

Laser in der Materialbearbeitung
Forschungsberichte des IFSW

T. Froschmeier-Hanss
Festigkeitsverhalten laserstrahl-
geschweißter belastungsangepasster
Stahlwerkstoffverbindungen

Laser in der Materialbearbeitung

Forschungsberichte des IFSW

Herausgegeben von

Prof. Dr. phil. nat. habil. Thomas Graf, Universität Stuttgart
Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW)

Das Strahlwerkzeug Laser gewinnt zunehmende Bedeutung für die industrielle Fertigung. Einhergehend mit seiner Akzeptanz und Verbreitung wachsen die Anforderungen bezüglich Effizienz und Qualität an die Geräte selbst wie auch an die Bearbeitungsprozesse. Gleichzeitig werden immer neue Anwendungsfelder erschlossen. In diesem Zusammenhang auftretende wissenschaftliche und technische Problemstellungen können nur in partnerschaftlicher Zusammenarbeit zwischen Industrie und Forschungsinstituten bewältigt werden.

Das 1986 gegründete Institut für Strahlwerkzeuge der Universität Stuttgart (IFSW) beschäftigt sich unter verschiedenen Aspekten und in vielfältiger Form mit dem Laser als einem Werkzeug. Wesentliche Schwerpunkte bilden die Weiterentwicklung von Strahlquellen, optischen Elementen zur Strahlführung und Strahlformung, Komponenten zur Prozessdurchführung und die Optimierung der Bearbeitungsverfahren. Die Arbeiten umfassen den Bereich von physikalischen Grundlagen über anwendungsorientierte Aufgabenstellungen bis hin zu praxisnaher Auftragsforschung.

Die Buchreihe „Laser in der Materialbearbeitung – Forschungsberichte des IFSW“ soll einen in der Industrie wie in Forschungsinstituten tätigen Interessentenkreis über abgeschlossene Forschungsarbeiten, Themenschwerpunkte und Dissertationen informieren. Studenten soll die Möglichkeit der Wissensvertiefung gegeben werden.

Festigkeitsverhalten laserstrahlgeschweißter belastungsangepasster Stahlwerkstoffverbindungen

von Dr.-Ing. Tilman Froschmeier-Hanss
Universität Stuttgart



Herbert Utz Verlag · Wissenschaft
München

Als Dissertation genehmigt
von der Fakultät für Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik
der Universität Stuttgart

Hauptberichter: Prof. Dr. phil. nat. habil. Thomas Graf
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Bernd Bertsche

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation
in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische
Daten sind im Internet über <http://dnb.ddb.de> abrufbar.

Zugleich: Dissertation, Stuttgart, Univ., 2013

D 93

Dieses Werk ist urheberrechtlich geschützt. Die dadurch
begründeten Rechte, insbesondere die der Übersetzung,
des Nachdrucks, der Entnahme von Abbildungen, der
Wiedergabe auf fotomechanischem oder ähnlichem
Wege und der Speicherung in Datenverarbeitungs-
anlagen bleiben – auch bei nur auszugsweiser Verwen-
dung – vorbehalten.

Copyright © Herbert Utz Verlag GmbH 2014

ISBN 978-3-8316-4347-9

Printed in Germany

Herbert Utz Verlag GmbH, München
Tel.: 089-277791-00 · www.utzverlag.de

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	5
Verzeichnis der Symbole	9
Kurzfassung der Arbeit	13
Extended Abstract	15
1 Einleitung	19
1.1 Motivation und Zielsetzung der Arbeit	19
1.2 Aufbau der Arbeit.....	21
2 Grundlagen und Stand der Technik	22
2.1 Laserstrahlschweißen	22
2.1.1 Laserstrahlschweißprozess.....	22
2.1.2 Strahlausbreitung und Strahlfokussierung	24
2.1.3 Remote Laserstrahlschweißen	27
2.1.4 Verfahrensparameter beim Laserstrahlschweißen.....	28
2.1.5 Schweißnahtqualität, -fehler und ihre Bewertung	31
2.1.6 Prüfung laserstrahlgeschweißter Verbindungen.....	33
2.2 Eigenschaften von Laserstrahlschweißnähten.....	36
2.2.1 Laserstrahltypische Schweißnahtgeometrie.....	36
2.2.2 Laserstrahlspezifische Gefügeausbildung.....	37
2.2.3 Mechanisch-technologische Gefügeeigenschaften	41
2.2.4 Festigkeitseigenschaften	43
2.2.4.1 Schädigung und Bruch von Stahlwerkstoffen.....	43
2.2.4.2 Statische Festigkeitseigenschaften	45
2.2.4.3 Schwingfestigkeitseigenschaften	48
2.2.4.4 Eigenschaften unter Crashbelastung	51

3	Systemtechnik, Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung	53
3.1	RobScan Remote Laserstrahlschweißen.....	53
3.1.1	Vorteile des RobScan Laserstrahlschweißens.....	54
3.1.2	Laserstrahlquellen	56
3.1.3	Optische Komponenten zur Strahlführung und Strahlformung	58
3.2	Versuchswerkstoffe und Versuchsproben	60
3.2.1	Grundwerkstoffe und Beschichtungen.....	60
3.2.2	Eingesetzte Versuchsproben	62
3.3	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung.....	64
3.3.1	RobScan Laserstrahlschweißen der Versuchsproben	64
3.3.2	Metallographische Untersuchungen.....	66
3.3.3	Ermittlung der Festigkeitseigenschaften	67
3.3.4	Optische Dehnungsfeld-Messungen an Scherzugproben.....	69
3.3.5	Versuchsprogramme	70
4	Metallographische Schweißnahtanalyse	73
4.1	Schweißnahtquerschnitt und Anbindebreite.....	73
4.1.1	Schweißnahtquerschnitt	73
4.1.2	Anbindebreite	74
4.2	Gefüge im Bereich der Schweißnaht	77
4.3	Aufhärtungen im Bereich der Schweißnaht.....	79
5	Einfluss der Nahtgestaltung auf das statische Festigkeitsverhalten	83
5.1	Einfluss der Schweißnahtlänge.....	83
5.1.1	Nahtlänge – Blechdicke	83
5.1.2	Nahtlänge – Grundwerkstoff.....	90
5.1.3	Nahtlänge – Skalierungsfaktor S_L	92
5.2	Einfluss der Schweißnahtbreite	99
5.2.1	Erforderliche Anbindebreite in der Fügeebene	100
5.2.2	Untersuchungen zum Einfluss der Anbindebreite	104
5.3	Einfluss des Fügespaltmaßes	108
5.4	Einfluss des Schweißnahtmusters.....	111
5.4.1	Untersuchungen mittels Einpunkt-Scherzugproben.....	113
5.4.2	Untersuchungen mittels KS2-Proben.....	115

5.5	Weitere Einflussgrößen	120
5.5.1	Schweißnahtorientierung	120
5.5.2	Durchschweißgrad	122
5.5.3	Beschichtung.....	125
5.6	Festigkeitsvergleich mit Punktschweißverbindungen	126
5.7	Versagen bei quasistatischer Belastung	128
5.8	Synopsis.....	131
6	Einfluss der Nahtgestaltung auf das Schwingfestigkeitsverhalten	135
6.1	Versuchsauswertung und Lebensdauerberechnung	135
6.2	Einfluss der Schweißnahtabmessungen.....	138
6.2.1	Nahtlänge	138
6.2.2	Nahtbreite.....	141
6.3	Einfluss der Blechdicke und Grundwerkstoffgüte	144
6.3.1	Blechdicke.....	144
6.3.2	Grundwerkstoff	145
6.4	Einfluss des Schweißnahtmusters	147
6.5	Einfluss der Belastungsrichtung.....	151
6.6	Einfluss des Fügespaltmaßes.....	152
6.7	Weitere Einflussgrößen	154
6.7.1	Schweißnahtorientierung	154
6.7.2	Durchschweißgrad	156
6.7.3	Beschichtung.....	158
6.8	Festigkeitsvergleich mit Punktschweißverbindungen	159
6.9	Versagen bei dynamisch schwingender Belastung	160
6.10	Synopsis.....	162
7	Zusammenfassung	165
8	Literatur und Normenverzeichnis	170
9	Anhang	179

Verzeichnis der Symbole

γ_k	-	Abminderungsfaktor Kerbwirkung
Θ_e	mrاد	Divergenzwinkel des einfallenden Strahls (unfokussiert)
Θ_f	mrاد	Divergenzwinkel des fokussierten Strahls
λ	nm	Wellenlänge
$\sigma_{an,5e6}$	N	Nennspannungsamplitude bei 5×10^6 Schwingungen
σ_D	N	Dauerfestigkeit
σ_o	N	Oberspannung
σ_u	N	Unterspannung
τ_{ab}	N/mm ²	Scherfestigkeit
τ_{GW}	N/mm ²	Scherfestigkeit Grundwerkstoff
τ_{SN}	N/mm ²	Scherfestigkeit Schweißnaht
A_B	mm ²	Blechquerschnittsfläche
B	mm	Anbindebreite
CCD	-	Charge Coupled Device
C_{Eq}	-	Kohlenstoffäquivalent
CO_2	-	Kohlendioxid
D	mm	Strahldurchmesser auf der Fokussierlinse
D	-	Schadenssumme
d_e	µm	Strahltaillendurchmesser des einfallenden Strahls
$d_e \Theta_e / 4$	mm x mrاد	Strahlparameterprodukt
d_f	µm	Fokusbereich
d_l	mm	Strahldurchmesser auf Fokussieroptik
DIN	-	Deutsches Institut für Normung
D_{Ref}	-	Schadenssumme der Referenz
e	mm	Einschweißtiefe
f	mm	Brennweite der Fokussierlinse
f_{pos}	mm	Fokuslage (bezogen auf die Werkstückoberfläche)
F	-	Fokussierzahl
F	N	Kraft
F	mm ²	Nahtquerschnittsfläche

FAT	-	Forschungsvereinigung Automobiltechnik
F_{GW}	N	Bruchkraft Grundwerkstoff
F_{KZ}	N	Kopfzugkraft
F_{max}	N	Maximalkraft
F_S	N	Scherkraft
F_{SN}	N	Bruchkraft Schweißnaht
F_Z	N	Zugkraft
ggf.	-	Gegebenenfalls
GW	-	Grundwerkstoff
h_{min}	mm	minimaler Schweißnahtquerschnitt
HV	-	Vickershärte
HV_{GW}	-	Vickershärte des Grundwerkstoffs
HV_{SN}	-	Vickershärte der Schweißnaht
I	W/cm ²	Intensität (Leistungsdichte)
IFSW	-	Institut für Strahlwerkzeuge
K	-	Strahlqualitätszahl
L	mm	Schweißnahtlänge (abgewinkelte Länge)
L_0	mm	Referenz-Nahtlänge (abgewinkelte Länge)
LAM	-	laseraktives Medium
L_i	-	relative Lebensdauer
L_{KS}	mm	Äquivalenznahtlänge bei Kopfzugbelastung
LLK	-	Lichtleitkabel
L_{SZ}	mm	Äquivalenznahtlänge bei Scherzugbelastung
LWF	-	Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik
M^2	-	Beugungsmaßzahl
MAG	-	Metall-Aktiv-Gasschweißen
MIG	-	Metall-Inert-Gasschweißen
N	-	Schwingspielzahl
N_{10}	-	Schwingspielzahl für $P_{\bar{U}} = 10 \%$
N_{90}	-	Schwingspielzahl für $P_{\bar{U}} = 90 \%$
N_D	-	Schwingspielzahl am Abknickpunkt der Wöhlerlinie
Nd:YAG	-	Neodym-Yttrium-Aluminium-Granat ($Y_3Al_5O_{12}$)
P_A	-	Ausfallwahrscheinlichkeit
PFO	-	Programmierbare Fokussieroptik
P_L	kW	Laserleistung
$P_{\bar{U}}$	-	Überlebenswahrscheinlichkeit

R	-	Spannungsverhältnis
R _m	N/mm ²	Zugfestigkeit
R _{mGW}	N/mm ²	Zugfestigkeit Grundwerkstoff
R _{mK}	N/mm ²	Kerbzugfestigkeit
RobScan	-	Remote Schweißverfahren (Roboter/Scanner)
S	mm	Fügespaltmaß
S _L	-	Skalierungsfaktor Nahtlänge
s _{max}	mm	maximal zulässiges Fügespaltmaß
SN	-	Schweißnaht
T	mm	Blechdicke
t _{8/5}	S	charakteristische Abkühlzeit von 800 °C auf 500 °C
T _N	-	Streuspanne 10-90 % der Schwingspielzahlen N _i
v _s	m/min	Schweißgeschwindigkeit
z.B.	-	zum Beispiel
+ZE	-	elektrolytisch verzinkt
+ZE+OC	-	elektrolytisch verzinkt plus organisch beschichtet
z _e	mm	Abstand Fokussierlinse - Strahltaille, einfallender Strahl
z _f	Mm	Abstand Fokussierlinse - Strahltaille, fokussierter Strahl
z _{Rf}	mm	Rayleighlänge

Kurzfassung der Arbeit

Aufgrund seiner vielfältigen Vorteile ist davon auszugehen, dass das robotergeführte Remote-Laserstrahlschweißen im Karosserierohrbau zunehmend an Bedeutung gewinnen und in weiten Bereichen das Widerstandspunktschweißen ersetzen wird. Im Gegensatz zur im Laufe der Zeit entwickelten Bemessungspraxis widerstandspunktgeschweißter Karosseriebauteile sind bezüglich der Auslegung remotegeschweißter Verbindungen am Überlappstoß nahezu keine Erfahrungen vorhanden.

Vor diesem Hintergrund wurde im Rahmen dieser Arbeit das Festigkeitsverhalten remotegeschweißter I-Nahtverbindungen am Überlappstoß anhand zahlreicher unter quasistatischer und dynamisch-zyklischer Belastung durchgeführter Versuchsreihen untersucht. Ziel war es, die maßgeblichen Einflussgrößen auf das Festigkeitsverhalten zu identifizieren, deren jeweiligen Einfluss zu quantifizieren und letztendlich die zur Auslegung dieser Verbindungen notwendigen Erkenntnisse, auch im Bezug auf das Festigkeitsverhalten entsprechender widerstandspunktgeschweißter Verbindungen, abzuleiten. Vor dem Hintergrund einer potentiellen Serienanwendung im Automobilbau orientierten sich die Untersuchungen bezüglich Stahlwerkstoffe, Blechdicken, Beschichtungen und Fertigungsparametern an den dort gestellten Anforderungen.

Die Untersuchungen ergaben, dass die Festigkeitseigenschaften neben den durch konstruktive Vorgaben festgelegten Parametern Blechdicke und Grundwerkstoffgüte und der im Betrieb auf die Fügestelle einwirkenden Belastungsart und -Richtung vor allem durch die Schweißnahtlänge beeinflusst werden. Als Parameter, die die Festigkeitseigenschaften deutlich beeinflussen, und neben der Nahtlänge zur Optimierung zur Verfügung stehen, konnten die Anbindebreite, das Schweißnahtmuster und die Orientierung der Schweißnaht bezüglich der angreifenden Last identifiziert werden. Als Einflussgrößen, die in direkter Verbindung mit dem Schweißprozess stehen und ebenfalls Auswirkungen auf die Festigkeit der erzeugten Verbindung haben, wurden der Durchschweißgrad, das Fügespaltmaß und die Beschichtung der Fügepartner eingestuft. Die sowohl in absoluten Werten und Verlaufdiagrammen als auch durch gezogene Relativvergleiche vorgenommene Bewertung der identifizierten Einflussgrößen erlaubt es die Erkenntnisse zur Festigkeitsauslegung heranzuziehen. Darüber hinaus können diese bei der Entwicklung numerischer Auslegungsverfahren für beliebig gestaltete Laserschweißnähte als Grundlage dienen und zur Validierung herangezogen werden.

Extended Abstract

Conventional laser beam welding has already been used successfully for almost twenty years in the automobile industry. Robot-guided remote welding is a new process engineering development that was made possible in particular as a result of higher available beam powers as well as the improved beam quality of new solid state laser generations, such as the disc laser. Thanks to its large number of technological and economic advantages, this new process will become increasingly important and, in many cases, will replace resistance spot welding.

Because of the decoupling of the beam guidance and the path movement of the welding robot and the resulting fast, flexible positioning of the beam, process times can be significantly reduced in robot-guided remote welding. This results in a considerable increase in the cost-effectiveness of laser beam welding. Beyond the opportunities presented by conventional laser beam welding, there are also technological advantages associated with this welding method. For example, almost any weld seam pattern, adapted to the load, can be created, positioned over the component independently of the path movement of the welding robot and, thanks to the targeted distribution of individual seams across the joint area, the strength properties of entire assemblies shaped in a way that meets all the relevant requirements. In addition, laser welding-capable constructional design of assemblies opens up further significant technological potential. In particular, this includes the gain in the strength and rigidity of the joint connections possible and the possibility of reducing weight by adjusting the component geometries.

In contrast to the design practice for resistance spot welded body parts developed over the years, the level of knowledge on the design of laser welded components is still minimal. There is practically no information available on the strength characteristics of remote welded seams at the overlap joint with different seam patterns. Compared with conventional laser beam welded joints, the number of influencing variables on the strength characteristics is considerably higher here. In the few studies that have been done on the subject, usually only individual parameters were varied and the strength values compared with those for the spot welded joints.

Against this backdrop, this study investigated the strength properties of remote welded I-seams in overlap joints by means of several series of experiments conducted under quasi-static and dynamic cyclic load with varying load transfer angle. The aim was to identify the crucial influencing variables on the strength properties, quantify their respective influence and, finally, deduce findings necessary for the design of such joints, including the strength properties of corresponding resistance spot welded joints. In addition to the strength experiments, metallographic experiments were also carried out to determine the weld seam dimensions and to define the microstructural properties in the area around the weld seam. In light of the use of such technologies in body shops, the steel materials, sheet thicknesses, coatings and production parameters investigated were oriented towards the requirements in that sector.

The experiments carried out on remote welded joints showed that, in addition to the parameters of sheet thickness and base material quality determined by constructional component specifications and the load type and direction influencing the joint during operation, strength properties are primarily influenced by the length of the weld seam. Furthermore, the strength characteristics are also significantly influenced by the connection width, the weld seam pattern and the orientation of the weld seam with respect to the acting load. In addition to the length of the seam, these parameters can also be used for optimisation purposes.

In particular, the following discoveries were made through the quasi-static and dynamic cyclic experiments carried out.

The experiments on the influence of unwound **seam length** showed that this has a dominating impact on static and dynamic cyclic joint strength. It was shown that the load-bearing capacity of the weld seam increases almost linearly as the length of the seam increases. Although proportional, this increase is less than the increase in the seam length. When the seam length is doubled, the strength increases by about 40% to 90%, depending on the direction and type of stress of the sheet thickness and on the sample geometry applied. The loading direction has a significant influence here on the increase in strength. Starting from the shear tension load, the increase of strength with increasing load angle is significantly smaller towards the cross tension load.

The full utilisation of the base material strength requires a **weld seam width**, at which by reaching the maximum load capacity the failure of the weld connection safely not occurs by fracture of the weld in the joint plane. The minimum connection width of the weld seam in the joining plane sufficient for this depends on the sheet thickness and the load direction. The quasi-static experiments showed that the usual practice guide-

lines for the minimum connection width of 0.8 times the sheet thickness of the thinner joining partner applied across the board is, in the case of pure shear tensile loading, too small and should be raised to 1.0 times the sheet thickness. In the case of pure head tensile stress however, the value of 0.3 to 0.4 times the sheet thickness is sufficient. Similarly, the results of the dynamic cyclic experiments also showed that joint strength depends on the connection width. The highest fatigue strengths were reached when the connection widths were in the range of ordinary sheet thicknesses.

Experiments on joints with different **weld seam patterns** showed that the influence of the geometric curve of the weld seam on load-bearing capacity is rather small where the unwound seam length is kept constant. The cause of the minimal differences was determined to be the plastic deformations that appear as the load of the weld seam at maximum tension increases, which effects an equalisation of the load through load redistribution to areas of lower stress. Experiments carried out under shear tensile loading showed that stretched seam patterns had higher load-bearing capacities than compact seam patterns of the same unwound length due to their higher proportion of seam length oriented diagonally to the loading direction. In contrast, it was shown that, under head tensile stress, compact seam patterns have slightly higher load-bearing capacities than stretched seam patterns.

Similar to the findings in relation to the influence of seam geometry, shear tensile loading experiments with different **weld seam orientations** with respect to the acting force showed that the load-bearing capacity of the joint increases slightly as the proportion of the seam length oriented diagonally to the loading direction is increased.

Experiments on different **sheet thickness combinations** showed that the load-bearing capacity of the joint increases proportionally to the sheet thickness for all loading directions where the required minimum connection width (dependent on the sheet thickness) is maintained. Under dynamic oscillating load, the advantages of joints with lower sheet thickness were found to be minimal for the upper finite life fatigue strength range.

Experiments on the influence of **base material quality** showed an increase in the load-bearing capacity of joints under quasi-static shear tensile loading with increasing ultimate tensile strength. In contrast, under head tensile stress and peel tensile stress, the load-bearing capacity is almost independent of the base material quality. The results of the Wöhler fatigue tests showed significant independence of the dynamic strength from the base material quality for all sheet thickness combinations and loading directions.

In experiments with different *joint gap sizes*, it was determined that the load capacity of joints, which fail by fracture in the weld seam cross section, increases with increasing joint gap size up to a sheet thickness-dependent maximum. Metallographic experiments proved that this was due to the increasing connection width associated with increasing gap size.

Experiments with different *anti-corrosion coatings* proved that, where a joint gap size necessary for zinc degassing is maintained, the coating does not have any influence on the static and dynamic strength characteristics of the joint.

Experiments with different welding depths into the lower sheet, referred to as the *degree of weld penetration*, showed that, irrespective of the sheet thickness combination to be welded, more than 90% of the load-bearing capacity of a full-penetration weld is achieved from a welding depth of 0.4 mm into the lower sheet.

The findings made in the course of this study give us a better understanding of the strength properties of remote welded joint connections at the lap joint with different seam patterns. Through the comparative investigations with resistance spot welded joints, these findings can be drawn upon at the preliminary design stage for body parts. The findings can also serve as a basis for the development of numerical design processes for laser welded seams of any sort and be used to validate the methods of calculation.

1 Einleitung

1.1 Motivation und Zielsetzung der Arbeit

In der Automobilindustrie wird das konventionelle Laserstrahlschweißen aufgrund einer Vielzahl technologischer Vorteile bereits seit gut zwei Jahrzehnten erfolgreich im Karosserierohbau eingesetzt. Zwei der ersten Serienapplikationen, bei welchen die Vorteile der gezielten, zeitlich und örtlich begrenzten Energieeinbringung in das Bauteil, und der damit verbundenen hohen Fügegeschwindigkeit ausgenutzt wurden, stellten Anfang der 90er Jahre die C-Säule und die Dachnaht der damaligen Mercedes Benz S-Klasse dar. Potentiale, die über die genannten prozesstechnischen Vorteile hinaus durch das Verfahren erschlossen werden können, eröffnen sich durch die gute Automatisierbarkeit des Prozesses und durch neue Möglichkeiten in der konstruktiven Gestaltung der Baugruppen. In erster Linie ist diesbezüglich der erzielbare Gewinn an Festigkeit und Steifigkeit bei gleichzeitig reduziertem Gewicht der Bauteile zu nennen. Bei der Entwicklung heutiger Kraftfahrzeuge tragen diese Potentiale zur Erfüllung der erhöhten Anforderungen hinsichtlich Fahrkomfort, passiver Sicherheit und eines mittels Leichtbau erzielten geringen Kraftstoffverbrauchs bei.

Aufgrund der insgesamt hohen Kosten galt der Einsatz der Lasertechnologie jedoch lange Zeit als unwirtschaftlich und wurde überwiegend nur dann eingesetzt, wenn kein anderes Fügeverfahren den gestellten Anforderungen gerecht werden konnte. Durch die rasante technische Weiterentwicklung im Bereich der Laserstrahlquellen und Strahlführungssysteme bei gleichzeitig fallenden Anlagenkosten haben sich diese Voraussetzungen zwischenzeitlich geändert. Eine verfahrenstechnische Neuentwicklung, die insbesondere durch höhere zur Verfügung stehende Strahlleistungen bei gleichzeitig verbesserter Strahlqualität neuerer Festkörperlasergenerationen, wie z.B. dem Scheibenlaser, ermöglicht wurde, stellt das robotergeführte Remote-Schweißen dar. Durch Entkopplung von Strahlführung und Bahnbewegung des Schweißroboters und der dadurch realisierbaren schnellen, flexiblen Strahlpositionierung können bei diesem Verfahren die Prozesszeiten deutlich gesenkt werden. Gegenüber dem im konventionellen Karosserierohbau überwiegend eingesetzten Widerstandspunktschweißverfahren sind dadurch um bis zu zehnmal höhere Fügegeschwindigkeiten erreichbar, wodurch die Wirtschaftlichkeit des Laserstrahlschweißens erheblich steigt. Aus technologischer Sicht können mittels Remote-Schweißen über die Möglichkeiten des kon-

ventionellen Laserstrahlschweißens hinaus weitere Vorteile erschlossen werden. So können nahezu beliebige, an die Belastung angepasste Schweißnahtmuster generiert und unabhängig von der Bahnbewegung des Schweißroboters auf dem Bauteil platziert werden. Durch dies kann jede Fügestelle hinsichtlich der im Betrieb auftretenden Belastungsart und -richtung angepasst werden. Hierdurch und durch eine zielgerichtete Verteilung der einzelnen, optimierten Fügstellen über dem Fügebereich können die Festigkeitseigenschaften gesamter Baugruppen bei minimalem schweißtechnischem Aufwand den Anforderungen entsprechend gestaltet werden.

Aufgrund der genannten, vielfältigen Vorteile ist davon auszugehen, dass das robotergeführte Remote-Laserstrahlschweißen im Karosserierohrbau zunehmend an Bedeutung gewinnen und in weiten Bereichen das Widerstandspunktschweißen ersetzen wird. Im Gegensatz zur im Laufe der Zeit entwickelten Bemessungspraxis widerstandspunktgeschweißter Karosseriebauteile ist der Kenntnisstand bezüglich der Auslegung laserstrahlgeschweißter Bauteile jedoch noch gering. Nahezu gar keine Erfahrungen sind hinsichtlich des Festigkeitsverhaltens remotegeschweißter Schweißnähte am Überlappstoß mit unterschiedlichen Nahtmustern vorhanden, bei welchen die Anzahl der Einflussgrößen auf das Festigkeitsverhalten im Vergleich zu konventionellen Laserstrahlschweißverbindungen deutlich höher ist. In den wenigen bisher diesbezüglich veröffentlichten Untersuchungen wurden meist nur einzelne Parameter variiert und die Festigkeitswerte mit denen punktgeschweißter Verbindungen verglichen. Zudem sind bei einigen Untersuchungen die Ergebnisse aufgrund fehlender Angaben bzw. nicht konstant gehaltener Versuchsparameter nachträglich nicht auszuwerten.

Die vorliegende Arbeit verfolgt die Zielsetzung, das Potential der Remote-Schweißtechnik bezüglich der Optimierung der Festigkeitseigenschaften laserstrahlgeschweißter Fügeverbindungen des Karosserierohrbaus darzustellen. Die Identifizierung der maßgeblichen Einflussgrößen auf das Verhalten remotegeschweißter I-Nahtverbindungen am Überlappstoß bei mechanischer Beanspruchung und die Quantifizierung des jeweiligen Einflusses erfolgt durch quasistatische und dynamisch-zyklische Prüfungen mit unterschiedlichen Lasteinleitungsrichtungen. Aufgrund der bisher an widerstandspunktgeschweißten Verbindungen ausgerichteten Bemessungspraxis und der Vielzahl bezüglich deren Festigkeitsverhalten vorliegender Erkenntnisse wird diese Verbindungsart zur qualitativen Einstufung der Ergebnisse herangezogen. Begleitend zu den Festigkeitsuntersuchungen werden zur Ermittlung der Schweißnahtabmessungen und Bestimmung der Gefügeigenschaften im Bereich der Schweißnaht metallographische Untersuchungen durchgeführt. Die untersuchten Stahlwerkstoffe, Blechdicken, Beschichtungen und Fertigungsparameter orientieren sich vor dem Hintergrund der Anwendung im Automobilbau an den dort gestellten Anforderungen.

Insgesamt sollen die im Rahmen ermittelten Zusammenhänge zum allgemeinen Verständnis des Festigkeitsverhaltens remotegeschweißter Fügeverbindungen am Überlappstoß mit unterschiedlichen Nahtmustern beitragen. Durch die mit widerstandspunktgeschweißten Verbindungen angestellten, vergleichenden Betrachtungen können die gewonnenen Erkenntnisse zur Vorauslegung von Bauteilen, die in naher Zukunft mittels Remote-Schweißen gefügt werden, herangezogen werden. Hinsichtlich der Entwicklung numerischer Auslegungsverfahren für beliebig gestaltete Laserschweißnähte, die für eine zukünftige rechnerische Auslegung notwendig sind, können die gewonnenen Ergebnisse als Grundlage dienen und zur Validierung der Berechnungsergebnisse herangezogen werden.

1.2 Aufbau der Arbeit

Ausgehend vom Stand der Technik und basierend auf der Zielsetzung leiten sich das Vorgehen und der Aufbau dieser Arbeit ab. In Kapitel 2 wird zunächst auf die Grundlagen des Laserstrahlschweißens und die auf die erzeugten Verbindungen anzuwendenden Bewertungs- und Prüfmethoden eingegangen. Im zweiten Teil des Kapitels werden die spezifischen Eigenschaften laserstrahlgeschweißter Verbindungen erläutert und der veröffentlichte Kenntnisstand über das Festigkeitsverhalten dieser Verbindungen dargestellt. Zu Beginn des dritten Kapitels werden das eingesetzte, von der DaimlerChrysler AG entwickelte Remote-Schweißverfahren „RobScan“ und die für dieses Verfahren eingesetzte Systemtechnik erläutert. Anschließend werden die untersuchten Werkstoffe und eingesetzten Versuchsproben dargestellt und Aufbau und Durchführung der Versuche erläutert.

Die Ergebnisse der metallographischen Bestimmung der geometrischen Schweißnahtabmessungen und der metallurgischen Analyse der Gefügeeigenschaften im Bereich der Schweißnaht werden im Kapitel 4 dargelegt. Die Auswertung des Hauptteils der Untersuchungen, die Ermittlung des Einflusses der Nahtgestaltung auf das Festigkeitsverhalten unter statischer und dynamisch schwingender Belastung erfolgt in Kapitel 5 und 6. Der Diskussion der Einflussgrößen auf die von der Belastungsart abhängigen Festigkeitseigenschaften ist dabei jeweils ein eigenes Unterkapitel gewidmet. Der Vergleich des Festigkeitsverhaltens der laserstrahlgeschweißten Varianten mit den entsprechenden widerstandspunktgeschweißten Verbindungen, die Analyse der Versagensvorgänge und die abschließende Bewertung der untersuchten Einflussgrößen erfolgt für beide Belastungsarten jeweils in den letzten drei Unterkapiteln. Eine Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse erfolgt zum Abschluss in Kapitel 7.

2 Grundlagen und Stand der Technik

2.1 Laserstrahlschweißen

Nach DIN 8593 [1] handelt es sich beim Laserstrahlschweißen um ein Schmelzschweißverfahren, bei welchem die erforderliche Energie durch einen Laserstrahl zugeführt wird. Die Hauptvorteile dieses Verfahrens gegenüber herkömmlichen Schweißverfahren, wie z.B. dem WIG- (Wolfram-Inertgasschweißen), MIG- (Metall-Inertgasschweißen) und MAG-Schweißen (Metall-Aktivgasschweißen) ergeben sich durch die gezielte, zeitlich und örtlich begrenzte, berührungslose und dadurch kraftfreie Energieeinbringung in das Werkstück. Vorteile, die daraus für den Schweißprozess folgen, sind die hohe erreichbare Prozessgeschwindigkeit, die hohe Nahtqualität und die gute Automatisierbarkeit des Prozesses. Im Karosserierohbau kann durch die hohe Prozessgeschwindigkeit die Wirtschaftlichkeit der Fügeprozesse gesteigert werden. Darüber hinaus können durch eine laserschweißbefähigte, konstruktive Gestaltung der Baugruppen mittels dieses Fügeverfahrens bedeutende technologische Potentiale erschlossen werden. In erster Linie sind diesbezüglich der erzielbare Gewinn an Festigkeit und Steifigkeit der Fügeverbindungen und die Möglichkeiten zur Gewichtsreduzierung durch angepasste Bauteilgeometrien zu nennen.

2.1.1 Laserstrahlschweißprozess

Beim Laserstrahlschweißen wird die Energie des auf die Bearbeitungsoberfläche fokussierten Laserstrahls vom Werkstück absorbiert. Der Werkstoff schmilzt lokal auf und bildet beim Wiedererstarren eine stoffschlüssige Verbindung. Die für diesen Prozess erforderliche Energie wird in Form von Laserstrahlung durch Spiegel oder Lichtleitkabel von der Strahlquelle zur Bearbeitungsoptik geführt. Durch die Relativbewegung zwischen Bearbeitungsoptik und Werkstück entsteht die Schweißnaht. Die Einschweißtiefe wird durch die Laserleistung, den Fokusdurchmesser und die Vorschubgeschwindigkeit des Laserstrahls bestimmt. Die für den Schweißprozess zur Verfügung stehenden Laserleistung und die Eigenschaften der Laserstrahlung, Wellenlänge und Strahlqualität, werden durch die Wahl der Laserstrahlquelle festgelegt.

Die Art des durchführbaren Prozesses wird durch die Intensität I auf der Werkstückoberfläche bestimmt (vgl. Bild 2.1). Man unterscheidet die zwei im Folgenden erläuterten Prozesse Wärmeleitungsschweißen und Tiefschweißen.

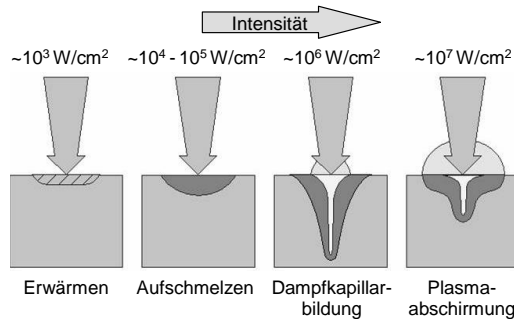


Bild 2.1: Wechselwirkungsprozesse zwischen Laserstrahl und Werkstück [2].

Wärmeleitungsschweißen

Das Wärmeleitungsschweißen findet bei Intensitäten bis etwa 10^5 W/cm^2 statt. Da diese Intensität nicht für die Verdampfung des Werkstoffs ausreicht, wird das Werkstück nur an der Oberfläche aufgeschmolzen. Die Energie kann hierbei nur über Wärmeleitung in die Tiefe des Werkstücks gelangen, was zu einer Schweißnaht geringer Tiefe mit linsenförmigem Querschnitt führt.

Aufgrund der geringen Absorption beim einmaligen Auftreffen der Strahlung auf das Werkstück hat das Wärmeleitungsschweißen einen sehr geringen Wirkungsgrad. Das Verfahren wird deshalb nur in der Feinwerktechnik, z.B. für das Schweißen sehr dünner Bleche oder bei der Fertigung von Elektronikkomponenten, angewendet.

Tiefschweißen

Übersteigt die Intensität auf dem Werkstück eine so genannte Schwellintensität, die für Stahl bei ca. 10^6 W/cm^2 liegt, setzt lokale Verdampfung ein. Die als Folge des nach oben entweichenden Metaldampfes entstehende Reaktionskraft drückt die Schmelze nach unten und zur Seite, wodurch sich die für das Tiefschweißen typische Dampfkapillare ausbildet. Der Dampfdruck hält die Kapillare, deren Durchmesser in etwa dem Fokusbereich des Laserstrahls entspricht, entgegen dem hydrostatischen und hydrodynamischen Druck der umgebenden Schmelze und deren Oberflächenspannung offen.

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Betrachtungen beziehen sich ausschließlich auf Schweißnähte, die durch Laserstrahl-tiefschweißen erzeugt wurden. In allen folgenden Ausführungen wird aus Vereinfachungsgründen deshalb für diesen Prozess der Begriff Laserstralschweißen verwendet.

2.1.2 Strahlausbreitung und Strahlfokussierung

Wie im vorherigen Abschnitt dargestellt wurde, ist die für den Laserschweißprozess bestimmende Größe die Intensität I auf der Werkstückoberfläche, die durch die Laserleistung P_L und den Fokusbereich d_f festgelegt wird. Zur Erzielung der für den Schweißprozess notwendigen hohen Intensitäten muss der Laserstrahl durch die Bearbeitungsoptik auf die Werkstückoberfläche fokussiert werden. Bei vorgegebener Laserleistung können bei geringeren Fokusbereichen höhere Intensitäten erreicht werden. Der erzielbare Fokusbereich ist von den Größen Strahlparameterprodukt $d_e\Theta_e/4$ und der Fokussierlinse f abhängig.

Strahlausbreitung

Die laterale Ausdehnung von Laserstrahlen wird durch die Größe und den Ort des Strahltaillendurchmessers d_e und den Divergenzwinkel Θ_e beschrieben. Das aus diesen beiden Größen gebildete Strahlparameterprodukt $d_e\Theta_e/4$ wird durch die Laserstrahlquelle vorgegeben und bleibt während der Propagation erhalten. Dies gilt auch beim Durchgang durch aufweitende oder fokussierende optische Elemente [2].

Bild 2.2 zeigt diesen Zusammenhang bei der Fokussierung eines Strahles mittels einer Linse der Brennweite f , die sich im Abstand z_e von der Strahltaille befindet.

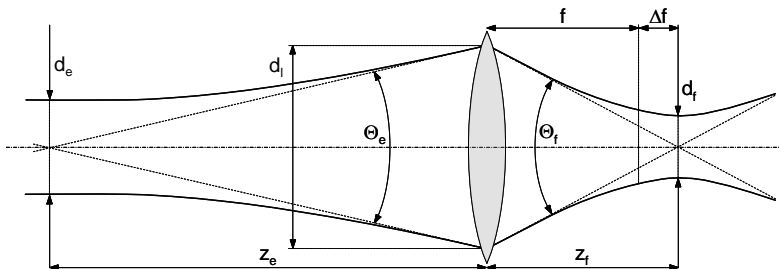


Bild 2.2: Fokussierung eines Gauß-Strahles mittels einer Linse [2].

Durch die Linse werden die Strahleigenschaften transformiert. Die Strahlausbreitung erfolgt nach der Linse aber wieder nach den gleichen Gesetzmäßigkeiten. Der Strahltaillendurchmesser d_e wird in d_f und der Divergenzwinkel Θ_e in Θ_f umgewandelt. Das Strahlparameterprodukt bleibt jedoch konstant:

$$\frac{d_e \cdot \Theta_e}{4} = \frac{d_f \cdot \Theta_f}{4} \approx \text{konst.} \quad (2.1)$$

Strahlqualität

Zur Kennzeichnung der Strahlqualität eines Rohstrahls werden die Beugungsmaßzahl M^2 oder die Strahlqualitätszahl K ($= 1/M^2$), die nach DIN EN ISO 11145 die Bestimmungsgrößen zu einem Kennwert zusammenfassen, angegeben [3]. Die dimensionslose Strahlqualitätszahl K , die einen Wert zwischen 0 und dem beugungsbegrenzten Optimum des Gauß'schen Grundmodes von 1 annimmt, ergibt sich mit der Wellenlänge λ und dem Strahlparameterprodukt $d_e \Theta_e / 4$ zu:

$$K = \frac{\lambda}{\pi} \cdot \frac{4}{d_e \cdot \Theta_e} \quad (2.2)$$

Der erzielbare Fokusbereich und die Rayleighlänge werden durch die Fokussierzahl F und die Strahlqualitätszahl K festgelegt. Die Fokussierzahl F stellt das Verhältnis der Brennweite f der Fokussierlinse zum Strahldurchmesser D auf der Linse dar. Für den erzielbaren Fokusbereich d_f und die Rayleighlänge z_{Rf} gilt in paraxialer Näherung:

$$d_f = \frac{4 \cdot \lambda \cdot F}{\pi \cdot K} = F \cdot \Theta_e \cdot d_e \quad (2.3)$$

$$z_{Rf} = \frac{4 \cdot \lambda \cdot F^2}{\pi \cdot K} = F^2 \cdot \Theta_e \cdot d_e \quad (2.4)$$

Die in Gleichung 2.4 angegebene Rayleighlänge gibt die Distanz in Ausbreitungsrichtung des Strahls an, innerhalb der sich der Strahlquerschnitt verdoppelt. Die Intensität beträgt an dieser Stelle nur noch die Hälfte des Wertes im Fokus.

Vorteile hoher Strahlqualität

Aus Gleichung 2.3 wird ersichtlich, dass bei konstanter Fokussierzahl F der Linse mit abnehmendem Strahlparameterprodukt $d_e \Theta_e / 4$, d.h. mit zunehmender Strahlqualität, kleinere Fokusbereiche d_f erzielt werden können. Dies ist in der linken Abbildung

des Bilds 2.3 graphisch dargestellt. In der Praxis kann die durch einen reduzierten Fokussdurchmesser bei konstanter Laserleistung erhöhte Intensität auf dem Werkstück zur Steigerung der Schweißgeschwindigkeit v_s genutzt werden. Bei konstanter Einschweißtiefe, vernachlässigbaren Verlusten (Wärmeleitung etc.) und angenommener Proportionalität zwischen Strahldurchmesser und Nahtbreite gilt:

$$v_s \propto \frac{P_L}{d_f} \quad (2.5)$$

Durch die Verringerung des Fokussdurchmessers werden die Breite der Dampfkapillare und damit auch die Breite der erzeugten Schweißnaht reduziert. Beim Arbeiten mit geringen Fokussdurchmessern müssen deshalb die Auswirkungen auf den Schweißprozess und die spezifischen mechanisch-technologischen Eigenschaften der erzeugten Schweißnähte berücksichtigt werden.

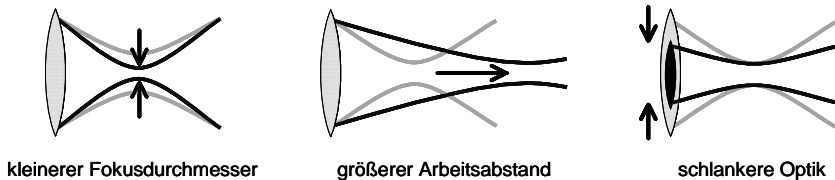


Bild 2.3: Systemtechnische Vorteile hoher Strahlqualität.

Ein weiterer Vorteil einer erhöhten Strahlqualität liegt in dem bei konstantem Fokussdurchmesser größeren erzielbaren Arbeitsabstand bei gleichzeitig geringerer Strahldivergenz (Bild 2.3, Mitte). Die Vergrößerung des Arbeitsabstandes führt zu einer geringeren Verschmutzungsneigung der zum Schutz optischer Komponenten eingesetzten Schutzgläser und zu einer verbesserten Zugänglichkeit enger Fügestellen. Des Weiteren wird durch eine geringere Strahldivergenz eine höhere Toleranz bezüglich Schwankungen des Abstandes zwischen Bearbeitungsoptik und Werkstück erreicht.

Wie im rechten Teil des Bilds 2.3 dargestellt ist, können durch eine verbesserte Strahlqualität bei gleich bleibendem Fokussdurchmesser schlankere Optiken eingesetzt werden. Hieraus folgen wiederum Vorteile bezüglich Herstellkosten, Gewicht und der durch eine reduzierte Baugröße verringerten Störkontur der Bearbeitungsoptiken.

Bearbeitungsoptiken

Für die Fokussierung der durch Spiegel bzw. Glasfasern übertragenen Laserstrahlung auf das Werkstück steht eine Vielzahl an Bearbeitungsoptiken zur Verfügung. Für das konventionelle Laserstrahlschweißen kommen Standard-Bearbeitungsoptiken und

Doppelfokusoptiken verschiedenster Ausführungen zum Einsatz. Am Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW) der Universität Stuttgart wurden darüber hinaus Untersuchungen mit Bearbeitungsoptiken durchgeführt, bei welchen in einem Gehäuse bis zu vier Optiken unter einem Winkel zueinander angeordnet waren [4].

Durch die je nach erwünschtem Fokusedurchmesser und Arbeitsabstand unterschiedlichen Linsensysteme der Bearbeitungsoptiken wird der Laserstrahl zuerst kollimiert und anschließend auf das Werkstück fokussiert.

2.1.3 Remote Laserstrahlschweißen

Beim so genannten Remote-Schweißen erfolgt die Strahlpositionierung und -führung durch in der Bearbeitungsoptik angebrachte, hochdynamische Scanner-Spiegel. Voraussetzung für das Verfahren, bei dem mit Arbeitsabständen von bis zu 1 m gearbeitet wird, sind Laserstrahlquellen mit sehr hohen Strahlqualitäten [5].

Der Hauptvorteil des Verfahrens ergibt sich durch die Minimierung der Nebenzeiten zwischen den einzelnen Schweißungen und der dadurch deutlich reduzierten Prozesszeit. Gegenüber der beim konventionellen Laserschweißen im Karosseriebau üblichen geringen Laserauslastung von ca. 20 % bis 30 %, werden beim Remote-Schweißen Auslastungen von nahezu 100 % erreicht. Einer Studie zufolge können im Automobilbau dadurch gegenüber dem heute eingesetzten Widerstandspunktschweißen die Investitionskosten um 30 %, die Taktzeiten um 60 % und aufgrund der gesteigerten Produktivität der Anlagen der Flächenbedarf auf die Hälfte reduziert werden [6]. Einer in der Studie getroffenen Prognose zufolge, wird das Remote-Schweißen in der Automobilindustrie bis zum Jahr 2015 einen Anteil von bis zu 10 % des gesamten Fügevolumens erreichen. Über diese wirtschaftlichen Gesichtspunkte hinaus kann durch das Verfahren eine Vielzahl technologischer Vorteile erschlossen werden, die in Kapitel 3.1.1 am Beispiel des im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten Remote-Schweißverfahren „Rob-Scan“ erläutert werden.

Bei den ersten Remote-Schweißanlagen, die Ende der 90er Jahre in der Automobilindustrie eingeführt wurden, handelte es sich um auf CO₂-Laserstrahlquellen basierende Systeme. Die zur Realisierung der angestrebten Arbeitsabstände erforderliche hohe Strahlqualität in Verbindung mit hohen Leistungen konnte zu dieser Zeit nur durch diesen Lasertyp erreicht werden. Ein Nachteil der CO₂-Remote-Anlagen ergibt sich durch die lasersystembedingten stationären bzw. auf einer linearen Achse montierten Bearbeitungsköpfe, die keine Umlagerungen zulassen. Aufgrund der eingeschränk-

ten Zugänglichkeit der Schweißstellen ist deshalb eine Bearbeitung dreidimensionaler Bauteile ohne zusätzliche Handhabungstechnik nicht möglich. Der zur Bearbeitung größerer Werkstücke notwendige Arbeitsbereich wird bei heutigen Systemen durch Integration des Bearbeitungskopfes in eine Portalanlage erschlossen.

Durch die Neu- bzw. Weiterentwicklung diodengepumpter Festkörperlaser in Richtung höherer Leistung bei gleichzeitig besserer Strahlqualität ergeben sich neue Potentiale für die Remote-Schweißtechnik [7]. Zu nennen ist hier insbesondere das 1992 am IFSW entwickelte Konzept des Scheibenlasers. Die heute von der Firma TRUMPF nach diesem Konzept in Serie gebauten Scheibenlaser erreichen Leistungen von 16 kW und können bei einer Strahlqualität von 8 mm x mrad in Lichtleitkabel (LLK) mit nur 100 µm Durchmesser eingekoppelt werden. Durch diese Entwicklungen können heutige Festkörperlaser zur Bearbeitung „on the fly“ durch robotergeführte Lasersysteme eingesetzt werden. Ein erstes solches Remote-Schweißverfahren, das die Potentiale erhöhter Strahlqualität und der Übertragbarkeit von Laserstrahlung durch LLK nutzt, stellt das von der DaimlerChrysler AG entwickelte „RobScan“-Verfahren dar. Bei diesem, in Kapitel 3.1 erläuterten Verfahren wird die hohe Geschwindigkeit und Präzision einer programmierbaren Strahlablenkungsoptik mit der Flexibilität eines Industrieroboters verknüpft.

2.1.4 Verfahrensparameter beim Laserstrahlschweißen

Beim Laserstrahlschweißen existiert eine Vielzahl an Parametern, die einen direkten Einfluss auf den Schweißprozess und damit auch auf die Schweißnahtqualität haben. Um einen reproduzierbaren, stabilen Schweißprozess zu erzielen, müssen deshalb vor dem Beginn der Fertigung diese Parameter an die jeweilige Schweißaufgabe angepasst werden. Mit der Norm DIN EN ISO 15609 T4 steht eine Richtlinie zur Erstellung von Schweißanweisungen, in welchen die wichtigsten Parameter für den Fertigungsprozess festgelegt werden, zur Verfügung [8]. Wie in Bild 2.4 dargestellt ist, können die Parameter in Laserstrahl-, Prozess- und Werkstückparameter unterteilt werden.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden ausschließlich I-Nahtverbindungen am Überlappstoß diskutiert. Im Folgenden werden deshalb nur die Einflussgrößen auf diesen Schweißnahttyp erläutert. Die beim Schweißen von Stumpf- und Kehlnähten zu berücksichtigenden Prozessparameter und deren Einflüsse auf die Schweißnahtqualität ist Gegenstand mehrerer Arbeiten auf die hier nicht eingegangen werden soll [9]. Die Folgen eines fehlerhaften Schweißprozesses - Schweißnähte, die durch Nahtunre-

gelmäßigkeiten und -fehler unzureichende Qualität aufweisen - werden in Kapitel 2.1.5 erläutert.

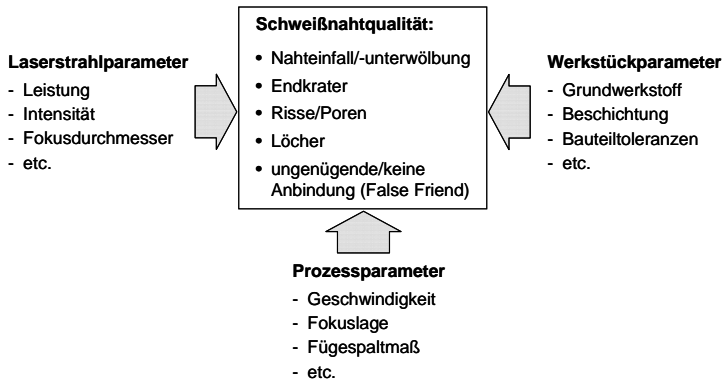


Bild 2.4: Einflussgrößen auf die Schweißnahtqualität.

Laserstrahlparameter

Wie im Kapitel 2.1.1 bereits erläutert wurde, bestimmt die Intensität der Laserstrahlung auf der Werkstückoberfläche maßgeblich den Vorgang des Lasertiefschweißens. Diese kann beim Schweißprozess durch Schwankungen der am Werkstück ankommenden Laserleistung und durch Abweichung der Fokusslage von der Sollposition, durch welche sich der Brennfleckdurchmesser auf der Werkstückoberfläche verändert, variieren.

In der Fertigungsumgebung entstehen die größten Verluste an Laserleistung durch Verschmutzung optischer Komponenten, wie z.B. dem vor der Fokussierlinse angebrachten Schutzglas. Störungen des Prozesses durch Differenzen zwischen angeforderter und vom Laseraggregat gelieferter Leistung können bei den heutigen Systemen nahezu ausgeschlossen werden. Abweichungen der Fokusslage von der Sollposition können durch eine fehlerhafte Positionierung der Bearbeitungsoptik zum Werkstück und bei hohen Strahlleistungen im geringen Maße durch Änderungen der Abbildungseigenschaften der optischen Elemente durch thermische Effekte entstehen.

Prozessparameter

Die Schweißgeschwindigkeit wird der zu bearbeiteten Blechdicke bzw. der gewünschten Einschweißtiefe angepasst. In der industriellen Praxis wird beim Schweißen von Überlappverbindungen, abgesehen von einigen Sonderanwendungen, die Schweißgeschwindigkeit so eingestellt, dass eine vollständige Durchschweißung erzielt wird.

Hintergrund hierfür ist, dass in diesem Fall der sichtbare Austritt der Nahtwurzel zu prüfetechnischen Zwecken des Schweißergebnisses herangezogen werden kann.

Das Fügemaß ist hinsichtlich der erzielbaren Nahtqualität beim Laserstrahlschweißen von Überlappnähten von zentraler Bedeutung. Der maximal überbrückbare Fügemaß hängt von den Blechdicken der zu verschweißenden Fügepartner und vom eingesetzten Fokusdurchmesser ab. Bei beschichteten Blechen muss aufgrund der im Abschnitt „Schweißen verzinkter Bleche“ erläuterten Problematik zusätzlich ein minimales Spaltmaß eingehalten werden. Zur Vermeidung unzulässiger Schweißnahtfehler, wie starke Nahtunterwölbungen und Anbindefehler in der Fügeebene (vgl. Abschnitt 2.1.5) muss das Fügemaß s bei unbeschichteten Blechen innerhalb folgender Grenzen liegen:

$$0 < s < 0,2 \cdot t_1 \quad \text{mit } s_{\max.} = 0,3 \text{ mm} \quad (2.6)$$

Für beschichtete Bleche gilt:

$$0,1 < s < 0,2 \cdot t_1 \quad \text{mit } s_{\max.} = 0,3 \text{ mm} \quad (2.7)$$

Wie in Bild 2.5 dargestellt, ist die maßgebliche Blechdicke hierbei die mit t_1 bezeichnete Dicke des oben angeordneten Fügepartners.

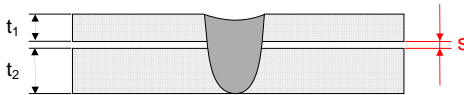


Bild 2.5: Zulässiges Fügemaß s in Abhängigkeit der Blechdicke.

Werkstückparameter

Die Eignung der Stahlwerkstoffe zum Schweißen wird im Wesentlichen durch deren chemische Zusammensetzung und Behandlungszustand bestimmt. Insbesondere höhere Gehalte an Kohlenstoff ($C > 0,5 \%$), die bei hohen Erstarrungsgeschwindigkeiten starke Aufhärtungen verursachen und dadurch zu Erstarrungsrissen führen können, sind problematisch.

In der industriellen Fertigung müssen bei der Einrichtung des Schweißprozesses über die genannten Einflussgrößen hinaus Toleranzen des Bauteils, wie z.B. Blechdickenschwankungen und Maßabweichungen und Schwankungen in der chemischen Zusammensetzung des Werkstoffs, mit in Betracht gezogen werden. Damit auch beim Auftreten mehrerer Störgrößen noch ein sicherer Schweißprozess und damit eine hohe Nahtqualität erzielt werden kann, muss das Prozessfenster ausreichend groß sein.

Schweißen verzinkter Stahlbleche

Wie bereits erwähnt, muss beim Überlappschweißen von beschichteten Stahlblechen ein definiertes, minimales Fügespaltmaß eingehalten werden. Ursache hierfür ist die gegenüber der Schmelztemperatur von Stahl (1530°) sehr geringe Verdampfungstemperatur der Zinkbeschichtung (907°). Beim Schweißprozess wird dadurch im Bereich der Schweißnaht, der über die Verdampfungstemperatur von Zink erhitzt wird, die Zinkbeschichtung schlagartig verdampft. Im Falle der Fixierung verzinkter Bleche unter Nullspalt kann der in der Zwischenlage der Bleche entstehende Zinkdampf nur durch die Schmelze der Schweißkapillare entweichen. Durch den explosionsartigen Austritt des Dampfes werden dabei große Mengen an Material mitgerissen und ausgeworfen, wodurch eine löchrige Schweißnaht zurückbleibt (vgl. Bild 2.6). Um ein kontrolliertes Abströmen des Zinkdampfes zu gewährleisten, muss deshalb ein definiertes, minimales Fügespaltmaß eingestellt werden.

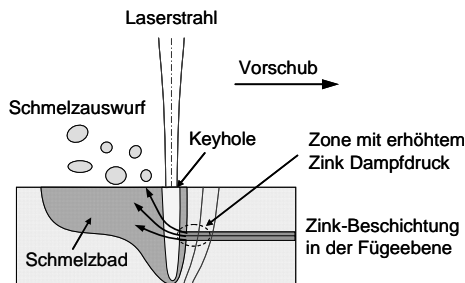


Bild 2.6: Problematik beim Überlappschweißen verzinkter Bleche.

Das zur Vermeidung von Schmelzbadauswürfen notwendige Fügespaltmaß hängt von der Beschichtungsstärke und -art, der Blechdicke und den Parametern des Schweißprozesses ab. In der Fertigung kann die Einstellung des erforderlichen Spaltmaßes durch eingebrachte Distanzhalter, mechanische Einprägungen, durch Laserpulse erzeugte Noppen oder eine winklige Anordnung der Fügepartner zueinander erfolgen.

2.1.5 Schweißnahtqualität, -fehler und ihre Bewertung

Zur Sicherstellung der benötigten technologischen Eigenschaften von Laserstrahlverbindungen und einer einwandfreien schweißtechnischen Fertigung existieren eine Reihe an Verfahrensvorschriften, Merkblättern, Richtlinien und Normen. Die Werke beinhalten qualitätssichernde Maßnahmen vom Konstruktionsstadium, über die Werkstoffauswahl und Fertigung bis zur nachfolgenden Prüfung der erzeugten Verbindungen.

In der Norm DIN EN 729 T1 [10] werden verschiedene Grundsätze für Qualitätsanforderungen an die schweißtechnische Fertigung festgelegt. Die Anforderungen werden dabei in umfassend, Standard und elementar unterteilt. Hintergrund dieser Norm ist die Tatsache, dass Qualität nicht in ein Erzeugnis hineingeprüft werden kann, sondern durch Sicherstellung einer einwandfreien schweißtechnischen Fertigung erreicht werden muss.

Die Bewertung von Schweißnahtfehlern anhand ihrer geometrischen Abmessungen erfolgt bei elektronen- und laserstrahlgeschweißten Schweißverbindungen aus Stahl durch die europäische Norm DIN EN ISO 13919 T1 [11]. Schweißnahtfehler können nach dieser Norm Abweichungen von der angestrebten Form und Lage der Schweißnaht oder geometrische Unregelmäßigkeiten in der Schweißverbindung sein. Unter geometrischen Unregelmäßigkeiten wird dabei zwischen makroskopischen Abweichungen der Form des erstarrten Schmelzvolumens (Naht- und Wurzelüberhöhung bzw. -unterwölbung) und makroskopische Imperfektionen (Risse, Anbindefehler, Kerben, Poren, Einschlüsse) unterschieden. Die Einstufung der Schweißnahtqualität anhand der Abmessungen der auftretenden Unregelmäßigkeiten erfolgt nach dieser Norm in die drei Bewertungsgruppen D (niedrig), C (mittel) und B (hoch). Die höchste Bewertungsgruppe A enthält spezielle, im Einzelfall festzulegende Anforderungen und ist deshalb von der Bewertung anhand festgelegter Grenzwerte ausgenommen.

Die Festlegung der zulässigen Abmessungen der Unregelmäßigkeiten einer Bewertungsgruppe beruht im Wesentlichen auf Erfahrungen bei der Herstellung statisch beanspruchter Laserschweißverbindungen [12]. Bei der Auswahl der in der Fertigung einzuhaltenden Bewertungsgruppe müssen im Karosserierohbau jedoch zusätzlich auch die Auswirkungen der Unregelmäßigkeiten auf die dynamischen Festigkeitseigenschaften berücksichtigt werden. Die Erarbeitung von Bewertungskriterien für die Schwingfestigkeit von Laserstrahlschweißverbindungen ist deshalb auch Gegenstand mehrerer Veröffentlichungen [13], [14], [15]. Da Laserschweißnähte, je nach Lage im Fahrzeug und den nachfolgenden Abdicht- und Lackiervorgängen, unterschiedlichen Korrosions- und Dichtigkeitsanforderungen entsprechen müssen, werden in der Automobilindustrie zur Beurteilung der Schweißnahtqualität weitere, spezielle Qualitätskriterien, die diese Anforderungen berücksichtigen, herangezogen.

Die Untersuchungen der vorliegenden Arbeit an I-Nähten am Überlappstoß wurden ausschließlich an Schweißnähten durchgeführt, deren Qualität der für den Karosserierohbau typischen Bewertungsgruppe B der zitierten Norm DIN EN ISO 13919 T1 [11] entsprachen.

2.1.6 Prüfung laserstrahlgeschweißter Verbindungen

Zur Prüfung laserstrahlgeschweißter Verbindungen des im Karosseriebau üblichen Blechdickenbereichs existieren zahlreiche Prüfverfahren. Im Folgenden soll ein kurzer Überblick über diese Verfahren und deren Normung gegeben werden. Die Beschreibung der im Rahmen dieser Arbeit zur Bestimmung der Festigkeitseigenschaften eingesetzten Verfahren erfolgt in Kapitel 3.3.3.

Art und Umfang der zur Absicherung des Schweißverfahrens für den Fertigungseinsatz durchzuführenden Prüfungen werden in der Norm DIN EN ISO 15614 T11 [16] in Abhängigkeit des Nahttyps und der durch die Bewertungsgruppe definierten, erforderlichen Nahtqualität festgelegt. Zur Sicherstellung ihrer Gebrauchseigenschaften müssen die erzeugten Schweißnähte hinsichtlich der spezifischen, im Betrieb auftretenden Belastungen durch weitere Prüfverfahren abgesichert werden. Im Karosserierohrbau sind diesbezüglich insbesondere Beanspruchungen der Fügestelle durch statische und dynamisch schwingende Lasten zu berücksichtigen. Grundsätzlich können die Prüfverfahren in zerstörungsfreie und zerstörende Prüfungen eingeteilt werden.

Zerstörungsfreie Prüfverfahren

Art und Umfang der zur zerstörungsfreien Prüfung von Schweißverbindungen metallischer Werkstoffe anzuwendenden Prüfverfahren wird durch die Norm DIN EN 12062 festgelegt [17]. Die Festlegungen dieser Norm folgen aus den Qualitätsanforderungen an die Naht, dem eingesetzten Werkstoff, der Schweißnahtart und dem angewendeten Schweißverfahren. Zu den aufgeführten Prüfverfahren gehören die Sichtprüfung nach DIN EN 970 [18], die Eindringprüfung nach DIN EN 571 T1 [19], die Durchstrahlungsprüfungen mittels Röntgen- oder Gammastrahlen nach DIN EN 1435 [20], die Prüfung durch Ultraschall nach DIN EN 1714 [21], die Magnetpulverprüfung nach DIN EN 1290 [22] und die Wirbelstromprüfung nach DIN EN 1711 [23]. Durch einige dieser Prüfverfahren können über die äußeren sichtbaren Unregelmäßigkeiten hinaus auch innere Fehlstellen wie Poren, Risse und Anbindefehler erkannt und dadurch zur Beurteilung der Nahtqualität herangezogen werden.

Im Unterschied zu den anderen, oben aufgeführten Verfahren kann die Sichtprüfung auch bereits während des Schweißprozesses „online“ erfolgen. Durch die Registrierung von Änderungen charakteristischer Prozessmerkmale, wie z.B. Schmelzbadgeometrie und Abkühlverhalten der Schmelze, können Rückschlüsse auf Entstehung und Art von Unregelmäßigkeiten gezogen werden. Gegenüber konventionellen „offline“

Verfahren, die nur qualitative Prüfbefunde liefern, können durch moderne elektronische Online-Prüfverfahren differenziertere Befunde erstellt werden.

Zerstörende Prüfverfahren

Eine betragsmäßige Ermittlung der als mechanisch-technologischen Eigenschaften der Schweißnaht bezeichneten Größen Festigkeit, Verformbarkeit und Zähigkeit kann im Allgemeinen nur durch zerstörende Prüfverfahren erfolgen.

Die Festigkeit und die Verformbarkeit, die ein Maß für den Widerstand gegen Verformung bzw. die Fähigkeit zur bleibenden Formänderung ohne Bruch darstellen, werden standardmäßig durch Zug- und Biegeversuche ermittelt. Der nach DIN EN 910 [24] definierte Biegeversuch wird insbesondere zur Überprüfung der Verformbarkeit von Stumpfstoßschweißverbindungen eingesetzt. Zur Beurteilung der Verformbarkeit von I-Nähten am Überlappstoß ist dieses Prüfverfahren jedoch ungeeignet. Die Zugfestigkeit und die Bruchlage von quasistatisch auf Zug beanspruchten Stumpfstoßschweißverbindungen werden durch Quer- bzw. Längszugversuche nach der Norm DIN EN 895 bzw. DIN EN 876 ermittelt [25], [26]. Für die Prüfung der statischen Festigkeit von Überlappverbindungen existieren die Normen DIN EN ISO 14273 und DIN EN ISO 14272 in welchen das Vorgehen bei der statischen Scher- bzw. Kopfzugprüfung an Punkt-, Rollennaht- und Buckelschweißverbindungen festgelegt ist [27], [28]. Da die entsprechenden Prüfungen laserstrahlgeschweißter Verbindungen am Überlappstoß derzeit noch durch keine Norm erfasst werden, erfolgen diese meist analog den beiden genannten Normen. Die Prüfung von Fügeverbindungen unter schlagartiger Lastaufbringung, welche z.B. zur Beurteilung der Crasheigenschaften herangezogen wird, wird derzeit noch durch keine Norm erfasst.

Die Festigkeitseigenschaften unter dynamisch schwingender Belastung werden durch Dauerschwingversuche ermittelt. Allgemeine Festlegungen zur Versuchsdurchführung und -auswertung erfolgen durch die Norm DIN 50100 [29]. Ein spezielles Vorgehen zur Schwingfestigkeitsprüfung laserstrahlgeschweißter Verbindungen ist derzeit noch durch keine Norm festgelegt. Aus diesem Grund erfolgt die Prüfung dieser Verbindungen auch bei dieser Belastungsart analog der entsprechenden Norm DIN EN ISO 14324 des Widerstandspunktschweißens [30].

Die Zähigkeitseigenschaften und die Neigung zum Sprödbbruch von Schweißverbindungen werden im Allgemeinen durch den Kerbschlagbiegeversuch nach DIN EN 10045 T1 ermittelt [31]. Aufgrund der verfahrensspezifischen, geringen Nahtbreiten ist dieser Versuch an Laserstrahlschweißnähten im Dünnblechbereich sehr aufwändig und

darüber hinaus auch in seiner Aussage problematisch [32]. Da dieses Prüfverfahren im Rahmen dieser Arbeit unberücksichtigt bleibt, sei hier auf die entsprechende Literatur verwiesen [33].

Werkstattversuche

Sehr einfache, schnell durchzuführende zerstörende Prüfverfahren, die der Kontrolle von Einstellwerten des Schweißprozesses und der fertigungsbegleitenden Prüfung der Eigenschaften von Punktschweißverbindungen dienen, werden im DVS Merkblatt 2916 als Werkstattversuche bezeichnet [34]. Die gängigsten Prüfverfahren sind der Schäl-, Abroll- und Meißelversuch. Merkmale, die zur Beurteilung der Tragfähigkeit der Verbindung mit diesen Verfahren ermittelt werden, sind die Bruchart (Ausknöpfen oder Abscheren) und die Größe des ausgerissenen Schweißbutzens bzw. der abgesicherten Anbindefläche. Beim Laserstrahlschweißen von Schweißnähten unterschiedlicher Nahtmuster am Überlappstoß können zur einfachen, schnellen Bewertung der Nahteigenschaften prinzipiell die gleichen Kriterien herangezogen werden. In der Automobilindustrie bestehen bereits bei mehreren Herstellern Prüfrichtlinien, in welchen diese Verfahren in abgewandelter Form für laserstrahlgeschweißte Verbindungen Anwendung finden. Einheitlichen Beurteilungskriterien und Grenzwerte wurden für diese Prüfverfahren jedoch noch nicht festgelegt.

Metallographische Untersuchungen

Weitere zerstörende Prüfverfahren zur Beurteilung der Schweißnahteigenschaften sind in der DIN EN 1321 T1 [35] in Form von metallographischen Untersuchungen enthalten. Durch Herstellung von Quer-, Längs- und Horizontalschliffbildern können die geometrischen Abmessungen der Schweißnaht visuell ermittelt und eventuell auftretende Poren und Risse erkannt werden. Durch mikroskopische Betrachtung der Schlifffläche im geätzten Zustand können darüber hinaus die durch den Wärmeeintrag des Schweißprozesses verursachten Gefügewandlungen im Bereich der Schweißnaht sichtbar gemacht werden. Über diese optische Untersuchungen hinaus können die erzeugten Schliffbilder zur Ermittlung des Härteverlaufs über dem Querschnitt der Schweißnaht, der Wärmeeinflusszone und des Grundwerkstoffs verwendet werden. Aufgrund der geringen Abmessungen und der hohen Härtegradienten wird bei laserstrahlgeschweißten Verbindungen die Mikrohärteprüfung nach DIN EN 1043 T2 [36] empfohlen.

2.2 Eigenschaften von Laserstrahlschweißnähten

Laserstrahlgeschweißte Verbindungen weisen im Vergleich zu konventionell erzeugten Schweißverbindungen neben den bereits angesprochenen möglichen lasertypischen Imperfektionen Besonderheiten hinsichtlich der erzeugten Schweißnahtgeometrie und der sich im Bereich der Schweißnaht durch Umwandlungsvorgänge ausbildenden Gefüge auf. Aus den Gefügemwandlungen resultieren Veränderungen der mechanisch-technologischen Werkstoffeigenschaften.

2.2.1 Laserstrahltypische Schweißnahtgeometrie

Charakteristisch für die Nahtgeometrie beim Laserstrahlschweißen ist der durch den Tiefschweißeffekt verursachte hohe Schlankheitsgrad der Nähte, der durch das von Einschweißtiefe zu Nahtbreite gebildete Aspektverhältnis ausgedrückt wird. Typische Aspektverhältnisse liegen beim Laserstrahliefschweißen zwischen 2:1 und 6:1 [2].

Nach [2] besteht bei Vernachlässigung der Verlustleistung zwischen der Einschweißtiefe e und den Prozessparametern Laserleistung P_L , Schweißgeschwindigkeit v_s und Fokusbereich d_f folgende Beziehung:

$$\frac{P_L}{d_f} \propto e \cdot v_s \quad (2.8)$$

Hieraus geht hervor, dass in erster Näherung die Einschweißtiefe für eine vorgegebene Schweißgeschwindigkeit proportional zur aus Laserleistung und Fokusbereich gebildeten spezifischen Leistung ist.

Die Nahtbreite wird durch die Größe des beim Schweißprozess aufgeschmolzenen Bereichs, der nach Widererstarrung die Naht bildet, bestimmt. Das Ausmaß dieses Bereichs wird dabei maßgeblich durch die Breite des Keyholes, welche wiederum durch den Brennfleckdurchmesser des Laserstrahls auf dem Werkstück bestimmt wird, festgelegt. Der Anteil, der zusätzlich durch Wärmeableitung neben dem Keyhole aufgeschmolzen wird, hängt von den zu verschweißenden Blechdicken, der Schweißgeschwindigkeit und der Wärmeleitfähigkeit des bearbeiteten Werkstoffs ab. Beim Verschweißen dünner Bleche ist dieser aufgeschmolzene Anteil von untergeordneter Bedeutung und die erzeugte Nahtbreite deshalb weitgehend unabhängig von den genannten Größen. Mit der aus diesem Grund für den Dünnblechbereich zulässigen Annahme

der Proportionalität zwischen Fokusdurchmesser d_f und Nahtbreite b und einer als zylinderförmig betrachteten Kapillare erhält man aus Beziehung 2.8 durch Umformen:

$$\frac{P_L}{v_s} \propto b \cdot e \quad (2.9)$$

Dieser Zusammenhang zeigt, dass der als Streckenenergie bezeichnete Quotient aus Laserleistung und Geschwindigkeit proportional zur aufgeschmolzenen Nahquerschnittsfläche $F = b \times e$ ist. Abweichungen von zylindrischen Nahtquerschnittsformen treten insbesondere bei hohen Streckenenergien, die zur Erzielung von großen Einschweißtiefen notwendig sind, auf. Es kommt dort zu einer Verbreiterung des oberen Nahtbereichs, weshalb der Nahtquerschnitt auch als 'Weinglas-Form' bezeichnet wird.

2.2.2 Laserstrahlspezifische Gefügeausbildung

Beim Schweißen vollziehen sich im Werkstoff durch Erwärmungs- und Abkühlvorgänge verursachte metallurgische Veränderungen des Gefüges [37], [38]. Art und Umfang der Gefügeumwandlungen werden neben dem charakteristischen, beim Schweißprozess durchlaufenen Temperaturzyklus durch die chemische Zusammensetzung und den Behandlungszustand des Grundwerkstoffs bestimmt.

Die für die Gefügeausbildung im Bereich der Schweißnaht entscheidenden spezifischen Eigenschaften des Laserschweißprozesses sind die konzentrierte Energieeinkbringung, das geringe aufgeschmolzene Volumen und die hohe Schweißgeschwindigkeit. Diese Eigenschaften haben zur Folge, dass die Schmelzzone einen hohen Schlankheitsgrad aufweist und extrem schnell aufgeheizt und abgekühlt wird. Des Weiteren wird durch die geringe eingebrachte Streckenenergie und das schmale Schmelzbad nur ein kleiner Bereich neben der Schmelzzone durch abgeleitete Wärme beeinflusst. Infolge dessen weist diese an die Schweißnaht angrenzende Zone gegenüber konventionellen Schweißverfahren nur sehr geringe Abmessungen auf.

Allgemein sind hinsichtlich der Gefügeeigenschaften einer Laserschweißnaht in Abhängigkeit der lokal erreichten Temperatur drei Bereiche mit unterschiedlichen, fließend ineinander übergehenden Werkstoffzuständen zu unterscheiden: das unbeeinflusste Grundwerkstoffgefüge (GW), die Wärmeeinflusszone (WEZ) und die Schmelzzone (Schweißnaht SN) in welchen jeweils Gefügeumwandlungen stattgefunden haben. Bild 2.7 zeigt diese drei Gefügebereiche an einer laserstrahlgeschweißten Überlappverbindung des Werkstoffs H320LA.

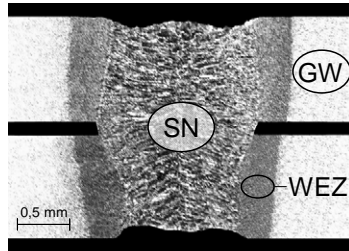


Bild 2.7: Gefügeausbildung beim Laserstrahlschweißen; Werkstoff H320LA, Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, $P_L = 3,5$ kW, $d_f = 0,68$ mm, $v_s = 3,8$ m/min.

Die durch den Schweißprozess beeinflussten Gefüge der Schweißnaht und der Wärmeeinflusszone weisen gegenüber dem Grundwerkstoff veränderte mechanisch-technologische Eigenschaften auf.

Gefügeausbildung in der Schmelzzone

In der Schmelzzone werden während des Schweißprozesses die höchsten Temperaturen, welche stets höher als die Liquidustemperatur des zu verschweißenden Werkstoffs liegen, erreicht. Beim Laserstrahlschweißen von Stählen beträgt die Haltezeit im Bereich über dieser Temperatur weniger als 1 Sekunde [39].

Die Gefügezusammensetzung der erstarrten Schweißnaht ist neben der erreichten Spitzentemperatur und der Haltezeit im Temperaturbereich der Austenitisierung vom zeitlichen Verlauf des Aufheiz- und Abkühlvorgangs des Schweißprozesses abhängig. Zur Kennzeichnung der Abkühlphase wird die Abkühlzeit $t_{8/5}$ verwendet, innerhalb welcher die Schmelze von 800 °C auf 500 °C abkühlt. Bei Stahlwerkstoffen ist diese Zeit für die Art und die Eigenschaften des entstehenden Gefüges maßgeblich. Verglichen mit konventionellen Schmelzschweißverfahren, bei welchen die charakteristischen Abkühlzeiten $t_{8/5}$ je nach Verfahren zwischen 10 s bis 30 s betragen, treten beim Laserstrahlschweißen sehr viel höhere Abkühlgeschwindigkeiten auf. In [40] werden für Baustähle Abkühlzeiten $t_{8/5}$ in einem Bereich von 0,5 s bis 10 s, die bei Messungen unterschiedlicher Laserschweißungen bestimmt wurden, angegeben. Eigene Messungen mittels Thermoelementen beim Überlappschweißen des Werkstoffs H320LA der Blechdickenkombination 1,5/1,5 mm ergaben für die Abkühlzeit $t_{8/5}$ ca. 0,7 s, was einer Abkühlrate von ca. 400 K/s entspricht. Bild 2.8 zeigt den Aufheiz- und Abkühlvorgang dieser Messung. Die Thermoelemente wurden ausgehend von der Fusionslinie zwischen Schmelzzone und WEZ, mit in 0,5 mm- Schritten steigendem Abstand, in Bohrungen im Oberblech angebracht.

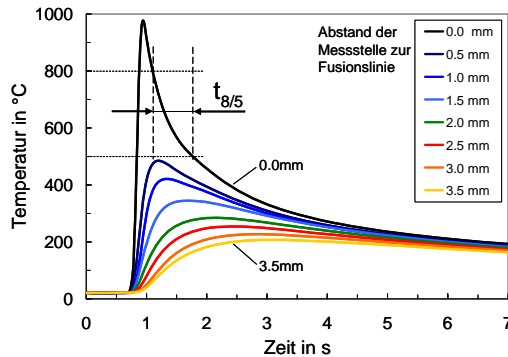


Bild 2.8: Aufheiz- und Abkühlvorgang beim Laserstrahlschweißen; Werkstoff H320LA, Blechdickenpaarung 1,5/1,5 mm, $P_L = 3,5$ kW, $d_f = 0,68$ mm, $v_s = 2,6$ m/min).

Beim Laserschweißprozess geht der Kohlenstoffanteil des Werkstoffs durch die Erhitzung weit über die zur Austenitisierung des Gefüges notwendigen Temperatur in Lösung. Aufgrund der hohen Strömungsgeschwindigkeit der Schmelze findet während des Prozesses eine ausgeprägte Durchmischung statt, die für einen Konzentrationsausgleich innerhalb der Schmelze sorgt. Durch die nachfolgende, schroffe Abkühlung können die Diffusionsvorgänge bei der Gefügeumwandlung nicht vollständig ablaufen. Dies bewirkt eine Aufhärtung des Schweißgefüges durch Bildung von Martensit. Die sich in der Schweißnaht einstellenden Härtewerte sind dabei insbesondere vom Kohlenstoffgehalt des Werkstoffs, von der Art und Konzentration weiterer Legierungselemente und vom Martensitanteil des gebildeten Gefüges abhängig. Nach [41] erfolgt bei Stahlwerkstoffen bei Abkühlgeschwindigkeiten bis ca. 200 K/s die Bildung von Zwischenstufengefüge (Bainit) und Martensit. Bei Überschreitung einer vom Kohlenstoffgehalt abhängigen kritischen Abkühlgeschwindigkeit von ca. 500 K/s entsteht ausschließlich martensitisches Gefüge.

Gefügeausbildung in der Wärmeeinflusszone (WEZ)

Die Breite der Wärmeeinflusszone ist beim Laserstrahlschweißen von der eingebrachten Streckenenergie und von der Wärmeleitfähigkeit der Fügeteilwerkstoffe abhängig und weist aufgrund der großen Aufheiz- und Abkühlgradienten gegenüber konventionellen Schweißverfahren sehr geringe Abmessungen auf (vgl. Bild 2.7).

Im Bereich der WEZ wird der Werkstoff beim Laserstrahlschweißen auf Temperaturen zwischen der A_{C1} - und der Schmelztemperatur des Werkstoffs erhitzt, wodurch eine Austenitisierung des Gefüges stattfindet. Nach der Abkühlung besteht die WEZ aus feinkörnigem ferritischem Gefüge und aus bei der Abkühlung aus dem teilaustenitisier-

ten Gebiet entstandenen Zwischenstufengefüge (Bainit) und Martensit. Durch die sehr hohen Abkühlgeschwindigkeiten findet beim Laserstrahlschweißen im Unterschied zu konventionellen Schweißverfahren in der WEZ keine Grobkornbildung statt. Der Härteanstieg dieser Zone ergibt sich durch die feinkörnige Gefügestruktur und die vorhandenen Martensitanteile.

Weiterführende Betrachtungen der Einflussgrößen und der Vorgänge der Gefügeausbildung beim Laserstrahlschweißen von Stahlwerkstoffen und der Vergleich zu den entsprechenden Vorgängen bei anderen Schweißverfahren erfolgen in [42] und [43].

Einflussgrößen auf die Aufhärtingsneigung

Über den Kohlenstoffgehalt und die Konzentration weiterer Legierungselemente hinaus haben die Prozessparameter beim Laserstrahlschweißen einen großen Einfluss auf die sich in der WEZ und Schweißnaht einstellenden Härtewerte.

Durch Reduzierung des Fokusbereichs können bei konstanter Laserleistung höhere Schweißgeschwindigkeiten umgesetzt werden. Aufgrund der mit steigender Schweißgeschwindigkeit abnehmenden Streckenenergie wird dadurch bei konstanten Wärmeleitbedingungen der Anteil der in den Grundwerkstoff abgeleiteten Wärme geringer. Infolge dessen entsteht beim Abkühlvorgang ein steilerer Temperaturgradient wodurch die Wärmeableitung in den kalten Grundwerkstoff beschleunigt wird. Wie in Bild 2.9 dargestellt ist führt dieser Zusammenhang bei der Gefügemwandlung zu einem Anstieg des Martensitanteils am Gesamtgefüge.

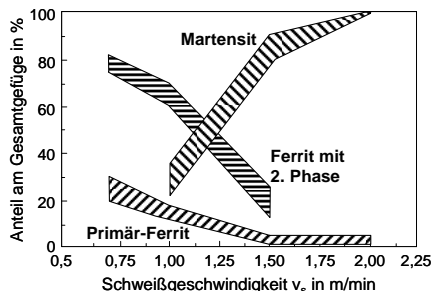


Bild 2.9: Gefügezusammensetzung als Funktion der Schweißgeschwindigkeit für einen laserstrahlschweißten unlegierten Baustahl mit 0,14 % C und 1,2 % Mn [44].

Für die Steigerung der Härte mit zunehmender Schweißgeschwindigkeit besteht für das Gefüge der WEZ jedoch eine Obergrenze, die auf eine zu geringe Verweilzeit im Bereich über der zur Austenitisierung notwendigen Temperatur zurückzuführen ist [42]. Hierdurch ist die zur vollständige Diffusion und homogen Verteilung des Koh-

lenstoffs im Austenitgefüge erforderliche Zeitspanne nicht ausreichend. Da dieser Vorgang jedoch Voraussetzung für eine Härtesteigerung durch Martensitbildung ist, kann bei sehr hohen Schweißgeschwindigkeiten sogar eine reduzierte Aufhärtung der WEZ eintreten. Nach Berechnungen beträgt die kritische Haltezeit, unter welcher dieser Mechanismus eintritt, ca. 0,5 s [45], [46].

Bezüglich des Einflusses der Streckenergie auf die Gefügaufhärtung existieren zahlreiche Untersuchungen an Stumpfstoßschweißverbindungen, in welchen in den meisten Fällen von einer Zunahme der Aufhärtung mit abnehmender Streckenenergie berichtet wird [47]. Bei Messungen am höherfesten Stahl DP600 betrugen die Unterschiede der Maximalhärte in der Schweißnaht bei einer Verdopplung der Streckenenergie ca. 50 HV0.1 [48]. In derselben Arbeit wurden an Schweißnähten des hochfesten Werkstoffs HT700T mit abnehmender eingesetzter Streckenenergie jedoch etwas geringere Maximalhärtewerte der Schweißnaht festgestellt. Durch röntgendiffraktometrische Untersuchungen wurde nachgewiesen, dass durch die erhöhte Abkühlgeschwindigkeit der mit geringerer Streckenenergie erzeugten Nähte nach dem Schweißprozess im Schweißgefüge noch Anteile an Restaustenit vorhanden waren. Im Gegensatz dazu wiesen mit erhöhter Streckenenergie erzeugte Nähte kein austenitisches Gefüge und damit etwas höhere Härtewerte auf. In [49] wurde an Vergütungsstählen und hochlegierten Chromstählen ebenfalls eine mit abnehmender Streckenenergie sinkende maximale Aufhärtung beobachtet. Die Autoren führen dieses Verhalten auf den bereits erläuterten Mechanismus der unvollständigen Kohlenstoffauflösung und -verteilung infolge einer mit zunehmender Schweißzeit kürzer werdenden Diffusionszeit zurück.

In derselben Arbeit wurde an verschiedenen hochfesten DP-Stählen und am Stahl HT800T der Einfluss des Schweißnahttyps und -verlaufs auf die Aufhärtung untersucht. Es wurde festgestellt, dass diese beiden Eigenschaften einen signifikanten Einfluss auf die Maximalhärte der Schweißnaht haben. So hat sich gezeigt, dass beim Schweißen kreisförmiger Stumpfnähte gegenüber geradlinig verlaufenden deutlich höhere Härtewerte erreicht werden. Bezüglich des Schweißnahttyps wurde festgestellt, dass Überlappnähte im Vergleich zu I-Nähten am Stumpfstoß stärker aufhärten.

2.2.3 Mechanisch-technologische Gefügeeigenschaften

Die Gefügemwandlungen in der Wärmeeinfluss- und Schmelzzone führen zu veränderten mechanisch-technologischen Eigenschaften in diesen Zonen. Neben dem ver-

änderten optischen Erscheinungsbild der Gefüge im Schliffbild spiegeln sich diese Eigenschaftsänderungen im Härteverlauf über dem Schweißnahtquerschnitt wider.

Festigkeit und Zähigkeit

Die Festigkeit des Werkstoffs korreliert mit der Aufhärtung des Gefüges und steigt mit zunehmender Härte an. Aufgrund der unterschiedlichen, beim Zugversuch und der Härteprüfung auftretenden Beanspruchungen des Werkstoffs ist es nicht möglich eine allgemeingültige Beziehung zwischen Härte und Zugfestigkeit aufzustellen. Aus diesem Grund erfolgt die Umwertung von Härte- in Zugfestigkeitswerten bei Stahlwerkstoffen nach der Norm DIN EN ISO 18265 über eine tabellarische Zuordnung der entsprechenden Werte [50]. Innerhalb eingeschränkter Gültigkeitsbereiche kann aber auch eine Abschätzung der Zugfestigkeit über empirische Beziehungen wie z.B.:

$$R_m = 3,21 \cdot HV10 \quad (2.10)$$

erfolgen [51].

Da der größte Anteil des Härte- und damit des Festigkeitsanstiegs auf der Bildung von sprödem, martensitischen Gefüge basiert, nehmen die Zähigkeitseigenschaften mit steigender Aufhärtung im Allgemeinen ab. Eine Ausnahme stellt hierbei die in der WEZ auftretende Härtesteigerung durch Feinkornbildung dar, die im Unterschied zur Aufhärtung durch Martensitbildung die Zähigkeit nur geringfügig beeinträchtigt.

Aufgrund der negativen Auswirkungen auf die Zähigkeitseigenschaften des Schweißgefüges und der damit verbundenen Sprödbuchanfalligkeit und Gefahr der Erstarrungsrissbildung sollte beim Laserstrahlschweißen von Stahlwerkstoffen die Aufhärtung ein bestimmtes Maß nicht überschreiten. Abhängig von den an das Bauteil gestellten Anforderungen wird deshalb für den maximal zulässigen Kohlenstoffgehalt des Werkstoffs ein Richtwert von ca. 0,25 % angegeben [52]. Um den Einfluss weiterer Legierungselemente, die sich unterschiedlich stark auf die Aufhärtungsneigung auswirken, in die Abschätzung mit einzubeziehen wird eine als Kohlenstoffäquivalent C_{Eq} bezeichnete Vergleichsgröße herangezogen. Für die Bestimmung dieser Größe existieren unterschiedliche Formeln, von welchen nach [53] für die relevanten Abkühlgeschwindigkeiten des Laserstrahlschweißens folgende am besten geeignet ist:

$$C_{Eq} (\%) = C + \frac{Si}{25} + \frac{Mn + Ni + Cu}{20} + \frac{M}{15} + \frac{Cr + V}{10} \quad (2.11)$$

Nach Angaben aus [32] gelten Stähle bis zu einem Anteil von $C_{Eq} = 0,35\%$ als allgemein gut schweißbar, im Bereich von $0,35\% < C_{Eq} < 0,5\%$ als schweißbar unter besonderen Bedingungen und ab $C_{Eq} > 0,5\%$ auch unter günstigen Fertigungsbedingungen als nicht schweißgeeignet.

Festigkeits-Mismatch

Die lokalen Unterschiede bezüglich Festigkeit und Zähigkeit im Bereich der Schweißnaht werden als Mismatch bezeichnet und durch den als Verhältnis der Streckgrenzen von Schweiß- und Grundwerkstoffgefüge definierten Mismatchfaktor ausgedrückt [54]. Bei Schweißverbindungen konventioneller Stahlwerkstoffe liegt im Regelfall das so genannte Overmatching, bei dem das Schweißgefüge gegenüber dem Grundwerkstoff eine höhere Festigkeit aufweist, vor. Der umgekehrte Fall, der insbesondere bei Aluminiumwerkstoffen auftritt, wird als Undermatching bezeichnet.

Bei Schweißverbindungen hat Festigkeits-Mismatch zur Folge, dass bei Beanspruchungen, die im Bereich der Schweißnaht lokal zur Überschreitung der Fließlast führen, angrenzend an die Bereiche erhöhter Festigkeit eine lokale Dehnungskonzentrationszone ausgebildet wird. Bei den in dieser Arbeit untersuchten, laserstrahlschweißten Überlappverbindungen, die alle Overmatching aufweisen, erfolgt die Dehnungskonzentration im Grundwerkstoff neben der aufgehärteten Wärmeeinflusszone. Neben der auch als metallurgische Kerbwirkung bezeichneten Folge des Festigkeits-Mismatches beeinflusst in diesem Bereich zusätzlich die geometrische Kerbwirkung des in seiner Form unstetigen Nahtübergangs die Eigenschaften der Verbindung. Die Überlagerung der beiden Kerbarten führt zu einer lokalen Dehnungskonzentration, welche die Tragfähigkeit der Verbindung maßgeblich beeinflusst.

2.2.4 Festigkeitseigenschaften

2.2.4.1 Schädigung und Bruch von Stahlwerkstoffen

Brüche werden anhand der Art der auf das Bauteil bzw. auf die Versuchsprobe einwirkenden Belastungen in Gewaltbrüche, die durch einmalige Belastung verursacht werden, und in durch wiederholte Beanspruchung entstehende Schwingungsbrüche unterteilt. Zur Bruchentstehung gehören grundsätzlich Bildung und Ausbreitung von Rissen in submikroskopischer, mikroskopischer und schließlich makroskopischer Größenordnung. Bei der Beschreibung des Bruchverhaltens von Stählen wird deshalb zwischen dem mikroskopischen Bruchmechanismus und dem makroskopischen Bruchverhalten unterschieden.

Gewaltbruch

Das Stadium des Gewaltbruchs ist erreicht, wenn die durch die einwirkende Kraft aufgebaute Spannung größer als die im Werkstoff wirkenden Bindungskräfte wird.

Mikroskopisch wird beim Gewaltbruch von Stahlwerkstoffen die Werkstofftrennung durch die Bruchmechanismen Spalt- und Gleitbruch unterschieden. Der Spaltbruch entsteht durch Trennen von Kristallebenen innerhalb eines Kornes durch Überschreitung der mikroskopischen Spaltbruchspannung. Der dadurch innerhalb des Kornes gebildete Mikroriss breitet sich schlagartig über den kompletten Querschnitt aus. Beim Gleitbruch wird der Werkstoff durch Gleitung auf bevorzugten Gitterebenen getrennt. Die Ursache hierfür ist die Überschreitung der kritischen Schubspannung und das dadurch ausgelöste Abgleiten von Versetzungen auf den dichtest gepackten Gitterebenen des Kristalls.

Das makroskopische Verhalten bis zum Bruch eines Bauteils bzw. einer Probe wird je nach Verformungszustand, der zum Zeitpunkt des Bruchs erreicht ist, durch die Begriffe Spröd- und Zähbruch beschrieben. Der Sprödbruch kennzeichnet sich dadurch, dass die Werkstofftrennung bei unbedeutenden plastischen Verformungen eintritt und die beim Bruch verbrauchte Energie gering ist. Der Zähbruch unterscheidet sich vom Sprödbruch dahingehend, dass vor der endgültigen Trennung des Werkstoffes große plastische Verformungen auftreten. Die Gesamtdehnung bis zum Bruch ist deshalb sehr viel höher als beim Sprödbruch. Der Mechanismus des Zähbruchs lässt sich mit fortschreitender Belastung in die drei Vorgänge Bildung von mikroskopischen Hohlräumen, Wachstum der Hohlräume und Vereinigung der Hohlräume (Koaleszenz) unterteilen. Der Übergang zwischen zähem und sprödem Versagen ist fließend, treten beide Brucharten auf, wird von Mischbruch gesprochen.

Im Unterschied zu homogenen Werkstoffen sind Laserschweißverbindungen durch steile Eigenschaftsgradienten im Bereich der Schweißnaht gekennzeichnet. Durch die Gefügeaufhärtung ist die Festigkeit des Schweißgefüges und der WEZ gegenüber der Grundwerkstofffestigkeit erhöht, die Zähigkeit jedoch deutlich reduziert. Darüber hinaus führt die rissartige Kerbe in der Fügeebene bei Schweißnähten am Überlappstoß zu einer Spannungskonzentration (hot spot). Durch die erhöhte Festigkeit wird zusätzlich das Vermögen zur plastischen Verformung verringert, so dass erst bei hohen Spannungskonzentrationen eine Lastumlagerung in angrenzende Schweißnahtbereiche erfolgen kann. Abhängig von den Gefügeeigenschaften des Grundwerkstoffs und der Schweißnaht, den geometrischen Abmessungen der Schweißnaht und der Kerbschärfe

des Nahtübergangs erfolgt der Bruch von Überlappschweißnähten als Sprödbbruch in der Schweißnaht bzw. als Zähbruch im Grundwerkstoff.

Schwingungsbruch

Bei dynamisch schwingender Belastung von Stählen und deren Schweißverbindungen können die Rissinitiierung und der Bruch schon bei Spannungen auftreten, die unterhalb der statischen Fließgrenze liegen.

Das Versagen unter schwingender Beanspruchung bei zähen metallischen Werkstoffen lässt sich in die Stadien Rissentstehung, Rissausbreitung und Restbruch einteilen. Der Anteil von Rissbildung und Rissausbreitung an der Lebensdauer des Bauteils ist sehr unterschiedlich. So kann z.B. bei zähen Werkstoffen die Rissbildung schon in den ersten 10 % der gesamten Lebensdauer erfolgen und die Ausbreitung des Risses 90 % in Anspruch nehmen, während bei spröden Werkstoffen die Verhältnisse umgekehrt sein können [55].

Die Rissentstehung erfolgt bei schwingender Beanspruchung durch die Ausbildung von Gleitbändern in den Ebenen der maximalen Schubbeanspruchung und dem nachfolgenden Aufstau von Versetzungen an der Oberfläche mit Ausbildungen von Gleitbändern in Form von Intrusionen und Extrusionen. Die von den Intrusionen ausgehenden und sich entlang der Gleitbänder ausbreitenden Mikrorisse pflanzen sich senkrecht zur größten Hauptspannung über den Querschnitt fort. Abhängig von der Kerbempfindlichkeit des Werkstoffs und der Höhe der Beanspruchung erfolgt bei einer bestimmten Rissgröße der Restbruch durch Gewaltbruch.

2.2.4.2 Statische Festigkeitseigenschaften

Aufgrund der praxisnahen Beanspruchungsart und der einfachen Durchführbarkeit wird der Scher- und Kopfzugversuch häufig zur Prüfung des statischen Tragverhaltens von Laserstrahlschweißverbindungen eingesetzt. Da das quasistatische Festigkeitsverhalten einen Anhaltswert für das Verhalten unter dynamisch schwingender Belastung vermitteln kann, werden die im Zugversuch ermittelten Kennwerten darüber hinaus häufig auch für eine erste Abschätzung dieser Eigenschaften herangezogen.

Zur Prüfung der quasistatischen Zugfestigkeit von Stumpfnähten liegt in der Literatur eine Reihe von Untersuchungen vor [56], [57], [58]. Die Zugfestigkeit der Laserschweißnaht übertrifft bei diesem Nahttyp aufgrund der Aufhärtung des Schweißgefüges die Festigkeit des Grundwerkstoffquerschnitts. Aus diesem Grund versagen bei Querzugversuchen die Proben im Grundwerkstoff, weshalb keine Aussage über die

absolute Festigkeit und Verformungsfähigkeit der Schweißnaht getroffen werden kann [59], [60], [61]. Um diese Problematik zu lösen, wurden Versuche mit gekerbten Quersugproben durchgeführt, bei welchen jedoch selbst bei starken Querschnittsschwächungen der Bruch noch im Grundwerkstoff und nicht im Schweißgut auftrat [62].

Die Prüfung laserstrahlgeschweißter Überlappverbindungen erfolgte bisher überwiegend mit über die ganze Probenbreite durchgängigen Nähten [63], [64]. In [65] wurde festgestellt, dass bei konstanter Schweißnahtbreite die quasistatische Scherzugfestigkeit mit steigender Blechdicke bis zu einem bestimmten Grenzwert linear zunimmt. Das Versagen der Verbindung erfolgte bis dorthin durch Bruch des Grundwerkstoffs im Bereich der WEZ. Bei größeren Blechdicken versagte die Schweißnaht durch Sprödbbruch in der Fügeebene und es erfolgte keine weitere Zunahme der Festigkeit durch Steigerung der Blechdicke (vgl. Bild 2.10).

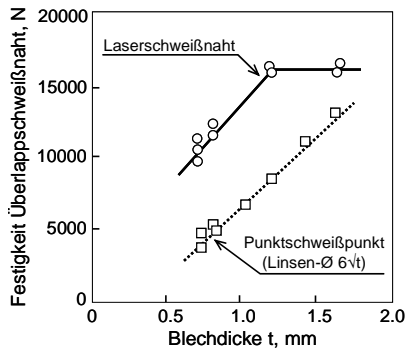


Bild 2.10: Scherzugfestigkeit punkt- und laserstrahlgeschweißter Überlappverbindungen aus Stahl in Abhängigkeit der Blechdicke nach [65].

Bei den im Rahmen derselben Arbeit untersuchten widerstandspunktgeschweißten Verbindungen erfolgte die Anpassung des Schweißpunktdurchmessers an die zu verschweißende Blechdicke t durch die Beziehung $6\sqrt{t}$. Wie dem Diagramm zu entnehmen ist, wurde bei den Schweißpunkten im Gegensatz zu den laserstrahlgeschweißten Verbindungen im ganzen Blechdickenbereich ein linearer Anstieg der Scherzugfestigkeit ermittelt. Das Versagen erfolgte dabei im gesamten Blechdickenbereich durch Ausknöpfen des Schweißpunktes aus dem Grundwerkstoff.

Hinsichtlich quasistatischer Festigkeitsuntersuchungen an unterbrochenen Schweißnähten unterschiedlicher Nahtmuster am Überlappstoß existieren bei der DaimlerChrysler AG einige interne, unveröffentlichte Arbeiten [66], [67], [68]. Die wenigen, bisher zu diesem Thema veröffentlichten Untersuchungen weisen meist nur stichver-

suchsartigen Charakter auf. Durch die darüber hinaus häufig nur unvollständig dokumentierten bzw. nicht vergleichbaren gehaltenen Versuchsparameter sind mittels der veröffentlichten Daten detaillierte Aussagen über die Festigkeitseigenschaften dieser Verbindungen nur sehr eingeschränkt möglich. In [69] wurde die Scherzugfestigkeit von quer und längs zur Lastrichtung orientierten, laserstrahlgeschweißten Stepp-, kreis- und ovalförmigen Nähten mit den Werten widerstandspunktgeschweißter Verbindungen verglichen (vgl. Bild 2.11).

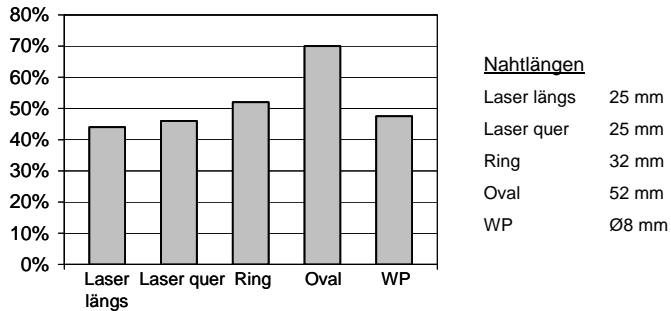


Bild 2.11: Quasistatische Scherzugfestigkeit unterschiedlicher Nahtvarianten bezogen auf die Grundwerkstofffestigkeit des Stahls 1.4003 nach [69].

Wie im Bild 2.11 der dem Diagramm aus [69] rechts angefügten Legende zu entnehmen ist, wiesen die untersuchten Schweißnahtmuster nicht dieselbe abgewinkelte Nahtlänge auf. Eine Aussage über den Einfluss des Nahtmusters auf die Festigkeit der Verbindung kann deshalb nicht getroffen werden. Bezüglich der in zwei Orientierungen geprüften Steppnähte gleicher Nahtlänge wurde ein geringerer Vorteil der quer zur Lastrichtung orientierten Naht ermittelt.

Zum Einfluss der Grundwerkstofffestigkeit und der Richtung der im Zugversuch aufgebrachten Belastung auf die Verbindungsfestigkeit von laserstrahlgeschweißten Überlappnähten sind keine Veröffentlichungen bekannt. Beim Widerstandspunktschweißen steigt die Scherzugfestigkeit mit der Zugfestigkeit des Grundwerkstoffes und, wie bereits in Bild 2.10 dargestellt, mit zunehmender Blechdicke (Bild 2.12 links) an. Im Gegensatz dazu wurde unter Kopfzugbelastung kein Einfluss der Grundwerkstofffestigkeit auf die Verbindungsfestigkeit festgestellt. Die lineare Festigkeitszunahme mit steigender Blechdicke erfolgt aber auch hier (Bild 2.12 rechts).

Unter Schälzugbelastung wird bei punktgeschweißten Verbindungen ein der Kopfzugbelastung entsprechendes Verhalten beobachtet [70].

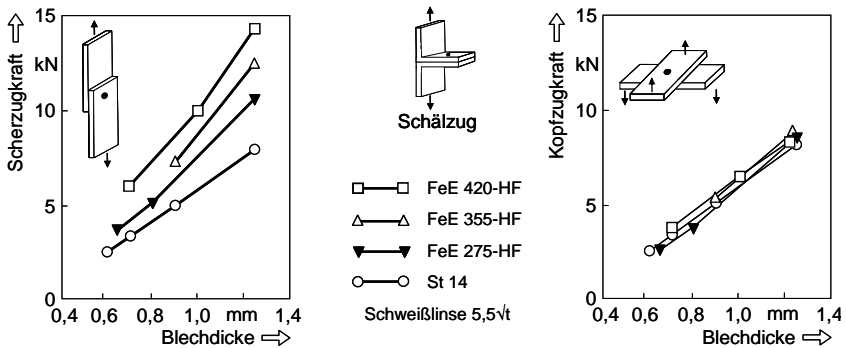


Bild 2.12: Festigkeitsverhalten widerstandspunktgeschweißter Verbindungen unter Scher- und Kopfzugbelastung in Abhängigkeit der Stahlgüte und Blechdicke nach [70].

2.2.4.3 Schwingfestigkeitseigenschaften

Das Verhalten von Schweißverbindungen unter in vielen Anwendungsfällen auftreten, komplexen zyklisch wechselnden Belastungen wird häufig durch vereinfachte Schwingfestigkeitsversuche, wie z.B. dem Wöhlerversuch [71], abgeschätzt.

In mehreren Untersuchungen bezüglich der Festigkeitseigenschaften von Stumpfstoßschweißverbindungen aus Stahl unter dynamisch schwingenden Belastungen wurden gegenüber dem Grundwerkstoff verbesserte Schwingfestigkeitseigenschaften festgestellt [40], [56], [72]. Aus diesem Grund versagen bei diesem Verbindungstyp fehlerfrei gefertigte Proben auch unter schwingender Belastung nicht im Bereich der Schweißnaht, sondern im Grundwerkstoff.

Bei laserstrahlgeschweißten I-Nähten am Überlappstoß wird die Verbindungsfestigkeit unter dynamisch schwingender Belastung neben der durch die starke Aufhärtung der Schweißzone verursachten metallurgischen Kerbwirkung zusätzlich durch die rissartige, geometrische Kerbe in der Fügeebene beeinträchtigt. Neben diesen beiden Kerbmechanismen stellen bei lasergeschweißten Überlappverbindungen die Nahtbreite, Blechdicke, Beschichtungsart, das Fügespalmaß und die Ausführung der Schweißverbindung wesentliche Einflussgrößen auf die Schwingfestigkeitseigenschaften dar.

Bei Untersuchungen mit laserstrahlgeschweißten Verbindungen unterschiedlicher Fügespalmaße verursachte ein Fügespalmaß von 0,1 mm einen Abfall der Schwingfestigkeit gegenüber einer Nullspaltschweißung um 14 % [73]. Dieser Zusammenhang wird durch weitere Veröffentlichungen bestätigt [74], [75]. Weiterhin wurde in dieser Arbeit festgestellt, dass nicht vollständig durchgeschweißte Nähte, die mit geringerer

Streckenenergie erzeugt wurden, Vorteile gegenüber komplett durchgeschweißten Nähten aufweisen. Weiterhin ist bekannt, dass beim Laserstrahlschweißen verzinkter Bleche mit für die Zinkentgasung unzureichendem Fügspalt die Schwingfestigkeit durch Löcher, die durch Auswurf von Schmelze entstehen, herabgesetzt wird. In [76] wird dieser Mechanismus in Abhängigkeit der Zinkschichtauflage der Fügeteile untersucht. Den Untersuchungen zufolge beträgt das minimal erforderliche Spaltmaß, ab welchem keine Beeinträchtigung der Schwingfestigkeitseigenschaften erfolgt, bei Zinkschichtauflagen zwischen 20 und 90 g/m² in etwa 20 bis 40 µm.

In [77] wurde der Einfluss der Nahtbreite auf die Eigenschaften unter dynamisch schwingender Belastung untersucht. Bei der untersuchten Blechdickenkombination von 2,6 mm auf 2,6 mm erfolgte durch Erhöhung der Anbindebreite in der Fügeebene von 1,8 mm auf 3,2 mm eine deutliche Steigerung der Schwingfestigkeit. Numerische Berechnungen des Spannungsintensitätsfaktors im Bereich der rissartigen Kerbe am Schweißnahtübergang in der Fügeebene, welche die Schwingfestigkeit maßgeblich bestimmt, ergaben ab einer Nahtbreite der doppelten Blechdicke konstante Werte. Berechnungen derselben Kenngröße in [74], die ebenfalls für Scherzugproben bei variierender Nahtbreite durchgeführt wurden, ergaben für eine unter Nullspalt gefügte Blechdickenkombination 0,9/0,9 mm die geringsten Spannungsintensitätsfaktoren bei einer Anbindebreite von ca. 0,8 mm (vgl. Bild 2.13). Den Berechnungen zufolge verursacht ein steigendes Fügspaltmaß neben allgemein höheren Faktoren auch eine Verschiebung des Minimums zu größeren Anbindebreiten. Bei einem Fügspaltmaß von 30 % der Blechdicke wurde das Optimum bei einer Anbindebreite von ca. 1,1 mm errechnet. Zusammenfassend wurde aus den Berechnungen geschlossen, dass in Abhängigkeit des Fügspaltmaßes die höchsten Schwingfestigkeiten bei einer „optimale Anbindebreite“, die das 0,9- bis 1,2-fachen der Blechdicke beträgt, erzielt werden.

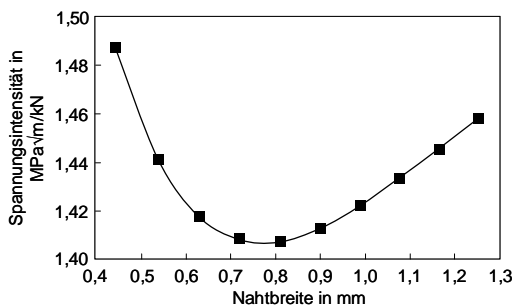


Bild 2.13: Berechnete Spannungsintensität in Abhängigkeit der Nahtbreite für unter Nullspalt gefügte Scherzugproben der Blechdickenkombination 0,9/0,9 mm nach [74].

Der Einfluss der Blechdicke ist Gegenstand mehrerer Arbeiten, in welchen von einer mit steigender Blechdicke zunehmenden ertragbaren Lastamplitude berichtet wird [78], [79], [80]. Die durch den Bezug der Lastamplitude auf den Probenquerschnitt von der Blechdicke bereinigte Kenngröße, die ertragbare Nennspannungsamplitude, nimmt diesen Untersuchungen zufolge mit steigender Blechdicke geringfügig ab. Nach [81] wird bei ungleicher Blechdickenpaarung die Schwingfestigkeit durch das dünnere Blech bestimmt, das dickere führt jedoch zu einer gewissen Erhöhung.

In [64] erfolgte ein Vergleich der Schwingfestigkeitseigenschaften steppförmiger, parallel und senkrecht zur Lastrichtung orientierter Laserschweißnähte mit widerstandspunktgeschweißten Verbindungen. Bei gleichen aufgeschmolzenen Volumen wies die laserstrahlgeschweißte Längsnaht eine höhere Schwingfestigkeit als die Quernaht, die aber immer noch etwas über der des Schweißpunktes liegt, auf. In [73] werden Steppnähte quer zur Lastrichtung, durchgehende, lineare bzw. sinusförmige Nahtvarianten und Kreisnähte mit Punktschweißpunkten verglichen. Die ermittelten Schwingfestigkeiten nahmen analog der aufgezählten Reihenfolge der Varianten zum Punktschweißpunkt hin ab. In [82] wird von Untersuchungen berichtet, bei welchen Steppnähte mit Längen von 15 bis 200 mm und Abständen zwischen den Schweißnähten von 10 bis 40 mm unter dynamisch schwingender Scherzugbelastung geprüft wurden. Das Verhältnis aus ertragbarer Last und Gesamtlänge der Laserstepps war weitgehend konstant und es wurde kein Einfluss der Steppkonfiguration beobachtet.

Der Einfluss des Grundwerkstoffs auf die Schwingfestigkeitseigenschaften von laserstrahlgeschweißten Verbindungen wurde in [66] und [83] für mehrere höherfeste Stahlwerkstoffe untersucht. In beiden Arbeiten wurde festgestellt, dass die Festigkeit des Grundwerkstoffs nur eine sehr untergeordnete bzw. gar keine Rolle spielt. Dies stimmt mit dem Kenntnisstand zum Verhalten widerstandspunktgeschweißter Stahlwerkstoffverbindungen unter dynamisch schwingender Belastung überein. In den zu diesem Thema veröffentlichten Untersuchungen wird übereinstimmend von einer Unabhängigkeit der Schwingfestigkeitseigenschaften von der Grundwerkstoffgüte berichtet [70], [84], [85]. Das Verhalten wird darauf zurückgeführt, dass unter schwingender Beanspruchung das Versagen in erster Linie durch die hohe Kerbwirkung im Bereich des Nahtübergangs in der Fügeebene bestimmt wird [86]. Die mit steigender Aufhärtung einhergehende Erhöhung der Dauerfestigkeit des Schweißgefüges wird in diesem Bereich durch die ebenfalls mit steigender Aufhärtung zunehmende Kerbempfindlichkeit des Gefüges aufgezehrt. In Bild 2.14 ist die von widerstandspunktgeschweißten Verbindungen unter Scherzugbelastung schwingend ertragbare Oberlast für Verbindungen unterschiedlicher Stahlwerkstoffgüten und Blechdicken dargestellt.

Es ist zu erkennen, dass im Gegensatz zur Zunahme der ertragbaren Oberlast mit steigender Blechdicke mit der Verwendung gesteigerter Grundwerkstofffestigkeiten keine Verbesserung des Schwingfestigkeitsverhaltens einhergeht.

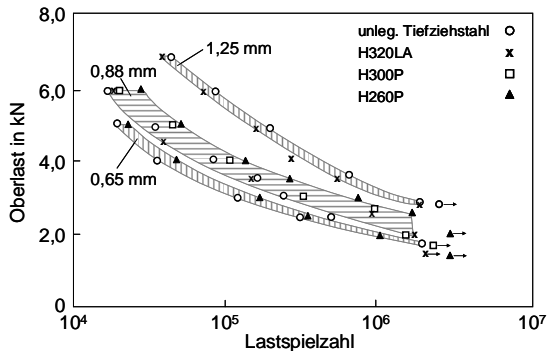


Bild 2.14: Einfluss von Blechdicke und Grundwerkstofffestigkeit auf die von Punktschweißverbindungen unter Scherzugbelastung schwingend ertragbare Oberlast nach [86].

2.2.4.4 Eigenschaften unter Crashbelastung

Zur Bewertung des Festigkeits-, Verformungs- und Versagensverhaltens von Fügeverbindungen unter dynamisch schlagartiger Belastung, wie sie z. B. bei einem Fahrzeug-crash auftritt, werden neben Crashtests an Bauteilkomponenten und kompletten Fahrzeugen auch Versuche mittels einfacher Probenformen und bauteilähnlichen Probenkörpern durchgeführt.

Bei Stahlwerkstoffen tritt bei erhöhten Dehngeschwindigkeiten eine starke Zunahme der Fließgrenze und der Zugfestigkeit ein, verbunden mit einer geringfügigen Abnahme der Gleichmaßdehnung. Der Effekt ist auf die dynamische Verfestigung des Werkstoffs durch die bei hohen Verformungsgeschwindigkeiten erschwerte Bewegung von Versetzungen zurückzuführen. Bezüglich dieses bei Stahlwerkstoffen im Bereich hoher Verformungsgeschwindigkeiten auftretenden Verhaltens existiert eine Reihe von Veröffentlichungen [87], [88], [89].

Zum Verhalten laserstrahlgeschweißter Probenkörper unter dynamisch schlagartiger Lastaufbringung wurde im Gegensatz dazu nur sehr wenig veröffentlicht. In [90] wurden laserstrahlgeschweißte Kastenprofile unter dynamischer Biege- und axialer Druckbeanspruchung untersucht. Zunehmende Materialdicken der Probenkörper führten zu einer starken, erhöhte Werkstoffstreckgrenzen zu einer eher geringen Zunahme der absoluten Energieaufnahme. In [91] und [92] wurden das Crash- und Steifigkeits-

verhalten von Doppelhut- und Kastenprofilen verschiedener hochfester Stahlwerkstoffe untersucht, die mittels unterschiedlich gestalteter Laserschweißnahtmustern gefügt wurden. Es wurde festgestellt, dass neben der Höhe der Anbindungsfläche auch die Verteilung und geometrische Gestaltung der Schweißnähte die Verbindungseigenschaften beeinflusst.

Über Untersuchungen einfacher laserstrahlgeschweißter Verbindungen unter dynamisch schlagartiger Belastung mittels einfacher Versuchsproben gibt es derzeit noch keine veröffentlichten Ergebnisse. Im Rahmen eines Ende 2005 abgeschlossenen Forschungsprojektes [93] der Forschungsvereinigung Automobiltechnik (FAT) wurden erste Versuche mit stepp- und kreisförmigen Laserschweißnähten durchgeführt. In einem weiteren, seit Beginn 2006 laufenden FAT Forschungsprojekt [94] sind weitere Untersuchungen mit verschiedenen Werkstoffen und Schweißnahtmustern geplant. Bezüglich widerstandspunktgeschweißter Verbindungen wurden einige Versuche mit unterschiedlichen Werkstoffen, Dehnraten und Lasteinleitungsrichtungen mittels der am Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik (LWF) Paderborn entwickelten KS2-Probe durchgeführt [95]. In den Versuchen zeigte sich bei allen Werkstoffen eine deutliche Steigerung der maximalen Tragfähigkeit der Verbindung mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit. In Bild 2.15 ist dieses Verhalten für Verbindungen des Werkstoffs H320LA der Blechdickenkombination 1,5/1,5 mm dargestellt.

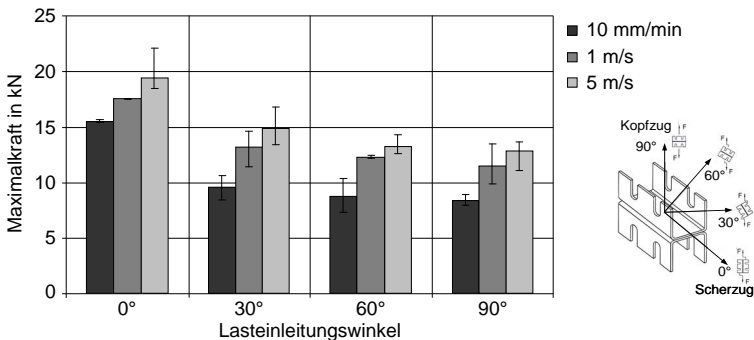


Bild 2.15: Einfluss der Prüfgeschwindigkeit auf die Maximalkräfte widerstandspunktgeschweißter H320LA-Verbindungen der Blechdicke 1,5/1,5 mm unter unterschiedlichen Lasteinleitungsrichtungen (0° ~ Scherzug, 90° ~ Kopfzug) nach [95].

3 Systemtechnik, Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

3.1 RobScan Remote Laserstrahlschweißen

Wie bereits in Kapitel 2.1.3 dargestellt, können heutige diodengepumpte Festkörperlaser durch die Verfügbarkeit hoher Ausgangsleistungen bei gleichzeitig sehr guter Strahlqualität zur Bearbeitung durch robotergeführte Remote-Lasersysteme eingesetzt werden. Das von der DaimlerChrysler AG entwickelte, als „RobScan“ bezeichnete Remote-Schweißverfahren stellt ein erstes solches Verfahren dar, das die Potentiale erhöhter Strahlqualität und der Übertragbarkeit von Laserstrahlung mittels Lichtleitkabel (LLK) zur Bearbeitung „on the fly“ nutzt. Die Vorteile des Verfahrens beruhen auf der Verknüpfung der hohen Geschwindigkeit und Präzision einer hochdynamischen, programmierbaren Fokussiereinheit mit der Flexibilität eines Roboters.

Ein RobScan Laserschweißsystem besteht aus folgenden Komponenten (vgl. Bild 3.1):

- Festkörper-Laserstrahlquelle (Nd:YAG-Stab laser oder Yb:YAG-Scheibenlaser)
- 6-Achs-Industrieroboter
- Programmierbare Fokussieroptik (Scanner)
- Steuerung (Master PC)

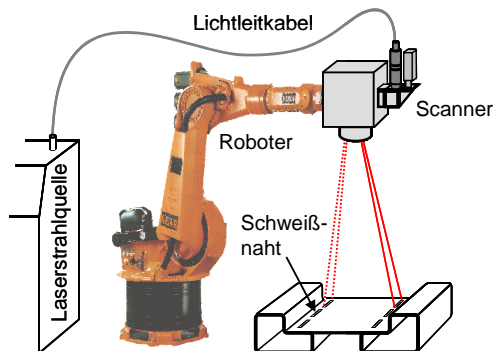


Bild 3.1: Schematischer Aufbau einer RobScan Laserschweißanlage.

Die Laserstrahlung wird durch Lichtleitkabel, welche in Längen bis zu 50 m verfügbar sind, von der Laserstrahlquelle zur Bearbeitungsoptik (Scanner) übertragen. Die Positionierung und Führung der Laserstrahlung auf dem Werkstück wird durch die überlagerten Bewegungen des Roboters und Scanners realisiert. Dabei erfolgt die grobe Bahnbewegung durch den Roboter und die lokale Strahlablenkung durch den Scanner (vgl. Bild 3.2).

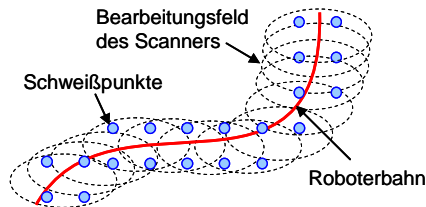


Bild 3.2: Überlagerung der Bewegungen beim RobScan Laserstrahlschweißen.

Die Datenkommunikation zwischen Scanner, Roboter und Laserstrahlquelle erfolgt über einen übergeordneten Master-PC, der über eine Interfacebox die Informationen erhält und verteilt. Die Verarbeitung der Daten ist in zwei Bereiche unterteilt.

Der Roboter mit seiner Steuerung verwaltet und verarbeitet die programmierten Bewegungsbahnen und die im Programm hinterlegten Schweißpunktkoordinaten. Auf dem Master-PC hingegen sind die Schweißpunkte mit allen benötigten Parametern hinterlegt. Die Programmierung des am festgelegten Schweißpunkt zu erstellenden Schweißnahtmusters und die Zuweisung der gewünschten Verfahrensparameter wie z.B. Schweißnahtorientierung, Schweißgeschwindigkeit und Laserleistung erfolgt auf dem Master-PC durch eine zeichentoolähnliche Software. Wird ein Schweißprogramm gestartet, fragt der Master-PC ständig die aktuellen Koordinaten des Roboters ab und vergleicht diese mit den Koordinaten des nächsten Schweißpunktes. Befindet sich dieser Schweißpunkt beim Abgleich der Koordinaten innerhalb des Bearbeitungsraumes der Scanneroptik, initiiert der Master-PC den Schweißvorgang mit dem programmierten Schweißmuster an der vorgesehenen Position. Die dazu benötigten Daten werden vom Master-PC über die Interfacebox an den Laser und Scanner gesendet.

3.1.1 Vorteile des RobScan Laserstrahlschweißens

Die wirtschaftlichen Vorteile des Verfahrens ergeben sich aus der sehr hohen erzielbaren Fügegeschwindigkeit, dem geringen Anteil an Nebenzeit und der hohen Flexibilität. Mit den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Laseraggregaten mit einer Leistung

von 3,5 bzw. 4,0 kW können im Vergleich zum Widerstandspunktschweißen bis zu zehnmal höhere Fügegeschwindigkeiten erreicht werden. Durch die dadurch gesteigerte Produktivität kann die innerhalb einer vorgegebenen Rohbau-Taktzeit mögliche Anzahl an Schweißungen einer Fügestation deutlich erhöht werden. Neben der Invest- und Flächenreduzierung durch eine reduzierte Anzahl benötigter Bearbeitungsstationen führt dies zu einer Verschlankung komplexer Rohbaulinien.

Aus technologischer Sicht ergeben sich gegenüber konventionellen Schweißverfahren, wie z.B. dem Widerstandspunktschweißen, Vorteile durch eine höhere erzielbare Festigkeit und Steifigkeit der Bauteile. Die Schweißnähte können aufgrund der Flexibilität in der Strahlführung hinsichtlich ihrer Geometrie, Abmessungen, Orientierung, Verteilung und Lage auf dem Bauteil für jede Fügestelle an die im Betrieb auftretenden Beanspruchungen optimiert werden. So kann an kritischen, hochbeanspruchten Bereichen durch Verlängerung der Schweißnähte bzw. Verringerung des Schweißpunktabstandes die Verbindungsfestigkeit gesteigert werden. Beim Fügen von hoch- und höchstfesten Stählen, bei welchen mit zunehmender Grundwerkstofffestigkeit keine Zunahme der Schwingfestigkeitseigenschaften erfolgt (vgl. Kapitel 2.2.4), kann durch Erhöhung der Anbindefläche die Verbindungsfestigkeit gesteigert werden. Durch dies kann die erhöhte Werkstofffestigkeit ausgenützt und dadurch die Bauteilfestigkeit insgesamt gesteigert werden. Darüber hinaus kann durch eine erhöhte Anbindefläche bei einigen Bauteilkomponenten, in welchen das Widerstandspunktschweißen aus Festigkeitsgründen mit dem Kleben kombiniert werden muss, auf den Klebereinsatz verzichtet werden. Bei Bauteilen, die unter Crashbelastung zum Versagen durch Aufreißen der Fügstellen neigen, kann durch die gezielte Gestaltung des Schweißnahtmusters dieses Versagen deutlich verzögert bzw. ganz verhindert werden.

Über diese festigkeitsrelevanten Gesichtspunkte hinaus können durch eine gezielte Steuerung der Einschweißtiefe Schweißnähte für den Sichtbereich erzeugt werden, die hohen Anforderungen hinsichtlich des optischen Erscheinungsbildes der Nahrückseite entsprechen. Nach dem Lackiervorgang zeichnen sich diese Schweißnähte auf der Sichtseite des Bauteils nicht bzw. nur sehr schwach ab.

Hinsichtlich der konstruktiven Freiheiten bei der Bauteilgestaltung ergeben sich weitere technologische Vorteile durch die gegenüber dem Widerstandspunktschweißen verbesserte und nur einseitig notwendige Zugänglichkeit der Schweißstellen. So können dadurch z.B. Zwangsfügereihenfolgen, die durch die begrenzte Zugänglichkeit konventioneller Fügeverfahren bedingt sind, aufgelöst werden. Darüber hinaus können durch die verbesserte Zugänglichkeit Fügeflanscbreiten reduziert und dadurch Gewichtseinsparungen realisiert werden.

3.1.2 Laserstrahlquellen

Für die Herstellung der im Rahmen dieser Arbeit untersuchten, mittels RobScan Laserstrahlschweißen erzeugten Fügeverbindungen wurden ausschließlich diodengepumpte Festkörperlaser eingesetzt. Die Erläuterungen in diesem Abschnitt beziehen sich deshalb nur auf die Eigenschaften und den Aufbau dieser Lasertypen.

Diodengepumpter Nd:YAG-Laser

Das laseraktive Medium (LAM) der Festkörperlaser besteht aus Kristallen oder Gläsern, den sogenannten Wirtsmaterialien, die mit Metall-Ionen oder Ionen seltener Erden dotiert werden. Der Wirtskristall des Nd:YAG-Lasers besteht aus Yttrium-Aluminium-Granat ($\text{Y}_3\text{Al}_5\text{O}_{12}$), bei dem im Kristallgitter Y^{3+} -Ionen durch Nd^{3+} -Ionen ersetzt sind [2]. Die von Nd:YAG-Lasern emittierte Strahlung liegt im infraroten Bereich und hat eine Wellenlänge von $\lambda = 1064 \text{ nm}$, wodurch die Strahlführung mittels Glasfaserkabel möglich ist.

Bei der „ersten Generation“ der diodengepumpten Festkörperlaser wurde die für lampengepumpte Systeme übliche Bauweise beibehalten und nur die Krypton- bzw. Xenon- Anregungslampen durch Laserdioden ersetzt. Durch die Anregung des stabförmigen LAM mittels Diodenlasern konnte der Wirkungsgrad durch das spektral an das laseraktive Medium angepasste Pumplicht gegenüber den lampengepumpten Systemen um etwa Faktor 5 auf ca. 10 - 15 % gesteigert werden [96]. Da jedoch die Kühlung des Laserstabes analog zu lampengepumpten Festkörperlaser nur über die Mantelfläche erfolgt, ist bei diesen Systemen die Strahlqualität durch den thermischen „Linseneffekt“ begrenzt.

Diodengepumpter Yb:YAG-Scheibenlaser

Das 1992 am Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW) der Universität Stuttgart entwickelte Konzept des Scheibenlasers [97] stellt die „zweite Generation“ der diodengepumpten Festkörperlaser dar. Im Gegensatz zum diodengepumpten Festkörperlaser erster Generation liegt dem Scheibenlaser ein komplett neues Bauprinzip zugrunde. Die Entwicklung dieses Konzepts hatte das Ziel, die Möglichkeiten der Diodenlaseranregung konsequent zu nutzen und unter Verwendung entsprechender Materialien, Kristallgeometrien und Pumpenanordnungen einen Laser zu schaffen, der die Vorzüge des CO_2 - Lasers – hohe Strahlqualität, hoher Wirkungsgrad – mit denen des Festkörperlasers – prozess- und systemtechnische Vorteile der kürzeren Wellenlänge – in sich vereint.

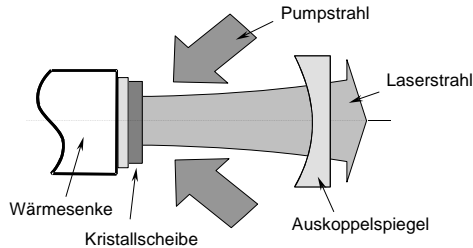


Bild 3.3: Prinzipieller Aufbau eines Scheibenlasers.

Die Idee dieses neuen Ansatzes ist aus Bild 3.3 ersichtlich: Wird die Länge des zylinderförmigen laseraktiven Mediums so weit reduziert, bis sie deutlich geringer als sein Durchmesser ist, kann die in ihrem Volumen erzeugte Verlustwärme sehr effektiv über die Stirnflächen abgeführt werden. Vorausgesetzt, die Energieumsetzung Pumplicht/Laserlicht wie auch der Wärmeübergang erfolgen in radialer Richtung absolut homogen, so wird sich im scheibenförmigen Kristall ein Temperaturfeld einstellen, in welchem die Isothermen parallel zu den Stirnflächen verlaufen. Damit ist das Entstehen einer thermischen Linse konzeptbedingt ausgeschlossen [98]. Die Yb:YAG-Scheibe mit einem Durchmesser von typischerweise 7 mm und einer Dicke von 0,3 mm ist auf ihrer Rückseite verspiegelt, so dass diese das Pump- wie auch das entstehende Laserlicht total reflektiert. Die Pumpstrahlung wird annähernd axial eingekoppelt. Damit trotz ihres kurzen Weges durch den Kristall insgesamt eine möglichst hohe Gesamtabsorption stattfindet, wird mit Hilfe externer Spiegel das reflektierte Pumplicht mehrfach auf die Scheibe gelenkt.

Durch den Einsatz von Diodenlaser als Pumpstrahlungsquelle ist es möglich, hohe Pumpleistungsdichten zu erzielen. Dies erlaubt den Einsatz von Materialien, bei denen mittels herkömmlicher Anregung durch Lampen kein Laserbetrieb möglich ist. Der Wirtskristall des Yb:YAG-Scheibenlasers besteht aus Yttrium-Aluminium-Granat, in welchem Y^{3+} -Ionen durch Yb^{3+} -Ionen ersetzt sind. Mit der Wahl dieses Mediums ist ein sehr hoher optisch-optischer Wirkungsgrad von bis 83 % zu erreichen [99], [100], wobei die emittierte Wellenlänge 1030 nm beträgt.

Das Strahlparameterprodukt des für die Arbeit zur Verfügung stehenden Scheibenlasers beträgt $d_c \Theta_c / 4 = 8 \text{ mm} \times \text{mrad}$. Durch diese hohe Strahlqualität kann die Laserstrahlung durch Lichtleitkabel mit einem Faserkerndurchmesser von nur 200 μm übertragen werden. Der Gesamtwirkungsgrad der Strahlquelle wird mit 18 % angegeben.

In der folgenden Tabelle 3.1 sind die technischen Daten und Kenngrößen der beiden, im Rahmen der Arbeit eingesetzten Laserstrahlquellen vergleichend aufgeführt.



	Diodengepumpter Nd:YAG HLD3504	Yb:YAG-Scheibenlaser HLD4002
		
Laseraktives Medium	Nd:YAG-Kristall	Yb:YAG-Kristall
Wellenlänge [nm]	1064	1030
Strahlführung	Glasfaser	Glasfaser
min. Faserkerndurchmesser [μm]	400	200
max. Leistung [kW]	3,5	4
Strahlparameterprodukt [mm x mrad]	~ 16	~ 8
Wirkungsgrad elektrisch/optisch [%]	~ 12	~ 18

Tabelle 3.1: Technische Daten und Kenngrößen der eingesetzten Laser im Vergleich.

3.1.3 Optische Komponenten zur Strahlführung und Strahlformung

Lichtleitkabel

Die Übertragung der Laserstrahlung von der Strahlquelle zur Bearbeitungsstelle kann je nach emittierter Wellenlänge durch Spiegeloptiken oder durch Glasfaser- Lichtleitkabel (LLK) erfolgen. Die Wellenlänge der eingesetzten Festkörperlaser bietet die Möglichkeit der Strahlführung mittels LLK. Basierend auf dem Prinzip der Totalreflexion von Licht an der Grenzfläche zwischen optisch dichteren und optisch weniger dichten Medien ist eine nahezu verlustfreie Leistungsübertragung möglich.

Lichtleitkabel (LLK) sind standardmäßig in Längen zwischen 20 und 50 m verfügbar. Sie bieten damit eine einfache Leistungsübertragung über große Entfernungen, hohe Bearbeitungsflexibilität sowie geringen Justieraufwand. Außerdem ist die Anfälligkeit gegenüber Umgebungseinflüssen, verglichen mit der freien Propagation in Strahlführungssystemen von CO_2 - Lasern, sehr gering.

Programmierbare Fokussieroptik (PFO)

Zur Realisierung einer flexiblen und hochdynamischen Positionierung und Führung des Laserstrahls über die Werkstückoberfläche werden in der Beschriftungstechnik, bei welcher mit gepulsten Lasern geringer Leistungen gearbeitet wird, seit längerer Zeit Scanneroptiken eingesetzt. Beim robotergeführte Remote-Schweißen werden die optischen Elemente der Scanneroptiken mit Strahlleistungen im Bereich mehrerer Kilowatt beaufschlagt. Die Entwicklung der den hohen Anforderungen des Remote-

Schweißens entsprechenden programmierbare Fokussieroptik (PFO) erfolgte in einer Kooperation der Firmen DaimlerChrysler AG und TRUMPF.

Die meist als Scanner bezeichnete PFO besteht aus zwei unabhängig voneinander drehbaren Spiegeln, die im Strahlengang zwischen Kollimation und Fokussieroptik angebracht sind. Die Positionierung des Laserstrahls innerhalb des elliptischen Bearbeitungsfelds erfolgt durch rechtwinklig zueinander angeordnete, verkippbare Spiegel die durch Galvanometerantriebe gesteuert werden. Durch die bei der Ablenkung der Laserstrahlung zwischen Fokussieroptik und Bearbeitungsstelle entstehenden Wegunterschiede muss die Fokuslage bei Scanneroptiken korrigiert werden. Bei der von TRUMPF gebauten PFO erfolgt dies durch eine Planfeldlinse, mit welcher eine nahezu gleich bleibende Fokuslage innerhalb des Bearbeitungsfeldes erreicht wird. Bild 3.4 zeigt die für die Versuche eingesetzte PFO des Typs 33. Die Größe des elliptischen Bearbeitungsfelds, die durch die maximale Spiegelauslenkung und die Brennweite des Objektivs festgelegt wird, beträgt bei dieser Optik bei 276,5 mm Arbeitsabstand 180 x 100 mm.

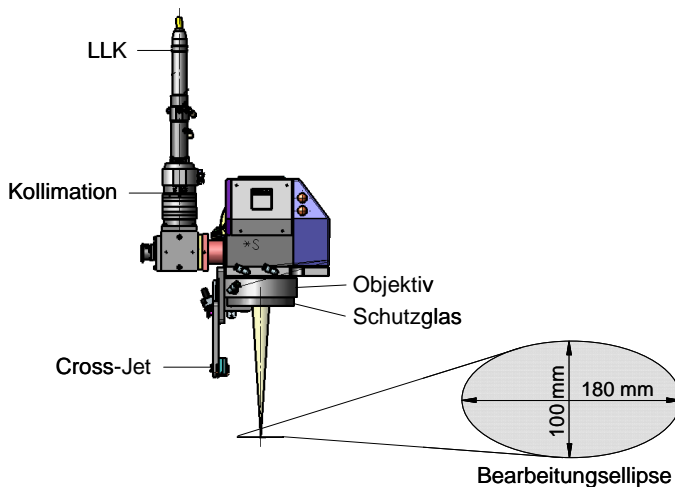


Bild 3.4: Programmierbare Fokussieroptik PFO 33, [Quelle: TRUMPF-Laser].

3.2 Versuchswerkstoffe und Versuchsproben

3.2.1 Grundwerkstoffe und Beschichtungen

Die Untersuchungen dieser Arbeit erfolgten an jeweils einem typischen Vertreter der den Karosserierohbau bestimmenden Stahlgüten der weichen Tiefziehstähle, der hoch- und der höchstfesten Stahlwerkstoffe. Die ausgewählten Stähle DC04, H320LA und HT700T werden in den Blechdicken 0,75 mm, 1,0 mm und 1,5 mm jeweils nur als gleichartige Blechdicken- und Werkstoffkombinationen verschweißt. Die typischen Anwendungsgebiete dieser Stähle werden durch den in Bild 3.5 dargestellten, gegenläufigen Zusammenhang zwischen den Eigenschaften Zugfestigkeit und Bruchdehnung bestimmt.

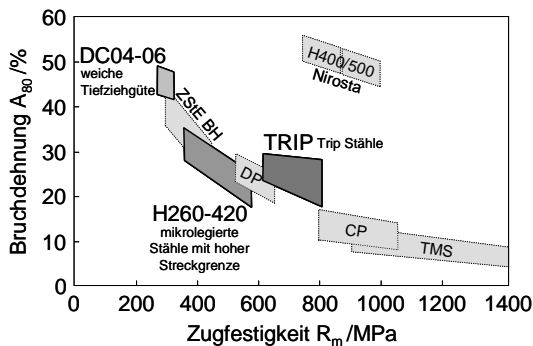


Bild 3.5: Zugfestigkeit und Bruchdehnung in Abhängigkeit der Grundwerkstoffgüte.

Die mechanischen Kennwerte und die chemische Zusammensetzung der eingesetzten Stahlwerkstoffe sind im Anhang in den Tabellen A3.1 und A3.2 aufgeführt.

Konventioneller Tiefziehstahl DC04

Der weiche, unlegierte Stahl DC04 ist zur Formgebung durch Tief- und Tiefstziehen geeignet, da er von den in der Automobilindustrie eingesetzten Werkstoffgüten das höchste Umformvermögen besitzt. Durch vollständiges Abbinden des interstitiell gelösten Kohlenstoffs und Stickstoffs können niedrigste Streckgrenzenwerte und dadurch besonders gute Tiefziehfähigkeiten erreicht werden. Aus diesem Grund werden diese Stähle in großem Umfang sowohl für Beplankungs- als auch für Strukturbauteile verwendet. Aufgrund des geringen Gehalts an Kohlenstoff und weiteren Legierungselementen ist dieser Stahl sehr gut laserschweißbar.

Mikrolegierter Stahl H320LA

Der kaltgewalzte, mikrolegierte Tiefziehstahl H320LA, für den häufig noch die alte Bezeichnung ZStE340 verwendet wird, zählt zu den hochfesten Stahlwerkstoffen. Die gegenüber den unlegierten Tiefziehstählen gesteigerte Streckgrenze und Zugfestigkeit bei gleichzeitig geringem Anteil an Legierungselementen wird bei diesem Stahl durch Ausscheidungshärtung und eine geringe Korngröße erreicht. Gegenüber einer Festigkeitssteigerung durch einen erhöhten Anteil an Legierungselementen wirkt sich dies günstig auf die Schweißbarkeit aus.

Aufgrund der guten Umformeigenschaften wird dieser Werkstoff besonders für anspruchsvolle Pressteile mit hohem Streckziehanteil eingesetzt. Durch die gegenüber konventionellen Tiefziehstählen höheren Festigkeitswerte kann die Blechdicken umgeformter Bauteile durch den Einsatz dieser Stahlsorte bei Erhalt ihrer Festigkeitseigenschaften reduziert werden. Aufgrund der guten Dauer- und Stoßfestigkeit wird der Werkstoff H320LA insbesondere zur Herstellung von schwingbeanspruchter und crashrelevanter Bauteilen verwendet. Typische Anwendungen sind Rahmen- und Verstärkungselemente wie z.B. Längs- und Querträger. Des Weiteren weisen mikrolegierte Stähle eine erhöhte Beulfestigkeit auf, die bei großflächigen Karosserieteilen zur Gewichtsreduzierung durch verringerte Blechdicken genutzt werden kann.

TRIP-Stahl HT700T

Im Unterschied zu herkömmlichen Stählen weichen die höchstfesten TRIP-Stähle von der in Bild 3.5 dargestellten, gegenläufigen Entwicklung der Eigenschaften Festigkeit und Verformbarkeit etwas in Richtung eines günstigeren Verhältnisses dieser Größen ab. Der optimierte Kompromiss wird durch einen komplexen Gefügebau aus mehreren Phasen erreicht, die im Zusammenwirken die hervorragenden mechanischen Eigenschaften bewirken. Das Grundgefüge besteht aus einer Ferrit-Matrix mit Martensit- und metastabilen Restaustenit-Inseln, weshalb die TRIP-Stähle auch als Restaustenit Stähle bezeichnet werden. Unter Einwirkung plastischer Verformung wandelt sich der metastabile Restaustenit zu Martensit um und bewirkt dadurch einen starken Festigkeitsanstieg. Durch diesen als „TRIP-Effekt“ bezeichneten Verfestigungsmechanismus können ausreichende Umformeigenschaften bei gleichzeitig sehr hohen Endfestigkeiten des Bauteils erzielt werden. Über dieses Verfestigungsvermögen hinaus zeichnen sich TRIP-Stähle durch einen ausgeprägten Bake-Hardening-Effekt (BH) nach vorausgegangener Verformung aus. Dieser auf Diffusion von Kohlenstoff beruhende Mechanismus, der durch die Wärmeeinwirkung des Lackeinbrandes aktiviert wird, bewirkt eine weitere Steigerung der Streckgrenze.

Aufgrund seiner hohen Zugfestigkeit bei guter Verformbarkeit findet der im Sprachgebrauch als TRIP700 bezeichnete HT700T zunehmend Anwendung im Bereich crashrelevanter Struktur- und Verstärkungsbauteile, wie z.B. der A- und B-Säule und des Schwellers.

Je nach Hersteller wird der TRIP-Effekt durch verschiedene Legierungskonzepte erzielt. Aufgrund der daraus folgenden, unterschiedlichen Gefügezusammensetzung kann keine generelle Aussage über die Schweißbarkeit von TRIP-Stählen getroffen werden. Der hohen Anteile an Legierungselementen führt jedoch bei allen Konzepten zu hohen Kohlenstoffäquivalenten, was auf eine eingeschränkte Schweißbarkeit hinweist. Für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wurde der gut laserschweißbare TRIP-Stahl HT700T der Firma Thyssen-Krupp Stahl, der auf einem Aluminium-Legierungskonzept basiert, verwendet.

Beschichtungen

Aufgrund erhöhter Anforderungen an den Korrosionsschutz der Fahrzeuge werden in der Automobilindustrie heute ausschließlich verzinkte Bleche eingesetzt. Da der größte Anteil davon elektrolytisch verzinkte Bleche sind, werden im Rahmen dieser Arbeit schwerpunktmäßig mit dieser Beschichtung versehene Werkstoffe untersucht. Im Gegensatz zu weiteren Beschichtungsverfahren, wie z.B. der Feuerverzinkung, bewirkt die elektrolytische Verzinkung keinerlei Einschränkungen oder Veränderungen der mechanischen Eigenschaften durch temperaturbedingte Gefügeumwandlungen.

3.2.2 Eingesetzte Versuchsproben

Für die experimentellen Festigkeitsuntersuchungen wurden in Abhängigkeit des Untersuchungsziels und des Prüfumfangs Ein- bzw. Doppelpunkt-Flachzugproben und KS2-Proben eingesetzt. Im Folgenden werden diese Versuchsproben kurz beschrieben. Eine ausführliche Diskussion der spezifischen Probeneigenschaften erfolgt im Abschlussbericht des im Rahmen des FAT Arbeitskreises AK-25 durchgeführten Projekts mit dem Ziel der Vereinheitlichung von Zugversuchsproben [101].

Flachzugproben

Genormte Flachzugproben existieren lediglich zur Bestimmung der Tragfähigkeit von Widerstandspunktschweißungen unter quasistatischer Scher- bzw. Kopfzugbelastung [27], [28]. Hinsichtlich der Prüfung laserstrahlgeschweißter Proben existieren sowohl für quasistatische als auch für dynamische Untersuchungen keine standardisierten

Probenformen. Für die Scherzugprüfung wurde deshalb die bei der DaimlerChrysler AG gängige Doppelpunkt-Flachzugprobe, die auf der Empfehlung des FAT Arbeitskreises AK-25 basiert, und die zur Scherzugprüfung widerstandspunktgeschweißter Verbindungen genormte Einpunktprobe eingesetzt. In Bild 3.6 sind links die Abmessungen der beiden verwendeten Flachzugproben und die Position und Orientierung der untersuchten Laserschweißnähte dargestellt.

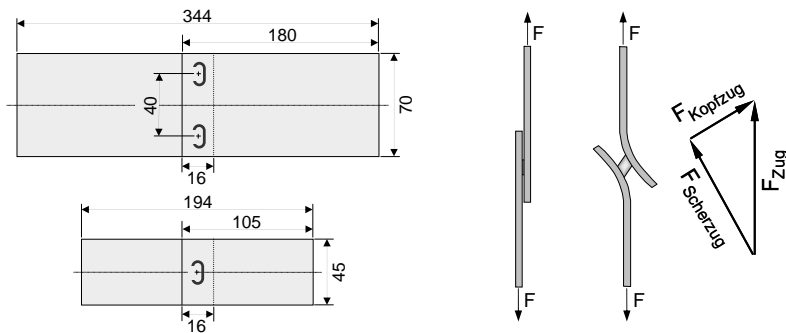


Bild 3.6: Ein- und Doppelpunkt-Scherzugprobe mit Klammerschweißnähten; durch Verformung der Probe verursachte Mischbeanspruchung aus Kopf- und Scherzug.

Ein Nachteil der Flachzugproben ist die neben der Scherzugbeanspruchung mit zunehmender Belastung auftretende Kopfzugbeanspruchung der Schweißverbindung, die sich aus der Verformung der Probe im Bereich der Überlappung ergibt (vgl. Bild 3.6 rechts). Die mit dieser Probe im Zugversuch ermittelte Tragfähigkeit entspricht deshalb nicht der reinen Scherfestigkeit der Verbindung. Das Verhältnis der Mischbeanspruchung aus Kopf- und Scherzug nimmt mit steigender Beanspruchung und abnehmender Probensteifigkeit zu. Die Probensteifigkeit hängt neben der Blechdicke und Festigkeit des Fügeteilwerkstoffs auch von der Probenbreite und Überlappungslänge der Fügeteile ab [102].

Vorteile, aufgrund welcher die Flachzugprobe häufig eingesetzt wird, sind der geringe Herstell- und Prüfaufwand. Darüber hinaus wird die Probe zur Abschätzung der Tragfähigkeit der Verbindung unter praxisnahen Bedingungen herangezogen, bei welchen aufgrund von Bauteilverformungen ebenfalls Mischbeanspruchung auftreten.

KS2-Probe

Die KS2-Probe wurde vom Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik (LWF) der Universität Paderborn entwickelt und patentiert [103]. Der Vorteil dieser Probenkörper ist, dass bei der Prüfung an der Fügeverbindung verschiedene, exakt definierte Bean-

spruchungszustände erzeugt werden können. Wie in Bild 3.7 dargestellt ist, können mittels spezieller Einspannvorrichtungen vier verschiedene Beanspruchungskombinationen aus den Grundbelastungsarten Scher- und Kopfzug eingestellt werden [104]. Die in den Standardabmessungen auf einpunktförmige Fügeverbindungen ausgelegte Probe kann zur Prüfung flächen- und linienförmiger Verbindungen in der Innenweite modifiziert werden. Für die Schälzugprüfung wird ein einschenkliger Probenkörper eingesetzt, der mit derselben Einspannvorrichtung geprüft werden kann. Die in Abhängigkeit der Blechstärke festgelegten Abmessungen der Prüfkörper sind im Anhang in Tabelle A3.3 aufgeführt.

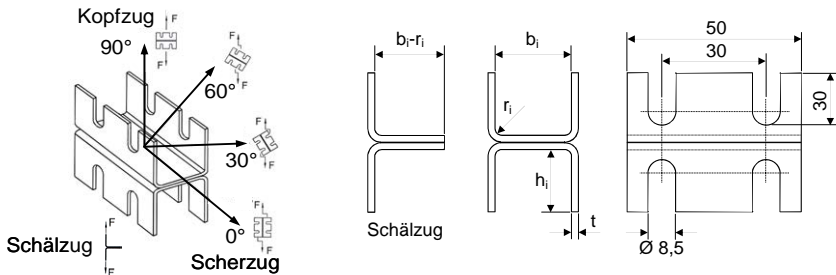


Bild 3.7: Standard KS2-Probe, Möglichkeiten der Lasteinleitung zur Erzeugung unterschiedlicher Beanspruchungszustände in der Fügeebene, Abmessungen [104].

Aufgrund der Möglichkeit zur Prüfung mit Belastungen in Reinform bzw. unter einem genau definierten Verhältnis von Kopf- zu Scherzug eignet sich die KS2-Probe auch für die Ermittlung von Kennwerten für die Finite-Elemente-Berechnung sowie für die Verifizierung durchgeführter Berechnungen.

3.3 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

3.3.1 RobScan Laserstrahlschweißen der Versuchsproben

Alle im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Schweißverbindungen wurden mittels RobScan- Laserstrahlschweißen unter Einsatz der beschriebenen Festkörperlaser und der programmierbaren Fokussieroptik (PFO) der Firma TRUMPF hergestellt. Mit dem in der PFO eingesetzten Objektiv der Brennweite 255 mm werden in Abhängigkeit der zur Strahlungsübertragung eingesetzten Lichtleitkabel mit Faserkerndurchmessern von 200, 300 und 400 μm Fokusbereich von 0,34, 0,51 und 0,68 mm erzielt. Die Fokusslage wurde jeweils auf $f_{\text{pos}} = 0 \text{ mm}$ eingestellt (Fokus auf Werkstückoberfläche).

Eingesetzte Spannvorrichtungen

Zum Fügen der Flachzugproben wurde eine speziell zum Schweißen dieser Proben konzipierte Spannvorrichtung verwendet. Mit Hilfe verstellbarer Anschläge kann bei dieser das Maß der Überlappung eingestellt werden. Die zur Fixierung der Bleche während des Schweißvorgangs erforderliche Spannkraft wird über Kniehebelspanner auf die Spannbacken aufgebracht. Das zur Zinkentgasung zwischen den Blechen notwendige Spaltmaß wird durch Einlegen zweier Fühlerlehrenbänder unterhalb der Klemmbacken der Spannvorrichtung sichergestellt (vgl. Bild 3.8).

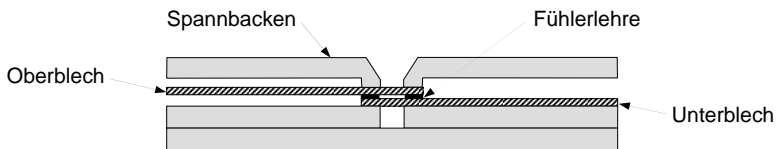


Bild 3.8: Spannvorrichtung mit eingespannten Blechen und Fühlerlehren zur Einstellung des Fügspaltmaßes.

Die Fixierung der KS2-Probenhälften erfolgte wie in Bild 3.9 dargestellt über jeweils zwei Grip-Zangen. Die Einstellung des Fügspaltmaßes wurde entsprechend dem Vorgehen beim Fügen der Flachzugproben durch Fühlerlehrenbänder realisiert. Zur reproduzierbaren Ausrichtung wurden die fixierten Proben während des Schweißprozesses in einen mit seitlichen Anschlägen versehenen Handschraubstock eingespannt.

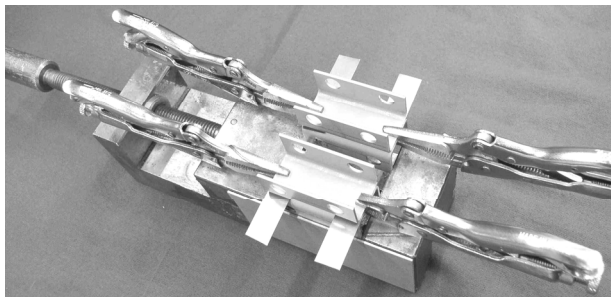


Bild 3.9: Fixierung und Ausrichtung der KS2-Probenkörper während des Schweißvorgangs.

Anpassung der Prozessparameter

Die Untersuchung der Festigkeitseigenschaften erfolgte in dieser Arbeit ausschließlich an Schweißnähten die nach Norm DIN EN ISO 13919 T1 die qualitativen Anforderungen der Bewertungsgruppe B erfüllen. Zur Erzielung dieser Nahtqualität wurden vor dem Schweißen der Versuchsproben die Prozessparameter der Schweißaufgabe

angepasst. Da aus Wirtschaftlichkeitsgründen in der Praxis die zur Verfügung stehende Laserleistung voll ausgenutzt werden sollte, wurde der angestrebte Durchschweißgrad durch Variation der Schweißgeschwindigkeit bei voller Laserleistung eingestellt. Die in Abhängigkeit von Blechdickenkombination, Fokusbereich und Werkstoff erzielten Schweißgeschwindigkeiten sind im Anhang in Tabelle A3.4 bis A3.6 für die gewählte Fokuslage $f_{\text{pos}} = 0$ (Bezug Werkstückoberfläche) aufgeführt. Durch abruptes Ausschalten des Lasers entsteht am Schweißnahtende aufgrund der fehlenden Schmelze im Bereich des Keyholes ein Endkrater. Um diesen Effekt zu minimieren, wurden am Schweißnahtanfang und -ende Laserleistungs- und Geschwindigkeitsrampen eingesetzt. Zusätzlich wurde der Endkraterbereich direkt im Anschluss an die Schweißung durch eine wiederholte Überfahrt mit reduzierter Streckenenergie nachbehandelt.

Programmierung des Schweißnahtmusters

Neben den Prozessparametern wird beim RobScan-Laserstrahlschweißen auch das Schweißnahtmuster und die Nahtorientierung in einem Software-Tool festgelegt. Über einfache, vordefinierte Nahtmuster hinaus können beliebige Nahtgeometrien durch Zusammensetzen einzelner Teilsegmente programmiert werden. Da für eine Vergleichbarkeit der Festigkeitseigenschaften verschiedener Schweißnahtvarianten die abgewinkelte Gesamtlänge der Naht von zentraler Bedeutung ist, wurden für die Untersuchungen alle Schweißnahtmuster auf eine einheitliche, abgewinkelte Nahtlänge normiert.

3.3.2 Metallographische Untersuchungen

Schliffbilder

Zur Bestimmung der geometrischen Kenngrößen der Schweißnaht Einschweißtiefe und Anbindebreite in der Fügeebene und zur Analyse des Mikrogefüges im Bereich der Schmelz- und Wärmeeinflusszone wurden metallographische Schliffe quer zur Schweißnaht angefertigt. Des Weiteren wurden zur Ermittlung des Anrissortes bzw. des Rissverlaufs Schliffbilder von Schweißnähten unterschiedlich stark bzw. lange beanspruchter Versuchsproben hergestellt. Zur Erstellung eines Schliffbildes wurde ein Segment der Schweißnaht an einer definierten Stelle mittels eines Trennschleifers quer zur Schweißrichtung herausgetrennt und in Kunstharz eingebettet. Anschließend erfolgte die metallographische Bearbeitung der Probe durch Schleifen, Polieren und Ätzen. Die Aufnahme des Schliffbildes erfolgte unter einem Auflichtmikroskop mit einer dem Untersuchungsziel angepassten Vergrößerung (2,5 bis 50-fach).

Härtemessungen

Die erzeugten Schliffbilder wurden darüber hinaus zur Aufnahme des Härteverlaufs über der Schweißnaht, der Wärmeeinflusszone und des Grundwerkstoffs verwendet. Aufgrund der geringen Abmessungen und der hohen Härtegradienten laserstrahlgeschweißten Verbindungen wurde die Mikrohärteprüfung nach DIN EN 1043 T2 [36] mit einer Prüfkraft von 0,98 N (HV0,1) eingesetzt. Die Härtemessung erfolgte automatisiert an einer Mikrohärte-Prüfeinrichtung, die zur Positionierung der Probe mit einem gesteuerten Kreutzisch ausgestattet ist. Mit diesem ist ein dichtes Aneinandersetzen der Messpunkte unter Berücksichtigung des gemäß der Norm DIN EN ISO 6507-1 erforderlichen Mindestabstandes von dreimal der Eindruckdiagonalen möglich [105]. In Bild 3.10 sind Eindrücke der Diamantpyramide in der Schweißzone zu sehen.

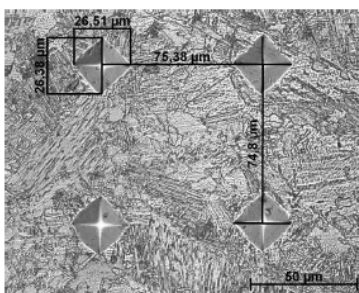


Bild 3.10: Eindrücke der Härtemessung im Schweißgefüge (Grundwerkstoff H320LA).

3.3.3 Ermittlung der Festigkeitseigenschaften

Ermittlung der quasistatischen Festigkeit

Die Ermittlung der mechanischen Kenngrößen Maximalkraft F_{\max} , Arbeit bis Maximalkraft W_{\max} und Arbeit bis Bruch W_{Bruch} unter quasistatischer Belastung erfolgte durch Zugversuche an einer 50 kN Zugprüfmaschine der Firma Zwick-Roell vom Typ FR 050 TH. Die Abzugsgeschwindigkeit der bei Raumtemperatur durchgeführten Versuche betrug 10 mm/min. Der während des Versuchs kontinuierlich aufgenommene Kraft-Weg-Verlauf wurde in ein Standard Protokoll der Zwick Prüfsoftware importiert. Um bei der Auswertung mit einem gesicherten Mittelwert arbeiten zu können, wurden von jedem Versuchsparameter vier bis fünf identische Proben geprüft. Aufgrund der mittels RobScan- Laserstrahlschweißen sehr reproduzierbaren Probenherstellung werden durch die Prüfung dieser Probenanzahl bereits statistisch gut abgesicherte Werte ermittelt.

Für die Aufnahme der Ein- und Doppelpunkt-Flachzugproben wurden Standard-Spannbacken, die sich unter Zuglast schließen, eingesetzt. Der Ausgleich des durch die Überlappung verursachten Versatzes erfolgte durch eine entsprechende Verschiebung einer Spannbacke. Zur Aufnahme der lastwinkelabhängigen Einspannvorrichtung der KS2-Proben wurden die Spannbacken der Zugmaschine durch Gabelköpfe ersetzt (vgl. Bild 3.11). Durch die auf beiden Seiten einfach gelenkig gelagerten Prüfkörperaufnahmen erfolgt die Krafteinleitung in die Probe auch bei kombinierter Scher- und Kopfzugbelastung querkraftfrei.

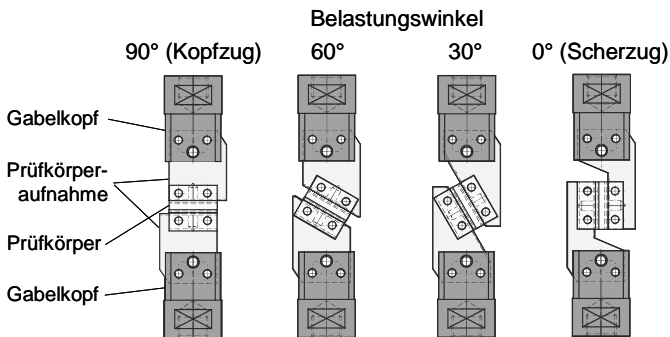


Bild 3.11: Gelenkige Aufnahme der KS2-Einspannvorrichtung durch Gabelköpfe [104].

Ermittlung der Schwingfestigkeitseigenschaften

Die Untersuchungen unter dynamisch schwingender Belastung mittels Scherzugproben wurden am Steinbeis Transferzentrum für Bauteilfestigkeit und -Sicherheit, Werkstoff- und Fügetechnik (BWF) an der Hochschule Esslingen durchgeführt. Die Schwingprüfungen der Scher-, Kopf- und Schälzugproben auf KS2-Basis erfolgten auf Resonanzschwingprüfständen der DaimlerChrysler AG am Forschungszentrum Ulm.

Alle Schwingfestigkeitsversuche wurden lastkontrolliert mit konstanter Amplitude bei Raumtemperatur durchgeführt. Das Spannungsverhältnis R zwischen Unter- und Oberlast betrug bei allen Versuchen $R = 0,1$. Um die bei Flachzugproben unvermeidlichen Querschwingungen des Prüfkörpers zu minimieren, wurden die Planflächen der Bleche im Bereich knapp außerhalb der Fügeverbindung durch seitlich angebrachte Gewindebolzen geführt (vgl. Bild 3.12).



Bild 3.12: Für die Untersuchungen an der FHT Esslingen eingesetzte 70 kN- Resonanzprüfanlage Amsler Typ HFP 5500, Führung der Probe durch Gewindebolzen.

Zum Ausgleich des Versatzes der Überlappung erfolgte die Einspannung der Scherzugproben in die Schwingprüfmaschine mit einer einseitigen Unterlage der jeweilig geprüften Blechdicke. Die KS2-Proben wurden entsprechend dem Vorgehen bei der quasistatischen Zugprüfung mittels spezieller Prüfkörperaufnahmen eingespannt.

Die Versuchsfrequenz, die sich bei den eingesetzten Resonanzprüfmaschinen aus der Steifigkeit der Probe ergibt, lag bei Scherzugproben zwischen 30 und 50 Hz und bei den steiferen KS2-Proben zwischen 70 und 90 Hz. Die Proben wurden bis zum Auftreten eines makroskopischen Schwingungsrisses oder -bruchs gefahren bzw. nach Überschreiten der festgelegten Grenzwertzahl (zwischen 5×10^6 und 1×10^7) ausgebaut. Das Versuchsende beim Versagen durch Anriss bzw. Bruch wurde durch den Abfall der Frequenz (etwa 2 Hz) sowie durch die zunehmende Leistungsaufnahme der Resonanzprüfmaschine bestimmt.

3.3.4 Optische Dehnungsfeld-Messungen an Scherzugproben

Neben den Zugprüfungen zur Ermittlung der mechanischen Kenngrößen wurden zur Analyse der Ausbildung des Spannungsfeldes im Bereich der Schweißnaht bis zum Versagen der Verbindung Scherzugversuche mit begleitenden optischen Dehnungsfeld-Messungen durchgeführt. Ziel dieser Messungen mit dem Messsystem ARAMIS der Firma Gom war die Identifizierung von lokalen Spannungsspitzen (hot spots) und die Lokalisierung des Versagenszeitpunktes und -ortes.

Wie in Bild 3.13 dargestellt ist, wird die zu untersuchende Versuchsprobe bei diesem Verfahren mit einem durch Sprühlack aufgetragenen, stochastischen Muster versehen.

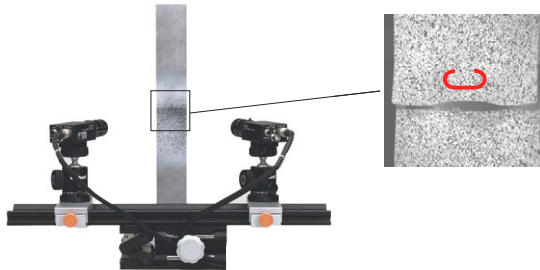


Bild 3.13: Optisches Dehnungsfeld Meßsystem ARAMIS.

Während des Prüfvorganges beobachten zwei CCD-Kameras die belastete Probe, wobei einzelnen Bildpunkten Koordinaten zugeordnet werden. Aus den gewonnen Bildern werden mittels photogrammetrischer Auswerteverfahren 3D-Koordinaten, 3D-Verschiebungen und der ebene Dehnungstensor automatisch berechnet [106]. Durch das System kann die Verteilung der lokalen Dehnungen oder eine als van-Mises-Vergleichsspannung berechnete Spannungsverteilung grafisch ausgegeben werden.



Bild 3.14: Darstellung der technischen Dehnungsverteilung im Bereich einer Klammer-Schweißnaht (Werkstoff H320LA, Blechdickenkombination 0,7/0,7 mm).

In Bild 3.14 ist die lokale Dehnungsverteilung im Bereich einer klammerförmigen Schweißnaht kurz vor dem ersten, an der Oberfläche sichtbaren Riss zu sehen.

3.3.5 Versuchsprogramme

Die unter quasistatischer Belastung und unter zeitlich veränderlicher Zugschwellbelastung mit konstanter Amplitude durchgeführten Untersuchungen hatten zum Ziel, die Vielzahl an Einflussgrößen auf die Verbindungsfestigkeit, die bei der Auslegung RobScan-laserstrahlgeschweißter Verbindungen berücksichtigt werden müssen, zu bewerten. In Bild 3.15 sind die Ziele der Untersuchungen und die jeweils zur Bewertung der untersuchten Festigkeitseigenschaften herangezogene Größen dargestellt.

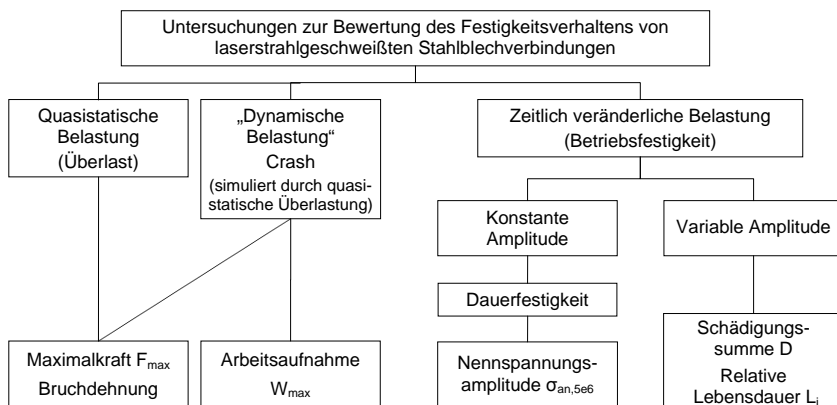


Bild 3.15: Zielsetzung und Bewertungskriterien der durchgeführten Festigkeitsuntersuchungen.

Die Versuchsprogramme wurden so ausgelegt, dass der Einfluss folgender Parameter der mittels RobScan erzeugten unterbrochenen Schweißnähte auf die Festigkeitseigenschaften der Fügeverbindung quantifizierbar wird: Nahtlänge, Nahtbreite (Fokushdurchmesser), Fügspaltmaß, Schweißnahtmuster und Schweißnahtorientierung, Beschichtung und Durchschweißgrad. Um den Einfluss des Grundwerkstoffs, der Blechdickenkombination und der Belastungsart und -richtung auf den Einfluss der genannten Parameter zu bestimmen, wurden diese Einflussgrößen in den jeweiligen Versuchsprogrammen variiert. Zum Vergleich der Ergebnisse mit den entsprechenden Kennwerten widerstandspunktgeschweißter Verbindungen wurden zusätzlich auch entsprechende punktgeschweißte Proben untersucht. Die in den Versuchsprogrammen variierten Parameter und die eingesetzten Versuchsproben werden jeweils zu Beginn der entsprechenden Auswertekapitel aufgeführt.

Die Bewertung der Eigenschaften der unterschiedlichen Schweißnahtvarianten bei quasistatischer aufgebrachtter Belastung bis Bruch der Verbindung, für welche auch der Begriff Tragfähigkeit verwendet wird, baut auf den im quasistatischen Zugversuch ermittelten Kennwerten Maximalkraft und Bruchdehnung auf.

Die Eigenschaften unter dynamisch schwingender Belastung werden einerseits über in Wöhlerversuchen mit zeitlich konstanten Lastamplituden ermittelte Schwingfestigkeitskennwerte und andererseits über rechnerisch bestimmte Schadenssummen und den daraus abgeleiteten, auf eine Referenzverbindung bezogenen relativen Lebensdauern bewertet.

Die Bewertung der Eigenschaften unter dynamisch schlagartig aufgebrachter Belastung erfolgt im Rahmen dieser Arbeit anhand der unter quasistatischer Lastaufbringung ermittelten Kennwerte. Hierbei wird insbesondere die hinsichtlich der Crashbelastung relevante Eigenschaft der Verbindung Arbeitsaufnahme bis Bruch herangezogen. Diese Kenngröße entspricht der Fläche unterhalb der im Zugversuch ermittelten Kraft-Weg-Kurve und wird deshalb durch Integration der Kraft über dem Weg bestimmt.

Durch exemplarische Untersuchungen RobScan-remotegeschweißter Verbindungen unter dynamisch aufgebrachter Belastung konnte dieses aus Gründen der Vereinfachung gewählte Vorgehen bestätigt werden. Entsprechend den Zusammenhängen bei der Prüfung von Grundwerkstoff- und widerstandspunktgeschweißten Proben unter schlagartiger Belastung wurde auch bei RobScan geschweißten Verbindungen eine mit steigender Belastungsgeschwindigkeit zunehmende Tragfähigkeit ermittelt. Anhand der exemplarisch durchgeführten Untersuchungen kann angenommen werden, dass die grundsätzlichen Zusammenhänge der unter quasistatischer Belastung untersuchten Einflussgrößen auch unter dynamisch aufgebrachter Belastung gültig sind. Eine Festigkeitsauslegung mittels der im quasistatischen Zugversuch ermittelten Kenngrößen ist aufgrund der Zunahme der Tragfähigkeit mit steigender Belastungsgeschwindigkeit möglich und führt zu einer sicheren, konservativen Auslegung.

4 Metallographische Schweißnahtanalyse

4.1 Schweißnahtquerschnitt und Anbindebreite

Wie in Kapitel 2.2.1 bereits erläutert wurde, werden die Abmessungen der Schweißnaht durch den beim Schweißprozess aufgeschmolzenen Bereich bestimmt.

Zur Ermittlung der in Bild 4.1 dargestellten Kenngrößen der Schweißnaht Einschweißtiefe e , Anbindebreite b und Fügspaltmaß s wurden für die Werkstoffe DC04, H320LA und HT700T für alle Kombinationen aus den drei untersuchten Blechdickenpaarungen und drei eingesetzten Fokusburchmessern metallographische Querschliffbilder bei unterschiedlichen Fügspaltmaßen angefertigt. Die beim Schweißen der Versuchsmuster in Abhängigkeit der maximalen Laserleistung (3,5 bzw. 4,0 kW), des eingesetzten Fokusburchmessers und der verschweißten Blechpaarung erzielten Schweißgeschwindigkeiten sind in den Tabellen A3.4 bis A3.6 im Anhang aufgeführt.

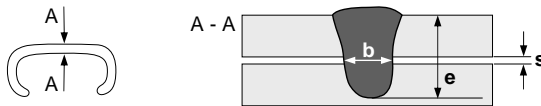


Bild 4.1: Einschweißtiefe e , Anbindebreite b und Fügspaltmaß s am Überlappstoß.

4.1.1 Schweißnahtquerschnitt

In Bild 4.2 sind mit dem Fokusburchmesser $d_f = 0,34$ mm erzeugte Schweißnähte der drei untersuchten Blechdickenkombinationen des Werkstoff H320LA dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Schweißnähte der 0,7 mm- und 1,0 mm-Blechverbindung nahezu zylindrisch verlaufen. Bei der 1,5 mm-Verbindung verursacht die zur Erzielung einer vollständigen Durchschweißung notwendige hohe Streckenenergie eine geringe Aufweitung der Naht im oberen Bereich. Vergleicht man die Anbindebreite in der Fügeebene, so wird deutlich, dass diese bei allen Blechdickenkombinationen etwa dieselbe Größenordnung aufweist. Der Grund hierfür ist, dass insbesondere bei den hohen, mit kleinen Fokusburchmessern umsetzbaren Schweißgeschwindigkeiten der durch Wärmeleitungseffekte aufgeschmolzene Bereich der Schweißnaht in der Fügeebene nahezu unabhängig von der zu verschweißenden Blechdickenkombination ist.

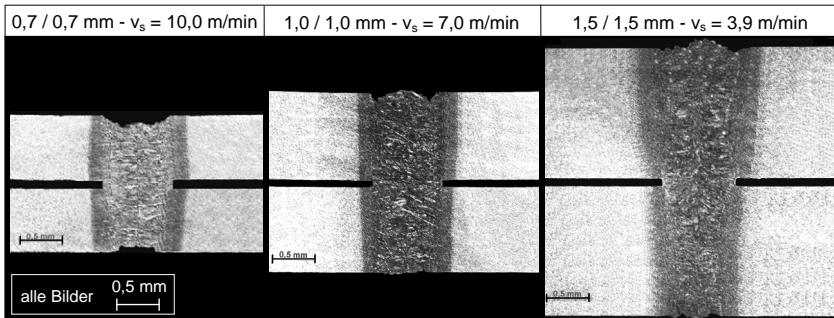


Bild 4.2: Schweißnahtgeometrie von Überlappschweißungen der Blechdickenkombinationen 0,7/0,7; 1,0/1,0 und 1,5/1,5 mm (H320LA, Fügespaltmaß 0,15 mm, $P_L = 4,0$ kW, Fokusbereich $d_f = 0,34$ mm, Fokuslage $f_{pos} = 0$ mm).

Aufgrund der mit zunehmendem Fokusbereich zur Erzielung einer kompletten Durchschweißung steigenden, erforderlichen Streckenenergie weisen die Schweißnähte der Fokusbereich $d_f = 0,51$ mm und $d_f = 0,68$ mm neben einer insgesamt größeren Breite auch eine stärkere Aufweitung des oberen Nahtbereichs auf. Durch die gegenüber den Werkstoffen DC04 und H320LA etwa doppelt so hohe Wärmeleitfähigkeit des HT700T ist die Aufweitung bei Schweißnähten dieses Werkstoffs stärker ausgeprägt.

4.1.2 Anbindebreite

Die als Anbindebreite bezeichnete Nahtbreite in der Fügeebene ist für die Festigkeitseigenschaften laserstrahlgeschweißter Überlappnähte von zentraler Bedeutung. Für die untersuchten Verbindungen wurde deshalb insbesondere diese Größe aus den metallographischen Querschliffen ausgewertet. Aufgrund eines in Voruntersuchungen festgestellten Zusammenhangs von Anbindebreite und Fügespaltmaß erfolgte die Ermittlung jeweils in Abhängigkeit des Spaltmaßes.

Infolge der dynamischen Vorgänge während des Laserschweißprozesses treten über der Nahtlänge Schwankungen der Einschweißtiefe und der Anbindebreite auf. Die im Folgenden bezüglich der Anbindebreite angestellten Betrachtungen erfolgen deshalb anhand aus jeweils vier ausgemessenen Schliffbildern gebildeter Mittelwerte. Zur Vermeidung von Fehleinflüssen durch Schweißnahtanfang und -ende wurden die durch metallographische Querschliffe auszuwertenden Versuchsproben jeweils aus dem Bereich der Schweißnahtmitte entnommen (vgl. Bild 4.1).

Einfluss von Blechdicke und Fokussdurchmesser

Bild 4.3 zeigt den Verlauf der Anbindebreite in Abhängigkeit des Fügespaltmaßes für Schweißnähte der Fokussdurchmesser $d_f = 0,68$ mm und $d_f = 0,34$ mm jeweils für die Werkstoffe H320LA und HT700T.

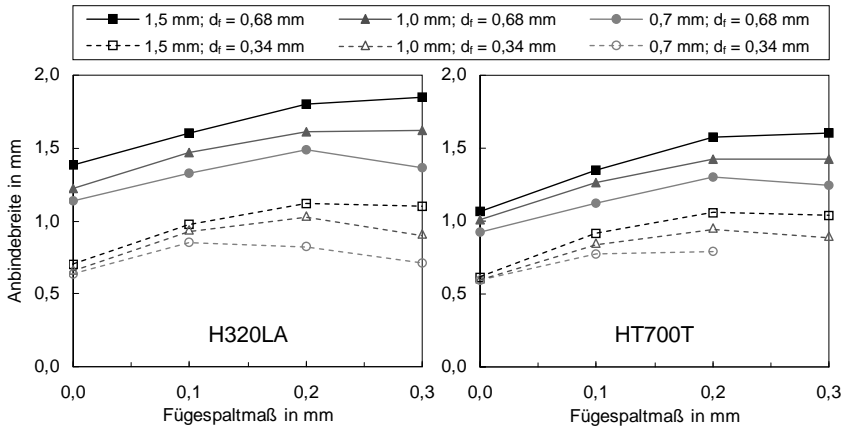


Bild 4.3: Anbindebreite in Abhängigkeit des Fügespaltmaßes, Werkstoffe H320LA und HT700T, $d_f = 0,34$ mm und $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW, $f_{pos} = 0$ mm.

Technischer Nullspalt

Die auf der Ordinate ablesbaren Unterschiede der Anbindebreite der unter Nullspalt erzeugten Schweißnähte eines Fokussdurchmessers sind auf den Einfluss der Schweißgeschwindigkeit zurückzuführen. Durch die mit steigender Blechdicke abnehmende umsetzbare Schweißgeschwindigkeit nimmt der durch Wärmeleitungseffekte aufgeschmolzene Bereich um das Keyhole, und damit auch die Anbindebreite, zu. Die geringere Zunahme der mit kleinerem Fokussdurchmesser $d_f = 0,34$ mm geschweißten Nähte ist auf das deutlich höhere Schweißgeschwindigkeitsniveau zurückzuführen. Hierdurch ist der durch Wärmeleitung aufgeschmolzene Bereich im gesamten Blechdickenbereich geringer, und die Unterschiede bei Variation der Geschwindigkeit deshalb weniger ausgeprägt.

Spaltmaße > 0 mm

Mit steigendem Fügespaltmaß nimmt die Anbindebreite bei allen Verbindungen bis zu einem von Blechdicke und Fokussdurchmesser abhängigen, maximalen Wert zu. Wie Bild 4.4 verdeutlicht, ist hierfür der Schmelzfluss in den Fügespalt und das Aufschmelzen der dortigen Blechkanten durch Wärmeleitungseffekte ursächlich.

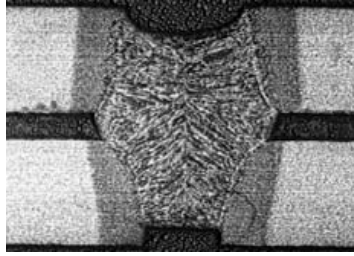


Bild 4.4: Erhöhte Anbindebreite durch Schmelzfluss in den Fügspalt und Aufschmelzen der Blechkanten durch Wärmeleitungseffekte (HT700T, 1,0/1,0 mm, Fügespaltmaß 0,2 mm, $P_L = 3,5$ kW, $d_f = 0,68$ mm, $f_{pos} = 0$ mm, $v_s = 3,8$ m/min).

Wie aus den Diagrammen in Bild 4.3 zu entnehmen ist, ist die absolute Zunahme der Anbindebreite nahezu unabhängig von Fokusbereich und Werkstoff und beträgt abhängig von der Blechdickenkombination zwischen ca. 0,25 mm (0,7/0,7 mm) und 0,50 mm (1,5/1,5 mm). Durch die geringere Ausgangsbreite der durch den Fokusbereich $d_f = 0,34$ mm erzeugten Nähte folgt, dass die prozentuale Zunahme bei diesen deutlich höher ist. Die maximale prozentuale Zunahme der Anbindebreite, die jeweils bei den 1,5 mm-Verbindungen auftritt, beträgt beim Fokusbereich $d_f = 0,34$ mm ca. 70 % gegenüber nur ca. 50 % beim Fokusbereich $d_f = 0,68$ mm.

Bei Überschreitung eines bestimmten kritischen Fügespaltmaßes wird insbesondere bei dünnen Blechen und kleinem Fokusbereich eine abnehmende Anbindebreite beobachtet. Die Ursache hierfür liegt in dem bei überkritischen Spaltmaßen zur Überbrückung des Fügespaltmaßes zu geringen zur Verfügung stehenden Schmelzbadvolumen. Die Höhe des Fügespaltmaßes, bei welchem dieser Mechanismus eintritt, ist von der Blechdicke, vom eingesetzten Fokusbereich und vom Grundwerkstoff abhängig. Bei den 0,7 mm-Verbindungen des Fokusbereichs $d_f = 0,34$ mm wird die maximale Anbindebreite bei beiden Werkstoffen bereits bei einem Spaltmaß von 0,1 mm erreicht. Beim Werkstoff HT700T wurde bei dieser Blechdickenkombination bei Spaltmaßen über 0,2 mm bereits keine Anbindung mehr erzielt. Mit steigender Blechdicke nimmt das überbrückbare Fügespaltmaß zu und beträgt bei den 1,5 mm-Verbindungen, abhängig vom Fokusbereich, zwischen 0,2 und 0,3 mm.

In der Praxis wird aufgrund des dargestellten Zusammenhangs der Bereich des zulässigen Fügespaltmaßes üblicherweise in Abhängigkeit der Blechdicke des dünneren Fügepartners angegeben. Bei verzinkten Blechen liegt der zulässige Bereich zwischen 0,1 mm und einem Spaltmaß von 0,2-mal der Blechdicke des dünneren Fügepartners (vgl. Bild 2.5). Aufgrund des bei blanken Blechen nicht erforderlichen Entgasungsspaltmaßes ist bei diesen kein minimales Spaltmaß einzuhalten.

Einfluss des Grundwerkstoffs

Bild 4.5 zeigt den Einfluss des Fügespaltmaßes auf die Anbindebreite von 1,0 mm-Verbindungen in Abhängigkeit des Grundwerkstoffes und des Fokussdurchmessers.

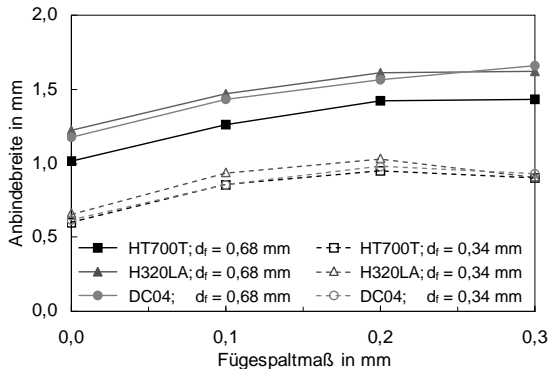


Bild 4.5: Anbindebreite in Abhängigkeit des Fügespaltmaßes, Vergleich 1,0 mm-Verbindungen der Werkstoffe DC04, H320LA und HT700T, $P_L = 4,0$ kW, $f_{pos} = 0$ mm.

Die gegenüber den Werkstoffen DC04 und H320LA nur ca. halb so hohe Wärmeleitfähigkeit des HT700T führt zu einer Verkleinerung des durch Wärmeleitung aufgeschmolzenen Bereichs um das Keyhole. Neben den dadurch insbesondere beim Fokussdurchmesser $d_f = 0,68$ mm etwas schlankeren Schweißnähten weisen die Nähte beim HT700T auch eine geringere Zunahme der Anbindebreite mit steigender Blechdicke auf (vgl. Bild 4.3).

4.2 Gefüge im Bereich der Schweißnaht

Wie in Kapitel 2.2.2 bereits erläutert wurde, werden durch die schroffen Erwärmungs- und Abkühlvorgänge des Laserstrahlschweißprozesses im Werkstoff metallurgische Veränderungen des Gefüges hervorgerufen. Die Art und der Umfang der Gefügeumwandlungen werden neben dem Temperaturzyklus des Schweißprozesses durch die chemische Zusammensetzung und den Behandlungszustand des Grundwerkstoffes bestimmt. Durch die bei der Umwandlung erzeugte Gefügeart werden die mechanisch-technologischen Eigenschaften der erzeugten Schweißverbindung festgelegt.

Zur Analyse des Mikrogefüges im Bereich der Schmelz- und Wärmeeinflusszone wurden Bilder der geätzten Querschliffproben unter einem Auflichtmikroskop bei verschiedenen Vergrößerungen aufgenommen. Bild 4.6 zeigt das Gefüge des Grundwerk-

stoffs, der Wärmeeinfluss- (WEZ) und der Schmelzzone des Werkstoffs H320LA in 50-facher Vergrößerung. Ein Einfluss des Fokusbereichs und der Blechdickenkombination bzw. der Schweißgeschwindigkeit auf das gebildete Gefüge konnte bei allen drei untersuchten Werkstoffen optisch nicht festgestellt werden.

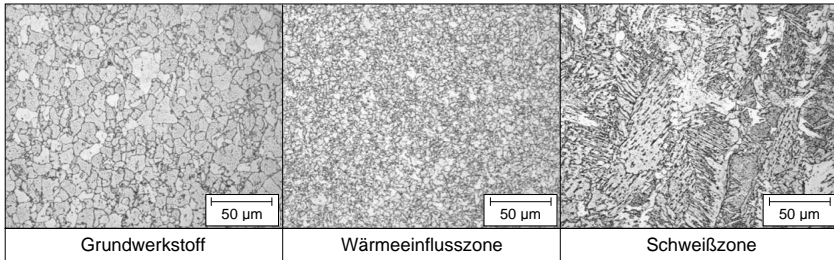


Bild 4.6: Gefüge des Grundwerkstoffs, der Wärmeeinfluss- und der Schweißzone, Werkstoff H320LA (Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, Fokusbereich $d_f = 0,68$ mm, $f_{pos} = 0$ mm, $P_L = 3,5$ kW, $v_s = 3,8$ m/min).

Der Grundwerkstoff des H320LA weist eine ferritische Struktur auf. In der WEZ sind sehr feinkörnige ferritische und bainitische Gefügestrukturen sowie Anteile an Martensit zu erkennen. Das Gefüge der Schweißzone besteht aus Bainit und Lanzettmartensit.

Das Gefüge des HT700T (Bild 4.7) besteht aus einer ferritischen Grundmatrix, in der Martensit eingeschlossen ist. Bei den weißen Bereichen handelt es sich um Restaustenit, der bei plastischer Verformung in Martensit umwandelt (Trip-Effekt). In der WEZ sind Anteile von Martensit erkennbar, der Restaustenit ist aufgrund der Lösung des Kohlenstoffs durch die Wärmeeinbringung nicht mehr vorhanden. In der Schweißzone sind deutlich Ferritinsele und Martensit erkennbar. Wie in der Schweißzone sind keine Restaustenitanteile mehr erkennbar.

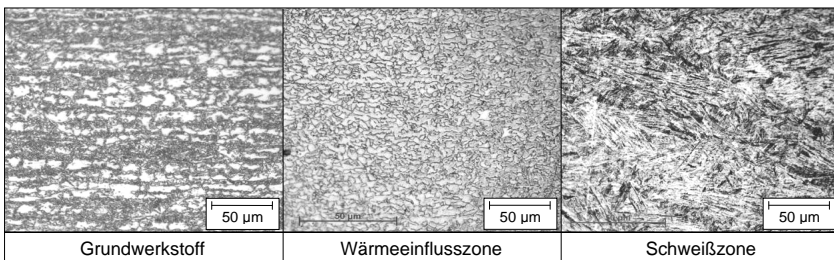


Bild 4.7: Gefüge des Grundwerkstoffs, der Wärmeeinfluss- und der Schweißzone, Werkstoff HT700T (Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, Fokusbereich $d_f = 0,68$ mm, $f_{pos} = 0$ mm, $P_L = 3,5$ kW, $v_s = 3,8$ m/min).

Das Grundgefüge des Werkstoffs DC04 weist eine ferritische Struktur auf. An den Korngrenzen sind Karbide angelagert. Die Zusammensetzung des Gefüges bleibt in der Wärmeeinflusszone grundsätzlich erhalten. Durch die beim Schweißprozess eingebrachte Wärme wurden die Karbide aus dem Grundwerkstoff zum Teil aufgelöst. In der Schweißzone besteht das Gefüge aus Nadelferrit und Bainit.

4.3 Aufhärtungen im Bereich der Schweißnaht

Bild 4.8 zeigt beispielhaft eine dreidimensionale Ergebnisdarstellung einer Mikrohärtemessung wie sie für alle Kombinationen aus Grundwerkstoff, Blechdicke und Fokusbereich durchgeführt wurde. Durch die geringe Prüfkraft, die bei der Mikrohärtprüfung nach Vickers HV 0.1 nur 0,98 N beträgt, dringt der Indentor nur einige Mikrometer in die Probe ein. Bei der Messung werden deshalb innerhalb eines Gefüges auch lokale Bereiche wie z.B. Korngrenzen und Einschlüsse getroffen. Infolge dessen unterliegen die gemessenen Härtewerte einer lokalen Streuung.

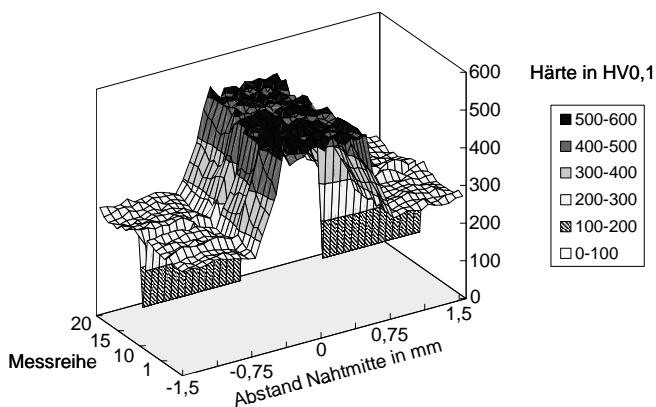


Bild 4.8: 3D-Härteprofil einer Schweißnaht, Werkstoff HT700T, Blechpaarung 1,0/1,0 mm, Fokusbereich $d_f = 0,68$ mm, $f_{pos} = 0$ mm, $P_L = 4,0$ kW, $v_s = 4,1$ m/min.

Wie der Darstellung zu entnehmen ist, sind die erreichten Härtewerte der WEZ und der Schweißzone über der Schweißnahttiefe nahezu konstant. Die folgende Diskussion erfolgt deshalb an 2D-Härteverläufen, die aus gemittelten Werten der über die Nahttiefe gemessenen Messreihen bestehen. Die im Folgenden dargestellten Härteverläufe weisen durch diese Mittelung nur sehr geringe Streuungen auf.

Einfluss der Blechdicke

Mit steigender Schweißgeschwindigkeit nimmt bei konstanten Wärmeleitbedingungen der Anteil der beim Schweißprozess in die Umgebung abgeleiteten Wärme ab. Neben der Erhöhung des thermischen Wirkungsgrades des Schweißprozesses, der das Verhältnis der für die Bildung der Schweißnaht genutzten zur eingekoppelten Strahlung darstellt, führt dies beim Abkühlvorgang zur Ausbildung eines steileren Temperaturgradienten. Durch diesen wird die für die Aufhärtungsvorgänge maßgebliche Abkühlgeschwindigkeit erhöht. Beim Schweißen unterschiedlicher Blechdickenkombinationen führt dieser Zusammenhang zu einer mit zunehmender Gesamtdicke der zu verschweißenden Bleche (reduzierte v_s) steigenden charakteristischen Abkühlzeit $t_{8/5}$.

In Bild 4.9 ist der Einfluss der Blechdickenkombination auf die Gefügeaufhärtung für Verbindungen des Fokusbereichs $d_f = 0,68$ mm jeweils für die Werkstoffe H320LA und HT700T dargestellt.

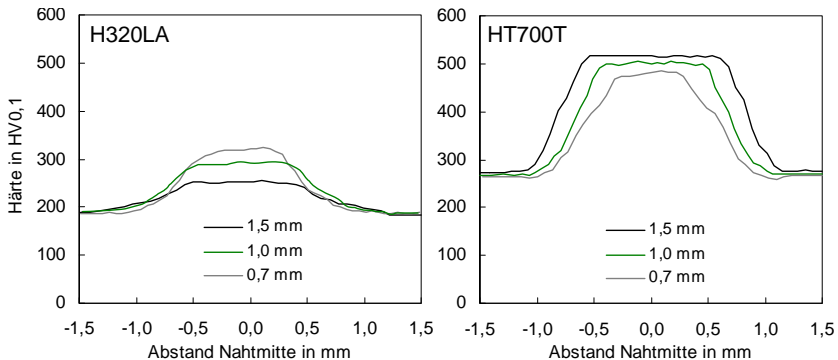


Bild 4.9: Einfluss der Blechdickenkombination auf die Gefügeaufhärtung, Werkstoffe H320LA und HT700T, Fokusbereich $d_f = 0,68$ mm, $f_{pos} = 0$ mm, $P_L = 4,0$ kW.

Wie aus den beiden Diagrammen hervorgeht, wirkt sich die Blechdicke bei den Werkstoffen H320LA und HT700T gegensätzlich auf die Höhe der Aufhärtung aus. Bei H320LA nimmt die Maximalhärte wie erwartet durch die mit zunehmender Blechdicke (abnehmende v_s) ansteigende charakteristische Abkühlzeit $t_{8/5}$ deutlich ab. Im Gegensatz dazu wird bei HT700T eine geringe Zunahme der Aufhärtung mit steigender Blechdicke beobachtet. Die Ursache hierfür könnte im in Kapitel 2.2.2 dargestellten, ebenfalls beim Werkstoff HT700T beobachteten Zusammenhang liegen [48]. Die dort untersuchten Stumpstoßverbindungen wiesen mit steigender Schweißgeschwindigkeit und der damit verbundenen zunehmenden Abkühlgeschwindigkeit ebenfalls reduzierte Aufhärtungen des Schweißgefüges auf. Durch röntgendiffraktometrische

Untersuchungen konnte der Autor dies auf den Verbleib von Anteilen an Restaustenit im Schweißgefüge aufgrund der sehr hohen Aufheiz- und Abkühlraten zurückführen.

Einfluss des Fokusbereichs

Bild 4.10 zeigt den Einfluss des Fokusbereichs auf die Gefügeaufhärtung für Verbindungen der Werkstoffe H320LA und HT700T in Abhängigkeit der Blechdicke.

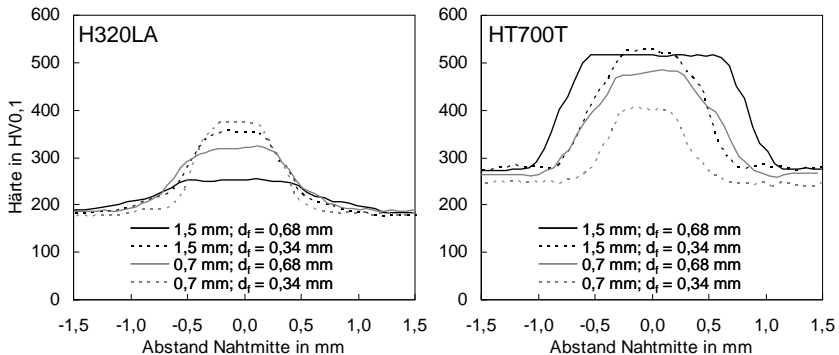


Bild 4.10: Einfluss des Fokusbereichs auf die Gefügeaufhärtung, Werkstoffe H320LA und HT700T, $f_{pos} = 0$ mm, $P_L = 4,0$ kW.

Beim H320LA weisen die mit Fokusbereich $d_f = 0,34$ mm erzeugten Schweißnähte bei beiden Blechdickenkombinationen eine deutlich stärkere Aufhärtung auf. Die Ursache hierfür ist die durch die geringere eingesetzte Streckenenergie gesteigerte Abkühlgeschwindigkeit. Die maximale Härte der Schweißnähte ist dabei nahezu unabhängig von der Blechdicke und liegt im Bereich von ca. 370 HV0,1. Beim Werkstoff HT700T ist bei der 1,5 mm-Verbindung kein Einfluss des Fokusbereichs feststellbar, die maximale Härte beträgt jeweils ca. 520 HV0,1. Die Begrenzung der maximalen Aufhärtung ist darauf zurückzuführen, dass die Abkühlrate bei beiden Fokusbereichs bereits zu einer vollständigen Martensitbildung führt. Bemerkenswert ist die mit der Halbierung des Fokusbereichs verbundene deutliche Abnahme der Aufhärtung bei der 0,7 mm-Verbindung. Ursächlich hierfür könnte ebenfalls der oben zitierte Zusammenhang sein, nach welchem die verringerte Aufhärtung auf den Verbleib von Anteilen an Restaustenit im Gefüge bei sehr hohen Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten zurückzuführen sein könnte.

Einfluss des Grundwerkstoffs

Bild 4.11 zeigt den Einfluss des Grundwerkstoffs auf die Gefügeaufhärtung von 1,0 mm-Verbindungen der Fokusbereich $d_f = 0,68$ mm und $d_f = 0,34$ mm.

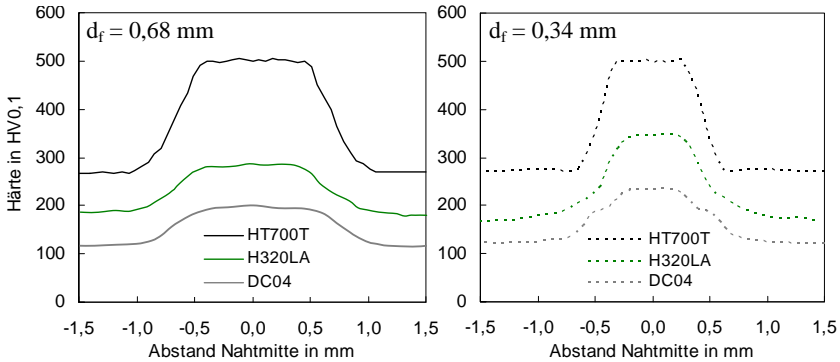


Bild 4.11: Einfluss des Grundwerkstoffs auf die Gefügeaufhärtung, Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68 \text{ mm}$ und $d_f = 0,34 \text{ mm}$, $f_{\text{pos}} = 0 \text{ mm}$, $P_L = 4,0 \text{ kW}$.

Wie erwartet ist die Aufhärtung insbesondere von der chemischen Zusammensetzung des Grundwerkstoffs abhängig. Mit zunehmendem Kohlenstoffäquivalent (vgl. Tabelle A3.2) steigt die maximal erreichte Härte in der Schweißnaht. Für 1,0 mm-Verbindungen liegt diese bei DC04 zwischen ca. 200 HV_{0,1} und 230 HV_{0,1}, bei H320LA zwischen 280 HV_{0,1} und 350 HV_{0,1} und bei HT700T bei ca. 500 HV_{0,1}.

Das Härteverhältnis V_H von Schweiß- zu Grundwerkstoffgefüge beträgt beim Werkstoff H320LA abhängig von der Blechdickenkombination zwischen 1,45 (1,5/1,5 mm) und 1,73 (0,7/0,7 mm). Bei HT700T ist dieses Verhältnis nahezu blechdickenunabhängig und liegt im Bereich von 1,84 bis 1,93. In Tabelle 4.1 ist das Härteverhältnis von Schweißnaht- zu Grundwerkstoffhärte für die untersuchten Verbindungen zusammenfassend dargestellt. Zur Einordnung der ermittelten Aufhärtungen gegenüber punktgeschweißten Verbindungen (PS) sind für diese Fügeart zwei Werte eingetragen.

Werkstoff	Blechdickenkombination [mm]	Fokusbereich d_f		PS
		0,68 mm	0,34 mm	
DC04	0,7/0,7	-	-	-
	1,0/1,0	1,71	1,91	-
	1,5/1,5	-	-	-
H320LA	0,7/0,7	1,73	2,02	-
	1,0/1,0	1,55	1,95	-
	1,5/1,5	1,45	1,91	1,91
HT700T	0,7/0,7	1,84	1,88	-
	1,0/1,0	1,91	1,91	-
	1,5/1,5	1,93	1,98	2,10

Tabelle 4.1: Verhältnis V_H von Schweißnaht (HV_{SN}) zu Grundwerkstoff-Härte (HV_{GW}) in Abhängigkeit der Blechdickenkombination. PS: Widerstandspunktschweißung.

5 Einfluss der Nahtgestaltung auf das statische Festigkeitsverhalten

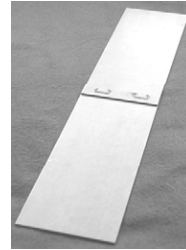
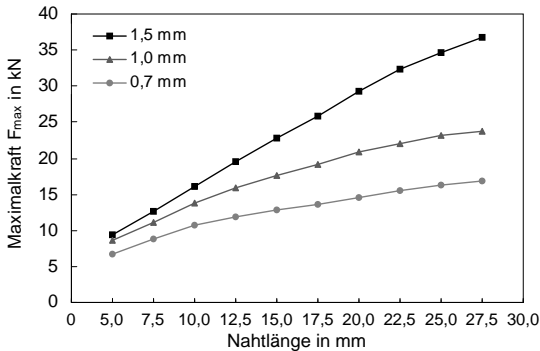
5.1 Einfluss der Schweißnahtlänge

In den in diesem Kapitel dargestellten Untersuchungen zum Einfluss der Nahtlänge auf die quasistatischen Festigkeitseigenschaften wurde die Anbindefläche in der Fügeebene der Bleche durch Änderung der Schweißnahtlänge variiert. Die Versuche wurden mit Verbindungen aus der Kombination der im Rahmen der Arbeit untersuchten Blechdickenkombinationen 0,7/0,7 mm, 1,0/1,0 mm und 1,5/1,5 mm, Fokusdurchmessern $d_f = 0,68$ mm, $d_f = 0,51$ mm und $d_f = 0,34$ mm und Grundwerkstoffen DC04, H320LA und HT700T durchgeführt. Das beim Schweißen beschichteter Bleche zur Zinkentgasung notwendige Fügespaltmaß wurde durch Fühlerlehrenbänder auf ein aus Prozesssicht günstiges Maß von 0,15 mm eingestellt. Die beim Schweißen der Versuchsmuster in Abhängigkeit der Laserleistung (3,5 bzw. 4,0 kW), des eingesetzten Fokusdurchmessers und der verschweißten Blechpaarung erzielten Schweißgeschwindigkeiten sind im Anhang in Tabelle A3.4 bis A3.6 für die gewählte Fokusslage null aufgeführt. Zur Bestimmung des Einflusses der Belastungsrichtung und -art auf den Verlauf der quasistatischen Festigkeit mit steigender Nahtlänge wurden über die Versuche mit Doppelpunkt-Scherzugproben hinaus Untersuchungen mit KS2- und Schälzugproben durchgeführt. Zur Überprüfung, ob die Festigkeitszunahme mit steigender Nahtlänge durch die Geometrie des Schweißnahtmusters beeinflusst wird, erfolgten die Untersuchungen sowohl mit stepp- als auch mit klammerförmigen Schweißnähten.

5.1.1 Nahtlänge – Blechdicke

Untersuchungen mittels Doppelpunkt-Scherzugproben

In Bild 5.1 ist die mit Doppelpunkt-Scherzugproben im Zugversuch ermittelte Maximalkraft, die im Folgenden auch als Tragfähigkeit bezeichnet wird, über der abgewinkelten Nahtlänge für die drei untersuchten Blechdickenkombinationen des Werkstoffs H320LA aufgetragen. Rechts im Bild ist die verwendete Doppelpunkt-Scherzugprobe mit der Anordnung der beiden Klammer-Schweißnähte dargestellt.



Doppelpunkt-Scherzugprobe

Bild 5.1: Einfluss von Nahtlänge und Blechdicke auf die quasistatische Festigkeit unter Scherzug, H320LA (Doppelpunkt-Scherzugprobe, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Nahtmuster Klammer).

Die prozentuale Zunahme der Tragfähigkeit der Verbindung mit steigender Nahtlänge ist von der Blechdickenkombination abhängig und beträgt bei einer Verdopplung der Nahtlänge von 10 auf 20 mm zwischen ca. 55 % (Blechdicke 0,7 mm) und ca. 85 % (Blechdicke 1,5 mm). Dies bedeutet, dass bei einer linearen Annäherung des Tragfähigkeitsverlaufs über der Nahtlänge der Proportionalitätsfaktor deutlich unter dem Wert eins liegt. Daraus folgt, dass die kürzeren Schweißnähte insbesondere bei den Dünnblechverbindungen höhere auf die Nahtlänge bezogene, spezifische Tragfähigkeiten aufweisen (vgl. Bild A.5.1). Durch den insbesondere bei den 0,7 und 1,0 mm-Verbindungen beobachteten degressiven Verlauf der Maximalkraft ist dieser Effekt bei diesen besonders stark ausgeprägt. Betrachtet man den Einfluss der Blechdicke auf die Tragfähigkeit der Verbindung, so erkennt man deutlich die erwartete Zunahme mit steigender Blechdicke. Die auf die Blechdicke bezogene Maximalkraft liegt jedoch bei den 0,7 mm- und 1,0 mm-Verbindungen, insbesondere bei kurzen Nahtlängen deutlich höher (vgl. Bild A.5.2). Die Ursache hierfür ist, dass die 1,5 mm-Verbindungen im Unterschied zu den dünneren Blechkombinationen durch Nahtbruch in der Fügeebene versagen und dadurch die Festigkeit der Versuchsprobe nicht voll ausgenutzt werden kann. Auf die unterschiedlichen Versagensmechanismen, die abhängig von der Blechdicke und der Nahtbreite eintreten, wird in Kapitel 5.7 näher eingegangen.

Bezüglich des in den Untersuchungen in Abhängigkeit der Blechdicke ermittelten Verlaufs der Maximalkraft über der abgewinkelten Schweißnahtlänge bestehen zwischen den Schweißnahtmustern Stepp und Klammer, den drei untersuchten Fokussdurchmessern und drei Grundwerkstoffen bis auf die absolute Höhe der erreichten Maximalkräfte nur sehr geringe Unterschiede.

Die Zunahme der bis zum Bruch der Verbindung aufgenommenen Arbeit, die ein Maß für die Verformungsfähigkeit bzw. Zähigkeit der Verbindung darstellt, ist in Bild 5.2 für die oben erläuterten Verbindungen über der Nahtlänge aufgetragen.

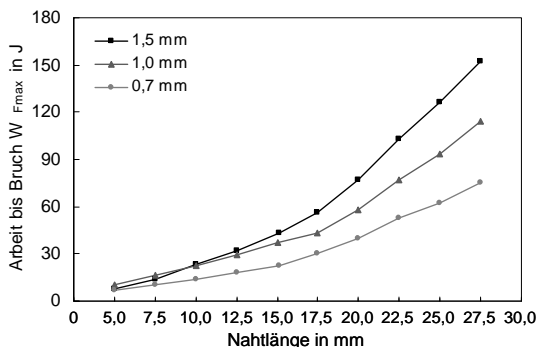


Bild 5.2: Einfluss von Nahtlänge und Blechdicke auf die Arbeitsaufnahme bis zum Bruch, H320LA (Doppelpunkt-Scherzugprobe, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Nahtmuster Klammer).

Im Gegensatz zum Verlauf der Maximalkraft steigt die Arbeitsaufnahme mit zunehmender Nahtlänge überproportional an. Bei Nahtlängen über 15 mm erfolgt dieser Anstieg stark progressiv. Die Ursache hierfür ist die mit steigendem Lastniveau stark zunehmende Verformung der Scherzugprobe (vgl. Bild 3.6), durch welche beim Zugversuch bis zum Bruch der Probe hohe Wege aufgenommen werden. Dies führt dazu, dass die durch das Integral unterhalb der im Zugversuch ermittelten Kraft-Weg-Kurve bestimmte Arbeitsaufnahme stark ansteigt. Durch den überproportionalen Anstieg der Arbeitsaufnahme folgt, dass auch die auf die Nahtlänge bezogene, spezifische Arbeitsaufnahme mit zunehmender Nahtlänge ansteigt. Unter dem Aspekt der Verformungsfähigkeit der Verbindung spricht dies für die Verwendung möglichst langer Schweißnähte. Entsprechend den Ausführungen zum Verlauf der Tragfähigkeit der Verbindung mit steigender Nahtlänge ist auch der qualitative Verlauf der Arbeitsaufnahme weitgehend unabhängig von Grundwerkstoff und Schweißnahtmuster.

Untersuchungen mittels KS2-Proben

Zur Bestimmung des Einflusses der Belastungsrichtung auf die Zunahme der quasistatischen Festigkeit und Arbeitsaufnahme mit steigender Nahtlänge wurden Versuche mit KS2-Proben durchgeführt. Neben der Möglichkeit, bei der Prüfung an der Schweißnaht unterschiedliche Beanspruchungszustände erzeugen zu können, ergeben

sich Vorteile durch die hohe Steifigkeit des Probenkörpers. Die beim Zugversuch auftretenden Verformungen sind deshalb bei dieser Probe deutlich geringer.

In Bild 5.3 ist die mit KS2-Proben im Zugversuch ermittelte Maximalkraft in Abhängigkeit der abgewickelten Nahtlänge für die vier geprüften Belastungsrichtungen jeweils für die Werkstoffe H320LA und HT700T der Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm aufgetragen. Die als Last 0° bezeichnete Belastungsrichtung stellt die Scherzugbelastung, die als Last 90° bezeichnete die Kopfzugbelastung dar. Im Unterschied zu den bereits erläuterten Versuchen mittels Doppelpunkt-Scherzugprobe werden die KS2-Probenkörper nur durch jeweils eine Schweißnaht verbunden.

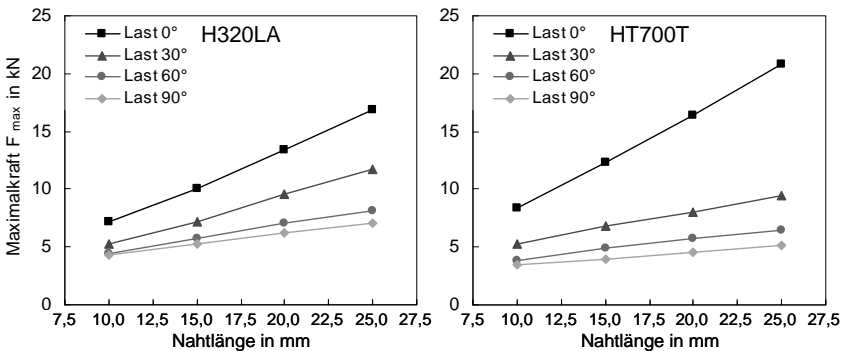


Bild 5.3: Einfluss von Nahtlänge und Belastungsrichtung auf die quasistatische Festigkeit, H320LA und HT700T (KS2-Probe, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW, Nahtmuster Klammer).

Im Unterschied zum degressiven Verlauf der Maximalkraftkurven bei den bereits erläuterten, mittels Doppelpunkt-Scherzugproben durchgeführten Versuchsreihen (vgl. Bild 5.1) nimmt die Tragfähigkeit der KS2-Verbindungen mit steigender Nahtlänge im gesamten Bereich linear zu. Die prozentuale Zunahme der Tragfähigkeit bei Verdopplung der Nahtlänge und folglich auch der Proportionalitätsfaktor zwischen Nahtlänge und ertragbarer Maximalkraft sind hierbei stark von der Belastungsrichtung abhängig. Unter Scherzug (Last 0°) beträgt die Zunahme bei Verdopplung der Nahtlänge von 10 auf 20 mm bei beiden Werkstoffen ca. 95 %, unter Kopfzug (Last 90°) jedoch nur zwischen 50 % bei H320LA und ca. 43 % bei HT700T. Hinsichtlich der absoluten Höhe der Tragfähigkeit der Verbindung sind die mit steigendem Lastwinkel stark abfallenden Maximalkraftwerte auffällig. Bei den Schweißnähten mit 20 mm Nahtlänge beträgt die Tragfähigkeit unter Kopfzug nur noch zwischen 28 % (HT700T) und 46 % (H320LA) derselben Schweißnaht unter Scherzugbelastung. Dieser Verlust an Tragfähigkeit mit steigendem Lastwinkel, der in ähnlicher Größenordnung bei allen

Schmelzschweißverbindungen eintritt, ist eine Folge der Beanspruchungszustände im Bereich der Schweißnaht auf die in Kapitel 5.7 näher eingegangen wird.

In Bild 5.4 ist der Verlauf der Arbeitsaufnahme bis zum Bruch für die oben erläuterten Verbindungen der Werkstoffe H320LA und HT700T über der Nahtlänge aufgetragen.

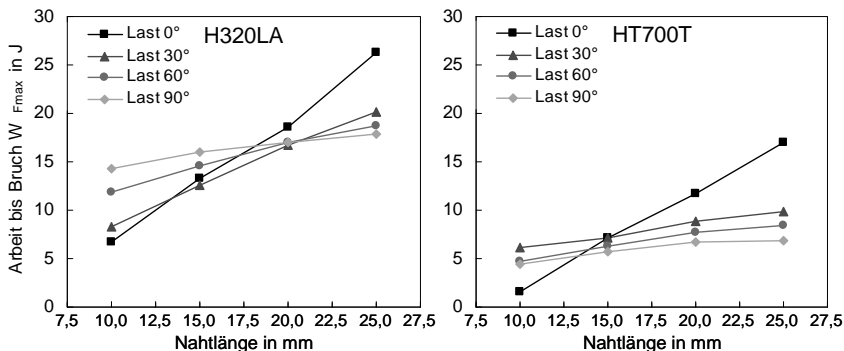


Bild 5.4: Einfluss von Nahtlänge und Belastungsrichtung auf die Arbeitsaufnahme bis zum Bruch, H320LA und HT700T (KS2-Probe, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW, Nahtmuster Klammer).

Im Unterschied zur progressiven Zunahme der Arbeitsaufnahme bis zum Bruch der Verbindung bei den Untersuchungen mittels Doppelpunkt-Scherzugproben (vgl. Bild 5.2) erfolgt bei den KS2-Verbindungen die Zunahme mit steigender Nahtlänge im gesamten Nahtlängenbereich linear. Der Grund hierfür liegt in der gegenüber Scherzugproben sehr viel höheren Steifigkeit der KS2-Probekörper. Der im Zugversuch ermittelte Weg ist dadurch weitgehend unabhängig von lastabhängigen Verformungen der Versuchsprobe. Mit steigendem Lastwinkel fällt die prozentuale Zunahme der Arbeitsaufnahme insbesondere beim Werkstoff HT700T sehr viel geringer aus. Unter Kopfzug (Last 90°) beträgt diese bei Verdopplung der Nahtlänge von 10 auf 20 mm nur noch zwischen ca. 19 % (H320LA) und ca. 16 % (HT700T). Beim Vergleich der Arbeitsaufnahme fallen die gegenüber den H320LA Verbindungen insgesamt deutlich geringeren Werte des HT700T auf. Diese sind auf die mit der höheren Grundwerkstofffestigkeit des HT700T einhergehende, verringerte Verformungsfähigkeit der Verbindungen zurückzuführen. Durch die dadurch deutlich geringe Wegaufnahme bis zum Bruch der Verbindung ist die Arbeitsaufnahme trotz höherer erzielter Maximalkräfte deutlich geringer.

Das folgende Bild 5.5 zeigt den Einfluss der Blechdickenkombination auf den Verlauf der Maximalkraft in Abhängigkeit der Nahtlänge und Belastungsrichtung jeweils für die Werkstoffe H320LA und HT700T.

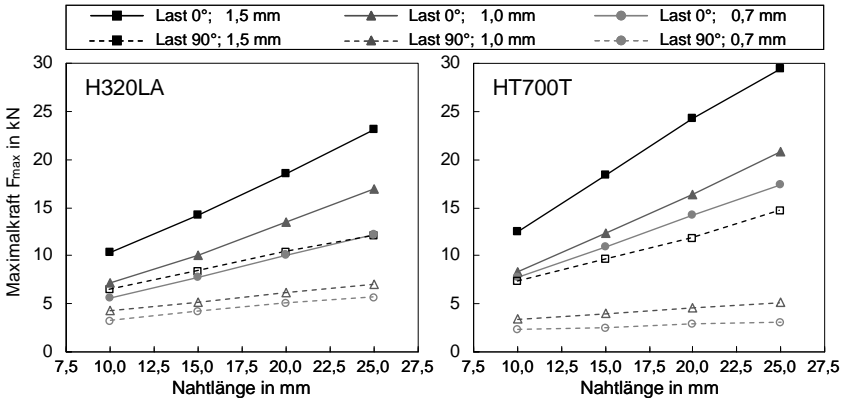


Bild 5.5: Einfluss von Nahtlänge und Blechdicke auf die quasistatische Festigkeit unter Scher- und Kopfzug, H320LA und HT700T, (KS2-Probe, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW, Nahtmuster Klammer).

Die Tragfähigkeit nimmt, entsprechend den Ergebnissen der mittels Doppelpunkt-Scherzugprobe durchgeführten Untersuchungen, mit steigender Blechdicke zu. Die auf die Blechdicke bezogene Maximalkraft (vgl. Bild A5.3) ist unter Kopfzug bei beiden Werkstoffen nahezu unabhängig von der Blechdicke. Eine Ausnahme hiervon stellen die 1,5 mm-Verbindungen des HT700T dar, die gegenüber den 0,7 mm und 1,0 mm-Verbindungen deutlich höhere Werte aufweisen. Unter Scherzug weisen insbesondere beim HT700T die 0,7 mm-Verbindung die höchsten spezifischen Tragfähigkeiten auf. Ursache hierfür ist, dass bei beiden Werkstoffen die 1,5 mm-Verbindungen und beim HT700T teilweise auch die 1,0 mm-Verbindungen durch Nahtbruch in der Fügeebene versagen. Die höhere Beanspruchbarkeit der Versuchsproben wird deshalb bei diesen beiden Blechdickenkombinationen nicht voll zur Steigerung der Tragfähigkeit der Verbindung ausgenutzt. Auf die unterschiedlichen Versagensmechanismen, die abhängig von der Blechdicke, Nahtbreite, Grundwerkstoffgüte und Belastungsrichtung eintreten, wird in Kapitel 5.7 näher eingegangen.

Hinsichtlich den erläuterten Zusammenhängen zum Verlauf der mit steigender Schweißnahtlänge anwachsenden Tragfähigkeit der Verbindungen bestehen zwischen den Schweißnahtmustern Stepp und Klammer keine Unterschiede (vgl. Bild A5.4). Die Diskussion des Einflusses des Schweißnahtmusters auf die absolute Tragfähigkeit der Verbindung erfolgt in Kapitel 5.4.

Untersuchungen mittels Schälzugproben

Die Zunahme der Tragfähigkeit der Verbindung mit steigender Schweißnahtlänge unter Schälzugbelastung wurde durch Untersuchungen mit auf der KS2-Probe basierenden Schälzugproben bestimmt. In Bild 5.6 ist der Verlauf der Maximalkraft über der Nahtlänge für die Werkstoffe H320LA und HT700T jeweils für die Blechdickenkombinationen 0,7/0,7 mm, 1,0/1,0 mm und 1,5/1,5 mm aufgetragen. Die Probenkörper der Schälzugproben sind, entsprechend den mittels KS2-Proben geprüften Verbindungen, jeweils nur durch eine Schweißnaht verbunden.

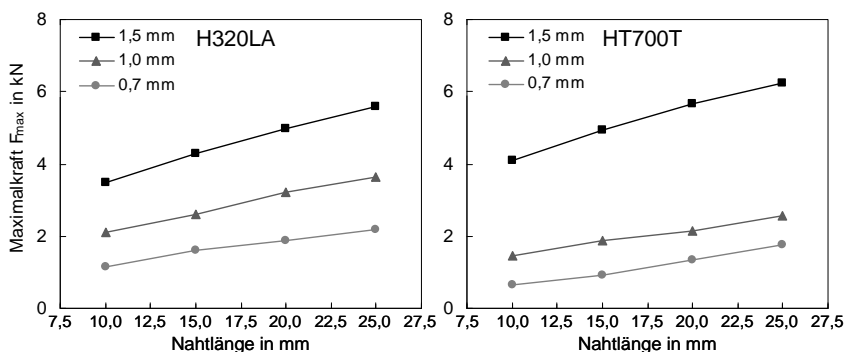


Bild 5.6: Einfluss von Nahtlänge und Blechdicke auf die quasistatische Festigkeit unter Schälzug, H320LA und HT700T, (KS2-Probe, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW, Nahtmuster Klammer).

Die Zunahme der Tragfähigkeit der Verbindung erfolgt unter Schälzugbelastung entsprechend den dargestellten Untersuchungen mittels KS2-Proben unter Scher-, Kopf- und kombinierter Scher-Kopfzugbelastung linear unterproportional. Die prozentuale Zunahme bei Verdopplung der Nahtlänge von 10 auf 20 mm ist dabei weitgehend unabhängig von der Blechdicke und beträgt ca. 60 %. Die auf die Blechdicke bezogene spezifische Maximalkraft nimmt bei H320LA geringfügig mit der Blechdicke zu. Bei HT700T weisen dagegen die 1,5 mm-Verbindungen gegenüber den 0,7 mm- und 1,0 mm-Verbindungen deutlich höhere spezifische Maximalkräfte auf. Dies entspricht damit dem Verhalten der unter Kopfzug geprüften Verbindungen des Werkstoffs HT700T.

5.1.2 Nahtlänge – Grundwerkstoff

Untersuchungen mittels Doppelpunkt-Scherzugproben

Bild 5.1 zeigt die in Zugversuchen mittels Doppelpunkt-Scherzugproben an 1,0 mm-Verbindungen der Grundwerkstoffe HT700T, H320LA und DC04 ermittelten Maximalkräfte über der abgewickelten Schweißnahtlänge.

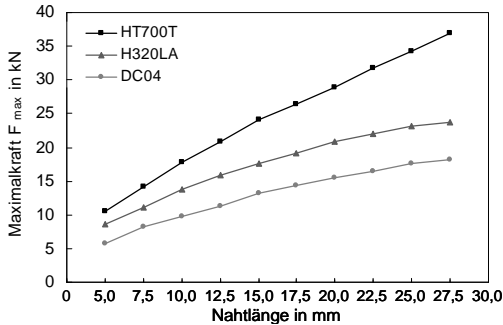


Bild 5.7: Einfluss von Nahtlänge und Grundwerkstoff auf die quasistatische Festigkeit unter Scherzug, HT700T, H320LA und DC04 (Doppelpunkt-Scherzugprobe, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Nahtmuster Klammer).

Wie erwartet nimmt die Tragfähigkeit der Verbindung mit steigender Zugfestigkeit des Grundwerkstoffs zu. Die Zunahme der Tragfähigkeit fällt allerdings deutlich geringer aus als hinsichtlich der Unterschiede in der Grundwerkstofffestigkeit zu erwarten wäre, welche für die untersuchten Werkstoffe 270 MPa (DC04), 400 MPa (H320LA) bzw. 700 MPa (HT700T) beträgt. So beträgt die Zunahme der Tragfähigkeit beim Übergang von DC04 zu H320LA, bei welchem die Werkstofffestigkeit um 48 % zunimmt im gesamten Nahtlängenbereich nur ca. 30 %. Zwischen H320LA und HT700T beträgt die Zunahme der Tragfähigkeit bei einer um ca. 75 % erhöhten Grundwerkstofffestigkeit zwischen 38 % (Nahtlänge 15 mm) und 48 % (Nahtlänge 25 mm). Ursächlich für diese im Verhältnis zur Steigerung der Grundwerkstofffestigkeit geringen Zunahme der Tragfähigkeit dürfte die mit zunehmender Werkstofffestigkeit ansteigende Kerbempfindlichkeit und abnehmenden Verformungsfähigkeit des Schweißgefüges sein. Durch diese Mechanismen erfolgt das Versagen mit steigender Grundwerkstofffestigkeit schon bei geringeren, auf diese bezogenen spezifischen Maximalkräften. Die Arbeitsaufnahme bis zum Bruch der höherfesten Verbindungen nimmt dabei trotz der höheren erreichten Maximalkräfte aufgrund der geringeren Verformungsfähigkeit ab. Grund hierfür sind die geringeren Bruchdehnungen der höherfesten Verbindungen, die z.B. bei HT700T um den Faktor 3 bis 6 geringer sind als bei H320LA.

Untersuchungen mittels KS2-Proben

Zur Bestimmung des Einflusses der Belastungsrichtung auf die Tragfähigkeit bei unterschiedlichen Grundwerkstoffgüten wurden Versuche mit KS2-Proben durchgeführt.

In Bild 5.8 sind die mit KS2-Proben unter Scher- und Kopfzugbelastung ermittelten Maximalkräfte über der Nahtlänge für die Werkstoffe H320LA und HT700T jeweils für die Blechdickenkombination 0,7/0,7 mm und 1,5/1,5 mm aufgetragen.

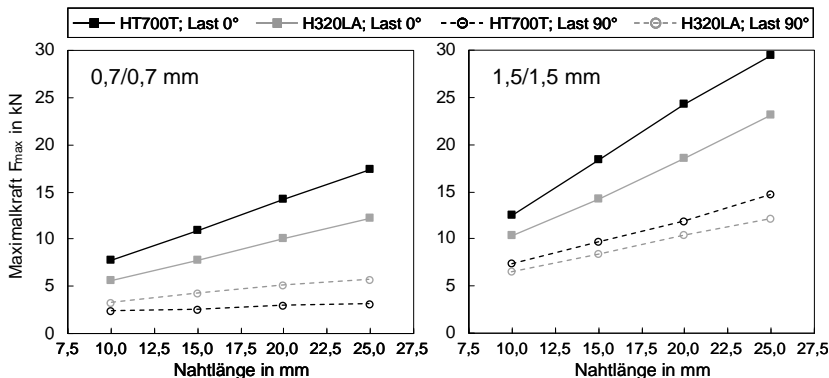


Bild 5.8: Einfluss von Nahtlänge und Grundwerkstoff auf die quasistatische Festigkeit unter Scher- (Last 0°) und Kopfzug (Last 90°), HT700T und H320LA, (KS2-Probe, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW, Nahtmuster Klammer).

Unter Scherzug (Last 0°) nimmt die Tragfähigkeit der Verbindungen entsprechend den in Bild 5.7 dargestellten Ergebnissen der Doppelpunkt-Scherzugversuche im Verhältnis zur Steigerung der Grundwerkstofffestigkeit nur in geringerem Maße zu. Beim Übergang von H320LA zu HT700T ($R_m + 75\%$) beträgt die prozentuale Zunahme abhängig von der Blechdickenkombination zwischen ca. 30 % (0,7/0,7 mm) und 40 % (1,5/1,5 mm) und liegt damit in vergleichbarer Größenordnung zu den mittels Scherzugproben ermittelten Ergebnissen. Unter Kopfzug (Last 90°) liegt bei der Dünnblechverbindung der Werkstoff mit der höheren Zugfestigkeit HT700T deutlich unterhalb und bei der 1,5 mm-Verbindung nur geringfügig oberhalb der entsprechenden H320LA-Verbindung. Ursächlich für die unter Kopfzugbelastung ermittelten geringen, auf die Grundwerkstofffestigkeit bezogenen Tragfähigkeiten der HT700T-Verbindungen sind die Beanspruchungszustände im Bereich der Schweißnaht und die spezifischen Werkstoffeigenschaften der dort vorliegenden Gefüge. Die Darstellung dieser Zusammenhänge, die bei hochfesten Werkstoffen bei allen Schmelzschweißverbindungen auftreten, erfolgt im Zusammenhang mit der Erläuterung der Versagensmechanismen in Kapitel 5.7.

Untersuchungen mittels Schälzugproben

Zur Bestimmung des Einflusses der Grundwerkstofffestigkeit auf die Tragfähigkeit der Verbindungen unter Schälzug wurden Versuche mit Schälzugproben durchgeführt.

Bild 5.9 zeigt den Verlauf der Maximalkraft über der Nahtlänge für Verbindungen der Werkstoffe H320LA und HT700T in Abhängigkeit der Blechdickenkombination.

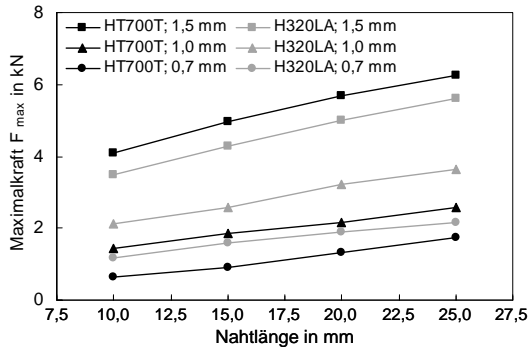


Bild 5.9: Einfluss von Nahtlänge und Grundwerkstoff auf die quasistatische Festigkeit unter Schälzug, HT700T und H320LA (Schälzugprobe, 0,7/0,7 mm, 1,0/1,0 mm und 1,5/1,5 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW, Nahtmuster Klammer).

Der Einfluss des Grundwerkstoffes auf die Tragfähigkeit der Verbindung unter Schälzugbelastung entspricht den oben dargestellten Verhältnissen unter Kopfzugbelastung. Die Tragfähigkeit des Werkstoffs HT700T mit der deutlich höheren Zugfestigkeit liegt bei der 0,7 mm- und 1,0 mm-Blechverbindung ca. 30 % unterhalb der des H320LA. Bei der 1,5 mm-Verbindung weist analog zu den Ergebnissen der KS2-Kopfzugversuche der Werkstoff HT700T um ca. 15 % höhere Maximalkraftwerte auf.

5.1.3 Nahtlänge – Skalierungsfaktor S_L

Wie aus den vorherigen Kapiteln zum Einfluss der Nahtlänge auf die Tragfähigkeit der Verbindung hervorgeht, kann die Verbindungsfestigkeit remotegeschweißter Schweißnähte unterschiedlicher Nahtmuster am Überlappstoß sehr effektiv über die Nahtlänge an die jeweils gestellten Anforderungen angepasst werden. Die Zunahme der Tragfähigkeit der Schweißnaht nimmt mit steigender Nahtlänge linear bzw. leicht degressiv zu. Die prozentuale Zunahme ist dabei jedoch von der Belastungsrichtung und -art, vom Grundwerkstoff, von der Nahtbreite, von der verwendeten Versuchsprobe und bei Scherzugproben zusätzlich von der Blechdickenkombination abhängig.

Um die Vielzahl der genannten Einflüsse auf die Höhe der Verbindungsfestigkeit bei unterschiedlichen Nahtlängen für die Bemessung remotegeschweißter Schweißnähte beliebiger Nahtmuster handhabbar zu gestalten, wird hier ein als „Skalierung Nahtlänge“ bezeichneter Faktor S_L eingeführt. Durch diesen kann bei Kenntnis der Tragfähigkeit einer Schweißnaht bei einer festgelegten Referenz-Nahtlänge die zur Erfüllung definierter Festigkeitsanforderungen erforderliche Schweißnahtlänge berechnet werden. Im Umkehrschluss kann durch den Faktor S_L eine Abschätzung der Tragfähigkeit einer Naht beliebiger Nahtlänge durch Bezug auf die bekannte Tragfähigkeit einer Schweißnaht der definierten Referenz-Nahtlänge vorgenommen werden.

Definition und Bestimmung des Skalierungsfaktors S_L

Der Skalierungsfaktor S_L stellt das Maß der prozentualen Zunahme der Tragfähigkeit der Schweißverbindung bei Verdopplung der abgewickelten Nahtlänge dar. Für die durchgeführten Untersuchungen wird er aus der Differenz der im Zugversuch ermittelten Maximalkräfte bei den Schweißnahtlängen 10 und 20 mm, bezogen auf die Kraft bei der Nahtlänge 10 mm berechnet:

$$S_L = \frac{F_{20\text{mm}} - F_{10\text{mm}}}{F_{10\text{mm}}} \quad (5.1)$$

Durch die lineare Definition des Skalierungsfaktors anhand der beiden Stützpunkte bei 10 und 20 mm Nahtlänge wird der bei den Untersuchungen mittels Doppelpunkt-Scherzugproben ermittelte degressive Maximalkraftverlauf für diesen, in der Bemessungspraxis von Karosseriebauteilen im Blechdickenbereich von 0,7 bis 1,5 mm relevanten, Nahtlängenbereich linear angenähert.

Tragfähigkeitsabschätzung mittels Skalierungsfaktor S_L

Durch die Definition des Skalierungsfaktors anhand eines linearisierten Tragfähigkeitsverlaufs folgt, dass Abschätzungen der Tragfähigkeit insbesondere außerhalb des Bereichs von 10 bis 20 mm Nahtlänge Abweichungen unterliegen. Diese nehmen, insbesondere bei Abschätzungen bezüglich der mittels Doppelpunkt-Scherzugproben ermittelten Tragfähigkeiten, mit steigendem Abstand zu diesem Nahtlängenbereich jeweils zu. Zu beachten ist dabei, dass Abschätzungen im Nahtlängenbereich über 20 mm Nahtlänge hin zu längeren Nahtlängen und im Nahtlängenbereich unter 10 mm hin zu kürzeren Nahtlängen jeweils zu einer überschätzten Tragfähigkeiten und damit zu nichtkonservativen Ergebnissen führen.

Die Tragfähigkeit F_x einer bestimmten Nahtlänge L_x kann mittels des Skalierungsfaktor S_L bei bekannter Tragfähigkeit F_0 der Referenz-Nahtlänge L_0 durch die Gleichung

$$F_x = F_0 \cdot \left(1 + S_L \cdot \left(\frac{L_x - L_0}{L_0} \right) \right) \quad (5.3)$$

berechnet werden. L_x und L_0 ist hierbei jeweils die abgewinkelte Schweißnahtlänge.

Wird bei der Auslegung eine bestimmte Tragfähigkeit der Verbindung gefordert, berechnet sich die erforderliche abgewinkelte Nahtlänge L_x , entsprechend der nach dieser Größe aufgelösten Gleichung 5.3, durch:

$$L_x = L_0 \cdot \left(1 + \frac{F_x - F_0}{F_0 \cdot S_L} \right) \quad (5.4)$$

Ermittelte Skalierungsfaktoren S_L – Scherzugprobe

Zur Einschränkung der zur Festigkeitsauslegung heranzuziehenden Anzahl an Skalierungsfaktoren S_L muss diese soweit möglich eingegrenzt werden. Im Folgenden werden die, entsprechend den Ergebnissen der durchgeführten Untersuchungen, hierbei zulässigen Vereinfachungen diskutiert.

Durch die qualitativ identischen Festigkeitsverläufe der Schweißnahtmuster Stepp und Klammer bei Variation von Nahtlänge, Grundwerkstoff, Blechdicke und Fokisdurchmesser bestehen bezüglich der Skalierungsfaktoren S_L zwischen diesen keine Unterschiede. Die Skalierungsfaktoren können deshalb ohne Einschränkung unabhängig von der Nahtgeometrie angegeben werden. Der Einfluss des Fokisdurchmessers ist bei den Blechdickenkombinationen 0,7/0,7 mm und 1,0/1,0 mm sehr gering. Bei der Blechstärke 1,5 mm weisen die Verbindungen des Fokisdurchmessers $d_f = 0,34$ mm gegenüber denen der Fokisdurchmesser $d_f = 0,68$ mm und $d_f = 0,51$ mm etwas höhere Faktoren S_L auf. Die maximale Abweichung, die durch Mittelung über die Faktoren der drei untersuchten Fokisdurchmesser entsteht, beträgt jedoch max. 8 %, weshalb diese Abweichung im Folgenden vernachlässigt wird.

In Bild 5.10 sind die für die Untersuchungen mittels Doppelpunkt-Scherzugprobe berechneten und über die Werte der Schweißnahtmuster und eingesetzten Fokisdurchmesser gemittelten Skalierungsfaktoren S_L für die Werkstoffe HT700T, H320LA und DC04 in Abhängigkeit der Blechdickenkombination aufgetragen. Zusätzlich sind die über die Werte aller Werkstoffe gemittelte Faktoren aufgetragen.

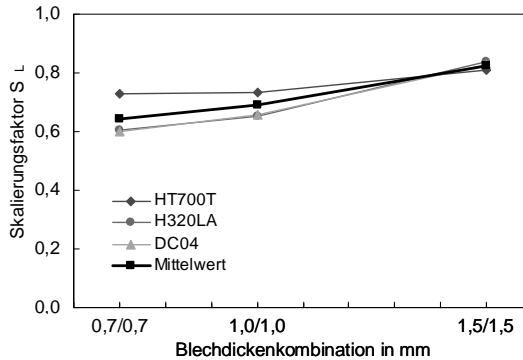


Bild 5.10: Über die Werte der eingesetzten Fokusdurchmesser gemittelte Skalierungsfaktoren S_L in Abhängigkeit der Blechedickenkombination für die Werkstoffe HT700T, H320LA und DC04 (Doppelpunkt-Scherzugprobe).

Der Faktor S_L steigt bei den Werkstoffen geringerer Zugfestigkeit DC04 und H320LA mit zunehmender Blechedicke von ca. 0,60 auf ca. 0,84 an. Im Vergleich dazu weisen die Werte des hochfesten Werkstoffs HT700T nur eine geringe Abhängigkeit von der Blechedicke auf und liegen zwischen 0,73 und 0,81. Die Ursache für die geringeren S_L -Faktoren der Verbindungen dünnerer Bleche bzw. geringerer Grundwerkstofffestigkeit lässt sich durch die geringere Steifigkeit der Probenkörper dieser Kombinationen erklären. Durch diese nimmt die unerwünschte Aufbiegung im Überlappbereich bei der Zugprüfung mit steigendem Lastniveau (vgl. Bild 3.6) zu. Durch diesen Verformungsmechanismus treten bei der Scherzugprüfung mit steigendem Lastniveau zunehmend Kopfzuganteile auf, welche die Tragfähigkeit der Verbindung deutlich herabsetzen. Die Maximalkraftkurven dieser Verbindungen weisen deshalb einen insgesamt etwas flacheren, degressiven Verlauf auf (vgl. Bild 5.1). Bezüglich des Faktors S_L verursacht dieser Mechanismus geringere Werte.

Zur weiteren Einschränkung der Anzahl an Skalierungsfaktoren könnte der Einfluss des Grundwerkstoffs vernachlässigt werden. Die hierzu über die Werkstoffe gemittelten Faktoren S_L steigen nahezu linear mit der Blechedicke von 0,64 auf 0,83 an. Durch die gegenüber DC04 und H320LA um ca. 20 % höheren Faktoren des HT700T würde sich bei den 0,7 mm-Verbindungen durch die Mittelung jedoch eine Abweichung von bis zu 12 % ergeben. Aufgrund der deutlichen Abhängigkeit des Skalierungsfaktors von der Blechedicke sollte dieser Einfluss bei den Verbindungen der Werkstoffen DC04 und H320LA berücksichtigt werden. Im Gegensatz dazu ist bei HT700T-Verbindungen aufgrund des geringen Blechedickeneinflusses die Verwendung eines gemittelten Skalierungsfaktors möglich.

Ermittelte Skalierungsfaktoren S_L – KS2-Probe

Bild 5.11 zeigt die für die Untersuchungen mittels KS2-Proben berechneten Skalierungsfaktoren S_L für die Werkstoffe H320LA und HT700T in Abhängigkeit der Blechdickenkombination und Belastungsrichtung.

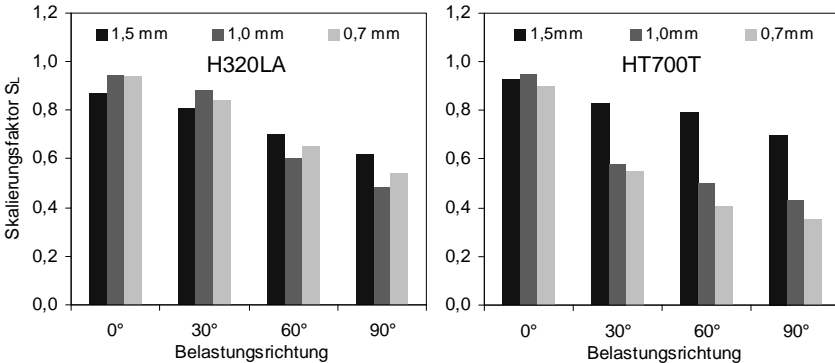


Bild 5.11: Skalierungsfaktoren S_L in Abhängigkeit der Belastungsrichtung und Blechdickenkombinationen für die Werkstoffe H320LA und HT700T (KS2-Probe, $d_f = 0,68$ mm).

Die starke Abhängigkeit der prozentualen Zunahme der Verbindungsfestigkeit mit steigender Nahtlänge von der Belastungsrichtung, die sich in den entsprechenden Festigkeitsdiagrammen (vgl. Bild 5.3) durch die Steigung der Maximalkraftkurven ausdrückt, spiegelt sich in den berechneten Skalierungsfaktoren S_L wider. Mit steigender Belastungsrichtung nehmen die Faktoren S_L bei allen Verbindungen deutlich ab. Im Gegensatz zu den Ergebnissen der mittels Scherzugproben durchgeführten Untersuchungen hat die Blechdicke beim Werkstoff H320LA nur einen sehr geringen Einfluss auf die Faktoren S_L . Beim Werkstoff HT700T ist die Skalierung nur bei der Belastungsrichtung 0° (Scherzug) nahezu blechdickenunabhängig. Ab Lastrichtung 30° weisen die Verbindungen der Blechdickenkombination 1,5/1,5 mm gegenüber den Verbindungen dünnerer Bleche deutlich höhere Werte auf.

Zur Eingrenzung der Anzahl an Skalierungsfaktoren, die bei der Auslegung berücksichtigt werden müssen, kann beim Werkstoff H320LA der Einfluss der Blechdicke vernachlässigt werden. Bei HT700T können die Faktoren der Blechdicke 0,7 mm und 1,0 mm durch Mittelwertbildung zusammengefasst werden. Aufgrund der starken Abweichung der Werte der 1,5 mm-Verbindungen sollten diese für eine exakte Auslegung jedoch separat berücksichtigt werden. Entsprechend dem qualitativen Verlauf der Maximalkraftkurven (vgl. Bild 5.18) unterscheiden sich auch die Skalierungsfaktoren

S_L der untersuchten Fokusbereichs $d_f = 0,68$ mm und $d_f = 0,34$ mm nur geringfügig und können deshalb durch Mittelwertbildung zu einem Faktor zusammengefasst werden. Aufgrund des auch bei den KS2-Verbindungen nicht vorhandenen Einflusses des Schweißnahtmusters auf die Skalierung der Festigkeit kann auch hier auf eine getrennte Betrachtung verzichtet werden.

In Bild 5.12 ist der Verlauf der Skalierungsfaktoren S_L für die Werkstoffe H320LA und HT700T unter Berücksichtigung der erläuterten zulässigen Vereinfachungen über der Belastungsrichtung aufgetragen. Darüber hinaus ist der Gesamtmittelwert aller KS2-Versuche, der als Anhaltswert für die Skalierung in Abhängigkeit des Belastungswinkels herangezogen werden kann, eingetragen.

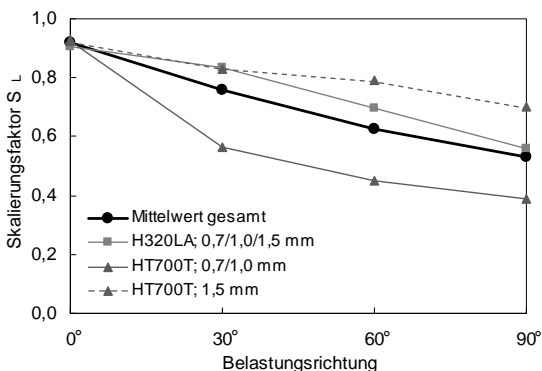


Bild 5.12: Über Fokusbereich, Nahtgeometrie und über Blechdicken gemittelte Skalierungsfaktoren S_L in Abhängigkeit der Belastungsrichtung für die Werkstoffe H320LA und HT700T (KS2-Probe).

Unter Scherzug (Last 0°) beträgt der Skalierungsfaktor S_L unabhängig aller Untersuchungsparameter 0,92. Ab Lastwinkel 30° hat der Grundwerkstoff jedoch einen relativ starken Einfluss auf die Faktoren S_L . Die Werte des H320LA liegen dort deutlich über denen des HT700T der Blechstärke 0,7 mm und 1,0 mm. Beim HT700T der Blechstärke 1,5 mm liegen die Werte interessanterweise im gesamten Bereich deutlich oberhalb aller anderen Verbindungen. Unter Kopfzug (Last 90°) beträgt der Skalierungsfaktor S_L für H320LA 0,56, für HT700T der Blechdicke 0,7 mm und 1,0 mm 0,40 und für HT700T der Blechdicke 1,5 mm 0,70.

Der mittels KS2-Proben unter Scherzug (Last 0°) ermittelte Skalierungsfaktor von 0,92 ist im Vergleich zu den entsprechenden, mittels Scherzugproben bestimmten Faktoren, die blechdickenabhängig zwischen 0,64 und 0,83 liegen (vgl. Bild 5.10), deutlich höher. Ursache hierfür sind die in Bild 5.13 dargestellten, lastabhängigen

Verformungen der Scherzugprobe bei der Prüfung, durch welche an der Fügestelle der Scherzugbelastung Kopfzuganteile überlagert werden.

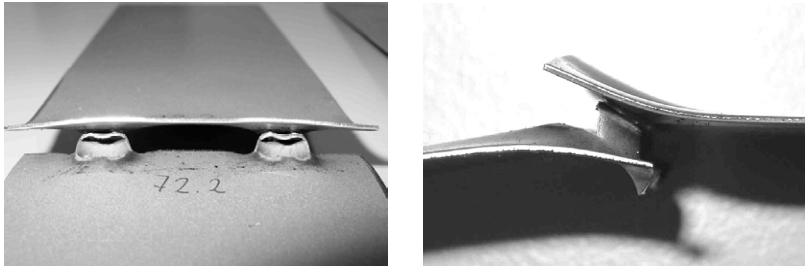


Bild 5.13: Lastabhängige Verformung einer Scherzugprobe im Überlappbereich.

Durch dieses Verformungsverhalten entsprechen die Beanspruchungsverhältnisse bei der Zugprüfung mittels Scherzugproben insbesondere bei hohen Lastniveaus einer kombinierten Scher- Kopfzugprüfung mittels KS2-Probe. Vergleicht man die Skalierungsfaktoren S_L der Scherzug- mit den Faktoren der KS2-Untersuchungen der Belastungsrichtung 30° so zeigt sich, dass diese in vergleichbarer Größenordnung liegen. Durch Messungen der Verformung im Überlappbereich der Proben, bei welchen Winkel bis zu 35° gemessen wurden, konnte dieser Zusammenhang bestätigt werden.

Ermittelte Skalierungsfaktoren S_L – Schälzugprobe

In Bild 5.14 sind die für die Untersuchungen mittels Schälzugproben berechneten und über die Faktoren der Fokusdurchmesser gemittelten Skalierungsfaktoren S_L für die Werkstoffe HT700T und H320LA über der Blechdickenkombination aufgetragen.

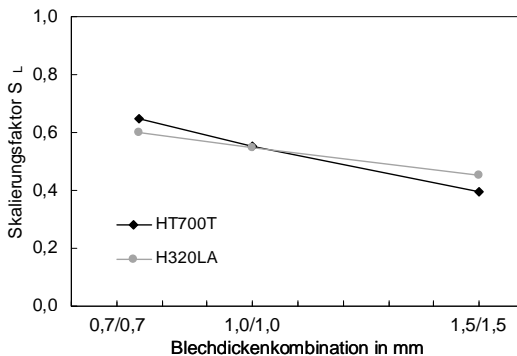


Bild 5.14: Über die Fokusdurchmesser gemittelte Skalierungsfaktoren S_L in Abhängigkeit der Blechdickenkombination für die Werkstoffe HT700T und H320LA (Doppelpunkt-Scherzugprobe).

Im Gegensatz zum Verhalten der Skalierungsfaktoren unter Scher-, Kopf- und kombinierten Scher-Kopfzugbelastung nehmen diese bei der Schälzugbelastung mit steigender Blechdicke ab. Bei den 0,7 mm-Verbindungen beträgt der Faktor zwischen 0,60 (H320LA) und 0,65 (HT700T), bei den 1,5 mm Verbindungen zwischen 0,45 bei (H320LA) und 0,40 (HT700T). Über die Blechdicken und Grundwerkstoffe gemittelt beträgt der Skalierungsfaktor für die Schälzugbelastung 0,55 und liegt damit auf dem Niveau des Mittelwerts unter Kopfzugbelastung. Entsprechend den mittels KS2-Proben ermittelten Werten ist der Faktor S_L auch für die Schälzugbelastung nahezu unabhängig von Fokusbereich und Schweißnahtmuster.

5.2 Einfluss der Schweißnahtbreite

Wie in Kapitel 2.2.1 bereits erläutert wurde, wird die Schweißnahtbreite insbesondere durch den beim Schweißen eingesetzten Fokusbereich bestimmt. Die für die Festigkeitseigenschaften maßgebliche Anbindebreite in der Fügeebene ist in den Bildern 4.3 und 4.5 des Kapitels 4.1.2 in Abhängigkeit des Fokusbereichs, der Blechdickenkombination und des Fügemaßes dargestellt.

Die für die Untersuchungen zum Einfluss der Schweißnahtbreite auf die Tragfähigkeit der Verbindung verwendeten Grundwerkstoffe, Blechdickenkombinationen und eingesetzten Fokusbereich entsprechen dem erläuterten Versuchsprogramm zur Schweißnahtlänge. Das zur Zinkentgasung notwendige Fügemaß wurde ebenfalls auf 0,15 mm eingestellt. Zur Bestimmung des Einflusses von Belastungsrichtung und -art auf das quasistatische Festigkeitsverhalten bei unterschiedlichen Anbindebreiten wurden über die Versuche mit Doppelpunkt-Scherzugprobe hinaus Untersuchungen mit KS2- und Schälzugproben durchgeführt.

Zu Beginn des folgenden Unterkapitels werden die Versagensarten dargestellt, die bei der quasistatischen Zugprüfung beim Überschreiten der maximalen Tragfähigkeit der Verbindung in Abhängigkeit der Anbindebreite und Belastungsrichtung auftreten. Anschließend erfolgt eine auf Nennspannungen basierende rechnerische Abschätzung der Anbindebreite, die aus Festigkeitssicht in Abhängigkeit der spezifischen Beanspruchungszustände im Bereich der Schweißnaht unter Kopf- und Scherzugbelastung mindestens einzustellen ist. Im Anschluss dazu werden die Ergebnisse der mit Schweißnähten unterschiedlicher Anbindebreiten durchgeführten Untersuchungen erläutert und mit den rechnerisch abgeschätzten Anforderungen verglichen.

5.2.1 Erforderliche Anbindebreite in der Fügeebene

Versagensarten in Abhängigkeit der Anbindebreite

Schweißnähte am Überlappstoß versagen in Abhängigkeit der Anbindebreite in der Fügeebene und der Blechdicke der Fügepartner durch Abscheren der Schweißnaht in der Fügeebene (Nahtbruch) oder durch Ausknöpfen der Schweißnaht aus dem Grundwerkstoff (Werkstoffversagen) (vgl. Bild 5.15). Bei geringen Verhältnissen von Anbindebreite zu Blechdicke tritt das Versagen durch Nahtbruch in der Fügeebene ein. Für die blechdickenabhängige Mindestanbindebreite, ab welcher anstelle Nahtbruch Werkstoffversagen im Grundwerkstoff eintritt, wird in der Praxis häufig die Faustformel 0,8-mal die Blechstärke des dünneren Fügepartners herangezogen.

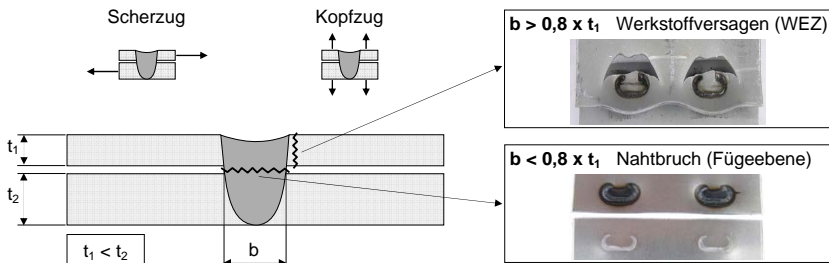


Bild 5.15: Versagensarten von Überlappschweißnähten in Abhängigkeit der Anbindebreite in der Fügeebene, Lastaufbringung bei der Scher- und Kopfzugprüfung.

Aus Festigkeitsgründen ist bei der Schweißnahtdimensionierung eine Mindestanbindebreite anzustreben, bei der beim Erreichen der maximalen Tragfähigkeit der Verbindung mit Sicherheit Werkstoffversagen eintritt. Hintergrund hierfür ist, dass bei Unterschreitung der Mindestanbindebreite das Versagen der Verbindung bei einem gegenüber Werkstoffversagen geringerem Lastniveau durch Nahtbruch erfolgt. Ein weiterer Nachteil der Versagensart Nahtbruch stellt das schlagartige Eintreten des Versagens dar, dem sehr geringe Verformungen im Bereich der Schweißnaht vorhergehen. Durch dies ist die Arbeitsaufnahme bis Bruch durch Nahtbruch versagender Verbindungen sehr gering. Aus wirtschaftlichen Gründen sollte die Anbindebreite der Schweißnähte andererseits jedoch auch nicht überdimensioniert werden. Hintergrund hierfür sind die bei höheren Anbindebreiten, bei konstanter verfügbarer Laserleistung geringeren umsetzbaren Schweißgeschwindigkeiten und die dadurch ansteigende Bearbeitungszeiten. Des Weiteren ist bekannt, dass durch Anbindebreiten, die über dem für das Werkstoffversagen erforderlichen Maß liegen, keine weitere Steigerung der Verbindungsfestigkeit herbeigeführt werden kann.

Rechnerische Abschätzung der erforderlichen Anbindebreite

Die bei der Auslegung der Fügeverbindung angestrebte Versagensart Werkstoffversagen tritt ein, wenn die zum Versagen der aus Anbindebreite und Nahtlänge gebildeten Querschnittsfläche der Schweißnaht erforderliche Kraft F_{SN} höher ist als die zum Versagen der tragenden Querschnittsfläche im Grundwerkstoff erforderliche Kraft F_{GW} . Im Folgenden wird die für diese Bedingung erforderliche Anbindebreite für die Scher- und Kopfzugbelastung in Abhängigkeit der relevanten Beanspruchungszustände in den Bruchquerschnitten und der im Bereich der Schweißnaht durch Gefügeumwandlungen beeinflussten Werkstoffeigenschaften hergeleitet.

Unter Annahme einer reinen **Scherzugbelastung** (ohne Verformung der Versuchsprobe im Überlappbereich) gilt für die Kräfte, die für ein Versagen der beiden in Bild 5.15 markierten relevanten Querschnittsflächen erforderlich sind:

$$F_{SN} = \tau_{SN} \cdot b \cdot l \quad (5.5)$$

$$F_{GW} = R_{mGW} \cdot t_1 \cdot l \quad (5.6)$$

wobei l die Nahtlänge, b die Anbindebreite, t_1 die Blechdicke des dünneren Fügepartners, τ_{SN} die Scherfestigkeit des Schweißgefüges und R_{mGW} die Zugfestigkeit des Grundwerkstoffes ist.

Durch die Annahme einer durch Multiplikation des versagensrelevanten Grundwerkstoffquerschnitts mit der Nahtlänge l ermittelten, für den Bruch im Grundwerkstoff maßgeblichen Querschnittsfläche gilt dieser Ansatz streng genommen nur für geradlinige Nähte. In den durchgeführten Untersuchungen hat sich jedoch gezeigt, dass die von der Anbindebreite abhängige Versagensart unabhängig von der Nahtgeometrie eintritt. Daraus ist zu schließen, dass die mit diesem Ansatz berechneten erforderlichen Anbindebreiten auch für nicht geradlinige Schweißnähte zutreffend sind.

Die Annahme, dass das Werkstoffversagen im Blechquerschnitt t_1 mit der Zugfestigkeit des Grundwerkstoffes R_{mGW} erfolgt, ist für Schweißverbindungen gültig, die in der Wärmeeinflusszone Gefügeaufhärten aufweisen und deren Nahtunterwölbung entsprechend der Qualitäts-Bewertungsgruppe B weniger als den nach Norm zulässigen Wert von 10 % der Blechstärke beträgt. Aufgrund der durch die Aufhärtung gesteigerten Festigkeit der Gefüge von Schweißnaht und Wärmeeinflusszone tritt das Versagen bis zu diesen nach Norm für die Gruppe B zulässigen Nahtunterwölbungen im Querschnitt t_1 des weicheren Grundwerkstoffgefüges und nicht im minimalen Querschnitt h_{min} der Schweißnaht ein (vgl. Bild 5.16). Diese Annahme wurde durch die durchgeführten Bruchuntersuchungen bestätigt (vgl. Kapitel 5.7).

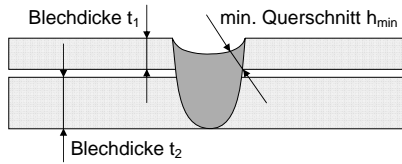


Bild 5.16: Minimaler Schweißnahtquerschnitt h_{\min} bei starker Nahtunterwölbung.

Die Forderung für Versagen der Schweißverbindung im Grundwerkstoff-Querschnitt (Werkstoffversagen) bei Erreichen der maximalen Verbindungstragfähigkeit lautet:

$$F_{SN} \geq F_{GW} \quad (5.7)$$

Mit (5.5) und (5.6) wird:

$$\tau_{SN} \cdot b \cdot l \geq R_{mGW} \cdot t_1 \cdot l \quad (5.8)$$

umgeformt nach b:

$$b \geq \frac{R_{mGW} \cdot t_1}{\tau_{SN}} \quad (5.9)$$

Die Zug- und Scherfestigkeit des Schweißgefüges sind aufgrund der geringen Abmessungen der Schweißnaht experimentell nur schwer zu bestimmen. Aus diesem Grund werden diese für die hier angestellten Betrachtungen durch bekannte Zusammenhänge abgeleitet. Nach [107] besteht zwischen der Zugfestigkeit R_m und der Scherfestigkeit τ_{ab} von Stahlwerkstoffen der empirische Zusammenhang:

$$\tau_{ab} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot R_m = 0,58 \cdot R_m \quad (5.10)$$

Setzt man diese Beziehung in (5.9) ein, so folgt:

$$b \geq \frac{t_1 \cdot R_{mGW}}{0,58 \cdot R_{mSN}} \quad (5.11)$$

Die Zugfestigkeiten von Schweißgefüge und Grundwerkstoff können entsprechend den Ausführungen in Kapitel 2.2.3 durch den empirischen Zusammenhang zwischen Werkstoffhärte und Zugfestigkeit mit ausreichender Genauigkeit abgeschätzt werden:

$$R_{mSN} = HV_{SN} \cdot U_H \quad (5.12)$$

$$R_{mGW} = HV_{GW} \cdot U_H \quad (5.13)$$

Für die Umwertung kann für den Grundwerkstoff und das Schweißgefüge derselbe Umwertungsfaktor U_H angesetzt werden. Setzt man deshalb (5.12) in (5.13) ein, folgt:

$$\frac{R_{mSN}}{R_{mGW}} = \frac{HV_{SN}}{HV_{GW}} = V_H \quad (5.14)$$

Setzt man diesen als Härteverhältnis V_H , bezeichneten Zusammenhang in (5.11) ein, folgt für die erforderliche Nahtbreite:

$$b \geq \frac{t_1}{0,58} \cdot \frac{1}{V_H} \quad (5.15)$$

Das von Werkstoff und Materialdickenkombination abhängige Verhältnis V_H von Grundwerkstoff- (HV_{GW}) zu Schweißnaht Härte (HV_{SN}) wurde für alle untersuchten Verbindungen ermittelt. Setzt man das Verhältnis (vgl. Tabelle 4.1), das im Bereich zwischen ca. 1,45 und 2,02 liegt, in Gleichung 5.15 ein, so ergibt sich für die erforderliche Anbindebreite, ab welcher unter Scherzugbelastung das Versagen nur noch im Grundwerkstoff erfolgt, der Bereich:

$$b \geq (0,8 \dots 1,2) \cdot t_I \quad (5.16)$$

Unter Annahme einer reinen **Kopfzugbelastung** (ohne Verformungen der Versuchssprobe) gilt für die Kräfte, die für den Bruch der beiden versagensrelevanten Querschnittsflächen (vgl. Bild 5.15) erforderlich sind:

$$F_{SN} = R_{mSN} \cdot b \cdot l \quad (5.17)$$

$$F_{GW} = \tau_{GW} \cdot t_1 \cdot l \quad (5.18)$$

Die Forderung für Werkstoffversagen lautet hier ebenfalls:

$$F_{SN} \geq F_{GW} \quad (5.7)$$

Mit (5.17) und (5.18) wird:

$$b \geq \frac{\tau_{GW} \cdot t_1}{R_{mSN}} \quad (5.19)$$

Setzt man die Beziehungen (5.10) und (5.14) ein, folgt:

$$b \geq 0,58 \cdot t_1 \cdot \frac{1}{V_H} \quad (5.20)$$

Mit den Verhältnissen von Grundwerkstoff- zu Schweißnaht Härte aus Tabelle 4.1 ergibt sich für die erforderliche Anbindebreite, bei welcher unter Kopfzug das Versagen im Grundwerkstoff erfolgt, der Bereich:

$$b \geq (0,3 \dots 0,4) \cdot t_I \quad (5.21)$$

Durch die angestellte Betrachtung wird deutlich, dass die Beanspruchungsart und die Gefügeeigenschaften in den versagensrelevanten Querschnitten einen maßgeblichen Einfluss auf die erforderliche Anbindebreite in der Fügeebene haben, die zur Sicherstellung der Versagensart Werkstoffversagen einzuhalten ist. Bei den unter Kopfzug auftretenden Beanspruchungen beträgt die erforderliche Anbindebreite mit 0,3 bis 0,4-mal der Blechdicke des dünneren Fügepartners nur etwa ein Drittel der unter Scherzugbelastung erforderlichen Breite, die 0,8 bis 1,2-mal die dünnere Blechdicke beträgt.

5.2.2 Untersuchungen zum Einfluss der Anbindebreite

Untersuchungen mittels Doppelpunkt-Scherzugproben

Bild 5.17 zeigt die mit Doppelpunkt-Scherzugproben in Abhängigkeit von Anbindebreite und Blechdickenkombination ermittelten Maximalkräfte für 0,7 mm- und 1,5 mm-Verbindungen des Werkstoffs H320LA über der Nahtlänge. Die unterschiedlichen Anbindebreiten wurden durch Variation der zum Schweißen eingesetzten Fokusdurchmesser erzeugt.

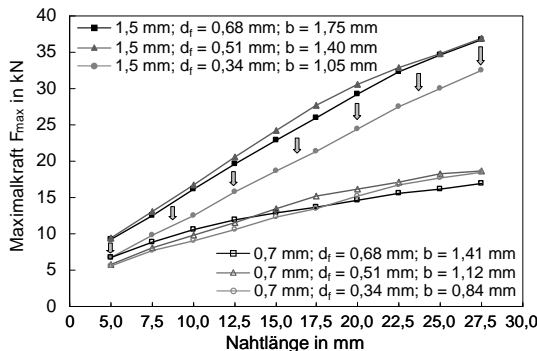


Bild 5.17: Einfluss der Anbindebreite auf die quasistatische Festigkeit unter Scherzug, Blechdickenkombinationen 0,7/0,7 mm und 1,5/1,5 mm (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, Nahtmuster Klammer, $P_L = 4$ kW).

Die Anbindebreite der 0,7 mm-Verbindungen beträgt abhängig vom Fokusdurchmesser zwischen 0,84 mm ($d_f = 0,34$ mm) und 1,41 mm ($d_f = 0,68$ mm). Sie liegt damit deutlich über den für scherzugbelastete Verbindungen nach Formel 5.15 in Abhängigkeit des jeweiligen Härteverhältnisses V_H (Schweißnaht- zu Grundwerkstoffhärte, vgl. Tabelle 4.1) für Werkstoffversagen berechneten Werten von 0,60 mm ($d_f = 0,34$ mm) und 0,70 mm ($d_f = 0,68$ mm). Der Abschätzung entsprechend versagten alle 0,7 mm-Verbindungen im Grundwerkstoff. Die Verbindungsfestigkeit wird deshalb nur durch

die Tragfähigkeit des Grundwerkstoffquerschnitts bestimmt und weist unabhängig von der Anbindebreite dieselbe Größenordnung auf. Bei den 1,5 mm-Verbindungen versagten die mittels des Fokusbereichsdurchmessers $d_f = 0,68$ mm geschweißten Verbindungen aufgrund ihrer hohen Anbindebreite ausschließlich im Grundwerkstoff. Bei den Verbindungen des Fokusbereichsdurchmessers $d_f = 0,51$ mm traten beide Versagensarten - Werkstoff- und Nahtversagen - auf. Die 1,5 mm-Verbindungen des Fokusbereichsdurchmessers $d_f = 0,34$ mm versagten ausschließlich durch Nahtbruch in der Fügeebene. Dies führt, wie Bild 5.17 zeigt, zu einer im Vergleich zu den Verbindungen der größeren Fokusbereichsdurchmesser deutlich verringerten Tragfähigkeit. Die Ursache für das Versagen durch Nahtbruch liegt in der gegenüber der rechnerisch abgeschätzten erforderlichen Breite von 1,35 mm mit 1,05 mm deutlich zu geringen Anbindebreite.

Tabelle 5.1 zeigt eine Gegenüberstellung der bei den quasistatischen Scherzugversuchen aufgetretenen und der mittels Formel 5.15 vorhergesagten Versagensart in Abhängigkeit der Blechdickenkombination und des eingesetzten Fokusbereichsdurchmessers für Verbindungen des Werkstoffs H320LA.

Blechdicke [mm]	erforderliche Nahtbreite nach Formel 5.15 [mm]			Nahtbreite Versuch [mm]			Versagen	
	$d_f = 0,34$ mm	$d_f = 0,51$ mm	$d_f = 0,68$ mm	$d_f = 0,34$ mm	$d_f = 0,51$ mm	$d_f = 0,68$ mm	nach Formel	im Versuch
							Foki 0,34 - 0,51 - 0,68	
0,7/0,7	0,60 (= 0,85 $\times t_1$)	0,65 (= 0,93 $\times t_1$)	0,70 (= 1,00 $\times t_1$)	0,84	1,12	1,41	W - W - W	W - W - W
1,0/1,0	0,88 (= 0,88 $\times t_1$)	1,00 (= 1,00 $\times t_1$)	1,11 (= 1,11 $\times t_1$)	0,92	1,26	1,54	W - W - W	W - W - W
1,5/1,5	1,35 (= 0,90 $\times t_1$)	1,58 (= 1,05 $\times t_1$)	1,78 (= 1,19 $\times t_1$)	1,05	1,40	1,75	N - N - N	N - N/W - W

Tabelle 5.1: Versagensart beim Scherzugversuch im Vergleich zum mittels Formel 5.15 vorhergesagten Versagen (W = Werkstoffversagen, N = Nahtbruch, Werkstoff H320LA, Fügespalzmaß 0,15 mm).

Wie der Tabelle zu entnehmen ist, stimmt die nach Formel 5.15 vorhergesagte Versagensart überwiegend mit dem Versagen der Verbindungen im Experiment überein. Eine Abweichung stellt die mit Fokusbereichsdurchmesser $d_f = 0,51$ mm geschweißte 1,5 mm-Versuchsreihe dar, bei der trotz einer nach Abschätzformel um 0,18 mm zu geringen Anbindebreite von 1,40 mm (= 0,93 $\times t_1$) im Versuch teilweise schon Versagen im Grundwerkstoff auftrat. Dies deutet darauf hin, dass die nach Formel 5.15 abgeschätzten erforderlichen Anbindebreiten zur Sicherstellung des Versagens der Schweißverbindung im Grundwerkstoff-Querschnitt insgesamt auf der sicheren Seite liegen. Ursächlich hierfür sind vermutlich die der Scherzugprüfung infolge der auftretenden Probenverformung überlagerten Kopfbereichszuganteile (vgl. Bild 5.14), durch welche das Versagen der Verbindung durch eine kombinierte Scher-Kopfbereichszugbeanspruchung ein-

tritt. Durch die unter Kopfzugbelastung geringeren erforderlichen Anbindebreiten (vgl. Formel 5.21) folgt, dass bei einer kombinierten Scher-Kopfzugbeanspruchung wie sie bei der Prüfung von Doppelpunkt-Scherzugproben auftritt, bereits Anbindebreiten etwas unter den nach Formel 5.15 berechneten Werten ausreichend sind.

Wie bei der rechnerischen Herleitung begründet wurde, wird die Versagensart nur vom Verhältnis von Anbindebreite zu Blechdicke bestimmt und ist nahtlängenunabhängig. Im in Bild 5.17 dargestellten Diagramm spiegelt sich dies an der über den ganzen Nahtlängenbereich gleichermaßen verminderten Tragfähigkeit der durch Nahtbruch versagenden 1,5 mm-Verbindungen des Fokusdurchmessers $d_f = 0,34$ mm wider.

Untersuchungen mittels KS2-Proben

In Bild 5.18 sind die mit KS2-Proben ermittelten Maximalkräfte über der Nahtlänge in Abhängigkeit des Fokusdurchmessers jeweils für die Scher- und Kopfzugbelastung und die untersuchten Blechdickenkombinationen aufgetragen.

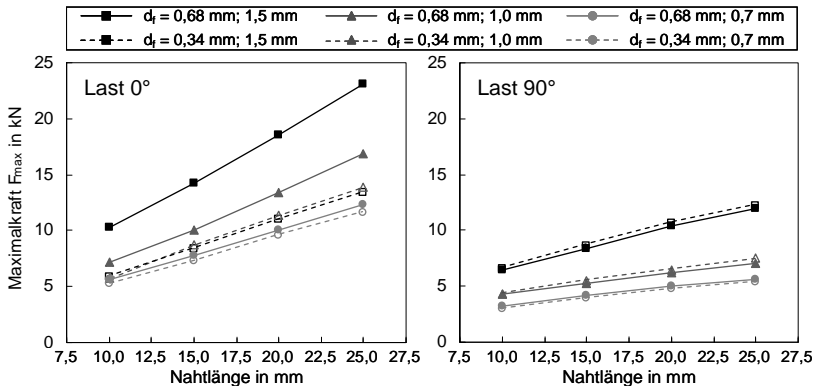


Bild 5.18: Einfluss der Anbindebreite auf die quasistatische Festigkeit unter Scher- (Last 0°) und Kopfzug (Last 90°), Fokusdurchmesser 0,68 mm und 0,34 mm, (KS2-Probe, H320LA, Nahtmuster Klammer, $P_L = 4,0$ kW).

Unter Scherzug (Last 0°) versagten die 1,0 mm- und 1,5 mm-Verbindungen des Fokusdurchmessers $d_f = 0,34$ mm durch Nahtbruch in der Fügeebene. Die Tragfähigkeit fällt deshalb gegenüber denselben Verbindungen des größeren Fokusdurchmessers $d_f = 0,68$ mm, bei welchen ausschließlich Werkstoffversagen auftrat, deutlich ab. Da die Anbindebreite in der Fügeebene beim Versagen durch Nahtbruch die Tragfähigkeit bestimmt und diese bei den beiden Verbindungen nahezu identisch ist, liegen die beiden Maximalkraftkurven nahezu deckungsgleich. Bemerkenswert ist, dass im Gegensatz zu den Untersuchungen mittels Scherzugproben auch die 1,0 mm-Verbindungen

des Fokusbereichs $d_f = 0,34$ mm, welche mit einer Anbindebreite von $0,92 \times t_1$ etwas über dem rechnerisch geforderten Wert von $0,88 \times t_1$ lagen, durch Nahtbruch versagten. Dies bedeutet, dass bei der bei KS2-Proben auftretenden reinen Scherzugbelastung die abgeschätzte erforderliche Anbindebreite tendenziell etwas zu knapp bemessen ist. Für die Bemessungspraxis wird deshalb empfohlen, bei reiner Scherzugbeanspruchung Anbindebreiten über $1,0 \times t_1$ anzustreben. Aufgrund des bei den 0,7 mm-Verbindungen bei beiden Anbindebreiten auftretenden Werkstoffversagens hat der Fokusbereich bei diesen keinen Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit.

Unter Kopfbogen (Last 90°) versagten alle Verbindungen im Grundwerkstoff. Infolge dessen hängt die Tragfähigkeit der Verbindung nur von der Blechdickenkombination ab und ist unabhängig von der Anbindebreite. Ursache hierfür sind die Beanspruchungszustände im Bereich der Schweißnaht, die, wie bereits bei der rechnerischen Abschätzung ermittelt wurde, für die Kopfbogenbelastung nur Anbindebreiten des 0,3 bis 0,4-fachen der Blechdicke erforderlich machen.

Untersuchungen mittels Schälzugproben

In Bild 5.19 sind die mit Schälzugproben ermittelten Maximalkräfte über der Nahtlänge in Abhängigkeit des Fokusbereichs aufgetragen.

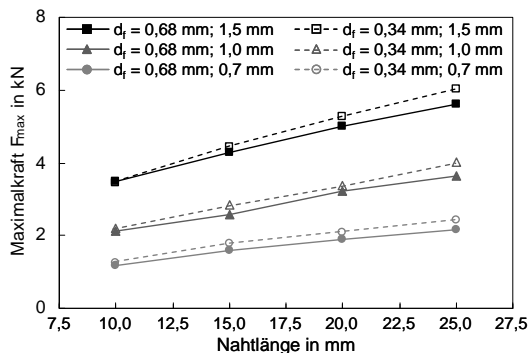


Bild 5.19: Einfluss der Schweißnahtbreite auf die quasistatische Festigkeit unter Schälzug, Fokusbereich 0,68 mm und 0,34 mm (Schälzugprobe, H320LA, Nahtmuster Klammer, Nahtlänge 22,5 mm, $P_L = 4,0$ kW).

Wie der Abbildung zu entnehmen ist, ist die Tragfähigkeit der Verbindung unter Schälzugbelastung entsprechend dem Verhalten unter Kopfbogen im gesamten Blechdickenbereich unabhängig von der Nahtbreite. Aufgrund der im Bereich der Schweißnaht vorliegenden Beanspruchungen, die der Kopfbogenbelastung sehr ähnlich sind, und des bei allen Verbindungen auftretenden Werkstoffversagens, ist dies so zu erwarten.

5.3 Einfluss des Fügspaltmaßes

Wie in Kapitel 2.1.4 bereits erläutert wurde, muss beim Laserstrahlschweißen beschichteter Bleche ein kontrolliertes Abströmen des in der Fügeebene entstehenden Zinkdampfes durch Einstellung eines ausreichenden Fügspaltmaßes sichergestellt werden. Andererseits darf das eingestellte Spaltmaß das prozesstechnisch maximal überbrückbare Maß, das von der Blechdickenkombination und vom eingesetzten Fokussdurchmesser abhängt, nicht überschreiten (vgl. Kapitel 4.1.2). Mit den im Folgenden erläuterten Untersuchungen wurde der Einfluss des Fügspaltmaßes auf die Tragfähigkeit der Verbindung ermittelt. Die Variation des Fügspaltmaßes erfolgte dabei durch Einlegen von Fühlerlehrbändern unterschiedlicher Stärke. Bei den unter Nullspalt geschweißten Verbindungen wurden die Bleche zur Vermeidung von Nahtfehlern vor dem Schweißvorgang im Überlappbereich entzinkt. Zur Bestimmung des Einflusses von Belastungsrichtung und -art wurden neben den Versuchen mittels Doppelscherzugprobe auch Untersuchungen mit KS2- und Schälzugproben durchgeführt.

Untersuchungen mittels Doppelpunkt-Scherzugproben

Bild 5.18 zeigt die in quasistatischen Zugversuchen mittels Doppelpunkt-Scherzugproben ermittelte Verbindungsfestigkeit in Abhängigkeit des Fügspaltmaßes, der Blechdickenkombination und des eingesetzten Fokussdurchmessers.

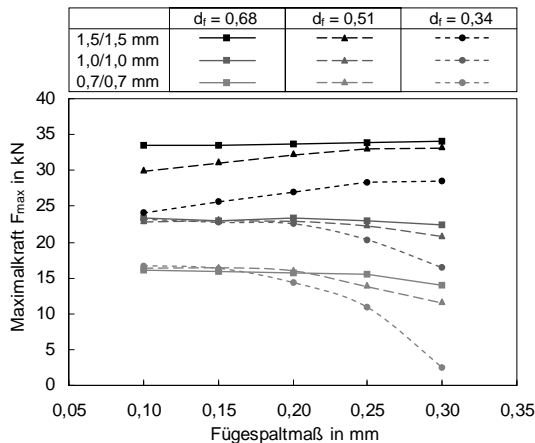


Bild 5.20: Quasistatische Festigkeit unter Scherzug in Abhängigkeit des Fügspaltmaßes, der Blechdickenkombination und des Fokussdurchmessers (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, Nahtmuster Klammer, Nahtlänge 22,5 mm, $P_L = 4,0$ kW).

Die Maximalkraftkurven der 1,5 mm- und 1,0 mm-Verbindungen des Fokusdurchmessers $d_f = 0,68$ mm, welche ausschließlich im Grundwerkstoff versagten, weisen keinen Einfluss des Fügespaltmaßes auf. Bei der 0,7 mm-Kombination desselben Fokusdurchmessers ist ab einem Spaltmaß von 0,25 mm eine geringe Abnahme der Tragfähigkeit zu erkennen. Die mit den beiden kleineren Fokusdurchmessern erzeugten Verbindungen weisen bei der Blechdicke 1,5 mm einen deutlichen Anstieg der Tragfähigkeit mit zunehmenden Fügespaltmaß auf. Der Grund hierfür ist die mit zunehmendem Spaltmaß ansteigende Anbindebreite (vgl. Kapitel 4.1.2), die sich bei durch Nahtbruch versagenden Verbindungen festigkeitssteigernd auswirkt. Da alle 0,7 mm- und 1,0 mm-Verbindungen im Grundwerkstoff versagen, erfolgt bei diesen kein Anstieg der Maximalkraft. Bei Erreichen eines kritischen Fügespaltmaßes tritt bei den 0,7 mm- und 1,0 mm-Verbindungen der beiden kleineren Fokusdurchmesser ein starker Abfall der Tragfähigkeit ein. Ursache hierfür ist die beim Erreichen des prozesstechnisch überbrückbaren Fügespaltmaßes eintretende Abnahme der Anbindebreite und das Auftreten lokaler Anbindefehler. Wird das kritische Spaltmaß überschritten, können als „False Friends“ bezeichneten Schweißnähte entstehen. Diese weisen entgegen ihrem guten optischen Erscheinungsbild, dass auf eine i.O. Naht hindeutet, über der ganzen Nahtlänge keine Verbindung von Ober- und Unterblech auf.

Untersuchungen mittels KS2-Proben

Bild 5.18 zeigt den Einfluss des Fügespaltmaßes auf die im Zugversuch erreichten Maximalkräfte in Abhängigkeit der Belastungsrichtung und Blechdickenkombination jeweils für die Fokusdurchmesser $d_f = 0,68$ mm und $d_f = 0,34$ mm.

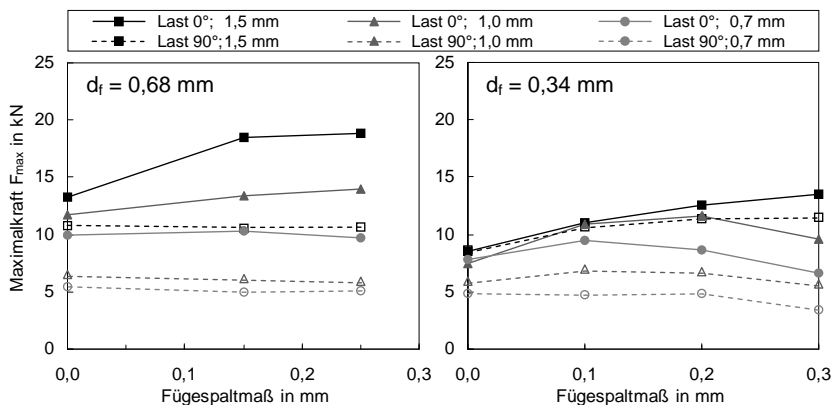


Bild 5.21: Quasistatische Festigkeit unter Scher- (Last 0°) und Kopfbzug (Last 90°) in Abhängigkeit von Fügespaltmaß, Fokusdurchmesser und der Blechdickenkombination (KS2-Probe, H320LA, Nahtmuster Klammer Länge 22,5 mm, $P_L = 4,0$ kW).

Unter Scherzug (Last 0°) entwickelt sich die Tragfähigkeit der Verbindungen mit steigendem Fügespaltmaß entsprechend den oben erläuterten Untersuchungen mittels Doppelpunkt-Scherzugprobe. Aufgrund des unter Kopfzug (Last 90°) bei allen Verbindungen des Fokusbereichs $d_f = 0,68$ mm auftretenden Werkstoffversagens ist bei diesen kein Einfluss des Fügespaltmaßes auf den Maximalkraftverlauf vorhanden. Beim Fokusbereich $d_f = 0,34$ mm weisen die unter Nullspalt geschweißten 1,0 mm- und 1,5 mm-Verbindungen, die ebenfalls im Grundwerkstoff versagten, gegenüber den mit Fügespalt erzeugten Proben etwas geringere Werte auf. Es wird vermutet, dass dieser bei der Kopfzugprüfung auftretende Effekt durch Abstütz- und Hebeleffekte zwischen den KS2-Probenkörper verursacht wird. Aufgrund der im Vergleich zur Scherzugbelastung zur Erzielung des Werkstoffversagens geringeren erforderlichen Nahtbreite wirken sich Anbindefehler, die beim Überschreiten des kritischen Spaltmaßes auftreten, unter Kopfzug erst bei höheren Fehlerkonzentrationen aus. So führt unter Kopfzugbelastung bei den 0,7 mm- und 1,0 mm-Verbindungen des Fokusbereichs $d_f = 0,34$ mm die Schwächung des Anbindequerschnitts erst bei Spaltmaßen über 0,2 mm zu einem Abfall der Tragfähigkeit.

Untersuchungen mittels Schälzugproben

Bild 5.22 zeigt den Einfluss des Fügespaltmaßes auf die Tragfähigkeit von H320LA-Verbindungen des Fokusbereichs $d_f = 0,68$ mm unter Schälzugbelastung.

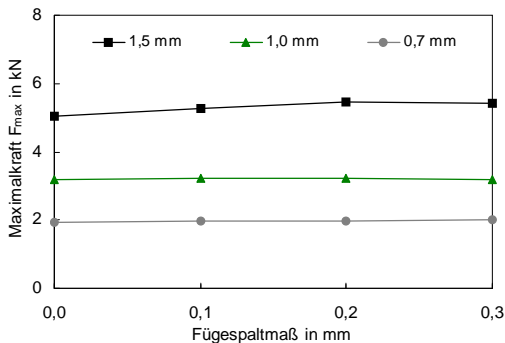


Bild 5.22: Quasistatische Festigkeit unter Schälzug in Abhängigkeit von Fügespaltmaß und Blechdicke (Schälzugprobe, H320LA, Nahtmuster Klammer, Nahtlänge 22,5 mm $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW).

Die Maximalkraftkurven aller unter Schälzug geprüften Verbindungen des Fokusbereichs $d_f = 0,68$ mm verlaufen über den gesamten untersuchten Fügespaltmaßbereich konstant. Aufgrund der im Bereich der Schweißnaht vorliegenden Beanspruchungen, die den unter Kopfzugbelastung auftretenden sehr ähnlich sind, ist dieses den unter Kopfzug geprüften Verbindungen entsprechende Verhalten so zu erwarten.

5.4 Einfluss des Schweißnahtmusters

Wie in Kapitel 3.1.1 bereits dargestellt wurde, besteht beim Remote-Schweißen durch die schnelle, flexible Strahlführung die Möglichkeit, den Verlauf der Schweißnähte hinsichtlich der im Betrieb auftretenden Beanspruchungen zu optimieren. Unter Schweißnahtverlauf wird hierbei der durch die Bahnbewegung des Laserstrahles auf dem Werkstück festgelegte Verlauf der Naht verstanden. Im Rahmen dieser Arbeit werden die unterschiedlichen Schweißnahtverläufe als Nahtmuster bezeichnet. Die im vorliegenden Kapitel dargestellten Untersuchungen hatten zum Ziel, den Einfluss des Schweißnahtmusters auf die Verbindungsfestigkeit unter quasistatischer Belastung zu ermitteln.

Bezüglich der Steigerung der Verbindungsfestigkeit durch optimierte, belastungsangepasste Nahtmuster sind bei konstanter abgewickelter Schweißnahtlänge folgende Zielstellungen bezüglich der Eigenschaften der Schweißnaht zu berücksichtigen:

- Reduzierung extremer Spannungsüberhöhungen an Schweißnahtanfang und -ende durch Verlegung dieser Bereiche höchster Kerbwirkung in Zonen geringerer Beanspruchung,
- gleichmäßige Verteilung der angreifenden Belastung auf den gesamten Schweißnahtbereich,
- möglichst geringe Abhängigkeit der Festigkeitseigenschaften von der Richtung der angreifenden Belastung bzw. einzelne, hinsichtlich einer definierten Lastrichtung optimierte Nahtmuster.

Über diese festigkeitsrelevanten Zielstellungen hinaus sind bezüglich einer optimierten Gestaltung von Schweißnähten weitere Gesichtspunkte, wie z.B. die prozesssichere Schweißbarkeit und der auf dem Bauteil erforderliche Platzbedarf, zu berücksichtigen.

Neben den experimentell durchgeführten Untersuchungen wurden zur Optimierung der Schweißnahtmuster Finite-Elemente-Analysen mit unterschiedlichsten Nahtgeometrien durchgeführt. Darüber hinaus wurden zum Verständnis der Vorgänge, die zwischen Lastaufbringung und Versagen der Verbindung ablaufen, Dehnungsfeldmessungen mit dem in Kapitel 3.3.4 erläuterten Messsystem ARAMIS durchgeführt.

Geometrie der Nahtmuster

Die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten, experimentell und rechnerisch optimierten Schweißnahtmuster weisen zur Vermeidung extremer Spannungsspitzen unterschied-

lich stark ausgeprägte Krümmungen auf. Durch diese wird erreicht, dass die geometrischen Kerbstellen Nahtanfang und -ende nicht in den durch den Lastfluss bedingten, hochbeanspruchten Bereichen der Schweißnaht liegen. Nachteilig ist dabei, dass mit zunehmendem Anteil der gekrümmten Bereiche die in Kraftflussrichtung projizierte, tragende Nahtlänge abnimmt. Durch diese Abnahme steigt bei konstanter aufgebrachtener Last mit zunehmenden Krümmungsanteilen die auf die beanspruchte Grundwerkstofffläche bezogene Nennspannung im versagensrelevanten Querschnitt an. Im folgenden Bild 5.23 wird dieser Effekt am Beispiel der Dehnungsverteilung im Bereich der Nahtmuster Kreis, Klammer und Stepp deutlich sichtbar.

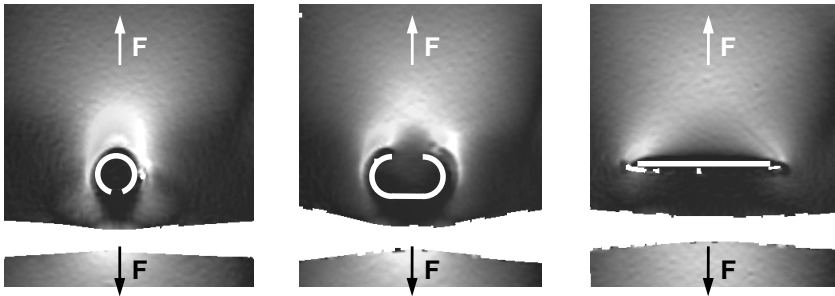


Bild 5.23: Dehnungsverteilung im Bereich der Schweißnaht unter Scherzugbelastung für die Nahtmuster Kreis, Klammer und Stepp (Einpunkt-Scherzugprobe, DC04, 1,0/1,0 mm, abgewinkelte Nahtlänge 22,5 mm, Nahtorientierung quer).

Wie aus den Bildern hervorgeht, tragen auch die in Kraftflussrichtung orientierten, gekrümmten Bereiche der Schweißnaht teilweise zur Kraftübertragung bei. Die Anbindelänge der Schweißnaht, die effektiv zur Lastübertragung beiträgt, entspricht aus diesem Grund nicht der in Kraftflussrichtung projizierten Schweißnahtlänge. Betrachtet man im Gegensatz dazu den die Schweißnaht umgebenden Bereich, so wird deutlich, dass die Breite des beanspruchten Grundwerkstoffquerschnitts in etwa der in Lastrichtung projizierten Nahtlänge entspricht. Aus diesem Grund werden bei der Diskussion der Versuchsergebnisse die erreichten Festigkeitswerte der im Grundwerkstoff versagenden Verbindungen unter anderem auf die projizierte Nahtlänge bezogen. Extremfälle stellen bei diesem Auswertevorgehen die krümmungslose Steppnaht und die 330° Kreisnaht dar, deren projizierte Nahtlänge nur etwa ein Drittel der Steppnaht aufweist. Im Anhang ist in Bildfolgen (Bild A5.5) die Ausbildung der Dehnungsverteilung von der Lastaufbringung bis zum Bruch der Verbindung für die Nahtmuster Kreis, Klammer, Spline und Stepp dargestellt. Des Weiteren sind in diesen Bildern die jeweiligen Orte der höchsten Spannung gekennzeichnet, von welchen beim Überschreiten der ertragbaren Spannung der Bruch ausgeht.

Versuchsprogramm Nahtmuster

Die Nahtmusterversuche wurden für DC04- und HT700T-Verbindungen der Blechdickenkombinationen 0,7/0,7 mm, 1,0/1,0 mm und 1,5/1,5 mm durchgeführt, welche mittels der Fokusbrenndurchmesser $d_f = 0,68$ mm und $d_f = 0,34$ mm geschweißt wurden. Das zur Zinkentgasung notwendige Fügspaltmaß wurde durch Fühlerlehrenbänder auf 0,15 mm eingestellt. Zur Sicherstellung der Vergleichbarkeit wurden alle Schweißnahtmuster auf exakt dieselbe abgewinkelte Nahtlänge skaliert und innerhalb einer Versuchsreihe jeweils mit denselben Prozessparametern geschweißt. Die Anbindefläche in der Fügeebene, die maßgeblich die Festigkeit der Verbindung beeinflusst, wurde durch dieses Vorgehen bei allen Nahtmustern konstant gehalten. Die Ausrichtung der Schweißnähte auf den Versuchsproben erfolgte jeweils mit ihrer größeren Ausdehnung quer zur Lastflussrichtung. Für die Untersuchungen mit unterschiedlichen Belastungsrichtungen wurden deshalb KS2-Probenkörper mit erhöhter Innenweite eingesetzt.

5.4.1 Untersuchungen mittels Einpunkt-Scherzugproben

In Bild 5.24 sind die in quasistatischen Scherzugversuchen erzielten Maximalkräfte in Abhängigkeit des Nahtmusters für 1,0 mm-Verbindungen der Werkstoffe DC04 und HT700T dargestellt. Durch die ausreichend dimensionierte Anbindebreite versagten die mit Fokusbrenndurchmesser $d_f = 0,68$ mm erzeugten Verbindungen durch Ausknöpfen der Schweißnaht aus dem Grundwerkstoff.

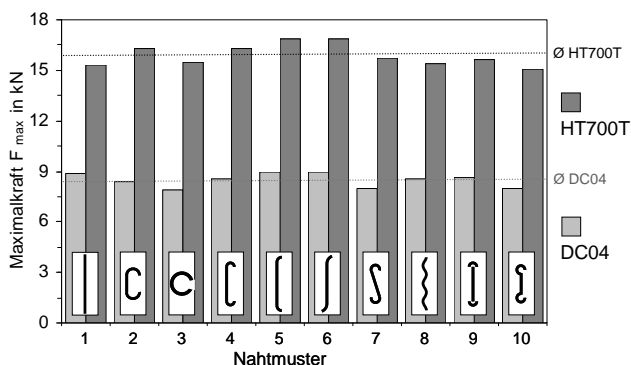


Bild 5.24: Einfluss des Nahtmusters auf die quasistatische Festigkeit unter Scherzugbelastung bei konstanter abgewinkelte Nahtlänge von 22,5 mm in Abhängigkeit des Grundwerkstoffs (Einpunkt-Scherzugprobe, Nahtorientierung quer (vgl. Bild 5.23), DC04 und HT700T, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW).

Beim Werkstoff DC04 weisen die gestreckten Nahtmuster Stepp (1), Spline (4) und gebogenes Ende (6) die höchsten Tragfähigkeiten auf. Die von diesen Mustern erreichten Maximalkräfte liegen um ca. 5 % über dem Durchschnitt aller Muster. Die geringsten Maximalkräfte werden von den gedrängten Nahtmustern 330°-Kreis (3), S-Quer (7) und Doppelhaken (10) erzielt, welche einen hohen Krümmungsanteil aufweisen. Der Abfall der Tragfähigkeit vom Mittelwert beträgt bei diesen Mustern ca. 7 %. Die Verbindungen des hochfesten Werkstoffs HT700T weisen ein etwas anderes Verhalten auf. Dort weisen die Nahtmuster mit leicht gekrümmten Nahtenden, gebogenes Ende (6), Spline (5) und die beiden Klammernmuster (2, 4), gegenüber dem Durchschnitt um ca. 3 % bis 6 % höhere Tragfähigkeiten auf. Die gestreckten Nahtmuster Stepp (1) und Sinus (8), bei welchen Nahtanfang und -ende direkt im hochbeanspruchten Bereich liegen, fallen gegenüber dem Durchschnitt zwischen 3 % und 4 % ab.

Mit dem Fokusbildmesser $d_f = 0,34 \text{ mm}$ geschweißte 1,5 mm-Verbindungen aus DC04, die aufgrund einer zu geringen Anbindebreite im Zugversuch durch Nahtbruch in der Fügeebene versagten, weisen tendenziell ein den 1,0 mm-Verbindungen des HT700T entsprechendes Verhalten auf (vgl. Bild A5.6). Die Tragfähigkeitsunterschiede fallen bei diesen Verbindungen jedoch deutlich geringer aus. Die höchste Maximalkraft wird mit + 2,7 % über dem Mittelwert durch das Nahtmuster Klammer, die geringste mit - 2,7 % durch das Muster Stepp erreicht. Bei den 1,5 mm-Verbindungen des HT700T, die ebenfalls durch Nahtbruch versagten, trat der positive Einfluss gekrümmter Nahtenden deutlicher in Erscheinung. Das Nahtmuster Kreis wies dort mit + 4,8 % die höchste und die Steppnaht mit - 3,2 % die geringste Tragfähigkeit auf.

Insgesamt betrachtet ist der Einfluss des Nahtmusters auf die Tragfähigkeit der Verbindung unter quasistatischer Lastaufbringung gering. Der Grund hierfür ist, dass im Bereich der durch die geometrische und metallurgische Kerbwirkung bedingten Spannungsspitzen an den Schweißnahtenden mit zunehmender Belastung plastische Verformungen auftreten. Durch diese erfolgen Lastumlagerungen auf Bereiche geringerer Beanspruchung wodurch die Entstehung extremer Spannungsüberhöhungen an den Nahtenden verhindert wird. Dieser Vorgang führt dazu, dass die Tragfähigkeit der gesamten Verbindung bei quasistatischer Belastung nur geringfügig von der Geometrie des Nahtmusters abhängt. Das Versagen der Verbindung tritt ein, sobald die höchsten Spannungen, die trotz Lastausgleich im Bereich der Schweißnahtenden bzw. bei gekrümmten Schweißnähten insbesondere an geringen Radien auftreten, die Bruchspannung des Grundwerkstoffs bzw. des Schweißgefüges überschreiten.

Durch den beschriebenen Mechanismus kann das unterschiedliche Verhalten der erläuterten Untersuchungen begründet werden. Mit zunehmender Festigkeit des Grund-

werkstoff- bzw. des Schweißgefüges geht ein Verlust des Verformungsvermögens einher. Durch diesen wird der Vorgang der Lastumlagerung durch plastische Verformungen erschwert. Hieraus folgt, dass mit zunehmender Grundwerkstofffestigkeit die Vermeidung von Spannungsspitzen durch gekrümmte Nahtenden an Bedeutung gewinnt und die Anforderung, eine möglichst hohe, projizierte Nahtlänge gegen den Lastfluss zu stellen, an Einfluss verliert.

5.4.2 Untersuchungen mittels KS2-Proben

Maximalkraft im Zugversuch

In Bild 5.25 sind die in quasistatischen Zugversuchen erzielten Maximalkräfte in Abhängigkeit des Nahtmusters und der Belastungsrichtung für 1,0 mm-Verbindungen der Werkstoffe H320LA und HT700T dargestellt. Unter Scherzug (Last 0°) erfolgte das Versagen der Verbindungen durch Nahtbruch in der Fügeebene, bei Belastrichtungen ab 30° ausschließlich durch Ausknöpfen aus dem Grundwerkstoff.

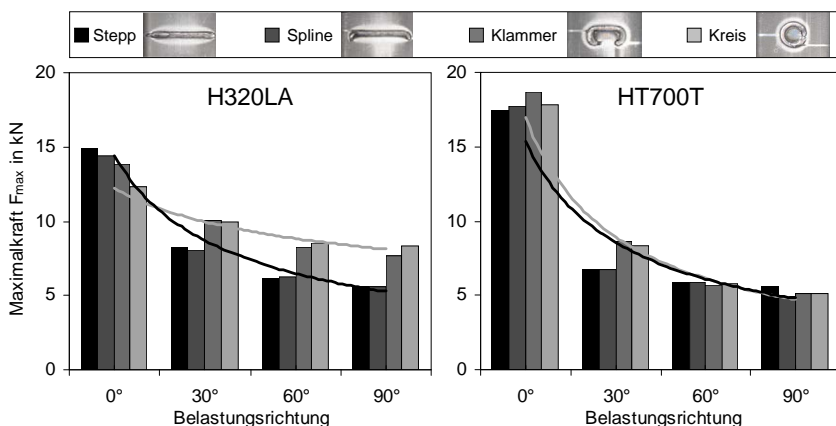


Bild 5.25: Einfluss des Nahtmusters auf die quasistatische Festigkeit in Abhängigkeit von Belastungsrichtung und Grundwerkstoff (KS2-Probe, abgewinkelte Nahtlänge 22,5 mm, Nahtorientierung quer (vgl. Bild 5.26), Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW).

Unter Scherzug (Last 0°) weisen die mittels KS2-Proben geprüften Verbindungen ein den Scherzuguntersuchungen entsprechendes Verhalten auf. Beim weicheren Werkstoff H320LA erreichen die gestreckten Nahtmuster Stepp und Spline gegenüber den gedrungenen Mustern Klammer und Kreis höhere ertragbare Maximalkräfte auf. Demgegenüber werden beim hochfesten HT700T durch das Nahtmuster Klammer, dessen

Nahtenden in Bereichen geringerer Beanspruchung liegen, eine gegenüber den gestreckten Mustern höhere Tragfähigkeit erzielt. Mit steigender Belastungsrichtung nimmt die Tragfähigkeit der Verbindungen beider Werkstoffe deutlich ab (vgl. Kapitel 5.1.2), wobei die Abnahme beim H320LA stark vom Nahtmuster abhängig ist. So beträgt die Tragfähigkeit der Steppnaht unter Kopfbzug nur noch 32 % des Wertes unter Scherzug, bei der Kreisnaht werden dagegen noch 68 % des Ausgangswertes erreicht. Ursächlich für diesen Unterschied ist die Verformung der KS2-Probe unter Kopfbzug (vgl. Bild 5.26), durch welche an den freiliegenden Nahtenden der gestreckten Nahtmuster hohe Spannungsspitzen entstehen, die dort früh zum Anriss führen. Der Kraftaufwand für den anschließenden, vom gerissenen Nahtende ausgehenden Restbruch entlang der Schweißnaht ist sehr gering. Aufgrund ihrer Kompaktheit verteilt sich bei den Nahtmuster Klammer und Kreis die Last unter Kopfbzug gleichmäßiger auf den gesamten Nahtbereich, weshalb die Maximalkräfte bei diesen deutlich höher liegen.

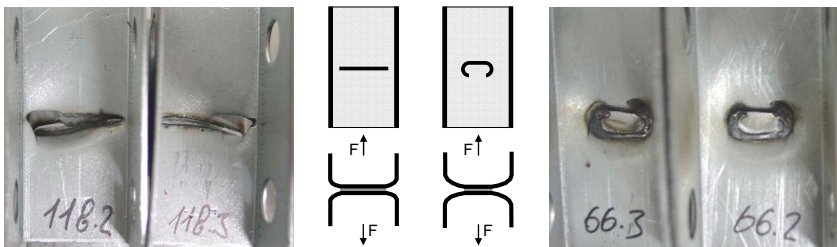


Bild 5.26: Verformung der KS2-Probe unter Kopfbzugbelastung und Versagen der Verbindung in Abhängigkeit des Nahtmusters (Stepp links und Klammer rechts).

Aufgrund der geringeren, unter Kopfbzug erreichten Maximalkräfte in Verbindung mit der höheren Steifigkeit der HT700T-Proben sind die Verformungen bei dieser Konstellation deutlich geringer. Infolge dessen ist bei diesem Werkstoff unter Kopfbzug der Einfluss des Nahtmusters auf die Tragfähigkeit der Verbindung sehr gering.

Bild 5.27 zeigt die unter Scherzug (Last 0°) erreichten Maximalkräfte über der in Lastflussrichtung projizierten Nahtlänge für die oben diskutierten H320LA- und HT700T-Verbindungen. Neben den in Bild 5.25 dargestellten Nahtmustern sind zusätzlich fünf weitere Nahtgeometrien, die dieselbe abgewinkelte Nahtlänge aufweisen, aufgeführt. Aus dieser Darstellung wird der bereits bei den Untersuchungen mittels Einpunkt-Scherzugproben beobachtete Zusammenhang zwischen Grundwerkstofffestigkeit und Wirkung gekrümmter Nahtenden bestätigt. Beim Werkstoff H320LA überwiegt der Einfluss einer möglichst hohen, gegen die Lastflussrichtung projizierten Nahtlänge die Wirkung gekrümmter Nahtenden. Die erzielte Maximalkraft nimmt deshalb mit steigender projizierter Nahtlänge deutlich zu. Beim HT700T sind diese Tragfähigkeitsun-

terschiede eher gering. Aufgrund des durch die hohe Werkstofffestigkeit eingeschränkten Vermögens zu Lastumlagerungen durch plastisches Fließen wird tendenziell eine Zunahme der Tragfähigkeit mit steigenden Krümmungsanteilen beobachtet.

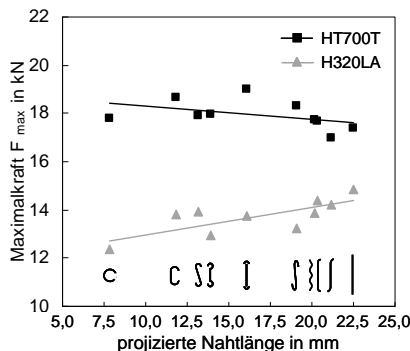


Bild 5.27: Quasistatische Festigkeit unter Scherzug (Last 0°) in Abhängigkeit des Nahtmusters über der projizierten Nahtlänge, H320LA und HT700T (KS2-Probe, abgewinkelte Nahtlänge 22,5 mm, Nahtorientierung quer (vgl. Bild 5.26), Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW).

Arbeitsaufnahme bis Bruch

Bild 5.28 zeigt die in quasistatischen Zugversuchen ermittelte Arbeitsaufnahme bis Bruch in Abhängigkeit des Nahtmusters und der Belastungsrichtung für die oben erläuterten Verbindungen.

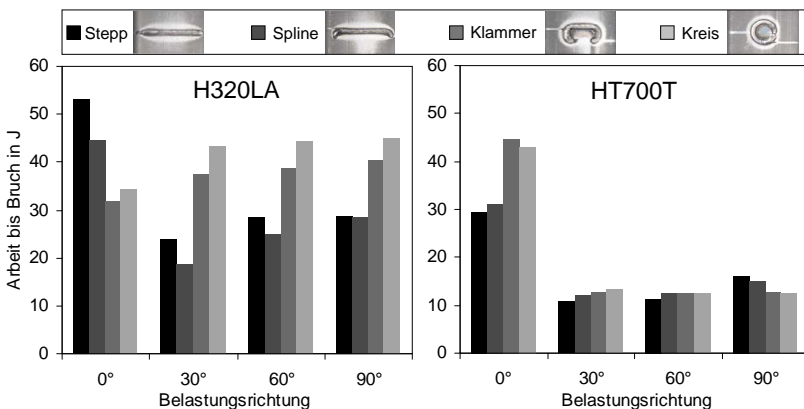


Bild 5.28: Einfluss des Nahtmusters auf die Arbeitsaufnahme bis Bruch in Abhängigkeit von Belastungsrichtung und Grundwerkstoff (KS2-Probe, abgewinkelte Nahtlänge 22,5 mm, Nahtorientierung quer (vgl. Bild 5.26), Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW).

Beim Vergleich der beiden Werkstoffe fällt die beim HT700T, insbesondere bei Lastrichtungen über 30° , deutlich geringere Arbeitsaufnahme bis zum Bruch auf. Ursächlich hierfür ist die höhere Grundwerkstofffestigkeit des HT700T und die dadurch im Vergleich zum H320LA bedingte höhere Steifigkeit der Proben. Durch diese gehen dem Versagen der HT700T-Verbindungen nur geringe Verformungen voraus. Bei Lastrichtungen ab 30° trägt darüber hinaus auch der bereits erläuterte starke Abfall der Maximalkraftwerte zum geringen Arbeitsaufnahmevermögen der Verbindung bei. Beim Werkstoff H320LA weisen die Kreis- und Klammernahte im Gegensatz zu den gestreckten Nahtmustern Stepp und Spline bezüglich der Arbeitsaufnahme bis Bruch nur eine geringe Abhängigkeit von der Belastungsrichtung auf.

Die Arbeitsaufnahme bis Bruch wird durch Integration des im Zugversuch ermittelten Kraftverlaufs über dem Weg bestimmt. Die Erläuterung der vom Nahtmuster beeinflussten Zusammenhänge aus Bild 5.28 erfolgt deshalb anhand der in den Bildern 5.30 und 5.31 dargestellten Kraft-Weg-Kurven der Nahtmuster Stepp, Klammer und Kreis.

Kraft-Weg-Verlauf unter Scherzugbelastung

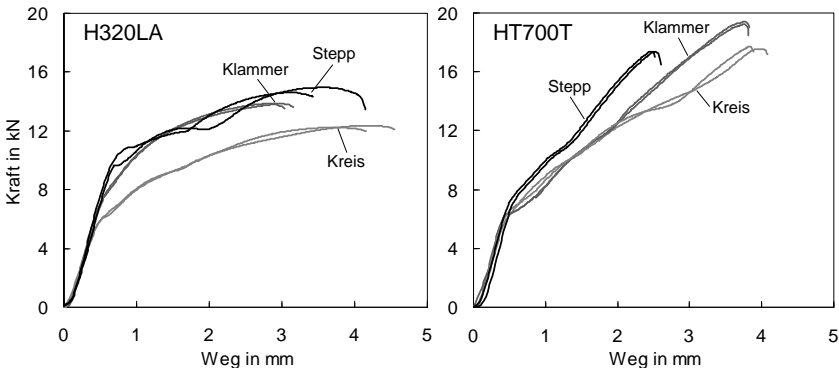


Bild 5.29: Kraft-Weg-Verlauf unter Scherzugbelastung, Nahtmuster Stepp, Klammer und Kreis (KS2-Probe, H320LA, abgewinkelte Nahtlänge 22,5 mm, Nahtorientierung quer, Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW).

Beim Werkstoff H320LA erreicht die Steppnaht unter Scherzug aufgrund einer hohen erzielten Maximalkraft in Verbindung mit einer hohen Wegaufnahme die höchste Arbeitsaufnahme. Der geringere Wert der Klammernaht wird durch die etwas niedrigere Maximalkraft und Wegaufnahme verursacht. Die trotz deutlich geringerer Maximalkraftwerte auf dem Niveau der Klammernaht liegende Arbeitsaufnahme der Kreisnaht ist die Folge ihrer Vorteile bezüglich der Wegaufnahme. Beim HT700T hat die Klammernaht aufgrund der höchsten erzielten Maximalkraft in Verbindung mit einer

hohen Wegaufnahme das größte Arbeitsaufnahmevermögen. Der ebenfalls hohe Wert der Kreisnaht begründet sich über die hohen Verformungen bis zum Bruch. Das schlechte Abschneiden der Steppnaht ist auf die deutlich geringere Wegaufnahme bei in etwa vergleichbarem Maximalkraftwert zurückzuführen.

Kraft-Weg-Verlauf unter Kopfzugbelastung

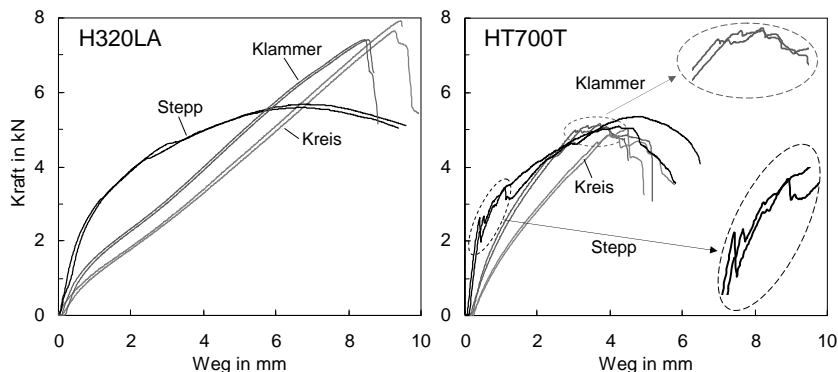


Bild 5.30: Kraft-Weg-Verlauf unter Kopfzugbelastung, Nahtmuster Stepp, Klammer und Kreis (KS2-Probe, H320LA, abgewinkelte Nahtlänge 22,5 mm, Nahtorientierung quer, Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW).

Aus den dargestellten, unter Kopfzug ermittelten Kraft-Weg-Kurven des Werkstoffs H320LA wird ersichtlich, dass die geringe Arbeitsaufnahme der Steppnähte durch die niedrigeren erzielten Maximalkräfte in Verbindung mit geringen aufgenommenen Wegen bedingt wird. Ursächlich hierfür ist der bereits anhand Bild 5.26 erläuterte, vom frühzeitig angerissenen Nahtende bei geringem Kraftaufwand fortschreitende Versagensvorgang. Aufgrund der günstigeren Lastverteilung über der Schweißnaht und der größeren, zur Verformung verfügbaren, freien Bodenfläche ist der Kraftanstieg bei den Nahtmustern Klammer und Kreis flacher und der erzielte Weg bis Bruch der Verbindung deutlich höher. Bei den HT700T-Verbindungen verläuft bei den gedungenen Nahtmustern Kreis und Klammer der Kraftanstieg ebenfalls flacher, die erzielten Maximalkräfte sind jedoch nahezu unabhängig vom Nahtmuster. Auffällig beim Kraft-Weg-Verlauf der Steppnaht sind die markierten, kurzzeitigen Rückschläge des Kraftverlaufs bei Lasten im Bereich von ca. 3 kN. Ursächlich für derartige als „Pop-in“ bezeichnete Rückschläge im Kraftverlauf sind lokale Sprödbrüche im Bereich der höchstbelasteten, frei liegenden Nahtenden. Aufgrund ihrer kompakten Geometrie weisen die Nahtmustern Klammer und Kreis im Bereich der Nahtenden wesentlich geringere Spannungsüberhöhungen auf. Die ersten, lokalen Brüche treten bei diesen Mustern deshalb erst im Bereich der Maximalkraft auf.

Tabelle 5.2 zeigt eine zusammenfassende Bewertung der Eigenschaften Maximalkraft, Weg bis Bruch und der aus diesen beiden Größen resultierenden Arbeitsaufnahme bis Bruch. Die vorgenommene Bewertung kann zur Auswahl eines geeigneten, an die im Betrieb auftretende Belastungsart angepassten Nahtmusters herangezogen werden.

Nahtmuster		Maximalkraft $F_{\max.}$		Weg bis Bruch		Arbeit bis Bruch	
		H320LA	HT700T	H320LA	HT700T	H320LA	HT700T
Scherzug	Stepp	++	-	o	-	++	--
	Spline	+	-/o	o	-/o	+	-
	Klammer	o	+	o	+	o	++
	Kreis	--	o	++	++	o	++
Kopfzug	Stepp	-	+	o	o	-	+
	Spline	-	o	o	o	-	+/o
	Klammer	+	o	+	o	++	o
	Kreis	++	o	++	+	++	o

Tabelle 5.2: Bewertung der Eigenschaften Maximalkraft $F_{\max.}$, Weg und Arbeitsaufnahme bis zum Bruch für die Nahtmuster Stepp, Spline, Klammer und Kreis in Abhängigkeit des Grundwerkstoffs (KS2-Probe, Nahtorientierung quer, Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm).

5.5 Weitere Einflussgrößen

5.5.1 Schweißnahtorientierung

Weiteres Ziel einer beanspruchungsgerechten Fügestellenauslegung ist die lastflussgerechte Orientierung der Nahtmuster auf dem Bauteil. Aufgrund von Einschränkungen, die sich durch die Bauteilgeometrie ergeben, ist dies in der Praxis jedoch nicht immer möglich. Zu nennen sind hier insbesondere Einschränkungen durch geringe, zum Fügen mittels Laserstrahlschweißen vorgehaltene Fügeflanschabmessungen.

Die im Folgenden erläuterten Untersuchungen mittels Scherzugproben hatten zum Ziel, den Einfluss der Schweißnahtorientierung bezüglich der angreifenden Last auf die Tragfähigkeit der Verbindung abzuschätzen. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf reale Bauteile ist aufgrund der konstruktiv bedingten, von der Orientierung der Schweißnaht abhängigen Steifigkeit der Probe im Überlappbereich jedoch nur eingeschränkt möglich. Durch die Abhängigkeit sind die örtlichen Beanspruchungszustände im Bereich der Schweißnaht probenspezifisch und können sich deutlich von den Zuständen auf realen Bauteilen unterscheiden. Scherzugproben mit quer zur Belastungsrichtung orientierten Nähten weisen im Überlappbereich eine geringe Steifigkeit auf.

Dies führt bei der Prüfung zu einer starken Verformung der Probe und damit zu einer durch die auftretende Kopfzugkomponente verminderten Tragfähigkeit der Verbindung. Durch längsorientierte Schweißnähte verbundene Proben weisen eine höhere Steifigkeit im Überlappbereich auf. Nachteilig ist bei dieser Anordnung jedoch die ungleichmäßige Beanspruchung der Schweißnaht entlang ihrer Längsachse. Durch die gegenüber den mittleren Nahtbereichen erhöhte Beanspruchung der Nahtenden tritt das Versagen schon bei einer geringeren, auf die Probe aufgetragenen Belastung auf.

Untersuchungen mittels Einpunkt-Scherzugproben

Um alle Nahtmuster frei von Randeinflüssen auf der Probe orientieren zu können, wurde das Überlappmaß der für diese Versuche eingesetzten Einpunkt-Scherzugproben gegenüber der in Kapitel 3.2.2 dargestellten Ausführung auf 30 mm erhöht. Die Ausrichtung der Schweißnaht quer zur Belastungsrichtung wird im Folgenden als Musterorientierung 0° und die Ausrichtung längs als 90° bezeichnet.

Bild 5.31 zeigt den Einfluss der Nahtmusterorientierung auf die quasistatische Scherzugfestigkeit in Abhängigkeit des Nahtmusters für die Werkstoffe DC04 und HT700T.

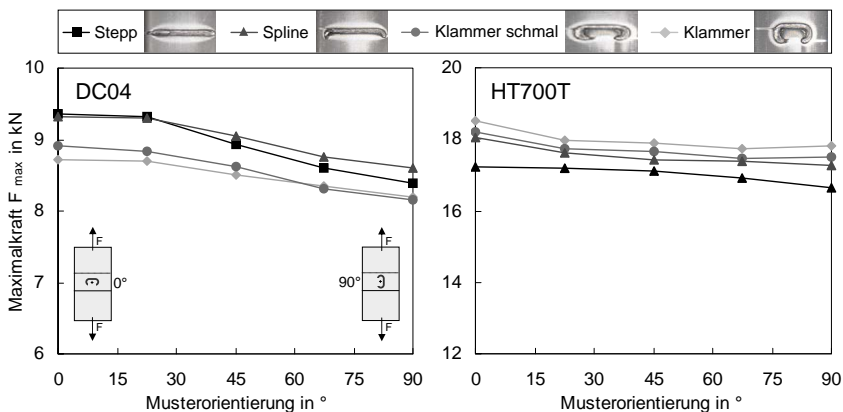


Bild 5.31: Einfluss der Nahtorientierung auf die quasistatische Festigkeit unter Scherzug in Abhängigkeit von Nahtmuster und Grundwerkstoff (Einpunkt-Scherzugprobe, abgewinkelte Nahtlänge 22,5 mm, Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW).

Beim Werkstoff geringerer Zugfestigkeit DC04 ist der Einfluss der Musterorientierung bei den gestreckten Nahtmustern etwas stärker ausgeprägt als bei den gedrunenen Klammern. So nimmt bei der Steppnaht die Tragfähigkeit aufgrund der mit steigendem Nahtorientierungswinkel zunehmenden Überbeanspruchung der Nahten-

den um 10,5 % ab. Bei der Klammernaht beträgt der Abfall demgegenüber nur 5,5 %. Durch die höhere Steifigkeit der HT700T-Proben fällt der Einfluss der Nahtorientierung bei diesen geringer aus. Die Unterschiede in der ermittelten Tragfähigkeit zwischen der Quer- und Längsorientierung betragen dort nur 3,0 % (Steppnaht) und 4,5 % (Klammer). Gegenüber dem Verhalten der DC04-Verbindungen ist hierbei die geringere Orientierungsabhängigkeit der gestreckten Muster auffällig. Ursache hierfür sind vermutlich die durch die höhere Probensteifigkeit, insbesondere bei den gestreckten Nahtmustern auftretenden, geringeren Verformungen im Überlappbereich und der dadurch gleichmäßigeren Beanspruchung der gesamten Anbindefläche.

Untersuchungen mittels KS2- Proben

Aufgrund der begrenzten Innenweite der Standard KS2-Probe wurden diese Versuche zum Einfluss der Schweißnahtorientierung nur für das Nahtmuster Klammer durchgeführt. Entsprechen den oben erläuterten Versuche wird bei den KS2-Proben die Nahtausrichtung quer zur Belastungsrichtung als Musterorientierung 0° und die Längsausrichtung als 90° bezeichnet.

Durch die hohe Steifigkeit der KS2-Probenkörper ist der mit diesen Proben bestimmte Einfluss der Nahtmusterorientierung sehr gering (vgl. Bild A5.7). Bei kurzen Schweißnähten ist kein Einfluss feststellbar. Mit steigender Nahtlänge entsteht ein geringer Vorteil der quer zur Belastungsrichtung orientierten Klammernähte. Ursache hierfür ist vermutlich ebenfalls die Überbeanspruchung der Schweißnahtenden bei der Längsorientierung, die mit zunehmender Nahtlänge an Bedeutung gewinnt. Im Vergleich zu den mittels Scherzugproben durchgeführten Untersuchungen ist dieser Einfluss bei gleichem Werkstoff jedoch deutlich geringer.

5.5.2 Durchschweißgrad

Der Durchschweißgrad wird bei Überlappverbindungen durch die Einschweißtiefe in das Unterblech gekennzeichnet. In der Fertigung werden aus Qualitätssicherungsgründen im Allgemeinen die Schweißparameter so gewählt, dass eine vollständige Durchschweißung des Unterblechs erfolgt. Bei Sonderanwendungen, bei welchen die Nahtwurzel sich nach dem Lackiervorgang nicht bzw. nur geringfügig abzeichnen soll, müssen geringere Durchschweißgrade eingestellt werden. Darüber hinaus können aus wirtschaftlicher Sicht durch geringere Durchschweißgrade, insbesondere beim Schweißen dickwandiger Bauteile, Vorteile durch die mit abnehmender Einschweißtiefe steigenden, umsetzbaren Schweißgeschwindigkeiten erschlossen werden.

In den im Folgenden dargestellten, mittels Doppelpunkt-Scherzugproben durchgeführten Untersuchungen wurde der Einfluss des Durchschweißgrades auf die Tragfähigkeit der Verbindung in Abhängigkeit der Blechdickenkombination und des Foksdurchmessers bestimmt. Die Einschweißtiefe wurde dabei durch Variation der Schweißgeschwindigkeit bei konstanter Laserleistung verändert. Hinsichtlich der zu untersuchenden Nahtvarianten wurde als Obergrenze eine satte Durchschweißung und als Untergrenze die Einschweißtiefe festgelegt, bei der die Schweißnahtwurzel auf der Blechrückseite nicht mehr sichtbar ist. Das Fügespaltmaß zwischen den Blechen wurde mittels Fühlerlehrenbänder auf 0,15 mm eingestellt.

Bild 5.32 zeigt den Verlauf der Einschweißtiefe, der Anbindebreite und der Maximalkraft über der Schweißgeschwindigkeit für 0,7 mm- und 1,5 mm-Verbindungen des Foksdurchmessers $d_f = 0,34$ mm. Zur graphischen Darstellung des bei der jeweiligen Einschweißtiefe erzielten Durchschweißgrades ist das Ober- und Unterblech gestrichelt eingezeichnet.

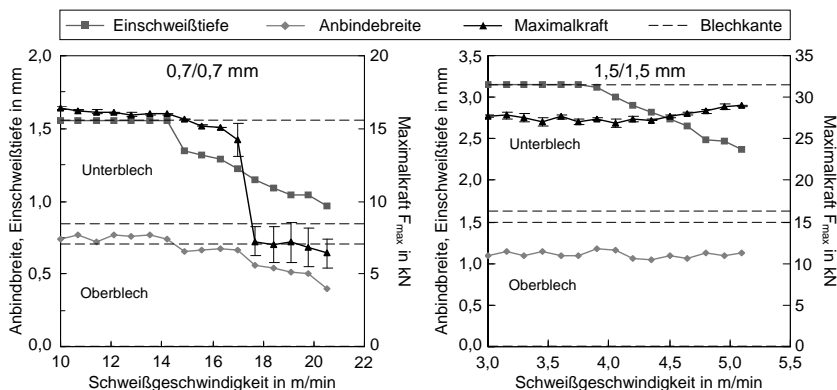


Bild 5.32: Einfluss der Schweißgeschwindigkeit auf die Anbindebreite, Einschweißtiefe und quasistatische Festigkeit unter Scherzug (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, Nahtlänge 22,5 mm, $d_f = 0,34$ mm, $P_L = 4,0$ kW, Nahtmuster Klammer).

Bei den 0,7 mm-Verbindungen wurde bei der eingestellten Laserleistung von 4 kW bis zu einer Schweißgeschwindigkeit von 14,5 m/min eine vollständige Durchschweißung erzielt. Ab dieser Geschwindigkeit nehmen die Einschweißtiefe und die Anbindebreite kontinuierlich ab. Die Tragfähigkeit der Verbindung fällt dagegen erst bei Geschwindigkeiten über 17 m/min, bei welchen die Einschweißtiefe ins Unterblech ca. 0,35 mm unterschreitet, stark ab. Der Grund hierfür ist, dass bis zu dieser Geschwindigkeit die Anbindebreite über dem nach der Faustformel $0,8 \times t_1$ berechneten Wert von 0,56 mm liegt und das Versagen deshalb unabhängig von der Anbindebreite im Grundwerk-

stoffquerschnitt erfolgt. Bei Geschwindigkeiten über 17 m/min tritt aufgrund der Unterschreitung der erforderlichen Anbindebreite das Versagen bei deutlich geringeren Maximalkräften durch Nahtbruch ein. Ursache für die hohe Streuung der Maximalkraftwerte ist, dass in diesem prozesstechnischen Grenzbereich neben den Schwankungen der Einschweißtiefe und Anbindebreite über der Schweißnahtlänge diese Größen auch zwischen den einzelnen geprüften Versuchsproben stark streuen. Bei den 1,5 mm-Verbindungen werden bis zu einer Schweißgeschwindigkeit von 3,9 m/min vollständige Durchschweißungen erzielt. Bei höheren Geschwindigkeiten nimmt die Einschweißtiefe in das Unterblech linear ab. Da die Anbindebreite bis zur maximal untersuchten Geschwindigkeit von 5,1 m/min unabhängig von der Einschweißtiefe ist, tritt bei diesen Verbindungen kein Tragfähigkeitsverlust ein. Die geringe Zunahme der erzielten Maximalkräfte mit steigender Nahtlänge ist auf den in Kapitel 4.3 erläuterten Zusammenhang der mit abnehmender Streckenenergie steigenden Aufhärtung und der damit verbundenen Festigkeitssteigerung des Schweißnahtgefüges zurückzuführen.

Die in Abhängigkeit der Einschweißtiefe ins Unterblech erzielten Tragfähigkeiten der Verbindungen der Fokusburchmesser $d_f = 0,34$ mm und $d_f = 0,68$ mm sind in Bild 5.33 in Bezug auf die Tragfähigkeit derselben, jedoch vollständig durchgeschweißten Verbindung aufgetragen.

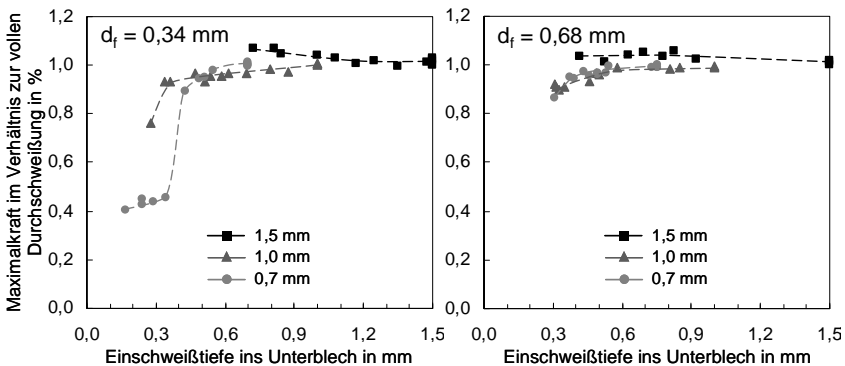


Bild 5.33: Einfluss der Einschweißtiefe ins Unterblech auf die im Verhältnis zur vollen Durchschweißung erreichten quasistatischen Festigkeit unter Scherzug (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, Nahtlänge 22,5 mm, $P_L = 4,0$ kW, Nahtmuster Klammer).

Aus den Diagrammen wird deutlich, dass bei beiden Fokusburchmessern unabhängig von der Blechdickenkombination bereits bei Einschweißtiefen in das Unterblech von ca. 0,4 mm mehr als 90 % der Tragfähigkeit der vollen Durchschweißung erzielt wird. Der Grund hierfür ist, dass durch die annähernd zylindrischen Schweißnaht-

querschnitte die Anbindebreite schon bei verhältnismäßig geringen Einschweißiefen nahezu ihren vollen Wert aufweist und mit zunehmendem Durchschweißgrad nur geringfügig ansteigt. Die Einhaltung einer minimalen Einschweißtiefe von ca. 0,4 mm ist erforderlich, um trotz auftretender Schwankungen der Einschweißtiefe im gesamten Schweißnahtbereich die erforderliche Anbindung zu erzielen.

5.5.3 Beschichtung

Im Karosseriebau werden aus Korrosionsschutzgründen heutzutage fast ausschließlich verzinkte Blechwerkstoffe eingesetzt. Mit der im Folgenden dargestellten Untersuchung wurde überprüft, inwieweit die Beschichtung die Festigkeitseigenschaften der Verbindung bei Einhaltung des zur Zinkentgasung erforderlichen Fügespaltmaßes (vgl. Kapitel 2.1.4) beeinflusst.

Bild 5.34 zeigt die in Zugversuchen in Abhängigkeit der Belastungsart ermittelten Maximalkräfte für 1,5 mm-Verbindungen des Werkstoff H320LA unterschiedlicher Beschichtungen.

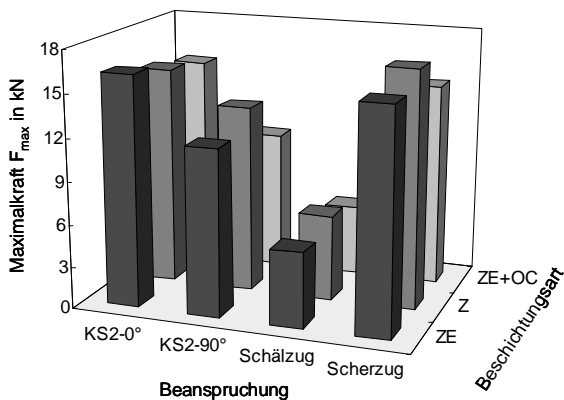


Bild 5.34: Einfluss der Beschichtung auf die quasistatischen Festigkeitseigenschaften, Scher- und Kopfzug (KS2-Probe), Schälzug (Schälzugprobe) und Scherzug (Einpunkt-Scherzugprobe), (H320LA, Nahtmuster Klammer Länge 22,5 mm, Blechdickenkombination 1,5/1,5 mm, Spaltmaß 0,15 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW).

Wie der Abbildung zu entnehmen ist, ist bei Einhaltung des zur Entgasung erforderlichen Fügespaltmaßes der Einfluss der Beschichtungsart auf die Tragfähigkeit der Verbindung insgesamt gering. Die Abweichungen der ermittelten Tragfähigkeiten der Verbindungen aus elektrolytisch- (ZE) und feuerverzinkten (Z) Blechen liegen bei allen

Belastungsarten innerhalb einer Streuspanne, die sich durch versuchs- und werkstofftechnisch bedingte Einflüsse begründen lässt. Die Verbindungen der elektrolytisch und zusätzlich organisch beschichteten Bleche (ZE+OC) weisen abhängig von der Belastungsart zwischen 5 % und 20 % geringere Maximalkräfte auf. Neben den durch oben genannte Einflussgrößen mögliche Abweichungen ist hierfür vermutlich auch das durch die zusätzliche Beschichtung gesteigerte Entgasungsvolumen verantwortlich. Durch dieses ist der Schweißprozess insgesamt etwas instabiler und folglich auch die erzielte Schweißnahtqualität trotz Einhaltung des erforderlichen Entgasungsspalts im Allgemeinen etwas geringer.

5.6 Festigkeitsvergleich mit Punktschweißverbindungen

Die untersuchten laserstrahlgeschweißten Nahtmustervarianten dienen im Karosserierohbau in erster Linie als Alternative zu widerstandspunktgeschweißten Verbindungen. Im Unterschied zu diesem konventionell angewendeten Schweißverfahren liegt bezüglich der beanspruchungsgerechten Bemessung von laserstrahlgeschweißten Fügeverbindungen unterschiedlicher Nahtmuster noch sehr wenig Erfahrung vor. Aus diesem Grund wird bei der Fügestellenauslegung von remotegeschweißten Schweißnähten häufig der Festigkeitsvergleich mit den entsprechenden, widerstandspunktgeschweißten Verbindungen als Anhaltswert für die notwendige Dimensionierung der Schweißnähte herangezogen.

Die im Folgenden zum Vergleich herangezogenen Widerstandspunktschweißungen entsprechen den Vorgaben des DVS Merkblatts [108]. In diesem werden die einzustellenden Prozessparameter und die Sollabmessungen der erzeugten, linsenförmigen Schweißnaht in Abhängigkeit der Blechdicke festgelegt (Soll-Schweißlinsendurchmesser: 4-mal Wurzel aus der Blechdicke). Der Durchmesser der Schweißlinse, welcher bei dieser Verbindungsart maßgeblich die Tragfähigkeit bestimmt, lag bei den untersuchten Verbindungen somit im Bereich der in der Praxis erzielten Werte.

Bild 5.35 zeigt den Vergleich der von der Nahtlänge abhängigen Tragfähigkeit der laserstrahlgeschweißten 0,7 und 1,5 mm-Verbindungen mit den entsprechenden, im Punktdurchmesser an die Blechdickenkombination angepassten widerstandspunktgeschweißten Varianten. Die Nahtlänge, bei welcher die Maximalkraftkurve der Laserschweißverbindung die Tragfähigkeit der entsprechenden Punktschweißverbindung aufweist, ist für die Belastung unter Scherzug (Last 0°) und Kopfzug (Last 90°) jeweils durch einen Kreis gekennzeichnet.

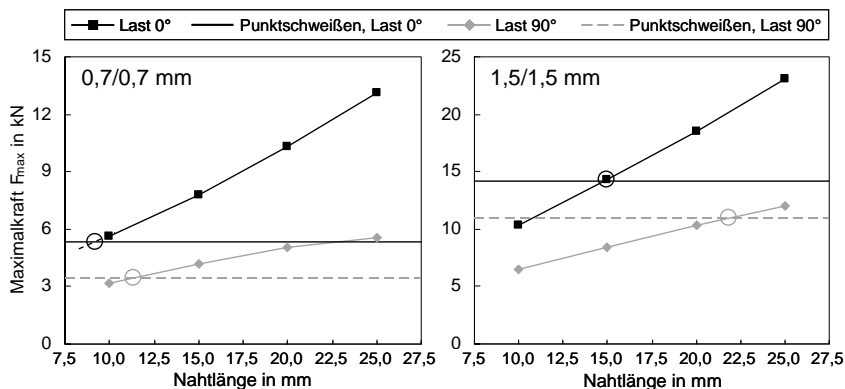


Bild 5.35: Vergleich der quasistatischen Festigkeit unter Scherzug (Last 0°) und Kopfzug (Last 90°) mit normgerechten Widerstandspunktverbindungen (Schweißlinsendurchmesser $4 \times \sqrt{t}$) in Abhängigkeit der Blechdickenkombination (KS2-Probe, H320LA, $d_f = 0,68\text{ mm}$, $P_L = 4,0\text{ kW}$, Nahtmuster Klammer).

Unter Scherzugbelastung weist bei den 0,7 mm-Verbindungen die Lasernaht mit einer Nahtlänge von ca. 9,2 mm und unter Kopfzug mit einer Länge ca. 11,3 mm eine dem Punktschweißpunkt entsprechende Tragfähigkeit auf. Bei der 1,5 mm-Verbindung ist für eine der Punktschweißverbindung entsprechende Tragfähigkeit unter Scherzug eine Schweißnahtlänge von ca. 15,0 mm und unter Kopfzug von ca. 22,0 mm erforderlich. Die Zunahme der mit steigender Blechdicke notwendigen Länge der Laserschweißnaht, bei der die Verbindungsfestigkeit des entsprechenden Punktschweißpunkts erzielt wird, folgt aus der beim Widerstandspunktschweißen im Verhältnis zur Blechdicke vorgenommenen Anpassung des Schweißlinsendurchmessers ($4 \times \sqrt{t}$).

Die Anbindeflächen in der Fügeebene, bei welchen laserstrahl- und punktgeschweißte Verbindungen dieselbe Tragfähigkeit aufweisen, sind aufgrund der unterschiedlichen geometrischen Gestalt dieser Flächen nicht identisch. Durch die beim Laserstrahlschweißen der Blechdickenkombination 0,7 mm geringe zur Erzielung der maximalen Tragfähigkeit erforderliche Anbindebreite erreichen diese Verbindungen bereits bei ca. 40 % der Anbindefläche des entsprechenden Punktschweißpunktes dieselbe Festigkeit. Aufgrund der mit steigender Blechstärke zunehmenden erforderlichen Anbindebreite ist die Differenz bei höheren Blechenstärken geringer. So ist bei laserstrahlgeschweißten 1,5 mm-Verbindungen zur Erzielung einer dem Punktschweißpunkt entsprechenden Tragfähigkeit bereits ca. 75 % dessen Anbindefläche erforderlich.

Aus Leichtbaugründen wird die Blechdicke bei Karosseriebauteilen an die im Betrieb auftretenden Belastungen angepasst. Hieraus folgt, dass mit steigender Blechdicke der

Bauteile auch die über die Fügestellen zu übertragenden Kräfte zunehmen. Beim Widerstandspunktschweißen erfolgt die erforderliche Anpassung des Fügepunktes an die in Abhängigkeit der Blechdicke zu übertragenden Kräfte durch die Skalierung des Schweißpunktdurchmessers mit der Blechdicke. Beim Laserstrahlschweißen kann dagegen eine, sowohl hinsichtlich der Festigkeitsanforderungen im Betrieb als auch bezüglich des wirtschaftlichen Einsatzes des Fügeverfahrens, optimierte Fügestellenauslegung durch Anpassung der Schweißnahtlänge an die Blechdicke erreicht werden.

Bei den untersuchten Verbindungen des Blechdickenbereichs von 0,7 bis 1,5 mm steigt die Nahtlänge der Laserschweißnaht, bei welcher unter quasistatischer Belastung eine dem Widerstandsschweißpunkt entsprechende Verbindungsfestigkeit erzielt wird, nahezu linear mit der Blechdicke an. Der aus den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen für diese als „Äquivalenznahtlänge“ bezeichnete erforderliche Schweißnahtlänge abgeleitete lineare Zusammenhang lautet in Abhängigkeit der Blechdicke t für scherzugbelastete Verbindungen

$$L_{SZ} = 7 \cdot t + 5 \text{ mm} \quad (5.22)$$

und für kopfzugbelastete Verbindungen

$$L_{KZ} = 8 \cdot t + 10 \text{ mm} \quad (5.23)$$

Für schälbeanspruchte Verbindungen kann aufgrund des sehr ähnlichen Festigkeitsverhaltens die Beziehung der kopfzugbelasteten Verbindungen angewendet werden.

5.7 Versagen bei quasistatischer Belastung

Wie in Kapitel 5.2.1 dargestellt wurde, erfolgt das Versagen laserstrahlgeschweißter Überlappverbindungen in Abhängigkeit der Blechdicke, Anbindebreite und Gefügeeufhärtungen durch Abscheren der Schweißnaht in der Fügeebene (Nahtbruch) oder durch Ausknöpfen der Schweißnaht aus dem Grundwerkstoff (Werkstoffversagen).

Versagen durch Werkstoffversagen

Bei ausreichend dimensionierter Anbindebreite versagen laserstrahlgeschweißte Verbindungen aufhärtender Werkstoffe bei statischer Lastaufbringung im an den Schweißnahtbereich angrenzenden Grundwerkstoff (vgl. Kapitel 5.2.1). Dem Bruch der Verbindung gehen dabei elastische und plastische Verformungen voraus. Neben den durch die einwirkenden Kräfte verursachten Beanspruchungen wird der Versagensort durch die geometrische und metallurgische Kerbwirkung in den Übergangsberei-

chen zwischen Schweißnaht und Grundwerkstoff bestimmt. Die metallurgische Kerbwirkung wird durch das starke Festigkeitsgefälle zwischen Grundwerkstoff und Wärmeeinfluss- bzw. Schweißzone verursacht. Der Effekt der metallurgischen Kerbwirkung besteht darin, dass angrenzend an den festeren Schweißnahtbereich im Grundwerkstoff eine lokale Dehnungskonzentrationszone ausgebildet wird. Die geometrische Kerbwirkung wird durch die in ihrer Form unstetigen Nahtübergänge zwischen Schmelz- und Wärmeeinflusszone verursacht. Zusätzlich zu diesen auch an den Nahtübergängen an den Blechoberseiten überlagert wirkenden Kerbeffekten tritt im Bereich des Nahtübergangs in der Fügeebene eine durch die Kraftlinienumlenkung (vgl. Bild 5.36 links) bedingte Beanspruchungskonzentration auf. Die höchsten Spannungen treten deshalb im Nahtübergangsbereich in der Fügeebene auf. Durch die gegenüber dem Schweißgefüge geringeren Festigkeit des Grundwerkstoffs treten deshalb die höchsten plastischen Dehnungen und daraus resultierend das Versagen der Verbindung, wie in Bild 5.36 dargestellt, im an die Schweißnaht angrenzenden Grundwerkstoff in der Fügeebene auf. Durch die im Bereich des Nahtanfangs und -endes erhöhten geometrischen Kerbwirkung und der durch Verformungen bedingte Beanspruchungskonzentrationen erfolgt das Versagen bei Steppschweißnähten in diesem Bereich. Bei gekrümmten Nähten erfolgt das Versagen aufgrund der räumlichen Trennung der beiden Nahtenden von den höchstbeanspruchten Bereichen meist tangential zum geringsten Krümmungsradius des Nahtmusters.

Zur experimentellen Bestimmung des Versagensvorgangs wurden an einfach überlappenden Scherzugproben Zugversuche durchgeführt, bei welchen der Zugvorgang bei festgelegten Lastniveaus im Bereich der Maximalkraft abgebrochen wurde. Die Schliffbilder in Bild 5.36 zeigen einen typischen Anrissort im Nahtübergangsbereich und das Versagensbild der entsprechenden, vollständig kollabierten Probe.

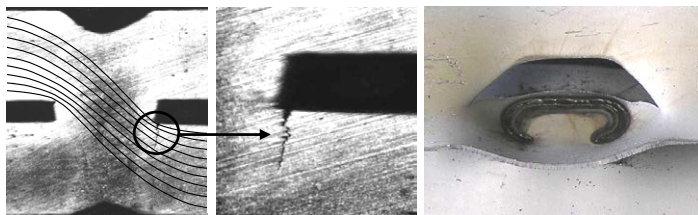


Bild 5.36: Lastflusslinien, typischer Anrissort und Probenversagen bei der Scherzugprüfung.

Insgesamt zeigen die Proben ein einheitliches Versagensbild mit einem Anriss im Bereich des Nahtübergangs in der Fügeebene im Ober- oder wie im Bild dargestellt im Unterblech. Der Riss breitet sich in Richtung Blechoberfläche aus und verläuft anschließend entlang der Schweißnaht bis zur vollständigen Trennung der Probe.

Versagen durch Nahtbruch

Bei Unterschreitung der erforderlichen Schweißnahtbreite erfolgt das Versagen durch Abscheren der Schweißnaht in der Fügeebene. Ursache hierfür ist, dass aufgrund der zu geringen Anbindebreite die ertragbare Spannung im Schweißnahtquerschnitt vor der ertragbaren Spannung im beanspruchten Grundwerkstoffquerschnitt überschritten wird. Im Unterschied zum oben beschriebenen Mechanismus des Werkstoffversagens hat die metallurgische Kerbwirkung hier keinen Einfluss auf den Versagensvorgang. Aufgrund der hohen Festigkeit des aufgehärteten Schweißgefüges tritt das Versagen nahezu ohne vorhergehende plastische Verformungen schlagartig als Sprödbbruch ein.

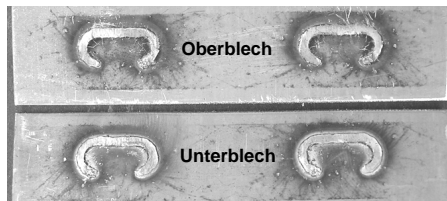


Bild 5.37: Versagen durch Abscheren der Schweißnaht in der Fügeebene (Nahtbruch).

Einfluss der Belastungsrichtung

Die Höhe der aufgetragenen Belastung bei welcher unter Kopfzug das Versagen eintritt liegt gegenüber Scherzug bei nur etwa einem Drittel. Ursächlich hierfür sind die im Rahmen der in Kapitel 5.2.1 vorgenommenen rechnerischen Abschätzung erläuterten, unterschiedlichen Beanspruchungszustände in den versagensrelevanten Querschnitten. Aufgrund der bei hochfesten Werkstoffen gegenüber der Zugfestigkeit um ca. 40 % geringeren Scherfestigkeit tritt das Versagen bei auf Scherung belasteten Querschnitten im Vergleich zu zugbelasteten bei deutlich reduzierten Kräften ein. Ein weiterer Einfluss, der zur reduzierten Belastbarkeit unter Kopfzug beiträgt, ist die in dieser Lastrichtung deutlich geringere Steifigkeit der KS2-Probe. Durch diese können im Bereich der Schweißnaht Verformungen auftreten, die zu einer Verkipfung und dadurch zu einer über der Schweißnahtfläche ungleichmäßigen Lastverteilung führen.

Einfluss der Grundwerkstofffestigkeit

Wie in Kapitel 5.1.2 dargestellt wurde, erfolgt im Gegensatz zur Belastung unter Scherzug unter Kopfzug keine Zunahme der Tragfähigkeit der Verbindung mit steigender Grundwerkstofffestigkeit. Dieser Zusammenhang, der bei Stahlwerkstoffen bei allen Schweißverfahren beobachtet werden kann, wurde in [84] an Punktschweißverbindungen unterschiedlicher Stahlgüten untersucht. Die Ursache wird vom Autor, gestützt auf numerische Berechnungen, darauf zurückgeführt, dass bei gleicher Last-

aufbringung mit zunehmender Werkstofffestigkeit geringere Verformungen im den Schweißpunkt angrenzenden Bereich auftreten. Wie in Bild 5.38 dargestellt, nimmt dadurch der Zugspannungsanteil im versagensrelevanten Bereich in der Fügeebene ab und der Scherspannungsanteil zu. Daraus folgt, dass die von Mises Vergleichsspannung, welche den vorliegenden mehrachsigen Spannungszustand unter Berücksichtigung der stärker schädigenden Scheranteile auf eine schädigungsäquivalente Vergleichsgröße reduziert, bei gleicher aufgebrachter äußerer Belastung bei der Verbindung des höherfesten Werkstoffs deutlich größer ist.

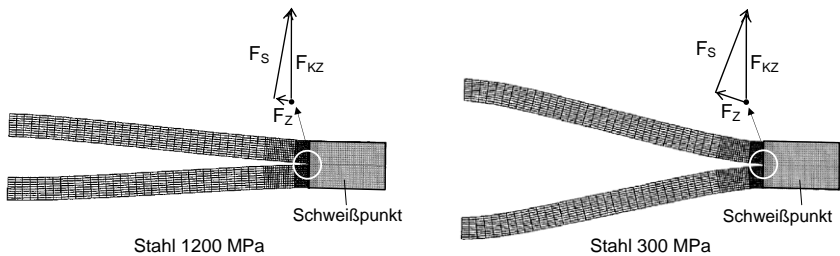


Bild 5.38: Deformation der Probe im Bereich des Schweißpunktes bei einer Lastaufbringung von $F_{KZ} = 5 \text{ kN}$ in Abhängigkeit der Werkstofffestigkeit, wirkende Kräfte im Versagensbereich (F_{KZ} = Kopfzugkraft, F_Z = Zugkraft, F_S = Scherkraft) nach [84].

Die für die beiden abgebildeten Fälle am Versagensort berechnete, auf die Zugfestigkeit des Grundwerkstoffs bezogene von Mises Vergleichsspannung betrug dem Autor zur Folge aufgrund der unterschiedlichen, von der Verformung abhängigen Beanspruchungszustände in etwa dieselbe Größenordnung. Daraus kann geschlossen werden, dass die mit zunehmender Grundwerkstoffgüte steigende Beanspruchbarkeit des Werkstoffs durch die ungünstigeren Beanspruchungszustände an der Versagensstelle vollständig aufgezehrt werden. Auf die untersuchten Verbindung übertragen bedeutet dies, dass dieser unter Kopfzug insbesondere bei dünneren Blechen stark ausgeprägte Mechanismus dazu führt, dass die Tragfähigkeit der höherfesten HT700T-Verbindungen keine höheren Werte als die der H320LA Verbindungen aufweisen.

5.8 Synopsis

Durch die in diesem Kapitel erläuterten, unter quasistatischer Lastaufbringung durchgeführten Untersuchungen konnten die quasistatischen Festigkeitseigenschaften remoteschweißter Laserschweißverbindungen unterschiedlicher Nahtmuster bestimmenden Einflussgrößen identifiziert und quantitativ bewertet werden. Die Untersuchungsergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen.

Die abgewinkelte **Nahtlänge** hat einen dominanten Einfluss auf die statische Verbindungsfestigkeit. Mit steigender Nahtlänge nimmt die Tragfähigkeit der Schweißnaht linear bzw. leicht degressiv zu. Die prozentuale Zunahme kann deshalb in guter Näherung durch einen Skalierungsfaktor S_L , der die prozentuale Zunahme der Tragfähigkeit bei Verdopplung der Nahtlänge ausdrückt, beschrieben werden. Unter Scherzugbelastung liegt der berechnete Faktor, abhängig von der Steifigkeit der Probe im Fügebereich, zwischen 0,64 und 0,92. Hinsichtlich der Bauteilauslegung folgt daraus, dass zur Bemessung von Fugestellen in steifen Bauteilbereichen die höheren, mittels KS2-Proben ermittelte Skalierungsfaktoren und in weniger steifen Bauteilbereichen die geringeren, mittels dünner Scherzugproben ermittelten Skalierungsfaktoren anzuwenden sind. Des Weiteren ist bei der Fugestellenauslegung mittels dieser Faktoren deren starke Abhängigkeit von der auftretenden Belastungsrichtung zu berücksichtigen. Mit zunehmender Lastrichtung geht ein Abfall der S_L -Werte einher. Gegenüber Faktor 0,9 unter Scherzugbelastung wird unter Kopfzugbelastung im Mittel nur noch ein Wert von ca. 0,6 erreicht. Im Gegensatz dazu ist der Einfluss von Schweißnahtbreite (Fokusedurchmesser), Grundwerkstoffgüte und Schweißnahtmuster auf den Betrag des Faktors S_L sehr gering und deshalb vernachlässigbar.

Zur vollen Ausnutzung der Grundwerkstofffestigkeit ist eine **Schweißnahtbreite**, bei der beim Erreichen der maximalen Tragfähigkeit der Verbindung kein Versagen durch Bruch der Schweißnaht in der Fügeebene eintritt, erforderlich. Die für diese Bedingung notwendige Mindestanbindebreite der Schweißnaht in der Fügeebene ist blechdicken- und lastrichtungsabhängig. Die experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, dass der gebräuchliche pauschale Praxis-Richtwert für die Mindestanbindebreite von 0,8-mal der Blechdicke des dünneren Fügepartners insbesondere bei reiner Scherzugbelastung knapp bemessen ist und auf 1,0-mal der Blechdicke erhöht werden sollte. Die vorgenommene rechnerische Betrachtung zeigt, dass die Mindestanbindebreite zum einen durch die von der Lastrichtung abhängigen Beanspruchungszustände in den versagensrelevanten Querschnitten und zum anderen durch die Gefügeaufhärtungen infolge des Schweißprozesses bestimmt wird. Unter Scherzugbelastung beträgt die rechnerisch abgeschätzte Mindestanbindebreite abhängig von der Gefügeaufhärtung zwischen 0,8 und 1,2-mal der Blechdicke. Unter Kopfzugbelastung tritt der Wechsel des Versagensmechanismus, vom unerwünschten Nahtbruch hin zum Ausknöpfen der Schweißnaht aus dem Grundwerkstoff, bereits bei Anbindebreiten von 0,3 bis 0,4-mal der Blechdicke ein. Nach Erreichen der erforderlichen Mindestanbindebreite wird durch eine weitere Erhöhung der Anbindebreite keine Steigerung der Verbindungsfestigkeit mehr erzielt. Zu berücksichtigen ist hierbei, dass die Anbindebreite in der Fügeebene durch die Höhe des eingestellten Fügespaltmaßes beeinflusst wird.

Der Einfluss des **Schweißnahtmusters** auf die Verbindungsfestigkeit unter quasistatischer Belastung ist bei konstanter abgewickelter Nahtlänge eher gering. Die maximalen Unterschiede, die sich abhängig von der Versuchsprobe, der Grundwerkstofffestigkeit und der Belastungsrichtung bei unterschiedlichen Nahtmustern einstellen, betragen 10 %. Die geringen Unterschiede sind auf im Verlauf der Lastaufbringung an den Spannungsmaxima einsetzende, plastische Verformungen, welche Lastumlagerungen auf Bereiche geringerer Beanspruchung bewirken, zurückzuführen. Mit steigender Grundwerkstofffestigkeit wirken sich exponierte Kerbstellen an den Schweißnähten, wie z.B. Nahtanfang und -ende bei der Steppnaht, aufgrund der geringeren Fähigkeit höherfesterer Werkstoffe zum Lastausgleich durch plastisches Fließen stärker festigkeitsmindern aus. Unter Scherzugbelastung führt dies beim hochfesten HT700T dazu, dass Nahtmuster, deren Nahtenden nicht im Bereich der höchsten Beanspruchungen liegen, wie z.B. bei der Klammernaht, etwas höhere Tragfähigkeiten als gestreckte Nahtmuster, wie z.B. die Steppnaht, aufweisen. Im Gegensatz dazu weisen bei den Verbindungen der Werkstoffe DC04 und H320LA gestreckte Nahtmuster aufgrund des höheren Anteils an Nahtlänge quer zur Belastungsrichtung deutlich höhere Tragfähigkeiten als kompakte Nahtmuster, wie z.B. Kreis und Klammer, auf. Unter Kopfzugbelastung weisen wiederum kompakte Nahtmuster aufgrund der günstigeren Spannungsverteilung tendenziell etwas höhere Tragfähigkeiten als gestreckte Nahtmuster auf.

Der Einfluss der **Schweißnahtorientierung** in Bezug auf die Richtung der eingeleiteten Kraft fällt unter Scherzugbelastung bei gestreckten Nahtmustern am deutlichsten aus. Mit steigendem Anteil der in Lastrichtung projizierten Schweißnahtlänge nimmt die Tragfähigkeit der Verbindungen zu. Der maximale Tragfähigkeitsunterschied, der bei Verbindungen des Nahtmusters Stepp auftritt, beträgt zwischen den Nahtorientierungen quer und längs zur Kraftflussrichtung bei quasistatisch aufgebrachter Last 10,5 %. Mit steigender Grundwerkstofffestigkeit und Probensteifigkeit nimmt der Einfluss der Nahtorientierung ab. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf reale Bauteile ist aufgrund der konstruktiv bedingten, von der Orientierung der Schweißnaht abhängigen Steifigkeit der Probe im Überlappbereich jedoch nur eingeschränkt möglich. Unter Kopfzugbelastung sind die Unterschiede durch die Nahtorientierung sehr gering und daher zu vernachlässigen.

Der **Durchschweißgrad** hat bei Einschweißtiefen ins Unterblech von mehr als 0,4 mm, unabhängig von der Blechdickenkombination und des Fokusdurchmesser, nur einen geringen Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verbindung. Ab dieser Einschweißtiefe werden bereits mehr als 90 % der Tragfähigkeit der vollen Durchschweißung erreicht.

Mit zunehmender **Blechdicke** steigt die Tragfähigkeit der Verbindung bei Einhaltung der für das Versagen im Grundwerkstoff notwendigen, blechdickenabhängigen Mindestanbindebreite bei allen Belastungsrichtungen proportional zur Blechdicke an. Bei Unterschreitung der Mindestanbindebreite und dem dadurch bedingten Versagen durch Nahtbruch ist die Tragfähigkeit der Verbindung unabhängig von der Blechdicke und wird ausschließlich durch Festigkeit des Schweißnahtquerschnitts bestimmt.

Mit steigender **Grundwerkstofffestigkeit** nimmt die Tragfähigkeit der Verbindung unter quasistatisch aufgebrachter Scherzugbelastung zu. Die Zunahme erfolgt jedoch unterproportional und beträgt z.B. bei einem Anstieg der Zugfestigkeit zwischen den Werkstoffen H320LA und HT700T von ca. 75 %, abhängig von Blechstärke und Probensteifigkeit, nur ca. 30 % bis 45 %. Die Tragfähigkeit unter Kopf- und Schälzugbelastung ist im Gegensatz dazu nahezu unabhängig von der Grundwerkstoffgüte. Die Verbindungen des HT700T weisen im gesamten Blechdickenbereich trotz der gegenüber H320LA höheren Zugfestigkeit nur Tragfähigkeiten im Bereich der Werte des H320LA auf. Ursächlich für diesen Zusammenhang, der bei widerstandspunktgeschweißten Verbindungen ebenfalls eintritt, sind die im Bereich der Schweißnaht auftretenden, von der Verbindungssteifigkeit abhängigen Beanspruchungszustände.

Die **Beschichtung** der Fügeteile hat bei Einhaltung des zur Zinkentgasung notwendigen Fügespaltmaßes keinen Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit. Reduzierte bzw. erhöhte Festigkeitswerte sind auf Auswirkungen des Einflusses veränderlicher Fügespaltmaße bzw. auf unzureichende Schweißnahtqualitäten durch zu geringe Spaltmaße zurückzuführen.

Mit steigendem **Fügespaltmaß** nimmt die Tragfähigkeit von Verbindungen, die durch Bruch im Schweißnahtquerschnitt versagen, bis zu einem blechdickenabhängigen kritischen Spaltmaß zu. Metallographische Untersuchungen zeigen, dass dies auf die mit zunehmenden Spaltmaß ansteigende Anbindebreite in der Fügeebene zurückzuführen ist. Bei Überschreiten eines blechdickenabhängigen Spaltmaßes, bei welchem keine bzw. nur noch eine unzureichende Anbindung erfolgt, werden bei allen Verbindungen stark abfallende Tragfähigkeitswerte beobachtet.

Die Nahtlänge der Laserschweißnaht, bei welcher unter quasistatischer Belastung eine dem **Norm-Widerstandsschweißpunkt entsprechende Verbindungsfestigkeit** erzielt wird, ist abhängig von der Belastungsrichtung und steigt linear mit der Blechdicke an. Aufgrund der unterschiedlichen geometrischen Gestalt der Anbindeflächen in der Fügeebene sind die Schweißnahtquerschnitte, bei welchen laserstrahl- und punktgeschweißte Nähte Verbindungen dieselbe Tragfähigkeit aufweisen, nicht identisch.

6 Einfluss der Nahtgestaltung auf das Schwingfestigkeitsverhalten

6.1 Versuchsauswertung und Lebensdauerberechnung

Der Einfluss der Nahtgestaltung auf das Schwingfestigkeitsverhalten wurde durch Schwingversuche mit konstanter Lastamplitude (Wöhlerversuche [71]) untersucht. Die Bewertung der Versuchsergebnisse erfolgt sowohl durch die ermittelten, im Dauerfestigkeitsgebiet ertragbaren Spannungsamplituden als auch über rechnerisch bestimmte Schadenssummen und aus diesen abgeleiteten, relativen Lebensdauerfaktoren.

Schwingfestigkeitsversuche

Die Wöhlerversuche wurden ausschließlich als Zugschwellversuche mit einem durch den Quotient aus Unterlast σ_U zu Oberlast σ_O gebildeten Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ durchgeführt (Versuchsaufbau und -Durchführung siehe Kapitel 3.3.3). Alle angegebenen Spannungen sind hierbei als Nennspannungen σ_n im Probeblech, die sich als Quotient aus eingeleiteter Zugkraft F und Blechquerschnittsfläche A_B ergeben, zu verstehen. Die Wöhlerlinien wurden durchschnittlich auf vier bis fünf Lastniveaus mit jeweils vier bis fünf Proben pro Horizont belegt. Für jeden Lasthorizont wurde aus den Schwingspielzahlen der Einzelproben der Mittelwert (Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$) sowie unter Annahme einer Logarithmischen-Wahrscheinlichkeitsverteilung die Schwingspielzahlen für 10% und 90% Ausfallwahrscheinlichkeit errechnet. Die zugehörigen Punkte der einzelnen Lastniveaus wurde mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate in der doppellogarithmischer Auftragung des Schwingspielzahl N – Nennspannungsamplituden σ_{An} – Zusammenhangs durch eine als Zeitfestigkeitsgerade bezeichnete Gerade angenähert. Zur Charakterisierung der Streuung der Schwingfestigkeitsversuche wurden zusätzlich die Streuspannen T_N ermittelt. Diese ergibt sich als Quotient aus den Schwingspielzahlen N_{90} und N_{10} bei den Ausfallwahrscheinlichkeiten $P_A = 90\%$ und $P_A = 10\%$. Bild 6.1 zeigt schematisch eine Wöhlerlinie mit den charakteristischen Größen in doppellogarithmischer Darstellung.

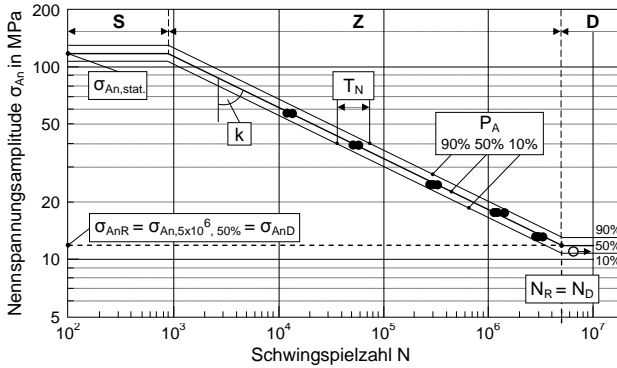


Bild 6.1: Wöhlerlinie (schematisch) in doppellogarithmischer Darstellung, Aufteilung in die Bereiche statische Festigkeit S, Zeitfestigkeit Z und Dauerfestigkeit D.

Die Gleichung der Wöhlerlinie lautet in dieser Darstellung unter Verwendung des Neigungsexponenten k und eines Referenzpunktes P_R , für den hier einheitlich der Abknickpunkt der Zeitfestigkeitsgeraden an der für den Anfang des Dauerfestigkeitsbereichs charakteristischen Grenzwahrscheinlichkeit N_D von 5×10^6 gewählt wurde:

$$N = N_R \cdot \left(\frac{\sigma_{An}}{\sigma_{AnR}} \right)^{-k} = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_{An}}{\sigma_{AnD}} \right)^{-k} \quad (6.1)$$

Im statischen Bereich wird die Zeitfestigkeitsgerade durch die horizontal verlaufende Begrenzungsline

$$\sigma_{An,stat.} = \frac{1-R}{2} \cdot R_{mk} \quad (6.2)$$

abgeschnitten, welche sich aus der Bedingung Oberlast gleich Bruchnennspannung des statischen Zugversuchs ableitet. Die Bruchnennspannung ist hierbei als Quotient aus Maximalkraft F_{max} des Zugversuchs und Blechquerschnittsfläche A_B der Versuchssprobe definiert. Für das vorliegende Spannungsverhältnis $R = 0,1$ ergibt sich:

$$\sigma_{An,stat.} = 0,45 \cdot R_{mk} \quad (6.3)$$

Die in der Auswertung vorgenommenen, vergleichenden Bewertungen des Dauerfestigkeitsverhaltens der Schweißverbindungen bezieht sich auf die bei der Schwingspielzahl $N_D = 5 \times 10^6$ ertragbare Nennspannungsamplitude σ_{AnD} bzw. $\sigma_{An,5 \times 10^6}$ mit der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$.

Rechnerische Betriebsfestigkeitsanalyse

Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens bei realer Beanspruchung, d.h. bei zeitlich veränderlichen Spannungsamplituden, wurden zusätzlich Schädigungs- und Lebensdauerberechnungen durchgeführt.

Die Schädigungsrechnung basiert auf der in Bild 6.2 schematisch dargestellten linearen Schadensakkumulationshypothese nach Palmgren/Miner [71]. Die berechnete Schadenssumme D dient zur Beurteilung des Schwingfestigkeitsverhaltens bei zufallsartiger Betriebsbelastung mittels eines einzigen Kennwerts bzw. zur Berechnung einer relativen Lebensdauer der Verbindung.

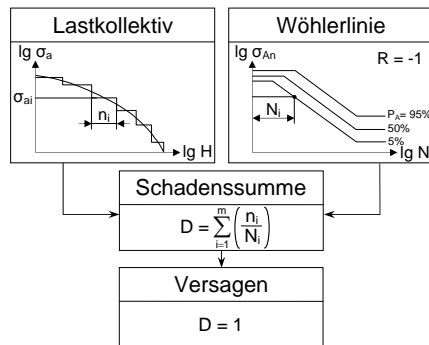


Bild 6.2: Prinzip der Schädigungsrechnung mit der Hypothese nach Palmgren/Miner.

Wie im Bild dargestellt, wird bei der Schädigungsrechnung nach der Hypothese von Palmgren/Miner die experimentell ermittelte Wöhlerlinie einem Lastkollektiv gegenübergestellt. Als Lastkollektiv wurde eine Geradenlinienverteilung gewählt, die als Näherung für die im Fahrzeug auftretenden Beanspruchungen angesetzt werden kann [109]. Die Verteilung erstreckt sich für alle Versuchsreihen von der Maximalamplitude 60 MPa bis zur maximalen Häufigkeit $N_{\max} = 10^6$ Schwingspielen (vgl. Bild A6.1 links). Die gewählte Maximalamplitude $\sigma_{a,\max}$ ergibt sich aus dem Kompromiss, dass sämtliche Wöhlerlinien mit demselben Kollektiv bewertet werden können.

Unter Anwendung der linearen Schadensakkumulationshypothese wird auf den einzelnen Beanspruchungsniveaus σ_{ai} aus der Anzahl der Schwingspiele des Spektrums n_i und der aus der Wöhlerlinie zum Versagen führenden Schwingspielzahl N_i eine Schadenssumme D_i gebildet:

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \quad (6.4)$$

Durch Aufsummierung der Schädigungsanteile D_i der gestaffelten Beanspruchungsniveaus ergibt sich die Gesamtschädigung D zu:

$$D = \sum D_i = \sum_{i=1}^m \frac{n_i}{N_i} \quad (6.5)$$

Um den Schädigungsinhalt von Schwingspielen unterhalb der Dauerfestigkeit mit zu berücksichtigen wurde die Modifikation der Wöhlerlinie nach Liu/Zenner [71] durchgeführt, bei welcher die Wöhlerlinie um den Rotationspunkt in Höhe des Kollektivhöchstwertes in Richtung der Reißfortschrittswöhlerlinie gedreht wird, bis die Dauerfestigkeit der Bezugswöhlerlinie der halben ursprünglichen Dauerfestigkeit entspricht (vgl. Bild A6.1 rechts).

Um eine relative Bewertung der Lebensdauern der einzelnen untersuchten Varianten zu erhalten wurde ein relativer Lebensdauerfaktor L_i gebildet. Da die Lebensdauer bis Versagen umgekehrt proportional zur Schadenssumme ist, berechnet sich dieser Faktor als Quotient aus der Schädigung D_{ref} der als Referenz gewählten Verbindung und der jeweiligen Schadenssumme D_i der betrachteten Variante:

$$L_i = \frac{D_{\text{ref}}}{D_i} \quad (6.6)$$

Ein Wert L_i von zwei bedeutet beispielsweise, dass die Verbindungsvariante i gegenüber der als Referenz bestimmten Variante unter Betriebsbelastung rechnerisch die doppelte Lebensdauer bis Versagen aufweist.

6.2 Einfluss der Schweißnahtabmessungen

6.2.1 Nahtlänge

Aufgrund seiner im Karosseriebau bezüglich der Anwendung für betriebsfestigkeitsrelevante Bauteile größten Relevanz wurden die Untersuchungen zum Einfluss der Schweißnahtlänge schwerpunktmäßig mit dem Werkstoffs H320LA der Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm durchgeführt. Über diese für das Nahtmuster Klammer durchgeführten Untersuchungen hinaus wurden zur Bestimmung des Einflusses der Blechdickenkombination, der Grundwerkstoffgüte und des Nahtmusters auf die Schwingfestigkeitseigenschaften von Schweißnähten unterschiedlicher Nahtlänge weitere Versuchsreihen durchgeführt. Als Versuchsprobe wurde für diese Untersu-

chungen die Doppelpunkt-Scherzugprobe eingesetzt. Das beim Schweißen beschichtete Bleche zur Zinkentgasung notwendige Fügespaltmaß wurde durch 0,15 mm starke Fühlerlehrenbänder eingestellt.

Insgesamt wurden für den Werkstoff H320LA fünf durch den Fokusbereich $d_f = 0,68$ mm erzeugte 1,0 mm-Verbindungen unterschiedlicher Nahtlängen (15,0 bis 25,0 mm) schwingend untersucht. Wie alle für die laserstrahlgeschweißten Nahtvarianten durchgeführten Wöhlerversuche zeichnen sich auch die im Folgenden erläuterten Versuche zum Nahtlängeneinfluss durch sehr geringe Streuungen aus. So liegt die Streuspanne der erreichten Schwingungszahlen bei allen Varianten nur bei ca. $T_N = 2$.

Bild 6.3 zeigt die Wöhlerlinien der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ für Klammernähte mit abgewickelter Nahtlänge von 15,0 und 22,5 mm im Vergleich.

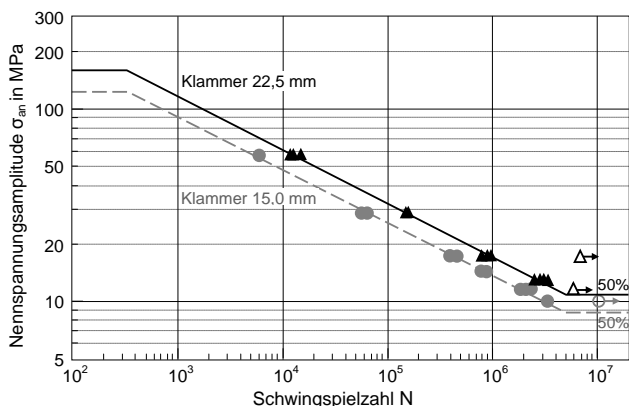


Bild 6.3: Einfluss der Schweißnahtlänge bei der Klammernaht, Vergleich der Wöhlerlinien der Nahtlängen 15,0 und 22,5 mm (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW).

Die Ergebnisse der Nahtlängenversuche liegen in einem relativ engen Streuband, welches nach unten durch die kürzeste Klammernaht mit der Länge 15,0 mm und nach oben durch die längste Klammernaht 25,0 mm begrenzt wird. Der Laufzeitvorteil der 22,5 mm-Klammernaht gegenüber der kürzeren Naht desselben Musters mit 15,0 mm Länge beträgt im gesamten Zeitfestigkeitsgebiet ca. Faktor 2,5. Die Zunahme der Laufzeit bis Bruch liegt bei den mit Steppnähten versehenen H320LA-Verbindungen und bei den durch Klammernähte gefügten Verbindungen des Werkstoffs HT700T bei derselben Erhöhung der Nahtlänge in vergleichbarer Größenordnung. Die Neigungsexponenten der Wöhlerlinien liegen in einem Bereich von $k = 3,2$ bis $k = 3,7$.

Die im Bereich der Dauerfestigkeit ertragbare Nennspannungsamplitude und dieselbe, jedoch auf die Nahtlänge bezogene Größe sind in Bild 6.4 für die erläuterten Stepp- und Klammer-Verbindungen des Werkstoffs H320LA über der Nahtlänge dargestellt.

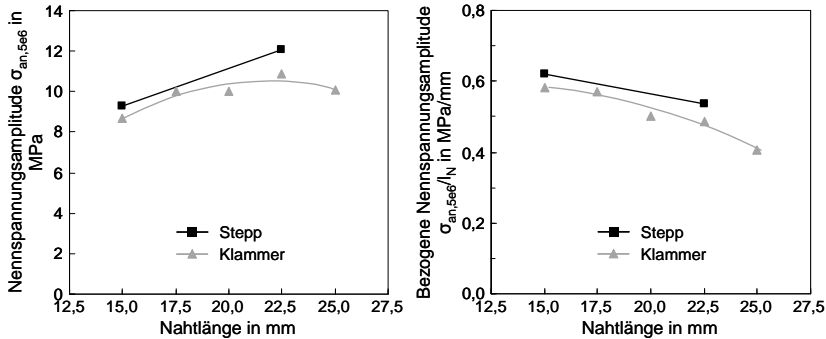


Bild 6.4: Einfluss der Schweißnahtlänge auf die Nennspannungsamplitude $\sigma_{an,5e6}$ und die auf die Nahtlänge bezogene Nennspannungsamplitude $\sigma_{an,5e6}/l_N$ (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Stepp- und Klammernaht).

Die durch die Nennspannungsamplituden bei 5×10^6 Lastwechseln ($\sigma_{an,5e6}$) ausgedrückten Dauerfestigkeiten liegen für beide Nahtmuster in einem relativ schmalen Bereich der sich von etwa 8,7 bis 12,1 MPa erstreckt. Die Werte der Steppnaht liegen jeweils um ca. 7 bis 10 % über den entsprechenden Werten der Klammernaht. Die Zunahme der dauerfest ertragbaren Spannungsamplitude fällt im Verhältnis zur Steigerung der Nahtlänge geringer aus und beträgt bei Erhöhung der Nahtlänge um 50 % (15,0 auf 22,5 mm) bei der Steppnaht ca. 30 % und ca. 24 % bei der Klammernaht. Bei den Klammernähten, bei welchen fünf Nahtlängen geprüft wurden, weist der Verlauf der Nennspannungsamplitude $\sigma_{an,5e6}$ über der Nahtlänge einen degressiven Verlauf auf. Da bei den Steppnähten nur zwei Nahtlängen geprüft wurden, kann bei diesen keine Aussage bezüglich dieses Verlaufs getroffen werden. Wie dem rechten Diagramm zu entnehmen ist, folgt aus der im Verhältnis zur Verlängerung der Naht geringeren Zunahme der Dauerfestigkeit ein mit der Nahtlänge abfallendes, auf die Nahtlänge bezogenes Belastungsvermögen. Dieses entspricht dem in Kapitel 5.1 erläuterten Verhalten bei quasistatischer Belastung. Für die Auslegungspraxis folgt hieraus, dass mehrere kürzerer Schweißnähten anstelle von wenigen langen Nähten zu bevorzugen ist.

Die für das gewählte, geradlinig verteilte Lastkollektiv mit einem Kollektivhöchstwert von 60 MPa berechneten Schadenssummen und die daraus abgeleiteten, auf die Steppnaht der Nahtlänge 15,0 mm bezogenen relativen Lebensdauern sind in Bild 6.5 für die diskutierten 1,0 mm-Verbindungen des H320LA dargestellt.

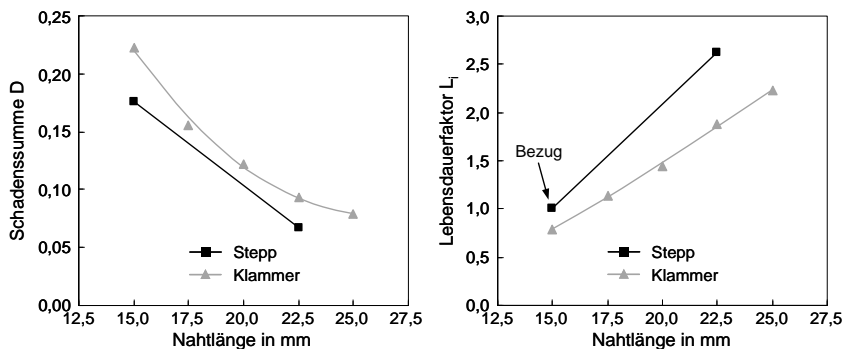


Bild 6.5: Einfluss der Schweißnahtlänge auf die Schadenssumme D und die auf die 15 mm-Steppnaht des Fokusburchmesser $d_f = 0,68$ mm bezogene relative Lebensdauer L_r nach Miner-Liu/Zenner (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, $P_L = 3,5$ kW, Stepp- und Klammernaht).

Die höchste Schadenssumme ergibt sich für die 15,0 mm-Klammernaht, die geringste für die Steppnaht mit 22,5 mm Nahtlänge. Das Verhältnis der beiden Schadenssummen, das im Lebensdauerdiagramm den Laufzeitunterschied der beiden Versuchsreihen darstellt, liegt bei 3,3. Die Zunahme der Lebensdauer bei Erhöhung der Nahtlänge um 50 % (von 15,0 auf 22,5 mm) beträgt zwischen Faktor 2,4 (Klammernaht) und Faktor 2,6 (Steppnaht). Beim Vergleich der Nahtmuster Stepp und Klammer ergibt sich im gesamten untersuchten Nahtlängenbereich ein etwas besseres Schwingfestigkeitsverhalten der Steppnaht. Die Lebensdauerunterschiede liegen allerdings lediglich bei ca. 30 %. Allgemein anzumerken ist, dass die Unterschiede zwischen den einzelnen Versuchsreihen insgesamt als verhältnismäßig gering einzustufen sind.

6.2.2 Nahtbreite

Die Variation der Nahtbreite erfolgt analog der quasistatisch durchgeführten Untersuchungen durch den Einsatz der drei Fokusburchmesser $d_f = 0,68$ mm, $d_f = 0,51$ mm und $d_f = 0,34$ mm. Entsprechend den oben erläuterten Untersuchungen zum Einfluss der Nahtlänge wurden auch diese Versuche mit dem Werkstoff H320LA in der Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm und dem Nahtmuster Klammer durchgeführt. Das Fügespaltmaß in der Fügeebene der eingesetzten Doppelpunkt-Scherzugproben wurde mittels Fühlerlehrenbändern zu 0,15 mm eingestellt.

Bild 6.6 zeigt die Wöhlerlinien der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50$ % für die mittels der drei Fokusburchmesser geschweißten 1,0 mm-Verbindungen im Vergleich.

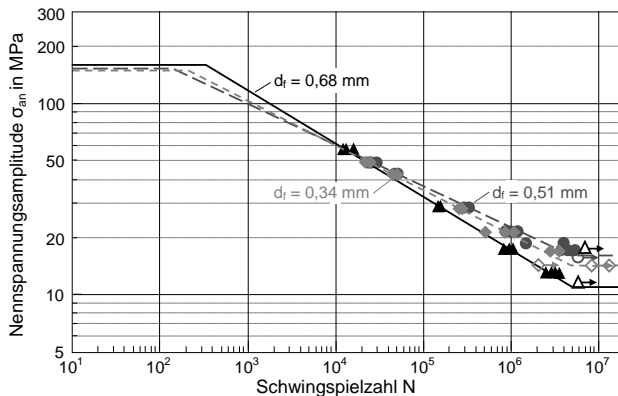


Bild 6.6: Einfluss der Schweißnahtbreite, Vergleich der Wöhlerlinien der Fokaldurchmesser $d_f = 0,68$ mm ($P_L = 3,5$ kW), $d_f = 0,51$ mm und $d_f = 0,34$ mm ($P_L = 4,0$ kW), (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, 22,5mm-Klammernähte).

Die Wöhlerlinie des Fokaldurchmessers $d_f = 0,68$ mm ($k = 3,6$) weist gegenüber den beiden weiteren Linien (ca. $k = 4,6$) einen steileren Verlauf auf. Durch den steileren Verlauf bei vergleichbarer statischer Festigkeit weisen die Schweißnähte des größten Fokaldurchmessers trotz ihrer gegenüber den Nähten der kleineren Fokaldurchmesser höheren Anbindebreiten im unteren Zeitfestigkeitsgebiet und im Bereich der Dauerfestigkeit deutlich ungünstigere Schwingfestigkeitseigenschaften auf. Im Vergleich der Verbindungen der Fokaldurchmesser $d_f = 0,51$ mm und $d_f = 0,34$ mm schneidet dagegen wie erwartet die schlankere Schweißnaht etwas schlechter ab.

Eine Erklärung für das wider erwarten ungünstigste Verhalten der breitesten Schweißnahtvariante könnte der durch R. Kehrzi et al. beschriebene Zusammenhang zwischen Schweißnahtbreite und Schwingfestigkeitsverhalten darstellen [74]. In den von ihm für Scherzugproben bei variierender Nahtbreite durchgeführten bruchmechanischen Berechnungen des Spannungsintensitätsfaktors im Bereich der rissartigen Kerbe in der Fügeebene, welche die Schwingfestigkeit maßgeblich bestimmt, ergaben sich in Abhängigkeit des Fügspaltmaßes die niedrigsten Werte für Anbindebreiten im Bereich des 0,9- bis 1,2-fachen der Blechdicke (vgl. Bild 2.13). Im vorliegenden Fall liegen die 1,0 mm-Verbindung der Fokaldurchmesser $d_f = 0,34$ mm und $d_f = 0,51$ mm mit Anbindebreite von ca. 1,0 mm bzw. 1,2 mm im Bereich dieser „optimalen Anbindebreite“, die den Berechnungen zufolge für das vorliegende Fügspaltmaß von 0,15 mm im Bereich des 1,0 bis 1,1-fachen der Blechdicke liegt. Das ungünstigere Verhalten der Verbindungen des Fokaldurchmessers $d_f = 0,68$ mm, bei welchen die Anbindebreite ca. 1,5 mm beträgt, wäre demzufolge auf eine zu hohe Anbindebreite zurückzuführen.

Eine weitere Ursache für das günstigste Schwingfestigkeitsverhalten der Schweißnähte des Fokusbereichs $d_f = 0,51$ mm könnte die mit abnehmendem Fokusbereich sinkende, in den Schweißprozess eingebrachte Streckenenergie und die dadurch erhöhte Gefügeaufhärtung darstellen. Durch die zunehmende Aufhärtung wird die Schwingfestigkeit des in der Schweißnaht und der Wärmeeinflusszone vorliegenden Gefüges erhöht. Mit der steigenden Festigkeit ist jedoch auch eine Zunahme der Kerbempfindlichkeit verbunden, wodurch zumindest ein Teil der erhöhten Schwingfestigkeit des Schweißgefüges aufgezehrt wird. Eine detaillierte Darstellung dieser gegenläufigen Mechanismen erfolgt im Zusammenhang mit der Diskussion der Versagensvorgänge unter dynamisch schwingender Belastung in Kapitel 6.9.

Die im Dauerfestigkeitsbereich ertragbaren Nennspannungsamplituden und die berechneten relativen Lebensdauern sind in Bild 6.7 für die diskutierten 1,0 mm-Verbindungen des Werkstoffs H320LA mit unterschiedlichen Nahtbreiten dargestellt.

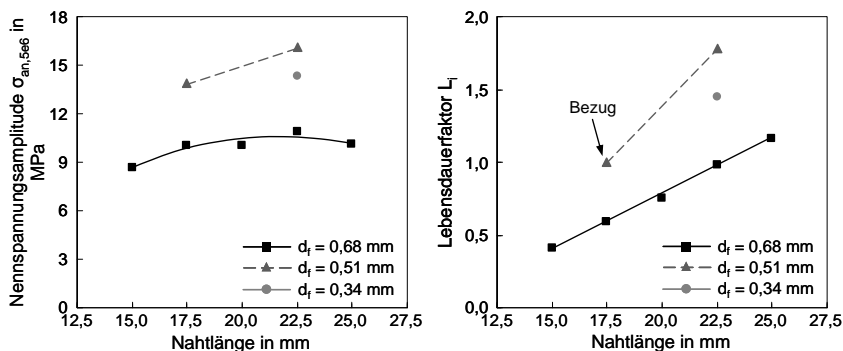


Bild 6.7: Einfluss der Schweißnahtbreite auf die Nennspannungsamplitude $\sigma_{an,566}$ und die auf die 17,5 mm-Steppnaht des Fokusbereichs $d_f = 0,51$ mm bezogene relative Lebensdauer L_i nach Miner-Liu/Zenner (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, Klammernaht).

Die Klammernähte des Fokusbereichs $d_f = 0,68$ mm weisen gegenüber den Nähten des Fokusbereichs $d_f = 0,51$ mm abhängig von der Nahtlänge zwischen 39 % und 45 % geringere dauerfest ertragbare Nennspannungsamplituden auf. Zwischen den Verbindungen des kleinsten und des mittleren Fokusbereichs beträgt dieser Unterschied ca. 13 %. Durch die im Bereich der unteren Zeit- und der Dauerfestigkeit deutlich ungünstigeren Eigenschaften der breitesten Schweißnähte ist der Lebensdauerfaktor bei diesen um ca. Faktor 1,8 geringer als bei den Nähten des Fokusbereichs $d_f = 0,51$ mm. Der Unterschied in der Lebensdauer bis Schwingbruchversagen zwischen kleinsten und mittlerem Fokusbereich beträgt ca. Faktor 1,3.

6.3 Einfluss der Blechdicke und Grundwerkstoffgüte

6.3.1 Blechdicke

Der Einfluss der Blechdicke auf die Eigenschaften unter dynamisch schwingender Belastung wurde mittels Doppelpunkt-Scherzugproben für Verbindungen der Werkstoffe H320LA und HT700T untersucht. Das Fügespaltmaß der mit Fokusedmesser $d_f = 0,51$ mm erzeugten Klammernaht-Verbindungen wurde mittels Fühlerlehrenbändern auf 0,15 mm eingestellt.

Bild 6.8 zeigt die Wöhlerlinien der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ für Verbindungen der Blechdickenpaarungen 0,7/0,7 mm, 1,0/1,0 mm und 1,5/1,5 mm im Vergleich.

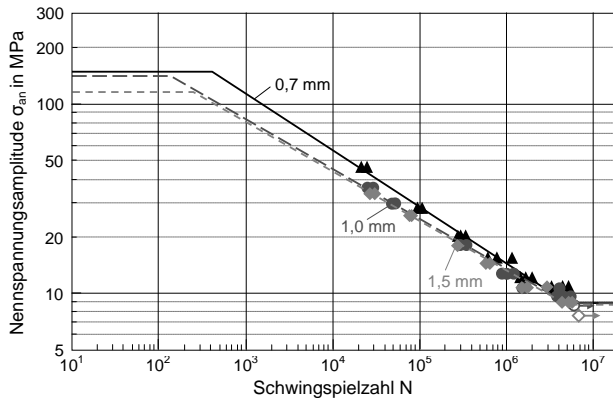


Bild 6.8: Einfluss der Blechdickenkombination, Vergleich der Wöhlerlinien der Blechdickenkombination 0,7/0,7 mm, 1,0/1,0 mm und 1,5/1,5 mm (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, $d_f = 0,51$ mm, $P_L = 4,0$ kW, 22,5mm-Klammernähte).

Im oberen Zeitfestigkeitsbereich ergibt sich hinsichtlich der ertragbaren Nennspannungsamplitude ein geringer Vorteil der 0,7-mm-Verbindung. Dies entspricht den Erkenntnissen aus den Untersuchungen mit quasistatischer Lastaufbringung, bei welchen die auf die Blechdicke bezogene Tragfähigkeit ebenfalls mit abnehmender Blechdicke etwas ansteigt. Im Bereich der unteren Zeit- und der Dauerfestigkeit liegen die Spannungswöhlerlinien für alle drei Blechdickenvarianten nahezu deckungsgleich. Die Zunahme der ertragbaren Last entspricht dort damit der Dickenzunahme der Versuchsproben. Dasselbe Verhalten wurde für Verbindungen des Werkstoffs HT700T ermittelt. Die Wöhlerlinien der untersuchten Blechdickenkombinationen liegen auch dort wie die hier dargestellten Linien des H320LA nahezu deckungsgleich.

Die im Bereich der Dauerfestigkeit ertragbaren Nennspannungsamplituden und die rechnerisch ermittelten Lebensdauerfaktoren sind in Bild 6.10 für die diskutierten H320LA- und HT700T-Verbindungen in Abhängigkeit der Nahtlänge aufgetragen.

6.3.2 Grundwerkstoff

Der Einfluss der Grundwerkstoffgüte auf die Eigenschaften unter dynamisch schwingender Belastung wurde mittels Doppelpunkt-Scherzugproben der Blechdickenkombinationen 0,7/0,7 mm, 1,0/1,0 mm und 1,5/1,5 mm untersucht. Das Fügespaltmaß der mit Fokusdurchmesser $d_f = 0,51$ mm erzeugten Verbindungen wurde ebenfalls mittels Fühlerlehrenbändern auf 0,15 mm eingestellt.

Bild 6.9 zeigt die Wöhlerlinien der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ für die mittels Klammerschweißnähten gefügten 1,0 mm-Verbindungen der Werkstoffe H320LA und HT700T im Vergleich.

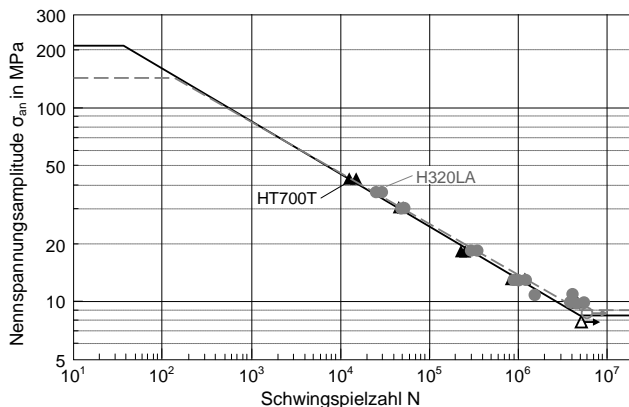


Bild 6.9: Einfluss der Grundwerkstoffgüte, Vergleich der Wöhlerlinien der Werkstoffe H320LA und HT700T (Doppelpunkt-Scherzugprobe, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,51$ mm, $P_L = 4,0$ kW, 22,5 mm-Klammernähte).

Die höhere Tragfähigkeit der Verbindungen des höchstfesten Werkstoffs HT700T bei statischer Scherzugbelastung spiegelt sich bei der Wöhlerlinie im statischen Festigkeitsbereich wider. Im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit liefern beide Werkstoffe jedoch ein nahezu identisches Ergebnis. Die entsprechenden Verbindungen der Blechdickenkombinationen 0,7/0,7 mm und 1,5/1,5 mm weisen im statischen Bereich und im Zeitfestigkeitsgebiet dasselbe Verhalten auf. Der Vorteil der H320LA-Verbindungen im Dauerfestigkeitsgebiet ist bei diesen jedoch etwas deutlicher ausgeprägt.

Bild 6.10 zeigt die im Bereich der Dauerfestigkeit ertragbaren Nennspannungsamplituden und die rechnerisch ermittelten Lebensdauerfaktoren für die untersuchten Werkstoffe und Blechdickenkombinationen in Abhängigkeit der Nahtlänge.

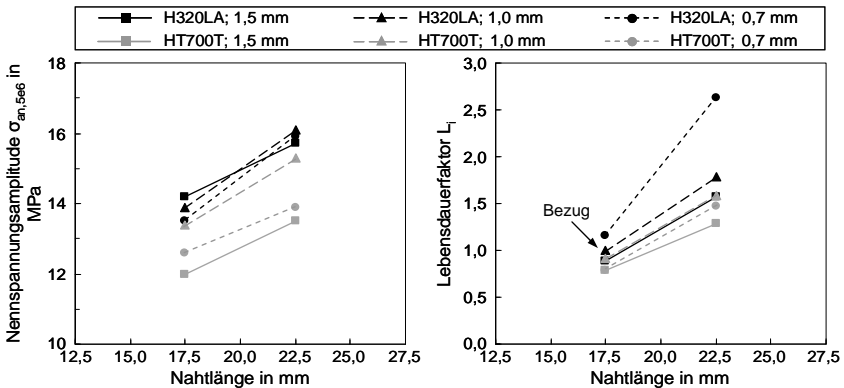


Bild 6.10: Einfluss von Werkstoff und Blechdickenkombination auf die Nennspannungsamplitude $\sigma_{an,5e6}$ und die auf die 1,0 mm-H320LA-Verbindung der Länge 17,5 mm und Fokusdurchmesser $d_f = 0,51$ mm bezogene relative Lebensdauer L_i nach Miner-Liu/Zenner (Doppelpunkt-Scherzugprobe, $d_f = 0,51$ mm, Klammernaht).

Die ertragbare Nennspannungsamplitude im Bereich der Dauerfestigkeit liegt beim Werkstoff geringerer Zugfestigkeit H320LA blechdickenabhängig zwischen 3 % und 17 % höher als beim HT700T. Ein Einfluss der Blechdicke auf die Dauerfestigkeit ist beim H320LA nicht feststellbar, beim HT700T liegen die Werte der untersuchten Blechdickenkombinationen in einem engen Streuband von ca. ± 6 %.

Der auf die Lebensdauer der H320LA-Verbindung der Blechdicke 1,0 mm bezogene Lebensdauerfaktor L_i liegt beim HT700T nahezu blechdickenunabhängig zwischen 0,8 (Nahtlänge 17,5 mm) und 1,4 (Nahtlänge 22,5 mm). Die gegenüber den HT700T-Verbindungen etwas höherer dauerfest ertragbaren Nennspannungsamplituden führen bei den H320LA-Verbindungen zu etwas höheren Lebensdauerfaktoren. Der Einfluss der Blechdicke auf die Lebensdauer ist auch bei den H320LA-Verbindungen gering, wobei sich bei der Nahtlänge 22,5 mm ein kleiner Vorteil der dünnsten Variante 0,7/0,7 mm abzeichnet. Eine Erläuterung der Zusammenhänge die zu dieser, in einigen veröffentlichten Untersuchungen ebenfalls festgestellten, geringen Abhängigkeit der Schwingfestigkeitseigenschaften schmelzgeschweißter Verbindungen von der Grundwerkstofffestigkeit führen, erfolgt in Kapitel 6.9.

6.4 Einfluss des Schweißnahtmusters

Die Schwingfestigkeitseigenschaften geschweißter Verbindungen werden in besonders hohem Maße durch den Einfluss von Kerbwirkungen beeinflusst. Bei unterbrochenen Schweißnähten treten im Bereich der Nahtenden infolge der dort auftretenden, starken geometrischen Kerbwirkung hohe Spannungsspitzen auf. Es ist deshalb zu vermuten, dass durch eine optimierte Gestaltung des Nahtmusters diese Spannungsspitzen reduziert und damit das Festigkeitsverhalten der Schweißverbindung deutlich verbessert werden kann.

Die im Folgenden dargestellten Schwingfestigkeitsuntersuchungen wurden für die in Kapitel 5.4 im Rahmen der quasistatischen Untersuchungen erläuterten Nahtmuster durchgeführt. Bei der Gestaltung dieser Muster wurde ein Kompromiss aus den gegenläufigen Zielsetzungen, Vermeidung von Spannungsspitzen in hochbeanspruchten Bereichen durch gekrümmte Nahtenden und der Verteilung der zu übertragenden Last auf eine möglichst große, quer zum Lastangriff orientierten Schweißnahtlänge, angestrebt. Die entwickelten Nahtmuster weisen deshalb unterschiedlich stark ausgeprägte Krümmungen insbesondere im Bereich der Nahtenden auf. Die projizierte Nahtlänge, die quer zur Lastflussrichtung wirkt, nimmt mit zunehmendem Krümmungsanteil ab.

Die Untersuchungen zum Einfluss des Schweißnahtmusters auf die Schwingfestigkeitseigenschaften wurden aufgrund der hohen Relevanz des Werkstoffs H320LA bezüglich der Anwendung für schwingbeanspruchte Karosseriebauteile für 1,0 mm-Verbindungen dieses Werkstoffs durchgeführt. Aus Gründen der Vergleichbarkeit wurden alle Nahtmuster auf exakt dieselbe abgewinkelte Nahtlänge skaliert und innerhalb einer Versuchsreihe mit denselben Prozessparametern geschweißt. Die Anbindefläche, die hinsichtlich der Festigkeitseigenschaften die wichtigste Größe darstellt, ist durch dieses Vorgehen bei allen Nahtmustern identisch. Die Ausrichtung der Schweißnähte auf der Probe erfolgte mit der größten Ausdehnung quer zur Lastflussrichtung. Als Versuchsprobe wurden für diese Untersuchungen Einpunkt-Scherzugproben eingesetzt. Der Grund hierfür ist, dass mit dieser Probe der Versagensort und -verlauf nur von einer Schweißnaht abhängt und somit eindeutiger zu bestimmen ist. Nachteilig ist, dass die für die Bedingungen am Bauteil typische Stützwirkung benachbarter Schweißnähte, wie sie bei Doppelpunkt-Scherzugproben zwischen den Schweißnähten auftritt, unberücksichtigt bleibt. Das zur Zinkentgasung notwendige Fügespaltmaß wurde durch 0,15 mm Fühlerlehrenbänder eingestellt.

Bild 6.11 zeigt die Wöhlerlinien der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ für Stepp-, Klammer- und Kreis-Verbindungen des Werkstoffs H320LA der Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm im Vergleich.

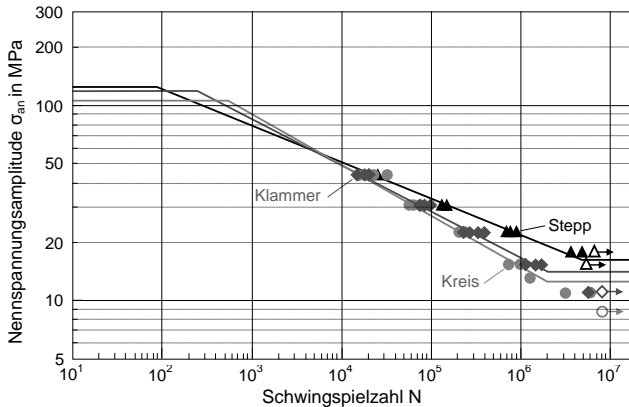


Bild 6.11: Einfluss des Nahtmusters, Vergleich der Wöhlerlinien der Nahtmuster Stepp, Klammer und Kreis (Einpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Nahtlänge 22,5 mm).

Die Ergebnisse aller untersuchten Nahtmuster liegen in einem relativ engen Streuband, welches nach unten durch die Kreis- und nach oben durch die Steppnaht begrenzt wird. Die Neigungsexponenten k liegen zwischen 3,7 und 5,3, wobei ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der Neigung der Wöhlerlinie und der Geometrie des Nahtmusters besteht. Den höchsten k -Faktor und damit die geringste Neigung weist die Wöhlerlinie des Nahtmusters Stepp auf. Mit abnehmender in Lastflussrichtung projizierter Nahtlänge nimmt die Neigung der Wöhlerlinien zu und erreicht beim Muster Kreis den höchsten Wert. Die Streuspanne der Versuche ist unabhängig vom Nahtmuster sehr gering und liegt im Bereich von $T_N = 2$.

Entsprechend den Ergebnissen zum Einfluss des Schweißnahtmusters bei quasistatischer Lastaufbringung (vgl. Kapitel 5.4) weist die Steppnaht im statischen Bereich der Wöhlerlinie die höchste und das Nahtmuster Kreis die geringste Tragfähigkeit auf. Im Bereich der unteren Zeitfestigkeit und der Dauerfestigkeit liegt die Wöhlerlinie der Steppnaht aufgrund ihres flacheren Verlaufs deutlich über der Kreis- und Klammernaht. Die im Dauerfestigkeitsbereich ertragbaren Nennspannungsamplituden sind im linken Teil des Bild 6.12 in Abhängigkeit des Nahtmusters dargestellt. Im rechten Teil des Bilds sind dieselben Nennspannungswerte, jedoch über der in Kraftflussrichtung projizierten Länge der Schweißnähte dargestellt.

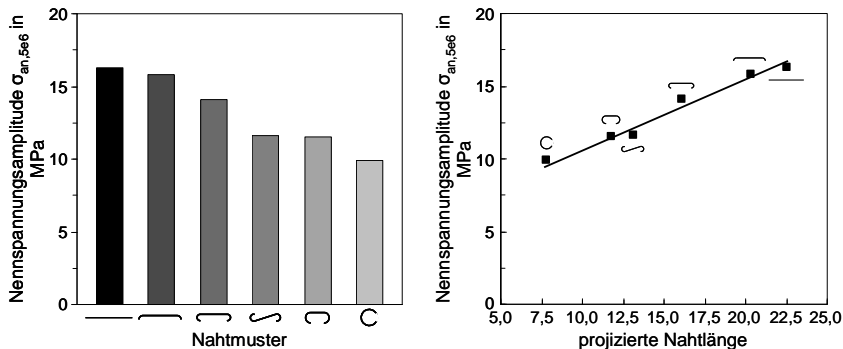


Bild 6.12: Einfluss des Nahtmusters und der projizierten Nahtlänge auf die Nennspannungsamplitude $\sigma_{an,5e6}$ (Einpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Nahtlänge 22,5 mm).

Die dauerhaft ertragbare Nennspannungsamplitude des günstigsten Nahtmusters Stepp liegt um ca. 40 % über dem Wert der Kreisnaht. Aus der rechts im Bild dargestellten Auswertung – Nennspannungsamplitude über der projizierten Nahtlänge – wird deutlich, dass das Schwingfestigkeitsverhalten bei der hier vorliegenden Scherzugbeanspruchung mit der in Kraftflussrichtung projizierten Nahtlänge korreliert. Die mit zunehmender projizierter Nahtlänge ansteigende Beanspruchbarkeit entspricht dem unter quasistatischer Belastung ermittelten Verhalten derselben Verbindungen.

Der auf die Lebensdauer der Steppnaht bezogene, berechnete Lebensdauerfaktor L_i ist in Bild 6.13 links über dem Nahtmuster und rechts über der in Kraftflussrichtung projizierten Schweißnahtlänge dargestellt.

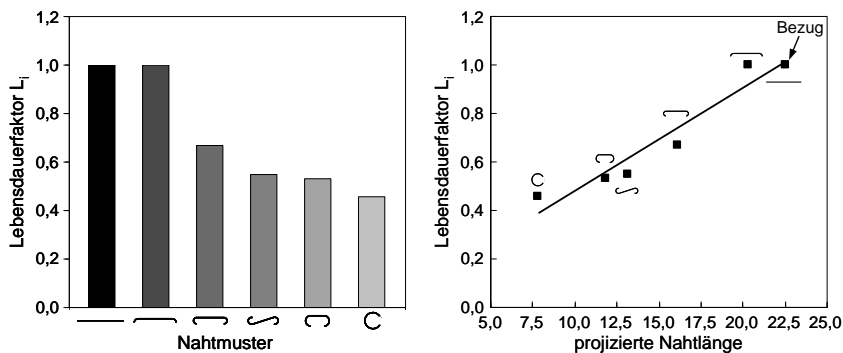


Bild 6.13: Einfluss des Nahtmusters und der projizierten Nahtlänge auf die auf die Steppnaht bezogene relative Lebensdauer L_i nach Miner-Liu/Zenner (Einpunkt-Scherzugprobe, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Nahtlänge 22,5 mm).

Von den sechs untersuchten Nahtmustern zeigt die Steppnaht die höchste Lebensdauer unter schwingender Beanspruchung. Das Muster Spline erreicht nahezu das Niveau der Steppnaht. Das ungünstigste Schwingfestigkeitsverhalten zeigt sich bei der Nahtgeometrie Kreis. Die zu erwartende Lebensdauer bis Schwingbruchversagen ist gegenüber der Steppvariante hier um etwa Faktor 2,2 geringer. Gegenüber der Steppnaht ist bei den S-Quer- und der Klammernähten in etwa mit einer Halbierung der Lebensdauer zu rechnen. Rechts im Bild ist der Lebensdauerfaktor L_i über der projizierten Nahtlänge aufgetragen. Die Darstellung zeigt die deutliche Zunahme der Lebensdauer bis Schwingbruchversagen mit der in Kraftflussrichtung projizierten Nahtlänge.

Die dargestellten Ergebnisse zeigen deutlich, dass beim untersuchten Werkstoff H320LA die bei der Entwicklung der Nahtmuster definierte Zielsetzung der Lastverteilung auf einer möglichst hohen, in Kraftlinienrichtung projizierten Nahtlänge die Schwingfestigkeitseigenschaften dominiert. Der Einfluss von Spannungsspitzen an den Nahtenden, die dort durch die Kombination aus erhöhter Kerbwirkung und Beanspruchungskonzentration entstehen, ist dagegen nur von untergeordneter Bedeutung. Ursache hierfür sind vermutlich die mit zunehmender Beanspruchung eintretenden Lastumlagerungen, durch welche übermäßige Spannungskonzentrationen an den Nahtenden verhindert werden. Dagegen ist eine große in Kraftlinienrichtung projizierte Nahtlänge von größerer Bedeutung. Durch diese werden die eingeleiteten Kräfte auf einen höheren Anschlussquerschnitt verteilt, wodurch dort bei gleicher aufgebrachtter Last geringere Spannungen auftreten.

Anhand der Ergebnisse der quasistatischen Untersuchungen aus Kapitel 5.4 kann vermutet werden, dass sich die Gewichtung der beiden genannten, gegenläufigen Mechanismen bezüglich der Schwingfestigkeitseigenschaften mit steigender Grundwerkstofffestigkeit verändert. Durch die geringe Zähigkeit der hoch- und höchstfesten Werkstoffe und dem dadurch erschwerten Lastausgleich durch plastisches Fließen könnte bei diesen der Einfluss des Schutzes der Nahtenden durch Verlegung in Bereiche geringerer Beanspruchung gegenüber der Anforderung, eine möglichst hohen projizierten Nahtlänge quer zur Belastungsrichtung aufzuweisen, an Bedeutung gewinnen. Untersuchungen mittels Doppelpunkt-Scherzugproben des Werkstoffs HT700T ergaben für die betrachteten Stepp-, Klammer- und Kreis-Verbindungen jedoch eine bezüglich den Schwingfestigkeitseigenschaften den erläuterten Versuchen entsprechende Rangfolge der Nahtmuster [66]. Der bei konstanter abgewickelter Nahtlänge für das Nahtmuster Stepp berechnete Lebensdauervorteil gegenüber der Klammer- und Kreisnahtvariante lag bei diesen Untersuchungen ebenfalls in der Größenordnung Faktor zwei.

6.5 Einfluss der Belastungsrichtung

Zur Bestimmung des Einflusses der Belastungsrichtung auf die Eigenschaften unter dynamisch schwingender Belastung wurden Untersuchungen mit KS2- und Schälzugproben des Werkstoffs H320LA durchgeführt. Die Ausrichtung des untersuchten Nahtmusters Klammer erfolgte bei den KS2-Proben für die Scher- und Kopfzugprüfung quer zu den Schenkeln des Versuchskörpers und bei den Schälzugproben längs zum lasteinleitenden Schenkel. Das Fügespaltmaß wurde mittels Fühlerlehrenbändern auf 0,15 mm eingesellt. Bild 6.14 zeigt die Wöhlerlinien der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ für die scher-, kopf- und schälzugbelasteten Verbindungen im Vergleich.

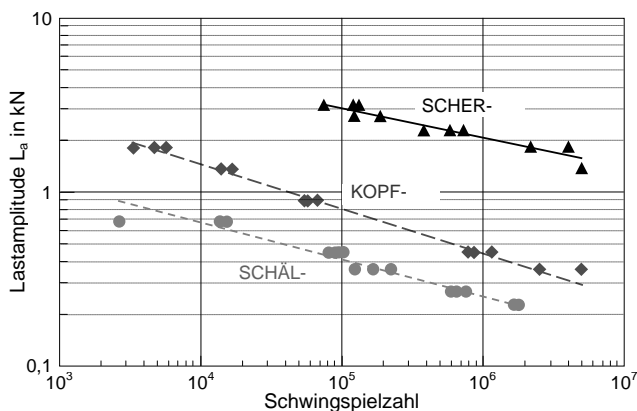


Bild 6.14: Einfluss der Belastungsrichtung, Vergleich der Wöhlerlinien der Scher-, Kopf- und Schälzugbeanspruchung (KS2- und Schälzugprobe, H320LA, 1,5/1,5 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Fügspalt 0,15 mm, 22,5 mm-Klammernaht).

Da für die drei Belastungsarten keine sinnvolle einheitliche Bezugsfläche zur Bildung von Nennspannungen gewählt werden kann, sind diese Wöhlerlinien im Schwingenzahl N - Lastamplituden L_a - Zusammenhang aufgetragen. Die Streuspanne T_N der dargestellten Wöhlerlinien ist etwas höher als bei den mittels Scherzugproben durchgeführten Untersuchungen und liegt im Bereich von etwa zwei bis vier. Die Neigungsexponenten der Wöhlerlinien liegen zwischen $k = 3,8$ (Kopfzug) und $k = 6$ (Scherzug). Entsprechend dem Verhalten unter quasistatischer Beanspruchung fallen die unter Kopf- und Schälzug erzielten Tragfähigkeitswerte auch unter dynamisch schwingend aufgebrachtter Belastung deutlich gegenüber den Werten des Scherzugs ab. Die im Dauerfestigkeitsbereich (5×10^6) ertragbaren Lastamplitude betragen unter Kopfzug nur ca. 20 % und unter Schälzug nur ca. 12 % der Amplitude unter Scherzugbelastung.

6.6 Einfluss des Fügspaltmaßes

Der Einfluss des Fügspaltmaßes auf die Schwingfestigkeitseigenschaften wurde für Klammernähte des Fokusdurchmessers $d_f = 0,68$ mm mittels Doppelpunkt-Scherzugproben des Werkstoffs H320LA untersucht. Zur Bestimmung des Einflusses der Belastungsrichtung wurden über die Versuche mit Doppelpunkt-Scherzugprobe hinaus Untersuchungen mit KS2-Proben der Blechdickenkombination 1,5/1,5 mm desselben Werkstoffs durchgeführt. Die Variation des Fügspaltmaßes erfolgte durch Einlegen von Fühlerlehrbändern unterschiedlicher Stärke. Zur Vermeidung von Schweißnahtfehlern wurden die Bleche der unter Nullspalt geschweißten Proben vor dem Schweißvorgang im Überlappbereich entzinkt.

Bild 6.15 zeigt die Wöhlerlinien der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ für die mittels KS2-Proben unter Scher- und Kopfzugbelastung geprüften 1,5 mm-Verbindungen in Abhängigkeit des Fügspaltmaßes. Die Streuspannen T_N der dargestellten Wöhlerlinien sind mit Ausnahme der unter Scherzug geprüften Nullspaltverbindungen gering und liegen im Bereich von etwa zwei bis vier. Ursache der großen Streuung der für die Nullspaltverbindungen unter Scherzug ermittelten Werte sind vermutlich Abstütz- und Hebeleffekte, durch die der Versagensvorgang stark beeinflusst wird. Die Neigungsexponenten k der Wöhlerlinien liegen im Bereich zwischen 3 (Kopfzug) und 6 (Scherzug, Fügspalt 0,15 mm).

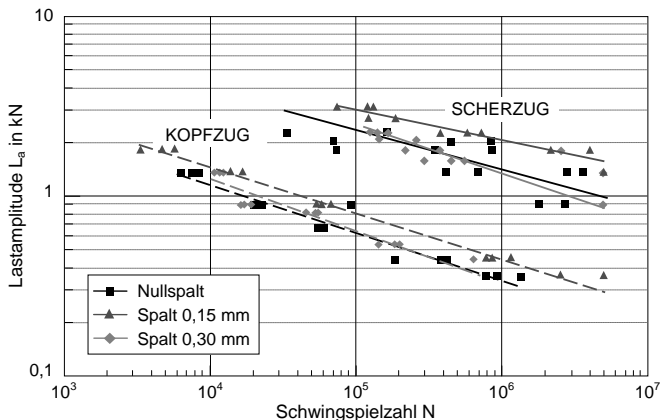


Bild 6.15: Einfluss des Fügspaltmaßes, Vergleich der Wöhlerlinien der Scher- und Kopfzugbeanspruchung (KS2-Probe, H320LA, 1,5/1,5 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, 22,5 mm-Klammernaht).

Die höchsten Schwingfestigkeitswerte werden unter Scher- und Kopfbolzenbelastung jeweils beim Fügespaltmaß 0,15 mm erzielt. Die Wöhlerlinien der Verbindungen ohne Fügespalt und mit Spaltmaß 0,3 mm liegen in etwa auf demselben Niveau und weisen gegenüber den Verbindungen mit Spaltmaß 0,15 mm unter Kopfbolzen eine etwa um Faktor 2,5 geringe Laufzeit auf. Durch die unterschiedlichen Steigungen der Wöhlerlinien der unter Scherbolzen geprüften Verbindungen nimmt dort der Laufzeitunterschied mit steigender Schwingzahl zu. Der Unterschied beträgt oberen Zeitfestigkeitsbereich ca. Faktor 4 und im Dauerfestigkeitsbereich ca. Faktor 10.

Ursächlich für die unter Scherbolzenbelastung gegenüber den unter Nullspalt geschweißten Verbindungen günstigeren Schwingfestigkeitseigenschaften der Verbindung mit Spaltmaß 0,15 mm dürfte die mit steigendem Spaltmaß zunehmenden Anbindebreite (vgl. Kapitel 4.1.2) sein. Da das Versagen der unter Kopfbolzen geprüften Verbindungen im Gegensatz zu den unter Scherbolzen geprüften bei der vorliegenden Blechdickenkombination 1,5/1,5 mm im Grundwerkstoff erfolgt, hat die mit steigendem Fügespaltmaß einhergehende Erhöhung der Anbindebreite nahezu keinen Einfluss. Der Grund für das schlechtere Abschneiden der Nullspaltverbindungen, das auch bei den quasistatisch durchgeführten Kopfbolzenuntersuchungen beobachtet wurde, ist vermutlich auf Abstütz- und Hebeleffekte zurückzuführen. Die bei Erhöhung des Spaltmaßes von 0,15 mm auf 0,30 mm unter beiden Belastungsrichtungen abnehmende ertragbare Lastamplitude wird vermutlich durch den zunehmenden Einfluss der Kerbwirkung im Nahtübergangsbereich auf der Blechoberseite durch die beim Spaltmaß 0,30 mm auftretende, starke Nahtunterwölbung verursacht.

Bei den mittels Doppelpunkt-Scherbolzenproben geprüften 1,0 mm-Verbindungen (vgl. Bild A6.2) werden beim Spaltmaß 0,1 mm die höchsten Schwingfestigkeiten erzielt. Bei Erhöhung des Spaltmaßes von 0,1 mm auf 0,2 mm erfolgt bereits eine geringe Abnahme der Laufzeit bis Bruch der Verbindung. Dies könnte an der mit steigendem Spaltmaß zunehmenden der Anbindebreite liegen. Dies würde dem in Kapitel 6.2.2 erläuterten Zusammenhang entsprechen, nach welchen bei Anbindebreiten des ca. 0,9 bis 1,1-fachen der Blechdicke die höchsten Schwingfestigkeiten erzielt werden. Bei der betrachteten 1,0 mm-Verbindung wird diese „optimale Anbindebreite“ bereits bei einem Spaltmaß von 0,1 mm überschritten, weshalb die weitere Zunahme der Anbindebreite mit steigendem Spaltmaß zu einer Verschlechterung der Schwingfestigkeitseigenschaften führen könnte. Die starke Abnahme der Schwingfestigkeit der Verbindungen mit Spaltmaß 0,3 mm ist auf das bei der Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm nicht mehr prozesssicher überbrückbare Fügespaltmaß zurückzuführen.

6.7 Weitere Einflussgrößen

6.7.1 Schweißnahtorientierung

Die Schwingfestigkeitsuntersuchungen zum Einfluss der Schweißnahtorientierung bezüglich der Lastflussrichtung erfolgten analog zu den unter quasistatisch aufgebrachtter Belastung mittels KS2- und Einpunkt-Scherzugproben durchgeführten Untersuchungen.

Bild 6.16 zeigt die Wöhlerlinien der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ für die mittels KS2-Proben unter Scher-, Kopf- und Schälzugbelastung geprüften 1,5 mm-Verbindungen des Werkstoffs H320LA in Abhängigkeit der Schweißnahtorientierung. Die Bezeichnung der Nahtorientierung erfolgt dabei nach der Ausrichtung der längeren Achse der Klammernaht in Bezug auf die Schenkel des Probenkörpers.

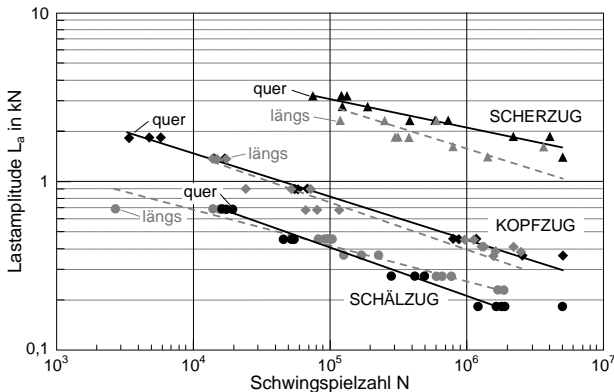


Bild 6.16: Einfluss der Schweißnahtorientierung, Vergleich der Wöhlerlinien der Scher-, Kopf- und Schälzugbeanspruchung (KS2- und Schälzugprobe, H320LA, 1,5/1,5 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Spaltmaß 0,15 mm, 22,5 mm-Klammer).

Unter Scherzugbelastung ist der Einfluss der Schweißnahtorientierung deutlich ausgeprägt. Der Laufzeitunterschied beträgt im oberen Zeitfestigkeitsbereich etwa Faktor 1,5 und im Dauerfestigkeitsbereich etwa Faktor 5. Ursächlich hierfür ist die bei der querorientierten Naht um den Faktor 2,4 höhere in Lastflussrichtung projizierte Nahtlänge. Aufgrund der unter Kopfzug nahezu von der Nahtorientierung unabhängigen, an der Schweißnaht auftretenden Beanspruchungen liegen bei dieser Belastungsrichtung die Wöhlerlinien der quer- und längsorientierten Klammernähte nahezu deckungsgleich. Bei den auf Schälzug belasteten Verbindungen weist die Wöhlerlinie der längs

zum lasteinleitenden Schenkel orientierten Klammernaht einen etwas flacheren Verlauf auf. Ursache hierfür ist die größere, gegen die Schälbeanspruchung wirkende projizierte Nahtlänge dieser Anordnung.

Bild 6.17 zeigt den mit Einpunkt-Scherzugproben des Werkstoffs H320LA der Blechdicke 1,0 mm ermittelten Einfluss der Nahtmusterorientierung auf die im Dauerfestigkeitsbereich ertragbare Nennspannungsamplitude und den durch Bezug auf die querorientierte Klammernaht berechneten relativen Lebensdauerfaktor.

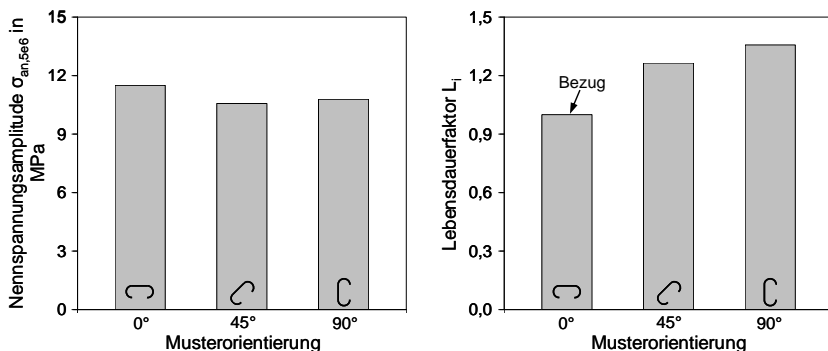


Bild 6.17: Einfluss der Nahtmusterorientierung auf die Nennspannungsamplitude $\sigma_{an,5e6}$ und den auf die Orientierung 0° bezogenen Lebensdauerfaktor L_i (Einpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Nahtlänge 22,5 mm).

Die Unterschiede der im Dauerfestigkeitsbereich ertragbaren Nennspannungsamplituden sind sehr gering und betragen maximal 8 %. Die gegenüber der querorientierten Naht um Faktor 1,25 (45°) bis 1,35 (90°) höhere Lebensdauer kommt durch die Vorteile dieser Nähte im oberen Zeitfestigkeitsgebiet zustande. Durch den deutlich steileren Verlauf schneiden die Wöhlerlinien dieser Verbindungen die der querorientierten Nähte und weisen deshalb im Dauerfestigkeitsgebiet etwas geringere Schwingfestigkeiten auf. Wie bereits in Kapitel 5.5.1 angemerkt wurde, ist die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf reale Bauteile aufgrund der konstruktiv bedingten, bei Scherzugproben von der Orientierung der Schweißnaht abhängigen Steifigkeit im Überlappbereich eingeschränkt. Proben mit quer zur Belastungsrichtung orientierten Nähten weisen im Überlappbereich gegenüber Verbindungen mit längsorientierten Nähten geringere Steifigkeiten auf. Dies führt insbesondere bei Einpunkt-Scherzugproben zu stärkeren Aufbiegungen im Überlappbereich und damit zu einer durch die auftretende Kopfzugkomponente verminderten Tragfähigkeit der Verbindung. Durch diesen Mechanismus kann das in diesen Versuchen ermittelte, etwas ungünstigere Schwingfestigkeitsverhalten der quer orientierten Variante im Zeitfestigkeitsgebiet erklärt werden.

6.7.2 Durchschweißgrad

Der Einfluss des Durchschweißgrades auf die Schwingfestigkeitseigenschaften wurde mittels Doppelpunkt-Scherzugproben für H320LA-Verbindungen der Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm untersucht. Die Einschweißtiefe der mit Fokusdurchmessers $d_f = 0,68$ mm erzeugten Steppnähte wurde durch Anpassung der Laserleistung variiert. Die Einschweißtiefe ins Unterblech beträgt bei den Schweißnähten der Versuchsreihe D1 ca. 0,4 mm, bei der Reihe D2 ca. 0,6 mm und bei der Reihe D3 ca. 0,8 mm.

In Bild 6.18 sind die Wöhlerlinien der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ in Abhängigkeit des Durchschweißgrades dargestellt. Die Varianten D1 und D2 zeichnen sich durch eine für die bisherigen Versuche ungewöhnlich große Streuung aus. Die Streuspannen T_N liegen bei Werten von etwa 7. Bei der Serie der höchsten Schweißleistung D3 geht die Streuung bereits deutlich zurück ($T_N = 2,4$). Als Referenz sind zusätzlich Wöhlerlinien mittels Fokusdurchmesser $d_f = 0,68$ mm (Referenz I) und $d_f = 0,34$ mm (Referenz II) vollständig durchgeschweißter Steppnähte gleicher Nahtlänge dargestellt.

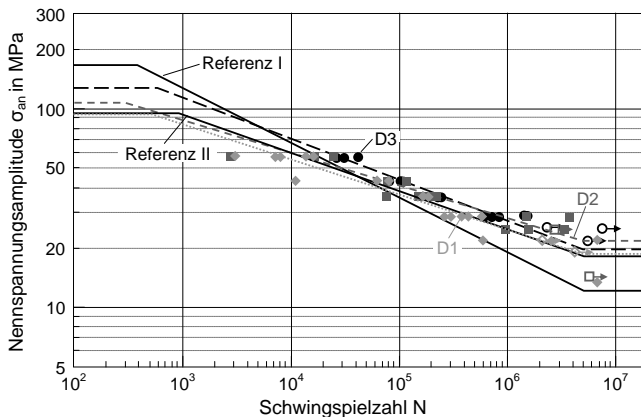


Bild 6.18: Einfluss des Durchschweißgrades, Vergleich der Wöhlerlinien der eingeschweißten Varianten mit der satten Durchschweißung, Fokusdurchmesser $d_f = 0,68$ mm (Referenz I) und $d_f = 0,34$ mm (Referenz II) (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, Spaltmaß 0,15 mm, Steppnaht, Nahtlänge 22,5 mm).

Im statischen Bereich verbessert sich das Festigkeitsverhalten der Schweißnähte des Fokusdurchmessers $d_f = 0,68$ mm mit zunehmendem Durchschweißgrad. Der höchste Wert wird dort durch die vollständig durchgeschweißte Variante (Referenz I) erzielt. Die statischen Eigenschaften der Verbindungen des Fokusdurchmessers $d_f = 0,34$ mm (Referenz II) liegen in etwa im Bereich der geringsten Durchschweißgrades D1.

Die im Dauerfestigkeitsbereich ertragbaren Nennspannungsamplituden und die berechneten, auf die Nähte des Durchschweißgrades D3 bezogenen Lebensdauerfaktoren sind in Bild 6.19 für die Verbindungen der drei Durchschweißgrade D1 bis D3 und der beiden Referenzvarianten I und II dargestellt.

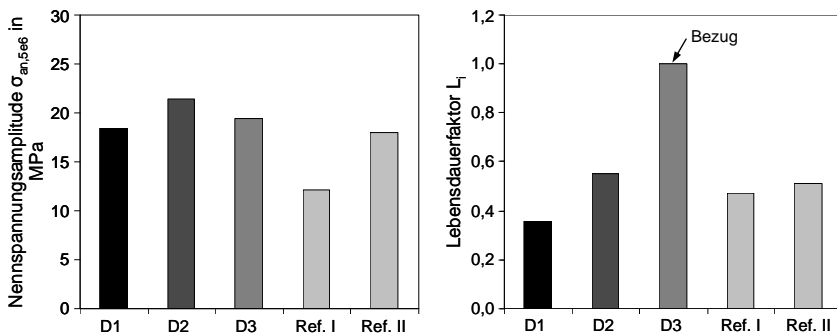


Bild 6.19: Einfluss des Durchschweißgrades auf die Nennspannungsamplitude $\sigma_{an,5e6}$ und den auf die Variante D3 bezogenen Lebensdauerfaktor L_i (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, Steppnaht, Nahtlänge 22,5 mm).

Die im Dauerfestigkeitsbereich ertragbare Nennspannungsamplitude liegt bei den Varianten D2 und D3 etwas höher als bei der Variante mit der geringsten Einschweißtiefe D1 und deutlich höher als bei der vollständig durchgeschweißten Variante (Referenz I). Bei der durch den Fokusbereich $d_f = 0,34$ mm erzeugte Variante (Referenz II) liegt dieser Wert in etwa auf dem Niveau der Variante D1. Ursächlich für die mit abnehmendem Durchschweißgrad bzw. Fokusbereich steigenden im Dauerfestigkeitsbereich ertragbaren Spannungsamplituden sind die beiden bereits in Kapitel 6.2.2 bei der Diskussion der Ergebnisse zum Einfluss der Schweißnahtbreite aufgeführten, relevanten Zusammenhängen. Zum einen ist dies die mit abnehmender eingesetzter Streckenenergie steigende Gefügeaufhärtung und der damit einhergehenden Erhöhung der Dauerfestigkeit des Schweißgefüges und zum anderen die bezüglich der Schwingfestigkeit bestehende „optimalen Anbindebreite“, die nach Berechnungen aus [74] das ca. 0,9 bis 1,1-fache der Blechdicke beträgt.

Die auf die Variante D3 bezogenen Lebensdauerfaktoren nehmen bei den Varianten D1 bis D3 mit steigender Einschweißtiefe zu. Aufgrund der deutlichen Vorteile im statischen Bereich weist die Variante D3 trotz der gegenüber der Variante D2 geringeren Dauerfestigkeit die höchste Lebensdauer auf. Die Lebensdauer der vollständig durchgeschweißten Variante des Fokusbereichs $d_f = 0,68$ mm (Referenz I) beträgt aufgrund der erheblichen Nachteile im Dauerfestigkeitsbereich nur etwa die Hälfte der günstigsten Variante D3. Die Lebensdauer der Variante D1 mit der geringsten Ein-

schweißtiefe von im Mittel nur ca. 0,4 mm fällt gegenüber allen anderen Verbindungen deutlich ab. Ursache hierfür ist, dass schon bei geringen Prozessschwankungen die erforderliche Einschweißtiefe unterschritten wird. Durch dies weisen die Nähte der Variante D1 in einigen Bereichen zu geringe Anbindebreiten und teilweise auch lokale Anbindefehler auf. Bei der Variante D1 führt dieser Mechanismus zu Frühausfällen, die im Gegensatz zu den stärker durchgeschweißten Verbindungen durch Nahtbruch in der Fügeebene versagen. Durch diesen Zusammenhang lassen sich die hohe Streuungen der Wöhlerlinie der Varianten D1 und D2 erklären.

6.7.3 Beschichtung

In den in Kapitel 5.5.3 erläuterten, quasistatisch durchgeführten Untersuchungen konnte kein Einfluss der Beschichtung auf die Tragfähigkeit der Verbindung festgestellt werden. Durch Untersuchungen mit Doppelpunkt-Scherzugproben elektrolytisch verzinkter und im Überlappbereich mechanisch entzinkter Bleche wurde überprüft, ob dies unter schwingender Belastung ebenfalls der Fall ist. Um den Einfluss unterschiedlicher Grundwerkstoffeigenschaften auszuschließen, wurde alle Versuchsproben derselben Blechcharge des Werkstoffs H320LA der Blechdicke 1,0 mm entnommen. Zur Sicherstellung der Vergleichbarkeit der Ergebnisse wurden beide Varianten mit demselben Fügemaß von 0,15 mm verschweißt. In Bild 6.20 sind die Wöhlerlinien der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ für die Verbindungen der beschichteten und entzinkten Bleche dargestellt.

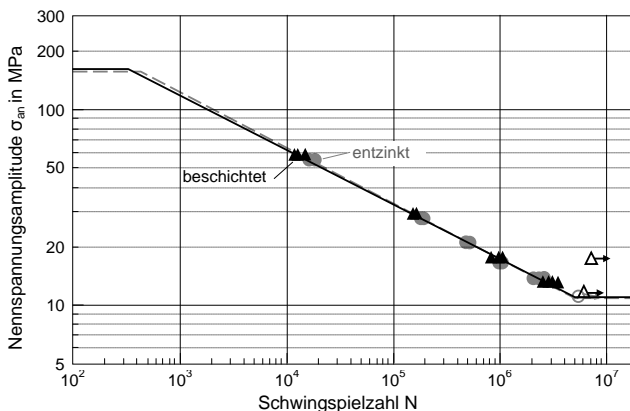


Bild 6.20: Einfluss der Beschichtung, Vergleich der Wöhlerlinien der Verbindungen beschichteter und entzinkter Bleche (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Spaltmaß 0,15 mm, Klammer 22,5 mm).

Wie aus dem Wöhlerdiagramm eindeutig hervorgeht, hat die Beschichtung bei Einhaltung des zur Entgasung notwendigen Fügespaltmaßes keinen Einfluss auf die Schwingfestigkeit der Verbindung. Es kann daher vermutet werden, dass die in einigen veröffentlichten Untersuchungen berichtete, auf die Beschichtung zurückgeführte Schwingfestigkeitszunahme in den meisten Fällen vermutlich auf ein gegenüber der unbeschichteten Variante erhöhtes Fügespaltmaß zurückzuführen ist. Durch das erhöhte Spaltmaß wäre in diesem Fall die Anbindebreite der Verbindungen beschichteter Bleche gegenüber der Anbindebreite der üblicherweise unter Nullspalt verschweißten unbeschichteten Bleche deutlich erhöht. Insbesondere bei einem großen Verhältnis von Blechdicke zu Fokusdurchmesser führt dieser Mechanismus zu verbesserten Schwingfestigkeitseigenschaften.

6.8 Festigkeitsvergleich mit Punktschweißverbindungen

Entsprechend dem Vorgehen zur Bewertung der Verbindungseigenschaften bei quasi-statisch aufgebrachter Belastung wurden zur Schwingfestigkeitsbewertung der laserstrahlgeschweißten Verbindungen im Verhältnis zu den entsprechenden widerstandspunktgeschweißten Varianten vergleichende Schwingfestigkeitsuntersuchungen durchgeführt. Bild 6.21 zeigt die Wöhlerlinien der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ für die mittels Doppelpunkt-Scherzugproben geprüften 1,0 mm-Verbindungen des Werkstoffs H320LA.

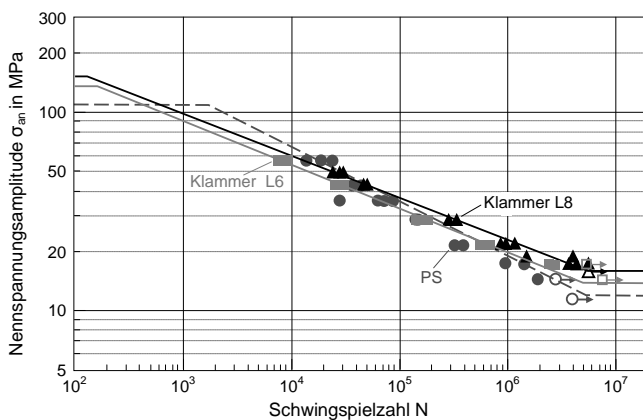


Bild 6.21: Einfluss des Fügeverfahrens, Vergleich der Wöhlerlinien laserstrahl- und punktschweißter Verbindungen (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,51$ mm, Spaltmaß 0,15 mm, Klammernähte Nahtlänge 15,0 und 22,5 mm, Schweißblinsendurchmesser 6,5 mm (entsprechend Vorgabe $\varnothing = 4 \times \sqrt{t}$ aus [108])).

Die Versuche wurden für laserstrahlgeschweißte Klammernähte der Nahtlänge 15,0 und 22,5 mm und für widerstandspunktgeschweißten Verbindungen mit einem Schweißpunktdurchmesser von ca. 6,5 mm durchgeführt. Der Punktdurchmesser liegt damit im Bereich der in der Praxis realisierten Durchmesser, die zwischen dem nach Gleichung $4 \cdot \sqrt{t}$ zu ermittelten Mindestpunktdurchmesser und dem maximalen schweißtechnisch zu erzielenden Durchmesser liegen sollten [108].

Die Wöhlerlinien der Klammernähte verlaufen deutlich flacher und weisen sowohl im statischen als auch im Dauerfestigkeitsbereich höhere, auf die Blechquerschnittsfläche bezogene ertragbare Nennspannungsamplituden auf. Der Vorteil der dauerhaft ertragbaren Nennspannungsamplitude beträgt bei der Nahtlänge 15 mm ca. 36 % und ca. 58 % bei der Nahtlänge 22,5 mm. Die berechnete Lebensdauer der 22,5 mm-Klammernaht liegt um etwa Faktor 1,8 über der der Punktschweißverbindung. Die laserstrahlgeschweißte 15,0 mm Naht weist in etwa die Lebensdauer der entsprechenden Punktschweißverbindung auf. Die als „Äquivalenznahtlänge“ bezeichnete, abgewinkelte Schweißnahtlänge, bei der eine dem Punktschweißpunkt entsprechende Tragfähigkeit erzielt wird, liegt demnach bei dynamisch schwingend aufgebrachter Belastung etwas höher als bei quasistatisch aufgebrachter Last (vgl. Kapitel 5.6).

6.9 Versagen bei dynamisch schwingender Belastung

Die Kerbwirkung bestimmt die Schwingfestigkeit in besonders hohem Maße. Bei den untersuchten Überlappschweißungen dominiert die in der Fügeebene am Nahtübergang herrschende Kerbwirkung im Bereich der Schweißnahtenden den Schädigungsvorgang. Der geometrischen Kerbwirkung ist zusätzlich eine metallurgische Kerbwirkung, die durch die Unstetigkeit der mechanischen Gefügeeigenschaften am Übergang zwischen Schweißnaht- und Grundwerkstoffgefüge verursacht wird, überlagert.

Versagensvorgang und -ort

Durch Untersuchungen an geprüften Proben konnte bestätigt werden, dass der Schwingriss von der scharfen, rissartigen Kerbe am Nahtübergang in der Fügeebene ausgeht. Im weiteren Verlauf breitet sich der Riss im Bereich der Wärmeeinflusszone senkrecht zur Blechebene in Richtung Oberfläche aus. Aufgrund der sehr scharfen, rissartigen Kerbe ist davon auszugehen, dass der Anriss gemessen an der Gesamtlebensdauer relativ früh erfolgt. Die nachfolgende Rissausbreitung ist von der Spannungsintensität im Bereich der Risspitze und vom Risswiderstand des Werkstoffs abhängig. Nachdem die Schädigung die Blechoberfläche erreicht hat, erfolgt die Riss-

ausbreitung in der WEZ entlang der Schweißnaht. Das endgültige Versagen durch Restbruch erfolgt, sobald die Kollapslast des unbeschädigten Restquerschnitts erreicht ist. Wie aus Bild 6.22 deutlich wird, kann der Anriss und der nachfolgende Bruch bezüglich der Einschweißrichtung auf der Ober- oder auf der Unterseite der Probe erfolgen. Häufig ist auf der dem Bruch gegenüberliegenden Blechseite ein bereits an der Oberfläche ausgetretener, zweiter Riss erkennbar.

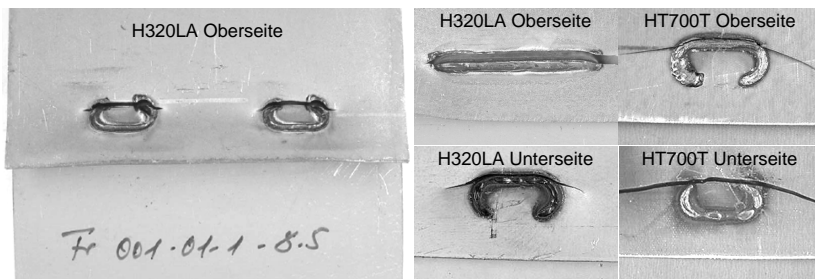


Bild 6.22: Typische Versagensbilder im Schwingfestigkeitsversuch.

Einfluss der Grundwerkstoffgüte

Bei glatten Stahlwerkstoffproben kann zwischen der Zugfestigkeit R_m und der Wechselfestigkeit σ_w bis zu einer Zugfestigkeit von 1400 N/mm^2 eine um ein additives Glied modifizierte Proportionalität angegeben werden [110]. Für ein Spannungsverhältnis von $R = -1$ gilt:

$$\sigma_D \approx 0,38 \cdot R_m + 30 \quad (6.7)$$

Dies bedeutet, dass mit steigender Grundwerkstofffestigkeit bzw. mit zunehmender Schweißnahtaufhärtung das im Bereich der Schweißnaht vorliegenden Gefüge eine höhere Dauerfestigkeit aufweist. Die Dauerfestigkeit der gesamten Schweißverbindung ist von lokalen Schädigungsvorgängen im Bereich der Risseinleitung abhängig. Ohne den Einfluss der Kerbwirkung würden diese zum Anriss führenden Schädigungen bei erhöhter Dauerfestigkeit des Gefüges infolge einer höheren Grundwerkstofffestigkeit bzw. höheren Gefügeaufhärtungen erst bei höheren Beanspruchungen auftreten. Weil der Rissvergrößerungsanteil an der Lebensdauer aber eine große Rolle spielt und das Fortschreiten von Rissen unabhängig von der Grundwerkstofffestigkeit und der Aufhärtung erfolgt, würde die Zunahme der Schwingfestigkeit der Verbindung auch ohne den Einfluss der Kerbwirkung nur unterproportional erfolgen.

Bei Schweißverbindungen bestimmt jedoch die Kerbwirkung der am Nahtübergang vorhandenen, scharfen Kerbe maßgeblich die Dauerfestigkeit der Schweißverbindung.

Der durch die Kerbwirkung verursachte Dauerfestigkeitsverlust ist dabei von der Kerbempfindlichkeit des in an der Kerbe vorliegenden Gefüges abhängig. Nach [110] kann der Dauerfestigkeitsverlust durch einen Abminderungsfaktor γ_k ausgedrückt werden. Für ferritische Stähle gilt für diesen Faktor bei vorhandenen scharfen Kerben in Abhängigkeit der Blechdicke t und der Zugfestigkeit R_m :

$$\gamma_k \propto \frac{1}{\sqrt{t \cdot R_m}} \quad (6.8)$$

und für austenitische Stähle:

$$\gamma_k \propto \frac{1}{\sqrt{t \cdot R_m}} \quad (6.9)$$

Aus Gleichung 6.8 folgt, dass bei Schweißverbindungen ferritischer Stähle die mit steigender Zugfestigkeit zunehmende Dauerfestigkeit des Grundwerkstoffs ($\sigma_w \propto R_m$) durch die ebenfalls mit steigender Zugfestigkeit einhergehende zunehmende Kerbempfindlichkeit vollständig aufgezehrt wird. Bei austenitischen Stählen verbleibt dagegen ein zu $\sqrt{R_m}$ proportionaler Dauerfestigkeitsgewinn.

Durch den erläuterten Zusammenhang lässt sich begründen, dass die Schweißverbindungen des ferritischen Stahls HT700T trotz der deutlich höheren Zugfestigkeit des Grundwerkstoffs gegenüber den Verbindungen des ebenfalls ferritischen H320LA keine gesteigerten Schwingfestigkeiten aufweisen. Weiterhin muss davon ausgegangen werden, dass auch die mit abnehmender eingesetzter Streckenenergie zunehmende Gefügeaufhärtung im Bereich der Schweißnaht zu keiner Steigerung der Schwingfestigkeit führt. Daraus würde folgen, dass die Schwingfestigkeitsunterschiede der mit unterschiedlichen Fokusdurchmessern erzeugten Schweißverbindungen und der nicht vollständig durchgeschweißten Verbindungen nicht durch höhere Gefügeaufhärtungen begründet sind.

6.10 Synopsis

Durch die in diesem Kapitel erläuterten, unter dynamisch schwingender Belastung durchgeführten Untersuchungen wurde der Einfluss der Nahtgestaltung auf das Schwingfestigkeitsverhalten remoteschweißter Laserschweißverbindungen unterschiedlicher Nahtmuster untersucht. Die Untersuchungsergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen.

Die **Nahtlänge** hat entsprechend dem Verhalten bei quasistatischer Lastaufbringung auch unter dynamisch schwingender Belastung einen starken Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit. Die in Wöhlerversuchen ermittelte Zunahme der dauerhaft ertragbaren Nennspannungsamplitude mit steigender Schweißnahtlänge erfolgt unterproportional und beträgt bei Erhöhung der Nahtlänge um 50 % ca. 30 %. Der Einfluss der Grundwerkstoffgüte, Blechdickenkombination, Schweißnahtbreite (Fokussdurchmesser) und des Schweißnahtmusters auf die Zunahme der dauerhaft ertragbare Spannungsamplitude mit steigender Nahtlänge ist gering und daher vernachlässigbar.

Die **Nahtbreite**, bei welcher eine laserstrahlgeschweißte Verbindung das günstigste Schwingfestigkeitsverhalten aufweist, ist von der Blechdickenkombination abhängig. Bei Verbindungen der Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm beträgt die Anbindebreite, bei der die höchste dauerhaft ertragbare Nennspannungsamplitude erreicht wird, ca. 1,2 mm. Sowohl durch geringere als auch durch höhere Anbindebreite wird ein Abfall der dauerhaft ertragbaren Spannungsamplitude der Verbindungen beobachtet. Dieser Zusammenhang wird durch eine veröffentlichte, rechnerische Untersuchung bestätigt, nach welcher bei Überlappverbindungen bei Anbindebreiten des 0,9 bis 1,2-fachen der Blechdicke ein Optimum existiert, bei welchem durch die günstigsten Spannungsverhältnisse in der Schweißnaht die höchsten Dauerfestigkeiten erreicht werden.

Der Einfluss des **Schweißnahtmusters** auf die Schwingfestigkeitseigenschaften ist unter Scherzugbelastung deutlich stärker ausgeprägt als bei statisch belasteten Verbindungen. Die dauerhaft ertragbare Spannungsamplitude der Verbindung des günstigsten Nahtmusters Stepp liegt bei derselben abgewinkelten Nahtlänge um ca. 40 % über dem geringsten Wert, der bei Verbindungen des Nahtmusters Kreis erreicht wird. Insgesamt betrachtet kann festgestellt werden, dass das Schwingfestigkeitsverhalten bei scherzugbelasteten Verbindungen sich mit steigendem Anteil an in Kraftflussrichtung projizierter Nahtlänge verbessert.

Wöhlerversuche mit unterschiedlichen **Schweißnahtorientierungen** in Bezug auf die angreifende Kraft haben bestätigt, dass mit steigendem Anteil an in Kraftflussrichtung projizierter Nahtlänge die Schwingfestigkeit der Verbindung ansteigt. Die Unterschiede in der dauerhaft ertragbaren Spannungsamplitude zwischen den Verbindungen mit quer- und längsorientierten Schweißnähten sind jedoch gering und betragen beim Nahtmuster Klammer nur ca. 8 %.

Die Schwingfestigkeitsuntersuchungen mit unterschiedlichen **Blechdickenkombinationen** haben gezeigt, dass die von den Verbindungen dauerhaft ertragbare Spannungs-

amplitude bei Einhaltung der geforderten, blechdickenabhängigen Mindestanbindebreite bei allen Werkstoffen proportional zur Blechdicke ansteigt.

Die Wöhlerversuche zum Einfluss der **Grundwerkstoffgüte** zeigen, dass die Schwingfestigkeitseigenschaften der geschweißten Verbindungen unabhängig von der Festigkeit des Grundwerkstoffs sind. Im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit liegen die Wöhlerlinien der Werkstoffe HT700T und H320LA bei allen Blechdickenkombinationen und Beanspruchungsrichtungen deckungsgleich. Dieser bei allen Schweißverbindungen beobachtete Zusammenhang ist auf die mit steigender Festigkeit zunehmende Kerbempfindlichkeit des Schweißgutes, die der höheren Dauerfestigkeit des höherfesten Grundwerkstoffs entgegenwirkt, zurückzuführen.

Der Einfluss des **Fügespaltmaßes** auf die Schwingfestigkeitseigenschaften wird durch zwei Mechanismen bedingt. Zum einen wird bei Unterschreitung des zur Entgasung minimal notwendigen Spaltmaßes bzw. bei Überschreitung des maximal prozesssicher überbrückbaren Fügespaltmaßes die Schwingfestigkeit der Verbindung durch auftretende Nahtfehler herabgesetzt. Zum anderen wird die Schwingfestigkeit durch die vom Fügespaltmaß abhängigen Anbindebreite beeinflusst. Dies führt bei Verbindungen mit Anbindebreiten unterhalb der bezüglich der Schwingfestigkeit „optimalen“ Breite zu mit steigendem Spaltmaß zunehmenden ertragbaren Spannungsamplituden.

Die **Beschichtung** hat bei Einhaltung des zur Zinkentgasung notwendigen Fügespaltmaßes keinen Einfluss auf die Schwingfestigkeitseigenschaften. In veröffentlichten Untersuchungen ermittelte Unterschiede zwischen der Tragfähigkeit von Verbindungen beschichteter und blanker Bleche sind auf die Auswirkungen von unterschiedlichen eingestellten Fügespaltmaßen bzw. auf unzureichende Schweißnahtqualitäten durch zu geringe Spaltmaße zurückzuführen.

Die mit Verbindungen unterschiedlicher **Durchschweißgrade** durchgeführten Wöhlerversuche haben gezeigt, dass wie bei quasistatisch belasteten Verbindungen bereits Einschweißstiefen ins Unterblech von mehr als 0,4 mm nahezu die volle Verbindungsfestigkeit erzielt wird. Ab diesem Wert sind die bei verschiedenen Durchschweißgraden unterschiedlichen dauerhaft ertragbaren Nennspannungsamplituden auf den Einfluss unterschiedlicher Anbindebreiten und Aufhärtungen zurückzuführen.

Die Nahtlänge der Laserschweißnaht, bei welcher unter dynamisch schwingender Belastung eine dem **Norm-Widerstandsschweißpunkt entsprechende Schwingfestigkeit** erzielt wird, steigt linear mit der Blechdicke an.

7 Zusammenfassung

Aufgrund wirtschaftlicher und technologischer Vorteile ist das Remote-Laserstrahlschweißen von I-Nähten unterschiedlicher Nahtmuster am Überlappstoß in der Karosseriefertigung eine Alternative zum Widerstandspunktschweißen. Die Festigkeitseigenschaften der Bauteile können durch dieses neu entwickelte Fügeverfahren durch gezielte Anpassung der Schweißnahtabmessungen und -muster und durch eine optimierte Anordnung der Schweißnähte auf dem Bauteil hinsichtlich der im Betrieb auftretenden Beanspruchungen unter Berücksichtigung der Wirtschaftlichkeit des Verfahrens angepasst werden.

Die Recherche des veröffentlichten Kenntnisstands ergab, dass der Schwerpunkt bisheriger Untersuchungen bezüglich des Festigkeitsverhaltens laserstrahlgeschweißter Stahl-Feinblechverbindungen unter statischer und dynamisch schwingender Beanspruchung auf der Ermittlung der Eigenschaften durchgehender, linearer Stumpf- und I-Nahtverbindungen lag. Die wenigen Untersuchungen bezüglich der Eigenschaften unterbrochener Schweißnähte am Überlappstoß hatten meist nur exemplarischen Charakter und bezogen sich nur auf den Vergleich einzelner Parameter. Eine umfassende Darstellung der festigkeitsrelevanten Einflussgrößen auf das Verhalten laserstrahlgeschweißter, nichtlinearer Verbindungen und deren quantitative Beschreibung existiert bisher jedoch noch nicht. Der Grund hierfür liegt vermutlich in der eingeschränkten Verfügbarkeit der noch jungen Technologie einerseits und im hohen zur experimentellen Bestimmung der Zusammenhänge notwendigen Versuchsaufwand andererseits.

Vor diesem Hintergrund leitete sich das Ziel dieser Arbeit, das Potential der Remote-Laserstrahlschweißtechnik bezüglich der Optimierung der Festigkeitseigenschaften laserstrahlgeschweißter Überlappverbindungen des Karosserierohbaus darzustellen, ab. Hierzu wurden im ersten Schritt die festigkeitsrelevanten Einflussgrößen identifiziert. Im zweiten Schritt - dem Kern der Dissertation - wurde deren quantitativer Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit durch statische und dynamisch-zyklische Untersuchungen mittels Scher-, KS2- und Schälzugproben analysiert. Begleitend zu den Festigkeitsuntersuchungen wurden zur Ermittlung der versagensrelevanten Verbindungseigenschaften Spannungs-Dehnungsmessungen während des Prüfvorgangs und metallographische Untersuchungen der Gefüge im Bereich der Schweißnaht durchgeführt.

Die in der Arbeit untersuchten Laserschweißnähte unterschiedlicher Nahtmuster am Überlappstoß wurden mittels des bei der DaimlerChrysler AG entwickelten, robotergeführten Remote-Schweißverfahrens „RobScan“ erzeugt. Vor dem Hintergrund einer potentiellen Serienanwendung wurden die Versuche bezüglich Grundwerkstoffe, Blechdickenpaarungen, Korrosionsschutzbeschichtungen der Bleche und Fertigungsparametern an den Anforderungen des Karosserierohbaus ausgerichtet.

Die zur Identifizierung der Einflussgrößen auf die Festigkeitseigenschaften remotegeschweißter Verbindungen durchgeführten Untersuchungen ergaben, dass diese neben den durch konstruktive Bauteilvorgaben festgelegten Parametern Blechdicke und Grundwerkstoffgüte und der im Betrieb auf die Fügestelle einwirkenden Belastungsart und -Richtung vor allem durch die Schweißnahtlänge beeinflusst wird. Parameter, die die Festigkeitseigenschaften deutlich beeinflussen, und neben der Nahtlänge zur Optimierung herangezogen werden können, stellen die Anbindebreite, Schweißnahtmuster und Orientierung der Schweißnaht bezüglich der angreifenden Last dar. Einflussgrößen, die in direkter Verbindung mit dem Schweißprozess stehen und ebenfalls Auswirkungen auf die Festigkeit der erzeugten Verbindung haben können, sind der Durchschweißgrad, das Fügespaltmaß und die Beschichtung der Fügepartner.

Die Erkenntnisse aus den zur Quantifizierung des Einflusses der genannten, festigkeitsrelevanten Parameter durchgeführten quasistatischen und dynamisch-zyklischen Untersuchungen können wie folgt zusammengefasst werden.

Die Untersuchungen zum Einfluss der abgewickelten **Nahtlänge** ergaben, dass diese einen dominanten Einfluss auf die statische und dynamisch zyklische Verbindungsfestigkeit aufweist. Es wurde gezeigt, dass die Tragfähigkeit der Schweißnaht mit steigender Nahtlänge annähernd linear zunimmt, die Zunahme im Verhältnis zur Steigerung der Nahtlänge jedoch geringer ausfällt. Bei Verdopplung der Nahtlänge beträgt die prozentuale Zunahme abhängig von der Beanspruchungsrichtung und -Art der Blechdicke und der eingesetzten Probengeometrie zwischen ca. 40 und 90 %. Bezüglich des Einflusses der Belastungsrichtung wurde festgestellt, dass die prozentuale Festigkeitszunahme ausgehend von der Scherzugbelastung mit steigendem Lastwinkel hin zur Kopfzugbelastung infolge unterschiedlicher Beanspruchungszustände im Bereich der Fügestelle deutlich abnimmt. Die Ursache für die von der Probengeometrie und Blechdickenkombination abhängige Festigkeitszunahme konnte auf daraus resultierende Unterschiede in der Probensteifigkeit und -Verformung zurückgeführt werden. Für die bei der Festigkeitsauslegung zur Bestimmung der erforderlichen Schweißnahtlänge anzusetzenden Skalierungsfaktoren, welche die mit zunehmender

Nahtlänge eintretende Festigkeitssteigerung berücksichtigen, wurden in Abhängigkeit der lokalen Steifigkeit und Belastungsrichtung spezifische Werte ermittelt.

Zur vollen Ausnutzung der Grundwerkstofffestigkeit wird bei der Schweißnahtauslegung eine **Schweißnahtbreite**, bei der beim Erreichen der maximalen Tragfähigkeit der Verbindung mit Sicherheit kein Versagen durch Bruch der Schweißnaht in der Fügeebene eintritt, gefordert. Die für diese Forderung erforderliche Mindestanbindebreite der Schweißnaht in der Fügeebene ist blechdicken- und lastrichtungsabhängig. Die quasistatischen Untersuchungen haben gezeigt, dass der gebräuchliche pauschale Praxis-Richtwert für die Mindestanbindebreite von 0,8-mal der Blechdicke des dünneren Fügepartners insbesondere bei reiner Scherzugbelastung zu knapp bemessen ist und auf 1,0-mal der Blechdicke erhöht werden sollte. Mittels einer rechnerischen Betrachtung wurde gezeigt, dass die Mindestanbindebreite zum einen durch die von der Lastrichtung abhängigen Beanspruchungszustände in den versagensrelevanten Querschnitten und zum anderen durch die Gefügaufhärtungen infolge des Schweißprozesses bestimmt wird. In Abhängigkeit der Gefügaufhärtungen liegt die rechnerisch abgeschätzte Mindestanbindebreite bei scherzugbelasteten Verbindungen im Bereich des 0,8 bis 1,2-fachen und bei kopfzugbelasteten Verbindungen im Bereich des 0,3 bis 0,4-fachen der Blechdicke. Die Ergebnisse der dynamisch-zyklischen Untersuchungen mit unterschiedlichen Nahtbreiten ergaben ebenfalls eine Abhängigkeit der Verbindungsfestigkeit von der Anbindebreite. Es konnte gezeigt werden, dass bei Anbindebreiten im Bereich des einfachen der Blechdicke ein Optimum existiert, bei welchem infolge der günstigsten Spannungsverhältnisse in der Schweißnaht die höchsten Dauerfestigkeiten erreicht werden. Bei Verbindungen mit geringerer bzw. größerer Anbindebreite wurde ein Abfall der ertragbaren Spannungsamplitude beobachtet.

Untersuchungen an Verbindungen mit unterschiedlichen **Schweißnahtmustern** ergaben, dass der Einfluss des geometrischen Verlaufs der Schweißnaht auf die Tragfähigkeit bei konstanter abgewickelter Nahtlänge eher gering ist. Die Ursache für die geringen Unterschiede wurde auf die bei zunehmender Belastung der Schweißnaht an den Spannungsmaxima auftretenden plastischen Verformungen, welche einen Lastausgleich durch Lastumlagerung auf Bereiche geringerer Beanspruchung bewirken, zurückgeführt. Untersuchungen unter Scherzugbelastung ergaben, dass im Allgemeinen gestreckte Nahtmuster aufgrund ihres hohen Anteils quer zur Belastungsrichtung orientierter Nahtlänge höhere Tragfähigkeiten als gedrungene Nahtmuster derselben abgewickelten Länge aufweisen. Demgegenüber konnte gezeigt werden, dass unter Kopfzugbelastung gedrungene Nahtmuster aufgrund der günstigeren Spannungsverteilung tendenziell höhere Tragfähigkeiten als gestreckte Nahtmuster aufweisen. Unter

dynamisch schwingender Scherzugbelastung wurde beim untersuchten Werkstoff H320LA das den quasistatischen Untersuchungen entsprechende Verhalten beobachtet. Die dauerfest ertragbare Nennspannungsamplitude stieg mit zunehmendem Anteil quer zur Belastungsrichtung orientierter Nahtlänge an und lag beim Nahtmuster Stepp bei allen Verbindungen deutlich über dem Wert der entsprechenden Klammernaht.

Quasistatische Scherzuguntersuchungen mit unterschiedlichen **Schweißnahtorientierungen** in Bezug auf die angreifende Kraft ergaben entsprechend den Erkenntnissen zum Einfluss der Nahtgeometrie ebenfalls, dass mit zunehmendem Anteil quer zur Belastungsrichtung orientierter Nahtlänge die Tragfähigkeit der Verbindung etwas ansteigt. Die in dynamisch zyklischen Untersuchungen zwischen Quer- und Längsorientierung ermittelten Unterschiede in der dauerfest ertragbaren Spannungsamplitude waren ebenfalls gering und betrugen beim Nahtmuster Klammer nur ca. 8 %.

Untersuchungen an unterschiedlichen **Blechdickenkombinationen** haben gezeigt, dass die Tragfähigkeit der Verbindung bei Einhaltung der geforderten, blechdickenabhängigen Mindestanbindebreite bei allen Belastungsrichtungen proportional zur Blechdicke ansteigt. Unter dynamisch schwingender Beanspruchung wurden im oberen Zeitfestigkeitsgebiet geringe Vorteile der Verbindungen geringerer Blechstärke ermittelt.

Untersuchungen zum Einfluss der **Grundwerkstoffgüte** haben gezeigt, dass die Tragfähigkeit der Verbindungen unter quasistatischer Scherzugbelastung mit steigender Zugfestigkeit zunimmt. Die Tragfähigkeitszunahme erfolgt jedoch unterproportional. Unter quasistatischer Kopf- und Schälzugbelastung hat sich jedoch gezeigt, dass bei diesen Belastungsarten die Tragfähigkeit nahezu unabhängig von der Grundwerkstoffgüte ist. Die Ergebnisse der Wöhlerversuche zeigten bei allen Blechdickenkombinationen und Beanspruchungsrichtungen eine deutliche Unabhängigkeit der Schwingfestigkeitseigenschaften von der Grundwerkstoffgüte. Dieser bei allen Schweißverbindungen beobachtete Zusammenhang konnte durch die mit steigender Festigkeit zunehmende Kerbempfindlichkeit des Schweißgutes, die der höheren Dauerfestigkeit des härtesten Grundwerkstoffs entgegenwirkt, erklärt werden.

In Untersuchungen mit unterschiedlichen **Fügespaltmaßen** wurde festgestellt, dass die Tragfähigkeit der Verbindungen, die durch Bruch im Schweißnahtquerschnitt versagen, mit steigendem Fügespaltmaß bis zu einem blechdickenabhängigen Höchstwert ansteigt. Durch metallographische Untersuchungen konnte nachgewiesen werden, dass dies auf die mit zunehmenden Spaltmaß ansteigende Anbindebreite in der Fügeebene zurückzuführen ist. Bei Überschreiten eines blechdickenabhängigen Spaltmaßes, bei

welchem keine bzw. nur noch eine unzureichende Anbindung erfolgt, wurden bei allen Verbindungen stark abfallende Tragfähigkeitswerte beobachtet.

Durch Untersuchungen mit unterschiedlichen **Korrosionsschutzbeschichtungen** konnte nachgewiesen werden, dass die Beschichtung bei Einhaltung eines zur Zinkentgasung notwendigen Fügespaltmaßes keinen Einfluss auf die statischen und dynamischen Festigkeitseigenschaften der Verbindung hat.

Quasistatische Untersuchungen mit unterschiedlichen, als **Durchschweißgrad** bezeichneten Einschweißtiefen ins Unterblech ergaben, dass unabhängig von der zu verschweißenden Blechdickenkombination bereits ab Einschweißtiefen in das Unterblech von 0,4 mm mehr als 90 % der Tragfähigkeit einer vollen Durchschweißung erreicht wird. Die mit Verbindungen unterschiedlicher Durchschweißgrade durchgeführten Wöhlerversuche haben gezeigt, dass bei Einschweißtiefen von mehr als 0,4 mm annähernd die volle dauerfest ertragbare Nennspannungsamplitude erreicht wird.

Insgesamt konnten die im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Erkenntnisse zu einem besseren Verständnis des Festigkeitsverhaltens remotegeschweißter Fügeverbindungen am Überlappstoß mit unterschiedlichen Nahtmustern beitragen. Die umfangreichen experimentellen Untersuchungen haben außerdem die sehr vielfältigen Möglichkeiten hinsichtlich einer zielgerichteten Anpassung der Festigkeitseigenschaften an die Anforderungen im Betrieb, die durch den Einsatz der Remote-Laserstrahlschweißtechnik erschlossen werden können, deutlich gemacht. Durch die mit widerstandspunktgeschweißten Verbindungen angestellten, vergleichenden Betrachtungen können die gewonnenen Erkenntnisse bei der Vorauslegung von Karosseriebauteilen herangezogen werden. Hinsichtlich der Entwicklung numerischer Auslegungsverfahren für beliebig gestaltete Laserschweißnähte können die Erkenntnisse als Grundlage dienen und zur Validierung der Berechnungsmethoden eingesetzt werden.

8 Literatur und Normenverzeichnis

- [1] Norm DIN 8593 Teil 6 09.03. Fertigungsverfahren Fügen. *Fügen durch Schweißen - Einordnung / Unterteilung / Begriffe*.
- [2] HÜGEL, H., GRAF, T.: *Laser in der Fertigung. Strahlquellen, Systeme, Fertigungsverfahren*. Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden, 2009.
- [3] Norm DIN EN ISO 11145 10.98. *Laser und optische Instrumente – Laser und Laseranlagen – Begriffe und Formelzeichen*.
- [4] GREF, W.: *Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen mit der Fokussmatrixtechnik*. Universität Stuttgart, Dissertation, 2005. In: Laser in der Materialbearbeitung, Forschungsberichte des IFSW. München: Herbert Utz Verlag, 2005.
- [5] DAUSINGER, F.; GREF, W.: *Braucht man zum Schweißen starke Fokussierbarkeit?* Tagungsband der Stuttgarter Lasertage (SLT01), Stuttgart, 2001. Stuttgart, 2001, S.22.
- [6] N.N.: *Tomorrows Automotive Manufacturing*. Studie der McKinsey & Company und des Werkzeugmaschinenlabors (WZL) der RWTH Aachen, Aachen, 2005.
- [7] DAUSINGER, F.; GREF, W.; RUß, A.: *Festkörperlaser zum Schweißen: Präziser Strahl schafft neue Potenziale*. Laser Magazin, 2002, Nr.4, S.20.
- [8] Norm DIN EN ISO 15609 Teil 4 10.04. *Anforderungen und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe – Schweißanweisung – Laserstrahlschweißen*.
- [9] UNTERMANN, T.: *Ein Beitrag zum Laserstrahlschweißen unterschiedlicher Stahlsorten: Einfluß von Strahlparametern, Prozeßgasen, Legierungszusammensetzungen und Oberflächenschichten*. Technische Universität Braunschweig, Dissertation, 1997. In: Berichte aus der Lasertechnik. Aachen: Shaker Verlag, 1997.
- [10] Norm DIN EN 729 Teil 1 11.94. *Schweißtechnische Qualitätsanforderungen – Schmelzschweißen metallischer Werkstoffe – Richtlinien zur Auswahl und Verwendung*.

- [11] Norm DIN EN ISO 13919 Teil 1 09.96. *Elektronen- und Laserstrahl-Schweißverbindungen – Leitfaden für Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten – Stahl.*
- [12] BEYER, E., WINDERLICH, B.: *Qualifizierung von Laserverfahren. Charakterisierung laserstrahlgeschweißter Verbindungen, Erarbeitung von Bewertungskriterien für die Schwingfestigkeit von Laserstrahlschweißverbindungen.* In: Forschungsberichte 2000, Bundesministerium für Bildung und Forschung, 2000.
- [13] WINDERLICH, B.; BRENNER, B.; BEYER, E.: *Erarbeitung von Bewertungskriterien für die Schwingfestigkeit von Laserstrahlschweißverbindungen.* In: DVS-Berichte Band 205, Düsseldorf: DVS Verlag, 1999, S. 62.
- [14] BURGET, W.; KNISSEL, H.; MEMHARD, D.: *Grundlegende Untersuchungen zu einer werkstoffmechanischen Bewertung von Laserstrahlschweißnähten. Abschlußbericht zum BMBF-Projekt „Laser 2000 - Qualifizierung laserstrahlgeschweißter Verbindungen“.* In: IWM-Bericht V89/2000, Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik, Reihe V, Band 89 (2000).
- [15] GEIGER, M.; ZÄNKERT, O.: *Prüfmethoden und Bewertungskriterien für CO₂-laserstrahlgeschweißte Grobbleche aus Stahl.* In: Handbuchreihe Laser in der Materialbearbeitung, Band 9. Düsseldorf: VDI-Technologiezentrum Physikalische Technologien, 1996.
- [16] Norm DIN EN ISO 15614 Teil 11 10.02. *Anforderungen und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe – Schweißverfahrensprüfung – Elektronen- und Laserstrahlschweißen.*
- [17] Norm DIN EN 12062 09.02. *Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen – Allgemeine Regeln für metallische Werkstoffe.*
- [18] Norm DIN EN 970 03.97. *Zerstörungsfreie Prüfung von Schmelzschweißnähten – Sichtprüfung.*
- [19] Norm DIN EN 571 Teil 1 03.97. *Zerstörungsfreie Prüfung – Eindringprüfung – Allgemeine Grundlagen.*
- [20] Norm DIN EN 1435 09.02. *Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen – Durchstrahlungsprüfung von Schmelzschweißverbindungen.*
- [21] Norm DIN EN 1714 09.02. *Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen – Ultraschallprüfung von Schweißverbindungen.*
- [22] Norm DIN EN 1290 09.02. *Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen – Magnetpulverprüfung von Schweißverbindungen.*
- [23] Norm DIN EN 1711 09.02. *Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen – Wirbelstromprüfung durch Vektorauswertung.*

- [24] Norm DIN EN 910 05.96. *Zerstörende Prüfung von Schweißnähten an metallischen Werkstoffen – Biegeprüfungen.*
- [25] Norm DIN EN 895 05.99. *Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen – Querzugversuch.*
- [26] Norm DIN EN 876 10.95. *Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen – Längszugversuch an Schweißgut in Schmelzschweißverbindungen.*
- [27] Norm DIN EN ISO 14273 03.02. *Probenmaße und Verfahren für die Scherzugprüfung an Widerstandspunkt-, Rollennaht- und Buckelschweißungen mit geprägten Buckeln.*
- [28] Norm DIN EN ISO 14272 03.02. *Probenmaße und Verfahren für die Kopfzugprüfung an Widerstandspunkt-, Rollennaht- und Buckelschweißungen mit geprägten Buckeln.*
- [29] Norm DIN 50100 02.78. *Werkstoffprüfung – Dauerschwingversuch – Begriffe, Zeichen, Durchführung, Auswertung.*
- [30] Norm DIN EN ISO 14324 07.03. *Widerstandspunktschweißen – Zerstörende Prüfung von Schweißungen – Schwingfestigkeitsprüfung von Punktschweißverbindungen.*
- [31] DIN EN 10045 Teil 1 04.91. *Metallische Werkstoffe – Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy – Prüfverfahren.*
- [32] DILTEY, U.: *Laserstrahlschweißen: Prozesse, Werkstoffe, Fertigung und Prüfung: Handbuch zum BMBF Projektverbund „Qualifizierung von Laserverfahren“ im Rahmen des Förderkonzeptes Laser 2000.* Düsseldorf: DVS Verlag, 2000.
- [33] LANGENBERG, P.; ANDRICH, M.; WEISSENBERG, M.; HARRISSON, P.; WEGMANN, H.: *Vereinfachte Qualifizierung von Laserschweißverbindungen an hochfesten Baustählen bis 15mm Dicke.* In: DVS Berichte Band 237, Düsseldorf: DVS Verlag, 2005.
- [34] Merkblatt DVS 2916 06.78. *Prüfen von Punktschweißverbindungen.*
- [35] Norm DIN EN 1321 Teil 1 12.96. *Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen – Makroskopische und Mikroskopische Untersuchungen von Schweißnähten.*
- [36] Norm DIN EN 1043 Teil 2 11.96 *Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen – Härteprüfung – Mikrohärtprüfung an Schweißverbindungen.*

- [37] RUGE, J.: *Handbuch der Schweißtechnik*, Band 1: Werkstoffe. Berlin, Heidelberg, New York: Springer Verlag, 1980.
- [38] SCHULZE, G.; KRAFKA, P.; NEUMANN, P.: *Schweißtechnik*. Düsseldorf: VDI Verlag, 1992.
- [39] REINHOLD, P.: *Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Grobbleche aus höherfesten Stählen*. Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 2000. In: Reihe Aachener Berichte Fügetechnik; Bd. 16/2000. Aachen: Shaker Verlag, 2000.
- [40] LÜDER, F.: *Prüfung laserstrahlgeschweißter Verbindungen*. Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 2000. In: Reihe Aachener Berichte Fügetechnik; Bd. 3/2002. Aachen: Shaker Verlag, 2000.
- [41] KUßMAUL, K.: *Manuskript zur Vorlesung Werkstoffkunde*. Universität Stuttgart, 1994.
- [42] KALLA, U.: *Einflussgrößen auf die Nahteigenschaften CO₂-laserstrahlgeschweißter Stahlbleche in Dicken von 10 mm bis 20 mm*. Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 1994. In: DVS Berichte Band 167. Düsseldorf: DVS Verlag, 1995.
- [43] KNISSEL, H.: *Entwicklung eines Prüf- und Bewertungskonzeptes für laserstrahlgeschweißte Verbindungen*. Universität Karlsruhe, Dissertation, 1999. In: DVS Berichte Band 206. Düsseldorf: DVS Verlag, 1999.
- [44] KRISTENSEN, J. K.; KARUP, P.: *Testing of laser welds in shipyards and structural steelwork*. In: Exploitation of laser processing in shipyards and structural steelwork, TWI Select Int. Conf., Glasgow, 1996.
- [45] MERCHANT, V. E.; CERVENAN, M. R.; SERGIN, H. J. J.: *New Developments in High Power Laser Welding*, Proc. of the Int. Conf. on Welding for Challenging Environments, Welding Inst. of Canada, Toronto, Ontario, 1985.
- [46] SANDVEN, O. A.: *Laser Surface Treatment with Profiled Laser Beams*. Proc. of the 1st Joint US/Japan Int. Laser Proc. Conf., Laser Inst. of America, Toledo, USA.
- [47] SEYFFARTH, P.: *Aspekte der Schweißbeignung von Baustahl*. In: DVS-Berichte Band 163. Düsseldorf: DVS-Verlag, 1994.
- [48] GHANDEHARI, A.: *Auswirkungen verschiedener Strahlschweißverfahren auf die mechanisch-technologischen Eigenschaften moderner Karosseriestähle*. Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 2001. In: Reihe Aachener Berichte Fügetechnik; Bd. 2/2001. Aachen: Shaker Verlag, 2000.

- [49] CRAMER, H.; LIMLEY, P.: *Einfluss der Bauteilgeometrie auf die Schweißbeugung von Mehrphasen- und Kohlenstoffstählen zum Laserstrahlschweißen*. In: DVS Berichte Band 225. Düsseldorf: DVS Verlag, 2003.
- [50] Norm DIN EN ISO 18265 02.04. *Metallische Werkstoffe - Umwertung von Härtewerten*.
- [51] BLECK, W.: *Werkstoffprüfung in Studium und Praxis*. Aachen: Wissenschaftsverlag Mainz, 1999.
- [52] SCHULZE, G.: *Die Metallurgie des Schweißens*, 3. neubearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin: Springer Verlag, 2004.
- [53] WEISE, S.: *Heißbrissbildung beim Laserstrahlschweißen von Baustählen*. Universität Bremen, Dissertation, 1998. In: Reihe Strahltechnik, Bd. 7. Bremen: BIAS Verlag, 1998.
- [54] MÜSCH, K.: *Untersuchungen zum Einfluss örtlicher Festigkeitsunterschiede (Mismatch) auf das Versagensverhalten von Schweißverbindungen aus höherfesten Feinkornbaustählen*. Technische Universität Aachen, Dissertation, 1998. In: Reihe Aachener Berichte Fügetechnik; Bd. 1/99. Aachen: Shaker Verlag, 1999.
- [55] BARGEL, H.-J.; SCHULZE, G.: *Werkstoffkunde*. Berlin, Heidelberg [u.a.]: Springer, 2004.
- [56] EICHHORN, F.; MENDRICKS, M.; JACHERTZ, H.-P., SPIES, B.: *Analyse der Qualität von Laserstrahl-Schweißverbindungen*. In: DVS Berichte Band 109, Düsseldorf: DVS Verlag, 1987.
- [57] FRINGS, A.: *Methoden der Qualitätsbestimmung von Laserschweißungen an Stahlfeinblechen*. Thyssen Technische Berichte 25, 1993.
- [58] SAUNDERS, F.-I.; WAGONER, R.-H.: *Forming of Tailored-Welded Blanks*. In: Metallurgical and Materials Transactions A, 27 A, 1996.
- [59] CLEEMANN, L.: *Schweißen mit CO₂-Hochleistungslasern*. VDI-Technologiezentrum, Düsseldorf: VDI Verlag, 1987.
- [60] HENDRICKS, M.: *Qualitätsuntersuchungen an Laserschweißverbindungen un-, niedrig- und hochlegierter Stähle*. Technische Universität Aachen, Dissertation, 1991. In: Schweißtechnische Forschungsberichte; Bd. 41. Düsseldorf: DVS Verlag, 1991.
- [61] JACOBSKÖTTER, L.: *Laserstrahlschweißen thermomechanisch gewalzter Grobbleche in Dicken zwischen 10 mm und 30 mm – Vergleich und Kombination mit konventionellen Schweißverfahren*. Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 1996. In: Reihe Aachener Bereiche Fügetechnik; Bd. 2/2001. Aachen: Shaker Verlag, 1996.

- [62] WINDERLICH, B.; SCHÄDLICH, S.; HEIDEL, M.; MEYER, L-W.: *Festigkeitsbewertung von Laserstrahlschweißnähten an Feinkornbaustählen*. DVS Berichte Band 170. Düsseldorf: DVS Verlag, 1994.
- [63] WANG, P. C.: *Calculation of laser beam welding specification for automotive sheet steel*. Welding Research Supplement 1993, S. 155.
- [64] WANG, P. C.; EWING, K.: *A Comparison of fatigue strengths. Laser beams vs. Resistance spot welds*. Welding Journal Bd. 70 (1991) Heft 10, S. 43.
- [65] ONO, M.; KABASAWA, M.; OMURA, M.: *Static and fatigue strength of laser-welded lap joints in thin steel sheet*. Welding International Bd.11 (1997) Heft 6, S. 462.
- [66] BÜHLER, J.: *Remote-Laserstrahlschweißen von hochfesten Karosseriewerkstoffen*. Universität Stuttgart, Institut für Strahlwerkzeuge, Diplomarbeit, 2003.
- [67] BÜRKLE, J.: *Optimierte Gestaltung von Laserschweißnähten*. Fachhochschule Ulm, FB Fahrzeugtechnik, Diplomarbeit, 2005.
- [68] WIDMANN, M.: *Einfluss der Nahtgestaltung auf das Festigkeitsverhalten von Fügeverbindungen*. Fachhochschule Ravensburg-Weingarten, FB Maschinenbau, Diplomarbeit, 2005.
- [69] N. N.: *Schienenfahrzeug-Leichtbaustrukturen aus Stahl*. Forschungsbericht der Studiengesellschaft Stahlanwendungen e. V. (FOSTA), Düsseldorf, 2004.
- [70] GRAHLE, M.: *Widerstandspunktschweißen höherfester niedriglegierter Feinbleche im Automobilbau*. In: DVS Berichte Band 96, Düsseldorf: DVS Verlag, 1985.
- [71] ISSLER, L.; HÄFELE, P.; RUOß, H.: *Festigkeitslehre - Grundlagen*, 2 Auflage. Berlin: Springer Verlag, 2003.
- [72] SONSINO, C.M.; MUELLER, F.: *Konstruktion, Berechnung und Fertigung lasergeschweißter Verbindungen im Automobilbau*. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, LBF Bericht Nr. 6520/3, Darmstadt, 1993.
- [73] FLAVENOT, J.-F.; DEVILLE, J.-P.; CANTELLO, M.; GOBBI, S.-L.: *Fatigue resistance of laser welded lap joints of steel sheets*. Welding Journal Bd. 72 (1993) Heft 5, S. 358.
- [74] KHEZRI, R.; HELIN, W.; FORSMAN, T.; MELANDER, A.; LINDER, J.: *The influence of gap and zinc coating on fatigue properties of laser welded sheet steel*. In: Proc. of the 9th Conference on Laser Materials Processing in the Nordic Countries (NOLAMP) 2003.

- [75] SONSINO, C.M. ; MUELLER, F.: *Konstruktion, Berechnung und Fertigung lasergeschweißter Verbindungen im Automobilbau*. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, LBF-Bericht Nr. 6520/3, Darmstadt, 1993.
- [76] ONO, M.; KAIZU, S.; OMURA, M.; KABASAWA, M.; MORI, K.: *Laser weldability of lap joints in zinc coated steel sheets*. Welding International Bd.12 (1998) Heft 6, S. 425.
- [77] TERASAKI, T.; KITAMURA, T.: *Fatigue strength of laser-welded lap joints*. Welding International Bd.16 (2002) Heft 4, S. 293.
- [78] ZHANG, G.; EBL, M.; SINGH, S.; HAHN, O.; KURZOK, J.: *Methoden zur Lebensdauervorhersage von laserstrahlgeschweißten Überlappnähten unter Scherbeanspruchung*. Schweißen und Schneiden 54 (2002), Nr. 2, S. 132.
- [79] HSU, C.; Albright, C. E.: *Fatigue analysis of laser welded lap joints*. Engineering Fracture Mechanics 39 (1991), Nr. 3, S. 575.
- [80] BISWAS, K.; HAUMANN, W.; SCHULTE, M.: *Bestimmung der Ermüdungseigenschaften von Automobil-Feinblechen unter schwingender Beanspruchung*. Technische Mitteilungen Krupp (1994), Heft 1, S.33.
- [81] ZHANG, G.; EIBL, M.; SINGH, S.; HAHN, O.; KURZOK, J.: *Methoden zur Lebensdauervorhersage von laserstrahlgeschweißten Überlappnähten unter Scherbeanspruchung*. Schweißen und Schneiden 54 (2002), Nr. 2, S.132.
- [82] EIBL, M.: *Berechnung der Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Feinbleche mit lokalen Konzepten*. Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2003.
- [83] RING, M.: *Schwingfestigkeit von Laserschweißverbindungen hochfester Bau- stähle*. Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 1994. In: Berichte aus dem Institut für Eisenhüttenkunde; Bd. 8/94. Aachen: Shaker Verlag, 1994.
- [84] YAMAZAKI, K.; SATO, K.; TOKUNAGA, Y.: *Static and fatigue strength of spot welded joints in ultra-high-strength, cold-rolled steel sheets*. Welding International Bd.14 (2000) Heft 7, S. 533.
- [85] ROLAND, H.: *Untersuchungen zum Punktschweißen höherfester kaltgewalzter Feinbleche*. Universität Paderborn, Dissertation, 1983.
- [86] Merkblatt DVS 2935 09.01. *Widerstandspunktschweißen von kaltgewalzten Feinblechen aus niedriglegierten höherfesten Stählen*.
- [87] MEYER, B.: *Das Potential von Karosserie-Stahlblechen für die Crashesicherheit*. Universität Karlsruhe, Dissertation, 2000. In: Berichte aus der Werkstofftechnik. Aachen: Shaker Verlag, 2001.

- [88] HOMAYU, M.: *Verhalten metallischer Werkstoffe im Bereich hoher Verformungsgeschwindigkeiten*. Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 1987.
- [89] KRABIELL, A.: *Zum Einfluss von Temperatur und Dehngeschwindigkeit auf die festigkeits- und zähigkeitskennwerte von Baustählen mit unterschiedlicher Festigkeit*. Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 1987. In: Reihe
- [90] JONES, T. B.; RUIKFROK, R.; RIZZO, L.: *Stiffness, energy absorption, fatigue of high-strength steel structures in relation to applied joining and forming technologies and mechanical properties*. Forschungsbericht "technical steel research" der Europäischen Kommission, Brüssel, 2002.
- [91] HORNIG, H.; WEIBEL, K.-P.: *Laserschweißversuche und Festigkeitsprüfung für den Karosseriebau*. In: Laserschweißgerechtes Konstruieren - Beiträge zu innovativen Fertigungsverfahren. Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 116. Düsseldorf: DVS-Verlag, 1994.
- [92] STEHLING, H.: *Laserstrahlschweißen von crash- und steifigkeitsoptimierten Karosserieträgerstrukturen*. Fachhochschule Reutlingen, FB Maschinenbau, Diplomarbeit, 2003.
- [93] HAHN, O.; ÖZDEM, K.; HEROLD, H.; KLETSKO, I.: *Kennwerte von laser-geschweißten Stahlbauteilen unter Crashbelastung*. Schlussbericht des AIF Forschungsvorhabens Nr. 13.785 B/4, Laboratorium für Werkstoff- und Füge-technik (LWF) Paderborn, 2006.
- [94] HAHN, O.: *Charakterisierung und Modellierung des Versagens von Laserstrahlschweißverbindungen von Stahlblechen für die Crashsimulation*. Aktuelles AViF Forschungsvorhaben (FAT Nr. A237).
- [95] HAHN, O.; ÖZDEM, K.; OETER, M.: *Experimentelle Bestimmung und rechnerische Vorhersage des Tragverhaltens punktgeschweißter Bauteile aus Stahlblechverbindungen unter Crashbelastung mit Hilfe von Ingenieurkonzepten*. AViF/FAT Abschlussbericht 172, Laboratorium für Werkstoff- und Füge-technik (LWF) Paderborn, 2004.
- [96] HÜGEL, H.; SEILER, P.; WOLLERMANN-WINDGASSE, R.: *Neue Hochleistungslaser – Entwicklungstendenzen und fertigungstechnische Einsatzpotentiale*. Tagungsband FTK 2000, Berlin: Springer Verlag, 2000.
- [97] GIEßEN, A.; VOSS, A.; WITTIG, K.; BRAUCH, U.: *Diodengepumpter Festkörperlaser*. Patentanmeldung, 1993, Patentnummer P 43 22 094.0.
- [98] VOSS, A.; BRAUCH, U.; WITTIG, K.; GIEßEN, A.: *Efficient high- power diode- pumped thin disk Yb:YAG- laser*. In: Proc. of the 9th meeting on Optical Engineering in Israel, Tel Aviv, 1994. Bellingham (WA): SPIE Proc. Vol. 2426, 1995, S. 501.

- [99] STEWEN, C.: *Scheibenlaser mit Kilowatt-Dauerstrichbetrieb*. Universität Stuttgart, Dissertation. In: *Laser in der Materialbearbeitung, Forschungsberichte des IFSW*. München: Herbert Utz Verlag, 2000.
- [100] GIEBEN, A.; BRAUCH, U.; JOHANNSEN, I.; KARSZEWSKI, M.; STEWEN, C.; VOSS, A.: *Diode pumped thin disc high power Yb laser*. In: *Conference on Lasers and Electro - Optics - Europe, Hamburg, Piscataway (NJ), 1996*, S. 41.
- [101] XU, P.; WEBER, G.; KRAUSE, H.-J.; BÖLLINGHAUS, T.: *Probenvereinheitlichung im Dünnblechbereich für Schwingfestigkeitsversuche an Verbindungen und Bewertung bisheriger Kennwerte*. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., FAT- Schriftenreihe Nr. 153, Frankfurt, 2002.
- [102] KRAUSE, H.-J.: *Einfluss der Abmessungen widerstandspunktesgeschweißter Proben aus verschiedenen Stählen auf die Scherzugkraft*. Schweißen und Schneiden Bd. 26 (1974), Heft 8, s. 303.
- [103] HAHN, O.: *Probe und Probenspannvorrichtung zum Einsatz in Zugprüfmaschinen*. Patentanmeldung, 1995, Patentnummer DE 195 22 247 A.
- [104] HAHN, O.; KURZOK, J. R.; OETER, M.: *Prüfvorschrift für die LWF KS2-Probe*, Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik (LWF), 1999.
- [105] Norm DIN EN ISO 6507 Teil 1 01.98. *Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Prüfverfahren*.
- [106] ARAMIS V 5.3.0: Benutzerinformationen, GOM mbH, Braunschweig.
- [107] HÄNEL, B.; HAIBACH, E.; SEEGER, T.; WIRTHGEN, G.; ZENNER, H.: *FKM-Richtlinie Festigkeitsnachweis, „Rechnerischer Festigkeitsnachweis“*, 5. erweiterte Ausgabe, Frankfurt/Main: VDMA-Verlag, 2003.
- [108] Merkblatt DVS 2902-1: *Widerstandspunktschweißen von Stählen bis 3mm Einzeldicke – Übersicht*, 09.2001.
- [109] HÄFELE, P.: *Festigkeitsuntersuchungen an lasergeschweißten Flachproben aus Stahl ZStE340 unter statischer und schwingender Beanspruchung*, Steinbeis-Transferzentrum Bauteilfestigkeit und -Sicherheit, Werkstoff- und Fügetechnik (BWF), Esslingen, 2004. Interner Bericht der DaimlerChrysler AG.
- [110] RADAJ, D.: *Abminderungsfaktoren der Schwingfestigkeit bei Schweißverbindungen*. Konstruktion, Bd. 50 (1998) Heft 11/12, S. 55-62.

9 Anhang

Kapitel 3

Werkstoffbezeichnung			Norm	R _{p0.2} [N/mm ²]		R _m [N/mm ²]		Beschichtung	
Kurzname	Nummer	üblich		Min	Max	Min	Max	DBL	Konzept
DC04	1.0338	St 14	EN 10130	140	210	270	370	4062.31	elektrolytisch verzinkt (ZE)
H320LA	1.0548	ZStE340	EN 10268	320	410	400	-	4062.31	elektrolytisch verzinkt (ZE)
HT700T	-	TRIP700	EN 10336	410	510	700	-	4062.31	elektrolytisch verzinkt (ZE)

Tabelle A3.1: Bezeichnung, Werkstoffnummer, Werkstoffnorm, mechanische Kennwerte und Beschichtungskonzept der eingesetzten Stahlwerkstoffe.

Werkstoff	maximale Legierungsbestandteile in %								CE
Kurzname	C	Al	Mn	Si	S	P	Nb	Ti	[%]
DC04	0,080	-	0,400	-	0,030	0,030	-	-	0,08
H320LA	0,100	0,015	0,600	0,500	0,025	0,025	0,090	0,150	0,31
HT700T	0,250	1,600	1,710	0,050	-	0,020	-	-	0,60

Tabelle A3.2: Chemische Zusammensetzung in Masseprozent und berechnetes Kohlenstoff-äquivalent der eingesetzten Stahlwerkstoffe.

		Blechkicken [mm]			
		0,8 – 1,5	1,6 – 2,5	2,6 – 3,5	3,6 – 4,0
Innenbiegeradius	r _{min} ± 0,2 [mm]	2	4	6	8
	r _{max} ± 0,2 [mm]	4	6	8	10
Innenbreite	b _i + 0,2 [mm]	22	26	30	34
Innenhöhe	h _i [mm]	18	22	26	30

Tabelle A3.3: Abmessungen der KS2-Probenkörper in Abhängigkeit der Blechkicken.

Werkstoff DC04		Blechkombination					
		0,7/0,7 mm		1,0/1,0 mm		1,5/1,5 mm	
Laserleistung		3,5 kW	4,0 kW	3,5 kW	4,0 kW	3,5 kW	4,0 kW
Fokus-Durchmesser	0,68 mm	4,7 m/min	-	3,6 m/min	-	2,6 m/min	-
	0,51 mm	-	-	-	-	-	-
	0,34 mm	-	10,0 m/min	-	7,0 m/min	-	3,9 m/min

Tabelle A3.4: Schweißgeschwindigkeiten bei der Herstellung der DC04-Versuchsproben in Abhängigkeit von Blechkombination, eingesetzten Fokusdurchmesser und verfügbarer Laserleistung (Fokuslage $f_{\text{pos}} = 0$ mm).

Werkstoff H320LA		Blechkombination					
		0,7/0,7 mm		1,0/1,0 mm		1,5/1,5 mm	
Laserleistung		3,5 kW	4,0 kW	3,5 kW	4,0 kW	3,5 kW	4,0 kW
Fokus-Durchmesser	0,68 mm	5,4 m/min	5,8 m/min	3,8 m/min	4,0 m/min	2,6 m/min	2,9 m/min
	0,51 mm	-	6,9 m/min	-	5,3 m/min	-	3,7 m/min
	0,34 mm	-	10,0 m/min	-	7,0 m/min	-	3,9 m/min

Tabelle A3.5: Schweißgeschwindigkeiten bei der Herstellung der H320LA-Versuchsproben in Abhängigkeit von Blechkombination, eingesetzten Fokusdurchmesser und verfügbarer Laserleistung (Fokuslage $f_{\text{pos}} = 0$ mm).

Werkstoff HT700T		Blechkombination					
		0,7/0,7 mm		1,0/1,0 mm		1,5/1,5 mm	
Laserleistung		3,5 kW	4,0 kW	3,5 kW	4,0 kW	3,5 kW	4,0 kW
Fokus-Durchmesser	0,68 mm	5,4 m/min	6,0 m/min	3,8 m/min	4,1 m/min	2,6 m/min	3,1 m/min
	0,51 mm	-	7,0 m/min	-	5,3 m/min	-	3,7 m/min
	0,34 mm	-	10,0 m/min	-	7,0 m/min	-	3,9 m/min

Tabelle A3.6: Schweißgeschwindigkeiten bei der Herstellung der HT700T-Versuchsproben in Abhängigkeit von Blechkombination, eingesetzten Fokusdurchmesser und verfügbarer Laserleistung (Fokuslage $f_{\text{pos}} = 0$ mm).

Kapitel 5

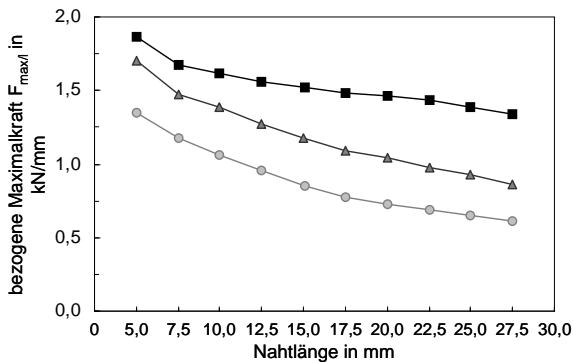


Bild A5.1: Einfluss von Nahtlänge und Blechdicke auf die auf die Nahtlänge bezogene quasistatische Festigkeit unter Scherzug, H320LA (Doppelpunkt-Scherzugprobe, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Nahtmuster Klammer).

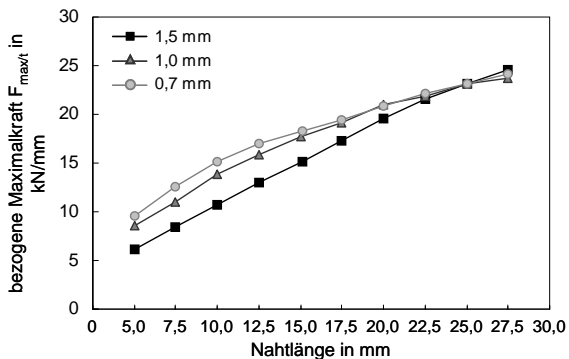


Bild A5.2: Einfluss von Nahtlänge und Blechdicke auf die auf die Blechdicke bezogene quasistatische Festigkeit unter Scherzug, H320LA (Doppelpunkt-Scherzugprobe, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Nahtmuster Klammer).

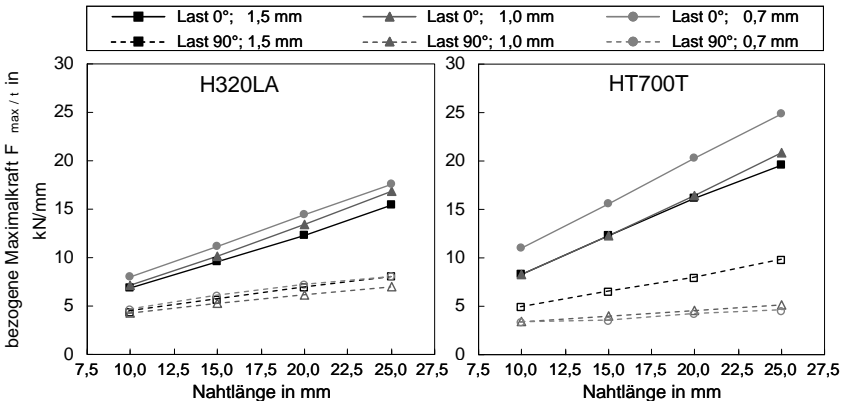


Bild A5.3: Einfluss von Nahtlänge und Blechdicke auf die auf die Blechdicke bezogene quasistatische Scherfestigkeit, HT700T und H320LA (KS2-Probe, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Nahtmuster Klammer).

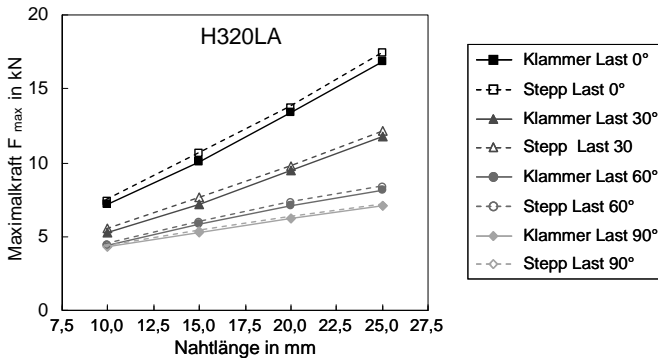


Bild A5.4: Einfluss von Nahtlänge, Nahtmuster und Belastungsrichtung auf die quasistatische Festigkeit, H320LA (KS2-Probe, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW).

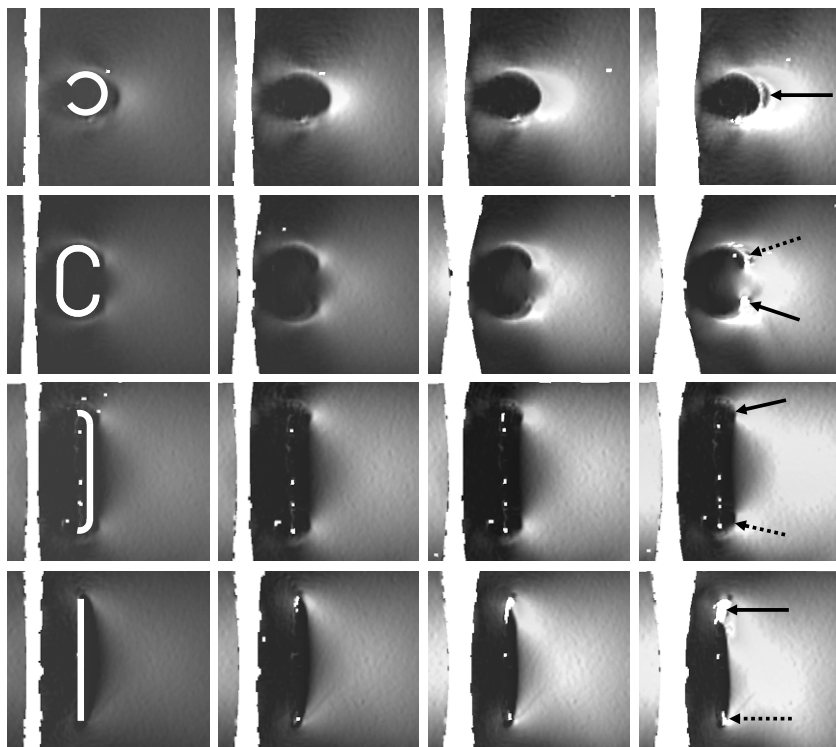


Bild A5.5: Graphische Darstellung der Entwicklung der Dehnungsverteilung im Umfeld des Nahtmusters und des Anrissortes beim quasistatischen Zugversuch für die Nahtmuster Kreis, Klammer, Spline und Stepp (Einpunkt-Scherzugprobe, DC04, abgewinkelte Nahtlänge 22,5 mm, Nahtorientierung quer, Blechdickenkombination 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm; $P_L = 3,5$ kW).

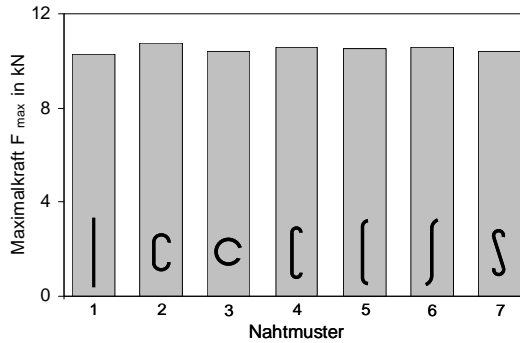


Bild A5.6: Einfluss des Nahtmusters auf die quasistatische Festigkeit unter Scherzugbelastung bei konstanter abgewickelter Nahtlänge von 22,5 mm (Einpunkt-Scherzugprobe, Nahtorientierung quer, DC04, Blechdickenkombination 1,5/1,5 mm, $d_f = 0,34$ mm, $P_L = 4,0$ kW).

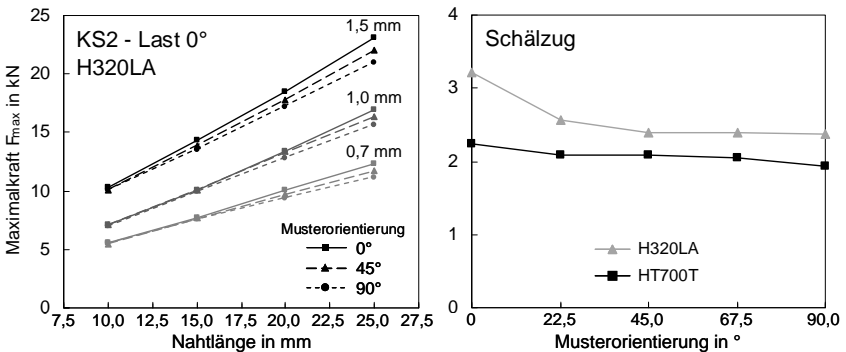


Bild A5.7: Einfluss der Nahtmusterorientierung (Klammer) auf die quasistatische Festigkeit unter Scherzug (Last 0°) und Schälzug (KS2- und Schälzugprobe, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 4,0$ kW).

Kapitel 6

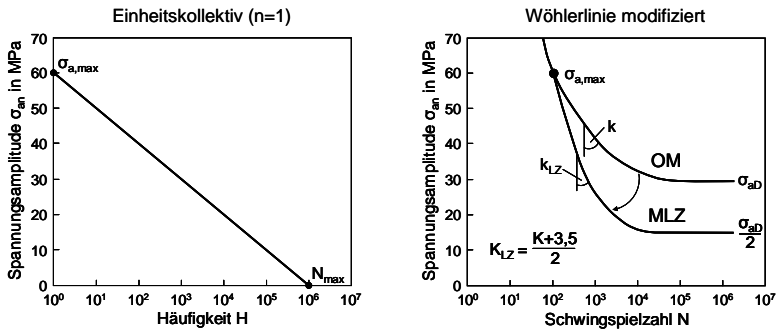


Bild A6.1: Schädigungsrechnung: verwendetes Einheitskollektiv und nach Liu/Zenner modifizierte Wöhlerlinie (MLZ).

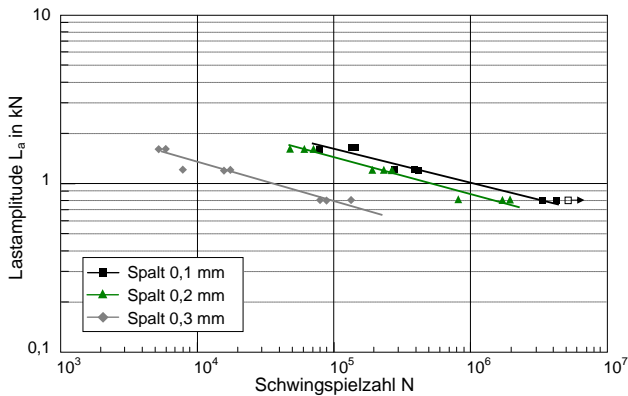


Bild A6.2: Einfluss des Fügespaltmaßes (Doppelpunkt-Scherzugprobe, H320LA, 1,0/1,0 mm, $d_f = 0,68$ mm, $P_L = 3,5$ kW, Klammernaht).

Danksagung

Abschließend möchte ich mich von ganzem Herzen bei all denjenigen bedanken, die mich durch diese Dissertation begleitet und durch ihre Unterstützung einen wichtigen Beitrag für ihr Gelingen geleistet haben.

Ganz besonders bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr. habil. Thomas Graf für die Betreuung dieser Arbeit, den stets offenen und freundlichen Kontakt und die konstruktiven Ratschläge. Herrn Prof. Dr.-Ing. Bernd Bertsche danke ich für sein Interesse an dem Thema und die Übernahme des Mitberichts.

Meinen Kollegen im Laserteam am Forschungszentrum der DaimlerChrysler AG in Ulm danke ich für die gute und kollegiale Zusammenarbeit. Insbesondere bedanke ich mich bei Dr.-Ing. Klaus-Dieter Debschütz und Dr.-Ing. Markus Beck, die mir diese Arbeit ermöglicht haben. Dr. Wolfgang Becker, Dr. Matthias Martin, Daniel Pfiz und Peter Blumenthal danke ich für das angenehme Arbeitsklima, die unkomplizierte Unterstützung und für viele interessante Diskussionen. Ich erinnere mich gerne an die freundschaftliche Arbeitsatmosphäre im Laserteam, die nicht zuletzt meinen Mitdoktoranden Dr. Simone Piendl, Dr. Christan Howe, Claus-Dieter Reiniger und Dr. Thomas Ohmle und den Studenten im Laserteam, insbesondere Anna Gall, zu verdanken war.

Sehr geschätzt habe ich den guten Kontakt zum Institut. Ein spezielles Dankeschön an Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Helmut Hügel und Prof. Dr. Friedrich Dausinger, die mich durch ihre mitreißenden Vorlesungen sowie die hervorragende und persönliche Betreuung während des Studiums für die Lasertechnik begeistert haben. Dr. Wolfgang Gref, Dr. Markus Leimser und Dr. Andreas Russ danke ich für ihre Unterstützung während meiner Studienarbeit sowie die vielen fachlichen Diskussionen und Denkanstöße, die ich stets als sehr wertvoll und gewinnbringend empfunden habe.

Mein besonderer Dank gilt meiner Familie. Insbesondere danke ich meinem Vater Herbert, der mir jede Unterstützung gegeben hat, die ich mir hätte wünschen können. Er und Martin Benzinger, die sowohl mein Studium als auch dieses Projekt stets mit großem Interesse begleitet haben, haben einen großen Anteil daran, dass ich mich für diese Promotion entschieden habe. Mein größter Dank gilt meiner Frau Eva für ihre unermüdliche Unterstützung, grenzenlose Geduld und ihre Liebe, ohne die diese Arbeit nicht zum Abschluss gekommen wäre. Ihr und unserer Tochter Emilia sei die Arbeit von ganzem Herzen gewidmet.

Laser in der Materialbearbeitung

Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

Prof. Dr.-Ing. habil. Helmut Hügel, Universität Stuttgart

Forschungsberichte des IFSW von 1992 bis 1999 erschienen im Teubner Verlag, Stuttgart

Zoske, Uwe

Modell zur rechnerischen Simulation von Laserresonatoren und Strahlführungssystemen
1992, 186 Seiten, ISBN 3-519-06205-4

Gorritz, Michael

Adaptive Optik und Sensorik im Strahlführungssystem von Laserbearbeitungsanlagen
1992, vergriffen, ISBN 3-519-06206-2

Mohr, Ursula

Geschwindigkeitsbestimmende Strahleigenschaften und Einkoppelmechanismen beim CO₂-Laserschneiden von Metallen
1993, 130 Seiten, ISBN 3-519-06207-0

Rudlaff, Thomas

Arbeiten zur Optimierung des Umwandlungshärrens mit Laserstrahlen
1993, 152 Seiten, ISBN 3-519-06208-9

Borik, Stefan

Einfluß optischer Komponenten auf die Strahlqualität von Hochleistungslasern
1993, 200 Seiten, ISBN 3-519-06209-7

Paul, Rüdiger

Optimierung von HF-Gasentladungen für schnell längsgeströmte CO₂-Laser
1994, 149 Seiten, ISBN 3-519-06210-0

Wahl, Roland

Robotergeführtes Laserstrahlschweißen mit Steuerung der Polarisationsrichtung
1994, 150 Seiten, ISBN 3-519-06211-9

Frederking, Klaus-Dieter

Laserlöten kleiner Kupferbauteile mit geregelter Lotdrahtzufuhr
1994, 139 Seiten, ISBN 3-519-06212-7

Grünewald, Karin M.

Modellierung der Energietransferprozesse in längsgeströmten CO₂-Lasern
1994, 158 Seiten, ISBN 3-519-06213-5

Shen, Jialin

Optimierung von Verfahren der Laseroberflächenbehandlung mit gleichzeitiger Pulverzufuhr
1994, 160 Seiten, ISBN 3-519-06214-3

Arnold, Johannes M.

Abtragen metallischer und keramischer Werkstoffe mit Excimerlasern
1994, 192 Seiten, ISBN 3-519-06215-1

Holzwarth, Achim

Ausbreitung und Dämpfung von Stoßwellen in Excimerlasern
1994, 153 Seiten, ISBN 3-519-06216-X

Dausinger, Friedrich

Strahlwerkzeug Laser: Energieeinkopplung und Prozesseffektivität
1995, 143 Seiten, ISBN 3-519-06217-8

Meiners, Eckhard

Abtragende Bearbeitung von Keramiken und Metallen mit gepulstem Nd:YAG-Laser als zweistufiger Prozeß
1995, 120 Seiten, ISBN 3-519-06222-4

Beck, Markus

Modellierung des Lasertiefschweißens
1996, 160 Seiten, ISBN 3-519-06218-6

Breining, Klaus

Auslegung und Vermessung von Gasentladungsstrecken für CO₂-Hochleistungslaser
1996, 131 Seiten, ISBN 3-519-06219-4

Griebsch, Jürgen

Grundlagenuntersuchungen zur Qualitätssicherung beim gepulsten Lasertiefschweißen
1996, 133 Seiten, ISBN 3-519-06220-8

Krepulat, Walter

Aerodynamische Fenster für industrielle Hochleistungslaser
1996, 144 Seiten, ISBN 3-519-06221-6

Xiao, Min

Vergleichende Untersuchungen zum Schneiden dünner Bleche mit CO₂- und Nd:YAG-Lasern
1996, 118 Seiten, ISBN 3-519-06223-2

Glumann, Christiane

Verbesserte Prozeßsicherheit und Qualität durch Strahlkombination beim Laserschweißen
1996, 143 Seiten, ISBN 3-519-06224-0

Gross, Herbert

Propagation höhermodiger Laserstrahlung und deren Wechselwirkung mit optischen Systemen
1996, 191 Seiten, ISBN 3-519-06225-9

Rapp, Jürgen

Laserschweißtauglichkeit von Aluminiumwerkstoffen für Anwendungen im Leichtbau
1996, 202 Seiten, ISBN 3-519-06226-7

Wittig, Klaus

Theoretische Methoden und experimentelle Verfahren zur Charakterisierung von Hochleistungslaserstrahlung
1996, 198 Seiten, ISBN 3-519-06227-5

Grünenwald, Bernd

Verfahrensoptimierung und Schichtcharakterisierung beim einstufigen Cermet-Beschichten mittels CO₂-Hochleistungslaser
1996, 160 Seiten, ISBN 3-519-06229-1

Lee, Jae-Hoon

Laserverfahren zur strukturierten Metallisierung
1996, 154 Seiten, ISBN 3-519-06232-1

Albinus, Uwe N. W.

Metallisches Beschichten mittels PLD-Verfahren
1996, 144 Seiten, ISBN 3-519-06233-X

Wiedmaier, Matthias

Konstruktive und verfahrenstechnische Entwicklungen zur Komplettbearbeitung in Drehzentren mit integrierten Laserverfahren
1997, 129 Seiten, ISBN 3-519-06228-3

Bloehs, Wolfgang

Laserstrahlhärten mit angepassten Strahlformungssystemen
1997, 143 Seiten, ISBN 3-519-06230-5

Bea, Martin

Adaptive Optik für die Materialbearbeitung mit CO₂-Laserstrahlung
1997, 143 Seiten, ISBN 3-519-06231-3

Stöhr, Michael

Beeinflussung der Lichtemission bei mikrokanalgekühlten Laserdioden
1997, 147 Seiten, ISBN 3-519-06234-8

Plaß, Wilfried

Zerstörschwellen und Degradation von CO₂-Laseroptiken
1998, 158 Seiten, ISBN 3-519-06235-6

Schaller, Markus K. R.

Lasergestützte Abscheidung dünner Edelmetallschichten zum Heißgaskorrosionsschutz für Mo-lybdän
1998, 163 Seiten, ISBN 3-519-06236-4

Hack, Rüdiger

System- und verfahrenstechnischer Vergleich von Nd:YAG- und CO₂-Lasern im Leistungsbereich bis 5 kW
1998, 165 Seiten, ISBN 3-519-06237-2

Krupka, René

Photothermische Charakterisierung optischer Komponenten für Hochleistungslaser
1998, 139 Seiten, ISBN 3-519-06238-0

Pfeiffer, Wolfgang

Fluiddynamische und elektrophysikalisch optimierte Entladungsstrecken für CO₂-Hochleistungslaser
1998, 152 Seiten, ISBN 3-519-06239-9

Volz, Robert

Optimiertes Beschichten von Gußeisen-, Aluminium- und Kupfergrundwerkstoffen mit Lasern
1998, 133 Seiten, ISBN 3-519-06240-2

Bartelt-Berger, Lars

Lasersystem aus kohärent gekoppelten Grundmode-Diodenlasern
1999, 135 Seiten, ISBN 3-519-06241-0

Müller-Hummel, Peter

Entwicklung einer Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung zur Optimierung der laserunterstützten Zerspänung
1999, 139 Seiten, ISBN 3-519-06242-9

Rohde, Hansjörg

Qualitätsbestimmende Prozeßparameter beim Einzelpulsbohren mit einem Nd:YAG-Slablaser
1999, 171 Seiten, ISBN 3-519-06243-7

Huonker, Martin

Strahlführung in CO₂-Hochleistungslasersystemen zur Materialbearbeitung
1999, 121 Seiten, ISBN 3-519-06244-5

Callies, Gert

Modellierung von qualitäts- und effektivitätsbestimmenden Mechanismen beim Laserabtragen
1999, 119 Seiten, ISBN 3-519-06245-3

Schubert, Michael E.

Leistungsskalierbares Lasersystem aus fasergekoppelten Singlemode-Diodenlasern
1999, 105 Seiten, ISBN 3-519-06246-1

Kern, Markus

Gas- und magnetofluiddynamische Maßnahmen zur Beeinflussung der Nahtqualität beim Laserstrahlschweißen
1999, 132 Seiten, ISBN 3-519-06247-X

Raiber, Armin

Grundlagen und Prozeßtechnik für das Lasermikrobohren technischer Keramiken
1999, 135 Seiten, ISBN 3-519-06248-8

Laser in der Materialbearbeitung

Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

Prof. Dr.-Ing. habil. Helmut Hügel, Universität Stuttgart

Forschungsberichte des IFSW ab 2000 erschienen im Herbert Utz Verlag, München

Schittenhelm, Henrik

Diagnostik des laserinduzierten Plasmas
beim Abtragen und Schweißen
2000, 141 Seiten, ISBN 3-89675-712-1

Stewen, Christian

Scheibenlaser mit Kilowatt-Dauerstrichleistung
2000, 145 Seiten, ISBN 3-89675-763-6

Schmitz, Christian

Gaselektronische Analysemethoden zur Optimierung von Lasergasentladungen
2000, 107 Seiten, ISBN 3-89675-773-3

Karszewski, Martin

Scheibenlaser höchster Strahlqualität
2000, 132 Seiten, ISBN 3-89675-785-7

Chang, Chin-Lung

Berechnung der Schmelzbadgeometrie beim Laserstrahlschweißen mit Mehrfokustechnik
2000, 141 Seiten, ISBN 3-89675-825-X

Haag, Matthias

Systemtechnische Optimierungen der Strahlqualität von Hochleistungsdiodenlasern
2000, 166 Seiten, ISBN 3-89675-840-3

Bahn Müller, Jochen

Charakterisierung gepulster Laserstrahlung zur Qualitätssteigerung beim Laserbohren
2000, 138 Seiten, ISBN 3-89675-851-9

Schellhorn, Martin Carl Johannes

CO-Hochleistungslaser: Charakteristika und Einsatzmöglichkeiten beim Schweißen
2000, 142 Seiten, ISBN 3-89675-849-7

Angstenberger, Birgit

Fliehkraftunterstütztes Laserbeschichten
2000, 153 Seiten, ISBN 3-89675-861-6

Bachhofer, Andreas

Schneiden und Schweißen von Aluminiumwerkstoffen mit Festkörperlasern für den Karoseriebau
2001, 194 Seiten, ISBN 3-89675-881-0

Breitschwerdt, Sven

Qualitätssicherung beim Laserstrahlschweißen
2001, 150 Seiten, ISBN 3-8316-0032-5

Mochmann, Gunter

Laserkristallisation von Siliziumschichten auf Glas- und Kunststoffsubstraten für die Herstellung verbesserter Dünnschichttransistoren
2001, 170 Seiten, ISBN 3-89675-811-X

Herrmann, Andreas

Fertigungsorientierte Verfahrensentwicklung des Weichlötens mit Diodenlasern
2002, 133 Seiten, ISBN 3-8316-0086-4

Mästle, Rüdiger

Bestimmung der Propagationseigenschaften von Laserstrahlung
2002, 147 Seiten, ISBN 3-8316-0113-5

Voß, Andreas

Der Scheibenlaser: Theoretische Grundlagen des Dauerstrichbetriebs und erste experimentelle Ergebnisse anhand von Yb:YAG
2002, 195 Seiten, ISBN 3-8316-0121-6

Müller, Matthias G.

Prozessüberwachung beim Laserstrahlschweißen durch Auswertung der reflektierten Leistung
2002, 122 Seiten, ISBN 3-8316-0144-5

Abeln, Tobias

Grundlagen und Verfahrenstechnik des reaktiven Laserpräzisionsabtrags von Stahl
2002, 138 Seiten, ISBN 3-8316-0137-2

Erhard, Steffen

Pumpoptiken und Resonatoren für den Scheibenlaser
2002, 184 Seiten, ISBN 3-8316-0173-9

Contag, Karsten

Modellierung und numerische Auslegung des Yb:YAG-Scheibenlasers
2002, 155 Seiten, ISBN 3-8316-0172-0

Krastel, Klaus

Konzepte und Konstruktionen zur laserintegrierten Komplettbearbeitung in Werkzeugmaschinen
2002, 140 Seiten, ISBN 3-8316-0176-3

Staud, Jürgen

Sensitive Werkzeuge für ein neues Montagekonzept in der Mikrosystemtechnik
2002, 122 Seiten, ISBN 3-8316-0175-5

Schinzl, Cornelius M.

Nd:YAG-Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen für Anwendungen im Automobilbau
2002, 177 Seiten, ISBN 3-8316-0201-8

Sebastian, Michael

Grundlagenuntersuchungen zur Laser-Plasma-CVD Synthese von Diamant und amorphen Kohlenstoffen
2002, 153 Seiten, ISBN 3-8316-0200-X

Lücke, Bernd

Kohärente Kopplung von Vertikalemitter-Arrays
2003, 120 Seiten, ISBN 3-8316-0224-7

Hohenberger, Bernd

Laserstrahlschweißen mit Nd:YAG-Doppelfokustechnik – Steigerung von Prozeßsicherheit, Flexibilität und verfügbarer Strahlleistung
2003, 128 Seiten, ISBN 3-8316-0223-9

Jasper, Knut

Neue Konzepte der Laserstrahlformung und -führung für die Mikrotechnik
2003, 152 Seiten, ISBN 3-8316-0205-0

Heimerdinger, Christoph

Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen für die Luftfahrt
2003, 112 Seiten, ISBN 3-8316-0256-5

Christoph Fleig

Evaluierung eines Messverfahrens zur genauen Bestimmung des Reflexionsgrades optischer Komponenten
2003, 150 Seiten, ISBN 3-8316-0274-3

Joachim Radtke

Herstellung von Präzisionsdurchbrüchen in keramischen Werkstoffen mittels repetierender Laserbearbeitung
2003, 150 Seiten, ISBN 3-8316-0285-9

Michael Brandner

Steigerung der Prozesseffizienz beim Löten und Kleben mit Hochleistungsdiodelenlasern
2003, 195 Seiten, ISBN 3-8316-0288-3

Reinhard Winkler

Porenbildung beim Laserstrahlschweißen von Aluminium-Druckguss
2004, 153 Seiten, ISBN 3-8316-0313-8

Helmut Kindler

Optische und gerätetechnische Entwicklungen zum Laserstrahlspritzen
2004, 117 Seiten, ISBN 3-8316-0315-4

Andreas Ruf

Modellierung des Perkussionsbohrens von Metallen mit kurz- und ultrakurzgepulsten Lasern
2004, 140 Seiten, ISBN 3-8316-0372-3

Guido Hergenhan

Kohärente Kopplung von Vertikalemittern – Systemkonzept und experimentelle Verifizierung
2004, 115 Seiten, ISBN 3-8316-0376-6

Klaus Goth

Schweißen von Mischverbindungen aus Aluminiumguß- und Knetlegierungen mit CO₂-Laser unter besonderer Berücksichtigung der Nahtart
2004, 143 Seiten, ISBN 3-8316-0427-4

Armin Strauch

Effiziente Lösung des inversen Problems beim Laserstrahlschweißen durch Simulation und Experiment
2004, 169 Seiten, ISBN 3-8316-0425-8

Thomas Wawra

Verfahrensstrategien für Bohrungen hoher Präzision mittels Laserstrahlung
2004, 162 Seiten, ISBN 3-8316-0453-3

Michael Honer

Prozesssicherungsmaßnahmen beim Bohren metallischer Werkstoffe mittels Laserstrahlung
2004, 113 Seiten, ISBN 3-8316-0441-x

Thomas Herzinger

Prozessüberwachung beim Laserbohren von Turbinenschaufeln
2004, 143 Seiten, ISBN 3-8316-0443-6

Reiner Heigl

Herstellung von Randschichten auf Aluminiumgusslegierungen mittels Laserstrahlung
2004, 173 Seiten, ISBN 3-8316-0460-6

Laser in der Materialbearbeitung

Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

Prof. Dr. phil. nat. habil. Thomas Graf, Universität Stuttgart

Forschungsberichte des IFSW ab 2005 erschienen im Herbert Utz Verlag, München

Thomas Fuhrich

Marangoni-effekt beim Laserstrahl-tiefschweißen von Stahl

2005, 163 Seiten, ISBN 3-8316-0493-2

Daniel Müller

Pulsenergiestabilität bei regenerativen Kurzpuls-verstärkern im Scheibenlaserdesign

2005, 172 Seiten, ISBN 3-8316-0508-4

Jiancun Gao

Neodym-dotierte Quasi-Drei-Niveau-Scheiben-laser: Hohe Ausgangsleistung und Frequenzver-dopplung

2005, 148 Seiten, ISBN 3-8316-0521-1

Wolfgang Gref

Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen mit der Fokussmatrixtechnik

2005, 136 Seiten, ISBN 3-8316-0537-8

Michael Weikert

Oberflächenstrukturieren mit ultrakurzen Laser-pulsen

2005, 116 Seiten, ISBN 3-8316-0573-4

Julian Sigel

Lasergenerieren metallischer Bauteile mit variab-lem Laserstrahldurchmesser in modularen Ferti-gungssystemen

2006, 132 Seiten, ISBN 3-8316-0572-6

Andreas Ruß

Schweißen mit dem Scheibenlaser-Potentiale der guten Fokussierbarkeit

2006, 142 Seiten, ISBN 3-8316-0580-7

Gabriele Seibold

Absorption technischer Oberflächen in der La-sermaterialbearbeitung

2006, 156 Seiten, ISBN 3-8316-0618-8

Dirk Lindenau

Magnetisch beeinflusstes Laserstrahlschweißen

2007, 180 Seiten, ISBN 978-3-8316-0687-0

Jens Walter

Gesetzmäßigkeiten beim Lasergenerieren als Basis für die Prozesssteuerung und -regelung

2008, 140 Seiten, ISBN 978-3-8316-0770-9

Heiko Ridderbusch

Longitudinal angeregte passiv gütegeschaltete Laserzündkerze

2008, 175 Seiten, ISBN 978-3-8316-0840-9

Markus Leimser

Strömungsinduzierte Einflüsse auf die Nahteig-enschaften beim Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen

2009, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-0854-6

Mikhail Larionov

Kontakterung und Charakterisierung von Kristal-len für Scheibenlaser

2009, 186 Seiten, ISBN 978-3-8316-0855-3

Jürgen Müller-Borhanian

Kamerabasierte In-Prozessüberwachung beim Laserstrahlschweißen

2009, 162 Seiten, ISBN 978-3-8316-0890-4

Andreas Letsch

Charakterisierung allgemein astigmatischer La-serstrahlung mit der Methode der zweiten Mo-mente

2009, 176 Seiten, ISBN 978-3-8316-0896-6

Thomas Kübler

Modellierung und Simulation des Halbleiterschei-benlasers

2009, 152 Seiten, ISBN 978-3-8316-0918-5

Günter Ambrosy

Nutzung elektromagnetischer Volumenkräfte beim Laserstrahlschweißen

2009, 170 Seiten, ISBN 978-3-8316-0925-3

Agnes Ott

Oberflächenmodifikation von Aluminiumlegierun-gen mit Laserstrahlung: Prozessverständnis und Schichtcharakterisierung

2010, 226 Seiten, ISBN 978-3-8316-0959-8

Detlef Breitting

Gasphaseneinflüsse beim Abtragen und Bohren mit ultrakurz gepulster Laserstrahlung

2010, 200 Seiten, ISBN 978-3-8316-0960-4

Dmitrij Walter

Online-Qualitätssicherung beim Bohren mittels ultrakurz gepulster Laserstrahlung

2010, 156 Seiten, ISBN 978-3-8316-0968-0

Jan-Philipp Weberpals

Nutzen und Grenzen guter Fokussierbarkeit beim Laserstrahlschweißen

2010, 154 Seiten, ISBN 978-3-8316-0995-6

Angelika Beyertt

Yb:KYW regenerativer Verstärker für ultrakurze Pulse

2010, 166 Seiten, ISBN 978-3-8316-4002-7

Christian Stolzenburg

Hochrepetierende Kurzpuls-Scheibenlaser im
infraroten und grünen Spektralbereich
2011, 184 Seiten, ISBN 978-3-8316-4041-6

Svent-Simon Beyertt

Quantenfilm-Pumpen zur Leistungsskalierung
von Halbleiter-Scheibenlasern
2011, 130 Seiten, ISBN 978-3-8316-4051-5

Sonja Kittel

Verzugsarmes Laserstrahlschweißen an axial-
symmetrischen Bauteilen
2011, 162 Seiten, ISBN 978-3-8316-4088-1

Andrey Andreev

Schweißen mit dem Scheibenlaser im Getriebe-
bau – Prozessmerkmale und Anlagenkonzepte
2011, 140 Seiten, ISBN 978-3-8316-4103-1

Christian Föhl

Einsatz ultrakurz gepulster Laserstrahlung zum
Präzisionsbohren von Metallen
2011, 156 Seiten, ISBN 978-3-8316-4120-8

Andreas Josef Birnesser

Prozessregelung beim Laserstrahlschweißen
2011, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-4133-8

Christoph Neugebauer

Thermisch aktive optische Bauelemente für den
resonatorinternen Einsatz beim Scheibenlaser
2012, 220 Seiten, ISBN 978-3-8316-4178-9

Andreas Dauner

Fluidmechanische Maßnahmen zur Reduzierung
von Schmelzablagerungen beim
Hochgeschwindigkeitslaserbohren
2012, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-4194-9

Axel Heß

Vorteile und Herausforderungen beim
Laserstrahlschweißen mit Strahlquellen
höchster Fokussierbarkeit
2012, 164 Seiten, ISBN 978-3-8316-4198-7

Christian Gehrke

Überwachung der Struktureigenschaften
beim Oberflächenstrukturieren
mit ultrakurzen Laserpulsen
2013, 164 Seiten, ISBN 978-3-8316-4271-7

David Schindhelm

In-Prozess Qualitätssicherung für das
Laserstrahlschneiden von Metallen
2013, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-4345-5

