

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für  
Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik

**Methodische Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik für  
das Fügen von Metallblechstrukturen**

**Florian Schlather**

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

**Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)**

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Markus Zimmermann

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh
2. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

Die Dissertation wurde am 15.01.2020 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 23.06.2020 angenommen.







*„In der Wissenschaft gleichen wir alle nur den Kindern, die am Rande des Wissens hie und da einen Kiesel aufheben, während sich der weite Ozean des Unbekannten vor unseren Augen erstreckt.“*

Sir Isaac Newton









# Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als Mitarbeiter im Doktorandenprogramm der Bayerischen Motorenwerke AG sowie am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh, dem Inhaber des Lehrstuhls für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik, für die wohlwollende Förderung und Unterstützung meiner Arbeit, insbesondere im Rahmen dieser wissenschaftlichen Kooperation mit der Industrie. Mein Dank gilt auch meinem Zweitprüfer, Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk sowie Herrn Prof. Dr. Markus Zimmermann für die Übernahme des Vorsitzes.

Ebenfalls großer Dank gilt meinem Betreuer und Mentor bei der BMW AG, Dr.-Ing. Florian Oefele, der durch seine permanente Unterstützung entscheidend zum Start und zum erfolgreichen Abschluss dieser Arbeit beigetragen hat.

Meinen Kollegen Dr.-Ing. Alexander Grimm und Christian Stadter danke ich für die konzentrierte inhaltliche Durchsicht und die guten Ratschläge. Darüber hinaus bedanke ich mich bei allen meinen Kolleginnen und Kollegen aus Industrie und Wissenschaft für die zahlreichen fachlichen Diskussionen zu meinem Thema. Außerdem danke ich allen Studierenden, die im Rahmen ihrer Studienarbeiten oder eines Praktikums wesentlich zur Ausarbeitung und Umsetzung der Arbeit beigetragen haben.

Sie alle haben die Arbeit ein Stück besser gemacht.

Mein größter Dank gilt jedoch meiner Familie, insbesondere meinem Vater Karl († 2009), der meinen Weg ins Studium vorbereitete, sowie meiner Mutter Petra und meiner Schwester Maria, die mich stets liebevoll und verständlich unterstützten.

Zuletzt und mit Worten nicht beschreibbar danke ich meiner Frau Miriam, ohne deren Geduld und stetige Motivation die Arbeit so wohl nicht entstanden wäre.







# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>I</b>
<b>Publikationen im Rahmen der Dissertation</b>	<b>VII</b>
<b>Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>IX</b>
<b>Verzeichnis der Zeichen, Kennzahlen und Konstanten</b>	<b>XI</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Grundlagen</b>	<b>3</b>
2.1 Der Karosseriebau als Teil der Automobilproduktion	3
2.1.1 Einordnung in die Prozesskette	3
2.1.2 Vorrichtungen im Karosseriebau	7
2.2 Grundlagen der Toleranzrechnung und Statistik	11
2.2.1 Toleranzmanagement im Karosseriebau	11
2.2.2 Grundlagen der Statistik	12
2.2.3 Toleranzarten	16
2.2.4 Methoden der Toleranzrechnung	18
2.3 Thermisches Fügen und Schweißsimulation	22
2.3.1 Laserstrahlschweißen	22
2.3.2 Widerstandspunktschweißen	25
2.3.3 Schweißsimulation	27
<b>3 Stand der Forschung und Technik</b>	<b>35</b>
3.1 Entwicklungen im Bereich von Fügevorrichtungen	35
3.1.1 Flexible Vorrichtungen	36
3.1.2 Roboterbasierte Vorrichtungen	38
3.1.3 Verwendung bauteilintegrierter Spanntechnik	39
3.2 Methoden der Toleranzrechnung bei Fügeprozessen	42
3.2.1 Toleranzrechnung bei Starrkörperzusammenbauten	42
3.2.2 Toleranzrechnung für nachgiebige Zusammenbauten	44
3.3 Methoden zur Prozesskraftermittlung bei Fügeprozessen	48
3.3.1 Betrachtung von Prozesskräften bei Schmelzschweißverfahren	48

3.3.2	Betrachtung von Prozesskräften beim Widerstandspunktschweißen	49
3.4	Ableitung des Handlungsbedarfs und der Zielsetzung	50
3.5	Vorgehensweise und Gliederung der Arbeit	52
<b>4</b>	<b>Identifikation und Charakterisierung von möglichen Spanmerkmalen</b>	<b>55</b>
4.1	Allgemeines	55
4.2	Identifikation von möglichen Spanmerkmalen	56
4.2.1	Vorüberlegungen und Auswahl von Spanmerkmalen	56
4.2.2	Dimensionierung und Fertigung der Spanmerkmale	61
4.3	Charakterisierung von Spanmerkmalen hinsichtlich der Maßhaltigkeit	63
4.3.1	Verwendete Messtechnik und Zielgrößen	63
4.3.2	Ergebnisse und Diskussion	64
4.3.3	Fazit und Anmerkung zu den Ergebnissen	68
4.4	Charakterisierung von Spanmerkmalen hinsichtlich übertragbarer Haltekräfte	69
4.4.1	Identifikation von Lastfällen und von Ansätzen zur Bestimmung der Haltekräfte	69
4.4.2	Analytische Berechnung	71
4.4.3	Numerische Simulation	71
4.4.4	Messung in Zugversuchen	74
4.4.5	Ergebnisvergleich und Diskussion	75
4.4.6	Parameterstudien zur Dimensionierung der Spanmerkmale	79
4.5	Spanmerkmalenkatalog für die Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik	80
4.6	Zusammenfassung	81
<b>5</b>	<b>Modell zur Ermittlung von Prozesskräften beim Fügen</b>	<b>83</b>
5.1	Ermittlung von Prozesskräften beim Remote-Laserstrahlschweißen	83
5.2	Aufbau und Validierung des Simulationsmodells	84
5.2.1	Verwendeter Werkstoff und Werkstoffkennwerte	85

5.2.2	Wärmequellenkalibrierung und thermische FE-Simulation	86
5.2.3	Thermomechanische FE-Simulation und Validierung	90
5.3	Ermittlung von Prozesskräften beim Widerstandspunktschweißen	97
5.3.1	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung	98
5.3.2	Ergebnisse und Diskussion	100
5.4	Vergleichende Studie zu Fügeprozesskräften	102
5.4.1	Aufbau der Studie	102
5.4.2	Ergebnisse und Diskussion	103
5.5	Zusammenfassung	104
<b>6</b>	<b>Modell zur Toleranzanalyse beim Fügen</b>	<b>105</b>
6.1	Theoretische Beschreibung der Modellbildung	105
6.1.1	Einzelteilbetrachtung	105
6.1.2	Positionieren der Bauteile	106
6.1.3	Einspannen der Bauteile	108
6.1.4	Fügen der Bauteile	109
6.1.5	Entspannen der Bauteile	110
6.2	Implementierung des Ansatzes in einer Simulationsumgebung	110
6.2.1	Schritte der Modellbildung und verwendete Referenzstruktur	111
6.2.2	Schritt 1: Bauteilvernetzung und Ableitung der Steifigkeitsmatrix	112
6.2.3	Schritt 2: Zuweisen der Einzelteiltoleranzen	113
6.2.4	Schritt 3: Modellierung der Prozessschritte und Prozesstoleranzen	114
6.2.5	Schritt 4: Definition von Messpunkten für die statistische Auswertung	116
6.2.6	Schritt 5: Ablauf der Simulation	117
6.3	Validierung des Simulationsmodells	118
6.3.1	Versuchsplanung	118
6.3.2	Vorgehen bei der Validierung	120

6.3.3	Ergebnisvergleich und Diskussion	122
6.4	Zusammenfassung	125
<b>7</b>	<b>Methode zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik</b>	<b>127</b>
7.1	Anforderungen an die Methode	127
7.2	Herleitung der Methodenschritte	128
7.2.1	Implikationen aus bestehenden Auslegungsmethoden	128
7.2.2	Implikationen aus den Teilzielen bzw. den dafür generierten Daten und Modellen	129
7.2.3	Implikationen aus den zuvor definierten Anforderungen	130
7.3	Darstellung und Erläuterung der Methode	130
7.3.1	Schritt 1: Ableiten von Anforderungen	130
7.3.2	Schritt 2: Erstellen der Initialkonfiguration	132
7.3.3	Schritt 3: Überprüfen und Anpassen der Initialkonfiguration	133
7.4	Zusammenfassung	134
<b>8</b>	<b>Produktionstechnische Umsetzung und Validierung der Methode</b>	<b>137</b>
8.1	Betrachteter Umfang	137
8.2	Auslegung eines Anwendungsbeispiels anhand der Methode	138
8.2.1	Schritt 1: Ableiten von Anforderungen	138
8.2.2	Schritt 2: Erstellen der Initialkonfiguration	138
8.2.3	Schritt 3: Überprüfen und Anpassen der Initialkonfiguration	140
8.3	Validierung der Auslegungsmethode	141
8.3.1	Allgemeines	141
8.3.2	Experimentelle Validierung des Methodenergebnisses	142
8.3.3	Diskussion der Validität der Methodenanwendung	144
8.4	Wirtschaftlichkeitsbetrachtung	145
8.4.1	Annahmen und Berechnungsgrundlagen	146
8.4.2	Vergleichende Stückkostenrechnung und Fazit	148
8.5	Zusammenfassung	150



<b>9 Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>151</b>
9.1 Zusammenfassung	151
9.2 Ausblick	152
<b>10 Literaturverzeichnis</b>	<b>155</b>
<b>11 Betreute Studienarbeiten</b>	<b>179</b>
<b>12 Anhang</b>	<b>181</b>
A1 Identifizierte und strukturierte Merkmale aus der Literatur	181
A2 Ergebnisse der Geometriemessung der einzelnen Spanmerkmale	183
A3 Formeln und Ergebnisse zur Ermittlung der Haltekräfte	185
A4 Verwendete Werkstoffkennwerte	195
A5 Vergleich von Schmelzbadkonturlinien bei Verkleinerung der verwendeten Versuchsbleche	197
A6 Untersuchung des Positionierverhaltens bei Einlegen spielbehafteter Merkmalskombinationen	197
A7 Aufbau und Beschreibung der Modelle aus Kapitel 8	199



## Publikationen im Rahmen der Dissertation

SCHLATHER ET AL. 2016A

Schlather, F.; Oefele, F.; Zaeh, M. F.: Forschung für eine flexiblere Automobilproduktion. Innovative Systemtechnik für den Karosseriebau der Zukunft. Automobiltechnologie in Bayern 7 (2016), S. 20-22.

SCHLATHER ET AL. 2016B

Schlather, F.; Oefele, F.; Zaeh, M. F.: Toward a feature-based approach for fixtureless build-up of sheet metal structures. International Journal of Engineering and Technical Research 5 (2016) 4, S. 97-102.

*Teilweise eingeflossen in Kapitel 7*

SCHLATHER ET AL. 2018A

Schlather, F.; Hoesl, V.; Oefele, F.; Zaeh, M. F.: Tolerance analysis of compliant, feature-based sheet metal structures for fixtureless assembly. Journal of Manufacturing Systems 79 (2018), S. 25-35.

*Teilweise eingeflossen in Kapitel 6*

SCHLATHER ET AL. 2018B

Schlather, F.; Theurer, F.; Oefele, F.; Zaeh, M. F.: Process forces during remote laser beam welding and resistance spot welding - a comparative study. Procedia CIRP 74 (2018), S. 669-673.

*Teilweise eingeflossen in Kapitel 5*

SCHLATHER ET AL. 2019

Schlather, F.; Zapata, A. R.; Oefele, F.; Zaeh, M. F.: Determination of process forces during remote laser beam welding for the design of fastening features. Journal of Laser Applications, 31 (2019) 4.

*Teilweise eingeflossen in Kapitel 5*



## Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
A	Abstützen
AIM FOR JAM	An Integrated Methodology for Jigless Assembly (dt. "Eine integrierte Methode für die vorrichtungsfreie Montage")
AP	Aufnahme- bzw. Spannungspunkt
ASP	Aufnahme- und Spannplan
CalPhaD	Calculation of Phase Diagrams
CAT	Computer Aided Tolerancing
CAX	Computer Aided X (dt. computerunterstützte Methoden, wobei das X als Platzhalter für verschiedene Verfahren steht)
DIN	Deutsches Institut für Normung
FEM	Finite-Elemente-Methode
FP	Fügestelle/Fügapunkt
K-S-Test	Kolmogorov-Smirnoff-Test
Laser	Licht-Verstärkung durch stimulierte Emission von Strahlung (Englisch: <u>l</u> ight <u>a</u> mplification by <u>s</u> timulated <u>e</u> mission of <u>r</u> adiation)
MCS	Monte-Carlo-Simulation
MFFS	Flexible Vorrichtungssysteme mit modularer Struktur
MIT	Massachusetts Institute of Technology
Nd:YAG-Laser	Neodym-dotierter Yttrium-Aluminium-Granat-Laser
P	Positionieren
PS	Produktionsszenario
RFA	Robotic Fixtureless Assembly
RP	Referenzpunkt
S	Spannen
SFFS	Flexible Vorrichtungssysteme mit singularer Struktur

<b>Abkürzung</b>	<b>Bedeutung</b>
VDI	Verband Deutscher Ingenieure
VE	Versagensebene
WPS	Widerstandspunktschweißen
ZB	Zusammenbau (von vormals einzelnen Bauteilen)

---

## Verzeichnis der Zeichen, Kennzahlen und Konstanten

### Lateinische Formelzeichen

Variable	Einheit	Bedeutung
$A_{eff}$	mm <sup>2</sup>	effektive Fläche
$A_P$	mm	Vektor eines Punktes A auf einem Bauteil P mit Bauteilkoordinatensystem P
$A_{proj}$	mm <sup>2</sup>	Flächeninhalt der projizierten Berührfläche (senkrecht zur Kraft)
$A_{proj,7}$	mm <sup>2</sup>	kritische Querschnittskontaktfläche aus Kugel und Rundkragen
$A_{proj,8}$	mm <sup>2</sup>	kritische Querschnittskontaktfläche aus Kugel und Langkragen
$A_s$	mm <sup>2</sup>	Scherfläche
$A_{S,K}$	mm <sup>2</sup>	Scherfläche der Kugel
$A_{S,LK}$	mm <sup>2</sup>	Scherfläche des Langkragens
$A_{S,RK}$	mm <sup>2</sup>	Scherfläche des Rundkragens
$b_B$	mm	Breite der verwendeten Blechstreifen
$B_K$	€/m <sup>2</sup>	Betriebskostensatz
$B_{LK}$	mm	Breite des Langkragens
$B_{LLA/B}$	mm	Breite des Langlochs für die Kegel A und B
$B_{LLC}$	mm	Breite des Langlochs für Kegel C
$B_{proj,1,RK}$	mm	projizierte Breite des Rundkragens an Stelle 1
$B_{proj,2,RK}$	mm	projizierte Breite des Rundkragens an Stelle 2
$B_{RK}$	mm	Breite des Rundkragens
$c_i$	-	Spannelement-Nummer in der Vergleichsstudie
$C_p$	-	Prozesspotenzial
$C_{pk}$	-	Prozessfähigkeit

<b>Variable</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$c_Q$	J/(kg·K)	spezifische Wärmekapazität
$D$	-	Differenz aus Summenfunktion der Beobachtungsgröße und hypothetischer Verteilung
$D_A$	mm	Nenndurchmesser des Kegels A
$D_{A1}$	mm	gemessener Durchmesser des Kegels A in Blechlängenrichtung
$D_{A2}$	mm	gemessener Durchmesser des Kegels A in Blechbreitenrichtung
$D_B$	mm	Nenndurchmesser des Kegels B
$D_{B1}$	mm	gemessener Durchmesser des Kegels B in Blechlängenrichtung
$D_{B2}$	mm	gemessener Durchmesser des Kegels B in Blechbreitenrichtung
$D_C$	mm	Nenndurchmesser des Kegels C
$D_{C1}$	mm	gemessener Durchmesser des Kegels C in Blechlängenrichtung
$D_{C2}$	mm	gemessener Durchmesser des Kegels C in Blechbreitenrichtung
$d_F$	mm	Durchmesser des Laserspots im Fokus
$D_K$	mm	Durchmesser der eingepressten Kugel
$D_{krit}$	-	kritischer Wert der Differenz D zur Beurteilung einer Hypothese
$D_{LLA/B}$	mm	Nenndurchmesser des Langlochs für die Kegel A und B
$D_{LLA/B1}$	mm	gemessener Durchmesser 1 des Langlochs für die Kegel A und B
$D_{LLA/B2}$	mm	gemessener Durchmesser 2 des Langlochs für die Kegel A und B
$D_{LLC}$	mm	Nenndurchmesser des Langlochs für Kegel C
$D_{LLC1}$	mm	gemessener Durchmesser 1 des Langlochs für Kegel C



<b>Variable</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$D_{LLC2}$	mm	gemessener Durchmesser 2 des Langlochs für Kegel C
$D_{RLA/B}$	mm	Nenn Durchmesser des Rundlochs für die Kegel A und B
$D_{RLA/B1}$	mm	gemessener Durchmesser 1 des Rundlochs für die Kegel A und B
$D_{RLA/B2}$	mm	gemessener Durchmesser 2 des Rundlochs für die Kegel A und B
$D_{RLC}$	mm	Nenn Durchmesser des Rundlochs für Kegel C
$D_{RLC1}$	mm	gemessener Durchmesser 1 des Rundlochs für Kegel C
$D_{RLC2}$	mm	gemessener Durchmesser 2 des Rundlochs für Kegel C
$d_{SP}$	mm	Abstandsvektor zweier gegenüberliegender Bauteilpunkte an einer Fugestelle
$D_U$	mm	kritischer Durchmesser der eingepressten Kugel
$E$	N/mm <sup>2</sup>	Elastizitätsmodul
$e$	-	Exponentialfunktion
$E_T$	N/mm <sup>2</sup>	isotropes Tangentenmodul
$E_Z$	h/a	Arbeitszeit
$F$	N	Kraftvektor
$f$	mm	mittlere Abweichung der Schmelzbadkonturlinien aus Simulation und Experiment
$f_{max}$	mm	maximale Abweichung der Schmelzbadkonturlinien aus Simulation und Experiment
$F$	N	Druckkraft (senkrecht auf der Berührfläche)
$F$	N	Scherkraft
$F^{(E)}$	N	Kraftvektor der Einspannkraft
$F^{(F)}$	N	Kraftvektor der Schweißzangenkraft beim Fügen
$f(X)$	variabel	Dichtefunktion der Zufallsgröße
$F_0(x_i)$	-	relative Summenfunktion einer hypothetischen Verteilungsform

<b>Variable</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$F_1$	N	Kraftvektor zur Verschiebung von Bauteilen aus der Initialposition in die Soll-Position
$F_{1,x}$	N	Kraft an Spannelement 1 in x-Richtung
$F_{1,y}$	N	Kraft an Spannelement 1 in y-Richtung
$F_{1,z}$	N	Kraft an Spannelement 1 in z-Richtung
$F_2$	N	Kraftvektor zur Verschiebung der verbundenen Bauteile aus der Initialposition in die Position nach dem Entspannen
$F_{2,z}$	N	Kraft an Spannelement 2 in z-Richtung
$F_{3,x}$	N	Kraft an Spannelement 3 in x-Richtung
$F_{ab,krit}$	N	kritische Kraft für Versagen durch Abheben
$F_B$	m <sup>2</sup>	Flächenbedarf
$F_{b,krit}$	N	kritische Kraft für Versagen durch Biegung
$F_E$	N	Elektrodenkraft beim Widerstandspunktschweißen
$F_{g,krit}$	N	kritische Kraft für Versagen durch Abgleiten
$F_{krit}$	N	kritische Kraft bei Versagen der Merkmalskombination
$F_{l,krit}$	N	kritische Kraft für Versagen durch Lochleibung
$F_m$	N	Anziehungskraft der verwendeten Magnetkugel auf das Oberblech
$F_{M,KMS}$	N	Kraftvektor am Kraft-Momenten-Sensor infolge des mechanischen Eingriffs der Punktschweißzange
$F_{M,KMS,x}$	N	Kraft in x-Richtung am Kraft-Momenten-Sensor infolge des mechanischen Eingriffs der Punktschweißzange
$F_{M,KMS,y}$	N	Kraft in y-Richtung am Kraft-Momenten-Sensor infolge des mechanischen Eingriffs der Punktschweißzange
$F_{M,KMS,z}$	N	Kraft in z-Richtung am Kraft-Momenten-Sensor infolge des mechanischen Eingriffs der Punktschweißzange

Variable	Einheit	Bedeutung
$F_{M,WG}$	N	Kraftvektor des mechanischen Eingriffs der Punktschweißzange
$F_{mag}$	N	Kraftvektor eines magnetischen Spannelementes
$F_{MB}$	N	Anziehungskraft der verwendeten Magnetkugel auf das Unterblech
$F_{p,krit}$	N	kritische Kraft für Versagen durch Flächenpressung
$F_{R,CL}$	N	Vektor der Reaktionskraft an den Spannungspunkten
$F_{R,WG}$	N	Vektor der Reaktionskraft an der Schweißzone infolge des mechanischen Eingriffs der Punktschweißzange
$F_{R,WG,x}$	N	Reaktionskraft in x-Richtung an der Schweißzone infolge des mechanischen Eingriffs der Punktschweißzange
$F_{R,WG,y}$	N	Reaktionskraft in y-Richtung an der Schweißzone infolge des mechanischen Eingriffs der Punktschweißzange
$F_{R,WG,z}$	N	Reaktionskraft in z-Richtung an der Schweißzone infolge des mechanischen Eingriffs der Punktschweißzange
$F_{res}$	N	resultierender Kraftvektor
$F_v$	N	Summe aller vertikalen Kräfte
$g$	m/s <sup>2</sup>	Erdbeschleunigung
$G$	N	Gewichtskraft
$H_A$	mm	Höhe des Äquators der eingepressten Kugel
$H_{BSL}$	mm	Hebellänge von der Einschnürungsebene der Kugel zum Kontaktpunkt mit dem Langkragen
$H_{BSR}$	mm	Hebellänge von der Einschnürungsebene der Kugel zum Kontaktpunkt mit dem Rundkragen
$H_K$	mm	Höhe der eingepressten Kugel
$H_{KPL}$	mm	Höhe des Kontaktpunktes des Langkragens im verclipsten Zustand

<b>Variable</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$H_{KPR}$	mm	Höhe des Kontaktpunktes des Rundkragens im verclipsten Zustand
$HK_{SP\_s(x,y,z)}$	N	mögliche Haltekraft der Spannermerkmalskombination an Spannungspunkt s in x-, y- und z-Richtung
$H_{LK}$	mm	Nennhöhe des Langkragens unverclipst
$H_{LK1}$	mm	gemessene Höhe 1 des Langkragens unverclipst
$H_{LK2}$	mm	gemessene Höhe 2 des Langkragens unverclipst
$H_{RK}$	mm	Nennhöhe des Rundkragens unverclipst
$H_{RK1}$	mm	gemessene Höhe 1 des Rundkragens unverclipst
$H_{RK2}$	mm	gemessene Höhe 2 des Rundkragens unverclipst
$I$	€	Investitionskosten
$I_0$	W/m <sup>2</sup>	Intensität des Laserstrahls
$IA_{MP\_m(x,y,z)}$	mm	prognostizierte Ist-Abweichung des Messpunkts m in x-, y- und z-Richtung
$I_{KS}$	%	Instandhaltungskostensatz
$I_S$	A	Schweißstrom beim Widerstandspunktschweißen
$I_W$	€	Werkzeugmehrkosten
$I_{y(x)}$	m <sup>4</sup>	axiales Flächenträgheitsmoment bezüglich der y-Achse
$K_A$	€/h	kalkulatorische Abschreibung
$k_a$	-	Schubüberhöhungsfaktor
$K_B$	€/h	Betriebskostenstundensatz
$K_F$	€/Stk.	Fügekosten je ZB
$K_{Gesamt}$	€/h	Gesamtkostenstundensatz der Anlage
$K_I$	€/h	Instandhaltungskostenstundensatz
$K_K$	€/Stk.	Materialkosten für Doppelkugeln
$K_{ver}$	N/m	Gesamtsteifigkeitsmatrix der verbundenen Bauteile
$K_M$	€/h	Maschinenstundensatz

Variable	Einheit	Bedeutung
$K_P$	€/h	Personalkostenstundensatz
$K_{sep}$	N/m	Gesamtsteifigkeitsmatrix der unverbundenen Bauteile
$K_Z$	€/h	kalkulatorischer Zinssatz pro Stunde
$L_{ALK}$	mm	Länge des Langkragens an der Außenseite
$L_{ARK}$	mm	Länge des Rundkragens an der Außenseite
$l_B$	mm	Länge der verwendeten Blechstreifen
$L_{ILK}$	mm	Länge des Langkragens an der Innenseite
$L_{IRK}$	mm	Länge des Rundkragens an der Innenseite
$l_S$	mm	Länge der Schweißnaht
$m_B$	kg	Bauteilmasse
$M_{by(x)}$	Nm	Biegemoment um die y-Achse
$n$	-	Anzahl an Stichproben
$N$	-	Anzahl der Rechendurchläufe in einer MCS
$N_B$	Stk./h	Anzahl ZB pro Stunde
$N_{B,Takt}$	Stk.	Anzahl ZB pro Takt
$n_{BP}$	-	Anzahl an Berührungspunkten zwischen zwei miteinander kombinierten Merkmalen
$N_D$	a	Nutzungsdauer
$N_P$	-	Anzahl an Betriebspersonen
$N_{test}$	-	mindest erforderliche Vertrauensgröße einer Stichprobe
$P_L$	W	Laserstrahl-Nennleistung
$q_k$	W/(mm·K)	Wärmestromdichte durch Konvektion
$q_s$	W/(mm·K)	Wärmestromdichte durch Strahlung
$Q_V$	J/mm <sup>3</sup>	je Volumeneinheit verbrauchte bzw. freigesetzte Wärmeenergie
$r_F$	mm	Radius des Laserspots im Fokus

<b>Variable</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$RK_{SP\_s(x,y,z)}$	N	auftretende Reaktionskraft an Spannungspunkt s in x-, y- und z-Richtung
$R_M$	N/mm <sup>2</sup>	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	N/mm <sup>2</sup>	Dehngrenze
$s$	mm	Spiel zwischen zwei miteinander kombinierten Merkmalen
$S$	-	Sicherheitsfaktor
$SA_{MP\_m(x,y,z)}$	mm	maximal zulässige Abweichung des Messpunkts m in x-, y- und z-Richtung
$S_{rel}(x_i)$	-	relative Summenfunktion einer Beobachtungsgröße X
$S^*$	variabel	korrigierte Stichprobenstandardabweichung
$S^{*2}$	variabel	korrigierte Stichprobenvarianz
$T$	K	Temperatur
$t$	s	Zeit
$t$	mm	Blechdicke
$T_0$	K	Oberflächentemperatur
$t_{1-\alpha/\beta}$	-	Quantile der t-Verteilung (Student-Verteilung)
$T_\infty$	K	Umgebungstemperatur
$T_F$	mm	Toleranzen der Funktionselemente einer Baugruppe
$t_i$	mm	Toleranzen der Bauteile
$t_{proj,LK}$	mm	projizierte Wandstärke des Langkragens
$t_{proj,RK}$	mm	projizierte Wandstärke des Rundkragens
$t_S$	s	Stromzeit beim Widerstandspunktschweißen
$t_{Takt}$	s	Taktzeit
${}_1T_2$	-	Transformationsmatrix von Koordinatensystem 1 in 2
${}_1T'_2$	-	korrigierende Transformationsmatrix von Koordinatensystem 1 in 2
${}_2T_3$	-	Transformationsmatrix von Koordinatensystem 2 in 3

<b>Variable</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
${}_2T'_3$	-	korrigierende Transformationsmatrix von Koordinatensystem 2 in 3
${}_3T_P$	-	Transformationsmatrix von Koordinatensystem 3 in P
${}_3T'_P$	-	korrigierende Transformationsmatrix von Koordinatensystem 3 in P
${}_jT_i$	-	Transformationsmatrix von Koordinatensystem i in j
${}_jT'_i$	-	korrigierende Transformationsmatrix von Koordinatensystem i in j
${}_R T_1$	-	Transformationsmatrix von Koordinatensystem 1 in R
${}_R T_P$	-	Transformationsmatrix von Koordinatensystem P in R
$u_{1-\alpha/\beta}$	-	Quantile der zugrunde liegenden Verteilungsfunktion
$V_A$	%	Anlagenverfügbarkeit
$V_{OB}$	m <sup>3</sup>	Volumen des Oberblechs
$v_w$	mm/s	Vorschubgeschwindigkeit
$x$	-	Raumkoordinate im kartesischen Koordinatensystem
$x_{AP}$	-	x-Koordinate eines Punktes A auf Bauteil P im Bauteilkoordinatensystem
$\mathcal{X}$	-	Zufallsvariable, Zufallsgröße
$\bar{X}$	variabel	Mittelwert der Stichprobe
$X_i$	variabel	Wert der Zufallszahl zur Laufvariable $i$
$x_{max}$	mm	zu erwartender Maximalwert der Grundgesamtheit
$x_{min}$	mm	zu erwartender Minimalwert der Grundgesamtheit
$y$	-	Raumkoordinate im kartesischen Koordinatensystem
$y_{AP}$	-	y-Koordinate eines Punktes A auf Bauteil P im Bauteilkoordinatensystem
$z$	-	Raumkoordinate im kartesischen Koordinatensystem
$z$	mm	Abstand von der neutralen Faser entlang der z-Achse
$Z$	%	Zinssatz

<b>Variable</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$z_{AP}$	-	z-Koordinate eines Punktes A auf Bauteil P im Bauteilkoordinatensystem

---



### Griechische Formelzeichen

Variable	Einheit	Bedeutung
$\alpha$	-	Wahrscheinlichkeit für einen Fehler erster Art
$\alpha_A$	°	Nennsteigungswinkel des Kegels A
$\alpha_{A1}$	°	gemessener Steigungswinkel 1 des Kegels A
$\alpha_{A2}$	°	gemessener Steigungswinkel 2 des Kegels A
$\alpha_{A3}$	°	gemessener Steigungswinkel 3 des Kegels A
$\alpha_{A4}$	°	gemessener Steigungswinkel 4 des Kegels A
$\alpha_{Ai}$	°	Steigungswinkel des Kegels A an der Innenseite
$\alpha_B$	°	Nennsteigungswinkel des Kegels B
$\alpha_{B1}$	°	gemessener Steigungswinkel 1 des Kegels B
$\alpha_{B2}$	°	gemessener Steigungswinkel 2 des Kegels B
$\alpha_{B3}$	°	gemessener Steigungswinkel 3 des Kegels B
$\alpha_{B4}$	°	gemessener Steigungswinkel 4 des Kegels B
$\alpha_C$	°	Nennsteigungswinkel des Kegels C
$\alpha_{C1}$	°	gemessener Steigungswinkel 1 des Kegels C
$\alpha_{C2}$	°	gemessener Steigungswinkel 2 des Kegels C
$\alpha_{C3}$	°	gemessener Steigungswinkel 3 des Kegels C
$\alpha_{C4}$	°	gemessener Steigungswinkel 4 des Kegels C
$\alpha_k$	W/(m·K)	konvektive Wärmeübergangszahl
$\alpha_K$	W/(m <sup>2</sup> ·K)	Wärmeübergangskoeffizient
$\alpha_{KS}$	-	Signifikanzniveau für den Kolmogorov-Smirnov-Test auf Normalverteilung
$\alpha_L$	°	Anstellwinkel des Laserstrahls
$\alpha_{th}$	1/K	thermischer Ausdehnungskoeffizient
$\beta$	-	Wahrscheinlichkeit für einen Fehler zweiter Art
$\delta$	mm	Abweichungsvektor

<b>Variable</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$\delta$	mm	Differenz der Erwartungswerte beider Parameterräume
$\delta_i^{(BT)}$	mm	Abweichungsvektor eines Punktes i auf einem Bauteil BT
$\delta_i^{(BT,A)}$	mm	Abweichungsvektor eines Punktes i auf einem Bauteil A
$\delta_i^{(BT,B)}$	mm	Abweichungsvektor eines Punktes i auf einem Bauteil B
$\delta_i^{(P)}$	mm	Abweichungsvektor durch das Spiel spielbehafteter Merkmalspaarungen
$\delta_i^{(S)}$	mm	Abweichungsvektor eines Ausricht- oder Spannelementes von seiner Nominalposition
$\delta_i^{(therm)}$	mm	Abweichungsvektor eines Punktes infolge von thermischem Verzug
$\delta_j^{(A)}$	mm	Abweichungsvektor eines Bauteilpunktes von Bauteil A infolge von Bauteilabweichungen
$\delta_j^{(B)}$	mm	Abweichungsvektor eines Bauteilpunktes von Bauteil B infolge von Bauteilabweichungen
$\delta_j^{(BT)}$	mm	Abweichungsvektor eines Bauteilpunktes von seiner Nominalposition infolge von Bauteilabweichungen
$\delta_j^{(S)}$	mm	Abweichungsvektor eines Bauteilpunktes von seiner Nominalposition infolge der Abweichungen eines Spannelementes
$\Delta T$	K	Temperaturdifferenz
$\varepsilon$	-	Emissionsgrad
$\varepsilon_{th}$	mm	Vektor der Wärmedehnung
$\eta_A$	%	Einkoppelgrad
$\mathfrak{g}$	-	Vektor der Relativbewegung
$\mathfrak{g}_i^{(P)(SBT)}$	-	Vektor der Relativbewegung am Spannelement beim Positionieren
$\mathfrak{g}_j^{(E)(SBT)}$	-	Vektor der Relativbewegung am Spannelement beim Spannen

Variable	Einheit	Bedeutung
$\mathbf{g}_j^{(F)(SA)}$	-	Vektor der Relativbewegung zwischen Spannelement S und Bauteil A durch den Fügevorgang
$\mathbf{g}_j^{(F)(SB)}$	-	Vektor der Relativbewegung zwischen Spannelement S und Bauteil B durch den Fügevorgang
$\lambda_L$	nm	Wellenlänge der Laserstrahlung
$\lambda_Q$	W/(m·K)	Wärmeleitfähigkeit
$\mu$	mm	Erwartungswert, Mittelwert der Grundgesamtheit
$\mu_G$	-	Reibungskoeffizient (auch: Reibbeiwert) der Materialpaarung
$\nu$	-	Poissonzahl (auch: Querkontraktionszahl)
$\mathbf{v}$	-	Verschiebungsvektor
$\mathbf{v}_i^{(A)}$	mm	Vektor der Verschiebung infolge des Bauteilrücksprungs nach dem Entspannen
$\mathbf{v}_i^{(P)}$	mm	Vektor der erforderlichen Punktverschiebung infolge aller Abweichungen
$\mathbf{v}_i^{(P)(A)}$	mm	Vektor der notwendigen Verschiebung des Bauteils A
$\mathbf{v}_i^{(P)(A,vor)}$	mm	Abweichungsvektor eines Punktes auf Bauteil A durch Verschiebungen infolge von Abweichungen anderer Ausrichtpunkte
$\mathbf{v}_i^{(P)(B,vor)}$	mm	Abweichungsvektor eines Punktes auf Bauteil B durch Verschiebungen infolge von Abweichungen anderer Ausrichtpunkte
$\mathbf{v}_i^{(P)(vor)}$	mm	Abweichungsvektor durch Verschiebungen infolge von Abweichungen anderer Ausrichtpunkte
$\mathbf{v}_i^{(res)}$	mm	resultierender Abweichungsvektor von Bauteilen nach der Fügeoperation
$\mathbf{v}_j$	mm	initialer Abweichungsvektor von Bauteilen vor der Fügeoperation
$\mathbf{v}_j^{(E)(A)}$	mm	Verschiebungsvektor eines Bauteilpunktes von Bauteil A durch das Einspannen
$\mathbf{v}_j^{(E)(B)}$	mm	Verschiebungsvektor eines Bauteilpunktes von Bauteil B durch das Einspannen

<b>Variable</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$v_j^{(E)(BT)}$	mm	Verschiebungsvektor eines Bauteilpunktes nach dem Einspannen
$v_j^{(F)(A)}$	mm	Verschiebungsvektor eines Bauteilpunktes von Bauteil A durch das Fügen
$v_j^{(F)(B)}$	mm	Verschiebungsvektor eines Bauteilpunktes von Bauteil B durch das Fügen
$v_{res,j}$	mm	resultierender Abweichungsvektor von Bauteilen nach der Fügeoperation
$\pi$	-	Kreiszahl Pi
$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte
$\sigma$	variabel	Standardabweichung
$\sigma_B$	W/(m <sup>2</sup> ·K <sup>2</sup> )	Stefan-Boltzmann-Konstante
$\sigma_{b(x,z)}$	N/mm <sup>2</sup>	Biegespannung als Funktion von x und z
$\sigma_{b,zul}$	N/mm <sup>2</sup>	maximal zulässige Biegespannung
$\sigma_{bF}$	N/mm <sup>2</sup>	Biegefließgrenze
$\sigma_d$	mm	Standardabweichung der Grundgesamtheit
$\sigma_{dF}$	N/mm <sup>2</sup>	Druckfließgrenze
$\sigma_l$	N/mm <sup>2</sup>	Lochleibungsspannung
$\sigma_{l,zul}$	N/mm <sup>2</sup>	maximal zulässige Lochleibungsspannung
$\sigma_p$	N/mm <sup>2</sup>	Flächenpressungsspannung
$\sigma_{p,zul}$	N/mm <sup>2</sup>	maximal zulässige Flächenpressungsspannung
$\sigma_{th}$	N/mm <sup>2</sup>	Vektor der thermisch induzierten Spannung
$\tau_{a,max}$	N/mm <sup>2</sup>	maximale Schubspannung
$\tau_{a,mittel}$	N/mm <sup>2</sup>	mittlere Schubspannung
$\tau_{a,zul}$	N/mm <sup>2</sup>	maximal zulässige Schubspannung

---

# 1 Einleitung

Die Marktsituation, in der Produktionsunternehmen der Automobilindustrie agieren, unterliegt derzeit einem wesentlichen Wandel. Aufgrund der zunehmenden globalen Vernetzung und neuer Technologien erhöht sich zum einen die Quantität und Qualität der Wettbewerber (GÄRTNER 2018, S. 19). Durch die Individualisierung der Kundennachfrage sowie die Elektromobilität steigt außerdem der Bedarf an Produktvarianten an (BROCKE 2011, S. 135, HU ET AL. 2011, S. 715). Eine zunehmende Volatilität der Märkte führt ferner dazu, dass Volumenschwankungen in der Nachfrage auftreten (KAAS ET AL. 2016). Die daraus resultierende, steigende Produktvielfalt bei kürzeren Produktlebenszyklen konstatiert die Notwendigkeit, Fertigungsanlagen zu flexibilisieren sowie effizienter und kostengünstiger zu gestalten, um weiterhin Wettbewerbsvorteile zu generieren.

Innerhalb der Automobilproduktion offenbart hier unter anderem der Karosseriebau Verbesserungsbedarfe, da er mit durchschnittlich mehreren hundert Millionen Euro (WEMHÖNER 2005, S. 2) hohe Investitionskosten und mit bis zu 85 % Typ-abhängigen, also spezifischen Investitionen (MEICHSNER 2007, S. 41), zudem eine geringe Variantenflexibilität aufweist. Ein Hauptgrund dafür sind die sogenannten Fügevorrichtungen, welche als Fertigungshilfsmittel beim Fügen der Einzelteile zur Karosseriestruktur zum Einsatz kommen (BI & ZHANG 2001, WEMHÖNER 2005, S. 62, FLEISCHER ET AL. 2014, HANSEN ET AL. 2018). Diese hochspezifischen Vorrichtungen machen etwa 29 % der Investitionskosten des Karosseriebaus aus (HANSEN ET AL. 2018). Sie haben unter anderem die Aufgabe, die Fügepartner definiert zueinander zu positionieren und diesen Ordnungszustand gegenüber im Fügeprozess wirkenden Kräften durch Spannen sicherzustellen (TRUMMER & WIEBACH 2013, S. 15).

Die Substitution von Fügevorrichtungen durch bauteilintegrierte Spanntechnik stellt einen vielversprechenden Ansatz zur Überwindung der genannten Defizite, insbesondere der fehlenden Flexibilität und der hohen Kosten, dar. Grundlage dieses Ansatzes ist es, die Funktionen der Fügevorrichtung in die zu fügenden Bauteile zu integrieren. Dies geschieht in Form dem Bauteil inhärenter, geometrischer Merkmale, sogenannter Spannmerkmale. Vergleichbar mit einer Steckverbindung sollen die Bauteile so ganz oder teilweise ohne Zuhilfenahme von Fügevorrichtungen positioniert und fixiert werden. In diesem vorfixierten Zustand können die Bauteile dann mit Fügeverfahren wie dem Laserstrahlschweißen gefügt werden. Obwohl zahlreiche wirtschaftliche Potenziale dieses Ansatzes etwa durch KOONMEN (1994),

NAING (2004) und KAMPKER ET AL. (2017) ausgewiesen wurden, findet er noch keine Anwendung in der automobilen Großserienfertigung.

Das primäre Ziel der vorliegenden Arbeit ist es daher, den Ansatz bauteilintegrierter Spanntechnik für das Fügen von Karosseriestrukturen zu befähigen. Dadurch sollen Fügevorrichtungen in der Produktion reduziert werden, um so weitere wirtschaftliche Potenziale zu heben. Hierbei ist zu gewährleisten, dass die bauteilintegrierte Spanntechnik so umgesetzt werden kann, dass die an den Zusammenbau gestellten technischen Anforderungen erfüllt werden. Dies betrifft konkret die Erfüllung definierter geometrischer Toleranzvorgaben sowie das Sicherstellen der Spannfunktion während des Fügeprozesses. Hierfür waren als wesentlicher Beitrag zum Stand der Erkenntnis im Rahmen dieser Arbeit ein Vorgehen sowie Berechnungswerkzeuge zu entwickeln, welche die methodische Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik unter Einhaltung produktionstechnischer und funktionaler Rahmenbedingungen ermöglichen.

## **2 Grundlagen**

In diesem Kapitel sollen die für das Verständnis der vorliegenden Arbeit nötigen Grundlagen vermittelt werden. Dies umfasst zum einen die Erläuterung des Karosseriebaus sowie der dort zum Einsatz kommenden Fügevorrichtungen (Abschnitt 2.1). Zum anderen werden Grundlagen der Toleranzrechnung (Abschnitt 2.2) und thermischer Fügeverfahren sowie der Schweißsimulation erläutert (Abschnitt 2.3).

### **2.1 Der Karosseriebau als Teil der Automobilproduktion**

#### **2.1.1 Einordnung in die Prozesskette**

Die Automobilproduktion folgt einer Prozesskettenlogik, in der üblicherweise die Gewerke *Presswerk*, *Karosseriebau*, *Lackiererei* und *Montage* in der angegebenen Reihenfolge durchlaufen werden (BIRKERT ET AL. 2013, S. 43).

Zuerst werden im Presswerk Blechplatinen durch werkzeuggebundene Umform- und Beschnittvorgänge in mehreren sogenannten Arbeitsfolgen zu Karosseriebauteilen verarbeitet. Im klassischen Karosseriebau in Schalenbauweise wird darauf folgend aus mehreren hundert Einzelteilen die Karosseriestruktur gefügt (WEMHÖNER 2005, S. 22). Die chemische und thermische Oberflächenbehandlung bzw. -beschichtung der kompletten Rohkarosse finden anschließend in der Lackiererei statt. Abschließend erfolgt die auftragsspezifische Montage, in der Komponenten wie der Antriebsstrang, das Fahrwerk und die Innenausstattung in die lackierte Karosse integriert werden (ABULAWI 2012, S. 7, BIRKERT ET AL. 2013, S. 42).

Da in dieser Arbeit der Fokus auf Bauteilen und Zusammenbauten im Produktionsschritt Karosseriebau liegt und dabei der Einfluss des Presswerks von signifikanter Bedeutung ist, werden diese Bereiche in den folgenden Abschnitten näher erläutert.

##### **2.1.1.1 Vorausgehende Einzelteilerfertigung im Presswerk**

In Walzwerken gefertigte Blechcoils und Platinen werden nach einer Zwischenspeicherung in Lagern dem Presswerk zugeführt (IHME 2006, S. 10-11). Dort werden die Bleche in einer Folge von Operationen umgeformt (BIRKERT ET AL. 2013, S. 44). Zunächst wird das Coil abgewickelt und in einer Platinenschneidanlage zu einer Platine konfektioniert (BIRKERT ET AL. 2013, S. 45).

Nach einem ersten umformtechnischen Bearbeitungsschritt, dem Tiefziehen der Ziehschale, wird das Blechteil gelocht und, abhängig von der Bauteilgeometrie, mehrere Male erneut beschnitten (BIRKERT ET AL. 2013, S. 45). Ein mehrstufiges Nachschlagen oder Nachformen kann optional zur Korrektur der Maßhaltigkeit erfolgen (BIRKERT ET AL. 2013, S. 44). Da diese Operationen jeweils in aufeinander folgenden Werkzeugen vorgenommen werden, müssen die Halbzeuge in jedem Werkzeug neu ausgerichtet werden (BOHN 1998, S. 63). Der am meisten verwendete Werkstoff in der Karosseriestruktur ist dabei Stahl (FERKEL 2013, S. 173, BERYLLS STRATEGY ADVISORS 2013).

Die so gefertigten Blecheinzelteile unterliegen herstellungsbedingten Streuungen, wobei vor allem die geometrischen Abweichungen für die weitere Verarbeitung relevant sind (PRAUN 2003, S. 14). Die Einflüsse auf die Maßhaltigkeit können nach BOHN (1998) in die Bereiche Material, Fertigungsprozess und Geometrie aufgeteilt werden. Sie sind bei der Auslegung und Produktion zu berücksichtigen.

Neben Abweichungen aufgrund allgemeiner Toleranzen der Werkzeuge und durch Werkzeugverschleiß nimmt vor allem die Bauteilrückfederung beim Öffnen der Werkzeuge bedeutenden Einfluss auf die Maßhaltigkeit. Die bei der plastischen Umformung stets vorhandenen elastischen Verformungsanteile, die unter anderem von den Materialeigenschaften und vom Umformgrad abhängen, sind hier hauptursächlich (BOHN 1998, S. 63). Die Bauteilrückfederung muss in der Werkzeugauslegung berücksichtigt werden. Des Weiteren ergeben sich Streuungseinflüsse aus Schwankungen bei der Ausrichtung der Bauteile in den einzelnen Werkzeugen (BOHN 1998, S. 63). Eine Erhöhung der geometrischen Bauteilqualität kann unter anderem durch folgende Faktoren erreicht werden:

- Eine geringe Anzahl an Arbeitsfolgen und damit wenig Ausrichtvorgänge (BOHN 1998, S. 63),
- eine einfache Geometrie der Einzelteile (WITTE 2018, S. 17),
- weit auseinanderliegende Ausrichtpunkte (BOHN & HETSCH 2013, S. 86),
- einen hohen Ziehanteil (WITTE 2018, S. 17) und
- eine möglichst hohe Steifigkeit (geometrisch und werkstofftechnisch) (BOHN & HETSCH 2013, S. 87).

Diese Faktoren können untereinander und auch gegenüber Anforderungen an die Bauteile konkurrierend wirken.

Die so hergestellten Blecheinzelteile werden dann dem Karosseriebau übergeben, um sie zur Karosseriestruktur zu fügen.



### 2.1.1.2 Fügen von Einzelteilen im Karosseriebau

Im Karosseriebau werden die im Presswerk hergestellten Einzelteile durch das Verfahren der Hauptgruppe Fügen (nach DIN 8580) miteinander verbunden. Es ist definiert als das *„auf Dauer angelegte[s] Verbinden oder sonstige[s] Zusammenbringen von zwei oder mehreren Werkstücken geometrisch bestimmter fester Form oder von eben solchen Werkstücken mit formlosem Stoff. Dabei wird jeweils der Zusammenhalt örtlich geschaffen und im Ganzen vermehrt“*. Mechanisches oder magnetisches Spannen zur Bearbeitung eines Bauteils wird in der DIN 8593 explizit von den Fügeverfahren ausgeschlossen. Das Fügen wird nach DIN 8593 wiederum in neun Gruppen aufgeteilt.

Das am häufigsten im Karosseriebau eingesetzte Fügeverfahren ist das Widerstandspunktschweißen (BIRKERT ET AL. 2013, S. 49). Daneben bietet das Remote-Laserstrahlschweißen erhebliche Potenziale hinsichtlich der Verbindungsfunktionalität und -flexibilität und hält daher zunehmend Einzug in die Karosseriefertigung (FYSIKOPOULOS ET AL. 2016, KATAYAMA 2013, S. 555, OEFELE 2012). Auf für das Verständnis der Arbeit benötigtes Fachwissen zu den genannten Fügeverfahren wird gesondert in Abschnitt 2.3 eingegangen.

Das *Fügen* ist, wie auch in der DIN 8593 aufgeführt, nicht mit dem *Montieren* gleichzusetzen. Nach DIN 8593 wird *„Montieren [wird] zwar stets unter Anwendung von Fügeverfahren durchgeführt, es schließt jedoch zusätzlich auch alle Handhabungs- und Hilfsvorgänge einschließlich des Messens und Prüfens mit ein“*. Der im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Teil des Fügens entspricht dem einer Fügeoperation, wie sie unter anderem von HU ET AL. (2001), PRAUN (2003, S. 72) und CEGLAREK ET AL. (2003) definiert ist. Die Fügeoperation kann als ein sich wiederholender Zyklus aus Positionieren, Einspannen, Fügen und Ausspannen beschrieben werden (vgl. Abbildung 1). Dieser Vorgang wird so lange um Bauteile erweitert und durchgeführt, bis das Endprodukt vorliegt.

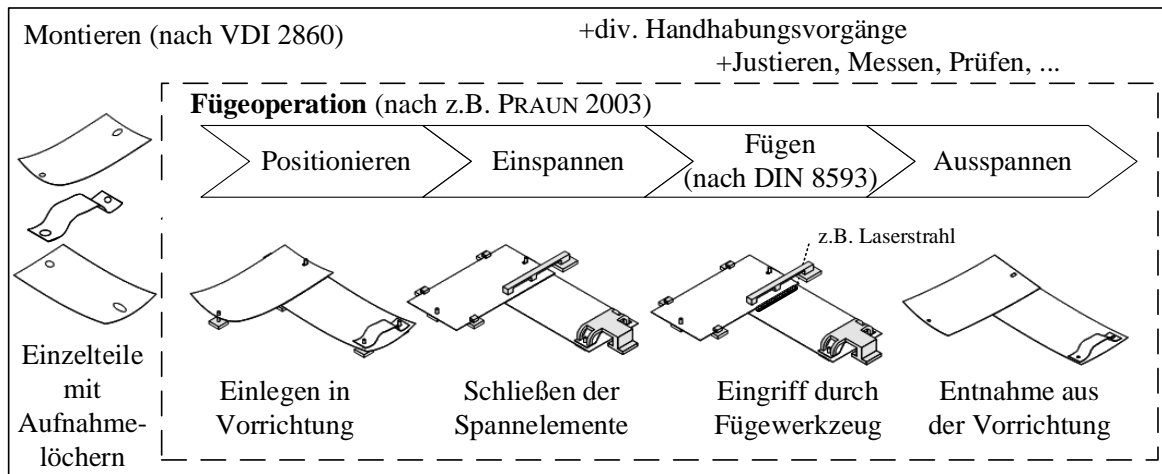


Abbildung 1: Veranschaulichung der Definition und Abgrenzung der im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Fügeoperation

Ein Charakteristikum des Karosseriebaus ist die Aufbaureihenfolge der Rohkarosse. Das Grundschema „von unten nach oben“ ist bei allen Automobilherstellern identisch (BIRKERT ET AL. 2013, S. 47). Ein exemplarischer Aufbau ist in Abbildung 2 dargestellt.

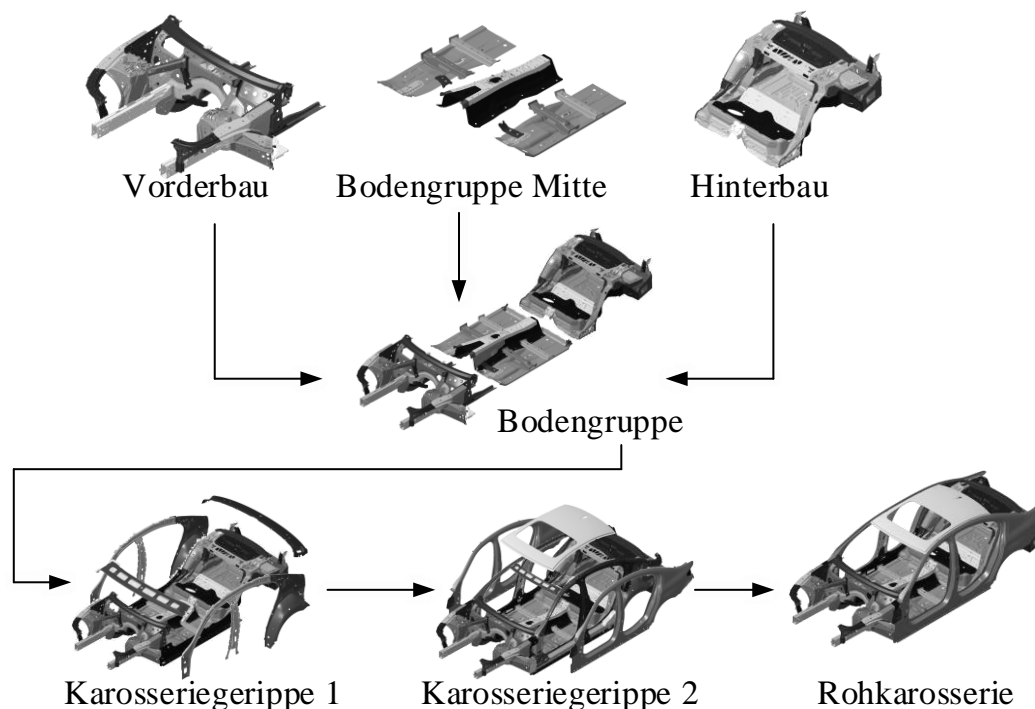


Abbildung 2: Klassische Fügefolge bei der Karosserieherstellung (in Anlehnung an BIRKERT ET AL. (2013, S. 46))

Ausgehend von mehreren Einzelteilen werden zunächst kleinere Zusammenbauten gefügt. Diese Zusammenbauten werden sukzessive um weitere Bauteile ergänzt, um wiederum mit anderen Zusammenbauten zu größeren Strukturen verbunden zu werden. Die Bodengruppe setzt sich beispielsweise aus Vorderbau, Hinterbau und der Bodenmitte zusammen. Das Karosseriegerippe, bestehend aus Seitenrahmen- und Dachstruktur, ist ebenfalls mehrteilig und wird mit der Bodengruppe zur Rohkarosserie gefügt. Die exakte Aufteilung der Aufbaureihenfolge ist stark geprägt von fertigungstechnischen Aspekten und wird etwa durch Zugänglichkeiten, herstellereigenspezifische Modulbaukästen, die Taktzeit in einer Fertigungszelle sowie durch die anfallenden Kosten bestimmt (BOHN 1998, S. 36).

Für die beschriebenen Fügeoperationen kommen praktisch ausnahmslos sogenannte Fügevorrichtungen zum Einsatz. Auf diese wird wegen ihrer Bedeutung im Kontext der Arbeit im Detail eingegangen.

### 2.1.2 Vorrichtungen im Karosseriebau

Nach DIN 6300 ist eine Vorrichtung als ein Fertigungsmittel definiert, „*das Werkstücke während des formändernden Fertigungsverfahrens in einer bestimmten Lage, zum Werkzeug gerichtet, fixiert*“. Vorrichtungen sind in das Wirksystem Fertigungsprozess eingebunden und fungieren als Schnittstelle zwischen den eingespannten Werkstücken, den Bearbeitungswerkzeugen und -maschinen sowie der Umgebung. Die Unterteilung von Vorrichtungen kann nach der Art der Spannkrafterzeugung, dem zugehörigen Fertigungsverfahren oder dem möglichen Bauteilspektrum (Standard- oder Sondervorrichtung) geschehen. Die im Karosseriebau verwendeten Fügevorrichtungen werden den Sondervorrichtungen zugeordnet (MATUSZEWSKI 1986, S. 4), da sie jeweils spezifisch für die Bauteile und die Fügefolge ausgelegt werden (ABULAWI 2012, S. 9). Im Folgenden wird aus Gründen der besseren Lesbarkeit lediglich von Vorrichtungen gesprochen, wobei stets die im Karosseriebau verwendeten Fügevorrichtungen gemeint sind.

Die Funktionen von Vorrichtungen ergeben sich aus ihrer Definition. Zu den wesentlichen Grundfunktionen zählen nach MATUSZEWSKI (1986, S. 16-17), TRUMMER & WIEBACH (2013, S. 17-20) und ABULAWI (2012, S. 15) das *Positionieren* und das *Spannen* von Bauteilen.

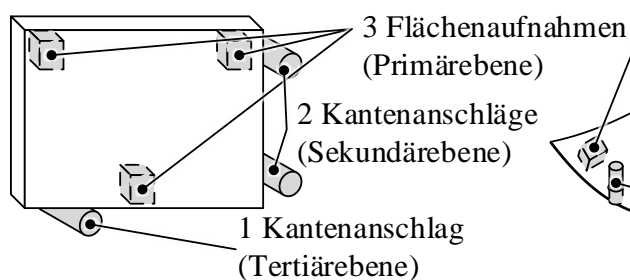
#### **Positionieren von Bauteilen**

Das Positionieren bezeichnet alle Vorgänge zur Festlegung der Lage des Werkstücks relativ zu einem oder mehreren Bezugselementen. Die Positionierung muss dabei

innerhalb produkt- und prozessbedingter Toleranzgrenzen reproduzierbar darstellbar sein. Diese im Idealfall exakte Lagebestimmung ist für Fügeprozesse im Automobilbau von entscheidender Bedeutung (ABULAWI 2012, S. 9).

Im dreidimensionalen Raum besitzt ein Starrkörper drei rotatorische und drei translatorische Freiheitsgrade. Um solch einen Körper zu positionieren, müssen ihm mindestens alle sechs Freiheitsgrade entzogen werden. Dies erfolgt im Karosseriebau im Allgemeinen mit sechs Bezugspunkten über das sogenannte 3-2-1-Prinzip, welches in Abbildung 3 schematisch dargestellt ist. Durch drei Punkte wird die Primärebene aufgespannt. Dadurch werden zwei rotatorische Freiheitsgrade und ein translatorischer Freiheitsgrad entzogen. Diese Punkte müssen eine möglichst große Fläche aufspannen und dürfen daher nicht auf einer Geraden liegen (BIRKERT ET AL. 2013, S. 56). Aus zwei weiteren Punkten wird die Sekundärebene gebildet, die einen translatorischen und einen rotatorischen Freiheitsgrad sperrt. Die Tertiärebene, bestehend aus einem weiteren Punkt, sperrt den letzten freien (translatorischen) Freiheitsgrad.

### quaderförmiges Werkstück



### Blechbauteil mit Freiformflächen

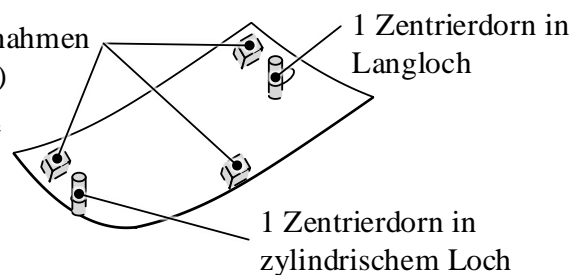


Abbildung 3: Schematische Darstellung des 3-2-1-Prinzips und gängige Umsetzung an einem Blechbauteil (in Anlehnung an BOHN & HETSCH (2013, S. 17))

Sperren bedeutet in diesem Zusammenhang eine örtliche Fixierung des Punktes in der angegebenen Richtung gegenüber einem anderen Körper oder im Raum. Hierbei wird auch die Wirkung der Gewichtskraft berücksichtigt. Ist die Lage der sechs genannten Referenzpunkte bezüglich eines körpereigenen Koordinatensystems sowie die Lage der Referenzpunkte im Bezugssystem bekannt, ist der gesamte Körper hinsichtlich des Bezugssystems in seiner Lage bestimmt (BOHN & HETSCH 2013, S. 17). Bei der Festlegung von Referenzpunkten ist es wichtig zu unterscheiden, ob

das Bauteil formstabil<sup>1</sup> ist oder nicht. Bei formstabilen Bauteilen sind die genannten sechs Bezugsstellen erforderlich, um die sechs Freiheitsgrade einzuschränken. Bei nicht formstabilen Bauteilen, im weiteren Verlauf der Arbeit auch als nachgiebige Bauteile bezeichnet, sind darüber hinaus zusätzliche Bezugsstellen erforderlich, um die Verformung durch die Schwerkraft zu verhindern (CAI ET AL. 1996). Da sich diese zusätzlichen Bezugsstellen in der Primärebene befinden, wurde für diese Art der Ausrichtung von CAI ET AL. (1996) der Begriff des N-2-1-Prinzips eingeführt.

Im Karosseriebau werden die Bauteile durch die genannten Fügevorrichtungen in die erforderliche Position gebracht. Diese Fügevorrichtungen enthalten Aufnahmeelemente, um die beschriebenen Sperrungen der Freiheitsgrade zu realisieren. Die drei Punkte der Primärebene werden meist durch Konturstücke festgelegt. Zum gleichzeitigen Sperren der Sekundär- und Tertiärebene kommt häufig eine Paarung aus Langloch (im Bauteil) und Stift (in der Vorrichtung) als Loslager in Kombination mit einer Paarung aus Loch (im Bauteil) und Stift (in der Vorrichtung) als Festlager an möglichst weit voneinander entfernten Positionen zum Einsatz. Eine 3-2-1-Ausrichtung mittels einer Stift-Loch- und Stift-Langloch-Kombination ist in Abbildung 3 rechts (schematisch) und in Abbildung 4 (in einer Vorrichtung umgesetzt) zu sehen.

Um die Einlegbarkeit der Bauteile in die Vorrichtung zu gewährleisten, werden die Stift-Loch- bzw. Stift-Langloch-Paarungen mit Spiel vorgesehen. Die Festlegung der Bauteile ist somit (außer in Grenzlagen) nur noch spielbehaftet gegeben. (BOHN 1998, S. 73)

Da die Geometrieerzeugung im Karosseriebau durch Fügen der Einzelteile wie beschrieben in mehreren getrennten Stationen erfolgt, müssen die zu fügenden Bauteile in jeder Station neu und möglichst genau zueinander positioniert werden.

Neben der Positionierung übernehmen die Fügevorrichtungen auch die Funktion des Spanns der Bauteile.

---

<sup>1</sup> Als formstabil werden gemäß der Starrkörperdefinition, z.B. nach MAHNKEN (2016, S. 26), Körper verstanden, die sich unter der Wirkung der sie belastenden Kräfte nicht erkennbar verformen. In Starrkörpern sind die Abstände beliebiger Punkte immer gleich.

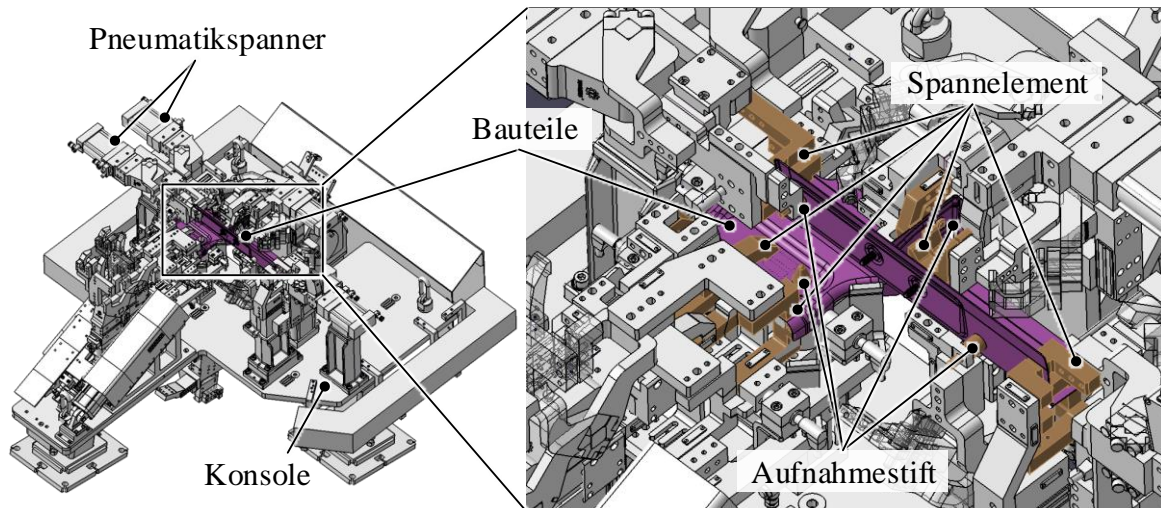


Abbildung 4: Repräsentative Vorrichtung aus dem Karosseriebau für das Fügen von Bauteilen mit Kennzeichnung der wesentlichen Elemente

### Spannen von Bauteilen

Nach VDI 2860 wird Spannen als das „vorübergehende[s] Sichern eines Körpers in einer bestimmten Orientierung und Position unter Beteiligung von Kraftschluss“ definiert. Es ist abgeleitet von der Elementarfunktion Halten unter Hinzufügung eines Kraftschlusses. Nach MATUSZEWSKI (1986, S. 103) und VDI 1992 kann das Spannen in Vorrichtungen lösungsneutral auch durch Form-, Reib- oder Stoffschluss erfolgen.

Beim Spannen in Fügevorrichtungen werden die Bauteile durch das Aufbringen von Spannkräften fixiert, um sie gegen Verrutschen, Verkippen und Verformen während des Fügeprozesses zu sichern (TRUMMER & WIEBACH 2013, S. 79). Zudem können fertigungsbedingte Einzelteilabweichungen durch ein definiertes Spannen kompensiert werden (BIRKERT ET AL. 2013, S. 44).

Die Funktion des Spannens wird durch Spannelemente realisiert, welche als Druckstück mit gegenseitiger Auflage ausgeführt sind (vgl. Abbildung 4). Um Bauteilbeschädigung beim Spannen zu vermeiden, müssen Auflage und Druckstück die Negativ-Geometrie der berührten Bauteilfläche aufweisen (ABULAWI 2012, S. 18). Diese spezifische Formgebung der an die Bauteil-Freiformflächen angepassten Spannelemente trägt erheblich zur geringen Flexibilität von Fügevorrichtungen bei (ABULAWI 2012, S. 18). Ferner wird in Abbildung 4 die Komplexität einer gängigen Vorrichtung deutlich. Eine Vielzahl an Komponenten wie Pneumatikspanner, Aufnahmestifte und Stützelemente sind nötig, um die genannten Funktionen zu realisieren.

Ebenso wie bei der Teilefertigung im Presswerk entstehen auch beim Fügen der Einzelteile im Karosseriebau Maßhaltigkeitsschwankungen. Diese resultieren zum einen aus der Positionierung und dem Spannen der Bauteile in der Fügevorrichtung, zum anderen infolge der einzelnen Fügeverfahren. (BIRKERT ET AL. 2013, S. 47, BOHN 1998, S. 73)

Zur gezielten Berücksichtigung und Beeinflussung dieser geometrischen Abweichungen wird im Karosseriebau das sogenannte Toleranzmanagement eingesetzt, welches im folgenden Abschnitt näher erläutert wird.

## 2.2 Grundlagen der Toleranzrechnung und Statistik

### 2.2.1 Toleranzmanagement im Karosseriebau

Zunächst werden die Begriffe Toleranz, Abweichung und Toleranzmanagement erklärt. Gemäß DIN EN ISO 1101 definiert eine *Toleranz* allgemein die Toleranzzone, innerhalb derer das jeweils tolerierte Geometrieelement liegen muss. Sie entspricht damit der Differenz zwischen der oberen und der unteren Toleranzgrenze. Der Begriff der *Abweichung* beschreibt die Differenz des Messwertes vom nominalen Wert (DIN 1319-1). Die zulässige maximale Abweichung entspricht dabei der oberen bzw. unteren Toleranzgrenze. Die tatsächliche Abweichung kann jedoch sowohl innerhalb als auch außerhalb der Toleranzgrenzen liegen.

Das *Toleranzmanagement* ist ein ganzheitlicher Prozess, der unter Berücksichtigung der Bauteilfunktion vom Einzelteil bis zum Endprodukt sowohl eine virtuelle Qualitätssicherung im Entwicklungsprozess als auch die reale Überprüfung am physischen Produkt ermöglicht. Dabei ist es das Ziel, die Funktionserfüllung eines Produkts durch die Tolerierung der Bezüge, der Aufnahmen und der Ausrichtung sowie der Maße der Bauteile unter Einbeziehung wirtschaftlicher und funktionsrelevanter Faktoren sicherzustellen. Außerdem beinhaltet das Toleranzmanagement die Analyse von Messdaten aus der laufenden Serienfertigung, welche in neuen Konzepten berücksichtigt werden können. (BOHN & HETSCH 2013, S. 5-6)

Von besonderer Bedeutung beim Toleranzmanagement im Karosseriebau sind die Fortpflanzung und das Zusammenwirken der Toleranzen über mehrere Bauteile hinweg. Die so entstehenden Maßketten können durch eine Aufsummierung der Einzeltoleranzen die maximal zulässigen Abweichungen überschreiten. Über eine

entsprechende geometrische Gestaltung und Tolerierung können diese Maßketten gezielt beeinflusst werden. Dabei gilt es zu vermeiden, dass die Funktion des Bauteils oder die weitere Verbaubarkeit durch unzulässig große Abweichungen nicht mehr gewährleistet sind. (BIRKERT ET AL. 2013, S. 65-66)

Insbesondere das Mittel der Toleranzsimulation macht es möglich, neue Konzepte sowie unterschiedliche Konstruktions- und Prozessvarianten während der Entwicklungsphase miteinander zu vergleichen und abzusichern (BOHN & HETSCH 2013, S. 93). Bevor auf die Verfahren der Toleranzrechnung eingegangen wird, werden zunächst dafür relevante Grundlagen der Statistik erläutert.

### 2.2.2 Grundlagen der Statistik

Mithilfe statistischer Methoden ist es möglich, fertigungsbedingte Abweichungen und Streuungen zu beschreiben. Dazu ist die Kenntnis von Verteilungen, notwendigen Stichprobenumfängen und statistischen Qualitätskenngrößen für das Toleranzmanagement essenziell.

#### Statistische Verteilungen

Verteilungen werden üblicherweise in Form von Histogrammen dargestellt. Dazu wird die betrachtete Zufallsgröße  $X$  auf der Abszissenachse und die zugehörige Häufigkeit oder Dichtefunktion  $f(X)$  auf der Ordinatenachse aufgetragen. Da die in Abbildung 5 dargestellten Verteilungsformen für diese Arbeit von Bedeutung sind, werden sie nachfolgend näher erläutert.

Die streuungsbedingten zufälligen Abweichungen von in Serienfertigung produzierten Geometrieelementen werden häufig als normalverteilt approximiert (MITTAG 2017, S. 189). Die Dichtefunktion der Normalverteilung (auch: Gaußverteilung) weist eine Glockenform mit einer symmetrischen Form um den arithmetischen Mittelwert oder Erwartungswert  $\mu$  auf. Dieser stellt gleichzeitig den Wert mit dem Häufigkeitsmaximum dar. Eine wichtige Kenngröße der Normalverteilung ist die Standardabweichung  $\sigma$ . Sie geht zusammen mit dem Mittelwert in die Dichtefunktion der Normalverteilung ein (MITTAG 2017, S. 189):

$$f(X) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\cdot\pi}} \cdot e^{-\frac{(X-\mu)^2}{2\cdot\sigma^2}}. \quad \text{Formel 1}$$

Die Standardabweichung markiert, ausgehend vom Erwartungswert  $\mu$ , in positiver und negativer Richtung jeweils den Wendepunkt der Dichtefunktion. Innerhalb dieser Grenzen befinden sich rechnerisch 68,27 % aller betrachteten Werte. Die Standard-



abweichung wird daher als Mittel verwendet, um die zulässige Streubreite um einen Sollwert zu definieren. Zusätzlich können, wie in Abbildung 5 gezeigt, Eintrittswahrscheinlichkeiten in Vielfachen der Standardabweichung angegeben werden. Für die industrielle Großserienfertigung wird meist ein Streubereich von  $\pm 3\sigma$  als Vertrauensbereich für die Toleranz verwendet (BOHN & HETSCH 2013, S. 27). Bei dieser Vorgabe erfüllen dann lediglich die 0,27 % außerhalb dieses Bereichs nicht die Toleranzvorgabe.

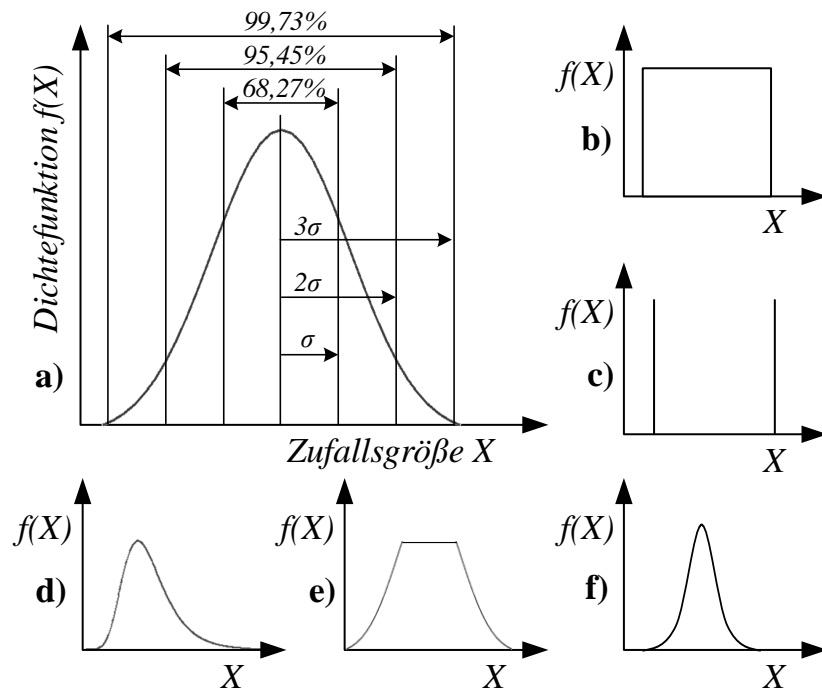


Abbildung 5: Darstellung von Wahrscheinlichkeitsfunktionen für die Approximation fertigungstechnisch relevanter Verteilungen; a) Normalverteilung, b) Rechteckverteilung, c) nur Extremwerte (auch: Binomialverteilung), d) einseitig schiefe Verteilung, e) Trapezverteilung, f) Nadelverteilung (in Anlehnung an JORDEN & SCHÜTTE (2014, S. 192))

Neben der Normalverteilung gehören die Rechteckverteilung sowie das Auftreten von Extremwerten mit Binomialverteilung (vgl. Abbildung 5) zu den idealisierten Verteilungen. Für Fertigungsprozesse werden in der industriellen Praxis außerdem Abwandlungen dieser idealisierten Kurven zur Beschreibung der Werteverteilung verwendet. Dabei kommen die einseitig schiefe Verteilung, die trapezförmige Verteilung sowie die Nadelverteilung am häufigsten zur Anwendung, welche ebenfalls in Abbildung 5 aufgeführt sind. Die Verteilungsform hängt von der Art und

der Güte des Fertigungsprozesses ab. Ihre Ermittlung bedarf einer statistischen Untersuchung (KRANICH 2013, S. 32).

Neben der Möglichkeit, durch die grafische Darstellung in Histogrammen auf die Verteilungsform zu schließen, haben sich zahlreiche mathematische Methoden zur Ermittlung der zugrundeliegenden Verteilungsform etabliert. Ein gängiges Verfahren zur analytischen Prüfung der Verteilungsform ist der sogenannte *Kolmogorov-Smirnoff-Test* (K-S-Test). Er basiert auf dem maximalen Abstand zwischen der empirisch ermittelten Verteilungsfunktion und derjenigen, gegen die geprüft werden soll. Liegen von einer reellen Zufallsvariablen  $X$   $n$  Beobachtungswerte  $x_i$  ( $i = 1, \dots, n$ ) in aufsteigend sortierter Reihenfolge vor, so wird aus diesen Werten die relative Summenfunktion  $S_{rel}(x_i)$  gebildet und mit der hypothetischen Verteilung der Grundgesamtheit  $F_0(x_i)$  verglichen. Mit der Teststatistik

$$D = \max |F_0(x_i) - S_{rel}(x_i)| \quad \text{Formel 2}$$

wird dann der maximale Abstand der Verteilungsformen zueinander ermittelt. Ist dieser kleiner als ein kritischer Wert  $D_{krit}$ , gilt die Verteilungshypothese als erfüllt. Der kritische Wert hängt dabei vom gewünschten Signifikanzniveau  $\alpha_{KS}$  und der Größe der Stichprobe ab. (HEDDERICH & SACHS 2018, S. 483 f.)

Für weitere Details sei an dieser Stelle auf einschlägige Literatur, wie zum Beispiel HEDDERICH & SACHS (2018) oder BENESCH (2013) verwiesen.

### **Stichproben**

Zur Ermittlung der Verteilungsart und weiterer statistischer Kenngrößen einer zu betrachtenden Zufallsvariable  $X$  ist es mitunter erforderlich, Stichproben ausreichender Größe auszuwerten. Soll beispielsweise der Mittelwert einer Grundgesamtheit mithilfe statistischer Methoden geschätzt werden, geschieht dies auf Basis der Ermittlung des Mittelwerts der Stichprobe. Der Fehler bei der Abschätzung nimmt dann in der Regel mit wachsendem Stichprobenumfang ab. Während zur Mittelwertbestimmung häufig ein Stichprobenumfang von nur fünf herangezogen wird, ist zur Bestimmung der Standardabweichung eine größere Stichprobe erforderlich (BOHN & HETSCH 2013, S. 29). Die Genauigkeit der getroffenen Aussage nimmt mit dem Umfang der Stichprobe zu. Für die Ermittlung des für eine bestimmte Aussage benötigten Stichprobenumfangs sei an dieser Stelle auf Abschnitt 6.3.1 verwiesen, da die korrekte mathematische Berechnung vom Anwendungsfall abhängt.

### Statistische Qualitätskenngrößen

Eine für die Charakterisierung häufig herangezogene Stichprobenkennzahl ist der Mittelwert der Stichprobe  $\bar{X}$ :

$$\bar{X} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n X_i \quad \text{Formel 3}$$

mit

$n$ : Umfang der Stichprobe

$X_i$ : Wert der Zufallszahl zur Laufvariable  $i$

(MITTAG 2017, S. 206).

Liegt der zu untersuchenden Zufallsgröße eine Normalverteilung zugrunde, können die korrigierte Stichprobenvarianz  $S^{*2}$  und die korrigierte Stichprobenstandardabweichung  $S^*$  nach folgenden Formeln berechnet werden:

$$S^{*2} = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (X_i - \bar{X})^2 \quad \text{Formel 4}$$

$$S^* = \sqrt{S^{*2}} \quad \text{Formel 5}$$

Dadurch kann eine Abschätzung der Grundgesamtheitsverteilung nach Formel 1 erfolgen. (BOHN & HETSCH 2013, S. 28)

Der Stichprobenmittelwert  $\bar{X}$  ist nur eine Schätzung für den Mittelwert der Grundgesamtheit  $\mu$  und daher nicht mit diesem gleichzusetzen. Zur Vereinfachung werden im Folgenden auch der Stichprobenmittelwert und die korrigierte Stichprobenstandardabweichung mit den Formelzeichen  $\mu$  und  $\sigma$  beschrieben.

Liegt der betrachteten Stichprobe ein Prozess zugrunde, kann mithilfe der Qualitätskenngrößen Prozesspotenzial  $C_p$  (eingeführt durch (JURAN 1974)) und Prozessfähigkeit  $C_{pk}$  (eingeführt durch KANE (1986)) dessen Güte beurteilt werden. Dabei gibt das Prozesspotenzial  $C_p$  an, ob der Prozess die vorgegebene Toleranzzone einhalten kann. Für das Prozesspotenzial gilt:

$$C_p = \frac{\text{Toleranzzone}}{6 \cdot \sigma} \quad \text{Formel 6}$$

Ein Wert von  $C_p > 1,33$  wird dabei häufig als Voraussetzung für die Prozessfähigkeit gefordert (VDA 2008, S. 27). Das Prozesspotenzial berücksichtigt jedoch nicht die Lage der Verteilungskurve relativ zum tatsächlichen Toleranzfeld. Die Beurteilung der Lage erfolgt anhand der Kenngröße der Prozessfähigkeit  $C_{pk}$ . Hierbei wird die

betragsmäßig kleinere Differenz aus einer der Toleranzgrenzen und dem Mittelwert in Relation zur dreifachen Standardabweichung gesetzt:

$$C_{pk} = \text{Min}\left(\frac{\text{obere Toleranzgrenze} - \mu}{3 \cdot \sigma}; \frac{\text{untere Toleranzgrenze} - \mu}{3 \cdot \sigma}\right) \quad \text{Formel 7}$$

(BOHN & HETSCH 2013, S. 32-34)

Ein Prozess gilt als fähig, wenn der  $C_{pk}$ -Wert dem  $C_p$ -Wert nahe kommt (KIRSTEIN 1987).

### 2.2.3 Toleranzarten

Um die Produktqualität bei Vorhandensein von Abweichungen sicherzustellen, werden Toleranzen zur Beschreibung und definierten Eingrenzung der Abweichungen festgelegt. Im Rahmen dieser Arbeit sind dabei diejenigen Toleranzen von Bedeutung, welche sich auf die geometrischen Eigenschaften eines Körpers beziehen. Diese sowie der Zusammenhang von Toleranzen und Abweichungen sind in Abbildung 6 dargestellt. Die Toleranzarten können in Toleranzen des Maßes und der Gestalt gegliedert werden. Die Gestalttoleranzen lassen sich wiederum in Lage- und Formtoleranzen sowie Rauheitstoleranzen und Welligkeitstoleranzen einteilen. Die beiden letztgenannten dienen zur Tolerierung von Feingestaltabweichungen. Sie werden aufgrund ihrer, gegenüber den anderen Toleranzarten, vernachlässigbaren Auswirkungen auf den Karosseriebau (KLEIN 2012, S. 199) in dieser Arbeit nicht betrachtet.

*Maßtoleranzen*, wie in der DIN EN ISO 14405 definiert, beziehen sich auf alle Maße des Bauteils. Ein Maß stellt eine Länge dar und setzt sich aus einem Zahlenwert und einer Maßeinheit zusammen. Neben Längen werden auch Winkel mit Maßtoleranzen toleriert. Unter Einbezug charakteristischer Formelemente können unter anderem folgende Maße toleriert werden:

- Wellenmaße (Außenmaß),
- Bohrungsmaße (Innenmaß),
- Tiefenmaße (Höhe, Tiefe) und
- Winkelmaße (Neigungen)

(SZYMINSKI 2013, S. 20).

Maßtoleranzen werden durch Grenzmaße (z.B.  $\pm 0,25$  mm) oder Passungskennungen (z.B. ISO-Code H7) angegeben. Formen und Lagen können durch Maßtoleranzen nicht beschrieben werden (KLEIN 2012, S. 15).

Die zulässigen Abweichungen in Form und Lage vom Nennzustand werden mit Form- und Lagetoleranzen begrenzt (DIN EN ISO 1101). Die *Lagetoleranzen* sind weiter unterteilt in Richtungs-, Orts- sowie Lauftoleranzen und benötigen Referenzpunkte oder andere Geometrielemente wie Achsen und Ebenen als Bezugselemente. *Formtoleranzen* beziehen sich auf das tolerierte Element und benötigen daher keinen Bezug. Nach DIN EN ISO 5459 ist ein Bezug dabei als „*theoretisch genaues Geometrielement [definiert], auf das die Toleranzen anderer Geometrielemente bezogen werden können*“.

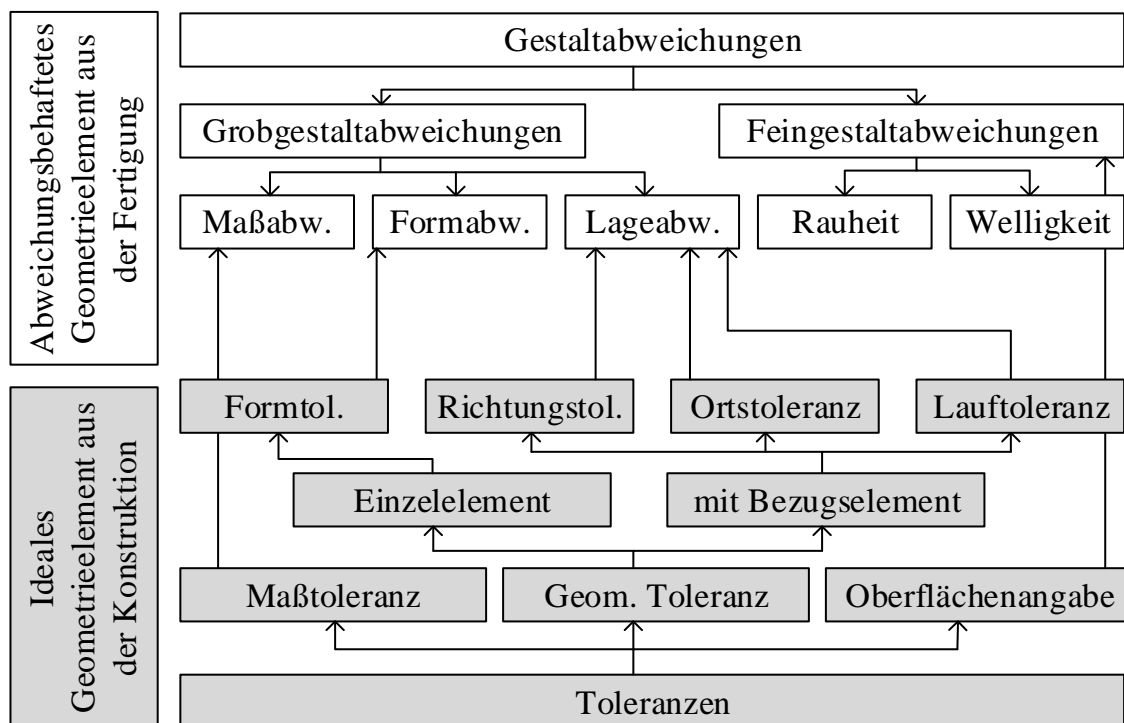


Abbildung 6: Übersicht der Toleranzarten und deren Gegenüberstellung mit fertigungsbedingten Abweichungen (in Anlehnung an WECKENMANN (2001) und STOCKINGER (2011, S. 16))

Mit einer Positionstoleranz kann der Ort eines Punktes, einer Linie oder einer Fläche eingeschränkt werden. Mit Profilformtoleranzen können komplexe Bauteillinien oder -flächen toleriert werden. Die Toleranzzone ist jeweils symmetrisch zur theoretisch genauen Form. (SZYMINSKI 2013, S. 51)

Zur Berücksichtigung und Darstellung von Toleranzen in Berechnungen und Zeichnungen existiert eine Konvention nach DIN EN ISO 1101. Um den Aufwand der Toleranzfestlegung gering halten zu können, sind in den Normen DIN 2768-1 für Längen- und Winkelmaße sowie DIN 2768-2 für Form- und Lagetoleranzen

Allgemeintoleranzwerte definiert. Elemente ohne spezielle Geometrieforderungen können mit einem Verweis auf die entsprechende Norm einfach und aufwandsarm toleriert werden.

### 2.2.4 Methoden der Toleranzrechnung

Zur Berechnung von Toleranzketten<sup>2</sup> kommen die Methoden der Toleranzrechnung zum Einsatz. Hierbei werden zwei grundsätzliche Ansätze unterschieden, die Toleranzanalyse sowie die Toleranzsynthese (vgl. Abbildung 7).

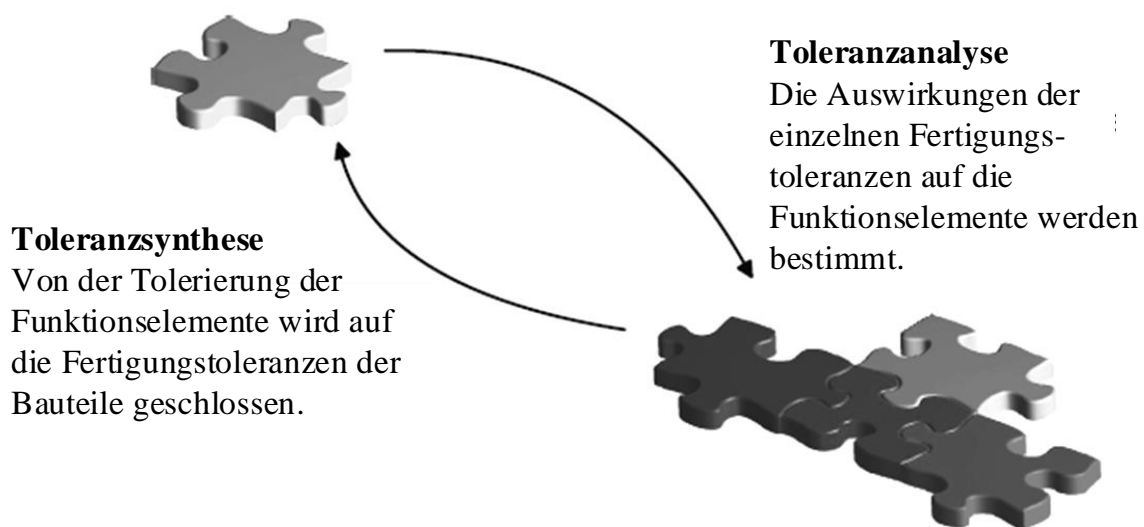


Abbildung 7: Toleranzsynthese und Toleranzanalyse (in Anlehnung an PRAUN (2003, S. 27))

Die *Toleranzsynthese* befasst sich mit der Frage, wie bei einer bestehenden Toleranzkette die Einzeltoleranzen bestmöglich verteilt werden (BOHN & HETSCH 2013, S. 92). So sollen optimale Fertigungstoleranzen für die einzelnen Teilsysteme, ausgehend von der Funktion des Gesamtsystems, vergeben werden. Da unterschiedliche Kombinationen aus Einzeltoleranzen die gleiche Toleranz des Gesamtsystems ergeben können, hat das Problem der Toleranzsynthese keine eindeutige Lösung (PRAUN 2003, S. 27). Daher ist die Formulierung von weiteren Randbedingungen notwendig. Abhängig von der Zielstellung reduziert sich so die

---

<sup>2</sup> Als Toleranzkette wird geläufig die Gesamtheit der Einzelteil- und Prozesstoleranzen bezeichnet, welche zusammen das resultierende Maß einer Baugruppe bestimmen.

Anzahl an, für diese Randbedingungen optimalen, Lösungen. Als optimal wird in diesem Zusammenhang häufig die kostengünstigste Variante betrachtet, wobei die fertigungstechnische Umsetzung, die Prüfung, die Montierbarkeit und die Funktion berücksichtigt werden müssen (PRAUN 2003, S. 27).

Um zu prognostizieren, ob bei gegebenen Bauteil- und Prozesstoleranzen eine gewünschte Zusammenbautoleranz erreicht werden kann, wird die Methode der *Toleranzanalyse* angewendet. Mithilfe der Toleranzanalyse sollen die Auswirkungen von fertigungsbedingten Toleranzen auf die geometrisch relevanten Elemente einer Baugruppe bzw. eines komplexen Gesamtsystems untersucht werden. Damit stellt sie die Umkehrung der Toleranzsynthese dar und weist im Gegensatz zu dieser eine eindeutige Lösung auf. Zu einer gegebenen Kombination von Einzeltoleranzen gibt es nur eine resultierende Abweichung der Funktionselemente. Gemäß Formel 8 wird die Toleranz der Funktionselemente  $T_F$  als Funktion der einzelnen Bauteiltoleranzen  $t_i$  dargestellt:

$$T_F = f(t_1, t_2, \dots, t_i, \dots, t_n) \quad \text{Formel 8}$$

Nach PRAUN (2003, S. 30) kann das Zusammenwirken der Fertigungstoleranzen und die Fortpflanzung während des Fügeprozesses als komplexes technisches System angesehen werden. Zu dessen Berechnung muss das System in idealisierter Form dargestellt, unter Zuhilfenahme mathematischer Methoden gelöst und interpretiert werden. Auf dieser Vorgehensweise basieren grundsätzlich alle Methoden der Toleranzanalyse. Die Idealisierung des Systems spiegelt sich in den zugrunde liegenden mathematischen Modellen wider. Je nach Prämissen gibt es dafür verschiedene Rechenverfahren. Diese unterscheiden sich zum einen im Aufwand, zum anderen in der Güte der Ergebnisse (vgl. Tabelle 1).

*Tabelle 1: Übersicht der Toleranzrechenverfahren (in Anlehnung an BOHN & HETSCH (2013, S. 38))*

<b>Verfahren</b>	<b>Prämissen</b>	<b>Aufwand</b>	<b>Genauigkeit</b>
analytische Worst-Case-Rechnung	Toleranzeinhaltung ist zu 100 % zu gewährleisten für einfache geometrische Zusammenhänge	gering	eingeschränkt
analytische statistische Rechnung	alle Toleranzen sind normalverteilt für einfache geometrische Zusammenhänge	gering	mittel
numerische statistische Rechnung	abhängig vom verwendeten Modellierungsansatz	hoch	hoch

#### **2.2.4.1 Analytische Worst-Case-Rechnung**

Die analytische Berechnung nach dem Worst-Case-Prinzip ist die arithmetische Summierung der jeweils maximalen Einzeltoleranzen  $t_i$  und stellt den ungünstigsten Fall einer Toleranzkette dar. Die Berechnung erfolgt gemäß Formel 9:

$$\text{Abweichung der Baugruppe } T_F = \sum_{i=1}^n \text{Einzeltoleranz } t_i \quad \text{Formel 9}$$

Die Berechnung nach diesem Verfahren liefert die größte anzunehmende Toleranz zur Berechnung von schließenden Elementen und fordert umgekehrt sehr hohe Genauigkeiten der Einzelteile. Dieses Ergebnis spiegelt jedoch nur selten reale Prozesse wider (KLEIN 2012, S. 140). Die aus dieser Rechnung resultierende Vergabe von unnötig engen Einzelteiltoleranzen führt zudem zu hohen Kosten (BOHN & HETSCH 2013, S. 38). Daher empfiehlt sich dieses Verfahren nur für eine erste überschlagsmäßige Abschätzung. Die Gültigkeit des Verfahrens nur für sehr einfache Geometrien und die Vernachlässigung geo-metrischer Effekte wie Hebelwirkungen schränkt das Anwendungsgebiet weiter ein (BOHN & HETSCH 2013, S. 38).

#### **2.2.4.2 Analytische statistische Rechnung**

Durch das Aufsummieren der Einzeltoleranz-Quadrate und das anschließende Wurzelziehen (Root-Sum-Square-Verfahren entsprechend Formel 10) wird die



statistische Summation an Normalverteilungen approximiert (BOHN & HETSCH 2013, S. 40):

$$\text{Abweichung der Baugruppe } T_F = \sqrt{\sum_{i=1}^n (\text{Einzeltoleranz } t_i)^2} \quad \text{Formel 10}$$

Die Verwendung von Formel 10 bedingt, dass die zugrunde liegenden Toleranzen mit einer Streubreite von  $\pm 3 \sigma$  angesetzt werden, dass weniger als sechs Einzeltoleranzen beteiligt sind und dass die Einzeltoleranzen nicht mehr als fünfzig Prozent voneinander abweichen (BOHN & HETSCH 2013, S. 41). So sinken, verglichen mit der Worst-Case-Rechnung, die Anforderungen an die Einzeltoleranzen. Auch dieser Ansatz kann nur bei einfachen Geometrien verwendet werden und setzt zudem normalverteilte Einzeltoleranzen voraus. Dennoch wird diese Rechenmethode als Überschlagsrechnung häufig eingesetzt (CHASE & PARKINSON 1991).

### 2.2.4.3 Numerische statistische Rechnung

Mit der numerischen statistischen Toleranzrechnung können nahezu beliebig komplexe Bauteile modelliert und deren Toleranzen berechnet werden (BOHN & HETSCH 2013, S. 41). Dies geschieht meist in einer kommerziellen Toleranzsimulationssoftware, wie beispielsweise *CATIA 3DCS*, oder in Programmierumgebungen, wie beispielsweise *MATLab* (KLEIN 2012, S. 140).

Dazu wird zu jeder vergebenen Toleranz zusätzlich eine Wahrscheinlichkeitsverteilung hinterlegt. Bei der Berechnung der resultierenden Toleranz werden dann mithilfe der Monte-Carlo-Simulation (MCS) zufällige Abweichungen der tolerierten Geometrieelemente unter Berücksichtigung der vergebenen Häufigkeitsverteilung generiert. Danach erfolgt der virtuelle Zusammenbau der Einzelteile nach einer zuvor festgelegten Zusammenbauroutine<sup>3</sup>. Diese Schritte werden mit einer Anzahl  $N$  durchgeführt. Die für jeden der  $N$ -Schritte berechneten Abweichungen werden gespeichert und nach Beenden der Simulation, etwa in Form von Histogrammen, ausgegeben. Zusätzlich dazu kann eine Sensitivitätsanalyse zur Ermittlung der wichtigsten Beitragsleister durchgeführt werden. Damit sind Rückschlüsse möglich, welche Einzeltoleranz den größten Effekt auf die resultierende Abweichung hat. (BOHN & HETSCH 2013, S. 41-42)

---

<sup>3</sup> Diese besteht aus den grundlegenden Schritten der Fügeoperation, d. h. Einlegen, Spannen, Fügen, Entspannen; vgl. hierzu Abschnitt 2.1.1.2.

Durch die Kopplung dieser Computer-Aided-Tolerancing-Systeme (CAT) mit der Finite-Elemente-Methode (FEM) besteht zudem die Möglichkeit, die Toleranzanalyse auch für nachgiebige Bauteile durchzuführen (LIU & HU 1997). Dies wird, im Kontext dieser Arbeit, in Abschnitt 3.2 näher erläutert.

### 2.3 Thermisches Fügen und Schweißsimulation

Das in dieser Arbeit hauptsächlich berücksichtigte Fügeverfahren ist das Laserstrahlschweißen. Daher wird es im folgenden Abschnitt 2.3.1 so weit beschrieben, dass den Ausführungen in den Hauptkapiteln gefolgt werden kann. Das Verfahren Widerstandspunktschweißen findet aufgrund seiner Bedeutung in der Karosserieproduktion ebenfalls Berücksichtigung und wird als Referenzprozess in Abschnitt 2.3.2 erläutert. In Abschnitt 2.3.3 werden zudem die nötigen Grundlagen der Schweißsimulation vermittelt.

#### 2.3.1 Laserstrahlschweißen

##### 2.3.1.1 Allgemeines

Nach DIN 8593 zählt das Laserstrahlschweißen zu den Schmelzschweißverfahren mit Strahlung als Energieträger für das Aufschmelzen. Der Begriff *Laserstrahlung* charakterisiert meist monochromatische, kohärente, elektromagnetische Strahlung. Diese wird durch den physikalischen Vorgang der Verstärkung von Licht durch erzwungene Aussendung von Strahlung, die sogenannte stimulierte Emission, hervorgerufen. Laserstrahlung unterscheidet sich neben der Monochromasie und der Kohärenz auch noch durch die geringe Divergenz von Strahlung aus konventionellen Strahlungsquellen wie beispielsweise Glühlampen (SUTTER 2002). Der in Strahlquellen erzeugte Laserstrahl wird mittels Spiegeln oder Lichtleitfasern zur Fokussieroptik geführt, um für die Materialbearbeitung auf dem Werkstück positioniert werden zu können.

Abhängig von der Intensität  $I_0$  des Laserstrahls auf der Bauteiloberfläche sind unterschiedliche Interaktionen zwischen Laserstrahlung und Werkstück in der Fügezone zu beobachten. Wird durch eine entsprechend hohe Intensität die Schmelztemperatur des Werkstoffs erreicht oder überschritten, bildet sich ein Schmelzbad aus. Dieser Zustand wird als *Wärmeleitungsschweißen* bezeichnet und tritt am Beispiel von Stählen typischerweise bei Intensitäten in der Größenordnung von  $10^5$  W/cm<sup>2</sup> auf (HÜGEL & GRAF 2009, S. 3).

Bei Intensitäten ab etwa  $10^6$  W/cm<sup>2</sup> wird die Verdampfungstemperatur des Metalls übertroffen (HÜGEL & GRAF 2009, S. 3). Der Druck des abströmenden Metall dampfes formt im Schmelzbad eine Dampfkapillare in der Größe des Strahldurchmessers (ca. 0,1 bis 1 mm) aus. In diesem Intensitätsbereich liegt der sogenannte *Tiefschweißprozess* vor (HÜGEL & GRAF 2009, S. 3). Die Dampfkapillare und das angrenzende Schmelzbad bilden sich entlang der Laserstrahltrajektorie aus. Das Schmelzbad umströmt die Dampfkapillare auf beiden Seiten und verbindet sich hinter ihr. Durch das anschließende Erstarren bildet sich die typische Schweißverbindung aus (vgl. Abbildung 8).

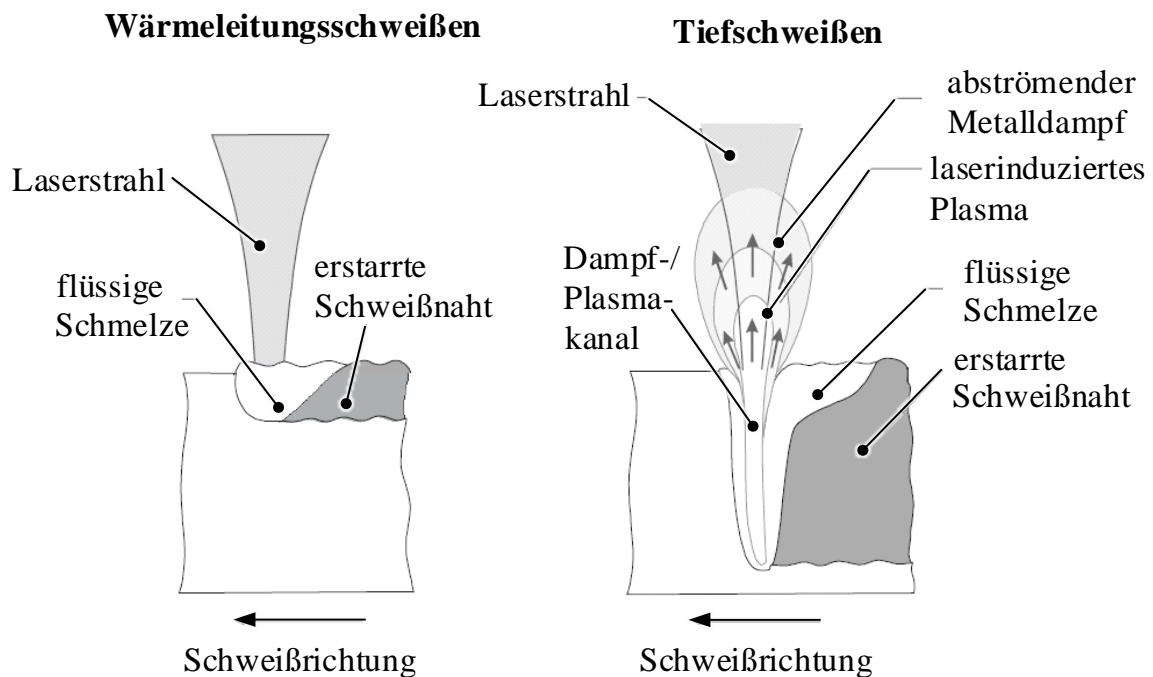


Abbildung 8: Prozessregime beim Laserstrahlschweißen (in Anlehnung an DILTHEY (2000, S. 1))

Charakteristisch für die jeweiligen Prozessregime sind die resultierenden Schweißnahtgeometrien. Beim Wärmeleitungsschweißen breitet sich die Wärme auf Basis von Konduktion homogen in alle Richtungen des Bauteils aus. Infolgedessen ergibt sich ein in guter Näherung halbkreisförmiger Schweißnahtquerschnitt mit glatter Nahtoberraupe. Typische Aspektverhältnisse<sup>4</sup> liegen im Bereich um eins

<sup>4</sup> Dieses ist definiert als das Verhältnis von Schmelzbadtiefe zu Schmelzbadbreite

(BEYER 1995, S. 5). Aufgrund der entstehenden Dampfkapillare liegen beim Tiefschweißen hingegen Aspektverhältnisse bis größer zehn vor (BEYER 1995, S. 6).

### 2.3.1.2 Lokale und globale Wechselwirkungen beim Laserstrahlschweißen

Beim Schweißen treten lokal, das bedeutet im Schmelzbad und in der Wärmeeinflusszone, Wechselwirkungen thermodynamischer, mechanischer und metallurgischer Vorgänge auf (siehe Abbildung 9). Ausgehend vom Laserstrahl als Wärmequelle wird ein transientes Temperaturfeld erzeugt, das in der Regel Umwandlungsvorgänge im Werkstoffgefüge auslöst. Durch den orts- und zeitabhängigen Temperaturverlauf kommt es zu hohen Temperaturgradienten und in deren Folge zu Wärmedehnungen  $\varepsilon_{th}$  und -spannungen  $\sigma_{th}$  im Bauteil. Als Rückwirkung übt das Gefüge, abhängig von dessen physikalischen Eigenschaften, einen Einfluss auf die Temperaturverteilung sowie das entstandene Spannungs- und Dehnungsfeld aus. Die Auswirkungen der Mechanik auf die Thermodynamik und den Werkstoff sind dabei meist vernachlässigbar. (LENZ 2001, S. 10, RADAJ 1988, S. 4)

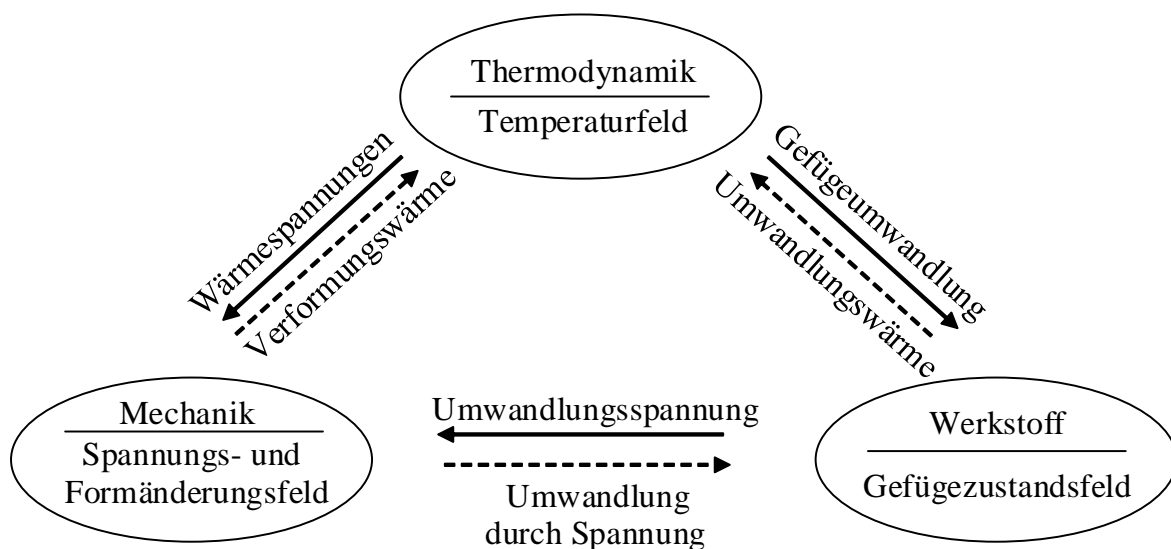


Abbildung 9: Thermodynamische, mechanische und metallurgische Wechselwirkungen beim Schweißen (in Anlehnung an KARLSSON ET AL. (1992, S. 3)). Die Korrelationen der Bereiche Thermodynamik, Mechanik und Werkstoff sind durch Pfeile dargestellt, wobei durchgehende Pfeile eine starke Beeinflussung und gestrichelte Pfeile eine schwache Beeinflussung repräsentieren.

Global, das bedeutet auf das gesamte Bauteil bezogen, ergeben sich die Zusammenhänge wie in Abbildung 10 dargestellt.

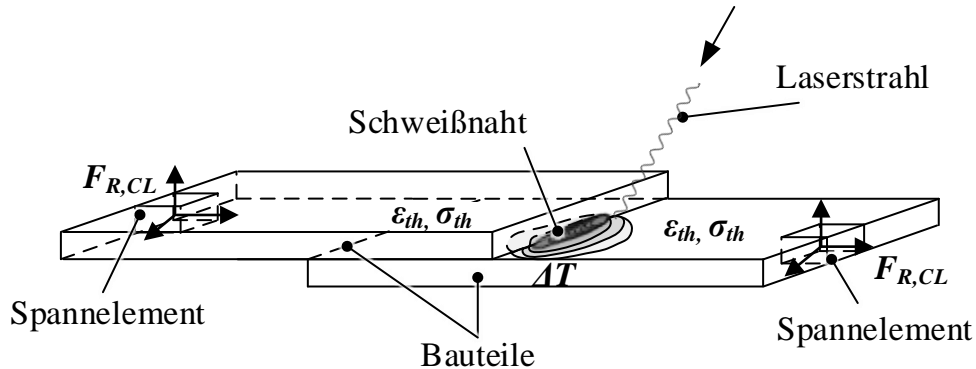


Abbildung 10: Lokale und globale Wirkung des Wärmeeintrags beim Laserstrahlschweißen in Form von Kräften an den Spannelementen (in Anlehnung an SCHLATHER ET AL. (2018B))

Die thermisch induzierten, zeit- und ortsabhängigen Dehnungen werden einerseits durch das Bauteil aufgenommen und führen dort bei Überschreiten der Fließgrenze zu Eigenspannungen und Verzug. Des Weiteren führen sie zu Reaktionskräften  $F_{R,CL}$  an den Spannelementen.

Eine rigide Einspannung resultiert dabei grundsätzlich in hohen Reaktionskräften und hohen Eigenspannungen im Bauteil. Der Verzug jedoch kann so begrenzt werden. Eine „weiche“ Einspannung hingegen zieht eine Verringerung der Eigenspannungen bei potenziell größerem Verzug nach sich. (ROEREN ET AL. 2005)

## 2.3.2 Widerstandspunktschweißen

### 2.3.2.1 Allgemeines

Das Widerstandspunktschweißen (WPS) fällt nach DIN 1910-100 in die Gruppe der Pressschweißverfahren, wobei der Energieträger zum Aufschmelzen elektrischer Strom ist. Die Verfahren des Pressschweißens sind charakterisiert durch das örtlich begrenzte, thermische Fügen unter Anwendung von Kraft. Neben weiteren Verfahren zählt das WPS genauer zu den konduktiven Widerstandspressschweißverfahren. Kennzeichnend hierfür ist, dass die zum Schweißen benötigte Wärme durch eine Widerstandserwärmung erzeugt wird. Die so erwärmten Teile werden dann unter Druck zusammengeschweißt. (FAHRENWALDT ET AL. 2014, S. 100)

Beim WPS werden dazu die zu verbindenden Werkstücke durch zwei stiftförmige Elektroden aufeinander gepresst. Ein zeitlich begrenzter Stromfluss führt an der Kontaktstelle der Fügepartner aufgrund des elektrischen Widerstandes zu einer lokalen Erwärmung, meist über die Schmelztemperatur hinaus. Der Widerstand bricht durch örtliches Anschmelzen zusammen, woraufhin die stromdichteabhängige Volumenerwärmung dominiert (RADAJ 1988, S. 16). Durch den mechanischen Druck, welcher durch die die Elektroden führende Schweißzange aufgebracht wird, kommt es zur Ausbildung der typischen Schweißlinse. Wichtige Prozessparameter beim WPS sind die Schweißstromstärke  $I_s$ , die Stromzeit  $t_s$  sowie die aufgebrachte Elektrodenkraft  $F_E$  (FAHRENWALDT ET AL. 2014, S. 105).

Da die auftretenden Schweißspannungen aus Sicherheitsgründen sehr gering sein müssen (etwa 1 bis 5 V), werden sehr hohe Schweißströme von 1 bis 100 kA angestrebt. Nur so können die erforderlichen Wärmemengen für das Aufschmelzen in gängigen Schweißzeiten von 0,1 bis 1 Sekunde erzeugt werden. (FAHRENWALDT ET AL. 2014, S. 101)

### 2.3.2.2 Lokale und globale Wechselwirkungen beim WPS

Auch beim Widerstandspunktschweißen kommt es zu mechanischen, metallurgischen und thermodynamischen Wechselwirkungen in der Schweißlinse und der Wärmeeinflusszone (RADAJ 1988, S. 15). Im Gegensatz zum offenen Schmelzbad wie etwa beim Laserstrahlschweißen ist die Schmelzzone beim Widerstandspunktschweißen jedoch allseitig elastisch umschlossen und sie wird unter Querkraft erzeugt (RADAJ 1988, S. 68). Es ergeben sich zudem thermomechanisch-metallurgische Wechselwirkungen wie auch beim Laserstrahlschweißen in Abschnitt 2.3.1.2 erläutert: Durch den Wärmeeintrag bildet sich ein orts- und zeitabhängiges Temperaturfeld im Werkstück aus. Dieses führt zu Dehnungen und Spannungen im Werkstoff, welche wiederum zu Reaktionskräften  $F_{R,CL}$  an den Spannungspunkten führen (vgl. Abbildung 11).

Neben den thermisch induzierten Kräften resultiert auch der mechanische Eingriff der Schweißelektroden beim Widerstandspunktschweißen in Bauteilreaktionen. Nur wenn der nominale Mittelpunkt der im Eingriff stehenden Elektroden exakt mit dem nominalen Mittelpunkt der Schweißlinse zusammenfällt, treten keine Reaktionskräfte auf (vgl. Abbildung 11). Da dies jedoch nur theoretisch der Fall sein kann (PRAUN 2003, S. 48), kann der versetzte Kraftangriffspunkt der Schweißelektroden einen Krafteintrag  $F_{M,WG}$  in allen Raumrichtungen hervorrufen. Abhängig von der



Zusammensetzung des Schmelzbads für die Werkstoffsimulation oder lassen eine Beschreibung der äquivalenten Wärmequelle für die Struktursimulation zu.

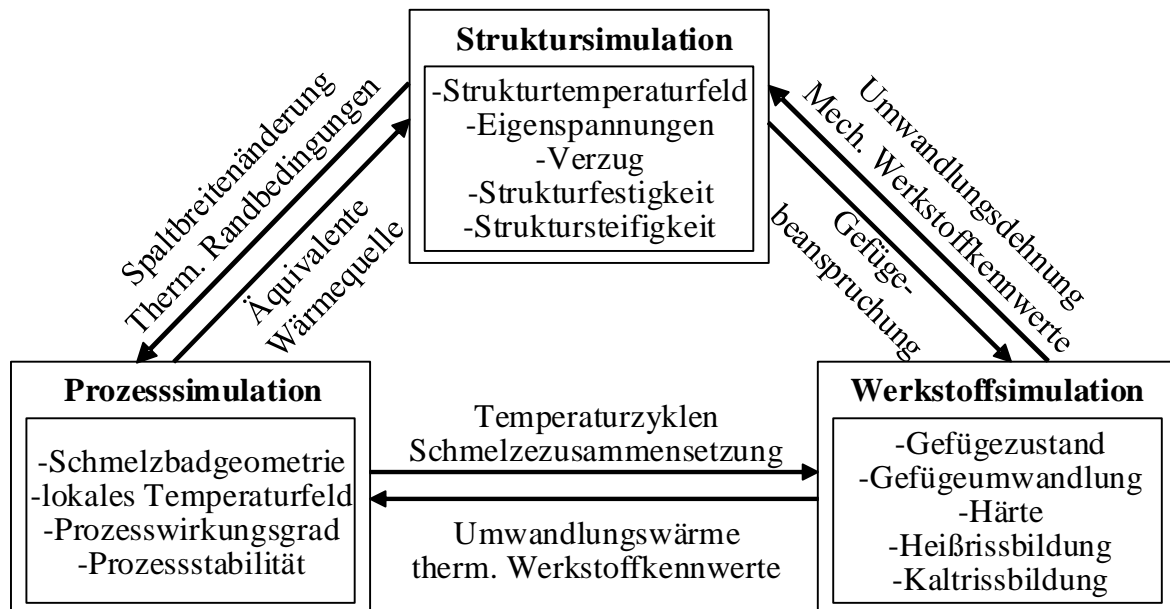


Abbildung 12: Teilbereiche der Schweißsimulation sowie deren Koppelparameter (in Anlehnung an RADAJ (2002, S. 4))

Mithilfe der *Werkstoffsimulation* können der Gefügestand, die Gefügeumwandlung, die Härte sowie die Bildung von Heiß- und Kaltrissen analysiert werden. Dieser Teilbereich dient maßgeblich dazu, die metallurgischen Eigenschaften des Werkstoffes während und nach dem Fügeprozess zu analysieren. Als notwendiger Input dienen hierfür die Temperaturzyklen und die Zusammensetzung der Schmelze aus der Prozesssimulation sowie die Gefügebeanspruchung aus der Struktursimulation. Umgekehrt können aus der Werkstoffsimulation Erkenntnisse für die Prozess- und die Struktursimulation gewonnen werden.

Bei der *Struktursimulation* stehen unter anderem die Eigenspannungen sowie der Verzug und deren Einfluss auf die Festigkeit und die Steifigkeit im Fokus der Betrachtungen. Diese basieren auf dem berechneten Strukturtemperaturfeld. Der Energieeintrag wird, im Gegensatz zur Prozesssimulation, nicht über die Modellierung aller dafür relevanten physikalischen Phänomene repräsentiert, sondern zumeist durch eine äquivalente Wärmequelle nachgebildet. Diese ist so zu wählen und zu kalibrieren, dass das Temperaturfeld im betrachteten Prozess hinreichend genau simuliert werden kann (vgl. Abschnitt 2.3.3.3). In der Struktursimulation wird dabei üblicherweise die Annahme getroffen, dass die



mechanischen Festigkeitskennwerte im Schmelzbad vernachlässigbar klein sind. Dadurch kann ein temperaturabhängiges Werkstoffverhalten ohne die Berücksichtigung von prozessspezifischen Keyhole-Charakteristika (wie z.B. der Schmelzbadkonvektion) modelliert werden.

Da die Struktursimulation im Verlauf dieser Arbeit zur Anwendung kam, werden im Folgenden deren Grundlagen erläutert.

### 2.3.3.2 Verfahren und Ablauf der Schweißstruktursimulation

Die Komplexität des Schweißprozesses macht es zumeist nötig, die physikalischen Phänomene reduziert darzustellen, um einem überproportionalen Modellierungsaufwand und langen Rechenzeiten entgegenzuwirken (SCHWENK 2007, S. 11). Dazu hat sich die transiente, schwach gekoppelte<sup>5</sup> Simulation als gängiger Ansatz im Teilbereich der Schweißstruktursimulation etabliert (RADAJ 2002, S. 101). Charakteristisch für diesen Ansatz ist die zeitabhängige Analyse der Zielgrößen. Die schwache Kopplung bezieht sich auf die separate Betrachtung des sich infolge des Energieeintrages ausbildenden Temperaturfeldes und der daraus resultierenden, mechanischen Antwort des Systems. Hierbei wird angenommen, dass die Rückwirkung der zeitabhängigen, mechanischen Antwort (z.B. durch die Dehnung) auf das Strukturtemperaturfeld vernachlässigbar klein ist. Der zeitliche Ablauf einer transienten, schwach gekoppelten Schweißstruktursimulation ist in Abbildung 13 visualisiert.

Zu Beginn steht die Ermittlung und Definition der grundlegenden Eingangsdaten für die Simulation. Es müssen das FE-Netz, die Wärmequelle, die Werkstoffdaten, die Einspannbedingungen, die Lösungsalgorithmen sowie die zu berechnenden Zeitschritte eruiert und festgelegt werden. Mithilfe dieses Inputs wird in einer thermischen Simulation der zeitliche Verlauf des Temperaturfelds berechnet. Werden bei umwandlungsfähigen Werkstoffen (beispielsweise Stahl in bestimmten Zusammensetzungen) neben dem Temperaturfeld auch die orts- und zeitabhängigen Phasenanteile in diesem Schritt ermittelt, wird von einer thermometallurgischen Simulation gesprochen. Das generierte Temperaturfeld bildet die Basis für die darauf folgende thermomechanische Simulation. In dieser wird die mechanische Antwort des Systems auf die thermische Belastung berechnet. So können beispielsweise der Verzug und die Eigenspannungen analysiert werden (SCHOBER 2015, S. 17).

---

<sup>5</sup> Diese Art der Simulation wird mitunter auch als entkoppelter Ansatz bezeichnet (SCHOBER (2015, S. 17)).

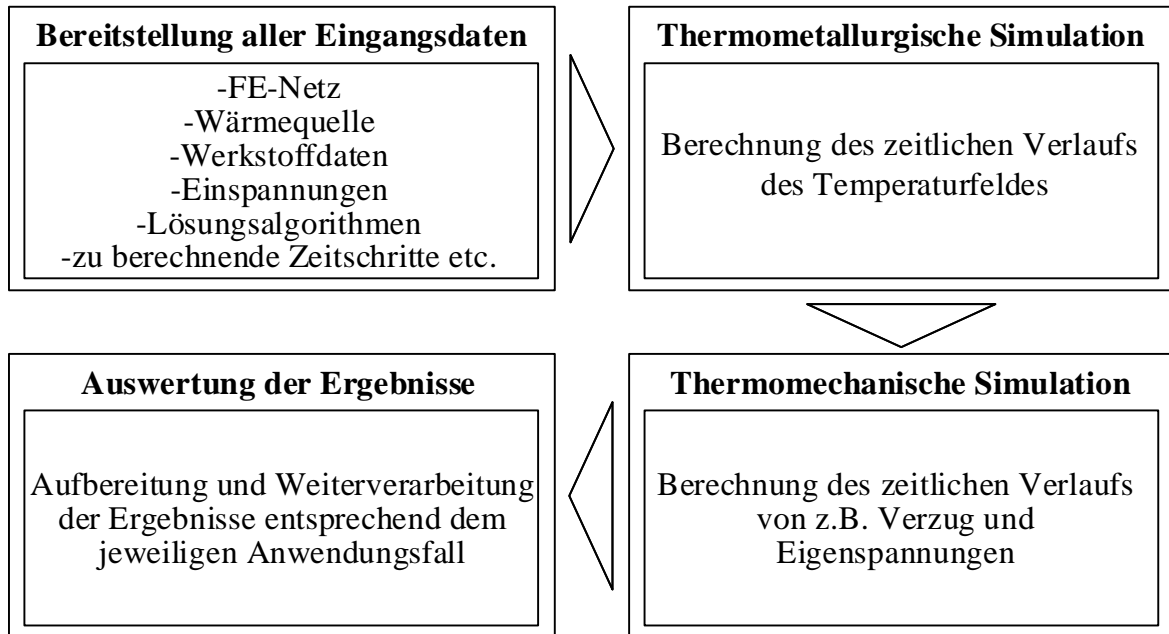


Abbildung 13: Ablauf einer transienten, schwach gekoppelten Schweißstruktursimulation (in Anlehnung an SCHOBER (2015, S. 17))

In Abhängigkeit des konkreten Anwendungsfalles kann eine Erhöhung der Komplexität der Modellierung sinnvoll sein. Eine transiente Simulation mit starker Kopplung kann auch beidseitige Wechselwirkungen zwischen dem Temperaturfeld, dem Verzug und den Eigenspannungen berücksichtigen. Detaillierte Informationen zu diesem Modellierungsansatz sowie ein ausführlicher Überblick über die Grundlagen der Schweißstruktursimulation werden unter anderem in RADAJ (2002) und in GOLDAK & AKHLAGHI (2005) vermittelt.

### 2.3.3.3 Physikalische und mathematische Grundlagen

Als Folge der durch die Wärmequelle eingebrachten Temperaturgradienten resultiert Wärmeleitung im geometrischen Körper. Bei metallischen Werkstoffen erfolgt dies über die Schwingung der Atome. Zur Berechnung des instationären Temperaturfeldes ist die Feldgleichung der Wärmeleitung für ein homogenes und isotropes Kontinuum mit temperaturunabhängigen Werkstoffkennwerten gemäß

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda_Q}{\rho c_Q} \cdot \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{1}{\rho c_Q} \cdot \frac{\partial Q_v}{\partial t} \quad \text{Formel 11}$$

mit

$T$ : Temperatur  
 $t$ : Zeit

- $\lambda_Q$ : Wärmeleitfähigkeit
- $\rho$ : Dichte
- $c_Q$ : spezifische Wärmekapazität
- $Q_v$ : je Volumeneinheit verbrauchte bzw. freigesetzte Wärmeenergie
- $x, y, z$ : Raumkoordinaten im kartesischen Koordinatensystem

definiert (RADAJ 1988, S. 20).

Um die Feldgleichung der Wärmeleitung lösen zu können, sind Anfangs- und Randbedingungen nötig. Eine Anfangsbedingung ist die Ausgangstemperatur bzw. das -temperaturfeld des Bauteils. Zu den Randbedingungen zählen die auftretenden Wärmeverluste beim Schweißen, die auf Konvektion und Wärmestrahlung an der Bauteiloberfläche zurückzuführen sind. Für einen konvektiven Wärmestrom  $q_k$  gilt dabei

$$q_k = \alpha_k \cdot (T_0 - T_\infty) \quad \text{Formel 12}$$

mit

- $\alpha_k$ : konvektive Wärmeübergangszahl
- $T_0$ : Oberflächentemperatur
- $T_\infty$ : Umgebungstemperatur.

Die Wärmeübergangszahl  $\alpha_k$  hängt dabei von der vorherrschenden Konvektion (frei oder erzwungen), den Eigenschaften der Oberfläche sowie des umgebenden Mediums und von den Temperaturen  $T_0$  und  $T_\infty$  ab. (RADAJ 1988, S. 19)

Der Wärmeübergang durch Strahlung  $q_s$  auf der Bauteiloberfläche wird durch das Stefan-Boltzmann-Gesetz gemäß

$$q_s = \varepsilon \cdot \sigma_B \cdot (T_0 - T_\infty) \quad \text{Formel 13}$$

mit

- $\varepsilon$ : Emissionsgrad
- $\sigma_B$ : Stefan-Boltzmann-Konstante
- $T_0$ : Oberflächentemperatur
- $T_\infty$ : Umgebungstemperatur

beschrieben (RADAJ 1988, S. 19-20).

Um die mechanische Antwort auf das Strukturtemperaturfeld zu bestimmen, ist eine Kopplung mit der thermischen Dehnung  $\varepsilon_{th}$  notwendig. Bei hinreichend kleinen

Temperaturänderungen  $\Delta T$  und folglich kleinen Dehnungen gilt nach RADAJ (1988, S. 86)

$$\varepsilon_{th} = \alpha_{th} \cdot \Delta T \quad \text{Formel 14}$$

In der unmittelbaren Nähe der Schweißzone treten jedoch in der Regel größere Dehnungen auf. Aufgrund der dort hohen Temperaturen sind für den thermischen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{th}$  temperaturabhängige Kennwerte zu verwenden (RADAJ 1988, S. 86). Die thermische Ausdehnung bei vollständig starrer Einspannung steht gemäß Formel 15 in unmittelbarem Zusammenhang mit der thermischen Spannung  $\sigma_{th}$ :

$$\sigma_{th} = \frac{-\varepsilon_{th} \cdot E}{1-2 \cdot \nu} \quad \text{Formel 15}$$

mit

- $E$ : Elastizitätsmodul
- $\nu$ : Querkontraktionszahl.

Liegt die Dehnung im linear-elastischen Bereich, gehen temperaturinduzierte Verformungen nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur wieder zurück. Bei Überschreiten werkstoffspezifischer Grenzwerte (Dehn- bzw. Streckgrenze) verbleibt eine plastische Dehnung im Material wie auch in der Regel bleibende Spannungen.

Werden die so entstehenden Spannungen ins Verhältnis zu einer Fläche  $A_{eff}$  gesetzt, auf der sie wirken, können die resultierenden Kräfte  $F_{res}$  berechnet werden:

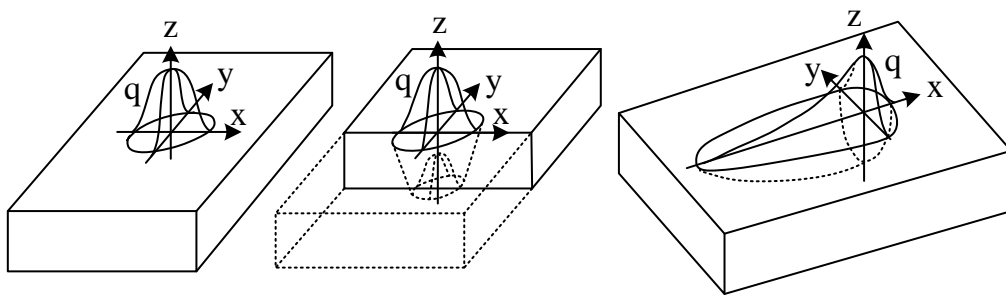
$$F_{res} = \sigma_{th} \cdot A_{eff} \quad \text{Formel 16}$$

Dazu eignen sich vorwiegend numerische Methoden (BELITZKI 2017, S. 18). Eine detaillierte Beschreibung der Einbindung und Umsetzung der thermomechanischen Zusammenhänge mit der Finite-Elemente-Methode wird unter anderem von RADAJ (2002, S. 83 ff.) bereitgestellt.

### 2.3.3.4 Wärmequellenmodelle

Die Strukturveränderung eines Bauteils bei thermischen Fügeprozessen liegt in der Energieeinbringung in Form von Wärme und in dem thermischen Dehnungsverhalten des Werkstoffes begründet. Zur Abbildung des zeit- und ortsabhängigen Wärmeeintrags werden in der Schweißstruktursimulation Wärmequellenmodelle verwendet. Diese zielen darauf ab, den realen Wärmeeintrag respektive das sich in dessen Folge

ausbreitende Temperaturfeld möglichst genau nachzubilden. Für die vielzähligen Anwendungsfälle wurden unterschiedliche geometrische Grundformen für die prozessinduzierte Wärmeeinbringung entwickelt. Diese reichen von konzentrierten Punktquellen bis hin zu verteilten Volumenwärmequellen (SCHOBER 2015, S. 20, ROEREN ET AL. 2005, S. 59). Drei für die Schweißsimulation bedeutende geometrische Grundformen von Wärmequellen sind in Abbildung 14 zu sehen. Zur Darstellung des Laserstrahl-Wärmeleitungsschweißens finden vorwiegend Oberflächenwärmequellen mit Gauß-Normalverteilung Anwendung (BEYER 1995, S. 13).



*Abbildung 14: Links: Gauß-normalverteilte Oberflächenwärmequelle, Mitte: konisch Gauß-normalverteilte Volumenwärmequelle, rechts: Gauß-normalverteilte doppelte ellipsoide Volumenwärmequelle (auch: Goldak-Wärmequelle); (in Anlehnung an RADAJ (2002, S. 18) und GOLDAK ET AL. (1984))*

Die konisch Gauß-normalverteilte Volumenwärmequelle eignet sich besonders gut dazu, den Tiefschweißeffekt des Laserstrahlschweißens abzubilden. Sie nähert das charakteristische schmale, konusförmige Schmelzbad sehr gut an (PAVELIC ET AL. 1969). Die Gauß-normalverteilte doppelte ellipsoide Volumenwärmequelle (auch: Goldak-Wärmequelle) wird besonders zur Modellierung von Lichtbogenschweißprozessen oder des Bifokal-Hybrid-Laserstrahlschweißens verwendet (GOLDAK & AKHLAGHI 2005, S. 305, BELITZKI 2017, S. 66).

Damit Wärmequellen möglichst genau die Wärmeeinbringung des realen Anwendungsfalles nachbilden, werden sie häufig iterativ kalibriert. Hierzu werden das berechnete Schmelzbad sowie das sich ergebende Temperaturfeld mit Messungen, üblicherweise Oberflächen-Temperaturmessungen und Schliffbildern, verglichen. Ist noch keine zufriedenstellende Übereinstimmung von Simulation und Experiment erkennbar, werden die Modellparameter iterativ adaptiert (SCHOBER 2015, S. 22-24).

### 2.3.3.5 Werkstoffkennwerte für die Schweißstruktursimulation

Viele Autoren belegten, dass die Qualität der bereitgestellten Werkstoffkennwerte einen signifikanten Einfluss auf das Ergebnis von Schweißsimulationen hat (MASUBUCHI 1980, S. 66, RADAJ 2002, S. 282, SCHOBER 2015, S. 49, SCHÜTZLE 2015, S. 26). Materialkennwerte können sowohl gemessen als auch funktionsanalytisch berechnet werden.

Die experimentelle Bestimmung dieser Kennwerte, besonders wenn diese in Abhängigkeit von der Temperatur benötigt werden, ist oftmals aufwendig (SCHWENK 2007, S. 16). Am Beispiel von Spannungs-Dehnungs-Kurven bedeutet dies explizit, dass die entsprechenden Zugversuche bei jeder erwünschten Temperatur und mit verschiedenen Dehnraten erfolgen müssen.

Die analytische Berechnung von Werkstoffkennwerten stellt eine etablierte Alternative zur experimentellen Ermittlung dar (GUO ET AL. 2005, GUO ET AL. 2009, HIPPCHEM 2014, HIPPCHEM ET AL. 2016). Ein Tool, das dazu geeignet ist, thermophysikalische und thermomechanische Materialkennwerte zu berechnen, ist *JMatPro*. Ohne im Detail auf die Algorithmen und Funktionen, die bei der Berechnung angewandt werden, einzugehen, werden nachstehend wichtige Grundlagen, die für die Ermittlung notwendig sind, erläutert: Die Eigenschaften von Stählen lassen sich auf die im Gefüge vorliegenden Phasen und deren Anteile zurückführen. Anhand der Mischungsregel, welche ausführlich in PFENNIG (2004) beschrieben wird, kann über die Wirkung der Phasen auf die resultierenden Eigenschaften der Mischung geschlossen werden. Zunächst erfolgt dazu die Berechnung der Phasenanteile im Material in Abhängigkeit der Temperatur. Die mathematischen und physikalischen Grundlagen dessen beruhen auf der CalPhaD<sup>6</sup>-Theorie nach SAUNDERS & MIODOWNIK (1998). Dadurch ist es möglich, die Eigenschaften einer komplexen, mehrkomponentigen Phase basierend auf der Extrapolation übergeordneter Eigenschaften der untergeordneten Binär- und Ternär-Systeme zu treffen. Für weiterführende Informationen zur Funktionsweise und Berechnung wird an dieser Stelle auf SAUNDERS & MIODOWNIK (1998) verwiesen.

Neben den hier beschriebenen Grundlagen zu Vorrichtungen im Karosseriebau, zur Toleranzrechnung und zu thermischen Fügeprozessen wird im nächsten Kapitel der Stand der Forschung und Technik in eben diesen Bereichen dargelegt.

---

<sup>6</sup> Dieses Akronym steht für „Calculation of Phase Diagrams“.

### 3 Stand der Forschung und Technik

Das vorliegende Kapitel soll dazu dienen, einen Überblick über die bisherigen, themenrelevanten Erkenntnisse aus der Wissenschaft zu generieren und den Forschungsbedarf aufzuzeigen, der daraus resultiert. Die Entwicklungen auf dem Gebiet der Fügevorrichtungen (Abschnitt 3.1), der Methoden der Toleranzrechnung (Abschnitt 3.2) und der Prozesskraftermittlung (Abschnitt 3.3) stellen dabei die wesentlichen Themenfelder dar.

#### 3.1 Entwicklungen im Bereich von Fügevorrichtungen

Gegenwärtig werden zahlreiche Ansätze verfolgt, um die mit dem Einsatz von typspezifischen Sondervorrichtungen einhergehenden Defizite zu beheben. Diese Ansätze lassen sich unter anderem anhand der dadurch erzielbaren Flexibilitätsart strukturieren. In Bezug auf Vorrichtungssysteme kann nach CLAUSSEN (1990, S. 35) zwischen der Einsatzflexibilität und der Anpassflexibilität unterschieden werden (vgl. Abbildung 15).

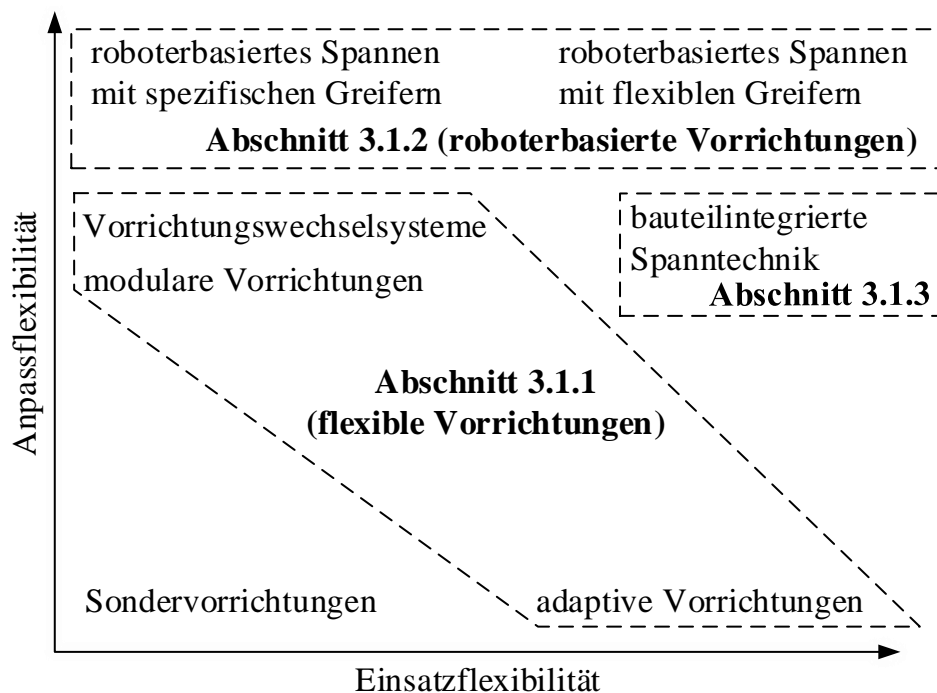


Abbildung 15: Forschung und Entwicklung im Bereich von Fügevorrichtungen, strukturiert anhand der mit dem Ansatz verbundenen Flexibilitätsart

Erstgenannte erlaubt die Reaktion auf geänderte Einflussfaktoren in gewissen, zuvor eingeplanten Korridoren ohne strukturelle Änderungen des Systems und deckt sich mit dem Flexibilitätsbegriff nach VDI 5201. Im Falle von Fügevorrichtungen bedeutet dies, dass die Vorrichtung selbst durch Anpassung ihrer Form ohne Austausch von Komponenten auf geänderte Werkstücke reagieren kann.

Die Anpassflexibilität (auch: Wechselflexibilität) beschreibt die Fähigkeit, den geänderten Einflussgrößen mit strukturellen Änderungen des Systems zu begegnen, und deckt sich mit dem Begriff der Umrüstbarkeit nach NYHUIS (2010, S. 25). In diesem Fall wird durch den Austausch der Fügevorrichtungen oder einzelner Komponenten auf geänderte Aufgabenstellungen reagiert.

Innerhalb dieses Ordnungsrahmens können die zahlreichen bestehenden Ansätze drei Hauptstoßrichtungen zugeordnet werden. Dies sind die *flexiblen Vorrichtungssysteme*, die *roboterbasierten Vorrichtungssysteme* sowie die *Verwendung von bauteilintegrierter Spanntechnik* (vgl. Abbildung 15). Diese Hauptstoßrichtungen werden im Folgenden vorgestellt und hinsichtlich individueller Vor- und Nachteile diskutiert.

#### **3.1.1 Flexible Vorrichtungen**

Der Ansatz flexibler Vorrichtungen zielt darauf ab, Vorrichtungssysteme so zu gestalten, dass diese für verschiedene Aufgabenstellungen verwendet werden können. BI & ZHANG (2001) unterscheiden in diesem Kontext zwischen flexiblen Vorrichtungssystemen mit modularer Struktur (MFFS; englisch: Modular Flexible Fixture Systems) und solchen mit singulärer Struktur (SFFS; englisch: Singular Flexible Fixture Systems). Zudem existieren Wechselsysteme (vgl. Abbildung 16).

*MFFS* basieren auf einer Vielzahl austauschbarer Standardkomponenten. Diese werden, abhängig von der Aufgabenstellung, über einheitliche Schnittstellen automatisiert oder manuell zusammengefügt und sind vergleichbar mit einem Baukastensystem. ASADA & BY (1985) beschrieben dazu beispielsweise das Grundkonzept einer adaptierbaren Vorrichtung und dessen produktionstechnische Umsetzung. Das Konzept basiert auf einheitlichen Spannelementen, Verstreben und Stützen, welche automatisiert durch Roboter auf einer Rasterplatte montiert werden. Dieser Ansatz wurde unter anderem von SELA ET AL. (1997) aufgegriffen und an dünnwandige Blechstrukturen angepasst.



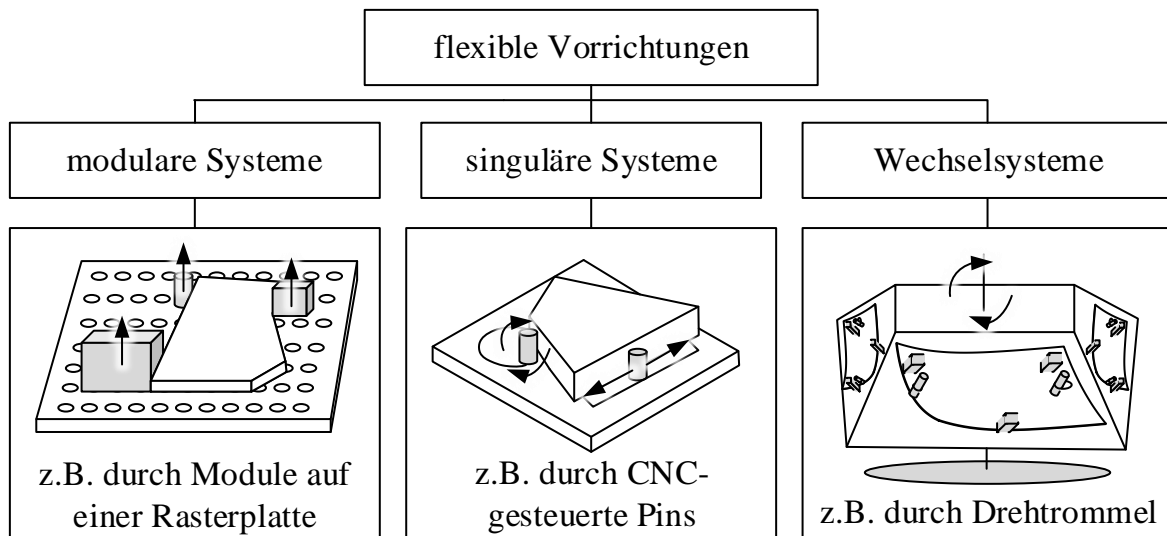


Abbildung 16: Arten flexibler Vorrichtungssysteme

Weitere Arbeiten auf diesem Gebiet stammen von SHIRINZADEH & TIE (1995), CHAN & LIN (1996), GOPALAKRISHNAN ET AL. (2004) und MILLAR & KIHLMAN (2009).

Im Gegensatz zu MFSS beruhen SFSS auf adaptiv einstellbaren Komponenten, die Freiheitsgrade ohne den Austausch von Elementen zulassen. Ein Beispiel hierzu ist das von DU & LIN (1998) entwickelte Drei-Punkt-Spannsystem. Dieses basiert auf einem translatorisch und zwei rotatorisch beweglichen Spannungspunkten in einer Ebene und dient zur Fixierung von ebenen Werkstücken. JONSSON & OSSBAHR (2010) nutzten eine beweglich gelagerte Drei-Stab-Kinematik, sogenannte „Flexapods“, um ein flexibles Spannen zu ermöglichen. LI ET AL. (2016) verwendeten servoelektrisch verstellbare Aufnahme- und Spannelemente, welche aus einheitlichen Komponenten bestehen. Damit kombinierten sie MFSS und SFSS. Weitere Ansätze auf diesem Gebiet wurden unter anderem von ARZANPOUR ET AL. (2006), LEONARDO ET AL. (2013), AHMAD ET AL. (2016) sowie BEM ET AL. (2017) entwickelt.

Neben dem Ansatz, Vorrichtungen durch MFSS und SFSS flexibel zu gestalten, besteht zudem die Möglichkeit, über *Vorrichtungswwechselsysteme* an Flexibilität zu gewinnen. Diese Variante wird häufig in der Industrie zur Realisierung mehrerer Varianten auf einer Produktionslinie umgesetzt (ABULAWI 2012, S. 13). Durch ein entsprechendes Magazin mit Vorrichtungen (etwa in Form von Trommeln, Drehtischen oder Schlitten) können diese zwischen den Fertigungstakten gewechselt werden.

Obwohl diese Ansätze (MFSS, SFSS und Wechselsysteme) die Flexibilität erhöhen, haben sie auch zahlreiche Nachteile:

- Die Initialkosten für die Systeme sind oft signifikant höher als für konventionelle Lösungen (BI & ZHANG 2001, S. 2875).
- Der Aufwand bei der Rekonfiguration für neue Aufgabenstellungen ist teilweise erheblich (BI & ZHANG 2001, S. 2875).
- Die Flexibilität beschränkt sich häufig auf Bauteile ähnlicher Dimension und Form (BI & ZHANG 2001, S. 2876).
- Das Auswechseln von Vorrichtungen innerhalb der Taktung führt zu erhöhtem Platz- und Energiebedarf (MEICHSNER 2007, S. 133).
- Der angestrebte Flexibilisierungsgrad beziehungsweise die vorgehaltenen Wechselvorrichtungen müssen bereits bei der Planung der Anlage festgelegt werden (WEMHÖNER 2005, S. 128).

#### 3.1.2 Roboterbasierte Vorrichtungen

Der Ansatz roboterbasierter Vorrichtungen zielt darauf ab, die starren, bodengebundenen Vorrichtungen durch Greifsysteme zu ersetzen, welche von Industrierobotern geführt werden. Dadurch sollen geänderte Aufgabenstellungen durch ein Umprogrammieren oder einfaches Auswechseln der Greifsysteme realisiert werden. Dies wurde erstmals durch HOSKA (1988) unter der Bezeichnung des „Robotic Fixtureless Assembly“ (RFA) eingeführt. Er beschrieb die theoretischen Vorteile, nannte technologische Herausforderungen und diskutierte mögliche Lösungsansätze auf Basis grundlegender Konzepte.

Das Konzept des RFA wurde im Laufe der Jahre in verschiedenen Ausprägungen weiterentwickelt. So existieren Ansätze, die auf der Verwendung von flexiblen Greifsystemen basieren, und solche, welche die erforderliche Flexibilität durch einen schnellen Wechsel der Greifer ermöglichen. Dies entspricht den Grundgedanken der Einsatzflexibilität respektive der Wechselflexibilität, wie bereits in Abbildung 15 dargestellt wurde.

BONE & CAPSON (2003) stellten ein auf RFA basierendes System für das vorrichtungslose Fügen von Karosseriebauteilen vor. Sie entwickelten ein Bildverarbeitungssystem sowie flexible Drei-Punkt-Greifer zur Ausrichtung der Bauteile vor dem Fügeprozess. Das Verfahren ist mit einer Ausrichtgenauigkeit von ca. zwei Millimeter und einer Zykluszeit von drei Minuten noch zu langsam und ungenau für die Anwendung in der Serienproduktion. Weitere Arbeiten dazu erfolgten unter anderem mit Fokus auf Best-Fit-Algorithmen zur Bauteilpositionierung (ONORI ET AL. 2005, JAYAWEERA ET AL. 2010), auf die Verwendung von Bauteilmarkierungen für die Lageerkennung im Prozess (FLEISCHER ET

AL. 2013, FLEISCHER ET AL. 2014, ELSER 2014) oder auf die dafür notwendige Anlagentechnik und Prozessplanung (CLAUSSEN 1990, REISGEN ET AL. 2014).

Neben der durch diese Ansätze erhöhten Flexibilität ergeben sich folgende Nachteile (SCHLATHER ET AL. 2016B, HANSEN ET AL. 2018):

- Die Initialkosten für die Systeme sind insbesondere aufgrund der Greif- und Datenverarbeitungstechnik höher als für konventionelle Systeme.
- Je nach Lösung sind entweder die Positioniergenauigkeit oder die Systemgeschwindigkeit unzureichend.
- Der Aufwand bei der Rekonfiguration für neue Aufgabenstellungen ist teilweise erheblich.

#### 3.1.3 Verwendung bauteilintegrierter Spanntechnik

Der Ansatz bauteilintegrierter Spanntechnik hat zum Ziel, sowohl die Systemkomplexität zu verringern als auch eine hohe Flexibilität zu ermöglichen. Dazu werden die Vorrichtungsfunktionen *Positionieren* und *Spannen* (vgl. Abschnitt 2.1.2) in die zu fügenden Bauteile integriert. Dies geschieht in Form den Bauteilen inhärenter, geometrischer Merkmale, sogenannter Spannmerkmale.

KOONMEN präsentierte 1994 dazu erstmals eine Methode mit dem Ziel, Fügevorrichtungen im Flugzeugbau zu reduzieren. Der Ansatz wurde als „Precision Assembly Technique“ bezeichnet und basiert auf der Verwendung von Bauteilmerkmalen, welche die Ausrichtung der Bauteile zueinander sicherstellen und so Vorrichtungen ersetzen sollen. In einer exemplarischen Anwendung wurden Klipse verwendet, um Bodenträger und Längsverstrebungen zueinander zu positionieren (diese wiesen zu den Klipsen passende Löcher auf, vgl. Abbildung 17). Durch eine Übermaßpassung der Klipse zu den Löchern wurde zudem eine Spannfunktion realisiert. KOONMEN konstatierte die Notwendigkeit präziser Einzelteile sowie der Durchführung einer Toleranzrechnung, um nach diesem Ansatz ein maßhaltiges Produkt zu erlangen (KOONMEN 1994, S. 46). Für das Anwendungsbeispiel führte er eine Starrkörper-Toleranzanalyse auf Basis der Rechenmodelle von SHALON ET AL. (1992) und WHITNEY ET AL. (1994) durch. Der eigentliche Fügeprozess nach dem Fixieren sowie etwaige Einflüsse durch diesen wurden nicht betrachtet.

PARRIS (1996) nahm Bezug auf die Arbeit von KOONMEN. Er stellte Grundlagenuntersuchungen der Umformtechnik an, um möglichst präzise Einzelteile durch

Verfahren des Streckziehens herstellen zu können. Diese sollen durch ihre geringen Abweichungen den Ansatz des vorrichtungssreduzierten Fügens unterstützen.

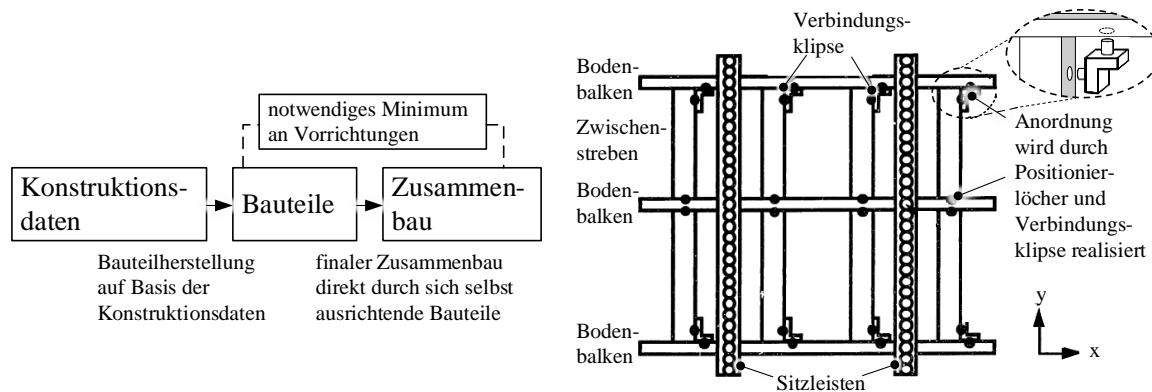


Abbildung 17: Idee der bauteilintegrierten Spanntechnik (links) und Umsetzung am Beispiel einer Tragwerkstruktur aus dem Flugzeugbau (rechts) (in Anlehnung an KOONMEN (1994, S. 32 & 41))

WALCZYK ET AL. (2000) präsentierten eine Methode zum vorrichtungssreduzierten Nietens von Flugzeugrumpfstrukturen. Dazu nutzten sie hochgenaue, CNC-gebohrte Positionierlöcher in den zu verbindenden Rumpfschalen. Diese wurden zur Deckung gebracht und über temporär eingebrachte Bolzen fixiert. In diesem Zustand wurden die Rumpfschalen durch Nietens gefügt. Nach Ende des Nietvorgangs wurden die Fixierbolzen entfernt und die verbliebenen Löcher ebenfalls vernietet. Basierend auf dem Root-Sum-Square-Verfahren (vgl. Abschnitt 2.2.4) wurde die erforderliche Positionsgenauigkeit der Positionierlöcher abgeschätzt. WALCZYK ET AL. gaben an, dass der Ansatz vorzugsweise für flache Blechteile mit einfacher Geometrie geeignet sei und gegebenenfalls Spannelemente zur Kompensation der beim Nietens auftretenden Kräfte verwendet werden sollten.

2004 entwickelte NAING mit „An Integrated Methodology for Jigless Assembly“ (AIM-FOR-JAM) einen weiterführenden Ansatz zu KOONMEN (1994). Ziel der Arbeit war die Entwicklung einer Methode, welche die Umsetzung der bauteilintegrierten Spanntechnik unterstützt. Er fokussierte dabei die Bereitstellung und Dokumentation von Merkmalen und differenzierte Merkmale für das Positionieren, das Stützen und das Spannen. Die Beschreibung möglicher Spannmerkmale erfolgte auf Basis von Prinzipskizzen ohne eine weitere qualitative oder quantitative Charakterisierung. Im Rahmen der vorgestellten Methode müssen zu Beginn für das Produkt relevante Eigenschaften, sogenannte *Key Characteristics*,

definiert werden. Diese sind als auslegungsrelevante Anforderungen zu verstehen und müssen bei der Auswahl der Merkmale berücksichtigt werden. Eine Beschreibung der Art und Weise, wie die Erfüllung der Anforderungen abgesichert werden kann, wird nicht gegeben. Des Weiteren wurden die organisatorische Implementierung des Ansatzes im Unternehmen sowie die Wirtschaftlichkeit samt Fehlerkostenrechnung thematisiert.

Parallel zu den Arbeiten von KOONMEN (1994) griff eine Forschergruppe des Massachusetts Institute of Technology (MIT) um WHITNEY den Ansatz auf und setzte ihn in den Kontext der Montagetechnik. Die Forschergruppe unterscheidet zwischen sogenannten „Fabrication Features“ und „Assembly Features“. Durch letztere wird definiert, wie die Bauteile im Montageprozess zueinander ausgerichtet werden. In mehreren Arbeiten wurden dazu relevante Aspekte beschrieben. Dies sind unter anderem die Toleranzrechnung von auf Montage-Merkmalen basierenden Zusammenbauten (WHITNEY ET AL. 1994), die Einführung eines Montagevorranggraphen (MANTRIPRAGADA & WHITNEY 1998) sowie eine mathematische Analyse der verbleibenden Bewegungsfreiheitsgrade nach dem Positionieren (ADAMS & WHITNEY 1999, WHITNEY ET AL. 1999, ADAMS & WHITNEY 2001). Für detaillierte Informationen sei an dieser Stelle auf die genannten Arbeiten sowie auf WHITNEY (2003) verwiesen.

WURSTER ET AL. (2017) stellten einen Ansatz vor, der auf Schnappverbindungen zum Fügen von Metallstrukturen beruht. Das als „Bauteilintegrative Füge-technik“ bezeichnete Verfahren wird am Beispiel der Reserveradmulde einer Karosseriestruktur verdeutlicht. Ohne konkrete Anhaltspunkte zur Auslegung zu geben, werden die Konstruktion, der verwendete Werkstoff und die Fertigung als relevante Aspekte herausgestellt, welche die „Schnappbarkeit“ eines Bauteils bestimmen. (WURSTER ET AL. 2017, 2018)

In aktuellen Arbeiten von KAMPKER ET AL. (2017) und HANSEN ET AL. (2018) wurde der Ansatz des vorrichtunglosen Laserstrahlschweißens von Karosseriestrukturen in der Kleinserie vorgestellt. Dieser basiert darauf, Laserstrahl-geschnittene Einzelteile nach dem Nut-und-Feder-Prinzip zusammenzustecken. An der Stelle der Steckverbindung kann dann aufgrund der sich ergebenden Stoßkonfiguration ein Laserstrahlschweißprozess ausgeführt werden, welcher eine vorteilhafte Zinkentgasung an der Fügestelle ermöglicht.

Bezüglich weiterer technische Umsetzungen, Bauteilmerkmale zur Reduktion von Fertigungshilfsmitteln in Produktionsprozessen zu nutzen, wird unter anderem auf

die Arbeiten von MESSLER ET AL. (1997A), GENC ET AL. (1998), DELEBECQUE ET AL. (2008) und RIB (2016, S. 97 ff.) verwiesen. Im weiteren Verlauf der Arbeit werden die genannten Vorarbeiten, sofern für die entwickelten Modelle und die Methode relevant, aufgegriffen und weiter erläutert.

## 3.2 Methoden der Toleranzrechnung bei Fügeprozessen

Wie von zahlreichen Arbeiten konstatiert, spielt die Betrachtung der Maßhaltigkeit eine essenzielle Rolle bei der Verwendung bauteilintegrierter Spanntechnik (vgl. Abschnitt 3.1.3). Da auch in dieser Arbeit Methoden der Toleranzrechnung zur Anwendung kommen, werden im Folgenden relevante Vorarbeiten dazu erläutert.

### 3.2.1 Toleranzrechnung bei Starrkörperzusammenbauten

Frühe Arbeiten, welche sich mit der Berechnung von Abweichungen bei Zusammenbauten beschäftigten, fokussierten zunächst die Betrachtung von Starrkörpern (u.a. von WHITNEY ET AL. (1994), SHI & JIONGHUA (1999), MANTRIPRAGADA & WHITNEY (1999) und CEGLAREK & SHI (2000)). Die Autoren identifizierten drei Ursachen von Abweichungen: Abweichungen durch die Bauteile, durch die Vorrichtungen und durch die Fügwerkzeuge.

SHI & JIONGHUA (1999) und WHITNEY ET AL. (1994) schlugen ein sogenanntes Variation Propagation Model vor, welches auf der Vektorrepräsentation von Punkten basiert. Demnach kann die Position eines Punktes  $A$  auf einem Bauteil  $P$  mit dem Bauteilkoordinatensystem  $(X_P Y_P Z_P)$  durch einen Vektor  $\mathbf{A}_P = (x_{AP}, y_{AP}, z_{AP})^T$  beschrieben werden. Die Position des Punktes relativ zu einem Referenzkoordinatensystem  $(X_R Y_R Z_R)$  lässt sich durch Anwendung einer homogenen 4x4-Transformationsmatrix berechnen (vgl. Abbildung 18, links). Diese Transformationsmatrix  ${}_j\mathbf{T}_i$  besteht aus einer 3x3-Rotationsmatrix und einem Verschiebungsvektor, welche in folgender Darstellung zusammengefasst werden können:

$${}_j\mathbf{T}_i = \left( \begin{array}{ccc|c} \text{Rotations} & - & \text{Verschiebungs} & - \\ \text{matrix} & & \text{vektor} & \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right) \quad \text{Formel 17}$$

Die Koordinaten  $(x_{AR}, y_{AR}, z_{AR})$  des Punktes  $A$  relativ zum Referenzkoordinatensystem können dann gemäß Formel 18 berechnet werden:

$$\begin{pmatrix} x_{AR} \\ y_{AR} \\ z_{AR} \end{pmatrix} = {}_R\mathbf{T}_P \cdot \begin{pmatrix} x_{AP} \\ y_{AP} \\ z_{AP} \end{pmatrix} \quad \text{Formel 18}$$

mit

$${}^R\mathbf{T}_P = {}^R\mathbf{T}_1 \cdot {}^1\mathbf{T}_2 \cdot {}^2\mathbf{T}_3 \cdot {}^3\mathbf{T}_P \quad \text{Formel 19}$$

Abweichungen der Bauteile von ihrer Nominalgeometrie werden in diesem Ansatz durch homogene korrigierende Transformationsmatrizen  ${}^j\mathbf{T}'_i$  modelliert (vgl. Abbildung 18, rechts). Die Toleranzzone wird dabei durch einen dreidimensionalen Parameterraum aufgespannt. Die Punkte in diesem Parameterraum haben eine Häufigkeitsdichte (entspricht einer Aufenthaltswahrscheinlichkeit), welche aus einer zuvor durchzuführenden Monte-Carlo-Simulation ermittelt werden kann. Für die Herleitung von Toleranzfeldern für verschiedene geometrische Körper wird an dieser Stelle auf WHITNEY ET AL. (1994) verwiesen. Mit diesem Ansatz lässt sich die Abweichung von Punkten relativ zu deren Nominalposition durch einfache Vektorrechnung unter Berücksichtigung aller an der Toleranzkette beteiligten Abweichungen ermitteln (WHITNEY ET AL. 1994).

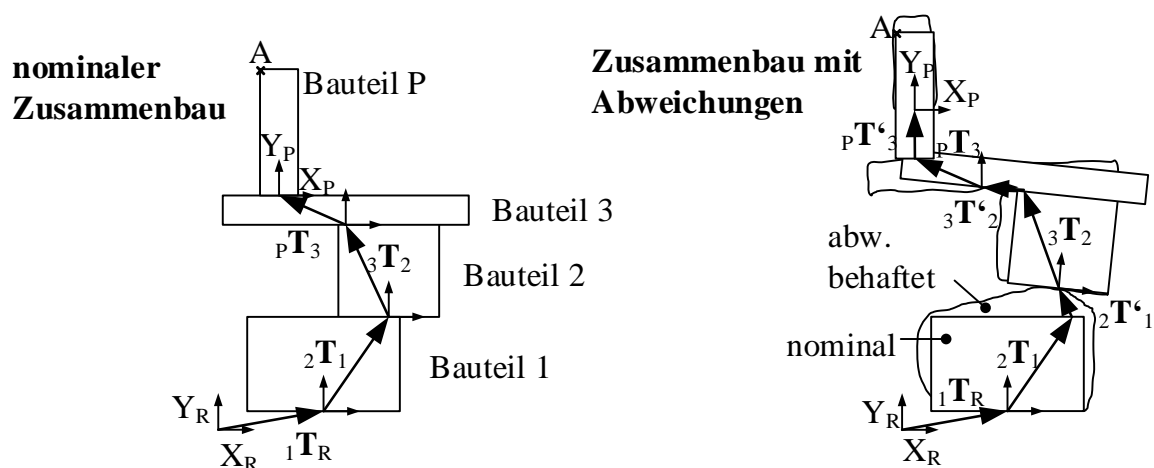


Abbildung 18: Homogene Matrixtransformation zur Toleranzrepräsentation (in Anlehnung an WHITNEY ET AL. (1994))

Während WHITNEY ET AL. (1994) einen Zusammenbau von sich selbst zueinander ausrichtenden Bauteilen beschreiben, betrachten SHI & JIONGHUA (1999) Starrkörperzusammenbauten unter Verwendung von Fügevorrichtungen. Dabei gehen die homogenen Transformationsmatrizen in ein Zustandsraummodell ein, welches mit einem integrierten Beobachtungsvektor Inline-Messungen bei der Abweichungsfortpflanzung berücksichtigt. Weitere Anwendungen von Methoden aus der Systemtheorie und der Regelungstechnik auf die Abweichungsermittlung von

Starrkörperzusammenbauten zeigen beispielsweise MANTRIPRAGADA & WHITNEY (1999) und DING ET AL. (2000) auf.

### 3.2.2 Toleranzrechnung für nachgiebige Zusammenbauten

Der Großteil der in der Blechverarbeitung handzuhabenden Einzelteile und Zusammenbauten muss, unter Berücksichtigung der wirkenden Prozess- und Gewichtskräfte, als nachgiebig betrachtet werden (PRAUN 2003, S. 31). Die Verwendung von Starrkörperbetrachtungen zur Toleranzrechnung führt in dieser Situation nach CAI ET AL. (1996) zu unzureichenden Ergebnissen und kann eine falsche Bewertung von Produktionsprozessen zur Folge haben. Daher wurden die Starrkörperberechnungen in zahlreichen Forschungsarbeiten um nachgiebiges Bauteilverhalten ergänzt.

LIU ET AL. (1995) führten einen Ansatz zur Toleranzrechnung nachgiebiger Blechstrukturen ein. Die Autoren präsentierten ein Modell zur Analyse der Auswirkungen von Einzelteilabweichungen und der Rückfederung nach dem Fügen auf die Zusammenbautoleranzen. Das Modell beruht auf der Kombination der linearen FEM und statistischer Methoden und wird im Folgenden anhand eines einfachen Balkenmodells erläutert (vgl. Abbildung 19).

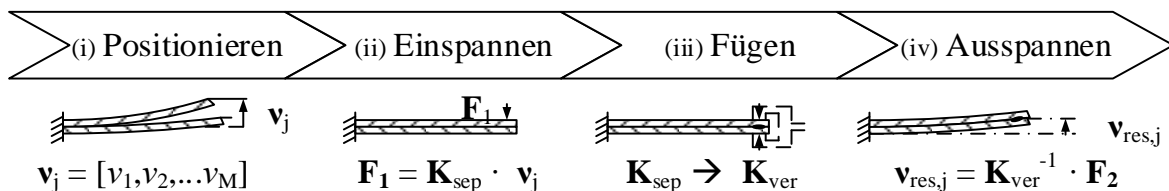


Abbildung 19: Mechanische Zusammenhänge bei einer Fügeoperation (in Anlehnung an CEGLAREK ET AL. (2003))

Beim Positionieren (i) haben die Balken (stellvertretend für die zu fügenden Bauteile) eine initiale Verschiebung  $\mathbf{v}_j = (v_1, v_2, \dots, v_M)$ . Eine Kraft  $\mathbf{F}_1$  ist nötig, um die Bauteile in ihre Nominalposition zu überführen (ii). Diese Kraft wird durch Spannelemente einer Vorrichtung aufgebracht und kann gemäß Formel 20 berechnet werden:

$$\mathbf{F}_1 = \mathbf{K}_{sep} \cdot \mathbf{v}_j \quad \text{Formel 20}$$

$\mathbf{K}_{sep}$  steht hierbei für die Steifigkeitsmatrix der Balken. Durch den Fügeprozess werden die beiden Balken miteinander verbunden (iii). Nach dem Fügen werden die Balken ausgespannt, woraufhin sich durch elastisches Rückfedern die finale



Verschiebung  $\mathbf{v}_{res,j}$  einstellt (iv). Die Rückfederung ergibt sich aus einer der Spannkraft entgegen gerichteten Kraft  $\mathbf{F}_2$ , welche nun den gefügten Verbund belastet. Der gefügte Verbund wird dabei durch das Zusammenführen der beiden Steifigkeitsmatrizen zu einer Steifigkeitsmatrix abgebildet. Die Steifigkeitswerte der zu verbindenden Knoten werden dabei zur neuen Verbundsteifigkeit  $\mathbf{K}_{ver}$  addiert (LIU & HU 1995):

$$\mathbf{F}_2 = \mathbf{K}_{ver} \cdot \mathbf{v}_{res,j} = -\mathbf{F}_1 \quad \text{Formel 21}$$

Der Ansatz kann unter Anwendung von Vektor- und Matrixalgebra auf komplexe 3D-Zusammenbauten übertragen werden, sofern die Bauteilabweichungen im Bereich gängiger Fertigungstoleranzen liegen<sup>7</sup>. Weitere Autoren wendeten diesen Ansatz auf verschiedene Metallblechstrukturen aus dem Karosseriebau an (LIU ET AL. 1996, CEGLAREK & SHI 2000, LI ET AL. 2001).

PRAUN veröffentlichte 2003 ein erweitertes Modell für die Toleranzanalyse nachgiebiger Baugruppen bei Fügeoperationen. Er berücksichtigte dazu Abweichungen durch die Bauteile, die Fügevorrichtungen und die Fügwerkzeuge, indem er die linear-elastische FEM mit einer Monte-Carlo-Simulation kombinierte. PRAUN definierte Elemente für das Positionieren, Spannen und Fügen, wie Stift, Loch oder Spannelement, als Paarungselemente. Die damit ausgeführten Schritte (i) – (iv) werden anhand folgender sechsdimensionaler Vektoren (Translation:  $x, y, z$ ; Rotation:  $\alpha, \beta, \gamma$ ) beschrieben:

Vektor der Abweichung

$$\boldsymbol{\delta} = [\delta_x, \delta_y, \delta_z, \delta_\alpha, \delta_\beta, \delta_\gamma]^T \quad \text{Formel 22}$$

Vektor der Relativbewegung

$$\boldsymbol{\vartheta} = [\vartheta_x, \vartheta_y, \vartheta_z, \vartheta_\alpha, \vartheta_\beta, \vartheta_\gamma]^T \quad \text{Formel 23}$$

Vektor der Kraft

$$\mathbf{F} = [F_x, F_y, F_z, F_\alpha, F_\beta, F_\gamma]^T \quad \text{Formel 24}$$

und Vektor der Verschiebung

$$\mathbf{v} = [v_x, v_y, v_z, v_\alpha, v_\beta, v_\gamma]^T. \quad \text{Formel 25}$$

---

<sup>7</sup> Damit sind sie verhältnismäßig klein gegenüber den Bauteilabmessungen, was den linear-elastischen Ansatz rechtfertigt (vgl. PRAUN (2003, S. 45)).

Die Relativbewegung ist dabei die nach dem Operationsschritt noch mögliche Bewegung zwischen den beteiligten Paarungselementen. Die Verschiebung hingegen stellt die Verlagerung des Bauteilbereichs relativ zur Lage des damit zu kombinierenden Paarungselements dar.

In Schritt (i), Abbildung 19, wird das Bauteilkoordinatensystem relativ zu einem Referenzkoordinatensystem (welches dem der Fügevorrichtung entspricht) festgelegt. Dies geschieht über sechs Referenzpunkte zur statisch bestimmten Ausrichtung, wie in Abschnitt 2.1.2 dargelegt. Die Positionen der toleranzbehafteten Bauteile werden auf Basis der homogenen 4x4-Transformationsmatrizen nach WHITNEY ET AL. (1994) berechnet. In Schritt (ii) werden die Bauteile an jedem der Spannelemente der Fügevorrichtung eingespannt. Lokal betrachtet führt dies zu der in Abbildung 20 links dargestellten Toleranzkette. Der Vektor  $\delta_j^{(S)}$  repräsentiert die Abweichung eines Bauteilpunktes von seiner Nominalposition infolge der Abweichungen eines Spannelementes. Mit  $\delta_j^{(S)}$ , den Bauteilabweichungen  $\delta_j^{(BT)}$  und der entstandenen Relativbewegung am Spannelement  $\mathcal{J}_j^{(E)(SBT)}$  kann die effektive Verschiebung des Bauteilpunktes  $\nu_j^{(E)(BT)}$  berechnet werden. Dieser Vektor beinhaltet alle Verschiebungen  $\nu_j$  an allen Knoten  $k$ . Mit Formel 20 können dann die beim Spannen benötigten Kräfte sowie die resultierenden Verschiebungen (an nicht gespannten Punkten) berechnet werden. Die Randbedingungen zur Lösung des sich ergebenden Gleichungssystems sind dabei

$\nu_j$ : wie in Abbildung 20;  $F^{(E)}$ : zu berechnen

an Spannelementen und

$\nu_j$ : zu berechnen;  $F^{(E)} = 0$

an freien (d. h. nicht direkt eingespannten) Knoten.

Die Kräfte und Verschiebungen infolge des Einspannens müssen wiederum im nachfolgenden Fügeprozess als Randbedingungen berücksichtigt werden.

In diesem eingespannten Zustand werden die Bauteile dann unter der Einwirkung des Fügewerkzeuges gefügt (iii). Abweichungen der Bauteile sowie des Fügewerkzeuges (hier: der Punktschweißzange) bringen weitere Abweichungen in den Zusammenbau ein. Wiederum kann die vektorbasierte Toleranzkette beschrieben werden (vgl. Abbildung 20, rechts). Durch Abweichungen der Schweißzange weicht ein Schweißpunkt um  $\delta_j^{(S)}$  von seiner Nominalposition ab. Die Verschiebungen  $\nu_j^{(F)(A)}$ ,  $\nu_j^{(F)(B)}$ ,  $\nu_j^{(E)(A)}$  und  $\nu_j^{(E)(B)}$ , die durch diese Abweichung zustande kommen, tragen zur Abweichung des Zusammenbaus bei.

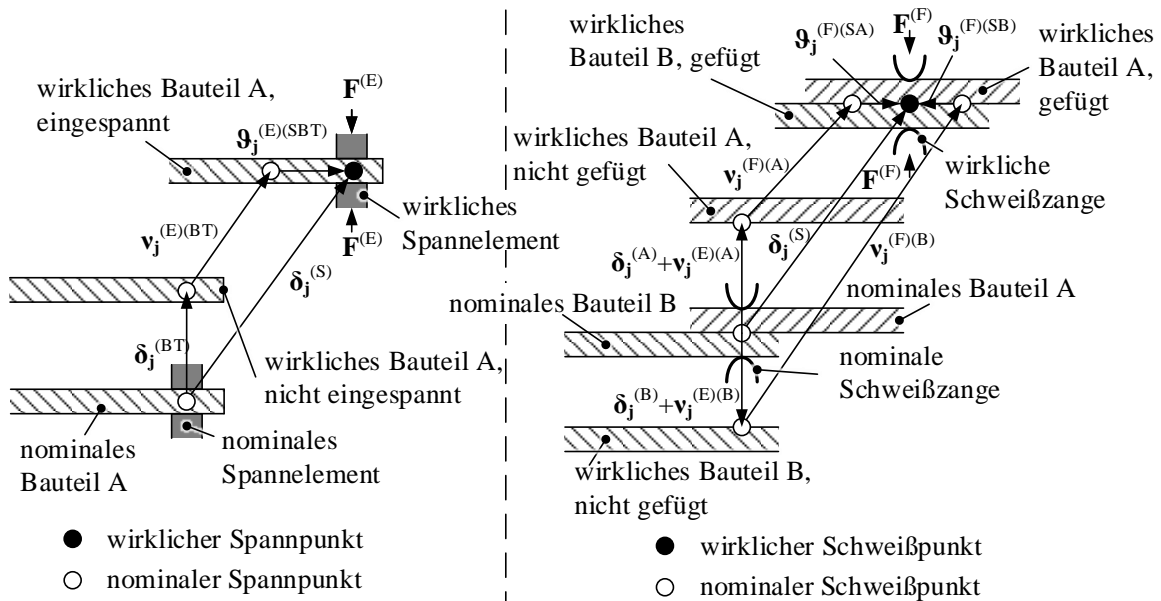


Abbildung 20: Resultierende Verschiebung von Referenzpunkten beim Einspannen (links) und beim Fügen durch Widerstandspunktschweißen (in Anlehnung an PRAUN (2003, S. 76 & 80))

Die in Abbildung 20 beschriebenen lokalen Betrachtungen erfolgen bei jedem Spannelement beziehungsweise an den Fugestellen gleichzeitig oder hintereinander. Bei hintereinander ablaufenden Operationen  $i$  muss das Gleichungssystem stets erneut ausgewertet werden, sodass sich an (noch) freien Knoten  $j$  in jedem Schritt  $i$  eine neue Verschiebung  $\Delta v_j^{(i)}$  ergibt. Die Gesamtverschiebung berechnet sich anhand folgender Formel:

$$v_j^{(i)} = v_j^{(i-1)} + \Delta v_j^{(i)}. \quad \text{Formel 26}$$

Die Kraft  $F_j^{(i)}$  an Knoten  $j$  nach  $i$  Fügeoperationen berechnet sich nach

$$F_j^{(i)} = F_j^{(i-1)} + \Delta F_j^{(i)}. \quad \text{Formel 27}$$

Werden nicht-taktile Fügeverfahren, wie beispielsweise das Remote-Laserstrahlschweißen, verwendet, entsteht kein Kraftangriff während des Fügens (unter der Annahme, dass keine thermische Verformung auftritt). Somit erfolgt weder eine Verschiebung der Bauteile noch die Schließung eines etwaigen Spaltes zwischen den Bauteilen. Dies muss in der Toleranzrechnung, wie etwa von LI ET AL. (2001) und DAS ET AL. (2015) erläutert, berücksichtigt werden.

Nach dem Fügen werden die Spannelemente geöffnet, woraufhin der gefügte Zusammenbau eine elastische Rückfederung erfährt (iv). Die finale Abweichung eines Punktes kann anhand Formel 21 berechnet werden.

PRAUN kombinierte dieses Vorgehen mit einer Monte-Carlo-Simulation. Dazu werden Zufallszahlen für die Abweichungen  $\delta_i$  unter Berücksichtigung der zugrunde liegenden Verteilungen generiert. Im Anschluss werden die Verschiebungen  $v_{res,j} = f(\delta_i)$  wie beschrieben berechnet. Diese beiden Schritte werden insgesamt N Mal wiederholt. Somit kann die Verschiebung samt statistischer Verteilung an relevanten Punkten des Zusammenbaus ermittelt werden. Diese resultierende Verschiebung entspricht der finalen Abweichung des Punktes von seiner Nominalposition.

### 3.3 Methoden zur Prozesskraftermittlung bei Fügeprozessen

Wie in den Abschnitten 2.1.2 und 2.3 dargelegt, treten beim thermischen Fügen Prozesskräfte auf. Diese müssen durch die Spanntechnik kompensiert werden, um die Verbindungsqualität und Maßhaltigkeit des Zusammenbaus zu gewährleisten (LI ET AL. 2001, LIU ET AL. 2009).

#### 3.3.1 Betrachtung von Prozesskräften bei Schmelzschweißverfahren

LENZ (2001) untersuchte unter anderem, wie verschiedene Spannsituationen beim Laserstrahlschweißen in einer thermomechanischen Simulation zu berücksichtigen sind. In einer beispielhaften Studie ermittelte er dazu die sich beim Schweißen ergebenden Reaktionskräfte. Es wurde der Stahlwerkstoff EN AW 1.0330 mit 3 mm Blechdicke verwendet. Die Probenkörper wurden mit einem Nd:YAG-Laser mit 3 kW Laserstrahlleistung und einer Schweißgeschwindigkeit von 6 bis 8 m/min gefügt. Die Reaktionskräfte wurden an Punkten in 20 mm und in 45 mm Entfernung zur Schweißnaht, senkrecht zur Blechoberseite, ermittelt. Es wurden Kräfte von 25 bis 70 N gemessen.

LIU ET AL. (2009) analysierten die Auswirkung der Einspannkraft auf die erzielbare Verbindungsfestigkeit. Durch einen Versuchsaufbau wurde die Einspannkraft vor dem Laserstrahlschweißen an einem Spannelement, zentrisch unter der Schweißnaht des Unterblechs, definiert eingestellt. In einer Versuchsreihe wurde der zeitliche Verlauf der Einspannkraft in Abhängigkeit der initialen Einspannkraft sowie der Blechdicke ermittelt. Es wurde ersichtlich, dass die Einspannkraft zunächst infolge der thermischen Dehnung der Bleche zunimmt. Während des Abkühlvorgangs sinkt

sie durch plastische Schrumpfung dann auf Werte unterhalb der initialen Spannkraft ab. Auch hier wurde die Kraft lediglich an einem Punkt und in einer Raumrichtung ermittelt.

ZAEH & GUMBSCH (2015) entwickelten einen Ansatz zur kombinierten Reduktion von Eigenspannungen und Verzug beim Laserstrahlschweißen. Er basiert auf einer dynamischen, prozessbegleitenden Kompensationskraft durch adaptive Spann-elemente. Dazu wurde ein thermomechanisches Simulationsmodell zur Prognose der Eigenspannungen und des Verzuges aufgebaut. Die zur Reduzierung nötigen Kompensationskräfte senkrecht zur Blechoberseite betragen 175 bis 210 N, gemessen in 190 mm Entfernung zur Schweißnaht. Das verwendete Material war X6CrNiTi18-10 in Form von 3 mm dicken Blechen. Diese wurden im Überlappstoß mit einem Nd:YAG-Laser mit 6 kW Laserstrahlleistung und 6 m/min Schweißgeschwindigkeit gefügt. Es wurden keine weiteren Untersuchungen zu (statischen) Spannkraften und zu Kräften in anderen Raumrichtungen als senkrecht zur Blechoberseite durchgeführt.

Des Weiteren existieren zahlreiche Forschungsarbeiten, welche das Verzugsverhalten beim Schweißen, unter anderem in Abhängigkeit der Spannsituation, mithilfe von Simulationsmodellen untersuchen. Dafür häufig verwendete Ansätze sind der sogenannte *Local-Global-Ansatz* (siehe hierzu z.B. SOULOUMIAC ET AL. (2002), HACKMAIR (2003)), der *Inherent-Strain-Approach* (z.B. nach UEDA ET AL. (1979), HILL & NELSON (1995) und JUNG (2003)) sowie *Schrumpfkraftmodelle* (wie bspw. nach TIKHOMIROV ET AL. (2005), STAPELFELD ET AL. (2009) und STAPELFELD (2016)). Allen Untersuchungen ist gemein, dass auftretende Reaktionskräfte nicht explizit betrachtet werden. Durch die zum Teil erheblichen Modellvereinfachungen lassen die Ansätze zudem meist nur qualitative Aussagen zu Eigenspannungen und zum Verzug zu (STAPELFELD ET AL. 2009, SCHÜTZLE 2015, RIETMAN ET AL. 2004).

#### **3.3.2 Betrachtung von Prozesskräften beim Widerstandspunktschweißen**

Untersuchungen zu Kräften beim Widerstandspunktschweißen betrachten zum aktuellen Stand primär die Anpresskraft der eingesetzten Schweißelektroden als maßgeblichen Einflussfaktor auf die Verbindungsqualität (vgl. Abschnitt 2.3.2). Dabei wurden unter anderem der Einfluss der Anpresskraft auf die Verbindungsfestigkeit (z.B. von DE ET AL. (1996), BOUYOUSFI ET AL. (2007), KAHRAMAN (2007) und PEPKE (2014)) und auf den Schweißwiderstand (FRITZ & SCHULZE (1998)) analysiert. Die erforderliche Anpresskraft der Elektroden  $F_E$  beim

Schweißen kann nach FAHRENWALDT ET AL. (2014, S. 105) anhand des folgenden, empirisch gewonnenen Zusammenhangs über die Blechdicke  $t$  abgeschätzt werden:

$$F_E = 2000 N \cdot \frac{t}{mm} \quad \text{Formel 28}$$

Es wird konstatiert, dass sich beispielsweise durch schräges Ansetzen der Zange Winkeländerungen der Blechebene gegenüber der Elektrodenachse ergeben, welche zu Reaktionskräften führen (DILTHEY 1994, S. 130).

Des Weiteren untersuchten WÄRMEFJORD ET AL. (2013) die Kräfte, welche für das Überbrücken von abweichungsbedingten Fügespalten beim WPS aufgebracht werden müssen. Es wird betont, dass diese Kräfte auch eine, in der Arbeit nicht quantifizierte, Auswirkung auf die benötigten Haltekräfte von Fügevorrichtungen haben.

Eine Quantifizierung der Reaktionskraftkraft, welche sich infolge des mechanischen Eingriffs durch die Schweißzange an den Spannelementen einer Fügevorrichtung ergibt, liegt zum aktuellen Stand nicht vor.

### **3.4 Ableitung des Handlungsbedarfs und der Zielsetzung**

Auf Basis der vorausgegangenen Ausführungen lassen sich folgende Schlussfolgerungen ziehen.

Das Fügen von Blechstrukturen ist ein wesentlicher Prozess im automobilen Karosseriebau. Die dafür nach dem Stand der Technik verwendeten, konventionellen Fügevorrichtungen weisen Defizite hinsichtlich der Flexibilität und hohe Investitionskosten auf. Einen vielversprechenden Ansatz zur Reduzierung von Fügevorrichtungen stellt die Verwendung bauteilintegrierter Spanntechnik dar. Obwohl diesem Ansatz bereits in zahlreichen Forschungsarbeiten ein hohes wirtschaftliches Potenzial zugewiesen wurde, findet er noch keine Verbreitung in der industriellen Großserienproduktion, wie beispielsweise dem automobilen Karosseriebau.

Um neuartige technologische Ansätze zum Einsatz zu bringen, muss neben den wirtschaftlichen Aspekten gewährleistet werden, dass die produzierten Produkte die an sie gestellten technischen Anforderungen erfüllen (PONN & LINDEMANN 2011, S. 14 ff.). Diese Anforderungen sind im Falle von Karosseriestrukturen die Gewährleistung der Fügbarkeit und der Maßhaltigkeit (vgl. Abschnitt 2.1.2). Diese beiden Anforderungen gelten als erfüllt, sofern zwei Faktoren zutreffen: Zum einen müssen die Haltekräfte der eingebrachten Spannmerkmale mindestens so groß sein, dass sie den während der Bearbeitung auftretenden Prozesskräften standhalten. Zum

anderen müssen die Maßabweichungen eines gefügten Zusammenbaus geringer als dessen vorgegebene Toleranzen sein.

Die Gewährleistung dieser Anforderungen ist vergleichbar mit dem allgemeinen Vorgehen zur konstruktiven<sup>8</sup> Auslegung von Schweißkonstruktionen. Nach DILTHEY & BRANDENBURG (2002) ist *„neben der Wahl des geeigneten Schweißverfahrens [...] und der Wahl eines geeigneten Werkstoffs [...] die beanspruchungsgerechte Gestaltung des Bauteils die Voraussetzung für die Erstellung einer Schweißkonstruktion. Die Gestaltung einer geschweißten Konstruktion ist die konstruktive [...] Auslegung.“*

Die anforderungsgerechte konstruktive Auslegung von bauteilintegrierter Spanntechnik bedingt ein Vorgehen sowie geeignete Berechnungswerkzeuge (VDI 2221). Nach dem aktuellen Stand der Forschung und Technik sind folgende, für eine Auslegung relevante Fragen nicht oder nur unzureichend beantwortet:

F1) Welche Spannerkmale stehen zur Substitution von Fügevorrichtungen zur Verfügung und welche Haltekräfte und Genauigkeiten sind mit diesen Spannerkmalen erzielbar?

F2) Wie ist die bauteilintegrierte Spanntechnik zu dimensionieren, um die im Fügeprozess auftretenden Kräfte zu kompensieren und so einen stabilen Fügeprozess zu gewährleisten?

F3) Wie ist die bauteilintegrierte Spanntechnik zu dimensionieren, um die Anforderungen an die Maßhaltigkeit zu erfüllen?

F4) Wie ist ausgehend von zu fügenden Einzelteilen vorzugehen, um die Auslegung methodisch reproduzierbar auszuführen?

Daraus leitet sich das übergeordnete Ziel der vorliegenden Arbeit ab. Dieses ist, **ein Vorgehen und geeignete Werkzeuge zur konstruktiven Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik zu entwickeln**. Dazu werden folgende Teilziele verfolgt:

T1) Identifikation von Spannerkmalen und Charakterisierung dieser hinsichtlich erzielbarer Maßhaltigkeiten und Haltekräfte

---

<sup>8</sup> Hierbei bezieht sich *konstruktiv* auf die technischen Anforderungen zur *Funktionserfüllung*. Weitere Aspekte, wie die Wirtschaftlichkeit oder die organisatorische Integrierbarkeit, sind nicht Gegenstand der konstruktiven Auslegung.

T2) Entwicklung von (Berechnungs-)Werkzeugen zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik hinsichtlich erforderlicher Haltekräfte

T3) Entwicklung von (Berechnungs-)Werkzeugen zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik hinsichtlich erforderlicher Maßhaltigkeit

T4) Integration der Erkenntnisse und Werkzeuge in eine Methode zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik

Im Folgenden werden die zur Zielerreichung gewählte Vorgehensweise sowie der gewählte Betrachtungsrahmen dargelegt.

### **3.5 Vorgehensweise und Gliederung der Arbeit**

Die vorliegende Arbeit ist in weitere 6 Kapitel untergliedert. Das dafür gewählte methodische Vorgehen ist in Anlehnung an die Strategie angewandter Forschung nach ULRICH (1984) gewählt und in Abbildung 21 dargestellt.

Im folgenden *Kapitel 4* werden die für den Ansatz dieser Arbeit fundamentalen Spannmerkmale systematisch identifiziert. Für die spätere Auslegung werden diese hinsichtlich ihrer Geometrie sowie möglicher Haltekräfte charakterisiert.

In den beiden anschließenden Kapiteln werden Modelle zur Berechnung von Prozesskräften (*Kapitel 5*) sowie zur Berechnung der erzielbaren Maßhaltigkeit (*Kapitel 6*) beim Fügen von Strukturen mittels bauteilintegrierter Spanntechnik vorgestellt. Dies beinhaltet jeweils den Aufbau samt Anwendung von Simulationsmodellen und deren experimentelle Validierung.

In *Kapitel 7* wird die Konzeption des methodischen Rahmens, in dem die entwickelten Modelle aus den Kapiteln 5 und 6 sowie die Spannmerkmale aus Kapitel 4 zur Anwendung kommen können, beschrieben. Hier wird die Methode zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik vorgestellt, welche dann in *Kapitel 8* anhand einer produktionstechnischen Anwendung validiert wird.

Abschließend erfolgen in *Kapitel 9* eine Zusammenfassung der Arbeit sowie ein Ausblick auf zukünftige Forschungsbedarfe.



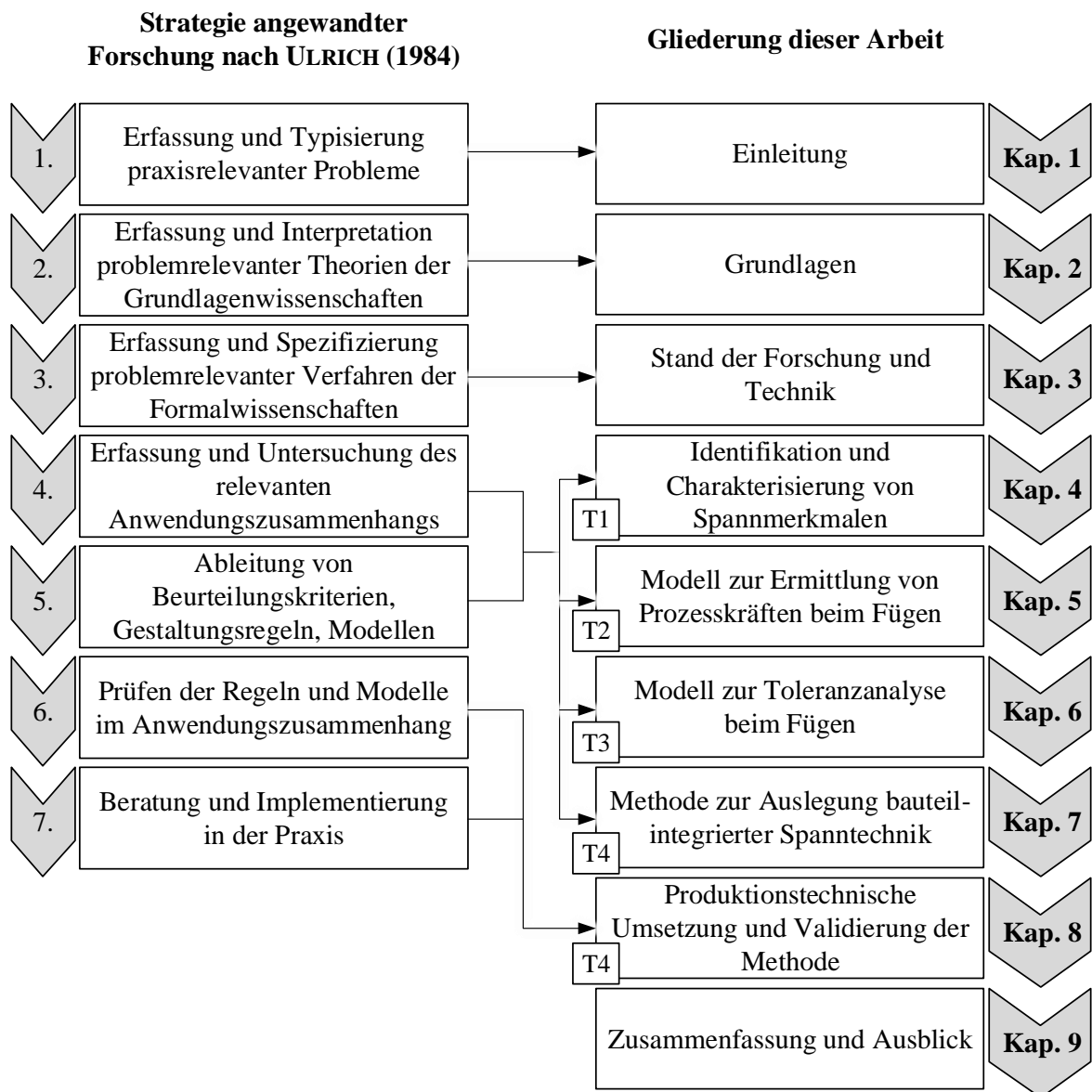


Abbildung 21: Vorgehensweise und Gliederung der Arbeit mit Bezug zu den Teilzielen T1 bis T4 gemäß Abschnitt 3.4 (rechts) und Verweis auf die verwendete Forschungskonzeption nach ULRICH (1984, S. 193)



## 4 Identifikation und Charakterisierung von möglichen Spannmerkmalen

### 4.1 Allgemeines

FAZIO ET AL. (1990) bezeichnen alle geometrischen und nichtgeometrischen Kennzeichen eines Bauteils, die zur Bauteilfunktion beitragen oder den Gestaltungsprozess vereinfachen, als *Bauteilmerkmale*. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit sollen unter Bauteilmerkmalen lediglich die geometrischen Ausprägungen eines Bauteils verstanden werden, die dazu dienen, die Fügeoperation gemäß Abbildung 1 durch Positionieren, Spannen und Stützen der Bauteile zu ermöglichen. Zur besseren Lesbarkeit werden die Begriffe *Bauteilmerkmal*, *bauteilintegriertes Merkmal* und *Spannmerkmal* synonym verwendet. Diese Spannmerkmale sollen bei der Fügeoperation zweier Bauteile einen oder mehrere kinematische Freiheitsgrade zwischen den Bauteilen durch geometrische Zwangsbedingungen einschränken. Diese Definition entspricht der von WHITNEY ET AL. (1999) vorgestellten Ausführung. NAING (2004, S. 117) spricht in diesem Zusammenhang von Merkmalspaaren, da ein einzelnes Bauteilmerkmal nicht in der Lage ist, Freiheitsgrade einzuschränken. Erst durch die Kombination von einem (negativ ausgeprägten) mit einem anderen (positiv ausgeprägten) Bauteilmerkmal können Freiheitsgrade entzogen werden. Unter Umständen steht ein Spannmerkmal eines Bauteils auch im Eingriff mit einem Spannmerkmal der Umgebung (vgl. Abschnitt 4.2.1). Ein beispielhaftes Spannmerkmalspaar ist in Abbildung 22 dargestellt. Auch hier werden aus Gründen der besseren Lesbarkeit die Begriffe *Spannmerkmalspaar*, *Merkmalspaar* und *Merkmalskombination* synonym verwendet, sofern sich zwei einzelne Merkmale im Eingriff miteinander befinden.

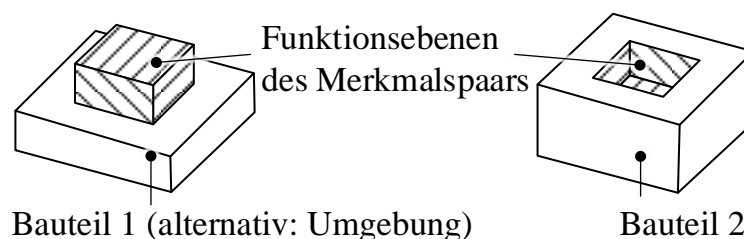


Abbildung 22: Darstellung eines beispielhaften Spannmerkmalspaars, bestehend aus einem positiv (links) und einem negativ ausgeprägten (rechts) Einzelmerkmal; durch Kombination der Funktionsebenen können Freiheitsgrade zwischen den Bauteilen eingeschränkt werden.

### 4.2 Identifikation von möglichen Spannmerkmalen

#### 4.2.1 Vorüberlegungen und Auswahl von Spannmerkmalen

Wie in Abschnitt 2.1.2 dargelegt, haben Fügevorrichtungen die Aufgabe, die zu fügenden Bauteile zu *positionieren* und zu *spannen*. Bei nachgiebigen Bauteilen kommt ergänzend das *Stützen* hinzu. Zur Substitution von Fügevorrichtungen müssen diese Funktionen demnach von den Spannmerkmalen ganz oder teilweise übernommen werden. Da grundsätzlich mehrere Spannmerkmale verwendet werden können, ist es nicht zwingend notwendig, dass durch jedes Spannmerkmal alle Funktionen realisiert werden (NAING 2004, S. 112).

Zahlreiche Forscher identifizierten in ihren Arbeiten jeweils eine Vielzahl an Merkmalen, welche geeignet sind, die genannten Funktionen teilweise oder vollständig zu erfüllen. ADAMS (1998) präsentierte 17 verschiedene Merkmalskombinationen für die Montage und die dadurch eingeschränkten Freiheitsgrade. MESSLER ET AL. (1997B) stellten eine Sammlung an Merkmalen vor, die in „Latches“ und „Catches“ unterteilt wurden. Durch sinnvolle Kombination der biegsamen Latches mit geeigneten Catches entstehen Schnappverschlüsse. Bei der von NAING (2004) vorgestellten Datenbank handelt es sich um eine Sammlung von Einzelmerkmalen. Diese können auch durch geeignete Wirkprinzipien (z.B. Magnetismus) ergänzt werden.

Zur Strukturierung wurden die bereits identifizierten Merkmale in Tabelle 18 und in Tabelle 19 im Anhang A1 geordnet dargestellt<sup>9</sup>. Hierzu wurde zwischen positiv und negativ ausgeprägten Einzelmerkmalen unterschieden. Für die Einordnung war unerheblich, ob das Merkmal durch Addition oder Subtraktion von Material von einem Grundkörper entsteht. Entscheidend ist die Erscheinung des endgültigen Merkmals. Lediglich die ebene Fläche wurde sowohl den positiven als auch den negativen Einzelmerkmalen zugeordnet (A5/B5).

Um die große Anzahl an theoretisch möglichen Merkmalskombinationen zu verringern, wurden zunächst eigene Überlegungen angestellt. Diese betreffen

---

<sup>9</sup> Es sind jeweils die Primärquellen angegeben. Diese unterscheiden sich unter Umständen von den genannten Autoren. Bei den Merkmalskizzen handelt es sich um eigene Darstellungen in Anlehnung an die Beschreibung durch die angegebene Primärquelle.

geometrische Zusammenhänge, die Herstellbarkeit sowie die Funktionserfüllung im Kontext der Zielsetzung.

### Geometrische Überlegungen

Die folgenden Überlegungen beziehen sich auf die Kombination von positiven und negativen Merkmalen. Bei einer Kombination aus einem positiven und einem negativen Merkmal mit jeweils eckiger Grundform besitzt die relative Lage der Fügepartner eine Abhängigkeit von der Orientierung der Merkmale auf den Bauteilen. Bereits bei geringen Verdrehungen (Winkelabweichungen  $\Delta\beta$ ) eines der Merkmale kommt es zu Verdrehungen der Bauteile und damit gegebenenfalls zu Baubarkeitskonflikten und erheblichen Maßabweichungen (siehe Abbildung 23, links).

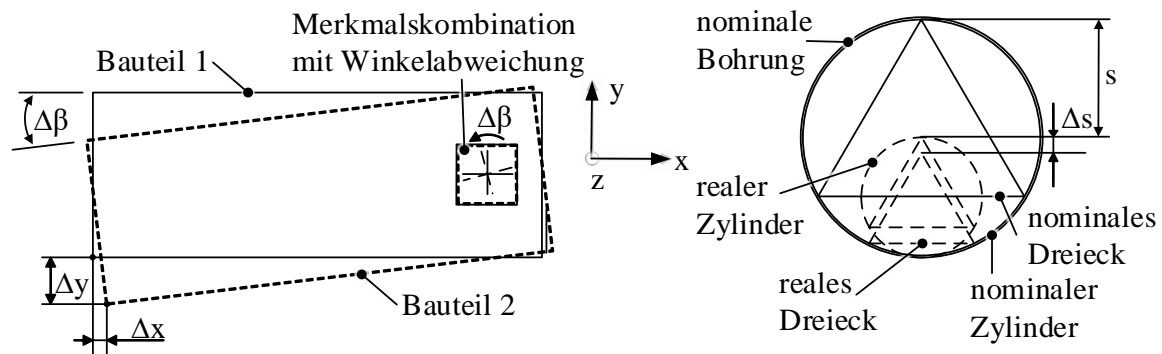


Abbildung 23: Geometrische Überlegungen; links: Maßabweichungen  $\Delta x$  und  $\Delta y$  zweier nominal übereinanderliegender Bauteile bei einer Verdrehung um  $\Delta\beta$  aufgrund von Winkelabweichungen der Merkmale (übertriebene Darstellung); rechts: Unterschiede im Toleranzverhalten eckiger und runder Merkmalspaarungen.

Bei Merkmalskombinationen aus einem runden und einem eckigen Merkmal entfällt der Einfluss von Winkelabweichungen. Dennoch haben sie gegenüber Kombinationen aus zwei runden Merkmalen ebenfalls einen Nachteil hinsichtlich der Maßhaltigkeit. Bei exakt aufeinander abgestimmten Merkmalen besitzen das runde (negative) und das  $n_{BP}$ -eckige (positive) Merkmal genau  $n_{BP}$  Berührungspunkte (vgl. Abbildung 23, rechts). Kombinationen aus zwei runden Merkmalen berühren sich bei Exaktheit der Maße am gesamten Umfang. Fertigungsabweichungen, die eine Spielpassung zur Folge haben, wirken sich mit steigendem  $n_{BP}$  geringer auf das resultierende Spiel  $s$  aus. Bei jeweils gleicher fertigungsbedingter Abweichung des

Zylinders und des Dreiecks, hier übertrieben dargestellt, resultiert das dreieckige Merkmal in einem um  $\Delta s$  größeren Spiel als das runde Merkmal.

### **Herstellbarkeit**

Ein weiterer Nachteil von eckigen Merkmalen besteht darin, dass sie umformtechnisch schwieriger (oder gar nicht) herzustellen sind als solche mit Radien und Rundungen (PAHL ET AL. 2007, S. 458). Durch die bei der Einzelteilherstellung verwendeten Verfahren der Umformtechnik (vgl. Abschnitt 2.1.1.1) ergeben sich daher weitere Randbedingungen.

Für Scherschneidprozesse liegt der Mindestmerkmalsdurchmesser je nach Stahlsorte zwischen der 1- und der 2-fachen Blechdicke (HELLWIG & SEMLINGER 1994, S. 22). Für das Tiefziehen werden Eckradien zwischen der 4- und der 6-fachen Blechstärke angesetzt (COLGAN & MONAGHAN 2003). Bei gängigen Blechstärken von 0,6 bis 2,5 mm (BIRKERT ET AL. 2013, S. 29) könnten folglich kleinere geforderte Abmessungen als ca.  $6 \times 6 \times 6 \text{ mm}^3$  die Herstellbarkeit der Merkmale negativ beeinträchtigen.

Schnittkanten der Bauteilaußenkontur sollen aufgrund der schlechten geometrischen Reproduzierbarkeit<sup>10</sup> ebenfalls nicht zur Positionierung verwendet werden (DIN 8588). Somit wurden auch Merkmalskombinationen nach dem Nut-und-Feder-Prinzip und vergleichbare Ausprägungen als ungeeignet bewertet.

### **Funktionserfüllung**

Zur Erfüllung der Funktionen des Spannens, des Positionierens und des Stützens müssen die Merkmale, respektive die sie tragenden Bauteile, in Kontakt gebracht werden (NAING 2004, S. 117). Dies geschieht bei Karosseriestrukturen hauptsächlich über sogenannte Flansche an den Bauteilen (vgl. u.a. PRAUN (2003, S. 129), TESCH (2010, S. 67) und BIRKERT ET AL. (2013, S. 10)). Aus gängigen Flanscbreiten von ca. 20 mm wurde die maximal zulässige Größe der Spanmerkmale von  $15 \times 15 \times 15 \text{ mm}^3$  abgeleitet. Insbesondere bei negativen Merkmalen kann eine größere Dimensionierung zudem zu untragbaren Schwächungen der Struktur führen (NAING 2004, Anhang A18).

Für die Erfüllung der Positionierfunktion muss eine Ausrichtung nach dem 3-2-1-Prinzip möglich sein (vgl. Abschnitt 2.1.2). Demnach sollten sowohl Spanmerkmale

---

<sup>10</sup> Die Maßhaltigkeit von Schnittkanten ist dabei nicht pauschal gering, jedoch müssen üblicherweise Sonderprozesse wie das Nachschneiden oder Feinschneiden für höhere Genauigkeiten eingesetzt werden (DIN 8588).

verwendet werden, mit denen die Funktion eines Festlagers (wie eine Stift-Loch-Kombination) wie auch die eines Loslagers (wie eine Stift-Langloch-Kombination) realisiert werden kann.

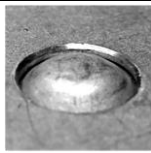
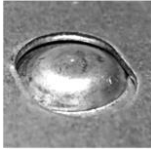
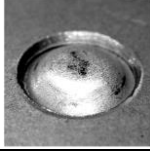
Neben Merkmalen für das Positionieren und Stützen werden auch Merkmale zum Spannen benötigt. Da Presspassungen Toleranzen bedingen, die durch Verfahren der Umformtechnik aufgrund der engen geforderten Toleranzen nicht oder nur mit erheblichem Aufwand erzeugt werden können (HOFFMANN ET AL. 2012, S. 351), sind hierfür andere Lösungen, wie etwa das Prinzip der Schnappverbindungen aus MESSLER ET AL. (1997B), vielversprechender.

Schließlich muss eine Anbindung mindestens eines der Bauteile eines Zusammenbaus an die Umgebung ermöglicht werden<sup>11</sup>. Auch hierfür sind geeignete Merkmale bereitzustellen.

### Auswahl von Spannmerkmalen für die weiteren Untersuchungen

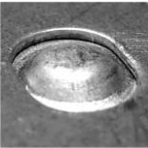
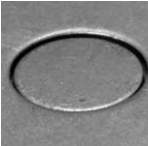



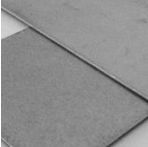
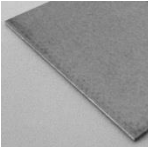
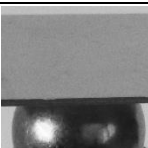
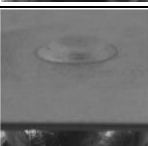
Basierend auf den Merkmalen aus der Literaturrecherche (Tabelle 18 und Tabelle 19 im Anhang), den geschilderten Überlegungen und den sich daraus ergebenden Randbedingungen wurden die folgenden Merkmalskombinationen für die weiteren Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit ausgewählt (siehe Tabelle 2).

Tabelle 2: Übersicht der im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Merkmalskombinationen und mit ihren Funktionen; (P = Positionieren, S = Spannen, A = (Ab-)stützen)

ID	Bezeichnung des positiven und des negativen Merkmals	Bild der Merkmalskombination	Schnittstelle	Funktion		
				P	S	A
#1	- Kegel Variante A (36° Steigungswinkel) - Rundloch		Bauteil zu Bauteil	x		x
#2	- Kegel Variante A - Langloch		Bauteil zu Bauteil	x		x
#3	- Kegel Variante B (41° Steigungswinkel) - Rundloch		Bauteil zu Bauteil	x		x

<sup>11</sup> Andernfalls würde von frei schwebenden Bauteilen ausgegangen.

#### 4 Identifikation und Charakterisierung von möglichen Spanmerkmalen

#4	- Kegel Variante B - Langloch		Bauteil zu Bauteil	x		x
#5	- Kegel Variante C (85° Steigungswinkel) - Rundloch		Bauteil zu Bauteil	x		x
#6	- Kegel Variante C - Langloch		Bauteil zu Bauteil	x		x
#7	- eingepresste Kugel - Rundkragen		Bauteil zu Bauteil	x	x	x
#8	- eingepresste Kugel - Langkragen		Bauteil zu Bauteil	x	x	x
#9	- ebene Fläche - ebene Fläche		Bauteil zu Bauteil	x		x
#10	- ebene Fläche - ebene Fläche		Bauteil zu Umgebung	x		x
#11	- ebene Fläche - Magnetkugelspanner		Bauteil zu Umgebung	x	x	x
#12	- Innenseite Kegel (A/B/C) - Magnetkugelspanner		Bauteil zu Umgebung	x	x	x

Es sei angemerkt, dass diese Auswahl nicht vollständig, also alle unter den aufgeführten Randbedingungen möglichen Kombinationen umfassend, ist. Durch die getroffene Auswahl werden jedoch alle benötigten Vorrichtungsfunktionen abgedeckt. Es können sowohl die Schnittstelle von Bauteil zu Bauteil als auch die Anbindung eines Bauteils an die Umgebung realisiert werden. Zudem stehen Alternativen für die zu realisierenden Funktionen zur Verfügung. Durch die



anwendungsabhängige Auswahl und Parametrierung der Merkmale soll so eine anforderungsgerechte Auslegung unterstützt werden.

### 4.2.2 Dimensionierung und Fertigung der Spanmerkmale

Aus den genannten Randbedingungen wurden die Grenzmaße der Spanmerkmale von  $6 \times 6 \times 6 \text{ mm}^3$  bis  $15 \times 15 \times 15 \text{ mm}^3$  abgeleitet. Für die weiteren Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden alle Spanmerkmale aus Tabelle 2 mit den in Abbildung 24 dargestellten Abmessungen gefertigt. Als Fertigungsverfahren standen hierfür folgende Technologien zur Verfügung:

- *Scherschneiden* für das Rundloch, das Langloch und jeweils den Vorbeschnitt des Rundkragens und des Langkragens
- *Durchsetzen* für den Kegel der Variante C
- *Tiefziehen* für die Kegel der Varianten A und B
- *Biegen* zur Aufstellung des Rundkragens und des Langkragens
- *Einpressen* eines Kugelelementes nach Schutzrecht DE102014211659

Die Fertigung wurde auf Servopressen unter der Nutzung gängiger Umformwerkzeuge vorgenommen. Die Merkmale können so zukünftig in eine der üblichen Arbeitsvorgangsfolgen der Einzelteilherstellung (vgl. Abschnitt 2.1.1.1) integriert werden. Dadurch soll die Übertragbarkeit der Untersuchungen auf Realbauteile gewährleistet werden.

Alle Merkmale wurden in Stahlbleche der Maße  $110 \times 48 \times 1 \text{ mm}^3$  eingebracht. Der verwendete Werkstoff war Stahl der Sorte CR240LA (bzw. HX260LAD nach DIN EN 10346). Für die im Folgenden beschriebenen Versuche wurden jeweils 15 der (Einzel-)Merkmale mittig auf den Blechen gefertigt. Weitere 15 Stück wurden auf der Längsachse der Bleche, aber in einem Abstand von nur 10 mm zur kurzen Kante des Bleches gefertigt (vgl. Abbildung 24).

Zur Charakterisierung der Spanmerkmale hinsichtlich der erzielbaren Maßhaltigkeit und übertragbarer Haltekräfte (vgl. Teilziel 1) wurden Messreihen und Versuche durchgeführt, welche im Folgenden beschrieben werden. Das in Abbildung 25 dargestellte Vorgehen bildet dabei den Rahmen der Untersuchungen und wird in den nachstehenden Ausführungen näher erläutert.

#### 4 Identifikation und Charakterisierung von möglichen Spanmerkmalen

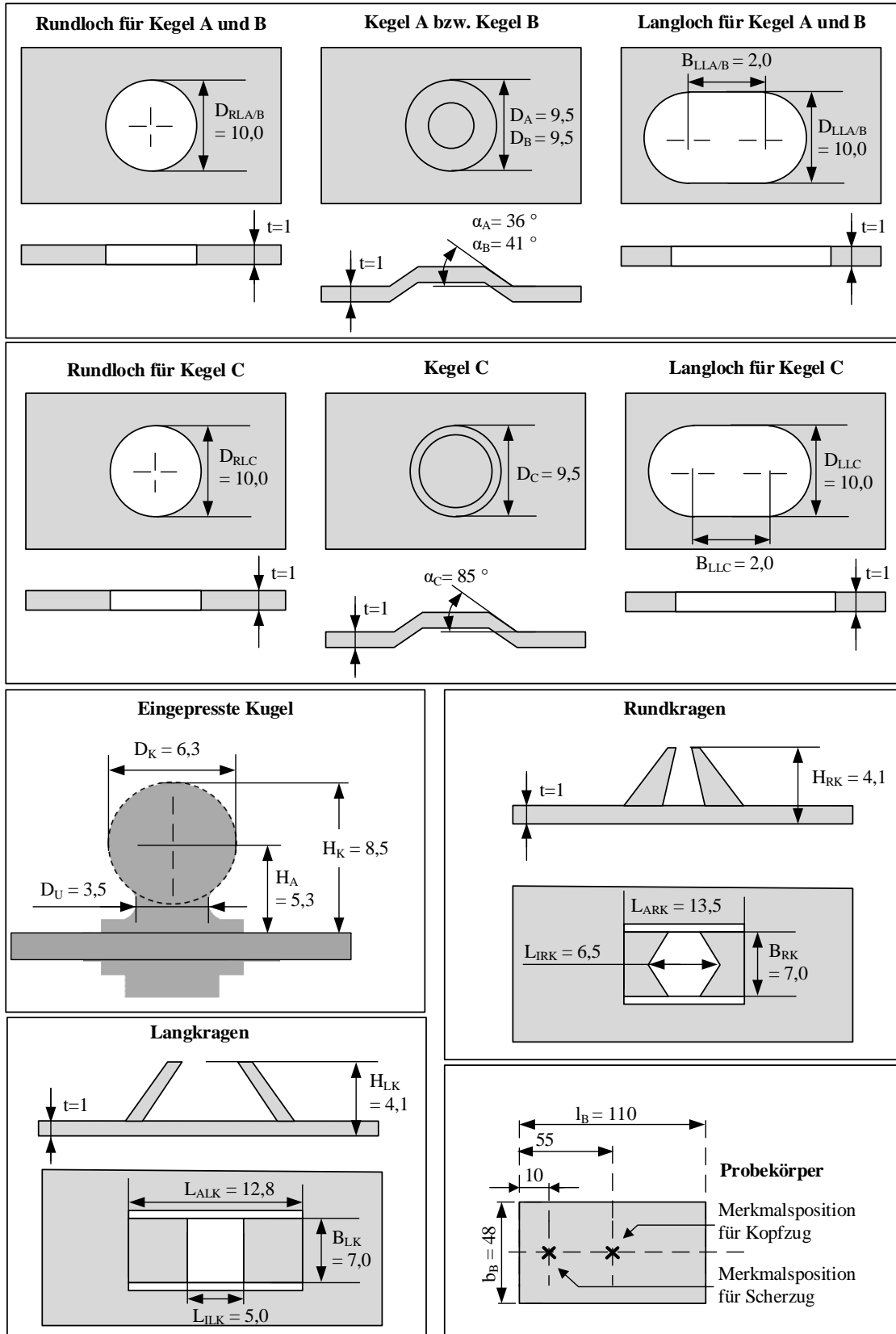


Abbildung 24: Soll-Maße der verwendeten Spanmerkmale sowie deren Position auf den verwendeten Probekörpern, alle Maße in Millimetern (sofern nicht anders angegeben)

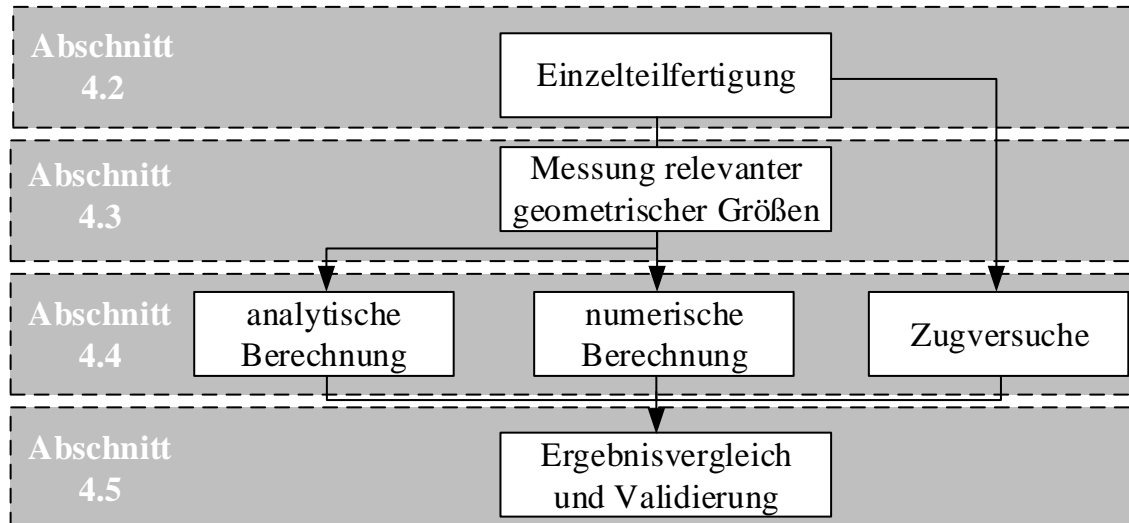


Abbildung 25: Vorgehen zur Charakterisierung der Spanmerkmalskombinationen

### 4.3 Charakterisierung von Spanmerkmalen hinsichtlich der Maßhaltigkeit

Werden Bauteile über Spanmerkmale zueinander ausgerichtet, hängt die erzielbare Maßhaltigkeit des resultierenden Zusammenbaus, neben weiteren Faktoren, vgl. Kapitel 6, von der Maßhaltigkeit der verwendeten Spanmerkmale ab (NAING 2004, S. 56). Zudem beeinflusst die Geometrie der Spanmerkmale auch die Haltekraft, die durch sie realisiert werden kann (vgl. Abschnitt 4.4).

Für die Ermittlung der Haltekraft und zur Berücksichtigung in den Modellen zur Toleranzrechnung wurden die gefertigten Merkmale daher vermessen und statistisch ausgewertet.

#### 4.3.1 Verwendete Messtechnik und Zielgrößen

Zur Erfassung der Merkmalsgeometrie wurde ein 3D-Profilometer der Modellreihe VR-3000 der Firma Keyence verwendet. Das Mikroskop basiert auf dem Triangulationsverfahren von reflektierten Lichtstreifen<sup>12</sup>. Es weist eine Genauigkeit

<sup>12</sup> Ein Sender projiziert ein Lichtstreifenmuster auf die Oberfläche eines Bauteils. Das Muster wird diffus reflektiert. Bei der Betrachtung im Empfängerobjektiv (unter einem anderen Winkel) führen geometrische Oberflächenunterschiede auf dem Objekt zu entsprechenden Verschiebungen der Lichtstreifen. Diese Reflexion wird von einem CMOS-Sensor aufgenommen und für Berechnungen genutzt. So kann die Position

von  $\pm 2 \mu\text{m}$  in der Breitenmessung und  $\pm 3 \mu\text{m}$  in der Tiefenmessung auf. Die Standardabweichung hinsichtlich der Wiederholgenauigkeit liegt in beiden Fällen bei  $0,5 \mu\text{m}$ .

Es wurden für jedes Merkmal die in Abbildung 24 dargestellten, charakteristischen<sup>13</sup> Maße erfasst. Die Messgrößen wurden dann über die gemessene Probenanzahl hinsichtlich des Mittelwertes, der dreifachen Standardabweichung, des Minimal- und des Maximalwertes ausgewertet. Zur Prüfung auf Normalverteilung wurden die Messgrößen zudem dem *Kolmogorov-Smirnoff-Test* nach Formel 2 unterzogen (vgl. Abschnitt 2.2.2). Der kritische Wert wurde dazu nach HEDDERICH & SACHS (2018, S. 484) für ein Signifikanzniveau  $\alpha_{KS} = 0,05$  und einen Stichprobenumfang<sup>14</sup>  $n = 30$  zu  $0,242$  berechnet. Zur Charakterisierung der Symmetrie wurde der Durchmesser der Kegelvarianten an zwei, der Steigungswinkel der Kegel an vier Positionen gemessen. Die Durchmesser des Rundlochs und des Langlochs wurden ebenfalls an zwei Stellen gemessen. Ebenso wurden die beiden Kragenhälften des Lang- und des Rundkragens jeweils einzeln gemessen.

Das Ziel der Messungen ist es einerseits, für die im Rahmen dieser Arbeit identifizierten Spanmerkmale eine Orientierung zu erhalten, welche Genauigkeiten mit Industrie-üblichen Fertigungsverfahren zu erwarten sind. Andererseits fließen die erhobenen Messdaten in die Ermittlung der Haltekräfte der Spanmerkmalskombinationen ein (vgl. Abbildung 25).

### 4.3.2 Ergebnisse und Diskussion

In Abbildung 26 ist exemplarisch das Ergebnis der Auswertung der charakteristischen Größen der eingepressten Kugel dargestellt. Alle weiteren Auswertungen können Tabelle 20 im Anhang A2 entnommen werden.

---

eines jeden erfassten Punkts auf dem betrachteten Objekt berechnet werden.

(KEYENCE DEUTSCHLAND GMBH 2016, S. 10).

<sup>13</sup> Charakteristisch bedeutet in diesem Fall die die Maßhaltigkeit und Haltekräfte bestimmenden Größen.

<sup>14</sup> Der Stichprobenumfang beinhaltet alle Merkmale einer Art, also unabhängig von der Position (Mitte / Rand).

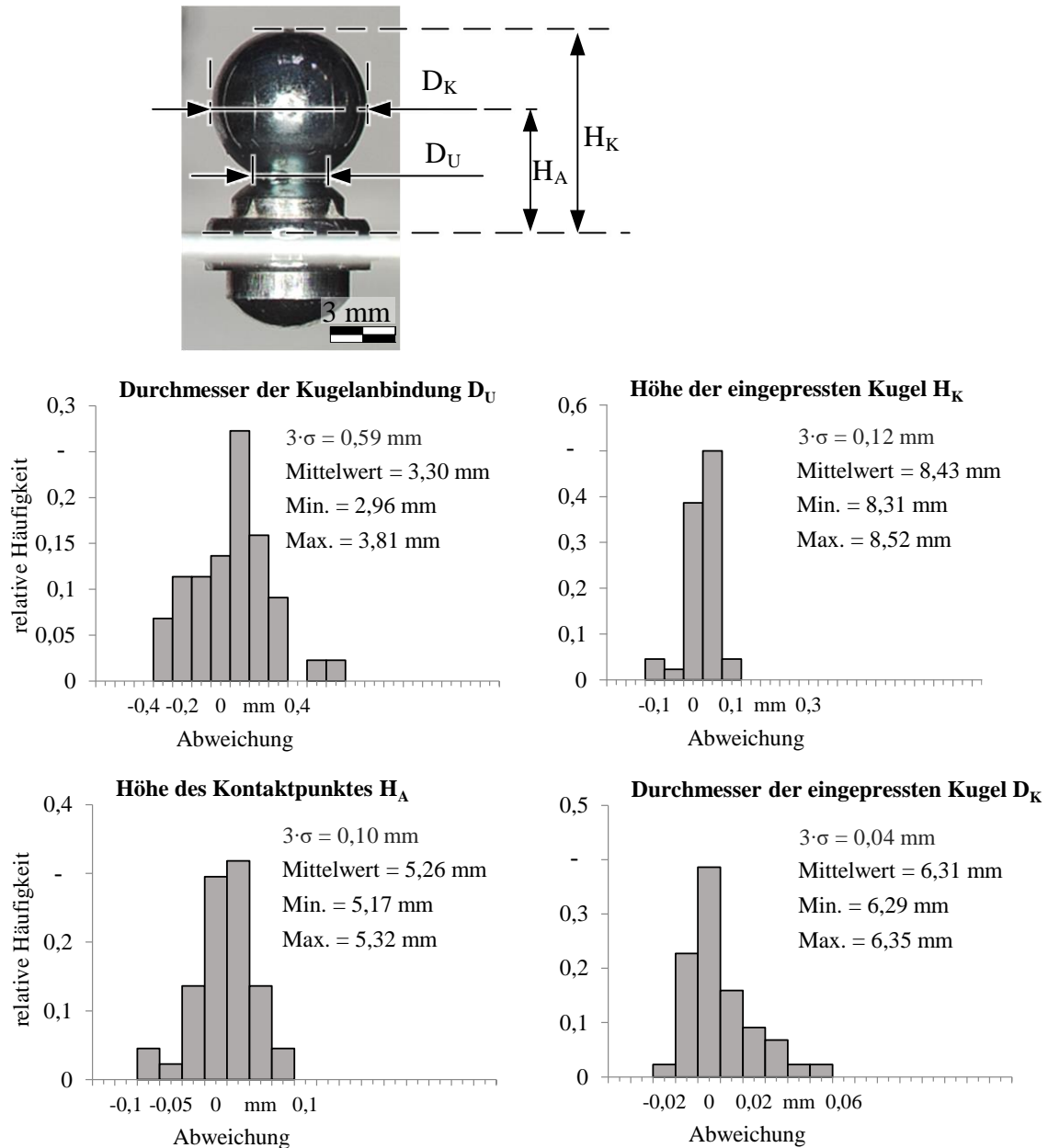


Abbildung 26: Messgrößen und statistische Auswertung des Merkmals „eingepresste Kugel“

Aus den Messungen wurden folgende Erkenntnisse gezogen:

### Kegelvarianten A und B

Die Mittelwerte der Kegeldurchmesser weichen an den beiden gemessenen Stellen um 0,001 mm ( $D_A$ ) bzw. 0,04 mm ( $D_B$ ) voneinander ab. Die Streuung der Durchmesser beträgt bei einer dreifachen Standardabweichung 0,15 mm (Variante A) bzw. 0,23 mm (Variante B). Die Werte liegen damit im Bereich Industrie-üblicher

Toleranzvorgaben von  $\pm 0,1$  mm bis  $\pm 0,2$  mm für funktionsrelevante Durchmesser (BIRKERT ET AL. 2013, S. 61). Die mittlere Abweichung der Durchmesser vom Nominalwert fällt mit 0,48 mm (Variante A) bzw. 0,25 mm (Variante B) geringfügig größer aus.

Bei Variante A als auch bei Variante B weichen die Mittelwerte der Steigungswinkel  $\alpha_A$  und  $\alpha_B$  um  $2,0^\circ$  voneinander ab. Die dreifache Standardabweichung der Winkel beträgt dabei maximal  $4,7^\circ$  (Variante A) bzw.  $4,6^\circ$  (Variante B). Randeffekte<sup>15</sup> können nicht ausgemacht werden. Die durchschnittlichen Steigungswinkel betragen  $35,4^\circ$  (Variante A) und  $40,5^\circ$  (Variante B) und unterscheiden sich damit um weniger als  $0,6^\circ$  von den Nominalwerten.

### **Kegelvariante C**

Betrachtet man die Mittelwerte der Kegeldurchmesser  $D_C$ , so variieren diese an den beiden gemessenen Stellen um 0,11 mm. Die Streuung der Durchmesser, bewertet anhand der dreifachen Standardabweichung, beträgt 0,13 mm. Die Werte liegen damit ebenfalls im Bereich Industrie-üblicher Toleranzvorgaben von  $\pm 0,1$  mm bis  $\pm 0,2$  mm für funktionsrelevante Durchmesser (BIRKERT ET AL. 2013, S. 61). Hier fällt die mittlere Abweichung der Durchmesser vom Nominalwert mit 0,09 mm sehr gering aus.

Eine äußerst geringe Abweichung von  $0,1^\circ$  wurde für den durchschnittlichen Steigungswinkel  $\alpha_C$  festgestellt. Die dreifache Standardabweichung der Winkel beträgt dabei maximal  $5,8^\circ$ . Wie auch bei den Kegeln A und B können keine Randeffekte ausgemacht werden. Mit Ausnahme des Steigungswinkels  $\alpha_{c4}$  liegen alle Werte normalverteilt vor.

### **Eingepresste Kugel**

Die eingepresste Kugel hat einen Durchschnittsdurchmesser  $D_K$  von 6,31 mm (nominal: 6,3 mm) bei einer dreifachen Standardabweichung von 0,04 mm. Die Äquatorhöhe  $H_A$ , welche als Kontaktstelle in Kombination mit dem Kragenmerkmal von Bedeutung ist, streut bei einer durchschnittlichen Höhe von 5,26 mm (nominal: 5,3 mm) um 0,10 mm. Auch die Kugelhöhe  $H_K$  liegt mit einer dreifachen Standardabweichung von 0,12 mm in einem engen Streubereich und weicht im Mittel

---

<sup>15</sup> Damit ist der Einfluss der Lage der Merkmale am Randbereich der Bleche der Scherzugproben gemeint (im Gegensatz zu den mittig eingebrachten Merkmalen in den Kopfzugblechen, vgl. Abbildung 24).

um 0,07 mm von der Nominalhöhe ab. Alle gemessenen Größen an der eingepressten Kugel können anhand des K-S-Tests als normalverteilt angenommen werden.

#### **Langkragen**

Beim Langkragen stellt die Höhe des Langkragens  $H_{LK}$  im kombinierten Zustand den Kontaktbereich zur Kugel dar. Das Maß  $H_{LK}$  weicht im Mittel 0,01 mm vom Soll ab. Ein Vergleich der Höhen der beiden Langkragenhälften zeigt, dass sich diese im Mittel um 0,02 mm voneinander unterscheiden. Alle gemessenen Werte des Langkragens weisen eine dreifache Standardabweichung zwischen 0,22 mm ( $L_{ALK}$ ) und 0,44 mm ( $L_{ILK}$ ) auf. Dies entspricht in der Industrie üblichen Werten für Anschluss- und Funktionsflächen mit 0,5 mm als charakteristische Abmessung (BIRKERT ET AL. 2013, S. 61).

#### **Rundkragen**

Der Mittelwert der Rundkragenhöhe  $H_{RK}$  beträgt 4,21 mm und weicht damit um 0,11 mm vom Sollwert ab. Die beiden Rundkragen weichen in ihrer Höhe wiederum durchschnittlich um 0,01 mm voneinander ab. Die maximale dreifache Standardabweichung aller gemessenen Werte am Rundkragen beträgt 0,16 mm für die Breite  $B_{RK}$ . Auch hier liegen die Abweichungen somit innerhalb Industrie-üblicher Vorgaben für Anschluss- und Funktionsflächen.

#### **Rundlöcher und Langlöcher der Kegelvarianten A und B**

Die Durchmesser der Rundlöcher  $D_{RLA/B}$  sind aufgrund ihres Einflusses auf das resultierende Spiel in Kombination mit den Kegelmerkmalen relevant. Sie weichen an den beiden Messstellen um durchschnittlich 0,24 mm bzw. -0,01 mm vom Sollwert ab. Die dreifache Standardabweichung der Durchmesser beträgt 0,39 mm bzw. 0,31 mm. Dieser Wert für die Streuung ist insbesondere bei den am Rand eingebrachten Merkmalen am größten und liegt über den Industrie-üblichen Vorgaben von  $\pm 0,1$  mm bis  $\pm 0,2$  mm für funktionsrelevante Durchmesser (BIRKERT ET AL. 2013, S. 61). Dieser Umstand kann auf die ungleichmäßige Spannungsverteilung beim Scherschneiden in Randzonen zurückgeführt werden und muss gegebenenfalls bei der Auslegung der Schneidwerkzeuge berücksichtigt werden.

Die Durchmesser der Langlöcher  $D_{LLA/B}$ , welche in Kombination mit den Kegeln ebenfalls das Spiel beeinflussen, weichen im Mittel um 0,23 mm vom Sollwert und um 0,00 mm voneinander ab. Auch die Streuung, repräsentiert durch die dreifache Standardabweichung, fällt mit 0,09 mm und 0,11 mm geringer aus als bei den Rundlöchern. Anhand des K-S-Tests können alle Werte, die für die Rund- und für die

Langlöcher der Kegel A und B gemessen wurden, als normalverteilt angenommen werden.

### **Rundlöcher und Langlöcher der Kegelvariante C**

Es wird konstatiert, dass die Durchmesser der Rundlöcher  $D_{RLC}$  im Mittel um 0,01 mm voneinander und um 0,03 mm vom Nominalwert abweichen. Die Streuung liegt mit 0,08 mm und 0,11 mm in einem sehr engen Bereich. Betrachtet man die Durchmesser der Langlöcher  $D_{LLC}$ , so beträgt deren Abweichung voneinander im Mittel 0,08 mm. Die Differenz zum Nominalwert ist 0,29 mm. Mit 0,19 mm und 0,38 mm fällt die Streuung etwa doppelt so groß aus wie bei den Rundlöchern. Jedoch liegen auch diese Werte im Industrie-üblichen Bereich für Aufnahme Löcher. Alle Werte liegen nach Auswertung des K-S-Tests normalverteilt vor.

### **4.3.3 Fazit und Anmerkung zu den Ergebnissen**

Es wird festgestellt, dass die Fertigung der identifizierten Spanmerkmale mit gängigen Prozessen der Umformtechnik möglich ist, um die in der Automobilindustrie üblichen Form- und Maßtoleranzen mit wenigen Ausnahmen zu erfüllen. Allgemein müssen die ermittelten statistischen Größen jedoch als Orientierungswert verstanden werden. Abhängig vom bei der Fertigung betriebenen Aufwand lassen sich die erzielbaren Toleranzen stark beeinflussen. Dabei steigen der Fertigungsaufwand und die Kosten linear bis exponentiell mit der Verringerung der Toleranzen (KLEIN 2012, S. 179). Eine pauschale Reduzierung von Toleranzwerten ist daher immer kritisch zu prüfen.

Sofern nicht explizit erwähnt, muss für einzelne Messreihen die Verteilungshypothese des K-S-Tests verworfen werden (vgl. Abschnitt 2.2.2), was bedeutet, dass in diesem Fall keine normalverteilten Werte vorliegen. Falls erforderlich, kann hier eine Übereinstimmung mit einer anderen Verteilungsform geprüft werden, um diese beispielsweise in der Toleranzsimulation berücksichtigen zu können (vgl. Kapitel 6). Des Weiteren ist es mathematisch nicht zulässig, für diese Messreihen Prozessfähigkeitsindizes ( $C_p$ ,  $C_{pk}$ ) zu berechnen (STOCKINGER 2011, S. 169).

Die Ergebnisse aus Abschnitt 4.3 finden Verwendung in der Haltekraftberechnung in Abschnitt 4.4, in der Toleranzrechnung in Kapitel 6 und im Kontext der Auslegungsmethode in Kapitel 7.



## 4.4 Charakterisierung von Spanmerkmalen hinsichtlich übertragbarer Haltekräfte

Beim Fügen von Blechstrukturen werden Kräfte in die Bauteile eingeleitet (vgl. Abschnitte 2.3.1.2 und 2.3.2.2). Um ein prozesssicheres Fügen und maßhaltige Zusammenbauten zu gewährleisten, müssen diese Kräfte durch die Spanntechnik kompensiert werden (vgl. Abschnitt 2.1.2). Im Falle der bauteilintegrierten Spanntechnik entfällt diese Funktion auf die Spanmerkmale. Neben der Kenntnis der im Fügeprozess auftretenden Kräfte (vgl. Kapitel 5) müssen zur anforderungsgerechten Auslegung daher auch die durch die Spanmerkmale realisierbaren Haltekräfte bekannt sein. Deren Ermittlung wird in den folgenden Abschnitten beschrieben.

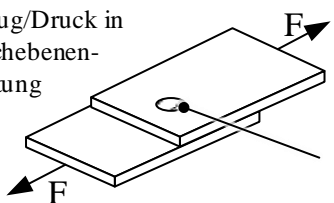
### 4.4.1 Identifikation von Lastfällen und von Ansätzen zur Bestimmung der Haltekräfte

Die übertragbaren Haltekräfte hängen von der Art der Belastung ab. Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die Spanmerkmale lediglich die im Fügeprozess auftretenden Kräfte kompensieren sollen. Betriebslasten der gefügten Struktur werden weiterhin durch die Struktur und die die einzelnen Bauteile verbindenden Fügeelemente, hier konkret die Schweißnähte bzw. -punkte, aufgenommen.

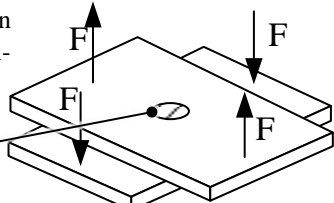
Beim Laserstrahlschweißen und beim Widerstandspunktschweißen kommt es zu wärmeinduzierten Ausdehnungen und Schrumpfungen der Bauteile. Hieraus resultieren maßgeblich Zug- und Druckspannungen in den Bauteilen (RADAJ 1988, S. 87-91). Durch den mechanischen Eingriff der Schweißzange beim WPS kommt es zudem zu Kräften in Richtung der Blechebene und senkrecht dazu. Als Hauptlastfälle wurden daher Zug- und Druckbeanspruchung, wie in Abbildung 27 dargestellt, abgeleitet. Die Belastungen, die sich daraus an den Merkmalen selbst ergeben, hängen wiederum von der Art und der Geometrie der Merkmalskombination und den Lagen der Merkmale ab. Sie leiten sich von den Hauptversagenskriterien der Festigkeitslehre (z.B. nach HABERHAUER & BODENSTEIN (2014, S. 19)) ab und sind in Abbildung 27 aufgeführt. Aufgrund der gewählten Merkmalskombinationen wurde zudem das Versagen durch Abgleiten und durch Abheben der Bleche voneinander berücksichtigt. Die bei Eintreten des jeweiligen Versagenskriteriums vorherrschende Kraft  $F_{krit}$  wird als die maximal mögliche Haltekraft der Merkmalskombination bezeichnet.

**globale Bauteillastfälle**

a) Zug/Druck in Blechebenenrichtung







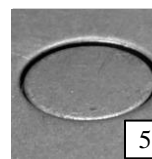
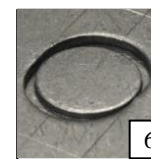


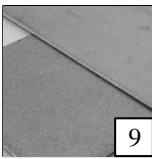
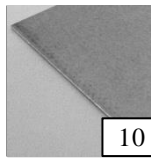
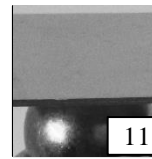
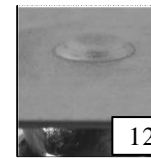
b) Zug/Druck in Blechnormalenrichtung



Merkmalskombination

---

**mögliche lokale Versagensart der Merkmale**

					
<i>Abgleiten</i>	<i>Abgleiten</i>	<i>Abgleiten</i>	<i>Abgleiten</i>	<i>Abgleiten</i>	<i>Abgleiten</i>
<b>Abheben des Blechs</b>	<b>Abheben des Blechs</b>	<b>Abheben des Blechs</b>	<b>Abheben des Blechs</b>	<i>Lochleibung</i>	<i>Lochleibung</i>
				<i>Abscheren des Kegels</i>	<i>Abscheren des Kegels</i>
				<b>Abheben des Blechs</b>	<b>Abheben des Blechs</b>
					
<i>Biegung des Kragens</i>	<i>Biegung des Kragens</i>	<i>Abgleiten</i>	<i>Abgleiten</i>	<i>Abgleiten</i>	<i>Abgleiten</i>
<i>Biegung der Kugel</i>	<i>Biegung der Kugel</i>	<b>Abheben des Blechs</b>	<b>Abheben des Blechs</b>	<b>Abheben des Blechs</b>	<b>Abheben des Blechs</b>
<i>Abscheren des Kragens</i>	<i>Abscheren des Kragens</i>				
<i>Abscheren der Kugel</i>	<i>Abscheren der Kugel</i>				
<b>Abreißen der Kugel</b>	<b>Abreißen der Kugel</b>				
<b>Plastifizierung des Kragens</b>	<b>Plastifizierung des Kragens</b>				

Bedeutung der Schriftarten

*kursiv* : a) Versagensfall bei Belastung im Scherzug

**fett** : b) Versagensfall bei Belastung im Kopfzug

Abbildung 27: Maßgebliche globale Belastung der Bauteile und dadurch mögliche, lokale Versagensarten der Merkmalskombinationen der Spanmerkmale

Die Ermittlung der maximal übertragbaren Haltekräfte der Merkmalskombinationen erfolgte auf drei verschiedene Arten. Zunächst wurden Erwartungswerte für die

möglichen Versagensarten auf Basis *analytischer Gleichungen* der Festigkeitslehre berechnet. Ausgewählte Spanmerkmalskombinationen wurden zudem in *FE-Simulationsmodellen* abgebildet. Abschließend wurden die Ergebnisse anhand *experimenteller Zugversuche* validiert und Parameterstudien durchgeführt. Die Ergebnisse der drei Ansätze werden konsolidiert in Abschnitt 4.4.5 verglichen und diskutiert (vgl. Abbildung 25).

### 4.4.2 Analytische Berechnung

Die Berechnung wurde auf Basis der Theorien der Festigkeitslehre, wie sie etwa bei der Auslegung von Maschinenelementen Einsatz finden, durchgeführt. Durch die Ermittlung der kritischen Prozesskraft für jeden Versagensfall und den Vergleich dieser Kräfte wurden die am wahrscheinlichsten auftretenden Versagensfälle für die Spanmerkmalspaare identifiziert. Als am wahrscheinlichsten wurden dabei die Versagensfälle angesehen, für die die notwendige Kraft zum Eintritt des Versagens jeweils am geringsten ist. In Anhang A3 sind alle zur Berechnung verwendeten formelmäßigen Zusammenhänge aufgeführt. Die zur Berechnung nötigen mechanischen Werkstoffkennwerte sind in Tabelle 3 gelistet. Dabei wurden der *Elastizitätsmodul  $E$* , der *isotrope Tangentenmodul  $E_T$* , die *Dehngrenze  $R_{p0,2}$*  und die *Zugfestigkeit  $R_M$*  in Zugversuchen ermittelt. Um Einflüsse durch unterschiedliche Materialchargen zu vermeiden, wurde für alle Versuche im Rahmen dieser Arbeit Material aus einer Fertigungscharge verwendet. Chargenbedingte Schwankungen sind separat durch Variation der Kennwerte zu untersuchen. Des Weiteren wurden für die analytischen und numerischen Berechnungen nicht die Soll-Maße der Spanmerkmale (vgl. Abbildung 24), sondern jeweils die gemessenen Mittelwerte aus Abschnitt 4.3 bzw. aus Tabelle 20 herangezogen. Somit ist eine Vergleichbarkeit mit den empirischen Zugversuchen gegeben.

### 4.4.3 Numerische Simulation

Zur Simulation des Bauteilverhaltens wurde die Software *Comsol Multiphysics* in der *Version 4.4* verwendet. Sie basiert auf der FEM und bietet mit dem *Strukturmechanik-Modul* die Möglichkeit, elastisches und plastisches Bauteilverhalten unter der Einwirkung von äußeren Lasten zu repräsentieren. Im Folgenden werden die getroffenen geometrischen und physikalischen Annahmen sowie der Simulationsprozess erläutert.

*Tabelle 3: Kennwerte des verwendeten Werkstoffes für die Charakterisierung der Haltekraft; bei mit \* gekennzeichneten Größen handelt es sich um den Mittelwert und die Standardabweichung aus zehn Zugversuchen*

<b>Zeichen</b>	<b>Beschreibung</b>	<b>Wert</b>
$\rho$	Dichte	7850 kg/m <sup>3</sup>
$\nu$	Poissonzahl	0,3
$g$	Erdbeschleunigung	9,81 m/s <sup>2</sup>
$\mu_G$	Reibungskoeffizient (artgleiche Paarung)	0,12
$E$	Elastizitätsmodul *	196 GPa $\pm$ 3,1 GPa
$E_T$	isotroper Tangentenmodul *	650 MPa $\pm$ 7,9 MPa
$R_{p\ 0,2}$	Dehngrenze *	291 MPa $\pm$ 0,7 MPa
$R_m$	Zugfestigkeit *	415 MPa $\pm$ 0,7 MPa

Die Spanmerkmale wurden entsprechend ihrer Geometrie unter Verwendung der gemessenen Mittelwerte, vgl. Abschnitt 4.3, nachgebildet. Da alle Merkmale achsensymmetrisch sind, wurde jeweils nur die halbe Geometrie modelliert.

Die Merkmalskombinationen aus Kegel und Loch weisen ein nominales Spiel auf. Bei konzentrischer Ausgangslage führt eine Prozesskraft in Scherzugrichtung zuerst zu einer horizontalen Verschiebung, bevor der Kontakt zwischen den Funktionsebenen der Merkmale hergestellt wird. In der Simulation wurde angenommen, dass die Merkmale bereits zu Beginn der Simulation in Kontakt stehen.

Die Geometrie der verclipsten Spanmerkmalspaare Kugel – Langkragen und Kugel – Rundkragen kann nicht direkt abgebildet werden. Sie ergibt sich aus dem Montageprozess. Der Kragen erfährt während der Montage eine Vordeformation, da der Abstand zwischen den Kragenhälften kleiner ist als der Durchmesser der Kugel. Zur Bestimmung der Geometrie nach der Montage (d. h. nach dem Verklipsen von Kugel und Kragen) wurde zuerst der Zusammenbau dieser Spanmerkmalspaare simuliert (siehe Abbildung 28). Das Simulationsergebnis wurde exportiert und als Anfangszustand für die Simulation unter Einwirkung der Prozesslasten herangezogen. Die Eigenspannungen des verclipsten Kragens liegen im elastischen Bereich und wurden in der darauffolgenden Simulation der Lastfälle vernachlässigt.

Zur räumlichen Diskretisierung für die FEM wurde ein Netz auf Basis freier Tetraeder gewählt. Für das Ergebnis relevante Bereiche (d. h. an den Merkmalen) wurden feiner vernetzt als merkmalsferne Bereiche. Die verwendeten Netzparameter sind in Tabelle 4 aufgeführt. Dabei handelt es sich um gängige Einstellmöglichkeiten

in FEM-Programmen, die als Randbedingungen für die automatisierte Netzerstellung durch die Software herangezogen werden. Des Weiteren wurden dem Werkstoff die in Tabelle 3 aufgeführten Kennwerte zugewiesen. Die Gewichtskraft der Bauteile sowie die Anziehungskraft der Magnetkugel (vgl. Daten aus Abschnitt A3) wurden als Oberflächenlasten auf die entsprechenden Bauteile aufgebracht.

Tabelle 4: Werte der Netzparameter für die FE-Simulation des Bauteilverhaltens

Netzparameter	an den Merkmalen	andere Bereiche
maximale Elementgröße	0,8 mm	2,2 mm
minimale Elementgröße	0,008 mm	0,16 mm

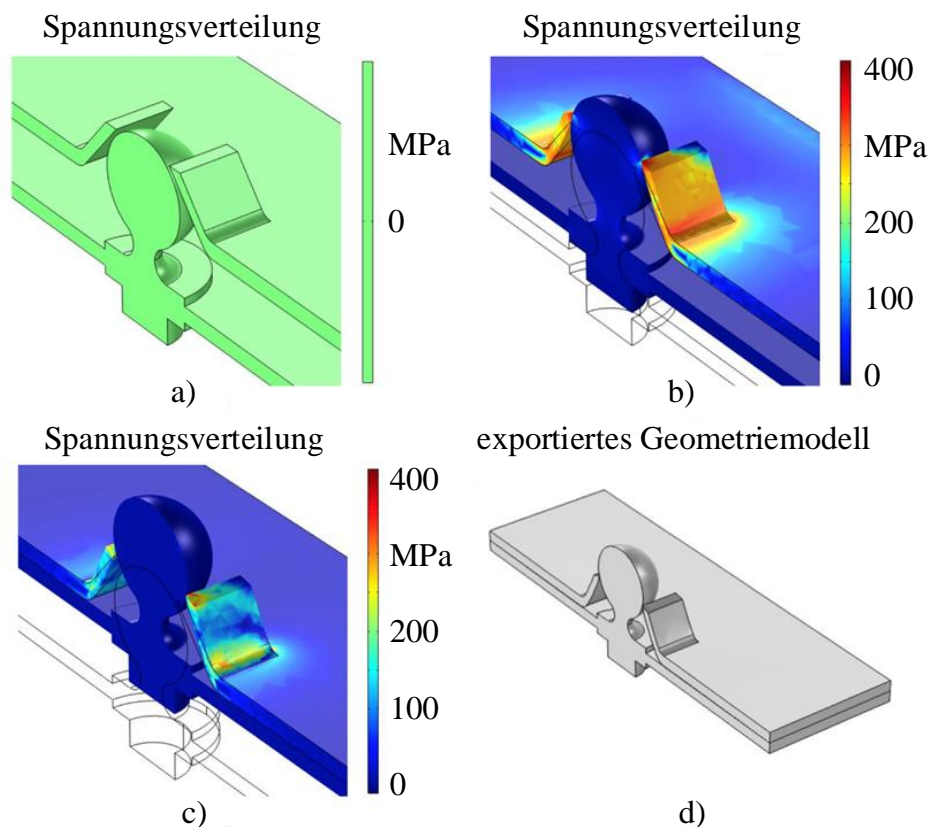


Abbildung 28: Generierung der Geometrie des Spanmerkmalspaars Kugel-Langkragen; a) vor dem Zusammenbau, b) während des Zusammenbaus und c) nach dem Zusammenbau sowie d) exportiertes Geometriemodell

Zur Reduzierung der Rechenzeit wurde die wirkende Prozesskraft in der Simulation nicht kontinuierlich, sondern mit einer diskreten Schrittweite<sup>16</sup> gesteigert. Der Startwert lag hierbei bei 0 N, der Endwert wurde auf jeweils 150 % des analytisch berechneten Maximalwertes festgelegt. Nach der Simulation wurden die Spannungsverhältnisse in den Bauteilen bzw. in den Merkmalen zu jedem berechneten Schritt ausgewertet. Auf dieser Basis wurden das Versagenskriterium sowie der dabei vorherrschende Wert der Prozesskraft ermittelt.

Für die Spanmerkmal kombinationen #1 bis #6 sowie #9 bis #12 wurden keine Simulationsmodelle für die Belastung im Kopfzug aufgestellt, da die Spanmerkmale selbst keinen Einfluss auf die Haltekräfte haben (vgl. Abschnitt A3). Ebenso wurden für die Spanmerkmalpaare #9 bis #12 keine Simulationsmodelle für die Belastung im Scherzug hergeleitet.

### 4.4.4 Messung in Zugversuchen

Die in Abbildung 27 dargestellten globalen Bauteillastfälle entsprechen denen im Kopfzug beziehungsweise denen im Scherzug. Diese Lastfälle wurden durch entsprechende Zugversuche nachgestellt. Die hierfür verwendeten Probenkörper entsprachen denen aus Abbildung 24.

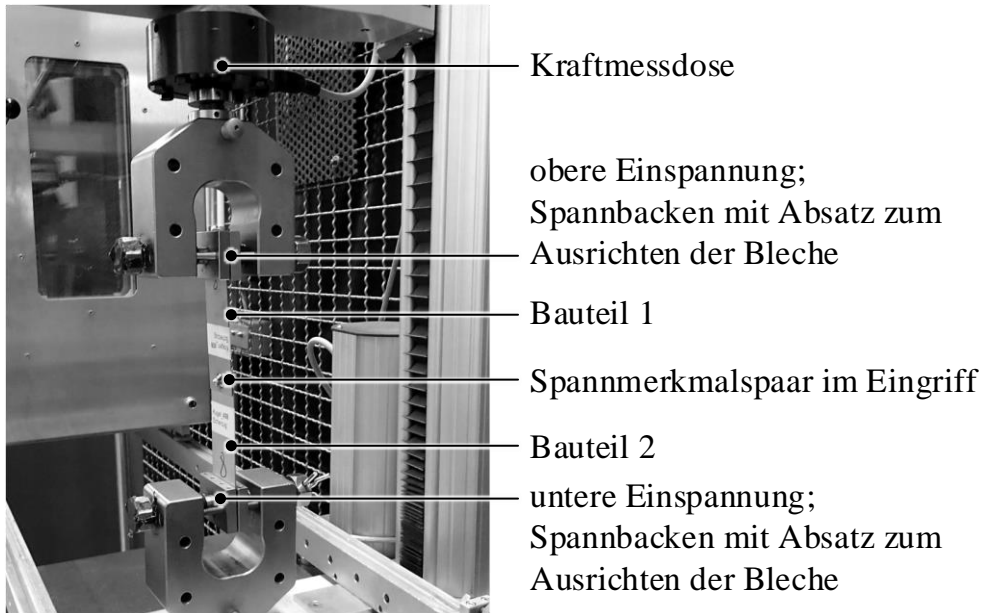
Für die Zugversuche wurde eine statische Universalprüfmaschine vom Typ *inspekt 10-1* der Firma *Hegewald & Peschke* verwendet. Deren Messgenauigkeit liegt bei  $\pm 1\%$  des Messwertes nach DIN EN ISO 7500-1.

Die Anbindung der Bleche in der Zugprüfmaschine erfolgte über Spannbacken und Adapter gemäß Abbildung 29. Zur Gewährleistung statistisch relevanter Ergebnisse und um systematische Fehler gering halten zu können, wurden die Versuchsreihen in ihrer Reihenfolge randomisiert und mehrfach (15 Mal) durchgeführt. Für die Versuchswiederholungen wurden jeweils neue Bauteile verwendet. Die Versuchsbedingungen basierten auf der Metallzugversuchsnorm DIN EN ISO 6892-1. Die Testgeschwindigkeit betrug 10 mm/min, als Abbruchkriterium wurden 20 s gewählt.

---

<sup>16</sup> Diese lag, abhängig vom erwarteten kritischen Wert, zwischen 1 N und 10 N.

#### Aufbau für den Scherzugversuch



#### Aufbau für den Kopfzugversuch

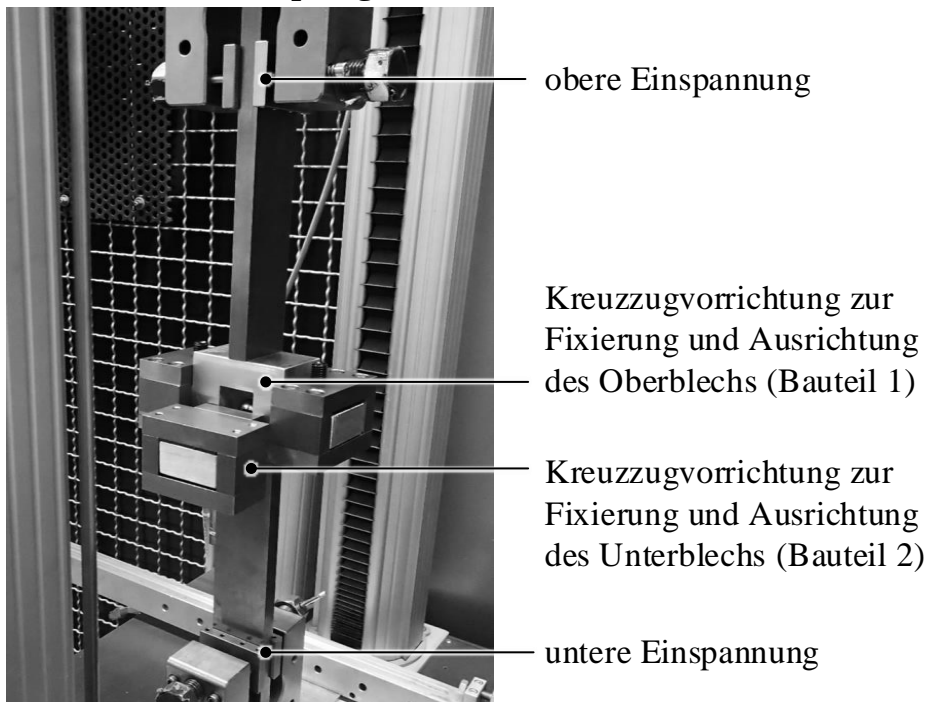


Abbildung 29: Versuchsaufbau und Einspannsituation zur experimentellen Ermittlung der Haltekräfte im Scherzug (oben) und Kopfzug (unten)

#### 4.4.5 Ergebnisvergleich und Diskussion

Die ermittelten Haltekräfte der Spanmerkmalenskombinationen sind gesammelt in Tabelle 5 und in Tabelle 6 aufgelistet. Bei den experimentell bestimmten Werten

handelt es sich jeweils um die Mittelwerte der 15 Messungen. Die Werte aus den Experimenten werden dabei als Referenz für die Haltekräfte und für den Vergleich mit den rechnerisch ermittelten Werten betrachtet.

#### 4.4.5.1 Haltekräfte im Kopfzug

*Tabelle 5: Ermittelte Haltekräfte der Spanmerkmal kombinationen im Kopfzug; alle Werte in Newton; für die Kombinationen mit leeren Zellen wurden keine Daten erhoben*

Name der Merkmalskombination	ID	Haltekräfte im Lastfall Kopfzug				
		analytisch	numerisch	experimentell		
				Mittelwert	Std.abw. absolut	Std.abw. relativ
Kegel A – Rundloch	#1	19,2	-	13,7	1,3	9,6 %
Kegel A – Langloch	#2	19,2	-	11,9	0,3	2,9 %
Kegel B – Rundloch	#3	19,2	-	12,5	1,2	9,4 %
Kegel B – Langloch	#4	19,2	-	15,7	1,4	8,8 %
Kegel C – Rundloch	#5	19,2	-	14,5	2,0	13,7 %
Kegel C – Langloch	#6	19,2	-	16,6	1,3	7,8 %
Kugel – Rundkragen	#7	897,3	488,2	542,8	37,2	6,8 %
Kugel – Langkragen	#8	416,1	201,3	210,2	51,6	24,5 %
Ebene B – Ebene B	#9	0,4	-	-	-	-
Ebene B – Ebene U	#10	0,4	-	-	-	-
Ebene B – Magnetkugel	#11	48,9	-	49,1	0,2	0,4 %
Kegel A innen – Magnetkugel	#12	48,9	-	45,8	0,8	1,7 %

Aus den Mittelwerten der Zugversuche lässt sich ableiten, dass mit den ausgewählten Spanmerkmalspaaren Haltekräfte im Kopfzug von 11,9 N bis 542,8 N realisiert werden können.

Für die Spanmerkmalspaare #1 bis #6 liegen die analytisch berechneten Werte durchschnittlich 37,3 % über den experimentell bestimmten Werten. Insbesondere die abstandsabhängige Wirkung der Magnetkraft auf das Oberblech (z.B. bei leichter Unebenheit der Bleche) kann als Ursache für die Abweichung angesehen werden. Im Fall der direkt aufliegenden Bleche bei Kombination #11 und #12 ist die Abweichung mit 0,6 % bzw. 6,8 % geringer. Die Streuung der experimentell ermittelten Werte fällt mit einer Standardabweichung zwischen 0,4 % und 13,7 % für die Spanmerkmalskombinationen #1 bis #6, #11 und #12 ebenfalls gering aus.



Bei den Spanmerkmalspaaren #7 und #8 liegt die Streuung bei 6,8 % und 24,5 %. Die mit der Simulation prognostizierten Werte liegen hier innerhalb der Streubreite der Experimente und werden daher als gut übereinstimmend bewertet. Das komplexe Versagen der Spanmerkmal kombinationen #7 und #8 infolge der fortschreitenden Plastifizierung des Kragens kann mit dem analytischen Ansatz nur unzureichend beschrieben werden. Die Abweichung beträgt offensichtlich auf diesem Grund hier 65,3 % bzw. 98,0 %.

#### 4.4.5.2 Haltekräfte im Scherzug

Mit den ausgewählten Spanmerkmalspaaren können Haltekräfte im Scherzug von 5,6 N bis 1850,0 N realisiert werden.

*Tabelle 6: Ermittelte Haltekräfte der Spanmerkmal kombinationen im Scherzug; alle Werte in Newton; für die Kombinationen mit leeren Zellen wurden keine Daten erhoben*

Name der Merkmalskombination	ID	Haltekräfte im Lastfall Scherzug				
		analytisch	numerisch	experimentell		
				Mittelwert	Std.abw. absolut	Std.abw. relativ
Kegel A – Rundloch	#1	17,8	16,7	19,9	6,2	31,2 %
Kegel A – Langloch	#2	17,8	15,7	23,6	7,2	30,3 %
Kegel B – Rundloch	#3	21,2	18,6	20,5	6,6	32,3 %
Kegel B – Langloch	#4	21,2	17,9	26,9	6,6	24,3 %
Kegel C – Rundloch	#5	1953,5	1850,0	1867,2	38,2	2,0 %
Kegel C – Langloch	#6	407,4	680,0	1105,0	90,0	8,1 %
Kugel – Rundkragen	#7	686,4	244,4	233,5	75,2	32,2 %
Kugel – Langkragen	#8	117,8	126,4	153,9	29,6	19,2 %
Ebene B – Ebene B	#9	0,1	-	-	-	-
Ebene B – Ebene U	#10	0,1	-	-	-	-
Ebene B – Magnetkugel	#11	5,9	-	5,6	0,3	8,3 %
Kegel A innen – Magnetkugel	#12	25,5	-	21,0	1,7	8,1 %

Bei den Spanmerkmalspaaren #1 bis #4 liegen sowohl die analytisch bestimmten als auch die in der numerischen Simulation prognostizierten Werte innerhalb der Standardabweichung der Experimente. Die maximal übertragbaren Haltekräfte sind dabei bei den mit Langlöchern kombinierten Kegeln mit 23,6 N bzw. 26,9 N geringfügig höher als die der entsprechenden Rundloch-Kombinationen. Die breitere

Kontaktfläche beim Abgleiten kann dafür als wahrscheinliche Ursache angeführt werden.

Das Versagen durch Plastifizierung des Kegels bei Spanmerkmalenskombination #5 kann sowohl durch die analytische Berechnung als auch durch die numerische Simulation bestätigt werden. Die Differenz von Analytik zu Experiment beträgt dabei 4,6 %, von Numerik zu Experiment weniger als 1 %. Beide Ansätze eignen sich demnach gut für Prognosen. Im Gegensatz dazu fallen die berechneten Werte für die Kombination mit dem Langloch (#6) sowohl analytisch (-63,1 %) als auch in der Simulation (-38,5 %) deutlich geringer aus als in der Realität. Trotz beginnender Plastifizierung des Kegels bleibt die Spanmerkmalenskombination in Verbindung und versagt durchschnittlich erst bei einer Kraft von 1105,0 N.

Im Fall der Merkmalspaare #7 und #8 kommt es im Zugversuch jeweils zu einem Versagen durch Biegung des Kragens mit anschließendem Abgleiten der Kugel. Die Abweichung der numerisch berechneten Werte liegt dabei innerhalb der Streuung der Experimente. Das in der Berechnung herangezogene Versagenskriterium, das Aufbiegen des Kragens bis über die Äquatorhöhe der Kugel, kann daher in guter Näherung zur Prognose der Haltekraft verwendet werden. Die Abweichung der analytisch berechneten Werte zum Experiment fällt mit 194,0 % bzw. -23,5 % größer aus. Die der Berechnung zugrunde liegende Annahme, dass das Erreichen der Biegefließgrenze zum Versagen der Merkmalskombination führt, ist demnach nicht maßgeblich bzw. nicht zutreffend.

Das Versagen durch Abgleiten an der (schiefen) Ebene kann für die Spanmerkmalenskombinationen #11 und #12 in guter Näherung durch die analytische Berechnung prognostiziert werden. Die Abweichung zu den Zugversuchen beträgt hier 5,4 % bzw. 21,4 %. Die Streuung der experimentell ermittelten Werte fällt mit 8,3 % bzw. mit 8,1 % moderat aus.

### 4.4.5.3 Fazit

Die drei vorgestellten Ansätze, Haltekkräfte zu ermitteln, bieten jeweils individuellen Mehrwert. Durch die analytische Berechnung können verhältnismäßig einfach Erwartungswerte für die Größenordnung möglicher Haltekkräfte, insbesondere für die Merkmalskombinationen #1 bis #4 und #11 bis #12 ermittelt werden. Mithilfe der numerischen Simulation können die Versagenskräfte genauer prognostiziert werden. Zudem ermöglicht sie es, den Einfluss von Parametern zu beschreiben, welche in der Analytik nicht berücksichtigt werden können (z.B. Umformradien). Die

Kraftermittlung in Zugversuchen bietet schließlich die Möglichkeit, die tatsächlich vorherrschenden Bedingungen seitens Werkstoff und Bauteilgeometrie zu berücksichtigen und Streubreiten zu erfassen. Je nach Zielsetzung kann die Anwendung im Kontext der Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik entsprechend erfolgen (vgl. hierzu Kapitel 7).

### 4.4.6 Parameterstudien zur Dimensionierung der Spanmerkmale

Die untersuchten Spanmerkmalenskombinationen erlauben die Realisierung definierter Haltekräfte. Abhängig vom Anwendungsfall kann die geforderte Haltekraft über oder unter derjenigen liegen, welche durch die vorgestellten Kombinationen erzielbar ist. Eine anforderungsgerechte Auslegung der Haltekraft kann durch eine entsprechende Parametrisierung der Spanmerkmale erfolgen. Dazu werden im Folgenden exemplarisch Stellgrößen und deren Einfluss auf die Haltekraft dargestellt. Die Untersuchungen hierzu wurden auf Basis des in Abschnitt 4.4.3 vorgestellten Simulationsmodells durchgeführt.

Nach HABERHAUER & BODENSTEIN (2014, S. 12) wird die Festigkeit (hier: die Haltekraft) maßgeblich durch drei Faktoren bestimmt: durch die äußere Belastung, die geometrische Gestalt und durch den Werkstoff. Da die äußere Belastung als gegeben angesehen werden muss, kann im engeren Sinne nur durch die Gestalt und den Werkstoff Einfluss auf die Haltekraft der Spanmerkmale genommen werden. Beispielhaft wurde daher der Einfluss der folgenden Größen auf die Haltekraft untersucht:

- Zugfestigkeit des verwendeten Werkstoffs des Langkragens,
- Steigungswinkel des Kegels B
- und Durchmesser der Kegels C.

Die Ergebnisse der Parameterstudien sind in Abbildung 30 dargestellt.

Sofern zulässig, kann durch die Verwendung eines höherfesten Werkstoffes die übertragbare Haltekraft gesteigert werden. Für Spanmerkmalenskombination #8 ist die Steigerungsrate (auch: Gradient der Haltekraft, siehe exemplarisch eingezeichnet in Abbildung 30) im betrachteten Intervall konstant und beträgt für den Scherzug 0,41 N/MPa. Auch die Haltekraft im Kopfzug kann durch diese Maßnahme um 1,43 N/MPa angepasst werden. Eine Änderung des Durchmessers des Kegelstumpfs der Variante C führt zu einer Änderung der übertragbaren Haltekraft um 38,27 N/mm. Das damit kombinierte Rundloch muss hierbei entsprechend mit skaliert werden.

Des Weiteren kann durch eine Anpassung des Steigungswinkels des Kegels B im Intervall von  $30^\circ$  bis  $50^\circ$  eine moderate Steigerung der Haltekraft um durchschnittlich  $0,89 \text{ N}/^\circ$  erzielt werden.

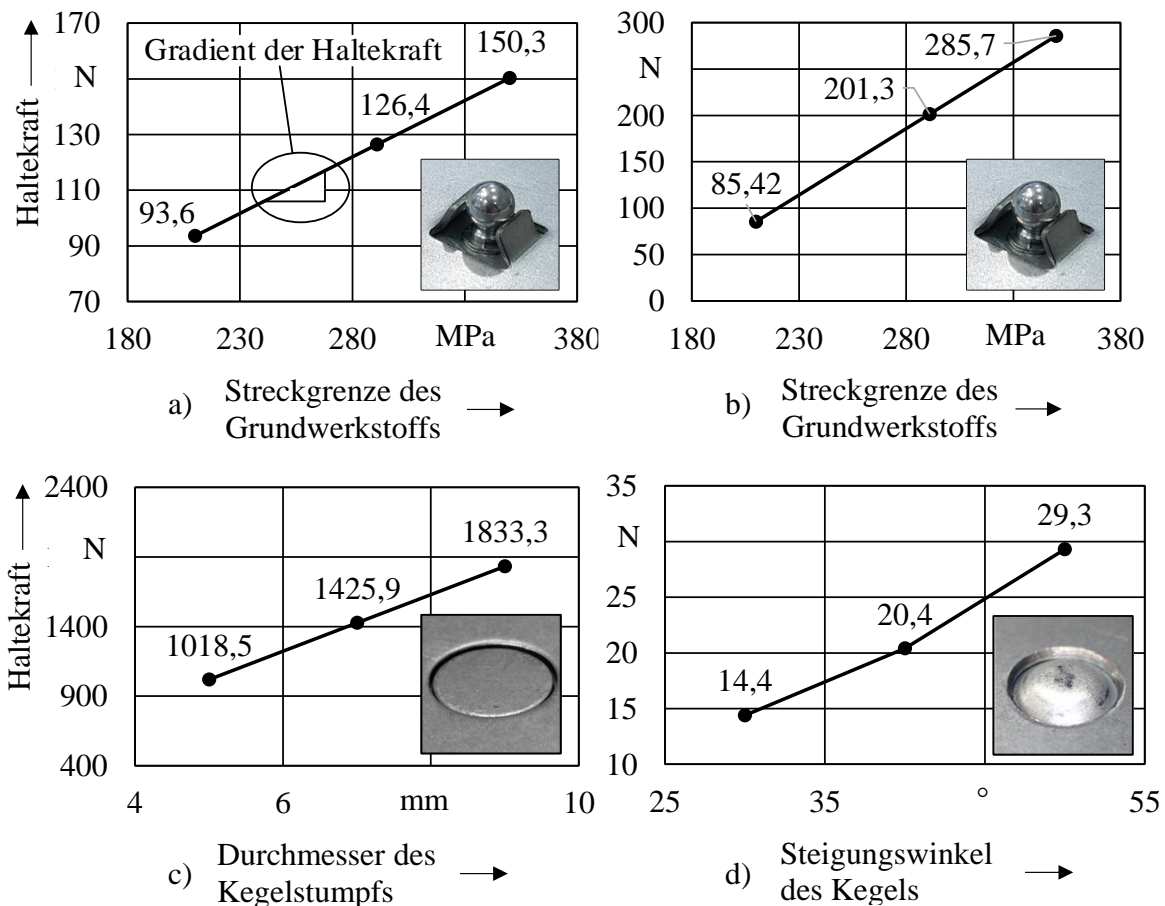


Abbildung 30: Einfluss verschiedener Parameter auf die Haltekraften der Spanmerkmalspaare; a) Scherzug von Kombination #8, b) Kopfzug von Kombination #8, c) Scherzug von Kombination #5, d) Scherzug von Kombination #3

### 4.5 Spanmerkmalskatalog für die Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik

Als Ergebnis von Kapitel 4 liegen zwölf Merkmalskombinationen zur Realisierung bauteilintegrierter Spanntechnik vor. Diese sind, für ein spezifisches Fertigungsverfahren und einen bestimmten Werkstoff, hinsichtlich erzielbarer Maßhaltigkeiten und Haltekraften charakterisiert. Die Anwendung der Ergebnisse erfolgt an geeigneten Stellen im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit.

Für die Einbettung der Ergebnisse in die übergeordnete Auslegungsmethode (vgl. Kapitel 7) können die erhobenen Daten in Datenblättern aggregiert und als Katalog zur Verfügung gestellt werden. Eine mögliche Darstellungsform ist in Abbildung 31 aufgeführt.

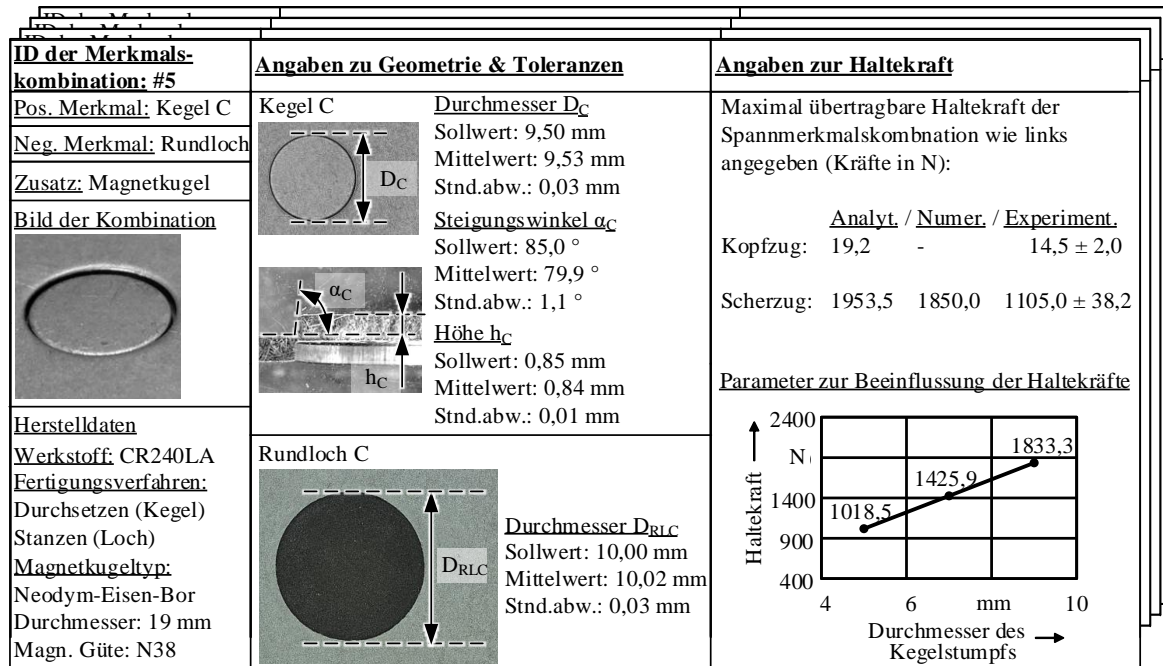


Abbildung 31: Spanmerkmal katalog am Beispiel der Merkmalskombination #5

## 4.6 Zusammenfassung

Mit Bezug auf Teilziel 1 wurden in Kapitel 4 geometrische Merkmale, sogenannte Spanmerkmale, identifiziert, welche in Kombination miteinander die Vorrichtungs-funktionen *Positionieren*, *Spannen* und *Stützen* realisieren können. Für die Verwendung der Spanmerkmale in der zu entwickelnden Auslegungsmethode bedurfte es deren Charakterisierung. Dies umfasste einerseits die Charakterisierung der fertigungstechnisch erzielbaren Geometrie. Hierzu wurden die identifizierten Spanmerkmale in einem seriennahen Prozess hergestellt und mittels Streifenlichtmikroskopie vermessen. Die Bewertung erfolgte durch eine statistische Auswertung der Messgrößen und einen Vergleich mit Industriestandards. Andererseits wurden die maximalen Haltekräfte quantifiziert, welche durch die Spanmerkmal kombinationen übertragen werden können. Die maßgeblichen Lastfälle sind die Beanspruchung im Kopf- und im Scherzug. Zur Ermittlung der Versagenskraft und -art bei diesen Beanspruchungen wurden analytische und numerische

Berechnungen angestellt. Mit Zugversuchen wurden die Ergebnisse validiert. Die Merkmalskombinationen können demnach Kräfte von 11,9 N bis 542 N im Kopfzug und von 5,6 N bis 1867 N im Scherzug übertragen. Die Ergebnisse aus Kapitel 4 wurden dann in eine aggregierte Form für die weitere Verwendung im Kontext dieser Arbeit überführt.

## 5 Modell zur Ermittlung von Prozesskräften beim Fügen

In Kapitel 4 wurde unter anderem untersucht, welche Haltekräfte durch Spannermerkmalskombinationen realisiert werden können. Zur anforderungsgerechten Auslegung fehlt bislang noch die Kenntnis, welche Kräfte sich infolge des Fügeprozesses ergeben und somit durch die Merkmalskombinationen kompensiert werden müssen (vgl. Teilziel 2). Diese Untersuchungen sind Gegenstand von Kapitel 5 und umfassen das Remote-Laserstrahlschweißen (Abschnitte 5.1 und 5.2) und das Widerstandspunktschweißen (Abschnitt 5.3).

### 5.1 Ermittlung von Prozesskräften beim Remote-Laserstrahlschweißen

Die Wirkzusammenhänge, welche zur Ausbildung von Reaktionskräften beim Remote-Laserstrahlschweißen führen, wurden in Abschnitt 2.3.1.2 dargestellt. Die Ausführungen zum Stand der Forschung und Technik ergaben, dass Reaktionskräfte zur Auslegung von Bauteilspanntechnik bislang nur unzureichend untersucht wurden (vgl. Abschnitt 3.3.1). Es konnten jedoch grundlegende Ansätze identifiziert werden, welche für die Ermittlung von Prozesskräften bei Schmelzschweißverfahren herangezogen werden können. Dies sind die empirische Ermittlung in Experimenten (wie z.B. in LIU ET AL. (2009)), die numerische Berechnung (z.B. LENZ (2001)) sowie eine grobe Quantifizierung unter der Verwendung einfacher analytischer Zusammenhänge (wie z.B. durch STAPELFELD (2016)). Im Hinblick auf die Zielsetzung dieser Arbeit ergeben sich folgende Anforderungen an einen Ansatz zur Ermittlung von Reaktionskräften beim Remote-Laserstrahlschweißen:

- *Örtlichkeit der Kraftermittlung:* Die Auslegung der Anzahl und Position von Spannermerkmalen erfordert die Möglichkeit der Bestimmung der Kräfte an beliebigen Positionen auf den Bauteilen.
- *Zeitlichkeit der Kraftermittlung:* Die Auslegung muss vor der physischen Fertigung der Bauteile erfolgen. Dies macht einen Ansatz notwendig, der idealerweise ohne das Vorhandensein realer Bauteile auskommt.
- *Qualität der Kraftermittlung:* Die Auslegung der Art und der Dimension von Spannermerkmalen bedingt eine quantitative Bestimmung der Reaktionskräfte. Die Genauigkeit sollte dabei mindestens im Bereich derjenigen der gemäß Abschnitt 4.4 ermittelten Haltekräfte liegen.

Aus diesen Anforderungen und den in 3.3.1 identifizierten Ansätzen wurde die numerische Schweißsimulation auf Basis der FEM als am geeignetsten ausgewählt.

Gemäß Abschnitt 2.3.3.1 kann eine Schweißsimulation mit drei verschiedenen Zielsetzungen durchgeführt werden. Zur Analyse der hier relevanten mechanischen Antwort der Struktur auf das Temperaturfeld ist die thermomechanische Struktursimulation heranzuziehen (RADAJ 2002, S. 5).

### 5.2 Aufbau und Validierung des Simulationsmodells

Beim Fügen werden die Bauteile üblicherweise an mehreren Stellen gespannt, um eine unzulässige Verformung oder Relativbewegung der Bauteile zu unterbinden (vgl. Abschnitt 2.1.2). Die Stellen lassen sich in *Schweißnaht-nah* und *Schweißnaht-fern* unterteilen. Zudem muss die Bewegung der Bauteile in allen Raumrichtungen unterbunden werden. Um eine möglichst allgemeingültige Ermittlung von Prozesskräften zu realisieren, stand daher bei der Modellbildung und Validierung im Vordergrund, die Kräfte an mehreren Stellen der Bauteile sowie in allen Raumrichtungen ausreichend genau quantifizieren zu können. Die Modellbildung und die experimentelle Validierung erfolgten dabei an einer repräsentativen Fügeverbindung. Ein Übertrag auf komplexere Strukturen ist zulässig, sofern sich die relevanten Randbedingungen nicht ändern (vgl. hierzu z.B. LENZ (2001, S. 119) und BELITZKI (2017, S. 63-64) sowie Abbildung 32).

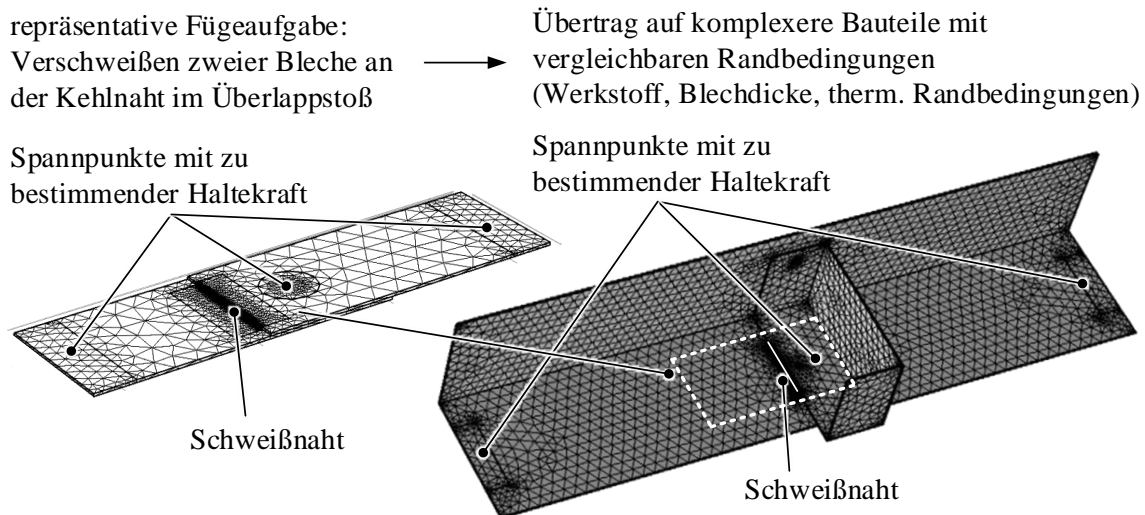


Abbildung 32: Ansatz zur Gewährleistung der Übertragbarkeit der Modellbildung auf eine beispielhafte, komplexere Realstruktur

Der Aufbau und die Validierung des Simulationsmodells folgten der physikalischen Entstehung von Kräften (vgl. Abbildung 33). Der Energieeintrag durch den



Laserstrahl wurde durch eine äquivalente Wärmequelle nachgebildet. Zur Kalibrierung wurden Querschliffe aus Referenzschweißungen herangezogen. Das sich infolge der Wärmeeinbringung ausbildende Temperaturfeld wurde mit einem thermischen FE-Modell berechnet und anhand von Thermografieaufnahmen validiert. Die sich daraufhin einstellenden Dehnungen und Reaktionskräfte wurden mit einem thermomechanischen FE-Modell berechnet und wiederum mithilfe von Referenzversuchen validiert.

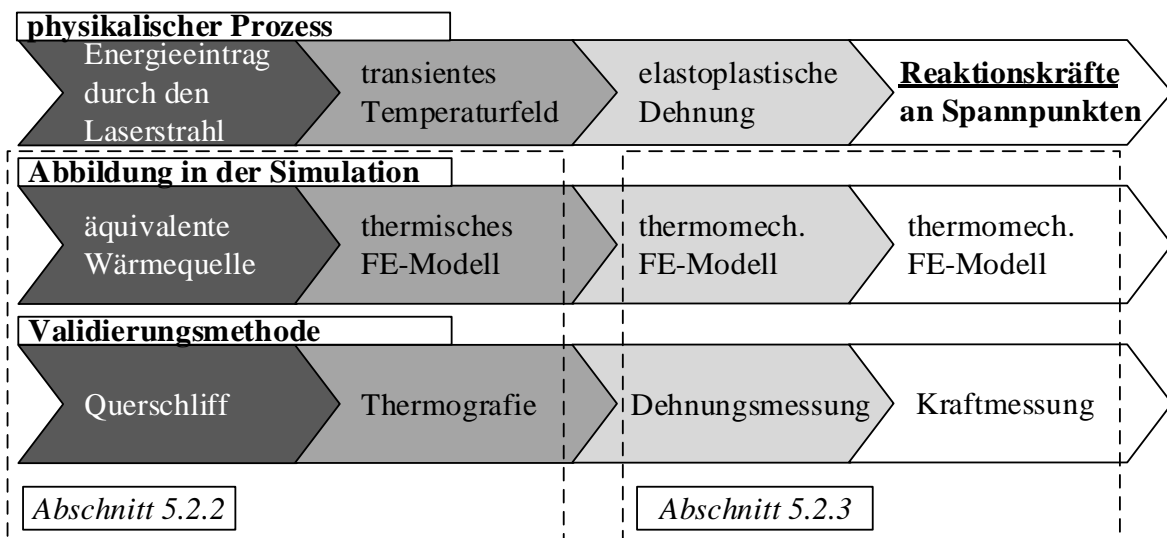


Abbildung 33: Vorgehen bei der Modellbildung und Validierung zur Ermittlung von Prozesskräften beim Remote-Laserstrahlschweißen

In den folgenden Abschnitten werden der Aufbau des Simulationsmodells und die zur Validierung durchgeführten Versuche beschrieben.

### 5.2.1 Verwendeter Werkstoff und Werkstoffkennwerte

Die Untersuchungen wurden an Stahlblechen der Sorte CR240LA (bzw. HX260LAD nach DIN EN 10346) durchgeführt. Die Ergebnisqualität einer thermomechanischen Simulation wird stark von der Qualität der verwendeten Werkstoffkennwerte bestimmt (LENZ (2001, S. 64)). Daher wurden, wie in Abschnitt 2.3.3.5 dargelegt, Temperatur- und Phasen-abhängige Werkstoffkennwerte in Schritten von 50 K mithilfe der Software *JMatPro v.10* berechnet. Die für die Berechnung zugrunde gelegte chemische Zusammensetzung des Werkstoffes wurde den Herstellerangaben entnommen und ist in Tabelle 23 im Anhang A4 aufgeführt.

Da sich die funktionsanalytische Beschreibung von Werkstoffkennwerten positiv auf die Rechenzeit in FE-Simulationen auswirkt, wurden die diskreten Kennwerte in analytische Funktionen überführt. Diese sind, zusammen mit den berechneten Werkstoffkennwerten, in Anhang A4 aufgeführt.

### 5.2.2 Wärmequellenkalibrierung und thermische FE-Simulation

Basis der Modellbildung ist eine kalibrierte Wärmequelle, um den Energieeintrag in das Bauteil nachbilden zu können. Bei der Wärmequellenkalibrierung wird das numerische Ergebnis für die Schmelzbadietherme aus der Simulation mit der Schmelzbadkontur aus einem Querschliff einer Referenzschweißung verglichen. Eine Wärmequelle gilt als kalibriert, wenn die beiden Geometrien ausreichend<sup>17</sup> genau übereinstimmen. Die Kalibrierung wird üblicherweise an einem geometrischen Ausschnitt der Fügestelle (und nicht notwendigerweise am gesamten Zusammenbau) vorgenommen. Für die Modellbildung im Rahmen dieser Arbeit wurden dazu Schweißversuche an Blechen des oben genannten Werkstoffes mit den Maßen 200 x 150 x 1 mm<sup>3</sup> als geometrischer Ausschnitt der Fügeaufgabe herangezogen. Jeweils zwei dieser Bleche wurden durch Remote-Laserstrahlschweißen an einer Stirnkehlnaht im Überlappstoß mit den Prozessparametern aus Tabelle 7 gefügt.

*Tabelle 7: Schweißparameter für das Fügen der Metallbleche*

<b>Parameter und Abkürzung</b>	<b>Wert und Einheit</b>
Laserquelle und Typ	Ytterbium-Faserlaser <i>YLS-4000</i>
Wellenlänge der Laserstrahlung $\lambda_L$	1070 nm
Vorschubgeschwindigkeit $v_w$	10 mm/s
Laserstrahl-Nennleistung $P_L$	900 W
Durchmesser des Laserspots im Fokus $d_F$	0,4 mm
Anstellwinkel des Laserstrahls $\alpha_L$	36 °
Schweißnahtlänge $l_S$	40 mm

Während des Schweißvorganges wurde die Temperatur an der Oberseite der Bleche mit einer Thermokamera vom Typ *Infratec Variocam hr head* erfasst (vgl. Abbildung 34). Die Thermografieaufnahmen wurden zudem an zwei Stellen durch Messungen

---

<sup>17</sup> Nach z.B. BELITZKI (2017, S. 80) ist dies bei einer maximalen mittleren Abweichung der beiden Konturlinien voneinander um  $f = 0,2$  mm der Fall.

mit *OMEGA-SAI-K* Thermoelementen abgesichert. Es wurde in fünf Versuchen eine Schweißnaht der Länge  $l_s$  zentrisch in der Mitte des Überlapps gefertigt. Die Temperaturverläufe wurden zum Start des Schweißprozesses für jeweils 60 Sekunden aufgezeichnet, um sowohl das Aufheizen als auch das Abkühlen erfassen zu können.

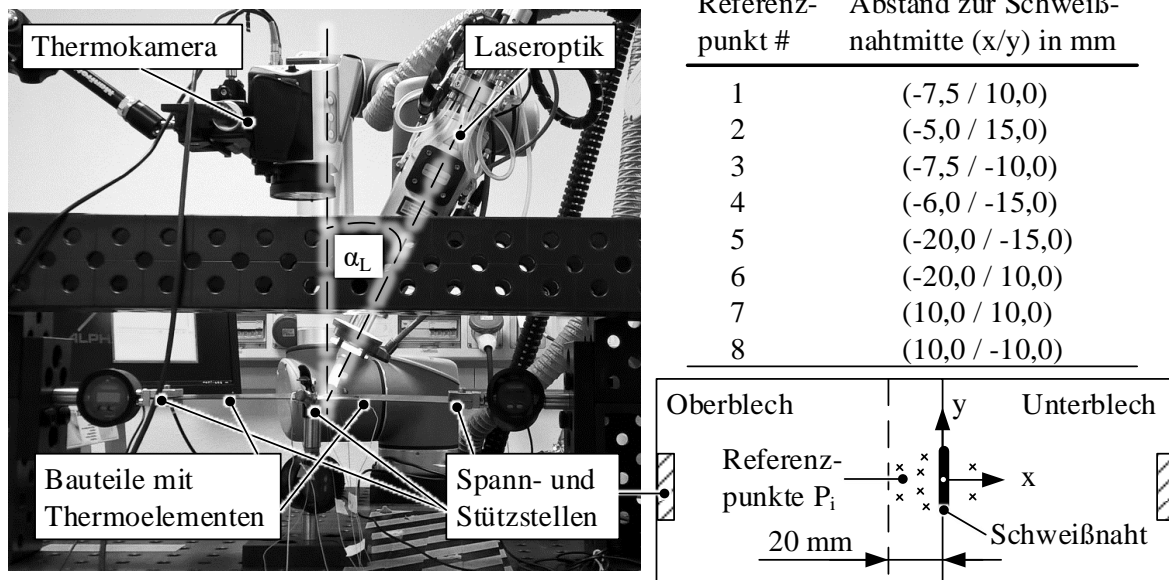


Abbildung 34: Aufbau der Schweißversuche zur Wärmequellenkalibrierung und zur Validierung des Strukturtemperaturfeldes (links); Referenzpunkte für den Vergleich der Temperaturverläufe aus Experiment und Simulation (rechts)

Zur Abbildung der thermischen Vorgänge beim Schweißen wurde ein Simulationsmodell in *Comsol Multiphysics v.4.4* erstellt. Das Modell basiert auf den in Abschnitt 2.3.3.3 dargelegten mathematischen Gleichungen, welche mithilfe der FEM gelöst werden. Zunächst wurden Querschliffe<sup>18</sup> aus Vorversuchen analysiert. Diese ließen erkennen, dass es sich um ein Wärmeleitungsschweißen handelt (vgl. Abschnitt 2.3.1.1). Beim Wärmeleitungsschweißen wird die Schweißwärme nur in der Oberflächenschicht eingebracht und durch Wärmeleitung in das umgebende Material transportiert. Dieses Phänomen kann mit einer normalverteilten Oberflächenwärmequelle sehr gut nachgebildet werden (DAUB 2012, S. 64). Der Wärmeeintrag  $q_{wk}$  durch diese Quelle kann anhand der Gleichung

<sup>18</sup> Die Entnahme der Probe erfolgte an der Schweißnahtmitte, wo ein quasistationäres Temperaturfeld vorliegt.

$$q_{wk} = \frac{2 \cdot \eta_A \cdot P_L}{\pi \cdot r_f^2} \cdot e^{-\frac{2 \cdot (x^2 + y^2)}{r_f^2}} \quad \text{Formel 29}$$

mit

$\eta_A$  : Einkoppelgrad

$P_L$  : Laserstrahlleistung

$r_f$  : Radius des Laserspots

$x, y$  : Raumkoordinaten im kartesischen Koordinatensystem

beschrieben werden.

Die Laserstrahlleistung sowie der Spotdurchmesser wurden experimentell ermittelt und daher als bekannt angesetzt. Der Einkoppelgrad liegt nach ZAEH ET AL. (2009) für diese Anlagen- und Prozessparameter zwischen 35 % und 40 % und wurde als Stellgröße für die Kalibrierung des Simulationsmodells verwendet. Weitere Randbedingungen des Simulationsmodells wurden wie folgt gewählt:

- Es wurde ein isotropes Wärmeleitungsmodell (Formel 11) verwendet.
- Zur Abbildung der Schweißung einer Stirnkehlnaht im Überlappstoß unter einem Anstellwinkel von  $\alpha_L = 36^\circ$  wurde die Wärmequelle entsprechend auf die beiden Bauteiloberflächen der Stoßgeometrie projiziert.
- Es wurde der Energieaustausch mit der Umgebung durch Wärmestrahlung (Formel 13) und durch freie Konvektion (Formel 12) berücksichtigt.
- Die Schmelzbaddynamik wurde nicht abgebildet, da ihr Beitrag zum Bauteilstrukturverhalten vernachlässigbar ist (BELITZKI 2017, S. 67).
- Die Raumtemperatur wurde im Realversuch mithilfe von Thermoelementen ermittelt und in der Simulation als Anfangsbedingung mit einem Wert von 297,15 K berücksichtigt.
- Zusätzlich zu den Wärmeverlusten an der Oberfläche des Bauteils wird in der Literatur auf Wärmeableitungsströme an den Spannelementen hingewiesen. Dies wurde den metallischen Spannelementen entsprechend durch einen lokal stark überhöhten Wärmeübergangskoeffizienten von  $a_k = 300 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  im Auflagebereich der Spannelemente berücksichtigt (WIKANDER ET AL. 1994, S. 852).
- Das Temperaturfeld wurde unabhängig vom Eigenspannungszustand und unter Vernachlässigung der durch die mechanische Verformung freigesetzten Wärme berechnet (vgl. Abschnitt 2.3.3.2).
- Das Modell wurde in Bereiche mit unterschiedlicher Vernetzung unterteilt. Gebiete im Bereich der Schweißnaht mit hohen Temperaturgradienten

wurden mit Elementkantenlängen von 0,3 bis 6 mm feiner aufgelöst als Schweißnaht-ferne Bereiche mit 12 bis 86 mm (RADAJ 2002, S. 88).

- Für alle Bereiche wurden freie Tetraederelemente verwendet.
- Die zeitliche Diskretisierung<sup>19</sup> wurde nur für Bereiche hoher zeitlicher Temperaturgradienten feiner gewählt. Dies verbessert das Konvergenzverhalten und die Ergebnisqualität bei gleichzeitig reduzierter Rechenzeit (ROEREN 2007, S. 46).

## Ergebnisse und Diskussion

Zur Validierung der Simulation wurden die Schmelzlinien aus Querschliff und Simulation wie auch die Temperaturverläufe an Referenzpunkten auf der Bauteiloberfläche (siehe Abbildung 34) miteinander verglichen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 35 dargestellt.

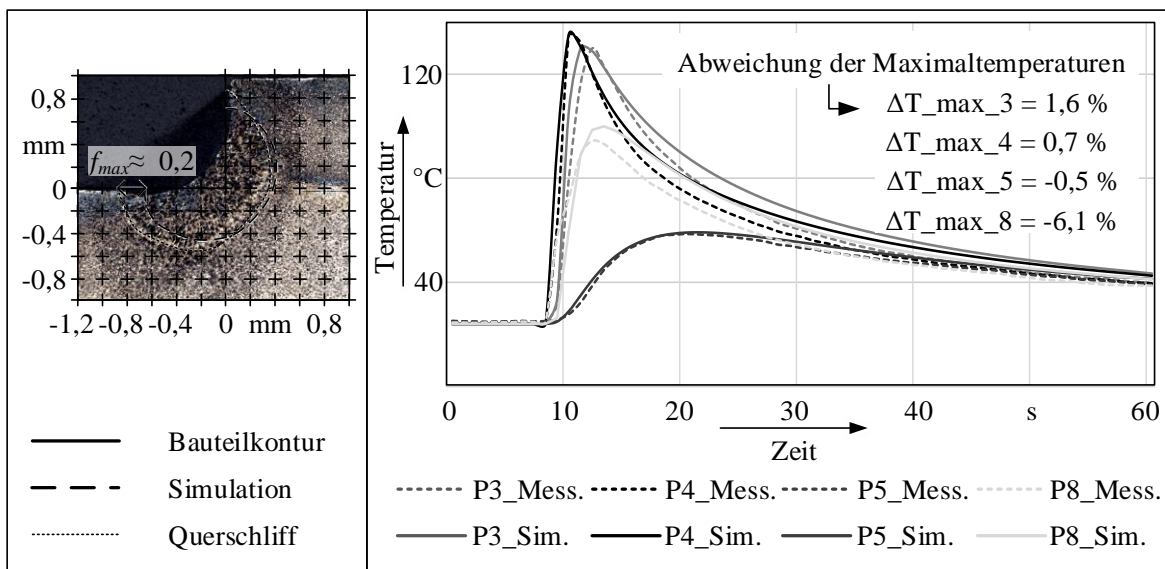


Abbildung 35: Vergleich der Schmelzbadkonturen (links) und der Temperaturverläufe (rechts) an den Referenzpunkten aus Experiment (Mittelwert der Temperaturverläufe aus 5 Messungen) und Simulation

Nach SCHOBER (2015, S. 82) werden zweckmäßigerweise das Aufheiz- und Abkühlverhalten sowie die Maximaltemperaturen für die Validierung herangezogen. Der Unterschied zwischen den Maximaltemperaturen liegt im Bereich von  $-0,5\%$  (Referenzpunkt 5) und  $+9,7\%$  (Referenzpunkt 2) und ist damit sehr gering. Das

<sup>19</sup> Die Zeitschrittweite betrug 0,02 s für  $0 < t \leq 3$  s, 0,1 s für  $3 < t \leq 5$  s und 0,5 s für  $5 < t \leq 60$  s.

Aufheiz- und Abkühlverhalten stimmt bei allen Kurven qualitativ ebenfalls gut überein. Bezüglich der Schmelzbadkonturen konstatiert BELITZKI (2017, S. 80), dass bei einer mittleren Abweichung  $f$  von 0,2 mm die numerische Wärmequelle als hinreichend genau kalibriert angesehen werden kann. Da hier die maximale Abweichung der Schmelzbadkonturlinien  $f_{max} \approx 0,2$  mm beträgt, wurde die Wärmequelle als valide betrachtet und für die weiteren Untersuchungen verwendet.

### 5.2.3 Thermomechanische FE-Simulation und Validierung

Das sich infolge des Energieeintrags ausbildende, transiente Temperaturfeld führt gemäß Formel 14 zu thermischen Dehnungen. Da diese Dehnungen als Zwischenschritt zu Reaktionskräften an den Spannelementen führen, wurden auch sie in einem Modell abgebildet und validiert (Abschnitt 5.2.3.1). So sollte die Fehlerfortpflanzung für das Zielmodell zur Ermittlung von Reaktionskräften (Abschnitt 5.2.3.2) reduziert werden. Die Versuche zur Ermittlung der mechanischen Antwort auf das Temperaturfeld wurden an Blechen der Maße 110 x 48 x 1 mm<sup>3</sup> mit einer Schweißnaht von 25 mm Länge durchgeführt. Durch die kleineren Maße und die dadurch schwächeren mechanischen Randbedingungen als bei den Versuchen zur Wärmequellenkalibrierung sollten sich Dehnungen und Reaktionskräfte stärker ausprägen und eine gute Messbarkeit gewährleisten. Der mit der Geometrie- verkleinerung einhergehende Wärmestau hat bis zu einer definierten Modellgröße keinen signifikanten Einfluss auf die Temperaturverteilung in der direkten Umgebung der Schweißnaht (BELITZKI 2017, S. 64). Dies wurde durch den Vergleich von Querschliffen aus Schweißversuchen an beiden Blechkonfigurationen (bei sonst gleichen Prozessparametern) überprüft und bestätigt (siehe hierzu Abbildung 61 in Anhang A5).

#### 5.2.3.1 Simulation und Validierung der Bauteildehnungen

Zur Ermittlung der Bauteildehnungen wurde ein thermomechanisches FE-Modell, wiederum in *Comsol Multiphysics v4.4*, aufgestellt. Basis des Modells war die im vorausgehenden Abschnitt beschriebene, kalibrierte Wärmequelle. Ebenso wurden die genannten Randbedingungen aus dem thermischen FE-Modell übernommen (vgl. Abschnitt 5.2.2). Das FE-Modell sowie der entsprechende Versuchsaufbau zur Validierung sind in Abbildung 36 dargestellt. Neben den thermischen Randbedingungen wurden die folgenden weiteren Annahmen und die sich daraus ergebenden Randbedingungen im Modell abgebildet:

- Den FE-Knoten an den Einspannstellen wurden Federsteifigkeiten zugewiesen. Dies führt z.B. nach LENZ (2001, S. 81-89), ROEREN (2007, S. 79-80) und SCHOBBER (2015, S. 52) zu qualitativ besseren Ergebnissen als durch die alternative Randbedingung einer Knotenfixierung in den Raumrichtungen. Die Federsteifigkeiten entsprachen den Herstellerangaben der jeweils nachgeschalteten Kraftmessdosen<sup>20</sup>.
- Am vertikalen Spannelement wurde im Versuch eine Vorspannkraft von 400 N aufgebracht. Dies wurde in der Simulation durch eine äquivalente Oberflächenlast nachgebildet.
- Die beiden Bauteile sind bereits zu Beginn der Simulation an der Stelle der Schweißnaht miteinander verbunden.
- Am von Rollenlagern geführten Blechende, welches mit den Messtastern in Kontakt stand, wurde eine Verschiebung in Richtung der positiven z-Achse unterbunden.
- Die zeitliche Diskretisierung wurde an die längere Versuchsdauer von 180 s angepasst. Sie betrug 0,02 s für  $0 < t \leq 3$  s, 0,1 s für  $3 < t \leq 5$  s und 0,5 s für  $5 < t \leq 180$  s.

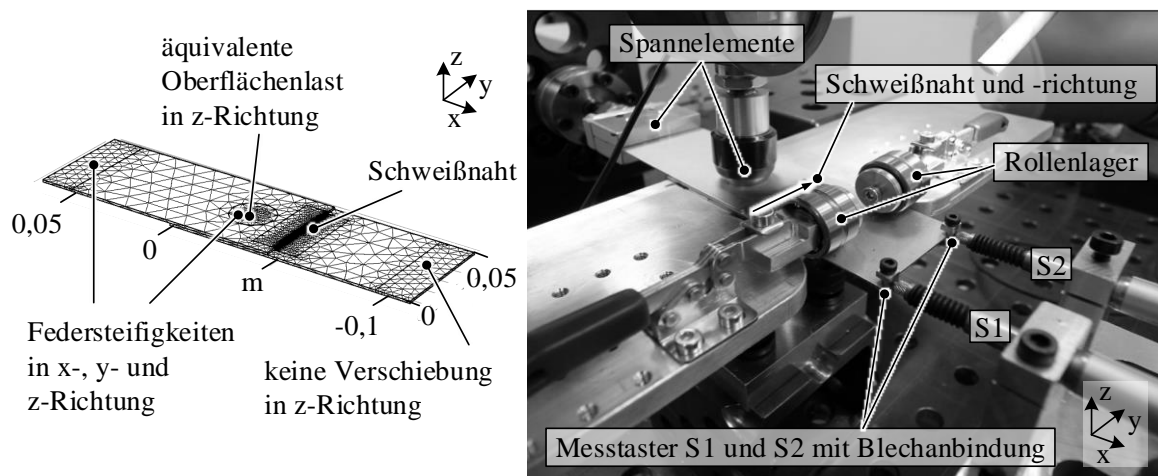


Abbildung 36: FE-Modell zur Ermittlung von Bauteil deformierungen (links) und Versuchsaufbau zur experimentellen Validierung (rechts)

<sup>20</sup> Die Kraftmessdosen vom Typ *Burster 5824*  $\pm 500$ N dienen hier lediglich zur Fixierung der Bleche im Versuchsaufbau. Sie wurden erst im Rahmen der Versuche gemäß Abschnitt 5.2.3.2 zur Kraftmessung verwendet. Die Federsteifigkeiten in x-, y- und z-Richtung sind laut Hersteller  $(6,25 \cdot 10^6 / 3,2 \cdot 10^6 / 3,2 \cdot 10^6)$  N/m; Koordinatensystem wie in Abbildung 36.

Das verwendete Lasersystem, der Werkstoff und die Schweißparameter in den Validierungsversuchen waren identisch zu denen der Untersuchungen gemäß Abschnitt 5.2.1. Die Einspannung der Bleche wurde wie in Abbildung 36 dargestellt ausgeführt. Das Oberblech wurde an beiden Seiten über Spannbacken fest eingespannt. An der mittleren Einspannung wurde eine Vorspannkraft von 400 N eingestellt. Das Unterblech wurde über die einseitig feste Einspannung und die Rollenlagerung an der anderen Seite so fixiert, dass lediglich eine Dehnung in der Blechebene am freien Ende ermöglicht wurde. An dieser Stelle wurde an zwei Punkten die Bauteildehnung gemessen. Die Aufzeichnung erfolgte bis 180 Sekunden nach Schweißbeginn. Für die Dehnungsmessung kamen Messtaster der Firma *Heidenhein* vom Typ *Specto ST 1200* mit einer Messgenauigkeit von  $\pm 1 \mu\text{m}$  und einer zweifachen Standardabweichung von  $0,25 \mu\text{m}$  zum Einsatz.

Da verhältnismäßig große Streuungen erwartet wurden (vgl. u.a. LENZ (2001, S. 75)), wurden 20 Versuche zur statistischen Absicherung der Dehnungsmessungen durchgeführt.

### **Ergebnisse und Diskussion**

Die Verläufe der experimentell ermittelten und mit dem Simulationsmodell berechneten Dehnungen über der Zeit an den Messpunkten S1 und S2 sind in Abbildung 37 dargestellt. Für den direkten Vergleich der Verläufe wurde der Mittelwert der Messungen herangezogen. Zudem sind die jeweils minimal und maximal gemessenen Dehnungen an S1 und S2 abgebildet.

Es lässt sich erkennen, dass die gemessenen Werte bei der gewählten Versuchsanzahl untereinander stark streuen. Die mittlere Standardabweichung beträgt  $18,8 \mu\text{m}$  an S1 und  $24,7 \mu\text{m}$  an S2. Die große Streuung lässt sich unter anderem auf die fertigungsbedingt unterschiedliche Eigenspannung der Bauteile vor dem Fügen und die komplexen thermomechanisch-metallurgischen Wechselwirkungen beim Schweißen zurückführen (SCHENK 2011). Qualitativ entsprechen die in der Simulation berechneten Verläufe den gemessenen. Quantitativ sind im Hinblick auf die Zielsetzung der Arbeit die Maximalwerte der Dehnungen von Interesse, da diese gemäß Formel 15 bzw. Formel 16 die maximalen Reaktionskräfte hervorrufen. Der Unterschied zwischen den berechneten und gemessenen Maximaldehnungen beträgt  $-17,0 \mu\text{m}$  ( $-38,0 \%$ ) an S1 respektive  $-20,0 \mu\text{m}$  ( $-30,5 \%$ ) an S2. Die berechneten Dehnungen fallen also um etwa ein Drittel geringer aus als die durchschnittlich gemessenen. Sie liegen jedoch im Bereich der Standardabweichung der Messwerte. Des Weiteren entspricht die Genauigkeit, sowohl der Messungen als auch des



Simulationsmodells, der vergleichbarer Untersuchungen auf dem Gebiet der Verzugssimulation wie beispielsweise von SCHWENK (2007, S. 121-122) oder SCHENK (2011, S. 101).

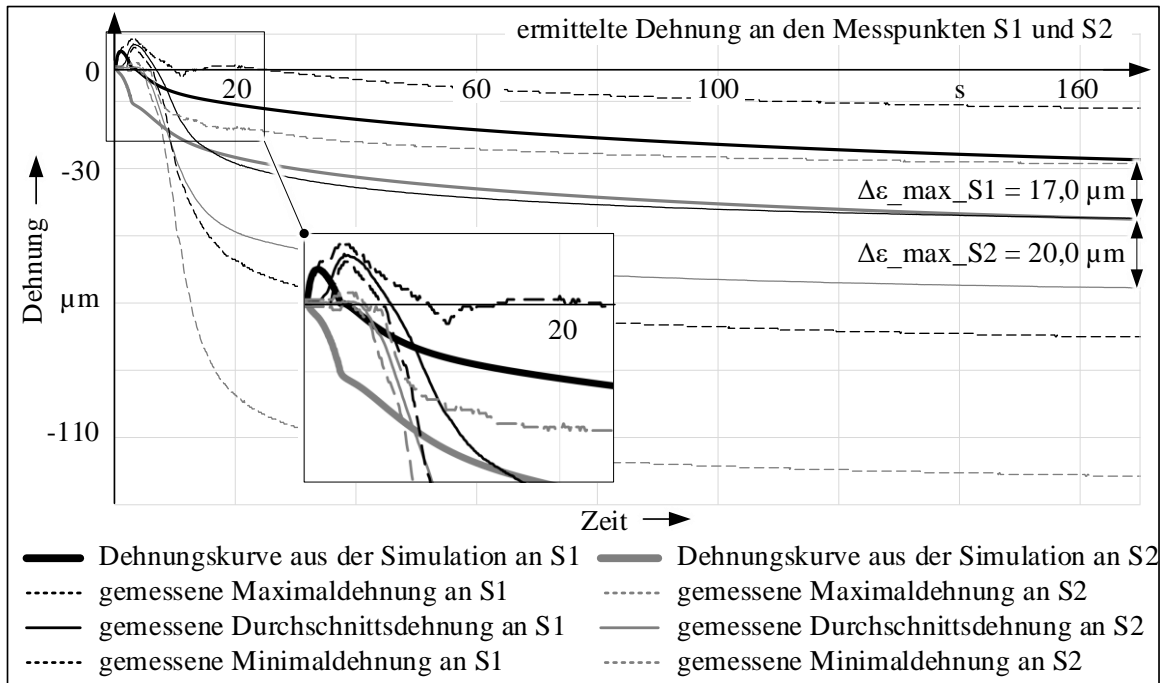


Abbildung 37: Vergleich der experimentell ermittelten und der mit dem thermo-mechanischen Simulationsmodell berechneten Dehnungen während der Schweißversuche an den Messpunkten S1 und S2 gemäß dem Aufbau in Abbildung 36

### 5.2.3.2 Simulation und Validierung der Prozesskräfte

Zur Ermittlung von Prozesskräften wurden das thermomechanische FE-Modell und der Versuchsaufbau aus dem vorangegangenen Abschnitt angepasst. Der Aufbau erfolgte in Anlehnung an die repräsentative Fügeaufgabe aus Abbildung 32.

Für die Messung der Prozesskräfte wurde der in Abbildung 38, rechts, dargestellte Versuchsaufbau verwendet. Das Lasersystem, der Werkstoff und die Maße der Bleche sowie die Schweißparameter waren identisch zu den Versuchen aus Abschnitt 5.2.3.1. Die Messung der Kräfte erfolgte an allen Einspannstellen und in den drei Raumrichtungen entlang der x-, y- und z-Achse. Dafür wurden an den Spannunkten F2 und F3 Kraftmessdosen vom Typ *Burster 5824*  $\pm 500\text{N}$  angebracht. Diese lassen die Kraftmessung in einer Achse zu. An Spannungspunkt F1 wurde ein *Robotiq-FT-150*-Kraft-Momenten-Sensor (KMS) zur Messung der Kräfte in drei Raumrichtungen

angebracht. Die Vorspannkraft an Spannungspunkt F2 betrug 400 N. Entlang der x- und der y-Achse wurde keine Vorspannkraft aufgebracht. Die Aufzeichnung der Kraftverläufe erfolgte für 180 Sekunden nach Schweißbeginn. Auch zur experimentellen Kraftmessung wurden 20 Versuche durchgeführt.

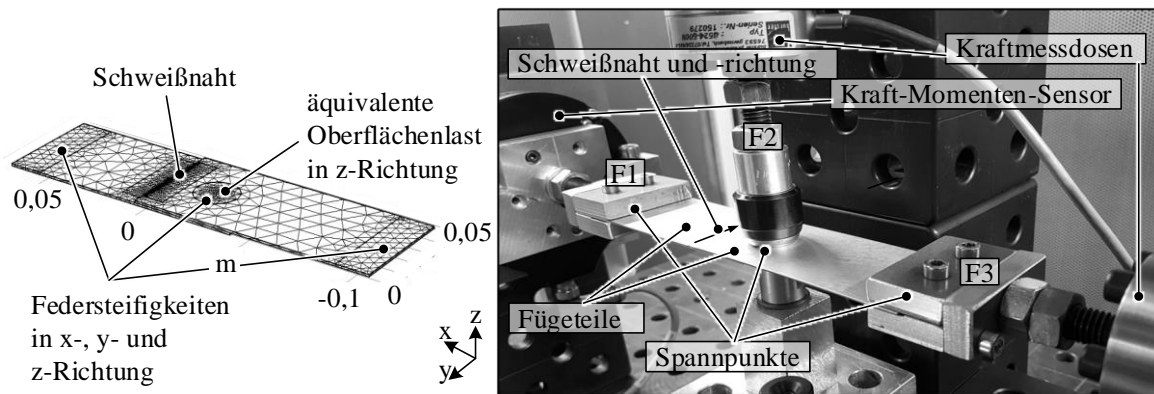


Abbildung 38: FE-Modell zur Ermittlung von Reaktionskräften (links) und Versuchsaufbau zur experimentellen Validierung (rechts)

Am FE-Modell aus Abschnitt 5.2.3.1 wurden entsprechende Anpassungen vorgenommen. Die hinzugekommene Fixierung mit nachgeschaltetem KMS wurde durch die Federsteifigkeit des KMS abgebildet. Diese beträgt nach Herstellerangaben ( $3,9 \cdot 10^6 / 3,2 \cdot 10^6 / 3,2 \cdot 10^6$ ) N/m, bezogen auf das Koordinatensystem in Abbildung 38. Die (in der Verzugsimulation) alternative Randbedingung einer Knotenfixierung wurde ebenfalls geprüft. Sie führt jedoch, verglichen mit zuvor genannten Literaturwerten, zu unrealistisch großen Reaktionskräften von mehr als 20.000 N und wird daher als unzulässig gewertet.

Alle weiteren Einstellungen wurden aus dem Modell zur Dehnungssimulation übernommen.

### Ergebnisse

Die Betrachtung der Ergebnisse erfolgt anhand der experimentell gemessenen und mittels Simulation berechneten Kraftverläufe (siehe Abbildung 39). Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind in Abbildung 39 lediglich die Verläufe der Messpunkte  $F_{2,z}$  und  $F_{3,x}$  dargestellt. Die beschriebenen Aspekte gelten gleichermaßen für  $F_{1,x}$ ,  $F_{1,y}$  und  $F_{1,z}$ .

Die Kraftmessungen weisen geringere Streuungen auf als die Dehnungsmessungen. Die durchschnittliche Standardabweichung der Messwerte liegt im Bereich von

1,20 N ( $F_{1,x}$ ) bis 2,67 N ( $F_{1,z}$ ). Der zeitliche Verlauf der berechneten Kräfte entspricht qualitativ dem der Mittelwerte der Messungen. Der charakteristische Anstieg und Abfall der Kräfte beim Erwärmen und Abkühlen wird durch die Simulation wiedergegeben. Dies trifft auf alle Messpunkte und alle Raumrichtungen zu. Allerdings fällt der Gradient des Kraftabfalls in der Simulation jeweils geringer aus als in den Messungen (vgl. Abbildung 39).

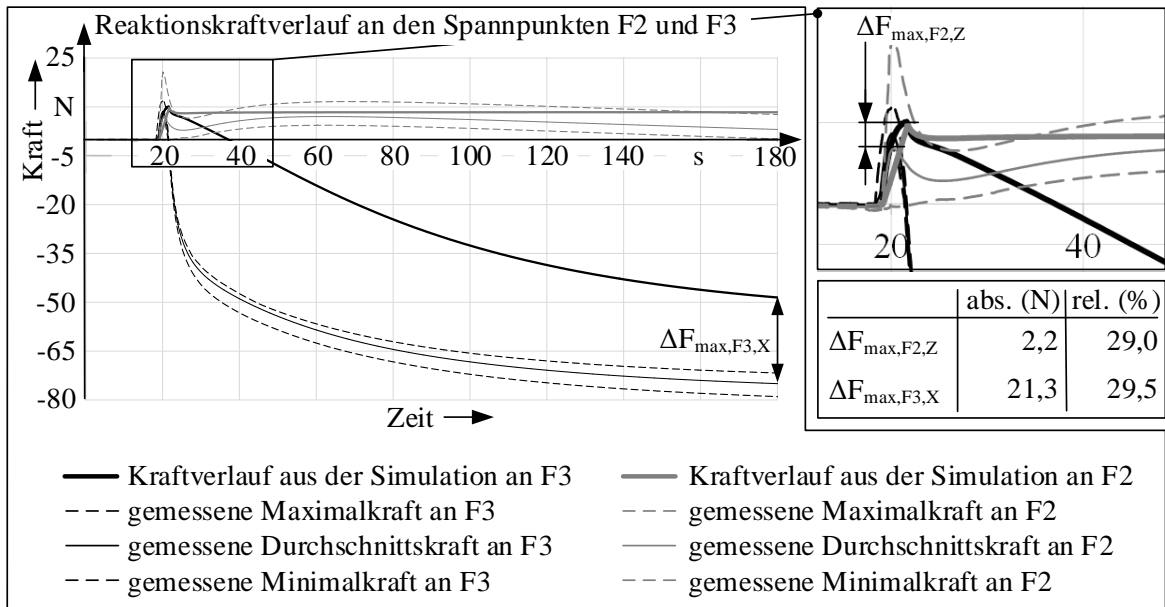


Abbildung 39: Kraft-Zeit-Verläufe aus den Messungen und der Simulation an Messpunkten F2 und F3 gemäß dem Aufbau in Abbildung 38

Im Hinblick auf die Zielsetzung der Arbeit (vgl. Teilziel 2) sind die auftretenden Maximalkräfte relevant, da diese maßgeblich für die Dimensionierung der Spannelemente sind (LENZ 2001, S. 119). Die betragsmäßigen Maximalkräfte wurden jeweils aus den Messungen und der Simulation ermittelt und sind in Tabelle 8 zusammengefasst.

Tabelle 8: Maximal auftretende Reaktionskräfte an den Spannungspunkten; Ergebnisse aus den Messungen und dem Simulationsmodell

Spannpunkt und Auswert- richtung	Maximalkraft		Unterschied	
	Simulation	Messung (Mittelwert)	absolut	relativ
$F_{1,x}$	57,5 N	78,5 N	21,0 N	29,5 %
$F_{1,y}$	3,7 N	2,8 N	0,9 N	29,0 %
$F_{1,z}$	9,8 N	14,3 N	4,5 N	26,8 %
$F_{2,z}$	9,8 N	7,6 N	2,2 N	32,1 %
$F_{3,x}$	50,9 N	72,2 N	21,3 N	31,5 %

Die Maximalkräfte der Simulation weichen zwischen 26,8 % ( $F_{1,z}$ ) und 32,1 % ( $F_{2,z}$ ) von denen der Experimente ab. Sie liegen damit im Bereich der Genauigkeit der ermittelten Dehnungen.

### Ergebnisdiskussion und Fazit

Die Temperaturgradienten infolge des Energieeintrags bilden die Ursache der Bauteildehnungen und Reaktionskräfte (vgl. Abschnitt 2.3.1.2). Da das simulierte, globale Temperaturfeld eine hohe Übereinstimmung mit den experimentell gemessenen Werten aufweist, wird die Abweichungsursache in den beschriebenen Modellvereinfachungen der thermomechanisch-metallurgischen Vorgänge des Schmelzbades und der angrenzenden Wärmeeinflusszone vermutet. Nach SCHWENK (2007, S. 122-128) haben folgende Faktoren, neben den bereits im Modell berücksichtigten, einen Einfluss auf die Ergebnisqualität einer thermomechanischen Struktursimulation:

- Die dynamische Berücksichtigung der Phasenanteile infolge des Umwandlungsverhaltens beim Schweißen.
- Die Berücksichtigung der prozessbegleitend entstehenden Schweißnaht.
- Das zugrunde liegende Verfestigungsmodell, wobei ein gemischt isotrop-kinematisches Modell empfohlen wird.

Eine realitätsnähere Modellierung dieser Faktoren kann zur Erhöhung der Prognosegüte des Simulationsmodells beitragen.

Den aus Modellvereinfachungen resultierenden Abweichungen muss jedoch nicht notwendigerweise mit einer Steigerung der Modellkomplexität begegnet werden. Sie können auch durch die Anwendung eines Sicherheitsfaktors, wie in zahlreichen industriellen Auslegungsmethoden üblich, kompensiert bzw. berücksichtigt werden. Bei Festigkeitsrechnungen übliche Sicherheitsfaktoren von 1,3 bis 3,0 (HABERHAUER & BODENSTEIN 2014, S. 19) decken die vereinfachungsbedingten Abweichungen ab und ermöglichen auch ohne Modellerweiterungen eine effiziente Auslegung.

Mit dem entwickelten Modell ist es nun erstmals möglich, die Größenordnung auftretender Reaktionskräfte beim Remote-Laserstrahlschweißen von Metallblechen an verschiedenen Punkten und in allen Koordinatenrichtungen zu prognostizieren. Die erzielbare Genauigkeit wird aus den folgenden Gründen als ausreichend bewertet: Einerseits liegt die Prognosegüte im Bereich derjenigen vergleichbarer Untersuchungen aus dem Forschungsgebiet der Struktur- bzw. Verzugssimulation. Andererseits liegen die absoluten Abweichungen der Kräfte maximal in einem Bereich, der den möglichen Haltekräften der in Kapitel 4 charakterisierten Spannungsmerkmalskombinationen entspricht und so durch gängige Sicherheitsfaktoren kompensiert werden kann. Daher kann das entwickelte Modell zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik verwendet werden.

Die Anwendung des entwickelten Modells auf ein komplexes Realbauteil aus dem automobilen Karosseriebau wird im Detail in SCHLATHER ET AL. (2019) beschrieben. Zudem erfolgte eine weitere Anwendung im Rahmen der produktionstechnischen Umsetzung der Gesamtmethode, die in Kapitel 8 beschrieben wird.

### **5.3 Ermittlung von Prozesskräften beim Widerstandspunktschweißen**

Die Ursachen, welche zur Ausbildung von Reaktionskräften beim Widerstandspunktschweißen führen, wurden in Abschnitt 2.3.2.2 dargestellt. Sie lassen sich in *thermisch-induziert* und *mechanisch-induziert* unterteilen. Die sich infolge des Schweißprozesses ergebenden thermischen Dehnungen und Reaktionskräfte können mit einfachen thermomechanischen Modellen ermittelt werden (vgl. RADAJ (1988, S. 90)). Sie werden allerdings häufig vernachlässigt (wie bspw. in BOHN (1998, S. 33) und PRAUN (2003, S. 42)). Die Ausführungen zum Stand der Forschung und Technik ergaben, dass Reaktionskräfte infolge des mechanischen Eingriffs der Schweißzange zur Auslegung von Bauteilspanntechnik von Bedeutung, allerdings nur unzureichend

untersucht sind (vgl. Abschnitt 3.3.2). Daher wurden, wie im Folgenden beschrieben, Versuche zur Ermittlung dieser Kräfte durchgeführt.

### 5.3.1 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Zur Messung der Krafteinwirkung durch den mechanischen Eingriff der Punktschweißzange wurde ein Kraft-Momenten-Sensor der Firma *Robotiq* vom Typ *FT-150* verwendet. Zwei zu fügende Stahlbleche wurden über einen Adapter mit dem Sensor verbunden (siehe Abbildung 40). Dieser wurde an einem Stahlgerüst befestigt und relativ zur Punktschweißzange ausgerichtet. Der Adapter sowie die Bleche wurden dafür mit einer Referenzlinie versehen, um die Krafteinleitung definiert an der z-Achse des Sensors zu ermöglichen.

Für die Schweißversuche wurde eine servopneumatische Schweißzange in X-Bauart verwendet. Diese war an einem Industrieroboter vom Typ *KUKA KR 240 R2500 prime* befestigt. Die Metallbleche der Maße  $55 \times 55 \times 1 \text{ mm}^3$  befanden sich in vertikaler Orientierung. Es wurden bereits benutzte, neu gefräste Schweißelektroden verwendet. Dies stellt einen gängigen Anwendungsfall in der industriellen Praxis dar.

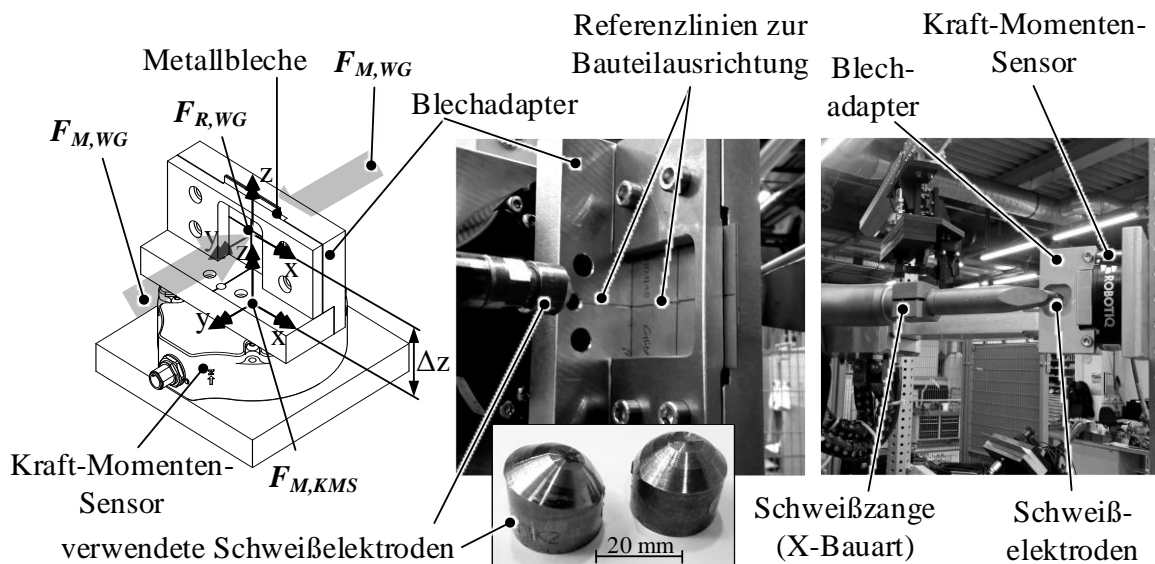


Abbildung 40: Versuchsaufbau zur Messung von Prozesskräften beim Widerstandspunktschweißen; links: Adapter mit Blechpaarung und Kraft-Momenten-Sensor; Mitte: Einstellung der Zangenposition über Referenzlinien; rechts: Anbindung an den Versuchsaufbau und Eingriff der Schweißzange (in Anlehnung an SCHLATHER ET AL. (2018B))

Die Kraft am Kraft-Momenten-Sensor  $F_{M,KMS}$  wurde in den drei Raumrichtungen  $F_{M,KMS,x}$ ,  $F_{M,KMS,y}$  und  $F_{M,KMS,z}$  gemessen. Dadurch konnte auf die Reaktionskraft an der Schweißzone  $F_{R,WG}$  und deren Komponenten  $F_{R,WG,x}$ ,  $F_{R,WG,y}$  und  $F_{R,WG,z}$  infolge der Krafteinwirkung der Schweißzange  $F_{M,WG}$  geschlossen werden. Es wurden zwei Versuchsreihen durchgeführt. Die jeweils verwendeten Parameter sind in Tabelle 9 aufgeführt.

In Versuchsreihe V1 wurden 19 Zangeneingriffe durchgeführt, ohne dass dabei ein Schweißstrom angelegt wurde. In Versuchsreihe V2 wurde bei sonst gleichen Einstellungen mit für diese Blechpaarung üblichen Prozessparametern geschweißt. Die Messung wurde mit jeweils neuen Blechen 6 Mal durchgeführt. Der Vergleich des Zangeneingriffs ohne (V1) und mit Schweißvorgang (V2) wurde durchgeführt, um zu prüfen, ob der Schweißvorgang selbst einen Einfluss auf die Reaktionskraft, etwa durch Anhaften der Schweißelektroden, hat. Weitere Studien zum Einfluss der Schweißparameter auf die Reaktionskraft wurden jedoch nicht durchgeführt.

Bei allen Versuchen war der integrierte Zangenausgleich<sup>21</sup> aktiviert. Der verwendete Werkstoff war identisch zu dem aus Abschnitt 5.2.

*Tabelle 9: Parameter für die Widerstandspunktschweißversuche ohne (V1) und mit Schweißvorgang (V2).*

<b>Parameter</b>	<b>V1</b>	<b>für beide Vers.</b>	<b>V2</b>
Versuchsanzahl	19		6
Schließkraft		2,1 kN	
Schweißzeit 1		30 ms	
Schweißstrom 1	0 kA		13 kA
Schweißzeit 2		350 ms	
Schweißstrom 2	0 kA		9,4 kA
Haltezeit		200 ms	
Elektrodendurchmesser		6 mm	

---

<sup>21</sup> Eine Ausgleichsfunktion soll für ein gleichmäßiges Anliegen der Schweißelektroden sorgen. Dadurch kann ein Verformen der zu fügenden Bleche reduziert werden.

### 5.3.2 Ergebnisse und Diskussion

Die aufgezeichneten Werte der Kraft  $F_{R,WG}$  sind in Abbildung 41 über der Zeit dargestellt. In Histogrammen wurde zudem der Wert der maximalen und minimalen Kräfte je Zangenkontakt entsprechend der absoluten Häufigkeit aufgetragen. Es wurden daraus jeweils die betragsmäßigen Maximalkräfte entlang der x-, y- und z-Achse, unabhängig von der Richtung (positiv oder negativ), extrahiert. Sie sind in entsprechenden Boxplots dargestellt und betragen 139 N ( $F_{R,WG,x}$ ), 102 N ( $F_{R,WG,y}$ ) und 182 N ( $F_{R,WG,z}$ ).

Zudem lässt sich konstatieren, dass die durchschnittlichen Maximalkräfte beim Schweißen zwischen 1,4 % ( $F_{R,WG,x}$ ) und 49,5 % ( $F_{R,WG,z}$ ) größer sind als ohne Schweißvorgang. Es wird daher empfohlen, bei künftigen Versuchen zur Ermittlung von Reaktionskräften beim WPS, die Versuche mit Schweißvorgang durchzuführen.

Die so ermittelten Werte können als Anhaltspunkt verstanden werden, mit welchen Kräften beim Setzen eines Widerstandsschweißpunktes der genannten Konfiguration zu rechnen ist. Die Kräfte, welche sich daraus wiederum an den Spannelementen ergeben, können, wie in der folgenden Beispielstudie erläutert, berechnet werden.



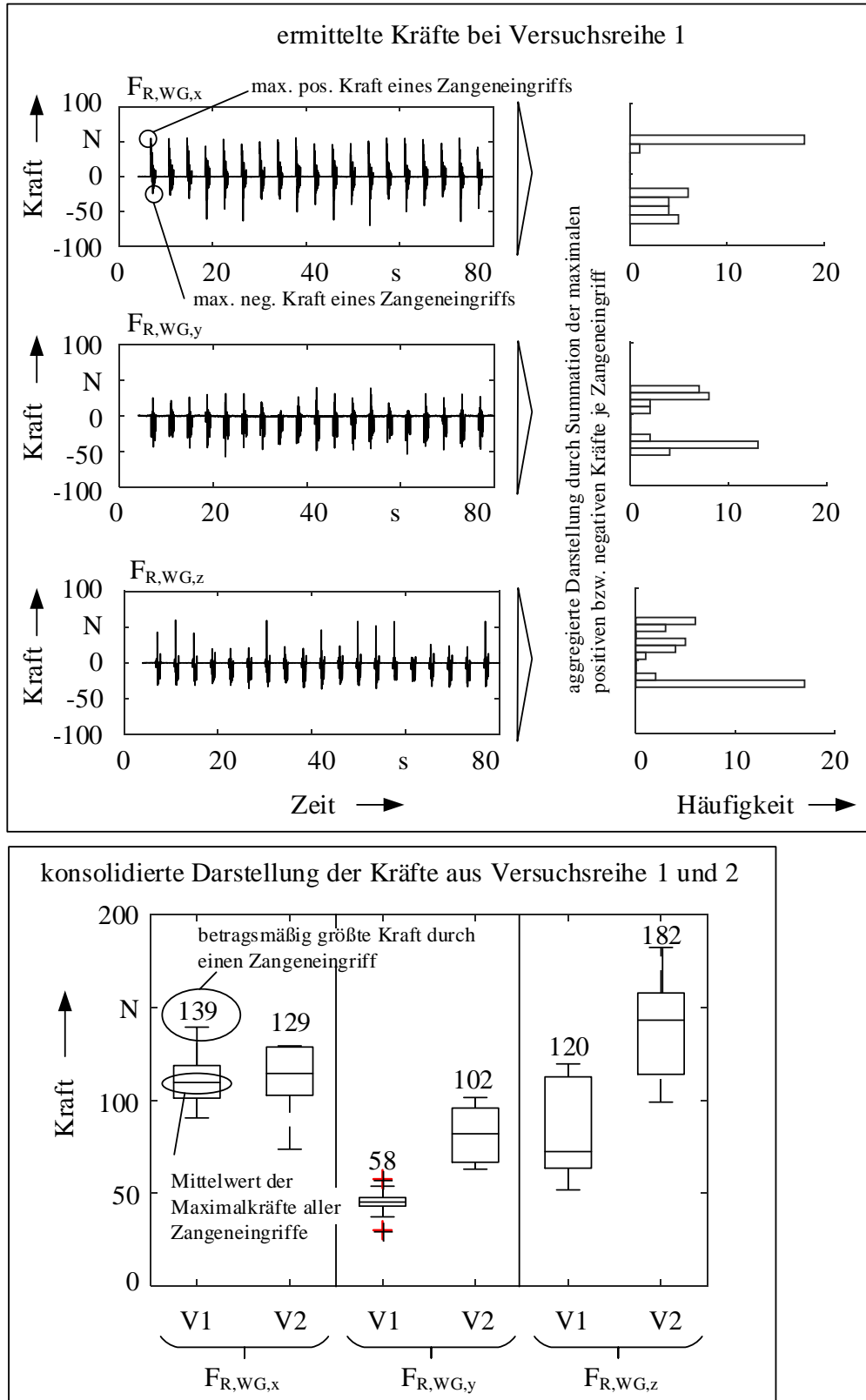


Abbildung 41: Oben: Aufzeichnung der Kräfte aus Versuch 1 über der Zeit mit Aggregation in Histogrammen. Unten: konsolidierte Darstellung in Boxplots mit Maximum und Mittelwert der betragsmäßigen Maximalkräfte aus Versuchsreihe 1 und Versuchsreihe 2

## 5.4 Vergleichende Studie zu Fügeprozesskräften

### 5.4.1 Aufbau der Studie

Für den Vergleich benötigter Haltekräfte beim Widerstandspunktschweißen (WPS) und beim Remote-Laserstrahlschweißen (RLS) wurde eine auf der Simulation basierende Studie an einer einfachen Blechpaarung durchgeführt. Dazu wurde folgende Fügeaufgabe angenommen: Zwei Stahlbleche aus CR240LA sollen im Überlappstoß gefügt werden. Vier Spannungspunkte  $c_i$  wurden zur Fixierung der Bauteile festgelegt (vgl. Abbildung 42), welche in einer Auslegung entsprechend dimensioniert werden müssten.

An diesem Referenzmodell wurden zwei Studien durchgeführt. In einer mechanischen FE-Simulation in *Comsol Multiphysics v.4.4* wurde das in Abbildung 42, unten, dargestellte Lastprofil an der Position der Schweißpunkte aufgebracht<sup>22</sup>. Das Lastprofil entspricht den ermittelten Kräften aus den Versuchen in Abschnitt 5.3.2. Die sich in dessen Folge ausbildenden Reaktionskräfte an den Spannelementen wurden dann in der Simulation ermittelt. In einer zweiten Studie wurden zwei Schweißnähte mittels RLS aufgebracht (vgl. Abbildung 42). Als Schweißparameter wurden, mit Ausnahme der Schweißnahtlänge, die in Tabelle 7 aufgeführten verwendet.

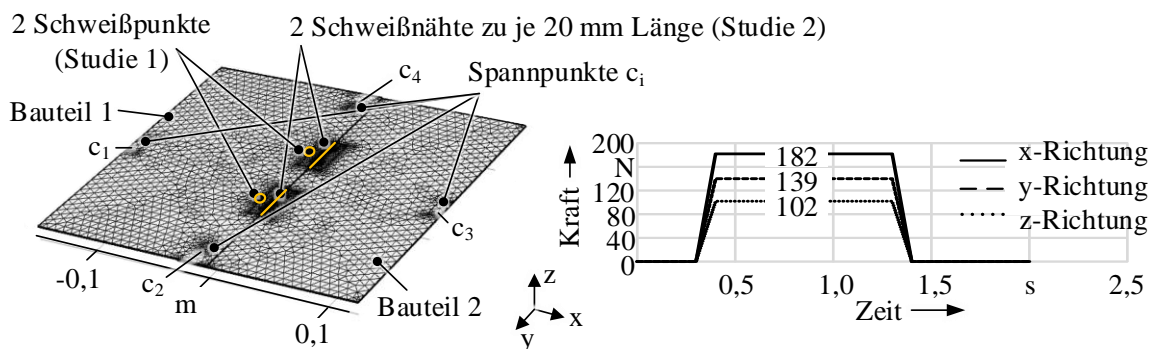


Abbildung 42: Referenzbauteile für den Vergleich benötigter Haltekräfte beim WPS und beim RLS (links) sowie aufgebrachtes Lastprofil für einen Widerstandsschweißpunkt (rechts) (in Anlehnung an SCHLATHER ET AL. (2018B))

<sup>22</sup> Dabei wurde eine Pausenzeit von 1 Sekunde zwischen den beiden Schweißpunkten angesetzt, da die beiden Schweißpunkte in der Realität nacheinander gesetzt werden würden.

Die sich ergebenden Reaktionskräfte an den Spannelementen  $c_i$  wurden in einer thermomechanischen Simulation, wie in Abschnitt 5.2 hergeleitet, berechnet.

### 5.4.2 Ergebnisse und Diskussion

Die Ergebnisse der Studien 1 und 2 sind in Tabelle 10 aufgeführt.

*Tabelle 10: Maximale Reaktionskräfte an den Spannelementen  $c_1$  bis  $c_4$  während des RLS und des WPS, berechnet in der Simulation, alle Werte in N*

Spannelement Nummer	Max. Kraft in x		Max. Kraft in y		Max. Kraft in z	
	RLS	WPS	RLS	WPS	RLS	WPS
$c_1$	6,8	<b>8,5</b>	4,5	<b>9,9</b>	8,1	<b>11,7</b>
$c_2$	1,9	<b>108,4</b>	48,0	<b>65,4</b>	5,5	<b>59,4</b>
$c_3$	<b>8,6</b>	8,4	6,4	<b>9,7</b>	5,1	<b>8,4</b>
$c_4$	1,5	<b>108,8</b>	49,6	<b>61,4</b>	7,9	<b>56,1</b>

Während des WPS tritt eine maximale Kraft von 108,8 N an Spannelement  $c_4$  in der x-Richtung auf. Beim RLS beträgt die Maximalkraft 49,6 N an Spannelement  $c_4$  in der y-Richtung. Die Maximalkräfte sind, mit Ausnahme von Spannelement  $c_3$ , beim WPS an allen Spannelementen größer als beim RLS. Dieser Umstand wird drei Hauptursachen zugeschrieben:

- Es wurden bereits gebrauchte Schweißelektroden verwendet (vgl. Abbildung 40). Diese können zu einem asymmetrischen Eingriff und in dessen Folge zu Längs- und Querkräften führen.
- Im Gegensatz zum RLS findet stets ein mechanischer Schlag beim Kontakt der Schweißelektroden statt (auch bei aktiviertem Zangenausgleich, siehe hierzu z.B. KRAUSE & LEHMKUHL (1984) und PEPKE (2014)).
- Die gewählten Schweißparameter beim RLS führen zu einem vergleichsweise geringen Energieeintrag und demzufolge zu geringen Dehnungen und Kräften.

Ferner kann ein weiterer, wesentlicher Unterschied zwischen den beiden Schweißverfahren konstatiert werden: Die zu kompensierende Kraft beim Widerstandspunktschweißen kann (unter Vernachlässigung der eingebrachten Wärme) als unabhängig von der Schweißreihenfolge und der Anzahl der Schweißpunkte betrachtet werden. Im Gegensatz dazu üben diese Stellgrößen beim Remote-Laserstrahlschweißen einen Einfluss auf die Reaktionskräfte aus, welcher

bei der Auslegung von Spanntechnik berücksichtigt werden muss (vgl. hierzu durchgeführte Parameterstudien aus SCHLATHER ET AL. (2019)).

### **5.5 Zusammenfassung**

Gemäß Teilziel 2 wurden Modelle entwickelt, um Prozesskräfte zu quantifizieren, welche beim Remote-Laserstrahlschweißen und beim Widerstandspunktschweißen an den Spannungspunkten wirken.

Für das RLS wurden dazu die infolge des Energieeintrags wirkenden Kräfte in einer thermomechanischen Struktursimulation abgebildet. Durch einen schrittweisen Modellaufbau und die experimentelle Validierung konnten Kräfte beim Schweißen von Bauteilen im Überlappstoß in allen Raumrichtungen quantifiziert werden. Sie liegen bei einer Schweißnaht von 25 mm Länge zwischen ca. 3 und 79 N. Die Genauigkeit des Modells liegt dabei mindestens im Bereich der Haltekräfte, welche durch die Spannmerkmale realisiert werden können (vgl. Kapitel 4), und ist daher, insbesondere in Verbindung mit einem Sicherheitsfaktor, ausreichend hoch.

Für das Widerstandspunktschweißen wurde die Krafteinwirkung durch den mechanischen Eingriff der Schweißzange als wesentlich für die Auslegung identifiziert. Die dort wirkenden Kräfte wurden in Schweißversuchen durch Messungen mit einem Kraft-Momenten-Sensor ermittelt. Sie liegen im Bereich von ca. 102 bis 182 N. Diese beziehen sich auf einen Schweißpunkt mit Industrieüblichen Anlagen- und Prozessparametern. Damit stehen nun Modelle zur Verfügung, die es erlauben, Prozesskräfte beim RLS und WPS zu quantifizieren, um die für entsprechende Serienschweißaufgaben erforderliche Bauteilspanntechnik systematisch auszulegen.

In einer Studie wurden dann resultierende Prozesskräfte anhand einer beispielhaften Fügeaufgabe verglichen. Es konnte gezeigt werden, dass Kräfte für die untersuchte Anzahl und Länge der Schweißverbindungen beim WPS höher ausfallen als beim RLS.

In den Ausführungen in Kapitel 4 und Kapitel 5 wurden mögliche Spannmerkmale identifiziert sowie im Fügeprozess auftretende Reaktionskräfte bestimmt. Im folgenden Kapitel wird zudem ein Modell eingeführt, welches die Berechnung von Bauteilmaßabweichungen bei der Anwendung bauteilintegrierter Spanntechnik erlaubt.

## 6 Modell zur Toleranzanalyse beim Fügen

Zur Realisierung von Teilziel 3 wurde ein Modell entwickelt, welches die Toleranzanalyse beim Fügen mittels bauteilintegrierter Spanntechnik erlaubt und im vorliegenden Kapitel beschrieben ist. Dies umfasst die theoretische Modellbildung (Abschnitt 6.1), die Umsetzung in einer Simulationsumgebung (Abschnitt 6.2) sowie die experimentelle Validierung des Simulationsmodells (Abschnitt 6.3).

### 6.1 Theoretische Beschreibung der Modellbildung

Den Ausgangspunkt der Toleranzanalyse bildet die in Abbildung 1 dargestellte Fügeoperation. Das Ziel der Toleranzanalyse ist es, die sich infolge der Fügeoperation ergebenden Abweichungen des Zusammenbaus zu prognostizieren. Die Modellbildung fand im Rahmen der vorliegenden Arbeit unter der Verwendung bauteilintegrierter Spanntechnik, wie in Kapitel 4 erarbeitet, anstelle konventioneller Fügevorrichtungen statt.

#### 6.1.1 Einzelteilbetrachtung

Die zu fügenden Bauteile sind durch ihre Geometrie und deren herstellungsbedingte Abweichungen charakterisiert. Dabei sind für die vorliegende Arbeit konkret Form-, Maß- und Lageabweichungen relevant. Aufgrund ihrer, gegenüber Maß- und Lageabweichungen, vernachlässigbaren Auswirkung (u.a. PRAUN (2003, S. 67), JORDEN & SCHÜTTE (2014, S. 215)) werden die Formabweichungen der Spannerkmale nicht berücksichtigt. Es ergeben sich folglich Abweichungen einzelner Punkte, welche in den nächsten Schritten als

- Ausrichtpunkt = Merkmalsmittelpunkt,
- Spannungspunkt = Merkmalsmittelpunkt oder Flächenpunkt,
- Fügepunkt = Flächenpunkt,
- Messpunkt = Merkmalsmittelpunkt oder Flächenpunkt

beschrieben werden. Der Grund für die Verwendung von Referenzpunkten (und nicht beispielsweise Achsen oder Flächen) liegt darin, dass in der softwarebasierten Toleranzsimulation die Bauteile und die Anbindung zur Umgebung durch Punkte repräsentiert werden (vgl. Abschnitt 6.2). Ein exemplarischer Punkt  $i$  und die sich ergebende Abweichung für diesen Punkt  $\delta_i^{(BT)}$  sind in Abbildung 43 zu sehen.

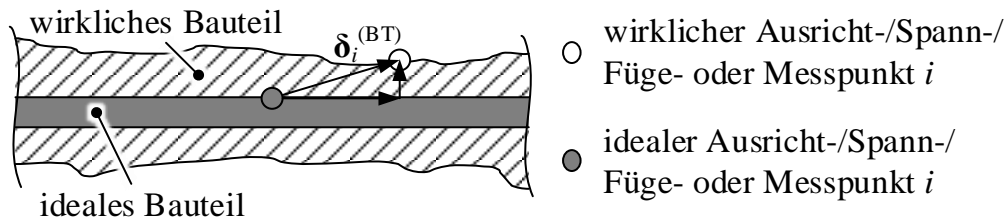


Abbildung 43: Lokale Betrachtung der Abweichung des Einzelteils: Die Lage eines Punktes auf einem idealen Bauteil verschiebt sich um den Abweichungsvektor  $\delta_i^{(BT)}$  in die Lage auf dem realen, also abweichungsbehafteten Bauteil

Die normal zur Bauteiloberfläche liegende Komponente von  $\delta_i^{(BT)}$  resultiert aus der Ebenheitstoleranz der betreffenden Fläche sowie aus der Maßtoleranz. Die Komponenten senkrecht dazu entspringen aus Positionstoleranzen. Beim Ansatz bauteilintegrierter Spanntechnik unterscheiden sich die Einzelteile lediglich durch die Toleranzen bzw. Abweichungen der Spannmerkmale von konventionellen Bauteilen. Anhaltspunkte hierfür wurden durch die Merkmalsmessungen in Kapitel 4 generiert.

Es sei angemerkt, dass die beschriebene Abweichung bei einem realen Bauteil nicht in dieser Form gemessen werden kann. Zur Beschreibung der Abweichung muss eine zugehörige Ausrichtung (zum Beispiel nach der 3-2-1-Regel, wie in Abschnitt 2.1.2) festgelegt sein. Die definierten Ausrichtpunkte werden dabei auf die zugehörigen Punkte der Nominalgeometrie „gezogen“. Die Abweichung an den Ausrichtpunkten ist somit per Definition Null. An allen weiteren Punkten kann dann die Abweichung von der Nominalgeometrie gemessen werden. Auf die Verschiebung durch die Ausrichtung beim Positionieren der Bauteile wird im Folgenden eingegangen.

### 6.1.2 Positionieren der Bauteile

Der Positionierprozess dient dazu, die später zu fügenden Bauteile wiederholgenau in die richtige Position und Orientierung zueinander zu bringen. Neben den Einzelteilabweichungen führt auch das Positionieren zu Abweichungen. Dies ist durch die toleranzbehaftete Anbindung der Bauteile zur Umgebung sowie durch sich aus dem Spiel ergebende Verschiebungen und Verdrehungen begründet (vgl. Abschnitt 2.1.2). In der Arbeit von PRAUN (2003) wurden nur die Schritte *Einspannen* und *Fügen* lokal beschrieben (vgl. Abbildung 20). Für den Vergleich mit dem merkmalsbasierten Ansatz wird an dieser Stelle auch auf das *Positionieren* nach dem konventionellen Prinzip eingegangen. Dazu sind in Abbildung 44 exemplarisch eine flächige Auflage (links) und eine Stift-Loch-Kombination (rechts) dargestellt.

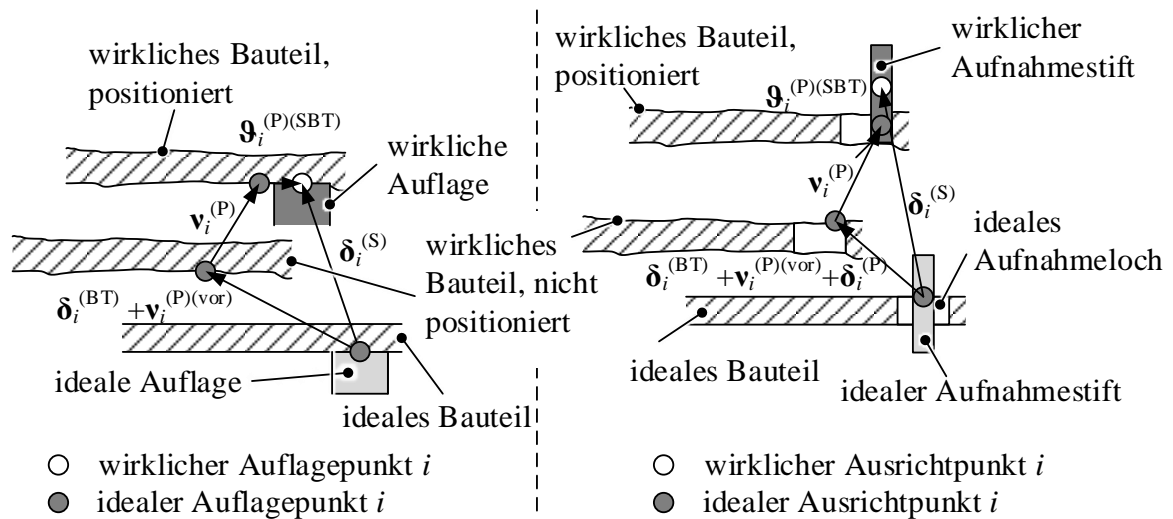


Abbildung 44: Lokale Betrachtung einer flächigen Auflage (links) und einer Stift-Loch-Paarung (rechts) zur konventionellen Positionierung von Bauteilen

Die reale Lage des Ausrichtpunkts  $i$  auf dem tatsächlichen, noch nicht positionierten Bauteil kommt durch folgende Anteile zustande: die zuvor genannten Bauteilabweichungen  $\delta_i^{(BT)}$ , Abweichungen durch Verschiebungen aufgrund Abweichungen anderer Ausrichtpunkte  $v_i^{(P)(vor)}$  und bei der Stift-Loch-Paarung durch das Spiel  $\delta_i^{(P)}$ . Aus der tatsächlichen Lage des Positionierstifts oder der Auflage ergibt sich die erforderliche Punktverschiebung  $v_i^{(P)}$  sowie die mögliche Relativverlagerung zur Vorrichtung  $\vartheta_i^{(P)(SBT)}$  (S steht für Spannelement, in diesem Fall die Auflage bzw. der Aufnahmestift):

$$v_i^{(P)} + \vartheta_i^{(P)(SBT)} = \delta_i^{(S)} - \delta_i^{(BT)} - v_i^{(P)(vor)} - \delta_i^{(P)} \quad \text{Formel 30}$$

Ähnlich dem konventionellen Ansatz werden auch beim auf Spanmerkmalen basierenden Ansatz drei oder mehr Punkte der Primärebene mithilfe von flächigen oder punktförmigen Auflagen fixiert. Der maßgebliche Unterschied zur konventionellen Methode ist, dass nicht die Vorrichtung das primäre Bezugssystem darstellt, sondern eines der Bauteile. Die in Abbildung 45 dargestellten Vektoren können analog zu den konventionellen Ausführungen (vgl. Abbildung 44) beschrieben werden. Auf einen Vektor der Relativbewegung in Richtung der Aufnahmelochachse wurde verzichtet, da diese Richtung zumindest einseitig gesperrt ist. Damit ergibt sich für die Verschiebung des Bauteils A:

$$v_i^{(P)(A)} = \delta_i^{(BT,B)} + v_i^{(P)(B,vor)} - \delta_i^{(BT,A)} - v_i^{(P)(A,vor)} - \delta_i^{(P)} \quad \text{Formel 31}$$

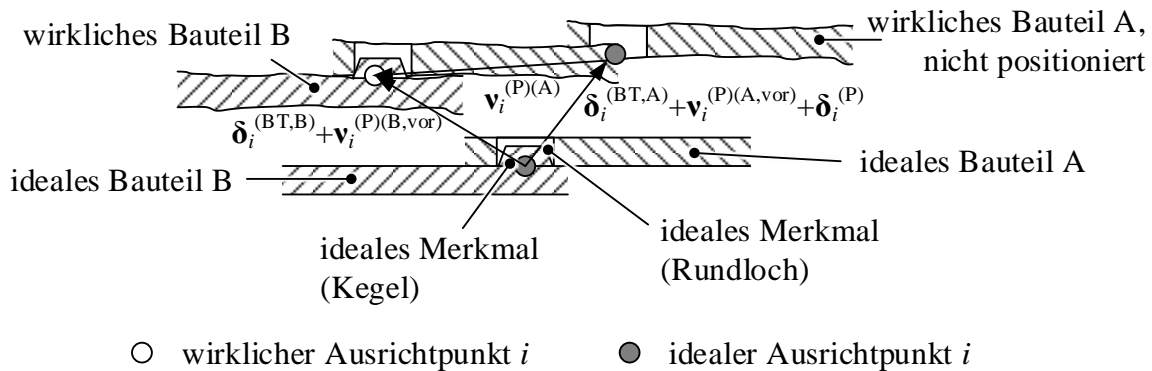


Abbildung 45: Lokale Betrachtung des Positionierens von Bauteilen mittels bauteilintegrierter Spanntechnik

Beim Einlegen von Bauteilen in konventionelle Vorrichtungen wird davon ausgegangen, dass die Aufenthaltswahrscheinlichkeit eines Aufnahmestifts innerhalb eines Aufnahmelochs unter Berücksichtigung der vorliegenden Durchmesser an allen Orten gleich ist, sofern ein In-Position-Rutschen, etwa durch Gewichtskräfte<sup>23</sup>, ausgeschlossen werden kann (DIMENSIONAL CONTROL SYSTEMS INC. 2013, S. 110). Durch entsprechende Versuche wurde dieses Verhalten auch für die ebenfalls spielbehafteten Spanmerkmal-kombinationen zwischen Kegel und Loch nachgewiesen. Die Versuche dazu sind im Anhang A5 erläutert. Für selbst-zentrierende Spanmerkmal-kombinationen wie die Paarung einer Kugel mit einem Kragen wird von konzentrischer, spielfreier Ausrichtung ausgegangen.

### 6.1.3 Einspannen der Bauteile

Das Einspannen in konventionellen Vorrichtungen entspricht dem Schließen der Spannelemente. Die Bauteile werden dadurch auf die tatsächliche Position der Spannelemente gedrückt (vgl. Abbildung 20, links). Die dafür erforderliche Kraft  $F_I$  kann mittels Formel 20 berechnet werden. Werden andere Spannmittel, wie beispielsweise einfache Magnetkugeln als Auflage verwendet (vgl. Tabelle 2), kann maximal die Magnetkraft<sup>24</sup>  $F_{mag}$  aufgewendet werden. Für den Fall, dass  $F_{mag}$  größer als die mittels Formel 20 ermittelte Einspannkraft  $F_I$  ist, kann analog zu den

<sup>23</sup> Eine definierte Anlage der Bauteile an Positionierelementen kann etwa durch gegenüber der Horizontalen angestellte Vorrichtungen erzwungen werden.

<sup>24</sup> Die Magnetkraft ist eine vom Abstand des Metallblechs zum Magneten abhängige Funktion. Der Abstand entspricht nach Abbildung 20  $\approx v_j^{(C)(PT)}$ . Daher ist  $F_{mag}(v_j^{(C)(PT)})$  in der Berechnung anzusetzen.



Berechnungen nach PRAUN (2003) fortgeföhren werden. Ist  $F_{mag}$  geringer als die erforderliche Einspannkraft, ist die Einspannkraft durch die Magnetkraft zu ersetzen. Es kann dann mithilfe von Formel 20 die durch die Magnetkraft erreichte Bauteilverschiebung berechnet werden. Für diesen Fall ergibt sich ein Spalt zwischen dem Spannelement und dem Bauteil.

### 6.1.4 Fügen der Bauteile

Wird zum Fügen eine Schweißzange verwendet, kann wie in den Ausführungen von PRAUN (2003) beschrieben vorgegangen werden (vgl. Abschnitt 3.2.2).

Das Remote-Laserstrahlschweißen erfordert eine andere Betrachtung. Da keine (Schweißzangen-)Kraft auf die Bauteile wirkt, bleibt eine Verformung der Bauteile als Folge des eigentlichen Fügen (unter Vernachlässigung des Verzugs durch Wärmeeintrag beim Schweißen) aus. Liegt vor dem Fügen im Überlappstoß ein Spalt zwischen den zu fügenen Bauteilbereichen vor, wird dieser Spalt überbrückt und durch die Schweißnaht dauerhaft geschlossen. Dabei wird vorausgesetzt, dass das Maß des Spaltes ausreichend gering ist, um durch das eingesetzte Verfahren überbrückt<sup>25</sup> werden zu können. Der sich einstellende Spalt vor dem Fügen entspricht dem Abstand zweier gegenüberliegender Knoten  $k_a$  auf Bauteil A und  $k_b$  auf Bauteil B. Er ergibt sich aus der Einzelteilgeometrie, deren Abweichungen, der Bauteilsteifigkeit und der Spannsituation. Die Berechnung des Spaltes in Abhängigkeit dieser Größen wird beispielsweise in LI ET AL. (2001) beschrieben. Während in den Berechnungen zum Punktschweißen das Fügen der Bauteile durch die Addition der Steifigkeitswerte der in Anlage gebrachten Fügeknoten abgebildet wird (vgl. Abschnitt 3.2.2), ist dies durch den möglichen Spalt beim Laserstrahlschweißen nicht direkt möglich. Um den Fügevorgang mithilfe des Laserstrahlschweißens in FE-Berechnungen berücksichtigen zu können, ist eine lokale Neuvernetzung im Bereich der Fügezone beider Bauteile nötig. Die neuen Fügeknoten sind dabei so zu wählen, dass sie in Anlage liegen, ohne die weiteren Bauteilregionen zu beeinflussen. Dies entspricht der Verbindung zweier Bleche an einer Schweißnaht mit Spalt. Die Schweißverbindung kann anschließend analog zur Punktschweißverbindung durch die Addition der neuen Fügeknotensteifigkeitswerte dargestellt werden.

---

<sup>25</sup> Nach z.B. LI ET AL. (2001) beträgt die maximale Spaltgröße beim Remote-Laserstrahlschweißen einer Kehlnaht etwa 15 % der Blechdicke des Oberblechs.

### 6.1.5 Entspannen der Bauteile

Das Entspannen des gefügten Verbundes entspricht dem Öffnen der Spannelemente der Vorrichtung respektive der Wegnahme der Magnetkraft. Die sich einstellende, finale Verschiebung  $v_i^{(res)}$  eines Punktes  $i$  (vgl. Abbildung 46) ergibt sich aus den Abweichungen des Spannelementes  $\delta_i^{(S)}$  und dem Rücksprung  $v_i^{(A)}$ , der sich durch die Formel 21 bis Formel 27 berechnen lässt.

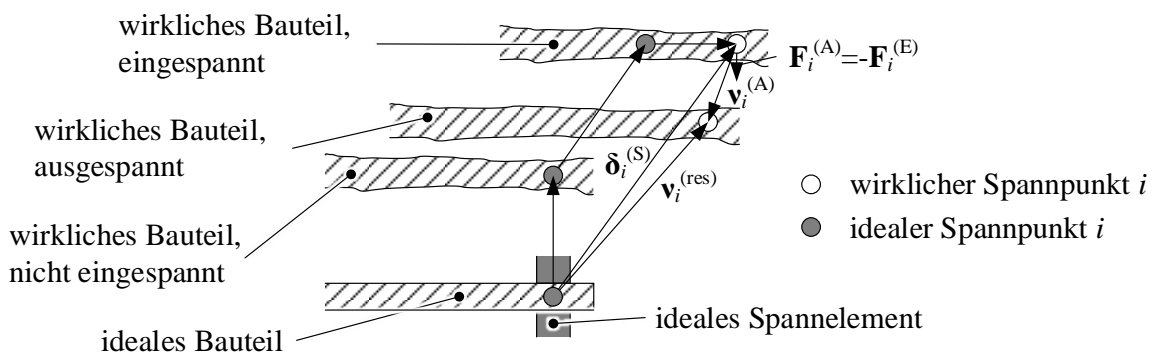


Abbildung 46: Lokale Betrachtung der sich ergebenden Verschiebung eines Punktes  $i$  nach dem Entspannen der Bauteile nach dem Laserschweißen

Soll zudem die Abweichung durch Schweißverzug berücksichtigt werden, muss dieser separat, beispielsweise in einer thermomechanischen Struktursimulation, ermittelt werden. Valide Ansätze hierfür bieten unter anderem RADAJ (2002) und SCHWENK (2007). Die so ermittelten Abweichungen durch Verzug  $\delta_i^{(therm)}$  können den zuvor berechneten Verschiebungen  $v_i^{(res)}$  lokal superponiert werden.

## 6.2 Implementierung des Ansatzes in einer Simulationsumgebung

Für die rechnerunterstützte Toleranzanalyse stehen verschiedene Softwarelösungen aus dem Bereich des Computer Aided Tolerancing (CAT) zur Verfügung. Diese unterscheiden sich einerseits in ihrer Funktionalität, andererseits in der mathematischen Beschreibung und Verarbeitung von Toleranzen. Einen umfassenden Überblick hierzu bieten die Arbeiten von PRISCO & GIORLEO (2002), SHEN ET AL. (2005), SHAH ET AL. (2007) und CHEN ET AL. (2014). Für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wurde die Softwarelösung *3DCS Analyst* des Herstellers *Dimensional Control Systems (DCS)* in der Version 7.5.0.1 eingesetzt.

Die Toleranzrepräsentation in *3DCS* erfolgt anhand von Punkten im Raum, wobei die Punkte durch ihre Ortsvektoren sowie durch die Normalenrichtung der Bauteiloberfläche, auf der sie liegen, charakterisiert werden (PRISCO & GIORLEO 2002). Damit kann die Abweichungsfortpflanzung anhand der in den Abschnitten 3.2.2 respektive 6.1 aufgezeigten Vektorrepräsentation berechnet werden. Zusätzlich zur Basisversion für eine Starrkörpermodellierung wurde die Erweiterung *3DCS Compliant Modeler* genutzt. Sie erlaubt eine Modellierung nachgiebiger Baugruppen durch das Hinterlegen eines FEM-Netzes und einer Steifigkeitsmatrix der betreffenden Bauteile (ZHOU ET AL. 2010). Um die Rechenzeit gering zu halten, werden dabei nur linear elastische Analysen durchgeführt (vgl. Fußnote 7) sowie die Superelementtechnik<sup>26</sup> angewendet.

### 6.2.1 Schritte der Modellbildung und verwendete Referenzstruktur

Die Modellbildung zur Toleranzanalyse auf FEM-Basis lässt sich nach SCHLATHER ET AL. (2018A) in die folgenden fünf Schritte unterteilen:

1. Vernetzen der Bauteile in einem FEM-Präprozessor und Ableitung der reduzierten Steifigkeitsmatrix
2. Zuweisen der Einzelteiltoleranzen
3. Modellierung der Prozessschritte der Fügeoperation (vgl. Abbildung 1) und Zuweisung von Prozesstoleranzen
4. Definition relevanter Funktionsmaße für die statistische Auswertung
5. Gekoppelte FEM-Analyse und Toleranzanalyse mittels Monte-Carlo-Simulation

Eine exemplarische Modellbildung erfolgte anhand eines repräsentativen Karosseriezusammenbaus aus dem Automobilbau. Die dafür zu fügenden Einzelteile sind in Abbildung 47 dargestellt. Der Zusammenbau wurde als für die Untersuchungen geeignet angesehen, da die Bauteile

- gegenüber Gewichts- und Prozesskräften als nachgiebig betrachtet werden können,

---

<sup>26</sup> Die Superelementtechnik basiert auf der Vereinfachung des Gleichungssystems der gesamten FE-Struktur durch Reduzierung des Systems auf die wesentlichen Freiheitsgrade. Durch die sogenannte Superelementsteifigkeitsmatrix kann die ursprüngliche Matrix substituiert werden, ohne wesentliche Genauigkeitseinbußen hinnehmen zu müssen. Eine Beschreibung hierzu erfolgt beispielsweise in UNGEMACH (2009, S. 15-16).

- eine angemessene Komplexität durch repräsentative Form-, Maß- und Lagetoleranzen aufweisen,
- in dieser Form gegenwärtig in einer konventionellen Vorrichtung mittels Widerstandspunktschweißen gefügt werden
- und zudem für das Remote-Laserstrahlschweißen geeignet sind.

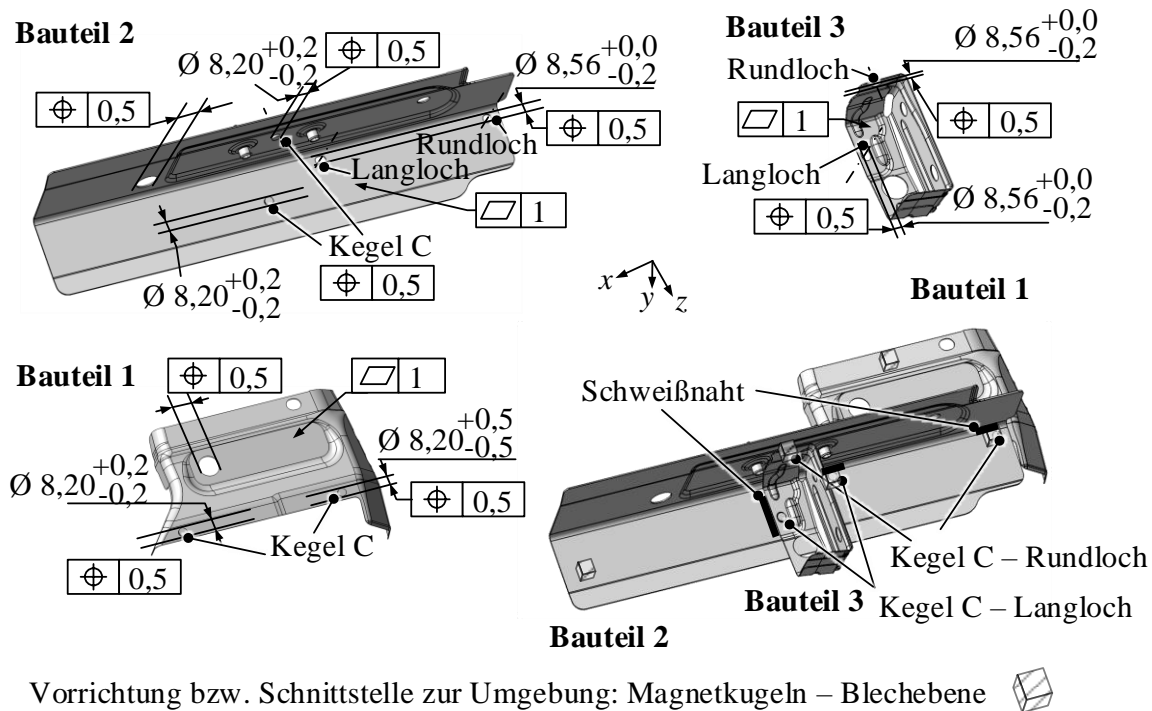


Abbildung 47: Für die Modellbildung verwendete Einzelteile (links und oben) mit Spanmerkmalen, relevanten Toleranzarten und beispielhaften Toleranzwerten; Zusammenbau aus diesen Teilen mit Anbindung zur Umgebung und Lage der Schweißnähte (rechts unten)

Es sei angemerkt, dass in den folgenden Ausführungen das generische Vorgehen an der genannten Referenzstruktur beschrieben wird. Auf die spezifischen Werte für die Bauteil- und die Prozesstoleranzen, welche für die Simulation und Validierung verwendet wurden, wird an der entsprechenden Stelle in Abschnitt 6.3 eingegangen.

### 6.2.2 Schritt 1: Bauteilvernetzung und Ableitung der Steifigkeitsmatrix

Das für den *3DCS Compliant Modeler* benötigte FE-Netz wurde in der Software *Abaqus* in der *Version 6.14* erstellt. Dazu wird in *Abaqus* keine vollständige Finite-Elemente-Analyse durchgeführt, sondern es werden lediglich die Bauteile vernetzt. Da es sich bei allen drei Bauteilen um dünnwandige Blechbauteile handelt, wurde

eine Vernetzung mit *S3-Schalenelementen* (Dreiecke) vorgenommen. Als Bauteilstärke wurde jeweils die nominale Blechdicke angesetzt, die sich bei Bauteil 1 auf 0,7 mm, bei Bauteil 2 auf 1,6 mm und bei Bauteil 3 auf 0,8 mm beläuft. Des Weiteren wurden die mechanisch relevanten Werkstoffeigenschaften zugewiesen. Diese sind der E-Modul  $E$  (210 GPa), die Querkontraktionszahl  $\nu$  (0,33) und die Dichte  $\rho$  (7850 kg/m<sup>3</sup>). Anschließend kann, ebenfalls in *Abaqus*, ein Set der reduzierten Knoten erzeugt werden, die später als Superelementknoten dienen sollen. Da alle Ausricht-, Spann-, Füge- und Messpunkte als Superelementknoten vorhanden sein müssen, ist zuvor die Erstellung von Knoten an diesen Positionen erforderlich (UNGEMACH 2009, S. 15-16).

### 6.2.3 Schritt 2: Zuweisen der Einzelteiltoleranzen

Wie in Abschnitt 6.1.1 dargelegt, weisen die Einzelteile herstellungsbedingte Abweichungen auf. Diese Abweichungen werden durch Toleranzen repräsentiert, die den Bauteilen zugewiesen werden müssen. Durch entsprechende Funktionen in *3DCS* können dazu die in Abbildung 47 dargestellten Toleranzen zugeordnet werden: Positionstoleranzen gelten demnach für die Mittelpunkte von Langlöchern, Rundlöchern und Kegeln. Werden Merkmale dabei innerhalb einer Arbeitsfolge im Presswerk eingebracht, kann deren relative Abweichung zueinander als Null angenommen werden (BIRKERT ET AL. 2013, S. 646-647). Dies gilt im Fall der Referenzbauteile für die Kegel von Teil 1, die Kegel von Teil 2 und die Löcher von Teil 2. Des Weiteren wurden allen ebenen Bauteilflächen Ebenheitstoleranzen zugewiesen. Durchgängige Flächen (das bedeutet solche, welche nicht durch beispielsweise Radien und Biegungen unterbrochen sind) wurden dabei als gruppiert schwankend berücksichtigt. Voneinander getrennte Flächen wurden hingegen als unabhängig schwankend modelliert. Wie in Abschnitt 6.1.1 erläutert, können Formtoleranzen der Merkmale vernachlässigt werden. Neben Form- und Lagetoleranzen müssen zudem alle bemaßten Geometrielemente der Bauteile mit entsprechenden Maßtoleranzen versehen werden.

Für die Zuweisung von Toleranzen der Spannmerkmale kann auf die erhobenen statistischen Daten aus Kapitel 4, Abschnitt 4.3.2 zurückgegriffen werden. Für alle weiteren Geometrielemente von Bauteilen liegen üblicherweise Erfahrungswerte, Industriestandards oder Ergebnisse aus Einzelteilmessungen vor.

### 6.2.4 Schritt 3: Modellierung der Prozessschritte und Prozesstoleranzen

Prozessschritte werden in 3DCS durch sogenannte „moves“ repräsentiert. Im Anwendungsfall wurde dazu Bauteil 1 nach dem 3-2-1-Prinzip im Raum positioniert. Die zum Positionieren verwendeten Punkte müssen dabei den Positionen der Stützstellen der Magnetkugelaufnahme entsprechen (vgl. Abbildung 47 und Abbildung 48). Zur Steigerung der Ergebnisgenauigkeit empfehlen DROSSEL ET AL. (2013) die messtechnische Erfassung der tatsächlichen Lagen von Spannelementen und die Berücksichtigung in der Simulation. Die in der Simulation gesperrten Freiheitsgrade an diesen Stellen müssen ebenfalls denen des realen Aufbaus entsprechen.

In konventionellen Fügevorrichtungen erfolgt ein Schließen der Spannelemente erst, nachdem alle Bauteile in die Vorrichtung eingelegt wurden. Werden hingegen nicht schaltbare Magnetspanner verwendet, erfolgt das Spannen direkt mit dem Einlegen eines jeden Bauteils. Im Anwendungsfall wurde daher ein entsprechender „*clamp move*“ nach dem „*position move*“ von Bauteil 1 eingeführt. Die Lage der Spannstellen ist in diesem Fall kongruent mit denen der Aufnahmestellen.

Darauf folgend wurde das Einlegen von Bauteil 2, ebenfalls durch einen „*position move*“, abgebildet. Im Gegensatz zum Einlegen in eine konventionelle Vorrichtung müssen hier die Kegel von Bauteil 1 als Aufnahmepins für die Löcher von Bauteil 2 zugewiesen werden. Das mögliche Spiel der Bauteile zueinander kann, unter Berücksichtigung der Verteilungsfunktion (vgl. Abschnitt 6.1.2) und der Durchmesser der Paarungselemente, durch die entsprechende 3DCS-Funktion „*pin-hole float*“ abgebildet werden. Auch hier ist ein „*clamp move*“ an den Positionen der Magnetspanner nach dem Positionieren erforderlich.

Das Einlegen und Spannen von Bauteil 3 kann identisch zum Vorgehen von Bauteil 2 abgebildet werden. Hier dienen lediglich die Kegel und die Kontaktflächen von Bauteil 2 als Positionierreferenz (vgl. Abbildung 48).

Für den darauf folgenden Schritt des Fügens muss bei der Modellierung zwischen dem Widerstandspunktschweißen und dem Remote-Laserstrahlschweißen unterschieden werden. Im Falle des Widerstandspunktschweißens bietet 3DCS die entsprechende Funktion „*join*“ an. Dies entspricht mechanisch einem nicht lösbaren „*clamp move*“ an der Stelle des Schweißpunktes. Die Streuung der Schweißpunkt-

lage infolge der Positioniergenauigkeit der Schweißzange kann in der Simulation ebenfalls berücksichtigt werden<sup>27</sup>.

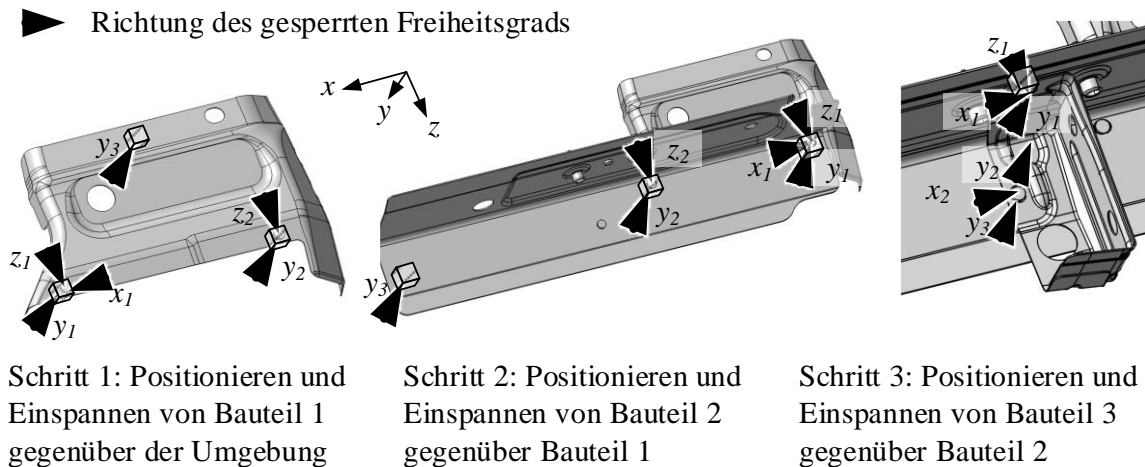


Abbildung 48: Fügefolge des Zusammenbaus mit dem jeweils verwendeten Ausrichtschema der Bauteile 1, 2 und 3

Für das im Anwendungsfall untersuchte RLS (oder andere nicht-taktile Fügeverfahren) stand zum Zeitpunkt der Arbeit noch keine Funktion in 3DCS zur Verfügung. Daher wurde dieser Vorgang durch zwei separate Schritte abgebildet: Zunächst wurde die Schweißnaht durch vier Punkte, jeweils zwei am Anfang und Ende der Naht, dargestellt. Diese liegen jeweils an der Unterkante des Oberblechs und der Oberkante des Unterblechs (vgl. Abbildung 47). Der Abstand  $d_{SP}$  dieser Punkte von Oberblech zu Unterblech (dies entspricht dem Fügespalt) kann in 3DCS zu einem beliebigen Prozessschritt (bzw. *move*) gemessen und ausgegeben werden. Zur Abbildung des RLS wurde dieser Abstand nach dem Einspannen des letzten Bauteils, vor dem Fügen, gemessen. Dieser Wert wurde dann jeweils als vorgegebene Verschiebung der Knoten für die weiteren Prozessschritte beibehalten.

Nach dem Fügen muss das Entspannen der Bauteile nachgebildet werden. Dazu wird die Funktion „*unclamp*“ auf alle zuvor mittels „*clamp*“ eingespannten Punkte angewendet. Dies entspricht dem Lösen der Spannelemente bzw. der Entnahme aus der Magnetaufnahme.

Um die finale Abweichung von Messpunkten bestimmen zu können, muss der gefügte Zusammenbau für die Messung referenziert, das bedeutet ausgerichtet,

<sup>27</sup> Dies wird als Ergebnis aus Untersuchungen von PRAUN (2003, S. 54-56) auch empfohlen.

werden. Dies erfolgt üblicherweise anhand des 3-2-1-Prinzips, angewendet auf das neue „Einzelteil“ Zusammenbau. Wichtig hierbei ist, dass das in der Simulation definierte Ausrichtprinzip mit dem übereinstimmt, welches auch bei der physischen Vermessung des Zusammenbaus zur Anwendung kommt. Für den Anwendungsfall wurde dazu eine Aufnahme genutzt, wie sie auch in der industriellen Serienfertigung für diesen Umfang zum Einsatz kommt (vgl. Abbildung 49).

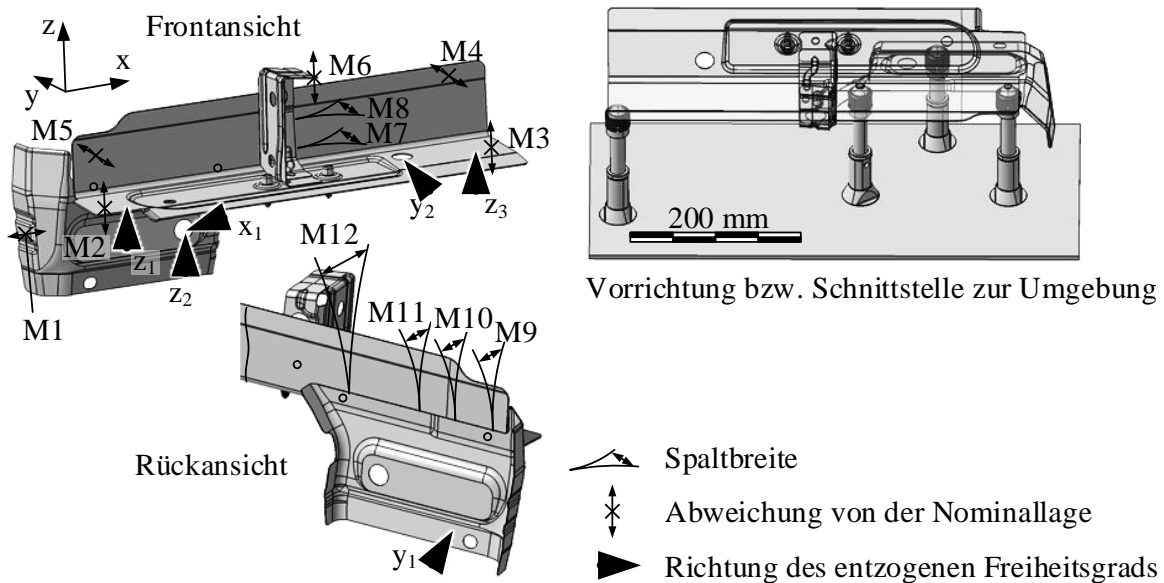


Abbildung 49: Aufnahmeschema und Messpunkte des Zusammenbaus für die Messung (links) sowie Schnittstelle zur Umgebung (rechts)

### 6.2.5 Schritt 4: Definition von Messpunkten für die statistische Auswertung

Die Konstruktion von Produkten beginnt im Allgemeinen mit der Definition von übergeordneten Anforderungen, sogenannten Schlüsseigenschaften (Engl.: *key characteristics* nach LEE ET AL. (1995)). Diese Anforderungen können aus Produktspezifikationen (bspw. die Fahrzeuglänge) oder aus Prozessrandbedingungen (bspw. der maximale Fügespalt beim Schweißen) resultieren und müssen auf die einzelnen Komponenten des Produktes heruntergebrochen werden. Im Falle des Referenzzusammenbaus unterliegen beispielsweise die in Abbildung 49 dargestellten Punkte M1 bis M12 definierten Maßanforderungen. Für die Auswertung dieser Größen müssen dazu Messpunkte im Simulationsmodell erstellt werden. Dadurch können sowohl Abstandsmaße (Punkt zu Punkt) als auch Punktabweichungen



(Punktlage real zu Punktlage nominal) im Anschluss an die Simulation ausgewertet werden.

### 6.2.6 Schritt 5: Ablauf der Simulation

Die Simulation entspricht einer gekoppelten FEM- und Toleranzanalyse mittels Monte-Carlo-Simulation. Das Vorgehen ist im Detail, mitsamt allen Eingangsgrößen, Prozess- bzw. Berechnungsschritten und Ausgabegrößen, in Abbildung 50 dargestellt. Bei der Monte-Carlo-Simulation werden dabei zufällige Abweichungen  $\delta_i$  der tolerierten Geometrieelemente unter Berücksichtigung der vergebenen Häufigkeitsverteilung generiert (vgl. Abschnitt 2.2.4.3).

Basierend auf diesen Werten werden dann die resultierenden Einzelverschiebungen  $\mathbf{v}_i^{(res)}$  an allen Knoten berechnet, welche sich infolge des Positionierens, des Einspannens, des Fügens und des Rücksprungs nach dem Entspannen einstellen. Für jede Berechnung mit den Werten  $\delta_i$  ergibt sich demnach ein Wert  $\mathbf{v}_i^{(res)}$  an jedem Knoten. Durch wiederholte Berechnung mittels der Monte-Carlo-Methode resultieren dadurch in  $N$  Simulationsdurchläufen  $N$  Ergebnisse für  $\mathbf{v}_i^{(res)}$ . So können statistische Verteilungen und Kenngrößen erhoben werden. Eine Simulationsanzahl (das bedeutet virtuelle Fügeoperationen) von 20.000 bis 50.000 ist dabei ein Industrie-üblicher Wert, um eine statistisch abgesicherte Aussage zur erzielbaren Geometrie zu erhalten (BIRKERT ET AL. 2013, S. 68). Neben der Monte-Carlo-Simulation kann zudem eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt werden. Dabei werden die Einzelabweichungen  $\delta_i$  unabhängig voneinander auf jeweils den maximalen, den mittleren und den minimalen Wert gesetzt. Dies erlaubt die Identifikation der Hauptbeitragsleister zu einzelnen Abweichungen  $\mathbf{v}_i^{(res)}$ .

Im folgenden Abschnitt werden Berechnungen mit dem vorgestellten Modell beschrieben und die Ergebnisse anhand von experimentellen Vergleichsversuchen validiert.

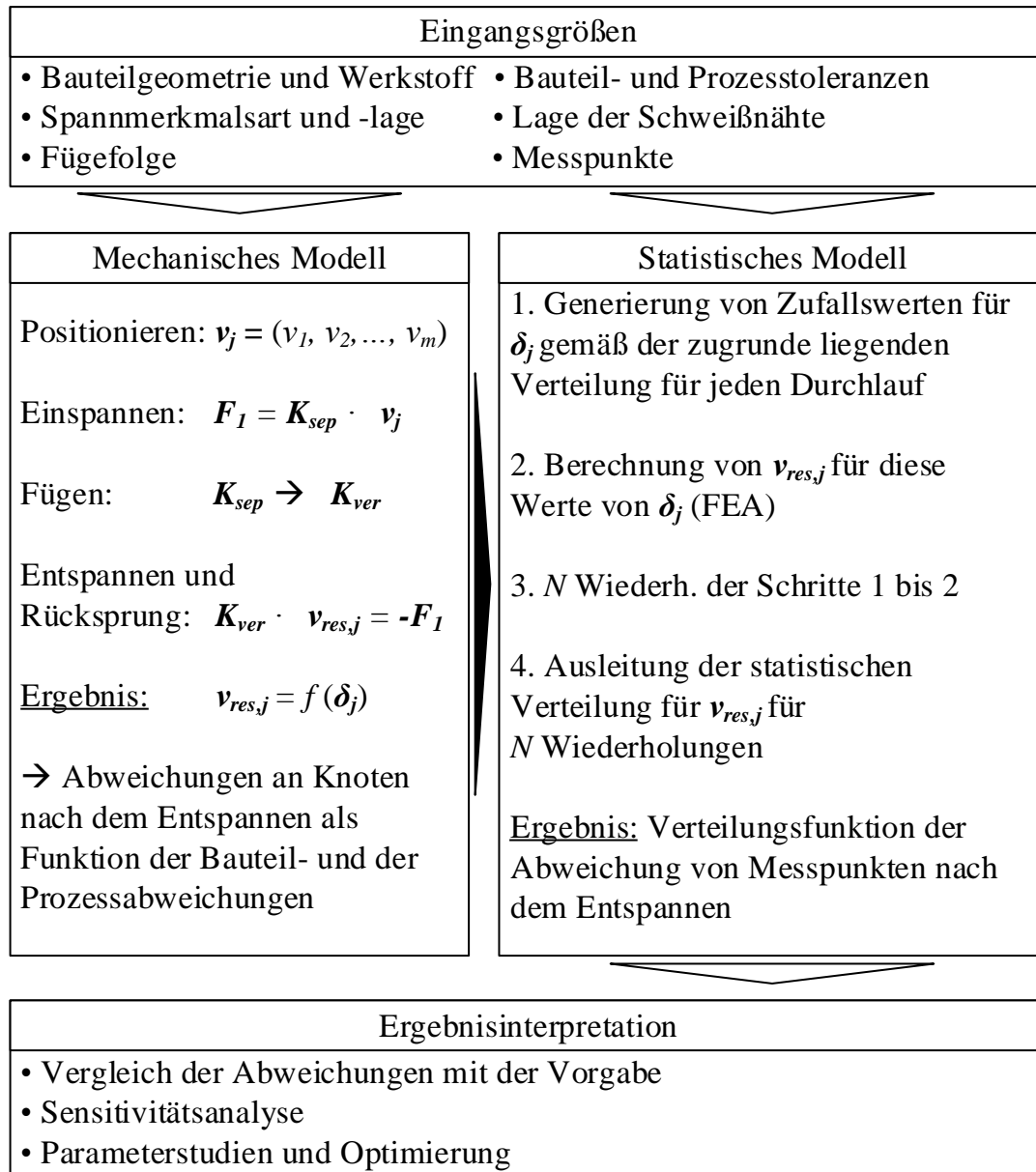


Abbildung 50: Eingangsgrößen, Berechnungsschritte und Ausgabegrößen des Simulationsmodells für die Toleranzanalyse beim Fügen mittels bauteilintegrierter Spanntechnik (eigene Darstellung in Anlehnung an PRAUN (2003, S. 95))

## 6.3 Validierung des Simulationsmodells

### 6.3.1 Versuchsplanung

Ziel des hier beschriebenen Experiments war der Abgleich der Abweichungen real gefügter Baugruppen mit den Ergebnissen der modellbasierten Fügeoperation. Auf

Basis dieses Vergleichs kann dann die Modellgüte beurteilt werden. Ein bedeutender Aspekt der Versuchsplanung zur Validierung statistischer Modelle ist die Verwendung eines aussagefähigen Stichprobenumfangs (STOCKINGER 2011, S. 161). Soll ein unbekannter Parameter, wie beispielsweise die mittlere Abweichung eines Messpunktes der Grundgesamtheit, geschätzt werden, wird eine erwartungstreue Schätzung mithilfe des Mittelwerts der Stichprobe ermittelt (vgl. Abschnitt 2.2.2). Nach TOUTENBURG (1994, S. 27-31) lässt sich die hierfür (mindestens) erforderliche Stichprobengröße  $N_{Test}$  durch Umstellung des Signifikanztests, welcher beim Vergleich zweier unabhängiger Gruppen (hier: Ergebnisse aus Simulation und Experiment) verwendet wird, mithilfe von Formel 32 herleiten:

$$N_{Test} = \frac{(u_{1-\alpha} + u_{1-\beta})^2 \cdot \sigma_d^2}{\delta^2} \quad \text{Formel 32}$$

mit

- $u_{1-\alpha/\beta}$ : Quantile der zugrunde liegenden Dichtefunktion der Verteilung
- $\alpha, \beta$ : Wahrscheinlichkeit für einen Fehler 1. bzw. 2. Art
- $\sigma_d$ : Standardabweichung der Grundgesamtheit
- $\delta$ : Differenz der Erwartungswerte beider Parameterräume

In der praktischen Anwendung von Formel 32 wird  $\sigma_d^2$  üblicherweise durch die Stichprobenvarianz geschätzt (TOUTENBURG 1994, S. 28), welche nach LANGE (1994) wiederum durch Formel 33 berechnet werden kann:

$$\sigma_d^2 = \left( \frac{x_{max} - x_{min}}{5,15} \right)^2 \quad \text{Formel 33}$$

$x_{max}$  und  $x_{min}$  sind dabei die zu erwartenden Maximal- bzw. Minimalwerte der Grundgesamtheit. Im Anwendungsfall entsprechen diese den maximal auftretenden Abweichungen. Es wurden daher die maximal zulässigen Maßabweichungen des Zusammenbaus von  $\pm 1$  mm angesetzt. Durch die Schätzung von  $\sigma_d^2$  auf Basis einer Stichprobe müssen für  $u_{1-\alpha/\beta}$  die Quantile der t-Verteilung,  $t_{1-\alpha/\beta}$ , herangezogen werden (TOUTENBURG 1994, S. 28). Für technisch übliche Werte von  $\alpha = 5\%$  und  $\beta = 15\%$  (STOCKINGER 2011, S. 163) betragen  $t_{1-\alpha} = 1,645$  bzw.  $t_{1-\beta} = 1,062$  (vgl. hierzu das Tabellenwerk aus RÖBLER & UNGERER (2004, S. 32)).

Als letzter Wert muss die minimal zu detektierende Differenz der Erwartungswerte  $\delta$  aus Experiment und Simulation festgelegt werden. Dabei sollte  $\delta$  größer sein als die Ungenauigkeit des Messverfahrens (ZWANZIGER ET AL. 1986). Es wurde  $\delta = 0,06$  mm definiert, da dies der doppelten Messungenauigkeit des verwendeten

Messverfahrens (vgl. Abschnitt 6.3.2) entspricht. Die Stichprobengröße  $N_{Test}$  beträgt demnach:

$$N_{Test} = \frac{(1,96 + 0,22)^2 \cdot (0,15\text{mm})^2}{0,06^2} = 46,3 = 47. \quad \text{Formel 34}$$

Dies stellt den Mindestumfang der Stichprobe dar. Für die im Folgenden beschriebenen Versuche wurde eine Stichprobengröße von 48 verwendet.

### 6.3.2 Vorgehen bei der Validierung

Das Simulationsmodell wurde anhand des in Abbildung 51 dargestellten Vorgehens validiert. Bei den in der Simulation verwendeten Bauteilen (vgl. Abbildung 47) handelt es sich um Teile, welche in dieser Form, jedoch ohne integrierte Spannerkmale, in der Serienfertigung im Presswerk eines namenhaften PKW-Herstellers produziert werden. In einer zusätzlichen Arbeitsfolge wurden die Spannerkmale (d. h. die Kegel und Löcher) in jeweils 48 der Einzelteile eingebracht (V0). Die so hergestellten Einzelteile wurden hinsichtlich ihrer Geometrie vermessen (V1.1). Dazu kam ein ATOS-III-Triple-Scan-16M-Messsystem zum Einsatz. Die angegebene Abweichung beim gewählten Messbereich beträgt 0,03 mm. Die Ausrichtung der Einzelteile bei der Messung war dabei identisch zur Ausrichtung in Abbildung 48. Auf Basis der Messungen wurden die real auftretenden Form-, Maß- und Lageabweichungen sowie deren Verteilungsform abgeleitet (V1.2) und entsprechend im Simulationsmodell abgebildet (V1.3 bzw. Schritt 2 der Modellbildung, vgl. Abschnitt 6.2.3). Zudem wurden die tatsächlichen Lagen und Maße der Aufnahmeelemente der Vorrichtung (vgl. Abbildung 52) erfasst und als konstanter Wert in der Simulation berücksichtigt (vgl. Schritt 3 in Abschnitt 6.2.4). Das Fügen mittels RLS wurde analog zu den Ausführungen in Schritt 3, Abschnitt 6.2.4, modelliert. Basierend auf diesen Eingangsdaten wurde die Toleranzsimulation, entsprechend dem Ablauf aus Abbildung 50, durchgeführt (V1.4). Die Anzahl an Simulationsläufen betrug 20000.

Zur Generierung von experimentellen Vergleichswerten wurden die in V0 hergestellten Einzelteile zu Baugruppen gefügt (V2.1). Die so erzeugten 48 Baugruppen wurden durch zufällige Kombination der Einzelteile gebildet (V2.2). Für die Fügeoperation wurde die in Abbildung 52 dargestellte Vorrichtung genutzt. Als Fügeverfahren kam das Remote-Laserstrahlschweißen zum Einsatz. Die Schweiß- und Anlagenparameter waren identisch zu denen aus den Untersuchungen zur Prozesskraftermittlung gemäß Abschnitt 5.2 (siehe Tabelle 7). Die Lage der Schweißnähte kann Abbildung 47 entnommen werden.

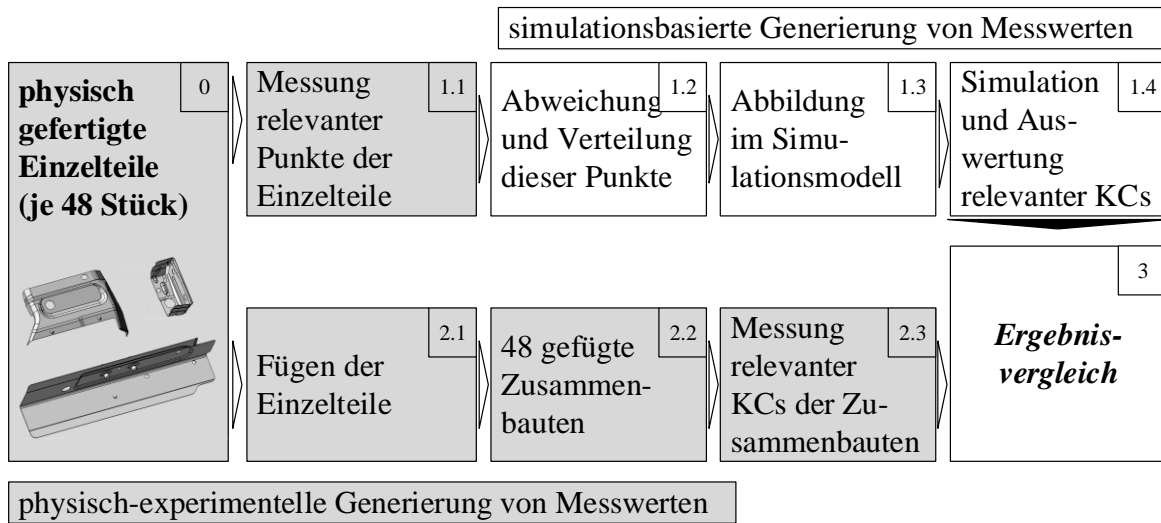


Abbildung 51: Vorgehen bei der Validierung des Modells zur Toleranzanalyse beim Fügen mittels bauteilintegrierter Spanntechnik

Im Anschluss an den Fügeprozess wurden die Zusammenbauten entsprechend dem Schema in Abbildung 49 ausgerichtet und vermessen (V2.3). Die Auswertung der Messung an den zuvor definierten Messpunkten diente als Referenz für die Modellvalidierung durch Ergebnisvergleich (V3).

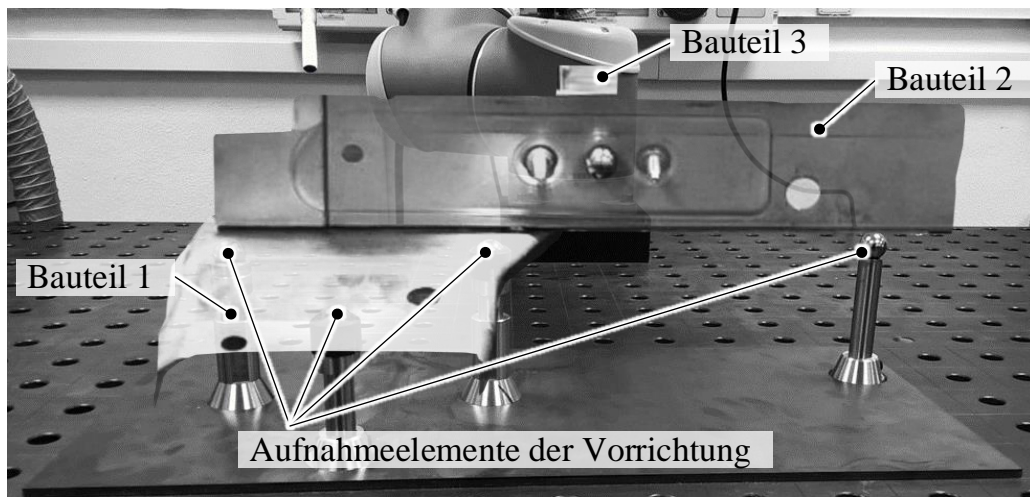


Abbildung 52: Versuchsaufbau zum Fügen des Zusammenbaus; semi-transparente Darstellung der eingelegten Einzelteile zur Verdeutlichung der Lage der Aufnahmeelemente

### 6.3.3 Ergebnisvergleich und Diskussion

#### Vergleich zur Validierung des Simulationsmodells

Der Vergleich der Ergebnisse aus der Messung und der Simulation erfolgte anhand der repräsentativen Punkte M1 bis M6 (KCs) des Zusammenbaus (vgl. Abbildung 49). Durch die Wahl der Referenzpunkte sind alle Koordinatenrichtungen und alle Bauteile mit Messpunkten abgedeckt. Es wurden die ermittelten Werte für M1 bis M6 in Histogrammen dargestellt (siehe Abbildung 53). Des Weiteren sind für jeden Referenzpunkt die Standardabweichung sowie der Mittelwert angegeben.

Es ist zu erkennen, dass sich die Mittelwerte aus Simulation und Experiment an M1 bis M4 um 0,001 mm bis 0,022 mm unterscheiden. Der Unterschied liegt im Rahmen der Ungenauigkeit des Messsystems. Die Übereinstimmung in diesem Bereich kann daher als sehr gut bewertet werden. An den Messpunkten M5 und M6 beträgt der Unterschied der Mittelwerte 0,276 mm und 0,251 mm und liegt damit im Bereich der Genauigkeiten vergleichbarer Untersuchungen (wie bspw. von WITTMANN ET AL. (2007), WITTMANN (2011) und STOCKINGER (2011)). Der Unterschied der Standardabweichung beträgt maximal 0,238 mm an M1. Auch dies entspricht Ergebnismäßigkeiten wie in den genannten Studien. Im Hinblick auf den Anwendungskontext, die Toleranzanalyse von (Karosserie-)Zusammenbauten, kann diese Genauigkeit als ausreichend angenommen werden. Dort liegen die geforderten Zusammenbautoleranzen, abhängig von der Verbaustufe, in Bereichen von  $\pm 0,5$  mm bis  $\pm 1,5$  mm (WITTE 2018).

#### Detailbetrachtung I: Streubreite und Mittelwertverschiebungen

Die Streubreiten der Messwerte, sowohl in der Simulation als auch in den Experimenten, fallen verglichen mit Industrie-üblichen Vorgaben groß aus. Dies betrifft insbesondere Messpunkt M5. Als mögliche Ursache kann hierfür zum einen wiederum der manuelle Einlegevorgang gesehen werden, welcher durch mangelnde Abstützung in diesem Bereich Streuungen unterliegen kann. Zudem muss der große Abstand von M5 zu den Aufnahmepunkten (d. h. den Nullpunkten) der Messung als ursächlich gesehen werden, da dieser als Hebel auf die Abweichung wirkt. Dieser Umstand, welcher durch geometrische Zusammenhänge zustande kommt, wird auch als *Geo-Faktor* in der Toleranzanalyse bezeichnet und muss bei der Wahl der Mess- und Referenzpunkte entsprechend berücksichtigt werden (ZHOU ET AL. 2004). Als weitere Ursache für die großen Streubreiten der Messungen ist die Qualität der verwendeten Einzelteile zu sehen. Die aus der Serienfertigung entnommenen Einzelteile wiesen bereits vor dem Fügen große Streuungen auf. Ohne die

Formkorrektur durch den Krafteingriff der Spannelemente einer konventionellen Fügevorrichtung können diese mit dem gewählten Aufbau nicht ausgeglichen werden.

Darüber hinaus ist festzustellen, dass die Messpunkte M1, M3, M5 und M6 einer Mittelwertverschiebung von jeweils mehr als 1,1 mm unterliegen. Dementsprechend liegen die  $C_{pk}$ -Werte, berechnet nach Formel 7, hier im Bereich von 0,26 bis 1,27 und damit unter dem Grenzwert von 1,33. Auch dies kann direkt auf die Qualität der verwendeten Einzelteile zurückgeführt werden. Die genannten Einzelteilabweichungen werden durch die Fügeoperation nicht kompensiert. In konventionellen Vorrichtungen wird dies üblicherweise durch das Justieren von Aufnahme- und Spannelementen, das sogenannte *Shimmen*, korrigiert (FRITZSCHE ET AL. 2017).

### **Detailbetrachtung II: Ausreißer**

Neben dem Vergleich der beschriebenen Kennzahlen ist festzustellen, dass die Messwerte vereinzelt Ausreißer aufweisen. Als Ausreißer wurde dabei jeweils ein Wert eingestuft, welcher außerhalb der dreifachen Standardabweichung des Wertebereichs liegt. Dies betrifft jeweils eine Messung an den Messpunkten M1, M3, M4, M5 und M6. Der Rückschluss auf die Zusammenbauten (ZB), an welchen die Ausreißer vorkommen (vgl. mit \* gekennzeichnete Werte in Abbildung 53), lässt keine Häufung erkennen. Lediglich an ZB33 treten zwei der sechs Ausreißer auf. Als Hauptursache für die Ausreißer muss der manuelle Zusammenbau durch händisches Einlegen der Bauteile in die Vorrichtung gesehen werden. Die verwendeten Einzelteile der Ausreißer wiesen keine größeren Abweichungen auf als die der anderen ZB und können daher nicht als ursächlich betrachtet werden.

Für weitere Anwendungen des entwickelten Simulationsmodells wird an dieser Stelle auf die Ausführungen in SCHLATHER ET AL. (2018A) verwiesen. Dort wird, unter Nutzung des entwickelten Rechenmodells, ein Vergleich bauteilintegrierter Spanntechnik mit konventioneller Vorrichtungstechnik angestellt. Des Weiteren findet dort die geometrische Betrachtung des Fügespaltes für das RLS statt.

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgte eine weitere Anwendung der hier vorgestellten Toleranzsimulation im Zuge der produktionstechnischen Umsetzung der Gesamtmethode in Kapitel 8.

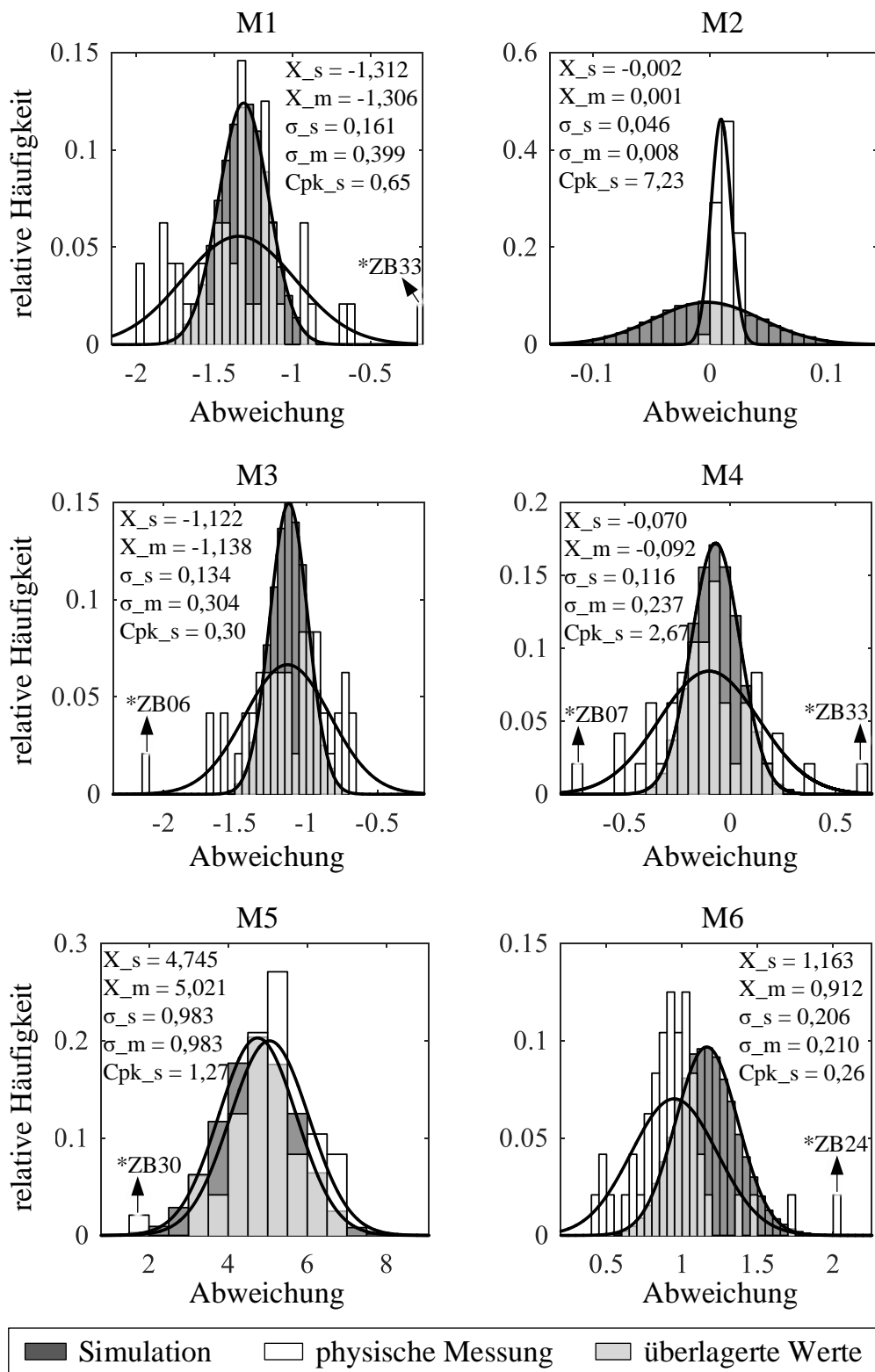


Abbildung 53: Vergleich der Ergebnisse aus der Simulation (grau) und den Messungen (weiß) mit Angabe der Mittelwerte, der Prozessfähigkeit und der Standardabweichung; Ausreißer sind mit einem \* gekennzeichnet.



## 6.4 Zusammenfassung

Gemäß Teilziel 3 wurde in Kapitel 6 die Toleranzanalyse von Zusammenbauten auf Basis bauteilintegrierter Spanntechnik untersucht. Dazu wurden bestehende Ansätze der Toleranzrechnung an den neuen Anwendungsfall angepasst und erweitert. Dies beinhaltet die mathematische Beschreibung der sich infolge der Fügeoperation ergebenden Abweichungen. Es wurden Detailbetrachtungen der einzelnen Schritte einer Fügeoperation angestellt und Versuche durchgeführt, welche das Verhalten der Bauteile beim Positionieren zu erfassen erlaubten.

Die theoretischen Grundlagen wurden dann in einer Toleranzsimulation abgebildet. Diese basiert auf einer kombinierten FEM- und Toleranzanalyse mittels Monte-Carlo-Simulation. Die Schritte der Modellbildung wurden generisch beschrieben und anhand eines realen Anwendungsfalls aus dem Karosseriebau validiert.

Die Validierung erfolgte durch den Vergleich von physisch gefertigten, gefügten und gemessenen Zusammenbauten mit den Ergebnissen aus einer entsprechend aufgebauten Simulation. Es konnte gezeigt werden, dass das entwickelte Simulationsmodell eine Genauigkeit aufweist, welche im Bereich der Genauigkeit des verwendeten Messsystems und vergleichbarer Toleranzuntersuchungen liegt. Die Betrachtung der gefertigten und vermessenen Zusammenbauten offenbarte, dass das Ausricht- und Spannkonzepit einerseits und das manuelle Positionieren beim Einlegen der Bauteile andererseits die geometrische Qualität des Endproduktes beeinflussen. Im Gegensatz zu konventioneller Spanntechnik kann die finale Maßhaltigkeit während der Fügeoperation weniger beeinflusst werden, wie etwa durch Positionskorrektur der Aufnahme- und Spannelemente. Es ist daher auf die Qualität der verwendeten Einzelteile zu achten.

In den vorangegangenen Kapiteln 4, 5 und 6 wurden mögliche Spannmerkmalskombinationen identifiziert sowie Modelle zur Berechnung von Prozesskräften und Zusammenbauabweichungen beim Fügen mittels bauteilintegrierter Spanntechnik entwickelt. Um diese Daten und Modelle zur konstruktiven Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik nutzbar zu machen, wird im folgenden Kapitel eine dafür geeignete Auslegungsmethode beschrieben.



## 7 Methode zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik

Wie in Abschnitt 3.4 dargelegt, ist das übergeordnete Ziel dieser Arbeit, den Anwender bei der konstruktiven Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik zur Substitution von Fügevorrichtungen zu unterstützen. Es wurde abgeleitet, dass dafür, neben geeigneten Berechnungswerkzeugen, eine Methode zu entwickeln ist, welche die konstruktive Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik durch ein systematisches Vorgehen ermöglicht (vgl. Teilziel 4). Im Folgenden werden dazu zunächst Anforderungen an die Methode definiert (Abschnitt 7.1), bevor deren Herleitung (Abschnitt 7.2) und Darstellung (Abschnitt 7.3) erfolgen. Die Anwendung, Validierung und Wirtschaftlichkeitsbetrachtung der Methode folgen in Kapitel 8.

### 7.1 Anforderungen an die Methode

Aus der Zielsetzung und dem Anwendungskontext ergeben sich Anforderungen, welche bei der Anwendung der Methode erfüllt werden müssen. Diese lassen sich in Anforderungen an den Nutzen und an die Anwendbarkeit unterteilen.

Die Anforderungen an den Nutzen ergeben sich aus den Teilzielen 2 und 3, welche wiederum aus den hergeleiteten, technischen Anforderungen an Fügevorrichtungen resultieren. Diese sind die *Gewährleistung ausreichender Haltekräfte* während des Fügens und die *Gewährleistung einer definierten Maßhaltigkeit* des hergestellten Zusammenbaus.

Für die Anwendbarkeit ergeben sich allgemeine Anforderungen, welche an methodenunterstützte Vorgehensweisen gestellt werden (vgl. hierzu bspw. WEMHÖNER (2005, S. 70-78), SCHINDLER (2014, S. 41) oder PLEHN (2018, S. 76-77)). Bezogen auf die Zielsetzung und Art der Arbeit sind dies einerseits die Sicherstellung einer *transparenten, widerspruchsfreien Vorgehensweise* und andererseits die *Allgemeingültigkeit* der Anwendung.

Da es sich um eine Methode zur technischen Auslegung handelt (vgl. Zielsetzung), werden wirtschaftliche und organisatorische Aspekte nicht in den Anforderungen an die Methode berücksichtigt.

Die Anforderungen sind gesammelt in Tabelle 11 dargestellt und bilden den Rahmen bei der folgenden Herleitung der Methodenschritte.

Tabelle 11: Anforderungen an den Nutzen und die Anwendbarkeit der Methode

<b>Anforderungen an den Nutzen</b>	<b>Anforderungen an die Anwendbarkeit</b>
Gewährleistung ausreichender Haltekräfte	Allgemeingültigkeit der Methode
Gewährleistung ausreichender Maßhaltigkeit des Zusammenbaus	Transparentes, widerspruchsfreies Vorgehen

### 7.2 Herleitung der Methodenschritte

Die zu entwickelnde Methode muss den in Abschnitt 3.4 hergeleiteten Teilzielen, den dafür generierten Daten und Modellen sowie den Anforderungen des vorausgehenden Abschnitts gerecht werden. Die Herleitung der Methodenschritte erfolgte zudem unter Berücksichtigung bestehender Methoden zur konstruktiven Auslegung konventioneller Fügevorrichtungen. Diese Methoden sind

- das „*methodische[s] Konstruieren von Vorrichtungen*“ nach MATUSZEWSKI (1986, S. 377),
- „*Tool design*“ nach POLLACK (1988),
- die „*Konstruktion von Vorrichtungen*“ nach VDI (1992, S. 119),
- „*Fundamentals of tool design*“ nach NEE ET AL. (2010) und
- der „*konstruktive[r] Entwicklungsprozess*“ nach TRUMMER & WIEBACH (2013, S. 28-39).

Die Inhalte dieser Arbeiten werden nicht im Detail erläutert. Stattdessen werden Implikationen, welche sich daraus für die hier entwickelte Auslegungsmethode ergeben, angeführt. Für weiterführende Informationen sei auf das entsprechende Werk verwiesen.

#### 7.2.1 Implikationen aus bestehenden Auslegungsmethoden

Anforderungen und Spezifikationen bilden die *Eingangsgrößen* der Auslegung von Bauteilspanntechnik (VDI 1992, S. 119, TRUMMER & WIEBACH 2013, S. 12). Die für die konstruktive Auslegung relevanten resultieren dabei aus Angaben über die *Werkstücke* (Geometrie, CAX-Daten, Werkstoffe etc.), den *Bearbeitungsprozess* (Fügeprozessparameter, Zugänglichkeiten), die *Fügefølge* und *Fertigungstoleranzen* (MATUSZEWSKI 1986, S. 373). Das Ableiten von Anforderungen an die Fügeaufgabe stellt demnach den **ersten Schritt** dar.

Basierend auf den Eingangsdaten erfolgt die *Gestaltung der Vorrichtung*, was auch als Konzipieren (MATUSZEWSKI 1986, S. 377, TRUMMER & WIEBACH 2013, S. 31) oder Entwerfen (VDI 1992, S. 119) bezeichnet wird. Darunter fallen die *Festlegung der Positionier-, der Stütz- und der Spannstellen* sowie die *Auswahl von Vorrichtungselementen* zur Realisierung dieser Funktionen (POLLACK 1988, S. 184-252). Hierbei kommen häufig Expertenwissen, Erfahrung aus Vorprojekten, empirische Konstruktionsrichtlinien oder Kataloge physikalischer und mechanischer Effekte zum Einsatz (u.a. in MATUSZEWSKI (1986, S. 375-377) und VDI (1992, S. 121-132)). Dieser **zweite Schritt** kann als die Erstellung der Initialkonfiguration angesehen werden. An dieser Stelle können optional mehrere, alternative Lösungsmöglichkeiten erarbeitet werden, welche am Ende einer technisch-wirtschaftlichen Bewertung unterzogen werden (MATUSZEWSKI 1986, S. 377, TRUMMER & WIEBACH 2013, S. 34-38).

Eine *Überprüfung der Funktions- und Anforderungserfüllung* durch geeignete Maßnahmen soll die Entwürfe absichern. Auch hierbei kommen häufig Expertenwissen, Erfahrung aus Vorprojekten, empirische Konstruktionsrichtlinien oder Festigkeitsberechnungen zum Einsatz (TRUMMER & WIEBACH 2013, S. 39, VDI 1992, S. 119). Werden Anforderungen nicht erfüllt, muss eine Korrektur durch Anpassung und erneute Absicherung der Initialkonfiguration erfolgen (MATUSZEWSKI 1986, S. 377). Das Prüfen und iterative Anpassen der Initialkonfiguration stellt demnach den **dritten Schritt** der Auslegung dar.

Eine *Ausdetaillierung<sup>28</sup> und Ableitung der Fertigungszeichnungen* bildet das Ende des Konstruktionsprozesses (VDI 1992, S. 119, MATUSZEWSKI 1986, S. 377, TRUMMER & WIEBACH 2013, S. 39).

### 7.2.2 Implikationen aus den Teilzielen bzw. den dafür generierten Daten und Modellen

Die Teilziele implizieren folgende Methodenbestandteile:

- Aus Teilziel 1: Zur Umsetzung bauteilintegrierter Spanntechnik muss eine Übersicht an Spannmerkmalskombinationen zur Verfügung stehen, welche zur Realisierung der Vorrichtungsfunktionen verwendet werden können.

---

<sup>28</sup> Unter Ausdetaillierung fallen Aspekte wie das Ausgestalten nach Standards und Normen, das Erstellen von technischen Einzelteilzeichnungen, von Schaltplänen und Montageplänen etc. (siehe hierzu bspw. VDI (1992, S. 119) und TRUMMER & WIEBACH (2013, S. 39)).

Ferner muss für die Auslegung bekannt sein, welche Maßhaltigkeit und welche Haltekräfte durch diese Kombinationen erzielt werden können.

- Aus Teilziel 2: Zur Absicherung der Maßhaltigkeitsanforderungen des herzustellenden Zusammenbaus müssen dem Anwender geeignete Werkzeuge zur Verfügung stehen.
- Aus Teilziel 3: Zur Absicherung des Fügeprozesses müssen dem Anwender geeignete Werkzeuge zur Verfügung stehen, welche die Quantifizierung zu kompensierender Reaktionskräfte ermöglichen.

### **7.2.3 Implikationen aus den zuvor definierten Anforderungen**

Die Gewährleistung der Erfüllung der Nutzenanforderungen, also ausreichende Haltekräfte und Zusammenbautoleranzen, muss durch die Einbindung geeigneter Werkzeuge sichergestellt werden.

Die Forderung nach einem transparenten Vorgehen impliziert eine entsprechende Dokumentation der Methode, beispielsweise in Form eines Ablaufplans (DIN 66001). Um Widersprüche bei der Anwendung zu vermeiden, ist der Ablauf der Methodenschritte so zu wählen, dass Eindeutigkeit bei der Ausführung des jeweils nächsten Methodenschrittes besteht.

Die Sicherstellung der Allgemeingültigkeit der Methode wird gesondert, nach deren Anwendung und Validierung, in Abschnitt 8.3.3.1 diskutiert.

## **7.3 Darstellung und Erläuterung der Methode**

Die hergeleiteten Methodenbestandteile und deren Abfolge resultieren in der in Abbildung 54 dargestellten Methode zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik. Für die Dokumentation wurde aus Gründen der transparenten Darstellung und allgemeinen Akzeptanz der Standard zur Informationsverarbeitung nach DIN 66001 verwendet.

Die Methode basiert auf den drei allgemeinen Hauptschritten der Vorrichtungskonstruktion (vgl. Abschnitt 7.2.1).

### **7.3.1 Schritt 1: Ableiten von Anforderungen**

Schritt 1 beinhaltet die Ableitung von Anforderungen, welche sich an die Auslegung ergeben.

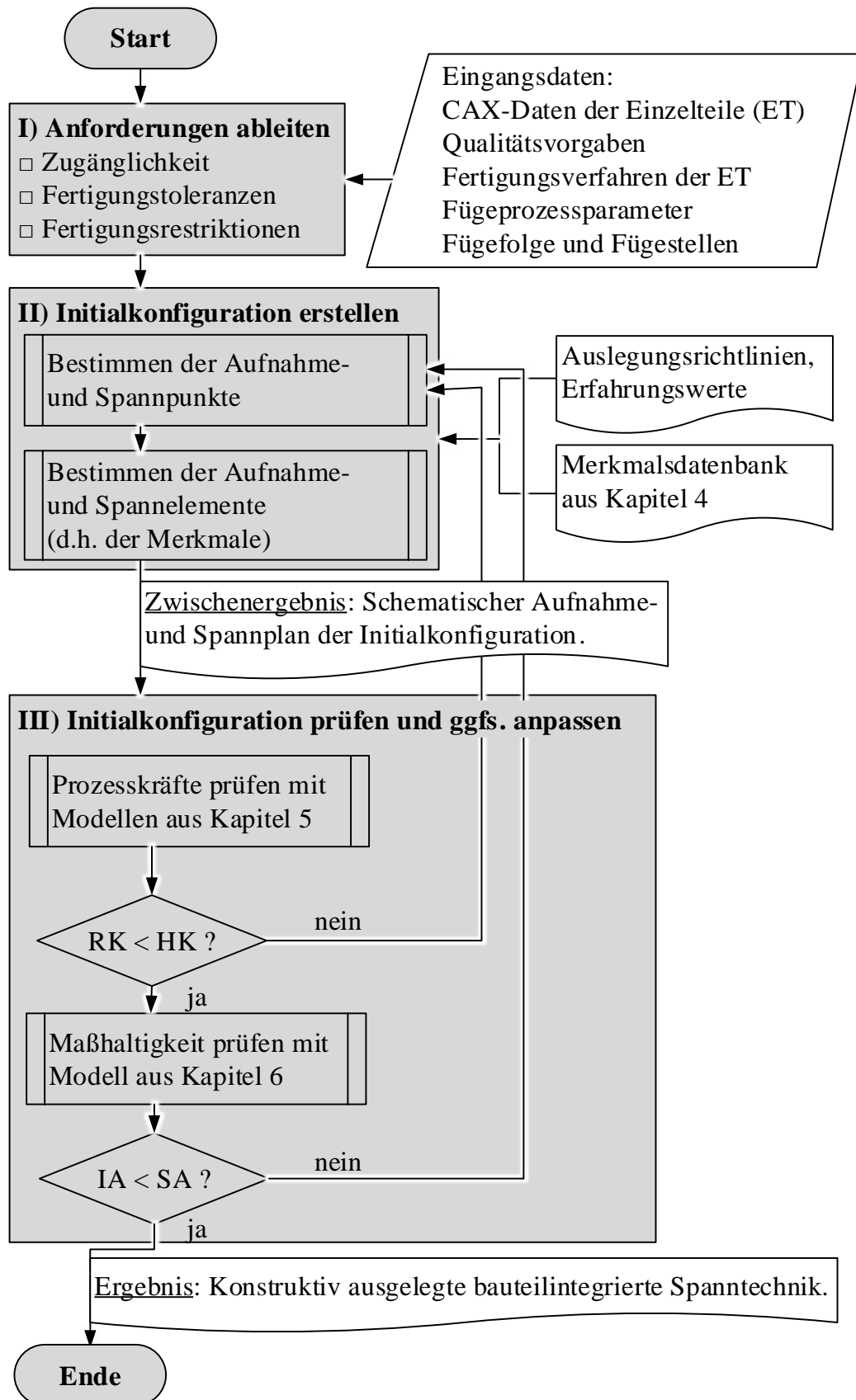


Abbildung 54: Methode zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik für das Fügen von Metallblechstrukturen

Die *Zugänglichkeit* bedingt, dass die räumliche Umgebung der Bauteile, welche für die Ausführung der Fügeoperation erforderlich ist, freigehalten werden muss. Sie ergibt sich aus der Geometrie der zu fügenden Bauteile, den Fügstellen, der Fügefolge sowie dem Platzbedarf des verwendeten Fügwerkzeuges.

Die *Fertigungstoleranzen* sind die Vorgaben an die maximal zulässigen Abweichungen von Messpunkten des gefügten Zusammenbaus. Sie ergeben sich zumeist aus firmen- oder branchenspezifischen Qualitätsvorgaben.

Ebenso sind *fertigungstechnische Restriktionen* zu beachten, welche aus der Einzelteilerfertigung resultieren. Dies betrifft Einschränkungen dazu, an welcher Stelle welche Spannermerkmale in die Einzelteile eingebracht werden können. Diese Restriktionen sind abhängig von der Bauteilgeometrie, dem Bauteilwerkstoff sowie dem verwendeten Fertigungsverfahren und müssen im Einzelfall geprüft werden.

### **7.3.2 Schritt 2: Erstellen der Initialkonfiguration**

Auf Basis der Eingangsdaten sowie sich daraus ergebender Anforderungen wird in Schritt 2 eine Initialkonfiguration erstellt. Dies entspricht der Festlegung der Positionier-, Stütz- und Spannstellen sowie der Auswahl von Vorrichtungselementen zur Realisierung dieser Funktionen. Die Festlegung der Funktionsstellen kann analog zur konventionellen Vorrichtungskonstruktion geschehen (vgl. hierzu Abschnitt 2.1.2). Lediglich die Wahl der Vorrichtungselemente zur Realisierung der Funktionen erfolgt auf Basis der bauteilintegrierten Spanntechnik. Durch die Untersuchungen gemäß Kapitel 4 steht dazu eine Datenbank zur Verfügung, welche eine Auswahl an möglichen Spannermerkmalskombinationen bereitstellt. Diese Merkmalspaare sind in der Lage, die Vorrichtungsfunktionen Stützen, Positionieren und Spannen zu realisieren. Ferner ist quantifiziert, mit welcher Genauigkeit, respektive Maximalkraft, diese Funktionen umgesetzt werden können. Diese Daten fließen demnach als Eingangsgrößen in die Erstellung der Initialkonfiguration ein. Sofern zukünftig vorhanden, können auch an dieser Stelle Erfahrungswissen und daraus abgeleitete Gestaltungsrichtlinien Anwendung finden.

Als Ergebnis aus Schritt 1 liegt ein Vorrichtungsschema, ein sogenannter Aufnahme- und Spannplan (ASP), auf Basis bauteilintegrierter Spanntechnik für die weiteren Methodenschritte vor. Dieser beinhaltet die Beschreibung der Lage der Positionier-, Stütz- und Spannstellen sowie der gewählten Spannermerkmalskombinationen zur Realisierung dieser Funktionen.



### 7.3.3 Schritt 3: Überprüfen und Anpassen der Initialkonfiguration

In Schritt 3 wird die Überprüfung der zuvor erstellten Initialkonfiguration vollzogen. Hierzu werden, wie im Folgenden beschrieben, Haltekraft- und Toleranzanalysen durchgeführt.

Wie in den Abschnitten 2.3.1.2 und 2.3.2.2 dargelegt, hängen die beim Fügen zu kompensierenden Prozesskräfte, neben anderen Faktoren, auch von der Spannsituation ab. Im Gegensatz zu den Fertigungstoleranzen können sie daher nicht a priori als Anforderungen an die Auslegung definiert werden. Die Modelle zur Ermittlung von Prozesskräften beim Fügen aus Kapitel 5 erlauben die Quantifizierung dieser Kräfte in Abhängigkeit der Bauteile, des Fügeprozesses und der Spannsituation. Dabei sind die Reaktionskräfte an den in Schritt 2 definierten Spannungspunkten zu ermitteln. Das Vorgehen dazu findet, abhängig vom gewählten Fügeverfahren, wie in Kapitel 5 beschrieben statt. Ein Abgleich der auftretenden Kräfte mit den realisierbaren Haltekräften (vgl. Abschnitt 4.4) ermöglicht eine begründete Entscheidung, ob die Konfiguration als zulässig betrachtet werden kann. Übersteigen die zu erwartenden Prozesskräfte die Haltekräfte der Merkmalskombinationen, muss eine Anpassung vorgenommen werden. Die Steigerung der Haltekräfte ist einerseits durch eine entsprechende Dimensionierung der Spannmerkmale möglich (vgl. Parameterstudien aus Abschnitt 4.4.6). Andererseits kann die Anzahl an Spannmerkmalen erhöht werden, wodurch sich die Reaktionskraft je Spannmerkmal reduziert. Das Ergebnis dieser Anpassungen ist erneut mit den Simulationsmodellen zu überprüfen bzw. abzugleichen.

Neben den Haltekräften ist die zu erwartende Maßhaltigkeit des gefügten Zusammenbaus zu überprüfen. Dazu kann das in Kapitel 6 entwickelte Modell zur Toleranzanalyse verwendet werden. Die Toleranzen, welche den Einzelteilen und Spannmerkmalen dafür zugewiesen werden, können den Messungen aus Abschnitt 4.3 einerseits, Fertigungsdokumenten aus der Einzelteilproduktion andererseits, entnommen werden. Die berechneten Abweichungen zuvor definierter Punkte müssen dann mit den vorgegebenen Fertigungstoleranzen des Zusammenbaus verglichen werden. Ein Überschreiten der Vorgaben kann durch engere Einzelteiltoleranzen sowie durch eine alternative Anordnung der Spannmerkmale gegebenenfalls korrigiert werden. Anhaltspunkte hierfür können die Sensitivitätsanalyse sowie eine Geo-Faktor-Analyse liefern (vgl. Abschnitt 6.2.6 und ZHOU ET AL. (2004)).

Am Ende des Auslegungsprozesses müssen folgende Bedingungen erfüllt sein:

$RK_{SP\_s(x,y,z)} < HK_{SP\_s(x,y,z)}$  für alle Spannungspunkte  $s$  sowie

$IA_{MP\_m(x,y,z)} < SA_{MP\_m(x,y,z)}$  für alle Messpunkte  $m$

mit

- $RK_{SP\_s(x,y,z)}$ : berechnete Reaktionskraft an Spannungspunkt  $s$  in x-, y- und z-Richtung
- $HK_{SP\_s(x,y,z)}$ : mögliche Haltekraft der Spannmerkmalskombination an Spannungspunkt  $s$  in x-, y- und z-Richtung
- $IA_{MP\_m(x,y,z)}$ : berechnete Ist-Abweichung des Messpunkts  $m$  in x-, y- und z-Richtung
- $SA_{MP\_m(x,y,z)}$ : maximal zulässige Soll-Abweichung des Messpunkts  $m$  in x-, y- und z-Richtung.

Als Ergebnis der Auslegung liegt eine (virtuelle) Konfiguration vor, d. h. mit Spannmerkmalen versehene Einzelteile sowie eine geeignete Schnittstelle zur Umgebung, welche die Anforderungen einer definierten Fügeoperation erfüllt.

Auf Basis dieser Konfiguration können die notwendigen Fertigungsdokumente erstellt und die Bauteil- bzw. Vorrichtungproduktion vorgenommen werden.

### 7.4 Zusammenfassung

Gemäß Teilziel 4 wurde in Kapitel 7 ein methodisches Vorgehen zur konstruktiven Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik entwickelt. Dafür wurden zunächst Anforderungen an den Nutzen und die Anwendbarkeit definiert. Diese Anforderungen bildeten neben bestehenden Entwicklungsmethoden für Vorrichtungen und den in dieser Arbeit generierten Daten und Modellen die Basis des Vorgehens. In Anlehnung an die Entwicklungssystematik (konventioneller) Vorrichtungen umfasst die Methode drei Hauptschritte. Diese sind das Ableiten von Anforderungen, die Erstellung einer Initialkonfiguration sowie die Überprüfung und Anpassung dieser.

Als auslegungsrelevante Anforderungen wurden die Zugänglichkeit der Fügestelle, zu erfüllende Fertigungstoleranzen sowie fertigungstechnische Restriktionen an die Merkmalseinbringung identifiziert. Diese Anforderungen können aus den CAX-Daten der Bauteile, Qualitätsvorgaben, dem verwendeten Fertigungsverfahren der Einzelteile, der Lage der Fügestellen sowie der Fügefolge abgeleitet werden.

Auf Basis der Anforderungen wird dann eine mögliche Initialkonfiguration geschaffen. Dies umfasst die Beschreibung der Lage und technischen Ausprägung der verwendeten Spannermerkmale. Die Erstellung wird durch die in Kapitel 4 erarbeitete Merkmalsdatenbank unterstützt. Sie kann zukünftig durch zu entwickelnde Auslegungsrichtlinien und Erfahrungswerte ergänzt werden.

Die technische Absicherung der so erstellten Konfiguration findet in zwei Schritten statt. Diese sind die Berechnung auftretender Haltekräfte durch die in Kapitel 5 entwickelten Modelle zur Prozesskraftermittlung und der Abgleich dieser Kräfte mit den möglichen Haltekräften der Spannermerkmale einerseits. Andererseits muss die erzielbare Maßhaltigkeit durch Anwendung des in Kapitel 6 entwickelten Modells zur Toleranzanalyse mit den geforderten Fertigungstoleranzen verglichen werden. Für beide Schritte wurden Möglichkeiten genannt, wie der Nichterfüllung der Anforderungen konstruktiv begegnet werden kann.

Als Ergebnis der Auslegung liegen mit Spannermerkmalen versehene Einzelteile sowie eine geeignete Schnittstelle zur Umgebung vor, welche die Anforderungen einer definierten Fügeoperation erfüllen.

Da jeweils nur die Methodenbestandteile, also die erhobenen Merkmalsdaten und entwickelten Rechenmodelle (vgl. Kapitel 4 bis 6), nicht aber die Gesamtmethode validiert wurden, muss dies im nächsten Kapitel noch geschehen.



## 8 Produktionstechnische Umsetzung und Validierung der Methode

Im bisherigen Verlauf der Arbeit wurden eine Methode zur Auslegung bauteil-integrierter Spanntechnik sowie dafür notwendige Daten und Werkzeuge erarbeitet. Die Daten und Modelle wurden dabei in den entsprechenden Kapiteln validiert, nicht jedoch die Auslegungsmethode als solche. Deren Validierung wird im vorliegenden Kapitel durch Beschreibung einer produktionsnahen Anwendung und Überprüfung der in Abschnitt 7.1 definierten Anforderungen dargestellt. Zudem ist für die spätere Anwendung des Ansatzes in der industriellen Praxis, neben den technischen Aspekten, die Wirtschaftlichkeit von großer Bedeutung. Daher erfolgt eine wirtschaftliche Bewertung in Abschnitt 8.4.

### 8.1 Betrachteter Umfang

Die Methodvalidierung und Wirtschaftlichkeitsbetrachtung setzen einen konkreten Anwendungsfall voraus. Für die Betrachtungen im Rahmen dieser Arbeit wurde ein realer Zusammenbau aus dem automobilen Karosseriebau gewählt. Dieser besteht aus zwei Einzelteilen und ist in Abbildung 55 dargestellt.

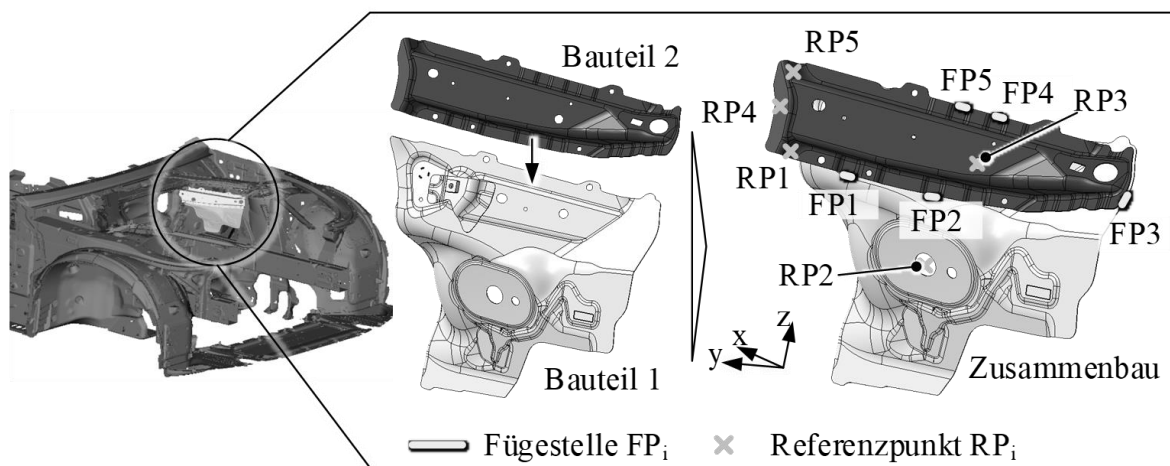


Abbildung 55: Betrachteter Bauteilumfang aus einer PKW-Karosserie; Übersicht (links) und Detaildarstellung (Mitte und rechts)

Die Bauteile bestehen aus CR240LA und werden mit gängigen Umform- und Stanzprozessen (Scherschneiden) im Presswerk hergestellt. Die Bauteile sollen mit den Fügeprozessparametern aus Tabelle 7 an den gekennzeichneten Fügestellen mittels Remote-Laserstrahlschweißen verbunden werden. Des Weiteren liegen

Qualitätsanforderungen an die maximal zulässigen Maßabweichungen von fünf Referenzpunkten vor. Im Folgenden wird die Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik für diese Fügeaufgabe anhand der entwickelten Methode beschrieben.

### 8.2 Auslegung eines Anwendungsbeispiels anhand der Methode

Die Auslegung verlief gemäß den drei Methodenhauptschritten aus Abbildung 54.

#### 8.2.1 Schritt 1: Ableiten von Anforderungen

Die Anforderungen wurden aus der Beschreibung der Fügeaufgabe aus Abschnitt 8.1 abgeleitet:

- *Zugänglichkeit*: Die Positionen der Schweißnähte müssen für die Bearbeitung durch den Laser zugänglich sein (vgl. Abbildung 55). Dementsprechend muss die Orientierung des Zusammenbaus im Raum gewählt werden. Außerdem dürfen die Schweißnähte nicht durch Spannmerkmale verdeckt werden.
- *Fertigungstoleranzen*: Für die weitere Verbaubarkeit darf die zweifache Standardabweichung der Position der Punkte RP1 bis RP5 nicht mehr als 1 mm in definierten Koordinatenrichtungen<sup>29</sup> betragen. An den Fügstellen für das Laserstrahlschweißen muss der Spalt geringer als 0,3 mm ausfallen.
- *Fertigungsrestriktionen*: Die Einbringung von Spannmerkmalen ist mit bestehenden Fertigungsprozessen nur auf den Bauteilflächen möglich, welche einen ebenen Flächenausschnitt von mindestens 10 x 10 mm<sup>2</sup> aufweisen.

#### 8.2.2 Schritt 2: Erstellen der Initialkonfiguration

Die Erstellung der Initialkonfiguration umfasst die Definition der Schnittstellen zum Positionieren und zum Spannen von Bauteil 2 relativ zu Bauteil 1 sowie zur Umgebung.

---

<sup>29</sup> Die Richtung der maximalen Abweichungen ergibt sich aus der Funktion der tolerierten Geometrieelemente. Im Falle der Flansche sind dies die y- und die z-Richtung von RP 1 und RP 5 sowie die x- und die z-Richtung von RP 4. Für die Aufnahme Löcher an RP 2 und RP 3 gilt die maximale Abweichung in allen drei Richtungen.

Nach MATUSZEWSKI (1986, S. 54) und TRUMMER & WIEBACH (2013, S. 64-65) soll die Werkstückfläche mit den größten nutzbaren Abmessungen in stabiler Gebrauchslage als Primärebene im Bezugssystem dienen. Demnach wurden drei Aufnahme-  
punkte (AP11 bis AP13) in der x-z-Ebene von Bauteil 1 als Auflagepunkte zur  
Umgebung definiert (vgl. Abbildung 56). Um sowohl das Positionieren als auch das  
Spannen zu realisieren, wurde für diese Schnittstelle das Spannermerkmalspaar #11,  
„Magnetkugel – Ebene“ (vgl. Tabelle 2) gewählt. Eine bestimmte Positionierung von  
Bauteil 1 zur Umgebung durch ein Festlager und ein Loslager ist hier nicht nötig, da  
die Position von Bauteil 1 im Raum keinen Einfluss auf die Maßhaltigkeit des  
Zusammenbaus hat.

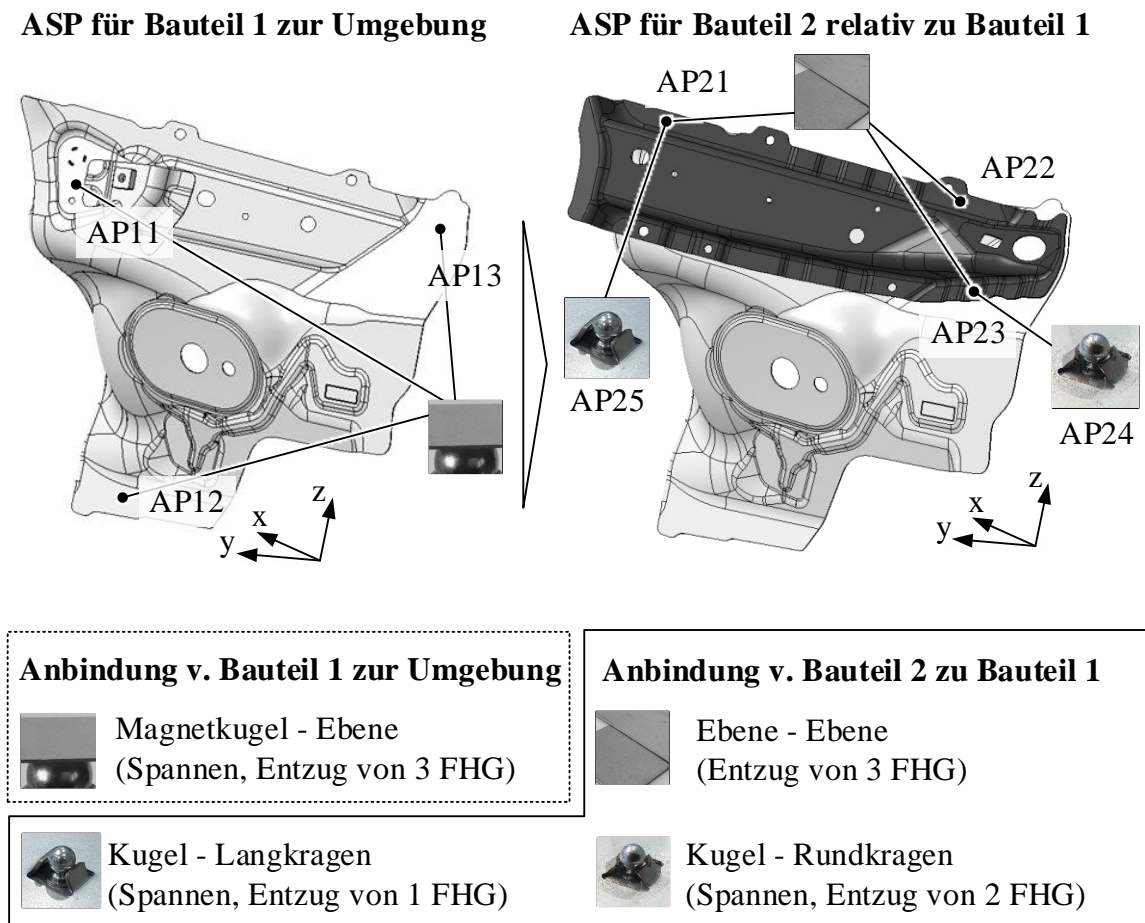


Abbildung 56: Erstellter Initial-ASP für die weitere Auslegung des betrachteten Anwendungsfalls zur Umsetzung bauteilintegrierter Spanntechnik

Die Positionierung von Bauteil 2 zu Bauteil 1 erfolgte nach dem 3-2-1-Prinzip. Es wurden drei Punkte in der x-z-Ebene als Primärauflagen definiert (AP21 bis AP23). Die Bauteilflächen selbst bilden dabei die Spannermerkmalspaare. Sie entsprechen

Kombination #9 aus Tabelle 2. Zur vollständigen Positionierung wurden des Weiteren ein Festlager (AP24) und ein Loslager (AP25) verwendet. Der Abstand der Lagerpunkte wurde dabei, wie u.a. von WALCZYK ET AL. (2000) empfohlen, möglichst groß gewählt. Als Funktionselemente zur Realisierung dieser Schnittstellen wurden die Spannmerkmalspaare #7 bzw. #8 verwendet. So lässt sich gleichzeitig eine Spannfunktion realisieren.

Es sei angemerkt, dass auch alternative Spannmerkmalskombinationen aus Tabelle 2 für die entsprechenden Schnittstellen verwendet werden können. Die technische Eignung der gewählten Konfiguration muss, wie im folgenden Abschnitt beschrieben, jeweils individuell geprüft werden.

### 8.2.3 Schritt 3: Überprüfen und Anpassen der Initialkonfiguration

Die Überprüfung der gewählten Initialkonfiguration wurde mithilfe der Modelle aus Kapitel 5 und 6 vorgenommen. Dafür wurden ein entsprechendes Modell zur Ermittlung von Prozesskräften beim Laserstrahlschweißen und ein Modell zur Toleranzsimulation aufgebaut. Die verwendeten Daten und getroffenen Annahmen sowie die Modelle sind im Anhang A7 aufgeführt. Die Berechnungsergebnisse sind in Tabelle 12 und in Tabelle 13 zusammengefasst.

*Tabelle 12: Ergebnis der Prozesskraftsimulation für den im Rahmen der Validierung untersuchten Anwendungsfall; Kräfte jeweils in Newton*

<b>Spannpunkt</b>	<b>Mögliche Haltekraft in x-, y- und z-Richtung</b>			<b>Berechnete Reaktionskraft in x-, y- und z-Richtung</b>		
AP11	5,6	49,1	5,6	2,9	5,8	2,1
AP12	5,6	49,1	5,6	0,9	1,2	1,9
AP13	5,6	49,1	5,6	2,5	9,4	3,0
AP24	233,5	542,8	233,5	178,2	12,5	191,5
AP25	0	210,2	153,9	0	9,6	131,3

Auf Basis der Prozesskraftsimulation wird prognostiziert, dass die Reaktionskräfte an den Spannpunkten jeweils geringer ausfallen als die Haltekräfte, welche durch die ausgewählten Spannmerkmale realisiert werden können. Die in der Auslegungsmethode formulierte Bedingung  $RK_{SP\_s(x,y,z)} < HK_{SP\_s(x,y,z)}$  (vgl. Abschnitt 7.3.3) ist damit erfüllt.



Mit dem Ergebnis der Toleranzsimulation wird zudem prognostiziert, dass die zu erwartenden Abweichungen der Referenzpunkte kleiner ausfallen als durch die definierten Anforderungen vorgegeben. Die Bedingung  $IA_{MP\_m(x,y,z)} < SA_{MP\_m(x,y,z)}$  ist somit für alle Referenzpunkte ebenfalls erfüllt.

*Tabelle 13: Ergebnis der Toleranzsimulation für den betrachteten Anwendungsfall; Abweichung (Mittelwert  $\pm 2\sigma$ , vgl. in Abschnitt 8.2.1 definierte Anforderungen für diesen Zusammenbau) jeweils in Millimetern; bei mit „-“ gekennzeichneten Werten ist die Abweichung in dieser Koordinatenrichtung nicht funktionsrelevant*

Referenzpunkt	Zulässige Abweichung in x-, y- und z-Richtung			Berechnete Abweichung in x-, y- und z-Richtung		
RP 1	-	1,0	1,0	-	0,31	0,21
RP 2	1,0	1,0	1,0	0,0	0,0	0,0
RP 3	1,0	1,0	1,0	0,16	0,17	0,17
RP 4	1,0	-	1,0	0,19	-	0,21
RP 5	-	1,0	1,0	-	0,37	0,22
Fügespalt 1	absolut: 0,3			absolut: 0,26		
Fügespalt 2	absolut: 0,3			absolut: 0,24		
Fügespalt 3	absolut: 0,3			absolut: 0,23		
Fügespalt 4	absolut: 0,3			absolut: 0,29		
Fügespalt 5	absolut: 0,3			absolut: 0,27		

Da auch die Fügespalte unterhalb der maximal zulässigen Größe liegen, wird die erstellte Initialkonfiguration als zulässig bewertet. Folglich können die Bauteile entsprechend dem ASP aus Abbildung 56 hergestellt und gefügt werden. Im folgenden Abschnitt werden die Methoden Anwendung sowie die dadurch erzielten Ergebnisse validiert.

## 8.3 Validierung der Auslegungsmethode

### 8.3.1 Allgemeines

Die entwickelte Methode gilt als valide, sofern durch deren Anwendung die in Abschnitt 7.1 definierten Anforderungen erfüllt werden. Dazu wurden das

Methodenergebnis (vgl. Abschnitt 8.3.2) sowie die Methodenanwendung (vgl. Abschnitt 8.3.3), wie in Abbildung 57 dargestellt, überprüft.

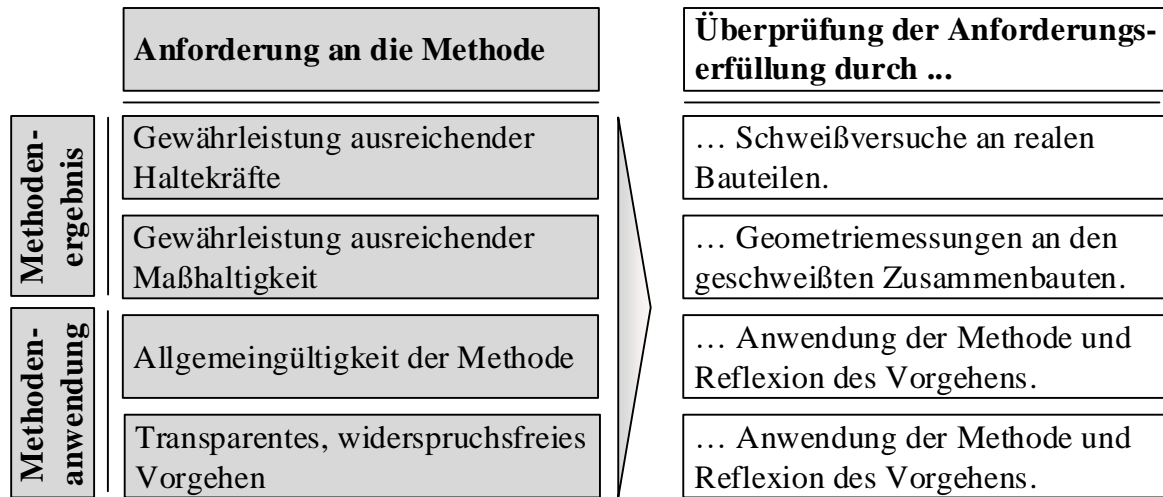


Abbildung 57: Vorgehen bei der Validierung der Methode zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik

### 8.3.2 Experimentelle Validierung des Methodenergebnisses

Zur Überprüfung des Ergebnisses wurden die in Abschnitt 8.2 anhand der Methode ausgelegten Einzelteile des Zusammenbaus hergestellt. Dafür wurden die Spannmerkmale entsprechend dem ASP in die Bauteile eingebracht sowie die Aufnahmeelemente gefertigt (vgl. Abbildung 58). Es wurden jeweils 20 Exemplare von Bauteil 1 und Bauteil 2 und eine Aufnahme hergestellt.

Die Bauteile wurden dann mittels RLS gefügt. Dazu wurde zunächst Bauteil 1 in die Aufnahme eingelegt. Danach wurde Bauteil 2 an den Spannmerkmalen mit Bauteil 1 verklipst. Es folgte das Fügen an den zuvor definierten Fügstellen. Die Schweißparameter waren identisch zu denen aus Tabelle 7, die Schweißnahtlänge betrug jeweils 10 mm. Das Laserstrahlschweißen verlief in der Reihenfolge FP 1 – FP 2 – FP 5 – FP 4 – FP 3.

Der gefügte Zusammenbau wurde aus der Aufnahme entnommen und mithilfe eines ATOS-III-Triple-Scan-16M-Messsystems optisch vermessen. Die Ausrichtung bei der Messung entsprach der aus der Toleranzsimulation in Abbildung 67. Der Vorgang wurde für insgesamt 20 Zusammenbauten wiederholt.

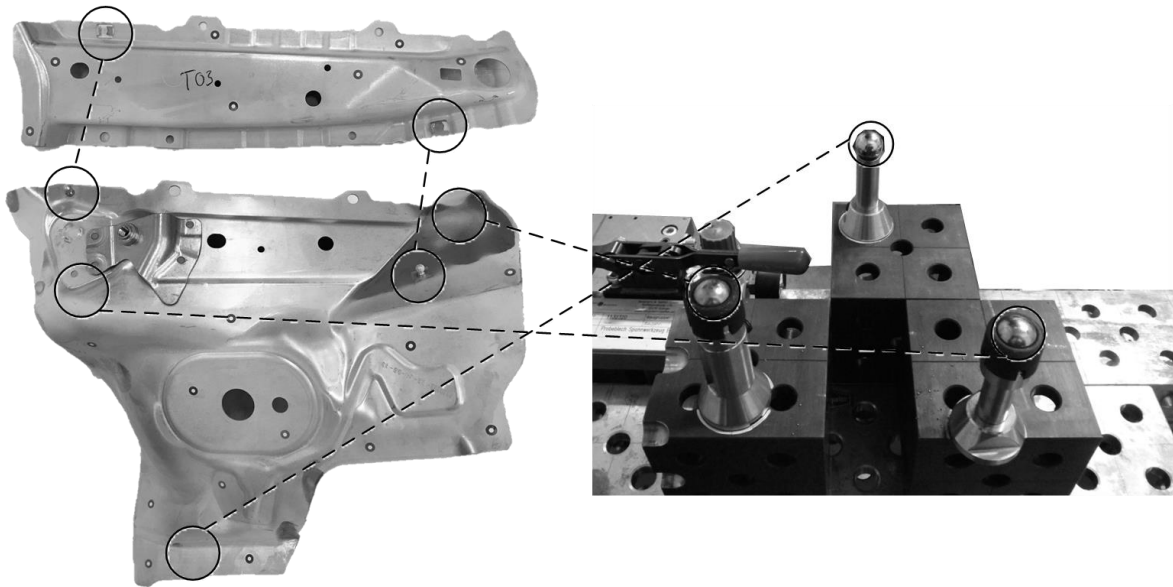


Abbildung 58: Umgesetzte Spanntechnik beim betrachteten Anwendungsfall; links: Einzelteile mit Spannmerkmalen; rechts: Aufnahme zur Fixierung relativ zur Umgebung

## Ergebnisse

In Tabelle 14 sind die Abweichungen an den zuvor definierten Referenzpunkten 1 bis 5 aufgeführt. Die gemessene Abweichung fällt dabei an allen Referenzpunkten geringer aus als maximal zulässig. Dies deckt sich mit der Prognose aus der Toleranzsimulation (vgl. Tabelle 13). Während des Fügevorganges kam es des Weiteren zu keiner Deformation der Spannelemente. Die Haltekräfte waren entsprechend größer als die auftretenden Prozesskräfte. Die Auslegung anhand der Methode führt demnach zu einem korrekten Ergebnis.

Tabelle 14: Ergebnis der Geometriemessung am Anwendungsfall; Abweichung (Mittelwert  $\pm 2\sigma$ , vgl. in Abschnitt 8.2.1 definierte Anforderungen für diesen Zusammenbau) jeweils in Millimetern; bei mit „-“ gekennz. Werten ist die Abw. in dieser Koordinatenr. nicht funktionsrelevant

Referenzpunkt	Zulässige Abweichung in			Gemessene Abweichung in		
	x-, y- und z-Richtung	x-, y- und z-Richtung	x-, y- und z-Richtung	x-, y- und z-Richtung	x-, y- und z-Richtung	x-, y- und z-Richtung
RP 1	-	1,0	1,0	-	0,0	0,1
RP 2	1,0	1,0	1,0	0,0	0,0	0,0
RP 3	1,0	1,0	1,0	0,2	0,4	0,4
RP 4	1,0	-	1,0	0,1	-	0,0
RP 5	-	1,0	1,0	-	0,0	0,7

### **8.3.3 Diskussion der Validität der Methodenanwendung**

Neben dem Ergebnis der Methode wird nachfolgend die Erfüllung der Anforderungen an deren Anwendung überprüft. Dazu werden die Allgemeingültigkeit der Methode und das Vorgehen reflektiert.

#### **8.3.3.1 Kritische Reflexion der Allgemeingültigkeit**

In Anlehnung an LANGHORST (2016, S. 7 ff.) werden in diesem Abschnitt die wesentlichen Rahmenbedingungen bei der Anwendung der Methode erläutert, in den Kontext der Produktionstechnik eingeordnet und der Gültigkeitsbereich der Methoden und Werkzeuge dargestellt.

##### **Betrachtete Fügeverfahren**

Mit dem Widerstandspunktschweißen wurde das im Karosseriebau am weitesten verbreitete Fügeverfahren in der Methode berücksichtigt (BIRKERT ET AL. 2013, S. 49). Zudem wurde die Methode durch die Einbeziehung des Laserstrahlschweißens für ein Fügeverfahren entwickelt und validiert, welches aufgrund zahlreicher Vorteile eine große Anwendungsvielfalt in der Produktionstechnik aufweist (POPRAWA 2005, S. V). Durch eine Anpassung der Wärmequelle kann das in Kapitel 5 entwickelte Modell auf zahlreiche weitere Schweißverfahren übertragen werden (vgl. Abschnitt 2.3.3.3).

##### **Betrachteter Werkstoff**

Um das Vorgehen innerhalb der Arbeit sinnvoll und praxisnah darstellen zu können, wurde der im Karosseriebau weit verbreitete Stahl CR240LA (bzw. HX260LAD nach DIN EN 10346) als Werkstoff für die beispielhaft herangezogenen Fügeaufgaben ausgewählt. Die für die Auslegung relevanten Eigenschaften dieses Werkstoffes wurden durch die thermischen und mechanischen Werkstoffkennwerte beschrieben. Die Ermittlung dieser Kennwerte kann nach den in Abschnitt 2.3.3.5 vorgestellten Verfahren auch für andere Werkstoffe vorgenommen werden, womit der Anwendungsbereich leicht erweitert werden kann.

##### **Anwendungsfall Karosseriebau**

Die bisher beschriebenen Methoden und Werkzeuge wurden an exemplarischen Blechstrukturen aus dem automobilen Karosseriebau entwickelt und validiert. Dennoch soll es prinzipiell möglich sein, die gewonnenen Erkenntnisse auch in anderen Branchen anzuwenden, in denen Bleche zu größeren Strukturen gefügt

werden. Die zu substituierenden Fügevorrichtungen kommen auch in anderen Produktionsprozessen, wie beispielsweise dem Flugzeugbau (WINTER 2013) oder dem allgemeinen Stahlbau (CLAUSSEN 1990), zum Einsatz. Sofern diese vergleichbare Aufgabenstellungen haben, soll sich die vorgestellte Methode unter Anpassung der verwendeten Werkstoffe und Fügeverfahren dort ebenfalls anwenden lassen. Dabei wird nicht unterstellt, dass der Ansatz bauteilintegrierter Spanntechnik zu Ergebnissen führt, welche die jeweils gestellten Anforderungen erfüllen. Lediglich die Auslegung soll mithilfe der Methode unterstützt sowie die Erfüllung von Anforderungen überprüft werden können.

### 8.3.3.2 Reflexion der Vorgehensweise

Die normierte Darstellung der Methode nach DIN 66001 bietet Transparenz zum Fortschritt der Auslegung. Die sequenzielle Abfolge und die eindeutigen Entscheidungspunkte innerhalb der Methode unterstützen ein widerspruchsfreies Vorgehen. Durch die ausführliche Beschreibung der im Rahmen der Methode verwendeten Daten und Modelle in den vorausgehenden Kapiteln dieser Arbeit wird zudem das Gesamtverständnis gefördert. Dennoch sind die zugrunde liegenden Modelle und die verwendeten Simulationsprogramme als komplex einzuordnen, welche eine Anwendung durch Experten notwendig machen. Unter diesen Aspekten wird die Anforderung nach einem transparenten, widerspruchsfreien Vorgehen als erfüllt betrachtet.

## 8.4 Wirtschaftlichkeitsbetrachtung

Kosten sind, neben erhöhter Flexibilität, ein wichtiger Indikator für den Mehrwert bauteilintegrierter Spanntechnik (NAING 2004, S. 86). Die Wirtschaftlichkeitsbetrachtung wird durch den Vergleich der Herstellkosten von zwei Produktionsszenarien (PS) vorgenommen, wie beispielsweise auch von OEFELE (2012, S. 157-160) und von VOEGELE & SOMMER (2012, S. 118) durchgeführt. In PS1 soll der Zusammenbau aus Abschnitt 8.1 mit konventioneller Spanntechnik und dem Widerstandspunktschweißen hergestellt werden. Dies entspricht dem aktuellen Stand in der Automobilproduktion. In PS2 komme statt konventioneller Spanntechnik die bauteilintegrierte Spanntechnik, wie in Abschnitt 8.2 für das RLS ausgelegt, zum Einsatz. Das betrachtete Fügeverfahren sei entsprechend das RLS.

## 8.4.1 Annahmen und Berechnungsgrundlagen

In den folgenden Abschnitten sind die für die Wirtschaftlichkeitsbetrachtung benötigten Kosten- und Zeitanteile dargestellt.

### 8.4.1.1 Betrachtung der Investitionskosten

Für die PS wurden die Investitionskosten wie in Tabelle 15 aufgelistet angesetzt.

*Tabelle 15: Aufschlüsselung der Investitionskosten der einzelnen Produktionsszenarien; alle Werte in Euro*

<b>Posten</b>	<b>PS 1</b>	<b>PS 2</b>
Laserstrahlquelle ( $P_L = 1 \text{ kW}$ )	-	60.000
Industrieroboter	25.000	25.000
Schweißzange / Optik	20.000	20.000
Schweißstation und Peripherie	30.000	80.000
Anlagensteuerung	15.000	30.000
Spannvorrichtung	30.000	5.000
<b>Summe</b>	<b>120.000</b>	<b>220.000</b>

Mit Ausnahme der Vorrichtungskosten sind diese Werte aus OEFELE (2012, S. 159) entnommen. Die Kosten der konventionellen Vorrichtung (PS1) stammen aus der Fertigungsstückliste dieser Vorrichtung. Die Stückliste enthält die Kosten für die Erstellung einer Vorrichtung (ABULAWI 2012, S. 51) und umfasst folgende Posten:

- Materialkosten
- Auslegung und Konstruktion
- Geometriesimulation und Offline-Programmierung
- Fertigung und Montage
- Elektronik
- Inbetriebnahme
- Projektmanagement
- Frachtkosten
- Ersatzteile

Die in Tabelle 15 ausgewiesenen Kosten für die vereinfachte Vorrichtung nach dem Ansatz bauteilintegrierter Spanntechnik (PS2) beruhen auf der Einschätzung von Fertigungsmittelkonstrukteuren. Grundlage dafür sind die genannten Kosten-

bestandteile der Fertigungsstückliste sowie eine technische Umsetzung dieser vereinfachten Vorrichtung für den Einsatz in der Serienproduktion.

#### 8.4.1.2 Betrachtung der Produktionszeit

Aus dem Taktzeitdiagramm der betrachteten Fertigungsstation wurde entnommen, welche Zeitanteile eines Fertigungstaktes zum Fügen des Zusammenbaus in der heutigen Serienproduktion jeweils auf einzelne Komponenten entfallen. In Tabelle 16 sind diese Zeitanteile aufgeführt. Die Zeit für das Fügen mittels RLS wurde anhand der Versuche aus Abschnitt 8.3.2 ermittelt. Da in beiden PS jeweils zwei Bauteile eingelegt werden, wurde die Einlegezeit als identisch angenommen.

*Tabelle 16: Tätigkeiten zur Realisierung der Fügeoperation des Zusammenbaus; Zeitangaben in Sekunden; in der Schweißzeit ist die dafür notwendige Bewegung des Roboters enthalten*

<b>Tätigkeit</b>	<b>PS 1</b>	<b>PS 2</b>
Bauteile in Vorrichtung einlegen	16	16
Sicherheitstor schließen	2	2
Schweißzeit der fünf FP	27	10
Sicherheitstor öffnen	2	2
Bauteile entnehmen	10	10
<b>Summe</b>	<b>57</b>	<b>40</b>

#### 8.4.1.3 Weitere Annahmen

Der Wirtschaftlichkeitsbetrachtung liegen ferner folgende Annahmen zugrunde:

- Weitere periphere Komponenten der betrachteten Fertigungsstation, welche über die in Tabelle 15 beschriebenen hinausgehen, werden als identisch für beide PS angenommen und somit nicht betrachtet.
- Für die Investitionsgüter der Fertigungsstation wird eine Nutzungsdauer von 7 Jahren angenommen.
- Es werden 220 Produktionstage im Drei-Schicht-Betrieb mit jeweils 7,5 Stunden Netto-Arbeitszeit pro Schicht und somit 4.950 Arbeitsstunden pro Jahr angenommen.
- Für beide Fügeverfahren wird ein Betriebskostensatz von 550 €/m<sup>2</sup> angesetzt, welcher sämtliche Energie- und Betriebskosten in dem betrachteten Gebäude des Karosseriebaus beinhaltet (OEFELE 2012,

S. 159). Die benötigte Fläche der Fertigungsstation wird ebenfalls für beide PS identisch angenommen.

- Die Anlagenverfügbarkeit beträgt 90 %.
- Die gesamte Fertigungsstation wird über deren Nutzungsdauer linear und vollständig abgeschrieben, sodass kein Restbuchwert verbleibt.
- Es wird ein kalkulatorischer Zinssatz von 9 % angenommen.
- Ein Instandhaltungskostensatz von 4,15 % wird angesetzt, welcher in dem betrachteten Produktionswerk einmal pro Jahr auf die gesamten Investitionskosten der Fertigungsstation anfällt.
- Die Personalkosten pro Werker und Stunde betragen 50 €.
- Das Einbringen der Spannmerkmale in die Bauteile verursacht Werkzeugmehrkosten in Höhe von 40.000 € für Bauteil 1 und 10.000 € für Bauteil 2. Je eingebrachter Kugel fallen zudem 0,02 € Materialkosten an.

Im Folgenden werden die Herstellkosten pro Zusammenbau für die beiden PS berechnet und verglichen.

### **8.4.2 Vergleichende Stückkostenrechnung und Fazit**

Die zuvor erhobenen Daten wurden in einer Stückkostenrechnung gebündelt. Diese erlaubt den Vergleich der Fertigungskosten desselben Bauteilumfangs, jeweils hergestellt nach PS 1 beziehungsweise PS 2. Die ermittelten Zahlen und formelmäßigen Zusammenhänge sind in Tabelle 17 konsolidiert aufgeführt.

Es wird konstatiert, dass das Fügen des beschriebenen Umfangs um 0,04 € günstiger erfolgen kann, wenn der Ansatz der bauteilintegrierten Spanntechnik angewendet wird (PS2). Dies entspricht einer Einsparung von 3,3 % gegenüber dem aktuellen Stand der Produktion (PS1). Bei einer Fertigung von 1 Mio. Automobile würde demnach allein die Substitution dieses geringen Umfangs eine Einsparung von 40.000 € bedeuten. Werden weitere der durchschnittlich 300 bis 500 Einzelteile einer Karosserie (WEMHÖNER 2005, S. 22) nach diesem Ansatz gefügt, kann der Nutzen entsprechend skaliert werden. Die Eignung bauteilintegrierter Spanntechnik für diese weiteren Umfänge ist dabei jeweils individuell nach der beschriebenen Auslegungsmethode zu überprüfen.



Tabelle 17: Vergleichende Stückkostenrechnung für das Fügen des Zusammenbaus  
(in Anlehnung an OEFELE (2012, S. 159))

Kostenrechnung			PS 1	PS 2
1	Investitionskosten in €	$I$	120.000	220.000
2	Werkzeugmehrkosten in €	$I_W$	0	50.000
3	Nutzungsdauer in a	$N_D$	7	7
4	Arbeitszeit in h/a	$E_Z$	4.950	4.950
5	Flächenbedarf in m <sup>2</sup>	$F_B$	20	20
6	Betriebskostensatz in €/m <sup>2</sup>	$B_K$	550	550
7	Anlagenverfügbarkeit in %	$V_A$	90	90
8	Taktzeit in s	$t_{Takt}$	57	40
9	Anzahl ZB / Takt in Stk.	$N_{B,Takt}$	1	1
10	Anzahl ZB / Stunde in Stk./h	$N_B = \frac{V_A \cdot 3600 \cdot N_{B,Takt}}{t_{Takt} \cdot 100}$	56,84	81,00
11	Kalk. Abschreibung in €/h	$K_A = \frac{I \cdot 100}{N_D \cdot E_Z \cdot V_A}$	3,85	8,66
12	Kalk. Zinssatz in %	$Z$	9	9
13	Kalk. Zinssatz in €/h	$K_Z = \frac{I \cdot Z}{2 \cdot E_Z \cdot V_A}$	13,47	30,30
14	Betriebskosten in €/h	$K_B = \frac{F_B \cdot B_K}{E_Z}$	2,22	2,22
15	Instandhaltungskostensatz in %	$I_{KS}$	4,15	4,15
16	Instandhaltungskosten in €/h	$K_I = \frac{I \cdot I_{KS}}{E_Z \cdot V_A}$	1,12	2,52
17	Maschinenstundensatz in €/h	$K_M = K_A + K_Z + K_B + K_I$	20,66	43,70
18	Materialkosten Kugel in €/Stk.	$K_K$	0	0,02
19	Personalkosten in €/h	$K_P$	50	50
20	Anzahl an Betriebspersonen	$N_P$	1	1
21	Gesamtkosten der Anlage in €/h	$K_{gesamt} = K_M + K_P \cdot N_P$	70,66	93,70
<b>22</b>	<b><u>Fügekosten je ZB in €/Stk.</u></b>	$K_F = \frac{K_{gesamt}}{N_B} + 2 \cdot K_K$	<b><u>1,24</u></b>	<b><u>1,20</u></b>

### **8.5 Zusammenfassung**

Innerhalb des Kapitels wurden die Anwendung sowie das Ergebnis der entwickelten Auslegungsmethode validiert. Dafür wurde zunächst ein Bauteilumfang aus dem automobilen Karosseriebau als Referenz definiert. Dieser besteht aus zwei Einzelteilen, welche unter der Einhaltung definierter Anforderungen zu einem Zusammenbau gefügt werden sollen. Die Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik für diesen Zusammenbau erfolgte entsprechend der zuvor entwickelten Methode. Der so erzeugte Aufnahme- und Spannplan für diesen Umfang wurde an Realbauteilen umgesetzt und eine entsprechende Aufnahme wurde gefertigt. Es folgte das Fügen der Bauteile mittels Remote-Laserstrahlschweißen sowie eine Vermessung der so gefertigten Zusammenbauten. Die Bauteilmessung bestätigte die prognostizierte Einhaltung der Toleranzvorgaben, weshalb das Methodenergebnis als valide betrachtet wird. Eine kritische Reflexion der Methodenanwendung ergab, dass die Anforderungen an die Allgemeingültigkeit und an das Vorgehen bei der Anwendung der Methode als erfüllt betrachtet werden können.

Abschließend wurde eine Wirtschaftlichkeitsbetrachtung für den definierten Zusammenbau angestellt. Dafür wurden dessen Fertigungskosten unter Verwendung der bauteilintegrierten Spanntechnik mit dem aktuellen Stand der Produktion verglichen. Die vergleichende Stückkostenrechnung ergab, dass unter der Annahme Industrie-üblicher Randbedingungen ein wirtschaftlicher Vorteil von 0,04 € pro Zusammenbau bzw. 3,3 % durch den Ansatz bauteilintegrierter Spanntechnik, allein für diesen Umfang, erzielt werden kann. Eine entsprechende Skalierung auf weitere Umfänge kann den Nutzen weiter steigern.

## 9 Zusammenfassung und Ausblick

### 9.1 Zusammenfassung

Für das Fügen von Metallblechen zu größeren Strukturen kommen in der Industrie Fügevorrichtungen zum Einsatz. Sie haben unter anderem die Aufgabe, die zu fügenden Bauteile definiert zu positionieren und zu spannen, um ein maßhaltiges Endprodukt zu gewährleisten. Die Fügevorrichtungen sind dabei zumeist spezifisch an die Fügeaufgabe angepasst. Neben hohen Investitionskosten führt dies zu einer stark eingeschränkten Flexibilität bei Produktänderungen. Insbesondere in der variantenreichen Großserienfertigung, wie dem automobilen Karosseriebau, ist dies nachteilig. Einen Ansatz zur Reduzierung von Fügevorrichtungen stellt die Verwendung bauteilintegrierter Spanntechnik dar. Dabei werden die Vorrichtungsfunktionen Positionieren und Spannen durch die Kombination von jeweils zwei bauteilintegrierten, geometrischen Merkmalen, sogenannten Spannmerkmalen, realisiert. Obwohl zahlreiche Potenziale dieses Ansatzes in der Forschung ausgewiesen wurden, findet er noch keine Verbreitung. Als Grund hierfür ist ein fehlendes Verständnis für die technische Auslegung der bauteilintegrierten Spanntechnik zu nennen. Dies betrifft primär die anforderungsgerechte Gestaltung zur Gewährleistung ausreichender Haltekräfte für den Fügeprozess und der finalen Maßhaltigkeit des Zusammenbaus. Daher wurden als Ziel dieser Arbeit in vier Schritten Daten, Modelle und Methoden erarbeitet, welche die Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik unterstützen sollen.

Zunächst wurden für den Ansatz geeignete Spannmerkmalskombinationen identifiziert und charakterisiert. Die Identifikation erfolgte dabei auf Basis bestehender Forschungsarbeiten und Überlegungen zum Anwendungskontext dieser Arbeit. Es konnten zwölf Kombinationen für die weiteren Untersuchungen identifiziert werden. Diese wurden hinsichtlich realisierbarer Maßhaltigkeit und übertragbarer Haltekräfte untersucht. Es ließ sich feststellen, dass Spannmerkmale mit konventionellen Verfahren der Umformtechnik in Industrie-üblichen Maßhaltigkeiten hergestellt werden können. Zudem lassen sich Haltekräfte in Bereichen von 11,9 N bis 542 N im Kopfzug und von 5,6 N bis 1867 N im Scherzug durch die Spannmerkmale realisieren. Durch die Parametrisierung von Geometrie und Werkstoff lassen sich diese Grenzen an andere Anforderungen und verwendete Materialien anpassen.

Für eine anforderungsgerechte Auslegung war neben den charakterisierten Spannmerkmalen zudem die Kenntnis der im Fügeprozess auftretenden Reaktionskräfte erforderlich. Es wurden das Remote-Laserstrahlschweißen und das Widerstandspunktschweißen als zwei verbreitete und potenzialträchtige Fügeverfahren untersucht. Die Ermittlung von Prozesskräften beim RLS geschah dabei auf Basis einer thermomechanischen Struktursimulation. Das gebildete Modell wurde durch experimentelle Versuche validiert und auf ein Anwendungsbeispiel übertragen. Für das WPS wurden auf experimentellem Weg Prozesskräfte während des mechanischen Eingriffs der Schweißzange ermittelt. Diese konnten als Referenzlast in einer mechanischen Struktursimulation aufgebracht und für die Ermittlung von Reaktionskräften an den Spannelementen herangezogen werden. Ein Vergleich auftretender Reaktionskräfte beim RLS und beim WPS ließ eine Prognose benötigter Spannkraft bei den beiden Fügeverfahren zu. Ebenso konnte konstatiert werden, dass die auftretenden Reaktionskräfte einer repräsentativen Fügeaufgabe im Bereich der Haltekräfte der identifizierten Spannmerkmale liegen.

Als dritter Bestandteil der Arbeit wurde ein Modell entwickelt, welches die Toleranzanalyse mittels bauteilintegrierter Spanntechnik gefügter Zusammenbauten ermöglicht. Eine theoretische Beschreibung der Toleranzkette beim Fügen und experimentelle Voruntersuchungen dienten als Basis für die Modellbildung. Das auf einer kombinierten Monte-Carlo-Simulation und FEM basierende Simulationsmodell wurde wiederum mit experimentellen Versuchen validiert. Mit dem Modell ist es demnach möglich, die Maßhaltigkeit mittels bauteilintegrierter Spanntechnik gefügter Zusammenbauten ausreichend genau zu prognostizieren.

Die erarbeiteten Daten und Modelle wurden durch eine Methode zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik ergänzt. Diese erlaubt es, die identifizierten Spannmerkmale für eine definierte Fügeaufgabe anforderungsgerecht auszulegen. Die Methode wurde erfolgreich an einem Karosseriezusammenbau angewendet. An diesem Demonstrator folgte eine technologische und wirtschaftliche Bewertung. Die Bewertung ergab, dass der Ansatz bauteilintegrierter Spanntechnik eine wirtschaftlich vorteilhafte Alternative zu konventioneller Spanntechnik darstellt und den technologischen Anforderungen gerecht wird.

### **9.2 Ausblick**

Mit der vorliegenden Arbeit ist es nun erstmals möglich, eine methodisch unterstützte, technische Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik vorzunehmen.

Aus den vorangegangenen Ausführungen ergeben sich mehrere Möglichkeiten, die Genauigkeit, Effizienz und Praxistauglichkeit der Methode zu verbessern.

Hinsichtlich der Genauigkeit weist, verglichen mit den übrigen Daten und Modellen, insbesondere das Modell zur Prognose von Prozesskräften beim RLS Verbesserungspotenziale auf. Wie unter anderem SCHOBER (2015, S. 115) bereits postulierte, sind (Schweiß-)Simulationen keine exakte Repräsentation realer Prozesse. Wenngleich im gezeigten Beispiel durch die Anwendung des entwickelten Modells auftretende Prozesskräfte prognostiziert werden konnten, stellt die rechnergestützte Ermittlung mehr ein qualitatives als ein quantitatives Hilfswerkzeug dar und liefert modellierungsbedingte Näherungslösungen. Daher sollten hierzu weitere Untersuchungen angestellt werden. In diesem Zusammenhang stellen die genannten Modellvereinfachungen einen vielversprechenden Hebel zur Steigerung der Ergebnisqualität dar.

Die Generierung von Erfahrungswerten durch fortlaufende Methodenanwendung bietet die Möglichkeit, die Effizienz des Methodeneinsatzes zu steigern. Dies betrifft insbesondere die Erstellung der Initialkonfiguration. Diese kann für vergleichbare Fügeoperationen und Zusammenbauten auf der Basis künftig generierter Erfahrungswerte potenziell schneller und den Anforderungen gerecht erstellt werden.

Eine weitere Möglichkeit zur Effizienzsteigerung bietet die Kopplung der Simulationsmodelle zur Prozesskraft- und Toleranzanalyse mit Optimierungsalgorithmen, welche automatisiert die anforderungsoptimale Konfiguration der Spannerkmale vornehmen. So können manuelle Iterationen weitgehend vermieden und der Auslegungsprozess schneller durchgeführt werden.

Zur weiteren Steigerung der Praxistauglichkeit ist es denkbar, die Inhalte dieser Arbeit um weitere Spannerkombinationen und Fügeverfahren zu erweitern sowie Großserienversuche durchzuführen, um statistisch relevante Aussagen auch über längere Produktionszeiträume und größere Produktionsstückzahlen zu erlangen.



## 10 Literaturverzeichnis

DIMENSIONAL CONTROL SYSTEMS INC. 2013

3DCS Analyst Tutorial Version 7.2.2.0.0. Beziehbar über <www.3dcs.com> - 27.07.2019.

ABULAWI 2012

Abulawi, J.: Ansatz zur Beherrschung der Komplexität von vernetzten 3D-CAD-Modellen. Dissertation. Universität der Bundeswehr Hamburg. Hamburg (2012).

ADAMS 1998

Adams, J. D.: Feature based analysis of selective limited motion in assemblies. Masters Thesis. Massachusetts Institute of Technology. Massachusetts (1998).

ADAMS & WHITNEY 1999

Adams, J. D.; Whitney, D. E.: Application of screw theory to constraint analysis of assemblies of rigid parts. In: IEEE (Hrsg.): Proceedings of the International Symposium on Assembly and Task Planning. International Symposium on Assembly and Task Planning. Porto / Portugal, 24. Juli 1999. S. 75-80.

ADAMS & WHITNEY 2001

Adams, J. D.; Whitney, D. E.: Application of screw theory to constraint analysis of mechanical assemblies joined by features. Journal of Mechanical Design 123 (2001) 1, S. 26-32.

AHMAD ET AL. 2016

Ahmad, Z.; Lu, S.; Zoppi, M.; Zlatanov, D.; Molfino, R.: Reconfigurability and Flexibility in a Robotic Fixture for Automotive Assembly Welding. In: Ding X. et al. (Hrsg.): Advances in Reconfigurable Mechanisms and Robots II: Mechanisms and Machine Science. Cham: Springer 2016. S. 1073-1081.  
ISBN: 978-3-319-23327-7

ARZANPOUR ET AL. 2006

Arzanpour, S.; Fung, J.; Mills, J. K.; Cleghorn, W. L.: Flexible fixture design with applications to assembly of sheet metal automotive body parts. Assembly Automation 26 (2006) 2, S. 143-153.

ASADA & BY 1985

Asada, H.; By, A.: Kinematic analysis of workpart fixturing for flexible assembly with automatically reconfigurable fixtures. IEEE Journal on Robotics and Automation 1 (1985) 2, S. 86-94.

### BELITZKI 2017

Belitzki, A.: Rechnergestützte Minimierung des Verzugs laserstrahlgeschweißter Bauteile. Dissertation. Technische Universität München: Herbert Utz 2018. ISBN: 978-3-8316-4254-0. (Forschungsberichte IWB 336).

### BEM ET AL. 2017

Bem, M.; Deniša, M.; Gašpar, T.; Jereb, J.; Bevec, R.; Kovač, I.; Ude, A.: Reconfigurable fixture evaluation for use in automotive light assembly. International Conference on Advanced Robotics (ICAR). Hong Kong / China, 10. - 12. Juli 2017, S. 61-67.

### BENESCH 2013

Benesch, T.: Schlüsselkonzepte zur Statistik. Die wichtigsten Methoden, Verteilungen, Tests anschaulich erklärt. 1 Aufl. Heidelberg: Spektrum Akademischer Verlag 2013. ISBN: 978-3-8274-2772-4.

### BERYLLS STRATEGY ADVISORS 2013

Berylls Strategy Advisors: Studie: Zukunft des automobilen Leichtbau. <<https://www.finanzen.net/nachricht/aktien/berylls-studie-zur-zukunft-des-automobilen-leichtbaus-karosserieleichtbau-raus-aus-der-nische-bild-2708907>> - 27.07.2019.

### BEYER 1995

Beyer, E.: Schweißen mit Laser. Grundlagen. Berlin: Springer 1995. ISBN: 978-3-642-75760-0. (Laser in Technik und Forschung).

### BI & ZHANG 2001

Bi, Z. M.; Zhang, W. J.: Flexible fixture design and automation: review, issues and future directions. International Journal of Production Research 39 (2001) 13, S. 2867-2894.

### BIRKERT ET AL. 2013

Birkert, A.; Haage, S.; Straub, M.: Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile: Auslegung von Ziehanlagen. Berlin: Springer 2013. ISBN: 3642346707.

### BOHN 1998

Bohn, M.: Toleranzmanagement im Entwicklungsprozess: Reduzierung der Auswirkungen von Toleranzen auf Zusammenbauten der Automobil-Karosserien. Dissertation. Universität Karlsruhe. Karlsruhe (1998).



**BOHN & HETSCH 2013**

Bohn, M.; Hetsch, K.: Toleranzmanagement im Automobilbau. München: Carl Hanser 2013. ISBN: 3446435441.

**BONE & CAPSON 2003**

Bone, G. M.; Capson, D.: Vision-guided fixtureless assembly of automotive components. *Robotics and computer-integrated manufacturing* 19 (2003) 1, S. 79-87.

**BOUYOUSFI ET AL. 2007**

Bouyousfi, B.; Sahraoui, T.; Guessasma, S.; Chaouch, K. T.: Effect of process parameters on the physical characteristics of spot weld joints. *Materials & design* 28 (2007) 2, S. 414-419.

**BROCKE 2011**

Brocke, T.: Konzept zur Komplexitätsbeherrschung in der Automobilindustrie. München: Dr. Hut 2011. ISBN: 384390250X.

**BURLEY ET AL. 1999**

Burley, G.; Odi, R.; Naing, S.; Williamson, A.; Corbett, J.: Jigless Aerospace Manufacture-The Enabling Technologies. In: SAE International (Hrsg.): SAE Technical Paper Series, Aerospace Manufacturing Technology Conference & Exposition. Warrendale / United States, 05. Juni 1999.

**CAI ET AL. 1996**

Cai, W.; Hu, S. J.; Yuan, J. X.: Deformable sheet metal fixturing: principles, algorithms, and simulations. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 118 (1996) 3, S. 318-324.

**CEGLAREK ET AL. 2003**

Ceglarek, D.; Camelio, J.; Hu, S. J.: Modeling variation propagation of multi-station assembly systems with compliant parts. *ASME Journal of Mechanical Design* 125 (2003) 4, S. 673-681.

**CEGLAREK & SHI 2000**

Ceglarek, D.; Shi, J.: Dimensional fault diagnosis for compliant beam structure assemblies. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 122 (2000), 4, S. 773-780.

CHAN & LIN 1996

Chan, K. C.; Lin, C. S.: Development of a computer numerical control (CNC) modular fixture - Machine design of a standard multifinger module. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 11 (1996) 1, S. 18-26.

CHASE & PARKINSON 1991

Chase, K. W.; Parkinson, A. R.: A survey of research in the application of tolerance analysis to the design of mechanical assemblies. Research in Engineering Design 3 (1991) 1, S. 23-37.

CHEN ET AL. 2014

Chen, H.; Jin, S.; Li, Z.; Lai, X.: A comprehensive study of three dimensional tolerance analysis methods. Computer-Aided Design 53 (2014) 8, S. 1-13.

CLAUSSEN 1990

Claussen, C. M.: Heftschweißverfahren für das Lagefixieren von Werkstücken beim Schutzgasschweißen mit Industrierobotern. Dissertation. Universität Stuttgart. Stuttgart (1990).

COLGAN & MONAGHAN 2003

Colgan, M.; Monaghan, J.: Deep drawing process: analysis and experiment. Journal of Materials Processing Technology 132 (2003) 1-3, S. 35-41.

DAS ET AL. 2015

Das, A.; Franciosa, P.; Ceglarek, D.: Fixture design optimisation considering production batch of compliant non-ideal sheet metal parts. Procedia Manufacturing 1 (2015) o. Nr., S. 157-168.

DAUB 2012

Daub, R.: Erhöhung der Nahttiefe beim Laserstrahl-Wärmeleitungsschweißen von Stählen. Dissertation. Technische Universität München: Herbert Utz 2012. ISBN: 3831641994. (Forschungsberichte IWB 263).

DE ET AL. 1996

De, A.; Gupta, O. P.; Dorn, L.: An experimental study of resistance spot welding in 1 mm thick sheet of low carbon steel. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 210 (1996) 4, S. 341-347.

DELEBECQUE ET AL. 2008

Delebecque, B.; Houtmann, Y.; Lauvaux, G.; Barlier, C.: Automated generation of assembly features in layered manufacturing. Rapid Prototyping Journal 14 (2008) 4, S. 234-245.

DILTHEY 1994

Dilthey, U.: Schweißtechnische Fertigungsverfahren. Schweiß- und Schneidtechnologien. 2. Aufl. Berlin: Springer 1994. ISBN: 978-3-662-12983-8. (Studium und Praxis).

DILTHEY 2000

Dilthey, U. (Hrsg.): Laserstrahlschweißen. Prozesse, Werkstoffe, Fertigung und Prüfung - Handbuch zum BMBF-Projektverband "Qualifizierung von Laserverfahren" im Rahmen des Förderkonzeptes Laser 2000. Düsseldorf: Verl. für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verl. 2000. ISBN: 3-87155-906-7.

DILTHEY & BRANDENBURG 2002

Dilthey, U.; Brandenburg, A.: Schweißtechnische Fertigungsverfahren. Gestaltung und Festigkeit von Schweißkonstruktionen. 2. überarbeitete Aufl. Berlin: Springer 2002. ISBN: 978-3-540-62661-9.

DIN 66001 1983

DIN 66001: Informationsverarbeitung- Sinnbilder und ihre Anwendung. Berlin: Beuth 1983.

DIN 2768-2 1991

DIN 2768-2: Allgemeintoleranzen- Toleranzen für Form und Lage ohne einzelne Toleranzeintragung. Berlin: Beuth 1991.

DIN 2768-1 1991

DIN 2768-1: Allgemeintoleranzen- Toleranzen für Längen- und Winkelmaße ohne einzelne Toleranzeintragung. Berlin: Beuth 1991.

DIN 1319-1 1995

DIN 1319-1: Grundlagen der Messtechnik- Teil1: Grundbegriffe. Berlin: Beuth 1995.

DIN 8593 2003

DIN 8593: Fertigungsverfahren Fügen, Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth 2003.

DIN 8580 2003

DIN 8580: Fertigungsverfahren. Begriffe, Einleitung. Berlin: Beuth 2003.

DIN 1910-100 2008

DIN 1910-100: Schweißen und verwandte Prozesse - Begriffe - Teil 100: Metallschweißprozesse mit Ergänzungen zu DIN EN 14610:2005. Berlin: Beuth 2008.

DIN 6300 2009

DIN 6300: Vorrichtungen für die Fixierung der Lage von Werkstücken während formändernder Fertigungsverfahren - Benennungen und deren Abkürzungen. Berlin: Beuth 2009.

DIN 8588 2013

DIN 8588: Fertigungsverfahren Zerteilen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth 2013.

DIN EN 10346 2015

DIN EN 10346: Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl - Technische Lieferbedingungen. Berlin: Beuth 2015.

DIN EN ISO 1101 2005

DIN EN ISO 1101: Geometrische Produktspezifikation (GPS)-Geometrische Tolerierung-Tolerierung von Form, Richtung, Ort und Lauf. Berlin: Beuth 2005.

DIN EN ISO 14405 2011

DIN EN ISO 14405: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Dimensionelle Tolerierung - Teil 1: Längenmaße. Berlin: Beuth 2011.

DIN EN ISO 5459 2011

DIN EN ISO 5459: Technische Zeichnungen, Form- und Lagetolerierung: Bezüge und Bezugssysteme für geometrische Toleranzen. Berlin: Beuth 2011.

DIN EN ISO 7500-1 2016

DIN EN ISO 7500-1: Metallische Werkstoffe - Kalibrierung und Überprüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen - Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen - Kalibrierung und Überprüfung der Kraftmesseinrichtung. Berlin: Beuth 2016.

DIN EN ISO 6892-1 2017

DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Berlin: Beuth 2017.

DING ET AL. 2000

Ding, Y.; Ceglarek, D.; Shi, J.: Modeling and Diagnosis of Multi-Stage Manufacturing Process: Part II- Fault Diagnostics. Proceedings of the 2000 Japan/USA symposium on flexible automation. Ann Arbor / Michigan / USA, 23. - 26. Juli 2000, S. 23-26. ISBN: 079183509X.

DROSSEL ET AL. 2013

DROSSEL ET AL.: Improving surface based clamping simulations by measuring the position of active surfaces during the clamping process. *Key Engineering Materials* 554 (2013) o. Nr., S. 2312-2317. ISBN: 3037857196.

DU & LIN 1998

Du, H.; Lin, G. C.: Development of an automated flexible fixture for planar objects. *Robotics and computer-integrated manufacturing* 14 (1998) 3, S. 173-183.

ELSER 2014

Elser, J.: *Vorrichtungsfreie räumliche Anordnung von Fügepartnern auf Basis von Bauteilmarkierungen*. Dissertation. Aachen: Shaker 2014. ISBN: 3844027807.

FAHRENWALDT ET AL. 2014

Fahrenwaldt, H. J.; Schuler, V.; Twrdek, J.: *Praxiswissen Schweißtechnik. Werkstoffe, Prozesse, Fertigung*. 5., vollst. überarb. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg 2014. ISBN: 978-3-658-03140-4.

FAZIO ET AL. 1990

Fazio, T. L. de; Edsall, A. C.; Gustavson, R. E.; Hernandez, J. A.; Hutchins, P. M.; Leung, H.-W.; Luby, S. C.; Metzinger, R. W.; Nevins, James L.; Tung, Ka-Kit: *A prototype of feature-based design for assembly*. (Hrsg.): *Computer-Aided Cooperative Product Development* 1990, S. 369-392.

FERKEL 2013

Ferkel, H.: *Stahl Bleibt der wichtigste Werkstoff im Karosserie-Rohbau*. *ATZ-Automobiltechnische Zeitschrift* 115 (2013) 3, S. 172-174.

FLEISCHER ET AL. 2014

Fleischer, J.; Lanza, G.; Dosch, S.; Elser, J.; Pangboonyanon, W.: *Fixtureless Alignment of Joining Partners within the Assembly of Aluminum Space Frame Structures*. *Procedia CIRP* 18 (2014) o. Nr., S. 221-225.

FLEISCHER ET AL. 2013

Fleischer, J.; Lanza, G.; Otter, M.; Elser, J.: *Spatial alignment of joining partners without fixtures, based on component-inherent markings*. *Journal of Manufacturing Systems* 32 (2013) 3, S. 489-497.

FRITZ & SCHULZE 1998

Fritz, A. H.; Schulze, G.: *Fertigungstechnik*. 4. Aufl. Berlin: Springer 1998. ISBN: 978-3-662-07201-1.

FRITZSCHE ET AL. 2017

Fritzsche, R.; Richter, A.; Putz, M.: Automatic adjustment of car body fixtures using artificial intelligence. *Procedia CIRP* 62 (2017) o. Nr., S. 600-605.

FYSIKOPOULOS ET AL. 2016

Fysikopoulos, A.; Pastras, G.; Stavridis, J.; Stavropoulos, P.; Chryssolouris, G.: On the performance evaluation of remote laser welding process: an automotive case study. *Procedia CIRP* 41 (2016) o. Nr., S. 969-974.

GÄRTNER 2018

Gärtner, C.: Der Fall der Automobilindustrie. In: *Fallstudien zur Digitalen Transformation*. Wiesbaden: Springer 2018, S. 1-35. ISBN: 978-3-658-18745-3.

GENC ET AL. 1998

Genc, S.; Messler, R. W.; Gabriele, G. A.: A systematic approach to integral snap-fit attachment design. *Research in Engineering Design* 10 (1998) 2, S. 84-93.

GOLDAK ET AL. 1984

Goldak, J.; Chakravarti, A.; Bibby, M.: A new finite element model for welding heat sources. *Metallurgical transactions B* 15 (1984) 2, S. 299-305.

GOLDAK & AKHLAGHI 2005

Goldak, J. A.; Akhlaghi, M.: *Computational Welding Mechanics*. Boston: Springer Science and Business Media Inc 2005. ISBN: 978-0-387-23287-4.

GOPALAKRISHNAN ET AL. 2004

Gopalakrishnan, K.; Goldberg, K.; Bone, G. M.; Zaluzec, M. J.; Koganti, R.; Pearson, R.; Deneszcuk, P. A.: Unilateral fixtures for sheet-metal parts with holes. *IEEE Transactions on Automation Science and Engineering* 1 (2004) 2, S. 110-120.

GUO ET AL. 2005

Guo, Z.; Saunders, N.; Miodownik, A. P.; Schillé, J.-P.: Modelling of materials properties and behaviour critical to casting simulation. *Materials Science and Engineering A* 413 (2005) o. Nr., S. 465-469.

GUO ET AL. 2009

Guo, Z.; Saunders, N.; Schillé, J. P.; Miodownik, A. P.: Material properties for process simulation. *Materials Science and Engineering A* 499 (2009) 1, S. 7-13.

HABERHAUER & BODENSTEIN 2014

Haberhauer, H.; Bodenstein, F.: *Maschinenelemente. Gestaltung, Berechnung, Anwendung*. 17., bearb. Aufl. Berlin: Springer Vieweg 2014. ISBN: 978-3-642-37417-3. (Springer-Lehrbuch).

## HACKMAIR 2003

Hackmair, C.: Messung und numerische Simulation der Schweißverzüge an Aluminium-Fahrwerkskomponenten. Dissertation. Technische Universität München. Aachen: Shaker 2003. ISBN: 3832219366.

## HANSEN ET AL. 2018

Hansen, J. O.; Kampker, A.; Triebs, J.: Approaches for flexibility in the future automobile body shop. Results of a comprehensive cross-industry study. *Procedia CIRP* 72 (2018) o. Nr., S. 995-1002.

## HEDDERICH &amp; SACHS 2018

Hedderich, J.; Sachs, L.: *Angewandte Statistik. Methodensammlung mit R.* 16. Aufl. Wiesbaden: Springer Spektrum 2018. ISBN: 978-3-662-56657-2.

## HELLWIG &amp; SEMLINGER 1994

Hellwig, W.; Semlinger, E.: *Spanlose Fertigung: Stanzen.* Braunschweig: Springer Vieweg 1994. ISBN: 3528440422.

## HILL &amp; NELSON 1995

Hill, M. R.; Nelson, D. V.: The inherent strain method for residual stress determination and its application to a long welded joint. *ASME-Publications PVP* 318 (1995) o. Nr., S. 343-352.

## HIPPCHEN 2014

Hippchen, P.: *Simulative Prognose der Geometrie indirekt pressgehärteter Karosseriebauteile für die industrielle Anwendung.* Dissertation. Universität Erlangen-Nürnberg. Bamberg: Meisenbach 2014. ISBN: 3875253647.

## HIPPCHEN ET AL. 2016

Hippchen, P.; Lipp, A.; Grass, H.; Craighero, P.; Fleischer, M.; Merklein, M.: Modelling kinetics of phase transformation for the indirect hot stamping process to focus on car body parts with tailored properties. *Journal of Materials Processing Technology* 228 (2016) o. Nr., S. 59-67.

## HOFFMANN ET AL. 2012

Hoffmann, H.; Spur, G.; Neugebauer, R.: *Handbuch Umformen. 2., vollst. neu bearb. Aufl.* München: Carl Hanser Fachbuchverlag 2012. ISBN: 978-3-446-42778-5. (Edition Handbuch der Fertigungstechnik).

## HOLZMANN ET AL. 2012

Holzmann, G.; Meyer, H.; Schumpich, G.: *Technische Mechanik Festigkeitslehre.* 10., überarb. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg 2012. ISBN: 978-3-8348-0970-4.

HOSKA 1988

Hoska, D. R.: Fixtureless Assembly Manufacturing. *Manufacturing Engineering* 100 (1988) o. Nr., S. 49-54.

HU ET AL. 2001

Hu, M.; Lin, Z.; Lai, X.; Ni, J.: Simulation and analysis of assembly processes considering compliant, non-ideal parts and tooling variations. *International Journal of machine tools and manufacture* 41 (2001) 15, S. 2233-2243.

HU ET AL. 2011

Hu, S. J.; Ko, J.; Weyand, L.; ElMaraghy, H. A.; Lien, T. K.; Koren, Y.; Bley, H.; Chryssolouris, G.; Nasr, N.; Shpitalni, M.: Assembly system design and operations for product variety. *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 60 (2011) 2, S. 715-733.

HÜGEL & GRAF 2009

Hügel, H.; Graf, T.: *Laser in der Fertigung*. Wiesbaden: GWV Fachverlage 2009. ISBN: 978-3-8348-9570-7.

IHME 2006

Ihme, J.: *Logistik im Automobilbau*. München: Carl Hanser 2006. ISBN: 978-3-446-40862-3.

JAYAWEERA ET AL. 2010

Jayaweera, N.; Webb, P.; Johnson, C.: Measurement assisted robotic assembly of fabricated aero-engine components. *Assembly Automation* 30 (2010) 1, S. 56-65.

JONSSON & OSSBAHR 2010

Jonsson, M.; Ossbahr, G.: Aspects of reconfigurable and flexible fixtures. *Production Engineering* 4 (2010) 4, S. 333-339.

JORDEN & SCHÜTTE 2014

Jorden, W.; Schütte, W.: *Form- und Lagetoleranzen*. Handbuch für Studium und Praxis. 8., aktual. Aufl. München: Hanser 2014. ISBN: 978-3-446-43985-6.

JUNG 2003

Jung, G.: *Plasticity-based distortion analysis for fillet welded thin plate T-joints*. Dissertation. The Ohio State University. Columbus, Ohio 2003.

JURAN 1974

Juran, J. M.: *Quality Control Handbook*. 3., überarb. Aufl. New York: McGraw Hill Higher Education 1974. ISBN: 978-0070331754.



**KAAS ET AL. 2016**

Kaas, H. W.; Gao, P.; Mohr, D.: Automotive revolution - perspective towards 2030: How the convergence of disruptive technology-driven trends could transform the auto industry. <<https://www.mckinsey.com/~media/mckinsey/industries/high%20tech/our%20insights/disruptive%20trends%20that%20will%20transform%20the%20auto%20industry/auto%202030%20report%20jan%202016.a.shx>> - 27.07.2019.

**KAHRAMAN 2007**

Kahraman, N.: The influence of welding parameters on the joint strength of resistance spot-welded titanium sheets. *Materials & design* 28 (2007) 2, S. 420-427.

**KAMPKER ET AL. 2017**

Kampker, A.; Bergweiler, G.; Hansen, J. O.; Borbola, W. J.: Vorrichtungloses Laserschweißen im Karosseriebau. *ATZ-Automobiltechnische Zeitschrift* 119 (2017) 2, S. 74-77.

**KANE 1986**

Kane, V. E.: Process capability indices. *Journal of quality technology* 18 (1986) 1, S. 41-52.

**KARLSSON ET AL. 1992**

Karlsson, L.; Lindgren, L.-E.; Jonsson, M.: *Mechanical Effects of Welding*. IUTAM Symposium. Luleå/Sweden, 10. -14. Juni 1991. Berlin: Springer 1992. ISBN: 978-3-642-84733-2.

**KATAYAMA 2013**

Katayama, S.: *Handbook of laser welding technologies*. Oxford: Woodhead Publishing 2013. ISBN: 0857098772.

**KIRSTEIN 1987**

Kirstein, H.: Qualitätsfähigkeit von Prozessen im Produktionsablauf. *Qualität und Zuverlässigkeit QZ* 32 (1987) 3, S. 113-118.

**KLEIN 2012**

Klein, B.: *Toleranzmanagement im Maschinen- und Fahrzeugbau. Dimensionelle und geometrische Toleranzen (F+ L) - Geometrische Produktspezifizierung (GPS)-CAD-Tolerierung - Tolerierungsprinzipien - ASME-System-Maßketten - Oberflächen*. Oldenbourg: Walter de Gruyter 2012. ISBN: 3486718940.

KOONMEN 1994

Koonmen, J. P.: Implementing precision assembly techniques in the commercial aircraft industry. Master's Thesis. Massachusetts Institute of Technology. Cambridge, Massachusetts (1994).

KRANICH 2013

Kranich, G.: Prozeßsicherung in der mechanischen Fertigung. Braunschweig: Springer 2013. ISBN: 3322911101.

KRAUSE & LEHMKUHL 1984

Krause, H. J.; Lehmkühl, B.: Messgrößen, Messverfahren und erste Messergebnisse für die dynamischen mechanischen Eigenschaften von Punkt- und Buckelschweißmaschinen. Schweißen und Schneiden 36 (1984) 1, S. 18.

KÜNNE 2013

Künne, B.: Einführung in die Maschinenelemente: Gestaltung - Berechnung - Konstruktion. Wiesbaden: Springer 2013. ISBN: 3663059200.

KYRIAKOU 1998

Kyriakou, A. G.: Aircraft: From engineering to production. A framework for "feature"-based product (re-) design: Deliverables from a KBE approach. Masters Thesis. Cranfield University. Cranfield, UK (1998).

LANGE 1994

Lange, K.: Statistik Formelsammlung. 1. Aufl. Zwickau: Wiss. Scripten 1994. ISBN: 9783928921060.

LANGHORST 2016

Langhorst, M.: Beherrschung von Schweißverzug und Schweißbeigenspannungen. Dissertation. Technische Universität München. München: Herbert Utz 2016. ISBN: 3831645248. (Forschungsberichte IWB 309).

LEE ET AL. 1995

Lee, D. J.; Thornton, A. C.; Cunningham, T.: Key characteristics for agile product development and manufacturing. Agility Forum 4th Annual Conference Proceedings 2 (1995) o. Nr., S. 7-9.

LENZ 2001

Lenz, B.: Finite Elemente-Modellierung des Laserstrahlschweißens für den Einsatz in der Fertigungsplanung. Dissertation. Technische Universität München. München: Herbert Utz 2001. ISBN: 3-8316-0094-5. (Forschungsberichte IWB 158).

LEONARDO ET AL. 2013

Leonardo, L. de; Zoppi, M.; Xiong, L.; Zlatanov, D.; Molfino, R. M.:  
SwarmItFIX: a multi-robot-based reconfigurable fixture. *Industrial Robot: An International Journal* 40 (2013) 4, S. 320-328.

LI ET AL. 2001

Li, B.; Shiu, B. W.; Lau, K. J.: Principle and simulation of fixture configuration design for sheet metal assembly with laser welding, part 1: finite-element modelling and a prediction and correction method. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 18 (2001) 4, S. 266-275.

LI ET AL. 2016

Li, H.; Chen, W.; Shi, S.: Design and Application of Flexible Fixture. *Procedia CIRP* 56 (2016) o. Nr., S. 528-532.

LIU ET AL. 2009

Liu, Q. S.; Mahdavian, S. M.; Aswin, D.; Ding, S.: Experimental study of temperature and clamping force during Nd: YAG laser butt welding. *Optics & Laser Technology* 41 (2009) 6, S. 794-799.

LIU & HU 1995

Liu, S. C.; Hu, S. J.: An offset finite element model and its applications in predicting sheet metal assembly variation. *International Journal of machine tools and manufacture* 35 (1995) 11, S. 1545-1557.

LIU & HU 1997

Liu, S. C.; Hu, S. J.: Variation simulation for deformable sheet metal assemblies using finite element methods. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 119 (1997) 3, S. 368-374.

LIU ET AL. 1996

Liu, S. C.; Hu, S. J.; Woo, T. C.: Tolerance analysis for sheet metal assemblies. *Journal of Mechanical Design* 118 (1996) 1, S. 62-67.

LIU ET AL. 1995

Liu, S. C.; Lee, H.-W.; Hu, S. J.: Variation simulation for deformable sheet metal assemblies using mechanistic models. *Transactions of NAMRI/SAE* 23 (1995) 5, S. 235-240.

MAHNKEN 2016

Mahnken, R.: *Lehrbuch der Technischen Mechanik-Band 1. Starrkörperstatik: Grundlagen und Anwendungen*. 2. Aufl. Berlin: Springer 2016.  
ISBN: 3662527855.

### MANTRIPRAGADA & WHITNEY 1998

Mantripragada, R.; Whitney, D. E.: The datum flow chain: a systematic approach to assembly design and modeling. *Research in Engineering Design* 10 (1998) 3, S. 150-165.

### MANTRIPRAGADA & WHITNEY 1999

Mantripragada, R.; Whitney, D. E.: Modeling and controlling variation propagation in mechanical assemblies using state transition models. *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 15 (1999) 1, S. 124-140.

### MASUBUCHI 1980

Masubuchi, K.-C.: *Analysis of welded structures*. Oxford: Pergamon Press 1980. ISBN: 0080227147. (International series on materials science and technology 33).

### MATUSZEWSKI 1986

Matuszewski, H.: *Handbuch Vorrichtungen. Konstruktion und Einsatz*. Braunschweig / Wiesbaden: Vieweg 1986. ISBN: 978-3-322-89713-8.

### MEICHSNER 2007

Meichsner, T. P.: *Migrationskonzept für einen modell- und variantenflexiblen Karosseriebau*. Dissertation. Universität Hannover. Hannover: Tewiss. ISBN: 978-3939026631.

### MESSLER ET AL. 1997A

Messler, R. W.; Genc, S.; Gabriele, G. A.: Integral attachment using snap-fit features. A key to assembly automation. Part 1 - introduction to integral attachment using snap-fit features. *Assembly Automation* 17 (1997) 2, S. 143-155.

### MESSLER ET AL. 1997B

Messler, R. W.; Genc, S.; Gabriele, G. A.: Integral attachment using snap-fit features. A key to assembly automation. Part 4 - selection of locking features. *Assembly Automation* 17 (1997) 4, S. 315-328.

### MILLAR & KIHLMAN 2009

Millar, A.; Kihlman, H.: *Reconfigurable flexible tooling for aerospace wing assembly*. Aerospace Technology Conference and Exposition. Pasadena / USA, 14. - 17. September 2009.

### MITTAG 2017

Mittag, H.-J.: *Statistik: eine Einführung mit interaktiven Elementen*. Berlin: Springer 2017. ISBN: 366255321X.

NAING 2004

Naing, S.: Feature based design for jigless assembly. Dissertation. Cranfield University. Cranfield, UK (2004).

NEE ET AL. 2010

Nee, J. G.; Dufraine, W.; Evans, J. W.; Hill, M.: Fundamentals of tool design. 6. Aufl. Dearborn: Society of Manufacturing Engineers 2010.  
ISBN: 978-0872638679.

NYHUIS 2010

Nyhuis, P. (Hrsg.): Wandlungsfähige Produktionssysteme. Berlin: GITO 2010.  
ISBN: 3942183153.

OEFELE 2012

Oefele, F.: Remote-Laserstrahlschweißen mit brillanten Laserstrahlquellen. Dissertation. Technische Universität München. München: Herbert Utz 2012.  
ISBN: 3831642249. (Forschungsberichte IWB 267).

ONORI ET AL. 2005

Onori, M.; Webb, P.; Eastwood, S.; Jayaweera, N.; Chen, Y.: Automated aerostructure assembly. Industrial Robot: An International Journal 32 (2005) 5, S. 383-387.

PAHL ET AL. 2007

Pahl, G.; Beitz, W.; Feldhusen, J.; Grote, K.-H.: Konstruktionslehre. Grundlagen erfolgreicher Produktentwicklung ; Methoden und Anwendung. 7. Aufl. Berlin: Springer 2007. ISBN: 9783540340614.

PARMLEY 1977

Parmley, R. O.: Standard handbook of fastening and joining. New York: McGraw-Hill Companies 1977. ISBN: 0070485119.

PARRIS 1996

Parris, A. N.: Precision stretch forming of metal for precision assembly. Dissertation. Massachusetts Institute of Technology. Cambridge, Massachusetts (1996).

PAVELIC ET AL. 1969

Pavelic, V.; Tanbakuchi, R.; Uyehara, O. A.; Myers, P. S.: Experimental and computed temperature histories in gas tungsten-arc welding of thin plates. Welding Journal Research Supplement 48 (1969) 7, S. 296-305.

### PEPKE 2014

Pepke, L.-A.: Untersuchung der Anlagenkonfiguration beim Widerstandspunktschweißen von Stahlfeinblechen. Dissertation. Technische Universität Berlin. Berlin: epubli GmbH 2014. ISBN: 3737523096.

### PFENNIG 2004

Pfennig, A.: Thermodynamik der Gemische. Berlin: Springer 2004. ISBN: 978-3-642-18923-4.

### PLEHN 2018

Plehn, C.: A Method for Analyzing the Impact of Changes and their Propagation in Manufacturing Systems. Dissertation. Technische Universität München. München: Herbert Utz 2018. ISBN: 3831646953. (Forschungsberichte IWB 333).

### POLLACK 1988

Pollack, H. W.: Tool Design. 2. Aufl. Englewood Cliffs: Prentice Hall 1988. ISBN: 978-0139251818.

### PONN & LINDEMANN 2011

Ponn, J.; Lindemann, U.: Produktentwicklung und Konstruktion - Systematisch von Anforderungen zu Konzepten und Gestaltungslösungen. 2. Aufl. Berlin: Springer 2011. ISBN: 978-3-642-20580-4.

### POPRAWA 2005

Poprawa, R. (Hrsg.): Lasertechnik für die Fertigung. Grundlagen, Perspektiven und Beispiele für den innovativen Ingenieur. Berlin: Springer 2005. ISBN: 978-3-540-26435-4

### PRAUN 2003

Praun, S. von: Toleranzanalyse nachgiebiger Baugruppen im Produktentstehungsprozess. Dissertation. Technische Universität München. München: Herbert Utz 2003. ISBN: 3831602026. (Forschungsberichte IWB 171).

### PRISCO & GIORLEO 2002

Prisco, U.; Giorleo, G.: Overview of current CAT systems. Integrated Computer-Aided Engineering 9 (2002) 4, S. 373-387.

### KEYENCE DEUTSCHLAND GMBH 2016

Produktkatalog 3D-Profilometer. Modellreihe VR-3000. Beziehbar über <<https://www.keyence.de/inquiry/contact/>> - 27.07.2019

### RADAJ 1988

Radaj, D.: Wärmewirkungen des Schweißens. Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug. Berlin: Springer 1988. ISBN: 978-3-540-18695-3.

## RADAJ 2002

Radaj, D.: Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen. Rechen- und Meßverfahren. Düsseldorf: Verl. für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verl. 2002. ISBN: 978-3-87155-194-9. (Fachbuchreihe Schweißtechnik 143).

## REISGEN ET AL. 2014

Reisgen, U.; Willms, K.; Purrio, M.; Buchholz, G.: Virtuelle Schweißvorrichtungen als Wandlungsbefähiger. In: Burggräf, P. et al. (Hrsg.): ProAktiW - Produktionssysteme aktiv wandeln. 1. Aufl. Aachen: Apprimus 2014, S. 128-139. ISBN: 3863591593.

## RIETMAN ET AL. 2004

Rietman, B.; Kose, K.; Tikhomirov, D.: Mechanische Schweißersatzmodelle für gekoppelte Simulationen. In: Zaeh, M.F. (Hrsg.): Fügetechnik im Leichtbau. Seminar Fügetechnik im Leichtbau. Stuttgart: Carl Hanser 2004, S. 1-12.

## RIß 2016

Riß, F. K.: Funktions- und belastungsgerechte Auslegung additiv gefertigter Wabenkerne für Sandwichbauteile. Dissertation. Technische Universität München (2016).

## ROEREN 2007

Roeren, S.: Komplexitätsvariable Einflussgrößen für die bauteilbezogene Struktursimulation thermischer Fertigungsprozesse. Dissertation. Technische Universität München. München: Herbert Utz 2007. ISBN: 3831606803. (Forschungsberichte IWB 203).

## ROEREN ET AL. 2005

Roeren, S.; Trautmann, A.; Zaeh, M. F.: Modelling of transient clamping conditions during laser beam welding. In: WLT (Hrsg.): WLT Konferenz "Lasers in Manufacturing 2005". München, 16. - 19. Juni 2005.

## RÖBLER &amp; UNGERER 2004

Rößler, I.; Ungerer, A.: Kommentierte Formelsammlung der deskriptiven und induktiven Statistik für Sozialwissenschaftler. Universität Stuttgart (2004).  
Beziehbar über <<http://dx.doi.org/10.18419/opus-5452>> - 27.07.2019.

## SAUNDERS &amp; MIODOWNIK 1998

Saunders, N.; Miodownik, A. P.: CALPHAD (calculation of phase diagrams). A comprehensive guide. Oxford: Pergamon Press 1998. ISBN: 0080528430.

### SCHENK 2011

Schenk, T.: Modelling of welding distortion. The influence of clamping and sequencing. Dissertation. Technische Universität Delft. Delft (2011). ISBN: 9789077172599.

### SCHINDLER 2014

Schindler, S.: Strategische Planung von Technologieketten. Dissertation. Technische Universität München. München: Herbert Utz 2014. ISBN: 978-3-8316-4434-6. (Forschungsberichte IWB 294).

### SCHLATHER ET AL. 2016B

Schlather, F.; Oefele, F.; Zaeh, M. F.: Toward a feature-based approach for fixtureless build-up of sheet metal structures. International Journal of Engineering and Technical Research 5 (2016) 4, S. 97-102.

### SCHLATHER ET AL. 2018A

Schlather, F.; Hoesl, V.; Oefele, F.; Zaeh, M. F.: Tolerance analysis of compliant, feature-based sheet metal structures for fixtureless assembly. Journal of Manufacturing Systems 79 (2018) o. Nr., S. 25-35.

### SCHLATHER ET AL. 2018B

Schlather, F.; Theurer, F.; Oefele, F.; Zaeh, M. F.: Process forces during remote laser beam welding and resistance spot welding - a comparative study. Procedia CIRP 74 (2018) o. Nr., S. 669-673.

### SCHLATHER ET AL. 2019

Schlather, F.; Zapata, A. R.; Oefele, F.; Zaeh, M. F.: Determination of process forces during remote laser beam welding for the design of fastening features. Journal of Laser Applications, 31 (2019) 4.

### SCHOBER 2015

Schober, A.: Eine Methode zur Wärmequellenkalibrierung in der Schweißstruktursimulation. Dissertation. Technische Universität München. München: Herbert Utz 2015. ISBN: 978-3-8316-4415-5. (Forschungsberichte IWB 291).

### SCHÜTZLE 2015

Schützle, W.: Beitrag zur Prozesskettensimulation geschweißter Aluminium-Karosserieranbauteile. Dissertation. Fraunhofer IWU Chemnitz. Auerbach: Wissenschaftliche Scripten 2015. ISBN: 3957350247.



SCHUTZRECHT DE102014211659

SCHUTZRECHT DE102014211659 Patent (24.12.2015). Waldherr, C.; Weizenberger, R.: Verfahren zum Einpressen einer Kugel in ein Bauteil sowie Bauteilverbindung.

SCHWENK 2007

Schwenk, C.: FE-Simulation des Schweißverzugs laserstrahlgeschweißter dünner Bleche. Dissertation. Technische Universität Berlin. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung 2007. (BAM Dissertationsreihe 26)

SELA ET AL. 1997

Sela, M. N.; Gaudry, O.; Dombre, E.; Benhabib, B.: A reconfigurable modular fixturing system for thin-walled flexible objects. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 13 (1997) 9, S. 611-617.

SHAH ET AL. 2007

Shah, J. J.; Ameta, G.; Shen, Z.; Davidson, J.: Navigating the tolerance analysis maze. Computer-Aided Design and Applications 4 (2007) 5, S. 705-718.

SHALON ET AL. 1992

SHALON ET AL.: Representing geometric variations in complex structural assemblies on CAD systems. Proceedings of the 19th Annual ASME Advances in Design Automation Conference 44 (1992) 2, S. 121-132

SHEN ET AL. 2005

Shen, Z.; Ameta, G.; Shah, J. J.; Davidson, J. K.: A comparative study of tolerance analysis methods. Journal of Computing and Information Science in Engineering 5 (2005) 3, S. 247-256.

SHI & JIONGHUA 1999

Shi, J.; Jionghua, J.: State space modeling of sheet metal assembly for dimensional control. Journal of Manufacturing Science and Engineering 121 (1999) 4, S. 756-762.

SHIRINZADEH & TIE 1995

Shirinzadeh, B.; Tie, Y.: Experimental investigation of the performance of a reconfigurable fixturing system. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 10 (1995) 5, S. 330-341.

### SOULOUMIAC ET AL. 2002

Souloumiac, B.; Boitout, F.; Bergheau, J. M.: A new local-global approach for the modelling of welded steel component distortions. In: Cerjak, H. (Hrsg.): Mathematical modelling of weld phenomena 6. London: CRC Press 2002, S. 573-590. ISBN: 978-1902653563.

### STAPELFELD 2016

Stapelfeld, C.: Vereinfachte Modelle zur Schweißverzugsberechnung. Dissertation. Universität Aachen. Aachen: Shaker 2016. ISBN: 3844041427.

### STAPELFELD ET AL. 2009

Stapelfeld, C.; Doynov, N.; Michailov, V. G.: Hybride Berechnungsansätze zur Prognostizierung und Minimierung des Verzugs komplexer Schweißkonstruktionen. In: SYSWELD Forum (Hrsg.): Tagungsband - SYSWELD Forum 2009, SYSWELD Forum. Weimar, 22. - 23. Oktober 2009. Weimar: Universitätsverlag 2009, S. 91-105. ISBN: 978-3-86068-401-6.

### STOCKINGER 2011

Stockinger, A.: Computer Aided Robust Design - Verknüpfung rechnerunterstützter Entwicklung und virtueller Fertigung als Baustein des Toleranzmanagements. Dissertation. Universität Erlangen-Nürnberg. Düsseldorf: VDI 2011. ISBN: 978-3-18-340901-3.

### SUTTER 2002

Sutter, E.: Schutz vor optischer Strahlung. Laserstrahlung, inkohärente Strahlung, Sonnenstrahlung ; Normenreihe DIN EN 60825 (VDE 0837). 2. Aufl. Berlin: VDE 2002. ISBN: 3-8007-2667-X.

### SZYMINSKI 2013

Szyminski, S.: Toleranzen und Passungen. Grundlagen und Anwendungen. Wiesbaden: Springer 2013. ISBN: 3663058018.

### TESCH 2010

Tesch, F. L.: Bewertung der Strukturvariabilität von Pkw-Karosseriederivaten. Dissertation. Technische Universität München. München: Dr. Hut 2010. ISBN: 978-3868537147.

### TIKHOMIROV ET AL. 2005

Tikhomirov, D.; Rietman, B.; Kose, K.; Makkink, M.: Computing welding distortion: comparison of different industrially applicable methods. Advanced Materials Research 6 (2005) o. Nr., S. 195-202.

TOUTENBURG 1994

Toutenburg: Versuchsplanung und Modellwahl. Berlin: Springer 1994.  
ISBN: 978-3-642-63423-9.

TRUMMER & WIEBACH 2013

Trummer, A.; Wiebach, H.: Vorrichtungen der Produktionstechnik: Entwicklung, Montage, Automation. Berlin: Springer 2013. ISBN: 3663117928.

UEDA ET AL. 1979

Ueda, Y.; Fukuda, K.; Tanigawa, M.: New measuring method of three dimensional residual stresses based on theory of inherent strain (welding mechanics, strength & design). Transactions of JWRI 8 (1979) 2, S. 249-256.

ULRICH 1984

Ulrich, H.: Management. Stuttgart: Haupt 1984. ISBN: 325803446X.  
(Schriftenreihe Unternehmung und Unternehmungsführung 13).

UNGEMACH 2009

Ungemach, G.: Simulation toleranzbehafteter Karosseriestrukturen und deren virtuelle Qualitätsbeurteilung. Berlin: Logos 2009. ISBN: 3832522433.

VDA 2008

VDA (Hrsg.): Qualitätsmanagement in der Automobilindustrie: Sicherung der Qualität in der Prozesslandschaft. Allgemeines, Risikoanalysen, Methoden, Vorgehensmodelle. 1 Aufl. Frankfurt: Verband der Automobilindustrie 2008.

VDI 2860 1990

VDI 2860: Handhabungsfunktionen, Handhabungseinrichtungen: Begriffe, Definitionen, Symbole. Düsseldorf: VDI 1990.

VDI 1992

VDI (Hrsg.): Vorrichtungen: rationelle Planung und Konstruktion. VDI-Gesellschaft Produktionstechnik: Springer 1992. ISBN: 3184011755.

VDI 2221 1993

VDI 2221: Methodik zum Entwickeln und Konstruieren technischer Systeme und Produkte. Berlin: Beuth 1993.

VDI 5201 2015

VDI 5201: Wandlungsfähigkeit - Beschreibung und Messung der Wandlungsfähigkeitproduzierender Unternehmen. Berlin: Beuth 2015.

VOEGELE & SOMMER 2012

Voegele, A.; Sommer, L.: Kosten- und Wirtschaftlichkeitsrechnung für Ingenieure. Kostenmanagement im Engineering. München: Hanser Carl 2012. ISBN: 978-3-446-42975-8.

VOESTALPINE 2017

Voestalpine: Produktspezifikation: Chemische Zusammensetzung von CR240LA. 2017. Werte entnommen aus einer Laborprüfung des Wareneingangs der BMW AG.

WALCZYK ET AL. 2000

Walczyk, D. F.; Raju, V.; Miller, R.: Fixtureless assembly of sheet metal parts for the aircraft industry. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 214 (2000) 3, S. 173-182.

WÄRMEFJORD ET AL. 2013

Wärmefjord, K.; Söderberg, R.; Lindkvist, L.: Simulation of the effect of geometrical variation on assembly and holding forces. International Journal of Product Development 18 (2013) 1, S. 88-108.

WECKENMANN 2001

Weckenmann, A.: Geometrische Produktspezifikation (GPS). Kurs für Technische Universitäten. Universität Erlangen-Nürnberg. Erlangen: Lehrstuhl QFM 2001. ISBN: 3980591166.

WEMHÖNER 2005

Wemhöner, N.: Flexibilitätsoptimierung zur Auslastungssteigerung im Automobilrohbau. Dissertation. Universität Aachen. Aachen: Shaker 2005. ISBN: 9783832251116.

WHITNEY 2003

Whitney, D.: Mechanical assembly and product development. Oxford: Oxford University Press 2003. ISBN: 0-19-515782-6.

WHITNEY ET AL. 1994

Whitney, D. E.; Gilbert, O. L.; Jastrzebski, M.: Representation of geometric variations using matrix transforms for statistical tolerance analysis in assemblies. Research in Engineering Design 6 (1994) 4, S. 191-210.

WHITNEY ET AL. 1999

Whitney, D. E.; Mantripragada, R.; Adams, J. D.; Rhee, S. J.: Toward a theory for design of kinematically constrained mechanical assemblies. The International Journal of Robotics Research 18 (1999) 12, S. 1235-1248.

## WIKANDER ET AL. 1994

Wikander, L.; Karlsson, L.; Nasstrom, M.; Webster, P.: Finite element simulation and measurement of welding residual stresses. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 2 (1994) 4, S. 845-864.

## WINTER 2013

Winter, H.: *Fertigungstechnik von Luft- und Raumfahrzeugen. Aufsätze aus verschiedenen Aufgabengebieten der Fertigung und eine Bibliographie der Veröffentlichungen.* Berlin: Springer 2013. ISBN: 9783642929564.

## WITTE 2018

Witte, J.: *Beiträge zur Konzeption des Fähigkeitsmanagements für die spanlose Fertigung.* Dissertation. Universität Kassel. Kassel: Kassel University Press 2018. ISBN: 3737604908. (Kasseler Schriftenreihe Qualitätsmanagement 7).

## WITTMANN 2011

Wittmann, S.: *Verfahren zur Simulation und Analyse der Auswirkungen toleranzbedingter Bauteilabweichungen.* Dissertation. Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (2011).

## WITTMANN ET AL. 2007

Wittmann, S.; Stoll, T.; Paetzold, K.: Volume visualization of geometric deviations. In: *International Conference on Engineering Design, Conference Proceedings.* Paris / France, 28. - 31. August 2007.

## WURSTER ET AL. 2017

Wurster, P.; Baer, C.; Fuessel, U.; Donhauser, C.: *Entwicklung der Bauteil integrativen Fügetechnik.* In: *Tagungsband TB-045 des 7. Fügetechnischen Gemeinschaftskolloquiums.* Dresden, 12.-13. Dezember 2017, S. 29-35.

## WURSTER ET AL. 2018

Wurster, P.; Baer, C.; Fuessel, U.; Donhauser, C.: *Funktionsintegration beim Fügen von Karosseriebaublechen durch den Einsatz der Bauteilintegrativen Fügetechnik.* In: *Weiterführende Funktionsintegration in der Prozesskette, EFB-Kolloquium Blechverarbeitung.* Bad Boll, 17.-18. April 2018, S. 121-129.

## ZAEH ET AL. 2009

Zaeh, M. F.; Daub, R.; Mahrle, A.; Beyer, E.: Influence of CO<sub>2</sub> in the Ar process-gas on the heat-conduction mode laser beam welding process with Nd: YAG and diode lasers. *Lasers in Manufacturing (LiM).* München, Deutschland 15 (2009) o. Nr., S. 45-53.

### ZAEH & GUMBSCH 2015

Zaeh, M. F.; Gumbsch, P. (Hrsg.): Prozessbegleitendes dynamisches Spannen zur Verzugs- und Eigenspannungsreduzierung beim Schweißen von Bauteilen. Schlussbericht für das AiF-Forschungsvorhaben IGF-Nr: 16.857 N. 2015.

### ZHOU ET AL. 2010

Zhou, Y. Q.; Morgan, E.; Vivek, T.; Monteverde, V.: Compliant Modeling. Dimensional Engineering News by Dimensional Control Systems (2010) 90, S. 1-2.

### ZHOU ET AL. 2004

Zhou, Y. Q.; Vivek, T.; Monteverde, V.; Morgan, E.: DCS Provides Complete Dimensional Engineering Solutions. Dimensional Engineering News by Dimensional Control Systems (2004) 12, S. 1-2.

### ZWANZIGER ET AL. 1986

Zwanziger, H.; Rohland, U.; Werner, G.: Risiko 2. Art und Stichprobenumfang bei statistischen Tests - The risk of second kind and the replication number using statistical tests. Fresenius' Zeitschrift für analytische Chemie 323 (1986) 4, S. 371-374.

## 11 Betreute Studienarbeiten

Im Rahmen dieser Dissertation entstanden am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (iwb) und bei der BMW AG in den Jahren 2015 bis 2018 unter wesentlicher wissenschaftlicher, fachlicher und inhaltlicher Anleitung des Autors die im Folgenden aufgeführten studentischen Arbeiten. Dabei wurden verschiedene Fragestellungen zur Gestaltung und Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik untersucht. Die Ergebnisse dieser Arbeiten flossen teilweise in das vorliegende Dokument ein. Der Autor dankt allen Studierenden für ihr Engagement und ihre Unterstützung bei dieser wissenschaftlichen Arbeit.

<b>Studierende(r)</b>	<b>Titel der Studienarbeit</b>
Berger, C.	Entwicklung und Validierung einer Methode zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik, Masterarbeit, 2018, eingeflossen in Kapitel 7.
Crönert, T.	Identifikation von Möglichkeiten zur Realisierung des vorrichtungslosen Fügens im Karosseriebau durch Funktionsintegration, Semesterarbeit, 2016, eingeflossen in Abschnitt 4.2.
Graf, J.	Simulationsbasierte Ermittlung von Prozesskräften beim Remote-Laserstrahlschweißen zur Auslegung von Spanntechnik, Bachelorarbeit, 2018, eingeflossen in Abschnitt 5.2.
Hösl, V.	Modell zur Toleranzanalyse nachgiebiger, merkmalttragender Bauteilverbunde beim Fügen, Masterarbeit, 2017, eingeflossen in Abschnitte 6.1 und 6.2.
Lan, Q.	Mechanische Modellierung von Spannmerkmalen zur Auslegung bauteilintegrierter Spanntechnik, Masterarbeit, 2017, eingeflossen in Abschnitt 4.4.
Laumer, S.	Ermittlung von Prozesskräften beim thermischen Fügen von Metallblechen, Masterarbeit, 2017, eingeflossen in Abschnitte 5.1 und 5.2.
Rauch, S.	Toleranz- und Festigkeitsanalysen merkmalttragender Bauteile im Verbund zur Auslegung, Masterarbeit, 2016, eingeflossen in Abschnitte 4.2 – 4.4.

Zapata, A.            Ermittlung und Modellierung von Prozesskräften beim Fügen von Metallblechstrukturen, Masterarbeit, 2017, eingeflossen in Abschnitt 5.2.

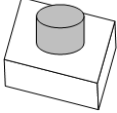
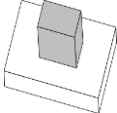
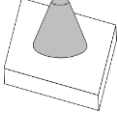
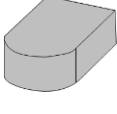
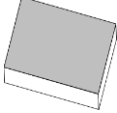
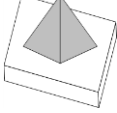
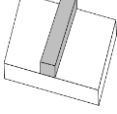
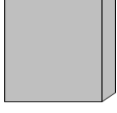
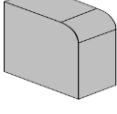
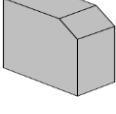
---

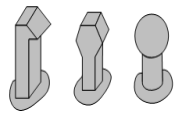


## 12 Anhang

### A1 Identifizierte und strukturierte Merkmale aus der Literatur

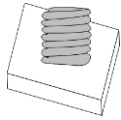
Tabelle 18: Positiv ausgeprägte Einzelmerkmale

Merkmalskizze	Bezeichnung	Quelle(n)
	A1) Zylinder / runder Stift	ADAMS (1998), POLLACK (1988), BURLEY ET AL. (1999)
	A2) Quader / Würfel / prismatischer Stift	ADAMS (1998), BURLEY ET AL. (1999)
	A3) Kegel / Kegelstumpf	POLLACK (1988)
	A4) Abgerundeter Stift	BURLEY ET AL. (1999)
	A5) Ebene Fläche	BURLEY ET AL. (1999)
	A6) Pyramide / Pyramidenstumpf	BURLEY ET AL. (1999)
	A7) Rippe	KYRIAKOU (1998)
	A8) Ecke	BURLEY ET AL. (1999)
	A9) abgerundete Ecke	BURLEY ET AL. (1999)
	A10) abgeflachte Ecke / Keil	PARMLEY (1977), POLLACK (1988), BURLEY ET AL. (1999)



A11) Catch

MESSLER ET AL. (1997B)



A12) Außengewinde

ADAMS (1998),  
POLLACK (1988)



A13) (Halb-)Kugel

ADAMS (1998)

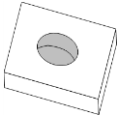
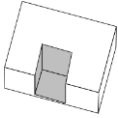
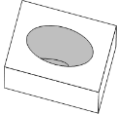
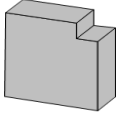
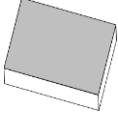
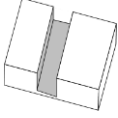
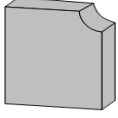


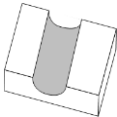
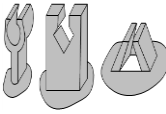
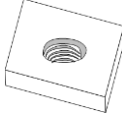
A14) (Halb-)Ellipsoid

ADAMS (1998)

---

*Tabelle 19: Negativ ausgeprägte Einzelmerkmale*

<b>Merkmalskizze</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Quelle(n)</b>
	B1) Bohrung / Durchgangsbohrung	ADAMS (1998), BURLEY ET AL. (1999)
	B2) Tasche	BURLEY ET AL. (1999)
	B3) Kegel	POLLACK (1988)
	B4) Stufe	BURLEY ET AL. (1999)
	B5) Ebene Fläche	BURLEY ET AL. (1999)
	B6) Nut	ADAMS (1998), BURLEY ET AL. (1999)
	B7) Kehle	BURLEY ET AL. (1999)

	B8) Mulde	ADAMS (1998), NAING (2004)
	B9) Latch	MESSLER ET AL. (1997B), POLLACK (1988)
	B10) Innengewinde	ADAMS (1998), POLLACK (1988)

## A2 Ergebnisse der Geometriemessung der einzelnen Spannermerkmale

Tabelle 20: Statistische Auswertung der geometrisch relevanten Größen der Spannermerkmale auf Basis der Messungen aus Abschnitt 4.3

Merkm.	Größe	Sollwert	Mittelw.	3 $\sigma$	Min.	Max.
Kegel A	D <sub>A1</sub>	9,50 mm	9,98 mm	0,13 mm	9,88 mm	10,07 mm
	D <sub>A2</sub>	9,50 mm	9,98 mm	0,15 mm	9,88 mm	10,12 mm
	$\alpha_{A1}$	36,0 °	34,6 °	2,8 °	32,2 °	37,6 °
	$\alpha_{A2}$	36,0 °	36,6 °	4,7 °	32,1 °	39,4 °
	$\alpha_{A3}$	36,0 °	34,5 °	2,0 °	32,2 °	36,0 °
	$\alpha_{A4}$	36,0 °	36,0 °	3,2 °	33,6 °	38,9 °
Kegel B	D <sub>B1</sub>	9,50 mm	9,29 mm	0,17 mm	9,10 mm	9,35 mm
	D <sub>B2</sub>	9,50 mm	9,24 mm	0,23 mm	9,18 mm	9,66 mm
	$\alpha_{B1}$	41,0 °	41,3 °	2,9 °	38,8 °	45,0 °
	$\alpha_{B2}$	41,0 °	39,3 °	3,2 °	36,6 °	44,1 °
	$\alpha_{B3}$	41,0 °	40,4 °	2,8 °	36,6 °	41,5 °
	$\alpha_{B4}$	41,0 °	41,0 °	4,6 °	35,9 °	42,5 °
Kegel C	D <sub>C1</sub>	9,50 mm	9,59 mm	0,13 mm	9,49 mm	9,73 mm
	D <sub>C2</sub>	9,50 mm	9,48 mm	0,03 mm	9,46 mm	9,49 mm
	$\alpha_{C1}$	85,0 °	83,3 °	2,0 °	81,1 °	84,4 °
	$\alpha_{C2}$	85,0 °	83,5 °	1,4 °	82,2 °	84,1 °
	$\alpha_{C3}$	85,0 °	76,2 °	5,1 °	71,7 °	77,9 °
	$\alpha_{C4}$	85,0 °	76,3 °	4,8 °	72,1 °	78,3 °
	h <sub>C</sub>	0,85 mm	0,84 mm	0,02 mm	0,83 mm	0,85 mm

Rundloch	D <sub>RLA/B1</sub>	10,00 mm	9,99 mm	0,31 mm	9,88 mm	10,54 mm
A/B	D <sub>RLA/B2</sub>	10,00 mm	10,24 mm	0,51 mm	10,02 mm	10,93 mm
Langloch	D <sub>LLA/B1</sub>	10,00 mm	10,23 mm	0,09 mm	10,14 mm	10,29 mm
A/B	D <sub>LLA/B2</sub>	10,00 mm	10,23 mm	0,11 mm	10,13 mm	10,31 mm
Rundloch	D <sub>RLC1</sub>	10,00 mm	10,02 mm	0,08 mm	9,95 mm	10,07 mm
C	D <sub>RLC2</sub>	10,00 mm	10,03 mm	0,11 mm	9,91 mm	10,11 mm
Langloch	D <sub>LLC1</sub>	10,00 mm	9,97 mm	0,19 mm	9,65 mm	10,02 mm
C	D <sub>LLC2</sub>	10,00 mm	9,71 mm	0,38 mm	9,34 mm	10,02 mm
Einpress- kugel	D <sub>K</sub>	6,30 mm	6,31 mm	0,04 mm	6,29 mm	6,35 mm
	D <sub>U</sub>	3,30 mm	3,30 mm	0,58 mm	2,91 mm	3,81 mm
	H <sub>K</sub>	8,50 mm	8,43 mm	0,12 mm	8,31 mm	8,52 mm
	H <sub>A</sub>	5,30 mm	5,26 mm	0,10 mm	5,17 mm	5,32 mm
Rund- kragen	H <sub>RK1</sub>	4,10 mm	4,21 mm	0,10 mm	4,15 mm	4,28 mm
	H <sub>RK2</sub>	4,10 mm	4,22 mm	0,09 mm	4,15 mm	4,22 mm
	L <sub>ARK</sub>	13,50 mm	13,68 mm	0,12 mm	13,61 mm	13,82 mm
	L <sub>IRK</sub>	6,50 mm	6,65 mm	0,13 mm	6,59 mm	6,74 mm
	B <sub>RK</sub>	7,00 mm	7,00 mm	0,16 mm	6,89 mm	7,11 mm
Lang- kragen	H <sub>LK1</sub>	4,10 mm	4,10 mm	0,41 mm	3,83 mm	4,49 mm
	H <sub>LK2</sub>	4,10 mm	4,12 mm	0,40 mm	3,73 mm	4,42 mm
	B <sub>LK</sub>	7,00 mm	7,02 mm	0,42 mm	6,21 mm	7,11 mm
	L <sub>ILK</sub>	5,00 mm	5,03 mm	0,44 mm	4,53 mm	5,19 mm
	L <sub>ALK</sub>	12,80 mm	12,85 mm	0,22 mm	12,70 mm	12,93 mm
Paar #7	H <sub>BSR</sub>	2,00 mm	1,72 mm	<sup>-30</sup>	1,51 mm	2,01 mm
verklipst	H <sub>KPR</sub>	4,50 mm	4,19 mm	<sup>-30</sup>	3,85 mm	4,46 mm
Paar #8	H <sub>BSL</sub>	2,00 mm	2,30 mm	<sup>-30</sup>	1,95 mm	2,69 mm
verklipst	H <sub>KPL</sub>	4,50 mm	4,77 mm	<sup>-30</sup>	4,40 mm	5,20 mm

<sup>30</sup> Bei mit „ - “ gekennzeichneten Werten wurden nur drei Querschliffe erstellt und Messungen vorgenommen. In diesen Fällen wurde keine Standardabweichung berechnet.

## A3 Formeln und Ergebnisse zur Ermittlung der Haltekräfte

### A3.1 Berechnungen für das Versagen im Scherzug

#### A3.1.1 Berechnungen für die Spannermerkmalspaare #1 bis #6

Wie in Abschnitt 4.4.1 dargelegt, sind die Spannermerkmalspaare auf Versagen durch Abgleiten, auf Lochleibung bzw. Flächenpressung und auf Versagen durch Abscheren zu prüfen (vgl. Abbildung 27).

#### Versagen durch Abgleiten

Das Abgleiten der Spannermerkmale lässt sich mithilfe der Gleichungen der Reibung an einer schiefen Ebene analysieren. Wenn die zur schiefen Ebene parallele Gesamtkraft die kritische Haftreibung überschreitet, dann bewegen sich die in Kontakt stehenden Körper unter einer quasi-konstanten Gleitreibung relativ zueinander. Durch die Analyse des mechanischen Gleichgewichts, z.B. nach MAHNKEN (2016, S. 409 f.), ist die kritische Kraft  $F_{g,krit}$  für den Gleitvorgang

$$F_{g,krit} = \frac{F_V \cdot \sin\alpha + \mu_G \cdot F_V \cdot \cos\alpha}{\cos\alpha - \mu_G \cdot \sin\alpha} \quad \text{Formel 35}$$

$F_V$  steht für die Summe aller vertikalen Kräfte und besteht hier aus der Gewichtskraft  $G$  des oberen Bauteils und der Anziehungskraft  $F_m$  der verwendeten Magnetkugel.  $\mu_G$  entspricht dem Reibbeiwert der Werkstoffpaarung und  $\alpha$  dem Steigungswinkel des Kegels. Mit den Bauteilmaßen aus Abbildung 24 und der Anziehungskraft<sup>31</sup> der verwendeten Magnetkugel  $F_m = 18,76$  N entspricht die kritische Kraft

$$F_{g,krit} = \frac{(\rho \cdot V_{OB} \cdot g + F_M) \cdot \sin\alpha + \mu_G (\rho \cdot V_{OB} \cdot g + F_M) \cdot \cos\alpha}{\cos\alpha - \mu_G \cdot \sin\alpha} \quad \text{Formel 36}$$

mit

$\rho$ : Dichte des Werkstoffes

$V_{OB}$ : Volumen des Oberblechs mit dem Rundloch bzw. Langloch

$g$ : Erdbeschleunigung

Mit den Ist-Maßen der Merkmale aus Tabelle 20 ergeben sich folgende Kräfte für die Spannermerkmalspaare (vgl. Tabelle 21):

---

<sup>31</sup> Die Anziehungskraft bezieht sich hier auf die Kraft der Magnetkugel auf das oben liegende Blech der genannten Materialpaarung. Diese wurde in Zugversuchen (Mittelwert aus fünf Messungen) bestimmt.

Tabelle 21: Analytisch berechnete Haltekraften der Spanmerkmalpaare #1 – #6 bei Belastung im Scherzug

Spanmerkmalpaar	kritische Kraft (= maximale Haltekraft)
#1 Kegel A – Rundloch	17,8 N
#2 Kegel A – Langloch	17,8 N
#3 Kegel B – Rundloch	21,2 N
#4 Kegel B – Langloch	21,2 N
#5 Kegel C – Rundloch	-3,20 kN (→ Selbsthemmung)
#6 Kegel C – Langloch	-3,20 kN (→ Selbsthemmung)

### Versagen durch Lochleibung beziehungsweise Flächenpressung

Nach KÜNNE (2013, S. 66-67) gilt für die Lochleibung bzw. die Flächenpressung:

$$\sigma_{l/p} = \frac{F}{A_{proj}} \leq \sigma_{l/p,zul} \quad \text{Formel 37}$$

mit

- $\sigma_l$ : Lochleibungsspannung
- $\sigma_p$ : Flächenpressungsspannung
- $F$ : Druckkraft (senkrecht auf der Berührfläche)
- $A_{proj}$ : Flächeninhalt der projizierten Berührfläche (senkrecht zur Kraft)
- $\sigma_{l,zul}$ : maximale zulässige Lochleibungsspannung
- $\sigma_{p,zul}$ : maximale zulässige Flächenpressungsspannung

Der Wert  $\sigma_{l/p,zul}$  ist abhängig von der Werkstoffpaarung und dem Belastungsfall. Für duktile Werkstoffe bei ruhender Belastung lassen sich die folgenden Beziehungen formulieren:

$$\sigma_{l,zul} = \frac{\sigma_{dF}}{1,2} = \frac{R_e}{1,2} \quad \text{Formel 38}$$

und

$$\sigma_{p,zul} = \frac{\sigma_{dF}}{1,2} = \frac{R_e}{1,2} \quad (\text{KÜNNE 2013, S. 67}). \quad \text{Formel 39}$$

$\sigma_{dF}$  entspricht dabei der Druckfließgrenze.

Für die Spanmerkmalpaare #5 und #6 ist der tatsächliche Belastungszustand aufgrund des Öffnungswinkels keine reine Lochleibung/Flächenpressung. Zu Beginn des Eingriffs entsteht lediglich ein Punktkontakt zwischen dem Kegel und dem Loch.

Mit zunehmender Verformung wächst dann der Punkt zu einer Fläche an. In dieser Berechnung wird der Kegelstumpf zur Vereinfachung durch einen Zylinder abstrahiert.

Durch die Einführung der entsprechenden Abmessungen der Merkmale in Formel 37 lauten die kritische Lochleibungskraft  $F_{l,krit}$  und die Flächenpressungskraft  $F_{p,krit}$ :

$$F_{l,krit} = \sigma_{l,zul} \cdot A_{proj} = \frac{Re \cdot DC1 \cdot h_C}{1,2} \quad \text{Formel 40}$$

für Spannermerkmalspaar #5

und

$$F_{p,krit} = \sigma_{p,zul} \cdot A_{proj} = \frac{Re \cdot B_{LLC} \cdot h_C}{1,2} \quad \text{Formel 41}$$

für Spannermerkmalspaar #6.

Nach Formel 40 beträgt  $F_{l,krit} = 1953,5$  N und  $F_{p,krit} = 407,4$  N.

### Versagen durch Abscheren des Kegels

In der Festigkeitslehre wird die maximal übertragbare Schubspannung definiert als

$$\tau_{a,max} = k_a \cdot \tau_{a,mittel} = k_a \cdot \frac{F}{A_s} \stackrel{!}{\leq} \tau_{a,zul} \quad \text{Formel 42}$$

mit

$k_a$ : Schubüberhöhungsfaktor

$F$ : Scherkraft

$A_s$ : Scherfläche

$\tau_{a,mittel}$ : mittlere Schubspannung

$\tau_{a,max}$ : maximale Schubspannung

$\tau_{a,zul}$ : maximale zulässige Schubspannung (KÜNNE 2013, S. 63-64).

Der Wert des Schubüberhöhungsfaktors  $k_a$  nimmt für ein Rechteck 1,5, für den Kreis 1,33 und für ein dünnwandiges Rohr 2,0 an (ISSLER ET AL. 2003).

Die maximale zulässige Schubspannung  $\tau_{a,zul}$  lässt sich nach KÜNNE (2013, S. 64) wie folgt abschätzen:

$$\tau_{a,zul} = \frac{\tau_{aB}}{S} = \frac{0,8 \cdot R_m}{S} = 0,8 \cdot R_m \quad \text{Formel 43}$$

$S$  ist die geforderte Sicherheit und wird hier mit 1 angenommen.  $\tau_{aB}$  entspricht der Scherfestigkeit. Für duktilen Stahl beträgt sie circa vier Fünftel der Bruchfestigkeit.

Für den Kegel C liegt die Scherebene am Fuß des Kegelstumpfs. Die Geometrie entspricht dabei einem Kreis. Mit den entsprechenden Maßen, eingesetzt in Formel 42, ergibt sich die kritische Scherkraft für den Kegel C zu

$$F_{a,zul} = \frac{1}{k_a} \cdot \tau_{a,zul} \cdot A_s = \frac{1}{1,33} \cdot 0,8 \cdot R_m \cdot \frac{1}{4} \cdot \pi \cdot (D_{C1})^2 \quad \text{Formel 44}$$

Sie beträgt für die Spannermerkmalspaare #5 und #6 jeweils 18 kN.

### A3.1.2 Berechnungen für die Spannermerkmalspaare #7 und #8

Wie in Abschnitt 4.4.1 dargelegt, wurden die Spannermerkmalspaare #7 und #8 auf Versagen durch Biegung und Abscheren geprüft und die dafür jeweils nötige Kraft berechnet.

#### Versagen durch Biegung

Biegung wird durch Kräfte senkrecht zur Längsachse eines Bauteils oder durch Momente um die Achse quer zur Längsachse hervorgerufen. In der neutralen Faser (Biegeachse) ist die Biegespannung null. Mit zunehmendem Abstand zur neutralen Faser wächst der absolute Wert der Spannung. Am Rand der Bauteilquerschnittsfläche tritt die maximale Spannung auf. Die resultierende Biegespannung lässt sich gemäß Formel 45 analytisch berechnen mit:

$$|\sigma_b(x, z)| = \left| \frac{M_{by(x)}}{I_y(x)} \cdot z \right| \leq \sigma_{b,zul} \quad \text{Formel 45}$$

mit

- $M_{by(x)}$ : Biegemoment um die y-Achse
- $I_{y(x)}$ : axiales Flächenträgheitsmoment bezüglich der y-Achse
- $\sigma_{b(x,z)}$ : Biegespannung als Funktion von x und z
- $\sigma_{b,zul}$ : maximale zulässige Biegespannung
- z: Abstand von der neutralen Faser entlang der z-Achse

(KÜNNE 2013, S. 62-63).

Hierbei ist das axiale Flächenträgheitsmoment nur von der Querschnittsgeometrie und der Lage der Biegeachse abhängig. Das Biegemoment lässt sich aus den wirkenden Kräften berechnen. Die maximale zulässige Biegespannung nimmt den Wert der Biegefließgrenze  $\sigma_{bF}$  an. Erfahrungsgemäß ist:

$$\sigma_{bF} \approx (1,1 \dots 1,2) \cdot R_e \quad \text{Formel 46}$$



(HOLZMANN ET AL. 2012, S. 125). In dieser Arbeit wurde als Faktor ein Wert von 1,15 verwendet.

Für die Spannermerkmalspaare #7 und #8 kann Versagen durch Biegung sowohl am Kugeleinpresselement als auch am Kragen eintreten. Im Folgenden werden die Fälle separat betrachtet. In Abbildung 59 sind das verwendete Koordinatensystem und die möglichen Versagensebenen (VE) der Spannermerkmale dargestellt.

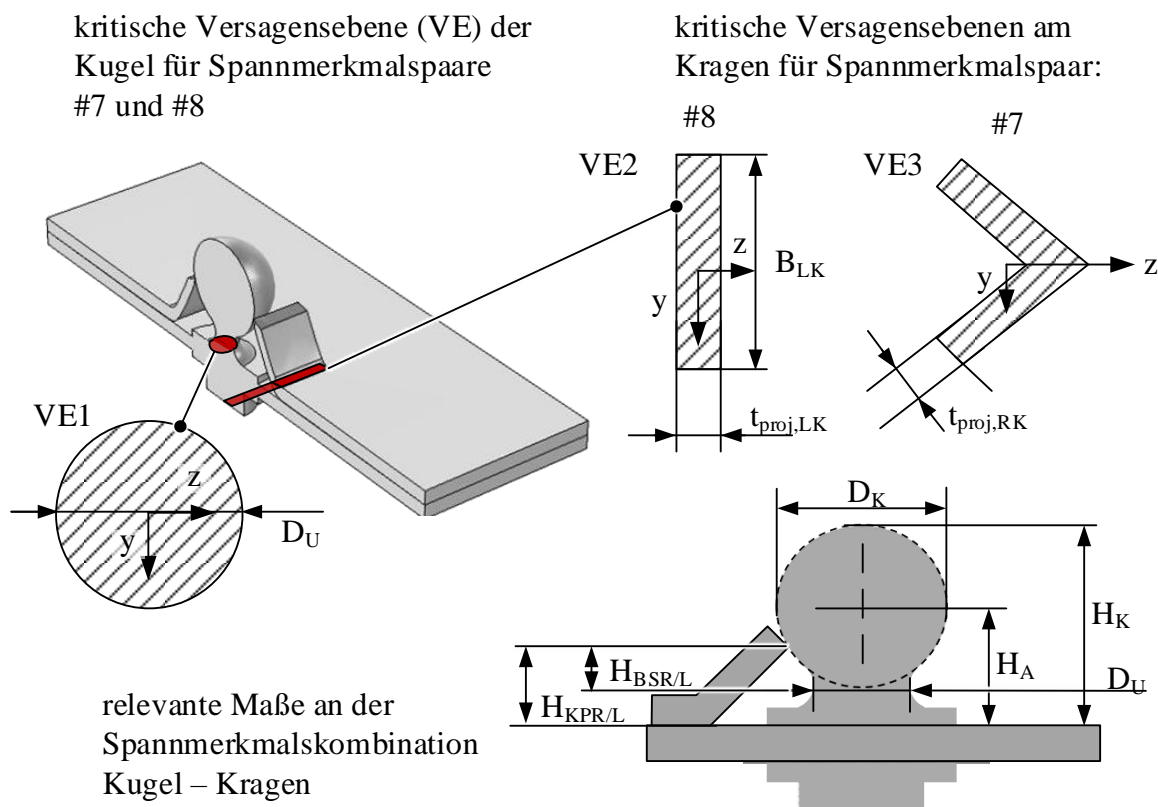


Abbildung 59: Darstellung der relevanten Maße und der Versagensebenen am Kugeleinpresselement und am Kragen für die Spannermerkmalspaare #7 und #8; Ursprung der Koordinatensysteme jeweils im Flächenschwerpunkt der kritischen Versagensebene

### Kritische Biegekraft für das Kugeleinpresselement

Die mögliche Versagensebene VE 1 des Kugeleinpresselements befindet sich auf Höhe der Einschnürungsfläche mit Durchmesser  $D_U$ . Hier werden gleichzeitig ein großes Biegemoment und ein kleines Flächenträgheitsmoment erreicht. Die Zusammenhänge sind:

$$M_{by}(VE1) = F \cdot H_{BSR/L} \text{ und}$$

Formel 47

$$I_y(VE1) = \frac{\pi \cdot D_U^4}{64} \quad \text{Formel 48}$$

Nach dem Prinzip der Spannungsverteilung liegt die Bruchstelle der Biegung (Punkt mit maximaler Spannung) am Rand der Einschnürungsfläche. Ihr Abstand zur Biegeachse entspricht dem Radius  $D_U/2$ .

Durch Einsetzen der entsprechenden Werte in die Formeln ergibt sich die kritische Biegekraft  $F_{b,krit}$  für das Kugeleinpresselement:

$$F_{b,krit} = \frac{1,15 \cdot \pi \cdot R_e \cdot D_U^3}{32 \cdot H_{BSR/L}} \quad \text{Formel 49}$$

Sie beträgt  $F_{b,krit} = 0,69$  kN für Paar #7 und  $0,51$  kN für Paar #8.

### Kritische Biegekraft für den Kragen

Bei den Kragen der Spanmerkmalpaare #7 und #8 liegen die möglichen Versagens-ebenen VE 2 bzw. VE 3 jeweils am Fuß der Kragen. Hier tritt das maximale Biegemoment auf, das axiale Flächenträgheitsmoment ist für jede Querschnittebene gleich.  $M_{by}(VE 2/3)$  und  $I_y(VE 2/3)$  werden berechnet mit:

$$M_{by}(VE3) = F \cdot H_{KPR} \quad \text{Formel 50}$$

und

$$I_y(VE3) = 29,90 \text{ mm}^4 \text{ (aus Catia V5)} \quad \text{Formel 51}$$

für den Kragen von Spanmerkmalpaar #7 sowie

$$M_{by}(VE2) = F \cdot H_{KPL} \quad \text{Formel 52}$$

und

$$I_y(VE2) = \frac{B_{LK} \cdot t_{proj,LK}^3}{12} \quad \text{Formel 53}$$

für den Kragen von Spanmerkmalpaar #8.

Infolgedessen ist die kritische Biegekraft  $F_{b,zul}$  für den Kragen von Spanmerkmalkombination #7

$$F_{b,zul} = \frac{1,15 \cdot R_e \cdot I_y(VE3)}{H_{KPR} \cdot z} = \frac{1,15 \cdot 291 \text{ MPa} \cdot 29,9 \text{ mm}^4}{4,19 \text{ mm} \cdot 1,00 \text{ mm}} = 2,39 \text{ kN} \quad \text{Formel 54}$$

und für Spanmerkmalkombination #8

$$F_{b,zul} = \frac{1,15 \cdot R_e \cdot B_{LK} \cdot t_{proj,LK}^3}{12 \cdot H_{KPL} \cdot z} = \frac{1,15 \cdot 291 \text{ MPa} \cdot 7,02 \text{ mm} \cdot 1,198 \text{ mm}^3}{12 \cdot 4,77 \text{ mm} \cdot 0,6 \text{ mm}} = 0,12 \text{ kN}. \quad \text{Formel 55}$$

### Versagen durch Abscheren des Merkmals

Das Versagen durch Abscheren wurde nach Formel 42 und Formel 43 jeweils für Spannermerkmalspaar #7 und #8 berechnet. Als Scherebenen kommen sowohl die Einschnürungsebene der eingepressten Kugel als auch der Fuß der beiden Kragen infrage. Die Scherfläche der Kugel  $A_{S,K}$  wurde entsprechend Formel 56 berechnet. Die Scherflächen der Kragen  $A_{S,RK}$  und  $A_{S,LK}$  wurden durch einen entsprechenden Schnitt in der CAD-Konstruktion in Catia V5 ermittelt. Es ergeben sich die folgenden Formeln und kritischen Scherkräfte.

Für ein Abscheren der Kugel auf Höhe der Einschnürungsebene:

$$F_{krit,a} = \frac{1}{k_a} \cdot \tau_{a,zul} \cdot A_{S,K} = \frac{1}{1,33} \cdot 0,8 \cdot R_m \times \frac{1}{4} \cdot \pi \cdot D_U^2 = 2,14 \text{ kN}. \quad \text{Formel 56}$$

Für ein Abscheren des Kragens von Spannermerkmalspaar #7:

$$F_{krit,a} = \frac{1}{k_a} \cdot \tau_{a,zul} \cdot A_{S,RK} = \frac{1}{1,5} \cdot 0,8 \cdot R_m \cdot 8,41 \text{ mm}^2 = 1,86 \text{ kN} \quad \text{Formel 57}$$

und für ein Abscheren des Kragens von Spannermerkmalspaar #8:

$$F_{krit,a} = \frac{1}{k_a} \cdot \tau_{a,zul} \cdot A_{S,LK} = \frac{1}{1,5} \cdot 0,8 \cdot R_m \cdot 8,41 \text{ mm}^2 = 1,86 \text{ kN}. \quad \text{Formel 58}$$

#### **A3.1.3 Berechnungen für die Spannermerkmalspaare #9 und #10**

Das Abgleiten der ebenen Flächen der Spannermerkmalspaare #9 und #10 lässt sich mit Formel 59 wie folgt berechnen:

$$F_{g,krit} = F_G \cdot \mu_G = m_B \cdot g \cdot \mu_G = l_B \cdot b_B \cdot t \cdot \rho \cdot g \cdot \mu_G \quad \text{Formel 59}$$

Die übertragbare Haltekraft hängt demnach nur von der Bauteilmasse  $m_B$  und dem Reibbeiwert der Materialpaarung  $\mu_G$  ab. Für die in den Versuchen verwendeten Blechstreifen (vgl. Abbildung 24) ergibt sich demnach

$$F_{g,krit} = 0,11 \text{ m} \cdot 0,048 \text{ m} \cdot 0,001 \text{ m} \cdot 7850 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 0,12 = 0,05 \text{ N} \quad \text{Formel 60}$$

für beide Spannermerkmalspaare, wenn von einer Materialpaarung Stahl-Stahl ausgegangen wird.

### A3.1.4 Berechnungen für das Spannmerkmalspaar #11

Das Abgleiten des Blechs auf der Magnetkugel kann analog zu den Spannmerkmalspaaren #9 und #10 unter Berücksichtigung der zusätzlichen Magnetkraft<sup>32</sup>  $F_{MB} = 48,5 \text{ N}$  berechnet werden. Die kritische Kraft beim Abgleiten beträgt nach Formel 61:

$$F_{g,krit} = (F_G + F_{MB}) \cdot \mu_G = 5,9 \text{ N} \quad \text{Formel 61}$$

### A3.1.5 Berechnungen für das Spannmerkmalspaar #12

Das Abgleiten des Kegels von der Magnetkugel kann analog zu den Berechnungen an der schiefen Ebene, vgl. Abschnitt A.3.1.1, erfolgen. Die maximal übertragbare Haltekraft beträgt nach Formel 62:

$$F_{g,krit} = \frac{(\rho \cdot V_B \cdot g + F_{MB}) \cdot \sin \alpha_{Ai} + \mu_G (\rho \cdot V_{OB} \cdot g + F_{MB}) \cdot \cos \alpha_{Ai}}{\cos \alpha_{Ai} - \mu_G \cdot \sin \alpha_{Ai}} = 25,5 \text{ N} \quad \text{Formel 62}$$

mit

$V_B$ : Volumen des Blechs mit dem Kegel

$F_{MB}$ : Magnetkraft auf das Blech

$\alpha_{Ai}$ : Steigungswinkel des Kegels A an der Innenseite

## A3.2 Berechnungen für das Versagen im Kopfzug

### A3.2.1 Berechnungen für die Spannmerkmalspaare #1 bis #6

Beim Kopfzug kommt es durch Aufbringen einer Kraft  $F_{ab,krit}$  zum Abheben der Bauteile voneinander. Die Spannmerkmale haben selbst keinen Einfluss auf die maximal übertragbare Haltekraft. Diese hängt gemäß Formel 63 nur von der Gewichtskraft des Oberblechs und der Magnetkraft  $F_M$  ab:

$$F_{ab,krit} = F_G + F_M = V_{OB} \cdot \rho \cdot g + F_M \quad \text{Formel 63}$$

Mit den Ist-Maßen der Merkmale aus Tabelle 20 ergeben sich folgende Kräfte für die Spannmerkmalspaare #1 bis #6 (vgl. Tabelle 22):

---

<sup>32</sup> Die Anziehungskraft bezieht sich hier auf die Kraft der Magnetkugel auf das Blech, mit dem diese in Kontakt steht. Sie wurde in Zugversuchen (Mittelwert aus fünf Messungen) bestimmt.

Tabelle 22: Analytisch berechnete Haltekraften der Spannmerkmalspaare #1 bis #6 bei Belastung im Kopfzug

Spannmerkmalspaar	kritische Kraft (= maximale Haltekraft)
#1 Kegel A – Rundloch	19,2 N
#2 Kegel A – Langloch	19,2 N
#3 Kegel B – Rundloch	19,2 N
#4 Kegel B – Langloch	19,2 N
#5 Kegel C – Rundloch	19,2 N
#6 Kegel C – Langloch	19,2 N

### A3.2.2 Berechnungen für die Spannmerkmalspaare #7 und #8

Wie in Abschnitt 4.4.1 dargelegt, wurden die Spannmerkmalspaare #7 und #8 auf Versagen durch Abreißen der Kugel sowie durch Plastifizierung des Kragens geprüft und die dafür jeweils nötige Kraft berechnet.

#### Versagen durch Abreißen der Kugel

Infolge der Belastung im Kopfzug bildet sich eine Zugspannung im Kugelinpresselement aus. Diese ist an der Stelle des geringsten Querschnittes, der Einschnürung der Kugel, am größten (vgl. Abbildung 60). Die maximal übertragbare Haltekraft  $F_{abr,krit}$  ergibt sich nach Formel 64 zu:

$$F_{abr,krit} = R_m \cdot A_{DU} = R_m \cdot \pi \cdot \left(\frac{D_U}{2}\right)^2 = 3,55 \text{ kN} \quad \text{Formel 64}$$

#### Versagen durch Plastifizierung des Kragens

Die Belastung im Kopfzug führt zu einer Druckkraft auf den Kragen. Diese resultiert in einer Druckspannung im Kragen, welche an der Stelle des geringsten Querschnittes am größten ist. Die Stelle des geringsten Querschnittes liegt entsprechend Abbildung 60 an der Kontaktstelle von Kugel und Kragen vor. Es wurde vereinfachend angenommen, dass die gesamte projizierte Überschneidung aus Kugel und Kragen für die Kraftübertragung zur Verfügung steht. Die so entstehende kritische Querschnittskontaktfläche wurde durch einen entsprechenden Schnitt in der CAD-Konstruktion in Catia V5 ermittelt. Sie beträgt  $A_{proj,7} = 1,85 \text{ mm}^2$  für Spannmerkmalspaar #7 und  $A_{proj,8} = 0,858 \text{ mm}^2$  für Spannmerkmalspaar #8.

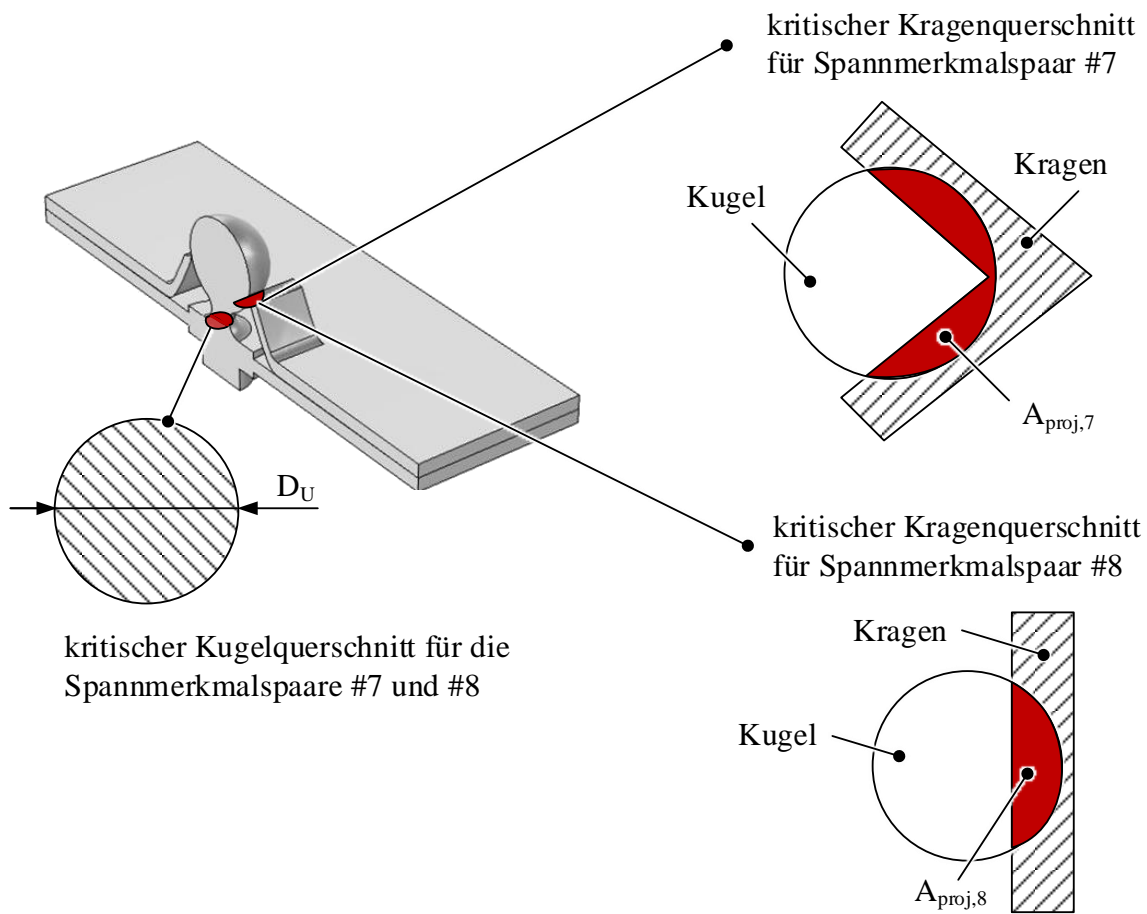


Abbildung 60: Kritische Querschnitte der Spannmerkmalspaare #7 und #8 unter Belastung im Kopfzug

Die maximal übertragbare Haltekraft kann dann analog zu Formel 41 berechnet werden. Sie beträgt demnach

$$F_{p,krit} = \sigma_{p,zul} \cdot A_{proj} = \frac{R_e \cdot 2 \cdot A_{proj,7}}{1,2} = 0,90 \text{ kN} \quad \text{Formel 65}$$

für Spannmerkmalspaar #7 und für Spannmerkmalspaar #8

$$F_{p,krit} = \sigma_{p,zul} \cdot A_{proj} = \frac{R_e \cdot 2 \cdot A_{proj,8}}{1,2} = 0,42 \text{ kN}. \quad \text{Formel 66}$$

### A3.2.3 Berechnungen für die Spannmerkmalspaare #9 und #10

Beim Kopfzug kommt es durch Aufbringen einer Kraft  $F_{ab,krit}$  zum Abheben der Bauteile voneinander. Die Spannmerkmale haben, wie auch bei den Spannmerkmalspaaren #1 bis #6, selbst keinen Einfluss auf die maximal übertragbare Haltekraft. Diese hängt gemäß Formel 63 nur von der Gewichtskraft des Oberblechs ab. Eine

Magnetkraft wirkt hier nicht. Die maximal übertragbare Haltekraft im Kopfzug entspricht demnach  $F_{ab,krit} = 0,41 \text{ N}$  für die Spannermerkmalspaare #9 und #10.

### A3.2.4 Berechnungen für die Spannermerkmalspaare #11 und #12

Das Abheben des Oberblechs im Kopfzug bei einer Kraft  $F_{ab,krit}$  lässt sich anhand Formel 63 berechnen. Als Magnetkraft muss hier jedoch die Anziehungskraft  $F_{MB}$  verwendet werden, die auf das in Kontakt mit der Magnetkugel stehende Blech wirkt (vgl. Abschnitt A3.1.4). Die Bauteilmasse ist die des Blechstreifens (vgl. Abbildung 24). Die maximal übertragbare Haltekraft für die Spannermerkmalspaare #11 und #12 ist demnach:

$$F_{ab,krit} = F_G + F_{MB} = V_{OB} \cdot \rho \cdot g + F_M = 48,9 \text{ N} \quad \text{Formel 67}$$

## A4 Verwendete Werkstoffkennwerte

*Tabelle 23: Anteil der chemischen Zusätze (Legierungselemente) des Stahls CR240LA aus VOESTALPINE (2017); es wurde jeweils der Mittelwert in den Berechnungen verwendet. Der Eisengehalt kann aufgrund weiterer, nicht näher spezifizierter Zusätze und möglicher Verunreinigungen nicht exakt angegeben werden.*

Element	Anteil in % (Mittelwert)	Standardabweichung
C	0,07424	0,00348
Si	0,00829	0,00281
Mn	0,37541	0,01586
P	0,00856	0,00242
S	0,00610	0,00146
Al	0,04481	0,00543
Cr	0,02993	0,01207
Ni	0,02003	0,01440
Cu	0,01902	0,01738
Mo	0,00556	0,00446
Ti	0,00101	0,00014
Nb	0,00200	0,00000

Tabelle 24: In der thermischen Simulation verwendete Werkstoffkennwerte

<b>Temperaturbereich</b>	<b>spezifische Wärmekapazität in J/(kg·K)</b>
$273 \leq T < 1025$	$0,0008247 \cdot (T^2) + (-0,3908) \cdot T + 505,4$
$1025 \leq T < 1175$	$(-3,014) \cdot T + 4147$
$1175 \leq T < 1680$	$0,1545 \cdot T + 427,1$
$1680 \leq T < 1810$	$(-0,128) \cdot (T^2) + 448,3 \cdot T + (-3,912 \cdot 10^5)$
$1810 \leq T < 2500$	$0,0002312 \cdot T + 824,5$
$500 \leq T < 3300$	$900 \cdot (T - 2500) + 825$

<b>Temperaturbereich</b>	<b>Dichte in kg/m<sup>3</sup></b>
$273 \leq T < 2900$	$(1,537 \cdot 10^{-22}) \cdot (T^7) + (-1,957 \cdot 10^{-18}) \cdot (T^6) +$ $(9,99 \cdot 10^{-15}) \cdot (T^5) + (-2,606 \cdot 10^{-11}) \cdot (T^4) + (3,671 \cdot 10^{-8}) \cdot$ $(T^3) + (-2,748 \cdot 10^{-5}) \cdot (T^2) + 0,009682 \cdot T + 6,601$
$2900 \leq T < 3300$	5800

<b>Temperaturbereich</b>	<b>Elastizitätsmodul in GPa</b>
$273 \leq T < 1190$	$(-2,082 \cdot 10^{-8}) \cdot (T^6) + (-8,057 \cdot 10^{-5}) \cdot (T^5) +$ $(6,203 \cdot 10^{-1}) \cdot (T^4) + (-1,097 \cdot 10^3) \cdot (T^3) + (0,000724 \cdot 10^9) \cdot$ $(T^2) + (-0,2529 \cdot 10^9) \cdot T + (246,7 \cdot 10^9)$
$1190 \leq T < 3300$	$115 \cdot 10^9$

<b>Temperaturbereich</b>	<b>Wärmeleitfähigkeit in W/(m·K)</b>
$273 \leq T < 1125$	$(-0,04503) \cdot T + 78,09$
$1125 \leq T < 1780$	$0,01206 \cdot T + 13,83$
$1780 \leq T < 3300$	$0,01852 \cdot T + 0,6031$

<b>Temperaturbereich</b>	<b>Wärmeübergangskoeffizient in W/(m<sup>2</sup>·K)</b>
$293 \leq T < 3300$	$(-26,23) + 28,36 \cdot (T - 293)^{(0,04023)}$

<b>Temperaturbereich</b>	<b>Dimensionslose Querkontraktionszahl</b>
$273 \leq T < 1190$	$(1,91 \cdot 10^{-10}) \cdot (T^3) + (-3,646 \cdot 10^{-7}) \cdot (T^2) +$ $0,0002543 \cdot T + 0,2395$
$1190 \leq T < 1800$	$(6,029 \cdot 10^{-5}) \cdot T + 0,2761$
$1800 \leq T < 3300$	0,3845



Temperaturbereich	Wärmeausdehnungskoeffizient in 1/K
$273 \leq T < 1010$	$(3,657 \cdot 10^{-9}) \cdot T + (1,116 \cdot 10^{-5})$
$1010 \leq T < 1175$	$(-2,104 \cdot 10^{-8}) \cdot T + (3,608 \cdot 10^{-5})$
$1175 \leq T < 1770$	$(3,002 \cdot 10^{-14}) \cdot (T^3) + (-1,341 \cdot 10^{-10}) \cdot (T^2) + (2,078 \cdot 10^{-7}) \cdot T + (-9,626 \cdot 10^{-5})$
$1770 \leq T < 3300$	$17,892 \cdot 10^{-6}$

## A5 Vergleich von Schmelzbadkonturlinien bei Verkleinerung der verwendeten Versuchsbleche

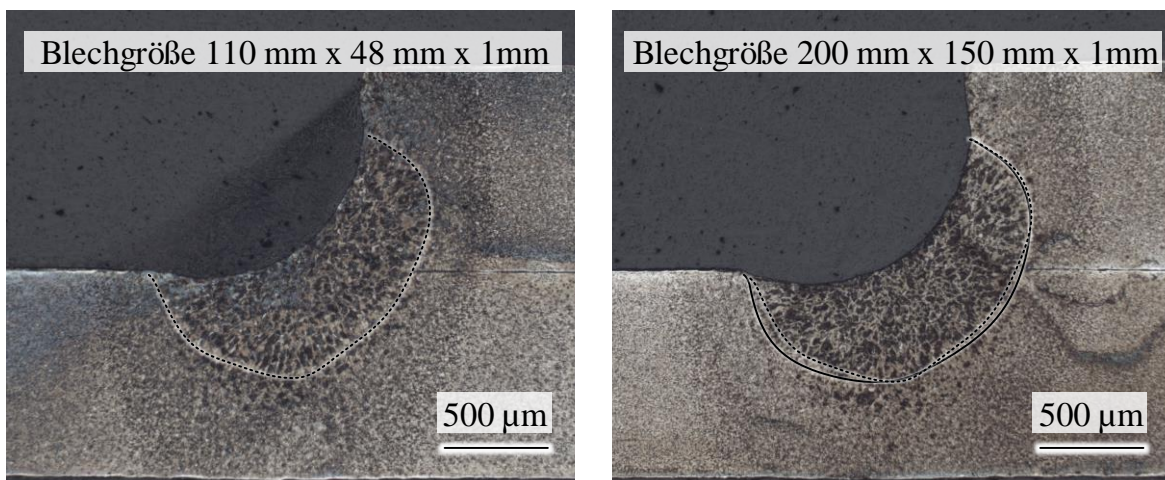


Abbildung 61: Vergleich der Schmelzbadkonturlinien von Schweißversuchen mit identischen Schweißparametern und unterschiedlichen Blechgrößen; rechts mit überlagelter Darstellung beider Konturlinien

## A6 Untersuchung des Positionierverhaltens bei Einlegen spielbehafteter Merkmalskombinationen

Ziel des Einlegeversuchs war es herauszufinden, wie sich spielbehaftete Merkmalskombinationen beim Einlegen zueinander positionieren. Dies wurde exemplarisch an der Kombination „Kegel A – Loch“ untersucht. Mögliche Ausprägungen sind ein Anliegen der Kegel am Lochrand, eine konzentrische Ausrichtung und Lagen zwischen den beiden genannten. Die sich ergebende Position wurde in Abhängigkeit der Einlegerichtung untersucht. Dafür wurden vier Probanden gebeten, zwei Bauteile über Spannermerkmale zueinander zu positionieren. Bauteil 1 enthielt die negativen Merkmale Rundloch und Langloch (siehe Abbildung 62).

Bauteil 2 verfügte über zwei Kegel der Variante A als positive Merkmale und war über Magnetkugeln fest mit der Umgebung verbunden. Die Probanden sollten das Bauteil 1 aus den Positionen 1 und 2 jeweils zehnmal einlegen. Nach jedem Einlegevorgang wurden die Bauteile im Bereich der Merkmalskombinationen mit einem Laserscanner vom Typ *LJ-V7080* aufgenommen. Der Abstand der Mittelpunkte von Kegel zu Loch wurde dann in x- und y-Richtung ausgewertet und ist in Abbildung 63 dargestellt.

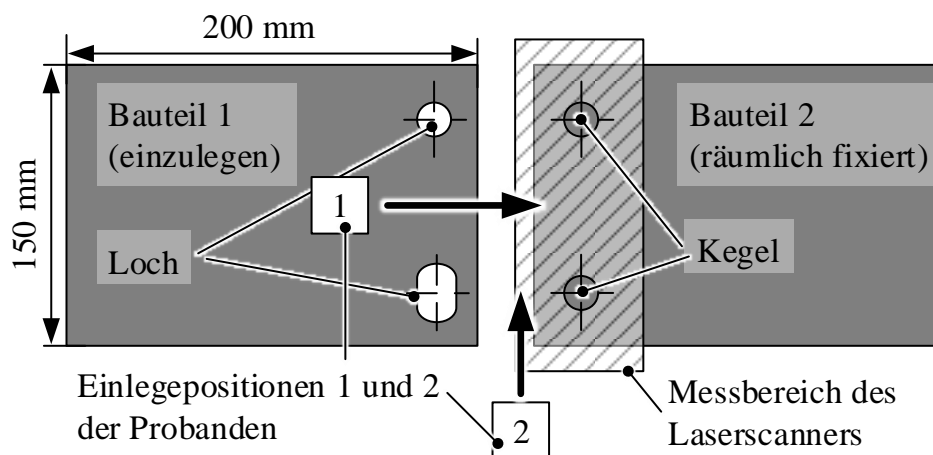


Abbildung 62: Versuchsaufbau zur Ermittlung des Positionierverhaltens von spielbehafteten Bauteilen mit Spannmerkmalen

Es ist ersichtlich, dass die Verschiebung der Mittelpunkte zueinander in allen der möglichen Bereiche liegt. Eine geringe Anhäufung im negativen Teil der y-Achse tritt bei beiden Einlegerichtungen auf. Ein Trend, dass die Merkmale vermehrt an den Randbereichen aneinander anliegen, kann nicht erkannt werden. In guter Näherung kann, wie bei konventionellen Stift-Loch-Paarungen, von einer gleichmäßigen Verteilung innerhalb des sich infolge des Spiels ergebenden Raums ausgegangen werden.

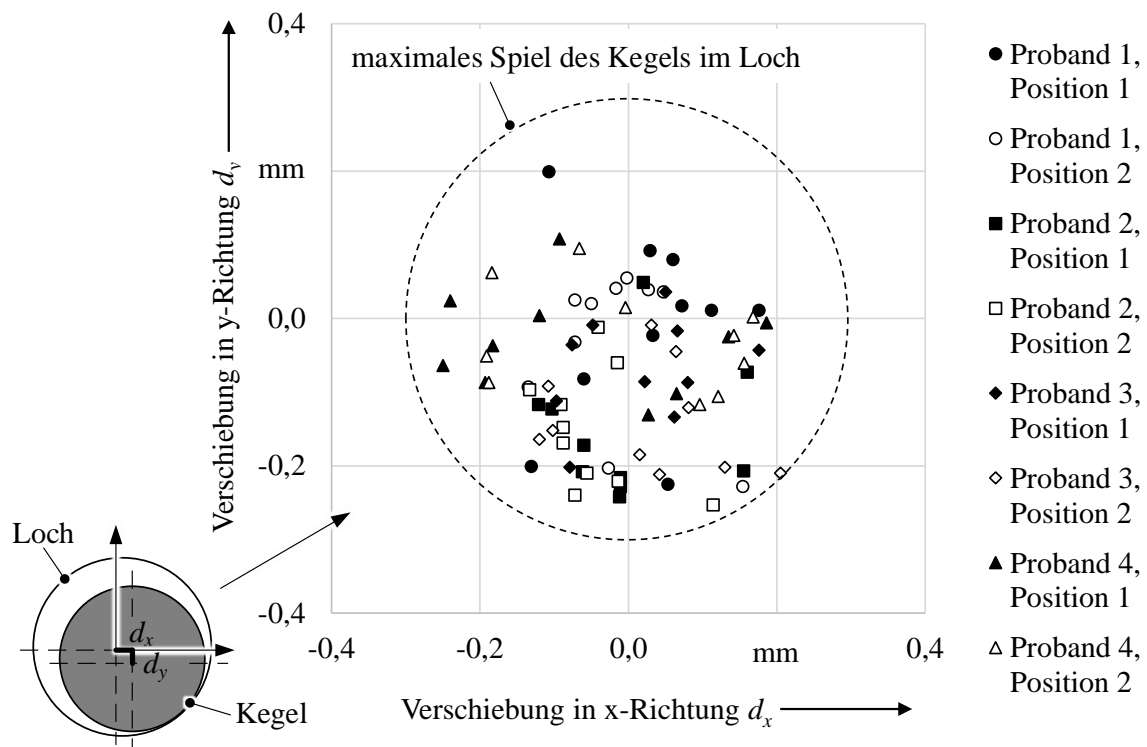


Abbildung 63: Relative Verschiebung des Kegelmittelpunktes (Bauteil 2) zum Mittelpunkt des Rundlochs (Bauteil 1) in x- und in y-Richtung nach dem Auflegen von Bauteil 1 auf Bauteil 2

## A7 Aufbau und Beschreibung der Modelle aus Kapitel 8

In den weiteren Ausführungen werden zahlreiche Aufnahme- (AP), Füge- (FP) und Messpunkte (RP) eingeführt. Zur Nachvollziehbarkeit der Modellbildung sind die verwendeten Punktkoordinaten gesammelt in Tabelle 25 dargestellt.

### A7.1 Modell zur Ermittlung auftretender Prozesskräfte

Die Modellbildung zu den Prozesskräften erfolgte analog zum Vorgehen, welches in Abschnitt 5.2 beschrieben ist. Zur Reduzierung der Modellkomplexität und der Rechenzeit wurden die Bauteile in einer vereinfachten Geometrie nachgebildet (vgl. Abbildung 64). Die Werkstoff- und Schweißparameter waren identisch zu denen aus Abschnitt 5.2. Ebenso wurde die für diesen Werkstoff und die Stoßkonfiguration kalibrierte Wärmequelle verwendet, um den Energieeintrag an den Fügestellen FP 1 bis FP 5 abzubilden.

*Tabelle 25: Verwendete Punkte in der nachfolgenden Modellbildung mit Angabe der Koordinaten; die Punktbezeichnung bezieht sich auf die Punkte aus Abbildung 55 und aus Abbildung 56*

<b>Punkt- bezeich- nung</b>	<b>Koordinaten im verwendeten Koordi- natensystem in x-, y- und z-Richtung</b>			<b>Punkt- bezeich- nung</b>	<b>Koordinaten im verwendeten Koordi- natensystem in x-, y- und z-Richtung</b>		
<b>AP 11</b>	434,83	-332,95	475,46	<b>FP 21</b>	289,44	-376,19	382,64
<b>AP 12</b>	110,14	-435,60	445,29	<b>FP 22</b>	280,00	-380,31	382,80
<b>AP 13</b>	332,63	-462,91	195,65	<b>FP 31</b>	85,56	-415,48	413,32
<b>AP 21</b>	142,39	-414,30	404,41	<b>FP 32</b>	83,39	-417,70	417,62
<b>AP 22</b>	371,52	-340,81	390,67	<b>FP 41</b>	233,31	-404,10	474,53
<b>AP 23</b>	379,15	-340,72	475,48	<b>FP 42</b>	223,88	-408,18	474,04
<b>AP 24</b>	386,42	-337,58	475,91	<b>FP 51</b>	275,38	-385,89	476,74
<b>AP 25</b>	136,82	-413,70	403,98	<b>FP 52</b>	265,20	-390,30	476,21
<b>AP X</b>	423,65	-357,48	384,78	<b>RP 1</b>	412,07	-311,13	393,83
<b>AP Y1</b>	419,09	-335,87	430,79	<b>RP 2</b>	285,74	-402,78	314,06
<b>AP Y2</b>	92,08	-412,69	395,57	<b>RP 3</b>	231,00	-375,64	423,00
<b>AP XYZ</b>	285,74	-402,78	314,06	<b>RP 4</b>	425,90	-290,84	430,13
<b>FP 11</b>	365,27	-343,31	384,91	<b>RP 5</b>	424,85	-307,64	476,52
<b>FP 12</b>	373,46	-339,76	385,34				

Darüber hinaus wurden folgende thermische und mechanische Randbedingungen festgelegt:

#### Thermische Randbedingungen

- Es wurde ein isotropes Wärmeleitungsmodell verwendet.
- Zur Abbildung der Schweißung einer Kehlnaht im Überlappstoß unter einem Anstellwinkel von  $\alpha_L = 36^\circ$  wurde die Wärmequelle entsprechend auf die beiden Bauteiloberflächen der Stoßgeometrie projiziert.
- Die Energieeinbringung erfolgte wie auch in den realen Schweißversuchen in der Reihenfolge FP 1 – FP 2 – FP 5 – FP 4 – FP 3. Es wurde jeweils von Position FP x1 nach FP x2 geschweißt (vgl. Tabelle 25).

- Es wurde der Energieaustausch mit der Umgebung durch Wärmestrahlung und durch freie Konvektion berücksichtigt.
- Die Schmelzbaddynamik wurde nicht abgebildet, da ihr Beitrag zum Bauteilstrukturverhalten vernachlässigbar gering ist (BELITZKI 2017, S. 67).
- Zusätzlich zu den Wärmeverlusten an der Oberfläche des Bauteils wird in der Literatur auf Wärmeableitungsströme an den Spannelementen hingewiesen. Dies wurde den metallischen Spannelementen entsprechend durch einen lokal stark überhöhten Wärmeübergangskoeffizienten von  $a_k = 300 \text{ W/m}^2\text{K}$  berücksichtigt (WIKANDER ET AL. 1994, S. 852).
- Das Temperaturfeld wird unabhängig vom Eigenspannungszustand und unter Vernachlässigung der durch die mechanische Verformung freigesetzten Wärme berechnet (vgl. Abschnitt 2.3.3.2).
- Das Modell wurde in Bereiche mit unterschiedlicher Vernetzung unterteilt. Gebiete im Bereich der Schweißnaht mit hohen Temperaturgradienten wurden mit Elementkantenlängen von 0,2 bis 6 mm feiner aufgelöst als Schweißnaht-ferne Bereiche mit 12 bis 88 mm (RADAJ 2002, S. 88).
- Für alle Bereiche wurden freie Tetraederelemente verwendet.
- Die zeitliche Diskretisierung<sup>33</sup> wurde für Bereiche hoher Temperaturgradienten feiner gewählt. Dies verbessert das Konvergenzverhalten und die Ergebnisqualität bei gleichzeitig reduzierter Rechenzeit (ROEREN 2007, S. 46).

### Mechanische Randbedingungen

- Den FE-Knoten an den Einspannstellen zur Umgebung wurden Federsteifigkeiten zugewiesen. Diese betragen  $(3,2 \cdot 10^6 / 3,9 \cdot 10^6 / 3,2 \cdot 10^6) \text{ N/m}$ .
- Die beiden Bauteile wurden bereits zu Beginn der Simulation an den Stellen der Schweißnähte und an den Stellen der Spannmerkmalspaare „Kugel – Rundkragen“ und „Kugel – Langkragen“ als miteinander verbunden betrachtet.

Während der thermo-mechanischen Simulation wurde der zeitliche Verlauf der Reaktionskräfte an den Aufnahmepunkten AP 11 bis AP 13 sowie AP 24 und AP 25 jeweils in der x-, y- und z-Richtung ausgegeben. Aus den Verläufen wurde jeweils

---

<sup>33</sup> Die Zeitschrittweite betrug 0,02 s für  $0 < t \leq 6 \text{ s}$ , 0,1 s für  $6 < t \leq 10 \text{ s}$  und 1 s für  $10 < t \leq 60 \text{ s}$ .

der Maximalwert als Referenz für die Auslegung herangezogen. Die Maximalwerte finden sich in Tabelle 12.

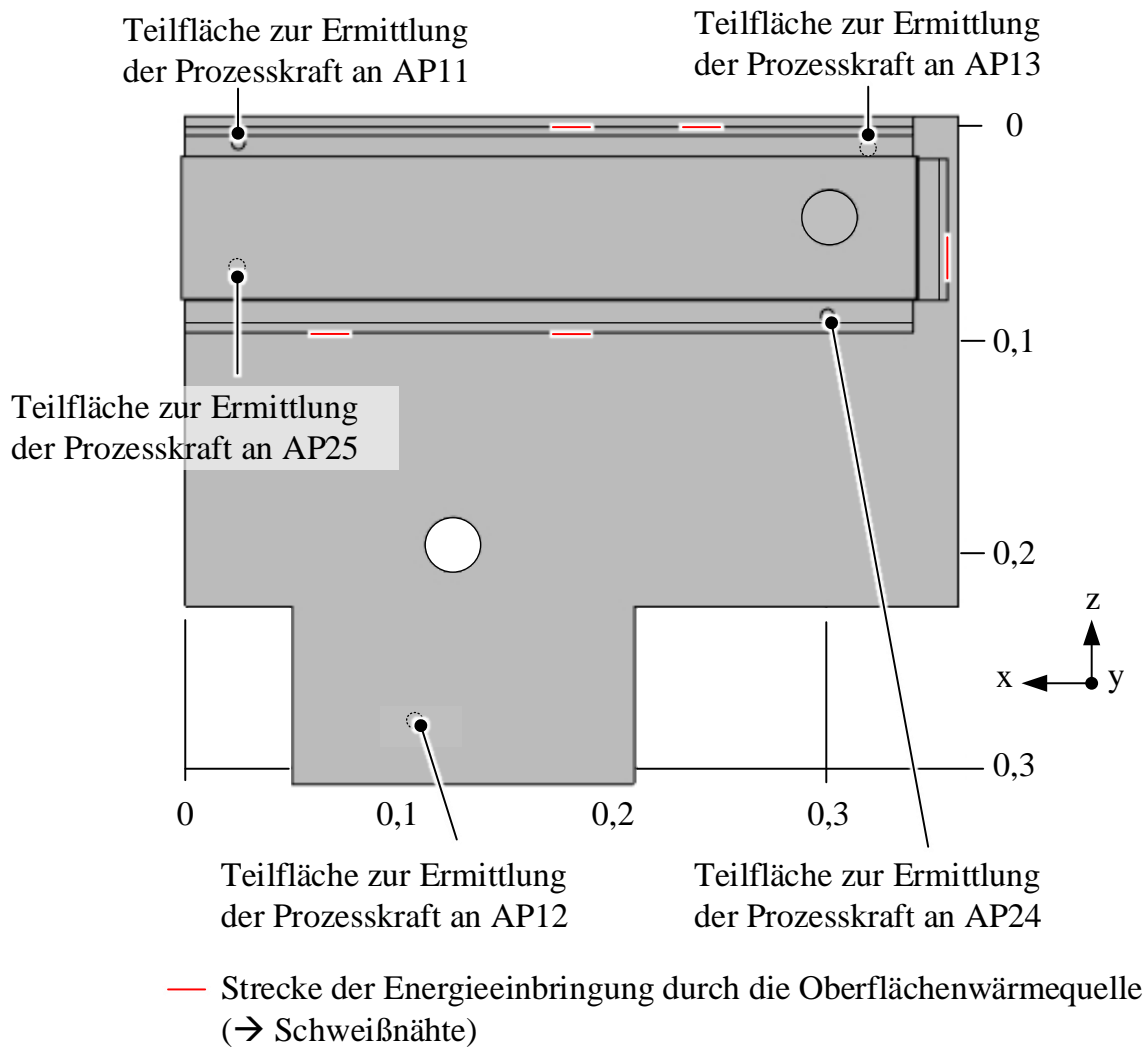


Abbildung 64: Visualisierung des thermo-mechanischen Simulationsmodells zur Ermittlung auftretender Reaktionskräfte an den Spannungspunkten; Maße in Metern

### A7.2 Modell zur Ermittlung auftretender Zusammenbauabweichungen

Die Modellbildung erfolgte analog zum Vorgehen, welches in den Abschnitten 6.2.1 bis 6.2.6 beschrieben ist.

Das für den *3DCS Compliant Modeler* benötigte FE-Netz wurde in der Software *Abaqus* in der *Version 6.14* erstellt. Da es sich bei beiden Bauteilen um dünnwandige Blechbauteile handelt, wurde eine Vernetzung mit *S3-Schalenelementen* (Dreiecke)

gewählt. Des Weiteren wurden die mechanisch relevanten Werkstoffeigenschaften zugewiesen. Diese sind der E-Modul  $E$  (210 GPa), die Querkontraktionszahl  $\nu$  (0,33) und die Dichte  $\rho$  (7850 kg/m<sup>3</sup>). Anschließend wurde, ebenfalls in *Abaqus*, ein Set der reduzierten Knoten erzeugt (vgl. Abschnitt 6.2.2).

Den Bauteilen wurden dann die in Abbildung 65 dargestellten Toleranzarten und -werte zugewiesen.

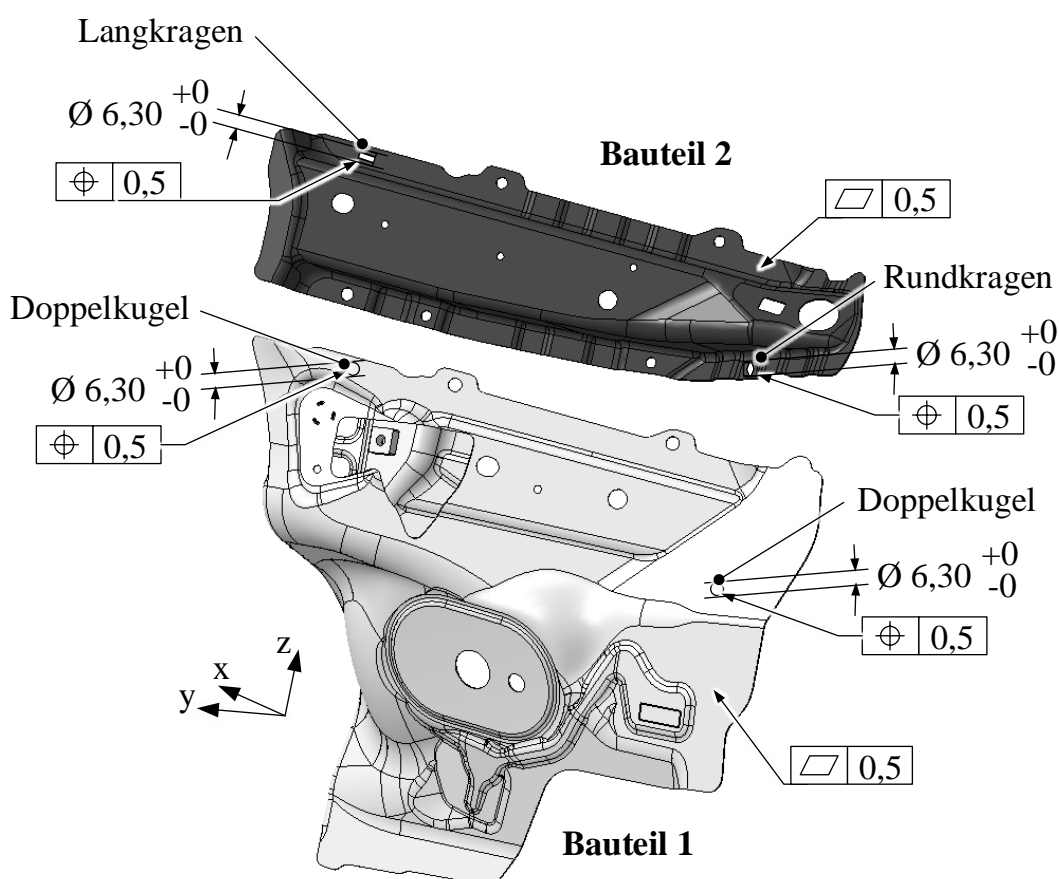
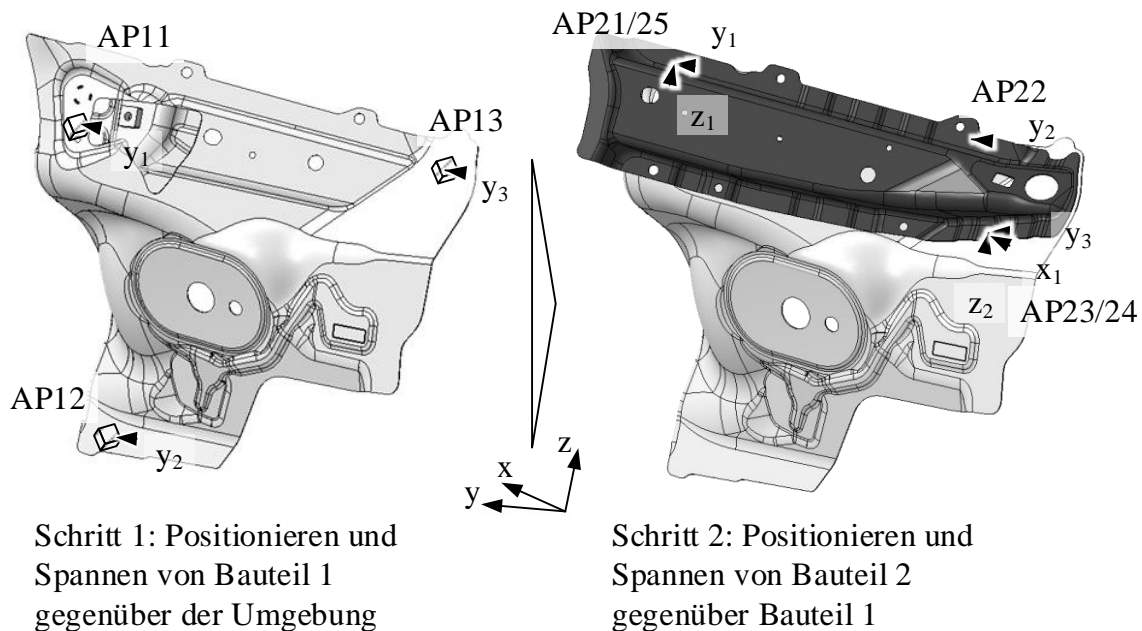


Abbildung 65: Im Simulationsmodell zugewiesene Toleranzen der Einzelteile, alle Werte in Millimetern

Die Abbildung des Zusammenbaus der Einzelteile vor dem Fügen erfolgte entsprechend dem in Abbildung 66 dargestellten Schema. Neben der beschriebenen Ausrichtung der Bauteile wurde das Spannen durch Aufbringen des „clamp moves“ an den Spannungspunkten (vgl. Abbildung 56 und Tabelle 25) umgesetzt. Beim Verklipsen der Bauteile über die Spannmerkmalspaare „Kugel – Kragen“ verspannen sich die Merkmalspaare jeweils konzentrisch. Die Ausrichtung von Bauteil 2 zu Bauteil 1 erfolgte daher, im Gegensatz zur Spiel-behafteten Merkmalspaarung

„Kegel – Loch“ aus Abschnitt 6.2.4, spielfrei konzentrisch. Das Fügen der Bauteile durch RLS wurde analog zu den Ausführungen in Abschnitt 6.2.4 abgebildet. Die Fügeoperation wurde an den definierten Fügepunkten aus Tabelle 25 umgesetzt.




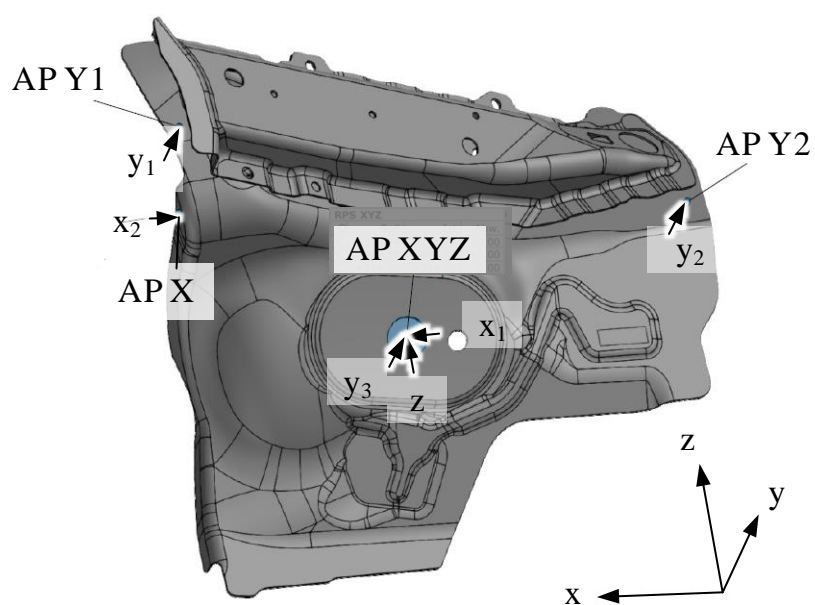
- ▶ Richtung des gesperrten Freiheitsgrads
-  Schnittstelle zur Umgebung: Magnetskugeln – Blechebene

Abbildung 66: Umgesetzte Zusammenbaufolge und dabei gesperrte Freiheitsgrade; Koordinaten der Aufnahme- und Spannpunkte entsprechend Abbildung 56 und Tabelle 25

Nach der Modellierung des Fügevorganges muss die Entnahme aus der Aufnahme sowie die Ausrichtung in der Messaufnahme abgebildet werden. Ersteres erfolgte durch das Aufbringen des „*unclamp moves*“ auf alle zuvor gespannten Punkte. Der gefügte Zusammenbau wurde dann, wie auch in Abschnitt 6.2.4 beschrieben, entsprechend der Ausrichtung in der Messaufnahme positioniert. Das für diesen Zusammenbau verwendete Aufnahmeschema ist in Abbildung 67 dargestellt. In dieser Aufnahme erfolgte dann die Auswertung der Abweichungen an den zuvor definierten Referenzpunkten RP 1 bis 5. Der Fügespalt wurde jeweils am Anfang und am Ende jeder Schweißnaht FP 1 bis 5, vor dem Fügen, ausgewertet. Am Beispiel von Fügepunkt FP 1, also an den Stellen FP 11 und FP 12 (vgl. Tabelle 25). Es wurde dann jeweils der Maximalwert herangezogen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 13 dargestellt.





➔ Richtung des gesperrten Freiheitsgrads

Abbildung 67: Ausrichtung des gefügten Zusammenbaus in der Messaufnahme