.2	Spannung / Lichtbogenlänge	39
4.2.3	Schweißprozessregelung	40
4.2.4	Schweißgeschwindigkeit	41
<b>4.3</b>	<b>Thermische Randbedingungen</b>	<b>41</b>
4.3.1	Zwischenlagentemperatur	41
4.3.2	Kühlung	41
4.3.3	Streckenenergie	43
<b>4.4</b>	<b>Geometrische Randbedingungen</b>	<b>43</b>
4.4.1	Orientierung des Schweißbrenners	44
4.4.2	Schweißposition und Schweißrichtung	46
4.4.3	Freies Drahtelektrodenende bzw. Stickout	48
4.4.4	Schweißnahtanfang, -mitte, -ende	50
<b>4.5</b>	<b>Thermisch-induzierte Eigenspannungen und Verformungen</b>	<b>51</b>
4.5.1	Thermisch-induzierte Eigenspannungen	51
4.5.2	Thermisch-induzierte Verformungen	51
4.5.3	Zusammenfassende Schlüsse	52
<b>4.6</b>	<b>Lehrsätze</b>	<b>52</b>
<b>5</b>	<b>Optimierungsprozess von Anschlusselementen</b>	<b>55</b>
<b>5.1</b>	<b>Optimierungsprozess</b>	<b>55</b>
5.1.1	Ermittlung der Randbedingungen	56
5.1.2	Designraum	56
5.1.3	Numerische Topologieoptimierung	57
5.1.4	Traglastanalyse	59
5.1.5	Bewertung & Auswahl	59
5.1.6	Nachbildung, Vereinfachung, Parametrisierung	61
5.1.7	Parameterstudie	62
5.1.8	Fazit	62
<b>5.2</b>	<b>Trägerhaken</b>	<b>62</b>
5.2.1	Ermittlung der Randbedingungen	63

---

5.2.2	Designraum	64
5.2.3	Numerische Topologieoptimierung	64
5.2.4	Traglastanalyse	66
5.2.5	Bewertung & Auswahl	71
5.2.6	Nachbildung, Vereinfachung, Parametrisierung	73
5.2.7	Parameterstudie	73
5.2.8	Fazit	76
<b>5.3</b>	<b>Lasteinleitungssteifen</b>	<b>77</b>
5.3.1	Ermittlung der Randbedingungen	80
5.3.2	Designraum	80
5.3.3	Numerische Topologieoptimierung	80
5.3.4	Traglastanalyse	82
5.3.5	Bewertung & Auswahl	82
5.3.6	Nachbildung, Vereinfachung, Parametrisierung	82
5.3.7	Parameterstudie	83
5.3.8	Fazit	84
<b>5.4</b>	<b>Spannelemente</b>	<b>85</b>
5.4.1	Ermittlung der Randbedingungen	86
5.4.2	Designraum	87
5.4.3	Numerische Topologieoptimierung	88
5.4.4	Bewertung & Auswahl	90
5.4.5	Fazit	91
<b>6</b>	<b>Additive Fertigung von Anschlusselementen</b>	<b>93</b>
<b>6.1</b>	<b>Trägerhaken</b>	<b>95</b>
<b>6.2</b>	<b>Lasteinleitungssteifen</b>	<b>96</b>
6.2.1	I-Träger HEA 140	96
6.2.2	Vorversuch 1	97
6.2.3	Vorversuch 2	98
6.2.4	Additive Fertigung der Teilsteifen	99
<b>6.3</b>	<b>Spannelemente</b>	<b>102</b>
6.3.1	Fertigungsstrategie / Fertigungsablauf	102
6.3.2	Besonderheiten	105
<b>7</b>	<b>Versuche zur Tragfähigkeit</b>	<b>107</b>
<b>7.1</b>	<b>Trägerhaken</b>	<b>107</b>
7.1.1	Versuchsmatrix und Versuchskörper	107
7.1.2	Versuchsaufbau	108
7.1.3	Ergebnisse	109
<b>7.2</b>	<b>Lasteinleitungssteifen</b>	<b>110</b>
7.2.1	Versuchsreihe 1	110
7.2.2	Versuchsreihe 2	112

---

7.2.3	Versuchsreihe 3	114
<b>7.3</b>	<b>Spannelemente</b>	<b>116</b>
7.3.1	Versuchsreihe 1	116
7.3.2	Versuchsreihe 2	118
7.3.3	Versuchsreihe 3	120
<b>8</b>	<b>Auswertung</b>	<b>123</b>
<b>8.1</b>	<b>Trägerhaken</b>	<b>123</b>
8.1.1	Vergleich der Geometrie	123
8.1.2	Vergleich der Randbedingungen	125
8.1.3	Beobachtungen während des Versuchs sowie Ergebnisse und deren Interpretation	125
8.1.4	Vergleich der Traglasten	130
8.1.5	Vergleich der effektiven Traglasten	130
<b>8.2</b>	<b>TeilsteiFe</b>	<b>131</b>
8.2.1	Vergleich der Geometrie	131
8.2.2	Vergleich der Randbedingungen	132
8.2.3	Beobachtungen während des Versuchs sowie Ergebnisse und deren Interpretation	132
8.2.4	Vergleich der Traglasten	136
8.2.5	Vergleich der effektiven Traglasten	137
<b>8.3</b>	<b>Spannelemente</b>	<b>137</b>
8.3.1	Vergleich der Geometrie	137
8.3.2	Vergleich der Randbedingungen	137
8.3.3	Beobachtungen während des Versuchs sowie Ergebnisse und deren Interpretation	138
8.3.4	Vergleich der Traglasten	143
<b>8.4</b>	<b>Fazit</b>	<b>145</b>
<b>9</b>	<b>Vision</b>	<b>147</b>
<b>9.1</b>	<b>Additive Fertigung von komplexen Anchlusselementen</b>	<b>147</b>
<b>9.2</b>	<b>Fertigungsvisionen: Zusammengesetzte Stahltragwerke</b>	<b>148</b>
9.2.1	Personalaufwand reduzieren und Einsatzgebiete erweitern	148
9.2.2	Wiederverwendung von Schrottbauteilen	149
<b>9.3</b>	<b>Baubetriebliche Visionen: Vollautomatisch montierte Stahlhalle</b>	<b>151</b>
<b>10</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>153</b>
<b>10.1</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>153</b>
<b>10.2</b>	<b>Ausblick</b>	<b>154</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>155</b>

---

<b>Anhang A</b>	<b>Parameterstudie Einfluss Schutzgas auf Nahtgeometrie</b>	<b>A-1</b>
<b>Anhang B</b>	<b>Ergebnisse Traglastanalyse topologieoptimierter Trägerhaken</b>	<b>B-1</b>
<b>Anhang C</b>	<b>Versuchskörper Trägerhaken</b>	<b>C-1</b>
<b>Anhang D</b>	<b>Zugproben Trägerhaken</b>	<b>D-1</b>
<b>Anhang E</b>	<b>Auswertung Lasteinleitungssteife Versuchsreihe 2</b>	<b>E-1</b>
<b>Anhang F</b>	<b>Zugproben Teilsteifen</b>	<b>F-1</b>
<b>Anhang G</b>	<b>Zugproben Spannelemente</b>	<b>G-1</b>



## Abkürzungsverzeichnis

AF	Additive Fertigung
ALC	Arc-Length-Correction (deutsch: Lichtbogenlängen-Korrektur)
AWS	American Welding Society
BDK	Biegedrillknicken
CMT	Cold Metal Transfer
CTWD	Contact tip to work distance (deutsch: Stromkontaktrohrabstand)
PRP	Parametrische Roboterprogrammierung
TO	Topologieoptimierung
TS	Travel Speed (deutsch: Schweißgeschwindigkeit)
WEZ	Wärmeeinflusszone
WFS	Wire-Feed-Speed
ZLT	Zwischenlagentemperatur



---

## Begriffe

As-built	As-built bedeutet, dass die Probenoberfläche für eine Untersuchung nicht nachbearbeitet wurde, z. B. durch Fräsen.
Fertigungsfehler	Das Gefertigte entspricht in seiner Beschaffenheit (z. B. Geometrie, Festigkeit) nicht dem Geplanten.
Fertigungsabbruch	Durch ein ungeplantes Ereignis (z. B. Drahtfestbrand, Kollision) wird die Fertigung vom Roboter abgebrochen. Das zum Abbruch führende Signal kann von Sensoren gegeben werden, z. B. der Schweißstromquelle.
Fertigungsstrategie	Die Festlegung des Ablaufs, z. B. in welcher Reihenfolge und in welcher Richtung die Schichten bei der Fertigung aufgebracht werden, nennt man Fertigungsstrategie.
Freies Drahtelektrodenende	Distanz des Drahtes vom Stromkontaktrohr bis zur Drahtspitze bzw. zur Zwischenlage (oder Werkstück).
Lichtbogenstaudruck	Druck, der durch die Stauung der Lichtbogenströmung am Schmelzbad hervorgerufen wird.
Schmelzwirkungsgrad	Aufgeschmolzener Grundwerkstoff pro Leistung. <sup>1</sup>
Schweißgeschwindigkeit	Die Geschwindigkeit, mit der Schweißbrenner an der Schweißstelle bewegt wird.
Stromkontaktrohrabstand	Siehe „Freies Drahtelektrodenende“, auch CTWD.
Teachen	Festlegung einer Roboterposition im Raum, deren Koordinaten und Eulerwinkel dem Roboter durch manuelles, händisches Anfahren und Quittieren übergeben werden.
Touchsensing	Vermessung einer Werkstückposition im Raum, deren Koordinaten und Eulerwinkel dem Roboter durch den Kontakt des Drahtendes mit dem Werkstück übergeben werden. Der Kontakt entsteht während der Roboterbewegung in Richtung des Werkstücks. Der Draht muss hierbei auf den zu den Toolkoordinaten passenden Stromkontaktrohrabstand eingestellt sein.

---

<sup>1</sup> Füssel/Weltmann [2014]

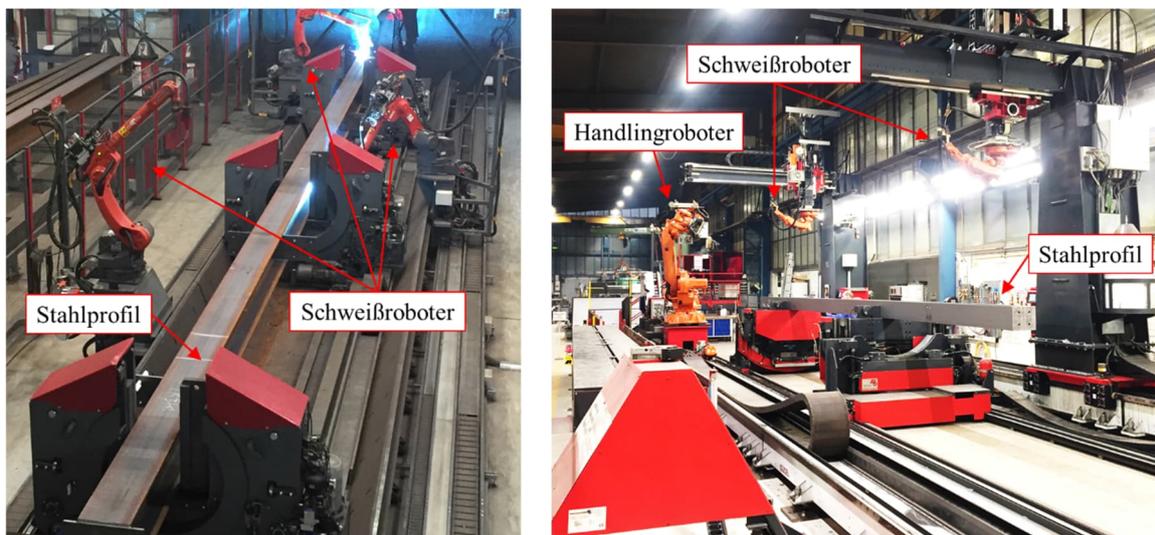


# 1 Einleitung

## 1.1 Problemstellung und Motivation

Additive Fertigungsverfahren sind ein wichtiger Baustein der Industrie 4.0, deren Ziel die Digitalisierung der Industrie ist.<sup>1</sup> Individuelle Produkte sollen zum Preis von Massenware produziert werden können, wofür sich die Verwendung der Additiven Fertigung (AF) mit ihrem hohen Individualisierungs- und Automatisierungsgrad anbietet. Denn: für einen 3-D-Drucker macht es keinen Unterschied, ob er zehn gleiche oder zehn unterschiedliche Bauteile produziert. Dies gilt auch für die Additive Fertigung mit Stahl.

In dieser Arbeit wird das Verfahren Wire & Arc Additive Manufacturing (abgekürzt „WAAM“) verwendet, analysiert und für die Anwendung im Stahlbau untersucht. Das WAAM basiert auf dem Metall-Schutzgas-Schweißen. Der Lichtbogen wird dazu genutzt, den Werkstoff sukzessive aufzutragen und hierdurch dreidimensionale Strukturen zu erzeugen, wobei die Schweißdrahtelektrode das aufzutragende Material ist. Das WAAM kann mit einem handelsüblichen Schweißroboter betrieben werden. Die hohen Aufbauraten von bis zu 5 kg/h und der flexible Bauraum, der lediglich durch den Arbeitsbereich des Roboters begrenzt ist, machen das WAAM für die Anwendung im Stahlbau attraktiv. Noch hat die Additive Fertigung ihren Weg in die Baubranche im Allgemeinen und in die Stahlbaufertigung im Speziellen nicht gefunden. Betrachtet man die Fertigungsprozesse im Stahlbau, so ist die Baugruppenfertigung bzw. der Zusammenbau von Stahlprofilen mit Anschlusselementen größtenteils noch Handarbeit. Inzwischen sind auf dem Markt automatisierte Fertigungssysteme erhältlich, welche diesen Prozessschritt roboterbasiert durchführen (Bild 1.1),<sup>2</sup> denen jedoch die Standardisierung von Stahlkonstruktionen und nicht eine Individualisierung zugutekommt.<sup>3</sup>



a) Fabricator von Voortman

b) Steel Beam Assembler von Zeman

Bild 1.1 Automatisierte Fertigungsanlagen zur Baugruppenfertigung

<sup>1</sup> Bundesministerium für Wirtschaft und Energie [o. J.]; Zeyn [2017]

<sup>2</sup> Kranendonk Robotic Beam Constructor; Voortman Fabricator; Zeman Steel Beam Assembler

<sup>3</sup> Fischer [2014], S. 112

Die automatisierten Fertigungssysteme bestehen hauptsächlich aus Schweißrobotern, sodass eine Integration des WAAM in diese Systeme möglich ist.

Die herkömmliche Stahlbaufertigung erfordert neben der Baugruppenfertigung vorgelagerte Prozesse, z. B. die Materialdisposition oder den Zuschnitt und das Bohren der Bleche. Dies gilt auch für automatisierte Systeme. Wenn die Anbauteile nun mithilfe der Additiven Fertigung direkt auf die Stahlprofile „gedruckt“ werden, können diese vorgelagerten Prozesse entfallen und somit die Prozessabhängigkeiten und die Logistik vereinfacht werden. Die Additive Fertigung bietet somit das Potential, Produktionsprozesse im Stahlbau neu zu gestalten, die die Individualisierung und Automatisierung erhöhen.

Die Herangehensweise, einen Stahlbauanschluss unter den Randbedingungen einer Additiven Fertigung zu konstruieren, unterscheidet sich von der traditionellen Konstruktionsweise, die auf Linienprozessen basiert, bei denen zum Beispiel gewalzte, zugeschnittene Bleche an Stahlprofile geschweißt werden. Die durch die Additive Fertigung ermöglichte Gestaltungsfreiheit kann genutzt werden, Anschlusselemente aus neuartigen Strukturen zu entwickeln. Hierzu existieren in der Wissenschaft noch keine ausreichenden Erkenntnisse, die sich explizit auf die Eigenschaften eines Anschlusses beziehen, der mit dem WAAM auf ein Stahlprofil gefertigt wird.

Auch wenn das WAAM auf einem Schweißprozess basiert, ergeben sich beim Vergleich von additivem und verbindendem Schweißen unterschiedliche Fragestellungen und sogar gegensätzliche Bestrebungen. Im Verlauf einer WAAM-Fertigung heizt sich das Bauteil auf und der Wärmeabfluss geschieht – auch aufgrund von Stauungen – langsam. Bevor die nächste Schweißlage aufgebracht werden kann, muss werkstoffabhängig eine bestimmte Temperatur (Zwischenlagentemperatur) unterschritten werden, was die Fertigungszeit erheblich beeinflusst. Der Gegensatz ist hier, dass bei der Additiven Fertigung mit Lichtbogen tendenziell eine Kühlung notwendig ist, wohingegen beim konventionellen Schweißen oft vorgewärmt werden muss, um ein zu schnelles Abkühlen zu vermeiden.

Die Fertigungsparameter, zum Beispiel der Drahtvorschub und die Schweißgeschwindigkeit, bestimmen die Schweißnahtgeometrie (Nahtbreite, Nahthöhe etc.) und die Materialeigenschaften des gefertigten Bauteils. Die Einstellungsmöglichkeiten bei WAAM-Prozessen sind vielfältig. Sie beginnen bei den Eingangsparametern (u. a. Drahtelektrode, Schutzgas) sowie den Prozessparametern (Stromstärke, Spannung etc.) und enden bei den thermischen Randbedingungen (z. B. Zwischenlagentemperatur, Kühlung) sowie den geometrischen Randbedingungen (Kontaktrohrabstand, Ausrichtung des Schweißbrenners etc.).

Hieraus ergeben sich viele Fragestellungen.

## 1.2 Ziel der Arbeit

Dass additiv gefertigte Stahl-Bauteile gleichwertige Eigenschaften wie gewalzte Halbzeuge aufweisen können, ist bereits bekannt. Damit das WAAM mit der herkömmlichen Stahlbaufertigung konkurrenzfähig ist, reicht es nicht aus, Bauteile eins zu eins zu ersetzen. Vielmehr müssen hierfür die Konstruktionsprinzipien überdacht und auf die Möglichkeiten der Additiven Fertigung erweitert werden. In dieser Arbeit werden Anschlusselemente für eine größtmögliche statische Ausnutzung

und eine sinnvolle Fertigung entwickelt und optimiert. Anhand eines allgemeinen Optimierungsprozesses sollen die optimalen Strukturen erarbeitet werden. Als Hilfsmittel zur Strukturfindung wird die numerische und parametrische Topologieoptimierung verwendet. Die optimale Fertigungsstrategie wird aus den Randbedingungen des WAAM hergeleitet, die in dieser Arbeit vorgestellt werden. Die Eignung der erarbeiteten Fertigungsparameter soll durch Materialuntersuchungen validiert werden. Dabei sollen die Festigkeitseigenschaften ermittelt werden. Mittels Tragfähigkeitsversuche werden die gefertigten Anschlusselemente geprüft.

Somit ergibt sich das Ziel, den kompletten Prozess von der Optimierung bis zur Additiven Fertigung ganzheitlich zu betrachten und miteinander zu verknüpfen, indem die Anforderungen der Fertigung aufbereitet und bei der Strukturfindung berücksichtigt werden.

Bislang ist das Wissen über die Grundlagen des WAAM weit verstreut in Fachzeitschrift-Artikeln zum WAAM und auch Veröffentlichungen zum Schweißen zugänglich. Den Grundlagen des WAAM wird in dieser Arbeit deshalb viel Bedeutung zugemessen. Ein weiteres Ziel ist es, Prozesse zu finden, die hohe Auftragsraten erzielen und damit die Fertigungszeit minimieren.

### 1.3 Forschungsfragen und Aufbau der Arbeit

In der vorliegenden Arbeit werden die nachfolgenden Forschungsfragen behandelt:

1. Optimierungsprozess: Wie sind stahlbautypische Anschlusselemente, die gewöhnlich auf Stahlträger gefertigt werden, zu konstruieren, sodass sie gut mit dem WAAM gefertigt werden können und dessen Vorteile nutzen?
2. Fertigung: Wie stellt man diese Strukturen her?
3. Prüfung: Wie tragfähig sind diese Anschlusselemente?

Der Aufbau der Arbeit richtet sich – den Grundlagen folgend – chronologisch nach den Forschungsfragen und ist in Bild 1.2 aufgeführt.

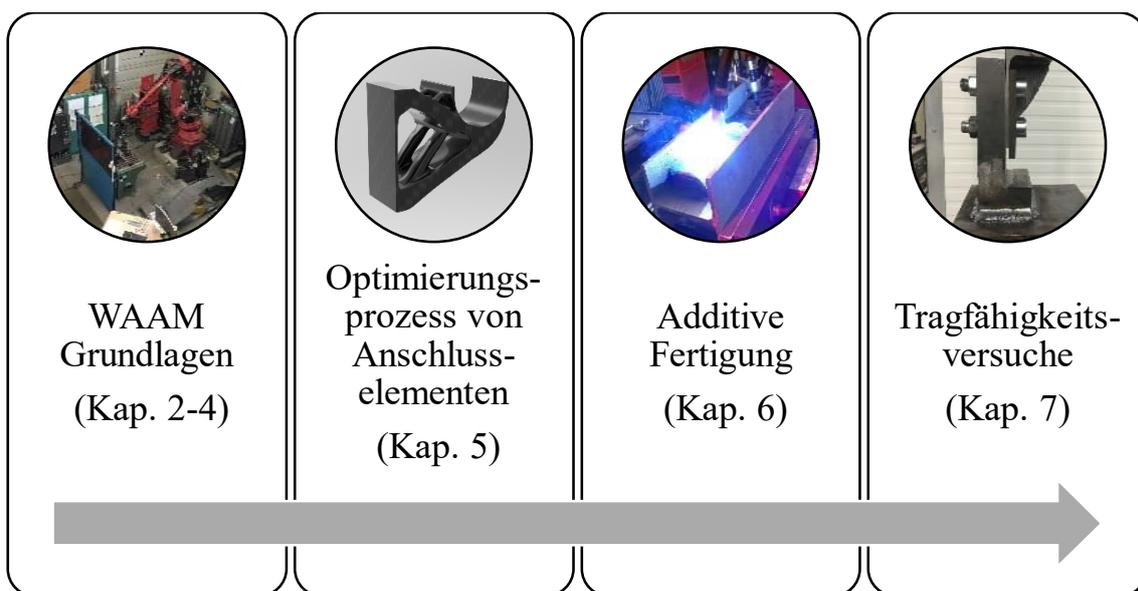


Bild 1.2 Aufbau der Arbeit

Zunächst wird das WAAM beschrieben (Kapitel 2). Dabei wird das Metall-Schutzgas-Schweißen erläutert, welches die Basis des WAAM bildet. Im Kapitel 3 wird der Stand der Forschung beleuchtet, welcher sich auf das WAAM und auf die AF allgemein bezieht. Hierbei wird noch im Speziellen auf die AF im Bauwesen eingegangen.

Das WAAM hat diverse Besonderheiten, die bei der Fertigung und damit auch bei der fertigungsgerechten Konstruktion zu berücksichtigen sind. Viele dieser Besonderheiten sind in der Literatur noch nicht beschrieben, weshalb sie in Kapitel 4 genauer dargelegt werden.

Mithilfe numerischer Simulationen mit der Software ANSYS werden im Kapitel 5 die Strukturen der Anschlusselemente optimiert. Dabei werden drei stahlbautypische Aufgabenstellungen als Grundlage genommen:

1. Gelenkiger Biegeträgeranschluss
2. Steifen zur Lasteinleitung
3. Spannelemente zur Einleitung von Zugdiagonalkräften in I-Trägerstege

Hier soll nicht nur ein starrer Workflow entwickelt, beschrieben und durchgeführt werden. Vielmehr soll die Software zur Verdeutlichung des Kraftflusses genutzt werden. Bei der letztendlichen Konstruktion der zu fertigenden Struktur sollen die expliziten WAAM-Eigenheiten, die eine gute, geeignete und fehlerfreie Fertigung erleichtern, berücksichtigt werden.

Kapitel 6 beschreibt die Fertigung der entwickelten Anschlusselemente. Hierbei werden unterschiedliche Fertigungsstrategien in Betracht gezogen, die eine schnelle und geometriegerechte Fertigung sicherstellen.

Im folgenden Kapitel 7 werden die gefertigten Anschlusselemente als Ganzes auf ihre Tragfähigkeit getestet. Im 8. Kapitel werden die Ergebnisse der Kapitel 5 bis 7 ausgewertet. Dafür werden die Geometrien, die Randbedingungen und die Traglasten aus den numerischen und experimentellen Untersuchungen verglichen.

Die im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Erfahrungen werden in Kapitel 9 zur Erstellung von Visionen verwendet. Dabei wird die rasante Weiterentwicklung der Fertigungs- und Sensortechnik als Anhaltspunkt genommen, um einen kreativen Blick in die Zukunft zu wagen.

## 2 WAAM

### 2.1 Einleitung

Das Wire Arc Additive Manufacturing, kurz WAAM, ist ein Verfahren zur Additiven Fertigung von metallischen Bauteilen. Im folgenden Kapitel werden die Grundlagen des WAAM dargestellt, einerseits, um es im Kontext anderer AF-Verfahren einzuordnen und andererseits, weil ein Verständnis des WAAM-Prozesses notwendig ist, um dessen Besonderheiten (Kapitel 4) erkennen und interpretieren zu können.

#### 2.1.1 Additive Fertigung im Allgemeinen

*Das Prinzip der Additiven Fertigung ist es, ein Ausgangsmaterial sukzessiv derart aneinander zu fügen, dass ein dreidimensionales Bauteil entsteht.*

DIN 8580 beschreibt Fertigungsverfahren, also „alle Verfahren zur Herstellung von geometrisch bestimmten festen Körpern...“.<sup>1</sup> In der aktuellen und im Entwurf befindlichen Fassung von 2020 sind im Vergleich zur gültigen Fassung von 2003 nun auch additive Fertigungsverfahren aufgeführt. Diese werden der Gruppe 1.10 „Urformen durch Additive Fertigung“ zugeschrieben<sup>2</sup> und es wird auf DIN EN ISO/ASTM 52900 verwiesen, die sich mit den Grundlagen und Terminologien der Additiven Fertigung befasst. Abgrenzen lässt sich die Additive Fertigung zur Subtraktiven Fertigung, bei der ein Bauteil „durch gezieltes Entfernen von Werkstoff erzielt“ wird und zur Formgebenden Fertigung, wo die Gestalt „durch Drucken auf einen Körper aus Rohmaterial erzielt“ wird.<sup>3</sup>

Ausgangsmaterialien aller Aggregatzustände können zur AF verwendet werden, wobei Gase<sup>4</sup> und Flüssigkeiten<sup>5</sup> im Vergleich zu festen Stoffen die Ausnahme bilden und hier nicht weiter behandelt werden. Die Verfahren mit festen Stoffen lassen sich nach der Form des Ausgangsmaterials aufteilen: Draht, Pulver und Folie. Einige sind in Tabelle 2-1 dargestellt.

Tabelle 2-1 Additive Fertigungsverfahren unterteilt nach Ausgangsmaterialien (fest)

	<b>Draht</b>	<b>Pulver</b>	<b>Folie</b>
<b>Fügetechnik</b>	Aufschmelzen und Erstarren	An- bzw. Aufschmelzen und Erstarren	Ausschneiden und Kleben
<b>Beispielhafte Verfahren</b>	Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM) Fused Deposition Modeling (FDM)	Selektives Lasersintern (SLS), Selektives Laserschmelzen (SLM)	Laminated Object Manufacturing (LOM), Layer Laminated Manufacturing (LLM)

Die Materialien, die additiv gefertigt werden können, sind vielfältig. Die AF von Glas mittels SLM zeigt Fateri [2017] in Ihrer Doktorarbeit. Seel et al. [2018] beschreiben die AF von Glas als Verstärkung und Verbindungsmittel von lastabtragenden Glasbauteilen. Dabei wird das Glas stabförmig (FDM) aufgeschmolzen. In seiner Dissertation untersucht De Witte [2022] die AF von Ton und zeigt Anwendungsmöglichkeiten im Bauwesen. Wolf/Rosendahl/Knaack [2022] geben einen Überblick über die aktuellen Entwicklungen zum Ton- und Keramik-Druck für

<sup>1</sup> DIN 8580 [2020], S. 6

<sup>2</sup> DIN 8580 [2020], S. 11

<sup>3</sup> DIN EN ISO/ASTM 52900 [2018], S. 30

<sup>4</sup> Das Verfahren nennt sich Laser Chemical Vapor Deposition, siehe Allen [1981]

<sup>5</sup> Zum Beispiel die Polymerisation beim Verfahren Stereolithographie, erfunden von Hull [1986]

Bauanwendungen. Viele Einsatzgebiete ergeben sich bei der AF von Beton. Doppelt-gekrümmte Schalen aus gedrucktem Beton stellen Costanzi et al. [2018] vor. Stand Mai 2023 entsteht in Heidelberg das größte aus Beton gedruckte Gebäude Europas.<sup>1</sup>

### 2.1.2 Additive Fertigung metallischer Bauteile

Für das WAAM selbst und vergleichbare Verfahren zur additiven Fertigung von metallischen Bauteilen definiert DIN EN ISO/ASTM 52900 eine Prozesskategorie mit der Bezeichnung „Materialauftrag mit gerichteter Energieeinbringung“ oder auch Directed Energy Deposition, kurz DED.<sup>2</sup> Abweichend zu bei Pulverbett-Verfahren<sup>3</sup>, wird das Material beim DED nur am Einbauort aufgebracht und aufgeschmolzen. Als Wärmequelle kommen hierbei Laser, Lichtbogen und Elektronenstrahlen zum Einsatz.

Tabelle 2-2 DED-Verfahren, unterteilt nach Wärmequelle und Draht/Pulver

	<b>Draht</b>	<b>Pulver</b>
<b>Laser</b>	Laser Wire-Feed Metal Additive Manufacturing (LWMAM)	Laser Engineered Net Shaping (LENS) Laser Metal Deposition (LMD)
<b>Lichtbogen</b>	Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM)	3D Plasma Metal Deposition (3DPMD)
<b>Elektronenstrahlen</b>	Electron Beam Additive Manufacturing (EBAM)	Electron Beam Melting (EBM)

Alle Verfahren in Tabelle 2-2 sind prinzipiell zur AF auf bestehende Bauteile geeignet, da sie roboterbasiert und außerhalb geschlossener Fertigungszellen durchgeführt werden können. Hierbei ist jedoch die Größe der Druckköpfe zu beachten, da sie die Zugänglichkeit bzw. Erreichbarkeit beschränken können.

### 2.1.3 Additive Fertigung mit Draht und Lichtbogen

Wie bei allen AF-Verfahren, bei denen ein drahtförmiges Material zugeführt wird, ist auch beim WAAM eine Wärmequelle notwendig, die den Draht aufschmilzt bzw. insoweit bearbeitbar macht, als dass er zielgerichtet aufgetragen werden kann. Bei Kunststoff-3-D-Druckern wird das sogenannte Filament (z. B. PLA = Polylactide) mit einem elektrischen Heizelement auf die Verarbeitungstemperatur<sup>4</sup> erwärmt. Beim WAAM wird dazu der aus dem Metall-Schutzgas-Schweißen bekannte Lichtbogen genutzt.<sup>5</sup>

## 2.2 Metall-Schutzgas-Schweißen

Beim Metall-Schutzgas-Schweißen wird der Draht mittig über das Kontaktstück im Schweißbrenner in Richtung der Auftragsstelle geschoben, siehe Bild 2.1. Der Schweißbrenner ist ein rohrförmiges Bauteil, über das auch kontinuierlich das Schutzgas an der vordersten Stelle um den Draht und somit um die Schweißstelle geströmt wird. Das Schutzgas verhindert einerseits den Zutritt der atmosphärischen Gase (Korrosion) und beeinflusst andererseits den Lichtbogen und damit die

<sup>1</sup> Peri 3D Construction [2023]

<sup>2</sup> DIN EN ISO/ASTM 52900 [2018], S. 8

<sup>3</sup> Genannt Powder Bed Fusion (PBF)

<sup>4</sup> Ca. 210 °C bei handelsüblichen 3-D-Druckern mit PLA

<sup>5</sup> Mittlere Lichtbogentemperatur ca. 4.700-6.700 °C, siehe Matthes/Schneider [2016], S. 66

Geometrie- und Materialeigenschaften des geschweißten Guts (siehe Kapitel 4). Zusätzlich beeinflusst das Schutzgas auch den Einbrand respektive wieviel vom Werkstück aufgeschmolzen wird. Als Werkstück wird die Grundplatte oder die bereits additiv gefertigte Struktur bezeichnet.

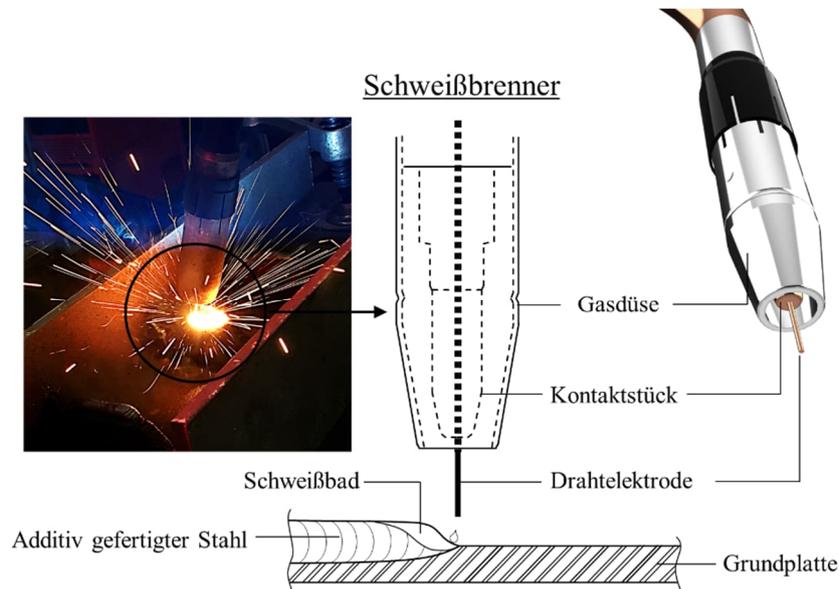


Bild 2.1 Prinzip des Metall-Schutzgas-Schweißens bzw. des WAAM

Durch das Schweißgerät werden an der Drahtspitze und am Werkstück mittels elektrischen Stroms gegensätzliche Pole erzeugt.<sup>1</sup> Die hierdurch gebildete elektrische Potentialdifferenz ermöglicht die Entstehung eines Lichtbogens. Durch die Entladung der Potentialdifferenz (ausgelöst durch die Berührung des Drahts mit dem Werkstück: Kurzschluss) entsteht ein Spannungskanal<sup>2</sup>, in dem der Strom fließt und der als Plasma bezeichnet wird. Wiederholt sich diese Entladung oder läuft kontinuierlich weiter, spricht man vom Lichtbogen. Die Unterschiede der Entladung hängen hauptsächlich von der Größe der Potentialdifferenz ab und schlagen sich im Lichtbogen-Charakter und der unterschiedlichen Benennung der Lichtbogenarten nieder. Im Bereich niedriger Differenzen spricht man vom Kurzlichtbogen; bei höheren ist der Sprühlichtbogen bekannt.

Neben der Funktion als Wärmequelle, ist auch der durch die Strömung des Lichtbogens hervorgerufene Lichtbogenstaudruck auf die Schmelze vorteilhaft.<sup>3</sup> Der Lichtbogenstaudruck wirkt von der Elektrode in Richtung Schmelzbad. Einerseits wird hierdurch der Einbrand hervorgerufen und andererseits auch die Fertigung entgegen der Schwerkraft ermöglicht (z. B. bei auskragender Fertigung oder dem Überkopfschweißen).

Da der Draht bei der Erzeugung des Lichtbogens als Pol fungiert, wird er auch Drahtelektrode genannt. Der Lichtbogen schmilzt sowohl den Draht, als auch das Werkstück auf und sorgt so für eine Bindung zwischen beidem. Das Metall-Schutzgas-Schweißen ist daher ein Verfahren mit *abschmelzender* Elektrode. Verfahren mit *nicht-abschmelzender* Elektrode sind beispielsweise das

<sup>1</sup> Das Schweißgerät wird deshalb oft als Stromquelle bezeichnet

<sup>2</sup> Der Kurzschluss erzeugt große Hitze, was bei Gasen zur Ionisation von Gasteilchen führt und den Stromfluss über das dann dadurch entstehende gasförmige Medium ermöglicht. Die notwendige Wärme ist abhängig von der Ionisationsenergie des Gases.

<sup>3</sup> Lancaster [1984]

Wolfram-Inertgas-Schweißen (WIG) und das Plasmaschweißen, bei denen der Draht seitlich in den von der Wolframelektrode ausgehenden Lichtbogen zugeführt wird.

In der Stahlbaufertigung werden in der Regel zwei Werkstücke aufgeschmolzen und durch den beigefügten Draht verbunden, was Verbindungsschweißen genannt wird. Im Maschinenbau wird das „Beschichten durch Schweißen“, auch Auftragschweißen genannt, angewandt, das der AF nahezu gleich ist.

### 2.3 Aufbau einer WAAM-Anlage

Eine WAAM-Anlage besteht im Wesentlichen aus einem Schweißgerät und einer den Schweißbrenner führenden Maschine: in der Regel ein 6-achsiger Industrieroboter oder eine CNC-Maschine. Herkömmliche Schweißroboteranlagen sind als WAAM-Anlage geeignet.

Im Folgenden werden die Bestandteile einer WAAM-Anlage mit Roboter beschrieben, wie sie bei der Forschung im Rahmen dieser Arbeit verwendet wurde.

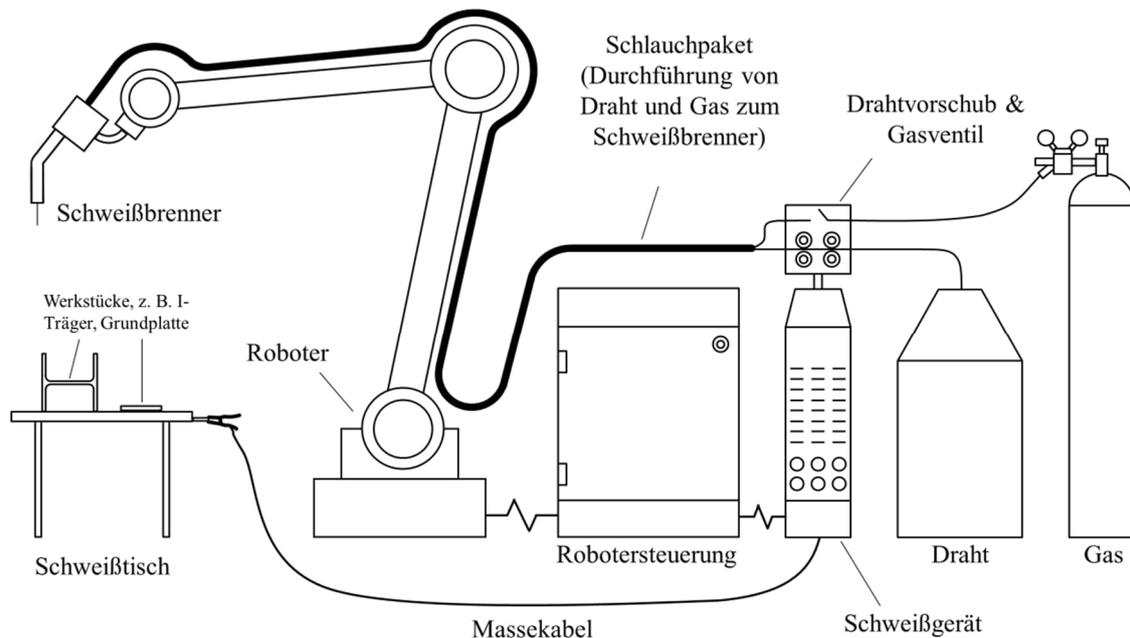


Bild 2.2 Prinzipdarstellung einer WAAM-Anlage, bestehend aus Industrieroboter, Robotersteuerung, Schweißstromquelle und Schweißbrenner einschließlich Schlauchpaket, Schutzgas, Schweißdraht

#### Steuerung

Die Steuerung ist der Kern einer WAAM-Anlage. Sie steuert die Bewegung des Roboters (respektive der CNC-Maschine) und erzeugt bzw. verarbeitet alle Signale für Roboter und Schweißgerät. Der Programmcode ist in der Regel auf der Steuerung gespeichert. Steht im Programmcode beispielsweise ein Befehl „Schweißstart“, so schickt die Steuerung dieses Signal an das Schweißgerät. Das Schweißgerät wiederum startet den Schweißprozess am Schweißbrenner und gibt bei erfolgreicher Zündung des Lichtbogens ein Signal zurück an die Steuerung, welche nun die Bewegung des Roboters startet. Der Roboter wird von der Steuerung gestoppt, sobald eine Fehlermeldung vom Schweißgerät kommt, z. B. wenn der Lichtbogen nicht gezündet wurde oder abbricht.

### Roboter

Roboter, genauer Knickarmroboter, verfügen meist über sechs Achsen, die es ihnen erlauben, mit dem Schweißbrenner Punkte im Raum aus allen Richtungen zu erreichen, zum Beispiel für das Schweißen in Überkopf-Position. Der Bauraum ist durch den Bewegungsraum des Roboters begrenzt. Roboter können zusätzlich auf einer siebten Achse, z. B. einer Schiene, verfahren werden, was den Bauraum weiter vergrößert. Die Flexibilität des Roboters mindert die absolute Genauigkeit, da einerseits geringe Achsungenauigkeiten eine große Auswirkung haben und zudem die im Vergleich zu CNC-Maschinen geringere Steifigkeit des Roboters größere Verformungen hervorruft.

Die Bewegungen des Roboters werden von einem Programmcode vorgegeben, wobei die Programmiersprache bei jedem Hersteller unterschiedlich ist. Inzwischen gibt es aber auch Kooperationen zwischen Roboter-Herstellern und davon unabhängigen Herstellern von Steuerungen. Der Roboterhersteller Comau, dessen Fabrikat auch der in dieser Arbeit verwendete Roboter ist, ging 2017 eine Kooperation mit Siemens ein,<sup>1</sup> das laut einer Pressemitteilung im Juli 2021<sup>2</sup> aufgrund einer benutzerfreundlichen Oberfläche die Konfigurierungs- und Programmierungskosten um 30 % senkte. Zu beachten ist, dass der Erstellung des Programmcodes für eine WAAM-Struktur das Slicing (siehe 2.4) vorausgeht, wofür zusätzliche Software von Dritt-Anbietern kommerziell angeboten wird, die in der Regel Postprozessoren für viele Roboterhersteller anbieten.

### Drehkipptisch (optional)

Zusätzlich zu Roboter oder CNC-Maschine werden – damit die Schweißposition stets in Wannelage ist – oftmals Drehkipptische eingesetzt, auf denen das Bauteil gefertigt wird und die sich um zwei Achsen kippen und eine Achse drehen lassen.

## 2.4 Slicing

Beim Slicing wird die additiv zu fertige Geometrie in Bahnen bzw. Punkte (x-, y-, z-Koordinaten) aufgeteilt, an denen das Druckmaterial aufgetragen werden soll. Die Bahnen werden durch Bewegungsbefehle (meist linear oder zirkular) und Punktkoordinaten beschrieben. Punkte, die in einer Ebene liegen und unmittelbar aufeinanderfolgend gefertigt werden, werden unter dem Begriff Layer<sup>3</sup> zusammengefasst. Je nach Art der Geometrie gibt es mehrere Möglichkeiten und unterschiedliche Strategien der Bahneinteilung, siehe Bild 2.3. Man spricht hier auch von Bahnplanung bzw. der Fertigungsstrategie (siehe Kapitel 2.7).

Die Informationen über die erforderlichen Bewegungen, den Schweißstart, den Schweißstopp, die Schweißgeschwindigkeiten usw. werden dann in einen Programmcode umgewandelt, mit dem die WAAM-Anlage arbeitet. Bei 3-D-Druckern und CNC-Maschinen ist dies häufig der sogenannte G-Code, der auch allgemein für die Maschinensteuerung eingesetzt wird. Für kommerzielle 3-D-Drucker existieren Slicer-Programme, die mithilfe weniger Einstellungen automatisch den G-Code generieren. Inzwischen gibt es solche Programme auch für das WAAM.<sup>4</sup>

<sup>1</sup> <https://automationspraxis.industrie.de/news/sps-integration-comau-und-siemens-vereinfachen-roboterprogrammierung/> (Abrufdatum 23.05.2023)

<sup>2</sup> Comau [2021]

<sup>3</sup> Aus dem Kontext des Schweißens heraus wird auch oftmals der Begriff „Lage“ verwendet

<sup>4</sup> Z. B. SKM Informatik [2021] oder MX3D [2021c]

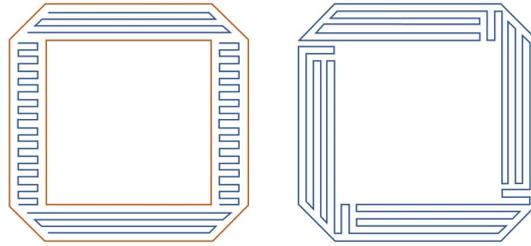


Bild 2.3 Zwei verschiedene Möglichkeiten einen Layer einer Struktur zu slicen bzw. zu fertigen<sup>1</sup>

Damit sich die Bahnen gemeinsam zur angestrebten Struktur formen, muss die Geometrie (Schweißnahthöhe, Schweißnahtbreite) der durch eine Bahn erzeugten Wulst vorher bekannt sein (siehe auch 3.2.2). Wesentlich für die Wulstgeometrie sind die Bewegungsgeschwindigkeit des Druckkopfs (Schweißgeschwindigkeit oder engl. Travel Speed, kurz TS) und die Drahtfördergeschwindigkeit bzw. der Drahtvorschub. Die exakte Vorhersage der Geometrie ist zwar notwendig, jedoch aufgrund der Vielzahl an Einflüssen (siehe Kapitel 4) sehr schwierig, sodass eine Rückkopplung bzw. ein produktionsbegleitender Abgleich zwischen der gefertigten Ist-Geometrie und der Bahnplanung sinnvoll ist. Abweichungen zwischen der Soll- und der Ist-Geometrie führen zu einem Abbruch des Fertigungsverfahren, entweder durch den Anwender aufgrund von sichtbaren Fehlern / Abweichungen, z. B. zu großem / kleinem Kontaktrahabstand (Kapitel 4.4.3) oder durch Fehlermeldungen des Fertigungssystems, z. B. bei einem fehlgeschlagenen Schweißstart. Beim herkömmlichen Slicing (G-Code) muss dann nach Vermessung der Ist-Geometrie die fehlende Struktur neu geslicet und ein neuer Programmcode erstellt werden. Um diesen zusätzlichen Schritt zu vermeiden, ist die Parametrische Roboterprogrammierung (PRP) vorteilhaft.

## 2.5 Parametrische Roboterprogrammierung

Bei der Parametrischen Roboterprogrammierung wird die zu fertigende Struktur durch Funktionen beschrieben. Die x- und die y-Koordinaten sind Funktionen der z-Koordinate:

$$x = f(z), y = f(z)$$

Auch die Ausrichtung des Schweißbrenners, die durch die Rotationswinkel  $\alpha$ ,  $e$  und  $r$  – auch Eulerwinkel genannt – beschrieben wird, kann in Abhängigkeit von  $z$  definiert werden:

$$\alpha = f(z), e = f(z), r = f(z)$$

Auf diese Weise kann zu jedem Fertigungszeitpunkt auf Abweichungen zwischen Soll- und Ist-Geometrie reagiert werden, indem die Laufvariable  $z$  angepasst wird. Dem Roboter werden die Funktionen im Programmcode übergeben. Sie können schon bei der Geometriefindung verwendet werden (siehe 5.1.6). Es können auch komplexe Geometrien mit Funktionen beschrieben werden, z. B. mithilfe einer polynomialen Regression, durchführbar beispielsweise mit Microsoft Excel (Erläuterungen dazu in 3.2.2).

Mit der PRP ist es zudem möglich, ohne Kenntnis der durch eine einzelne Lage erzielten Layerhöhe den Fertigungsverfahren zu starten. Nach der ersten Lage wird die tatsächliche Layerhöhe vermessen, die z-Koordinate dem Programmcode übergeben und die x- bzw. y-Koordinaten für die kommende

<sup>1</sup> Ding et al. [2014]

Lage automatisch berechnet. Die Vermessung der erzielten Layerhöhe (z. B. mittels Touchsensing, siehe 2.6) bzw. der Abgleich zwischen Soll- und Ist-Geometrie kann nach Ermessen der / des Fertigungsverantwortlichen durchgeführt werden und ist abhängig von der zur Verfügung stehenden Vermessungsmethode bzw. den Abbruchkriterien.

Vorteile der parametrisierten Roboterprogrammierung:

- Automatische Koordinatenberechnung für jede z-Koordinate
- Übersichtlicher und kurzer Programmcode
- Geringere benötigte Speicherkapazität des Roboters
- Kurze Reaktionszeit auf Abweichungen zwischen Soll- und Ist-Geometrie
- Simple Skalierung des Druckobjekts möglich

Das Prinzip der parametrischen Roboterprogrammierung wird nachfolgend am Beispiel einer wandartigen Struktur erläutert, siehe Bild 2.4. Hierbei hat die y-Koordinate einen konstanten Wert und nur die x-Koordinaten sind parametrisiert. Die Fertigung des Roboters basiert darauf, dass der Roboter während des Schweißens eines Layers von Punkt 1 nach Punkt 2 fährt. Die x-Koordinaten der beiden Punkte sind dabei abhängig von z. Punkt 2 wird hierbei von einer Ellipsenfunktion beschrieben. Der zugehörige Programmcode ist in Tabelle 2-3 aufgeführt.

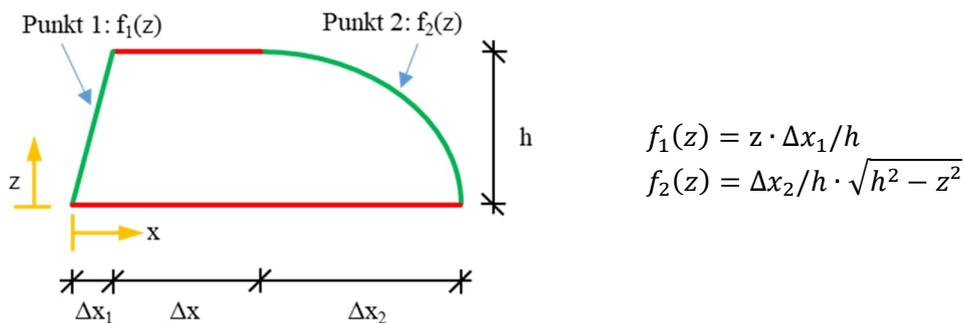


Bild 2.4 Ansicht einer wandartigen Struktur, deren Ränder durch zwei Funktionen beschrieben werden

Tabelle 2-3 Programmcode für das Beispiel in Bild 2.4

```

z = 0, Δz = Layerhöhe, h = Gesamthöhe, Δx1, Δx, Δx2 = wählbare Parameter
FOR i = 1 TO 999 DO
  x1 = z · Δx1 / h
  x2 = Δx1 + Δx + Δx2 / h · (h2 - z2)(1 / 2)
  Punkt1.x = x1
  Punkt2.x = x2
  MOVE LINEAR TO p1
  arc_start
  MOVE LINEAR TO p2
  arc_end
  MOVE LINEAR AWAY 20 ADVANCE
  z = z + Δz
  Punkt1.z = z
  Punkt2.z = z
  IF z >= h THEN
    i = 999
  ENDIF
ENDFOR

```

Weiterführende Beispiele und Erläuterungen zur PRP sind in Feucht et al. [2020a] zu finden.

## 2.6 Touchsensing

Beim Touchsensing wird die Drahtelektrode auf ein definiertes Maß automatisiert abgeschnitten und anschließend mit einer leichten Spannung belegt. Die Drahtelektrode wird dann durch den Roboter gemeinsam mit dem Schweißbrenner langsam auf das zu vermessende Werkstück bewegt (Bild 2.5a). Bei der Berührung mit dem Werkstück (Bild 2.5b), z. B. der Zwischenlage, wird die Bewegung gestoppt und die Roboterposition gespeichert. Die gespeicherte Position lässt nun Rückschlüsse über die Position des Werkstücks zu und kann für die weitere Fertigung verarbeitet werden.



a) Bewegung des Schweißbrenners in Richtung Werkstück



b) Berührung der unter Spannung stehenden Drahtelektrode mit dem Werkstück

Bild 2.5 Touchsensing

## 2.7 Fertigungsstrategien

Beim WAAM gibt es stets verschiedene Möglichkeiten, wie die Struktur aufgebaut werden kann. Die Festlegung des Ablaufs, z. B. in welcher Reihenfolge und in welcher Richtung die Schichten aufgebracht werden, nennt man Fertigungsstrategie.

Die richtige Fertigungsstrategie vereinfacht das Erreichen der folgenden Ziele:

- Homogene Geometrie
- Geeignete Materialeigenschaften
- Schnelle Fertigung
- Hohe Endkonturnähe zur Vermeidung subtraktiver Nachbearbeitung
- Materialsparende Fertigung

Bei der Fertigung von wandartigen Strukturen entstehen unerwünschte Überhöhungen an sich kreuzenden Schweißpfaden (Bild 2.6). Mehnen et al. [2014] untersuchen verschiedene Fertigungsstrategien und empfehlen L-förmige Schweißpfade, die sich nach jeder Lage um 90° drehen (Bild 2.7). Für T-Stöße stellen Venturini et al. [2016] geeignete Fertigungsstrategien vor.

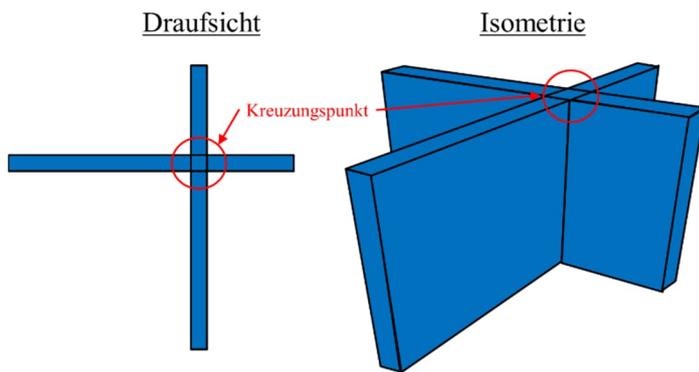


Bild 2.6 Kreuzungspunkte bei wandartigen Strukturen

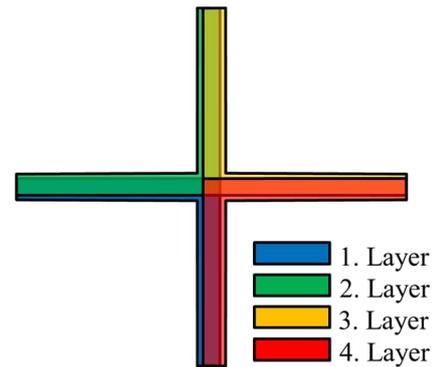


Bild 2.7 Fertigungsstrategie für Kreuzungspunkt nach Mehnen et al. [2014]

Für eine auskragende, horizontale Fertigung sind in Bild 2.8 zwei Fertigungsstrategien gegenübergestellt. In Strategie 1 wird die Kontur zunächst vertikal nach oben gefertigt und dann auf eine horizontale Fertigungsrichtung ( $90^\circ$ ) gewechselt. In der zweiten Strategie wird im ersten Abschnitt eine  $45^\circ$ -Ebene hergestellt, welche im nächsten Abschnitt die Fertigungsrichtung vorgibt. Strategie 2 ist Strategie 1 vorzuziehen, da dort im horizontalen Bereich lediglich am unteren Ende jedes Layers eine auskragende Fertigungssituation entsteht. Die Schweißnähte sind in Strategie 2 lediglich im Winkel von  $45^\circ$  fallend bzw. steigend herzustellen, wohingegen bei Strategie 1 eine  $90^\circ$ -Situation gegeben ist. Strategie 2 ermöglicht höhere Auftragsraten und ist weniger fehleranfällig. Abgesehen von der Oberflächenbeschaffenheit sind die erzeugten Strukturen identisch.

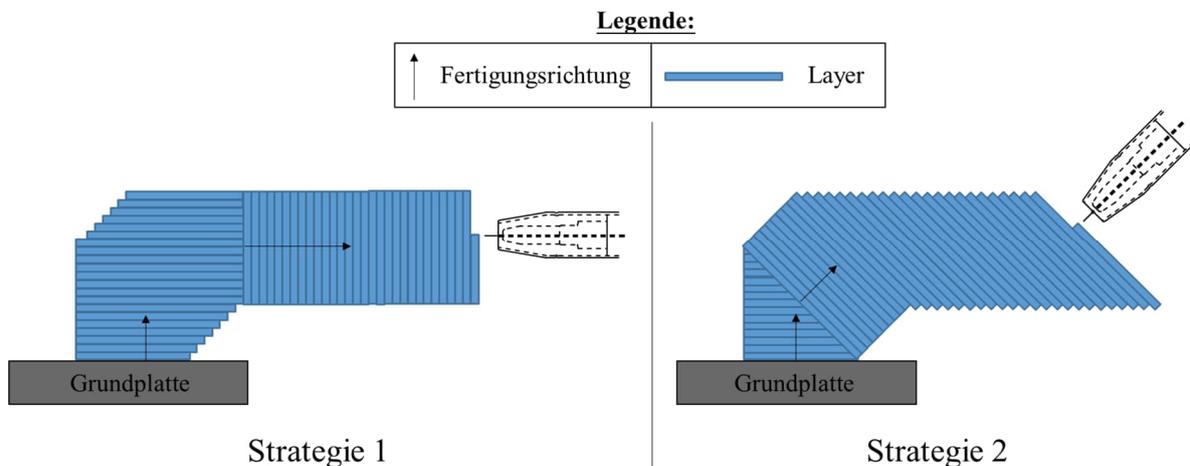


Bild 2.8 Zwei Fertigungsstrategien zur Herstellung einer auskragenden, horizontalen Struktur (Seitenansicht)

Das Prinzip der vorgenannten Fertigungsstrategie wurde beim Projekt „AM Bridge 2019“ angewendet und ist in Bild 2.9 zu sehen. Bei diesem Projekt (siehe hierzu auch Feucht et al. [2022] und Lange/Feucht [2021]) wurde am Campus der TU Darmstadt eine Stahlbrücke mit dem WAAM horizontal auskragend über ein Gewässer gefertigt.

Dadurch, dass der Anfang einer Schweißnaht bei konstanten Parametern stets höher und das Ende einer Schweißnaht stets niedriger ist,<sup>1</sup> wird die Schweißstartstelle alternierend zwischen dem einen und dem anderen Ende des Querschnitts gewechselt.

<sup>1</sup> Dieses Phänomen wird in Kapitel 4.4.4 behandelt

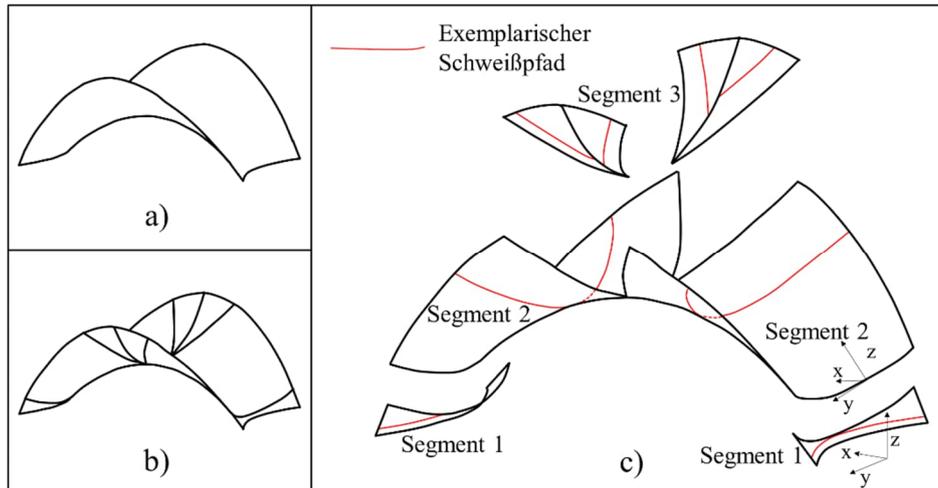


Bild 2.9 a) AM Bridge 2019 Brücke, b) Einteilung in Segmente, c) Explosionsdarstellung mit lokalen Koordinatensystemen

Ab einem gewissen Fertigungszeitpunkt traten nach dem Auftrag einer einzelnen Lage Verformungen auf (Bild 2.10), sodass der Schweißroboter bei der folgenden Schweißung die Zwischenlage verfehlte. Das geradezu schlagartige Auftreten der Verformungen lässt auf eine mit Eigenspannungen durchzogene Struktur schließen.

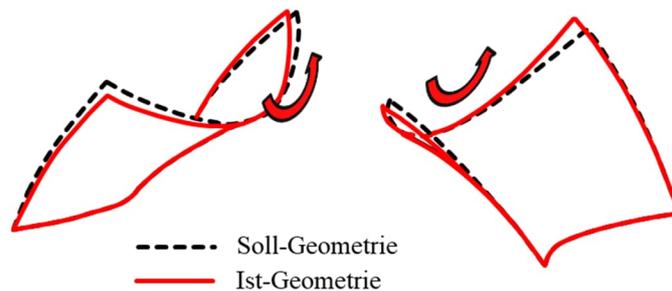


Bild 2.10 Rotation der Brückenquerschnitte aufgrund von thermisch induzierten Eigenspannungen (überhöhte Darstellung)

In der Folge wurde die Fertigungsstrategie verändert. Um die Verformungen konstruktiv zu verhindern, wurde der Querschnitt in Streifen aufgeteilt, welche nachträglich geschlossen werden sollen. Durch die Aufteilung wird der innere Zwang reduziert. In Bild 2.11 sind die Streifen für eine halbe Brückenseite sowie die nachträglichen Verbindungen dargestellt. Diese Strategie wurde beim Projekt „AM Bridge 2019“ angewendet und führte zur erfolgreichen Fertigung des mittleren Streifens (Bild 2.12).

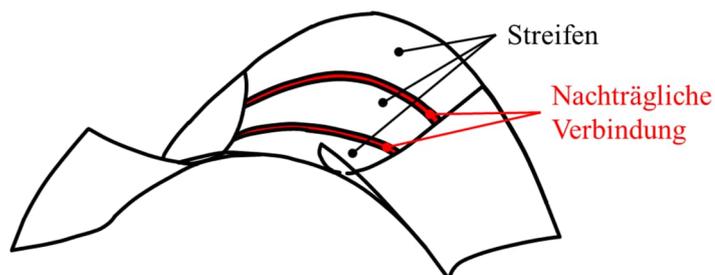


Bild 2.11 Fertigungsstrategie zur Verhinderung eigenspannungsinduzierter Verformungen

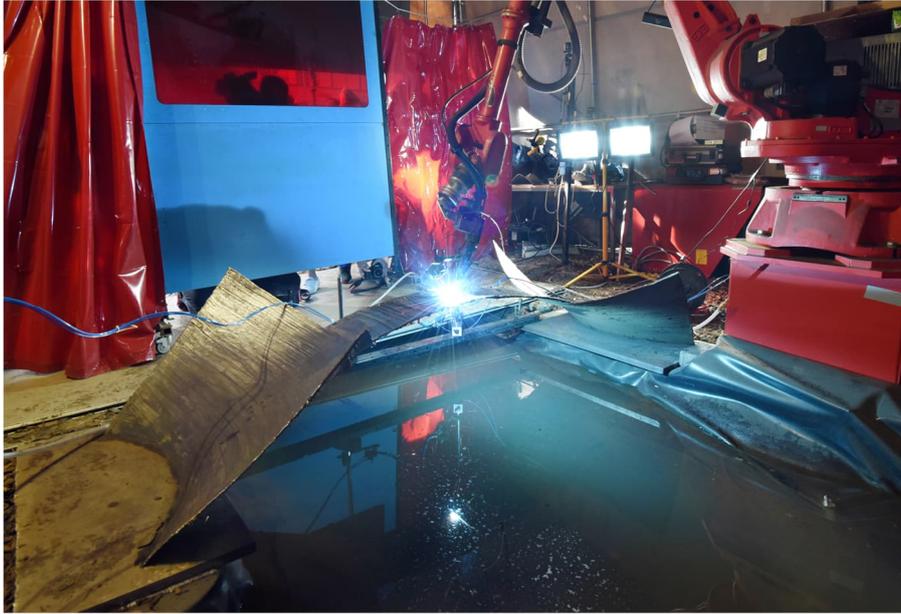


Bild 2.12 Verbindung beider Brückenseiten beim Projekt „AM Bridge 2019“ durch einen Streifen in der Mitte  
(Foto: Claus Völker)



## 3 Stand der Forschung

### 3.1 Auswertung Datenbanken

Die Forschungsaktivitäten im Bereich des WAAM steigen seit Jahren stetig. Eine Studie aus dem Jahr 2018 zeigt einen Anstieg der Veröffentlichungen von 2008 bis 2017 um den Faktor 13 auf.<sup>1</sup> Eine aktuelle Auswertung der Veröffentlichungszahlen ist in Bild 3.1 zu sehen. Dabei wurden die Datenbanken von ScienceDirect und Web Of Science mit folgenden Begriffen durchsucht: „WAAM“ OR "Wire arc additive manufacturing" OR "additive GTAW" OR "additive GMAW" OR "additive manufacturing arc weld" OR "additive manufacturing arc welding".

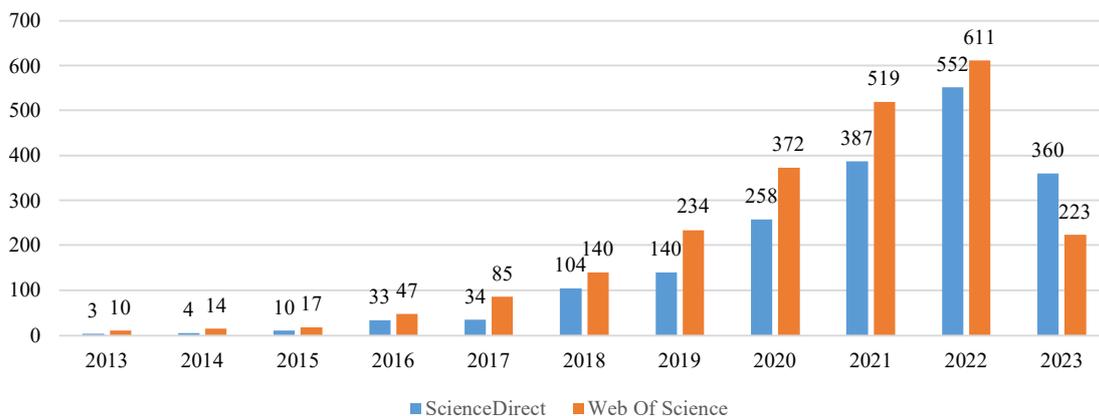


Bild 3.1 Anzahl der Veröffentlichungen zum WAAM (Stand 5/2023)

### 3.2 Forschungsschwerpunkte

Die AF wird in vielen Branchen verwendet. Im Folgenden werden die Forschungsschwerpunkte aufgeführt, die sich mit dem WAAM-Verfahren beschäftigen. Aufgrund der im Vergleich zu anderen Metall-Druckverfahren hohen Auftragsraten und geringen Anlagenkosten wird das WAAM bereits jetzt für die Fertigung von Maschinenbauteilen angewendet, die sonst aus vollen Blöcken gefräst oder von Grund auf geschmiedet werden müssen. Deshalb sind vornehmlich Aktivitäten im Kontext des Maschinenbaus erkennbar.

#### 3.2.1 Materialeigenschaften

Ein Großteil der Veröffentlichungen zum WAAM beschäftigt sich mit der Bestimmung der Materialeigenschaften für eine Kombination aus Drahtelektrode (Material & Durchmesser), Schutzgasmischung und den Schweißparametern (Drahtvorschub, Schweißgeschwindigkeit) einschließlich der Lichtbogenart und -steuerung (Normal, Pulse, CMT). Als Versuchskörper werden in der Regel vertikal gefertigte Wände hergestellt, da diese sich gut für die Ausarbeitung von Zugproben eignen. Neben den üblichen Materialeigenschaften, wie zum Beispiel die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen (Zugversuche), die Härte und die Zähigkeit (Kerbschlagbiegeversuche) werden auch metallographische Untersuchungen durchgeführt. Für letzteres wird das Material geschnitten und geschliffen, um Aufschluss über Risse, die Wärmeeinflusszone (WEZ) und Poren auf Makroebene und auch das Gefüge und die Korngrenzen auf Mikroebene zu erhalten.

<sup>1</sup> Bergmann et al. [2018]

Exemplarisch werden die am häufigsten untersuchten Materialien nachfolgend aufgeführt:

- Un- und niedriglegierte Stähle, z. B. G 3Si1<sup>1</sup> (üblicherweise mit Gasgemischen mit Argon als Hauptanteil)
- Nichtrostende und hitzebeständige Stähle, z. B. G 19 9 L Si<sup>2</sup> bzw. ER308LSi
- Aluminium und -legierungen, z. B. S Al 5356<sup>3</sup> (üblicherweise mit reinem Argon, also reinem Inertgas<sup>4</sup>)
- Titan und -legierungen, z. B. TiAl6V4 bzw. Ti 6402<sup>5</sup> mit gepulstem WIG Prozess (üblicherweise mit reinem Argon, also reinem Inertgas).
- Nickel- und Nickellegierungen, z. B. Inconel 625 (Markenname) bzw. Ni 6625<sup>6</sup>. Häufig werden Legierungen aus Nickel, Chrom und zusätzlich Eisen oder Molybdän eingesetzt.

### 3.2.2 Prädiktion der Geometrie

Den Versuch der Prädiktion der Geometrien von Schweißnähten anhand der Schweißparameter gab es bereits vor Beginn der Forschungsaktivitäten zum WAAM.<sup>7</sup> Um das Slicing, also das Einteilen der Struktur in Schweißbahnen, durchführen zu können, ist die Kenntnis über die Lagenhöhe (Schweißnahthöhe) und Lagenbreite (Schweißnahtbreite) in Abhängigkeit von den Schweiß- und Prozessparametern unabdingbar. Um bereits bekannte Abhängigkeiten von Einstellungen (dem Schweiß- und Prozessparametersatz zugehörige Schweißnahtgeometrien) auf unbekannte Einstellungen übertragen zu können, gibt es die Möglichkeit zur Prädiktion anhand von Regressionsmodellen oder künstlichen neuronalen Netzwerken. Beispielsweise können mit Microsoft Office Excel durch Bildung einer Trendlinie Funktionen gefunden werden, die einen bekannten Zusammenhang zwischen Eingangs- und Ausgangsparametern herstellen. Um mehrere Eingangsparameter zu berücksichtigen, kann ein Potenzproduktansatz gewählt werden. Ob dieser gut gewählt wurde, lässt sich anhand des Bestimmtheitsmaßes erkennen, das idealerweise bei  $R = 1$  liegt. Zusätzlich kann die Art der Funktion gewählt werden, z. B. polynomisch (einschließlich Grad), exponentiell oder logarithmisch.

Almeida [2012] hat in seiner Dissertation systematische Parameterstudien durchgeführt und mithilfe einer Statistiksoftware<sup>8</sup> den Zusammenhang zwischen den Eingangsparametern Drahtdurchmesser, Drahtvorschub, Verhältnis Drahtvorschub zu Schweißgeschwindigkeit und den Ausgangsparametern Schweißnahtbreite und -höhe u. v. m. hergestellt. Xiong et al. [2014] haben in einer Studie ein Regressionsmodell zweiter Ordnung und ein künstliches neuronales Netz (KNN, engl. Artificial Neural Network = ANN) zur Prädiktion von Schweißnahtbreite- und -höhe miteinander verglichen. Dabei wurden als Variablen der Drahtvorschub, die Schweißgeschwindigkeit, die Spannung und der Kontaktrahabstand herangezogen. Beide Methoden ergaben gute Übereinstimmung zwischen den

<sup>1</sup> Geregelt in DIN EN ISO 14341 [2011]. Bezeichnung nach AWS: ER 70 S-6

<sup>2</sup> Geregelt in DIN EN ISO 14343 [2017]. Bezeichnung nach AWS: ER 308 L Si

<sup>3</sup> Geregelt in DIN EN ISO 18273 [2016]. Bezeichnung nach AWS: ER 5356

<sup>4</sup> DIN EN ISO 14175 [2008]

<sup>5</sup> Geregelt in DIN EN ISO 24034 [2010]. Bezeichnung nach AWS: ER Ti 5

<sup>6</sup> Geregelt in DIN EN ISO 18274 [2011]. Bezeichnung nach AWS: ER NiCrMo-3

<sup>7</sup> Zum Beispiel Nagesh/Datta [2002]

<sup>8</sup> Design Expert®7.15. Die angewandten Methoden waren die „Methode der kleinsten Quadrate“ und die „Multiple lineare Regression“.

berechneten und experimentell ermittelten Nahtgeometrien. Das KNN wird, mit seiner Eigenschaft beliebige nichtlineare Prozesse abbilden zu können, als vorteilhafter genannt.

Tang et al. [2021] verwenden ein KNN zur Echtzeit-Überwachung und -Regelung des WAAM-Prozesses und ermöglichen so eine adaptive Steuerung der Nahtgeometrie. Per Sensorik werden die Schweißnahtgeometrie und die Temperatur gemessen und mit den Fertigungsparametern (WFS, TS, A, I, T) korreliert. Aus den Zusammenhängen werden die Schweißparameter so gesteuert und verändert, dass die gewünschte Nahtgeometrie entsteht.

Die Einflüsse auf die Schweißnahtbreite- und -höhe sind weitaus vielfältiger, was im nachfolgenden Kapitel 4 im Einzelnen erläutert wird. Deshalb sind die Erkenntnisse aus den vorgenannten Studien nur dann übertragbar, wenn alle Randbedingungen (Schweißgerät, Umgebungsbedingungen, Geometrie der Struktur etc.) gleich sind.

### 3.2.3 Kühlung

Beim herkömmlichen Schweißen besteht die Gefahr des zu schnellen Abkühlens des Schweißguts. Dadurch bildet sich eine ungewollte Kristallstruktur, z. B. Martensit<sup>1</sup>, das spröde ist und zu Rissen neigt, wenngleich Festigkeit und Härte höher sind. Grund für das schnelle Abkühlen ist die große, durch die angrenzenden Bauteile ermöglichte Wärmeleitung (Bild 3.2). In der AF mit dem WAAM ist das Gegenteil der Fall. Die Wärme aus dem Schweißprozess hat eine vergleichsweise geringe Abflussmöglichkeit.

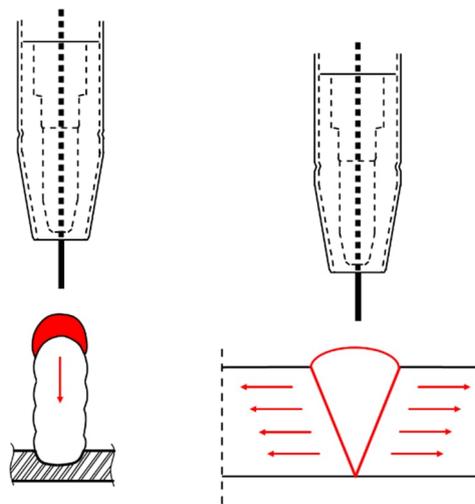


Bild 3.2 Wärmeableitung beim WAAM (links) und beim herkömmlichen Verbindungsschweißen (rechts)

Beim WAAM wird für eine geringe Oberflächenwelligkeit und gute Materialeigenschaften in der Regel eine Zwischenlagentemperatur (ZLT) von 150 °C angestrebt, die durch Kühlmaßnahmen deutlich schneller zu erreichen ist. In Abhängigkeit von der Bauteilgröße schwankt die notwendige Kühlzeit. Große Strukturen bieten der Zwischenlage mehr Zeit zum Abkühlen, wohingegen bei kleinen Strukturen die Kühlzeit die Schweißzeit teilweise um ein Vielfaches übersteigt. Deshalb werden in der Forschung verschiedene Kühlmöglichkeiten und deren Auswirkung auf die Materialeigenschaften und die Kühlzeit untersucht.

<sup>1</sup> Diltthey [2005b] S. 30

Die Kühlmöglichkeiten lassen sich in drei Kategorien einteilen. Die erste Kategorie ist die **Wasserbad-Kühlung** und ist in Bild 3.3 dargestellt. Dabei sitzt die Grundplatte in einem Becken. Der Wasserspiegel wandert mit dem Aufbau der Struktur in die Höhe (ca. 10-20 mm unterhalb der Oberkante), wodurch die Wärme auch während des Fertigungsprozesses (in situ) in das Wasserbad abgegeben wird. Diese Kühlung stellen da Silva et al. [2020] in ihrem Artikel vor.

Eine weitere Kühlmöglichkeit ist die **nachlaufende in-situ-Kühlung** (Bild 3.4). Dabei wird in einem gleichbleibenden Abstand hinter der Schweißstelle durch eine Düse ein Kühlmittel (zum Beispiel Gas, Aerosol oder Druckluft) aufgebracht.

Als letzte Kategorie ist die **Kühlung in den Fertigungspausen** zu nennen. Auch hier können über eine Düse Kühlmittel ausgestoßen werden. Sie unterscheidet sich zur nachlaufenden in-situ-Kühlung durch ihre Unabhängigkeit vom Schweißpfad, sodass die Ausrichtung der Düse(n) frei gewählt werden kann.

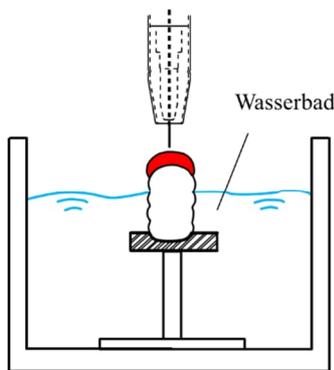


Bild 3.3 Wasserbad-Kühlung

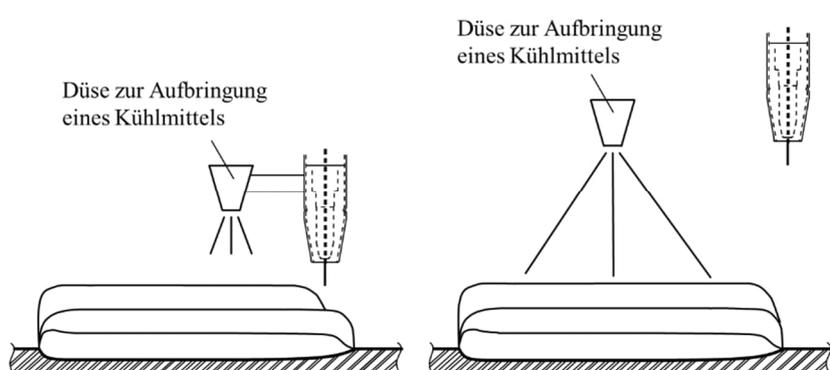


Bild 3.4 Nachlaufende in-situ-Kühlung

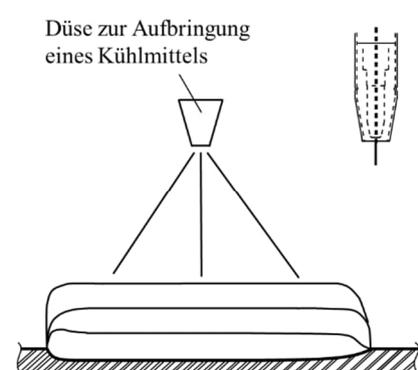


Bild 3.5 Kühlung in Fertigungspausen

In den vorgenannten Kategorien wurde nicht die Kühlung der Grundplatte aufgeführt, da diese ihre Wirkung verliert, je höher eine Struktur wird und deshalb nicht gezielt für eine komplette Struktur mit gleichbleibendem Einfluss eingesetzt werden kann.

Henckell et al. [2017] haben mit einem Draht G 4Si1 Rohre auf einem Drehtisch gefertigt und den Einfluss einer nachlaufenden Gaskühlung (in situ) untersucht. Die Kühlung wurde während der Fertigung mit einem Versatz im Kreisquerschnitt von 90°, 180° und 270° aufgebracht. Der Versatz von 270° hatte als einziger keinen negativen Einfluss auf die Schmelze. Als Gase wurden reines Argon sowie ein Argongemisch und ein Stickstoffgemisch mit je 5 % Wasserstoff verwendet, wobei letzteres hinsichtlich der Oberflächenwelligkeit die besten Ergebnisse erzielte.

Mit einer ebenfalls nachlaufenden in-situ Kühlung (bis auf Raumtemperatur) mit Kohlendioxid haben Wu et al. [2018] Wände aus einer Titanlegierung gefertigt und konnten damit, neben kürzeren Kühlphasen, ein feineres Gefüge und eine verbesserte Oberflächenwelligkeit im Vergleich zu ZLT von 100 °C, 200 °C und 300 °C (alle ohne spezielle Kühlmaßnahmen) feststellen. Hackenhaar et al. [2019] stellen bei einer Kühlung mit Druckluft eine verbesserte Oberflächenwelligkeit und dadurch größere effektive Breite fest.

Reisgen et al. [2019] und Feucht et al. [2020b] zeigen erstmals die Druckluftkühlung mit zerstäubtem, destilliertem Wasser (Aerosol-Kühlung) von wandartigen WAAM-Strukturen aus Draht G 3Si1. Die Verdampfungsenthalpie des Wassers sorgt für eine wesentlich schnellere Wärmeabfuhr als beim Kühlen mit reiner Druckluft. Der Wärmeübergang vom zu kühlenden Werkstoff ist bei verdampfendem Wasser um ein Vielfaches höher als bei Luft. Reisgen et al. [2019] nennen bei einer parallel zur Fertigung laufenden Kühlung eine Reduktion der Kühlzeit auf 10 % im Vergleich zu keiner Kühlung.<sup>1</sup> Feucht et al. [2020b] können eine Halbierung der Kühlzeit im Vergleich zur Druckluftkühlung feststellen.

Durch eine nachlaufende in-situ-Kühlung mit flüssigem Stickstoff konnten Cunningham et al. [2020] die Materialeigenschaften eines nichtrostenden Stahls 316L verbessern (Erhöhung von Streckgrenze und E-Modul). Aussagen über die Produktionszeit oder weitere Zusammenhänge wurden nicht getroffen. Le/Mai/Hoang [2020] kühlen eine Struktur aus nichtrostendem Stahl 308L mit Druckluft und stellen im Vergleich zu keiner Kühlung eine Verbesserung der Oberflächenwelligkeit, Streckgrenze und Zugfestigkeit fest.

Einen Vergleich der Methoden mit Aerosolen (nachlaufend, in situ, 3 bar), Druckluft (während Fertigungspause, 8 bar) und Wasserbad (in situ) stellen Reisgen et al. [2020] bei Wandstrukturen aus einem G 3Si1 an. Die Ziel-ZLT lag bei 100 °C. Die Wasserbad-Kühlung erreichte mit 7,1 s die schnellste Abkühlzeit. Die Aerosol- und Druckluft-Kühlung zeigten ähnliche Abkühlzeiten (12,2 s und 12,6 s). Eine Kombination aus Druckluft und Aerosolen wurde nicht untersucht.

### 3.2.4 Thermisch-induzierte Eigenspannungen und Verformungen

Thermisch-induzierte Eigenspannungen und Verformungen sind in allen AF-Verfahren mit hohen Temperaturgradienten im Fokus. Ziel der Untersuchungen ist es, durch FE-Simulationen beide Phänomene vor der Fertigung abschätzen zu können. Weiterhin werden die wesentlichen Einflüsse erörtert, um diese gezielt zur Reduktion der Eigenspannungen und Verformungen verändern zu können. Zusätzlich ist eine Walzmethode zur mechanischen Reduktion der Eigenspannungen Gegenstand von Untersuchungen.

Spencer/Dickens/Wykes [1997] haben in einer Studie die Eigenspannungen an wandartigen WAAM-Körpern mithilfe der Bohrlochmethode<sup>2</sup> bestimmt. Bei der Herstellung der Versuchskörper wurde die Zwischenlagentemperatur gemessen und es zeigte sich, dass die geringsten Eigenspannungen bei den höchsten Zwischenlagentemperaturen auftraten. Mughal/Fawad/Mufti [2006] stellen ein dreidimensionales, thermo-mechanisches FE-Modell zur Berechnung des Schweißverzugs einer einzelnen Schweißnaht auf einer Grundplatte vor. Ding [2012] hat in seiner Doktorarbeit mehrlagige WAAM-Strukturen untersucht und ein FE-Modell zur Berechnung der Temperaturverläufe sowie der resultierenden Verformungen und (Eigen-)Spannungen entwickelt. Die Eigenspannungen an den Versuchskörpern wurden mithilfe der Neutronenstreuung gemessen. Eine Feststellung von Ding [2012] besagt, dass höhere Zwischenlagentemperaturen die Eigenspannungen reduzieren können. In einer Studie von Zhu et al. [2020] wurden mit 81 Datensätzen von Eigenspannungen aus FE-Berechnungen für drei verschiedene Edelmehle Sensitivitätsanalysen mittels einer Regressions-

<sup>1</sup> Eine Kühlung während der Fertigung ist bei komplexen Bauteilen sehr aufwendig, insbesondere, weil eine Störung des Schweißprozesses vermieden werden muss

<sup>2</sup> Die Bohrlochmethode ist eine mittels Dehnmessstreifen-Rosette durchführbare Methode, bei der die Dehnungen i. d. R. mit drei DMS während des Bohrens gemessen werden

methode und einem neuronalen Netzwerk durchgeführt. Als Struktur wurde eine Grundplatte mit einer Lage gewählt. Dabei wurde die Vorwärmtemperatur der Grundplatte als größter Einfluss auf die Eigenspannungen ausgemacht, gefolgt von der Schweißstromstärke und der Grundplattendicke. In absteigender Wichtigkeit haben folgende Einflüsse Relevanz: die Differenz zwischen der Solidus-Temperatur<sup>1</sup> und der Vorwärmtemperatur, das Produkt aus E-Modul und Wärmeausdehnungskoeffizient, Schmelzbadvolumen, Steifigkeit der Grundplatte und Energieeintrag. Alle Einflüsse erhöhen die Eigenspannungen, ausgenommen das Produkt aus E-Modul und Wärmeausdehnungskoeffizient, das, je höher das Produkt wird, die Eigenspannung senkt. Interpretation: Die Vorwärmtemperatur entspricht der ZLT, somit passt diese Erkenntnis zu den vorgenannten. Alle weiteren Einflüsse beruhen auf Materialkennwerten, deren Einflüsse ohne Untersuchung vorab bereits klar waren. So behindert eine steifere Grundplatte die thermischen Verformungen mehr als eine weiche Grundplatte. Entsprechend sind bei einer steifen Grundplatte die Eigenspannungen größer.

### 3.2.5 Ermüdung

Durch die gewellte Oberfläche bei WAAM-Strukturen ist bei nicht vorwiegend ruhender Belastung mit einer erheblichen Minderung der Festigkeit zu rechnen. Erste Untersuchungen im Kontext des Bauwesens haben Bartsch et al. [2021] mit der Drahtelektrode G 3Si1 durchgeführt. Dabei wurden für as-built-WAAM-Bleche, also mit dem WAAM gefertigte Bleche mit der WAAM-typischen welligen Oberfläche, Kerbfälle in Anlehnung an DIN EN 1993-1-9 [2010] definiert, einerseits für Einzellayer- (Kerbfall 125) und andererseits für Multilayer-Strukturen (Kerbfall 75).<sup>2</sup> Diverse Veröffentlichungen beschäftigen sich mit Ermüdung von nichtrostendem Stahl<sup>3</sup>, aber auch Titan-Legierungen<sup>4</sup> und verschiedene weitere Legierungen<sup>5</sup> sind Gegenstand von Untersuchungen. Samadian/Waele [2020] stellen ein Modell vor, das die Auswirkungen der Oberflächenwelligkeit auf das Wachstum kurzer und langer Oberflächenrisse berücksichtigt. Kühne et al. [2020] brachten auf WAAM-Strukturen aus G 3Si1 drei verschiedene Feuerverzinkungen auf, wodurch eine glattere Oberfläche erzeugt wurde, die – so wird im Beitrag hypothetisch vermutet – eine verbesserte Ermüdungsfestigkeit leisten könne.

### 3.2.6 Schweißsimulation

Die Schweißsimulation hat zum Ziel, den Fertigungsprozess insoweit simulieren zu können, dass auf Versuche verzichtet werden kann und stattdessen das Fertigungsergebnis, insbesondere hinsichtlich der Eigenspannungen und des Verzugs, vorab numerisch berechnet werden kann. Die Simulation teilt sich in die drei Teilbereiche Prozesssimulation, Struktursimulation und Werkstoffsimulation auf.<sup>6</sup> Bei der Prozesssimulation soll die Auswirkung der Schweißparameter (Werkstoff, Schutzgas etc.) auf den Schweißprozess selbst und auf das Fertigungsergebnis erörtert werden. Betrachtet man die Fülle an Einflüssen und Gegebenheiten an einer Schweißstelle in Bild 3.6, wird die Komplexität dieser Aufgabe mit ihren nicht-linearen physikalischen, dynamischen, chemischen, elektrostatischen, statischen und thermischen Vorgängen deutlich. Das nicht-lineare, zeit- und temperaturabhängige Verhalten der Materialien, einschließlich abschmelzender Elektrode und dynamischer Vorgänge,

<sup>1</sup> Bei und unterhalb der Solidus-Temperatur ist ein Material fest

<sup>2</sup> Hier sind die Voraussetzungen (Eingangparameter etc.) gemäß Bartsch et al. [2021] zu beachten

<sup>3</sup> Chierici/Berto/Kanyilmaz [2021]; Gordon et al. [2018]; Gordon/Harlow [2019]; Xin et al. [2021]

<sup>4</sup> Zhang et al. [2016]

<sup>5</sup> Bercelli et al. [2021]; Xie et al. [2021]

<sup>6</sup> Radaj [1999]

sorgen für hohe Berechnungszeiten. Die im WAAM häufig verwendeten Prozessregelvarianten (z. B. CMT oder Pulse) erschweren dies zusätzlich. Eine numerische Simulation des Fertigungsprozesses ist aufgrund dessen nach derzeitigem Stand der Technik sehr zeitaufwändig.

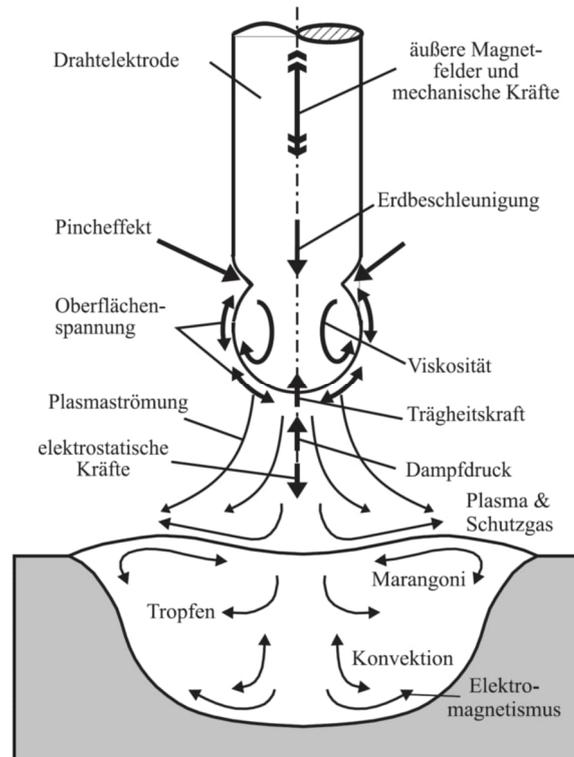


Bild 3.6 Verhältnisse an der Schweißstelle Draht-Lichtbogen-Schmelzbad nach Radaj [1999] aus Mehmert [2003]

Die Struktursimulation erlaubt die Berechnung der zeitabhängigen Veränderungen von Temperaturen und deren Auswirkung auf die Eigenspannungen und den Verzug. Damit stellt sie das wichtigste Segment der Schweißsimulation dar. Die Werkstoffsimulation berechnet die resultierenden Gefüge und deren Umwandlungen, insbesondere in der Wärmeeinflusszone, damit beispielsweise die Heiß- und Kaltrissneigung untersucht werden kann.

Einen dehnungsbasierten Ansatz zur schnellen Berechnung des Verzugs additiv gefertigter Strukturen stellen Hildebrand/Bergmann [2019] vor. Die berechneten Verformungen zeigen bei einer vierlagigen Wandstruktur eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Verformungen. Hertel [2016] beschäftigt sich in seiner Dissertation mit der numerischen Simulation des MSG-Prozesses und erkennt die im Lichtbogen stattfindende Metallverdampfung der Drahtelektrode als unmittelbaren Einfluss auf den Lichtbogen selbst und den Werkstoffübergang.

Zhao et al. [2021] stellen eine CFD-Simulation<sup>1</sup> vor, die den Wärme- und Materialtransfer an der Schweißstelle simuliert. Eine Studie von Cadiou et al. [2020] berücksichtigt in einer weiteren Komplexitätsstufe die reversierende Bewegung des Drahts im CMT-Prozess. Die Berechnungsdauer für einen 6-sekündigen Schweißvorgang wird mit 15 Tagen angegeben.

<sup>1</sup> CFD = Computational Fluid Dynamics

Eine gute Übereinstimmung der simulierten mit der experimentell bestimmten WAAM-Struktur (mit all ihren Unregelmäßigkeiten) zeigen Ogino/Asai/Hirata [2018] in ihrer Studie „Numerical simulation of WAAM process by a GMAW weld pool model“ (siehe auch Bild 3.7 und Bild 3.8). Die Berechnungszeiten werden in der Studie nicht angegeben.

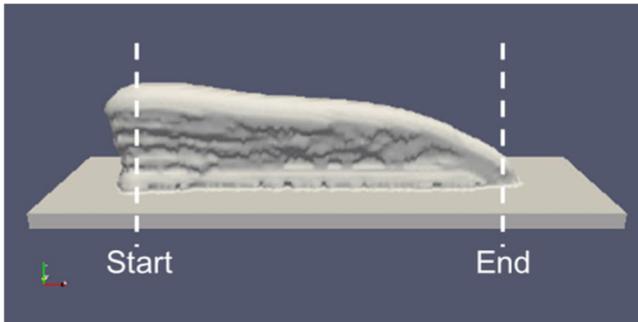


Bild 3.7 Numerische Simulation der WAAM-Struktur<sup>1</sup>



Bild 3.8 Experimentelles Ergebnis<sup>2</sup>

### 3.2.7 Nachbearbeitung durch Fräsen

Bei der Nachbearbeitung durch Fräsen – auch Zerspanung genannt – wird die Oberfläche einer Struktur begradigt. Die Kombination von Additiver Fertigung und Subtraktiver Fertigung wird oftmals Hybride Fertigung genannt und wurde im Kontext des WAAM erstmals von Song et al. [2005] untersucht. Veiga et al. [2020] testen verschiedene Frässtrategien an Strukturen aus einer Titanlegierung. Dabei liefert das Gleichlaufräsen (Fräser rotiert in Bewegungsrichtung des Fräasers) die beste Oberflächenqualität, was im Fräsen allgemein bekannt ist.<sup>3</sup> Fuchs et al. [2020] validieren die Annahme, dass sich die abzutragende Dicke der Oberfläche<sup>4</sup> aus der maximalen Abweichung von der Soll Dicke und dem Maschinenfehler zusammensetzt. Hierdurch lässt sich die Endkontur in einem Fräsvorgang erzielen. Campatelli et al. [2020] untersuchen in einer Fallstudie die AF eines Tragflächenprofils mit anschließender Zerspanung der Oberfläche. Als Ergebnis nennen sie für die AF eine Energieeinsparung von 34 % für den kompletten Prozess (ohne Recycling) im Vergleich zur herkömmlichen Fertigung. In einer weiteren Veröffentlichung entwickeln ein Teil der vorgenannten Autoren einen Ansatz, der die Vorhersage des dynamischen Verhaltens des Tragflächenprofils in Abhängigkeit von der Fräserdrehzahl ermöglicht.<sup>5</sup> Weil das Tragflächenprofil dünnwandig ist, können beim Fräsvorgang Schwingungen auftreten (Rattern). Um dies vorab auszuschließen, wird die WAAM-Oberfläche vermessen, in ein 3-D-FEM-Modell übertragen und dort die durch den Fräskopf angeregte Frequenzantwort des Tragflächenprofils bestimmt. Li et al. [2017] untersuchen die Auswirkungen der Schweißparameter auf die Nahtbreite und der Fräsparameter auf die Oberflächenqualität von WAAM-Strukturen aus Aluminium. Durch die Verknüpfung beider Prozesse mittels zweier Regressionen gelingt eine optimierte Abstimmung miteinander. Lopes et al. [2020] stellen, trotz Abstimmung des Fräswerkzeugs auf das Material, einen erhöhten Verschleiß des Fräskopfes bei WAAM-Strukturen aus hochfestem Stahl fest.

<sup>1</sup> Ogino/Asai/Hirata [2018] Fig. 6 (a)

<sup>2</sup> Ogino/Asai/Hirata [2018] Fig. 8 (a)

<sup>3</sup> Klocke/König [2008] S. 334

<sup>4</sup> Fachbegriff: Bearbeitungszugabe

<sup>5</sup> Grossi et al. [2020]

Da die WAAM-Fertigung meistens mit Robotern durchgeführt wird, gibt es Bestrebungen, auch die Zerspanung mit Robotern durchzuführen. Roboter haben eine geringe Steifigkeit. Dadurch – und auch durch Temperaturschwankungen – sinkt die Genauigkeit und sie sind vom Vergleich zu CNC-Anlagen anfälliger für Schwingungen, auch Rattern genannt. Dem kann man durch geeignete Frässtrategien<sup>1</sup> und kompensierende Maßnahmen entgegen wirken<sup>2</sup>. Ein Forschungsprojekt im ZIM-Netzwerk „Building AM“ beschäftigt sich mit der hybriden Fertigung.<sup>3</sup> Zhang et al. [2019] untersuchen den Ansatz, die Oberseite jedes Layers einer WAAM-Struktur aus Aluminium abzufräsen, siehe Bild 3.9. Die Oberflächenwelligkeit der WAAM-Struktur wird unter Einhaltung einer Frästiefe von  $t = 0,4-1,2$  mm verbessert. Als Grund wird der verbesserte Fluss der Schmelze auf der ebenen Zwischenlage genannt.

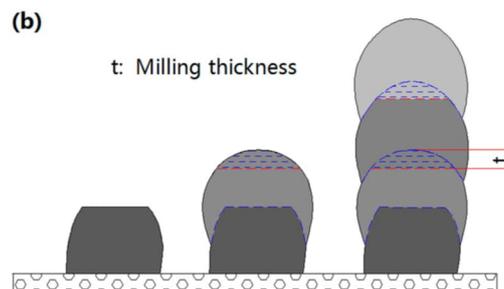


Bild 3.9 Fertigungsprinzip für eine hybride Fertigung mit Fräsen nach jedem Layer<sup>4</sup>

### 3.2.8 Nachbearbeitung zur Reduktion von Eigenspannungen, Verformungen und Poren

Eine Methode zur Reduktion der Eigenspannungen – und damit auch einer Reduktion des Verzugs – stellt das „High pressure rolling“<sup>5</sup> dar. Dabei wird die oberste Schweißlage mit einer profilierten Walzrolle überfahren (Bild 3.10). Die Walzrolle übt dabei Druck auf die Schweißnaht auf.

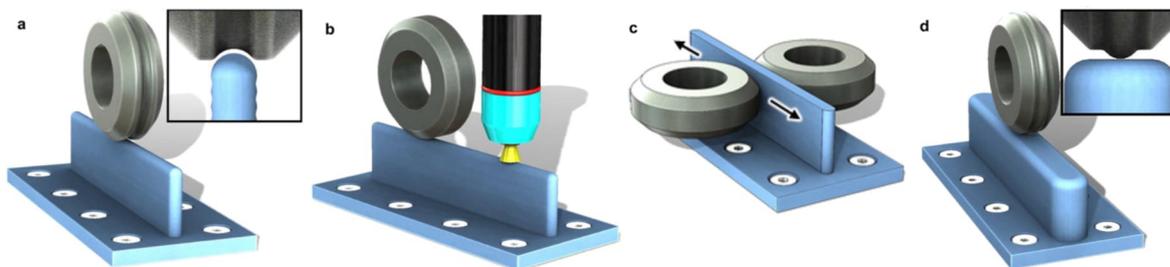


Bild 3.10 Schem. Darstellung verschiedener „Rolling“-Methoden: (a) Vertikal mit profilierter Rolle, (b) in-situ-„Rolling“, (c) Einschnürendes „Rolling“, (d) „Rolling“ mit invertierter Rolle bei mehrlagigen Strukturen<sup>6</sup>

Martina [2014] untersucht in seiner Dissertation den Einfluss des „Rolling“ auf Eigenspannungen und Verzug. Beides wird aufgrund der plastischen Verformung durch das „Rolling“ reduziert, jedoch konnte der Verzug nicht komplett verhindert werden. Diverse weitere Untersuchungen zeigen, dass

<sup>1</sup> Abele/Baier/Tepper [2018]

<sup>2</sup> Wiegold/Hähn/Burmester [2019] nennen als Mittel die Abschätzung der Fräskräfte vor der Bahnplanung und die Echtzeit-Korrektur durch Kraftmessungen während des Fräsprozesses

<sup>3</sup> Projektname „Welding & Milling“ siehe <https://www.building-am.de/projekte/welding-milling/> (Abrufdatum 09.12.2021)

<sup>4</sup> Zhang et al. [2019]

<sup>5</sup> Eine Übersetzung könnte „Hochdruckwalzen“ lauten

<sup>6</sup> Colegrove et al. [2017]

durch diese Nachbearbeitung die üblicherweise auftretenden Längszugeigenspannungen reduziert werden können, sofern der Walzprozess nach dem Abkühlen durchgeführt wird.<sup>1</sup> Auch Poren können mit dieser Nachbearbeitung reduziert werden.<sup>2</sup> Das „Rolling“ kann aktuell jedoch nur bei geraden Strukturen durchgeführt werden.

### 3.2.9 Diverses

Neben grundlegenden Forschungsthemen, die auch andere Fertigungsverfahren betreffen, z. B. die Pfadplanung und Sensorik, sind auch weitere Aktivitäten mit innovativen Ansätzen zu erkennen.

Wang et al. [2021] untersuchen eine Kombination aus einem Plasma-Lichtbogen und einem Laser zur drahtbasierten Fertigung einer Titanlegierung.<sup>3</sup> Hierdurch konnte im Vergleich zum WAAM mit MSG-Lichtbogen eine hohe Auftragsrate bei gleichzeitig hoher Endkonturnähe erreicht werden. Miao et al. [2020] stellen mit Anwendung des gleichen Prinzips bei Aluminium eine Verfeinerung der Kornstruktur und somit eine Verbesserung der Materialeigenschaften (Zugfestigkeit und Bruchdehnung) fest.

Zhou et al. [2021] beschichten jeden Layer einer WAAM-Struktur aus Aluminium mit einem Niob-Pulver (gemischt mit Ethanol). Bei einer ZLT von 150 °C wird das Ethanol verdampft und es entsteht eine in situ-Legierung des Aluminiums, was die Korngröße verkleinert und die Materialeigenschaften verbessert.

Durch Vibrationen während des Schweißens können die Materialeigenschaften der Schweißnaht verbessert werden.<sup>4</sup> Dieser Ansatz wird auch auf das WAAM übertragen und von Zhang/Gao/Zeng [2019] (Material: Aluminium) und Ma et al. [2021] (Material: ER50-6, vergleichbar mit G 2Si1) aufgegriffen. Die Vibration der Grundplatte während der Fertigung führte beim Aluminium zu einer wesentlichen Reduktion der Poren und beim niedriglegierten G 2Si1 zu einer Erhöhung von Streckgrenze, Zugfestigkeit und Härte. Beide beobachten eine Verfeinerung der Kornstruktur.

Zur Steigerung der Auftragsrate existieren verschiedene Ansätze, mehrere Drähte gleichzeitig zu verschweißen. Neben dem Tandemprinzip, bei dem mit zwei Stromquellen und zwei Schweißbrennern an derselben Stelle gefertigt wird,<sup>5</sup> nutzen Reising et al. [2019] die Wärme des Lichtbogens für die Aufschmelzung eines oder mehrerer zusätzlicher Drähte. Der Vorteil bei der zweiten Variante, genannt Mehrdrahttechnologie, ist der im Vergleich zu Tandemverfahren geringere Wärmeeintrag. So konnten Reising et al. [2019] ohne Erhöhung der Streckenenergie die Auftragsrate von 4,2 kg/h auf 7,6 kg/h steigern.

## 3.3 WAAM im Bauwesen

Beim WAAM mit Bezug zum Bauwesen sind seit einigen Jahren Aktivitäten zu erkennen. Das bekannteste Beispiel ist die vom niederländischen Unternehmen MX3D hergestellte Brücke, die in

---

<sup>1</sup> Colegrove et al. [2013]; Coules et al. [2012]; Donoghue et al. [2016]

<sup>2</sup> Gu et al. [2016]

<sup>3</sup> Die Kombination wird dort ebenfalls als Hybride Fertigung bezeichnet

<sup>4</sup> Jose/Kumar/Sharma [2016]

<sup>5</sup> Martina et al. [2019]

einer Fabrikhalle vorgefertigt und im Jahr 2021 in Amsterdam montiert und eröffnet wurde (Bild 3.11).



Bild 3.11 MX3D Brücke in Amsterdam<sup>1</sup>

Eine für die statische und dynamische Tragfähigkeit ausreichende Unterkonstruktion aus herkömmlichem Stahl ermöglicht diesen Einsatz der WAAM-Technologie. Die WAAM-Struktur (Material: nichtrostender Stahl 308LSi) ist in die Tragkonstruktion eingebunden und durch kontinuierliche Messungen (Monitoring) werden Kenntnisse über das Tragverhalten gewonnen. Die Herstellung der Brücke erfolgte in Segmenten, die vertikal gefertigt wurden und mit händischen Schweißungen in ihrer Endlage miteinander verbunden wurden. Es wurden Auftragsraten von 0,5-2,0 kg/h erreicht.<sup>2</sup>



Bild 3.12 Brücke des Projekts „AM Bridge 2019“ an der TU Darmstadt kurz vor dem Rückbau

Ebenfalls eine Brücke aus Stahl wurde im Jahr 2019 an der TU Darmstadt in einer Kooperation des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik mit dem Institut für Statik und Konstruktion durchgeführt. Beim Projekt mit dem Namen „AM Bridge 2019“ wurde eine Brücke mit einer

<sup>1</sup> MX3D [2021a]

<sup>2</sup> Gardner et al. [2020]

Spannweite von ca. 2,80 m vor Ort auf der Baustelle über einen kleinen Teich gefertigt (Bild 3.12, siehe auch Bild 2.7).

Die Besonderheit dieses Projekts lag in der auskragenden bzw. horizontalen Fertigung, die mithilfe des neuartigen Schweißprozesses „CMT<sup>1</sup> Cycle Step“ vom Schweißgerätehersteller Fronius gelang. Der CMT-Prozess<sup>2</sup>, der aufgrund seines reduzierten Energieeintrags sehr häufig im WAAM verwendet wird, wird beim „Cycle Step“ in definierten Abständen durch eine Pause (1-2000 ms) ergänzt, wodurch bei der horizontalen Fertigung eine kontrollierte Erstarrung der Schmelze gefördert und das Heruntertropfen bzw. die Anhäufung von Tropfen verhindert wird. Hierdurch konnte mit einem G 3Si1 und einem Mischgas aus Argon mit einem CO<sub>2</sub>-Anteil von 18 % eine Auftragsrate von ca. 1,10 kg/h erzielt werden.

Costanzi behandelt in seiner Dissertation<sup>3</sup> dünne Bleche, die in vorgebogenem Zustand mittels WAAM verstärkt und ausgesteift werden und als Fassadenelemente eingesetzt werden.<sup>4</sup> Bild 3.13 zeigt ein vorverformtes Blech (t = 0,75 mm) mit aufgetragener WAAM Struktur (Höhe 15 mm) sowie zwei mittels generativem Design verstärkte Dünobleche.



Bild 3.13 Mittels WAAM verstärkte und ausgesteifte Dünobleche (Fotos: Christopher Borg Costanzi)

In Erven et al. [2019] und Bergmann et al. [2020] wird das Forschungsprojekt „Stahlbauknoten“ aus dem ZIM-Forschungsnetzwerk „Building AM“ vorgestellt, bei dem Stahlknoten topologieoptimiert und mit dem WAAM hergestellt werden. Mittels einer In-situ-Bauteilprüfung werden Fehler im Prozess (z. B. Kerben oder Fett-Verunreinigungen) über Unregelmäßigkeiten in den Schweißdaten erkannt. In einem weiteren Artikel zeigen Erven/Lange [2022] die Ergebnisse eines Traglastversuchs des vorgenannten Knotens (Bild 3.14), der für ein 2-D-Fachwerk konstruiert wurde.

<sup>1</sup> CMT = Cold Metal Transfer

<sup>2</sup> Fronius et al. [2013]

<sup>3</sup> Costanzi [2023], Veröffentlichung ausstehend

<sup>4</sup> Costanzi/Knaack [2022] enthält Teile seiner Dissertation

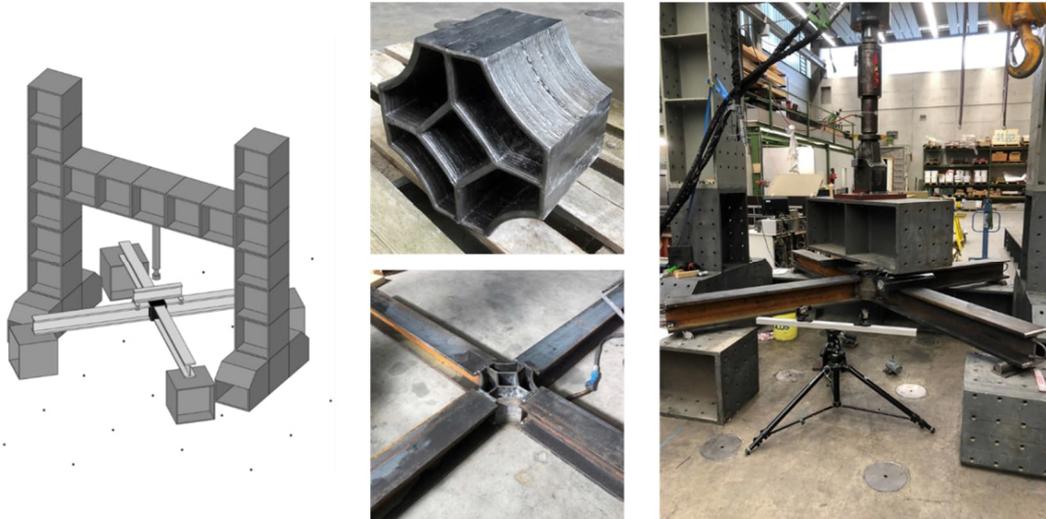


Bild 3.14 2-D-Fachwerkknoten: Versuchsaufbau, gedruckter Knoten und Vorbereitungen des Traglastversuchs<sup>1</sup>

Lange/Waldschmitt/Costanzi [2022] stellen Stützen mit außergewöhnlicher Geometrie und teils auskragender Fertigung vor (Bild 3.15). Es wird ein Workflow vom Entwurf bis zur Fertigung vorgestellt. Dieser beinhaltet die Vorhaltung eines rudimentären digitalen Zwillings während des ganzen Prozesses, wodurch in Kombination mit der Parametrischen Roboterprogrammierung die Reaktion auf Abweichungen zwischen Soll- und Ist-Geometrie ermöglicht wird.



Länge ca. 29 cm

Länge ca. 50 cm

Länge ca. 50 cm

Länge ca. 50 cm

Bild 3.15 Untersuchte Stützen in Lange/Waldschmitt/Costanzi [2022] (Fotos: Benedikt Waldschmitt)

Eine Kooperation von MX3D mit Takenaka, einer japanischen Baufirma, hat den „Connector“<sup>2</sup>, einen WAAM-Knoten aus Duplex-Stahl, hervorgebracht (Bild 3.16). Der Knoten, ca. 40 kg schwer, wird nachträglich mit Mörtel vergossen und hat dann ein Gewicht von ca. 45 kg. Durch den Verguss konnten bei nahezu gleicher Traglast 50 % des Materials eingespart werden. Die Bemessung und die Fertigung des „Connectors“ sollen voll automatisiert werden. Über einen Einsatz des Knotens liegen keine Informationen vor.

<sup>1</sup> Erven/Lange [2022]

<sup>2</sup> MX3D [2021b]

Bild 3.16 „Connector“ von MX3D und Takenaka<sup>1</sup>

Ariza et al. [2018] präsentieren in ihrem Artikel die Idee, Rohrprofile mit dem WAAM zu verbinden. Zukünftig könnten Roboter die Rohre automatisiert in Position halten<sup>2</sup> und die Verbindung wird über stabförmige oder flächenförmige WAAM-Strukturen realisiert, siehe Bild 3.17.

Bild 3.17 Varianten zur Verbindung von Rohren<sup>3</sup>Bild 3.18 Weiterentwicklung der Hohlprofilverbindung<sup>4</sup>

Die zugehörige komplexe Pfadplanung wird von Mitropoulou et al. [2020] vorgestellt und mit Fertigungsversuchen getestet (Bild 3.18). Die stabförmigen WAAM-Strukturen werden aus einem Draht G 3Si1 gefertigt und in Silvestru et al. [2021] sowohl mit as-built als auch mit gefräster Oberfläche getestet. Dabei wurde die Fertigungsrichtung und auch die Ausrichtung des Schweißbrenners zur Fertigungsrichtung variiert, um Rückschlüsse auf die Querschnittsabweichungen zu ermitteln. Die Parameter, insbesondere die Kühlzeit und der Drahtvorschub, wurden dabei jedoch variiert, sodass keine allgemeinen Aussagen möglich sind. Bei den gefrästen Proben lag der Mittelwert der oberen Streckgrenze bei 35,9 kN/cm<sup>2</sup> mit einer Standardabweichung von 1,1 kN/cm<sup>2</sup>.

Am Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik wurden Rohrstützen (Länge 1,105 m, Soll-Wanddicke 3 mm) gefertigt und Druck-Traglastversuchen unterzogen (Bild 3.19 a). Zum Vergleich wurden zusätzlich gewalzte Rohr gleicher Länge und Wanddicke geprüft (Bild 3.19 b). Die additiv gefertigten Rohre versagten aufgrund von Imperfektionen (Versatz der Rohrwand), siehe Bild 3.19 c, die durch Fertigungsunterbrechungen und die fehlende Genauigkeit des Roboters entstanden. Dies führte im

<sup>1</sup> MX3D [2021b]

<sup>2</sup> Parascho [2019] beschreibt das Vorgehen in ihrer Dissertation

<sup>3</sup> Ariza et al. [2018]

<sup>4</sup> Mitropoulou et al. [2020]

Vergleich zu den gewalzten Rohren zu geringeren Traglasten.<sup>1</sup> Zugversuche (Bild 3.19 d) zeigten nahezu identische Streckgrenzen und Zugfestigkeiten. Zusätzlich zur geringeren Traglast ist die Fertigung von Profilen mit dem WAAM zeit- und kostenintensiv und bringt gegenüber dem Walzen kaum Vorteile.



Bild 3.19 Rohrstütze a) in der Prüfmaschine b) gewalzt und additiv gefertigt c) Verformungen aufgrund von Imperfektionen nach dem Druckversuch d) Zugproben (links additiv gefertigt, rechts gewalzt)

Laghi et al. [2019] untersuchen von MX3D hergestellte Rohre (Außen-Ø 55 mm, Wandstärke 5 mm, Länge 150 mm) aus nichtrostendem Stahl 308LSi. Dabei werden Zug- und Druckversuche durchgeführt. Bis zum Erreichen der Streckgrenze sind die Festigkeiten ähnlich, wohingegen bei Belastungen oberhalb der Streckgrenze bei den recht gedrungenen Druckproben Beulen auftritt. Auffällig sind die geringen gemessenen E-Moduln von 10.400-12.800 kN/cm<sup>2</sup> (Bereich der Mittelwerte aus den Zugversuchen) und 10.400 kN/cm<sup>2</sup> (Mittelwert Druckversuche), die im Vergleich zum in DIN EN 1993-1-4 angegebenen Elastizitätsmodul von 20.000 kN/cm<sup>2</sup> stark abweichen. Kyvelou et al. [2021] führen ähnliche Versuche an Rechteck-Hohlprofilen aus nichtrostendem Stahl 308LSi durch. Bei den Druckversuchen mit unterschiedlichen Schlankheitsgraden werden im Vergleich zu gewalzten Rechteck-Hohlprofilen geringere Traglasten erreicht, was auf die großen lokalen geometrischen Imperfektionen zurückgeführt wird. In einem weiteren Beitrag stellt Laghi [2020] erste Untersuchungen zu den Bemessungswerten und dem Teilsicherheitsbeiwert für den vorgenannten nichtrostenden Stahl an.

In Bild 3.20 ist die „Diagrid Column“ dargestellt. Eine Stütze aus stabförmigen Strukturen, hergestellt mit punktuellen Schweißungen, die Laghi et al. [2020] in einem Artikel vorstellen. Dabei wird der Ansatz verfolgt, den Bau der Stütze ganzheitlich zu betrachten und dabei Statik, Architektur, Materialeigenschaften und Fertigung zu verknüpfen. Kloft et al. [2023] stellen in ihrem Beitrag I-Trägerverstärkungen vor. Bild 3.21 zeigt vier Demonstratoren, die eine Aussteifung des Trägerstegs gegen Beulen bewirken. Holzinger/Peters/Trummer [2023] präsentieren Ergebnisse des Forschungsprojekts 3DWelding, in dem, neben der Durchführung von Parameterstudien zu Nahtgeometrien (für verschiedene WFS und Schweißgeschwindigkeiten (TS)) und zugehörigen Festigkeitsuntersuchungen, ein Querkraftanschluss (Bild 3.22) als Proof of Concept untersucht wurde.

<sup>1</sup> Feucht/Lange/Erven [2019]

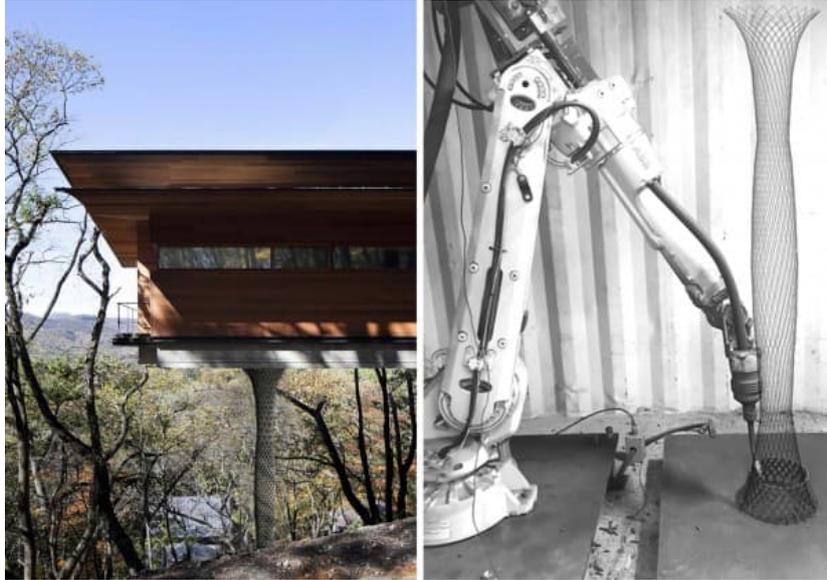
Bild 3.20 „Diagrid Column“<sup>1</sup>

Bild 3.21 Demonstratoren zur Beul-Aussteifung eines IPE 200

Bild 3.22 WAAM-Querkraftanschluss<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Bildquelle: [https://3dpc.io/thumbs/2021/waam/waam-diagrid-column\\_3dpc-600x423.jpg](https://3dpc.io/thumbs/2021/waam/waam-diagrid-column_3dpc-600x423.jpg) (Abrufdatum 23.05.2023)

<sup>2</sup> Holzinger/Peters/Trummer [2023]

## 4 Besonderheiten des WAAM

Im Vergleich zu kommerziellen 3-D-Druckern, die für Laien konzipiert sind, sind WAAM-Systeme in der Regel Insellösungen. Schweißgeräte-Hersteller stellen beispielsweise keine Parametersätze für die AF zur Verfügung, was einerseits an der enormen Vielfältigkeit der Parameter<sup>1</sup> und andererseits an den wenig vorhandenen Kenntnissen über die Besonderheiten des WAAM liegt. Kommerzielle WAAM-Anlagen<sup>2</sup> liefern gegen Aufpreis Parametersätze<sup>3</sup> mit, sind jedoch weit weniger verbreitet, als individuell zusammengestellte Schweißroboteranlagen.

Ein umfassendes Verständnis der Zusammenhänge des WAAM ermöglicht dabei nicht nur eine gezielte Parameterfindung, sondern auch eine fertigungsgerechte Konstruktion der zu fertigenden Strukturen und – im Kontext dieser Arbeit – der Anschlusselemente. Da zum WAAM bisher keine umfassende Literatur existiert, werden im folgenden Kapitel alle relevanten Informationen zum WAAM aufgeführt. Dies sind die Einflüsse auf die Geometrie und auf die Materialeigenschaften, die in vier Kategorien unterteilt sind, siehe Tabelle 4-1.

Tabelle 4-1 Übersicht der Einflüsse auf Geometrie und Materialeigenschaften

<b>Eingangsparameter</b>	<b>Prozessparameter</b>
Drahtelektrode	Stromstärke in A
Drahtdurchmesser in mm	Elektrische Spannung in V
Schutzgas	Drahtvorschub in m/min
Gasdurchfluss l/min	Schweißprozessregelung (Normal, Pulse, CMT etc.)
Geometrie der Gasdüse	Schweißgeschwindigkeit in mm/min
Schweißgerät	
<b>Thermische Randbedingungen</b>	<b>Geometrische Randbedingungen</b>
Zwischenlagen-Temperatur in °C	Ausrichtung der Düse (neutral, schleppend, stechend)
Kühlung	Schweißposition (Wannenlage, steigend, fallend)
	Abstand vom Kontaktstück zum Grundmaterial in mm
	Schweißnahtanfang, Schweißnahtmitte, Schweißnahtende

Die Kenntnis über die Einflüsse ermöglicht die Findung geeigneter Fertigungsparameter und Fertigungsstrategien. Die wichtigsten Erkenntnisse werden abschließend in Lehrsätzen formuliert, die beim Optimierungsprozess berücksichtigt werden und so eine fertigungsgerechte Konstruktion sicherstellen.

### 4.1 Eingangsparameter

#### 4.1.1 Drahtelektrode

Das Material, aus dem die Drahtelektrode besteht, wird zunächst anhand der angestrebten Eigenschaften gewählt. Dabei kommen alle schweißbaren Materialien in Frage. Im Rahmen dieser Arbeit werden ausschließlich die unlegierten Baustähle G 3Si1 und G 4Si1 verwendet, deren chemische Zusammensetzungen Tabelle 4-2 entnommen werden können.

<sup>1</sup> Beispielsweise: Draht (Sorte, Durchm., Reinheit usw.), Schutzgaszusammensetzung und Prozessregelung

<sup>2</sup> Zum Beispiel Gefertec, MX3D, AML3D

<sup>3</sup> Einstellungen des Schweißgeräts und der Schweißgeschwindigkeit, die für individuelle Schweißmaterialien definierte Geometrie- und Materialeigenschaften erzielen.

Tabelle 4-2 Chemische Zusammensetzung nach DIN EN ISO 14341 [2011]<sup>1</sup>

Kurzzeichen	Chemische Zusammensetzung (Masseprozent)											
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Al	Ti + Zr
3Si1	0,06 bis 0,14	0,70 bis 1,00	1,30 bis 1,60	0,025	0,025	0,15	0,15	0,15	0,03	0,35	0,02	0,15
4Si1	0,06 bis 0,14	0,8 bis 1,20	1,60 bis 1,90	0,025	0,025	0,15	0,15	0,15	0,03	0,35	0,02	0,15

Der entscheidende Unterschied zwischen G 3 und G 4 wird hierbei durch die Anteile an Silizium (Si) und Mangan (Mn) bewirkt. In einem Fertigungsversuch wurden die zwei Drahtelektroden G 3Si1 und G 4Si1 miteinander verglichen, siehe Bild 4.1. Trotz ansonsten identischer Fertigungsparameter musste der Versuch mit dem G 3Si1 abgebrochen werden.



G 3Si1 Hersteller WDI  
Produktname WEKO 2  
Si-Gehalt 0,85 %  
Mn-Gehalt 1,45 %



G 4Si1 Hersteller WDI  
Produktname WEKO 4 L  
Si-Gehalt 1,05 %  
Mn-Gehalt 1,75 %

Bild 4.1 Fertigungsergebnisse für zwei verschiedene Drahtelektroden.

Silizium und Mangan erhöhen die Festigkeit und wirken desoxidierend,<sup>2</sup> was das Verhalten der Schmelze und damit deren Viskosität beeinflusst. Im vorgenannten Versuch wurde die Schmelze des G 3Si1 zu flüssig und tropfte seitlich ab.

#### 4.1.2 Drahtdurchmesser

Übliche Drahtdurchmesser sind 0,8-1,2 mm (1,6 mm bilden die Ausnahme). Kleinere Durchmesser haben bei gleicher Stromstärke eine höhere Auftragsrate als größere Durchmesser, wohingegen bei gleicher Abschmelzleistung der Einbrand bei größeren Durchmessern stärker ausgeprägt ist,<sup>3</sup> siehe Bild 4.2. Der Energieeintrag ist bei höheren Drahtdurchmessern also größer, was in der AF nicht immer gewünscht ist. Jedoch können höhere Durchmesser im gleichen Lichtbogenbereich (z. B. Kurzlichtbogen) quantitativ mehr Abschmelzleistung erzielen, bevor sich eine andere Lichtbogenart einstellt, was wiederum von Vorteil sein kann.

<sup>1</sup> Die Tabelle enthält Auszüge von Tabelle 3A aus DIN EN ISO 14341 [2011]

<sup>2</sup> Dilthey [2005b], S. 90ff

<sup>3</sup> Pomaska 1991 zitiert nach Siewert [2013]

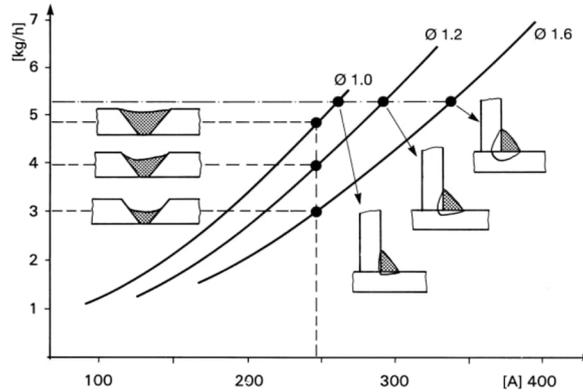


Bild 4.2 Einfluss des Drahtdurchmessers und der Stromstärke (in A) auf die Abschmelzleistung und den Einbrand<sup>1</sup>

#### 4.1.3 Schutzgas

Neben dem Schutz der Schweißstelle vor der Umgebungsluft und gegen Porenbildung, beeinflusst die chemische Zusammensetzung des Schutzgases den Lichtbogen und damit das Verhalten sowie die Eigenschaften des Schmelzbads. Die Temperatur des Lichtbogens ist von der Ionisationsenergie des Gases<sup>2</sup> bzw. dessen Bestandteilen abhängig.<sup>3</sup> Schutzgasbestandteile werden in aktiv und inert unterschieden. Aktivgas-Anteile (z. B. Kohlendioxid, Sauerstoff) reagieren mit der Schmelze, wohingegen Inertgas-Anteile (z. B. Argon) dies nicht tun. Dies spiegelt sich im Einbrand, der Nahtgeometrie, dem Spritzeraufkommen und der Metallurgie der Schweißnaht wider.<sup>4</sup> Bild 4.3 zeigt die Einflüsse des Aktivgasanteils auf verschiedene Eigenschaften.

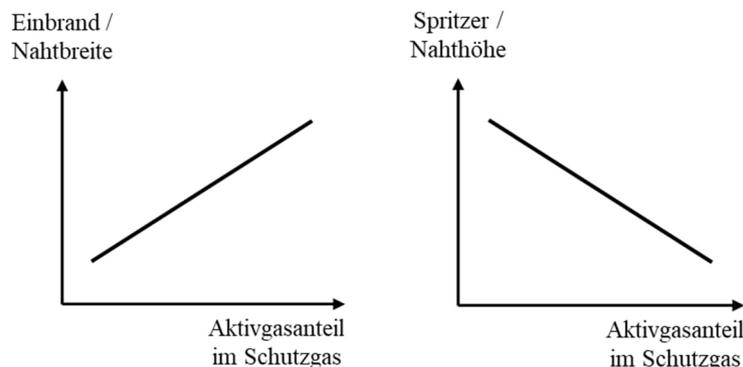


Bild 4.3 Einfluss des Aktivgasanteils auf den Einbrand und die Nahtbreite

Die in Bild 4.3 aufgeführten Zusammenhänge können je nach Eingangsparametern mehr oder weniger stark zum Vorschein kommen, siehe Parameterstudie in Anhang A, bei der die Nahthöhen bei unterschiedlichen Gasen und zwei verschiedenen Drahtvorschüben (3 m/min und 5 m/min) miteinander verglichen wurden.

Hertel [2016] bereitet die Zusammenhänge bei Verwendung eines Sprühlichtbogens zwischen Naht- und Einbrandgeometrie grafisch auf, siehe Bild 4.4.

<sup>1</sup> Pomaska 1991 zitiert nach Siewert [2013]

<sup>2</sup> Ionisationsenergie ist bei jedem Gas unterschiedlich, vgl. Matthes/Schneider [2016] S. 106

<sup>3</sup> Matthes/Schneider [2016] S. 65

<sup>4</sup> Füssel/Weltmann [2014]

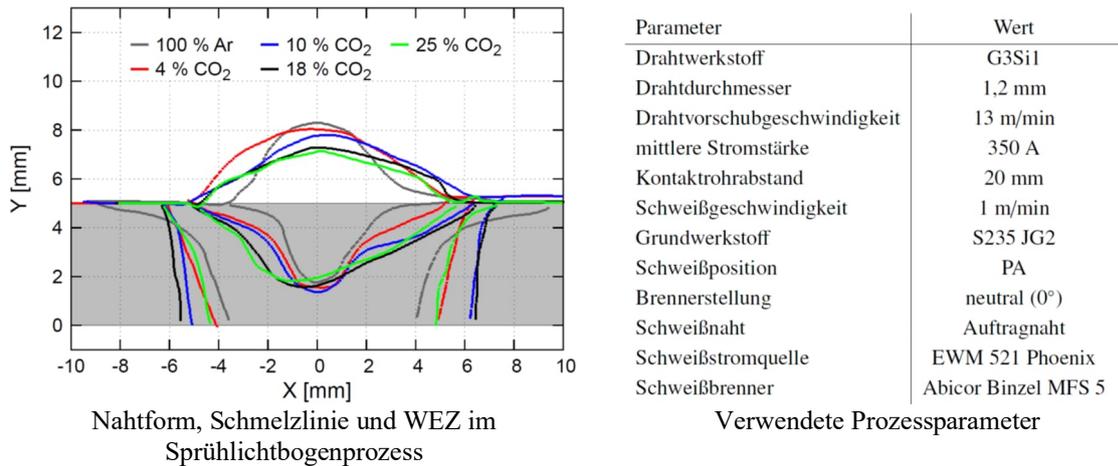


Bild 4.4 Auswirkungen verschiedener Schutzgasmischungen aus Hertel [2016]<sup>1</sup>

Höhere Aktivgasanteile verringern die Oberflächenspannung der Schweißschmelze<sup>2</sup>, was mit einer kleiner werdenden Viskosität einhergeht. Bild 4.5 zeigt zwei Schweißtropfen unmittelbar nach Schweißende bzw. nach Abbrechen des Lichtbogenstaudrucks. Das Schutzgas mit 18 % CO<sub>2</sub> sorgt für eine flachere Schmelze und schmiegt sich stark um die Zwischenlage. Im weiteren Verlauf wackelt sie stärker, als beim Schutzgas mit 6 % CO<sub>2</sub> und 1 % O<sub>2</sub>. Dies ist mit der durch den höheren Aktivgasanteil hervorgerufenen kleineren Viskosität zu erklären.

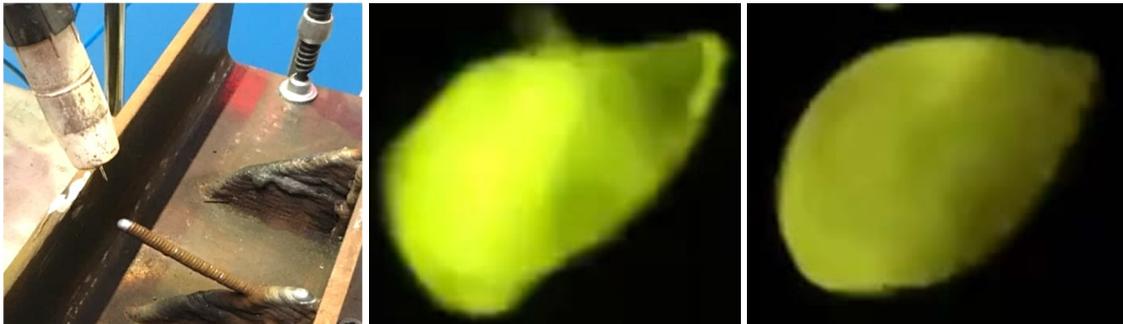


Bild 4.5 Übersicht (links) Schmelze direkt nach Schweißende mit Argon-Mischgas 18 % CO<sub>2</sub> (mitte) und 6 % CO<sub>2</sub> / 1 % O<sub>2</sub> (rechts)

Im WAAM ist im Vergleich zum Verbindungsschweißen die Erzielung des notwendigen Einbrands mit weniger Aktivgasanteil erreichbar, auch weil meist kein Flankeneinbrand erforderlich ist. Lediglich bei der 1. Lage, die das AM-Bauteil mit dem Halbzeug verbindet, ist der Einbrand mit wenig Aktivgas aufgrund der schnelleren Wärmeableitung schwerer zu erreichen. Eine Studie<sup>3</sup> über den Einfluss des Schutzgases auf auskragend gefertigte Strukturen ermittelt ein Argon-Schutzgas mit 6 % CO<sub>2</sub> und 1 % O<sub>2</sub> als ideale Mischung, um prozesssicher eine hohe Auftragsrate zu erzielen. Andere Mischgase neigten zum Heruntertropfen der Schmelze (18 % CO<sub>2</sub>) bzw. zu Poren (2,5 % CO<sub>2</sub>). Ein zu geringer Energieeintrag, der mit einem geringen Aktivgasanteil (2,5 % CO<sub>2</sub>) einhergeht, kann die ausreichende Entgasung<sup>4</sup> verhindern und somit Porenbildung begünstigen. Insbesondere bei

<sup>1</sup> S. 123, Abbildung 7.13 und S.109 Tabelle 7.1

<sup>2</sup> Subramaniam/White [2001]

<sup>3</sup> Feucht et al. [2021]

<sup>4</sup> Entgasung / Ausgasung: Austritt der Gase aus der flüssigen Schmelze. Wird durch Legierungselemente, z. B. Mangan und Silizium, begünstigt.

Schweißungen von auskragenden Stabelementen (siehe auch Bild 4.5) tritt die Porenbildung. Bild 4.6a und Bild 4.6b zeigen die behinderte Entgasung und die entstehenden Poren, die durch eine Beule erkennbar werden. Der flüssige Schweißtropfen kühlt durch die Bewegung bzw. das Anschmiegen zusätzlich schneller ab, als bei Schweißungen in Wannenlage. Die Entgasung kann nun nicht mehr stattfinden und es entstehen Poren im Schweißgut. Bei größeren Aktivgasanteil ist dies nicht der Fall (Bild 4.6c).



Bild 4.6 Fotos des erhärtenden Schweißtropfens bei einer punktuellen Schweißung mit verschiedenen Schutzgasen

Zusammenfassend lässt sich für unlegierte Stähle sagen, dass bei einer Fertigung in Wannenlage eine Schutzgasmischung mit wenig Aktivgasanteil (2,5 % CO<sub>2</sub>) und in Zwangslagen ein Schutzgas mit mittlerem Aktivgasanteil (6 % CO<sub>2</sub> und 1 % O<sub>2</sub>) am besten geeignet ist.

Ergänzend sei noch erwähnt, dass Inertgase bei reaktionsfreudigen Werkstoffen (z. B. Aluminium, Aluminiumlegierungen, Nickel, Nickellegierungen, Kupfer, Titan, Magnesium) verwendet werden.<sup>1</sup>

#### 4.1.4 Gasdurchflussmenge

Die Gasdurchflussmenge muss ausreichend groß sein, sodass ein Schutz der Schmelze sichergestellt ist. Aber auch eine zu hohe Durchflussmenge kann den Prozess stören. In der Regel wird eine Durchflussmenge von 15 l/min angestrebt. In der Literatur wird ein Bereich von 10 bis 25 l/min angegeben.<sup>2</sup> In Schweißkursen wird ein Zusammenhang zwischen dem Drahtdurchmesser und der Gasdurchflussmenge hergestellt: Gasdurchflussmenge in l/min = 10 x Drahtdurchmesser.<sup>3</sup> Dieser Wert ist aus Sicht des Verfassers als Mindestwert zu verstehen. Zur Sicherstellung einer ausreichenden Durchflussmenge sollte die Menge direkt an der Gasdüse gemessen werden, weil durch das Schlauchpaket, das insbesondere bei Roboterschweißanlagen sehr lang ist, Verluste von 1-3 l/min entstehen können.

#### 4.1.5 Geometrie der Gasdüse

Die Geometrie der Gasdüse bildet die Größe der Schutzgasglocke und beeinflusst zudem die Zugänglichkeit. Eine zylindrische Gasdüse (Bild 4.7 links) erzeugt eine größere Schutzgasglocke. Das ist beim WAAM von Vorteil, weil aufgrund des oft vorhandenen Wärmestaus die Schweißnähte

<sup>1</sup> Siewert [2013] S. 7

<sup>2</sup> Dilthey [2005a]

<sup>3</sup> Schweisstechnik [2021]

langsamer abkühlen. Bei hohem Drahtvorschub ist der Lichtbogen größer, wofür eine große Schutzgasglocke respektive eine zylindrische Gasdüse besser geeignet ist. Im herkömmlichen Schweißen werden oftmals konische Gasdüsen (Bild 4.7 Mitte) verwendet, da diese insbesondere bei Kehlnähten eine bessere Zugänglichkeit gewährleisten. Unter Einhaltung eines konstanten Abstands vom Kontaktstück zum Werkstück (engl. Contact tip to work distance, kurz CTWD) bieten konische Gasdüsen mit hervorstehendem Kontaktstück eine noch bessere Zugänglichkeit (Bild 4.7 rechts).

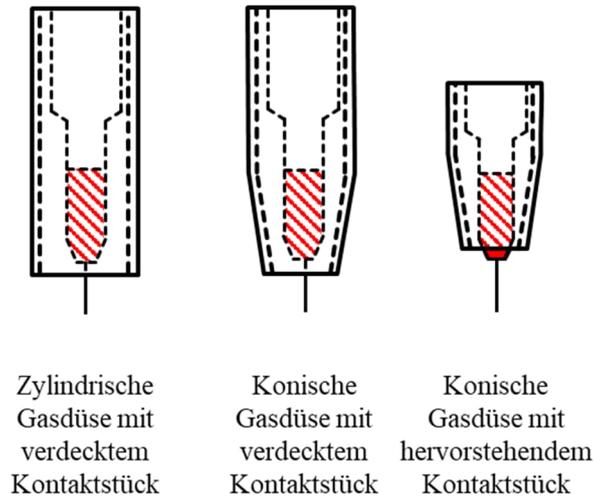


Bild 4.7 Beispiele für verschiedene Geometrien von Gasdüsen

#### 4.1.6 Schweißgerät

Obwohl Schweißgeräte unterschiedlicher Hersteller und Modelle vergleichbare Einstellungen bieten (Stromstärke, Spannung, Drahtvorschubgeschwindigkeit etc), werden trotzdem unterschiedliche Ergebnisse hinsichtlich der Nahtgeometrie erzeugt. Diese sind bei gleichen Einstellungen zwar minimal, was beim WAAM jedoch über mehrere Lagen kulminiert und zu nicht vernachlässigbaren Abweichungen führt. Hinzu kommt, dass moderne Schweißgeräte über diverse Regeltechniken verfügen, die je Hersteller und Modell unterschiedlich sind (siehe 4.2.3 Schweißprozessregelung).

#### 4.1.7 Schweißbrennerführende Maschine

Roboter sind flexibler und haben einen größeren Bauraum als CNC-Maschinen. Sie sind nicht so steif wie CNC-Maschinen und haben deshalb eine geringere absolute Genauigkeit und eine geringere Wiederholungsgenauigkeit. Adebayo [2013] hat in ihrer Dissertation beide Systeme miteinander verglichen und stellt bei einer CNC-Maschine höhere Genauigkeiten bei der Nahtgeometrie und insbesondere der Oberflächenwelligkeit fest. Sie untersucht eine weitere CNC-Maschine (Rührreißschweißmaschine), welche wiederum die Genauigkeit des Roboters liefert. Bandari et al. [2015] vergleichen CNC-Maschine und Roboter zusätzlich hinsichtlich der Kosten und kalkulieren mit 249 Pfund/kg für das Roboter-System und 364 Pfund/kg für das CNC-System. Neben Robotern und CNC-Maschinen gibt es auch die Möglichkeit den Schweißbrenner an einer festen Halterung zu montieren und mit einem Drehtisch Rohre herzustellen.

## 4.2 Prozessparameter

Die Prozessparameter sind die während des Prozesses veränderbaren Parameter und werden nachfolgend beschrieben.

#### 4.2.1 Stromstärke / Drahtvorschub

Die Stromstärke  $I$  in Ampere (A) ist ausschlaggebend für die Lichtbogentemperatur<sup>1</sup> und damit für die eingetragene Energie. Mit steigender Stromstärke steigt auch der Einbrand, siehe Bild 4.8.

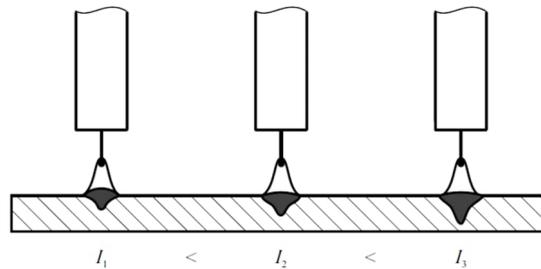


Bild 4.8 Einfluss der Schweißstromstärke auf das Einbrandverhalten beim MSG-Schweißen<sup>2</sup>

Während des Schweißprozesses, insbesondere beim Kurzlichtbogen, ist die Stromstärke nicht konstant, siehe Bild 4.9. Beim Sprühlichtbogen sind die Schwankungen der Stromstärke geringer als beim Kurzlichtbogen.

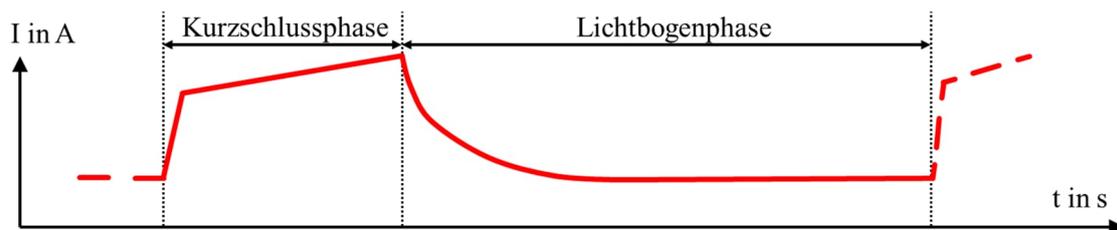


Bild 4.9 Qualitativer Verlauf der Stromstärke für einen Schweißzyklus bei einem Kurzlichtbogenprozess

Über die Zeit gemittelt, korreliert die Stromstärke mit dem Drahtvorschub WFS (Wire Feed Speed) in m/min, weshalb bei Parametersätzen oftmals ausschließlich der Drahtvorschub genannt wird. Beim WAAM kann über die Stromstärke bzw. den Drahtvorschub direkt die Auftragsrate gesteuert werden. Damit der Energieeintrag nicht zu groß wird, sollte bei höherem Drahtvorschub gleichzeitig die Schweißgeschwindigkeit erhöht werden. Die Wahl des Drahtvorschubs sollte auch anhand der angestrebten Nahtbreite gewählt werden: dünne Nahtbreiten von 2,5-4,0 mm können nicht mit einem hohen Drahtvorschub z. B. 6,0 m/min realisiert werden, auch wenn die Schweißgeschwindigkeit erhöht wird (siehe 4.2.4).

Es ist zu beachten, dass beim Einsatz von Prozessregelvarianten der tatsächliche Drahtvorschub vom eingestellten WFS aufgrund der Korrekturen durch das Schweißgerät abweichen kann.

#### 4.2.2 Spannung / Lichtbogenlänge

Über die Spannung  $U$  in Volt (V) kann bei konstantem CTWD die Lichtbogenlänge gesteuert werden, weshalb bei Schweißgeräten oftmals nur letzteres als Einstellungsmöglichkeit vorhanden ist. Je höher die Spannung, desto länger der Lichtbogen. Ein längerer Lichtbogen geht mit einem breiteren Lichtbogenkegel und damit einer breiteren Naht und weniger Einbrand einher, siehe Bild 4.10.

<sup>1</sup> Matthes/Schneider [2016]

<sup>2</sup> Matthes/Schneider [2016] S. 220

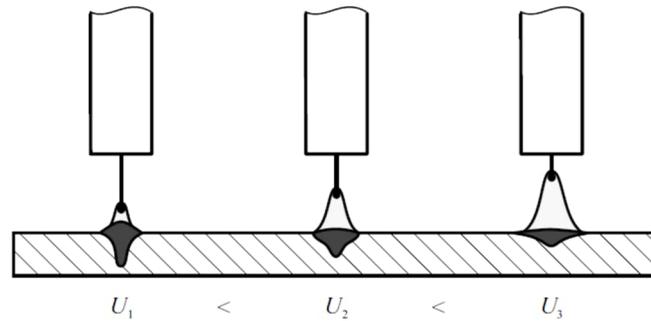


Bild 4.10 Einfluss der Schweißspannung auf das Einbrandverhalten beim MSG-Schweißen<sup>1</sup>

Die Spannung ist, insbesondere beim Kurzlichtbogen, während des Schweißprozesses nicht konstant, siehe Bild 4.11.

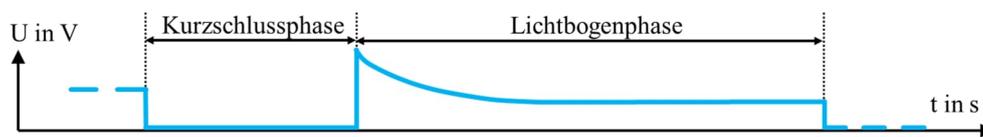


Bild 4.11 Qualitativer Verlauf der Spannung für einen Schweißzyklus bei einem Kurzlichtbogenprozess

Beim WAAM kann über die Lichtbogenlänge einerseits die Feineinstellung der Nahtbreite erfolgen und andererseits auch die Stabilität des Schweißprozesses, z. B. das Spritzaufkommen, beeinflusst werden.

#### 4.2.3 Schweißprozessregelung

Moderne Schweißgeräte messen Schweißstrom und Schweißspannung und können anhand der Daten den Schweißprozess digital korrigieren und somit regeln. Ein Ziel der Regelung ist es, die Konstanz und Gleichmäßigkeit des Schweißprozesses bei wechselnden Gegebenheiten, zum Beispiel einer prozessbegleitenden Veränderung des CTWD, aufrecht zu erhalten. Aber auch Vorteile in der Qualität des Schweißergebnisses und die Forcierung ganz bestimmter Prozesseigenschaften können durch Regelvarianten gezielt erwirkt werden. Im DVS Merkblatt 0973 [2015] werden verschiedene Aspekte der Prozessregelvarianten beschrieben. Die Regelvarianten sind Hersteller-spezifisch, weshalb das zugehörige Beiblatt <sup>1</sup> eine tabellarische Übersicht der Variantenbezeichnungen mit Angaben zu Hersteller und Eigenschaften enthält.

Für das WAAM ist insbesondere eine gezielte Reduktion des Wärmeeintrags von Vorteil. Neben den Prozessregelvarianten „ColdArc“ von EWM<sup>3</sup> und „Surface Tension Transfer“ von Lincoln Electric<sup>4</sup> ist in der WAAM-Forschung der „Cold Metal Transfer“-Prozess (kurz CMT-Prozess) von Fronius weit verbreitet. Das Besondere am CMT ist die mögliche Vor- und Zurückbewegung des Drahtes, die durch eine mechanische Regelung über Vorschubrollen am Schweißbrenner realisiert wird. Bei herkömmlichen Prozessen erfährt der Draht stets eine Vorwärtsbewegung. Der Kurzschluss im Kurzlichtbogen wird beim CMT durch die Zurückbewegung des Drahts aufgebrochen, was bei herkömm-

<sup>1</sup> Matthes/Schneider [2016] S. 220

<sup>2</sup> DVS Merkblatt 0973 Beiblatt 1 [2015]

<sup>3</sup> EWM [2005]

<sup>4</sup> Lincoln Electric Company [2020]

lichen Prozessen (bei stetiger Vorwärtsbewegung) durch eine Stromerhöhung geschieht. Die beim CMT erfolgende Vermeidung der Stromerhöhung sorgt einerseits für weniger notwendige Energie bei gleicher Auftragsleistung und geht andererseits mit einem geringeren Spritzeraufkommen einher.

Eine Erweiterung des CMT-Prozesses ist die CMT Cycle Step Kennlinie, bei der sich CMT-Schweißphasen und Schweißpausen (1-2000 ms) abwechseln. Die Länge der Schweißphasen wird mit der Anzahl der Zündungen eingestellt. Der Schweißbrenner bewegt sich während des Schweißvorgangs mit konstanter Geschwindigkeit. Durch die alternierenden Schweiß- und Pausenphasen wird die Schmelze rhythmisch bewegt und es entsteht ein gleichmäßig, geschuppte Nahtgeometrie.

#### 4.2.4 Schweißgeschwindigkeit

Wird die Fahrgeschwindigkeit des Schweißkopfes (Schweißgeschwindigkeit bzw. engl. Travel Speed = TS) bei gleichbleibendem Drahtvorschub erhöht, werden die Nahtbreite und die Nahthöhe kleiner. Die Erhöhung des Drahtvorschubs, der analog zur Abschmelzleistung betrachtet werden kann, erwirkt gegenteilig dazu eine Vergrößerung des Nahtquerschnitts. Zu hohe Schweißgeschwindigkeiten sorgen für eine inkonstante Nahtbreite bzw. kurz nach Schweißbeginn entsteht dann eine Einschnürung.

### 4.3 Thermische Randbedingungen

#### 4.3.1 Zwischenlagentemperatur

Die Zwischenlagentemperatur (ZLT) ist die Temperatur des Werkstücks bzw. der Schweißlage, die als Untergrund für eine weitere Schweißlage fungiert. Zu hohe Zwischenlagentemperaturen können zu einem Abfließen der flüssigen Schmelze führen. Zu niedrige ZLT sorgen für ein zu schnelles Abkühlen (zu kurze  $t_{8/5}$ -Zeit<sup>1</sup>), was eine ungewollte Martensitbildung fördert. Letzteres ist jedoch eher beim Verbindungsschweißen denn bei der AF der Fall, siehe Kapitel 3.2.3.

Bei unlegierten Stählen gilt: je höher die ZLT, desto geringer die Eigenspannungen (siehe Kapitel 3.2.4), desto höher jedoch die Oberflächenwelligkeit<sup>2</sup> (G 3Si1). In der Literatur wird als Ziel oftmals die Unterschreitung einer ZLT von 150 °C oder auch 100 °C angegeben. Bei anderen Zusatzwerkstoffen kann jedoch eine Überschreitung erforderlich sein. Für einen Duplex-Stahl (S 22 9 3 N L nach DIN EN ISO 14343 [2017]) haben Knezović/Garašić/Jurić [2020] bei ZLT von 150 °C und 100 °C deutlich weniger Poren als bei einer ZLT von 50 °C festgestellt. Ein höhere ZLT korreliert gemäß Kozamernik/Bračun/Klobčar [2020] mit einer geringeren Layerhöhe. Die ZLT lässt sich nicht exakt steuern, da eine Zwischenlage inkonstante ZLT aufweist.<sup>3</sup> Deshalb ist bei punktuellen ZLT-Messungen die Messstelle mit anzugeben. Besser sind thermografische Messmethoden.

#### 4.3.2 Kühlung

Eine aktive Kühlung reduziert die Abkühlzeit, die notwendig ist, um eine angestrebte Zwischenlagentemperatur zu erreichen. Dadurch kann die Pausenzeit zwischen zwei Lagen verkürzt werden. Als negativer Effekt kann eine zu kurze  $t_{8/5}$ -Zeit hervorgerufen werden. Im WAAM besteht diese Gefahr

<sup>1</sup> Die  $t_{8/5}$ -Zeit beschreibt die Dauer der Abkühlung von 800 °C auf 500 °C.

<sup>2</sup> Spencer/Dickens/Wykes [1997]

<sup>3</sup> Dies gilt insbesondere für Strukturen, die nicht aus punktuellen Schweißungen bestehen

aufgrund eines allgemein hohen Temperaturniveaus tendenziell nicht.<sup>1</sup> Einen Großteil der Abkühlzeit nimmt die Phase von 500 °C bis zur angestrebten ZLT (in der Regel 150 °C) in Anspruch, deren Dauer keine negativen Eigenschaften auf das Gefüge hat. Die einfachste und flexibelste Kühlmethode ist die Kühlung in den Schweißpausen mit Aerosolen.

In vier Versuchen zur Bestimmung der erforderlichen Kühldauer wurden Wände mit zwei verschiedenen WFS auf eine Grundplatte ( $t = 8 \text{ mm}$ ) gefertigt und mit zwei verschiedenen Wasserdurchflussmengen Aerosol-gekühlt. Die Zeit der Kühlphasen wurden gemessen und bei Unterschreitung einer ZLT von 150 °C abgebrochen und die Fertigung untermittelbar fortgesetzt.

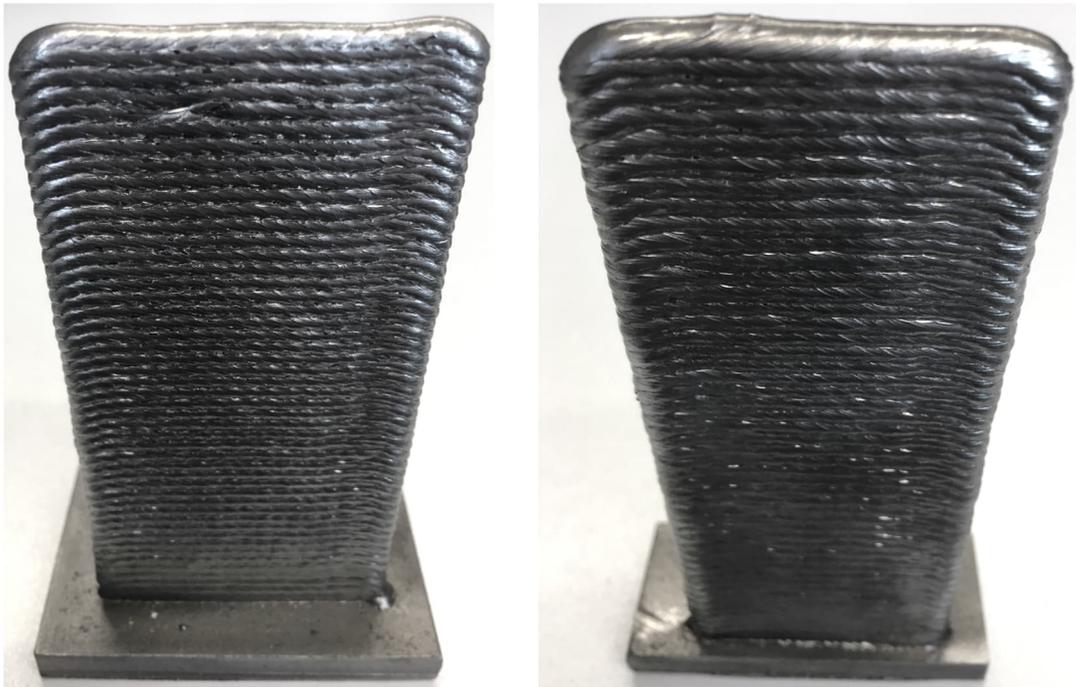


Bild 4.12 Wände der Versuche zur erforderlichen Kühldauer, Versuch 1 (links), Versuch 4 (rechts)

In Diagramm 4-1 bis Diagramm 4-4 sind die gemessenen erforderlichen Kühldauern aufgeführt. Die erforderliche Kühldauer ist bei allen Versuchen anfänglich geringer als nach der Fertigung der späteren Lagen. Dies liegt an der Wärmeabfuhr in die Grundplatte (anfänglich bei Raumtemperatur), die im weiteren Verlauf der Fertigung durch die bereits aufgewärmte Wandstruktur langsamer geschieht. Bei allen Versuchen stellt sich nach einer bestimmten Lagenanzahl eine nahezu gleichbleibende Kühldauer ein (im Folgenden Plateau-Kühldauer genannt). Der Wärmeabfluss in die Grundplatte ist dann vernachlässigbar klein und die Wärme wird größtenteils durch die Aerosolkühlung abgeführt. Bei einer größeren Wasserdurchflussmenge, siehe zum Beispiel Diagramm 4-2, wird dieses Plateau früher erreicht als bei einer kleineren Wasserdurchflussmenge (Diagramm 4-1). Darüber hinaus ist die Kühldauer bei einer größeren Wasserdurchflussmenge erwartungsgemäß kürzer als bei kleineren.

Sofern die ZLT während des Fertigungsprozesses nicht automatisch gemessen werden, können bei der Programmierung die anfänglich kurzen Kühlzeiten linear bis zum Erreichen der Plateau-Kühldauer verlängert und im Folgenden konstant gehalten werden.

<sup>1</sup> Um sicher zu gehen, kann mit dem aktiven Kühlen erst nach Erreichen einer ZLT von 500 °C begonnen werden

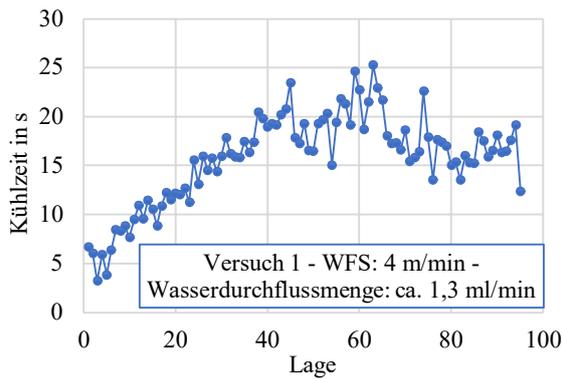


Diagramm 4-1 Erforderliche Kühldauer  
ZLT 150 °C (Versuch 1)

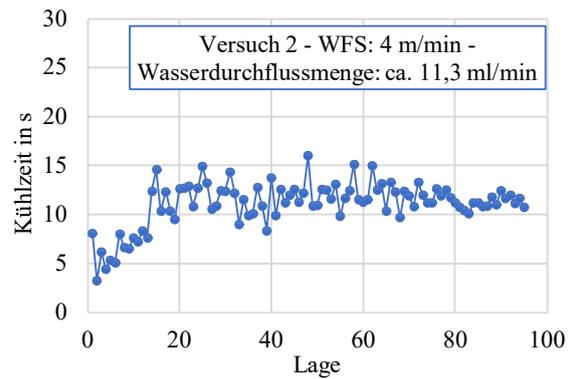


Diagramm 4-2 Erforderliche Kühldauer  
ZLT 150 °C (Versuch 2)

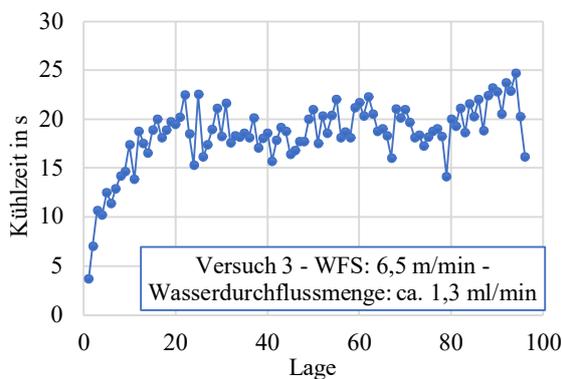


Diagramm 4-3 Erforderliche Kühldauer  
ZLT 150 °C (Versuch 3)

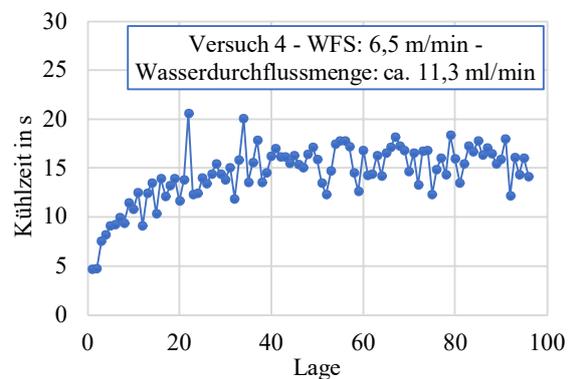


Diagramm 4-4 Erforderliche Kühldauer  
ZLT 150 °C (Versuch 4)

### 4.3.3 Streckenenergie

Die Streckenenergie beschreibt den Energieeintrag (z. B. in Joule) pro geschweißter Distanz (z. B. in Meter). Je nach Schweißverfahren können für die gleiche Schweißaufgabe unterschiedliche Streckenenergien auftreten. Unterschiede entstehen durch den relativen thermischen Wirkungsgrad, der ausagt, wieviel Prozent der Energie durch Strahlung „verloren“ geht. Beim Unterpulverschweißen liegt der relative thermische Wirkungsgrad bei 100 %, beim Schutzgasschweißen zwischen 80 und 90 %. Die Streckenenergie wird als Hilfswert zur Berechnung der  $t_{8/5}$ -Zeit verwendet, welche wiederum mit empirischen Formeln berechnet wird. Beim WAAM wird die Streckenenergie auch als Kenngröße für die Materialeigenschaften<sup>1</sup> oder Oberflächenbeschaffenheit<sup>2</sup> herangezogen. Almeida<sup>3</sup> verwendet analog den Parameter Drahtvorschub je Schweißgeschwindigkeit (WFS/TS). Die zeitliche Komponente bleibt bei der Streckenenergie außer Acht, weshalb sie nach Ansicht des Verfassers lediglich als Anhaltswert geeignet ist.

## 4.4 Geometrische Randbedingungen

Zur Beschreibung der geometrischen Randbedingungen werden die Begriffe Fertigungsrichtung, Schweißrichtung und Brennerichtung in Bild 4.13 definiert. Die Fertigungsrichtung wird über den

<sup>1</sup> Reimann/Hildebrand/Bergmann [2020]

<sup>2</sup> Hartke/Günther/Bergmann [2014], Waqas et al. [2019]

<sup>3</sup> Almeida [2012]

Fertigungswinkel  $\beta_F$  vorgegeben, wobei  $90^\circ$  eine vertikal nach oben gerichtete Fertigung und  $0^\circ$  eine horizontale Fertigung bedeuten.

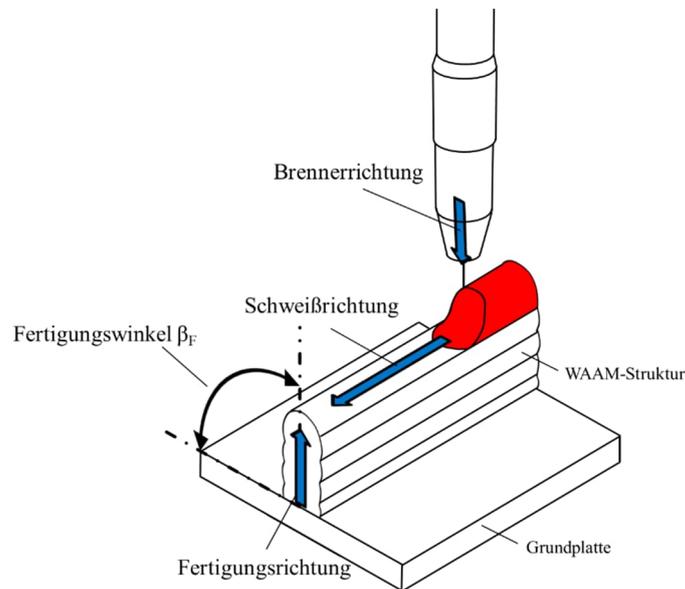
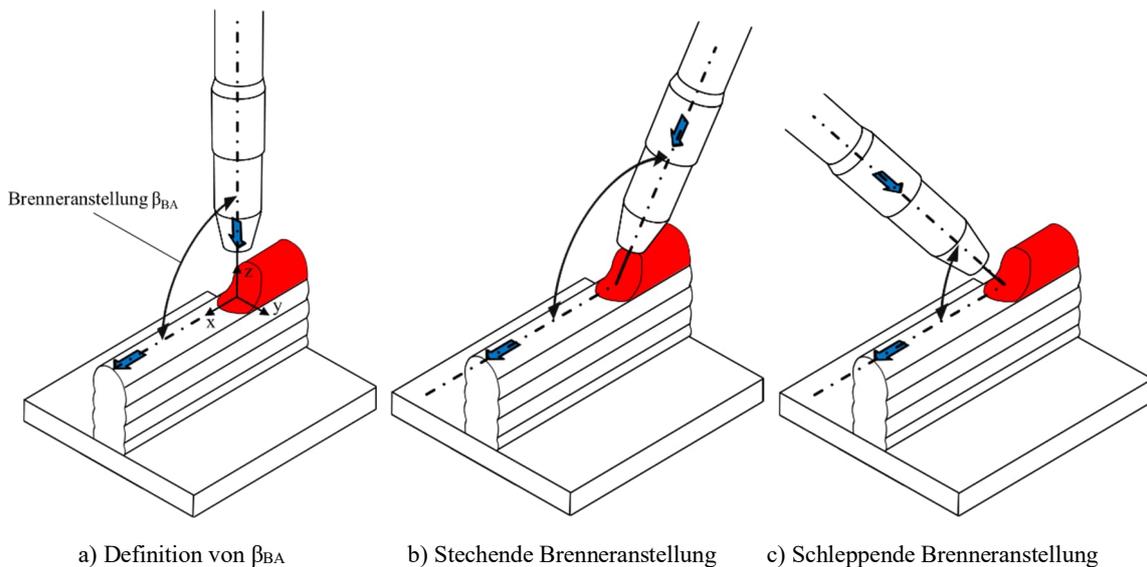


Bild 4.13 Definition der Fertigungs-, Schweiß- und Brennerrichtung

#### 4.4.1 Orientierung des Schweißbrenners

Der Winkel zwischen der Achse des Schweißbrenners und der Achse in Schweißrichtung (x-z-Ebene, siehe Bild 4.14 a) wird Brenneranstellung  $\beta_{BA}$  genannt.<sup>1</sup> Ist der Winkel bei  $90^\circ$ , besteht eine „neutrale Brennerstellung“. Bei Winkeln größer  $90^\circ$  wird von einer „stechenden“ (Bild 4.14 b) und bei Winkeln kleiner  $90^\circ$  von einer „schleppenden“ (Bild 4.14 c) Brenneranstellung gesprochen.



a) Definition von  $\beta_{BA}$

b) Stechende Brenneranstellung

c) Schleppende Brenneranstellung

Bild 4.14 Brenneranstellung  $\beta_{BA}$

<sup>1</sup> Definition gemäß DIN 1910-100 [2008]

Mit dem Brenneranstellwinkel kann die Einbrandtiefe gesteuert werden. Stechendes Schweißen erhöht die Einbrandtiefe, wohingegen schleppendes Schweißen diese verringert (Bild 4.15).

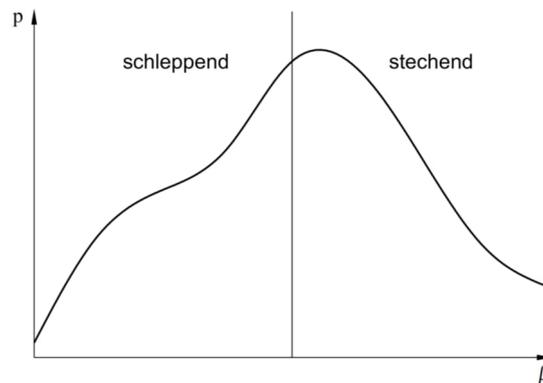


Bild 4.15 Einbrandtiefe in Abhängigkeit von der Brenneranstellung  $\beta_{BA}$ <sup>1</sup>

Zusätzlich kann der Schweißbrenner um die Schweißrichtungsachse (in der y-z-Ebene) gedreht werden (Bild 4.16). Dies kann insbesondere bei einer auskragenden Fertigung notwendig und hilfreich sein.

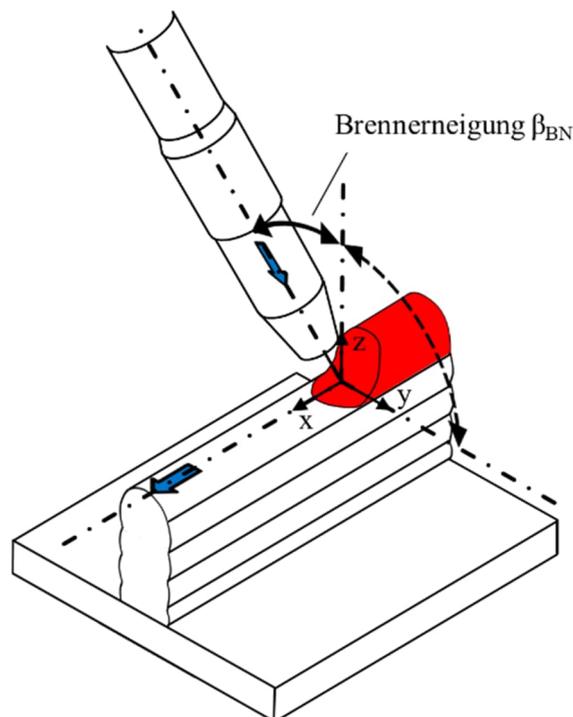


Bild 4.16 Brennerneigung  $\beta_{BN}$  um die x-Achse

Bei einer auskragenden Fertigung sollte die Brennerneigung maximal  $45^\circ$  betragen, auch wenn die Fertigungsrichtung steiler ist. Bild 4.17 zeigt schematisch die Fertigung einer Struktur mit einer Fertigungsrichtung von  $0^\circ$ . Durch die Brennerneigung  $\beta_{BN}$  von  $45^\circ$  wird die flüssige Schmelze von schräg oben auf die Zwischenlage aufgebracht (Bild 4.17b). Durch die Schwerkraft wird die Schmelze nach unten gezogen, schmiegt sich um die Zwischenlage und erreicht die Sollposition.

<sup>1</sup> Matthes/Schneider [2016] Bild 3.174

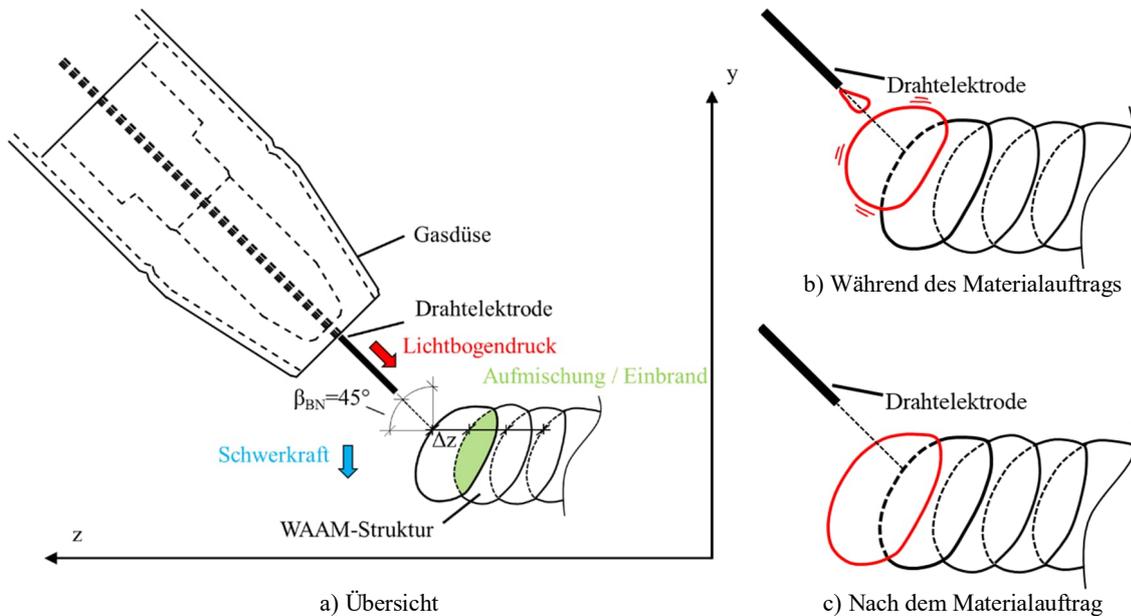


Bild 4.17 Schematische Darstellung an der Fertigungsstelle mit horizontaler Fertigungsrichtung ( $\beta_F = 0^\circ$ )

Bei einer Brennerneigung  $< 45^\circ$  neigt die flüssige Schmelze zum Heruntertropfen.

#### 4.4.2 Schweißposition und Schweißrichtung

Die Schweißpositionen sind in DIN EN ISO 6947 [2020] definiert und die für das WAAM am relevantesten in Bild 4.18 dargestellt. Bei den Positionen PA und PC ist die Schweißrichtung unerheblich. Bei vertikalen Schweißungen hat die Schweißrichtung Einfluss auf das Verhalten der Schmelze und somit auf die Nahtgeometrie, weshalb zwischen steigend (PF) und fallend (PG) unterschieden wird.

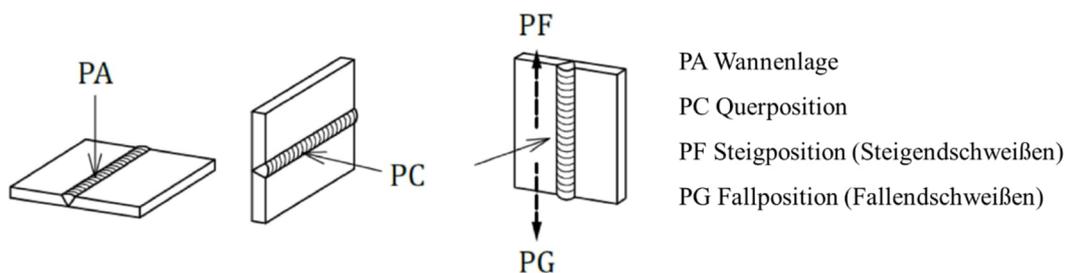


Bild 4.18 Schweißpositionen nach DIN EN ISO 6947 [2020] (Auszug)

Der Unterschied zwischen steigender und fallender Schweißung wurde in einem Fertigungsversuch untersucht. Dabei wurde, ausgehend von einer um  $45^\circ$  geneigten Grundplatte, ein Halb-Rohr in  $45^\circ$ -Richtung zur horizontalen gefertigt, siehe Bild 4.19. Die Brennerstellung verblieb stets neutral. Durch die lagenweise alternierende Schweißrichtung werden in den seitlichen Bereichen steigende und fallende Schweißungen übereinandergesetzt. Dies sorgt für eine unterschiedliche Ausbildung der Nahtgeometrie. In Bild 4.20 ist die Unterseite des Halb-Rohres zu sehen und für jede Schweißrichtung exemplarisch eine Schweißnahtkontur dargestellt. Im seitlichen Bereich ist fast ausschließlich die fallende Schweißung zu sehen, wohingegen die steigende Schweißung kaum sichtbar ist. Im mittleren Bereich sind beide Schweißrichtungen geometrisch nahezu gleich.

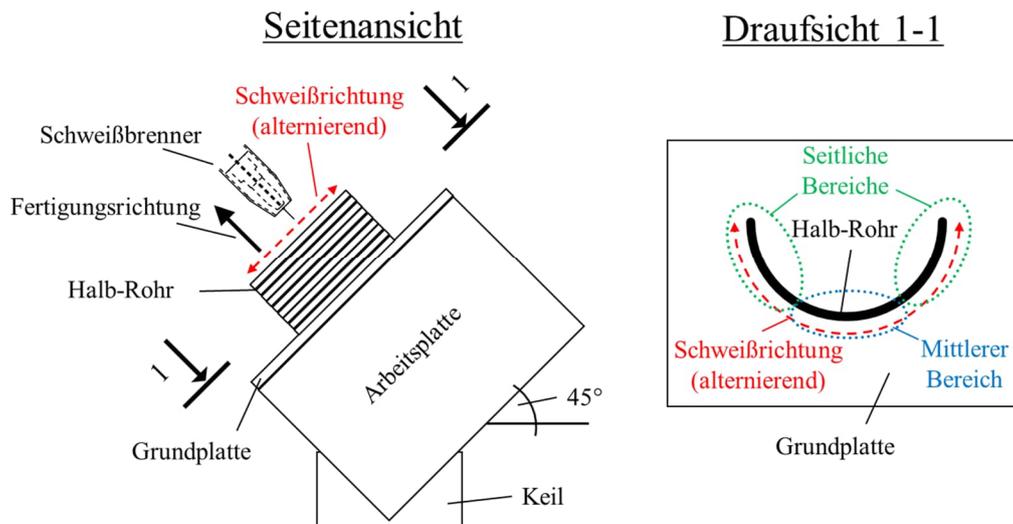


Bild 4.19 Versuchsaufbau Halb-Rohr in Seiten- und Draufsicht

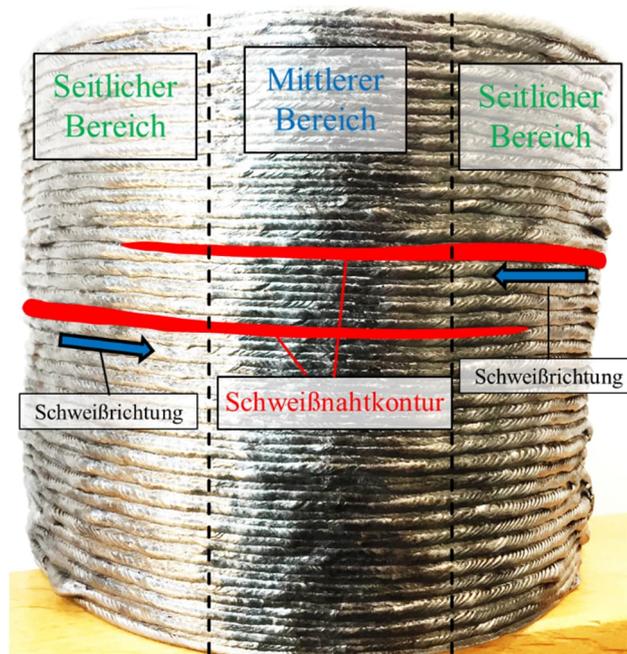


Bild 4.20 Ansicht Halb-Rohr (Unterseite)

Auf der Oberseite ist es umgekehrt, sodass dort in den seitlichen Bereichen die steigende Schweißnaht besser zu sehen ist. Der Grund für die sichtbaren Unterschiede zwischen fallender und steigender Schweißung ist der Einfluss des Lichtbogenstaudrucks. Dieser schiebt die flüssige Schmelze vor sich her und sorgt bei der fallenden Schweißung im Zusammenspiel mit der Schwerkraft für ein nach außen gerichtetes Abkippen der Schweißnaht. Bei der steigenden Schweißung wirkt der die Schmelze schiebende Lichtbogenstaudruck entgegen der Schwerkraft und verhindert so das Abkippen der Schweißnaht nach außen. Die Ansicht der Unterseite des Halb-Rohrs in Bild 4.20 zeigt zusätzlich eine große Oberflächenwelligkeit, wohingegen die Oberseite, siehe Bild 4.21, eine geringe Oberflächenwelligkeit aufweist. Dies ist bei einer auskragenden Fertigung stets zu beobachten.

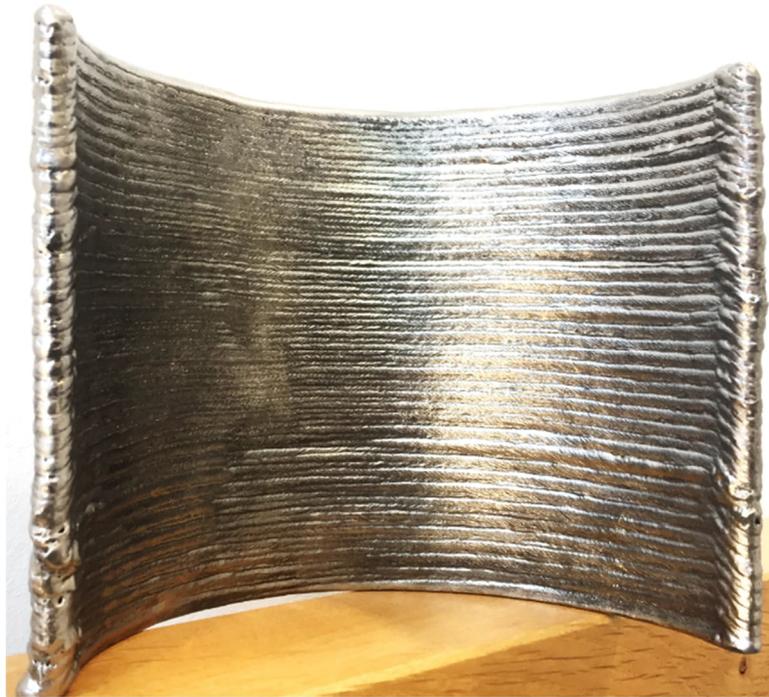


Bild 4.21 Ansicht Halb-Rohr (Oberseite)

#### 4.4.3 Freies Drahtelektrodenende bzw. Stickout

Das freie Drahtelektrodenende beschreibt die Distanz des Drahtes von Stromkontaktrohr bis zur Drahtspitze bzw. zur Zwischenlage (oder Werkstück). Die Distanz wird oft auch als Stromkontaktrohrabstand oder Stickout bezeichnet, wobei letztere Bezeichnung per Definition in DIN-Fachbericht CEN TR 14599 [2005] falsch ist, da sie den Abstand von der Gasdüse zur Drahtspitze beschreibt. Im Kontext des WAAM hat sich im englischen der Terminus technicus "Contact tip to work distance" etabliert, dessen Abkürzung CTWD im Weiteren verwendet wird.

Der Einfluss der CTWD auf die Nahtgeometrie hängt von der Prozessregelvariante ab. Bei Standard-MSG-Prozessen ist dieser deutlich größer als bei der Verwendung eines CMT-Prozesses, was Almeida in seiner Dissertation festgestellt hat und in Bild 4.22 zu sehen ist.<sup>1</sup> Erwähnt werden muss, dass unterschiedliche WFS zugrunde lagen und die Untersuchungen an Single-Layer-Welds durchgeführt wurden. Der Einfluss ist bei Multi-Layer-Welds vermutlich kleiner.

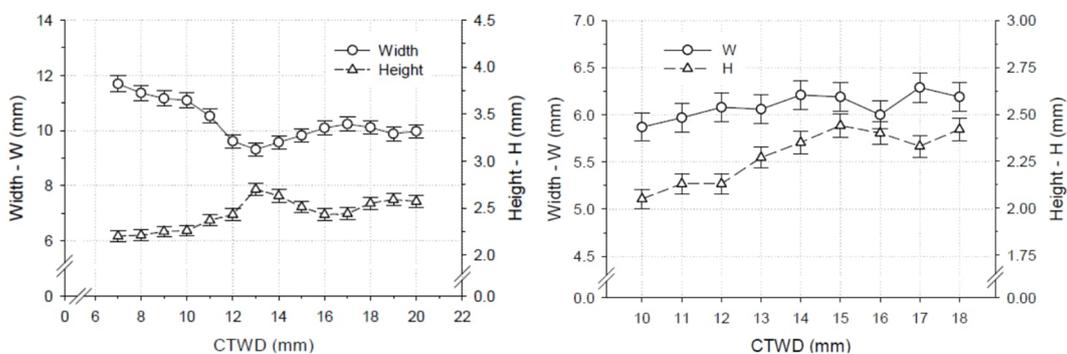


Bild 4.22 Vergleich des Einfluss der CTWD auf Nahtbreite und Nahthöhe aus Almeida [2012]

<sup>1</sup> Almeida [2012] Figure 4.1 (b) (Standard-Pulse) Figure 4.47 (b) (CMT)

Eine größere CTWD reduziert den Energieeintrag<sup>1</sup>, was mit dem erhöhten elektrischen Widerstand zu erklären ist. Die Schweißleistung  $P$  wird als Produkt aus dem Quadrat der Stromstärke  $I$  und dem Widerstand  $R$  definiert.

$$P = I^2 \times R$$

Der Widerstand  $R$  setzt sich aus dem Widerstand des Lichtbogens und dem des Drahts zusammen. Wird die CTWD (und damit der Widerstand) erhöht, wird bei gleichbleibender Stromstärke die Schweißleistung erhöht. In einer auf das WAAM bezogenen Untersuchung konnte die Schweißleistung um bis zu 40 % gesteigert werden, wobei die CTWD 44 mm betrug.<sup>2</sup> Nachteilig ist bei diesem Ansatz die Krümmung des Drahts, die bei einer großen CTWD einen signifikanten Versatz erzeugt (in der Studie von Henckell et al. [2020] ein Versatz von 1,8 mm bei einer CTWD von 52 mm, siehe Bild 4.23). Bei der vorgenannten Studie kamen spezielle Gasdüsen zum Einsatz. Bei regulären Gasdüsen kann bei zu hohen CTWD der Gasfluss um die Schmelze zu gering werden, was die üblichen Folgen (Porenbildung, instabilerer Prozess) nach sich zieht.

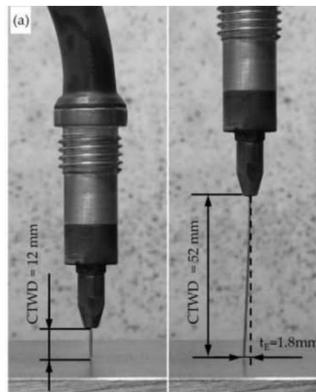


Bild 4.23 Vergleich zwischen üblichem CTWD (links) und großem CTWD (rechts)<sup>3</sup>

Um die CTWD über den ganzen Fertigungsprozess konstant zu halten, gibt es zwei Möglichkeiten.

1. Die Nahthöhe ist exakt bekannt.
2. Die tatsächliche Höhe der Struktur wird gemessen und die Programmierung dahingehend (im Falle einer PRP lediglich die Höhenkoordinate) angepasst.

Zur automatisierten Messung der Strukturhöhe kann das Touch-Sensing verwendet werden. In einer Studie von Yu et al. [2019] konnte die CTWD während des Schweißens gemessen werden. Dabei wurde die Korrelation zwischen der CTWD und der elektrischen Spannung genutzt.

Die CTWD muss insbesondere dann exakt bekannt sein, wenn die Fertigungsrichtung und die Brennerrichtung nicht in der gleichen Flucht liegen. Dieser Fall ist in Bild 4.24 dargestellt. Würde beispielsweise  $\Delta z$  zu groß (und damit die CTWD verändert), würde das Material zu weit rechts aufgetragen und damit die Fertigungsrichtung verändert oder der Draht sogar die Zwischenlage verfehlen.

<sup>1</sup> Matthes/Schneider [2016] S. 202

<sup>2</sup> Henckell et al. [2020]

<sup>3</sup> Henckell et al. [2020] Fig. 3a

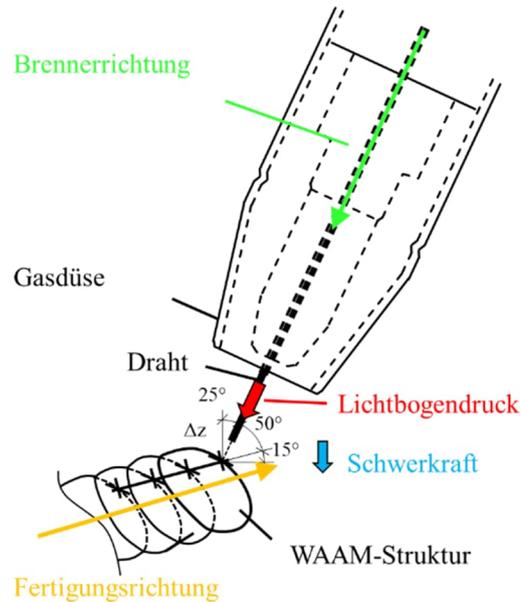


Bild 4.24 Prinzipskizze, bei der Brenner- und Fertigungsrichtung nicht gleich sind

#### 4.4.4 Schweißnahtanfang, -mitte, -ende

Am Schweißanfang entsteht – im Vergleich zum darauffolgenden konstanten Bereich – trotz gleichbleibender Parameter eine leichte Erhöhung und Verbreiterung der Naht (Bild 4.25). Im Bereich des Schweißendes entsteht eine niedrigere Schweißnahthöhe.<sup>1</sup>

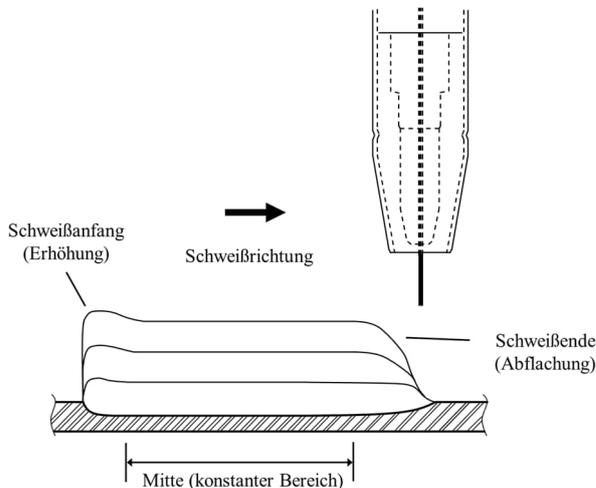


Bild 4.25 Gleichbleibende Schweißrichtung

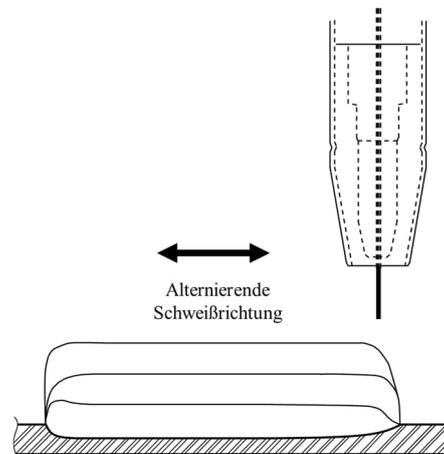


Bild 4.26 Alternierende Schweißrichtung

Bei WAAM-Strukturen ist dieser Effekt meist unerwünscht, da er über mehrere Lagen zu ungleichmäßigen Strukturen führt. Neben der Möglichkeit der entsprechenden Anpassung des Drahtvorschubs und der Schweißgeschwindigkeit,<sup>2</sup> kann durch eine alternierende Schweißrichtung ein Ausgleich erreicht werden (Bild 4.26).

<sup>1</sup> Die Erklärung für diesen Effekt wurde von Hu et al. [2018] mittels einer CFD-Berechnung ergründet. Aufgrund der Komplexität der Erklärung und der gleichzeitig geringen Relevanz für diese Arbeit wird auf die Quelle verwiesen.

<sup>2</sup> Reduzierung der WFS und Erhöhung der TS am Schweißanfang; am Schweißende umgekehrt

Nach der Erfahrung des Verfassers ist diese Maßnahme nicht ausreichend, da einerseits die Verbreiterung bestehen bleibt und andererseits dadurch in Summe ein Höhenverlust entsteht und somit eine Abflachung verbleibt. Dies kann durch eine vor- und/oder nachgelagerte punktuelle Schweißung kompensiert werden, was z. B. beim Projekt AM Bridge 2019 angewandt wurde und zu weiteren Vorteilen führte.<sup>1</sup>

#### 4.5 Thermisch-induzierte Eigenspannungen und Verformungen

Eigenspannungen und Verformungen treten im Zuge der AF unweigerlich auf, sind jedoch grundsätzlich unerwünscht. Eigenspannungen addieren sich mit Spannungen aus äußerer Einwirkung und können die Tragfähigkeit negativ beeinflussen, was im herkömmlichen Stahlbau beispielsweise beim Stabilitätsnachweis berücksichtigt wird. Thermische Verformungen sind je nach Größe eine nicht akzeptable Geometrieabweichung.

Je mehr eine Verformung behindert wird, desto mehr Eigenspannungen treten auf. Umgekehrt reduziert eine zugelassene Verformung die Eigenspannungen, siehe Bild 4.27.

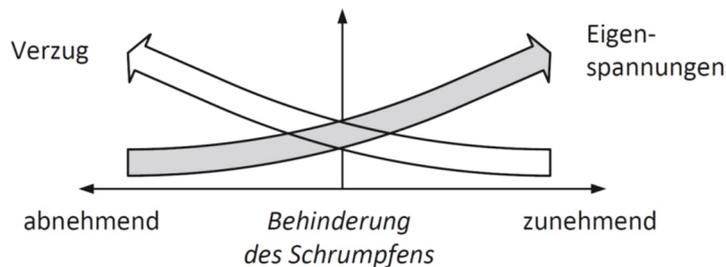


Bild 4.27 Einfluss der Einspannung auf die Eigenspannungen und Verzug aus Munsch [2013]

##### 4.5.1 Thermisch-induzierte Eigenspannungen

Eigenspannungen entstehen durch die Behinderung thermischer Verformungen. Die Behinderung der Verformung kann entweder durch äußere Randbedingungen (z. B. Lagerung, Zwang) oder durch ein Temperaturgefälle innerhalb einer Struktur entstehen. Letzteres ist beispielsweise das unterschiedlich schnelle Abkühlen einzelner Bereiche einer monolithisch miteinander verbundenen Stahlstruktur. Der E-Modul und somit die Steifigkeit von Stahl sinken mit steigender Temperatur. Stahl schrumpft beim Abkühlen bzw. dehnt sich beim Erhitzen aus. Die zuerst abkühlenden Bereiche können ungehindert schrumpfen. Die zuletzt abkühlenden Bereiche werden beim Schrumpfen jedoch von den bereits steifen, kalten Bereichen behindert, wodurch Eigenspannungen in der Struktur verbleiben.

##### 4.5.2 Thermisch-induzierte Verformungen

Bei additiv gefertigten Wänden, die üblicherweise zur Bestimmung der Materialeigenschaften expliziter Parametersätze produziert werden, entstehen im Bereich der Grundplatte Druckspannungen, wohingegen in der obersten Lage Zugspannungen auftreten. Dies führt oftmals zu einer Wölbung der Grundplatte nach oben. Ist die Grundplatte dick bzw. steif genug oder ausreichend befestigt, können die Eigenspannungen auch zu einem Abreißen der additiv gefertigten Wand an den Ecken führen.

<sup>1</sup> Feucht et al. [2022]

Eine allgemeine Aussage, ab welchen Abmessungen bzw. Abmessungsverhältnissen derlei Verformungen verhindert werden, kann nicht getroffen werden. Einerseits sind die Einflüsse sehr vielfältig (z. B. Geometrie, verwendete Schweißparameter, Ausrichtung zum Erdmittelpunkt etc.), andererseits fehlen hierzu eingehende Untersuchungen. Eine Fertigungsstrategie, bei der eine Struktur durch Fugen unterteilt wird, welche nachträglich verschweißt werden, ist geeignet, um die Verformungen zu reduzieren, siehe beispielhaft Bild 2.11 und Bild 6.8.

#### 4.5.3 Zusammenfassende Schlüsse

Die Gründe für die Entstehung der unerwünschten thermisch-induzierten Eigenspannungen und Verformungen wurden genannt und die gemäß Literatur erörterten Einflüsse und Vermeidungsstrategien und Nachbearbeitungsmaßnahmen aufgeführt. Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die einfachste Weise zur Vermeidung der Eigenspannungen und Verformungen eine Fertigungsstrategie ist, in der der Temperaturgradient in der Struktur möglichst klein gehalten und ein möglichst zwangsfreies Abkühlen der Struktur angestrebt werden. Ersteres kann durch eine hohe Zwischenlagentemperatur erreicht werden.

#### 4.6 Lehrsätze

**Lehrsatz 1** Beschreibung: Schweißstart und Schweißende sind fehleranfällig, d. h. es kann zu einem Fertigungsabbruch<sup>1</sup> oder einem Fertigungsfehler<sup>2</sup> kommen.

Schweißstart: Nicht leitende Schlacke auf der Zwischenlage kann die Zündung des Lichtbogens verhindern. CMT Systeme können durch wiederholende Vor- und Rückwärtsbewegung die Schlacke „weghämmern“, was jedoch nicht immer gelingt.

Schweißende: Der Draht kann steckenbleiben, wenn er nicht rechtzeitig aus dem Schmelzbad herausgezogen wird. Der Drahtfestbrand wird vom System unter Umständen nicht erkannt. Der Roboter bewegt sich dann weiter und der feststeckende Draht wird aus dem Drahtpuffer gezogen und dann mit der Kraft des Roboters abgerissen. Das herausschauende Drahtstück ist nun zu lang und kollidiert mit der Zwischenlage. Zusätzlich kann bei CMT-Schweißgeräten der leere Drahtpuffer zu einer Fehlermeldung und einer Fertigungsunterbrechung führen.

**Lehrsatz: Schweißstarts und -enden möglichst vermeiden und stattdessen durchgehend schweißen.**

**Lehrsatz 2** Beschreibung: Liegen die Fertigungsrichtung und die Schweißbrennerichtung nicht in der gleichen Flucht, führen unpräzise CTWD zu geometrischen Abweichungen.

**Lehrsatz: Die Fertigungsrichtung sollte möglichst mit der Schweißbrennerichtung identisch sein (Ausnahmen siehe Lehrsatz 3)**

<sup>1</sup> Fertigungsabbruch: Durch ein ungeplantes Ereignis (z. B. Drahtfestbrand, Kollision) wird die Fertigung vom Roboter abgebrochen. Das zum Abbruch führende Signal kann von Sensoren gegeben werden, z. B. der Schweißstromquelle.

<sup>2</sup> Fertigungsfehler: Das Gefertigte entspricht in seiner Beschaffenheit (z. B. Geometrie, Festigkeit) nicht dem Geplanten

Lehrsatz 3 Beschreibung: Ist eine auskragende Fertigung mit einer Fertigungsrichtung  $> 45^\circ$  unabdingbar, führen Brennerneigungen  $\beta_{BN} > 45^\circ$  zu einem Heruntertropfen der Schmelze.

**Lehrsatz: Bei einer auskragenden Fertigung sollte die Brennerneigung  $\beta_{BN}$  maximal  $45^\circ$  betragen.**

Lehrsatz 4 Beschreibung: Aktivgasanteile im Schutzgas erhöhen den Energieeintrag bzw. den Einbrand und verringern die Viskosität der Schmelze. Bei Fertigung in Wannennlage ist der Aktivgasanteil deshalb gering zu wählen, dass ein stabiler Lichtbogen entsteht. Bei einer auskragenden Fertigung ist ein etwas höherer Aktivgasanteil vorteilhaft, da bei geringen Aktivgasanteile Poren entstehen können, siehe Kapitel 4.1.3.

**Lehrsatz: Für eine Fertigung in Wannennlage eignet sich eine Schutzgasmischung mit wenig Aktivgasanteil (2,5 %  $\text{CO}_2$ ) und in Zwangslagen ein Schutzgas mit mittlerem Aktivgasanteil (6 %  $\text{CO}_2$  und 1 %  $\text{O}_2$ ).**

Lehrsatz 5 Beschreibung: Die 1. Lage ist aufgrund des schnellen Wärmeabflusses in die Grundplatte bei gleichen Parametern höher und schmaler als die darauffolgenden Lagen.

**Lehrsatz: 1. Lage mit höherem Drahtvorschub und/oder kleinerer Schweißgeschwindigkeit fertigen.**

Lehrsatz 6 Beschreibung: Bei großen, schlanken Strukturen können große Eigenspannungen Verformungen und damit Verzug hervorrufen.

**Lehrsatz: Fugen einplanen, die nachträglich geschlossen werden.**

Lehrsatz 7 Beschreibung: Auskragungen reduzieren die Auftragsrate, da der Erstarrungsprozess durch die Schwerkraft, anders als bei der Wannennlage, empfindlich ist und ein Heruntertropfen des Schweißguts bei geringem Drahtvorschub besser vermieden werden kann.

**Lehrsatz: Auskragungen vermeiden.**

Lehrsatz 8 Beschreibung: Werden Schweißlagen ohne weitere Maßnahmen übereinander gefertigt, sind die Schweißnahtenden breiter und flacher. Letzteres ist in der Regel unerwünscht und kann aufgrund des zu hohen CTWD zu Schweißfehlern und -abbrüchen sowie Poren führen.

**Lehrsatz: Punktuelle Schweißung am Lagenanfang oder -ende vor der eigentlichen Lagenschweißung mit einer Pause von 2-5 s und/oder nach der Lagenschweißung.**



## 5 Optimierungsprozess von Anschlusselementen

Konstruktionsprinzipien, die für eine optimale herkömmliche Stahlbaufertigung zweckvoll sind, sind es bei Verwendung der Additiven Fertigung oftmals nicht. Vielmehr sind derartige Prinzipien für die Additive Fertigung abzuwandeln und neu zu erarbeiten. Man spricht hier vom „Design for Additive Manufacturing“, kurz DfAM. In ihrem Buch „A Practical Guide to Design for Additive Manufacturing“ beschreiben Diegel/Nordin/Motte [2019] das DfAM wie folgt (übersetzt aus dem Englischen): „DfAM ist, wenn Designer versuchen ein Produkt so zu gestalten, dass die einzigartigen Potentiale der Additiven Fertigung genutzt werden. DfAM nimmt dabei Rücksicht auf die prozessspezifischen Zwänge der für das Produkt verwendeten AF-Technologie“.<sup>1</sup> Die vorgenannten Prinzipien gelten strenggenommen für jede Fertigungsweise. Sie sind lediglich – wie eingangs erwähnt – für die herkömmliche Stahlbaufertigung und die AF verschieden.

Im vorliegenden Kapitel werden, mit dem Wissen um die Besonderheiten des WAAM, ausgewählte stahlbautypische Anschlusselemente so konstruiert und optimiert, dass sie mit WAAM direkt auf I-Träger gefertigt werden können (Forschungsfrage 1, siehe Kapitel 1.3). Der in diesem Zusammenhang sehr wichtige Optimierungsprozess wird im Folgenden zunächst allgemein und schrittweise erläutert und anschließend bei den Anschlusselementen angewandt. Die Optimierung ist kein Selbstzweck und soll nicht ausschließlich eine Materialersparnis hervorbringen. Vielmehr soll wertvolle Fertigungszeit eingespart werden.

### 5.1 Optimierungsprozess

Bei der Findung der optimalen Strukturen wird zunächst die Topologieoptimierung (TO) verwendet. Die daraus entstehenden Strukturen werden parametrisiert<sup>2</sup> und schlussendlich im Rahmen einer Parameterstudie einer nicht-linearen Traglastanalyse unterzogen. Anschließend können die Strukturen bewertet werden. Die Bewertung erfolgt hauptsächlich anhand der effektiven Traglast pro Masse in kN/kg, wobei der höchste Wert das Optimum darstellt. Für die Vorgehensweise beim Optimierungsprozess wird folgendes Ablaufschema definiert und in den weiteren Kapiteln erläutert:

Tabelle 5-1 Ablaufschema für den Optimierungsprozess von Anschlusselementen

Schritt	Beschreibung	Kapitel
1	Ermittlung bzw. Festlegung der Randbedingungen (Belastungsart, Lagerung etc.)	5.1.1
2	Definition der Designräume	5.1.2
3	Topologieoptimierung für verschiedene Massenziele	5.1.3
4	Durchführung der Traglastanalyse für alle in Schritt 3 ermittelten Topologien und ggfs. deren Nachbildungen.	5.1.4
5	Bewertung der Traglasten bzw. effektiven Traglasten unter Einbeziehung der Fertigungsstrategie und Wahl der optimalen Struktur(en)	5.1.5
6	Nachbildung, Vereinfachung und/ oder Parametrisierung der in Schritt 5 ermittelten Struktur(en)	5.1.6
7	Parameterstudie mittels Traglast- bzw. Steifigkeitsanalyse	5.1.7
8	Fazit	5.1.8

<sup>1</sup> Diegel/Nordin/Motte [2019] S. 41. Der Fokus des Buchs liegt auf AM-Verfahren wie z. B. Binder Jetting oder Powder Bed Fusion. Das WAAM wird nicht behandelt.

<sup>2</sup> Die Parametrisierung der Strukturen erleichtert später bei der Fertigung die PRP

Das Ablaufschema in Tabelle 5-1 ist allgemein formuliert. Je nach Anchlusselement kann es notwendig sein, Schritte zu wiederholen oder zu überspringen.

### 5.1.1 Ermittlung der Randbedingungen

Da Anchlusselemente lokale Problemstellungen lösen und Lasten von einem Bauteil zum anderen leiten,<sup>1</sup> sind sie realitätsnah herauszuschneiden und es ist ein Ersatzsystem mit Belastung und Lagerung zu bilden. Die zutreffende Definition der Übergangs- bzw. Randbedingungen ist Aufgabe der Ingenieurin / des Ingenieurs. In einigen Fällen ist dies vergleichbar mit der Bildung eines Ingenieurmodells, wie es bei herkömmlichen Anchlusselementen gehandhabt wird. Mit dem Wissen über die zusätzlichen Möglichkeiten der AF können an dieser Stelle darüber hinaus alternative Lastpfade oder andersgeartete Konstruktionen in die Vorüberlegungen einbezogen werden. Beispielhaft wird hier die alternative Konstruktion eines Kopfplattenanschlusses genannt, siehe Bild 5.1.

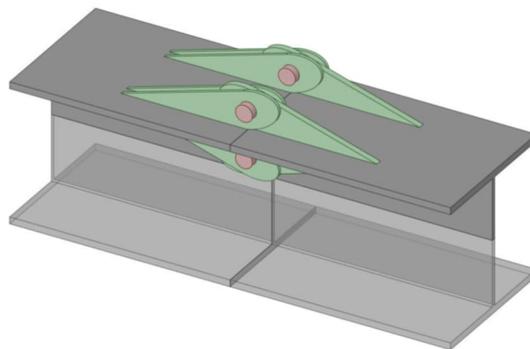


Bild 5.1 Alternative zu einem Kopfplattenanschluss<sup>2</sup>

### 5.1.2 Designraum

Im nächsten Schritt wird der Designraum für die Topologieoptimierung definiert. Dieser sollte im Rahmen des zur Verfügung stehenden Bereichs möglichst groß gewählt werden, da bei der Topologieoptimierung ohnehin überflüssige Bereiche entfernt werden. Bild 5.2 zeigt beispielhaft zwei verschiedene Designräume für identische Belastung und Lagerung.

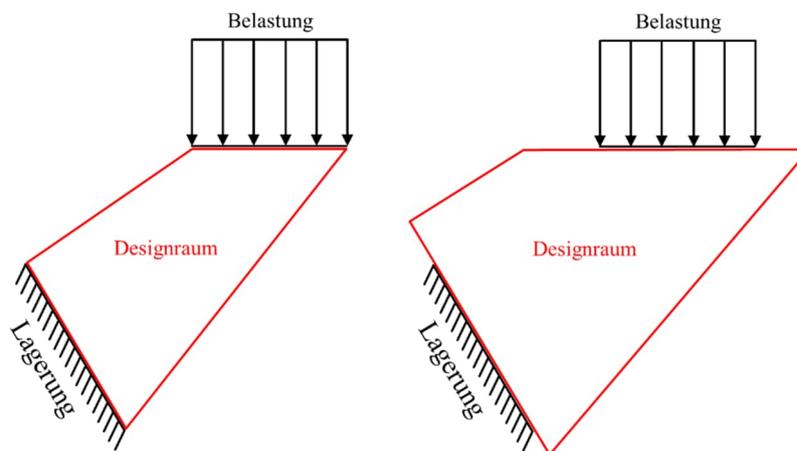


Bild 5.2 Beispiele für zwei Designräume mit den gleichen Randbedingungen

<sup>1</sup> Im Fall einer Steife ist beispielsweise das eine Bauteil der Flansch und das andere Bauteil der Steg

<sup>2</sup> Erven [2018], S. 104

Die Topologieoptimierung beider Designräume ergibt – trotz gleicher Massenziele – unterschiedliche Topologien, siehe Bild 5.3. Im rechten Fall (Designraum 2) wird bei der TO der größere Designraum zur Vergrößerung der statischen Höhe genutzt, zu erkennen am rechten unteren Rand. Dies führt zum Wegfall der im linken Fall (Designraum 1) ausgebildeten Zugstrebe am linken oberen Rand. Designraum 2 liefert eine leicht erhöhte Traglast, jedoch nahezu eine Halbierung der Steifigkeit.

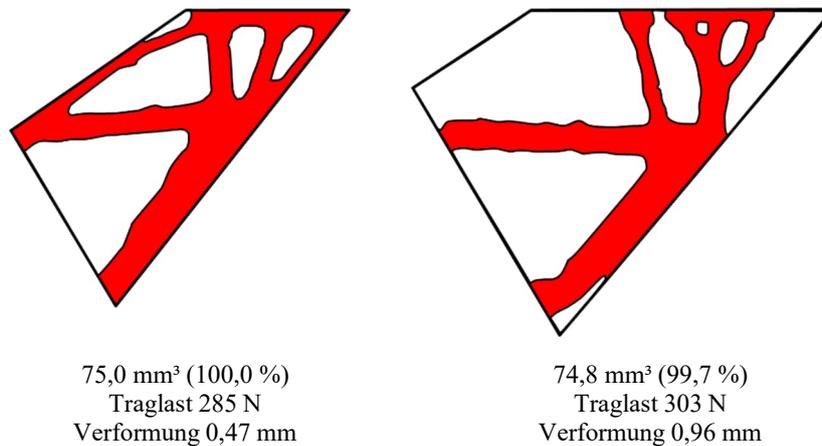


Bild 5.3 Vergleich der topologieoptimierten Strukturen aus Bild 5.2 bei gleicher Masse

Die Wahl des Designraums hat dementsprechend Einfluss auf das Optimierungsergebnis und sollte gegebenenfalls im Rahmen von Voruntersuchungen variiert werden.

### 5.1.3 Numerische Topologieoptimierung

Die Topologieoptimierung ist, neben der Dimensionierung und Formoptimierung, eine der drei Optimierungstypen der Strukturoptimierung (siehe Bild 5.4).

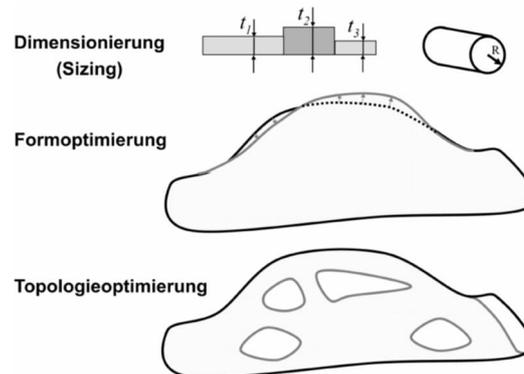


Bild 5.4 Drei Optimierungstypen<sup>1</sup>

Bei der **Topologieoptimierung** werden Teile einer Struktur entfernt, sodass das Optimierungsziel, zum Beispiel eine möglichst hohe Steifigkeit, erreicht wird. Die Struktur wird gelagert und belastet (Designraum mit Randbedingungen gemäß 5.1.1 und 5.1.2). Die Zielmasse kann in Prozent gewählt werden. Bei der **Formoptimierung** kann demgegenüber auch Masse hinzugefügt werden. Bei der **Dimensionierung** werden Querschnittsabmessungen variiert.

<sup>1</sup> Harzheim [2014] S. 3

Für die Topologieoptimierung in der vorliegenden Arbeit wird das Programm ANSYS<sup>1</sup> und dessen Modul „Topologieoptimierung“ verwendet. Das Modul verwendet den SIMP-Ansatz<sup>2</sup> (Solid Isotropic Material with Penalization). Dabei wird die Steifigkeit der Elemente des FE-Modells iterativ variiert, bis das angestrebte Optimierungsziel erfüllt ist. Genauer gesagt wird die normierte Steifigkeit variiert. Sie bewegt sich im Bereich von 0 (keine Steifigkeit) bis 1 (volle Steifigkeit  $E_0$ ), welche die Designvariable<sup>3</sup>  $x_i$  darstellt.

$$x_i = E_i/E_0$$

Ziel der Optimierung ist es zu ermitteln, ob ein Element notwendig ist (die normierte Steifigkeit geht gegen 1) oder nicht (die normierte Steifigkeit geht gegen 0). Wird die Designvariable darüber hinaus mit dem Penalty-Faktor  $p$  potenziert, lassen sich Tendenzen besser erkennen, siehe Bild 5.5 links.

$$x_i^p = E_i/E_0; \quad p > 1$$

Bei Variation der Designvariablen im Bereich A (Bild 5.5 rechts) tendiert eine Änderung zu 0; im Bereich B führt eine Variation eher zu 1.

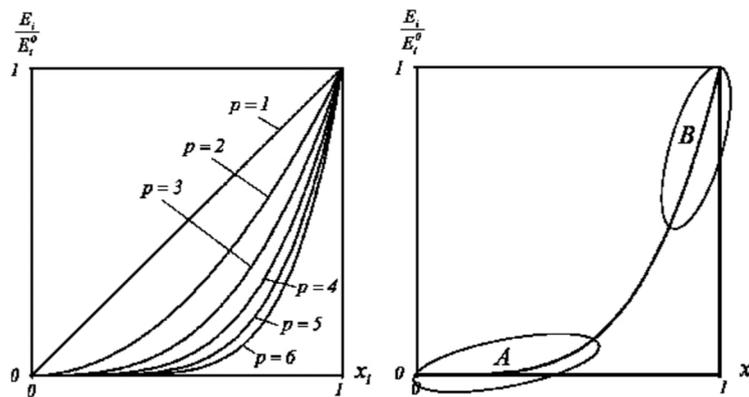


Bild 5.5 Der SIMP-Ansatz für verschiedene Werte von  $p$  (links) und Kennzeichnung der Bereiche A und B (rechts)<sup>4</sup>

Die Potenzierung sorgt für eine „Bestrafung“<sup>5</sup> von Elementen mit mittlerer Dichte und somit zu einem Design aus entweder vollen Elementen oder Löchern. In ANSYS können die Werte für den Penalty-Faktor  $p$  gewählt werden, wobei bei größeren  $p$ -Werten weniger Elemente mit mittlerer Dichte entstehen und die Topologie „schärfer“ wird, siehe Bild 5.6. In der Literatur wird in der Regel ein Wert von  $p = 3$  verwendet.<sup>6</sup>

<sup>1</sup> ANSYS, Version 2020 R1

<sup>2</sup> Der SIMP-Ansatz wurde von Bendsøe [1989] unter dem Begriff „The direct approach“ entwickelt. Die Bezeichnung „SIMP“ stammt von Rozvany/Zhou/Birker [1992].

<sup>3</sup> „Designvariable“ ist ein feststehender Begriff für denjenigen Parameter, der im Rahmen der Optimierung variiert wird.

<sup>4</sup> Harzheim [2014] S. 238

<sup>5</sup> „Penalty“, siehe Rozvany/Zhou/Birker [1992]

<sup>6</sup> Schumacher [2020] S. 243. Eine Parameterstudie zum Penalty-Faktor haben Kutylowski/Szwechlowicz [2008] durchgeführt.

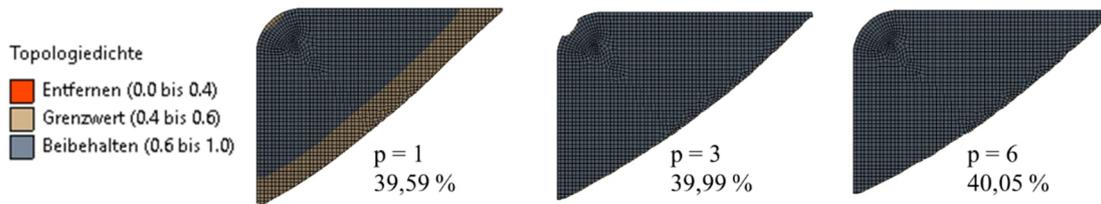


Bild 5.6 Ergebnisse der Topologiedichten für verschiedene Penalty-Faktoren p

Die numerische TO ist auf die Betrachtung linearer Material- und Verformungsprobleme beschränkt,<sup>1</sup> weshalb die Qualität der Optimierung, insbesondere im Stahlbau mit seinem sehr duktilen Werkstoff, erst mit einer nachgeschalteten nicht-linearen Traglastanalyse bewertet werden kann. Soll die optimierte Struktur lediglich im linearen Bereich belastet werden und die Effekte aus Theorie II./III. Ordnung sind vernachlässigbar, sind die Randbedingungen hingegen gleich.

Bei der Topologieoptimierung ist es nicht entscheidend löchrige bzw. fachwerkartige Strukturen zu entwickeln, um die Vorteile der Additiven Fertigung zur Geltung kommen zu lassen. Vollflächige Bauteile lassen sich je Lage mit einer durchgehenden Schweißung herstellen, was gegenüber fachwerkartigen Strukturen zu bevorzugen ist. Dies liegt an den bei Fachwerken oft entstehenden Fehlstellen am Start und Ende von Schweißungen (Lehrsatz 1). Somit verringern sich der prozentuale Anteil der Endkonturnähe sowie die Auftragsrate.

#### 5.1.4 Traglastanalyse

Die Traglastanalysen werden stets verformungsgesteuert durchgeführt, um die Traglast in einem einzigen Berechnungsvorgang ermitteln zu können.<sup>2</sup> Als Belastungsart wird in der Regel eine „Externe Verschiebung“ verwendet, wobei die Unterscheidung deren Verhaltens in „verformbar“ und „starr“ an das jeweilige Anchlusselement angepasst wird. Eine „verformbare“ Verschiebung lässt Verdrehungen und Verschiebungen des Punktes, der Linie oder der Fläche zu, auf die die Verschiebung aufgebracht wird. Eine „starre“ Verschiebung wirkt wie eine verschiebliche Einspannung.

Bei der Traglastanalyse werden in ANSYS „Große Verformungen“ aktiviert, was eine Berechnung nach Theorie III. Ordnung bedeutet. Als Materialgesetz werden ein bilineares Werkstoffgesetz mit einem Tangentenmodul von 0 kN/cm<sup>2</sup> bzw. 21.000 kN/cm<sup>2</sup> verwendet. Die Streckgrenze wird für WAAM-Bauteile mit 40 kN/cm<sup>2</sup> und für Bleche / Träger mit 23,5 kN/cm<sup>2</sup> bzw. 35,5 kN/cm<sup>2</sup> angesetzt. Der E-Modul wurde bei den Berechnungen mit 21.000 kN/cm<sup>2</sup> berücksichtigt, wobei in einzelnen Fällen für den WAAM-Stahl auch deutlich kleinere E-Moduln von 15.000 kN/cm<sup>2</sup> in Versuchen ermittelt und dann bei der Traglastanalyse angesetzt wurden. Für die Traglastanalyse kann eine Nachbildung bzw. Vereinfachung der Struktur hilfreich sein, was in Kapitel 5.1.6 beschrieben wird.

#### 5.1.5 Bewertung & Auswahl

Ziel der Optimierung ist es, eine Struktur zu finden, die bei einer vorgegebenen Masse die größtmögliche Last übertragen kann. Alternativ kann bei einer vorgegebenen, zu übertragenden Last die

<sup>1</sup> Harzheim [2014] S. 10

<sup>2</sup> Bei der kraftgesteuerten Traglastanalyse wird die Kraft iterativ so lange gesteigert, bis das System keine konvergente Lösung mehr zeigt. Die Traglast ist dann diejenige, bei der das System gerade noch lösbar ist.

kleinstmögliche Masse gesucht werden. Dafür wird die effektive Traglast definiert, die das Verhältnis aus Traglast und erforderlicher Masse ausdrückt und die möglichst groß sein soll:

$$T_{R,\text{eff}} = T_R/m$$

mit  $T_{R,\text{eff}}$ : effektive Traglast in kN/kg  
 $T_R$ : Traglast einer Struktur in kN  
 $m$ : Masse in kg

Die Einsparung von Material kommt insbesondere einer schnellen Fertigung zugute. Im Interesse einer schnellen Fertigung kann es aber auch sein, eine Struktur zu fertigen, die nicht die größte effektive Traglast  $T_{R,\text{eff}}$  besitzt, wenn dadurch der Fertigungsprozess vereinfacht oder beschleunigt wird. Deshalb kann für die finale Bewertung die Traglast auf die Fertigungszeit bezogen werden.

$$T_R/t = T_{R,\text{eff}} \cdot DR$$

mit  $T_R/t$ : Traglast pro Zeit in kN/min  
 $t$ : Zeit in min  
 $T_{R,\text{eff}}$ : effektive Traglast in kN/kg  
 $DR$ : Auftragsrate in kg/min oder kg/h

Um die Fertigungszeit zu ermitteln, ist vorab eine Fertigungsstrategie festzulegen. Als Beispiel sind in Bild 5.7 zwei Varianten einer Tragstruktur als Topologie einschließlich der Schweißpfade dargestellt.

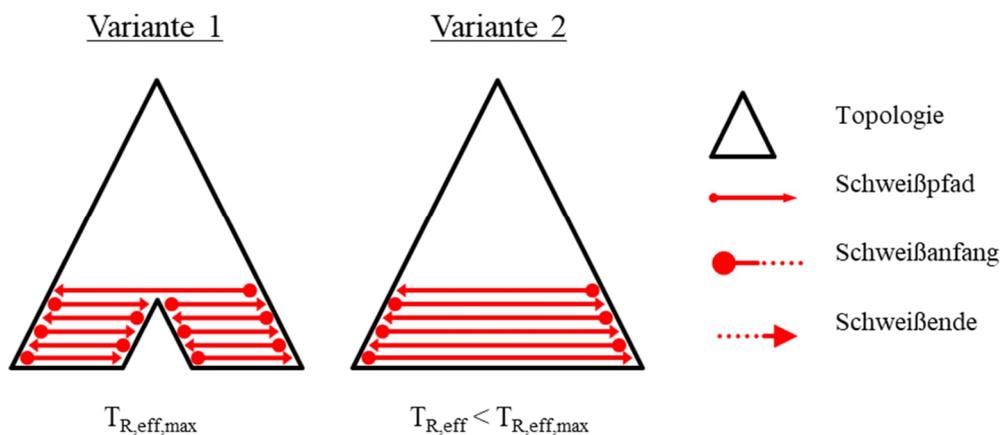


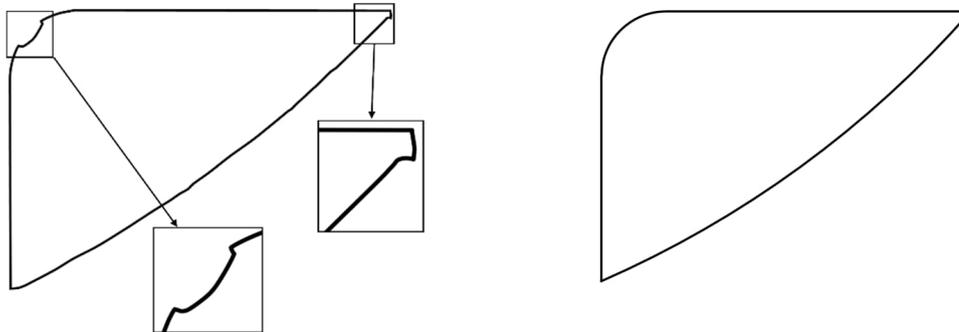
Bild 5.7 Vergleich zweier Strukturen anhand der Schweißpfade einschließlich Schweißstart und -ende

Variante 2 besitzt eine geringere effektive Traglast als Variante 1. Trotzdem ist die Fertigung von Variante 2 vorzuziehen, da in Variante 1 in den ersten Lagen die doppelte Anzahl an Schweißstarts und Schweißenden anfällt, was gemäß Lehrsatz 1 zu vermeiden ist.

Zusätzlich sind bei Variante 1 aufgrund des Lochs auskragende Bereiche vorhanden, die im Sinne einer schnellen Fertigung gemäß Lehrsatz 7 zu vermeiden sind. Je nach Lochgröße in Variante 1 kann auch die Dauer der Schweißpause länger sein, als eine durchgehende Schweißung, weil durch die Schweißpause bei Schweißende eine Gasnachströmzeit (0,5-2 s), bei Schweißstart eine Gasvorströmzeit (0,5-1 s) und die Bewegungsdauer des Roboters hinzukommen.

### 5.1.6 Nachbildung, Vereinfachung, Parametrisierung

Die topologieoptimierten Strukturen weisen Unregelmäßigkeiten an ihrer Oberfläche auf (Bild 5.8a), sodass eine Nachbildung mit Vereinfachungen durchgeführt werden kann, siehe Bild 5.8b.



a) Ergebnis der Topologieoptimierung mit Herausstellung von zwei Unregelmäßigkeiten

b) Nachbildung ohne Unregelmäßigkeiten

Bild 5.8 Gegenüberstellung von einer topologieoptimierten Struktur mit deren Nachbildung

Die unregelmäßige Struktur aus der TO kann auch mithilfe der im Programm *Space Claim*<sup>1</sup> integrierten Funktionen geglättet werden. Hierdurch werden jedoch bei der anschließenden Traglastanalyse sehr feine Netzteilungen erforderlich, was die Rechenzeit erhöht, ohne zusätzlichen Nutzen zu bieten.

Neben den Vereinfachungen können die Strukturen für die weiteren Untersuchungen darüber hinaus parametrisiert werden. Hierdurch ergeben sich folgende Vorteile:

- Die Geometrie ist parametrisch beschrieben und kann dadurch unabhängig von einer 3-D-Datei nachgebildet werden.
- Für weitere FE-Analysen ist das FE-Netz in der Regel weniger engmaschig, was die Berechnungsdauer reduziert.
- Die Parametrische Roboterprogrammierung (Kapitel 2.5) wird erleichtert und es werden wiederum deren Vorteile genutzt.
- Die Gegebenheiten, wie zum Beispiel der bei einer Anschlusskonstruktion zur Verfügung stehende Bauraum, können variiert werden (Beispiel Trägerhaken, Kap. 5.2)

WAAM-Oberflächen sind nicht glatt, sondern wellig. Dies bleibt in dieser Arbeit bei den numerischen Untersuchungen unberücksichtigt. Untersuchungen mit digitalen Zwillingen, bei denen die reale Geometrie einer WAAM-Struktur modelliert wird, sind gegebenenfalls bei zyklischen Belastungen erforderlich, da dort die Kerben in der WAAM-Oberfläche ausschlaggebend für die Betriebsfestigkeit sind. In dieser Arbeit werden jedoch ausschließlich monoton steigende Belastungen untersucht, weshalb die Berechnungen mit vereinfachten Strukturen ausreichend sind. Die additiv gefertigten Bauteile umhüllen die berechneten Topologien bzw. berechneten Abmessungen, siehe Bild 5.9.

<sup>1</sup> Space Claim ist eins der in ANSYS enthaltenen Geometriebearbeitungsprogramme

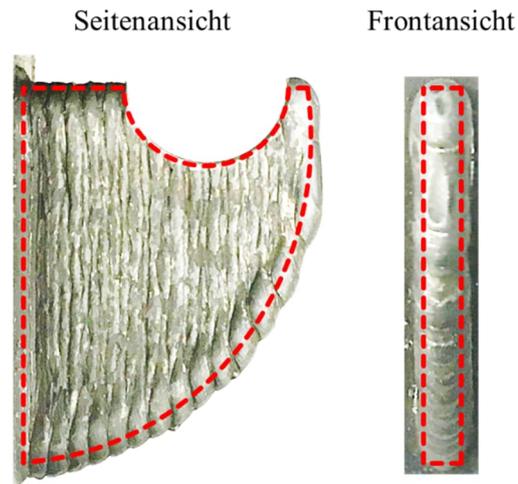


Bild 5.9 Fotografie einer WAAM-Struktur, welche das digitale Modell (rot gestrichelte Linien) umhüllt

### 5.1.7 Parameterstudie

Durch Parameterstudien können die Parameter und/oder Parameterkonstellationen gefunden werden, die die größte effektive Traglast  $T_{R,eff}$  ergeben. Zusätzlich können bei Parametergruppen einzelne Parameter vorgegeben, z. B. der bei einer Anschlusskonstruktion zur Verfügung stehende Bauraum, und die zugehörigen restlichen Parameter für die effektive Traglast  $T_{R,eff}$  ermittelt werden.

### 5.1.8 Fazit

Im Fazit werden die Erkenntnisse und Ergebnisse aus allen Optimierungsschritten zusammenfasst und gegenübergestellt und die optimale(n) Topologie(n) herausgestellt.

Die nun vorgestellte, allgemeine Vorgehensweise des Optimierungsprozesses wird in den nachfolgenden Unterkapiteln 5.2, 5.3 und 5.4 angewendet.

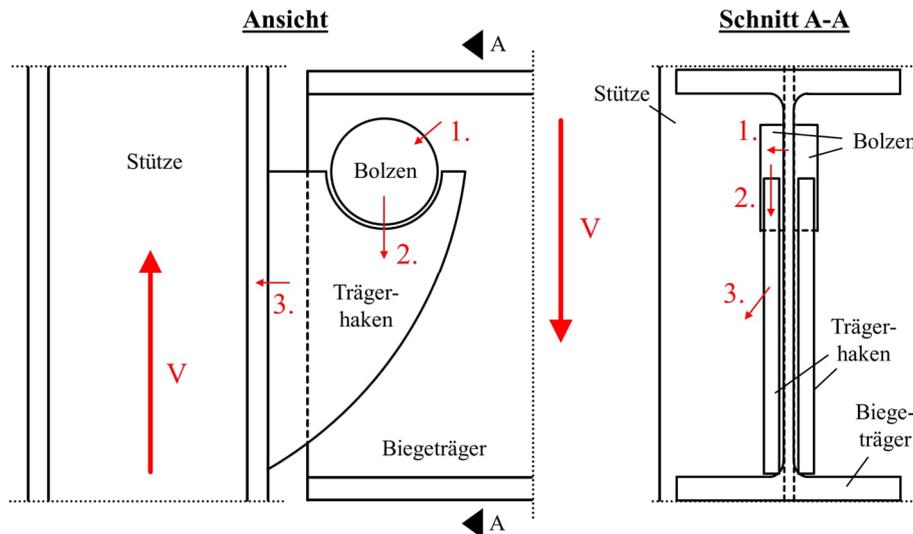
## 5.2 Trägerhaken

Gelenkige Trägeranschlüsse werden oft mit Fahnenblechen oder Doppel-Winkeln (Bild 5.10) konstruiert. Beide Varianten erfordern händische Verschraubungsarbeiten auf der Baustelle.



Bild 5.10 Gelenkiger Biegeträgeranschluss an Stütze (Foto: J. Lange)

Der Trägerhaken ist eine blechförmige konsolenartige Kragstruktur, welche die Auflagerkraft eines gelenkig gelagerten Biegeträgers in eine Stütze überträgt. Der Vorteil dieser Ausführungsweise gegenüber herkömmlichen Anschlusskonstruktionen besteht in der schnellen und einfachen Montage: der Biegeträger wird lediglich eingehängt und es müssen keine Schrauben montiert oder vorgespannt werden. Die Einleitung der Auflagerkraft in den Trägerhaken geschieht über einen Bolzen. In Bild 5.11 ist der Lastpfad der Querkraft vom Biegeträger in die Stütze aufgeführt. In dieser Arbeit wird der Haken getrennt von Biegeträger und Stütze betrachtet, sodass die Tragfähigkeit und Steifigkeit von Biegeträger und Stütze unberücksichtigt bleiben.



Lastpfad	von	nach	Erforderliche Nachweise
1.	Biegeträger	Bolzen	Nachweis Biegeträger
2.	Bolzen	Trägerhaken	Nachweise Bolzen und Trägerhaken
3.	Trägerhaken	Stütze	Nachweis Stütze

Anmerkung: Bei einer herkömmlichen Fertigung mit Blechen und Halbzeugen würden die Nachweise der Schweißnähte zwischen Bolzen und Biegeträger bzw. Trägerhaken und Stütze hinzukommen

Bild 5.11 Lastpfad der Querkraft V vom Biegeträger in die Stütze

### 5.2.1 Ermittlung der Randbedingungen

Der Anschluss des Trägerhakens an die Stütze kann als „fixierte Lagerung“ und somit Einspannung angenommen werden. Als Belastungsart wird eine Bolzenlast verwendet, welche die variable Lastverteilung auf einer zylindrischen Fläche simuliert, siehe Bild 5.12.

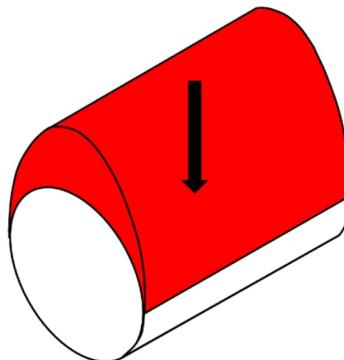
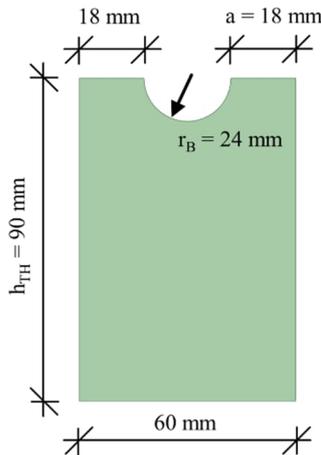


Bild 5.12 Bolzenlast

### 5.2.2 Designraum

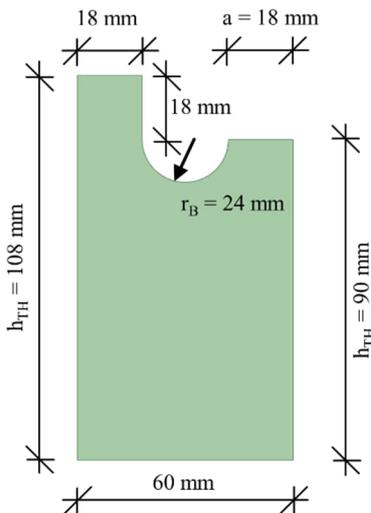
Für die Topologieoptimierung werden zwei verschiedene Designräume untersucht, siehe Bild 5.13. Sie unterscheiden sich durch einen Überstand am Anschluss zur Stütze. Beim Designraum mit Überstand wird versucht, die statische Höhe zu vergrößern, ohne die Masse des Trägerhakens wesentlich zu erhöhen.

#### Designraum 1



$h_{TH} = 90 \text{ mm}$ ,  $b_{TH} = 60 \text{ mm}$ ,  $r_{TH} = 24 \text{ mm}$ ,  $a = 18 \text{ mm}$ ,  $t_{TH} = 7,9 \text{ mm}$   
 E-Modul = 21.000 kN/cm<sup>2</sup>, Querdehnzahl = 0,3  
 Masse = 0,321085 kg, Volumen = 40873 mm<sup>3</sup>  
 Antwortbeschränkung (Bereich): 5-15 %, 10-20 %, 15-25 %, 17-27 %, 20-30 %, 25-35 %, 30-40 %, 40-50 %, 50-60 %, 60-70 %, 70-80 %, 80-90 %  
 Penalty-Faktor = 3  
 Solver-Typ: Programmgesteuert (alle Solver-Typen führten in Voruntersuchungen zu geringen Abweichungen im 1/100-Prozentbereich)  
 Netz: Elementgröße 1,75 mm (damit in Dickenrichtung nur ein Element vorhanden ist, wurde das Netz mit der Sweep-Methode erstellt)

#### Designraum 2



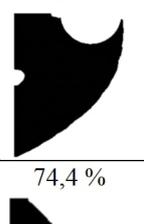
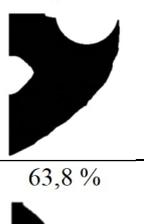
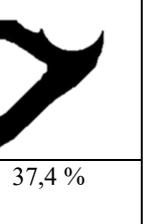
$h_{TH} = 90 \text{ mm}$ ,  $b_{TH} = 60 \text{ mm}$ ,  $r_{TH} = 24 \text{ mm}$ ,  $a = 18 \text{ mm}$ . Überstand = 18 mm,  $t_{TH} = 7,9 \text{ mm}$   
 E-Modul = 21.000 kN/cm<sup>2</sup>, Querdehnzahl = 0,3  
 Masse = 0,34095 kg, Volumen = 43433 mm<sup>3</sup>  
 Antwortbeschränkung (Bereich): 5-15 %, 10-20 %, 15-25 %, 17-27 %, 20-30 %, 25-35 %, 30-40 %, 40-50 %, 50-60 %, 60-70 %, 70-80 %, 80-90 %  
 Penalty-Faktor = 3  
 Solver-Typ: Programmgesteuert (alle Solver-Typen führten in Voruntersuchungen zu geringen Abweichungen im 1/100-Prozentbereich)  
 Netz: Elementgröße 1,75 mm (damit in Dickenrichtung nur ein Element vorhanden ist, wurde das Netz mit der Sweep-Methode erstellt)

Bild 5.13 Designräume für Trägerhaken

### 5.2.3 Numerische Topologieoptimierung

Die Ergebnisse der Topologieoptimierung sind in Tabelle 5-2 zu sehen. Auffällig ist die sich bei nahezu allen Topologien ausbildende Rundung am freien rechten Rand. Da keine Horizontallast angesetzt wurde, bildet sich der Randabstand am Bolzen bei allen Strukturen auf ein Element zurück. Bei beiden Designräumen verkleinert sich die halb-zylindrische Bolzenauflagefläche ab Massenzielen < 60 %. Die Ergebnisse können noch in vollwandige und fachwerkartige Geometrien unterschieden werden, welche sich beim Designraum 1 bei Massenzielen < 30 % und beim Designraum 2 bei Massenzielen < 40 % ausbilden.

Tabelle 5-2 Ergebnisse der Topologieoptimierung der Trägerhaken

Designraum 1 (ohne Überstand)	70,3 %	60,2 %	49,7 %	40,0 %	34,9 %
					
	30,1 %	27,0 %	25,0 %	19,5 %	14,5 %
					
Designraum 2 (mit Überstand)	74,4 %	63,8 %	53,7 %	42,4 %	37,4 %
					
	31,8 %	28,6 %	26,5 %	22,2 %	15,8 %
					
Die Prozentangaben beziehen sich auf die Masse von Designraum 1					

Die Topologien aus Tabelle 5-2 werden zusätzlich nachmodelliert. Dabei wird der Randabstand konstruktiv auf 5 mm erhöht. Beispielhaft sind in Bild 5.14 die Struktur des Originals mit 34,9 % und dessen Nachmodellierung gegenübergestellt.

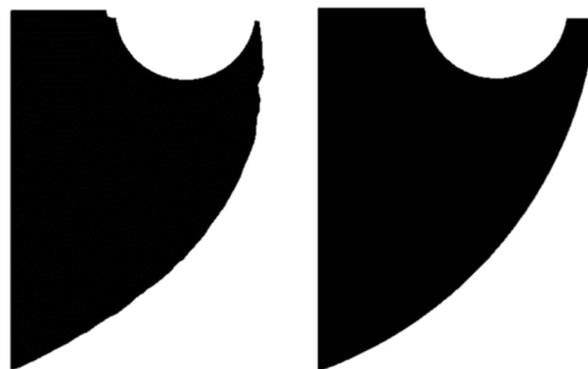


Bild 5.14 Geometrie aus der Topologieoptimierung (links) und dessen Nachbildung

## 5.2.4 Traglastanalyse

### 5.2.4.1 Belastungsart

Damit eine verformungsgesteuerte Traglastanalyse einschließlich variabler Lastverteilung möglich ist, wird die Last über einen stempelartigen Bolzen (siehe Bild 5.15) in den Trägerhaken eingeleitet, welcher wiederum über eine Verschiebung gesteuert wird. Mit einer Bolzenlast wäre die Traglastanalyse lastgesteuert, was aufgrund des dann notwendigen iterativen Vorgehens vermieden wird.

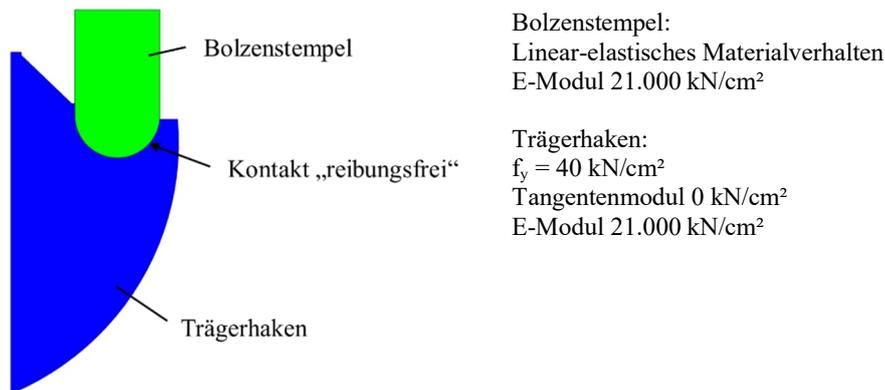
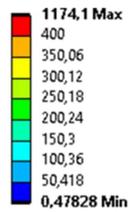


Bild 5.15 Belastung des Trägerhakens für die Traglastanalyse

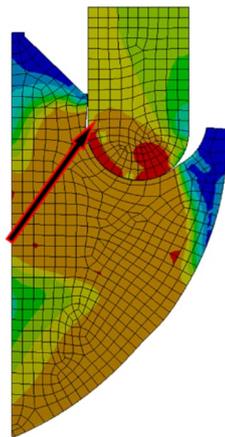
### 5.2.4.2 Lagerung Bolzenstempel

Die Freiheitsgrade des Bolzenstempels haben einen wesentlichen Einfluss auf die Traglast. Ist der Bolzenstempel in Trägerlängsrichtung gehalten und kann sich nur vertikal bewegen, sorgt dies für eine horizontale Komponente in der Auflagerkraft an der Stütze (und damit auch im Bolzen und dem Biegeträger), siehe Lastvektor und Spannungsplot in Bild 5.16. Im Gegensatz dazu führt ein in Längsrichtung verschieblicher Bolzenstempel zu einer Spannungskonzentration an der vorderen bzw. der Stütze abgewandten Seite, siehe Bild 5.17. Der Bolzenstempel verschiebt sich von der Stütze weg in Richtung des freien Rands, sodass das Versagen dort auftritt. Dies geht mit einer Erhöhung der Exzentrizität und einer Verringerung der Traglast einher. Die Auflagerkraft hat dann eine ideal vertikale Komponente.

B: Statisch-mechanische Analyse  
 Vergleichsspannung  
 Typ: Vergleichsspannung (von Mises)  
 Einheit: MPa  
 Zeit: 0,3



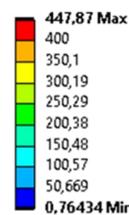
→  
 Lastvektor Auflagerreaktion



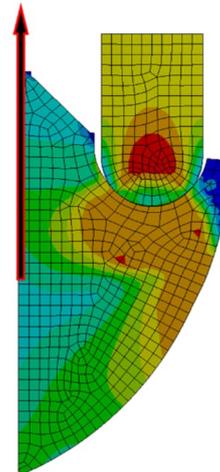
**Traglast vertikal 94,5 kN**

Bild 5.16 Spannungsplot bei horizontal unverschieblichem Bolzenstempel (Zeitpunkt: Traglast)

B: Statisch-mechanische Analyse  
 Vergleichsspannung  
 Typ: Vergleichsspannung (von Mises)  
 Einheit: MPa  
 Zeit: 0,13375



→  
 Lastvektor Auflagerreaktion



**Traglast vertikal 68,8 kN**

Bild 5.17 Spannungsplot bei horizontal verschieblichem Bolzenstempel (Zeitpunkt: Traglast)

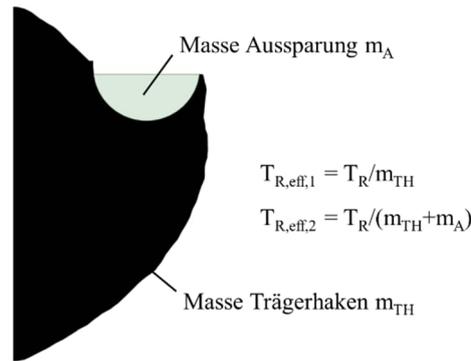
Die Traglasten in Bild 5.16 und Bild 5.17 können jeweils als Grenzbetrachtung angesehen werden. In Realität wird die Randbedingung des Bolzens hinsichtlich der horizontalen Verschieblichkeit zwischen den beiden Fällen liegen, sodass zunächst für beide Grenzvarianten die Traglast ermittelt wird.

#### 5.2.4.3 Lagerung Trägerhaken

In Voruntersuchungen wurden Trägerhaken gleicher Abmessungen mit unterschiedlichen Dicken und Lagerungen untersucht. Um Dickeneffekte auszuschließen, wurden Traglastanalysen mit unterschiedlichen Dicken durchgeführt. Zusätzlich wurde der Einfluss einer Lagerung des Trägerhakens aus der Ebene heraus untersucht. Diese hat einen leicht erhöhenden Effekt auf die Traglast. Dagegen unterdrückt sie die Querdehnung und dadurch den Einfluss der Dicke. Die Traglastanalyse hat einen vergleichenden Charakter, um die optimale zweidimensionale Topologie zu ermitteln, weshalb die geringen Traglastserhöhungen vernachlässigt werden können. Ein zusätzlich positiver Effekt der Lagerung aus der Ebene heraus ist die Verhinderung von Beulen oder sonstigen Stabilitätsversagen. Diese sollen verhindert werden und können bei der Dimensionierung beispielsweise über das  $c/t$ -Verhältnis gemäß DIN EN 1993-1-1 [2010] ausgeschlossen werden.

#### 5.2.4.4 Hinweise zur Auswertung

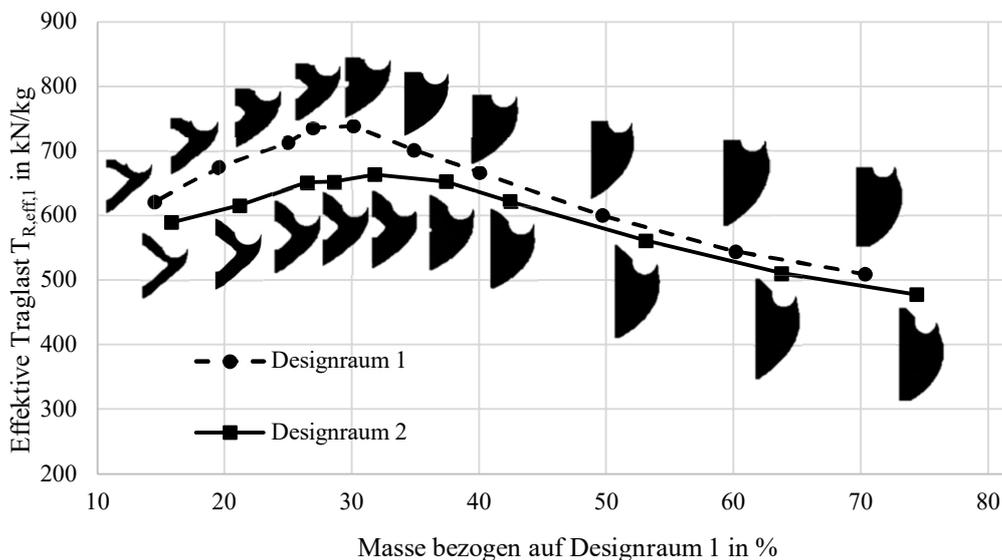
Die Aussparung für den Bolzen wird erst nachträglich hergestellt, sodass die effektive Traglast in einer weiteren Auswertung mit der Trägerhaken-Masse zuzüglich der auszufräsenden Masse berechnet wird ( $T_{R,eff,2}$ ), siehe Bild 5.18

Bild 5.18 Berechnungsprinzip von  $T_{R,eff,1}$  und  $T_{R,eff,2}$ 

Dahinter steckt die Überlegung, dass der Trägerhaken liegend gefertigt wird. Würde die Aussparung bei der Fertigung berücksichtigt (und sozusagen „mitgefertigt“), würde eine auskragende Fertigung notwendig, die die Fertigungszeit – aufgrund der dann geringeren möglichen Auftragsrate – deutlich erhöht (Lehrsatz 7). Hinzu kommt, dass die Oberfläche der Bolzenaussparung infolge dessen uneben wäre. Eine gefräste Oberfläche ist geeigneter für eine kraftschlüssige Bolzenkontaktfläche.

#### 5.2.4.5 Ergebnisse

Nun werden die Traglasten aller in Tabelle 5-2 aufgeführten Geometrien und deren Nachbildungen bestimmt, jeweils für einen horizontal verschieblichen und unverschieblichen Bolzenstempel. Die Ergebnisse der nachmodellierten Strukturen sind qualitativ ähnlich den Original-Topologien, sodass diese hier nicht weiter aufgeführt werden. Es wird auf Anhang B verwiesen, wo alle Ergebnisse aufgeführt sind. Die Ergebnisse der Traglastanalysen mit unverschieblichem Bolzenstempel sind in Diagramm 5-1 dargestellt.

Diagramm 5-1 Effektive Traglast  $T_{R,eff,1}$  der Original-Topologien mit horizontal **unverschieblichem** Bolzenstempel

Die effektiven Traglasten für den Designraum 1 sind bei gleicher Masse stets größer als die von Designraum 2. Die Topologien mit 27,0 % und 30,1 % erzielen die größten effektiven Traglasten. Die Auswertung der Traglastanalyse bezogen auf die zu fertigende Masse ist in Diagramm 5-2 dargestellt.

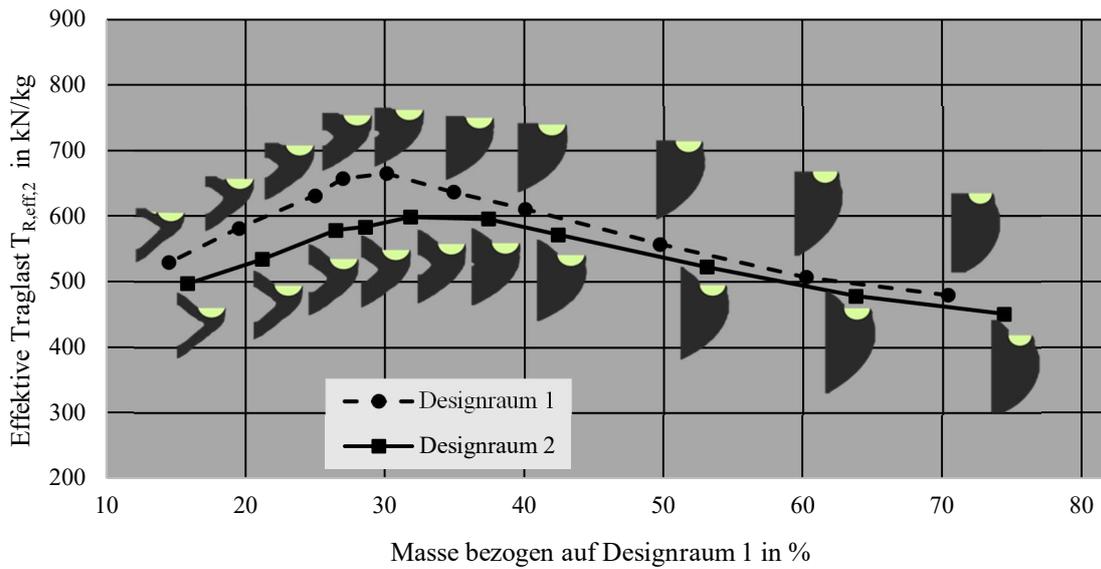


Diagramm 5-2 Effektive Traglast  $T_{R,eff,2}$  der Original-Topologien mit horizontal **unverschieblichem** Bolzenstempel

Bei allen Auswertungen mit unverschieblichem Bolzenstempel bieten stets die zwei gleichen Topologien und ihre jeweiligen Nachmodellierungen die höchste effektive Traglast. Die Strukturen sind in Tabelle 5-3 gegenübergestellt. Beide Strukturen sind nahezu vollwandig, wobei im Lagerungsbereich am Übergang zur Stütze kleine Aussparungen vorhanden sind.

Tabelle 5-3 Gegenüberstellung der eff. Traglasten der effektivsten Topologien (unverschiebl. Bolzenstempel)

	27,0 %		30,1 %	
	Original-Topologie	Nachbildung	Original-Topologie	Nachbildung
$T_{R,eff,1}$	737 kN/kg	729 kN/kg	739 kN/kg	727 kN/kg
$T_{R,eff,2}$	657 kN/kg	651 kN/kg	665 kN/kg	655 kN/kg

Nun werden alle relevanten Ergebnisse der Traglastuntersuchungen mit dem verschieblichen Bolzenstempel aufgeführt. In Diagramm 5-3 sind die effektiven Traglasten der Original-Topologien mit verschieblichem Bolzenstempel dargestellt (Ergebnisse der nachmodellierten Topologien in Anhang B).

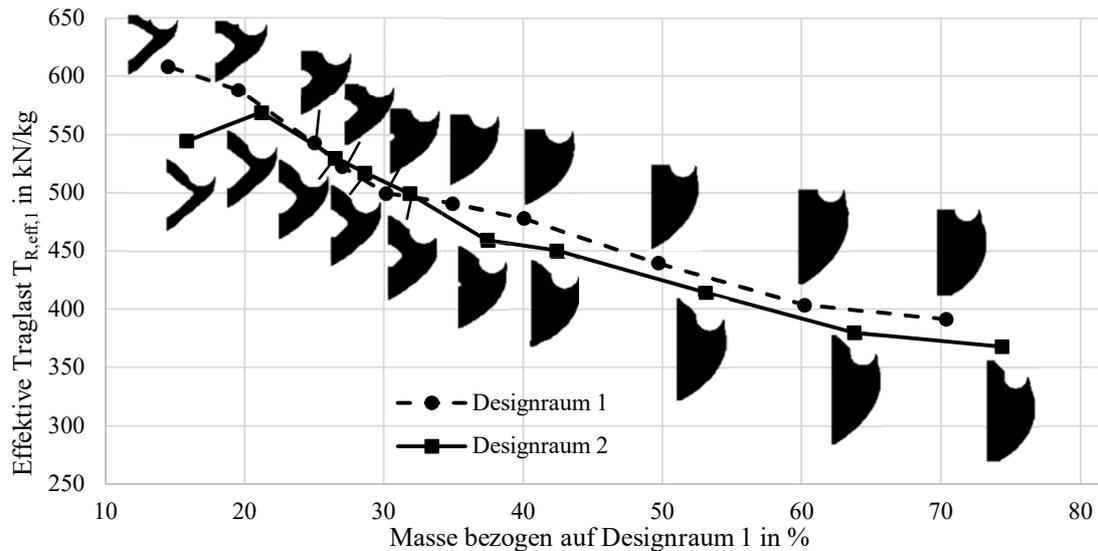


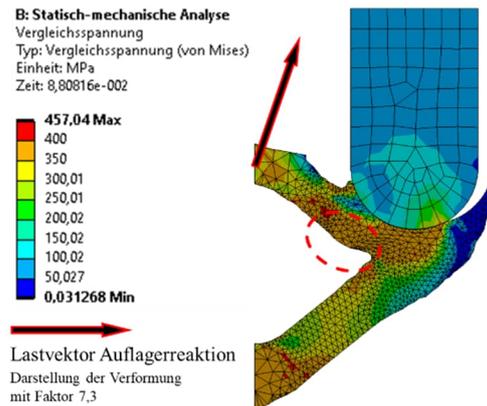
Diagramm 5-3 Eff. Traglast  $T_{R,eff,1}$  der Original-Topologien mit horizontal **verschieblichem** Bolzenstempel

Durch den horizontal verschieblichen Bolzenstempel ist das Traglastniveau insgesamt etwas niedriger. In Tabelle 5-4 sind die effektiven Traglasten für die beiden Lagerungsvarianten des Bolzenstempels aufgeführt.

Tabelle 5-4 Gegenüberstellung der eff. Traglasten von unverschiebl. und verschiebl. Bolzenstempel

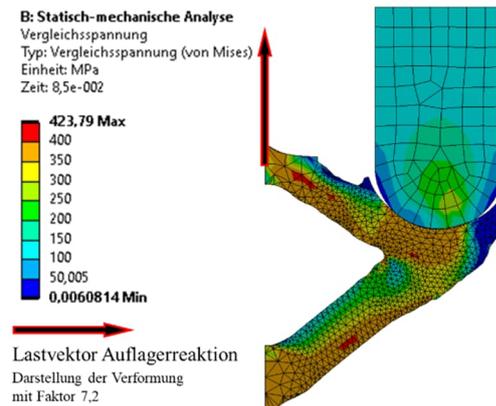
	27,0 %		30,1 %	
	Bolzenstempel unverschieblich	Bolzenstempel verschieblich	Bolzenstempel unverschieblich	Bolzenstempel verschieblich
$T_{R,eff,1}$	737 kN/kg	523 kN/kg	739 kN/kg	500 kN/kg
$T_{R,eff,2}$	657 kN/kg	466 kN/kg	665 kN/kg	450 kN/kg

Wie schon in Bild 5.16 und Bild 5.17 zu sehen, führt die Unverschieblichkeit des Bolzenstempels zu einer Erhöhung der Traglast. Die größte effektive Traglast von allen optimierten Strukturen mit horizontal verschieblichem Bolzenstempel liefert die Topologie mit 14,5 %. Die Traglast von 27,6 kN liegt hier mit derjenigen aus der Untersuchung mit unverschieblichem Bolzenstempel (29,1 kN) nahezu gleich auf, siehe Bild 5.19 und Bild 5.20.



Traglast vertikal 29,1 kN  
 $T_{R,eff,2} = 530 \text{ kN/kg}$

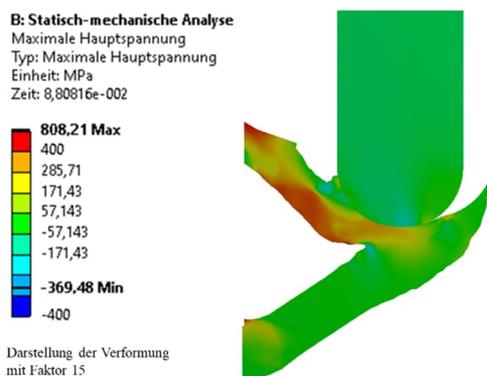
Bild 5.19 Spannungsplot (von Mises) bei horizontal unverschieblichem Bolzenstempel (Zeitpunkt: Traglast)



Traglast vertikal 27,6 kN  
 $T_{R,eff,2} = 519 \text{ kN/kg}$

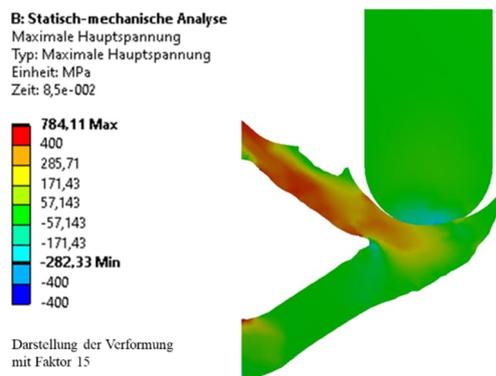
Bild 5.20 Spannungsplot (von Mises) bei horizontal verschieblichem Bolzenstempel (Zeitpunkt: Traglast)

Die Traglast wird bei beiden Lagerungsvarianten mit einer vertikalen Verformung von ca. 0,6 mm erreicht. In Bild 5.19 ist die Eindrückung (rot umkreist) der oberen Zugstrebe auffällig. Bild 5.21 verdeutlicht dies im Vergleich zu Bild 5.22 zusätzlich. Bei der Traglastanalyse mit horizontal verschieblichem Bolzenstempel ist ein Versagen der Zugstrebe unter nahezu reiner Zugspannung zu erkennen, wohingegen bei der Eindrückung die daraus entstehende Biegespannung versagensmaßgebend wird (erkennbar an den kleinen Druckspannungsbereichen auf der Oberseite der Zugstrebe).



Traglast vertikal 29,1 kN  
 $T_{R,eff,2} = 530 \text{ kN/kg}$

Bild 5.21 Spannungsplot (Hauptspannungen) bei horizontal unverschieblichem Bolzenstempel (Zeitpunkt: Traglast)



Traglast vertikal 27,6 kN  
 $T_{R,eff,2} = 519 \text{ kN/kg}$

Bild 5.22 Spannungsplot (Hauptspannungen) bei horizontal verschieblichem Bolzenstempel (Zeitpunkt: Traglast)

Da bei den Topologien mit höherer Masse die Zugstrebe dicker wird, tritt dort dieses Versagen bei den horizontal unverschieblichen Bolzenstempeln nicht auf. Dies erklärt die bei dieser Belastungsart dann steigende effektive Traglast.

### 5.2.5 Bewertung & Auswahl

Aus den Ergebnissen des vorigen Kapitels werden die besten drei Topologien ausgewählt, siehe Tabelle 5-5. Um dem Anspruch einer schnellen Produktion gerecht zu werden, werden diese hinsichtlich ihrer Fertigung beurteilt.

Tabelle 5-5 Die drei besten Topologien aus der bisherigen Optimierung

	30,1 %	27,0 %	14,5 %
			
Unverschieblicher Bolzenstempel	$T_{R,eff,2} = 665 \text{ kN/kg}$	$T_{R,eff,2} = 657 \text{ kN/kg}$	$T_{R,eff,2} = 530 \text{ kN/kg}$
Verschieblicher Bolzenstempel	$T_{R,eff,2} = 450 \text{ kN/kg}$	$T_{R,eff,2} = 466 \text{ kN/kg}$	$T_{R,eff,2} = 519 \text{ kN/kg}$

Die Topologien mit 27,0 % und 30,1 % liefern bei einem horizontal verschieblichen Bolzenstempel effektive Traglasten von  $T_{R,eff,2} = 466 \text{ kN/kg}$  (27,0 %) bzw.  $T_{R,eff,2} = 450 \text{ kN/kg}$  (30,1 %), was 90 % bzw. 87 % der 14,5 %-Topologie entspricht. Anders ausgedrückt bietet die 14,5 %-Topologie unter horizontal verschieblicher Bolzenstempelbelastung 11 % bzw. 15 % mehr Effektivität.

Für die Beurteilung hinsichtlich der Fertigung wird vorab eine Fertigungsstrategie festgelegt. Die Trägerhaken werden auf Stahlstützen gefertigt, welche im Werk liegend in der Baugruppenfertigung verarbeitet werden. Dies kommt einer schnellen Fertigung des Trägerhakens zupass, die liegend und ohne Auskragungen durchgeführt werden soll. Die 14,5 %-Topologie ist unter diesem Gesichtspunkt nachteilig, da die Streben auskragend gefertigt werden müssen, was die effektive Auftragsrate senkt (Lehrsatz 7). Dies wird nachfolgend in Tabelle 5-6 über die Berechnung der Traglast pro Fertigungszeit verdeutlicht.

Tabelle 5-6 Vergleich der Traglast pro Fertigungszeit für die Topologien 30,1 % (Wannenlage) und 14,5 % (auskragend)

	30,1 % WFS 4 m/min	30,1 % WFS 6,3 m/min	14,5 % Cycle Step <sup>1</sup>
Fertigungsweise	Wannenlage	Wannenlage	auskragend
Auftragsrate DR	2,13 kg/h <sup>2</sup>	3,36 kg/h	1,65 kg/h <sup>3</sup>
$T_{R,eff,2}$	450 kN/kg	450 kN/kg	519 kN/kg
$T_R/t$	16,0 kN/min	25,2 kN/min	14,3 kN/min

Trotz geringerer effektiver Traglast ist die Fertigung der 30,1 %-Topologie mit 16,0 kN/min bzw. 25,2 kN/min schneller als die der 14,5 %-Topologie (14,3 kN/min), weshalb die 14,5 %-Topologie nicht weiter untersucht wird.

<sup>1</sup> Bei der Verwendung der CMT Cycle Step Prozesses kann die Auftragsrate aufgrund der Pausen nicht direkt ermittelt werden.

<sup>2</sup> Für die Fertigung des Trägerhakens (siehe Kapitel 6.1) wurde ein Drahtvorschub von 4 m/min verwendet, was bei einem Drahtdurchmesser von 1,2 mm einer Auftragsrate von 2,13 kg/h entspricht.

<sup>3</sup> Siehe Feucht et al. [2021] für 45°-Auskrägung

### 5.2.6 Nachbildung, Vereinfachung, Parametrisierung

Die Topologien mit 30,1 % und 27,0 % haben jeweils Aussparungen am Übergang zur Stütze, die aus den folgenden Gründen bei der Fertigung nicht berücksichtigt werden.

1. Vermeidung zusätzlicher Starts und Stopps (Lehrsatz 1)
2. Vermeidung auskragender Fertigung (Lehrsatz 7)

Zusätzlich wird die Auflagerfläche für den Bolzen, welche bei der Topologieoptimierung reduziert wurde, zu einem Halbzylinder „aufgefüllt“, was ein Herausfallen des Biegeträgers verhindert.

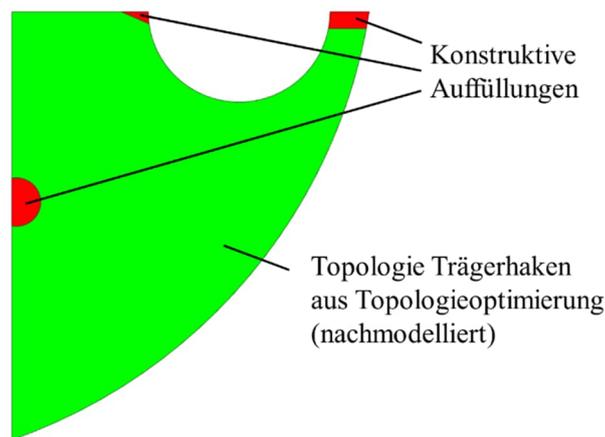


Bild 5.23 Konstruktive und fertigungsbedingte Anpassung der Topologie für die Parametrisierung

Im nächsten Schritt wird der Trägerhaken parametrisiert. Die Prinzipskizze einschließlich der Parameter ist in Bild 5.24 zu sehen.

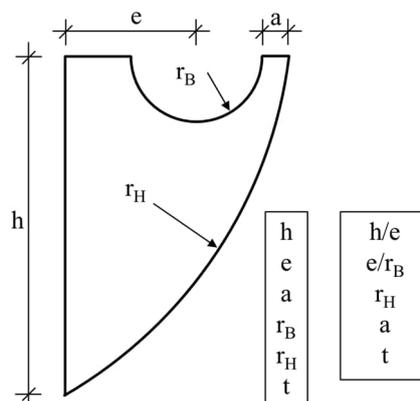


Bild 5.24 Parametrisierter Trägerhaken

### 5.2.7 Parameterstudie

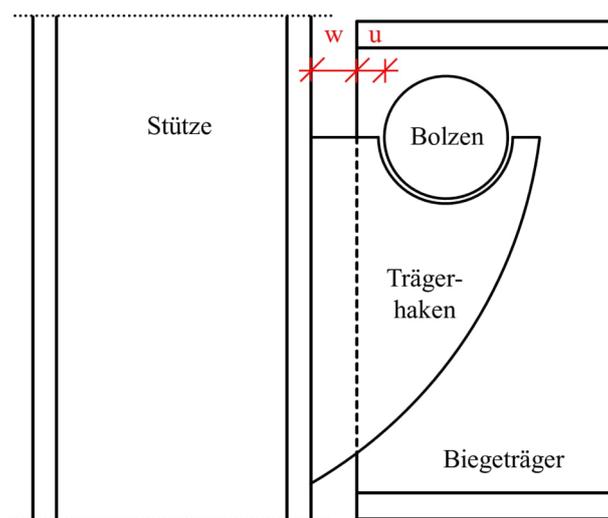
Der Trägerhaken wird gemäß Kapitel 5.2.4.3 aus der Ebene heraus gehalten, sodass die Dicke  $t$  in der Parameterstudie als Parameter unberücksichtigt bleiben kann bzw. stets der gleiche Parameter verwendet wird. Alle restlichen Parameter werden variiert.

Tabelle 5-7 Parameter für die Traglastanalyse des Trägerhakens

h/e:	1,0; 1,2; 1,4; 1,6; 1,8; 2,0; 2,2; 2,4; 2,6; 2,8; 3,0; 3,2; 3,4;3,6
e/r <sub>B</sub> :	1,5; 1,67; 2,0; 2,5; 3,0; 3,5
e/a:	2,5; 3,33; 5,0; 10,0
e/r <sub>H</sub> :	0,25; 0,29; 0,33; 0,40; 0,50
e/t:	14,29
Lagerung Bolzenstempel	Unverschieblich; verschieblich

Die Dicke des Trägerhakens wird klein gewählt, einerseits, um die Berechnungszeit gering zu halten und andererseits, um die zum Erreichen der Traglast notwendigen Verformungen (und die damit verbundenen großen Verzerrungen) gering zu halten. Die Lagerung des Bolzenstempels wird erneut mithilfe einer Grenzbetrachtung berücksichtigt, sodass die Parameterstudie für beide Lagerungsvarianten (siehe Kapitel 5.2.4.2) durchgeführt wird.

Bei der Dimensionierung wird ein Bolzendurchmesser anhand der einzuleitenden Querkraft gewählt. Die Exzentrizität ergibt sich dann einerseits aus dem statischen notwendigen Überstand  $u$  des Biegeträgers (Bild 5.25), damit die Last in diesen eingeleitet werden kann. Andererseits ist zu diesem Überstand noch der für die Montage notwendige Abstand  $w$  von Biegeträger zu Stütze zu addieren (Bild 5.25). Deshalb wird für die Auswertung als maßgebender Parameter das  $e/r_B$ -Verhältnis gewählt.

Bild 5.25 Ansicht: Randabstand  $u$  (Bolzen zu Biegeträger) und Abstand  $w$  (Biegeträger zu Stütze)

Die Ergebnisse der Parameterstudie (effektive Traglast  $T_{R,eff,2}$ ) bei einem horizontal unverschieblichen Bolzenstempel sind in Diagramm 5-4 dargestellt. Die Kurve gibt die maximale effektive Traglast für jedes  $e/r_B$ -Verhältnis an. Die zugehörigen Topologien sind qualitativ dargestellt. Es ist auffällig, dass die Bereiche unterhalb der Bolzenaussparung sehr schmal sind. Durch die horizontale Unverschieblichkeit des Bolzens stützt sich der Bolzenstempel seitlich gegen den Trägerhaken, sodass das freie Ende keine Belastung erfährt und entsprechend keinen Einfluss auf die Traglast hat. Es ist davon auszugehen, dass eine geringe horizontale Verschieblichkeit des Bolzens zu früherem Versagen der Strukturen führt und die Topologien somit nicht geeignet sind.

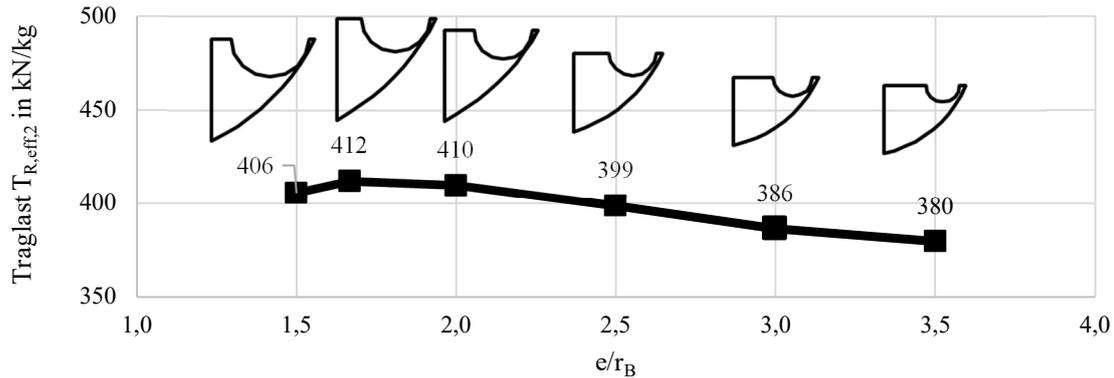


Diagramm 5-4 Ergebnisse Parameterstudie mit horizontal unverschieblichen Bolzenstempel

Die Ergebnisse der Parameterstudie (effektive Traglast  $T_{R,eff,2}$ ) bei einem horizontal verschieblichen Bolzenstempel sind in Diagramm 5-5 dargestellt. Dem Trägerhaken fehlt durch den verschieblichen Bolzen eine horizontale Abstützung und die Topologien besitzen am freien Rand mehr Material, als die mit unverschieblichem Bolzen. Beides spiegelt sich im geringeren effektiven Traglastniveau wider.

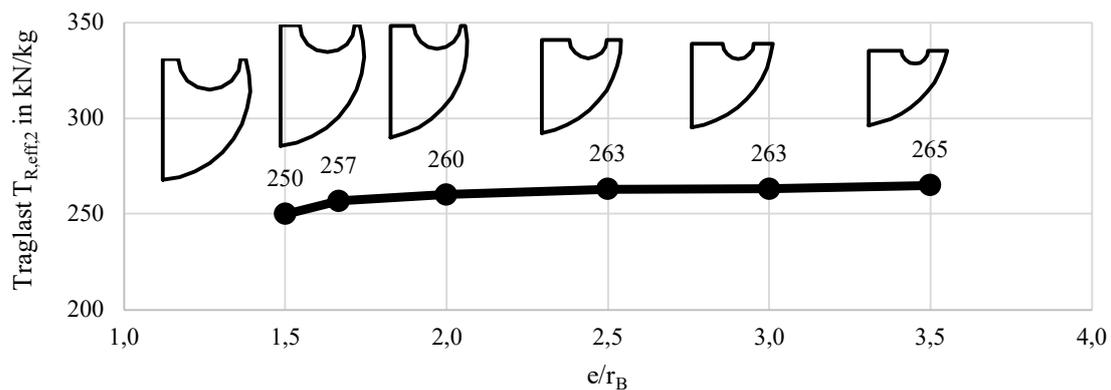


Diagramm 5-5 Ergebnisse Parameterstudie mit horizontal verschieblichen Bolzenstempel

In Tabelle 5-8 und Tabelle 5-9 sind die Parameter und Ergebnisse für beide Systeme aufgeführt. Das stets bei 10 liegende  $e/a$ -Verhältnis in Tabelle 5-8 zeigt, dass der Bereich zwischen der Bolzenaussparung und dem freien Rand keinen Anteil am Lastabtrag hat bzw. nicht erforderlich ist.

Tabelle 5-8 Parameter und Ergebnisse der Topologien mit den maximalen effektiven Traglasten  $T_{R,eff,2}$  bei horizontal **unverschieblichem** Bolzenstempel

$e/r_B$	$h/e$	$e/a$	$e/r_H$	$e/t$	$T_{R,eff,2}$ in kN/kg	$T_R$ in kN	$G$ in kg
<b>1,5</b>	1,8	10	0,25	14,29	406	53,93	0,1329
<b>1,67</b>	1,8	10	0,25	14,29	412	52,53	0,1275
<b>2</b>	1,6	10	0,25	14,29	410	43,00	0,1049
<b>2,5</b>	1,4	10	0,4	14,29	399	37,09	0,0930
<b>3</b>	1,2	10	0,5	14,29	386	30,59	0,0792
<b>3,5</b>	1,2	10	0,5	14,29	380	28,87	0,0760

In Tabelle 5-9 wird erst bei  $e/r_B$ -Verhältnissen  $\geq 2,5$  mehr Material zwischen Bolzenaussparung und freiem Rand notwendig (die  $e/a$ -Verhältnisse sinken auf 3,33 bzw. 2,5). Bis  $e/r_B \leq 2,0$  wandert die

freie Kante von oben zunächst von der Bolzenaussparung weg und weist eine bauchige Form auf (siehe Bild 5.26), weshalb hier auch bei geringem Abstand  $a$  genug Material vorhanden ist.

Tabelle 5-9 Parameter und Ergebnisse der Topologien mit den maximalen effektiven Traglasten  $T_{R,eff,2}$  bei horizontal **verschieblichem** Bolzenstempel

$e/r_B$	$h/e$	$e/a$	$e/r_H$	$e/t$	$T_{R,eff,2}$ in kN/kg	$T_R$ in kN	$G$ in kg
<b>1,5</b>	2,6	10	0,5	14,29	250	68,18	0,2726
<b>1,67</b>	2,6	10	0,5	14,29	257	67,19	0,2617
<b>2</b>	2,4	10	0,5	14,29	260	56,16	0,2159
<b>2,5</b>	2	3,33	0,5	14,29	263	46,63	0,1774
<b>3</b>	1,8	2,5	0,5	14,29	263	41,70	0,1585
<b>3,5</b>	1,6	2,5	0,5	14,29	265	35,25	0,1330

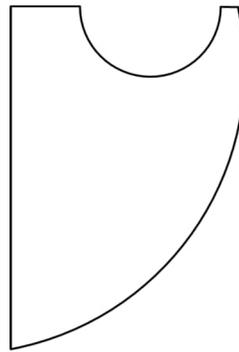


Bild 5.26 Optimale Topologie für  $e/r_B = 2,0$  bei **verschieblichem** Bolzenstempel

### 5.2.8 Fazit

Die Traglastanalysen mit unverschieblichem Bolzenstempel ergeben, wie bereits vor der Parametrisierung, höhere effektive Traglasten als mit verschieblichem Bolzenstempel. Durch die systematische Analyse aller geometrisch möglichen Topologien (innerhalb der Parameterbereiche in Tabelle 5-7) entstehen optimale Topologien, die – wie zum Beispiel in Bild 5.27 gezeigt – augenscheinlich ungeeignet sind.

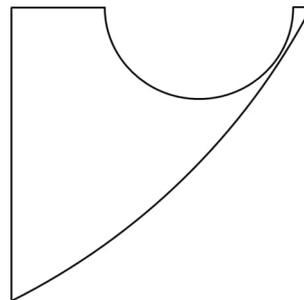


Bild 5.27 Optimale Topologie für  $e/r_B = 2,0$  bei **unverschieblichem** Bolzenstempel

Die Untersuchung beider Lagerungsarten wurde als Grenzbetrachtung angesehen, wobei das System mit verschieblicher Lagerung des Bolzenstempels auf der sicheren Seite liegt und für die Wahl der zu fertigenden Topologie vorzuziehen ist.

### 5.3 Lasteinleitungssteifen

Für Steifen gibt es verschiedene Einsatzgebiete. In Bild 5.28 sind ausgewählte Beispiele dargestellt. Darüber hinaus gehende Anwendungsfälle sind die Kraftumleitung bei Höhenversätzen und Öffnungen.

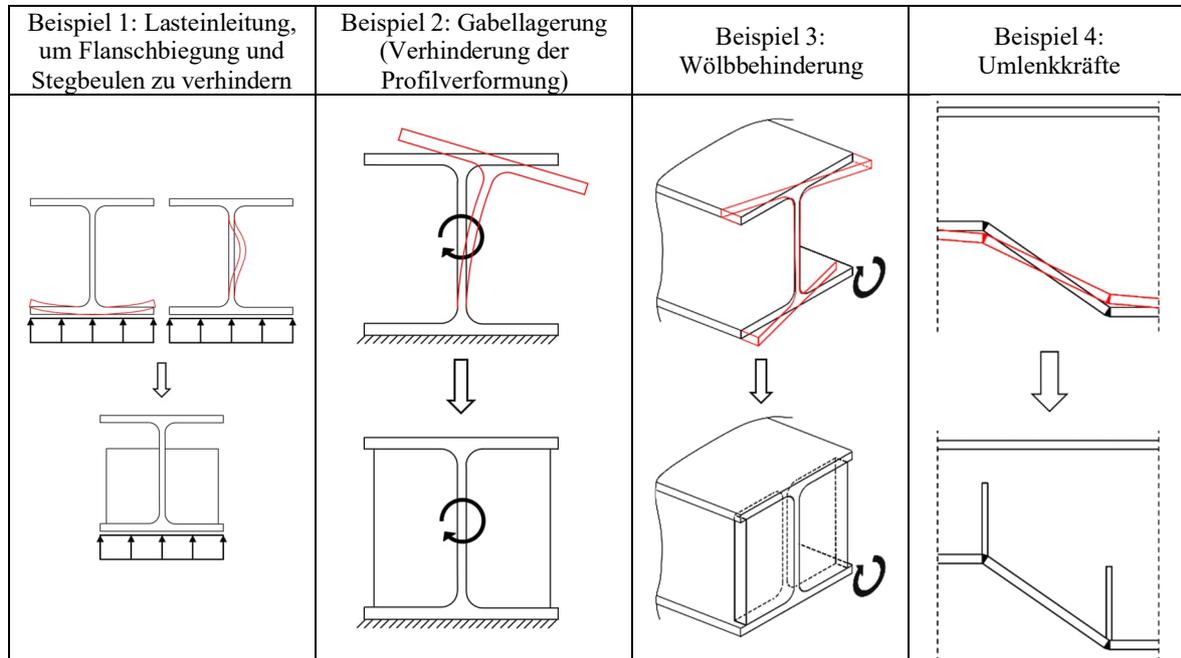


Bild 5.28 Ausgewählte Anwendungsfälle für den Einsatz von Steifen

Im Folgenden werden Steifen zur Lasteinleitung (Beispiel 1 in Bild 5.28) behandelt. Bei der Lasteinleitung wird die Querkraft im Trägersteg über die Scheibenwirkung der Steife in die Flansche eingeleitet und somit eine Biegung der Flansche verhindert. Lasteinleitungssteifen kommen beispielsweise über Auflagern von Biegeträgern, unter Einzellasten oder an biegesteifen Rahmenecken zum Einsatz. Die Lasteinleitungssteife könnte auch als konstruktive Maßnahme gegen Flanschbiegung angesehen werden. Aus Sicht des Verfassers ist dies ein rein theoretischer Fall, weil Auflager meist starr sind und aus der Nachgiebigkeit des Flansches daraus eine Lastkonzentration im Bereich des Stegs resultiert und dann wieder ein Tragfähigkeitsproblem entsteht. Ob eine Lasteinleitungssteife notwendig ist, lässt sich durch den Nachweis der steifenlosen Krafteinleitung nach DIN EN 1993-1-8 [2010] ermitteln.

Die Tragwirkung von Teilsteifen wird im Folgenden aufbereitet, um die FEM-Modellierung passend vornehmen zu können und um auch die Traglastversuche so durchzuführen, dass Erkenntnisse über die erreichbare Festigkeit bzw. Tragfähigkeit der Teilsteife erzielt werden können.

#### Ingenieurmodell

Die Lasteinleitung einer Kraft  $F_{ed}$  am Auflager erfolgt einerseits direkt über den Steg (Kraft  $F_w$ ) und andererseits über die Steife (Kraft  $F_R$ ). Es gilt:

$$F_{ed} = 2 \cdot F_R + F_w$$

Mit Ingenieurmodellen lassen sich vereinfachte Annahmen über die Aufteilung treffen. Im Skriptum Stahlbau II von Prof. Lange<sup>1</sup> wird die Steifenkraft  $F_R$  anteilig aus der Steifenbreite  $b_R$  an der Gesamtbreite  $b$  berechnet, siehe Bild 5.29.

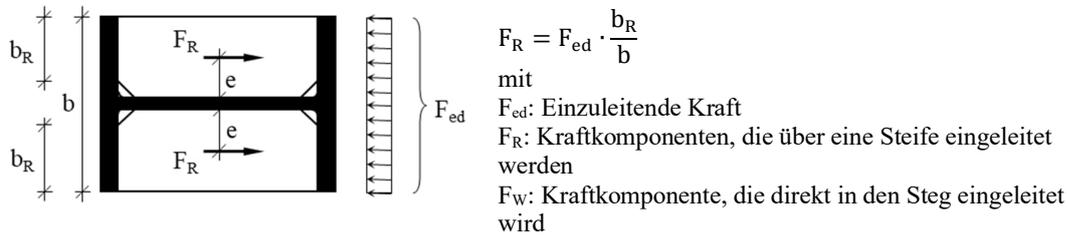


Bild 5.29 Modell zur Aufteilung der einzuleitenden Last  $F_{ed}$  auf die Steifen (je  $F_R$ )<sup>2</sup>

Kindmann/Stracke [2012] teilen die Kräfte gewichtet über die Lasteinleitungsflächen auf, siehe Bild 5.30. Hier wird also die Dicke aller Bauteile einbezogen und somit auch ein Ansatz zur Berücksichtigung der Steifigkeiten von Steife und Steg eingebracht.

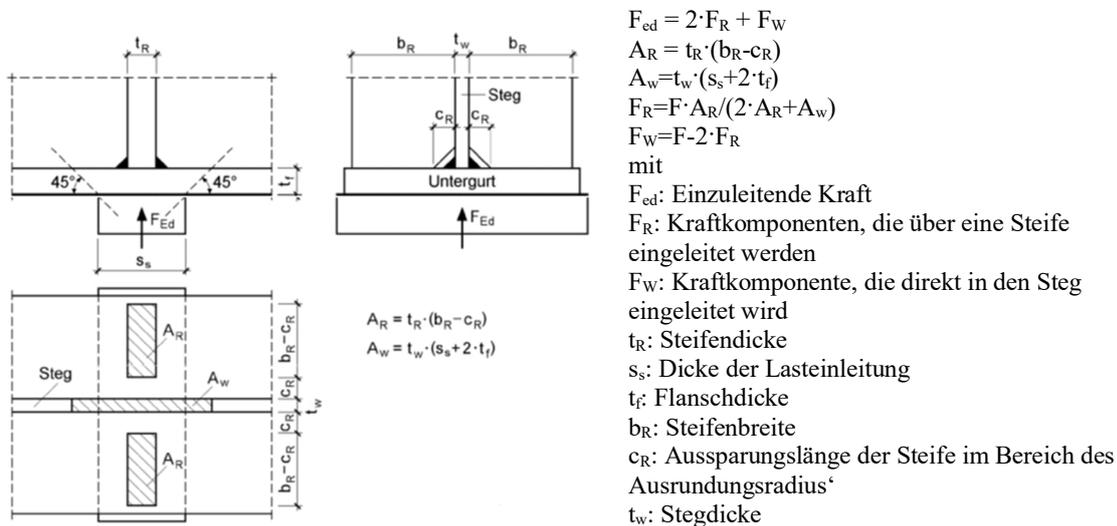


Bild 5.30 Modell zur Berechnung der Kraftanteile auf Steg bzw. Steifen<sup>3</sup>

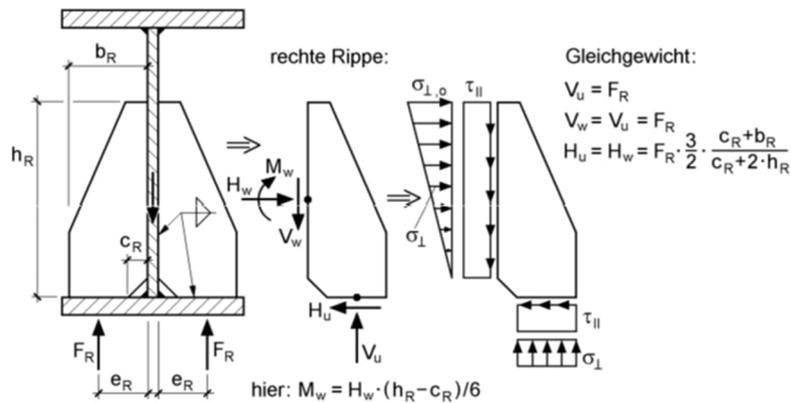
Für die Bemessung der Teilsteife bzw. der Schweißnähte wird gemäß des Ingenieurmodells das durch die einzuleitende Last  $F_R$  entstehende Exzentrizitätsmoment  $F_R \cdot e_R$  in das Kräftepaar  $H_W = H_U$  aufgeteilt, siehe Bild 5.31.

Die in der Schweißnaht am Flansch als Schubkomponente wirkende Kraft  $H_U$  wird über Zug im Flansch übertragen und schließt sich mit der entgegengesetzt wirkenden Kraft der anderen Teilsteife kurz. Dies kann jedoch nur so lange geschehen, bis die Kraft den Flansch zum Plastizieren bringt. Der Zeitpunkt der Plastizierung hängt auch von der Flanschbiegung ab. Die Kraftkomponente  $H_W$  wird gemäß des Ingenieurmodells über eine dreiecksförmige Druckspannung in den Steg eingeleitet und schließt sich mit der Kraftkomponente der anderen Teilsteife kurz.

<sup>1</sup> Lange [2020]

<sup>2</sup> In Anlehnung an Lange [2020]

<sup>3</sup> Kindmann/Stracke [2012], Seite 54

Bild 5.31 Modell zur Berechnung der Schnittgrößen an der Steife<sup>1</sup>

### Tatsächliche Tragwirkung

Die tatsächliche Tragwirkung und damit die reale Aufteilung der Kraftanteile ist komplexer, muss jedoch zur Optimierung und Interpretation der weiteren Untersuchungen bekannt sein. Welcher Anteil der einzuleitenden Last  $F_{ed}$  über die Steifen oder den Steg übertragen wird, hängt vom Steifigkeitsverhältnis der drei Komponenten Steife, Steg und Flansch sowie von der Steifigkeit der Lasteinleitung ab.

- Durch die Flanschbiegung werden Lasten direkt in den Steg übertragen. Im Wesentlichen wird die Ausprägung des Effekts von der Flanschdicke beeinflusst. Dickere Flansche übertragen mehr Kraft in den Steg.
- Durch die Plastizierung des Flansches aufgrund der Flanschbiegung kann die Fähigkeit des Flansches zur Übertragung der Kraftkomponente  $H_U$  beeinträchtigt werden. Dickere Flansche erlauben größere  $H_U$ -Kräfte.
- In der Grenz Betrachtung einer schubfreien Verbindung zwischen Flansch und Steife würde das Exzentrizitätsmoment  $F_R \cdot e_R$  ausschließlich über die Normalspannung  $\sigma_{\perp}$  übertragen. Größere Steifenhöhen begünstigen diesen Effekt.
- Bei starren Lasteinleitungen, z. B. Trägerflansche an biegesteifen Rahmenecken, wird mehr Last direkt in die Stege eingeleitet. Bei weichen Lasteinleitungen, z. B. Platten oder Beton, kann sich die Last mehr auf die Steifen bzw. zur Flanschaußenkante lagern.
- Eine Befestigung der vorgenannten starren Lasteinleitungen (z. B. verschweißt) führt zu einer Einspannung des Flansches in die Lasteinleitung, was aufgrund der Nachgiebigkeit der Steife bzw. der Flanschbiegung zu einer Umlagerung Richtung Steg und damit zu einer höheren Traglast führt.

Zusätzlich ist die Aufteilung der Kraftanteile über die Belastung nicht-linear, weil aufgrund der Plastizierung der Komponenten Umlagerungen stattfinden. Es ist also kaum möglich eine Steife losgelöst vom Träger und der Lasteinleitung realitätsnah zu betrachten. Für die numerische Optimierung ist ein Herausschneiden der Steife und eine feststehende Übergangs- bzw. Randbedingung jedoch notwendig, einerseits, um die Modellgröße und damit den Rechenaufwand gering zu halten, und andererseits, weil die zu variierenden Parameter zu vielzählig wären.

<sup>1</sup> Kindmann/Stracke [2012]

### 5.3.1 Ermittlung der Randbedingungen

Deshalb werden folgende Vereinfachungen angenommen:

- Die Flanschbiegung wird vernachlässigt
- Die Plastizierung des Flansches wird vernachlässigt, sodass  $H_U$  unendlich groß werden kann
- Die Belastung wird als „verformbar“ eingeleitet, da „starr“ zu größeren Traglasten führt (siehe Erläuterungen in 5.1.4)

Damit ergibt sich folgendes System.

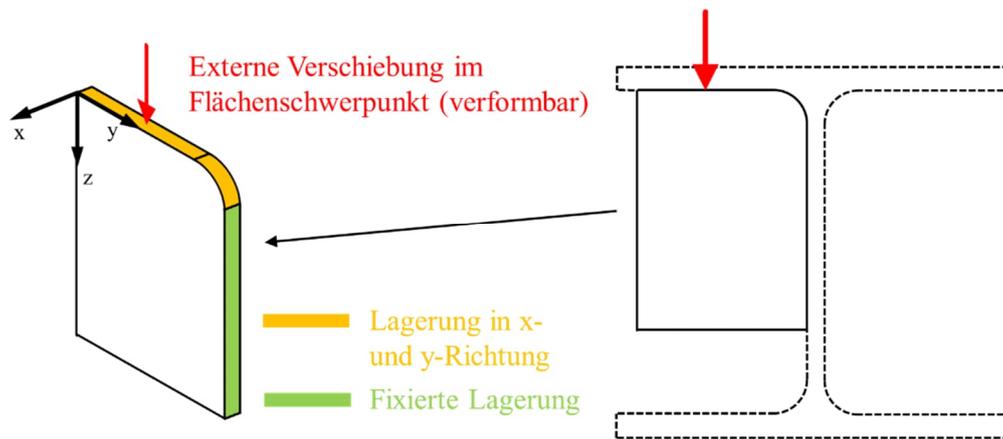


Bild 5.32 System der herausgelösten Lasteinleitungssteife

### 5.3.2 Designraum

Als Designraum wird eine Teilsteife verwendet, die in einen HEA 140 passt, wobei die außenstehenden Kanten mit einem Radius  $r_R$  beschnitten werden.<sup>1</sup> Als Dicke wird 7,9 mm verwendet, da hierfür ein entsprechender Fertigungs-Parametersatz existiert.

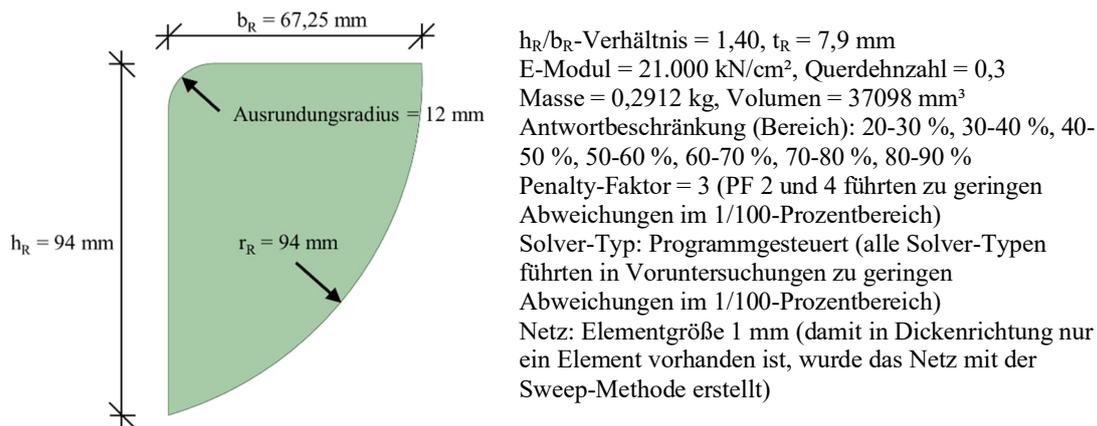


Bild 5.33 Designraum mit den Programm-Einstellungen der Topologieoptimierung

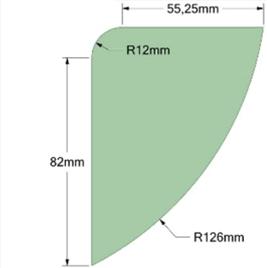
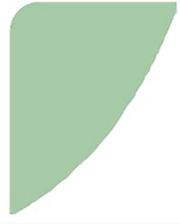
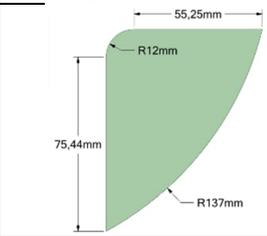
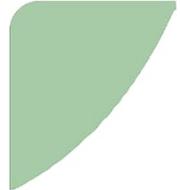
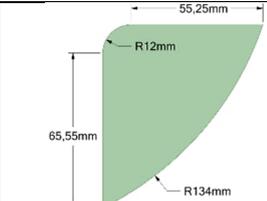
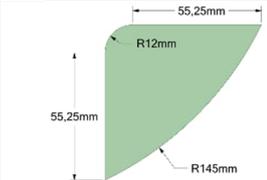
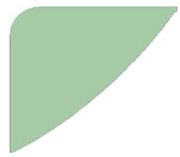
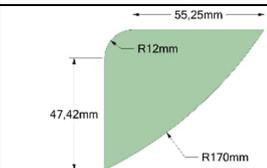
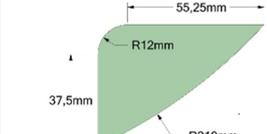
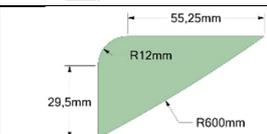
### 5.3.3 Numerische Topologieoptimierung

Tabelle 5-10 zeigt die Geometrien für die verschiedenen Massenziele und die zugehörigen Nachbildungen, durch die eine parametrische Darstellung ermöglicht wird. Die parametrische

<sup>1</sup> Voruntersuchungen ergaben – ähnlich wie beim Trägerhaken – den Wegfall der äußeren Kanten.

Beschreibung der Steifengeometrie gelingt – neben der Steifendicke  $t_R$  – durch das Verhältnis aus Steifenhöhe  $h_R$  und Steifenbreite  $b_R$  sowie den Radius  $r_R$  der freien Steifenkante.

Tabelle 5-10 Ergebnisse der Topologieoptimierung der Lasteinleitungssteifen

Topologieoptimierung			Nachgebildete Geometrie		
Massenziel	Masse, Massenanteil vom Original	Geometrie	Geometrie	Verhältnis $h_R/b_R$	Masse, Massenanteil vom Original
80-90 %	0,2633 kg, 90,43 %			$94/67,25 = 1,40$	0,2619 kg, 89,95 %
70-80 %	0,2334 kg, 80,16 %			$87,44/67,25 = 1,30$	0,2338 kg, 80,27 %
60-70 %	0,2044 kg, 70,20 %			$77,55/67,25 = 1,15$	0,2035 kg, 69,88 %
50-60 %	0,1748 kg, 60,01 %			$67,25/67,25 = 1,00$	0,1700 kg, 58,36 %
40-50 %	0,1456 kg, 49,98 %			$59,42/67,25 = 0,88$	0,1444 kg, 49,6 %
30-40 %	0,1165 kg, 39,99 %			$49,5/67,25 = 0,73$	0,1158 kg, 39,77 %
20-30 %	0,08750 kg, 30,05 %			$41,5/67,25 = 0,62$	0,08888 kg, 30,52 %

Die nachgebildeten Topologien ähneln den Topologien der numerischen Optimierung sehr, weshalb im Weiteren ausschließlich die Nachbildungen untersucht werden.

### 5.3.4 Traglastanalyse

Die effektiven Traglasten (Diagramm 5-6) liegen nah beieinander (Mittelwert 602 kN, Standardabweichung 15,8 kN). Je gedrungener (kleinere  $h_R/b_R$ -Verhältnis) bzw. je langgezogener (größere  $h_R/b_R$ -Verhältnis) die Steifen sind, desto geringer die effektive Traglast. Ein Optimum ergibt sich bei einem  $h_R/b_R$ -Verhältnis von 1,0.

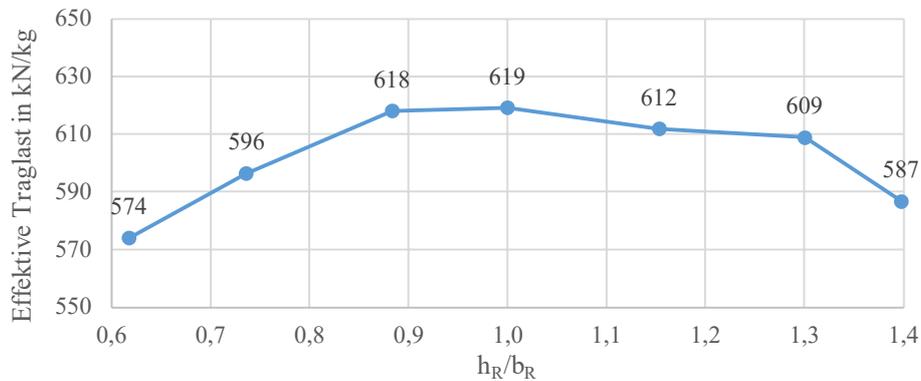


Diagramm 5-6 Effektive Traglasten der nachgebildeten Steifen für die Massenziele gemäß Tabelle 5-10

### 5.3.5 Bewertung & Auswahl

Die Topologien weisen keine Löcher oder Aussparungen auf, die durch die numerische Optimierung entstanden sind. Alle Topologien können deshalb mit der gleichen Auftragsrate gefertigt werden, so dass die effektiven Traglasten qualitativ den Traglasten pro Fertigungszeit entsprechen. Da die Traglasten insgesamt für alle  $h_R/b_R$ -Verhältnisse auf einem ähnlichen Niveau liegen, wird keine Topologie für das weitere Vorgehen bevorzugt. In der Parameterstudie werden systematisch weitere Abwandlungen der Geometrie untersucht, um ggfs. Topologien mit höheren effektiven Traglasten zu finden.

### 5.3.6 Nachbildung, Vereinfachung, Parametrisierung

Die Nachbildungen wurden bereits bei der Traglastanalyse verwendet. Die Steife wird nun parametrisiert, siehe Bild 5.34.

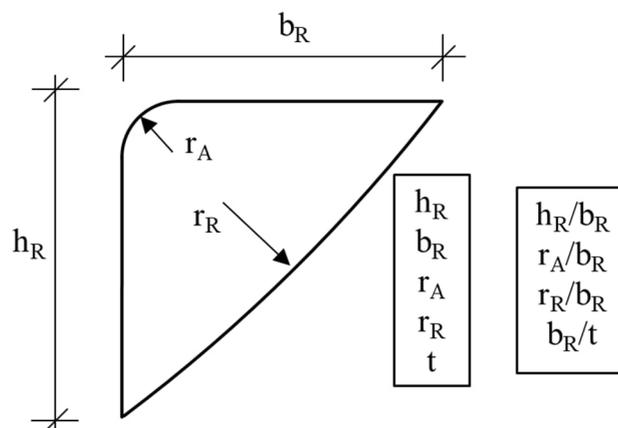


Bild 5.34 Parametrisierte Lasteinleitungssteife

## 5.3.7 Parameterstudie

In der Parameterstudie werden der Radius  $r_R$  bzw. das  $r_R/b_R$ -Verhältnis variiert und im Vergleich zur vorangegangenen Traglastanalyse zusätzliche weitere  $h_R/b_R$ -Verhältnisse untersucht.

Tabelle 5-11 Parameter für die Traglastanalyse der Lasteinleitungssteife

$h_R/b_R$ :	0,617; 0,736; 0,884; 0,967; 1,000; 1,056; 1,115; 1,153; 1,279; 1,300; 1,398
$r_A/b_R$ :	0,1784
$r_R/b_R$ :	1,294; 1,338; 1,413; 1,487; 1,636; 1,784; 1,933; 2,037; 2,082; 2,097; 2,230; 2,379; 2,528; 2,677; 2,825; 2,974; 3,346; 3,717; 4,089; 4,461; 5,204; 5,948; 6,691; 7,435; 8,178; 8,922; 9,665; 10,41; 11,90; 13,38; 14,87
$b_R/t$ :	8,513

Die effektiven Traglasten für die untersuchten  $h_R/b_R$ -Verhältnisse sind im Diagramm 5-7 zu sehen (blaue Kurve). Vergleicht man die Kurve mit den Ergebnissen in Diagramm 5-6, haben sich durch die Parameterstudie höhere effektive Traglasten ergeben. Eine hohe Ausnutzung der Masse ist bei  $h_R/b_R$ -Verhältnissen von 0,95 bis 1,3 mit effektiven Traglasten von 649 bis 658 kN/kg vorhanden.

Zusätzlich zur Parameterstudie wurden die effektiven Traglasten von konventionellen Steifen ermittelt und zum Vergleich im Diagramm 5-7 aufgeführt (graue Kurve). Durch den Optimierungsprozess konnten die effektiven Traglasten im Vergleich zur konventionellen Steife von 510 kN/kg auf 658 kN/kg und somit um 29 % gesteigert werden.

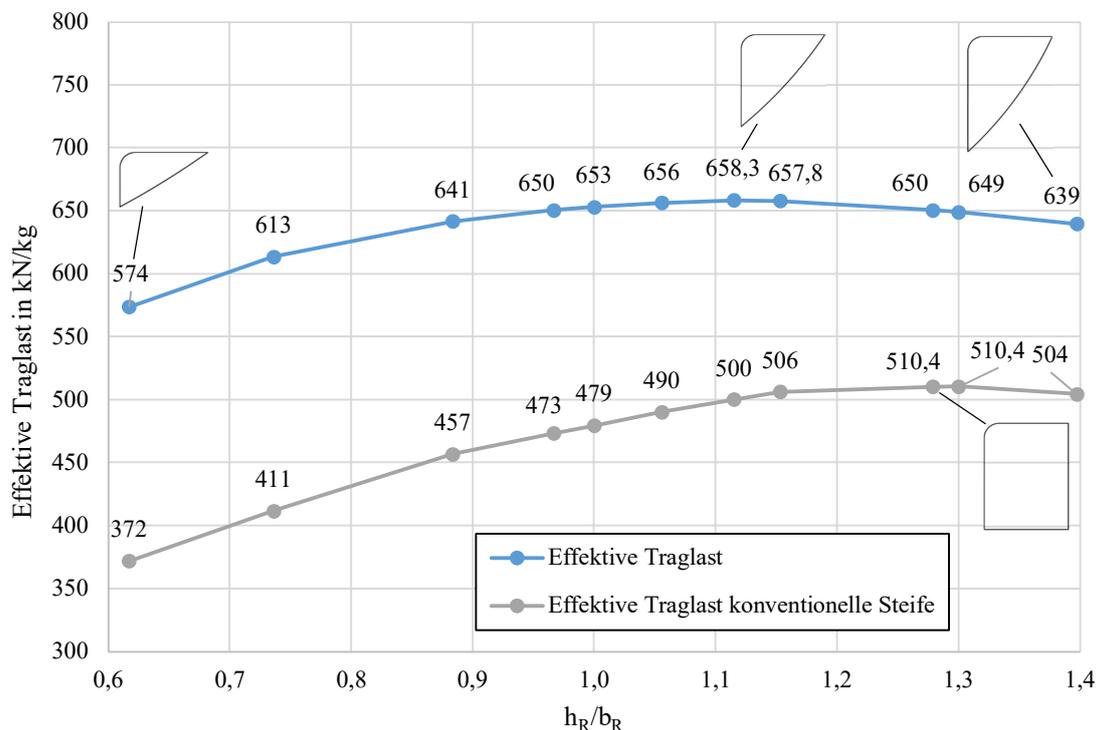


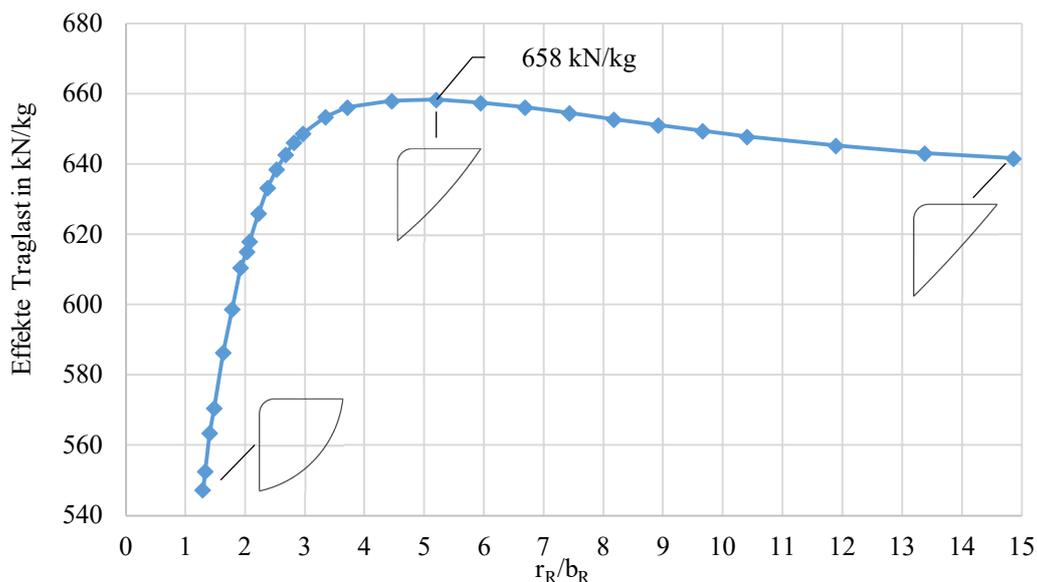
Diagramm 5-7 Effektive Traglasten nach der Parameter-Optimierung

Zu den effektiven Traglasten gehört je ein Radius  $r_R$  (bzw. das  $r_R/b_R$ -Verhältnis), der in Tabelle 5-12 angegeben ist.

Tabelle 5-12 Parameter und Ergebnisse der Topologien mit den maximalen effektiven Traglasten  $T_{R,eff}$ 

$h_R/b_R$	$r_R/b_R$	$T_{R,eff}$ in kN/kg	$T_R$ in kN	$G$ in kg
<b>0,617</b>	9,665	574	50,8	0,08855
<b>0,736</b>	8,922	613	65,2	0,1063
<b>0,884</b>	6,691	641	83,6	0,1303
<b>0,967</b>	5,948	650	93,8	0,1442
<b>1,000</b>	5,204	653	98,6	0,1511
<b>1,056</b>	5,204	656	105	0,1600
<b>1,115</b>	5,204	658	112	0,1697
<b>1,153</b>	5,204	658	116	0,1759
<b>1,279</b>	5,204	650	128	0,1968
<b>1,300</b>	4,461	649	132	0,2038
<b>1,398</b>	4,461	639	141	0,2210

Der Radius  $r_R$  hat einen großen Einfluss auf die effektive Traglast, wie in Diagramm 5-8 exemplarisch für ein  $h_R/b_R = 1,115$  zu sehen ist. Je geringer der Radius  $r_R$ , desto bauchiger die Steife und desto geringer die effektive Traglast. Bei größeren Radien nähert sich der freie Rand einer Geraden an, wobei hierbei die effektive Traglast nur geringfügig sinkt.

Diagramm 5-8 Effektive Traglasten bei  $h_R/b_R = 1,115$  für unterschiedliche Radien  $r_R$ 

### 5.3.8 Fazit

Im Diagramm 5-9 sind die effektiven Traglasten aus der Topologieoptimierung, der Parameterstudie und zusätzlich die Traglasten bei einem Radius  $r_R = \infty$  aufgeführt. Es zeigt sich, dass die Topologieoptimierung aus Kapitel 5.3.3 (rote Kurve) nicht die optimale Topologie ergibt und durch die Parameterstudie eine Erhöhung von 629 kN/kg auf 658 kN/kg und damit eine Steigerung um 4,6 % erreicht werden kann.

Um vereinfachend eine Traglast zu erhalten, ohne den zugehörigen Radius  $r_R$  zu kennen, wurde die Traglast für eine dreiecksförmige Steife ( $r_R = \infty$ ) ermittelt (gelbe Kurve).

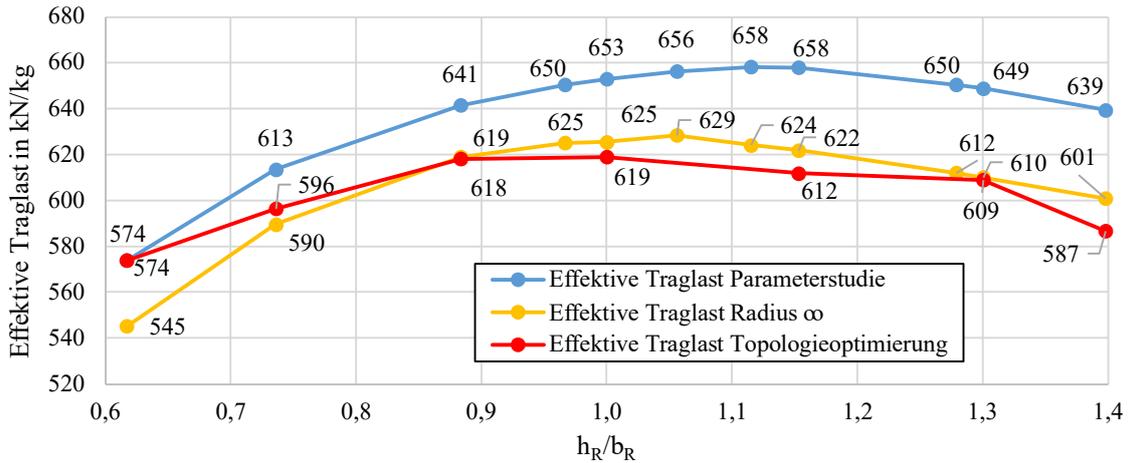


Diagramm 5-9 Gegenüberstellung der effektiven Traglasten aus der TO, der Parameterstudie und für Steifen mit Radius  $r_R = \infty$

### 5.4 Spannelemente

Spannelemente sind Bauteile, die Lasten aus Zugstangen von Dach- / Wandverbänden in Bleche, gewöhnlich Stege von I-Trägern, einleiten sollen (Bild 5.35). Sie bestehen üblicherweise aus einem Formstück und einem Kurvenstück (Bild 5.36).

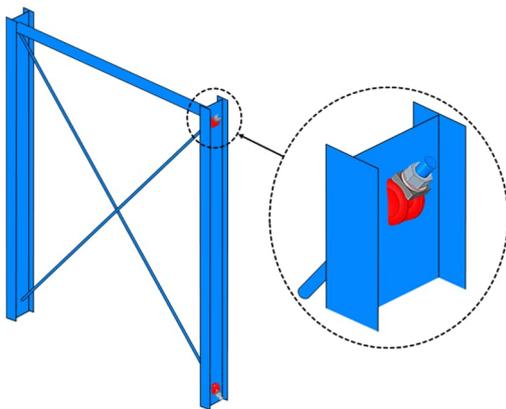


Bild 5.35 Einsatzgebiet Spannelemente

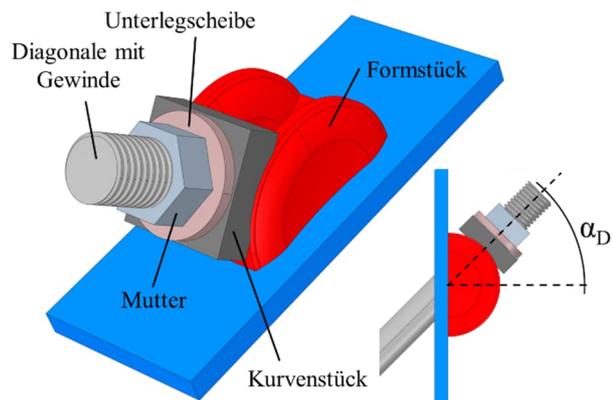


Bild 5.36 Isometrie eines Spannelement-Anschlusses

Form- und Kurvenstück sind Schmiedeteile oder bestehen aus Temperguss (Bild 5.37). Das Formstück wird in der Werkstatt auf den Steg des I-Trägers geschweißt.

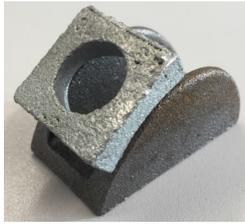
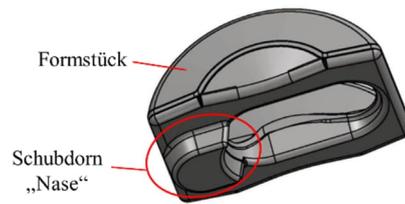


Bild 5.37 Foto von Form- und Kurvenstück

Bild 5.38 Isometrie eines Formstücks mit Schubdorn („Nase“)<sup>1</sup>

Alternativ können Scherkräfte auch mit einem Schubdorn („Nase“) über Druckkontakt (Bild 5.38) in den Steg eingeleitet werden. In beiden Fällen wird in den Steg ein Loch gebohrt.

Die Diagonale wird auf der Baustelle durch eine Bohrung / Öffnung im Steg gesteckt und kann dann mit der Mutter handfest vorgespannt werden, wobei zwischen Mutter und Formstück das Kurvenstück und eine Unterlegscheibe eingebaut werden. Der Vorteil des Spannelement-Anschlusses ist, dass kein Spanschluss in der Zug-Diagonale notwendig ist. Ein Nachteil des Spannelements ist, dass es nach derzeitigem Stand der Technik nicht von den automatisierten Fertigungsanlagen aufbracht werden kann.

Die verschiedenen Systeme („Bevel-Clamps“, „Bostra“, „Favor“ und „Standard“) können auf der Herstellerseite<sup>2</sup> und in der Zulassung<sup>3</sup> eingesehen werden. Existierende Fachartikel befassen sich mit der Bevel-Clamp Variante, jedoch kommt dort statt des Kurvenstücks nur eine Mutter zum Einsatz.<sup>4</sup>

Der Winkel der Diagonale  $\alpha_D$  kann  $\pm 50^\circ$  betragen, wobei  $0^\circ$  eine senkrechte Ausrichtung der Diagonale zum I-Träger bedeutet. Die Spannelemente sind somit für Winkelbereiche ausgelegt, sodass es pro Typ und Diagonale-Durchmesser je nur ein Element gibt.

#### 5.4.1 Ermittlung der Randbedingungen

##### Einwirkung

Die Belastung des Spannelements wird im Winkel von  $\alpha_D = 45^\circ$  (Diagonalwinkel) über eine Kraft oder eine Verschiebung aufgebracht. Entsprechend des Designraums (siehe nachfolgenden Abschnitt) wird die Belastungsfläche entweder angelehnt an ein Kurvenstück (Bild 5.39a) oder eine Unterlegscheibe (Bild 5.40a) modelliert.

##### Auflager

Das Spannelement wird auf den I-Träger-Steg geschweißt, weshalb dort eine „fixierte Lagerung“ angesetzt wird (Bild 5.39b und Bild 5.40b). Der Steg ist auf Biegung nachzuweisen, was nachfolgend nicht betrachtet wird, da unterstellt wird, dass dies einen äußerst geringen Einfluss auf die Topologie bzw. Tragfähigkeit des Spannelements hat. Darüber hinaus würde die Parametervariation zu groß.

<sup>1</sup> Deutsches Institut für Bautechnik [2022]

<sup>2</sup> TG Technik Wilmensen GmbH & Co KG [2020]

<sup>3</sup> Deutsches Institut für Bautechnik [2022]

<sup>4</sup> Buchholz [1984]; Buchholz [1992]; Buchholz [1997]

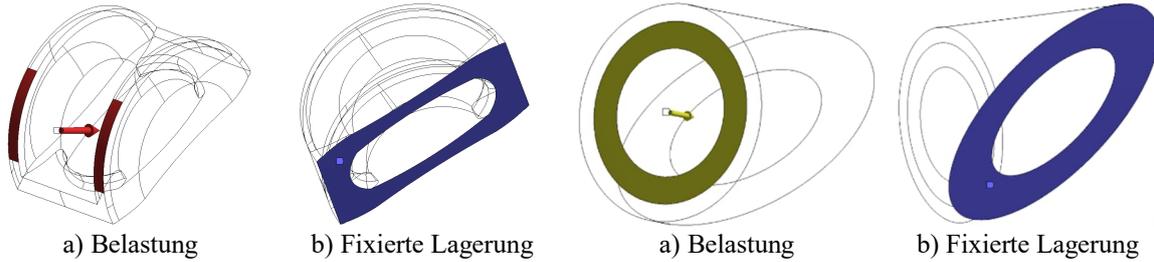


Bild 5.39 System (Lagerung und Belastung) von an Designraum 1 (siehe folgenden Abschnitt)

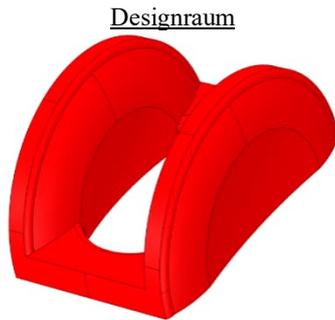
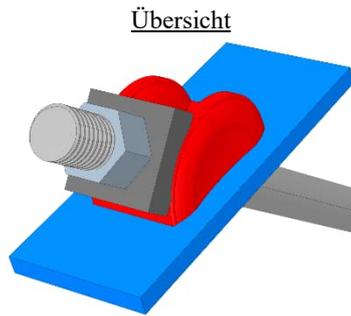
Bild 5.40 System (Lagerung und Belastung) von an Designraum 2 (siehe folgenden Abschnitt)

#### 5.4.2 Designraum

Es werden zwei Designräume untersucht. Ausgehend von den herkömmlichen Spannelementen wird als Designraum 1 die Geometrie eines M20 Spannelements<sup>1</sup> gewählt (Bild 5.41).

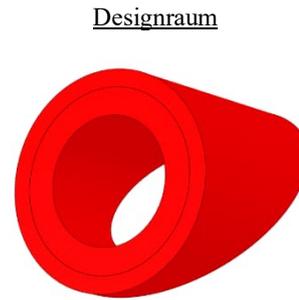
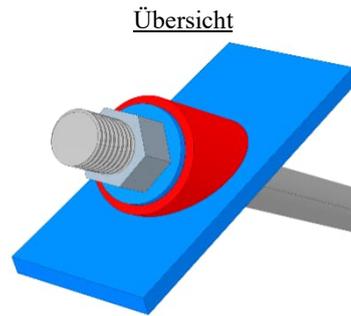
Die vornehmliche Funktion der Spannelemente ist es, eine Diagonalkraft mittels Normalkraft bzw. mittels Normalspannungen in einen I-Träger-Steg zu leiten. Biegespannungen entstehen zunächst nicht. Deshalb bietet es sich an die Last über ein lineares Bauteil, wie einen Rohrquerschnitt zu leiten. Der Rohrquerschnitt verläuft entlang der Diagonale und wird am Steg geschnitten (Bild 5.42). Der Außendurchmesser des Rohrs wird so gewählt, dass Designraum 1 und 2 die gleiche Masse haben ( $D_{DR2} = 44,1 \text{ mm}$ ).

<sup>1</sup> Typ „Favor“ Deutsches Institut für Bautechnik [2022] Anlage 8



Masse = 211 g

Bild 5.41 Spannelement Designraum 1



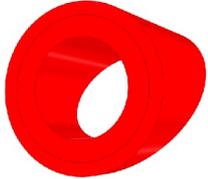
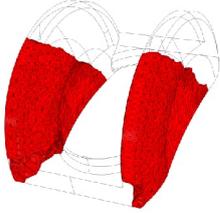
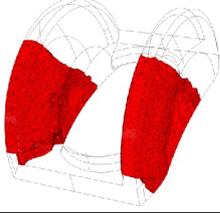
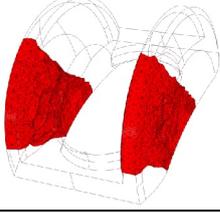
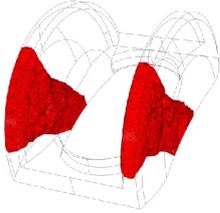
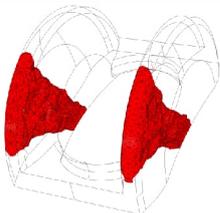
Masse = 211 g

Bild 5.42 Spannelement Designraum 2

### 5.4.3 Numerische Topologieoptimierung

In Tabelle 5-13 sind die optimierten Topologien dargestellt und die zugehörigen Massen für beide Designräume aufgeführt. Bei den Ergebnissen der TO mit Designraum 1 bleiben die Bereiche bestehen, die von der Lasteinleitungsfläche in Lastrichtung ( $45^\circ$ ) auf die Lagerung zulaufen, siehe Bild 5.43. Bei Designraum 2 wird bei den Massenzielen 50 %, 40 % und 30 % die Wandungsdicke des Rohrs kleiner. Bei den Massenzielen 20 % und 15 % entstehen zusätzlich Aussparungen in der Wandung.

Tabelle 5-13 Ergebnisse der Topologieoptimierung des Spannelements  $\alpha_D = 45^\circ$ 

Massenziel	Designraum 1		Designraum 2	
	Masse, Massen-anteil vom Original	Geometrie	Masse, Massen-anteil vom Original	Geometrie
100 %	211 g, 100 %		211 g, 100 %	
50 %	106 g, 50,2 %		105 g, 49,8 %	
40 %	85,1 g, 40,3 %		82,6 g, 39,1 %	
30 %	64,3 g, 30,5 %		60,2 g, 28,5 %	
20 %	42,2 g, 20,0 %		41,0 g, 19,4 %	
15 %	30,9 g, 14,7 %		29,6 g, 14,0 %	

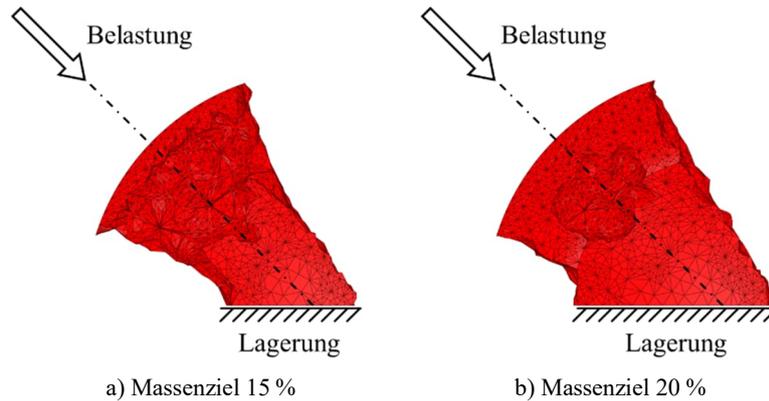


Bild 5.43 Seitenansicht topologieoptimierte Geometrien Designraum 1

#### 5.4.4 Bewertung & Auswahl

Die Geometrien aus der TO von Designraum 1 werden nicht weiterverfolgt:

- Es ist zu erwarten, dass die beiden Stege des Formstücks bei geometrischen Imperfektionen oder unplanmäßigen Horizontallasten seitlich ausweichen können
- Die TO müsste für jeden Winkel durchgeführt werden
- Zur Lasteinleitung ist weiterhin ein Kurvenstück notwendig, welches auf Biegung belastet wird

Die TO von Designraum 2 wird wie folgt bewertet:

- Die TO optimiert im Wesentlichen die Dicke des Rohrquerschnitts
- Die entstehenden Aussparungen bei Massenzielen 20 % und kleiner sind für die Additive Fertigung nicht geeignet (Lehrsatz 1)
- Über eine Unterlegscheibe ist die Lasteinleitung in den Rohrquerschnitt optimal, da in dieser keine Biegung entsteht
- Die Topologie eines Rohrquerschnitts ist optimal hinsichtlich einer schnellen Programmierung und schnellen Additiven Fertigung.

Ohne Berücksichtigung von Schalenbeulen ist die optimale Topologie in Form eines Rohrstück auf einfache Weise für jedweden Winkel bestimmbar. Anhand des Querschnitts der Diagonale ( $A_{\text{Diag}}$ ) kann die erforderliche Rohrfläche ( $A_{\text{Rohr}}$ ) ermittelt werden.

$$A_{\text{Rohr}} = A_{\text{Diag}} \cdot f_{y,\text{Rohr}} / (f_{u,\text{Diag}} * 0,9/1,25)$$

mit  $A_{\text{Rohr}}$ : Querschnittsfläche des Rohrstücks  
 $A_{\text{Diag}}$ : Querschnittsfläche der Diagonale  
 $f_{y,\text{Rohr}}$ : Streckgrenze Rohrstück (=  $f_{y,\text{WAAM}}$ )  
 $f_{u,\text{Diag}}$ : Zugfestigkeit Diagonale<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Die Festigkeit  $F_{t,Rd}$  der Diagonale wird nach DIN EN 1993-1-8 [2010] Tabelle 3.4 berechnet

Ausgehend von einem gewählten Innendurchmesser (d) kann der erforderliche Außendurchmesser (D) bestimmt werden.

$$D_{\text{erf}} = (4 \cdot A_{\text{Rohr}} / \pi + d^2)^{0,5}$$

- mit  $D_{\text{erf}}$ : erforderlicher Außendurchmesser des Rohrstücks  
 $A_{\text{Rohr}}$ : Querschnittsfläche des Rohrstücks  
d: Innendurchmesser des Rohrstücks, i. d. R.  $\varnothing_{\text{Diag}} + 1 \text{ mm}$   
 $\varnothing_{\text{Diag}}$ : Durchmesser der Diagonale

Tabelle 5-14 zeigt die erforderlichen Rohrdurchmesser für gängige Diagonal-Querschnitte M12 bis M30.

Tabelle 5-14 Erforderliche Geometrieparameter zur Übertragung der max. zul. Diagonalzugkraft  
 $(f_{u,\text{Diag}} \cdot 0,9/1,25 = f_{y,\text{Rohr}})$

	$A_{\text{Diag}}$	$\varnothing_{\text{Diag}}$	$d = \varnothing + 1 \text{ mm}$	$D_{\text{erf}} = (4 \cdot A_{\text{Rohr}} / \pi + d^2)^{0,5}$ mit $A_{\text{Rohr}} = A_{\text{Diag}}$	$t_{\text{erf}} = (D_{\text{erf}} - d) / 2$
	in cm <sup>2</sup>	in mm	in mm	in mm	in mm
<b>M12</b>	0,843	12	13	16,6	1,8
<b>M16</b>	1,57	16	17	22,1	2,6
<b>M20</b>	2,45	20	21	27,4	3,2
<b>M22</b>	3,03	22	23	30,2	3,6
<b>M24</b>	3,53	24	25	32,8	3,9
<b>M27</b>	4,59	27	28	37,0	4,5
<b>M30</b>	5,61	30	31	40,9	5,0

Die erforderliche Wandungsdicke des Rohrstücks ( $t_{\text{erf}}$ ) liegt im Bereich von 1,8 mm bis 5,0 mm. Betreffend der Additiven Fertigung sind kleine Wandungsdicken (= Schweißnahtbreiten) nachteilig, da nur geringe Lagenhöhen  $\Delta h$  bei geringer Auftragsrate (in kg/h) erzielt werden können. Für die Additive Fertigung der Spannelemente werden Wandungsdicken von 3,5 – 4,0 mm angestrebt.

#### 5.4.5 Fazit

Additiv gefertigte Spannelemente können individuell für einen bestimmten Diagonalwinkel gefertigt werden. Dies ist ein Vorteil gegenüber einem herkömmlichen Spannelement, das für Winkelbereiche von  $\pm 50^\circ$  ausgelegt ist. Die Belastung des für einen expliziten Winkel additiv gefertigten Spannelements ist dann eine Normalkraft. Für eine optimale Additive Fertigung ist ein vollständiges und lochfreies Rohrstück am geeignetsten. Durch den Rohrquerschnitt entsteht ein biegefreier Kraftfluss. Über eine Mutter und eine Unterlegscheibe wird eine gleichmäßig Lasteinleitung sichergestellt.



## 6 Additive Fertigung von Anschlusselementen

Im folgenden Kapitel wird die zweite Forschungsfrage behandelt. Zunächst werden die verwendete WAAM-Anlage und die verwendete Kühlung beschrieben. Zusätzlich werden die für die AF verwendeten Parameter vorab erläutert.

### WAAM-Anlage:

Als Roboter wurde ein Industrieroboter mit sechs Achsen der Firma Comau mit der Typenbezeichnung „Smart NM 16-3.1“ zusammen mit einer C4G-Steuerung verwendet. Das eingesetzte Schweißgerät stammt von Fronius und trägt die Bezeichnung „CMT Advanced 4000 R“.

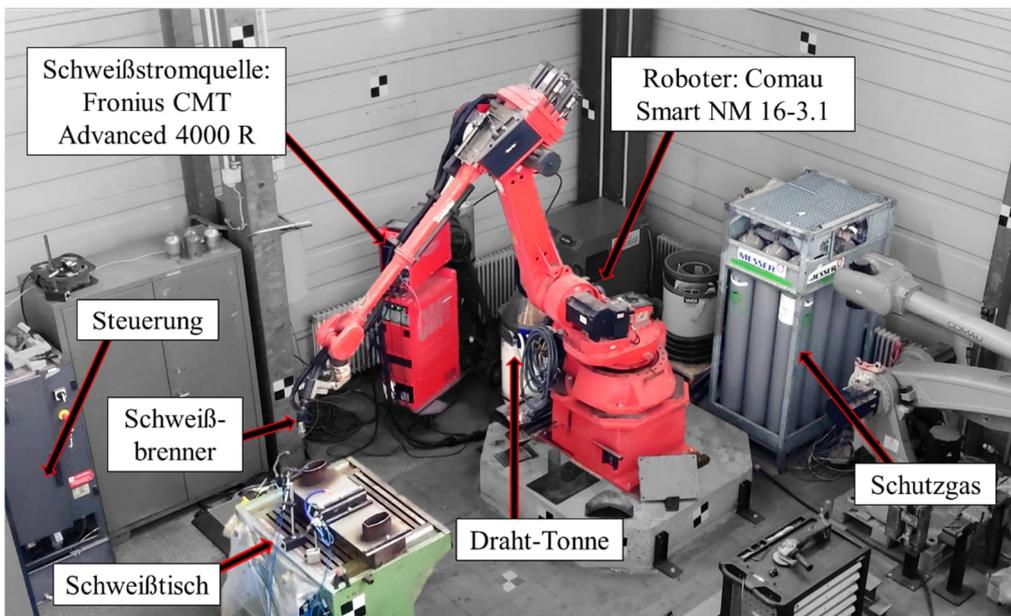


Bild 6.1 Für die Additive Fertigung verwendete WAAM-Anlage (Originalfoto: Benedikt Waldschmitt)

Zur Kühlung wurde eine Druckluftkühlung mit zerstäubtem, destilliertem Wasser (Aerosol-Kühlung) eingesetzt, siehe Bild 6.2.

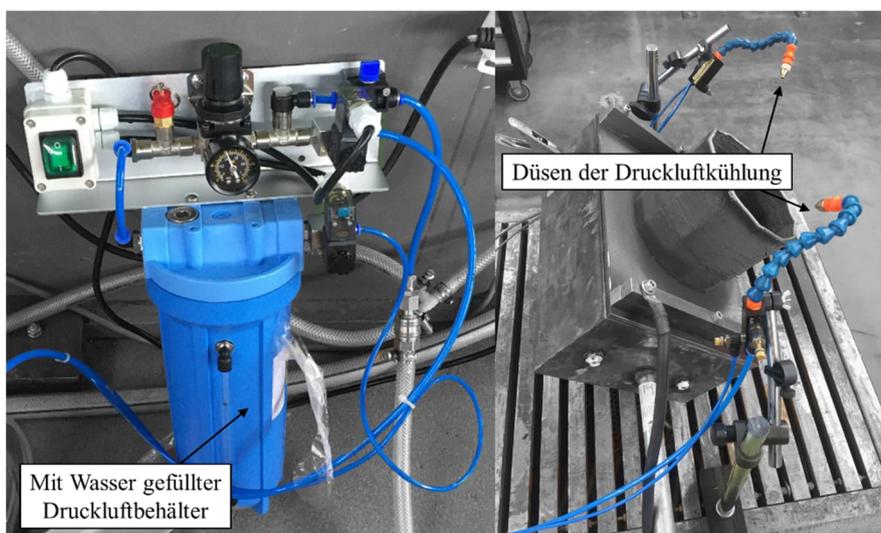


Bild 6.2 Druckluftkühlung

Die Kühlung ist mit dem Roboter verbunden, sodass über die Programmierung die Kühldauer vorgegeben werden kann.

### Parameter

Die verwendeten Parameter werden stets tabellarisch dargestellt. Dabei wird in konstante und variierende Parameter unterschieden. Die Parameterarten werden nachfolgend in Tabelle 6-1 erläutert.

Tabelle 6-1 Erläuterungen zu den Parametern

<b><u>Schweißgeräteeinstellungen</u></b>	
Prozess	Hier wird die verwendete Schweißprozessregelung angegeben, siehe Kapitel 4.2.3.
Kennlinie	Da ein Schweißgerät der Firma Fronius verwendet wird, kann anhand der Kennlinie Rückschluss auf den Parametersatz des Schweißgeräts gezogen werden. Verwendete Kennlinien: CMT Cycle Step, CMT-Pulse, CMT-Advanced
WFS	Drahtvorschub (engl. <u>Wire-Feed-Speed</u> ), siehe Kapitel 4.2.1
ALC	Lichtbogenlängenkorrektur (engl. <u>Arc-Length-Correction</u> ), siehe Kapitel 4.2.2
EP/EN	Je größer das EP/EN-Verhältnis eingestellt wird, desto mehr EP-Phasen (Phasen mit positiv geladener Drahtelektrode) treten auf (nur bei der Kennlinie CMT-Advanced)
PC	Pulse-Korrektur (engl. <u>Pulse-Correction</u> )
Zyklen	Anzahl der Zündungen während der Schweißphase (nur bei Kennlinie CMT Cycle Step)
Intervalle	Anzahl der Schweißphasen (in der Regel: $\infty$ ; nur bei Kennlinie CMT Cycle Step)
<b><u>Robotereinstellungen</u></b>	
TS	Travel Speed (TS) = Schweißgeschwindigkeit: Die Geschwindigkeit mit der der Schweißbrenner während des Schweißens bewegt wird, siehe Kapitel 4.2.4
Brenneranstellung $\beta_{BA}$	$\beta_{BA} = 90^\circ$ : neutrale Brenneranstellung. $\beta_{BA} < 90^\circ$ : schleppende Brenneranstellung $\beta_{BA} > 90^\circ$ : stechende Brenneranstellung Siehe auch Kapitel 4.4.1
Brennerneigung $\beta_{BN}$	Siehe Kapitel 4.4.1
Fertigungsrichtung $\beta_F$	Siehe Kapitel 4.4
<b><u>Material</u></b>	
Draht	Es wird der verwendete Schweißdraht angegeben (Festigkeit und Durchmesser)
Schutzgas	Es wird das verwendete Schutzgas angegeben
<b><u>Kühlung</u></b>	
Schweißzeit	Bei der Angabe „Schweißzeit“ entspricht die Kühlzeit der Schweißzeit. Ggfs. wird die Kühlzeit um eine Grundkühlzeit verlängert.
Grundkühlzeit	Die Grundkühlzeit ist die Zeit, die mindestens gekühlt wird. Diese kann über eine bestimmte Anzahl der Lagen linear aufgebaut werden, da bei den ersten Lagen i. d. R. kein Wärmestau entsteht (Erläuterung in Kapitel 4.3.2). Wird zum Beispiel eine Grundkühlzeit von 60 s über 15 Lagen aufgebaut, beträgt die Grundkühlzeit nach der ersten Lage 4 s, nach der zweiten Lage 8 s, usw.
ZLT	ZLT ist die Abkürzung für Zwischenlagentemperatur. Die Struktur wird so lange gekühlt, bis die angegebene Zwischenlagentemperatur unterschritten wird.

## 6.1 Trägerhaken

Der Trägerhaken wird in Wannelage und mit neutraler Brennerneigung und -stellung gefertigt. Als Schutzgas eignet sich gemäß Lehrsatz 4 eine Argon-Mischgas mit wenig Energieeintrag und damit niedrigem Aktivgas-Anteil (2,5 % CO<sub>2</sub>). In der Parameterfindung wurden zwei Trägerhakendicken angestrebt: 7 mm und 14 mm. Gemäß Lehrsatz 5 sind je Dicke Parameter für die erste und die restlichen Lagen zu finden. Die ermittelten Parameter sind in Tabelle 6-2 aufgeführt.

Tabelle 6-2 Parametersätze Trägerhaken

Schweißgeräteinstellungen		Roboter- bzw. Bewegungseinstellungen		Material		Kühlung
Konstante Parameter						
Prozess	CMT	Brenneranstellung $\beta_{BA}$	90°	Draht	G 3Si1 Ø1,2 mm	Schweißzeit + Grundkühlzeit s (die Grundkühlzeit wird in den ersten 15 Lagen linear aufgebaut)
Kennlinie	Pulse (2151)	Brennerneigung $\beta_{BN}$	0°			
ALC	30 %	Fertigungsrichtung $\beta_F$	90°	Gas	C2	
PC	1,8					
Variierte Parameter						
WFS in m/min		TS in m/min				Grundkühlzeit in s
1	5,0	0,20				24
2	4,0	0,32				
3	7,0	0,17				35
4	6,3	0,21				

Für den Roboter sind je Lage zwei Punkte vorzugeben, siehe Bild 6.3. Die x-Koordinate von Punkt 1 bleibt über die Höhe z konstant. Die x-Koordinate von Punkt 2 ist eine Funktion von z, die abhängig von der Trägerhakenhöhe und vom Radius ist.

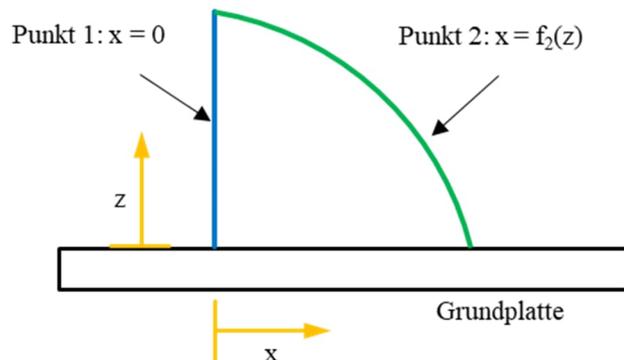
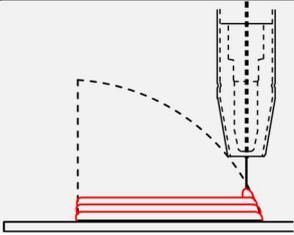


Bild 6.3 Prinzipdarstellung der vom Roboter anzufahrenden Punkte zur Additiven Fertigung

Die Schweißrichtung zwischen beiden Punkten wird alterniert, wobei zum Höhenausgleich an der geraden Seite eine punktuelle Schweißung vorgesehen wird (Lehrsatz 8). Die Aussparung für den Bolzen wird nachträglich mittels Fräsung hergestellt. Der Fertigungsablauf ist in Tabelle 6-3 dargestellt.

Tabelle 6-3 Fertigungsablauf Trägerhaken

Schritt	Skizze	Beschreibung	Anmerkung	Parametersatz (Siehe Tabelle 6-2)	Automatisiert
1		Fertigung Trägerhaken	Alternierende Schweißrichtung. Punktuelle Schweißung in jeder zweiten Lage an der gerade Seite	PS 1 & 2 für 7 mm - PS 3 & 4 für 14 mm	Ja
2		Fräsen der halb-zylindrischen Aussparung für den Bolzen	Nachträglich, nicht im Rahmen der AF	-	Nein

Weitere Fertigungsdaten sind in Tabelle 6-4 aufgeführt.

Tabelle 6-4 Fertigungsdaten Trägerhaken

Versuchskörper	Lagenhöhe $\Delta h$	Fertigungszeit	Schweißzeit	$G_{\text{mittel}}^*$	Auftragsrate (Schweißzeit)
	in mm	in min	in min	in kg	in kg/h
TH-7	1,54	27,1	6,05	0,126	1,25
TH-14	1,83	30,2	6,95	0,233	2,02

\* $G_{\text{mittel}}$ : Gemittelttes Gewicht aus drei Versuchskörpern, siehe Tabelle 8-1

## 6.2 Lasteinleitungssteifen

Die Fertigungsstrategie der Teilsteife wird im Rahmen von Vorversuchen erarbeitet, deren Ablauf und Ergebnisse zunächst beschrieben werden. Anschließend wird die Fertigungsstrategie verifiziert und beschrieben.

### 6.2.1 I-Träger HEA 140

Der zur Fertigung als Halbzeug eingesetzte Stahlträger ist ein HEA 140. Unter der Voraussetzung, dass die Position des Trägers während der Fertigung eines Anschlusselements möglichst wenig verändert werden soll, wird eine liegende Position gewählt (Bild 6.4 links). Zwar wäre der Steg bei einer stehenden Lage beidseitig zugänglich, jedoch ist dann der Schweißbrenner stets geneigt; im oberen Bereich des Stegs sogar horizontal (Bild 6.4 rechts), was nachteilig für die Auftragsrate ist. Bei einer liegenden Position kann vorwiegend in Wannelage gefertigt werden.

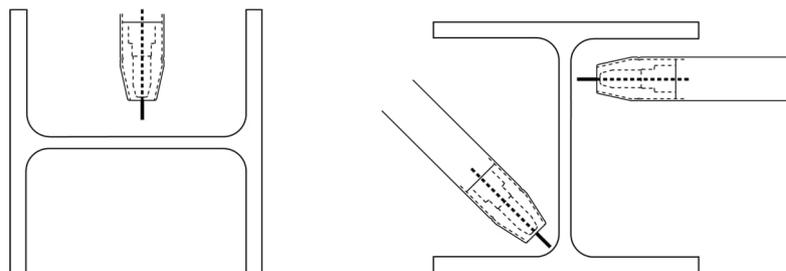


Bild 6.4 Stahlträgerposition liegend (links) und stehend (rechts) mit den zugehörigen Brennerausrichtungen

## 6.2.2 Vorversuch 1

Im ersten Vorversuch wurden Vollsteifen in einen HEA 140 gefertigt. Der Fertigungsablauf ist in Tabelle 6-5 beschrieben. Der zugehörige Parametersatz ist in Tabelle 6-6 aufgeführt.

Tabelle 6-5 Fertigungsablauf Vollsteife

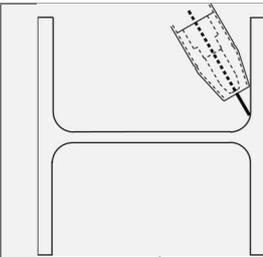
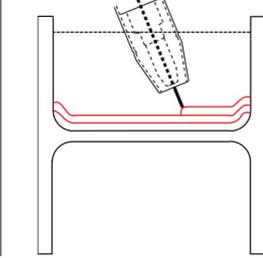
Schritt	Skizze	Beschreibung	Anmerkung	Parametersatz	Automatisiert
1		Teachen (Erklärung siehe „Begriffe“)	Innenflansch, am Übergang Ausrundungsradius zum Flansch	-	Nein
2		Fertigung Vollsteife	Alternierende Schweißrichtung	Siehe Tabelle 6-6	Ja

Tabelle 6-6 Parametersatz Vollsteife

Schweißgeräteinstellungen		Roboter- bzw. Bewegungseinstellungen		Material		Kühlung
Konstante Parameter						
Prozess	CMT	TS in m/min	0,45	Draht	G 3Si1 Ø1,2 mm	30 s (1. Lage)
Kennlinie	CMT Advanced	Brenneranstellung $\beta_{BA}$	60°	Gas	C18	60 s (2. Lage)
WFS in m/min	3,8	Brennerneigung $\beta_{BN}$	0°			95 s (Rest)
ALC	0 %	Fertigungsrichtung $\beta_F$	90°			
EP-EN Balance	+5					

Ziel des Vorversuchs war es, Druckversuche an 100 mm langen HEA 140 Trägern durchzuführen und das Verhalten des I-Trägers aufgrund der AF zu beobachten. Die Druckversuche wurden zu Vergleichszwecken an Trägern mit konventionellen Vollsteifen und Trägern ohne Steifen durchgeführt. Zur Ergänzung der Versuchsreihe wurden auch Trägerstücke mit additiv gefertigten Teilsteifen untersucht. Die Ergebnisse sind in Kapitel 7.2.1 beschrieben.

Erkenntnisse

Die additiv gefertigten Steifen wurden auf einen ca. 1-2 m langen HEA 140 gefertigt. Es traten Flanschverformungen auf, die durch das Herausschneiden der 100 mm langen Versuchskörper größer wurden und in Bild 6.5 zu sehen sind. Dies ist mit Schweißschrumpfungen zu erklären. Das aufgetragene Schweißgut kühlt – bei bereits vorhandener Kraftschlüssigkeit zwischen den beiden Flanschen – ab und sorgt so für Schrumpfungen bzw. Eigenspannungen. Beim bzw. nach dem Herausschneiden der Versuchskörper werden die Eigenspannungen durch weitere Verformungen abgebaut.

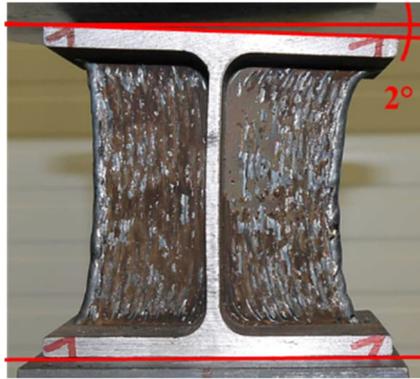


Bild 6.5 Ausgeprägte Flansch-Unparallelitäten aufgrund des Schweißverzugs

Hier wird der Lehrsatz 6 bestätigt, dass bei der Fertigungsstrategie die Schrumpfung des WAAM-Materials berücksichtigt werden muss, sodass im vorliegenden Fall keine Profilverformung entsteht.

### 6.2.3 Vorversuch 2

Im zweiten Vorversuch wurden Teilsteifen in HEA 140 Träger gefertigt. Würde die Teilsteife während der Fertigung sowohl mit dem Steg als auch mit dem Flansch verbunden werden, führte die Schrumpfung zu einer Verformung des Flansches (Lehrsatz 6), siehe Bild 6.6. Ziel des zweiten Vorversuchs war es, eine Fertigungsstrategie zu finden, bei der ebendiese Schrumpfung ohne wesentliche Flanschverformungen geschehen kann.

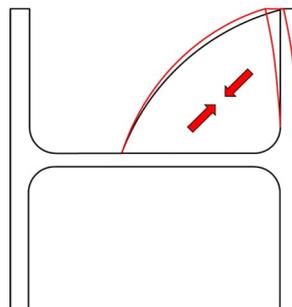


Bild 6.6 Verformung des Flanschs aufgrund der fertigungsbedingten Schrumpfung der Teilsteife

Dafür soll die kraftschlüssige Verbindung zwischen Steg und Flansch erst nach der Abkühlung der Teilsteife gefertigt werden, woraus sich zwei Varianten ergeben. Die eine Variante ist in Bild 6.7 dargestellt. Hierbei wird die Teilsteife in einem 45°-Schnitt geteilt. Es ergeben sich dadurch zwei elementare Nachteile: Zum einen muss die eine Hälfte der Teilsteife auskragend in einer Zwangsposition (Position PF/PG) aufgetragen werden, was die Auftragsrate reduziert (Lehrsatz 7). Zum anderen hat die nachträgliche Schließung einen Stumpfnahtharakter, der in der AF aufgrund einer schwer umzusetzenden Nahtvorbereitung nachteilig ist. In einem Fertigungsversuch erwies sich diese Variante aus einem weiteren Grund als ungeeignet: herunterfallende Schweißtropfen führten zu einem vorzeitigen Kraftschluss beider Hälften, siehe Bild 6.7 rechts.

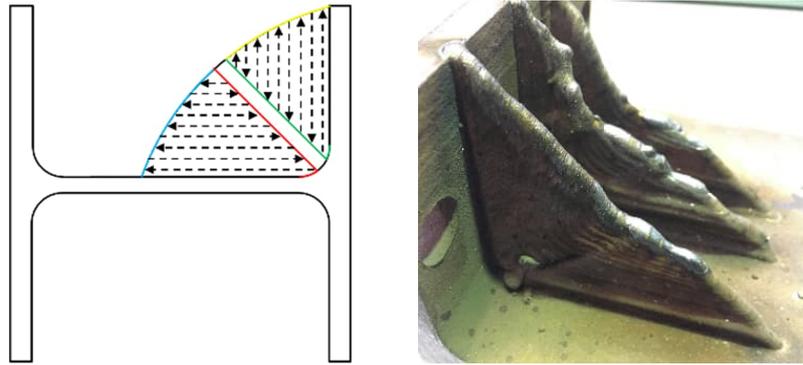


Bild 6.7 Fertigungsstrategie mit geteilter Teilsteife (links) und das Fertigungsergebnis (rechts)

Die zweite Variante erwies sich als ideal, wurde für die Herstellung der finalen Versuchskörper verwendet und wird im folgenden Abschnitt erläutert.

#### 6.2.4 Additive Fertigung der Teilsteifen

##### Fertigungsstrategie

Zunächst wird die komplette Teilsteife ohne Anbindung an den Flansch hergestellt. Der Flansch bleibt dadurch von den Schrumpfungen der WAAM-Struktur nahezu unbeeinflusst. Der zugehörige Fertigungsschritt ist in Bild 6.8 zu sehen. Der Vorteil ist, dass stets in Wannenlage (Position PA) geschweißt wird und größere Wandstärken sowie maximale Auftragsraten möglich sind. Der verbleibende Spalt ist in Bild 6.8 rechts zu sehen und wird nachträglich mit einer steigenden beidseitigen Schweißung (Kehlnaht-ähnlich) geschlossen.

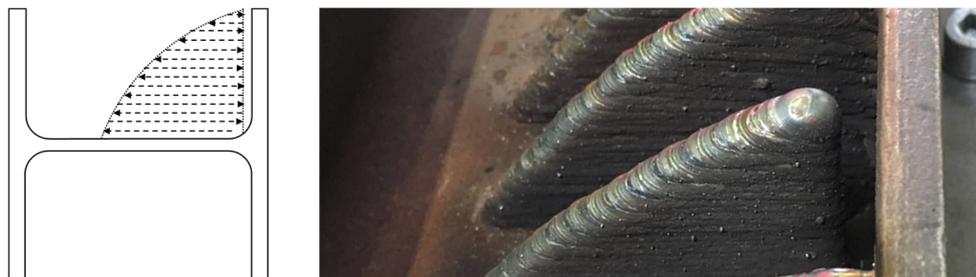
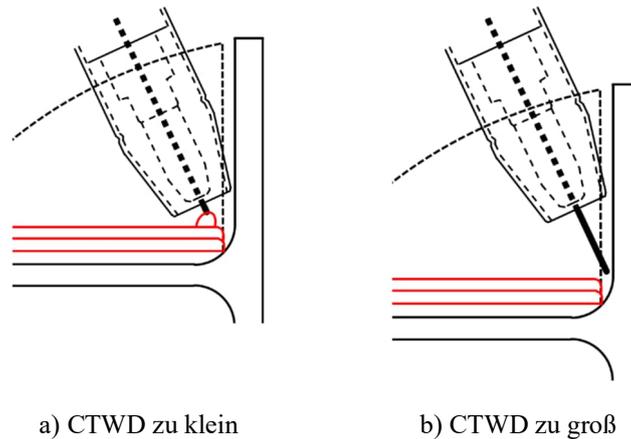


Bild 6.8 Fertigungsstrategie mit nachträglicher Verbindung von Teilsteife und Flansch

##### Besonderheiten

Damit der Schweißbrenner nicht mit dem Flansch kollidiert, muss er geneigt werden. Dadurch sind die Fertigungsrichtung und die Brennerrichtung nicht identisch und eine unpräzise eingestellte Lagenhöhe hat Fertigungsabweichungen zur Folge (Lehrsatz 2). Bei zu niedrigem CTWD würde der Spalt zu groß (Bild 6.9a), bei zu hohem CTWD würde der Draht die Zwischenlage verfehlen (Bild 6.9b). Deshalb muss die erzielte Lagenhöhe bekannt sein bzw. stets überwacht und ggfs. korrigiert werden.



a) CTWD zu klein

b) CTWD zu groß

Bild 6.9 Fertigungsprobleme bei unpräziser Lagenhöhe

### Messung der Schrumpfungen

Die Länge des Trägers hat einen Einfluss auf die Größe der schrumpfungsbedingten Flanschverformungen. Kurze Träger bieten weniger Widerstand als lange. In einem Fertigungsversuch wurden die Flanschabstände (siehe Bild 6.10) vor und nach der Fertigung von 9 Teilsteifen in einem je 100 mm langen HEA 140 Träger gemessen.

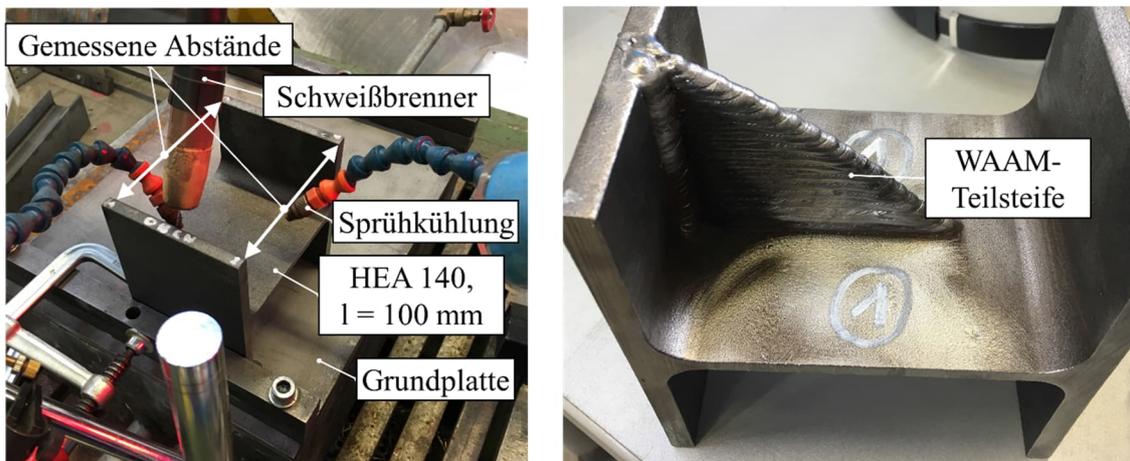


Bild 6.10 Fotos vom Fertigungsaufbau und der gefertigten Teilsteife

Die gemessenen Abstände sind in Tabelle 6-7 zu sehen.

Tabelle 6-7 Abmessungen vor und nach der Fertigung sowie Abweichungen

	Abmessungen vorher			Abmessungen nachher			Differenzen vorher/nachher		
	Max/min in mm	Mittelw. in mm	s in mm*	Max/min in mm	Mittelw. in mm	s in mm	Max/min in mm	Mittelw. in mm	s in mm
Oberseite	119,2/118,4	118,7	0,27	116,6/115,3	116,0	0,44	3,2/2,4	2,7	0,25
Unterseite	116,2/115,3	116,0	0,26	118,9/117,6	118,2	0,43	-1,8/-2,8	-2,2	0,31

\*s: Standardabweichung

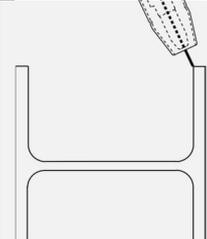
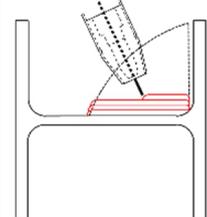
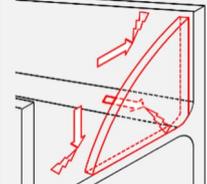
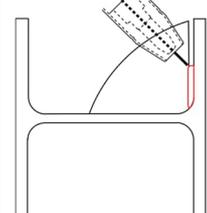
Gemäß der genormten Profilabmessungen beträgt der Innenabstand zwischen den Flanschen planmäßig 116 mm. Die Teilsteifen wurden stets in die Oberseite gefertigt. Dort wurden vor der Fertigung Abstände bis 119,2 mm gemessen (Abweichung vom Soll = 3,2 mm). Durch die Fertigung

schrumpfte der Abstand um 2,4-3,2 mm. Auf der Unterseite vergrößerte sich der Abstand um 1,8-2,8 mm. Um die Verformungen einzuordnen, wird DIN EN 10034<sup>1</sup> herangezogen. Dort ergibt sich für einen HEA 140 eine zulässige Abweichung vom Sollmaß der Flanschabstände von 2,8 mm. Dieses Maß war mit 3,2 mm bereits vor der Additiven Fertigung überschritten. Durch die Fertigung entstanden Differenzen bis 3,2 mm, die in diesem Versuch die Walztoleranzen reduzierten. Bei einer Fertigung der Teilsteife in der Unterseite wären diese jedoch vergrößert worden. In der Praxis wird die Länge des HEA 140 größer sein, sodass die vorgenannten Differenzen kleiner werden. Insgesamt sind sowohl die Walztoleranzen als auch die fertigungsinduzierten Verformungen im Allgemeinen kritisch zu sehen, was bedeutet, dass sie zu messen sind und die zulässigen Toleranzen ohne weitere Maßnahmen überschritten werden könnten. Im Vergleich zur herkömmlichen Fertigung mit Steifen aus Blechen ist die automatisierte Fertigung mit dem WAAM hier vorteilhaft, da der Programmcode auf die gemessenen Abweichungen angepasst werden kann.

### Fertigungsablauf

Der komplette Fertigungsablauf ist in Tabelle 6-8 beschrieben.

Tabelle 6-8 Fertigungsablauf Teilsteife

Schritt	Skizze	Beschreibung	Anmerkung	Parametersatz (Siehe Tabelle 6-8)	Automatisiert
1		Teachen	Innenflansch. Brennerwinkel wird automatisch korrigiert	-	Nein
2		Fertigung Teilsteife	Alternierende Schweiß-richtung	1 (1. Lage) 2 (Rest)	Ja
3		Touchsensing	Die drei Flanken bzw. Ebenen von Steg, Flansch und Steife werden mittels Touchsensing ermittelt. Damit können die Koordinaten der steigenden Schweißung berechnet werden.	-	Ja
4		Fertigung Anbindung an Flansch	Steigende Schweißung	3	Ja

Vor Fertigungsbeginn muss von der Anwenderin / vom Anwender die Innenecke der Flanschaußenkante geteacht werden (Schritt 1 in Tabelle 6-8). Der Rest der Fertigung geschieht automatisiert.

<sup>1</sup> DIN EN 10034 [1994] I- und H-Profile aus Baustahl: Grenzabmaße und Formtoleranzen

Nach der Fertigung der Teilsteife (Schritt 2) werden die Ebenen von Steg, Flansch und Steife mittels Touchsensing ermittelt (Schritt 3), wodurch die Koordinaten der steigenden Schweißung zur Anbindung der Steife an den Flansch (Schritt 4) präzise berechnet werden können. Die steigende Schweißung wird je Seite zweimal ausgeführt, da zur vollen Anbindung zwischen Steife und Flansch eine Schweißung nicht ausreicht.

Die zum Fertigungsablauf gehörenden Fertigungsparameter sind in Tabelle 6-9 aufgelistet.

Tabelle 6-9 Parametersätze Teilsteife

Schweißgeräteinstellungen		Robotereinstellungen				Material	Kühlphase in s	
Konstante Parameter								
Prozess	CMT					Draht	G 3Si1 Ø1,2 mm	
Kennlinie	Cycle Step					Gas		C6X1
Zyklen	30							
Intervalle	∞							
Variierte Parameter								
	WFS in m/min	Pause in ms	TS in m/min	$\beta_{BA}$	$\beta_{BN}$	$\beta_F$		
1	12,0	156	0,20	65°-90°	0°	90°		
2	9,0	156	0,24	65°-90°	0°	90°		
3	8,9	1200	0,12	45°	45°	45°		

Weitere Fertigungsdaten sind in Tabelle 6-10 aufgeführt.

Tabelle 6-10 Fertigungsdaten Teilsteife

Versuchskörper	Lagenhöhe $\Delta h$	Fertigungszeit	Schweißzeit	$G_{\text{mittel}}$	Auftragsrate (Schweißzeit)
	in mm	in min	in min	in kg	in kg/h
75-67,25	1,969	28,5	6,53	0,163	1,45
65-67,25		24,2	5,53	0,138	1,51

### 6.3 Spannelemente

Es wird davon ausgegangen, dass die Spannelemente in einen liegenden I-Träger (siehe Bild 6.4 links) gefertigt werden. Deshalb werden die Fertigungsversuche auf einer waagrechten Grundplatte durchgeführt. Die Spannelemente sollen für verschiedene Winkel und Durchmesser hergestellt werden können. Deshalb wurde die Roboterprogrammierung parametrisch konzipiert, sodass lediglich die Vorgabe des angestrebten Durchmessers und des angestrebten Winkels erforderlich ist.

#### 6.3.1 Fertigungsstrategie / Fertigungsablauf

Die Fertigungsrichtung entspricht dem Diagonal-Winkel. Die Fertigungsrichtung und die Brennerneigung werden gleich gewählt (Lehrsatz 2). Ausnahme: Bei Diagonal-Winkeln  $\alpha_{\text{Diag}} > 45^\circ$  wird die Brennerneigung auf maximal  $45^\circ$  beschränkt (Lehrsatz 3).

Das Spannelement wird in drei Fertigungsabschnitte unterteilt, siehe Bild 6.11.

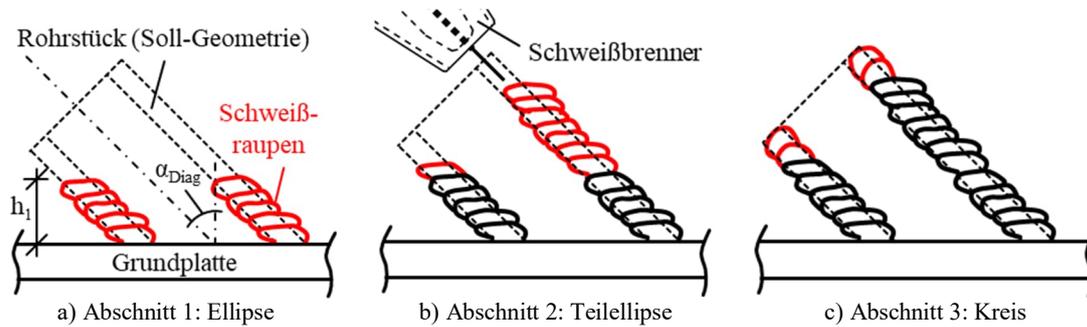


Bild 6.11 Prinzipdarstellung (Schnitt) der drei Fertigungsabschnitte

Die Höhe  $h_1$  des ersten Abschnitts wird vom benötigten Raum für das Anziehen der Mutter bestimmt. Größere Winkel ( $\alpha_D$ ) erfordern größere Höhen  $h_1$ . Bild 6.12 zeigt die Schweißpfade exemplarisch für alle Fertigungsabschnitte. Abschnitt 1 besteht aus übereinander gesetzten Ellipsen. Die Abmessungen der Ellipse werden vom Winkel bestimmt. Je größer der Diagonal-Winkel ( $\alpha_D$ ), desto größer werden die Ellipsen und damit auch der notwendige Materialauftrag.

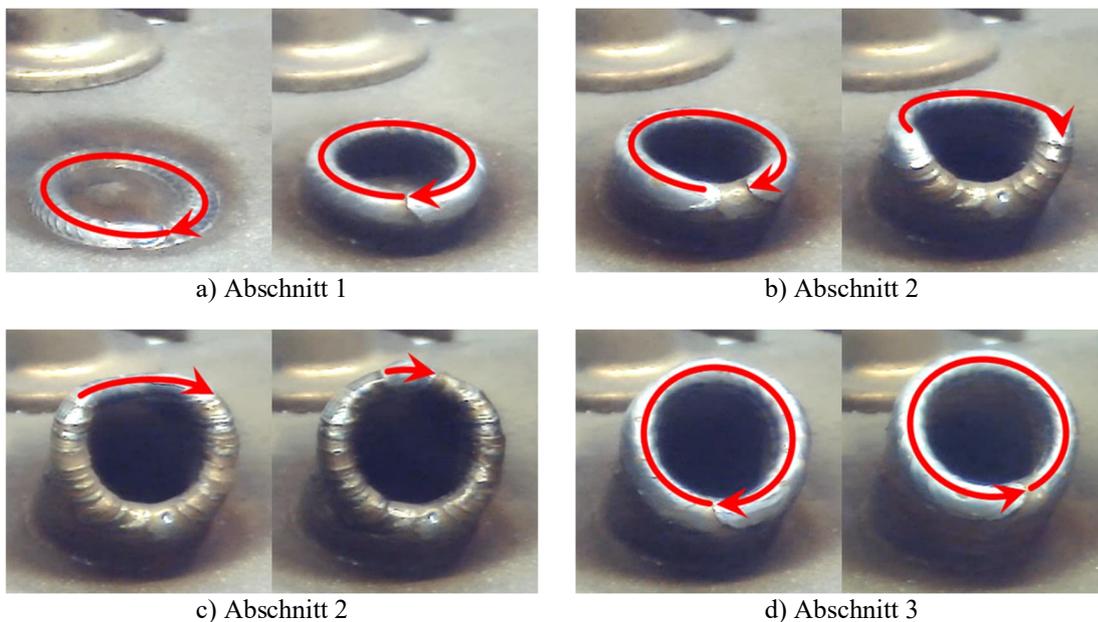


Bild 6.12 Schweißpfade (exemplarisch) für die drei Fertigungsabschnitte des Spannelements

Bild 6.13 zeigt die Schweißpfade für Abschnitt 2, welche aus Teilellipsen bestehen. Die Schweißrichtung wird nach jeder Lage gewechselt. Im Schnitt ist zu sehen, dass die Start- und Endpunkte der Teilellipsen in einer Ebene liegen und dabei einen Kreis im Rohrstück bilden.

Da die Oberfläche nach Abschluss von Fertigungsabschnitt 2 uneben ist (Bild 6.14), wird durch den dritten Fertigungsabschnitt ein Ausgleich realisiert. Dafür werden Kreise gefertigt (Bild 6.12d, Bild 6.15).

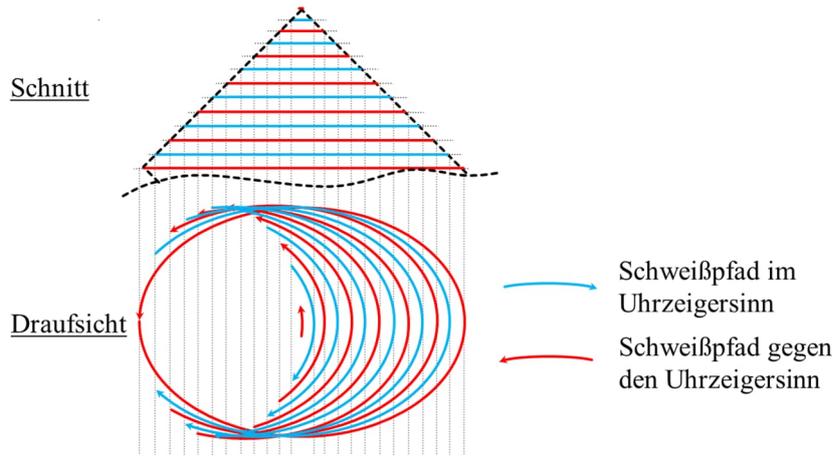


Bild 6.13 Prinzipdarstellung der Schweißpfade für das Spannelement in Abschnitt 2

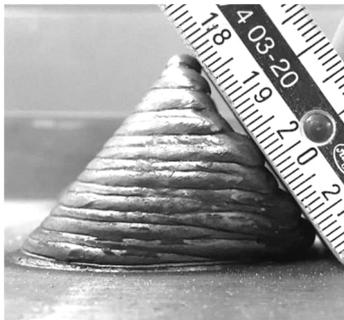


Bild 6.14 Spannelement nach Abschluss der Fertigung von Abschnitt 2

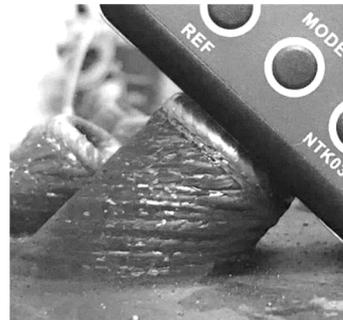


Bild 6.15 Spannelement nach Abschluss der Fertigung von Abschnitt 3

Die für die Spannelemente verwendeten Fertigungsparameter sind in Tabelle 6-11 aufgeführt. Mit diesen werden Wandungsdicken von ca. 3,5 – 4,0 mm erzielt.

Tabelle 6-11 Fertigungsparameter Spannelement

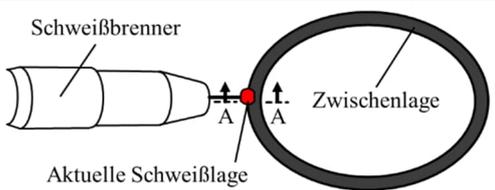
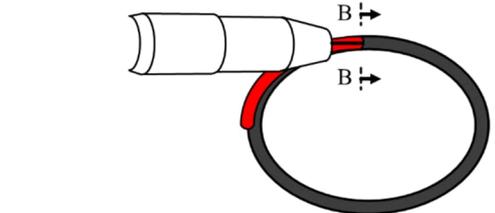
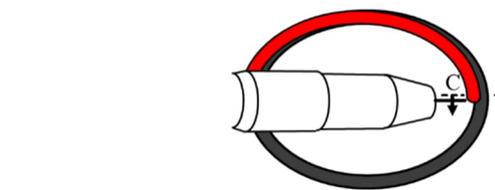
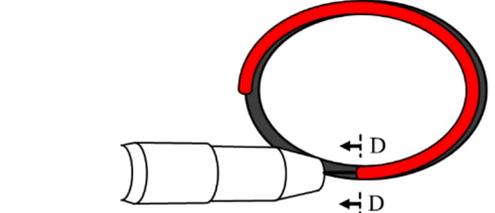
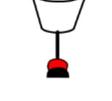
Schweißgeräteinstellungen				Roboter- bzw. Bewegungseinstellungen		Material		Kühlung
Konstante Parameter								
Prozess		CMT		TS 1. Lage	320 mm/min	Draht	G 3Si1 Ø1,2 mm	Schweißzeit
Kennlinie		Cycle Step						
Zyklen	30	Intervalle	∞	TS Rest	450 mm/min	Gas	C6X1	
WFS		4,0 m/min						
Variierende Parameter								
Fertigungsrichtung $\beta_F$	Fertigungsabschnitt 1 & 2			Fertigungsabschnitt 3				
	Brenneranstellung $\beta_{BA}$		Brennerneigung $\beta_{BN}$	Brenneranstellung $\beta_{BA}$	Brennerneigung $\beta_{BN}$			
	$\beta_{BA}$ und $\beta_{BN}$ variieren während einer Lage (siehe Tabelle 6-12), deshalb nachfolgend die Winkel bei Schweißstart							
	53°	0°		45°	0°			
45°	0°		45°	0°	0°			
30°	0°		30°	0°	0°			

## 6.3.2 Besonderheiten

Variierende geometrische Randbedingungen in einer Lage (1. und 2. Fertigungsschritt)

Weil die Brennerstellung im globalen Koordinatensystem konstant bleibt und gleichzeitig die Schweißrichtung durch den elliptischen Schweißpfad stetig verändert wird, variieren die geometrischen Randbedingungen während der Herstellung einer Schweißlage. Im Einzelnen variieren die Brennerneigung, die Brenneranstellung und die Schweißposition. Tabelle 6-12 zeigt exemplarisch vier Randbedingungen. Nr. 1 in Tabelle 6-12 zeigt eine auskragende Schweißposition, wohingegen bei Nr. 2 in Wannennlage geschweißt wird. An Stelle Nr. 1 ist die Brenneranstellung neutral ( $0^\circ$ ), an Stelle Nr. 2 wird stechend geschweißt. Zwischen beiden Stellen bzw. Zeitpunkten gehen die Randbedingungen fließend ineinander über.

Tabelle 6-12 Veränderliche geometrische Randbedingungen Spannelement, 1. und 2. Fertigungsschritt

Nr.	<u>Draufsicht</u>	<u>Schnitt</u>	<u>Brennerneigung</u>	<u>Brenneranstellung</u>	<u>Schweißposition</u>
1		Schnitt A-A 	Diagonalwinkel $\geq 45^\circ$	$0^\circ$	Auskragend
2		Schnitt B-B 	$0^\circ$	Diagonalwinkel $\geq 45^\circ$ ( <u>stechend</u> )	Wannennlage
3		Schnitt C-C 	Diagonalwinkel $\geq 45^\circ$	$0^\circ$	Auskragend
4		Schnitt D-D 	$0^\circ$	Diagonalwinkel $\geq 45^\circ$ ( <u>schleppend</u> )	Wannennlage

Materialanhäufung

In Fertigungsabschnitt 2 liegen die Start- und Endpunkte der einzelnen Lagen unterschiedlich weit voneinander entfernt, siehe Abwicklung in Bild 6.16. Da bei Startpunkten die Schweißnaht breiter und höher ist (siehe Kapitel 4.4.4), führen diese eng aneinander liegenden Startpunkte zu Materialanhäufungen. Insbesondere bei Spannelementen mit großem Diagonalwinkel ist dieser Effekt ausgeprägt. Der dritte Fertigungsabschnitt (Bild 6.12d) gleicht mit den geschweißten Kreisen die entstehenden Unebenheiten weitestgehend aus.

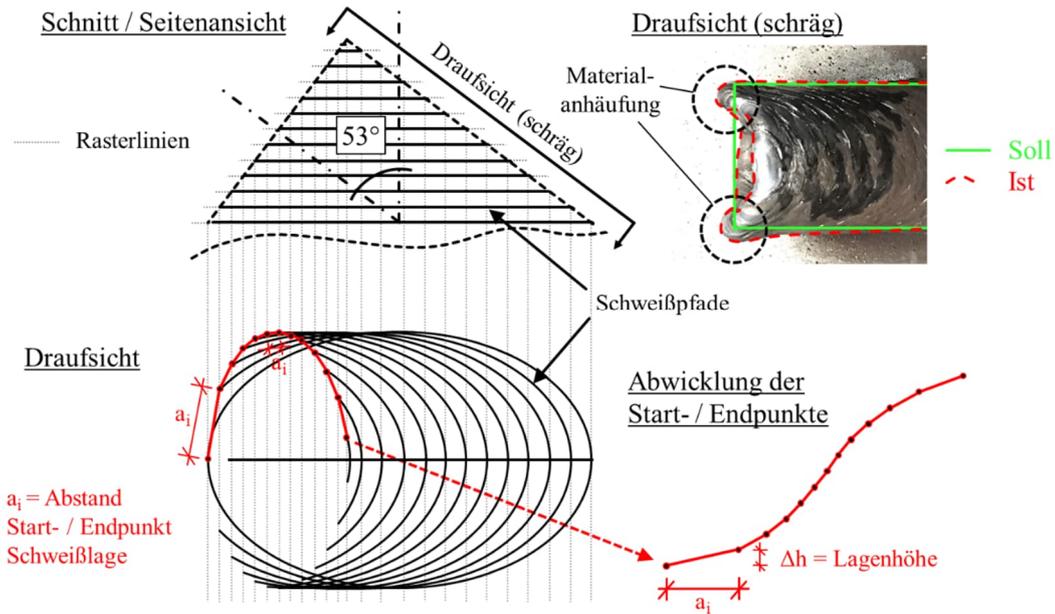


Bild 6.16 Prinzipdarstellung Materialanhäufung Spannelement (53°) in Abschnitt 2

Lagenhöhe  $\Delta h$

Bei den Vorversuchen konnte festgestellt werden, dass die Lagenhöhe  $\Delta h$  exakt eingestellt werden muss, damit das Spannelement den richtigen Winkel aufweist. Bild 6.17 zeigt die Konsequenz, wenn die gewählte Lagenhöhe größer als die tatsächliche ist, Bild 6.18 wenn diese zu klein ist. Die passende Lagenhöhe ist dabei auch vom Winkel des Spannelements (= Fertigungsrichtung) und dem Diagonalendurchmesser abhängig, siehe Tabelle 6-13. Weitere Fertigungsdaten sind in Tabelle 6-14 aufgeführt.

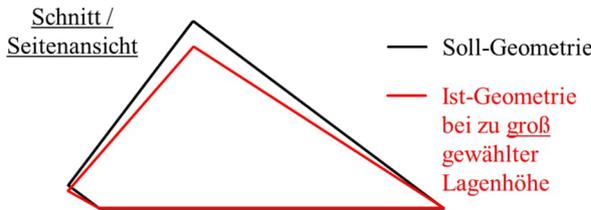


Bild 6.17 Spannelement: Vergleich Soll-Ist-Geometrie bei zu groß gewählter Lagenhöhe

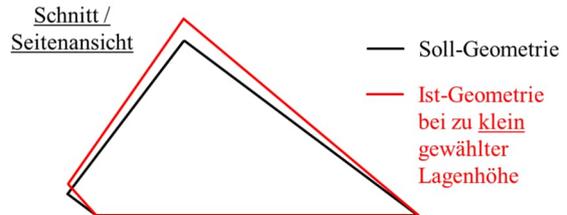


Bild 6.18 Spannelement: Vergleich Soll-Ist-Geometrie bei zu klein gewählter Lagenhöhe

Tabelle 6-13 Spannelement: Lagenhöhe  $\Delta h$

Fertigungsrichtung $\beta_F$	$\varnothing$ in mm	Lagenhöhe $\Delta h$ in mm	$h_1$ (Abschnitt 1)	Anzahl Kreise (Abschnitt 3)
53°	12	1,050	3* $\Delta h$	3
	16	1,000	3* $\Delta h$	
	24	-	-	
45°	12	1,150	1* $\Delta h$	
	16	1,000	2* $\Delta h$	
	24	0,900	3* $\Delta h$	
30°	12	1,100	1* $\Delta h$	
	16	1,025	1* $\Delta h$	
	24	-	-	

Tabelle 6-14 Fertigungsdaten Spannelemente

$\varnothing$ in mm	$\alpha_D$	Fertigungszeit	Schweißzeit
		in min	in min
12	37°	6:30	2:40
	45°	4:54	1:57
	60°	3:41	1:25
16	37°	7:45	3:19
	45°	6:02	2:27
	60°	6:20	2:37
24	45°	11:24	4:48

## 7 Versuche zur Tragfähigkeit

Im Folgenden werden die zerstörenden Versuche zur Ermittlung der Tragfähigkeit der Anchlusselemente (Forschungsfrage 3) beschrieben.

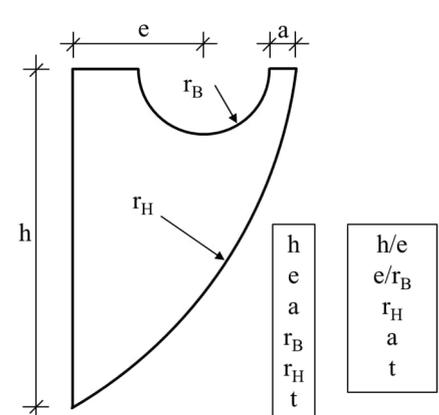
### 7.1 Trägerhaken

#### 7.1.1 Versuchsmatrix und Versuchskörper

Insgesamt wurden vier Trägerhaken mit einer angestrebten Dicke von 7 mm und drei mit einer angestrebten Dicke von 14 mm gefertigt.

Tabelle 7-1 Versuchsmatrix Trägerhaken

Versuchskörper	$e/r_B$	$h/e$	$e/a$	$e/r_H$	$t$
TH-7-1	2,4	2,0	7,5	0,4	7 mm
TH-7-2					
TH-7-3					
TH-7-4					
TH-14-1					14 mm
TH-14-2					
TH-14-3					



Die Versuchskörper wurden auf ein 8 mm Blech gefertigt. Die Bleche wurden auf 100x100 mm ausgeschnitten und mit vier Schraubenlöchern zur Befestigung am Versuchsaufbau versehen, siehe Bild 7.1.

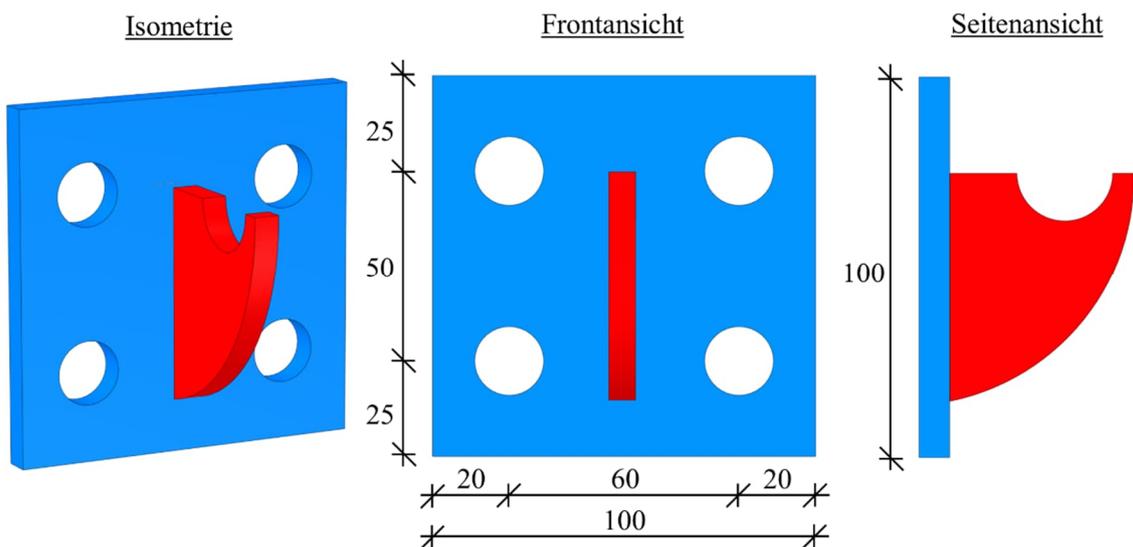


Bild 7.1 Versuchskörper Trägerhaken

### 7.1.2 Versuchsaufbau

In Bild 7.2 ist der Versuchsaufbau dargestellt. Die Versuchskörper werden mit vier Schrauben M16 – 8.8 (Vorspannung 325 Nm) und zwei Laschen an die L-förmige Unterkonstruktion befestigt. Die Last wird über einen Bolzenstempel in den Trägerhaken eingeleitet.

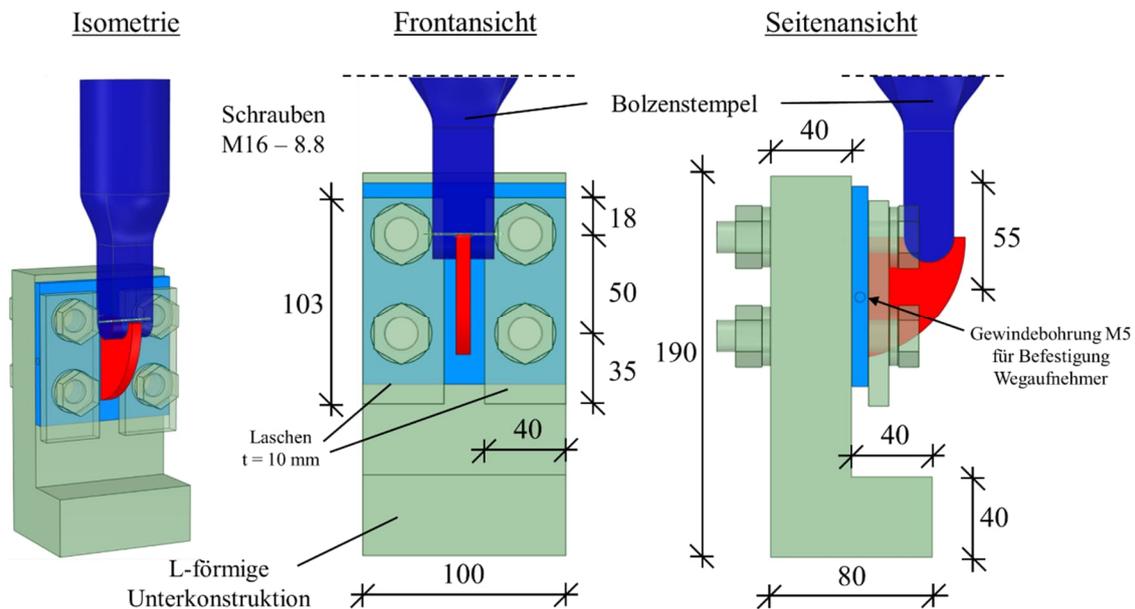


Bild 7.2 Zeichnerische Darstellung des Versuchsaufbaus für die zerstörende Prüfung des Trägerhakens

Bild 7.3 zeigt ein Foto des Versuchsaufbaus. Es wurden bei jedem Versuch (bis auf TH-7 – 1) drei Wegaufnehmer angebracht. Zwei wurden seitlich in das Blech 8x100x100 eingeschraubt und einer per Magnet am Bolzenstempel befestigt.

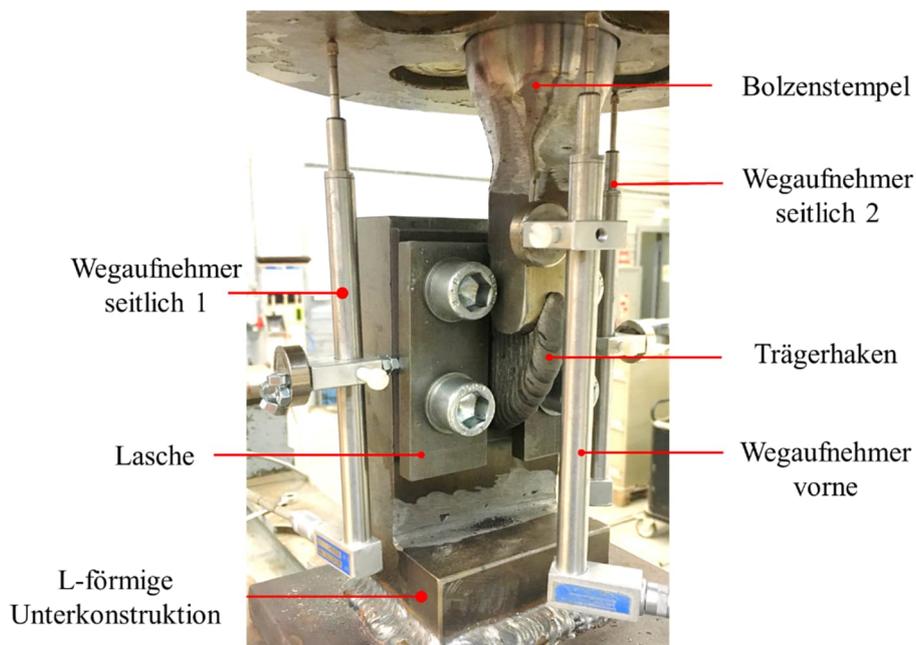


Bild 7.3 Versuchsaufbau für die zerstörende Prüfung des Trägerhakens

### 7.1.3 Ergebnisse

Diagramm 7-1 zeigt die Kraft-Weg-Kurven der Versuchskörper TH-7 – 1 bis 4. Alle Versuche wurden weggesteuert bis zum Abfallen der Kraft gefahren. Für die Kraft-Weg-Diagramme wurde der Weg wie folgt berechnet:

$$\text{Weg} = (WA_1 + WA_2)/2 - WA_v$$

mit  $WA_1$ : Weg von Wegaufnehmer seitlich 1

$WA_2$ : Weg von Wegaufnehmer seitlich 2

$WA_v$ : Weg von Wegaufnehmer vorne

Beim Versuch TH-7 – 1 wurden keine Wegaufnehmer eingesetzt, weshalb dessen Kraft-Weg-Kurve nicht unmittelbar mit den Versuchen TH-7 – 2 bis 4 vergleichbar ist. Das Diagramm 7-2 zeigt die Kraft-Weg-Kurven der Versuchskörper mit ca. 14 mm Dicke. Beide Versuchstypen versagten aufgrund des Ablösens der Schweißnaht vom Blech 8x100x100 an der Oberkante des Trägerhakens. Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt in Kapitel 8.1.

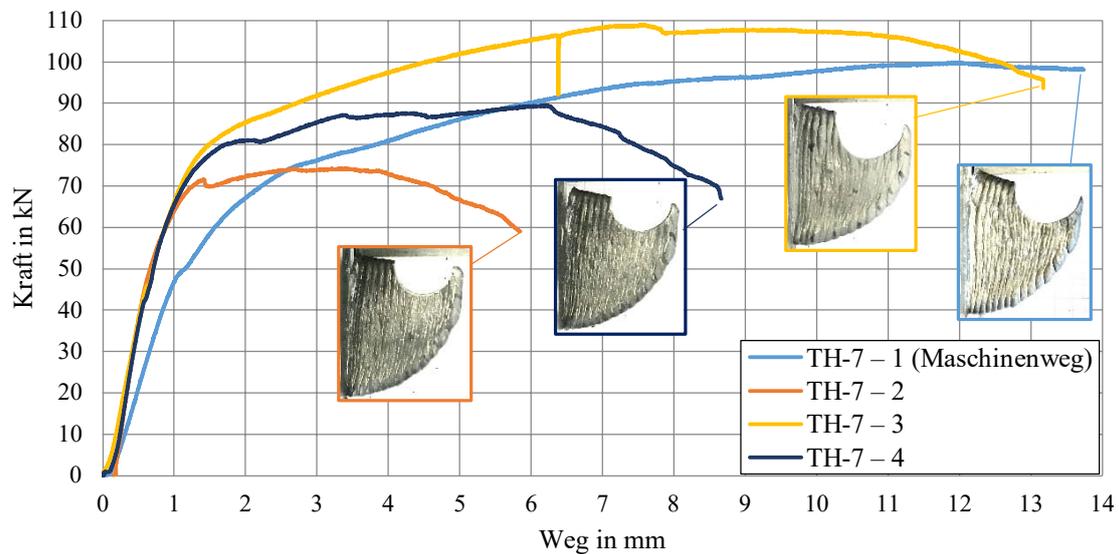


Diagramm 7-1 Kraft-Weg-Kurven Trägerhaken TH-7 mit Fotos nach dem Versuch

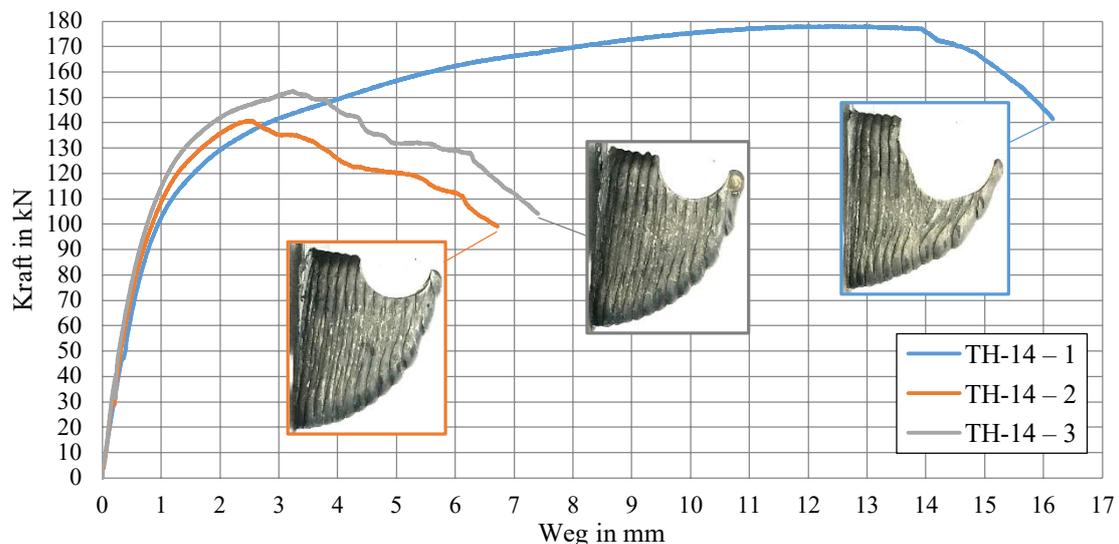


Diagramm 7-2 Kraft-Weg-Kurven Trägerhaken TH-14 mit Fotos nach dem Versuch

## 7.2 Lasteinleitungssteifen

### 7.2.1 Versuchsreihe 1

In der ersten Versuchsreihe wurden zwei Steifen in einen I-Träger  $l = 100 \text{ mm}$  eingeschweißt, wobei verschiedene Steifenarten untersucht wurden.

- Konventionelle Vollsteife (Blech)
- WAAM-Vollsteife
- Ohne Steife
- WAAM-Teilsteife

Pro Steifenart wurden drei Proben hergestellt. Die Druckbelastung wurde zentrisch und flächig über Lastplatten aufgebracht (Bild 7.4).

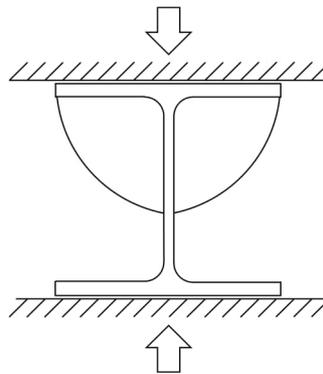


Bild 7.4 System Versuchsaufbau Versuchsreihe 1

Tabelle 7-2 Ergebnisse der vergleichenden Druckversuche mit Steifen

Proben-nummerierung	Art	Traglast in kN	Verformung bei Traglast in mm	Mittelwert in kN	Standard-abweichung in kN
<b>PK1</b>	WAAM-Vollsteife	555	8	559	10
<b>PK2</b>		570	6,5		
<b>PK3</b>		552	5		
<b>PK4</b>	Konventionelle Vollsteife	560	5,5	591	40
<b>PK5</b>		577	6		
<b>PK6</b>		636	10		
<b>PK7</b>	Ohne Steife	180	2	185	9
<b>PK8</b>		195	1,5		
<b>PK9</b>		179	1,5		
<b>TS1</b>	WAAM-Teilsteife	303	6,5	297	6
<b>TS2</b>		291	6		
<b>TS3</b>		297	6		

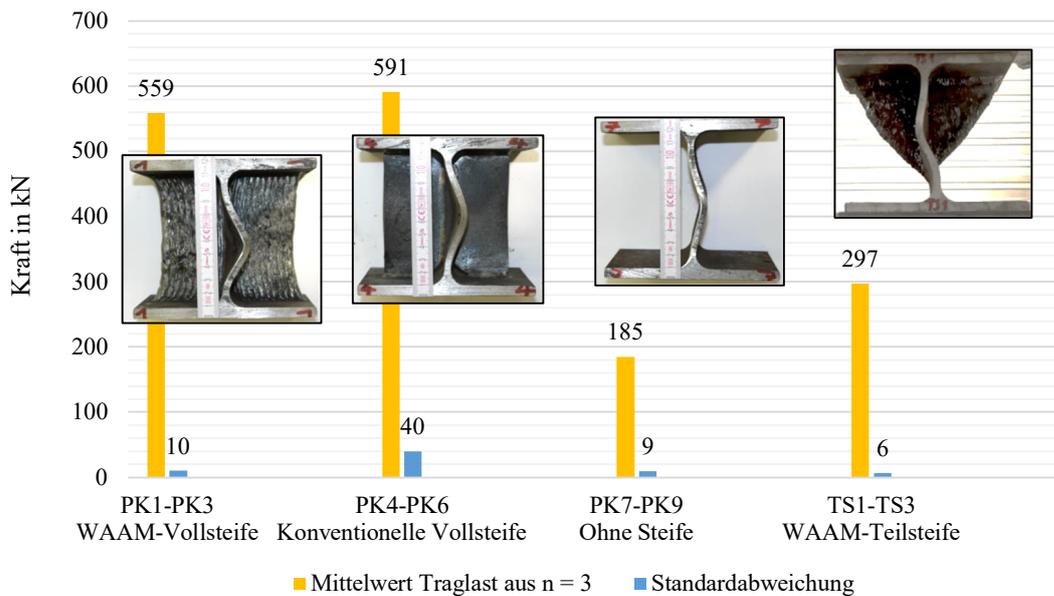


Diagramm 7-3 Ergebnisse der vergleichenden Druckversuche mit Steifen

Die Versuche ohne Steife dienten als Vergleich, um die durch die Steifen gewonnene Tragfähigkeit zu bestimmen. In den Versuchen mit den Vollsteifen versagten sowohl die Steife als auch der Steg des 100 mm langen I-Trägers. Das Versagen entspricht einem Stabilitätsversagen mit Beulen aus der Blechebene heraus. Bei der Teilsteife trat lediglich ein Stabilitätsversagen des Trägerstegs auf. Die Teilsteife selbst versagte nicht.

### Fazit

Die Belastung der Steifen in dieser Versuchsreihe entspricht nur teilweise der Belastung, für die Lasteinleitungssteifen bemessen werden. Die Belastung wird in den Versuchen stets von einem Flansch über den Steg bzw. die Steifen in den anderen Flansch übertragen. Bei Lasteinleitungssteifen am Auflager eines Biegeträgers bleibt ein Flansch meist unbelastet, da die Querkraft vom Steg – wie im Beispiel in Bild 7.5 – über den unteren Flansch ausgeleitet wird.

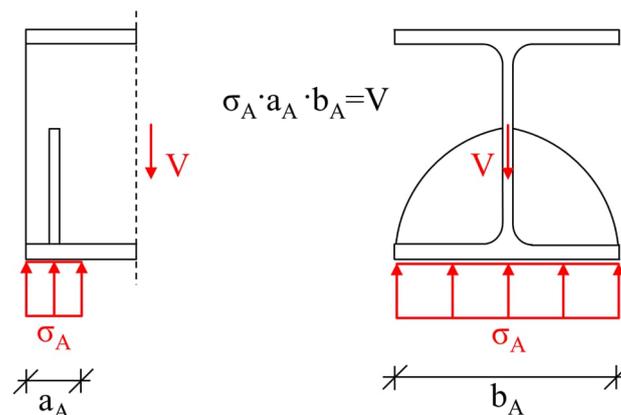


Bild 7.5 Beispiel Schnittgrößen am Endauflager eines Biegeträgers

Mit der Versuchsreihe 1 lässt sich aus den Ergebnissen der Versuchskörper PK1-PK6 die Erkenntnis ableiten, dass das WAAM-Material unter der angewendeten Belastung nahezu gleichwertig zu



Die zerstörende Prüfung der ersten beiden Teilsteifen wurde mit der Lastposition 1 (siehe Bild 7.6) durchgeführt. Durch die Steifigkeit des Lasteinleitungskörpers (RD60) konzentriert sich die Last an dessen Kante, sodass eine punktuelle Einleitung nahe dem Steg eintrat (siehe Bild 7.7a) und die Teilsteife kaum belastet wurde. Deshalb wurde die Position geändert (Lastposition 2, siehe Bild 7.7b) und damit die Exzentrizität erhöht.

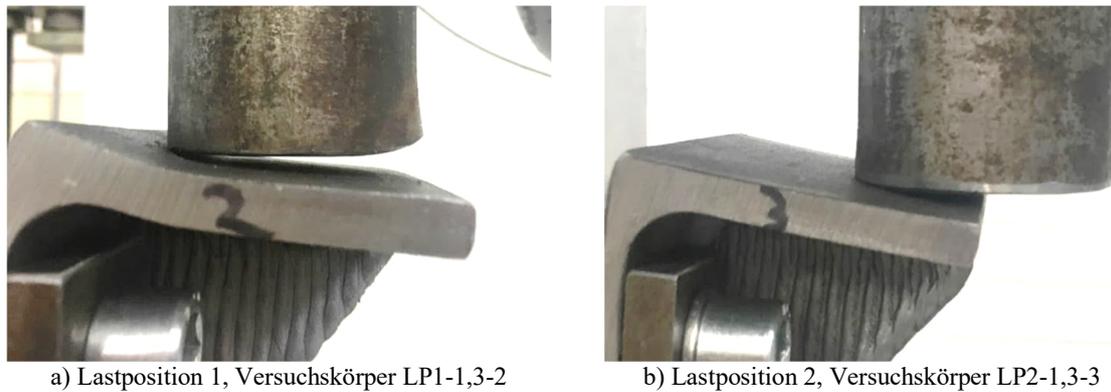


Bild 7.7 Punktuelle Lasteinleitung, Versuchsreihe 2

Das Diagramm 7-4 zeigt die Kraft-Weg-Kurven der neun Versuche. Alle Versuche wurden bei Wegen zwischen 8 und 12 mm sowie vor dem Erreichen der Traglast abgebrochen.

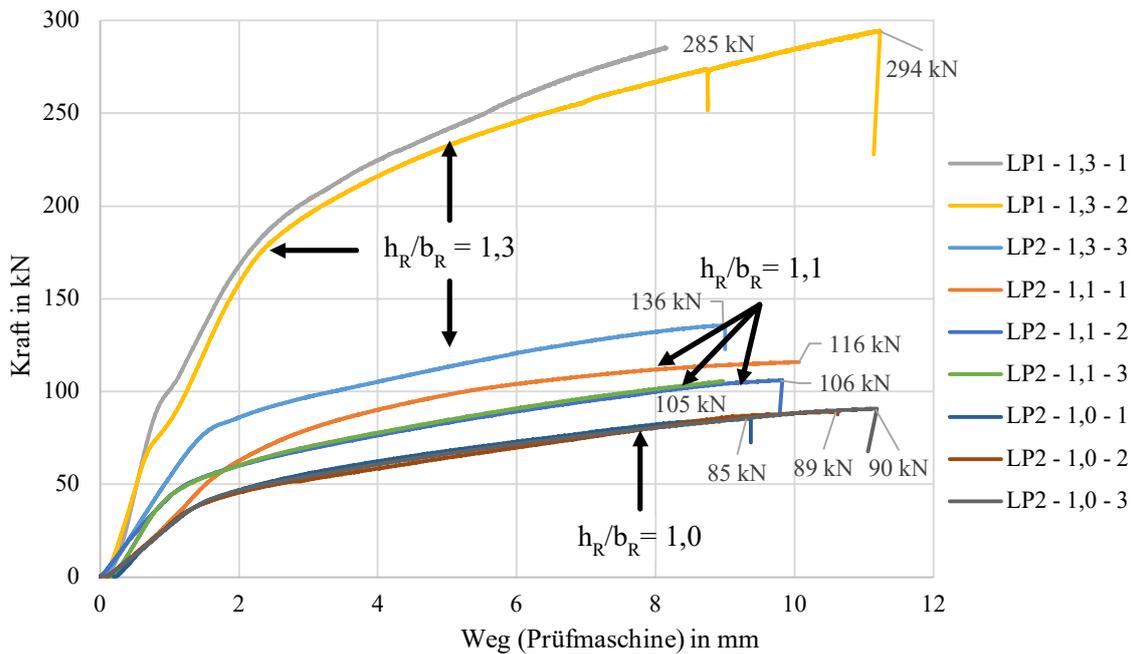
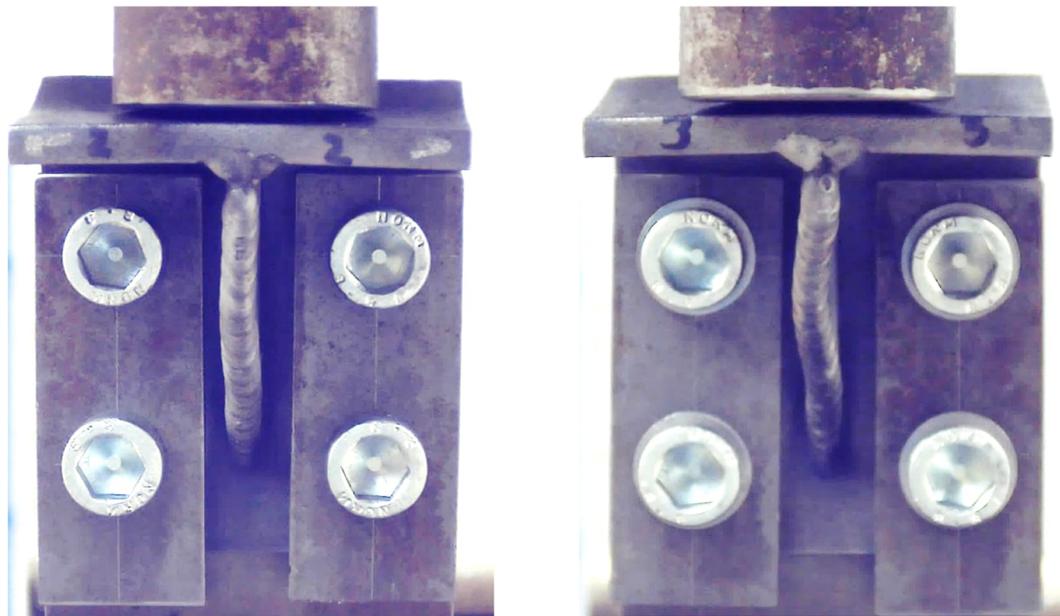


Diagramm 7-4 Kraft-Weg-Kurven Teilsteife, Versuchsreihe 2

Durch die Umstellung der Lastposition konnte eine größere Belastung der Steife erzielt werden. Bild 7.8a und Bild 7.8b zeigen die Versuchskörper kurz vor Beendigung der Belastung. Trotz geringerer Kraft und kleinerem Weg weist die Teilsteife mit der Lastposition 2 eine größere Verformung – ähnlich dem Eulerfall IV – auf.



a) Lastposition 1, Versuchskörper LP1 – 1,3 – 2,  
Belastung ca. 294 kN, Weg ca. 11 mm

b) Lastposition 2, Versuchskörper LP2 – 1,3 – 3,  
Belastung ca. 135 kN, Weg ca. 9 mm

Bild 7.8 Versuchskörper kurz vor Abbruch des Belastungsversuchs

Alle Kraft-Weg-Kurven zeigen einen Steifigkeitsabfall bei ca. 1-2 mm, was mit der Plastizierung des HEA 140 aufgrund von Biegung im Flansch und Steg zu erklären ist. Auffällig ist, dass zwei von drei Kurven des 1,1-Versuchskörpers und alle drei Kurven des 1,3-Versuchskörpers nahezu identische Kraft-Weg-Verläufe besitzen und die Ergebnisse somit kaum streuen.

Die Verformungen des HEA 140 offenbaren die fehlende Lagerung des Flanschs in x-Richtung, was nicht dem System der numerischen Berechnungen in 5.3.1 und des Ingenieurmodells entspricht, weshalb eine weitere Versuchsreihe durchgeführt wurde.

### 7.2.3 Versuchsreihe 3

In der dritten Versuchsreihe wurden additiv gefertigte Teilsteifen untersucht (Fertigung gemäß Kapitel 6.2.4). Es wurden vier Versuchskörper eines Teilsteifentyps ( $h_R/b_R$ -Verhältnis = 1,3) mit jeweils zwei Teilsteifen hergestellt (siehe Bild in Tabelle 7-4). Für die zerstörende Prüfung wurde anschließend der untere Flansch abgeschnitten. Zum Vergleich wurden auch Versuchskörper (HEA 140) ohne Teilsteife untersucht.

Tabelle 7-4 Versuchsmatrix und Versuchskörper Teilsteife, Versuchsreihe 3

Versuchskörper	$h_R$	$b_R$	$h_R/b_R$	$r_R$	$r_R/b_R$
TS-1,3 – 1	86	67,25	1,279	260	3,866
TS-1,3 – 2					
TS-1,3 – 3					
TS-1,3 – 4					
OS – 1	-				
OS – 2					
OS – 3					

Ein ausgearbeiteter Versuchskörper ist in Bild 7.9 zu sehen.



Bild 7.9 Versuchskörper Teilsteife, Versuchsreihe 3

Für die Befestigung am Versuchsaufbau wurden vier Löcher in den Steg gebohrt. Um die zentrische Ausleitung der Kräfte aus dem Steg des HEA 140 zu ermöglichen sowie zur Reduktion der Schraubenscherkräfte und der Lochleibungsbeanspruchung wurde ein Stützblech unterhalb des Stegs eingeschoben. Der Versuchsaufbau mit Versuchskörper ist in Bild 7.10 dargestellt.

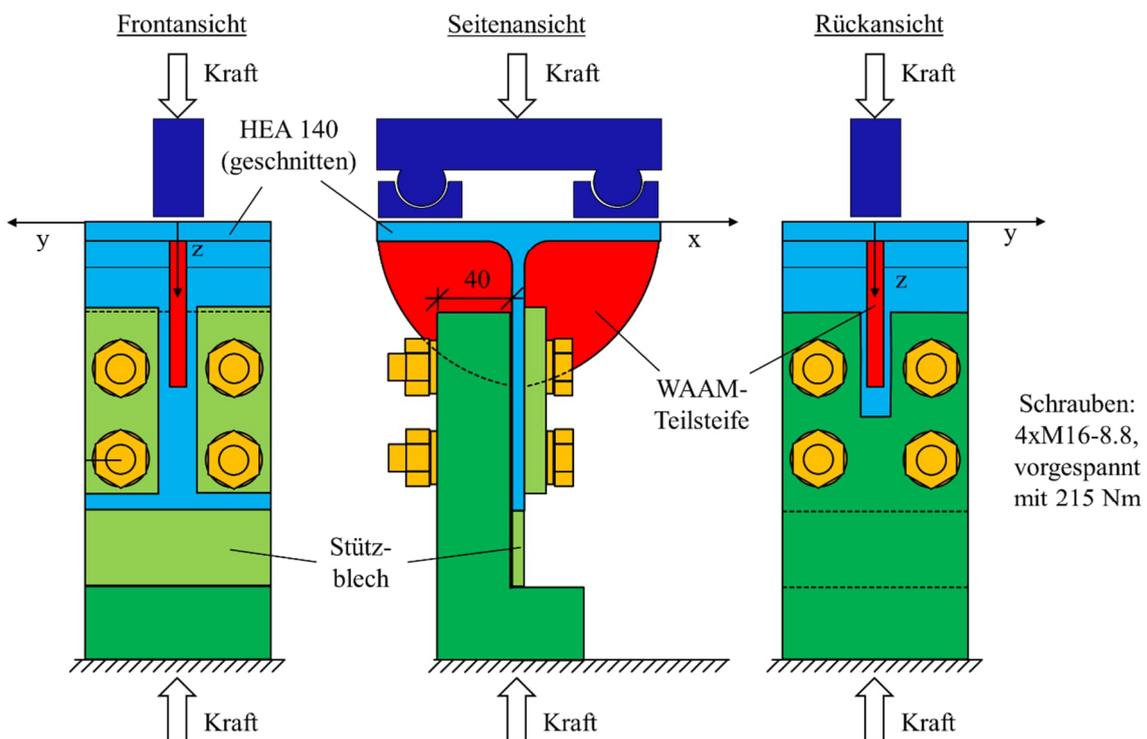


Bild 7.10 Versuchsaufbau Teilsteife, einschließlich Versuchskörper, Versuchsreihe 3

Der Versuchsaufbau hat an einigen Stellen Schlupf (Schrauben, Lasteinleitungsblock, Stützblech etc.), der bei jedem Versuch variiert, weshalb die Kraft-Weg-Kurven bei Belastungsbeginn unterschiedlich stark ansteigen. Deshalb wurden die Kurven in Diagramm 7-5 entlang der Abszisse verschoben.

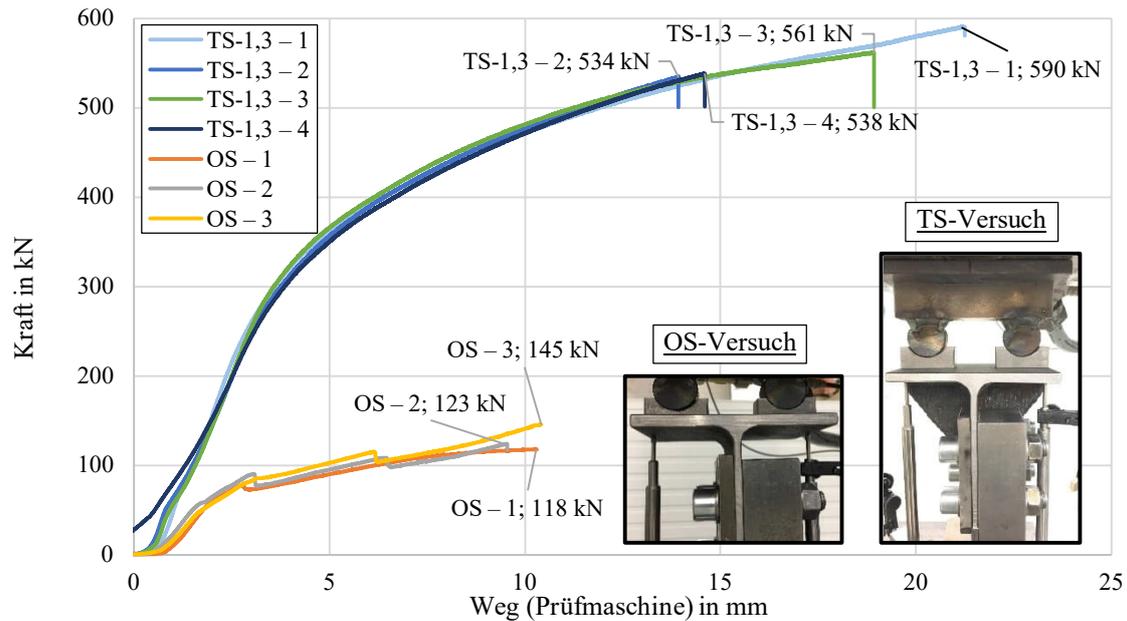


Diagramm 7-5 Kraft-Weg-Kurven Teilsteiife, Versuchsreihe 3

Wie bereits bei der Versuchsreihe 2 wurde die Belastung vor Erreichen der Traglast bei Wegen zwischen 16 und 21 mm aufgrund der großen Verformungen gestoppt. Bei den HEA 140 Trägerstücken wurden die Versuche bei Wegen zwischen 10 bis 13 mm abgebrochen. Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt in Kapitel 8.2.

### 7.3 Spannelemente

#### 7.3.1 Versuchsreihe 1

Im Rahmen der Versuchsreihe 1 wurden die Spannelemente für Diagonalen M12 auf I-Träger gefertigt. Hierbei soll das Verhalten der Spannelemente unter Last am I-Träger untersucht werden. Um die Last zentrisch aufbringen zu können, wurden die I-Träger mit einer Bandsäge zugeschnitten (Bild 7.11)

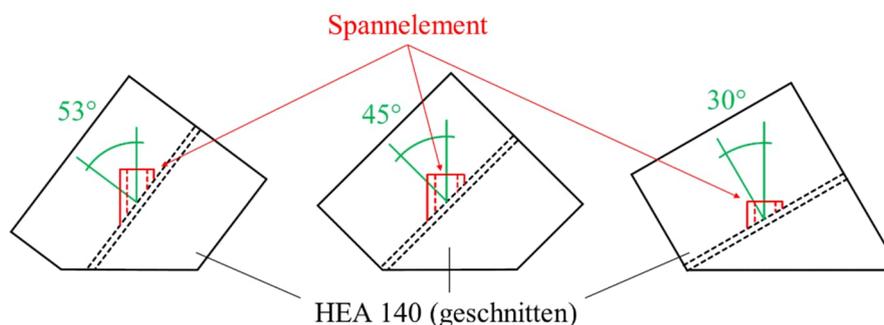


Bild 7.11 Prinzipdarstellung der Spannelemente Versuchskörper Versuchsreihe 1

Zur Lastaufbringung wird ein Rundstahl ( $d = 60 \text{ mm}$ ) verwendet, der die Last über eine Schraube mit aufgeschraubter Mutter einschließlich Unterlegscheibe in das Spannelement einleitet. In Bild 7.12 sind Fotos des Spannelements während des Versuchs und nach dem Versuch mit einem Diagonalwinkel von  $\alpha_D = 45^\circ$  zu sehen.

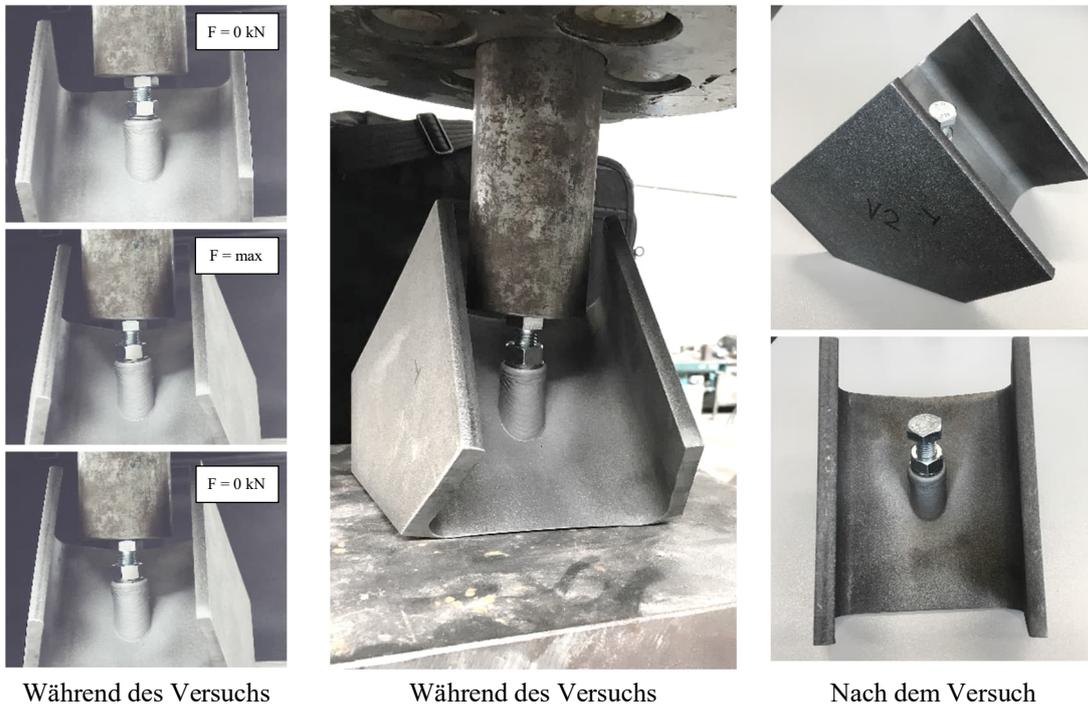


Bild 7.12 Spannelement 45° auf I-Träger zu verschiedenen Zeitpunkten

Im Diagramm 7-6 ist der Kraft-Weg-Verlauf der drei Versuchskörper dargestellt.

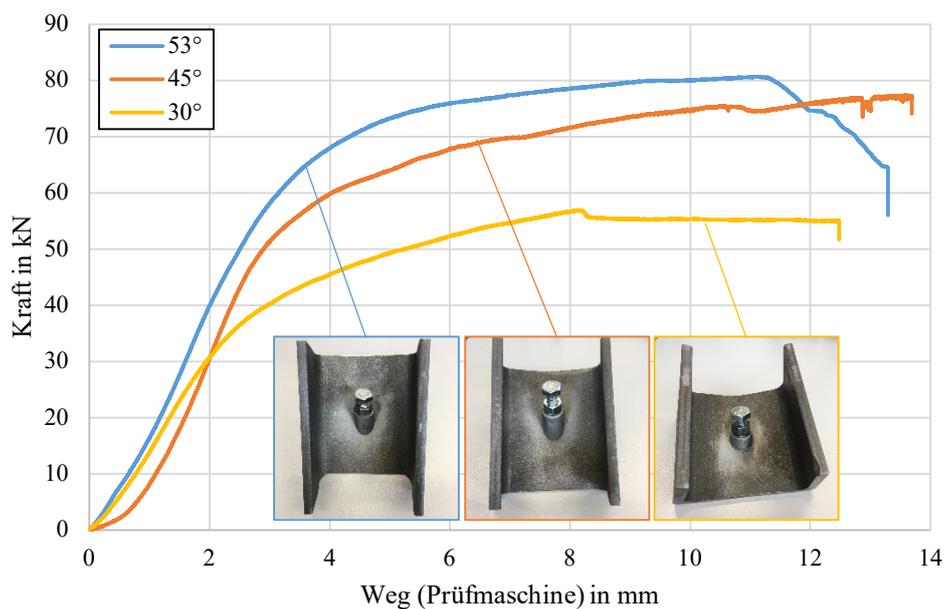


Diagramm 7-6 Kraft-Weg-Kurven Versuchsreihe 1, Spannelemente auf I-Träger

Der Versuch mit  $\alpha_D = 30^\circ$  weist die geringste Traglast auf. Bei den Versuchskörpern mit Diagonalwinkeln von  $30^\circ$  und  $45^\circ$  trat Fließen im I-Träger auf. Beim Versuch mit  $53^\circ$  ist die Stegbiegung am geringsten, sodass hier Schraubenversagen (Gewindeabstreifen) auftrat. Die aufgebrachten Belastungen übersteigen die notwendige Traglast zum Abtrag der Diagonalkräfte ( $F_{t,Rd,M12} = 29,7$  kN für S 355). Die Spannelemente haben eine Wandstärke von ca. 3,5 mm, sodass deren Traglast bei ca. 67 kN liegt. Diese wurde bei den Diagonalwinkeln  $53^\circ$  und  $45^\circ$  erreicht.

### 7.3.2 Versuchsreihe 2

In Versuchsreihe 2 werden Spannelemente untersucht, die auf eine 8 mm Grundplatte gefertigt und nachträglich freigeschnitten werden (siehe Foto in Tabelle 7-5). In Tabelle 7-5 ist die Versuchsmatrix dargestellt. Es werden Versuchskörper mit zwei Durchmessern (M12, M16) und, wie bereits in Versuchsreihe 1, drei Diagonalwinkeln gefertigt ( $53^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $30^\circ$ ).

Der notwendige Lochdurchmesser für die Diagonale wurde in die Grundplatte gefräst. Um den Einfluss abweichender Durchmesser zu untersuchen, wurden Versuchskörper mit planmäßig zu kleinem Durchmesser gefertigt ( $\Delta\varnothing$  -0,5 und -1,0), sodass beim vorgenannten Lochfräsen ein Teil der welligen WAAM-Oberfläche innerhalb des Spannelements entfernt wurde. Darüber hinaus wurde bei einigen Versuchskörpern die Oberfläche der Spannelemente an der Stelle gefräst, an der Mutter/Unterlegscheibe aufliegen. Dabei sollte der Effekt der aufgrund der AF runden und leicht unebenen Oberfläche überprüft werden.

Tabelle 7-5 Versuchsmatrix und exemplarischer Versuchskörper ( $53^\circ$ ) Spannelemente, Versuchsreihe 2

$\Delta\varnothing$	Oberfläche gefräst	$\alpha_D = 53^\circ$		$\alpha_D = 45^\circ$		$\alpha_D = 30^\circ$	
		M12	M16	M12	M16	M12	M16
+/- 0		x	x	x	x	x	x
- 0,5		x	x	x	x	x	x
- 1,0			x		x		x
+/- 0	x						
- 0,5	x	x		x		x	
- 1,0	x		x		x		



Der Versuchsaufbau ist in Bild 7.13 zu sehen. Die Spannelemente wurden abhängig von ihrem Winkel auf die Unterlegprismen gelegt, die für jeden Diagonalwinkel angefertigt wurden. Diese wurden auch genutzt, um die Probekörper zur Herstellung der Löcher und der Oberfläche in der Fräse auszurichten.

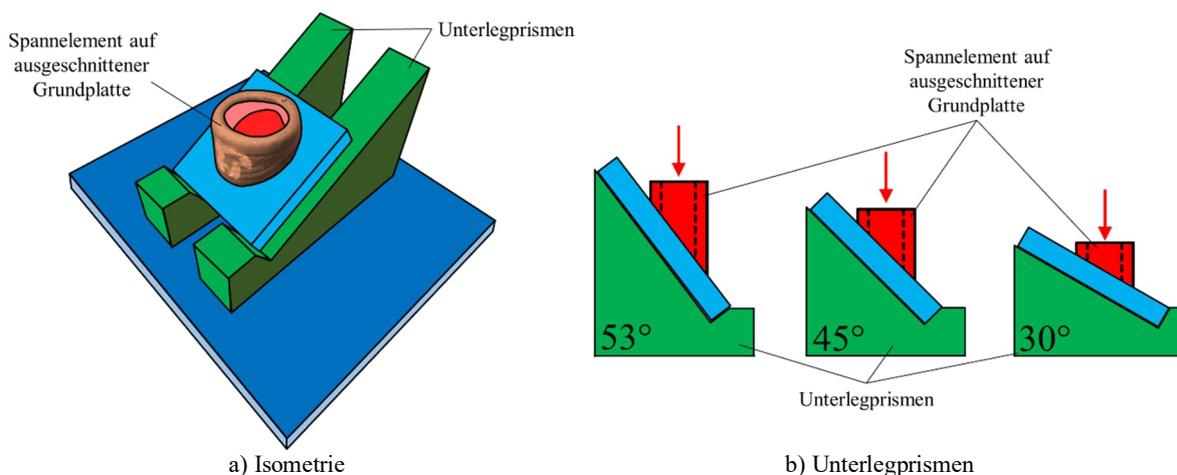


Bild 7.13 Versuchsaufbau Spannelemente Versuchsreihe 2

Die Lasteinleitung wurde, wie in Versuchsreihe 1, mit Schrauben einschließlich Mutter und Unterlegscheibe realisiert. Es wurden Muttern unterschiedlicher Festigkeitsklassen verwendet. Bis

auf einen Versuch (M12,  $\alpha_D = 45^\circ$ ,  $\varnothing$  12 mm) wurden stets zwei Muttern und zwei Unterlegscheiben eingesetzt. Damit sollte ein Schraubenversagen (bzw. Gewindeabtreifen) verhindert werden.

Die Ergebnisse der Versuche mit den Spannelementen für eine M12 Diagonale sind im Diagramm 7-7 zu sehen. Alle Versuche wurden nach einem Abfallen der Kraft-Weg-Kurve abgebrochen.

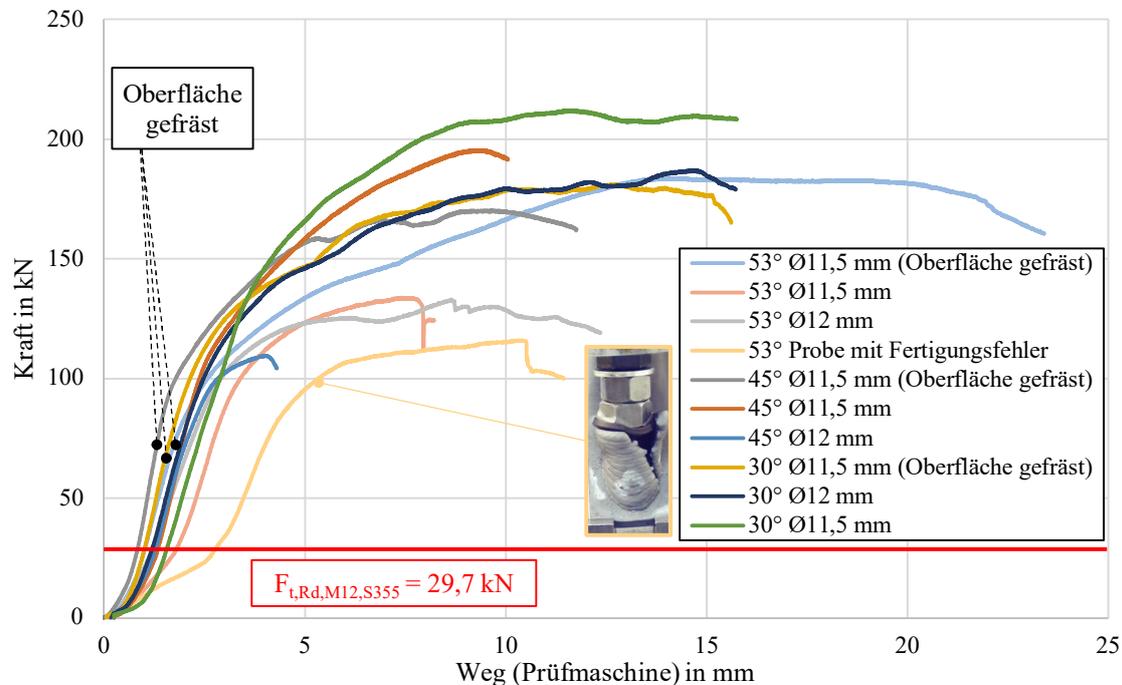


Diagramm 7-7 Kraft-Weg-Verlauf Spannelemente für M12, Versuchsreihe 2

Die Traglasten aus den Versuchen übersteigen die Tragfähigkeit einer Diagonale M12. Es wurde zusätzlich ein Spannelement mit einem Fertigungsfehler untersucht (siehe Foto in Diagramm 7-7). Es ist auffällig, dass die Spannelemente mit gefräster Oberfläche die größte Steifigkeit besitzen. Ein positiver Effekt auf die Traglast aufgrund der Fräsung kann nicht festgestellt werden. Die kleineren Lochdurchmesser ( $\Delta\varnothing$  -0,5 mm und -1,0 mm) korrelieren nicht mit größeren oder kleineren Traglasten. Die Versuchskörper mit kleinen Diagonalwinkeln tendieren zu größeren Traglasten.

In Diagramm 7-8 sind die Kraft-Weg-Kurven für die Versuche mit den M16-Spannelementen dargestellt. Die meisten Versuche wurden erst nach dem Abfallen der Kraft-Weg-Kurve abgebrochen.

Die Ergebnisse sind vergleichbar mit den Ergebnissen der M12-Spannelemente: die Traglasten aus den Versuchen übersteigen die Tragfähigkeit einer Diagonale M16 (S 355). Die gefräste Oberfläche wirkt sich positiv auf die Steifigkeit, aber nicht auf die Traglast aus. Die größten Traglasten bieten erneut die Versuchskörper mit einem Diagonalwinkel von  $\alpha_D = 30^\circ$ . Die unterschiedlichen Lochdurchmesser ( $\Delta\varnothing$  -0,5 mm und -1,0 mm) haben keine bedeutsamen Auswirkungen, sodass bei Versuchsreihe 3 (nachfolgendes Kapitel 7.3.3) ausschließlich planmäßige Durchmesser gefertigt werden.

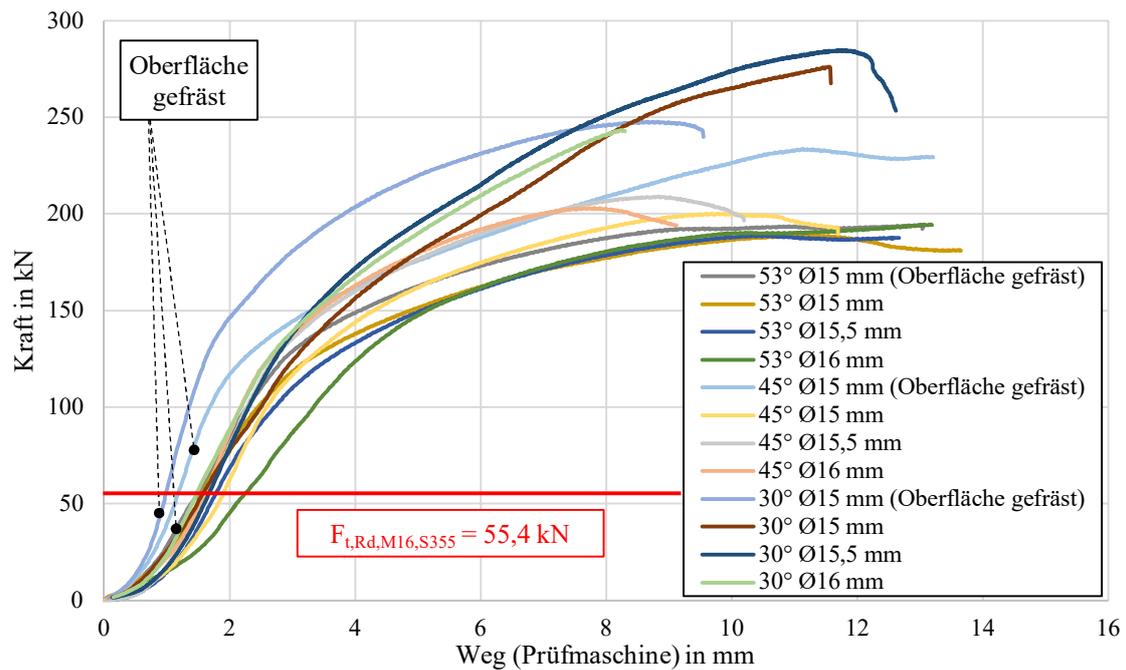


Diagramm 7-8 Kraft-Weg-Verlauf Spannelemente für M16, Versuchsreihe 2

### 7.3.3 Versuchsreihe 3

In der dritten Versuchsreihe werden Spannelemente für Diagonalen M24 mit einem Diagonalwinkel von  $\alpha_D = 45^\circ$  untersucht. Dafür wurden vier Spannelemente mit planmäßigem Innendurchmesser von 24 mm auf eine Grundplatte ( $t = 8 \text{ mm}$ ) gefertigt und freigeschnitten. Bild 7.14 zeigt einen Versuchskörper im Versuchsaufbau.



Bild 7.14 Versuchskörper Spannelement M24 im Versuchsaufbau, Versuchsreihe 3

Die Ergebnisse sind in Diagramm 7-9 aufgeführt. Außer bei Versuchskörper „45° Ø24 – 1“ wurden alle Versuche vor dem Abfallen der Kraft-Weg-Kurve abgebrochen, um eine Zerstörung des Versuchsaufbaus zu verhindern. Die Kraft-Weg-Kurven haben einen ähnlichen Verlauf. Die Tragfähigkeit einer Diagonale M24 wurde bei allen Versuchskörpern erreicht und überschritten.

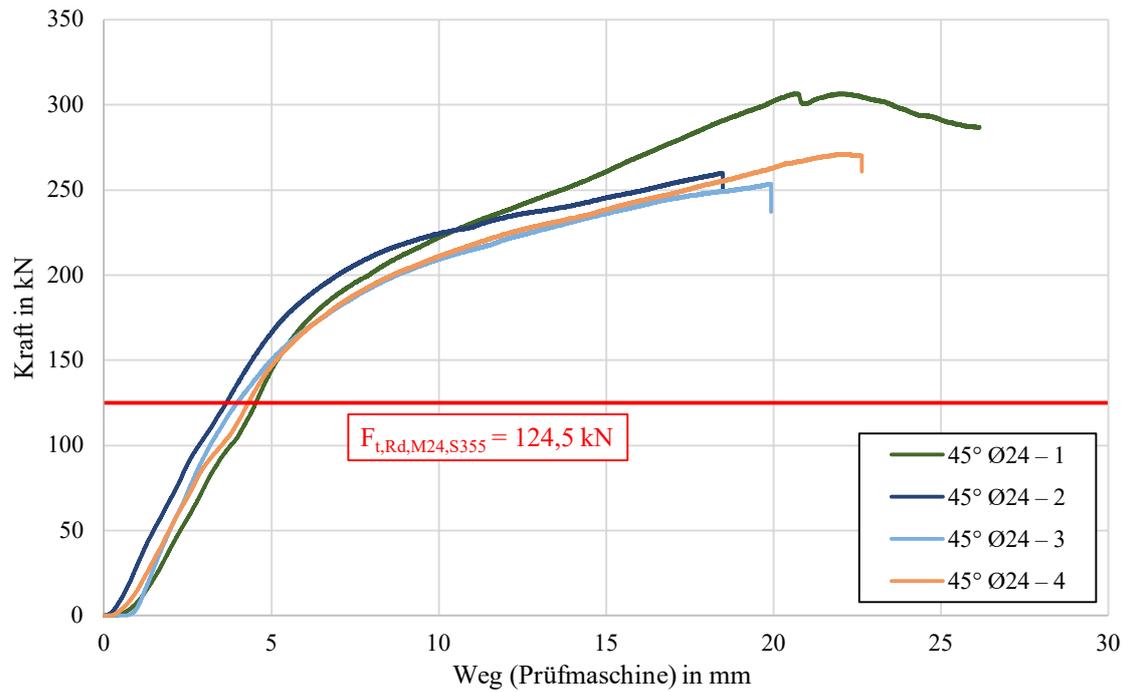


Diagramm 7-9 Kraft-Weg-Verlauf Spannelement für M24, Versuchsreihe 3

Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt in Kapitel 8.3.



## 8 Auswertung

Im Folgenden werden die Ergebnisse der drei vorangegangenen Kapitel für jedes Anschlusselement im gemeinsamen Kontext ausgewertet. Dafür werden die numerischen und additiv gefertigten Geometrien miteinander verglichen. Ebenso werden die Randbedingungen, die dem Optimierungsprozess zugrunde lagen, mit den Randbedingungen der Tragfähigkeitsversuche verglichen. Anschließend werden die Beobachtungen während der Versuche und die Versuchsergebnisse (Kraft-Verformungs-Kurven) beschrieben und interpretiert. Mit den vorgenannten Vergleichen und Interpretationen können anschließend die numerischen und experimentellen Traglasten adäquat miteinander verglichen werden.

### 8.1 Trägerhaken

#### 8.1.1 Vergleich der Geometrie

Die wesentlichen Maße der Versuchskörper sind in Tabelle 8-1 aufgeführt,<sup>1</sup> die zugehörige Prinzipskizze in Bild 8.1. Die Versuchskörper wurden einschließlich des Blechs 8x100x100 mit Schraubenlöchern (4Ø18) gewogen, sodass das Gewicht der Trägerhaken rechnerisch ermittelt wurde.

Tabelle 8-1 Trägerhaken: Gegenüberstellung der numerischen und der additiv gefertigten Geometrien

Numerische Geometrie							Additive gefertigte Geometrie											
	e	h	b	a <sub>3</sub>	a <sub>5</sub>	t	G	Versuchskörper	e*	h	b	a <sub>3</sub>	a <sub>5</sub>	t <sub>mittel</sub>	t <sub>min</sub>	t <sub>max</sub>	G	Δ% <sub>G</sub>
	in mm						in kg		in mm						in kg			
TH-7	30	60	47,5	5	17,5	7,2	0,1202	TH-7-2	30,1	63,9	48,7	5,7	17,6	8,2	7,4	8,8	0,1287	7 %
								TH-7-3	29,9	65,8	48,0	4,2	17,4	8,4	7,4	9,2	0,1236	3 %
								TH-7-4	30,1	65,4	47,6	4,9	17,6	8,3	7,6	8,9	0,1257	5 %
TH-14	30	60	47,5	5	17,5	13,6	0,2209	TH-14-1	30,3	69,6	47,3	4,4	17,8	14,8	13,6	15,7	0,2219	0,4 %
								TH-14-2	30,2	68,4	48,3	5,7	17,7	15,0	13,8	15,8	0,2342	6 %
								TH-14-3	30,1	68	49,4	7,0	17,6	14,8	13,8	15,8	0,2442	11 %

\* Die Exzentrizität e wurde berechnet mit  $e = a_5 + r_{B/2}$

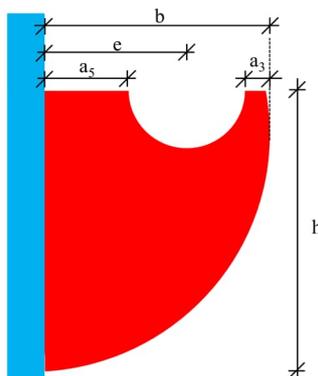


Bild 8.1 Prinzipskizze Trägerhaken mit Maßen

Die Gewichte der gefertigten Trägerhaken überschreiten die numerisch ermittelten Gewichte (Ausnahme: Versuchskörper TH-14 – 1 mit 0,4 %). Dies ist damit zu erklären, dass für die Berechnung des numerischen Gewichts die kleinste gemessene Dicke (7,4 mm bzw. 13,6 mm)

<sup>1</sup> Alle Maße in Anhang C. Der Versuchskörper TH-7 – 1 wurde für einen Vorversuch ohne Wegaufnehmer verwendet, weshalb bei diesem Versuchskörper vor dem Versuch keine Vermessung vorgenommen wurde.

verwendet wurde und der tatsächlich gefertigte Versuchskörper größere Dicken (Mittelwerte bis 8,4 mm bzw. 15,0 mm) aufweist. Bei der Ausarbeitung der Bolzenaussparung wurde darauf geachtet die Exzentrizität  $e$  möglichst exakt einzuhalten, was mit einer maximalen Abweichung von 0,3 mm gelungen ist.

In Bild 8.2 sind die Versuchskörper TH-7 und in Bild 8.3 die Versuchskörper TH-14 dargestellt. Die numerische Topologie wurde qualitativ mittels roter Linie darübergerlegt. Es fällt auf, dass die gefertigte Topologie teilweise kleiner als die numerische ist. Der Grund liegt in einer zu groß eingestellten Lagenhöhe.

Die Lage der Bolzenaussparung wurde in der Höhenlage teilweise nicht präzise ausgearbeitet, sodass die Aussparung zum Beispiel beim Versuchskörper TH-14 – 1 (Bild 8.3 a)) zu tief liegt, was auch die geringe Abweichung beim Gewicht (0,4 %) erklärt.

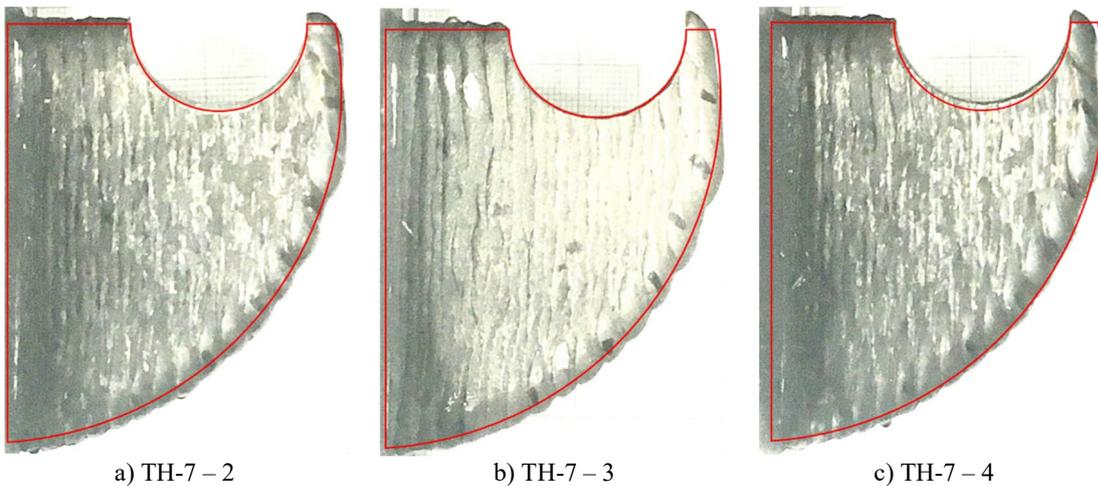


Bild 8.2 Seitenansicht Versuchskörper TH-7 mit qualitativer Sollgeometrie (rot) vor der zerstörenden Prüfung

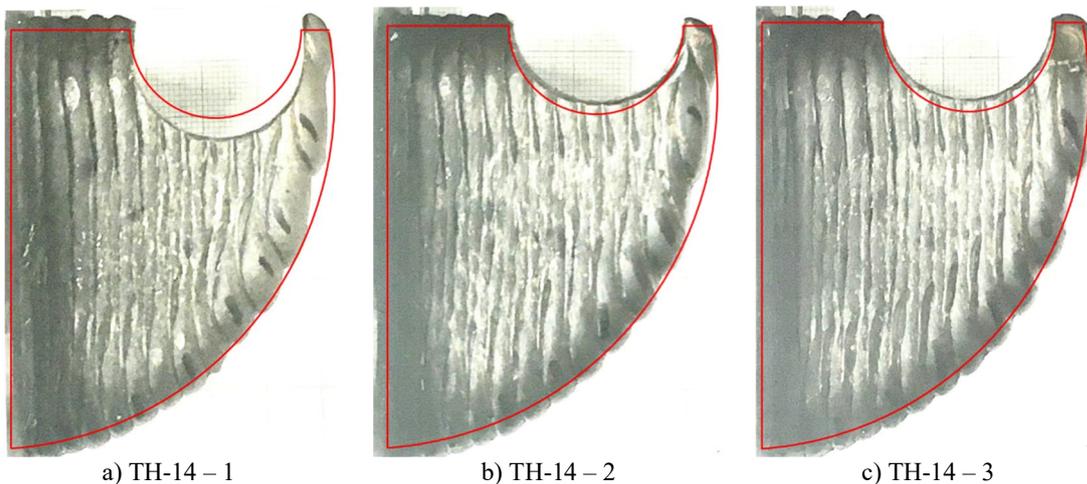


Bild 8.3 Seitenansicht Versuchskörper TH-14 mit qualitativer Sollgeometrie (rot) vor der zerstörenden Prüfung

### 8.1.2 Vergleich der Randbedingungen

Im Optimierungsprozess (Kapitel 5.2) wurde eine Grenzbetrachtung durchgeführt, indem die Lasteinleitung zum einen mit einem verschieblichen und zum anderen mit einem unverschieblichen Bolzenstempel untersucht wurde.

Der Versuchsaufbau wurde auf der Prüfmaschine nicht horizontal fixiert, weshalb reibungsbehaftete horizontale Verschiebungen möglich waren. Dies sorgte dafür, dass sich der Lastaufnahmekörper gegensätzlich und horizontal zum Bolzenstempel verschob. In Bild 8.4 ist zu sehen, dass der Bolzenstempel am Trägerhaken eine Verschiebung nach rechts erfährt (Stelle 1), wohingegen beispielsweise die Laschen nach links wandern (Stelle 2). Anhand der Schattenfuge zwischen Bolzenstempel und der Aussparung in der Prüfmaschine (Stelle 3 in Bild 8.4) wird deutlich, dass der Bolzenstempel dort nur einer kleinen horizontalen Verschiebung unterworfen ist. Dies lässt ein poltreues Verhalten des Bolzenstempels vermuten, was wiederum eine horizontale Kraft erzeugt, die auf den Trägerhaken einwirkt. Hierdurch wird die Traglast gemindert.

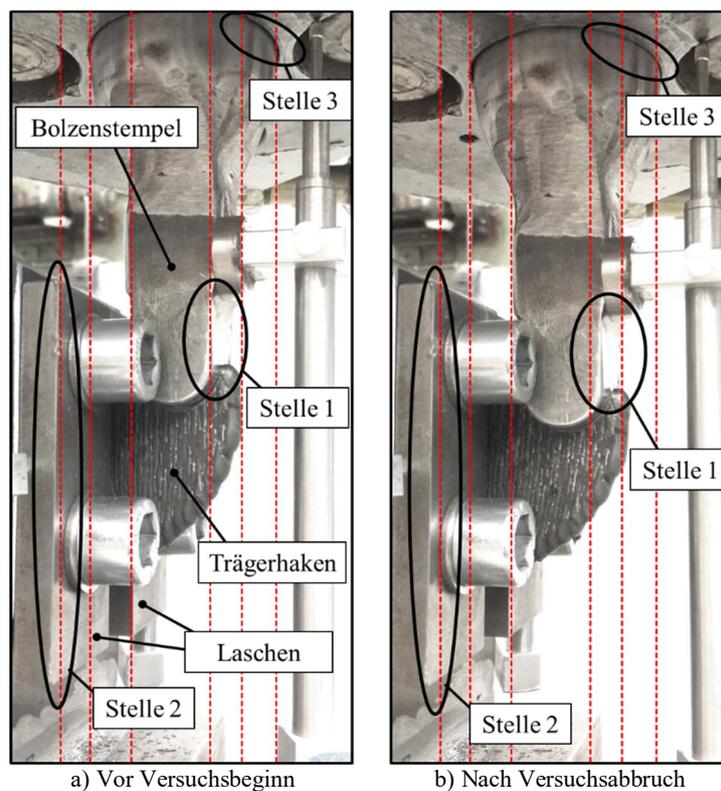


Bild 8.4 Fotos vom Versuch TH-7 – 2 mit vertikalen Rasterlinien (rot)

### 8.1.3 Beobachtungen während des Versuchs sowie Ergebnisse und deren Interpretation

Der Versagensmechanismus ist bei allen Versuchen das Abreißen der Schweißnaht von der Grundplatte an der Trägerhaken-Oberseite, siehe Bild 8.5. Augenscheinlich ist teilweise auch kein Einbrand von der 1. Schweißlage in der Grundplatte vorhanden. Trotzdem zeigen die Versuchskörper ein duktileres Tragverhalten.

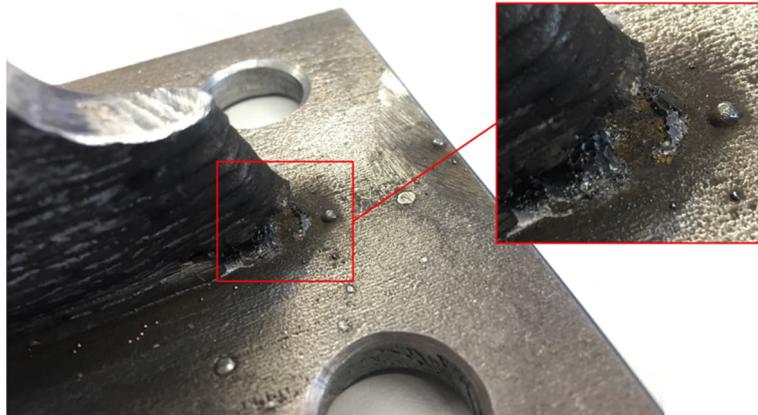


Bild 8.5 Versagensstelle am Trägerhaken

Als Ursache wird das verwendete Schutzgas C2 identifiziert, das einen geringen Aktivgasanteil von 2,5 % CO<sub>2</sub> besitzt. Mit einem höheren Aktivgasanteil hätte ein ausreichendes Aufschmelzen der Grundplatte erreicht werden können. Die Grundplatte wurde nicht vorgewärmt, was für einen guten Einbrand ebenfalls nachteilig ist. Deshalb wird entweder ein Vorwärmen der Grundplatte oder die Verwendung eines C18 bei der 1. Schweißblage empfohlen.

Das Abfallen der Kraft-Weg-Kurven korreliert stets mit dem Auftreten eines Risses an der Trägerhaken-Oberseite. In Diagramm 8-1 ist die Kurve des Versuchs TH-7 – 4 gegeben. Dort sind vier Zeitpunkte rot umkreist.

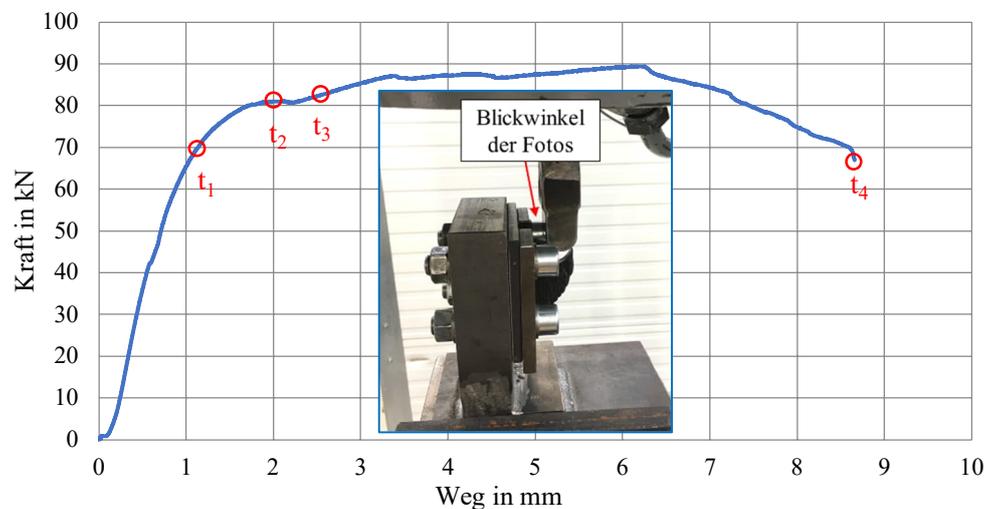


Diagramm 8-1 Kraft-Weg-Kurve Versuch Trägerhaken TH-7 – 4

Bild 8.6 zeigt Fotos von der Trägerhaken-Oberseite zu diesen vier Zeitpunkten. Mittels roter Ellipsen ist die Stelle des Schweißnahtabrisses kenntlich gemacht.

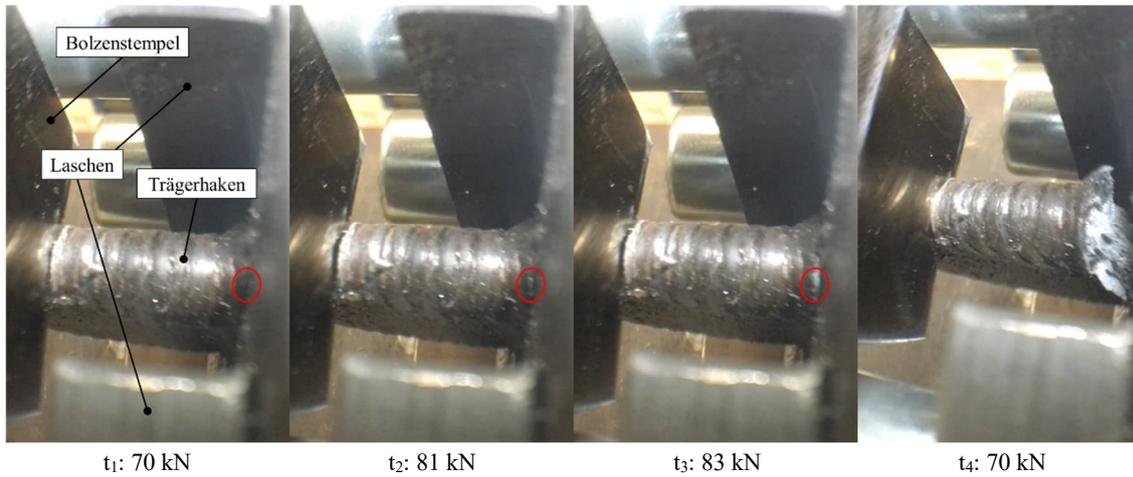


Bild 8.6 Fotos von TH-7 – 4 zu verschiedenen Zeitpunkten

Auf gleiche Weise verhält sich Versuchskörper TH-14 – 2, siehe Diagramm 8-2 und Bild 8.7.

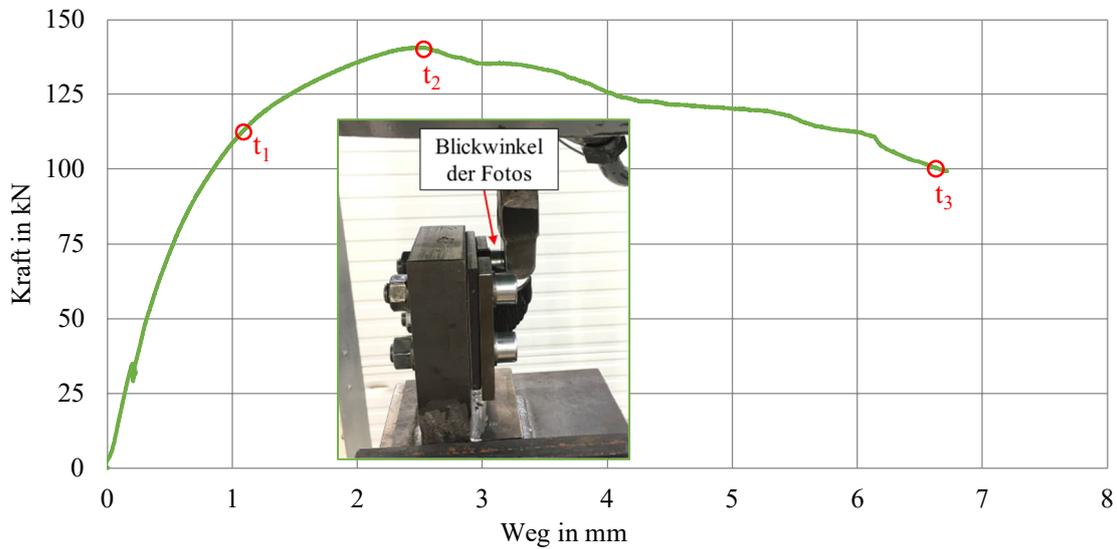


Diagramm 8-2 Kraft-Weg-Kurve Versuch Trägerhaken TH-14 – 2

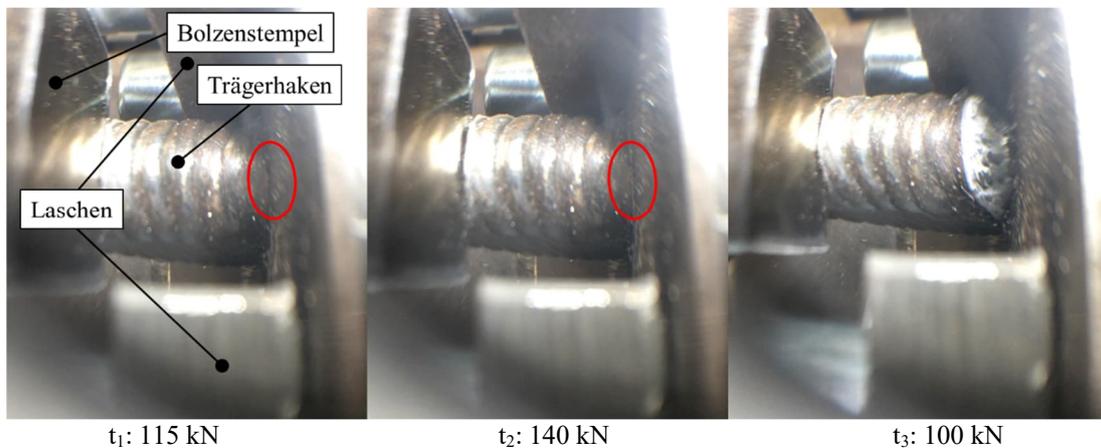


Bild 8.7 Fotos von TH-14 – 2 zu verschiedenen Zeitpunkten

In Diagramm 8-3 sind alle Kraft-Weg-Kurven der Versuchsreihen TH-7 und TH-14 dargestellt. Im annähernd linearen Bereich liegen die Kraft-Weg-Kurven beider Versuchsreihen eng zusammen (mit Ausnahme von TH-7 – 1, da dort nur der Maschinenweg vorliegt). Die Kurven der Versuchskörper TH-14 fächern ab ca. 80-90 kN auseinander. TH-14 – 1 weist eine geringere Steifigkeit auf, was mit dem geringeren Gewicht (siehe Tabelle 8-1) aufgrund der zu tief liegenden Bolzenausparung (siehe dazu Bild 8.3a) erklärt wird. Die Versuchskörper TH-14 – 2 und 3 versagen im Vergleich zu TH-14 – 1 vorzeitig, da dort die Nahtanbindung auf der Trägerhaken-Oberseite schwächer ist.

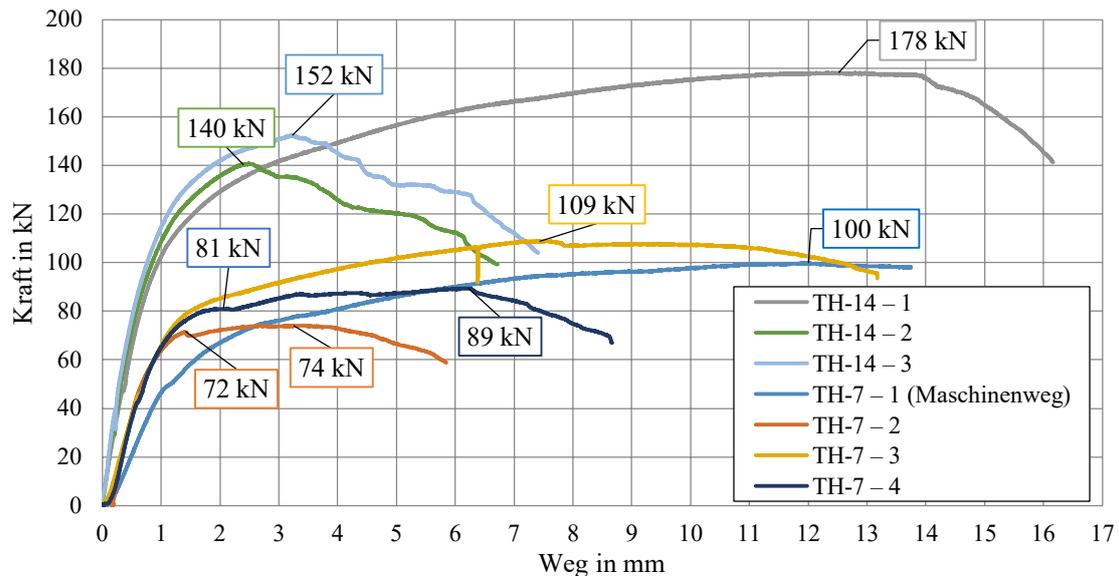


Diagramm 8-3 Kraft-Weg-Kurven Trägerhaken TH-7 und TH-14

Man kann daher zu dem Schluss kommen, dass eine ausreichende Nahtanbindung auf der Trägerhaken-Oberseite, wie es bei den Versuchskörpern TH-14 – 1, TH-7 – 1 und TH-7 – 3 der Fall war, höhere Traglasten ergibt und die restlichen Versuchskörper (TH-14 – 2, TH-14 – 3, TH-7 – 2 und TH-7 – 4) höhere Traglasten aufweisen würden. Dennoch sollten die größten Traglasten der Versuchskörper TH-14 – 1, TH-7 – 1 und TH-7 – 3 nicht zum Vergleich mit den numerischen Traglasten herangezogen werden. Einerseits, weil die Kraft-Weg-Kurven ab ca. 1-2 mm nicht-linear werden und Plastizierungen stattfinden, und andererseits, weil die Verformungen bei Erreichen der Traglast (7,5 mm bei TH-7 – 3 und 12,5 mm bei TH-14 – 1) groß sind. Für die Traglasten wird in die zwei Kategorien gemäß Tabelle 8-2 unterschieden.

Tabelle 8-2 Traglastkategorien Trägerhaken

	<b>Kategorie 1</b>	<b>Kategorie 2</b>
<b>Erklärung</b>	Vollständige Nahtanbindung an die Grundplatte	Unvollständiger Nahtanbindung in die Grundplatte: Vorzeitiges Versagen
<b>Versuchskörper</b>	TH-7 – 1 TH-7 – 3 TH-14 – 1 TH-14 – 3 <sup>1</sup>	TH-7 – 2 TH-7 – 4 TH-14 – 2
<b>Traglast zum Zeitpunkt</b>	Beginn des 2. linearen Bereichs (Diagramm 8-4)	Erstes Maximum der Kraft-Weg-Kurve (Diagramm 8-3)

<sup>1</sup> TH-14 – 3 versagt zwar vorzeitig aufgrund einer unvollständigen Nahtanbindung, jedoch erst nach Erreichen des 2. linearen Bereichs.

Die Traglasten für Kategorie 1 werden zu Beginn des 2. linearen Bereichs in Diagramm 8-4 abgelesen.

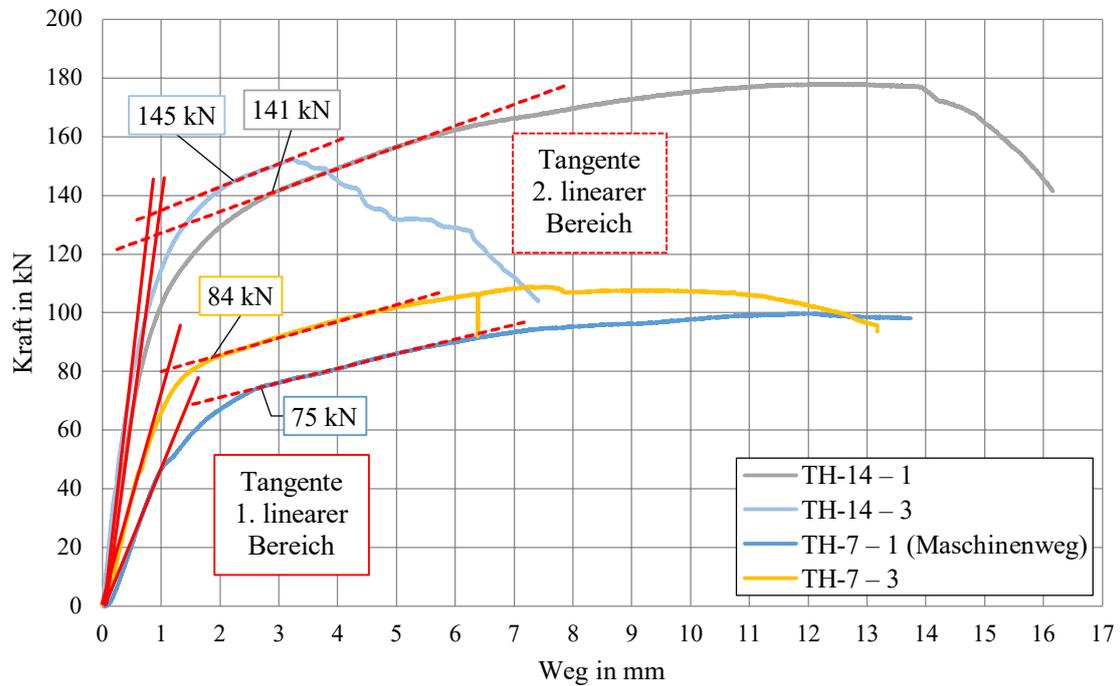


Diagramm 8-4 Traglasten Trägerhaken Kategorie 1

In der Frontansicht (Bild 8.8) ist bei beiden Versuchsreihen (TH-7 und TH-14) kurz vor Versuchsabbruch eine seitliche Verformung des Trägerhakens zu erkennen. Dies ist mit geometrischen Imperfektionen sowohl in den Trägerhaken als auch im Versuchsaufbau zu erklären.

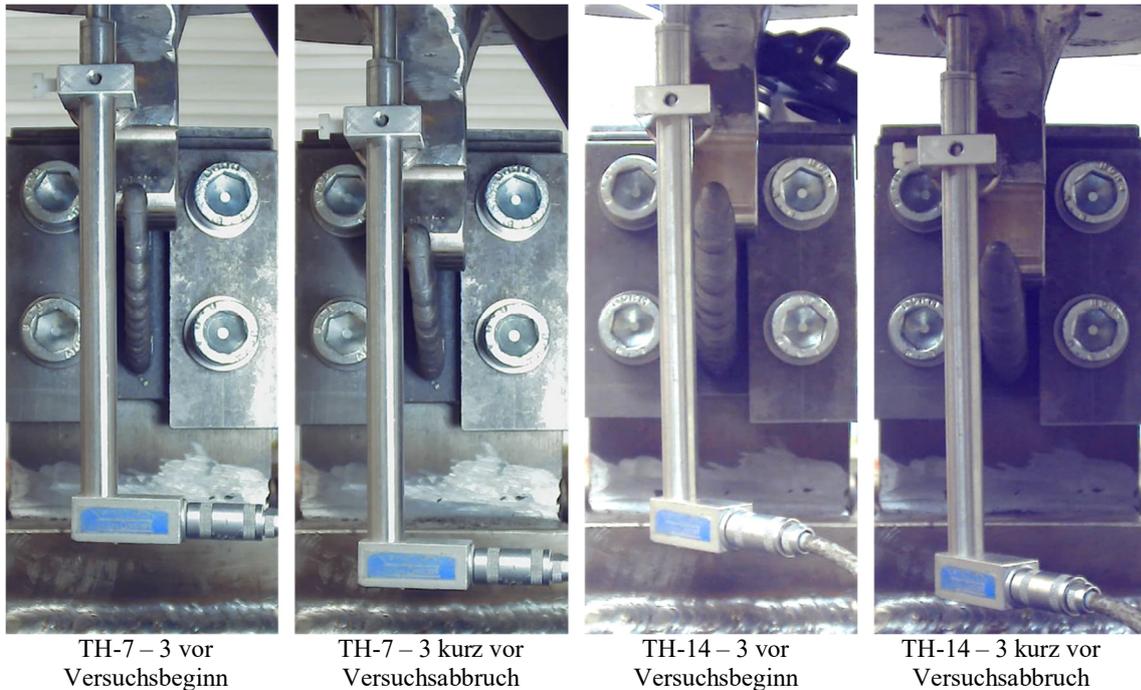


Bild 8.8 Frontansicht von zwei TH-Versuchskörper vor Versuchsbeginn und kurz vor Versuchsabbruch

Bei einigen Versuchen waren Knick- und Klickgeräusche zu hören, die in den Kraft-Weg-Kurven mit einem kurzzeitigen Absinken der Kraft einhergehen, zum Beispiel beim Versuch TH-7 – 3 bei einem Weg von ca. 6,5 mm und einer Kraft von ca. 105 kN.

#### 8.1.4 Vergleich der Traglasten

Die Traglasten aus der numerischen Berechnung ( $T_{R,ANSYS}$ ) und den Versuchen ( $T_{R,Versuch}$ ) sind in Tabelle 8-3 gegenübergestellt.

Tabelle 8-3 Gegenüberstellung der Traglasten aus ANSYS und zerstörender Prüfung

Versuchskörper	$T_{R,ANSYS}^*$		Kategorie**	$T_{R,Versuch}$	Abweichung	
	Unverschieblicher Bolzen	Verschieblicher Bolzen			Unverschieblicher Bolzen	Verschieblicher Bolzen
TH-7 - 1	73,9 kN	58,6 kN	1	75 kN	1 %	28 %
TH-7 - 2			2	72 kN	-3 %	23 %
TH-7 - 3			1	84 kN	14 %	43 %
TH-7 - 4			2	81 kN	10 %	38 %
TH-14 - 1	123,5 kN	101,0 kN	1	141 kN	14 %	40 %
TH-14 - 2			2	140 kN	13 %	39 %
TH-14 - 3			1	145 kN	17 %	44 %

\* TH-7 mit  $f_y = 39,0 \text{ kN/cm}^2$ ; TH-14 mit  $f_y = 35,5 \text{ kN/cm}^2$  (siehe Anhang D)  
 \*\* Kategorie 1 und 2 gemäß Tabelle 8-2

TH-7 – 2 ist der einzige Versuchskörper, dessen Traglast die numerische Traglast unterschreitet. Die Traglasten der restlichen Versuchskörper sind 10 % bis 17 % höher als numerisch ermittelt. Dies ist damit zu erklären, dass für die numerischen Berechnung die kleinste Streckgrenze der Zugproben (siehe Anhang D) und die kleinste gemessene Dicke (siehe Tabelle 8-1) angesetzt wurde. Wie beim Vergleich der Randbedingungen erläutert, wirkt sich das tatsächliche Verhalten des Bolzenstempels (horizontal verschieblich und poltreu an der Einspannung in der Versuchsmaschine) Traglastmindernd aus. Die numerische Traglast muss bei Berücksichtigung dieses Effekts kleiner ausfallen und im Bereich zwischen den Grenzbetrachtungen „Unverschieblicher Bolzen“ und „Verschieblicher Bolzen“ liegen. Deshalb kann gesagt werden, dass die in den Versuchen erreichten Traglasten positiv zu bewerten sind.

#### 8.1.5 Vergleich der effektiven Traglasten

Die effektiven Traglasten der numerischen Berechnung ( $T_{R,effANSYS}$ ) und der Versuche ( $T_{R,eff,Versuch}$ ) sind in Tabelle 8-4 gegenübergestellt.

Tabelle 8-4 Gegenüberstellung der effektiven Traglasten aus ANSYS und zerstörender Prüfung

Versuchskörper	$T_{R,eff,ANSYS}$		Kategorie	$T_{R,eff,Versuch}$	Abweichung	
	Unverschieblicher Bolzen	Verschieblicher Bolzen			Unverschieblicher Bolzen	Verschieblicher Bolzen
TH-7 - 1	615 kN/kg	488 kN/kg	1	-	-	-
TH-7 - 2			2	559 kN/kg	-9 %	15 %
TH-7 - 3			1	680 kN/kg	11 %	39 %
TH-7 - 4			2	644 kN/kg	5 %	32 %
TH-14 - 1	559 kN/kg	457 kN/kg	1	636 kN/kg	14 %	39 %
TH-14 - 2			2	598 kN/kg	7 %	31 %
TH-14 - 3			1	594 kN/kg	6 %	30 %

Vergleicht man die effektiven Traglasten aus den Versuchen mit den Berechnungen aus ANSYS mit unverschieblichem Bolzenstempel, unterschreitet die von Versuchskörper TH-7 – 2 die numerische effektive Traglast (wie bereits bei den Traglasten in Tabelle 8-3). Die restlichen effektiven Traglasten sind 5 % bis 14 % größer als in ANSYS berechnet. Das größere Gewicht der Versuchskörper im Vergleich zum numerischen Gewicht wirkt sich somit nicht negativ aus.

## 8.2 Teilsteife

### 8.2.1 Vergleich der Geometrie

Die I-Träger (HEA 140), in welche die Teilsteifen der Versuchsreihe 2 gefertigt wurden, wurden vor und nach der Fertigung gewogen, sodass das Gewicht der Teilsteife genau bestimmt werden kann.<sup>1</sup> Die Dicke der Steifen wurden mit einer Bügelmessschraube an sechs verschiedenen Stellen gemessen und der Mittelwert gebildet. Zusätzlich wurden an jedem Versuchskörper die kleinste und die größte Dicke gemessen. Die gefertigten Geometrien sind in Tabelle 8-5 den numerischen Geometrien gegenübergestellt.

Tabelle 8-5 Teilsteifen: Gegenüberstellung der numerischen und der additiv gefertigten Geometrien

Numerische Geometrie							Additiv gefertigte Geometrie					Abweichung
$h_R$	$b_R$	$h_R/b_R$	$r_R$	$r_R/b_R$	$G_{num}$ in kg	$t_{num}$ in mm	Versuchskörper	$G_{AF}$ in kg	$t_{mittelw}$ in mm	$t_{min}$ in mm	$t_{max}$ in mm	$\Delta\%G$
86	67,25	1,279	260	3,866	0,1830	7,1	1	0,1946	7,7	7,1	8,5	6 %
							2	0,1956	7,8	7,3	8,5	6 %
							3	0,2053	7,8	7,2	8,6	11 %
75		1,115	700	10,41	0,1456		4	0,1627	8,0	7,3	8,6	11 %
							5	0,1676	8,1	7,2	8,8	13 %
							6	0,1581	7,9	7,3	8,5	8 %
65		0,967	700	10,41	0,1255		7	0,1369	7,9	7,2	8,6	8 %
							8	0,1386	8,1	7,6	8,6	9 %
							9	0,1390	8,1	7,3	8,8	10 %

<sup>1</sup> Die Geometrie der vier Versuchskörper der Versuchsreihe 3 entspricht dem Typ 1 der Versuchsreihe 2

Die Dicke der gefertigten Steifen variiert von 7,1 bis 8,8 mm. Für die numerische Dicke  $t_{\text{num}}$  wurde die kleinste gemessene Dicke aller Versuchskörper (7,1 mm) gewählt, sodass die additiv gefertigte Geometrie die numerische Geometrie in Dickenrichtung umhüllt. Die Gewichte der additiv gefertigten Struktur übersteigen die numerischen Gewichte um 6 % bis 13 %.

### 8.2.2 Vergleich der Randbedingungen

Die Randbedingungen der numerischen Traglastanalyse aus Kapitel 5 und der zerstörenden Versuche aus Kapitel 7 (Versuchsreihe 3) unterscheiden sich und sind in Bild 8.9 gegenübergestellt.<sup>1</sup>

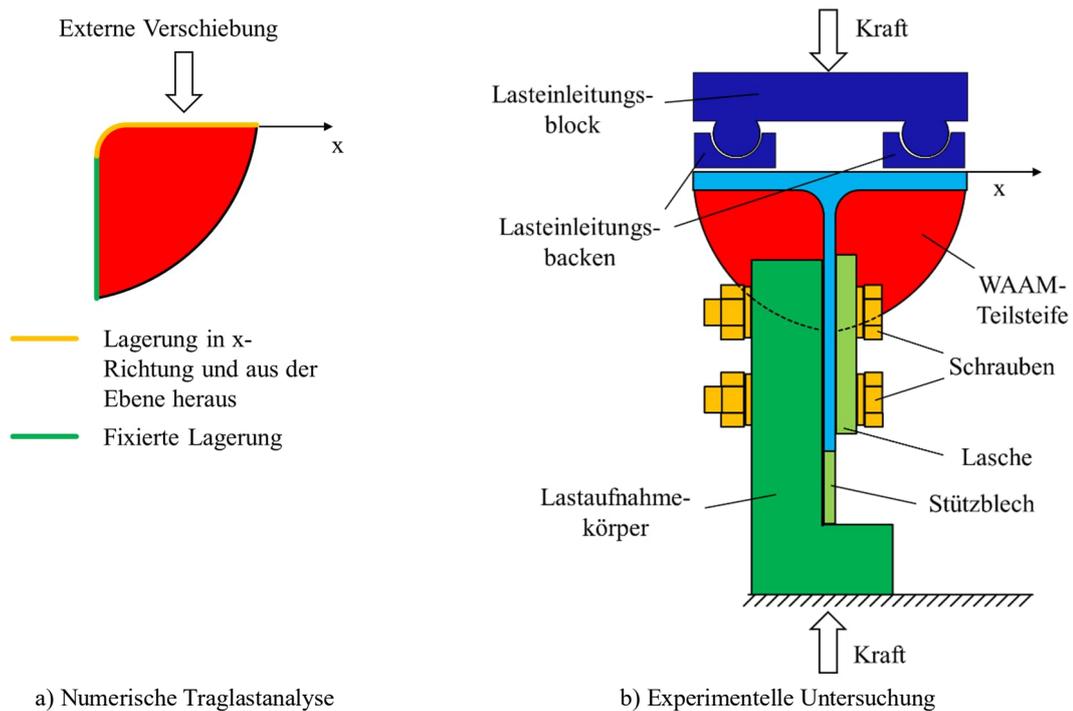


Bild 8.9 Gegenüberstellung der Randbedingungen Versuchsreihe 3

Da sowohl der Versuchsaufbau als auch der Versuchskörper symmetrisch sind, wird die Lagerung der Steifen-Oberseite in x-Richtung im Vergleich zur Versuchsreihe 2 gewährleistet. Die entstehenden Kräfte in x-Richtung können sich kurzschließen. Durch die nahezu unbehinderte Rotation der Lasteinleitungsbacken entsteht zudem eine gleichmäßigere Lasteinleitung und die Lastkonzentration der Versuchsreihe 2 wird verhindert. Im Versuch erhöht der Biege widerstand des HEA 140 Flanschs die Traglast im Vergleich zur numerischen Traglastanalyse.

### 8.2.3 Beobachtungen während des Versuchs sowie Ergebnisse und deren Interpretation

Bei den Kraft-Weg-Kurven (Diagramm 8-5) fällt bei den Teilsteifen ab einem Weg von ca. 3 mm die Steifigkeit ab. Es kann davon ausgegangen werden, dass zu diesem Zeitpunkt die ersten Plastizierungen auftreten, wobei die Stellen der Plastizierungen anhand der aufgenommenen Daten zunächst nicht bestimmt werden können. Alle Versuchskörper sind duktil. Bei einem Weg von ca. 12-13 mm gehen die Kraft-Weg-Kurven in einen zweiten linearen Bereich über.

<sup>1</sup> Auswertung zur Versuchsreihe 2 siehe Anhang E

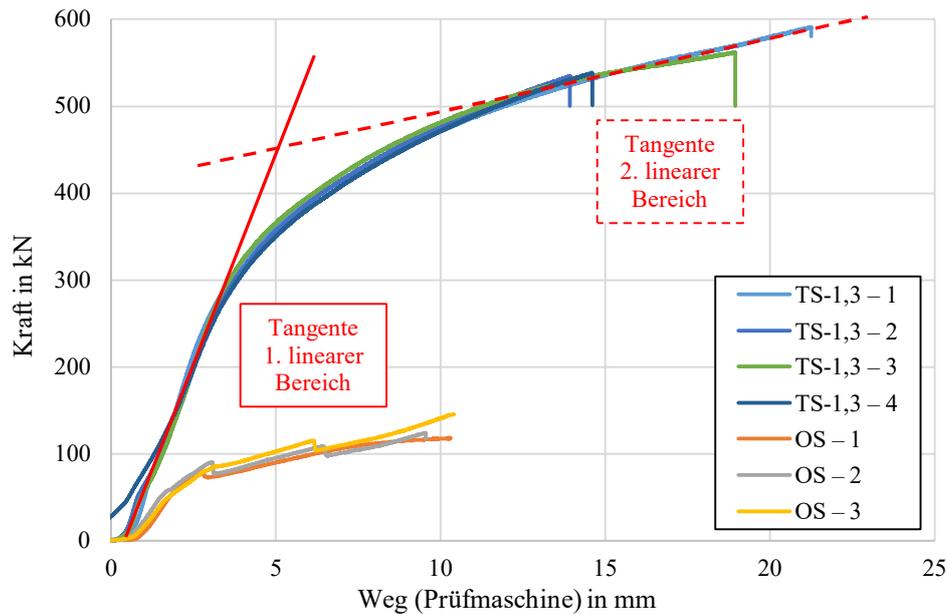


Diagramm 8-5 Kraft-Weg-Kurven Teilsteiße, Versuchsreihe 3

Folgende Beobachtungen konnten bei den Versuchen mit den Teilsteißen gemacht werden:

- Bis zu einem Weg von ca. 2,5 mm verschieben sich die Laschen vertikal
- Bis zu einem Weg von ca. 6 mm verschieben sich die Schrauben auf der Laschenseite vertikal
- Der Steg des HEA 140 verschiebt sich während des ganzen Versuchs vertikal
- Der Lastaufnahmekörper verformt sich während des ganzen Versuchs unmerklich

Die vorgenannten Beobachtungen lassen darauf schließen, dass sich die vorgespannten Schrauben zu Versuchsbeginn noch nicht vollständig gesetzt haben und die Kraftübertragung vom Steg in den Lastaufnahmekörper zunächst über Reibung geschieht. Dass der Steg über die vollständige Versuchsdauer eine Verschiebung erfährt, lässt ein Lochleibungsversagen bzw. ein Normalspannungsversagen des Stegs vermuten,<sup>1</sup> was durch ein Foto des Versuchskörpers nach dem Versuch bestätigt wird, siehe Bild 8.10.



Bild 8.10 Versuchskörper TS-3,1 – 1 nach dem Versuch

<sup>1</sup> Elastische Traglast des Stegs:  $F_{Rd,Steg} = t_w \cdot l_w \cdot f_y = 0,55 \text{ cm} \cdot 10 \text{ cm} \cdot 35,5 \text{ kN/cm}^2 = 195 \text{ kN}$

Die Teilsteife verformt sich ähnlich zur Knickfigur eines Eulerfalls IV. Nach dem Versuch ist das seitliche Beulen gut zu erkennen (Bild 8.10) und es kann eine über die elastische Tragfähigkeit hinausgehende Belastung der Teilsteife festgestellt werden.

In Bild 8.11 und Bild 8.12 sind Fotos vom Versuch zu sehen. Durch den aufgebracht Weg von 21 mm (Versuchskörper TS-1,3 – 1 in Bild 8.12) ist eine starke Deformation erkennbar, z. B. ein Beulen/Knicken des I-Träger-Stegs. Der Versuchskörper ist zu diesem Zeitpunkt tragfähig, jedoch nicht mehr gebrauchstauglich. Alle weggesteuerten Versuche wurden vor dem Abfallen der Kraft abgebrochen.

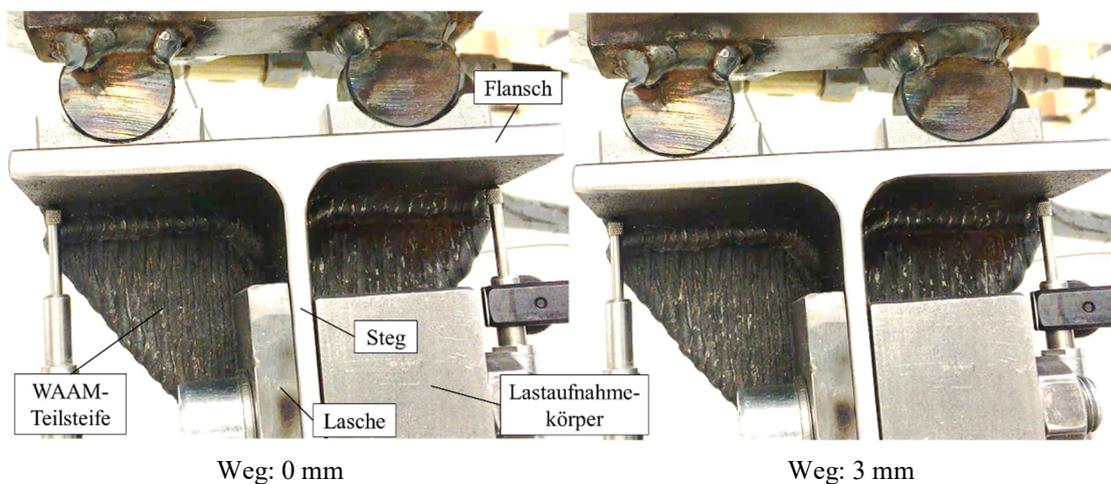


Bild 8.11 Versuchskörper TS-1,3 – 1 vor Versuchsbeginn



Bild 8.12 Versuchskörper TS-1,3 – 1 bei Versuchsabbruch (Weg = 21,3 mm, Kraft 590 kN)

In Bild 8.13 bis Bild 8.15 sind vier unterschiedliche Zeitpunkte (Wege 0/3/12,5/21,3 mm) während des Versuchs TS-1,3 – 1 in Seiten- und Frontansicht dargestellt. Bis zu einem Weg von 3 mm (Linearitätsgrenze) sind keine wesentlichen Verformungen erkennbar. Ab 3 mm starten die Biegeverformungen der Flansche. Bei einem Weg von 12,5 mm (Übergang zum zweiten linearen Bereich) sind die Flanschbiegung und auch ein leichtes Ausknicken des Stegs in der Seitenansicht erkennbar (Bild 8.14).



Weg: 0 mm

Weg: 3 mm

Bild 8.13 Versuch TS-1,3 – 1 Seitenansicht Teil 1

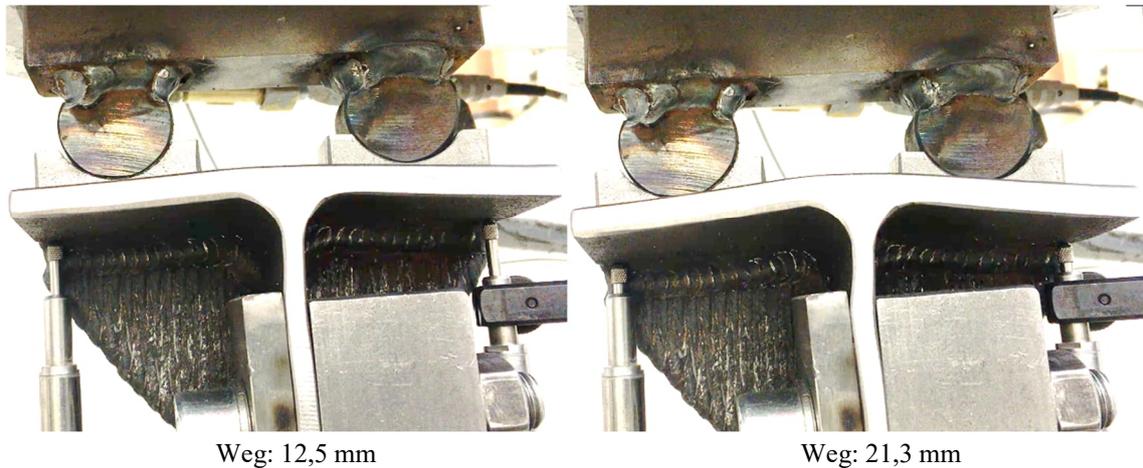


Bild 8.14 Versuch TS-1,3 – 1 Seitenansicht Teil 2

In der Frontansicht (Bild 8.15) wird die Unebenheit des Flansches sichtbar, wobei die Teilsteife geringe seitliche Verformungen aufweist.

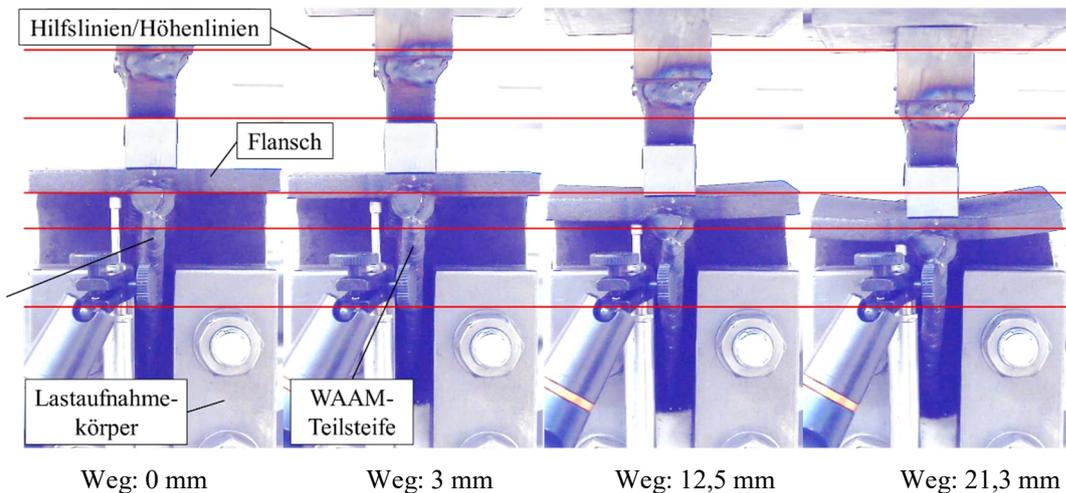


Bild 8.15 Versuch TS-1,3 – 1 Frontansicht

Da der Flansch bei einem Weg von 3 mm noch eben ist, kann davon ausgegangen werden, dass die Reserven aus der Flanschbiegung zu diesem Zeitpunkt nicht merklich aktiviert wurden. Deshalb wird die Last bei einem Weg von 3 mm bzw. ab dem Ende des 1. Linearitätsbereichs als elastische Traglast für die Teilsteife identifiziert. Bei den Versuchen ohne Steifen sind zum gleichen Zeitpunkt (Weg = 3 mm) deutliche Biegeverformungen der Flansche zu erkennen (Bild 8.16 unten).

Folgende Beobachtungen konnten bei den Versuchen ohne Teilsteifen gemacht werden:

- Der Lastaufnahmekörper verformt sich während des ganzen Versuchs unmerklich
- In allen drei Versuchen tritt ein kurzzeitiges Absinken bzw. ein Abfallen der Kraft bei Wegen von ca. 2,5-3 mm und ca. 6 mm auf. Zu diesen Zeitpunkten beginnt ein Rutschen der Lasteinleitungsbacken.
- Die Laschen, Schrauben und der Steg verformen sich bis zu Wegen von ca. 2,5-3 mm vertikal

Der letztgenannte Punkt zeigt, dass der Steg nicht versagt.

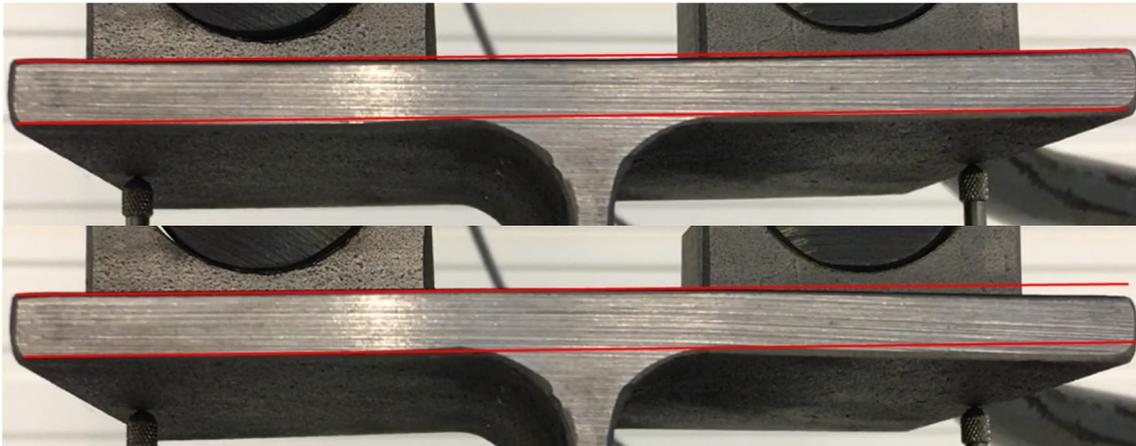


Bild 8.16 Flansch des Versuchskörpers OS-3 bei 0 mm (oben) und 3 mm (unten)

#### 8.2.4 Vergleich der Traglasten

In Tabelle 8-6 sind die Traglasten aus der numerischen Traglastanalyse ( $T_{R,ANSYS}$ ), den Versuchen ( $T_{Ry,1}$ ) und dem Ingenieurmodell ( $T_{R,Ingenieurmodell}$ ) gegenübergestellt. Die Traglast des Ingenieurmodells wurde nach Kindmann/Stracke [2012] ermittelt (siehe auch Bild 5.31).

Tabelle 8-6 Gegenüberstellung der Traglasten aus ANSYS, zerstörender Prüfung (Versuchsreihe 3) und dem Ingenieurmodell

Versuchskörper	$T_{R,ANSYS}$ mit $f_y = 37 \text{ kN/cm}^2$	$T_{Ry,1}$ bei 3 mm	$\Delta\%$ $[(T_{Ry,1}/T_{R,ANSYS}) - 1] \cdot 100$	$T_{R,Ingenieurmodell}$ nach Bild 5.31 mit $f_y = 37 \text{ kN/cm}^2$
TS-1,3 – 1	109,23*2 =218,46 kN	259 kN	19 %	145,24*2 = 290,48 kN
TS-1,3 – 2		245 kN	12 %	
TS-1,3 – 3		253 kN	16 %	
TS-1,3 – 4		258 kN	18 %	

Die Traglasten aus dem Versuch ( $T_{Ry,1}$ ) sind größer als die numerische Traglast ( $T_{R,ANSYS}$ ). Die kleinste experimentelle Traglast (245 kN) liegt 12 % über der numerischen Traglast von 218 kN. Dies ist wie folgt zu erklären:

- Für die Berechnung der numerischen Traglast wurde die kleinste an den Versuchskörpern gemessene Dicke (7,1 mm) verwendet. Die gefertigte Struktur ist jedoch größtenteils dicker.
- Die numerische Traglast wurde mit der kleinsten Streckgrenze aus den Zugversuchen (siehe Anhang F) von  $f_y = 37,0 \text{ kN/cm}^2$  berechnet.

Die geometrischen und strukturellen Imperfektionen, die bei den Teilsteifen mit hoher Wahrscheinlichkeit einen traglastmindernden Einfluss haben, wurden in der numerischen Berechnung nicht berücksichtigt.

Das Ingenieurmodell liefert eine deutlich höhere Traglast als die numerischen und experimentellen Untersuchungen, sodass gilt:

$$T_{R,Ingenieurmodell} > T_{Ry,1} > T_{R,ANSYS}$$

### 8.2.5 Vergleich der effektiven Traglasten

Die effektiven Traglasten aus der Analyse mit ANSYS, den Versuchen (Versuchsreihe 3) und dem Ingenieurmodell sind in Tabelle 8-7 gegenübergestellt.

Tabelle 8-7 Gegenüberstellung der eff. Traglasten aus ANSYS, zerstörender Prüfung und dem Ing.-Modell

Versuchskörper	Numerische Untersuchung ( $G = 2 \cdot 0,183 = 0,366 \text{ kg}$ ) $T_{R,eff,ANSYS}$	Experimentelle Untersuchung ( $G = 2 \cdot 0,1985 = 0,397 \text{ kg}$ ) $T_{Ry,eff,1}$	$\Delta\%$ $[(T_{Ry,eff,1}/T_{R,eff,ANSYS}) - 1] \cdot 100$	Ingenieurmodell ( $G = 2 \cdot 0,3183 = 0,63666 \text{ kg}$ ) $T_{R,eff,Ingenieurmodell}$
TS-1,3 – 1	597 kN/kg	652 kN/kg	9 %	456 kN/kg
TS-1,3 – 2		617 kN/kg	3 %	
TS-1,3 – 3		637 kN/kg	7 %	
TS-1,3 – 4		650 kN/kg	9 %	

Trotz des höheren Gewichts der Versuchskörper ist die effektive Traglast aus den Versuchen 3 % bis 9 % größer als die Traglast aus der numerischen Untersuchung. Der Mittelwert der effektiven Traglast aus den vier Versuchen (639 kN/kg) übersteigt die effektive Traglast des Ingenieurmodells um 40 %; die effektive Traglast aus ANSYS ist 31 % größer. Hinsichtlich der Materialausnutzung ist die topologieoptimierte Teilsteife somit erwartungsgemäß im Vorteil gegenüber einer herkömmlichen Teilsteife.

## 8.3 Spannelemente

Beim Optimierungsprozesses in Kapitel 5.4 wurde als optimale Geometrie ein Rohrstück ausgewählt, das entsprechend dem Diagonalwinkel  $\alpha_D$  auf den I-Träger-Steg gefertigt wird. Die Kraft der Zugdiagonale kann über eine Mutter und eine Unterlegscheibe gleichmäßig in das Rohrstück eingeleitet werden. Biegung entsteht im Rohrstück planmäßig nicht. Die Roboterprogrammierung kann parametrisch erfolgen.

### 8.3.1 Vergleich der Geometrie

In den Versuchen wurden für alle Diagonaldurchmesser ( $\emptyset 12$ ,  $\emptyset 16$  und  $\emptyset 24$ ) die gleichen Fertigungsparameter verwendet, sodass die Wandungsdicken (= Schweißnahtbreiten) konstant sind. Die kleinste gemessene Wandungsdicke beträgt  $t_{min} = 3,5 \text{ mm}$ . Die Oberfläche bzw. Auflagerfläche für die Unterlegscheibe und die Mutter ist die letzte Kreisschweißung und entsprechend nicht eben.

### 8.3.2 Vergleich der Randbedingungen

Die Tragfähigkeit aus den Versuchen wird von mehreren Faktoren beeinflusst:

- Tragfähigkeit der Mutter und Unterlegscheibe
  - Quetschung von Mutter und/oder Unterlegscheibe
  - Durch die Quetschung können Mutter und/oder Unterlegscheibe in das Spannelement gezogen werden. Dies sorgt für eine Spreizung des Rohrquerschnitts.
- Tragfähigkeit der Grundplatte
  - Biegeversagen
  - Abscherversagen
- Tragfähigkeit der Schraube
  - Gewindeabstreifen

Durch die vorgenannten Einflüsse kann es sein, dass einerseits die Tragfähigkeit des Spannelements nicht erreicht wird. Andererseits kann die Tragfähigkeit des Spannelements durch diese Einflüsse reduziert werden, zum Beispiel durch die Spreizung aufgrund der gequetschten Mutter (siehe Diagramm 8-6, Versuchskörper „53° Ø12 mm“).

### 8.3.3 Beobachtungen während des Versuchs sowie Ergebnisse und deren Interpretation

#### Versuchsreihe 2

In der Versuchsreihe 2 wurden Spannelemente für Diagonalen mit den Durchmessern 12 mm und 16 mm untersucht. Dabei wurde der Einfluss von zwei Randbedingungen überprüft:

- Kleinere Durchmesser:  $\Delta$ -0,5 mm und  $\Delta$ -1,0 mm
- Oberfläche gefräst (bei M12,  $\alpha_D = 53^\circ$  mit größerer Unterlegscheiben-Festigkeit)

In Diagramm 8-6 sind die Kraft-Weg-Kurven für die Versuchskörper mit einem Diagonalwinkel von  $53^\circ$  und einem Diagonaldurchmesser von 12 mm dargestellt. Es wurde zusätzlich zum Versuchskörper mit gefräster Oberfläche und zu den Versuchskörpern mit kleinerem Durchmesser (11,5 mm) ein Versuchskörper mit Fertigungsfehler getestet.

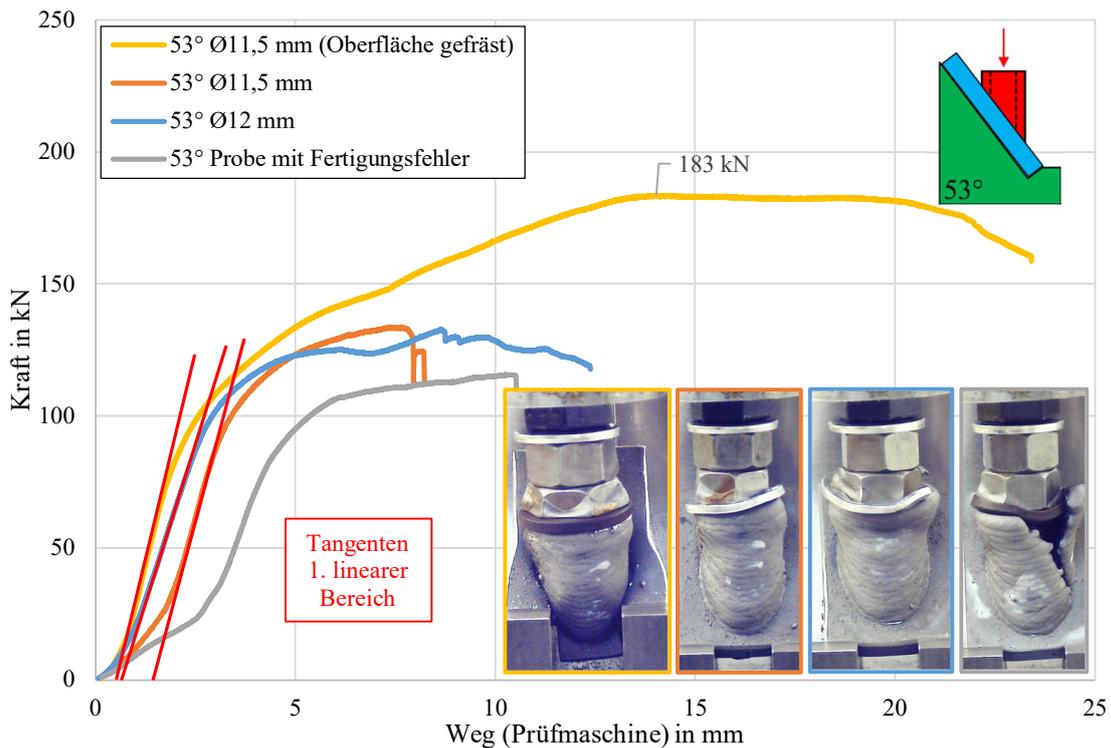


Diagramm 8-6 Kraft-Weg-Kurven, Versuchsreihe 2, M12,  $\alpha_D = 53^\circ$ , Fotos kurz vor Versuchsabbruch

Die Fotos in Diagramm 8-6 zeigen die Versuchskörper kurz vor Versuchsabbruch. Die Mutter zur Lasteinleitung weist eine starke Verformung bzw. Quetschung auf. Im oberen Bereich der Spannelemente, wo die Unterlegscheibe aufsitzt, wird der Rohrquerschnitt gespreizt. Beim Versuchskörper mit Fertigungsfehler ist dies besonders ausgeprägt. Alle Kraft-Weg-Kurven haben nach einer anfänglichen Steigung einen annähernd linearen Verlauf (1. linearer Bereich), siehe rote Geraden in Diagramm 8-6. Das Ende des linearen Bereichs geht mit dem Beginn der Quetschung bzw. dem Eindringen der Mutter einher, sodass zu diesem Zeitpunkt die Traglast der Spannelemente vermutlich

noch nicht erreicht wurde. Bei dem Versuchskörper mit gefräster Oberfläche (gelbe Kurve in Diagramm 8-6) wird die größte Traglast erzielt, was an der Verwendung einer Unterlegscheibe mit größerer Festigkeit liegt. Als letzter Versagensmechanismus bei diesem Versuchskörper tritt ein Abscheren der Grundplatte an den Unterlegprismen auf, was Bild 8.17 verdeutlicht.

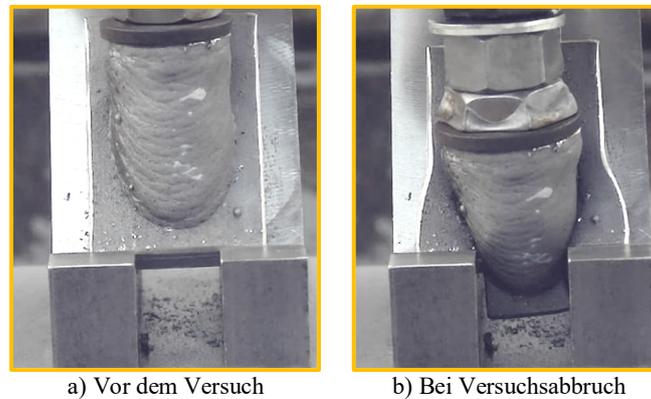


Bild 8.17 Versuchskörper „53° Ø11,5 mit gefräster Oberfläche“ zu zwei Zeitpunkten

Bei Diagonalwinkeln von 30° tritt kein Abscherversagen der Grundplatte auf, siehe Fotos in Diagramm 8-7. Dies liegt an der geringeren Horizontalkomponente der Auflagerlast, mit der die Grundplatte gegen die Backen der Unterlegprismen drückt.

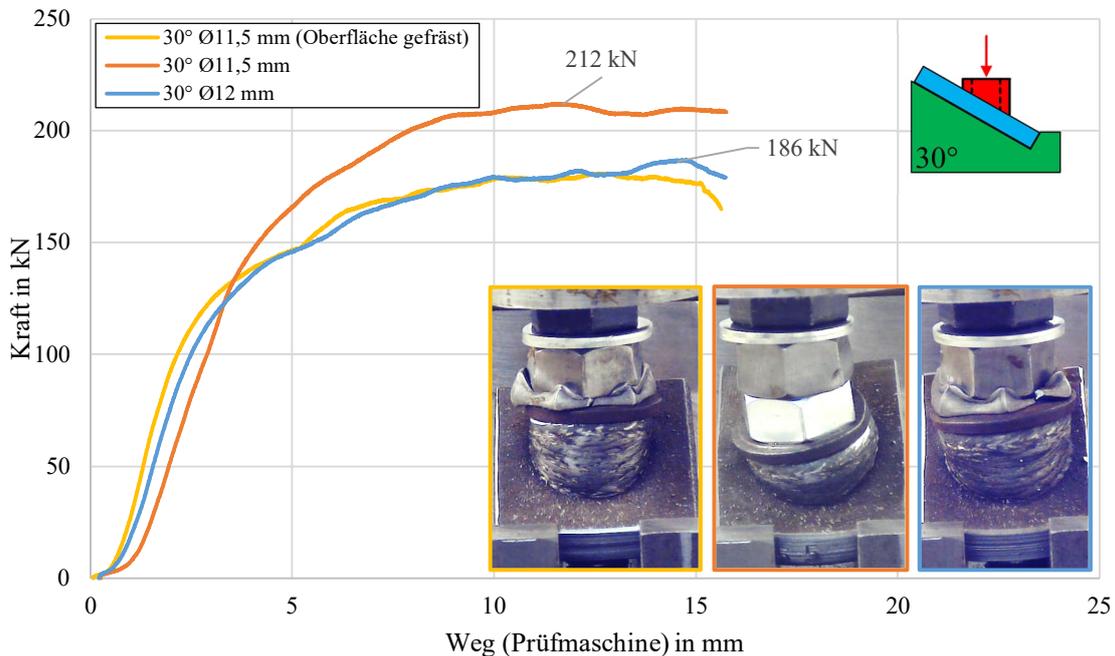


Diagramm 8-7 Kraft-Weg-Kurven, Versuchsreihe 2, M12,  $\alpha_D = 30^\circ$ , Fotos kurz vor Versuchsabbruch

Beim Versuchskörper „30° Ø11,5 mm“ ist die Traglast größer als bei den anderen beiden Versuchskörpern, was an der höheren Festigkeit der verwendeten Mutter liegt. Um die Ergebnisse vergleichbarer zu machen und ein Versagen von Mutter und Unterlegscheibe zu verhindern, wurden bei den Versuchen mit Diagonaldurchmessern von 16 mm einheitlich Muttern und Unterlegscheiben mit höherer Festigkeit verwendet. Diagramm 8-8 zeigt die Kraft-Weg-Kurven der Versuche mit Spannelementen für Diagonalen mit Ø16 mm und einem Winkel von 53°.

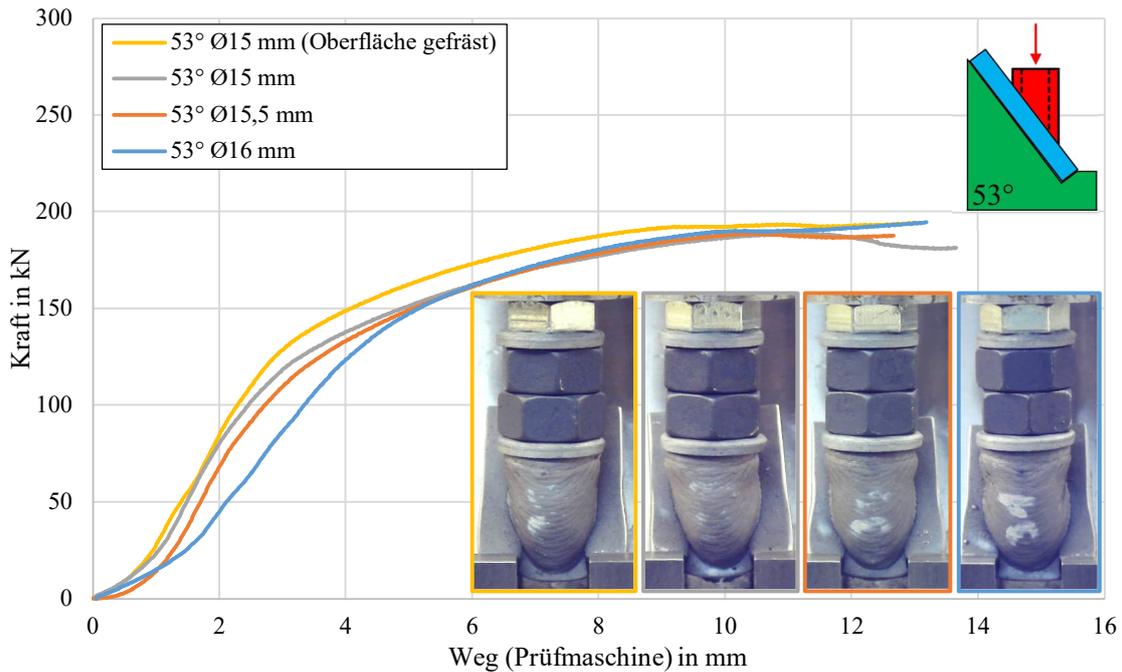


Diagramm 8-8 Kraft-Weg-Kurven, Versuchsreihe 2, M16,  $\alpha_D = 53^\circ$ , Fotos kurz vor Versuchsabbruch

Die Kraft-Weg-Kurven haben qualitativ und quantitativ einen ähnlichen Verlauf, wobei der Versuchskörper mit gefräster Oberfläche die größte Steifigkeit besitzt. Bei allen vier Versuchskörpern tritt ein Abscherversagen der Grundplatte auf und es sind zusätzlich Biegeverformungen der Grundplatte zu erkennen. Die Spannelemente werden zwischen die Unterlegprismen gedrückt.

Diagramm 8-9 und Diagramm 8-10 zeigen die Kraft-Weg-Kurven der Versuche mit Diagonalwinkeln von  $45^\circ$  und  $30^\circ$ .

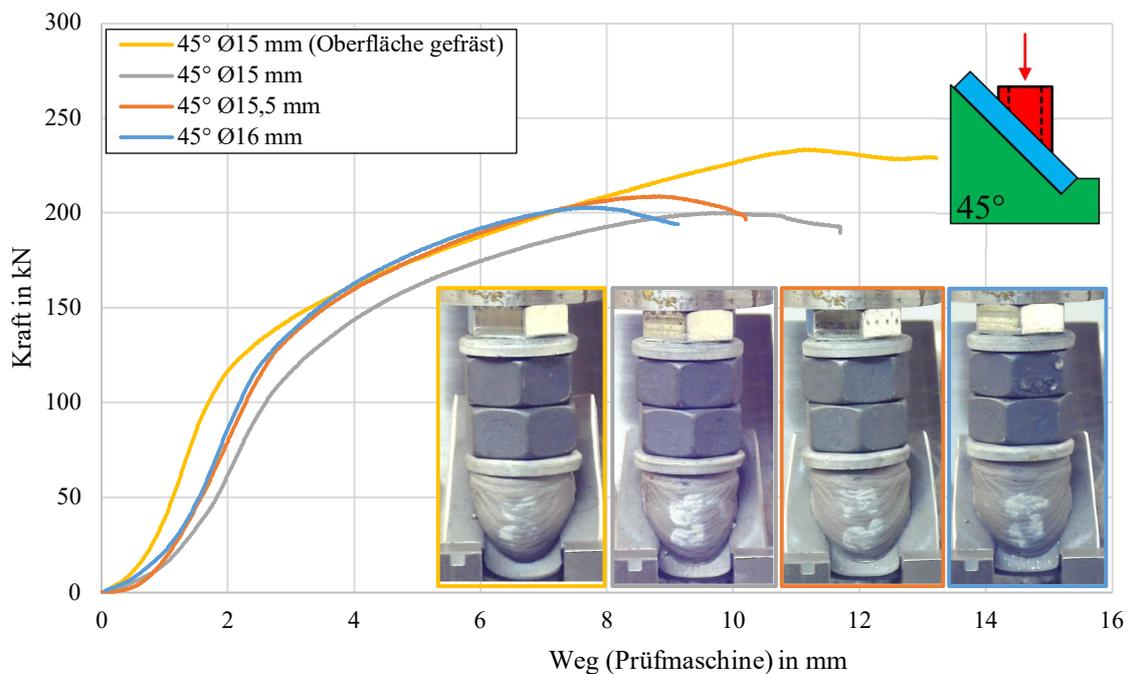


Diagramm 8-9 Kraft-Weg-Kurven, Versuchsreihe 2, M16,  $\alpha_D = 45^\circ$ , Fotos kurz vor Versuchsabbruch

In beiden Diagrammen liegen die Kraft-Weg-Kurven qualitativ und quantitativ auf ähnlichem Niveau. Bei den Versuchskörpern im 45°-Winkel (Diagramm 8-9) schert, wie bereits bei den 53°-Versuchskörpern, die Grundplatte ab und weist Biegeverformungen auf. Die Versuchskörper im 30° Winkel (Diagramm 8-10) zeigen zwar Biege- und Schubverformungen, es tritt jedoch kein Abscheren der Grundplatte auf.

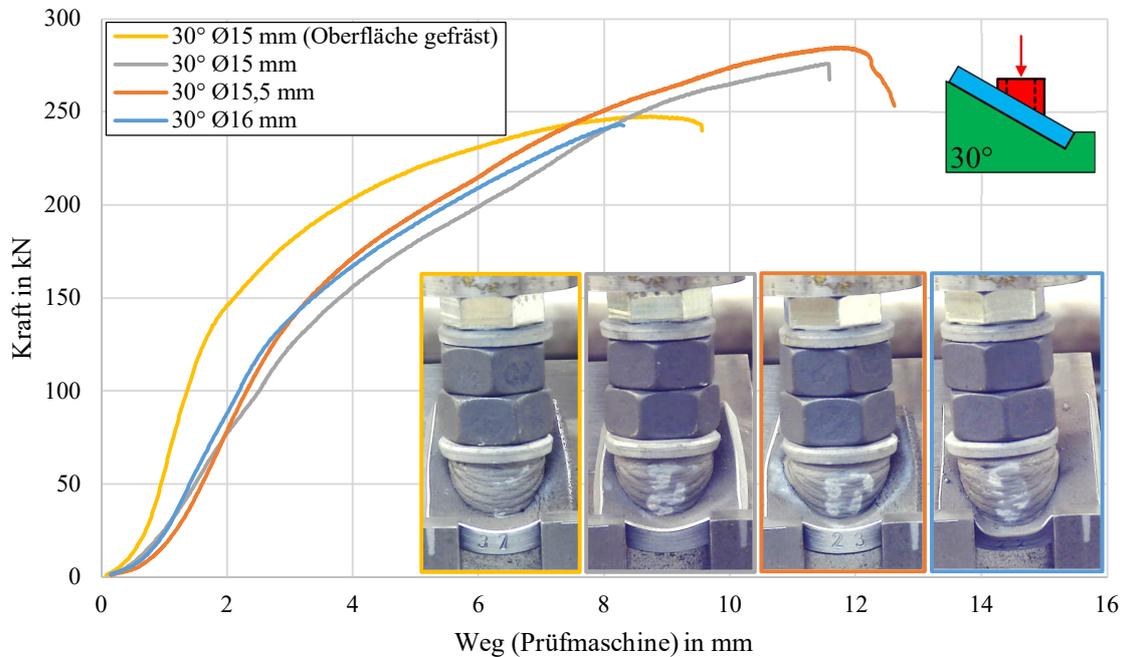


Diagramm 8-10 Kraft-Weg-Kurven, Versuchsreihe 2, M16,  $\alpha_D = 30^\circ$ , Fotos kurz vor Versuchsabbruch

### Versuchsreihe 3

In dieser Versuchsreihe wurden additive gefertigte Spannelemente für einen Diagonaldurchmesser von 24 mm und einem Diagonalwinkel von  $\alpha_D = 45^\circ$  untersucht.

Diagramm 8-11 zeigt die Kraft-Weg-Kurven der vier Versuchskörper sowie Fotos kurz vor Versuchsabbruch. Obwohl die Traglasten und die Kraft-Weg-Kurven ähnlich sind, zeigen die Fotos unterschiedliche Verformungszustände. Bei Versuchskörper „45° Ø24 – 1“ versagte die Befestigung des rechten Unterlegprisma an der Grundplatte, sodass dieses seitlich auswich. Trotzdem hat dieser Versuchskörper die größte Traglast. Die Fotos der Versuchskörper „45° Ø24 – 2“ und „45° Ø24 – 3“ zeigen ein seitliches Ausweichen und ein Abstützen des Spannelements auf das rechte Unterlegprisma. Versuchskörper „45° Ø24 – 4“ weist eine vergleichsweise zentrische Stauchung auf.

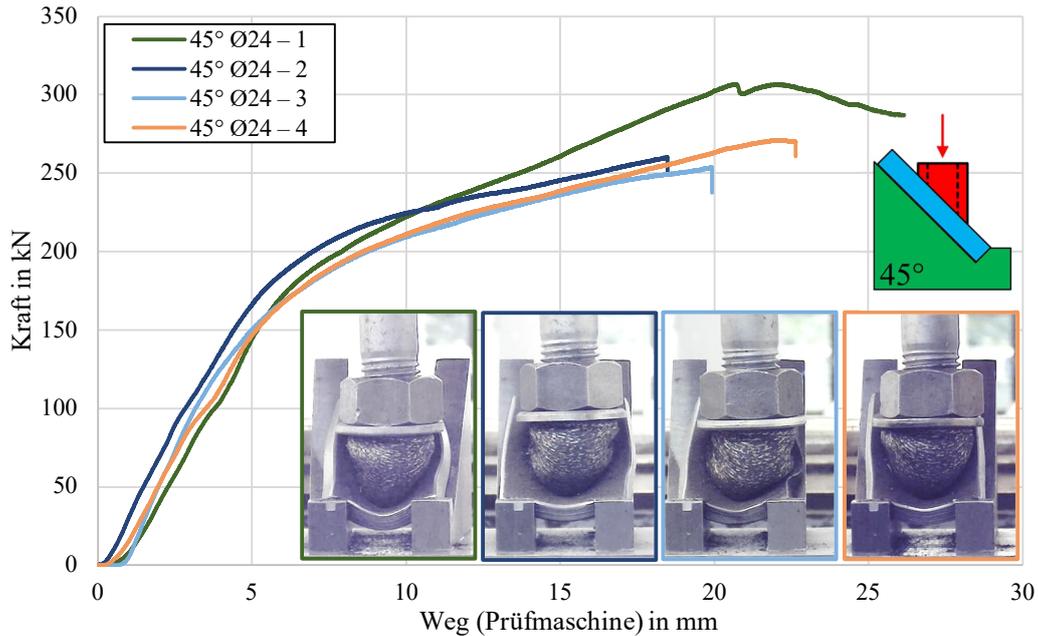


Diagramm 8-11 Kraft-Weg-Kurven, Versuchsreihe 3, M24,  $\alpha_D = 45^\circ$ , Fotos kurz vor Versuchsabbruch

Der Versuchskörper „45° Ø24 – 1“ wird näher betrachtet. Diagramm 8-12 zeigt die Kraft-Weg-Kurve, die zwei annähernd lineare Bereiche besitzt. Es sind vier Zeitpunkte ( $t_1$  bis  $t_4$ ) markiert, deren Fotos in Bild 8.18 zu sehen sind. Am Ende des 1. linearen Bereichs (Zeitpunkt  $t_2$ ) ist eine leichte Krümmung der Wandung des Spannelements zu erkennen (Bild 8.18b). Zu Beginn des 2. linearen Bereichs (Zeitpunkt  $t_3$ ) ist die Krümmung ausgeprägter (Bild 8.18c). Zusätzlich ist auf der Oberseite eine Biegung der Grundplatte erkennbar.

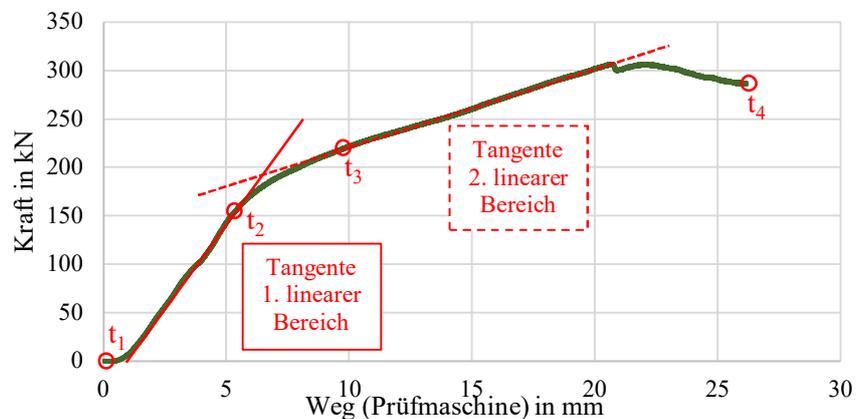
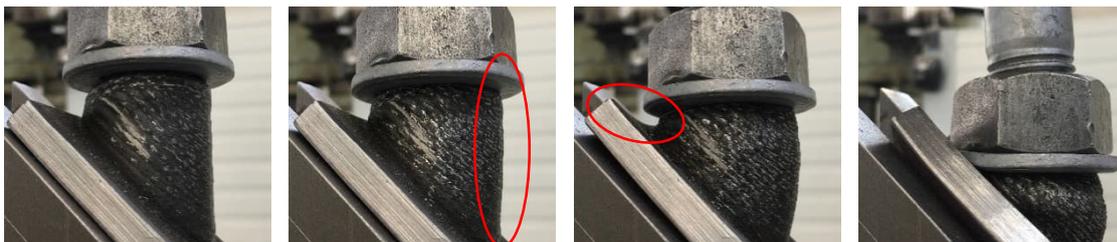


Diagramm 8-12 Kraft-Weg-Kurven, Versuchsreihe 3, M24,  $\alpha_D = 45^\circ$ , Versuchskörper „45° Ø24 – 1“



a)  $t_1$ : vor Versuchsbeginn    b)  $t_2$ : Weg ca. 5,5 mm, Kraft ca. 158 kN    c)  $t_3$ : Weg ca. 9,9 mm, Kraft ca. 220 kN    d)  $t_4$ : kurz vor Versuchsabbruch

Bild 8.18 Fotos von Versuchskörper „45° Ø24 – 1“ zu verschiedenen Zeitpunkten

Alle Spannelemente zeigten bei den Tragfähigkeitsversuchen ein duktileres Verhalten.

### 8.3.4 Vergleich der Traglasten

Zunächst wird die theoretische Traglast  $T_{R,theoretisch}$  anhand der Streckgrenze und dem effektiven Querschnitt der Spannelemente berechnet.

$$T_{R,theoretisch} = f_y \cdot A_{eff}$$

mit  $f_y$ : Streckgrenze, i. d. R.  $f_{y,WAAAM}$

$$A_{eff} = \pi/4 \cdot ((d+2 \cdot t_{min})^2 - d^2)$$

$d$ : Planmäßiger Durchmesser des Spannelements

$t_{min}$ : Kleinste gemessene Wandungsdicke

Als Streckgrenze wird die kleinste Streckgrenze aus den Zugversuchen (siehe Tabelle G-2 in Anhang G) verwendet ( $f_{y,WAAAM} = 393,3 \text{ N/mm}^2$ ). Die kleinste gemessene Wandungsstärke  $t_{min}$  beträgt 3,5 mm. Mit den planmäßigen Durchmessern ergeben sich folgende theoretische Traglasten:

Tabelle 8-8 Traglasten  $T_{R,theoretisch}$  mit  $t_{min} = 3,5 \text{ mm}$

Ø	$t_{min}$	$d$	$A_{Spannelement,effektiv}$	$f_{y,WAAAM}^*$	$T_{R,theoretisch}$
	in mm	in mm	in mm <sup>2</sup>	in N/mm <sup>2</sup>	in kN
<b>M12</b>	3,5	12	170,4	393,3	67,0
<b>M16</b>	3,5	16	214,4		84,3
<b>M24</b>	3,5	24	302,4		118,9
* siehe Anhang G					

Die Last, die am Ende des 1. linearen Bereichs wirkt, wird für alle Versuchskörper als elastische Traglast  $T_{R,elastisch}$  festgelegt, siehe beispielhaft anhand von Versuchskörper „45° Ø24 – 1“ zum Zeitpunkt  $t_3$  in Diagramm 8-12. Zum Vergleich wird zusätzlich die höchste erreichte Last als Traglast  $T_{R,total}$  herangezogen.

In Tabelle 8-9 sind die theoretischen Traglasten  $T_{R,theoretisch}$  den experimentell ermittelten Traglasten  $T_{R,elastisch}$  und  $T_{R,total}$  gegenübergestellt. Zusätzlich sind die Versagensarten aufgeführt.

In 22 der 26 Versuche wurde mit der Last am Ende des 1. linearen Bereichs ( $T_{R,elastisch}$ ) die theoretische Traglast  $T_{R,theoretisch}$  überschritten. Dabei sind die elastischen Traglasten zwischen 9 % und 43 % höher.<sup>1</sup> Die höheren Traglasten aus den Versuchen sind damit zu erklären, dass für die Berechnung der theoretischen Traglast die kleinste gemessene Wandungsdicke und die kleinste gemessene Streckgrenze angesetzt wurden. Zusätzlich erwirkt die Stauchung eine Verbreiterung der Wandungsdicke (Querdehnung), wobei anhand der Versuchsdaten nicht gesagt werden kann, wann diese auftritt und in welcher Größe.

Bei vier Versuchskörpern wurde mit der elastischen Traglast die theoretische Traglast nicht erreicht, sodass diese nachfolgend genauer betrachtet werden. Bei Versuchskörper „45° Ø12 mm“ wurde die Traglast um 5 % unterschritten. Der Versuch wurde mit nur einer Mutter durchgeführt, was zu einem Gewindeabstreifen führte.

<sup>1</sup> Eine Ausnahme bildet der Versuchskörper mit Fertigungsfehler (1 % höhere elastische Traglast).

Tabelle 8-9 Gegenüberstellung der theoretischen Traglasten  $T_{R,theoretisch}$  mit den Traglasten der zerstörenden Prüfung  $T_{R,elastisch}$  und  $T_{R,total}$  sowie Angabe der Versagensarten

$\emptyset$	$\alpha_D$	$T_{R,theoretisch}$	Versuchskörper	$T_{R,elastisch}$	$\Delta\%_{el}^*$	$T_{R,total}$	$\Delta\%_{tot}^{**}$	Versagensart
M12	53°	67,0 kN	Ø11,5 mm***	74 kN	10 %	184 kN	174 %	Abscheren Grundplatte
			Ø11,5 mm	84 kN	25 %	134 kN	99 %	Quetschung Unterlegscheibe / Mutter
			Ø12 mm	82 kN	22 %	133 kN	98 %	Quetschung Unterlegscheibe / Mutter
			Probe m. Fertigungsfehler	68 kN	1 %	116 kN	73 %	Spreizen der Wandung
	45°		Ø11,5 mm***	85 kN	27 %	170 kN	154 %	Abscheren Grundplatte und Aufreißen der Unterlegscheibe
			Ø11,5 mm	92 kN	37 %	195 kN	192 %	Abscheren Grundplatte
			Ø12 mm	64 kN	-5 %	109 kN	63 %	Gewindeabstreifen
	30°		Ø11,5 mm***	85 kN	27 %	181 kN	170 %	Quetschung Mutter
			Ø11,5 mm	89 kN	33 %	212 kN	216 %	Biegung Grundplatte
Ø12 mm		85 kN	27 %	187 kN	179 %	Quetschung Mutter		
M16	53°	84,3 kN	Ø15 mm***	103 kN	22 %	194 kN	130 %	Abscheren Grundplatte
			Ø15 mm	79 kN	-6 %	189 kN	124 %	Abscheren Grundplatte
			Ø15,5 mm	75 kN	-11 %	189 kN	124 %	Abscheren Grundplatte
			Ø16 mm	115 kN	36 %	194 kN	131 %	Abscheren Grundplatte
	45°		Ø15 mm***	96 kN	14 %	233 kN	177 %	Abscheren Grundplatte
			Ø15 mm	92 kN	9 %	200 kN	137 %	Abscheren Grundplatte
			Ø15,5 mm	111 kN	32 %	209 kN	148 %	Abscheren Grundplatte
			Ø16 mm	104 kN	23 %	203 kN	141 %	Abscheren Grundplatte
	30°		Ø15 mm***	113 kN	34 %	248 kN	194 %	Biegung Grundplatte
			Ø15 mm	121 kN	43 %	276 kN	227 %	Biegung Grundplatte
			Ø15,5 mm	109 kN	29 %	285 kN	237 %	Biegung Grundplatte
			Ø16 mm	108 kN	28 %	243 kN	188 %	Biegung Grundplatte
M24	45°	118,9 kN	Ø24 – 1	158 kN	33 %	307 kN	158 %	Biegung Grundplatte
			Ø24 – 2	151 kN	27 %	260 kN	119 %	Biegung Grundplatte
			Ø24 – 3	113 kN	-5 %	254 kN	113 %	Biegung Grundplatte
			Ø24 – 4	149 kN	25 %	271 kN	128 %	Biegung Grundplatte

\*  $\Delta\%_{el}$ :  $[(T_{R,elastisch}/T_{R,theoretisch})-1] \cdot 100$   
\*\*  $\Delta\%_{tot}$ :  $[(T_{R,total}/T_{R,theoretisch})-1] \cdot 100$   
\*\*\* Oberfläche gefräst

Bei den Versuchskörpern „53° Ø15 mm“ und „53° Ø15,5 mm“ war die elastische Traglast 6 % bzw. 11 % kleiner als  $T_{R,theoretisch}$ . Da bei allen vier Versuchskörpern mit 53° die höchsten Traglasten eng beieinander liegen (189 kN bis 194 kN), wird davon ausgegangen, dass bei den zwei vorgenannten Versuchskörpern die Plastizierung der Grundplatte frühzeitig begann.

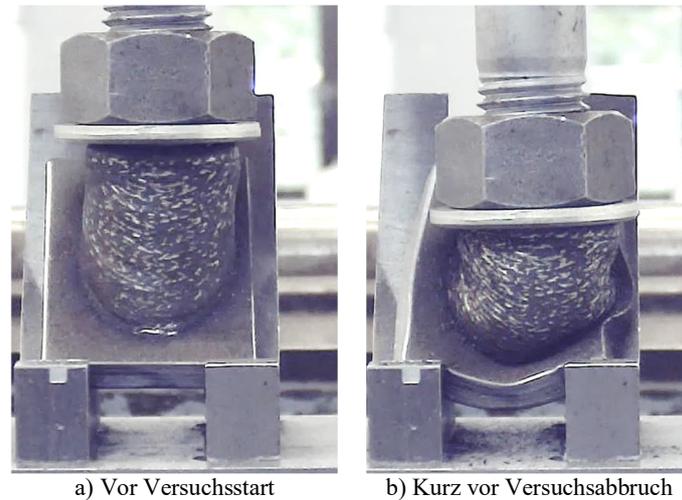


Bild 8.19 Versuchskörper „45° Ø24 – 3“ zu zwei Zeitpunkten

Bei den Versuchskörpern „45° Ø24 – 2“ und „45° Ø24 – 3“ wurde bereits im vorherigen Kapitel das seitliche Ausweichen beschrieben. Dieses ist beim Versuchskörper „45° Ø24 – 3“ besonders ausgeprägt und auf eine geometrische Imperfektion (Schiefstellung) zurückzuführen (siehe Bild 8.19).

#### 8.4 Fazit

Die optimierten (Kapitel 5), gefertigten (Kapitel 6) und auf ihre Tragfähigkeit geprüften (Kapitel 7) Anschlusselemente weisen experimentelle Traglasten auf, die eine gute Übereinstimmung mit den numerisch bzw. theoretisch berechneten Traglasten aufweisen. Die numerischen bzw. theoretischen Traglasten wurden dabei ohne geometrische oder strukturelle Imperfektionen und mit der kleinsten an den Versuchskörpern gemessenen Wandungsdicke und der kleinsten Streckgrenze aus den Zugversuchen berechnet. Die in den einzelnen Tragfähigkeitsversuchen erreichten maximalen Lasten sind stets größer als die theoretischen Traglasten. Die anhand der Versuchsbeobachtungen und -ergebnisse identifizierten Traglasten sind teilweise kleiner als die theoretischen Traglasten, was auf Fertigungsfehler (fehlende Anbindung Trägerhaken), Schwachstellen im Versuchsaufbau (geringere Tragfähigkeit einzelner Komponenten bei den Spannelementen) und geometrische Imperfektionen (Schiefstellung Spannelement) zurückzuführen ist. Alle Versuchskörper zeigen ein duktileres Tragverhalten.

Unter Berücksichtigung der Lehrsätze (Kapitel 4.6) konnte gezeigt werden, dass mit dem Optimierungsprozess Strukturen gefunden werden, die mit dem WAAM gut herstellbar sind und eine ausreichende Tragfähigkeit besitzen. Durch die Tragfähigkeitsversuche können Schwachstellen systematisch identifiziert und behoben werden.



## 9 Vision

Im folgenden Kapitel werden Visionen dargestellt, die aufgrund des aktuellen Wissens- und Forschungsstands realisiert werden könnten. Zunächst werden die Erkenntnisse dieser Arbeit unter Annahme und Erwartung eines Fortschritts der technischen Möglichkeiten weiterentwickelt und weitere Anchlusselemente vorgeschlagen. Neben der Additiven Fertigung von Anchlusselementen bietet die stets voranschreitende Entwicklung von Robotik und Sensorik eine vollständige Automatisierung der Fertigung und auch der Montage, was in Abschnitt 9.2 und 9.3 behandelt wird.

### 9.1 Additive Fertigung von komplexen Anchlusselementen

Wenn man die vom 3-D-Druck gebotene Strukturfreiheit betrachtet, wurden in der vorliegenden Arbeit simple Strukturen entwickelt. Der Optimierungsprozess und die Additive Fertigung können jedoch auch auf deutlich komplexere Geometrien, zum Beispiel gekrümmte oder gebogene Flächen, angewendet werden, ohne dass der Fertigungsaufwand erhöht wird.

In Bild 9.1 sind zwei Varianten von alternativen Strukturen für Lasteinleitungssteifen dargestellt, die ohne zusätzliche Untersuchungen mit den in dieser Arbeit vorgestellten Methoden additiv gefertigt werden können. Die Auskragungen, insbesondere bei der unteren Variante, würden sich bei einer entsprechenden Kippung des Stahlträgers nicht nachteilig auf die Auftragsrate auswirken.

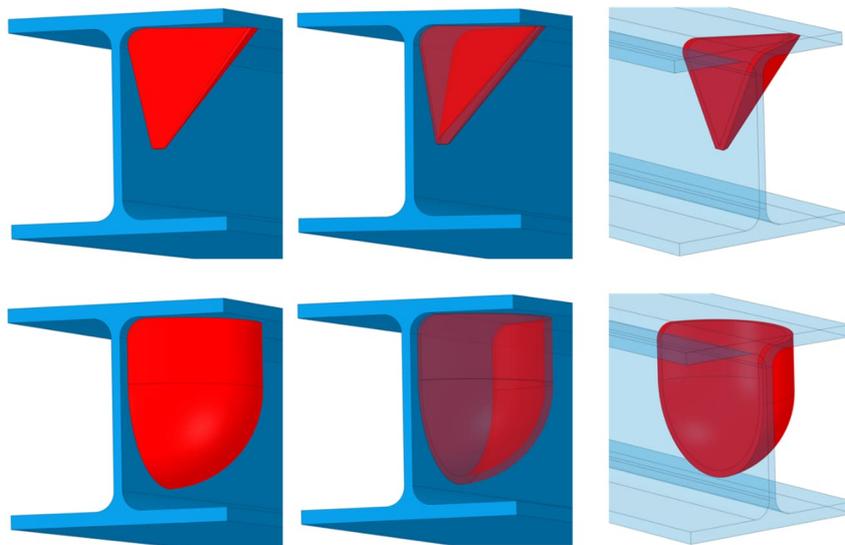


Bild 9.1 Lasteinleitungssteifen aus schrägen und gebogenen Flächen

Durch die Steifen können weitere Funktionen wie zum Beispiel eine Gabellagerung oder eine Wölbbehinderung gegen Biegedrillknicken erfüllt werden.

In Bild 9.2 ist eine WAAM-Struktur für die Verstärkung einer biegesteifen Rahmenecke dargestellt. Herkömmlich werden Rahmenecken mit Vollsteifen verstärkt. Durch den Schubfeldnachweis können Stegaufdopplungen notwendig werden. Die mittels WAAM gefertigte, topologieoptimierte Struktur übernimmt alle Funktionen.

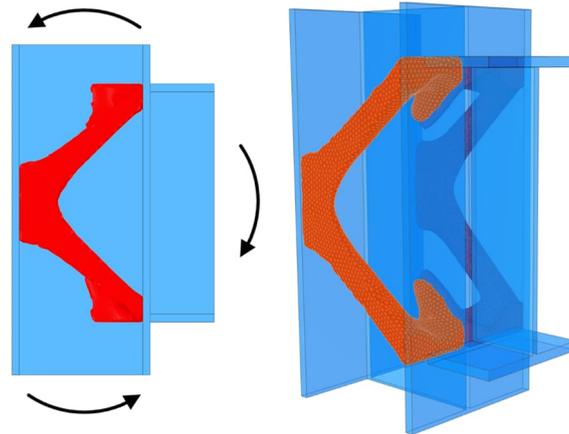


Bild 9.2 Lasteinleitungs- und Schubfeldverstärkung einer biegesteifen Rahmenecke mittels WAAM-Struktur

## 9.2 Fertigungsvisionen: Zusammengesetzte Stahltragwerke

### 9.2.1 Personalaufwand reduzieren und Einsatzgebiete erweitern

Es ist davon auszugehen, dass Profile auch in Zukunft am kostengünstigsten durch das Walzen hergestellt werden, weshalb sich die Additive Fertigung auf die Knoten- und Verbindungspunkte beschränken wird. In den deutschen Nachkriegsjahren galt es, den Baustoff Stahl möglichst sparsam einzusetzen, wohingegen die Personalkosten untergeordnet waren. In Bauten aus dieser Zeit lassen sich deshalb viele zusammengesetzte Querschnitte erkennen. Diese erlauben eine Staffelung der Querschnitte und verbrauchen somit weniger Stahl als Querschnitte aus einem einzelnen Walzprofil.

Heutzutage werden zusammengesetzte Querschnitte vornehmlich für Ingenieurbauten, z. B. Masten und Türmen, eingesetzt, da die Randbedingungen (Größe, Lasten) diese Art der Konstruktion am wirtschaftlichsten machen. Beim Bau herkömmlicher Stahlhallen oder auch bei Architekturbauwerken werden diese zusammengesetzten Querschnitte aufgrund des hohen Personalaufwands bei der kleinteiligen Baugruppenfertigung nicht mehr eingesetzt. Mit einer roboterbasierten Fertigung, bei der die Bleche und Profile automatisiert zugeschnitten und zusammengeschweißt werden, könnte dieser Nachteil aufgefangen werden. Bild 9.3 zeigt eine Stütze aus zusammengesetzten L-Profilen und Blechen.

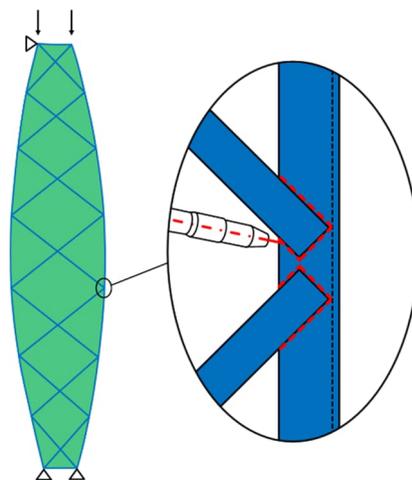


Bild 9.3 Stütze als mehrteiliger Stab mit automatisierter Fertigung

Die Topologie ist für eine Pendelstütze optimiert. Im Werk wird die Stütze bis zur Transportgröße gefertigt, wobei die Anschlusselemente additiv gefertigt werden.

### 9.2.2 Wiederverwendung von Schrottbauteilen

Zur Ressourcenschonung können für die Fertigung in der Werkstatt Schrottbauteile aus Stahl, die bisher für das Recycling vorgesehen wurden, ohne bzw. mit geringer Überarbeitung wiederverwendet werden (Upcycling bzw. „Cradle-to-Cradle“-Konzept<sup>1</sup>). Die Schrottbauteile können regional beschafft werden. Großformatige Teile, z. B. Stahlträger, können für die Stab-Struktur verwendet werden und kleinformatische Teile, z. B. Getränkedosen oder Schrauben, können zu Anschlusselementen zusammengepresst und -geschweißt werden. Bild 9.4 zeigt ein Rahmentragwerk aus Schrottteilen, das Anschlusselemente aus gepresstem und verschweißtem kleinteiligem Schrott enthält. Die Walzträger (I-, L- und Hohlprofile) werden durch die gepressten Anschlusselemente, die Verbindungsschweißungen und die WAAM-Anschlüsse miteinander verbunden.

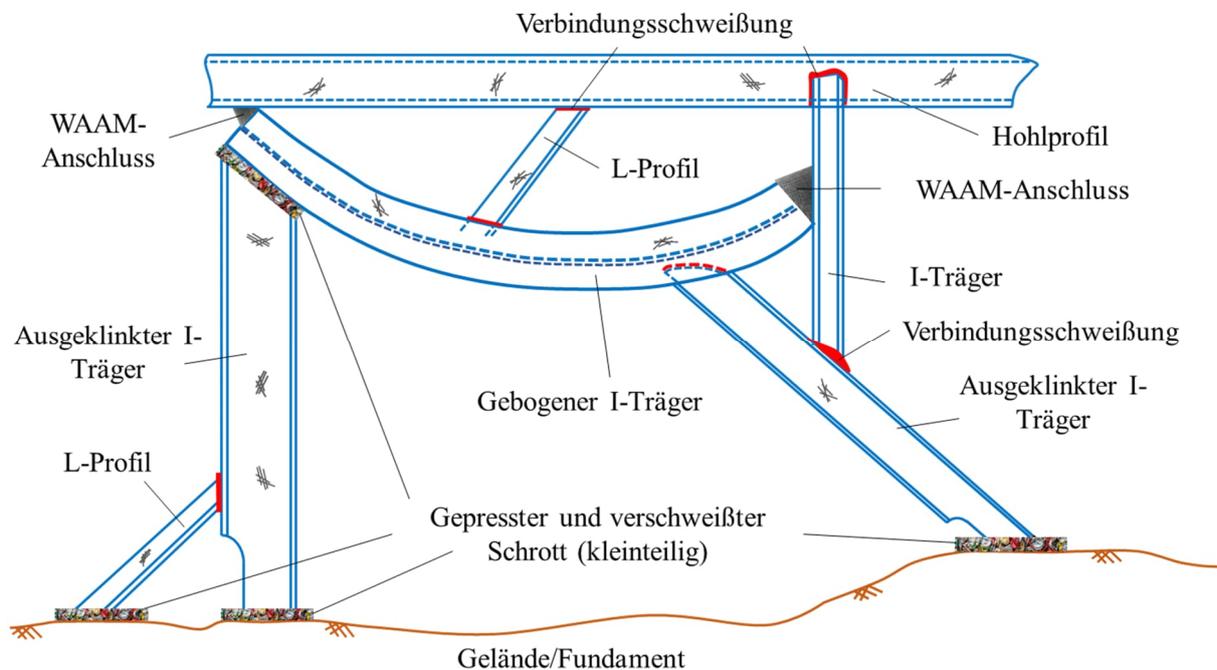


Bild 9.4 Rahmentragwerk aus Schrottteilen

Dabei entstehen die folgenden Herausforderungen, die in Tabelle 9-1 genauer erläutert werden:

1. Vermessung der Schrottteile
2. Feststellung der Schrottteilfestigkeit
3. Schrottteile aus unterschiedlichen Materialien: Baustahl, Edelstahl, Aluminium etc.
4. Digitaler Workflow, der anhand vorgegebener Randbedingungen (z. B. Höhe, Breite und Länge eines Gebäudes) das Bauteil / Bauwerk konstruiert und die Fertigung plant
5. Bearbeitung der Schrottteile, je nach Erfordernis und Zustand
6. Handlingroboter, welche die Schrottbauteile aneinanderhalten
7. Schweißroboter, welche die Schrottbauteile über Verbindungsschweißen oder mittels WAAM zusammenfügen

<sup>1</sup> <https://c2c.ngo/> (Abrufdatum 23.05.2023)

Tabelle 9-1 Herausforderungen bei der Verwendung von Schrottteilen für Bauwerke anhand zweier Beispiele (Getränkedose und Stahlträger)

Herausforderung	Beschreibung	
	Beispiel Getränkedose <sup>1</sup> 	Beispiel Stahlprofil <sup>2</sup> 
1.	Vermessung der Schrottteile Die Hohlräume sind von außen nicht sichtbar und damit für einen 3-D-Scanner ggfs. nicht erfassbar. Jedoch könnte anhand der Topologie Rückschluss auf das ursprüngliche Bauteile (in diesem Fall eine handelsübliche Getränkedose) gezogen werden.	Für großformatige Bauteile sind zur vollständigen Vermessung entweder große 3-D-Scanner oder mobile Scanner notwendig.
2.	Feststellung der Schrottteilfestigkeit Wird das Schrottteil als Getränkedose erkannt, kann das Material als kaltgewalztes Stahlblech erkannt werden. Bei unbekannter Herkunft muss eine zerstörungsfreie Werkstoffprüfung durchgeführt werden.	Sofern am Schrottteil keine Informationen vorhanden sind, z. B. durch Prägungen oder vormals angebrachte Chips, muss eine zerstörungsfreie Werkstoffprüfung durchgeführt werden.
3.	Schrottteile unterschiedlicher Materialien Aluminium und Baustahl können beispielsweise nicht mittels Lichtbogenschweißen miteinander verbunden werden, sodass ggfs. eine Materialtrennung notwendig wird.	
4.	Digitaler Workflow zur Planung des Bauwerks und der Fertigung Anhand der Randbedingungen, z. B. der Gebäudeabmessungen, der Nutzung und der Nutzlasten, müssen in einem Workflow die gescannten Schrottteile angeordnet werden. Das Tragwerk wird generativ gestaltet.	
5.	Bearbeitung der Schrottteile, je nach Erfordernis und Zustand Kleinteilige Schrottteile können zusammengepresst und -geschweißt werden, um z. B. Kopfplatten oder Keile herzustellen. Ggfs. sind unerwünschte Rückstände, z. B. Farbe oder Beschichtungen, zu entfernen. An Schweißstellen kann dies zwingend erforderlich sein.	Etwaige störende oder nicht erforderliche Teile des Stahlprofils müssen entfernt bzw. abgeschnitten werden. Dies kann mit Handlingrobotern mit Schneidaufsätzen umgesetzt werden.
6.	Aneinanderhalten der Schrottteile Handlingroboter übernehmen diesen Schritt, wobei diese insbesondere bei den Stahlprofilen eine große Tragfähigkeit besitzen müssen. Während der Zusammenführung der Bau- bzw. Schrottteile ist zur Sicherstellung der Passung eine fortwährende Vermessung notwendig.	
7.	Verbindung mit Schweißen bzw. WAAM Die gepressten Schrottteile müssen, sofern es der Einsatzzweck, z. B. Zugspannungen, erfordert, miteinander verschweißt werden. Evtl. wird es darauffolgend notwendig das Verpressen erneut durchzuführen. Die Herausforderungen des WAAM wurden in den vorigen beschrieben.	

<sup>1</sup> Bildquelle: <https://stock.adobe.com/de/images/zerdruckte-getrankedose-isoliert-auf-weissem-hintergrund/55012304> (Abrufdatum 23.05.2023)

<sup>2</sup> Bildquelle: <https://www.op-online.de/bilder/2015/07/18/5259457/47112878-543bc628-8a3b-426a-9d01-d7c543e8e6be-1bjsrkC70.jpg> (Abrufdatum 23.05.2023)

Langfristig sollten Metallbauteile, die herkömmlich und erstmalig verbaut werden, derart geplant werden, dass sie für die Wiederverwendung („Cradle-to-Cradle“) geeignet sind. Dies betrifft insbesondere die Verwendung von bzw. den Verzicht auf Beschichtungen (z. B. Zinn bei Weißblechen für Getränkedosen), die eine zusätzliche Aufbereitung erfordern.

### 9.3 Baubetriebliche Visionen: Vollautomatisch montierte Stahlhalle

Die Montage von Stahlkonstruktionen wird immer noch mit einer Vielzahl an Personen durchgeführt, was aufgrund des Fachkräftemangels stets schwieriger wird. Wenn die Konstruktion so angepasst wird, dass die Montage einerseits vereinfacht wird (zum Beispiel durch die Additive Fertigung, siehe Trägerhaken) und zusätzlich automatisiert bzw. robotergestützt durchgeführt werden kann, ist die vollautomatisch montierte Stahlkonstruktion denkbar.

Bild 9.5 zeigt das Konzept der Baustelle für eine vollautomatisch montierende Stahlhalle. Auf der Anlieferungsstrecke können autonom-fahrende Lastkraftwagen mit Stahlträgern vorfahren. Das Abladen und alle weiteren Hübe im Bereich des Lagerplatzes werden von einem automatisierten Kran auf Schiene durchgeführt. Dieser identifiziert und verortet die Elemente auf dem Lastkraftwagen und dem Lagerplatz durch Scannen, wobei die grobe Position anhand von GPS-Sensoren und die exakte Ausrichtung / Drehung anhand von Inertialsensoren (oder auch Gyro-Sensoren) bestimmt wird (Tabelle 9-2).

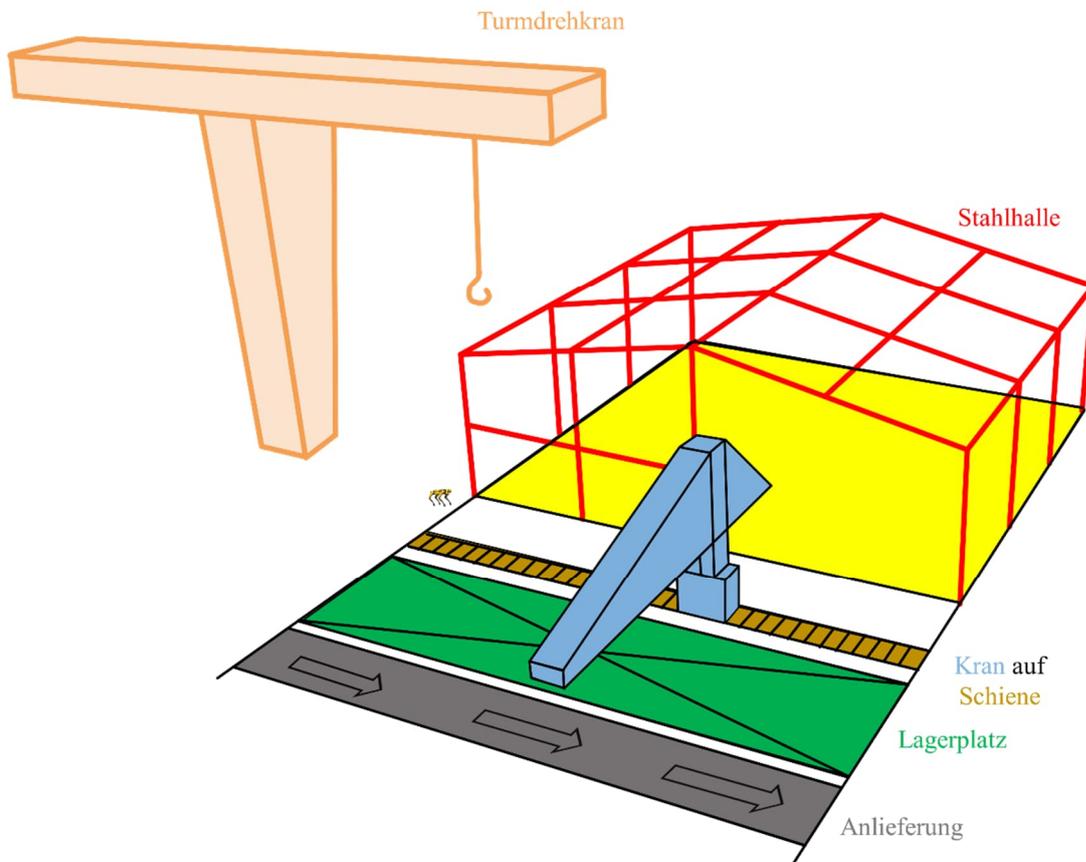


Bild 9.5 Konzept Baustelle mit vollautomatisch montierter Stahlhalle

Tabelle 9-2 Sensoren

<b>GPS-Sensoren (Global Positioning System)</b>	<b>Inertialsensor</b>
Der GPS-Sensor eines Apple iPhone 6 bietet eine horizontale Genauigkeit von 7 – 14 m <sup>1</sup> und kostet weniger als 10 €. Die angelieferten Stabelemente können hiermit grob lokalisiert werden.	Sie messen Translations- und Rotationsbeschleunigungen und sind geeignet, die relativen Bewegungen der Stabelemente zu messen. Aus der Ferne lassen sich aufgrund der gemessenen Beschleunigungen Rückschlüsse darauf ziehen, ob die Träger beispielsweise abgeladen oder gedreht werden.

Nach dem Scannen nimmt der Kran auf Schiene die Montageroboter auf und setzt sie auf die Enden der Stabelemente. Die Montageroboter greifen sich am Stahlträger fest. Jeder Stahlträger verfügt über exakte Orientierungspunkte, sodass die Montageroboter am Träger selbst und an den anzuschließenden Trägern ihre richtige Position finden.

Das Anhängen der Stabelemente wird durch einen automatisierten Greifer des Turmdrehkrans durchgeführt. Hierbei ist zu beachten, dass entweder genau im Schwerpunkt oder an zwei Stellen angehoben wird. Der Kran sollte in der Lage sein, die Position im Raum mit einer Genauigkeit von Zentimetern anzusteuern. Die Montageroboter richten die Stahlträger an der Einbaustelle durch Greifarme exakt aus und stellen Verbindung her (ggfs. durch Verbindungsschweißen).

Die Herausforderungen dieses autonomen Prozesses liegen insbesondere in den Toleranzen bzw. Maßabweichungen. Diese müssen exakt aufeinander abgestimmt werden, indem auf der Baustelle Vermessungen durchgeführt werden und die Positionsdaten und daraus folgend die exakten Verbindungsdaten berechnet werden. Die Verbindung der Bauteile auf der Baustelle kann ebenfalls mittels WAAM realisiert werden, wodurch anhand der tatsächlich auf der Baustelle herrschenden Gegebenheiten bzw. Abweichungen die WAAM-Struktur digital angepasst werden kann, womit Toleranzprobleme gelöst werden. Hier ergibt sich die Problemstellung des Schweißens auf der Baustelle, das durch die Umweltverhältnisse (Regen, Wind) negativ beeinflusst wird. Es sind Einhausungen notwendig.

Eine montagegerechte Konstruktion erfordert die Festlegung des Montagesystems und die Abstimmung in frühen Leistungsphasen.

---

<sup>1</sup> Merry/Bettinger [2019]

## 10 Zusammenfassung und Ausblick

### 10.1 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit widmet sich der Additiven Fertigung von Anschlusselementen mit dem Wire Arc Additive Manufacturing. In den drei Schritten Optimierungsprozess, Fertigung und Prüfung werden die Anschlusselemente für einen definierten Einsatzzweck im Stahlbau konstruiert, gefertigt und getestet.

Kenntnisse über das WAAM sind unabdingbar. Deshalb werden diese in den Grundlagenkapiteln 2 (WAAM) und 3 (Stand der Forschung) aufbereitet. Im folgenden Kapitel 4 (Besonderheiten des WAAM) werden alle Aspekte des WAAM behandelt, welche die gefertigte Struktur beeinflussen. Dabei werden das Wissen aus der Forschung und die Erfahrungen des Verfassers konsolidiert und damit ein zusammenhängendes Verständnis des WAAM geschaffen. Das Kapitel schließt ab mit acht Lehrsätzen, die im weiteren Verlauf der Arbeit stets berücksichtigt werden und die zu einer schnellen und fehlerfreien Fertigung beitragen.

Der in Kapitel 5 definierte mehrschrittige Optimierungsprozess zeigt, wie Anschlusselemente konstruiert und deren Geometrie berechnet werden, sodass die Tragfähigkeit bezogen auf die verwendete Stahlmasse optimal ist und gleichzeitig die Additive Fertigung mit dem WAAM schnell durchgeführt werden kann (Forschungsfrage 1). Für die numerischen Analysen wird das Programm ANSYS und die in diesem Programmpaket enthaltene Topologieoptimierung verwendet. Zusätzlich werden zur weiteren Optimierung Parameterstudien durchgeführt. Drei Anschlusselemente – Trägerhaken, Lasteinleitungssteife und Spannelement – werden mit dem Optimierungsprozess erstellt.

Das anschließende Kapitel 6 beschreibt die Additive Fertigung der drei Anschlusselemente (Forschungsfrage 2). Dabei werden auch Vorversuche dokumentiert, die Vor- und Nachteile bestimmter Fertigungsstrategien aufzeigen. WAAM-typische Schlüsselfaktoren wie fertigungsbedingte Schrumpfungen und Verformungen sowie die Auswirkungen von auskragender Fertigung mit veränderlichen Brenneranstellungen, Brennerneigungen und Fertigungsrichtungen werden hier behandelt.

Die Versuche zur Tragfähigkeit der drei konstruierten und gefertigten Anschlusselementtypen werden im Kapitel 7 beschrieben und beantworten die dritte Forschungsfrage.

Im Kapitel 8 werden die Erkenntnisse und Ergebnisse aus dem Optimierungsprozess (Kapitel 5), der Additiven Fertigung (Kapitel 6) und den Tragfähigkeitsversuchen (Kapitel 7) gemeinsam und für jedes Anschlusselement ausgewertet. Dabei werden die numerischen Strukturen hinsichtlich ihrer Tragfähigkeit und Geometrie mit den additiv gefertigten Anschlusselementen verglichen. Die Vergleiche ergeben größtenteils gute Tragfähigkeiten der gefertigten Anschlusselemente. Zusätzlich werden durch die Versuche Schwachstellen aufgedeckt.

Abschließend werden in Kapitel 9 Visionen vorgestellt, die bei fortschreitender technischer Entwicklung in den kommenden Jahren Gegenstand von weiterer Forschung sein können.

## 10.2 Ausblick

Die in der vorliegenden Arbeit verwendete Schweißroboteranlage (Comau Roboter, Fronius CMT Advanced 4000 R) sowie das verwendete Gas (Argon-Mischgas mit variablem Aktivgasanteil) und der Draht (G 3Si1) sind für die Additive Fertigung von Bauteilen für das Bauwesen gut geeignet. WAAM-Anlagen, insbesondere deren Schweißtechnologie und die Verbrauchsmaterialien (Schutzgas, Draht) werden jedoch stets weiterentwickelt, sodass bei zukünftiger Forschung andere Geräte und Zusätze untersucht werden sollten.

Beim in Kapitel 5 vorgestellten Optimierungsprozess bleiben die WAAM-typischen, welligen Oberflächen der additiv gefertigten Strukturen unberücksichtigt. Die Traglastanalysen wurden darüber hinaus ohne den Ansatz von geometrischen und strukturellen Imperfektionen durchgeführt. Dieser Umstand erschwert die Vergleichbarkeit der numerischen und tatsächlichen Traglasten, auch wenn in dieser Arbeit zwischen beiden eine gute Übereinstimmung gefunden wurde.

Die Aufnahme von zusätzlichen Daten während der Tragfähigkeitsversuche, zum Beispiel mithilfe digitaler Bildkorrelation (engl. Digital Image Correlation, kurz DIC), würde die Interpretationsmöglichkeiten verbessern und Aufschluss über etwaige weitere Schwachstellen in den WAAM-Strukturen geben. Überdies kann die digitale Vermessung (3-D-Scan) der gefertigten Strukturen zum Verständnis über die Wirkung der minimalen und maximalen Wandungsdicken und weiterer Geometrieparameter beitragen. Durch eine Schweißdatenaufzeichnung während der Additiven Fertigung können Korrelationen zwischen Festigkeit und Fertigungsprozess gefunden werden und so die Zusammenhänge besser verstanden werden.

Für die Integration des WAAM in eine automatisierte Fertigung von Anschlusselementen scheint die Hürde klein, weil solche Anlagen bereits mit Schweißrobotern und entsprechender Sensorik arbeiten. Die Frage nach der Wirtschaftlichkeit ist hierbei komplex, denn neben der notwendigen Umstellung von Produktionsabläufen (Entfall der Linienfertigung) werden alle übrigen Abläufe der Projektierung des Stahlbaus beeinflusst. Es sollte eine Techno-ökonomische Analyse durchgeführt werden. Dabei ist die aktuell noch fehlende Normung ein entscheidender Baustein dafür, dass das WAAM den Weg in den Stahlbau finden kann. Für die Planung und damit für die Optimierung und die Konstruktion der Anschlusselemente wären Typenstatiken oder Bauteilkataloge hilfreich.

Erste Untersuchungen zur Nachhaltigkeit existieren, jedoch fehlt bisher eine ganzheitliche Betrachtung. Neben dem Vergleich des Material- und Energieverbrauchs sind dabei die Kostenunterschiede für die Produktions- und Lagerflächen und die ggfs. vereinfachte Montage zu berücksichtigen.

## Literaturverzeichnis

- Abele, Eberhard/Baier, Christian/Tepper, Cornelia (2018): Zerspanung mit Industrierobotern - Hybride Fertigung mit Industrierobotern im Presswerkzeugbau.
- Adebayo, Adeyinka (2013): Characterisation of integrated WAAM and machining processes.
- Allen, SD (1981): Laser chemical vapor deposition: A technique for selective area deposition. In: *Journal of Applied Physics*, 52. Jg. (11), S. 6501-6505.
- Almeida, Pedro Miguel Sequeira (2012): *Process Control and Development in Wire and Arc Additive Manufacturing*. Cranfield: Cranfield University School of Applied Sciences.
- Ariza, Inés et al. (2018): In Place Detailing: Combining 3D Printing and Robotic Assembly.
- Bandari, Yashwanth K et al. (2015). Additive manufacture of large structures: robotic or CNC systems? In: Bourell, David L (Hrsg.): *26th International Solid Freeform Fabrication Symposium*. Austin, Texas: University of Texas at Austin.
- Bartsch, Helen et al. (2021): Fatigue analysis of wire arc additive manufactured (3D printed) components with unmilled surface. In: *Structures*, 31. Jg., S. 576-589.
- Bendsøe, M. P. (1989): Optimal shape design as a material distribution problem. In: *Structural optimization*, 1. Jg. (4), S. 193-202.
- Bercelli, Lorenzo et al. (2021): A probabilistic approach for high cycle fatigue of Wire and Arc Additive Manufactured parts taking into account process-induced pores. In: *Additive Manufacturing*, 42. Jg., S. 101989.
- Bergmann, Jean Pierre et al. (2018): *Grundlegende wissenschaftliche Konzepterstellung zu bestehenden Herausforderungen und Perspektiven für die Additive Fertigung mit Lichtbogen*. Düsseldorf: DVS Media GmbH.
- Bergmann, Jean Pierre et al. (2020): Herstellung von 3D-gedruckten Stahlknoten. In: *Stahlbau*, 89. Jg. (12), S. 956-969.
- Buchholz, Ernst (1984): Zur Tragfähigkeit eines halbmond Förmigen Anschlussbauteiles aus Stahlguss. In: *Der Stahlbau*, 53. Jg. (11), S. 333-337.
- Buchholz, Ernst (1992): Zur Tragfähigkeit von halbmondförmigen Anschlussbauteilen aus Stahlguss (2. Teil). In: *Stahlbau*, 61. Jg. (7), S. 209-212.
- Buchholz, Ernst (1997): Zur Tragfähigkeit von halbmondförmigen Anschlussbauteilen aus Stahlguss (3. Teil). In: *Stahlbau* (10), S. 713-717.
- Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (o. J.): *Industrie 4.0*. URL: <https://www.bmwi.de/Redaktion/DE/Dossier/industrie-40.html> (23.05.2023).
- Cadiou, S. et al. (2020): 3D heat transfer, fluid flow and electromagnetic model for cold metal transfer wire arc additive manufacturing (Cmt-Waam). In: *Additive Manufacturing*, 36. Jg., S. 101541.
- Campatelli, Gianni et al. (2020): Integrated WAAM-Subtractive Versus Pure Subtractive Manufacturing Approaches: An Energy Efficiency Comparison. In: *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology*, 7. Jg. (1), S. 1-11.
- Chierici, Martina/Berto, Filippo/Kanyilmaz, Alper (2021): Resource-efficient joint fabrication by welding metal 3D-printed parts to conventional steel: A structural integrity study. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 44. Jg. (5), S. 1271-1291.
- Colegrove, Paul A. et al. (2013): Microstructure and residual stress improvement in wire and arc additively manufactured parts through high-pressure rolling. In: *Journal of Materials Processing Technology*, 213. Jg. (10), S. 1782-1791.
- Colegrove, Paul A. et al. (2017): Application of bulk deformation methods for microstructural and material property improvement and residual stress and distortion control in additively manufactured components. In: *Scripta Materialia*, 135. Jg., S. 111-118.

- Comau (2021): Comau und Siemens: Wegbereiter für eine neues, anwenderfreundliches Roboter-Programmierkonzept. URL: [https://www.comau.com/wp-content/uploads/2021/07/Comau\\_Siemens\\_PR\\_DE.pdf](https://www.comau.com/wp-content/uploads/2021/07/Comau_Siemens_PR_DE.pdf) (23.05.2023).
- Costanzi, Christopher Borg (2023): Reinforcing and Detailing of Thin Sheet Metal Using Wire Arc Additive Manufacturing as an Application in Facades. Wiesbaden: Springer Vieweg (VÖ im Juli 2023).
- Costanzi, Christopher Borg et al. (2018): 3D Printing Concrete on temporary surfaces: The design and fabrication of a concrete shell structure. In: Automation in Construction, 94. Jg., S. 395-404.
- Costanzi, Christopher Borg/Knaack, Ulrich (2022): Function integration and reinforcement of free-form thin sheet metal using Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM). Structures and Architecture A Viable Urban Perspective?: CRC Press, S. 221-228.
- Coules, Harry E et al. (2012): Effect of high pressure rolling on weld-induced residual stresses. In: Science and Technology of Welding and Joining, 17. Jg. (5), S. 394-401.
- Cunningham, Chloe et al. (2020): Effects of in-process LN2 cooling on the microstructure and mechanical properties of Type 316L stainless steel produced by wire arc directed energy deposition. In: Materials Letters.
- da Silva, Leandro João et al. (2020): Concept and validation of an active cooling technique to mitigate heat accumulation in WAAM. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 107. Jg. (5), S. 2513-2523.
- De Witte, Dennis (2022): Clay Printing: The Fourth Generation Brickwork. Springer.
- Deutsches Institut für Bautechnik (2022): Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung, Z-14.4-670, Bevel Washer
- Diegel, Olaf/Nordin, Axel/Motte, Damien (2019): A Practical Guide to Design for Additive Manufacturing. Singapore, SINGAPORE: Springer Singapore Pte. Limited.
- Dilthey, Ulrich (2005a): Schweißtechnische Fertigungsverfahren 1. 3. bearbeitete Auflage. Auflage. Berlin Heidelberg: Springer.
- Dilthey, Ulrich (2005b): Schweißtechnische Fertigungsverfahren 2. 3. bearbeitete Auflage. Auflage. Berlin Heidelberg: Springer.
- DIN-Fachbericht CEN TR 14599 (2005): Begriffe und Definitionen zum Schweißen in Verbindung mit EN 1792; Dreisprachige Fassung CEN/TR 14599:2005
- DIN 1910-100 (2008): Schweißen und verwandte Prozesse – Begriffe – Teil 100: Metallschweißprozesse mit Ergänzungen zu DIN EN 14610:2005
- DIN 8580 (2020): Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung
- DIN EN 1993-1-1 (2010): Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1993-1-1:2005 + AC:2009
- DIN EN 1993-1-8 (2010): Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen; Deutsche Fassung EN 1993-1-8:2005 + AC:2009
- DIN EN 1993-1-9 (2010): Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung; Deutsche Fassung EN 1993-1-9:2005 + AC:2009
- DIN EN 10034 (1994): I- und H-Profile aus Baustahl: Grenzabmaße und Formtoleranzen
- DIN EN ISO 6947 (2020): Schweißen und verwandte Prozesse - Schweißpositionen
- DIN EN ISO 14175 (2008): Schweißzusätze – Gase und Mischgase für das Lichtbogenschweißen und verwandte Prozesse (ISO 14175:2008); Deutsche Fassung EN ISO 14175:2008.
- DIN EN ISO 14341 (2011): Schweißzusätze – Drahtelektroden und Schweißgut zum Metall-Schutzgasschweißen von unlegierten Stählen und Feinkornstählen – Einteilung (ISO 14341:2010); Deutsche Fassung EN ISO 14341:2011

- DIN EN ISO 14343 (2017): Schweißzusätze – Drahtelektroden, Bandlektroden, Drähte und Stäbe zum Lichtbogenschweißen von nichtrostenden und hitzebeständigen Stählen – Einteilung (ISO 14343:2017); Deutsche Fassung EN ISO 14343:2017
- DIN EN ISO 18273 (2016): Schweißzusätze – Massivdrähte und -stäbe zum Schmelzschweißen von Aluminium und Aluminiumlegierungen – Einteilung (ISO 18273:2015); Deutsche Fassung EN ISO 18273:2015
- DIN EN ISO 18274 (2011): Schweißzusätze – Draht- und Bandlektroden, Massivdrähte und -stäbe zum Schmelzschweißen von Nickel und Nickellegierungen – Einteilung (ISO 18274:2010);
- DIN EN ISO 24034 (2010): Schweißzusätze – Massivdrahtelektroden, Massivdrähte und Massivstäbe zum Schmelzschweißen von Titan und Titanlegierungen – Einteilung (ISO 24034:2010); Deutsche Fassung EN ISO 24034:2010
- DIN EN ISO/ASTM 52900 (2018): Additive Fertigung – Grundlagen – Terminologie (ISO/ASTM DIS 52900:2018); Deutsche und Englische Fassung prEN ISO/ASTM 52900:2018
- Ding, Donghong et al. (2014): A tool-path generation strategy for wire and arc additive manufacturing. In: International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 73. Jg. (1-4), S. 173-183.
- Ding, Jialuo. (2012). Thermo-mechanical Analysis of Wire and Arc Additive Manufacturing Process. School of Applied Science Manufacturing and Material Department: CRANFIELD UNIVERSITY.
- Donoghue, J. et al. (2016): The effectiveness of combining rolling deformation with Wire–Arc Additive Manufacture on  $\beta$ -grain refinement and texture modification in Ti–6Al–4V. In: Materials Characterization, 114. Jg., S. 103-114.
- DVS Merkblatt 0973 (2015): Merkblatt DVS 0973 - Übersicht der Prozessregelvarianten des MSG-Schweißens
- DVS Merkblatt 0973 Beiblatt 1 (2015): Merkblatt 0973 Beiblatt 1 - Tabellarische Übersicht der Prozessregelvarianten des MSG-Schweißens
- Erven, Maren. (2018). Untersuchung von 3-D-gedruckten, geschraubten Kopfplatten. Technische Universität Darmstadt.
- Erven, Maren et al. (2019): Numerische und experimentelle Untersuchungen von Knoten im konstruktiven Stahlbau. In: DVS BerichtBand, 355. Jg., S. 287-294.
- Erven, Maren/Lange, Jörg (2022): Design of optimized 3D-printed steel nodes. In: - (Hrsg.): Structures and Architecture A Viable Urban Perspective?: CRC Press, S. 229-236.
- EWM (2005): EWM forceArc.
- Fateri, Miranda. (2017). Selective laser melting of glass powders. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Feucht, Thilo et al. (2021). Einfluss des Schutzgases auf auskragend gefertigte WAAM-Strukturen. DVS CONGRESS Große Schweißtechnische Tagung. Essen: DVS Media GmbH.
- Feucht, Thilo/Lange, Jörg/Erven, Maren (2019): 3-D-Printing with Steel: Additive Manufacturing of Connection Elements and Beam Reinforcements. In: ce/papers Nordic Steel 2019 (Kopenhagen), 3. Jg. (3-4), S. 343-348.
- Feucht, Thilo et al. (2020a): Additive manufacturing by means of parametric robot programming. In: Construction Robotics, 4. Jg. (1), S. 31-48.
- Feucht, Thilo et al. (2020b): Welding Process for the Additive Manufacturing of Cantilevered Components with the WAAM. In: da Silva, Lucas F. M./Martins, Paulo A. F./El-Zein, Mohamad S. (Hrsg.): Advanced Joining Processes. Singapore: Springer, S. 67-78.
- Feucht, Thilo et al. (2022): Additive Manufacturing of a Bridge in situ. In: Steel Construction, 15. Jg. (2), S. 100-110.
- Fischer, Rigbert (2014): Eine Untersuchung zur roboterbasierten Baugruppenfertigung im Stahlbau. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt.

- Fronius et al. (2013): Schweißpraxis aktuell: CMT-Technologie. Cold Metal Transfer - ein neuer Metall-Schutzgas-Schweißprozess. Kissing: Weka Media GmbH & Co. KG.
- Fuchs, Christina et al. (2020): Determining the machining allowance for WAAM parts. In: *Production Engineering*, 14. Jg. (5), S. 629-637.
- Füssel, Uwe/Weltmann, K (2014): Steigerung der Wirtschaftlichkeit der MSG-Schweißprozesse durch konsequente Nutzung der Potentiale von Schutzgase. Dresden: Technische Universität Dresden.
- Gardner, Leroy et al. (2020): Testing and initial verification of the world's first metal 3D printed bridge. In: *Journal of Constructional Steel Research*, 172. Jg., S. 106233.
- Gordon, Jerard et al. (2018): Fatigue crack growth anisotropy, texture and residual stress in austenitic steel made by wire and arc additive manufacturing. In: *Materials Science and Engineering: A*, 724. Jg.
- Gordon, Jerard V. /Harlow, D. Gary (2019): Statistical Modeling of Wire and Arc Additive Manufactured Stainless Steel 304: Microstructure and Fatigue. In: *International Journal of Reliability, Quality and Safety Engineering*, 26. Jg. (04), S. 1950016.
- Grossi, Niccolò et al. (2020): Process Parameters Optimization of Thin-Wall Machining for Wire Arc Additive Manufactured Parts. In: *Applied Sciences*, 10. Jg. (21), S. 7575.
- Gu, Jianglong et al. (2016): The effect of inter-layer cold working and post-deposition heat treatment on porosity in additively manufactured aluminum alloys. In: *Journal of Materials Processing Technology*, 230. Jg., S. 26-34.
- Hackenhaar, William et al. (2019): Air-Cooling Influence on Wire Arc Additive Manufactured Surfaces. In: *Key Engineering Materials*, 813. Jg., S. 241-247.
- Hartke, M/Günther, Karsten/Bergmann, Jean Pierre (2014): Untersuchung zur geregelten, energiereduzierten Kurzlichtbogentechnik als generatives Fertigungsverfahren. In: *DVS-Bericht*, 306. Jg., S. 31-35.
- Harzheim, Lothar (2014): *Strukturoptimierung, Grundlagen und Anwendungen*. 2. Auflage. Haan-Gruiten: Verlag Europa-Lehrmittel.
- Henckell, Philipp et al. (2020): Reduction of Energy Input in Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM) with Gas Metal Arc Welding (GMAW). In: *Materials*, 13. Jg., S. 2491.
- Henckell, Philipp et al. (2017): The Influence of Gas Cooling in Context of Wire Arc Additive Manufacturing—A Novel Strategy of Affecting Grain Structure and Size. *TMS 2017 146th Annual Meeting & Exhibition Supplemental Proceedings*. S. 147-156.
- Hertel, Martin (2016): *Numerische Simulation des MSG-Prozesses*. TUDpress.
- Hildebrand, Jörg/Bergmann, Jean Pierre (2019): Dehnungsbasierter Ansatz für die schnelle Verzugsermittlung generativ hergestellter Strukturen. In: *Stahlbau*, 88. Jg.
- Holzinger, Christoph/Peters, Stefan/Trummer, Andreas (2023): 3DWelding – additive Herstellung von Stahlbaukomponenten. In: *Stahlbau*, 92. Jg. (4), S. 1-9.
- Hu, Zeqi et al. (2018): Understanding and overcoming of abnormality at start and end of the weld bead in additive manufacturing with GMAW. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 95. Jg.
- Hull, Chuck. (1986). *Apparatus for production of three-dimensional objects by stereolithography*.
- Jose, M. J./Kumar, S. S./Sharma, A. (2016): Vibration assisted welding processes and their influence on quality of welds. In: *Science and Technology of Welding and Joining*, 21. Jg. (4), S. 243-258.
- Kindmann, Rolf/Stracke, Michael (2012): *Verbindungen im Stahl- und Verbundbau*. Berlin: Ernst & Sohn.
- Klocke, Fritz/König, Wilfried (2008): *Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen, Bohren*. Springer.

- Kloft, Harald et al. (2023): Experimental Application of Robotic Wire-and-Arc Additive Manufacturing Technique for Strengthening the I-Beam Profiles. In: Buildings, 13. Jg. (2), S. 366.
- Knezović, Nikola/Garašić, Ivica/Jurić, Ivan (2020): Influence of the Interlayer Temperature on Structure and Properties of Wire and Arc Additive Manufactured Duplex Stainless Steel Product. In: Materials, 13. Jg. (24), S. 5795.
- Kozamernik, Nejc/Bračun, Drago/Klobčar, Damjan (2020): WAAM system with interpass temperature control and forced cooling for near-net-shape printing of small metal components. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 110. Jg. (7), S. 1955-1968.
- Kühne, Ronny et al. (2020): Hot-dip galvanizing of steel components produced by the 3D printing process WAAM.
- Kutyłowski, Ryszard/Szwechłowicz, Marek (2008): Analyse des Penalty-Faktors in SIMP-Methode in Bezug auf die Konvergenz der Lösung. In: PAMM, 8. Jg. (1), S. 10803-10804.
- Kyvelou, Pinelopi et al. (2021): Structural Testing and Design of Wire Arc Additively Manufactured Square Hollow Sections. In: Journal of Structural Engineering, 147. Jg. (12), S. 04021218.
- Laghi, Vittoria (2020): Assessment of design mechanical parameters and partial safety factors for Wire-and-Arc Additive Manufactured stainless steel. In: Engineering Structures, 225. Jg.
- Laghi, Vittoria et al. (2019): Experimental results for structural design of Wire-and-Arc Additive Manufactured stainless steel members. In: Journal of Constructional Steel Research, S. 105858.
- Laghi, Vittoria et al. (2020): Computational design and manufacturing of a half-scaled 3D-printed stainless steel diagrid column. In: Additive Manufacturing, S. 101505.
- Lancaster, John Frederick (1984): The physics of welding. In: Physics in technology, 15. Jg. (2), S. 73.
- Lange, Jörg (2020): Skriptum Stahlbau 2 - Hochbau. Darmstadt: Institut für Stahlbau und Werkstofftechnik.
- Lange, Jörg/Feucht, Thilo (2021): Agiles Projektmanagement am Beispiel des 3D-Druckens im Stahlbau. In: Hofstadler, Christian/Motzko, Christoph (Hrsg.): Agile Digitalisierung im Baubetrieb – Grundlagen, Innovationen, Disruptionen und Best Practices. Wiesbaden: Springer Fachmedien.
- Lange, Jörg/Waldschmitt, Benedikt/Costanzi, Christopher Borg (2022): 3D-gedruckte Stützen mit außergewöhnlicher Geometrie. In: Stahlbau, 91. Jg. (6), S. 365-374.
- Le, Van Thao/Mai, Dinh/Hoang, Quang (2020): Effects of cooling conditions on the shape, microstructures, and material properties of SS308L thin walls built by wire arc additive manufacturing. In: Materials Letters, 280. Jg.
- Li, Fang et al. (2017): Evaluation and Optimization of a Hybrid Manufacturing Process Combining Wire Arc Additive Manufacturing with Milling for the Fabrication of Stiffened Panels. In: Applied Sciences, 7. Jg. (12), S. 1233.
- Lincoln Electric Company (2020): Waveform Control Technology: Surface Tension Transfer (STT). URL: <https://www.lincolnelectric.com/assets/US/EN/literature/NX220.pdf> (23.05.2023).
- Lopes, J. et al. (2020): Effect of milling parameters on HSLA steel parts produced by Wire and Arc Additive Manufacturing (WAAM). In: Journal of Manufacturing Processes, 59. Jg., S. 739-749.
- Ma, C. et al. (2021): Investigation of In Situ Vibration During Wire and Arc Additive Manufacturing. In: 3D Printing and Additive Manufacturing, S. 12.

- Martina, Filomeno. (2014). Investigation of methods to manipulate geometry, microstructure and mechanical properties in titanium large scale Wire+ Arc Additive Manufacturing. Cranfield University.
- Martina, Filomeno et al. (2019): Tandem metal inert gas process for high productivity wire arc additive manufacturing in stainless steel. In: Additive Manufacturing, 25. Jg., S. 545-550.
- Matthes, Klaus-Jürgen/Schneider, Werner (2016): Schweißtechnik: Schweißen von metallischen Konstruktionswerkstoffen. 6. Auflage. München: Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag.
- Mehmert, Patrick. (2003). Numerische Simulation des Metallschutzgasschweißens von Grobblechen aus un- und niedriglegiertem Feinkornbaustahl. Verlag nicht ermittelbar.
- Mehnen, Jörn et al. (2014): Design study for wire and arc additive manufacture.
- Merry, Krista/Bettinger, Pete (2019): Smartphone GPS accuracy study in an urban environment. In: PLOS ONE, 14. Jg. (7), S. e0219890.
- Miao, Qiuyu et al. (2020): Comparative study of microstructure evaluation and mechanical properties of 4043 aluminum alloy fabricated by wire-based additive manufacturing. In: Materials & Design, 186. Jg., S. 108205.
- Mitropoulou, Ioanna et al. (2020). Numerical Sculpting: Volumetric Modelling Tools for In Place Spatial Additive Manufacturing. Cham: Springer International Publishing.
- Mughal, M P/Fawad, H/Mufti, R A (2006): Three-Dimensional Finite-Element Modelling of Deformation in Weld-Based Rapid Prototyping. In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, 220. Jg. (6), S. 875-885.
- Munsch, Maximilian (2013): Reduzierung von Eigenspannungen und Verzug in der laseradditiven Fertigung. Cuvillier Verlag.
- MX3D (2021a): Bridge. URL: <https://static.dezeen.com/uploads/2021/07/mx3d-3d-printed-bridge-amsterdam-architecture-infrastructure-hero-852x479.jpg> (23.05.2023).
- MX3D (2021b): Connector for Takenaka. URL: <https://mx3d.com/industries/construction/connector-for-takenaka/> (23.05.2023).
- MX3D (2021c): Metal XL. URL: <https://mx3d.com/services/metaxl/> (23.05.2023).
- Nagesh, D. S./Datta, G. L. (2002): Prediction of weld bead geometry and penetration in shielded metal-arc welding using artificial neural networks. In: Journal of Materials Processing Technology, 123. Jg. (2), S. 303-312.
- Ogino, Yoskue/Asai, Satoru/Hirata, Yoshinori (2018): Numerical simulation of WAAM process by a GMAW weld pool model. In: Welding in the World, 62. Jg. (2), S. 393-401.
- Parascho, Stefana. (2019). Cooperative robotic assembly: computational design and robotic fabrication of spatial metal structures. ETH Zürich.
- Peri 3D Construction (2023): Größtes 3D-gedrucktes Gebäude Europas. URL: [https://www.peri3dconstruction.com/files/ugd/de7a99\\_407ab307c85048fe95373f2bd1719b1b.pdf](https://www.peri3dconstruction.com/files/ugd/de7a99_407ab307c85048fe95373f2bd1719b1b.pdf) (18.05.2023).
- Radaj, Dieter. (1999). Schweißprozesssimulation: Grundlagen und Anwendungen. Fachbuchreihe Schweißtechnik. Düsseldorf.
- Reimann, Jan/Hildebrand, Jörg/Bergmann, Jean-Piere (2020): 3D-Weld – 3D gedruckte Knotenpunkte aus Stahllegierungen für bionische Tragstrukturen. Stuttgart: Franhofer IRB Verlage.
- Reisgen, Uwe et al. (2020): Increasing the manufacturing efficiency of WAAM by advanced cooling strategies. In: Welding in the World, 64. Jg., S. 1409-1416.
- Reisgen, Uwe et al. (2019): Effizienzsteigerung von Wire and Arc additive Manufacturing durch Aerosolkühlung und Mehrdrahttechnologie. In: 1. Fachtagung Additive Manufacturing SLV Halle, 1. Jg., S. 30-42.

- Rozvany, George IN/Zhou, Ming/Birker, Torben (1992): Generalized shape optimization without homogenization. In: Structural optimization, 4. Jg. (3-4), S. 250-252.
- Samadian, Kaveh/Waele, Wim De (2020): Fatigue Crack Growth Model Incorporating Surface Waviness For Wire+Arc Additively Manufactured Components. In: Procedia Structural Integrity, 28. Jg., S. 1846-1855.
- Schumacher, Axel (2020): Optimierung mechanischer Strukturen: Grundlagen und industrielle Anwendungen. Springer Vieweg.
- Schweisstechnik, ISO (2021): MIG/MAG Schweisskurs. URL: <https://www.isoarc.ch/download/pdf/MIG%20MAG%20Schweisskurs%20Unterlagen%20005.pdf> (17.12.2021).
- Seel, Matthias et al. (2018): Fused glass deposition modelling for applications in the built environment. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 49. Jg. (7), S. 870-880.
- Siewert, Erwan. (2013). Experimentelle Analyse des Elektrodenwerkstoffübergangs beim Metallschutzgasschweißen mit gepulstem Schweißstrom. Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik. München: Universität der Bundeswehr München.
- Silvestru, Vlad-Alexandru et al. (2021): Performance under tensile loading of point-by-point wire and arc additively manufactured steel bars for structural components. In: Materials & Design, S. 109740.
- SKM Informatik (2021): Lichtbogenschweißen und Generieren. URL: <https://www.skm-informatik.com/skm-softwareloesungen/cam-loesungen> (23.05.2023).
- Song, Yong-Ak et al. (2005): 3D welding and milling: Part I—a direct approach for freeform fabrication of metallic prototypes.
- Spencer, J. D./Dickens, P. M./Wykes, C. M. (1997): Rapid prototyping of metal parts by three-dimensional welding.
- Subramaniam, S./White, D. R. (2001): Effect of shield gas composition on surface tension of steel droplets in a gas-metal-arc welding arc. In: Metallurgical and Materials Transactions B, 32. Jg. (2), S. 313-318.
- Tang, Shangyong et al. (2021): A novel method of bead modeling and control for wire and arc additive manufacturing. In: Rapid Prototyping Journal, ahead-of-print. Jg.
- TG Technik Wilmensen GmbH & Co KG (2020) URL: <https://www.tg-technik.de/> (23.05.2023).
- Veiga, Fernando et al. (2020): Analysis of the Machining Process of Titanium Ti6Al-4V Parts Manufactured by Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM). In: Materials, 13. Jg. (3), S. 766.
- Venturini, Giuseppe et al. (2016): Optimization of WAAM Deposition Patterns for T-crossing Features. In: Procedia CIRP, 55. Jg., S. 95-100.
- Wang, Chong et al. (2021): Wire based plasma arc and laser hybrid additive manufacture of Ti-6Al-4V. In: Journal of Materials Processing Technology, 293. Jg., S. 117080.
- Waqas, Ali et al. (2019): Optimization of Process Parameters to Improve the Effective Area of Deposition in GMAW-Based Additive Manufacturing and its Mechanical and Microstructural Analysis. In: Metals, 9. Jg., S. 775.
- Wiegold, Matthias/Hähn, Felix/Burmester, Jonathan (2019): Genauere Roboter für Zerspanungsaufgaben - Durch Kompensation ans Ziel. In: Ingenieur Spiegel, 2019. Jg. (3), S. 27-29.
- Wolf, Alexander/Rosendahl, Philipp Laurens/Knaack, Ulrich (2022): Additive manufacturing of clay and ceramic building components. In: Automation in Construction, 133. Jg., S. 103956.
- Wu, Bintao et al. (2018): The effects of forced interpass cooling on the material properties of wire arc additively manufactured Ti6Al4V alloy. In: Journal of Materials Processing Technology, 258. Jg., S. 97-105.

- Xie, Cheng et al. (2021): Defect-correlated fatigue resistance of additively manufactured Al-Mg4.5Mn alloy with in situ micro-rolling. In: *Journal of Materials Processing Technology*, 291. Jg., S. 117039.
- Xin, Haohui et al. (2021): Probabilistic strain-fatigue life performance based on stochastic analysis of structural and WAAM-stainless steels. In: *Engineering Failure Analysis*, 127. Jg., S. 105495.
- Xiong, Jun et al. (2014): Bead geometry prediction for robotic GMAW-based rapid manufacturing through a neural network and a second-order regression analysis. In: *Journal of Intelligent Manufacturing*, 25. Jg. (1), S. 157-163.
- Yu, Ziping et al. (2019): The Strategy for Fabricating Wire-Structure Parts Using Robotic Skeleton Arc Additive Manufacturing.
- Zeyn, Helmut (2017): *Industrialisierung der Additiven Fertigung: Digitalisierte Prozesskette-von der Entwicklung bis zum einsetzbaren Artikel Industrie 4.0*. Berlin Wien Zürich: Beuth Verlag GmbH.
- Zhang, Chen/Gao, Ming/Zeng, Xiaoyan (2019): Workpiece vibration augmented wire arc additive manufacturing of high strength aluminum alloy. In: *Journal of Materials Processing Technology*, 271. Jg., S. 85-92.
- Zhang, J. et al. (2016): Fatigue crack propagation behaviour in wire+arc additive manufactured Ti-6Al4V: Effects of microstructure and residual stress. In: *Materials and Design*, 90. Jg., S. 551-561.
- Zhang, Shuai et al. (2019): Effects of milling thickness on wire deposition accuracy of hybrid additive/subtractive manufacturing. In: *Science and Technology of Welding and Joining*, 24. Jg. (5), S. 375-381.
- Zhao, Wenyong et al. (2021): Modeling and simulation of heat transfer, fluid flow and geometry morphology in GMAW-based wire arc additive manufacturing. In: *Welding in the World*, 65. Jg. (8), S. 1571-1590.
- Zhou, Siyu et al. (2021): Grain-refining of wire arc additive manufactured aluminum alloy with Nb powder addition. In: *Materials Research Express*, 8. Jg. (2), S. 026520.
- Zhu, S. et al. (2020): Simultaneous Measurements of Wire Diameter and Conductivity Using a Combined Inductive and Capacitive Sensor. In: *IEEE Sensors Journal*, 20. Jg. (19), S. 11617-11624.

## Anhang A Parameterstudie Einfluss Schutzgas auf Nahtgeometrie

Tabelle A- 1 Parametersätze Spannelement

Prozess	WFS in m/min	TS in m/min (1. Lage)	Lichtbogenkorrektur	Dynamikkorrektur	Fertigungsrichtung	Draht	Gas
1	Standard	3	380 (240)	25 %	0,3	G 3Si1 Ø1,2 m m	Siehe Diagramme
2		5	380 (240)	21 %	2,4		

3 m/min: Zusammenhang Gas und Nahthöhe

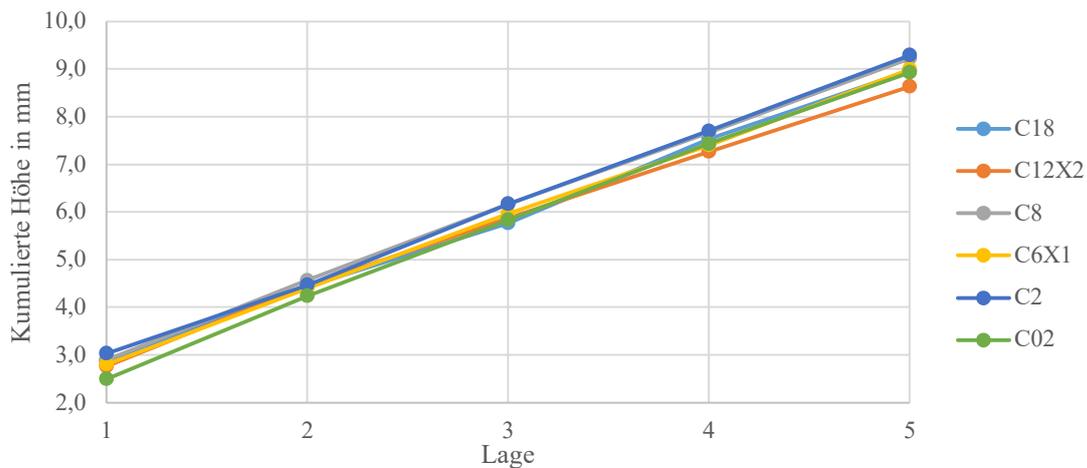


Diagramm A-0-1

5 m/min: Zusammenhang Gas und Nahthöhe

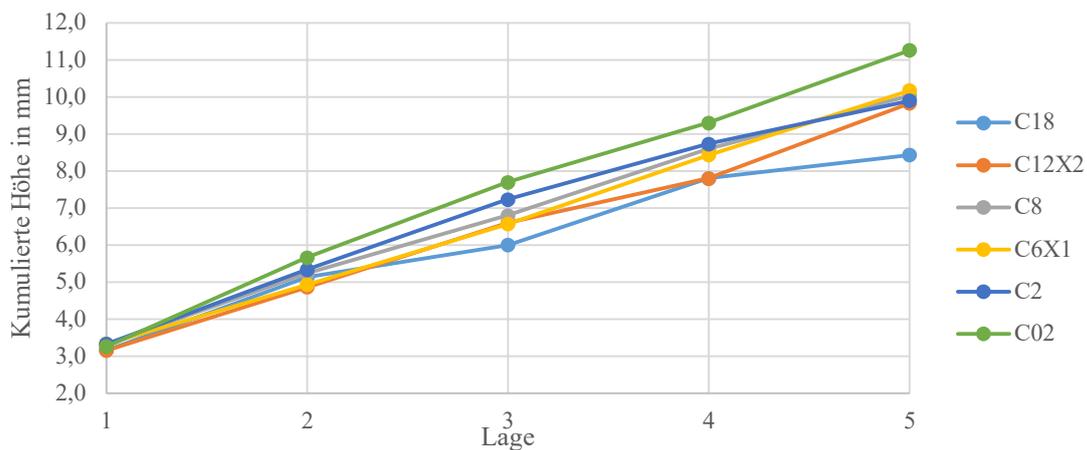


Diagramm A-0-2

Die durch das Schutzgas hervorgerufene größere Nahthöhe wird lediglich beim Versuch mit einem Drahtvorschub von 5 m/min sichtbar.



## Anhang B Ergebnisse Traglastanalyse topologieoptimierter Trägerhaken

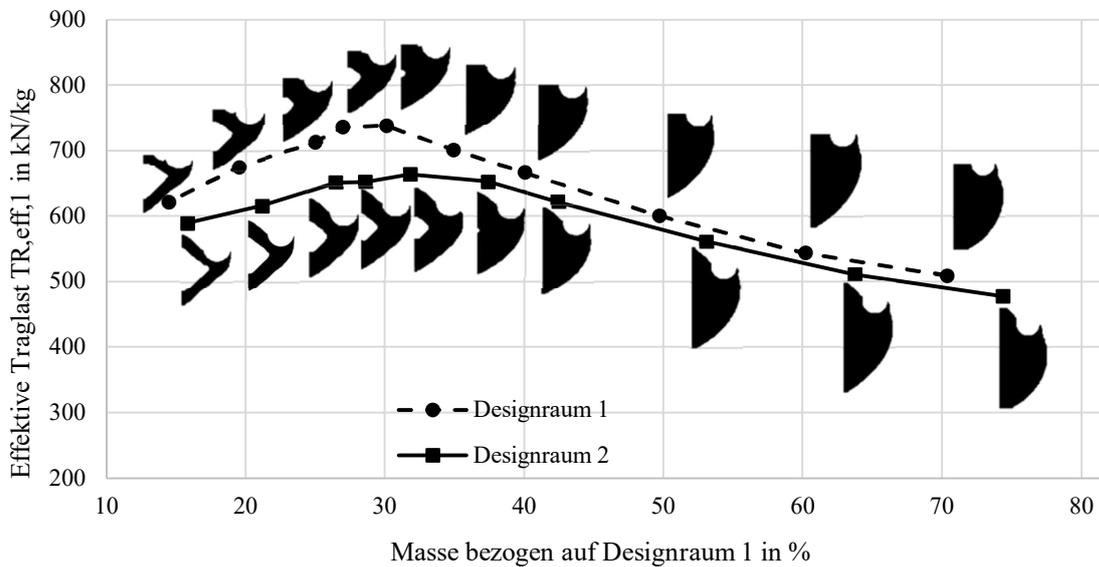


Diagramm B-1 Effektive Traglast  $T_{R,eff,1}$  der Original-Topologien mit horizontal **unverschieblichem** Bolzenstempel

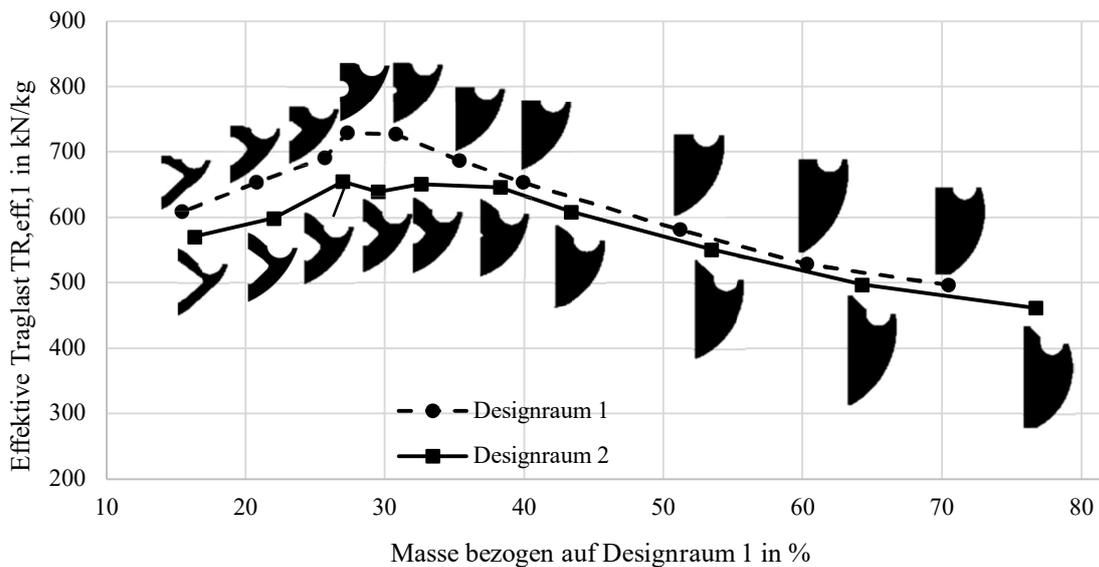


Diagramm B-2 Effektive Traglast  $T_{R,eff,1}$  der nachgebildeten Topologien mit horizontal **unverschieblichem** Bolzenstempel

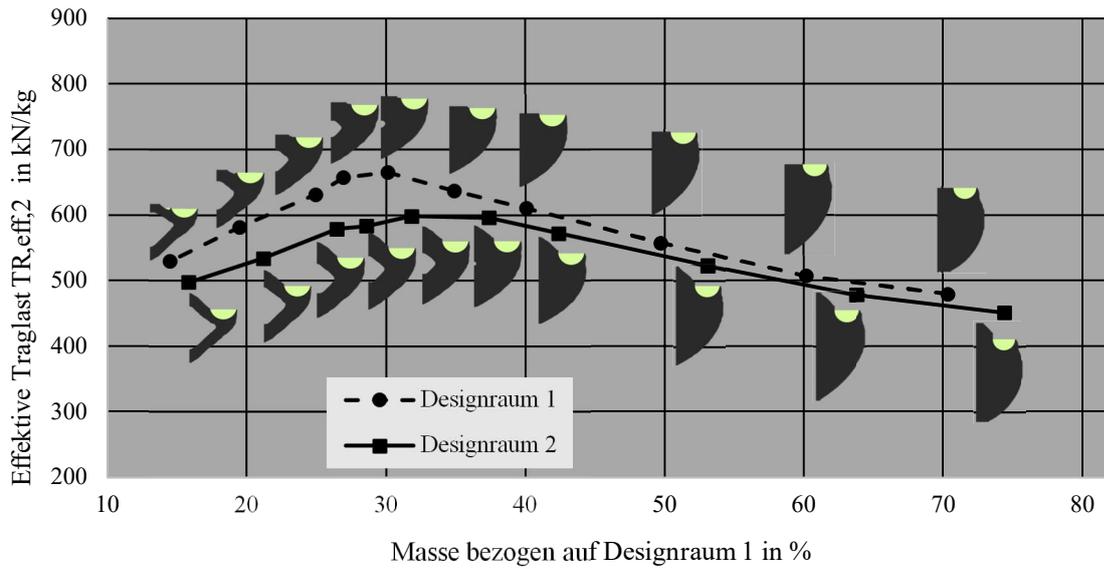


Diagramm B-3 Effektive Traglast  $T_{R,eff,2}$  der Original-Topologien mit horizontal **unverschieblichem** Bolzenstempel

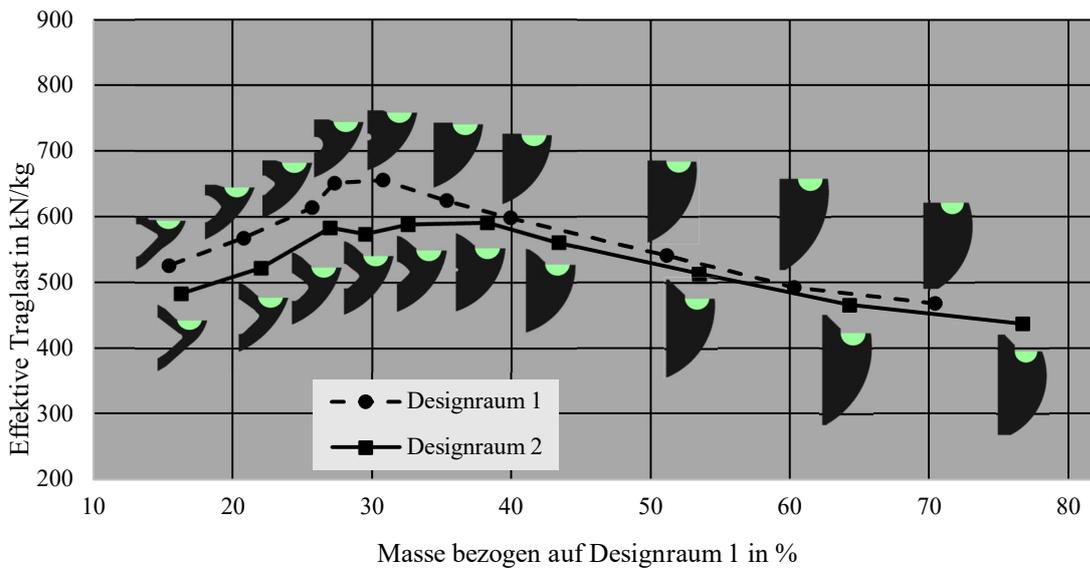


Diagramm B-4 Effektive Traglast  $T_{R,eff,2}$  der nachgebildeten Topologien mit horizontal **unverschieblichem** Bolzenstempel

Bei den nachgebildeten Topologien sinkt  $T_{R,eff,1}$  – im Vergleich zu den Original-Geometrien – leicht, was mit der konstruktiven Vergrößerung des Randabstands zu erklären ist, da dieser den Lastabtrag nicht merklich beeinflusst bzw. verbessert.

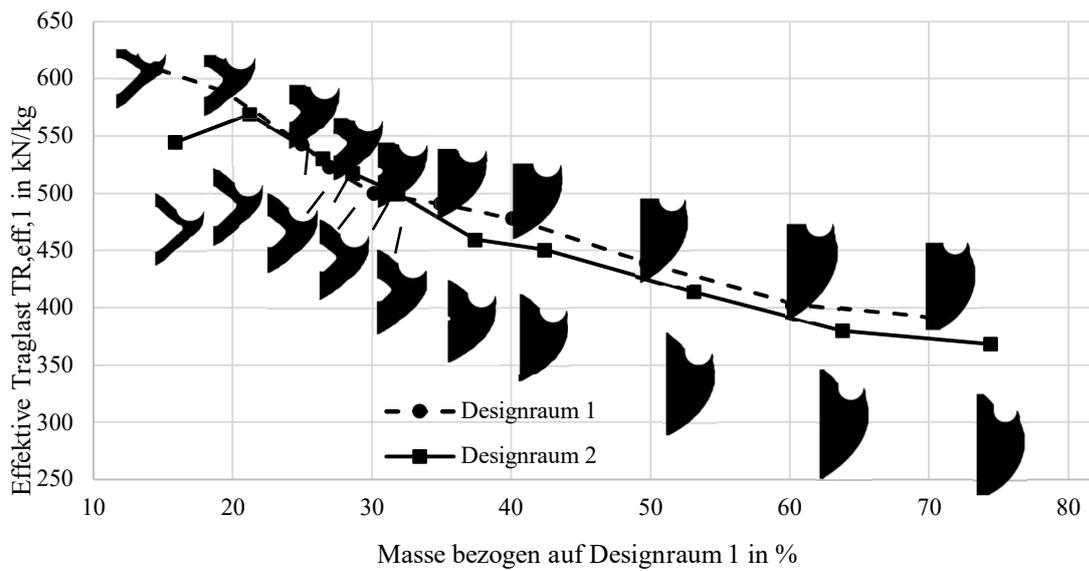


Diagramm B-5 Effektive Traglast  $T_{R,eff,1}$  der Original-Topologien mit horizontal **verschieblichem** Bolzenstempel

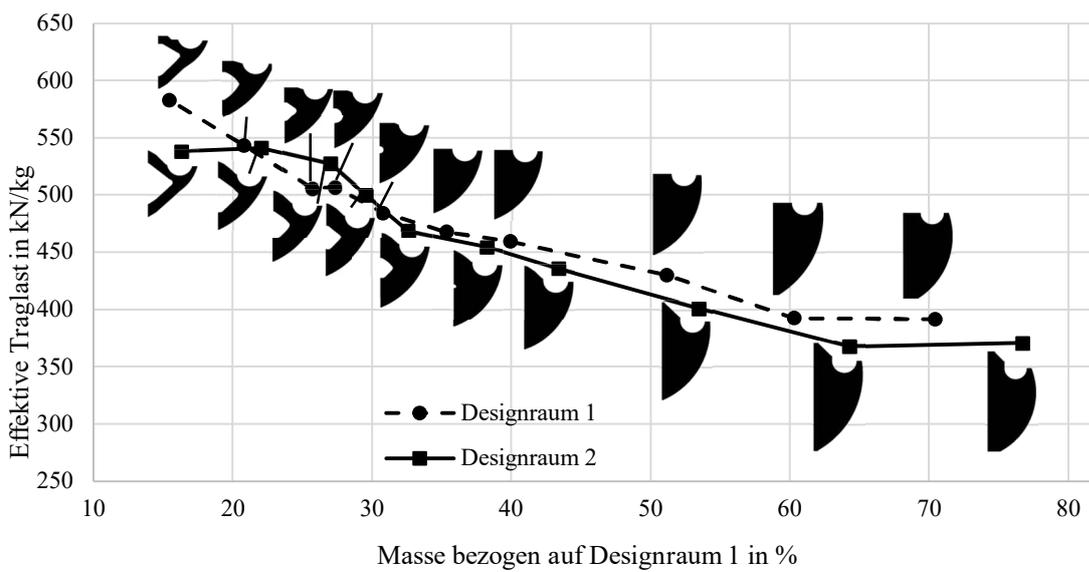


Diagramm B-6 Effektive Traglast  $T_{R,eff,1}$  der nachgebildeten Topologien mit horizontal **verschieblichem** Bolzenstempel

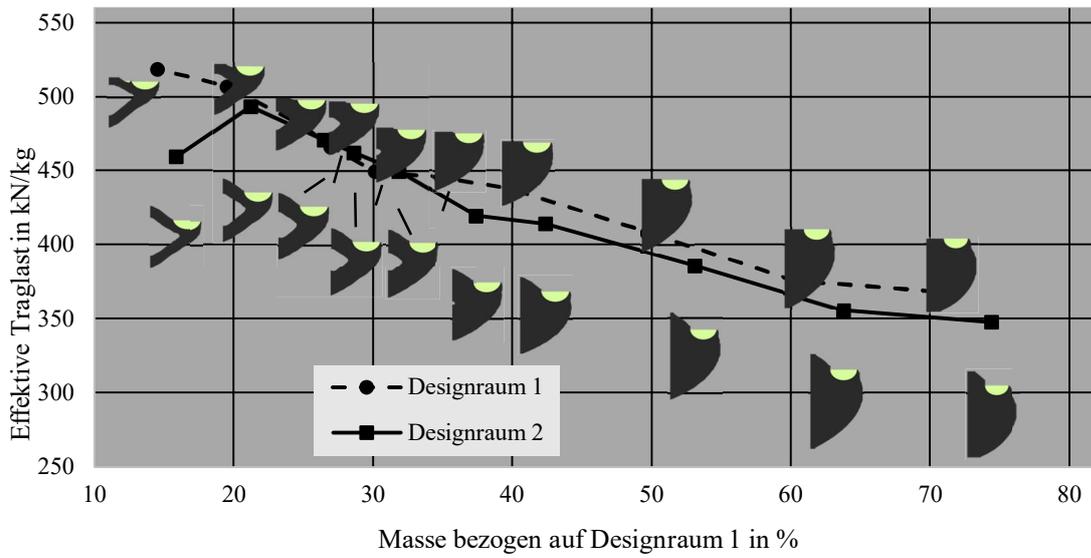


Diagramm B- 7 Effektive Traglast  $T_{R,eff,2}$  der Original-Topologien mit horizontal **verschieblichem** Bolzenstempel

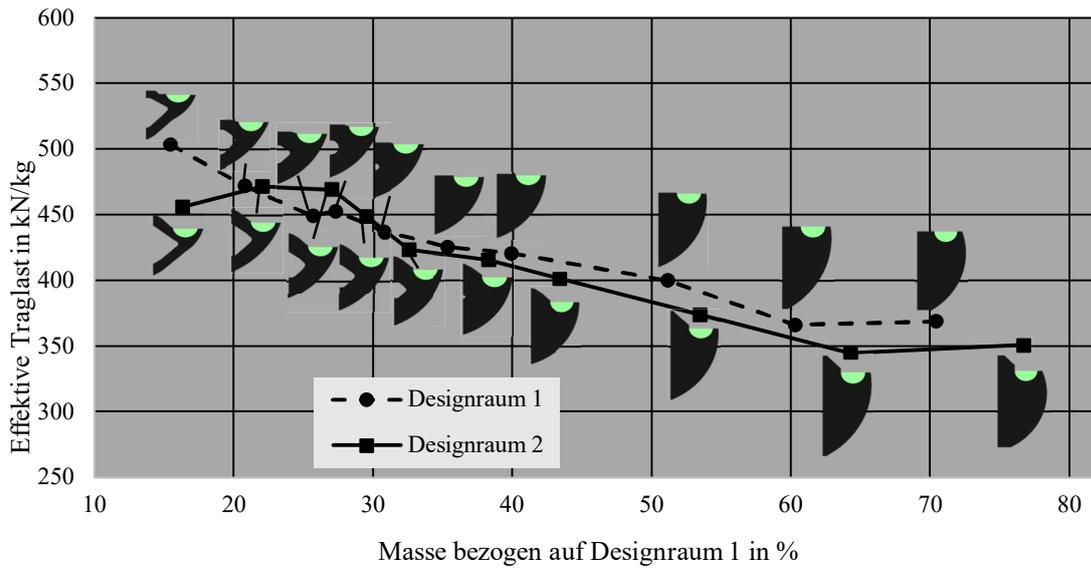


Diagramm B-8 Effektive Traglast  $T_{R,eff,2}$  der nachgebildeten Topologien mit horizontal **verschieblichem** Bolzenstempel

## Anhang C Versuchskörper Trägerhaken

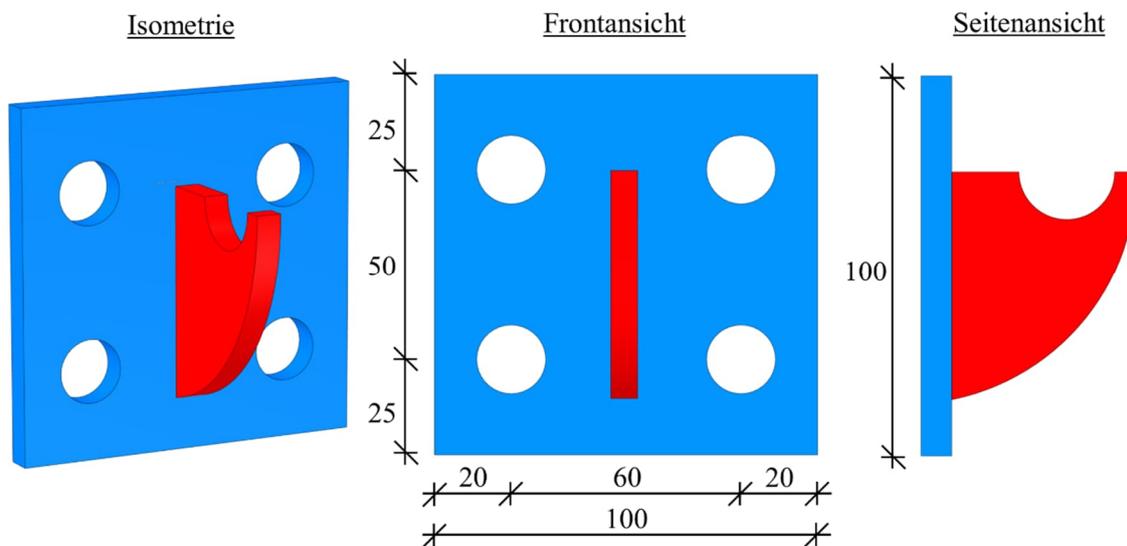


Bild C-1 Versuchskörper Trägerhaken

Tabelle C-1 Geometrie-Parametersatz für die gefertigten Trägerhaken

$e/r_B$	$h/e$	$e/a$	$e/r_H$	$e/t$
2,4	2,0	7,5	0,5	4,29
2,4	2,0	7,5	0,5	2,14

Tabelle C-2 Soll-Maße für die gefertigten Trägerhaken

Probe	e	h	$r_B$	$r_H$	b	a	$a_3$	$a_5$	t	$b = e + r_B + a$
										alle in mm
TH_7_...	30	60	12,5	50	47,52	4	5,02	17,5	7	46,5
TH_14_...	30	60	12,5	50	47,52	4	5,02	17,5	14	46,5

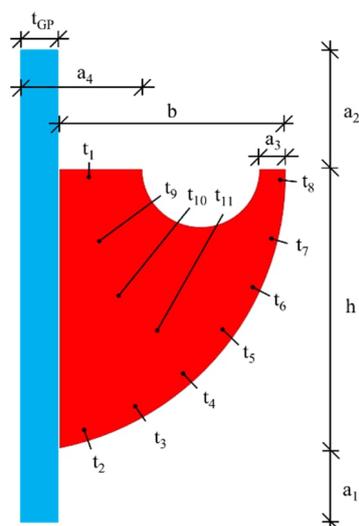


Bild C- 2 Prinzipskizze Trägerhaken

Tabelle C-3 Ist-Maße der gefertigten Trägerhaken (Teil 1)

Probe	G	a <sub>1</sub>	a <sub>2</sub>	a <sub>3</sub>	a <sub>4</sub>	t <sub>GP</sub>	h	b	H	B	e*
	in g	alle in mm									
TH-7-1	687,6	7,9	24,4	2,6	-	-	67,2	-	98,4	100,6	-
TH-7-2	657,6	4,7	23,9	5,7	25,8	8,2	63,9	48,7	92,4	100,5	30,1
TH-7-3	717,8	10,0	25,5	4,2	25,7	8,3	65,8	48,0	100,0	101,6	29,9
TH-7-4	635,6	0,0	24,8	4,9	25,7	8,1	65,4	47,6	90,0	100,4	30,1
TH-7-5	704,6	10,0	25,1	4,2	25,7	8,2	65,7	47,1	99,5	104,6	30,0
TH-14-1	811,6	6,6	24,3	4,4	26,0	8,2	69,6	47,3	100,5	101,4	30,3
TH-14-2	809,6	4,6	26,8	5,7	25,9	8,2	68,4	48,3	99,7	99,9	30,2
TH-14-3	819	5,8	25,8	7,0	25,8	8,2	68,0	49,4	99,7	100,4	30,1

\*berechnet mit  $a_4 - t_{GP} + r_B$ ;  $r_B = 12,5$  mm (Bolzenaussparung mit einem Fräser Ø25 mm hergestellt)

Tabelle C-4 Ist-Maße der gefertigten Trägerhaken (Teil 2)

	t <sub>1</sub>	t <sub>2</sub>	t <sub>3</sub>	t <sub>4</sub>	t <sub>5</sub>	t <sub>6</sub>	t <sub>7</sub>	t <sub>8</sub>	t <sub>9</sub>	t <sub>10</sub>	t <sub>11</sub>	t <sub>mittel</sub>	t <sub>min</sub> *
	alle in mm												
TH-7-1	8,7	9,4	9,6	9,6	9,3	9,2	9,3	9,5	7,7	7,5	7,9	8,9	7,3
TH-7-2	8,5	8,8	8,6	8,6	8,6	8,3	7,9	8,2	7,6	7,5	7,6	8,2	7,4
TH-7-3	9,2	9,0	8,4	8,6	8,6	8,6	8,2	8,7	7,9	7,8	7,6	8,4	7,4
TH-7-4	8,7	8,9	8,6	8,7	8,8	8,5	7,9	8,1	8,1	7,6	7,7	8,3	7,6
TH-7-5	8,7	8,4	8,4	8,7	8,6	8,3	8,5	8,9	7,5	7,2	7,4	8,2	7,2
TH-14-1	15,7	14,8	15,0	14,9	14,6	14,8	15,0	14,9	14,9	14,0	13,9	14,8	13,6
TH-14-2	15,8	15,7	15,3	15,0	14,9	15,1	15,0	15,2	14,9	14,1	14,0	15,0	13,8
TH-14-3	15,8	15,1	14,5	14,9	15,1	15,1	14,8	15,0	14,9	13,9	14,0	14,8	13,8

\*kleinster Wert aus >10 Messungen an randomisierten Stellen

## Anhang D Zugproben Trägerhaken

Tabelle D-1 Parameter Trägerhaken(Zugproben)

Schweißgeräteinstellungen		Roboter- bzw. Bewegungseinstellungen		Material		Kühlung
Konstante Parameter						
Prozess	CMT	Brenneranstellung $\beta_{BA}$	90°	Draht	G 3Si1 Ø1,2 mm	Schweißzeit + Grundkühlzeit s (die Grundkühlzeit wird in den ersten 15 Lagen linear aufgebaut)
Kennlinie	Pulse (2151)	Brennerneigung $\beta_{BN}$	0°			
ALC	30 %	Fertigungsrichtung $\beta_F$	90°	Gas	C2	
PC	1,8					
Varierte Parameter						
WFS in m/min		TS in m/min				Grundkühlzeit in s
1	5,0	0,20				24
2	4,0	0,32				
3	7,0	0,17				35
4	6,3	0,21				

Die Proben mit einer Dicke von 14 mm weisen eine geringere untere Streckgrenze auf. Das Fließplateau liegt ca. 3,5 kN/cm<sup>2</sup> unter dem der Proben mit 7 mm Dicke.

Tabelle D-2 Tabellarische Ergebnisse der Zugversuche Trägerhaken

Probennummer	Obere Streckgrenze $R_{eh}$ in kN/cm <sup>2</sup>	Untere Streckgrenze $R_{p0,2}$ in kN/cm <sup>2</sup>	Zugfestigkeit $f_u$ in kN/cm <sup>2</sup>	Bruchdehnung in %
TH 7 1	40,0	39,6	50,7	31
TH 7 2	42,2	40,8	50,8	33
TH 7 3	41,0	39,0	50,9	29
TH 14 1	39,5	35,5	49,7	29
TH 14 2	39,0	36,4	49,7	19*
TH 14 3	38,3	36,7	49,9	23*

\* Bruch außerhalb der Markierung

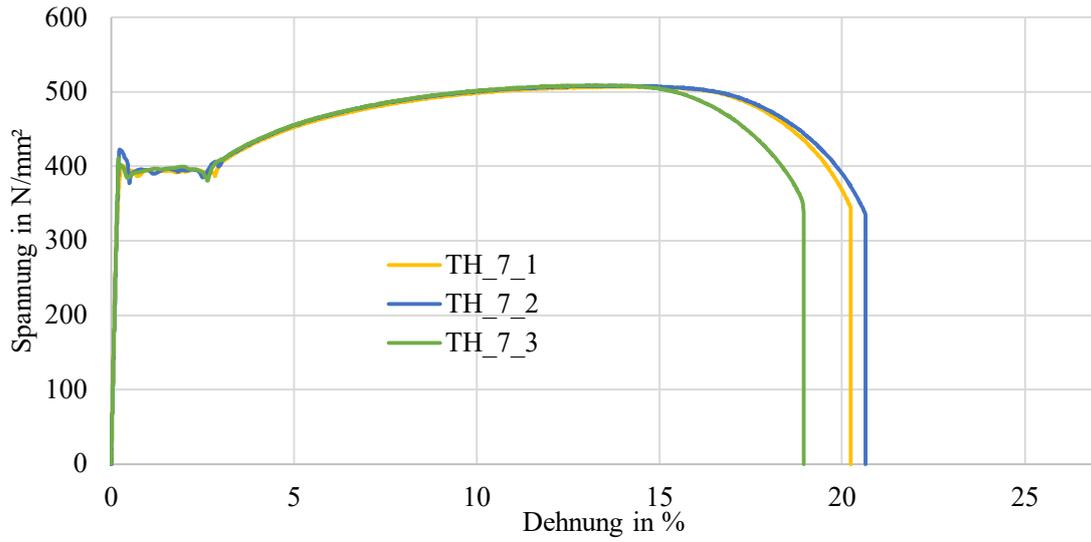


Diagramm D-1 Spannungs-Dehnungs-Verlauf Zugproben Trägerhaken TH\_7

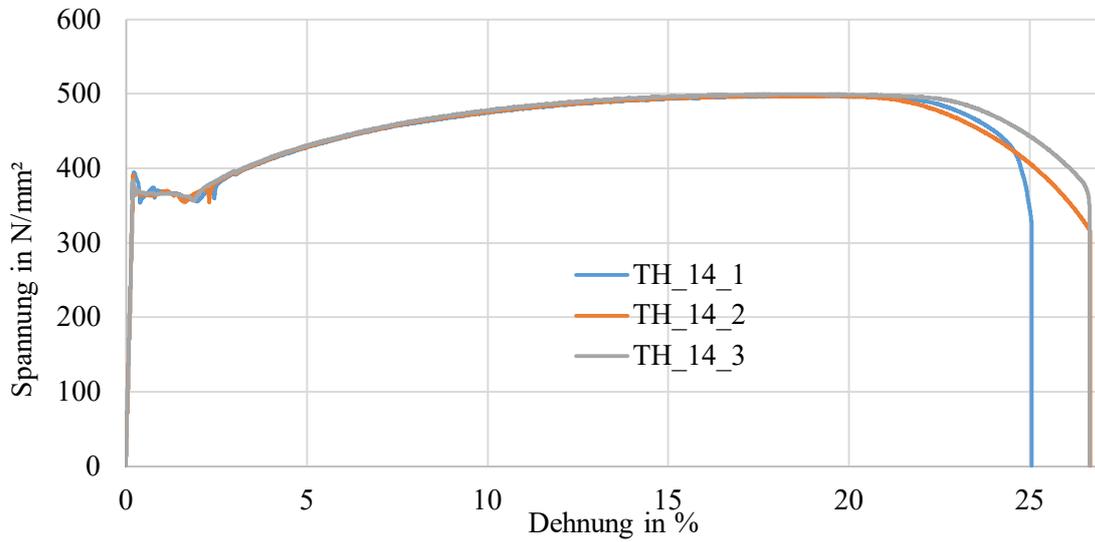


Diagramm D- 2 Spannungs-Dehnungs-Verlauf Zugproben Trägerhaken TH\_14

## Anhang E Auswertung Lasteinleitungssteife Versuchsreihe 2

### Vergleich der Randbedingungen

Die Randbedingungen der numerischen Traglastanalyse aus Kapitel 5 und der zerstörenden Versuche aus Kapitel 7 (Versuchsreihe 2) unterscheiden sich und sind in Bild E-1 gegenübergestellt. Im Versuchsaufbau wird die Kraft punktuell auf den Flansch bzw. die Steife aufgebracht. Dies reduziert die Traglast im Vergleich zur numerischen Traglastanalyse, bei der durch eine externe Verformung eine gleichmäßige Belastung entsteht. Zusätzlich behindert der Versuchsaufbau keine Verformungen des Flansches in x-Richtung, was die Traglast ebenfalls reduziert. Die Flanschbiegung wurde im numerischen Modell nicht berücksichtigt, womit die Traglast der experimentellen Untersuchung im Vergleich erhöht wird. Darüber hinaus sind in den additiv gefertigten Strukturen traglastmindernde Eigenspannungen vorhanden, die in der numerischen Untersuchung nicht berücksichtigt wurden.

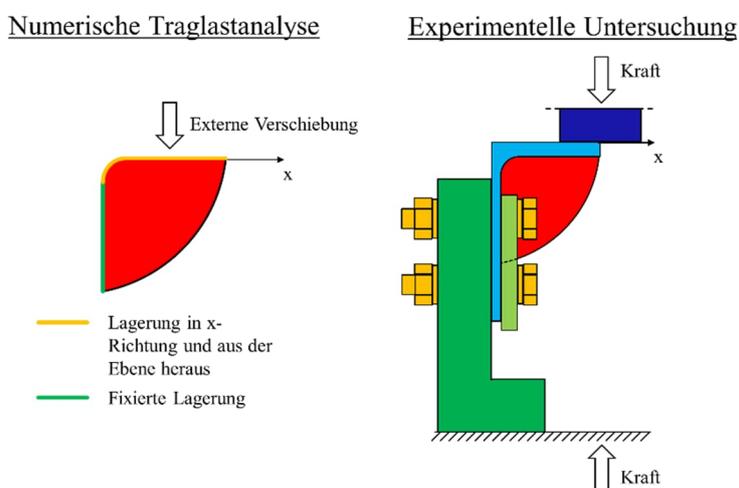


Bild E-1 Gegenüberstellung der Randbedingungen Versuchsreihe 2

### Vergleich der Traglasten

Die Einflüsse der vorgenannten Unterschiede in den Randbedingungen auf die Traglast können nicht quantitativ bestimmt werden. Anhand der Ergebnisse (siehe Tabelle E-1) kann jedoch gesagt werden, dass die Traglasten des Versuchs<sup>1</sup> auch bei der ungünstigen Lastposition 1 größer sind als in der numerischen Traglastanalyse. Bei allen drei Versuchskörper-Typen ist, ebenfalls bei Lastposition 1, ein ähnliches Traglastniveau zu erkennen.

<sup>1</sup> Zur Erinnerung, die weggesteuerten Versuche wurden vor dem Abfallen der Last abgebrochen

Tabelle E-1 Gegenüberstellung der Traglasten aus Optimierungsprozess und zerstörender Prüfung  
Versuchsreihe 2

Typ	Versuchskörper	$h_R$	$b_R$	$h_R/b_R$	$r_R/b_R$	Numerische Traglastanalyse		Zerstörende Prüfung			Abweichungen
						$T_{R,ANSYS}$ ( $f_y = 37$ kN/cm <sup>2</sup> ) in kN	G in kg	Last- position	$T_R$ Versuch in kN	G in kg	$T_R$
1	1	86	67,25	1,279	3,866	109,23	0,1830	1	285	0,1946	62 %
	2							1	295	0,1956	63 %
	3							2	139	0,2053	21 %
2	4	75		1,115	10,41	87,26	0,1456	2	116	0,1627	25 %
	5							2	106	0,1676	18 %
	6							2	105	0,1581	17 %
3	7	65	0,967	10,41	75,08	0,1255	2	85	0,1369	12 %	
	8						2	89	0,1386	16 %	
	9						2	90	0,1390	17 %	

## Anhang F Zugproben Teilsteifen

Tabelle F-1 Parametersatz Zugproben Teilsteifen

Schweißgeräteinstellungen		Robotereinstellungen			Material	Kühlphase in s		
<b>Konstante Parameter</b>								
Prozess	CMT				Draht	G 3Si1 Ø1,2 mm		
Kennlinie	Cycle Step				Gas		C6X1	
Zyklen	30				16 s + Schweißzeit			
Intervalle	∞							
<b>Variierte Parameter</b>								
	WFS in m/min	Pause in ms	TS in m/min	$\beta_{BA}$	$\beta_{BN}$	$\beta_{FR}$		
1. Lage	12,0	156	0,20	65°- 90°	0°	90°		
Rest	9,0	156	0,24					

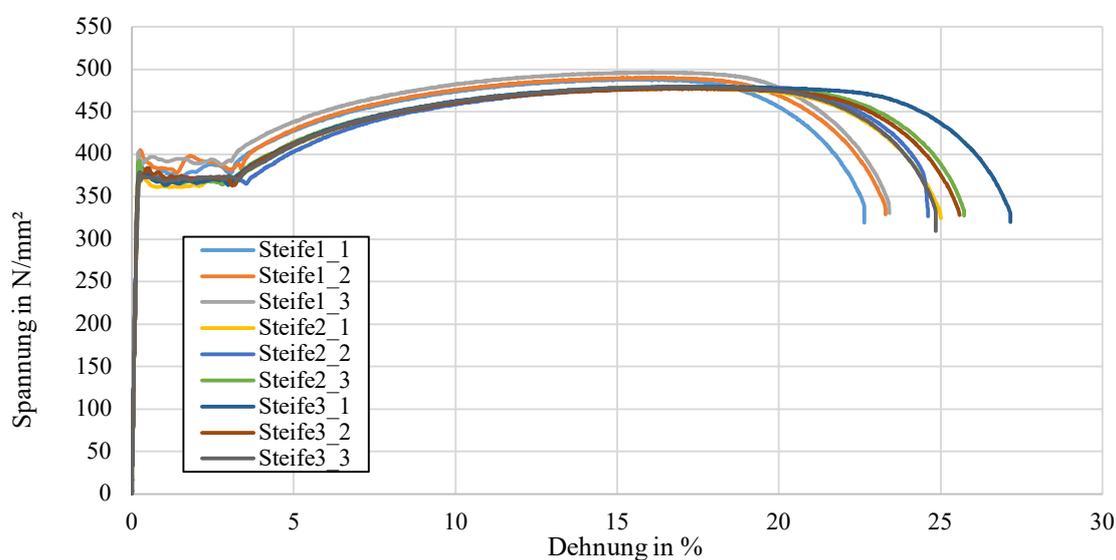


Diagramm F- 1 Spannungs-Dehnungs-Verlauf Zugproben Teilsteifen

Tabelle F- 2 Tabellarische Ergebnisse der Zugversuche Teilsteifen

Probennummer	Abmessungen in mm		Linearitätsgrenze in N/mm <sup>2</sup>		Zugfestigkeit in N/mm <sup>2</sup>	Bruchdehnung (Handmessung) in mm bzw. in %		
	Dicke	Breite	R <sub>eh</sub>	R <sub>p0,2</sub>	R <sub>m</sub>	L <sub>o</sub>	L <sub>u</sub>	ε
Steife1_1	5,231	17,01	393,7	379,7	487,8	60	78,05	30 %
Steife1_2	5,231	17,01	404,5	391,3	489,8	60	78,89	31 %
Steife1_3	5,23	17	401,5	390,3	496,0	60	78,61	31 %
Steife2_1	4,546	17,04	374,9	370,6	477,1	60	80,02	33 %
Steife2_2	4,543	17	382,9	380,6	477,8	60	79,83	33 %
Steife2_3	4,535	17	391,0	373,9	478,7	60	80,49	34 %
Steife3_1	4,544	17,01	378,1	372,1	479,2	60	82,04	37 %
Steife3_2	4,543	17,04	376,5	378,4	476,9	60	80,46	34 %
Steife3_3	4,547	17	378,0	373,0	479,1	60	79,97	33 %



## Anhang G Zugproben Spannelemente

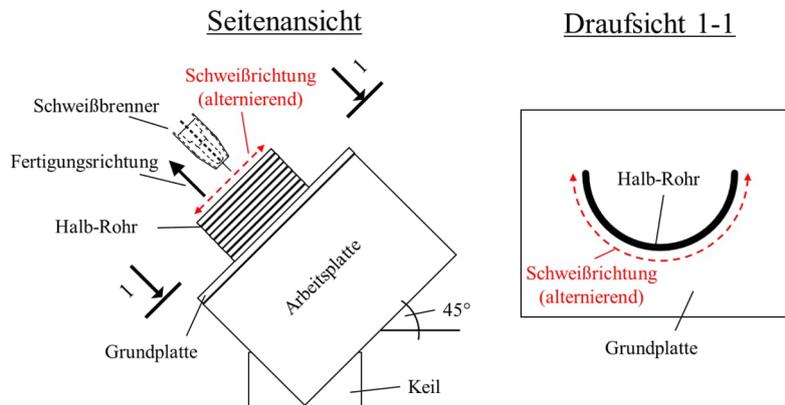


Bild G-1 Versuchsaufbau Fertigung Halbrohr für Zugproben

Tabelle G-1 Fertigungsparameter Spannelement

Schweißgeräteinstellungen				Roboter- bzw. Bewegungseinstellungen		Material		Kühlung	
Konstante Parameter									
Prozess		CMT		TS	250 mm/min	Draht	G 3Si1 Ø1,2 mm	ZLT 150 °C	
Kennlinie		Cycle Step							
Zyklen	25	Intervalle	∞	Fertigungs- richtung $\beta_F$	45°	Gas	C18		
WFS		4,0 m/min							

Tabelle G-2 Tabellarische Ergebnisse der Zugversuche Spannelemente

Proben- nummer	Abmessungen in mm		Linearitäts- grenze in N/mm <sup>2</sup>	Zug- festigkeit in N/mm <sup>2</sup>	Bruchdehnung (Handmessung) in mm bzw. in %	
	Dicke	Breite			$R_{eh}$	$R_m$
<b>PK 1</b>	8,00	3,00	407,5	539,7	6,9	23,0 %
<b>PK 2</b>	8,00	3,00	405,0	522,3	7,6	25,3 %
<b>PK 3</b>	8,01	3,01	393,3	513,2	9,1	30,3 %
<b>PK 4</b>	8,01	3,01	407,1	525,1	8,9	29,7 %
<b>PK 5</b>	8,02	3,01	393,8	523,0	8,4	28,0 %
<b>PK 6</b>	8,02	3,00	415,3	535,3	7,4	Bruch außerhalb Messbereiches
<b>PK 7</b>	8,02	3,00	399,3	528,1	6,3	Poren im Bruch

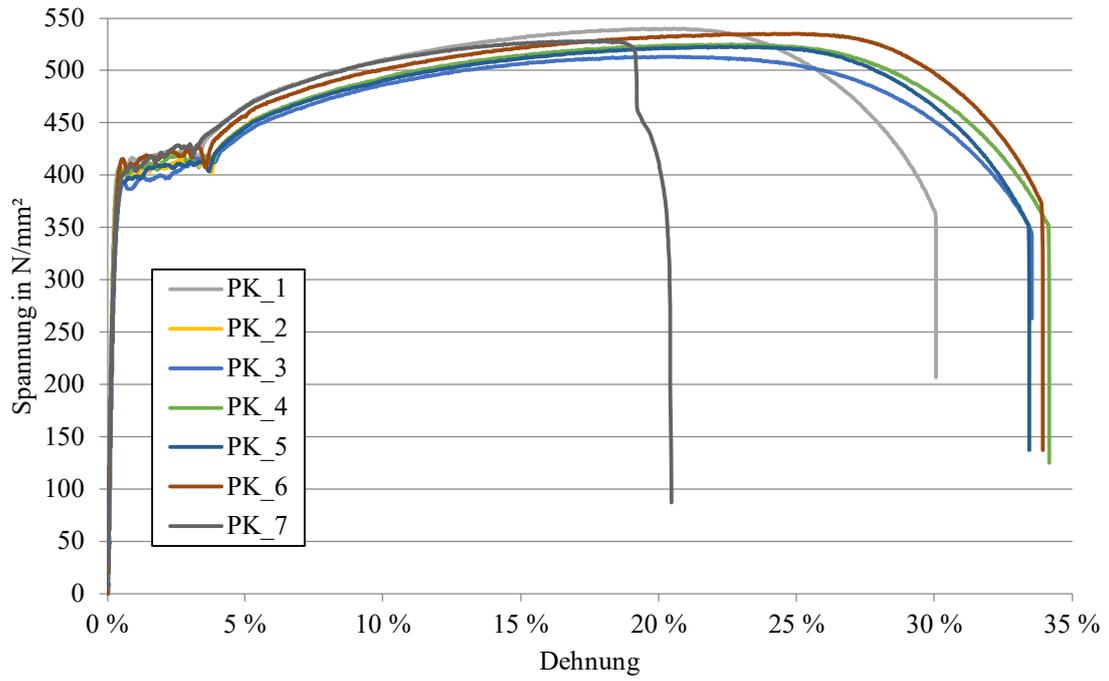


Diagramm G-1 Spannungs-Dehnungs-Verlauf Zugproben