

BEITRÄGE ZUR UMFORMTECHNIK

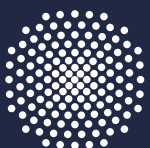


Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart

Christoph Albiez

78

Simulationsgestützte Analysemethodik
zur Untersuchung von thermomechanischen
Bauteil deformationen von Fahrzeug-
karosserien im Lacktrocknungsprozess



Universität Stuttgart

Simulationsgestützte Analysemethodik zur Untersuchung von thermo- mechanischen Bauteildeformationen von Fahrzeugkarosserien im Lacktrocknungsprozess

Von der Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von
Christoph Harald Albiez
aus Waldshut

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
1. Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Uwe Bracht
2. Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Karl Roll
Tag der mündlichen Prüfung: 15.07.2016

Dipl.-Ing. Christoph Albiez
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

D93

ISBN 978-3-946818-03-8

Institut für Umformtechnik

Universität Stuttgart
Holzgartenstraße 17
70174 Stuttgart
www.ifu.uni-stuttgart.de

Printed in Germany

Geleitwort des Herausgebers

Die langjährige Buchreihe „Beiträge zur Umformtechnik“ enthält Forschungsberichte oder abgeschlossene Dissertationen, die am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart oder durch eine Zusammenarbeit zwischen dem Institut und einem Unternehmen entstanden sind, sowie andersartige Abschlussberichte langjähriger Forschungsarbeiten.

Umformen ist die gezielte Änderung der Form, der Oberfläche und der Eigenschaften eines metallischen Körpers unter Beibehaltung von Masse und Stoffzusammenhalt.

Diese Definition für das Umformen metallischer Körper in Anlehnung an DIN 8580 beschreibt nicht nur die gezielte Änderung der Form, sondern auch die gezielte Änderung der Oberfläche und der Eigenschaften des Produktes durch den Umformvorgang. Die Technik des Umformens befasst sich daher mit einer möglichst guten Vorausbestimmbarkeit von finalen Produkteigenschaften, wobei die mathematische Beschreibung und die Modellbildung des Umformprozesses eine grundlegende Voraussetzung für die numerische Simulation mithilfe der Methode der Finiten Elemente (FEM) liefert.

Oftmals geht die intuitive, auf aktuellen Grundlagenkenntnissen basierende Forschung in der Umformtechnik zusammen mit einer experimentellen Herangehensweise an neue Fragestellungen einher. Die dabei erzielten Forschungsergebnisse dienen dem allgemeinen Wissenserwerb und dem Grundlagenverständnis von werkstofflichen und verfahrensspezifischen Phänomenen und sind somit nicht nur für Wissenschaftler, sondern auch für die in der Praxis stehenden Ingenieure von grundsätzlicher Bedeutung.

Stets kürzere Entwicklungszeiten für neue Produkte der Umformtechnik einerseits und veränderte Wertschöpfungsketten, die Dynamik von Märkten, neue Technologien sowie veränderte Randbedingungen, wie z. B. Leichtbaubestrebungen und Initiativen im Sinne von Industrie 4.0, erfordern heute eine besondere Intensivierung der anwendungstechnisch ausgerichteten Forschung und Entwicklung auf diesen Gebieten. Moderne Forschungsstellen sind in beide Prozesse eingebunden: zum einen in die Grundlagenforschung mit Blick auf Werkstoffe, Verfahren und Maschinen der Umformtechnik und zum anderen in vorwettbewerbliche bzw. stark anwendungsorientierte Prozesse der Lösungsfindung.

Ziel und Motivation für die Herausgabe dieser Berichte ist daher die Publikation solcher teils grundlagenorientierter, teils recht praxisorientierter Forschungs- und Entwicklungsarbeiten, die an meinem Institut entstehen. Ein weiteres Ziel dieser Buchreihe ist das Bereitstellen einer fundierten Basis für weiterführende wissenschaftliche Arbeiten auf internationalem Niveau.

Mathias Liewald

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart im Rahmen eines Forschungsprojektes der Hochschulinstitute Neckarsulm der AUDI AG.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Mathias Liewald MBA, Leiter des Instituts für Umformtechnik der Universität Stuttgart, für die wohlwollende Förderung und großzügige Unterstützung meiner Forschungstätigkeit. Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Uwe Bracht und Herrn Prof. Dr.-Ing. Karl Roll für die Übernahme des Mitberichts.

Für die gute Zusammenarbeit und freundliche Unterstützung am Institut für Umformtechnik danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Stefan Wagner und allen Mitarbeitern des IFU für das entgegengebrachte Vertrauen sowie die vielen fachlichen Diskussionen und Anregungen. Ferner danke ich Herrn Jens Baur, Frau Mellinger sowie Frau Berns für ihre uneingeschränkte Unterstützung in organisatorischen und administrativen Fragestellungen. Dem technischen Personal des IFU danke ich für die praktischen Beiträge und Unterstützung bei der Durchführung der experimentellen Arbeiten. Ein besonderer Dank gilt meinen motivierten Studenten, die im Rahmen ihrer Studien-, Diplom- und Bachelorarbeiten einen wichtigen Beitrag zum Gelingen dieser wissenschaftlichen Arbeit geleistet haben. Auf diesem Weg möchte ich Jochen Regensburger, Andreas Polzer, Memet Temel, Gerd Meyer, Isis Cisneros, Felix Welz, Christian Beck, Jonas Rachor, Sascha Pohl, David Wehrle danken.

Gleichermaßen möchte ich meinen Projektbetreuern und Unterstützern seitens der AUDI AG Andreas Görres, Dr. Manfred Sindel, Gerhard Siegrist, Oliver Schmidl und Jürgen Reibel danken. Ihre Förderung war ein entscheidender Beitrag für den erfolgreichen Abschluss des Forschungsprojektes und meiner persönlichen Weiterentwicklung. Darüber hinaus möchte ich mich bei meinen Arbeitskollegen der Abteilung Produkt-/ und Prozesstechnik des Vorseriencenters für die unerschöpfliche Unterstützung und freundschaftliche Zusammenarbeit herzlich bedanken. Mein besonderer Dank gilt meinen Kollegen Jochen Regensburger, Benjamin Budek, Oliver Schubert, Thomas Winter und Alfons Mayer für die vielen fachlichen Diskussionen und Anregungen.

Mein ganz besonderer Dank gilt meiner Frau Kerstin und meinen Kindern Emmi und Jakob, meinen Eltern Renate und Gerhard Albiez, meiner Familie und meinen Freunden für das entgegengebrachte Verständnis und die jederzeit aufmunternde Unterstützung.

Widmen möchte ich diese Arbeit meiner Frau Kerstin, die mir in jeder Situation mit ihrem Vertrauen, ihrer Stärke und ihrer Geduld zur Seite steht.

Stuttgart, Januar 2017

Inhaltsverzeichnis

Geleitwort des Herausgebers	i
Vorwort und Danksagung.....	ii
Abkürzungen, Formelzeichen und Nomenklatur	vi
Kurzzusammenfassung und Abstract.....	xi
1 Einleitung	1
2 Grundlagen und Stand der Technik.....	4
2.1 Produktentwicklung und Fertigung von Automobilkarosserien	4
2.1.1 Fertigungsbedingte $\Delta\alpha$ -Problematik von Karosserien in Mischbauweise.....	4
2.1.2 Fertigungsprozess einer Automobilkarosserie.....	7
2.1.3 Produkt- und Prozessabsicherung der Karosserie im Produktentstehungsprozess (PEP).....	12
2.2 Qualitätsmerkmale und Charakterisierung von fertigungsbedingten Produktveränderungen.....	14
2.2.1 Qualitätsmerkmale einer Automobilkarosserie	14
2.2.2 Charakterisierung thermomechanischer Bauteildeformationen	17
2.3 Phänomenologie der Produktveränderungen im Lacktrocknungsprozess und heutige Analysemethoden.....	24
2.3.1 Prozesstemperaturen im Lacktrocknungsprozess	25
2.3.2 Temperaturabhängiges Materialverhalten	33
2.3.3 Rolle der Verbindungstechnik im Lacktrocknungsprozess	39
2.3.4 Physische Analysemethoden zur Ermittlung von Produktveränderungen entlang der Fertigungsprozesskette	43
2.3.5 Einfluss vorgelagerter Prozesse und Wechselwirkungen im Lacktrocknungsprozess	47
2.4 Fazit aus dem Stand der Technik und Problemsynthese	52
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	55
3.1 Zielsetzung der Arbeit.....	55
3.2 Beschreibung der Vorgehensweise.....	56
4 Prinzipielle Untersuchungen von thermomechanischen Bauteildeformationen	61

4.1 Modellbildung der Baugruppe „Hutprofil“	62
4.2 Auswahl und Qualifizierung der Messmethoden	63
4.2.1 Ermittlung des Temperaturfeldes	64
4.2.2 Messtechnische Erfassung von Bauteildeformationen und –dehnungen.....	65
4.2.3 Entwicklung eines Messsystems zur Ermittlung von Bauteil deformungen in Automobilkarosserien während der Lacktrocknung.....	67
4.3 Erarbeitung der Analysemethodik zur Bewertung von thermomechanischen Bauteildeformationen	74
4.3.1 Konsistente Auswertemethodik von Oberflächendaten.....	77
4.3.2 Vorgehensweise bei in-situ Deformationsmessungen.....	79
4.3.3 Einführung erweiterter Oberflächenbewertungskriterien	81
4.3.4 Auswahl geeigneter Metriken.....	83
4.4 Ermittlung thermomechanischer Werkstoffkennwerte.....	85
4.4.1 Einfluss der Aufheizphase auf die mechanischen Werkstoffkennwerte.....	86
4.4.2 Verhalten der mechanischen Werkstoffkennwerte in der Haltephase.....	88
4.4.3 Einfluss thermischer Folgetrocknungsprozesse auf das Werkstoffverhalten	90
4.5 Numerische Abbildung der Versuchsbaugruppe „Hutprofil“	92
4.5.1 Modellierung der Baugruppe Hutprofil.....	94
4.5.2 Identifikation relevanter Modellparameter auf das thermomechanische Deformationsverhalten der Baugruppe	95
4.5.3 Bestimmung der Modellsensitivitäten	105
4.6 Experimentelle in-situ Deformationsanalysen der Baugruppe „Hutprofil“ im Ofen ..	109
4.6.1 Versuchsaufbau	110
4.6.2 Ermittlung der Bauteildeformationen.....	111
4.7 Validierung der Baugruppenversuche „Hutprofil“	115
4.7.1 Berücksichtigung von experimentellen Eingangsgrößen	116
4.7.2 Bewertung der Simulationsergebnisse.....	118
4.7.3 Implementierung digital rekonstruierter Bauteilgeometrien in das Berechnungsmodell.....	121
4.7.4 Die Bedeutung der Verbindungsnachgiebigkeit.....	123
4.7.5 Einfluss des Materialverhaltens auf die irreversiblen Bauteildeformationen.....	124
4.8 Zusammenfassung und Fazit der Prinzipuntersuchungen.....	128
5 Ermittlung von Einflussgrößen aus vorgelagerten Fertigungsschritten	130

5.1	Modellbildung der „Prozessbaugruppe“	131
5.2	Versuchsaufbau und Fertigungsprozesskette	131
5.3	Experimentelle Untersuchungen zur Bewertung vorgelagerter Prozesseinflussgrößen	134
5.3.1	Auswahl der Fertigungsprozessparameter	134
5.3.2	Auswertungsmethodik zur Bewertung der Formabweichungen.....	137
5.3.3	Prozessveränderung der Referenzbaugruppe.....	137
5.3.4	Einfluss der Klebstoffmenge	139
5.3.5	Einfluss maßlicher Vorhaltungen	143
5.3.6	Diskussion und Gewichtung der Einflussgrößen.....	146
5.4	Numerische Abbildung der Prozessbaugruppe	149
5.4.1	Modellierung der Klebeverbindungen.....	150
5.5	Integration vorgelagerter Bauteileigenschaften in die Verzugssimulation	151
5.5.1	Ergebnisse der Temperaturfeldsimulation	152
5.5.2	Berechnete Bauteilverformung auf Basis der Nominalgeometrie	154
5.5.3	Integration vorgelagerter prozessbedingter Formabweichungen.....	157
5.5.4	Kopplung der Eigenspannungszustände mittels Prozesskettensimulation	158
5.6	Validierung und Vergleich der Berechnungsvarianten	162
5.7	Ableitung der Anwendungsgrenzen der vorgestellten Berechnungs- und Analyse- methode und Empfehlungen für die Anwendung auf Automobilkarosserien	166
6	Transfer der Analysemethodik zur Produktabsicherung von Automobilkarosserien im Lacktrocknungsprozess	168
6.1	Absicherung der $\Delta\alpha$ -Problematik im frühen Entwicklungsprozess	169
6.2	Simulationsgestützte Reifegradsteigerung im Anlaufprozess	175
6.3	Durchgängige Analysemethodik zur Absicherung der $\Delta\alpha$ -Problematik im Entwicklungs- und Fertigungsprozess von Automobilkarosserien	179
7	Zusammenfassung	183
8	Fazit und Ausblick	187
9	Anhang	189
10	Literaturverzeichnis	200
	Curriculum Vitae	216

Abkürzungen

1D	Eindimensional
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
BG	Baugruppe
BL	Basislack
CCD	Opto-elektronische Kamera
CCF	Kurzform für Face-Centered-Central-Composite-Design (Central Composite Faced) nach Box-Wilson
DL	Decklack
DMS	Dehnungsmessstreifen
DoE	Statistischer Versuchsplan (Design of Experiment)
DSC	Differential Scanning Calorimetry
DSM	Gebietsspezifische Metriken (Domain Specific Metrics)
HRK	Hohlraumkonservierung
IG	Innengruppe
KTL	Kathodische Tauchlackierung
LSM	Methode der kleinsten Fehlerquadrate (Least Square Method)
PLM	Produktdatenmanagement System (Product Lifecycle Management)
PT	Prototyp
PVC	Polyvinylchlorid
RMS	Mittlere quadratische Abweichung (Root Mean Square)
RPS	Referenz-Punkt-System
RoI	Einflusszone des Verbindungselementes (Radius of Influence)
SCM	Formvergleichsmetrik (Shape Comparison Metrics)
VT	Verstärkungsteil

Formelzeichen und Nomenklatur

Zeichen	Einheit	Beschreibung
a_i	[-]	Koeffizient i des Korrekturpolynoms der DMS-Messbrücke
\bar{b}	[mm]	Gemittelte Breite des applizierten Klebstoffes
cp_{Al}	[J/kgK]	Spezifische Wärmekapazität des Werkstoffes Aluminium
d_a	[mm]	Außendurchmesser
d_i	[mm]	Innendurchmesser
e_{12}	[-]	Einstrahlzahl zur Berechnung Wärmestrahlung
g	[-]	Vernetzungsgrad des Klebstoffes
k	[-]	Empfindlichkeit des Dehnungsmessstreifens (k-Faktor)
k^*	[-]	Eingestellter k-Faktor des DMS während der Messung
k_0	[-]	Referenzfaktor der DMS-Empfindlichkeit nach Datenblatt
k_b	[-]	Klassenbreite des Histogramms
k_f	[N/mm^2]	Fließspannung des Werkstoffes
f_{mess}	[Hz]	Messfrequenz
l_0	[mm]	Anfangslänge
l_1	[mm]	Länge des Bauteils 1
l_{ch}	[mm]	Charakteristische Länge
\dot{q}_k	[W/m^2]	Konvektive Wärmestromdichte
s_L	[μm]	Schichtdicke Lack
s_A	[mm]	Weg, Verschiebung zum Punkt A
s_{Al}	[mm]	Blechdicke der Aluminiumplatte
s_{St}	[mm]	Blechdicke der Stahlplatte
t_0	[s]	Startzeitpunkt/ Referenzzeitpunkt
t_{BH}	[s]	Zeitpunkt zu Beginn der Haltephase
t_H	[s]	Zeitpunkt in der Haltephase
$t_{H,i}$	[s]	Zeitpunkt nach einer Haltephase von einer Dauer i
t_{End}	[s]	Zeitpunkt des Prozessendes
t_{Tmax}	[s]	Zeitpunkt der maximalen Temperatur in Kelvin
$t_{\vartheta max}$	[s]	Zeitpunkt der maximalen Temperatur in Grad Celsius
$u_{max,BGvO}$	[mm]	Maximale Abweichung der Baugruppe (BG) vor dem Ofenprozess
$u_{max,IG}$	[mm]	Maximale Abweichung der Innengruppe (IG)
$u_{min,BGvO}$	[mm]	Minimale Abweichung der Baugruppe (BG) vor dem Ofenprozess
$u_{n0,i}$	[mm]	Abweichung des Messpunktes i nach dem Ofenprozess

$u_{v0,i}$	[mm]	Abweichung des Messpunktes i vor dem Ofenprozess
A_1	[mm ²]	Fläche des Körpers 1
A_G	[-]	Gleichmaßdehnung des Werkstoffes
A_{mess}	[mm ²]	Messfläche
B	[-]	Bestimmtheitsmaß
C_G	[-]	Quadratische Summe der Geers-Kriterien M_G und P_G
Cov_{xy}	[-]	Kovarianz der Datensätze x und y
E_1	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul des Bauteils 1
$E1$	[N]	Steifigkeit des Bauteils in Richtung 1
E_{n+1}	[-]	Ergebnis nach der n -ten Optimierungsschleife
E_{Al}	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul des Werkstoffes Aluminium
F	[N]	Kraft
F_A	[N]	Kraft im Punkt A
Gr	[-]	Grashof-Zahl
M_G	[-]	Geers-Kriterium der Amplitudenübereinstimmung
M_S	[Nm]	Anzugsmoment der Schraubenverbindung
Nu	[-]	Nußelt-Zahl
P	[-]	Punkt
P_{F1}	[-]	Projizierter Punkt auf die Fläche 1
P_G	[-]	Geers-Kriterium der Phasenübereinstimmung
Pr	[-]	Prandtlzahl
\dot{Q}_{12}	[W]	Wärmestrom zwischen Körper 1 und Körper 2
\dot{Q}_k	[W]	Konvektiv übertragene Wärmeleistung
\dot{Q}_{SP}	[W]	Wärmetransport durch den Schweißpunkt
\dot{Q}_{ThK}	[W]	Wärmetransport über den thermischen Kontakt
R	[Ω]	Elektrischer Widerstand
R	[mm]	Radius
$R1$	[-]	Bewertungsgröße der globalen Formabweichung (Response)
Re	[N/mm ²]	Streckgrenze des Werkstoffes
$Rp_{0,2}$	[N/mm ²]	Ersatzstreckgrenze des Werkstoffes
R_m	[N/mm ²]	Zugfestigkeit des Werkstoffes
R_M	[-]	Zielgröße des Versuchsplanes in der Bauteilmitte (Response)
$R_{Mess,1}$	[Ω]	Elektrischer Widerstand des messenden Dehnungsmessstreifens 1
$R_{Komp,4}$	[Ω]	Elektrischer Widerstand des Kompensations-DMS 4

R_{oI}	[<i>mm</i>]	Radiale Einflusszone (Radius of Influence)
R_S	[-]	Zielgröße des Versuchsplanes im Bauteilrandbereich (Response)
R_S	[<i>mm</i>]	Suchradius
$T_{f,\infty}$	[<i>K</i>]	Temperatur des Fluids in Kelvin
T_W	[<i>K</i>]	Temperatur der Wand in Kelvin
U_{Mess}	[<i>V</i>]	Gemessene Brückenspannung
U_V	[<i>V</i>]	Brückenversorgungsspannung der DMS-Messbrücke
V_{mess}	[<i>m</i> ³]	Messvolumen
Var_x	[-]	Varianz eines Datensatzes x
α	[1/ <i>K</i>]	Mittlerer thermischer Wärmeausdehnungskoeffizient
α_{Al}	[1/ <i>K</i>]	Wärmeausdehnungskoeffizient des Werkstoffes Aluminium
α_{konv}	[<i>W/m</i> ² <i>K</i>]	Konvektiver Wärmeübertragungskoeffizient
δ_M	[<i>mm</i>]	Gemessene Amplitude in der Bauteilmitte
δ_R	[<i>mm</i>]	Gemessene Amplitude im Bauteilrandbereich
ε_1	[-]	Emissionszahl des Körpers 1
ε_M	[-]	Gemessene Dehnung mittels DMS-Messbrücke
ε_{plast}	[-]	Plastische Dehnung des Werkstoffes
ε_{therm}	[-]	Thermisch induzierte Dehnung, Wärmeausdehnung
$\varepsilon_{th,1}$	[-]	Wärmeausdehnung des Bauteils 1
$\varepsilon_{T/A}$	[-]	Thermisches Ausgangssignal der DMS-Messbrücke
$\tilde{\varepsilon}$	[-]	Teilkorrigierte Dehnung der DMS-Messbrücke
$\dot{\varepsilon}$	[1/ <i>s</i>]	Dehnrage
ϑ	[° <i>C</i>]	Temperatur in Grad Celsius
ϑ_0	[° <i>C</i>]	Starttemperatur zum Startzeitpunkt t_0
ϑ_1	[° <i>C</i>]	Temperatur des Bauteils 1
ϑ_{am}	[° <i>C</i>]	Umgebungstemperatur (Ambiente)
ϑ_{End}	[° <i>C</i>]	Temperatur zu Prozessende
ϑ_{max}	[° <i>C</i>]	Maximale Temperatur
ϑ_{pr}	[° <i>C</i>]	Prüftemperatur
ϑ_{ref}	[° <i>C</i>]	Referenztemperatur
λ_V	[-]	Verstärkungsfaktor des Messverstärkers
λ	[<i>mm</i>]	Wellenlänge einer Amplitude
λ_{Al}	[<i>W/mK</i>]	Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffes Aluminium
λ_{fl}	[<i>W/mK</i>]	Wärmeleitfähigkeit des Fluids

ρ	[kg/m^3]	Dichte
φ_3	[-]	Formänderung in Blechdickenrichtung
Δb	[m]	Fügeabstand der Verbindungselemente
$\Delta k\%$	[$\%$]	k-Faktor-Abweichung der Versuchstemperatur zur Referenztemperatur laut DMS-Herstellerangaben
Δl	[m]	Längenänderung
Δl_{max}	[m]	Maximale Längenänderung
Δt_{mess}	[s]	Messintervall
Δu	[m]	Relative Abweichung einer gemessenen Verschiebung
Δu_{max}	[m]	Maximale relative Abweichung einer gemessenen Verschiebung
Δu_M	[m]	Relative Abweichung in der Bauteilmitte
Δu_R	[m]	Relative Abweichung im Bauteilrandbereich
Δw	[m]	Differenz der Formabweichung senkrecht zur Bezugsfläche
ΔT	[K]	Zeitliche Temperaturdifferenz
ΔT_{zul}	[K]	Zulässige Temperaturschwankung
$\Delta \bar{T}_{TE}$	[K]	Mittlere Abweichung des Thermoelementes
$\Delta \alpha_{Al}$	[$1/K$]	Schwankungsbreite des Wärmeausdehnungskoeffizienten
$\Delta \delta$	[m]	Relative Amplitudenänderung
$\Delta \vartheta_{HP}$	[$^{\circ}C$]	Zeitliche Temperaturänderung während der Haltephase
$\Delta \vartheta_{mess}$	[$^{\circ}C$]	Temperaturmessungenauigkeit
$\Delta \vartheta_{\perp}$	[$^{\circ}C$]	Relative Änderung des senkrechten Temperaturverlaufes
∂t	[-]	Partielle Ableitung nach der Zeit
∂T	[-]	Partielle Ableitung nach der Temperatur

Kurzzusammenfassung

Neue Karosserieleichtbaukonzepte stellen nicht nur neue Herausforderungen an die beanspruchungsgerechte Materialauswahl und die Auslegung der Füge Technologien, sondern auch an den Fertigungsprozess selbst und dessen Absicherung. Im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit werden die prozessbedingten Produktveränderungen von Mischbaukarosserien aufgrund des Wärmeausdehnungsverhaltens im Lacktrochnungsprozess untersucht. Da vor allem Mischbaukarosseriekonzepte während der Lacktrochnung aufgrund der relativ hohen Objekttemperaturen von bis zu 200 °C und der unterschiedlichen materialspezifischen Wärmeausdehnungen ($\Delta\alpha$ -Problematik) der einzelnen Bauteile zu irreversiblen Produktveränderungen führen können, spielt die frühe Produkt- und Prozessabsicherung zur Vermeidung von zeit- und kostenintensiven Änderungsschleifen im Anlaufprozess eine wichtige Rolle [Hof13].

Zur Untersuchung von thermomechanischen Bauteildeformationen im Lacktrochnungsprozess wurden in dieser Arbeit spezifische Baugruppen aufgrund der jeweiligen Untersuchungsschwerpunkte gewählt. Am Beispiel der Materialmischbaugruppe „Hutprofil“ wurde anhand von experimentellen Untersuchungen mit Hilfe der entwickelten in-situ Deformations- und Dehnungsmessungen die Übereinstimmung von Berechnung und Experiment nachgewiesen. Hierbei zeigten die untersuchten Fügeverbindungen aufgrund der unterschiedlichen Steifigkeiten der Fügeelemente einen besonders großen Einfluss auf das thermomechanische Deformationsverhalten der Baugruppe im Ofen. In weiteren Untersuchungen wurde der Einfluss vorgelagerter Fertigungsschritte auf das Deformationsverhalten einer Baugruppe im Lacktrochnungsprozess ermittelt. Dabei wurden die Baugruppen gezielt in der Klebstoffmenge und durch definiert verspannte Innengruppen variiert. Die Experimente zeigten dabei, dass die geänderten Spannungszustände der Baugruppen einen weitaus größeren Einfluss auf das Deformationsverhalten im Ofen als die Variationen der Klebstoffmenge hatten. Hierzu wurden Lösungsansätze vorgestellt, die mit Hilfe einer Prozesskettensimulation oder durch die Integration von digitalrekonstruierten Bauteildaten in die Berechnung die geänderten Bauteileigenschaften berücksichtigen. Abschließend wurde eine durchgängige phasenspezifische Analysemethodik zur Untersuchung von Automobilkarosserien im Lacktrochnungsprozess entwickelt. Dabei wurden für die frühe Produktentstehungsphase abgesicherte Berechnungsmethoden auf CAD-Basis und eine Methode durch die Integration realer Produkt- und Prozessdaten in die Simulation für eine anlaufbegleitende Reifegradsteigerung erarbeitet. Mit Hilfe der vorgestellten Analysemethodik können nun thermomechanische Bauteildeformationen von Karosserien im Lacktrochnungsprozess frühzeitig erkannt und somit zeit- und kostenintensive Versuche an prototypischen Realfahrzeugen reduziert werden.

Abstract

Novel car body concepts not only pose new challenges on the stress-related material choices and designs of joining techniques, but also on manufacturing processes and their validation. This thesis investigates thermo-mechanical product changes of multi-material car bodies due to the thermal expansion behaviour in paint-dryer processes. Multi-material car body concepts are particularly prone to irreversible product changes because of their heterogeneous heat-up behavior as well as their differential thermal expansion ($\Delta\alpha$ problem) at high process temperatures up to 200 °C. Therefore, the product and process validation plays an important role to prevent time and cost consuming optimization loops in the early product development process [Hof13].

In this thesis, the investigation of thermo-mechanical part deformations in the paint-drying process is based on different assemblies according to the respective key issues. First, the accordance of numerical calculations and experiments was verified by in-situ deformation and strain measurements on the multi-material assembly “Hutprofil”. The analysed joining techniques pointed out that the joining stiffness and flexibility has an important impact on thermo-mechanical deformations of assemblies in the drying process. Further investigations quantified the influence of subsequence processes on thermo-mechanical deformations. In this context, the amount of adhesives and pre-stressed assemblies was varied in the experimental studies. Performed experiments indicated that the pre-stressed assemblies disclosed a much higher impact on the part deformations in the drying process than the amount of adhesives. Therefore, an approach has been presented that takes the changed part characteristics by process chain simulations or by integration of digital reconstructed parts geometry into account. Finally, an integrated period-specific validation method to investigate automotive car bodies in the paint-drying processes has been developed. According to the product development process, a verified calculation method for the early product period based on computer aided design data has been created. The integration of real product and process data such as digital reconstructed parts into the numerical calculation method will strongly reduce time and cost consuming optimization loops in the manufacturing process of real car body prototypes.

With the aid of the analytical methodology presented, thermo-mechanical part deformations of automotive car bodies in the paint-dryer process can be recognized at an early stage and thus time- and cost-intensive experiments on real prototypes can be reduced.

1 Einleitung

Die kontinuierliche Einführung von Produktinnovationen der Automobilhersteller, die steigende Vielzahl von Derivaten sowie deren stets wachsende Portfolio stellen immer wieder neue Herausforderungen an den Produktentwicklungsprozess von Automobilkarosserien. Unter diesen Rahmenbedingungen steigt auch der Bedarf neuer Produkt- und Prozesstechnologien sowie Innovationen zur Effizienzsteigerung in der Fahrzeugherstellung bei gleichzeitiger Gewährleistung des Qualitätsstandards von Premiumfahrzeugen. Virtuelle Methoden stellen dabei nach [Bay02] ein hohes Potential zur Steigerung des Produktreifegrades im frühen Entwicklungsprozess einer Fahrzeugkarosserie dar. Neben dem Einsatz in der Produktentwicklung von Fahrzeugen werden virtuelle Methoden nach [Bra13] auch erfolgreich in der Fabrikplanung im Rahmen der Digitalen Fabrik sowie Fertigungstechnologieentwicklung eingesetzt. Hierzu zählen auch rechnergestützte Simulationsmethoden, die sowohl für den Nachweis der Herstellbarkeit als auch zur Auslegung von Fertigungsprozessen und entsprechender Produktionsanlagen eingesetzt werden.

Die Weiterentwicklungen der Produktion von morgen im Rahmen der Industrie 4.0 erfordern neben der konsequenten Vernetzung der Fabrik auch neue Methoden und Algorithmen zur Beschreibung und Steuerung der Fertigungsprozesse im Automobilbau. Die Rolle der Prozesssimulationen gewinnt somit in der Auslegung von Fertigungsprozessen sowie in der Prognose der erzielbaren Produkteigenschaften in Abhängigkeit von vorherrschenden Fertigungsbedingungen zunehmend an Bedeutung. Nach [End12] bietet der Einsatz rechnergestützter Prozesssimulationen hierbei ein großes Potential in der Produkt- und Prozessabsicherung zur frühen Fehlererkennung im Produktentstehungsprozess von Fahrzeugkarosserien. Mit Hilfe der numerischen Prozesssimulation können bereits in der frühen Entwicklungsphase konzeptionelle Problemstellungen erkannt, Maßnahmen bewertet und zielführende Lösungsansätze unmittelbar umgesetzt werden. Der Einsatz von Prozesssimulationen entlang der Fertigungskette von Fahrzeugkarosserien, wie beispielsweise im Presswerk, Karosseriebau, Lackiererei und Montage, leistet somit einen wesentlichen Beitrag in der Realisierung effizienter Anläufe eines neuen Automobils [Lie12].

Im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit werden die prozessbedingten Produktveränderungen von Mischbaukarosserien aufgrund des Wärmeausdehnungsverhaltens im Lacktrocknungsprozess untersucht. Da vor allem Mischbaukarosseriekonzepte während der Lacktrocknung aufgrund der relativ hohen Objekttemperaturen von bis zu 200 °C und der unterschiedlichen materialspezifischen Wärmeausdehnungen ($\Delta\alpha$ -Problematik) der einzelnen Bauteile zu irreversiblen Produktveränderungen führen können, spielt die frühe Produkt- und Prozessabsicherung zur Vermeidung von zeit- und kostenintensiven Änderungsschleifen im Anlaufprozess eine wichtige Rolle [Hof13].

Bereits in der frühen Produktentstehungsphase kann mit Hilfe der Finiten Elemente Methode (FEM) das Verhalten der Automobilkarosserien im Lacktrocknungsprozess berechnet und im Sinne einer aktiven Konzeptbeeinflussung Produktveränderungen erkannt und abgestellt werden. Der Einsatz der FEM erfordert hierfür eine quantifizierbare Prognosegüte und effiziente Berechnungsmethoden mit kurzen Berechnungszeiten zur Durchführung von Variantenberechnungen in der Plausibilisierung von Lösungsvorschlägen. Die Prognosegüte der Prozesssimulation entscheidet damit über die Belastbarkeit der Berechnungsergebnisse in der Entscheidungsfindung und muss daher anhand von umfangreichen experimentellen Untersuchungen im Vorfeld validiert werden. Denn nur die genaue Kenntnis der phänomenologischen Effekte während des Lacktrocknungsprozess sowie deren Wechselwirkungen aus vorgelagerten Fertigungsschritten bilden die Basis einer quantifizierbaren Prognosegüte und zeigen die bisherigen Anwendungsgrenzen und Handlungsfelder der aktuellen Berechnungsmethode auf. Daher drängen sich folgende Fragen auf:

- Werden derzeit alle relevanten Einflussgrößen auf das thermomechanische Bauteilverhalten in der numerischen Prozesssimulation beachtet?
- Müssen vorgelagerte Fertigungsschritte zur Bewertung von Bauteildeformationen im Lacktrocknungsprozess berücksichtigt werden?
- Ist die simulationsgestützte Analyseverfahren auf komplexe Karosseriemodelle übertragbar und kann die Methode effizient im Produktentstehungsprozess durchgängig eingesetzt werden?

Entsprechend dieser Fragestellungen wurden in der vorliegenden Arbeit systematische simulative und experimentelle Untersuchungen an unterschiedlichen Baugruppen in Anlehnung an Automobilkarosseriestrukturen durchgeführt. Anhand von prinzipiellen Untersuchungen an einer Multimaterialbaugruppe wurden die produkt- und prozessbedingten Einflussgrößen auf das thermomechanische Deformationsverhalten mittels einer simulativen Sensitivitätsstudie detektiert und anhand von experimentellen Versuchen verifiziert. Der Einfluss von vorgelagerten Fertigungsschritten auf die bleibenden Formabweichungen nach der Wärmebehandlung im Trocknungsprozess wurde zunächst an einer speziell entwickelten Baugruppe mit variierenden Fertigungsparametern experimentell ermittelt, in eine ausgewählte numerische Berechnungsmethode implementiert und anschließend validiert. Auf Basis der durchgeführten Bauteilversuche wurde in dieser Arbeit Anwendungsgrenzen der numerischen Berechnungsmethode abgeleitet und folglich eine durchgängige Analyseverfahren entwickelt, die sowohl effiziente Untersuchungen des thermomechanischen Verformungsverhaltens von Fahrzeugkarosserien im Lacktrocknungsprozess im frühen Entwicklungsprozess ermöglicht als

auch in der Problemanalyse und Reifegradsteigerung zur Vermeidung von zeitaufwändigen und kostenintensiven Versuchen in der Anlaufphase neuer Karosseriekonzepte eingesetzt werden kann.

Mit Hilfe dieser neu entwickelten Absicherungsmethodik sollen zukünftig bereits in der frühen Produktentwicklungsphase thermomechanische Bauteildeformationen von Mischbaukarosserien im Lacktrocknungsprozess erkannt werden. Durch verifizierte numerische Berechnungsmethoden können nun zielorientierte Lösungsmaßnahmen virtuelle erprobt und bereits in der Konzeptphase einer neuen Fahrzeugkarosserie konstruktiv umgesetzt werden. Auf dieser Grundlage können physische Absicherungsaktivitäten bereits in der virtuellen Phase durchgeführt und somit zeit- und kostenintensive Versuche an prototypischen Realfahrzeugen reduziert werden.

2 Grundlagen und Stand der Technik

Prozessbedingte Produktveränderungen von Automobilkarosserien während der Lacktrocknung sind das Resultat aus produkt- und prozessbedingten Einflussgrößen wie zum Beispiel heterogene Temperaturfelder oder temperaturabhängigen Materialeigenschaften. Daher werden in diesem Kapitel die Grundlagen und phänomenologischen Effekte von thermomechanischen Bauteil-deformationen im Lacktrocknungsprozess entsprechend des aktuellen Standes der Technik anhand folgender Themenfelder vorgestellt und erläutert:

- Zeitliche Einordnung (Phase) der Arbeit im Produktentstehungsprozess sowie Eingrenzung der Untersuchungsumfänge im Fertigungsprozess
- Charakterisierung der Fahrzeugkarosserie und Beschreibung der Qualitätsanforderungen
- Charakterisierung und Einordnung thermomechanischer Deformationsmechanismen
- Phänomenologie der dimensionellen Produktveränderungen im Lacktrocknungsprozess
- Möglichkeiten der heutigen virtuellen und physischen Absicherung von Fahrzeugkarosserien

Ferner werden im Rahmen dieser Arbeit vorhandene und verwendete Simulations- und Messmethoden entsprechend des Standes der Technik vorgestellt.

2.1 Produktentwicklung und Fertigung von Automobilkarosserien

Die im Zuge dieser Arbeit beschriebene Produkt- und Prozessabsicherung in der Prototypen- und Vorserienphase des Produktentstehungsprozesses verfolgt das Ziel einer frühen Absicherung der Serienbaubarkeit unter Berücksichtigung des Produkts (Automobilkarosserie), des Prozesses (Fertigungsprozess) und der Ressourcen (Mitarbeiter, Betriebsmittel, Anlagentechnik). Da im Rahmen dieser Arbeit die Absicherungen der fertigungstechnischen Machbarkeit von Leichtbaukarosserien im Lacktrocknungsprozess im Fokus stehen, werden in den folgenden Abschnitten die Automobilkarosserie (Produkt), der Fertigungsprozess (Prozess) sowie die notwendigen Betriebsmittel, Medien, Halbzeuge und die Arbeitskraft des Menschen (Ressourcen) detailliert beschrieben. Neben der Baubarkeitsabsicherung der Automobilkarosserie steht auch das Erreichen der gesetzten Qualitätsziele. Daher werden auch die notwendigen Qualitätsanforderungen an eine Automobilkarosserie von heute näher erläutert.

2.1.1 Fertigungsbedingte $\Delta\alpha$ -Problematik von Karosserien in Mischbauweise

Im Kontext der Produkt- und Prozessabsicherung stellt in dieser Arbeit die Automobilkarosserie „das Produkt“ und die Lacktrocknung „den Prozess“ dar. Das Phänomen der Produktveränderungen im Lacktrocknungssofen hinsichtlich bleibender Formabweichungen ist auf das thermische

Ausdehnungsverhalten der Karosseriewerkstoffe im Trocknungs-Ofen zurückzuführen. Da die freie Wärmeausdehnungen der einzelnen Karosseriebauteile mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten α aufgrund der zahlreichen Fügeverbindungen in der Karosserie behindert werden. Diese Ursache wird als $\Delta\alpha$ -Problematik bezeichnet und im Folgenden näher beschrieben.

Eine steigende Erwärmung von Festkörpern bewirkt aufgrund der zunehmenden Amplitude schwingender Moleküle und damit einhergehender Volumenzunahme eine Änderung der geometrischen Abmessungen [Dem06, Mül09]. Dieses materialspezifische Verhalten wird mit dem mittleren thermischen Wärmeausdehnungskoeffizienten α beschrieben:

$$\alpha = \frac{\Delta l}{l_0 \cdot \Delta T} \quad (2.1)$$

Der mittlere thermische Ausdehnungskoeffizient α ergibt sich dabei aus dem Verhältnis der Längenänderung Δl eines Körpers zu seiner Ausgangslänge l_0 und der zeitlichen Temperaturdifferenz ΔT . Da die Dehnung ε eines Werkstoffes durch das Verhältnis der Längenänderung Δl zur Ausgangslänge l_0 definiert ist, folgt für die thermisch induzierte Dehnung:

$$\varepsilon_{therm} = \alpha \cdot \Delta T \quad (2.2)$$

Am Beispiel einer Doppelblechverbindung (beispielsweise einer hybriden Niet- und Klebeverbindung) in Abb. 2.1 ist die $\Delta\alpha$ -Problematik auf Basis zweier Blechstreifen mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten α_1 und α_2 mit $\alpha_1 \gg \alpha_2$ schematisch dargestellt.

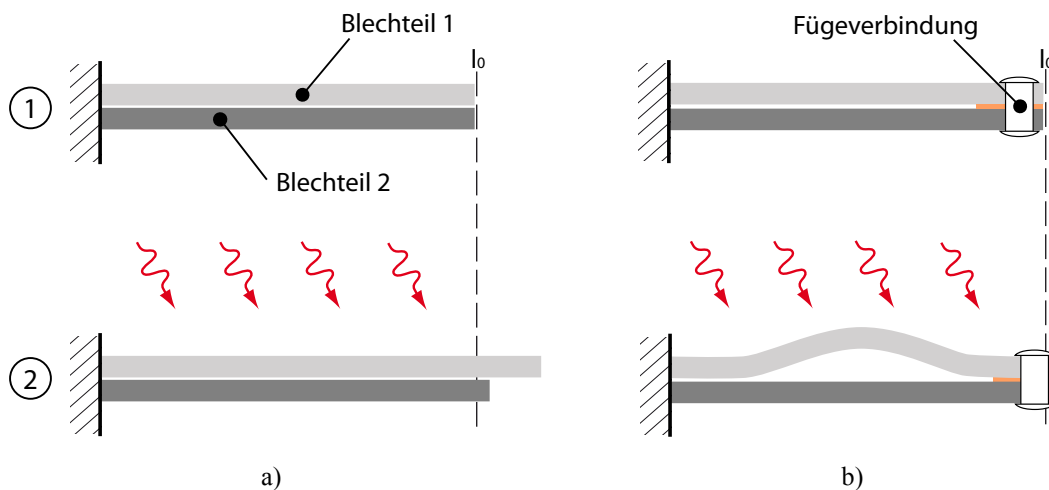


Abb. 2.1: Prinzipdarstellung der $\Delta\alpha$ -Problematik auf Basis zweier Blechstreifen mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten bei erhöhter Temperatur
 a) Freie Wärmeausdehnung zweier Bleche (ungefügt)
 b) Deformation der gefügten Blechstreifen aufgrund der behinderten Wärmeausdehnung

Position (1) stellt hierbei die Blechstreifen in der Ausgangslage l_0 im nicht gefügten (a) und im gefügten Zustand (b) vor dem Ofenprozess dar. In Position (2) sind die resultierenden thermischen Längenänderungen der Blechstreifen nach Erwärmung schematisch dargestellt. Dabei können sich die nicht gefügten Blechstreifen ungehindert ausdehnen, wohingegen das Blechteil 1 der gefügten Blechstreifen in der freien Wärmeausdehnung behindert wird. In Abhängigkeit von der auftretenden thermischen Beanspruchung können bleibende Formabweichungen die Folge sein.

Bezogen auf eine Automobilkarosserie sind neben den unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten α der Karosseriewerkstoffe weitere produkt- und prozessspezifische Einflussgrößen entsprechend Abb. 2.2 im Lacktrocknungsprozess zu berücksichtigen.

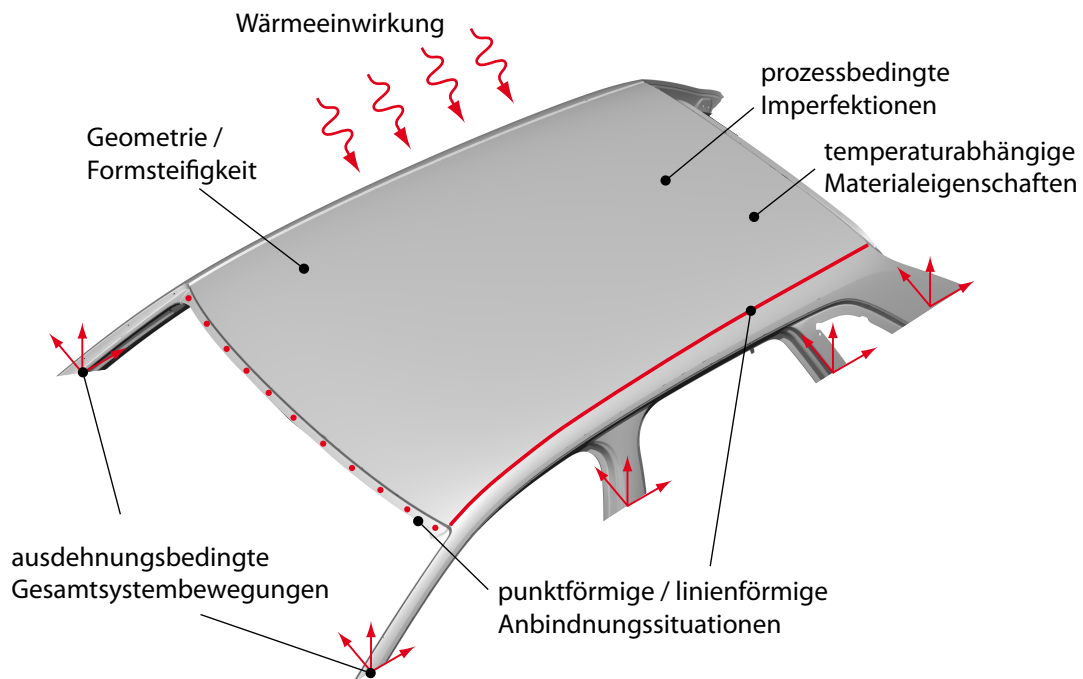


Abb. 2.2: Darstellung der Produkt- und Prozesseinflussgrößen am Beispiel eines Karosseriedaches im Gesamtfahrzeug im Lacktrocknungsprozess (Positionen und Anzahl der Verbindungspunkte entsprechen nicht dem realen Fügekonzept)

Ein Karosseriebauteil ist somit immer unmittelbar im Gesamtsystem der Karosserie aufgrund der Wechselwirkungen zu den angrenzenden Bauteilen, der Gesamtfahrzeugbewegung und unterschiedliche Lasteinleitungszonen in Abhängigkeit von der Anbindungstechnik sowie des heterogenen Temperaturfeldes und den bereits bestehenden Formabweichungen aus vorgelagerten Prozessschritten zu beurteilen.

In den folgenden Abschnitten wird die Karosserie als zentrales Untersuchungsobjekt sowie der Fertigungsprozess zur Karosserieherstellung näher beschrieben. Zudem werden die Bauteil deformationen charakterisiert und Qualitätsmerkmale der Karosserie zur Bewertung von auftretenden

Formabweichungen erläutert. Abschließend werden die einzelnen produkt- und prozessspezifischen Einflussgrößen und Effekte phänomenologisch beschrieben.

2.1.2 Fertigungsprozess einer Automobilkarosserie

Der Fertigungsprozess in der Automobilproduktion kann grundsätzlich in die vier gewerkespezifischen Prozesse Presswerk, Karosseriebau, Lackiererei und Montage gegliedert werden [Bra13].

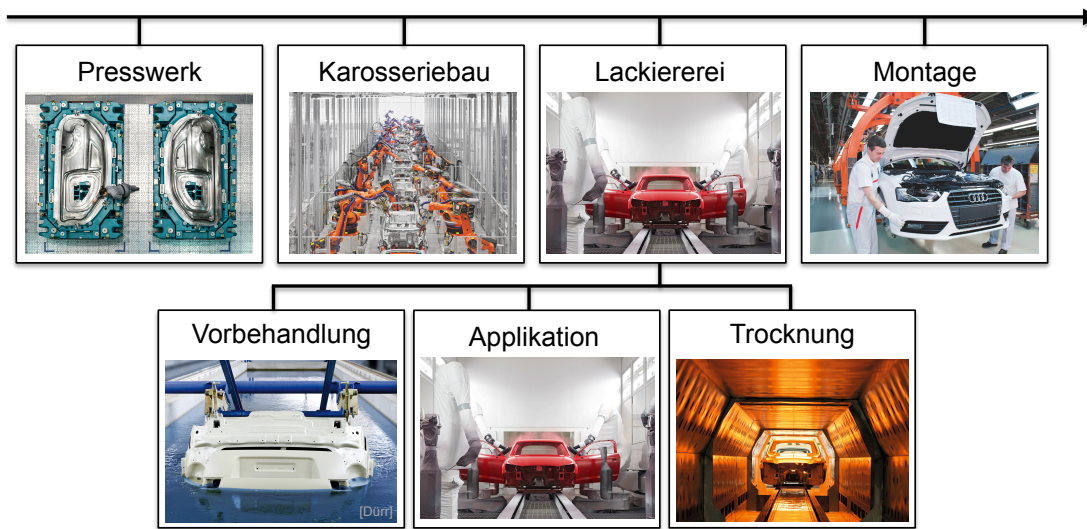


Abb. 2.3: Fertigungsprozesskette eines Automobils in der Darstellung der fertigenden Gewerke

Der Fertigungsabschnitt in der Lackiererei in Abb. 2.3 wird darüberhinaus in die Fertigungsschritte Vorbehandlung, Korrosionsschutz, Lackierung und Hohlraumkonservierung (siehe Abb. 2.5) unterteilt. Dennoch lassen sich in der Lackiererei die einzelnen Fertigungsprozessschritte in die Gruppen Vorbehandlung, Applikation (Grundierung, PVC, Lack) und die Wärmebehandlungsschritte in Form von Takt- und Durchlaufrocknern einordnen.

Presswerk

Im Presswerk werden in Einzelteile der Automobilkarosserie durch Tief- und Streckziehen hergestellt. Die Außenhautbeplankungen und Strukturteile werden dabei in Chargen in Fertigungsstufen auf verschiedenen Pressenstraßen gefertigt. Karosserieaußenhautbeplankungen werden dabei vorwiegend mittels Karosserieziehen (kombiniertes Tief- und Steckziehen) hergestellt [Vla09, Bra13]. Dem Fertigungsschritt Karosserieziehen folgen anschließend mehrere Operationen zum Beschnitt, Abkanten und Nachformen von Bauteilbereichen. Für eine detaillierte Beschreibung zur Herstellung von Einzelteilen aus Feiblechen wird auf [Lan02, Sch96, Bei97, Vla09, Lie12] verwiesen.

Karosseriebau

Der Aufbau einer Automobilkarosserie in Schalen- oder Spaceframebauweise beginnt mit dem Fügen der Bodengruppen zum gesamten Unterbau der Karosserie (siehe Abb. 2.4). Der Unterbau stellt nach [Wal06, Bra13], durch die Verwendung von Gleichteilen und gemeinsamen Fügefolgen, die Plattform der Fahrzeugderivate innerhalb eines Fahrzeugsegments und auch markenübergreifenden Produkten (wie beispielsweise Audi Q7, VW Tuareg, Porsche Cayenne, Lamborghini Urus) auf einer gemeinsamen Fertigungslinie dar.

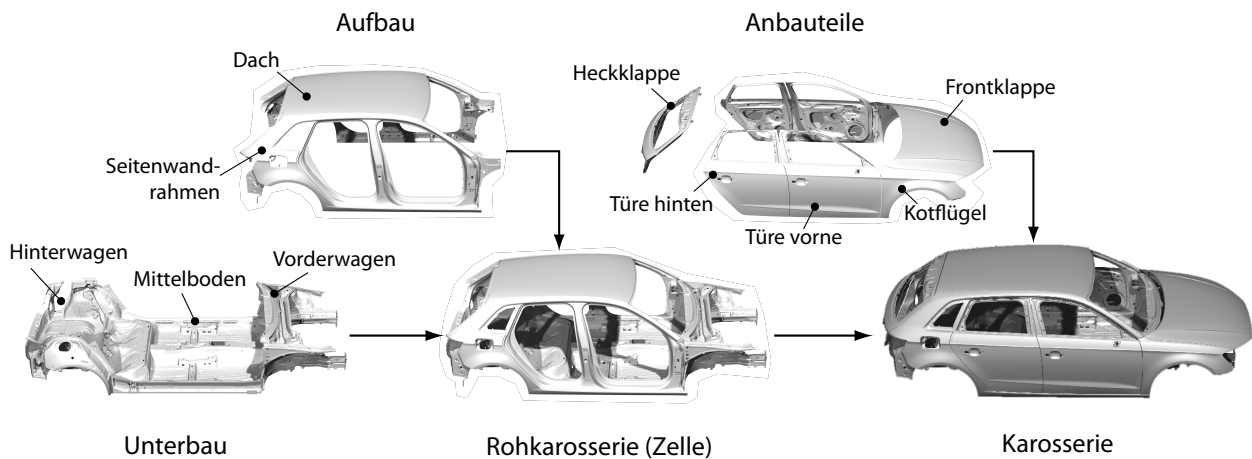


Abb. 2.4: Aufbaufolge einer Automobilkarosserie im Karosseriebau

Die Plattform einer oder mehrerer Fahrzeugbaureihen wird durch den Aufbau (sicherheitsrelevante Baugruppen (Säulen) und Außenhautbeplankungen wie Seitenwandrahmen und Dachvarianten wie Voll-, Schiebeaufstell- und Panoramadach) in den folgenden Fertigungsstufen zur fertigen Rohkarosserie komplettiert.

Die Rohkarosserie bildet schlussendlich durch den Anbau von Türen, Front- und Heckklappe die fertige Karosserie. Die zahlreichen mechanischen, thermischen und adhäsiven Füge-technologien im Karosseriebau zur Fertigung der einzelnen Zusammenbauten und Schweißuntergruppen werden detailliert in Kapitel 2.3.3 erläutert.

Nach [Tie09] werden an heutige Karosserieanbauteile wie zum Beispiel Türen und Klappen die elementaren Anforderungen „leicht“ und „stabil“ gestellt. Hierbei müssen Karosserien nach [Gra06] Randbedingungen hinsichtlich der Fertigungstechnik, Raumausnutzung, Aerodynamik und Unfallsicherheit erfüllen. Weitergehende Grundlagen bezüglich der Karosseriestrukturen- und Eigenschaftsanforderungen werden in [Gra06, Wal06, Bra13, Ull13] ausführlich beschrieben.

Lackiererei

Die Prozesskette der Automobillackierung beginnt entsprechend Abb. 2.5 mit der Vorbehandlung der Karosserie zur Beseitigung von Oberflächenverunreinigungen durch Trockenschmierstoffe oder Öle aus den vorgelagerten Fertigungsschritten Presswerk und Karosseriebau.

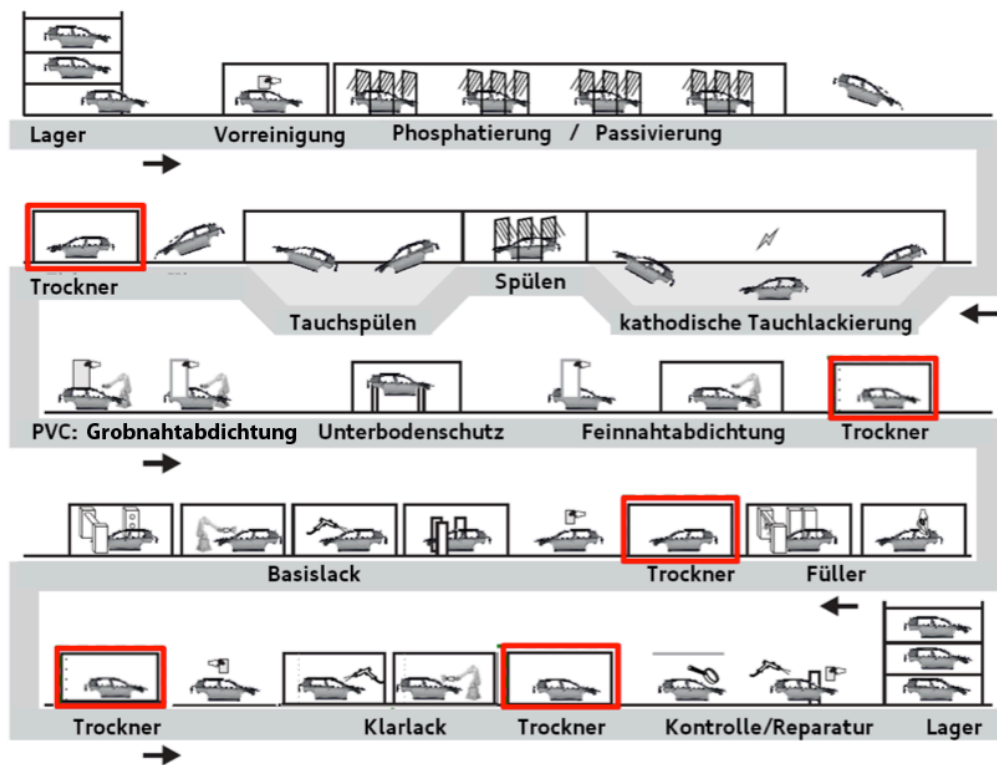


Abb. 2.5: Schematische Darstellung der Fertigungsprozesskette des Gewerkes Lack [Gol02]

Ferner werden in der Vorbehandlung das Anhaftverhalten folgender Oberflächenschichten durch Passivierung und Phosphatieren verbessert [Gol02, Bra13]. Durch den Einsatz unterschiedlicher Werkstoffe in der Fahrzeugkarosserie resultieren unterschiedliche Vorbehandlungsprozessketten für aluminium- oder stahldominierende Karosseriekonzepte hinsichtlich der Oberflächenvorbereitung (Phosphatierung und Passivierung) [Geh01]. Nach der Vorbehandlung folgt die Grundierung der Karosserie durch die kathodische Tauchlackierung (KTL). Diese dient primär dem Korrosionsschutz und wird nach [Gol02] in einem Tauchbad unter Gleichspannung aufgetragen, um eine vollständige Beschichtung von ca. $s = 20 \mu\text{m}$ zu erzielen.

Nach [Rol11, Bra13] finden derzeit in der industriellen Fertigung mehrere Fördertechniken zur Beschichtung der Karosserien im KTL-Bad Anwendung. Hierbei wird zwischen Pendel- und Hängefördersystemen unterschieden [Dür13, Eis13]. Bei konventionellen Hängefördersystemen wird die Karosserie entlang einer Bahnkurve (siehe Tauchlackierung in Abb. 2.5) durch das Bad bewegt.

Bei Pendelfördersystemen wird die Karosserie um die Querachse herum (y -Achse des Fahrzeuges) durch das KTL-Bad rotiert [Dür13].

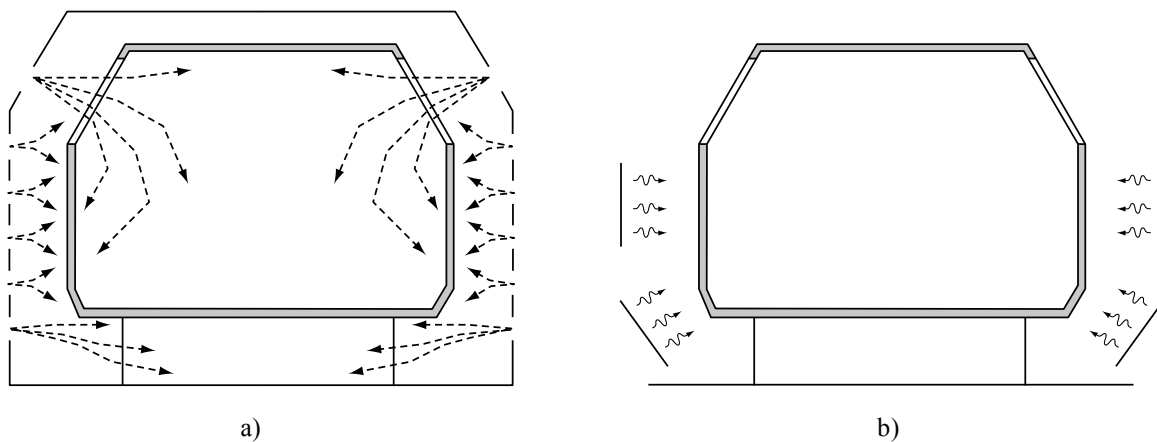


Abb. 2.6: Prinzipien der Karosserieerwärmung im Lacktrocknungsprozess nach [Wil10]

- a) Erwärmung durch Umluft sowie zugeführter Luft mittels Heißluftdüsen
- b) Erwärmung durch Infrarot-Strahler (IR-Strahler)

Die Trocknung der Korrosionsschutzschicht erfolgt in einem Durchlauftrockner. Je nach Anforderungen und Prozessspezifikationen der Oberflächenbeschichtung, der Karosseriewerkstoffe und der Prozessstoffe (Klebstoffe, Strukturschäume, Dämmmatten usw.) erfolgt die Erwärmung der Karosserie durch Umluft- oder Infrarottrockner. Dabei ist nach [Gol02] auch eine Kombination beider Trocknungssysteme möglich.

Zur Aushärtung der KTL-Schicht werden nach [Gol02, Rol11] traditionell Umluftöfen eingesetzt (siehe Abb. 2.6a). Hierbei wird die Karosserie durch Umluft und spezielle angeordnete Heißluftdüsen auf das gewünschte Temperaturniveau erwärmt.

Systembedingt werden so zuerst die äußeren und inneren Bauteiloberflächen der Karosserie konvektiv erwärmt. Die vollständige Durchwärmung abgeschotteter Karosseriebereiche erfolgt nach [Wil10, Men11, Rol11] überwiegend aufgrund von Wärmeleitungsmechanismen.

Eine weitere Möglichkeit zur Erwärmung von Karosserien stellt die Infrarotstrahlung (siehe Abb. 2.6b) dar. Hierbei werden die Außenhautbereiche durch langwellige Infrarotstrahler erhitzt. Der Einsatz der Infrarotstrahlung verstärkt jedoch die Temperaturgradienten von außen- zu innenliegenden Bauteilen [Wil10]. Nach [Rol11] ergibt sich daher die Problematik, dass die im Inneren des Fahrzeuges befindenden Prozessstoffe (Klebstoffe, Strukturschäume, Dämmmatten usw.) nicht das notwendige Temperaturniveau erreichen, während der Lack auf den Außenbereichen bereits Überbrand aufgrund zu hoher Objekttemperaturen aufweisen kann.

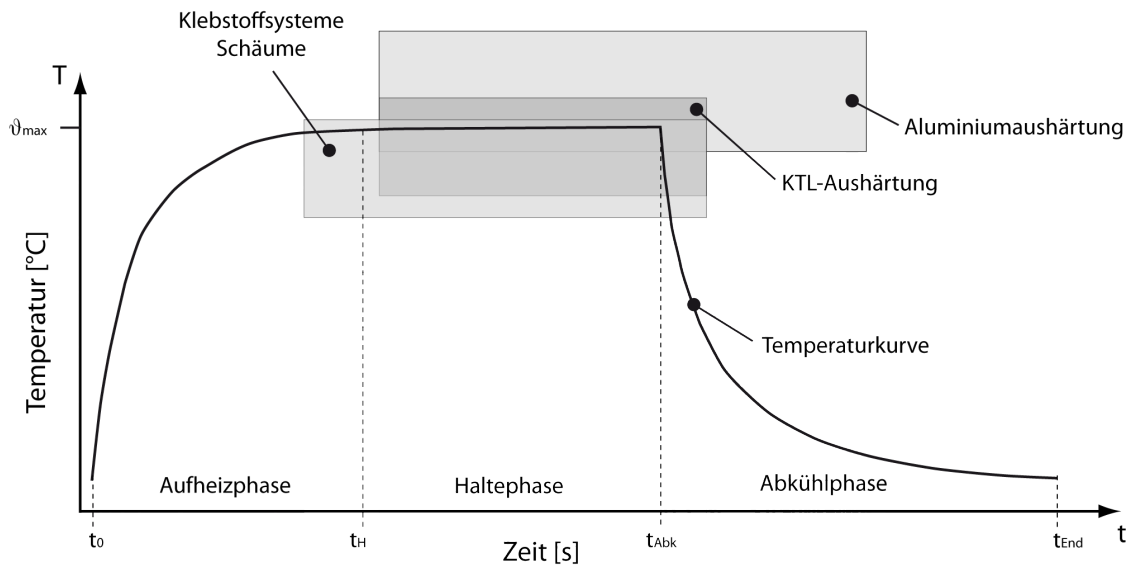


Abb. 2.7: Anforderung an die Temperturführung des KTL-Trockners zur Sicherstellung der Objekttemperaturen zur Erfüllung der geforderten Spezifikationen hinsichtlich Klebstoff-, Lack- und werkstofflicher Aushärtung von Aluminiumlegierungen nach [Gol02, Rol11]

Im KTL-Trocknungsprozess werden flüchtige Lackbestandteile abgedampft und die Lackpigmente vernetzt, wodurch der Lack ausgehärtet und eine Glättung der Lackschicht erreicht wird [Rol11]. Der KTL-Trocknungsprozess stellt mit maximalen Prozesstemperaturen von max. 200 °C die höchste Temperatur im gesamten Lackierprozess dar (siehe Abb. 2.21). Neben der Aushärtung und Abdampfung der Lackbestandteile werden Karosserieklebstoffsysteme sowie weitere Prozessstoffe wie expandierende Schäume und Dämmstoffe aktiviert [Gol02, Hab06]. Ferner werden im Zuge von Karosserieleichtbaukonzepten verstärkt aushärtbare Stahl- und Aluminiumlegierungen eingesetzt, um die Synergie aus einem guten Umformverhalten und hohen finalen Festigkeitseigenschaften des Karosserieblechwerkstoffes zu erzielen [Sch02, Lie14a]. Prinzipiell kann der KTL-Trocknungsprozess entsprechend Abb. 2.7 in drei Hauptphasen eingeteilt werden:

- Aufheizphase
- Haltephase
- Abkühlphase

Bei einer Gesamtdurchlaufzeit von ca. 40 Minuten, erfolgt die Aufheizung der Karosserie in einem Zeitraum von ca. $t = 10$ min. Dabei wird zur Gewährleistung der kurzen Aufheizphase nach [Bla09, Rol11] die Karosserie zusätzlich mit Heißluftdüsen angeblasen.

Nach Erreichen der Haltezone wird die Karosserie nicht mehr direkt angeblasen, sondern mittels Umluft auf dem Temperaturniveau gehalten. Zur Abkühlung der Karosserie werden wiederum gezielt Kaltluftdüsen eingesetzt, um die Karosserie in einem bestimmten Zeitraum auf ein gefordertes Temperaturniveau zur Weiterverarbeitung abzukühlen.

Im Anschluss an den KTL-Prozess folgt entsprechend (Abb. 2.5) die Feinnahtabdichtung zum Schutz von Verbindungsstellen sowie der Auftrag des Unterbodenschutzes mittels Polyvinylchlorid (PVC). Im darauf folgenden Fertigungsprozessschritt wird die Funktionsschicht (Füller bzw. Primer) aufgetragen. Die Füllerschicht ($s = 30 \mu\text{m}$) dient dem Ausgleich von Unebenheiten und dem verbesserten Anhaftverhalten des Decklackes [Gol02].

Die Decklackapplikation erfolgt in zwei Arbeitsgängen mittels elektrostatischer Hochrotationsglocken. Hierbei wird zuerst der farbgebende Basislack (Schichtdicke $s = 12 - 30 \mu\text{m}$) aufgetragen und schließlich durch den Klarlack (Schichtdicke $s = 40 - 50 \mu\text{m}$) zum Schutz vor äußeren Einflüssen versiegelt. Der Lackierprozess schließt mit der Hohlraumkonservierung (HRK) zur Versiegelung von Hohlräumen mit Wachs ab.

Montage

In der Montage werden die Karosserien mit den jeweiligen Modulen des Antriebsstrangs, des Fahrwerks sowie durch Exterieur- und Interieurmodulen komplettiert. Darüberhinaus erfolgt neben der Modul- und Komponentenmontagen, die Inbetriebnahme und das abschließende Audit nach Fertigstellung des Automobils. Im Hinblick auf prozessbedingte Produktveränderungen können die umfangreichen Montageumfänge aufgrund der Gewichtseinwirkungen (beispielsweise Türmodul: Scheibe, Stellmotoren, Verkleidungsteile, usw.) sowie Krafteinleitungen (beispielsweise Frontklappe: Gasdruckfeder, Schloss-/ Dichtungskräfte, usw.) zu maßlichen Veränderungen der Karosserie und von deren Anbauteilen führen. Diese montagebedingten Produktveränderungen müssen daher sowohl konstruktiv als auch in Form von geometrischen Anbauvorhaltungen im Karosseriebau berücksichtigt werden.

2.1.3 Produkt- und Prozessabsicherung der Karosserie im Produktentstehungsprozess (PEP)

Der Produktentstehungsprozess kann nach [End12, Tie09] in die Phasen der Konzept- und Serienentwicklungsphase, Prototypen-/ Vorserienphase und Serienfertigung gegliedert werden. Die im Rahmen dieser Arbeit beschriebene durchgängige Produkt- und Prozessabsicherung von Fahrzeugkarosserien stellt eine phasenübergreifende Baubarkeit neuer Fahrzeugprojekte unter der Berücksichtigung von Qualität und Kosten von der Konzeptphase bis hin zur standortübergreifenden Serienübergabe an die Serienproduktion (siehe Abb. 2.8) sicher.

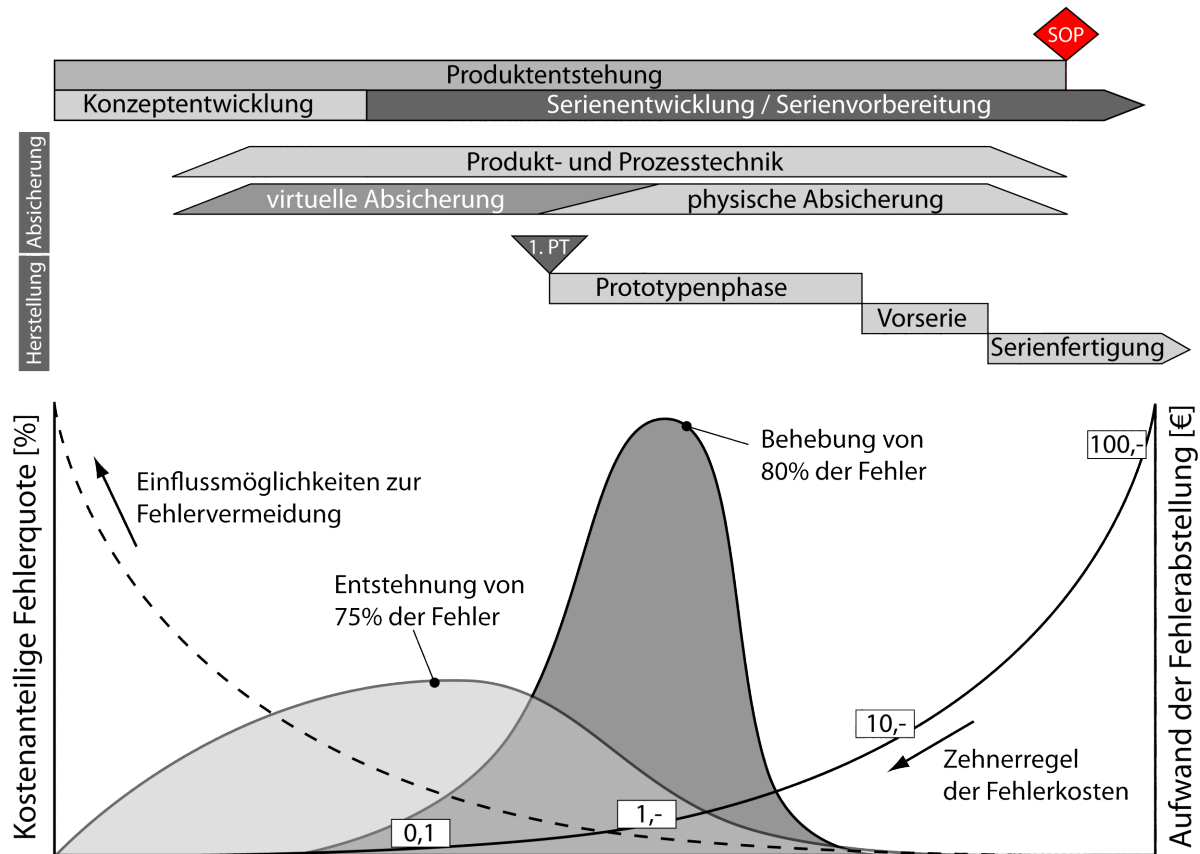


Abb. 2.8: Fehlerkostenentwicklung während des Produktentstehungsprozesses (PEP) in Anlehnung an [Tie09, End12]

Die zentrale Zielstellung der Produkt- und Prozessabsicherung in dieser Arbeit sind hierbei die

- Aktive Konzeptbeeinflussung,
- Frühzeitige virtuelle Produkt- und Prozessabsicherung für eine robuste Serienbaubarkeit,
- Physische Absicherung und Umsetzung des Fehlerabstellprozesses.

In [Boh98 Tie09, Eck12] werden die Auswirkungen verursachter bzw. unentdeckter Fehler auf die Kostenentwicklung notwendiger Produktänderungen im PEP anhand der „Zehner-Regel“ erläutert. Dementsprechend nimmt ein Fehler mit jeder späteren Phase der Fehlerbehebung in Bezug auf den Entstehungszeitpunkt in den kostenverursachenden Auswirkungen um den Faktor zehn zu. Dabei entstehen nach [Tie09] rund 75 % der Kosten aufgrund von Unzulänglichkeiten in der Planungsphase, respektive in der Konzept- und Produktentwicklungsphase, wohingegen die Fehlerentdeckung und –behebung nach [Boh98] erst zu einem späteren Zeitpunkt (Aufbau erster physischer Produkte) einsetzt. Verstärkt werden die drastisch ansteigenden finanziellen Aufwendungen durch kosten- und zeitintensiven Änderungs- und Optimierungsschleifen zur Behebung der Fehler bzw. Erfüllung der Qualitätsanforderungen.

Da konstruktive Produktänderungen und die Modifikation von Fertigungsabläufen in der frühen Produktentwicklungsphase keine überproportionalen Auswirkungen auf die Änderungskosten aufgrund des vergleichsweise geringen Änderungsaufwandes darstellen, sind nach [Tie09] frühzeitige und präventive Maßnahmen durch den Einsatz virtueller Methoden unabdingbar.

Das Ziel der Produkt- und Prozessabsicherung im Sinne einer effizienten und umfassenden Absicherung von Produkt, Prozess und Ressource stellt somit die aktive Konzeptbeeinflussung in der frühen Produktentwicklungsphase als auch die Früherkennung von Fehlereinflussmöglichkeiten („Frontloading“) zur Minimierung von Fertigungsrisiken und notwendiger Änderungsschleifen dar. Innovative virtuelle, softwaregestützte Methoden und der verstärkte Einsatz dieser Methoden im Produktentstehungsprozess für Fahrzeugkarosserien bieten nach [Bay02, Bra11] heute noch unausgeschöpfte Potentiale zur Reifegradsteigerung der Produktqualität bei gleichzeitiger Zeit- und Kostenminimierung im Automobilbau.

2.2 Qualitätsmerkmale und Charakterisierung von fertigungsbedingten Produktveränderungen

Da im Rahmen dieser Arbeit verschiedene Absicherungsmethoden von thermisch bedingten Bauteilveränderungen nach der Lacktrocknung erarbeitet werden, erfolgt im folgenden Abschnitt zunächst eine Charakterisierung der Anforderungen an eine Automobilkarosserie in Bezug auf anmutungsrelevanter Qualitätsmerkmale. Im weiteren Schritt werden die qualitätsrelevanten Bauteilveränderungen hinsichtlich ihrer Entstehung und der zugrundeliegenden phänomenologischen Effekte zur späteren Auswahl der numerischen Berechnungsmethoden klassifiziert.

2.2.1 Qualitätsmerkmale einer Automobilkarosserie

Nach [Tie09] stellt die Anmutung, das emotionale Empfinden des Kunden beim Anblick eines Fahrzeuges, ein wesentliches Qualitätskriterium im Automobilbau dar. Die wichtigsten anmutungsrelevanten Qualitätsmerkmale der Karosserie werden in [Gra02, Tie09, Eck12, End12] als

- Oberfläche und Form (Kontur),
- Bündigkeit und
- Spaltmaß

beschrieben.

Alle Oberflächen im anmutungsrelevanten Sichtbereich von Automobilfahrzeugen im Exterieur- und Interieurbereich werden nach [Gra06, Bon09, Bra13] gestrakt. Dabei werden modellierte Freiformflächen auf Basis von virtuellen und physischen Designmodellen mittels mathematischer Formu-

lierungen (Bézier, B-Spline) anhand theoretischer Kanten und Formleitlinien in technische Flächen überführt [Bon09]. In der Automobilbranche hat sich nach [Bon09, Mey12b*] die Klassifizierung der Oberflächen in „Class-A“- , „Class-B“- und „Class-C“-Flächen anhand der geometrischen und mathematischen Steifigkeiten etabliert. Die „Class-A“-Oberflächen beziehen sich hierbei auf die gestrakten Oberflächen und erfüllen nach [Bon09] die höchsten Modellierungsanforderungen. Denn Unregelmäßigkeiten und Störungen des Strakverlaufes aufgrund von Einzugsstellen, Welligkeiten oder Auswölbungen wirken sich unmittelbar durch unharmonische Lichtverläufe oder verzerrte Reflexionen von parallel projizierten Lichtbändern aus [Hön13, Rad14].

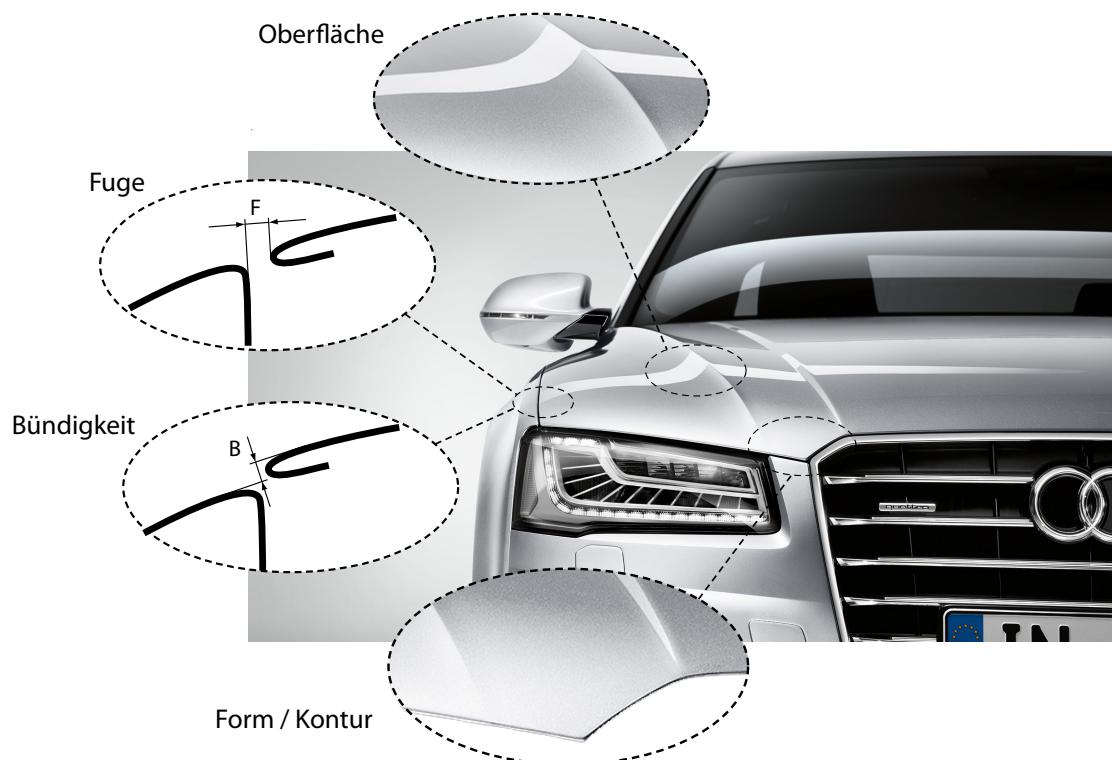


Abb. 2.9: Qualitätsmerkmale von Karosserien in Anlehnung an [Tie09, Eck12]

Bezogen auf Fahrzeuganbauteile bilden nach [Tie09] Spaltmaße und Bündigkeiten ein wichtiger Indikator für die subjektive Wahrnehmung einer hochwertigen Verarbeitungsqualität einer Automobilkarosserie. In der Definition nach [Tie09] legt die Bündigkeit („B“ in Abb. 2.9) fest, ob und wie weit zwei Bauteile zueinander versetzt sein dürfen. Als Spaltmaß wird die Breite einer Fuge („F“ in Abb. 2.9) zwischen zwei gleich oder verschiedenartigen Bauteilen bezeichnet. Nach [Boh98] werden kundenrelevante Maße und die Toleranzen zweier definierter Merkmale eines oder mehrerer Bauteile zueinander als Funktionsmaß bezeichnet. Qualitätsmerkmale sowie Funktionsmaße werden in einem fahrzeugspezifischen Fugenplan und Funktionsmaßkatalog auf der Basis konstruktiver Vorgaben im Sinne von Nennmaß- und Toleranzvorgaben definiert [Boh98, Eck12]. Prozess- und funktionsbedingte Formabweichungen von Karosserie- und Anbauteilen können dabei den Verlauf

von Spaltmaßen und deren Bündigkeit in der Karosserie negativ beeinflussen. Die Folge sind nicht parallele oder versetzte Konturverläufe zweier Bauteilpaare [Tie09].

Fahrzeugkoordinaten- und Referenzpunktesystem (RPS)

Um die realen Messergebnisse mit den Soll-Vorgaben vergleichen zu können, ist nach [Hac00] ein gemeinsames Bezugs- und Ausrichtungssystem erforderlich. Sowohl das bereits in der Automobilindustrie etablierte Fahrzeug-Koordinaten-System als auch das Referenz-Punkt-System beinhalten hierbei konkrete Vorgaben und Kriterien der Bauteilausrichtung [VW01052].

Anhand des einheitlichen Fahrzeugkoordinatensystems (Abb. 2.10) können alle diskreten Punkte am Fahrzeug in den Koordinaten x , y , z eindeutig beschrieben werden.

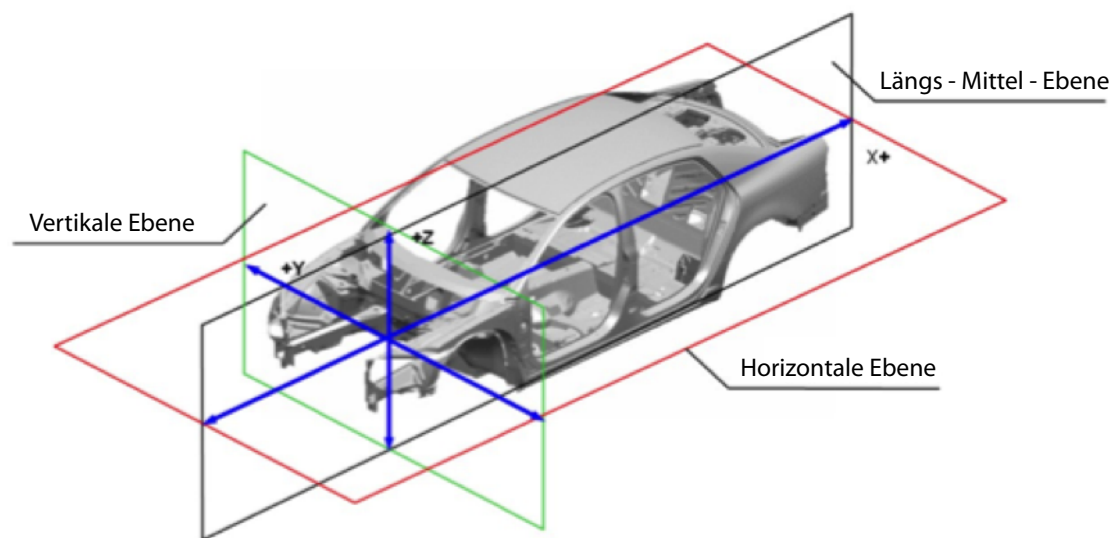
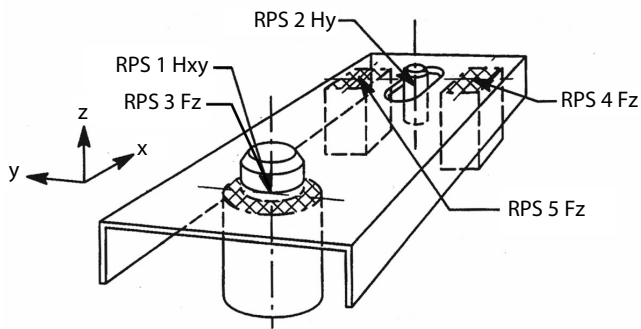


Abb. 2.10: Globales Koordinatensystem für Fahrzeuge aus [VW01052]

Das Fahrzeugkoordinatensystem dient somit der Orientierung am Fahrzeug sowie der eindeutigen Dokumentation von Abmessungen, Bewegungen und Abweichungen aufgrund der Richtungsfestlegung der Koordinaten. Der Koordinatenursprung liegt dabei in der Mitte der Fahrzeugvorderachse. Die x -Achse verläuft hierbei in Fahrzeuginnenrichtung positiv in Richtung Hinterachse, die y -Achse quer zum Fahrzeug positiv nach rechts und die z -Achse positiv senkrecht nach oben.

Das Referenzpunktesystem bietet die grundlegende Basis eines durchgängigen Maßsystems für alle relevanten Prozess- und Funktionsmaße eines Karosseriebauteils über alle Produktionsschritte hinweg. Die Methode kann nach [Hac00] von Einzelteilen über Baugruppen bis hin zu kompletten Fahrzeugen angewendet werden. Die prinzipielle Funktionsweise der RPS-Methode ist in Abb. 2.11 dargestellt.



H, h Aufnahmelöcher, Stifte
 F, f Flächen, Kanten, Kugel, Spitze
 T, t theoretische Punkte
 (wird aus zwei Stützpunkten ermittelt)

H, F, T Haupt-Referenzpunkte
 h, f, t Neben-Referenzpunkte
 x, y, z Fixierungsrichtungen

Abb. 2.11: Darstellung der RPS-Ausrichtung in Anlehnung an [VW01055]

Hierbei wird das dargestellte Bauteil durch die Definition von 4 RPS-Punkten mit Hilfe der 3-2-1 Regel statisch bestimmt im drei-dimensionalen Raum gelagert:

Tab. 2.1: 3-2-1 Regel zur statisch bestimmten Lagerung von Bauteilen

Anzahl/ Richtung der Hauptaufnahmen	Fixierte Freiheitsgrade
3 Aufnahmen in Z-Richtung	Translation in Z-Richtung Rotation um die Y-Achse Rotation um die X-Achse
2 Aufnahmen in Y-Richtung	Translation in Y-Richtung Rotation um die Z-Achse
1 Aufnahme in X-Richtung	Translation in X-Richtung

Durch die Anwendung des RPS-Systems im Fahrzeugkoordinatensystem werden die anmutungsrelevanten Qualitätskriterien reproduzierbar ermittelt und nachvollziehbar dokumentiert. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit ausschließlich die RPS-Systematik im Fahrzeugkoordinatensystem verwendet.

2.2.2 Charakterisierung thermomechanischer Bauteildeformationen

Die Untersuchung von thermomechanischen Bauteildeformationen erfordert sowohl eine eindeutige Begriffsdefinition zur Beschreibung der Deformationsrichtung als auch die Einteilung bzw. Abgrenzung der unterschiedlichen quasi-stationären und dynamischen Deformationsphänomenen.

Begriffsdefinition zur Beschreibung von Formabweichungen

Eindeutige verzugsbeschreibende Definitionen finden sich in den wissenschaftlich Arbeiten von [Fan06] und [Eck12] zur Beschreibung des lokalen Verzuges von punktförmig gefügten Proben und Bauteilen. [Fan06] führt die Begriffe „in-plane distortion“ als planaren Verzug und „normal distortion“ als Formabweichung senkrecht zur Blechebene ein. Da die Begriffsdefinition „normal distortion“ nach [Eck12] nicht nach Verzügen der Einzelteile unterscheidet, führt [Eck12] die Bezeichnung „out-of-plane“ Verzug ein. Als Spalt wird nach [Eck12] der minimale Abstand zweier gefügter Bauteile definiert. In dieser Arbeit werden die Begriffe „planarer“ Verzug Δl als Einzug und „außerplanarer“ Verzug Δw als Formabweichung normal zur Blech- bzw. lokalen Bauteilebene bezeichnet (siehe Abb. 2.12.)

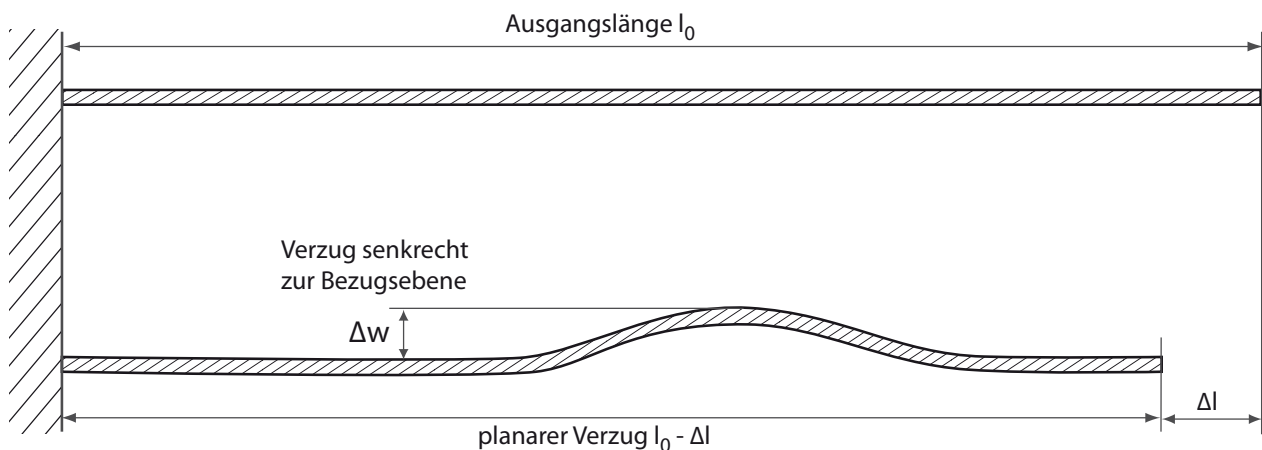


Abb. 2.12: Unterscheidung zwischen den Verzugsdimensionen/ -richtungen in „planaren“ Verzug und „außerplanaren“ Verzug senkrecht zur Bezugsebene

Der planare Verzug Δl beschreibt hierbei nicht die planare Dehnung eines Bauteils aufgrund einer Formänderung in Blechdickenrichtung φ_3 sondern jene Formabweichung, die sowohl aus der planaren Dehnung, als auch aufgrund der außerplanaren Formabweichung entsprechend Abb. 2.12 resultieren kann [Roh01]. Ferner werden die außerplanaren Formabweichungen Δw in dieser Arbeit in Abhängigkeit der Betrachtungsrichtung oder Antastrichtung in Anlehnung an die taktile Messtechnik definiert. Somit werden konvexe Formabweichungen (Abb. 2.13a) als positive Abweichungen oder Auswölbungen bezeichnet.

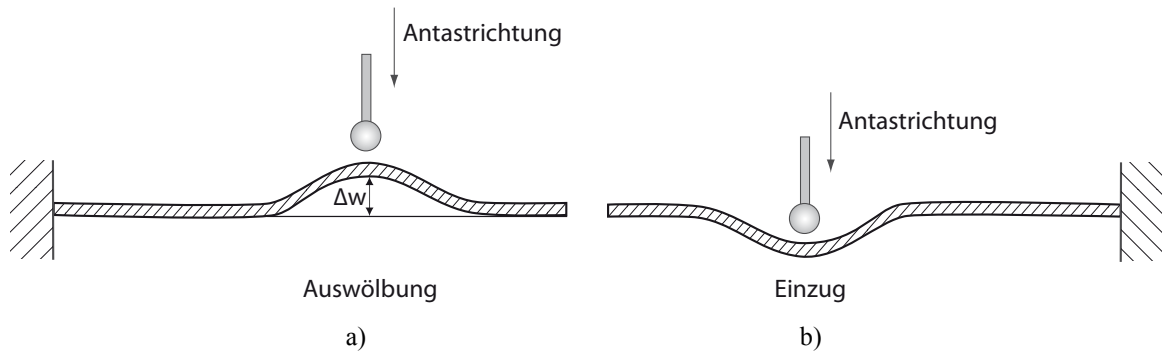


Abb. 2.13: Schematische Einteilung der Formabweichungen
 a) Positive Formabweichung (konvex / Auswölbung)
 b) Negative Formabweichung (konkav / Einzug)

Konkave bzw. negative Formabweichungen hinsichtlich der Ausgangslage in Antastrichtung (Abb. 2.13b) werden im Folgenden als Einzugsstellen bezeichnet. Somit sind räumliche Formabweichungen im Rahmen dieser Arbeit hinsichtlich der Verformungsrichtung eindeutig beschrieben. In weiteren Abschnitten dieser Arbeit werden die Ursachen bzw. die Art der Formabweichung aufgrund des quasi-stationären und oder dynamischen Deformationsverhaltens näher beschrieben.

Abgrenzung von quasi-statischen und dynamischen Bauteildeformationen

Am Beispiel zweier hybrid gefügter Blechstreifen (hybride Niet- und Klebeverbindung) aus unterschiedlichen Materialien ($\Delta\alpha$) werden in Abb. 2.14 die möglichen Verformungsmechanismen in Abhängigkeit von den Temperierungsphasen Aufheizen, Halten und Abkühlen erläutert. Unter den Bedingungen der gegebenen Materialeigenschaften der Elastizitätsmoduln $E_1 \ll E_2$ und der Wärmeausdehnungskoeffizienten $\alpha_1 > \alpha_2$ sowie der Annahme eines Temperaturgradienten $\Delta\vartheta$ mit $\vartheta_1 > \vartheta_2$ in der Aufheizphase und $\vartheta_1 < \vartheta_2$ in der Abkühlphase erfahren die Bauteile eine differente Wärmeausdehnung mit $\varepsilon_{th,1} > \varepsilon_{th,2}$.

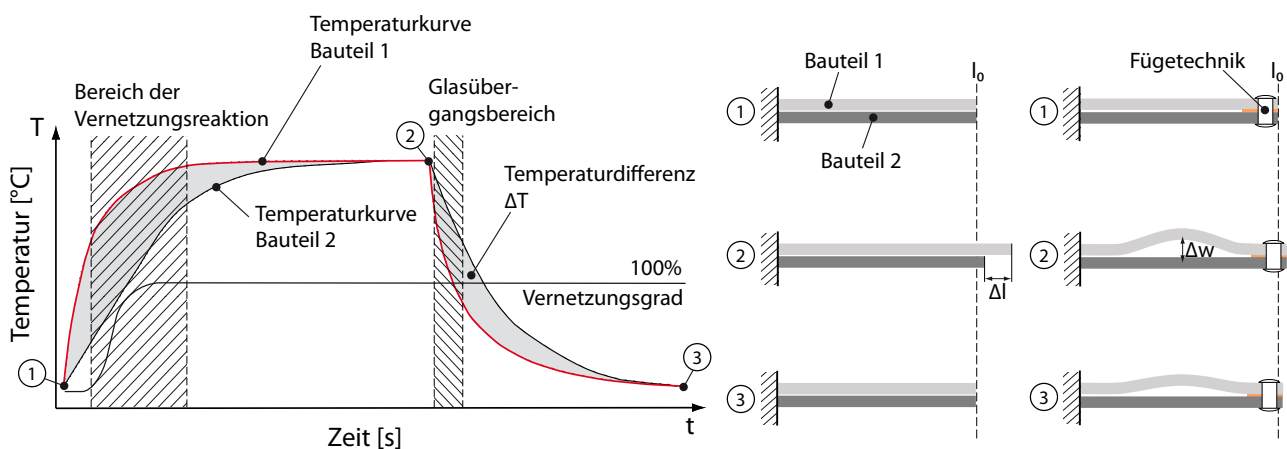


Abb. 2.14: Schematische Darstellung der thermisch induzierten Deformation einer hybrid gefügten Mischbaugruppe (Niet- und Klebeverbindung) in Abhängigkeit der Temperaturkurven

Da die freien Bauteilausdehnungen der Fügepartner durch die Fügelemente behindert werden, resultieren die Deformationen der Baugruppe aufgrund der unterschiedlichen Längenänderungen in der Aufheizphase zum Zeitpunkt (2) in Abb. 2.14. Der Zeitpunkt der maximalen Längendifferenz Δl_{max} kann hierbei durch den Temperaturunterschied $\Delta\vartheta$ bereits vor der maximalen Temperatur ϑ_{max} erreicht werden. In der dargestellten Materialkonfiguration wird das Bauteil 1 aufgrund der behinderten Ausdehnungsmöglichkeiten gestaucht (Druckbelastung). Daraufhin wird das Fügepartner 2 auf Zug beansprucht. Die Art der Deformation des Bauteils 1 wird nun maßgeblich durch die Höhe der induzierten Druckspannungen beeinflusst. Das Bauteil 1 wird entweder aufgrund der zunehmenden Druckspannungen durch Stabilitätsversagen oder kontinuierlich (quasi-statisch) durch Imperfektionen (außerplanare Formabweichungen des Fügeprozesses) in dessen Vorzugsrichtung deformiert. Die Zugbeanspruchung des Bauteils 2 kann in Abhängigkeit von Materialeigenschaften zu irreversiblen planaren Formänderungen (plastischen Dehnungen) führen. Zusätzlich können nach [Rus09] beide Bauteile durch visko-elastisches Materialverhalten irreversible Formänderungen in Form von Kriechen erfahren (siehe Tab. 2.2).

Tab. 2.2: Einordnung der Deformationseffekte in die Temperierungsphasen

Phase	Quasi-statische Effekte	Dynamische Effekte
Aufheizen	- Deformation Teil 1 bei Imperfektion durch Fügeverzug - Irreversible Formänderung Teil 2 (Plastifizieren) - Visko-elastisches Kriechen von Teil 1 und Teil 2	- Instabilität Teil 1
Halten	- Visko-elastisches Kriechen von Teil 1 und Teil 2	
Abkühlen	- Fixieren der Bauteile durch Klebstoff	- Instabilität Teil 1

In der Haltephase nähern sich beide Fügepartner der maximalen Prozessstemperatur ϑ_{max} durch Minimierung des Temperaturgradienten $\Delta\vartheta$ an. Daraufhin wird die maximale Deformation u_{max} leicht verringert. Die kontinuierliche Beanspruchung beider Bauteile wird gehalten und begünstigt somit das visko-elastische Materialverhalten.

In der Abkühlphase wird wiederum ein Temperaturgradient $\Delta\vartheta$ mit $\vartheta_1 < \vartheta_2$ erzeugt. Je nach Ausprägung des Temperaturgradienten sind unterschiedliche Längenänderungskonfigurationen möglich. Im Falle der ungleichen Bauteilkontraktion mit $l_1 < l_2$ resultieren Instabilitäten des Fügepartners 2, wobei Stabilitätsprobleme des Bauteils 1 bei indifferentem Gleichgewichtszustand $l_1 > l_2$ die Folge sind. Erfolgt die Bauteilabkühlung kontinuierlich mit geringem Temperaturgradienten $\Delta\vartheta$, dann sind die bleibenden Formabweichungen eine Folge der irreversiblen

Formänderungen der vorherigen Phasen sowie der klebstoffbedingten Bauteilfixierung (Festigkeitssteigerung ab T_G) entsprechend Kapitel 2.3.3. und betragsmäßig relativ klein.

Neben den beschriebenen quasi-statischen Bauteildeformationen können auch dynamische Strukturreaktionen der gefügten Bauteile auftreten. Im Folgenden werden die dynamischen Strukturreaktionen (Beulen, Durchschlags- und Verzweigungsprobleme) hinsichtlich ihres Instabilitätsverhaltens genauer spezifiziert. Nach [Bög07] weisen dabei Beul- und Knickeffekte gegenüber dem klassischen Werkstoffversagen (plastisches Fließen, Bruch) als wesentliches Kennzeichen den Formverlust der Bauteilstruktur auf, oft ohne dass die Beanspruchungsgrenze des Werkstoffes erreicht wird. [Bög07] beschreibt anhand eines Stabsystems (Abb. 2.15) die Instabilität in Form eines Durchschlagproblems.

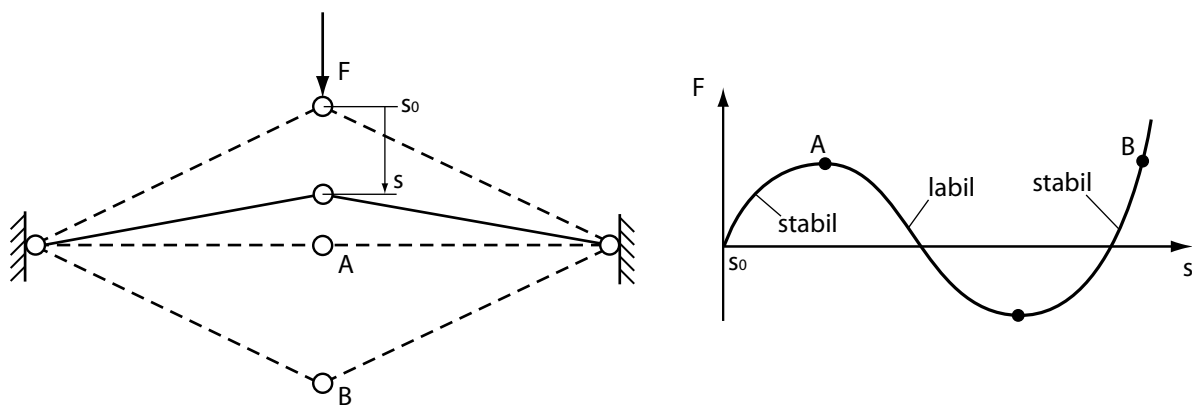


Abb. 2.15: Schematische Darstellung eines instabilen Stabsystems anhand einer Last-Weg-Kurve nach [Tap74]

Die Stäbe werden hierbei nach [Tap74] so bemessen, dass kein Ausknicken der Stäbe vorkommen kann. Mit zunehmender Last werden die Stäbe gestaucht bzw. zunehmend Druck in Stabslängsrichtung induziert. Das System ist zunächst stabil, allerdings verläuft der Kraftanstieg bis zum Punkt A degressiv. In Punkt A erreicht das System einen labilen Gleichgewichtszustand, d.h. keine zusätzliche Kraft ist für eine weitere Verschiebung nötig (waagerechte Tangente im Kurvenverlauf). Wird das System durch eine infinitesimal große Last beaufschlagt oder in diesem Fall angestoßen, dann erfolgt ein dynamischer Durchschlagvorgang von Punkt A nach B oder zurück nach A [Coo89]. Der Zustand A stellt einen indifferenten Zustand dar, d.h. das Systemverhalten ist mehrdeutig und kann spontan von A mit der Verschiebung s_A ohne Kraftänderung in den Zustand B mit der Verschiebung s_B wechseln. Somit liegen für ein Kraftniveau ($F_A = F_B$) zwei mögliche Deformationszustände ($s_A \neq s_B$) vor. Ab Punkt B verhält sich das deformierte System wieder stabil, vorausgesetzt, die Beanspruchungsgrenze ist noch nicht erreicht. Wird das System in diesem Zustand entgegengesetzt belastet, so kann es in den Ausgangszustand A zurückkehren [Tap74]. Das Durchlaufen eines labilen Zustands unter Vorhandensein zweier benachbarter Gleichgewichts-

zustände in einem flachen Bereich eines Blechformteils („oil canning“) gilt nach [Bög07] auch für Schalenbauteile wie Außenhautbeplankungen. Ferner differenziert [Bög07] in seiner wissenschaftlichen Arbeit die Beulvorgänge in „soft oil can“, wobei der Lastverlauf ohne Vorzeichenwechsel (Steigung) verläuft und kein Durchschlagen auftritt sowie „hard oil can“, dessen Kurvenverlauf im kritischen Punkt eine waagerechte Tangente aufweist (siehe Abb. 2.16). In diesem Fall ist für eine zunehmende Durchbiegung keine bzw. eine geringere Kraft erforderlich (Vorzeichenwechsel der Steigung), bis das Bauteil „durchschlägt“ und den benachbarten Gleichgewichtszustand erreicht.

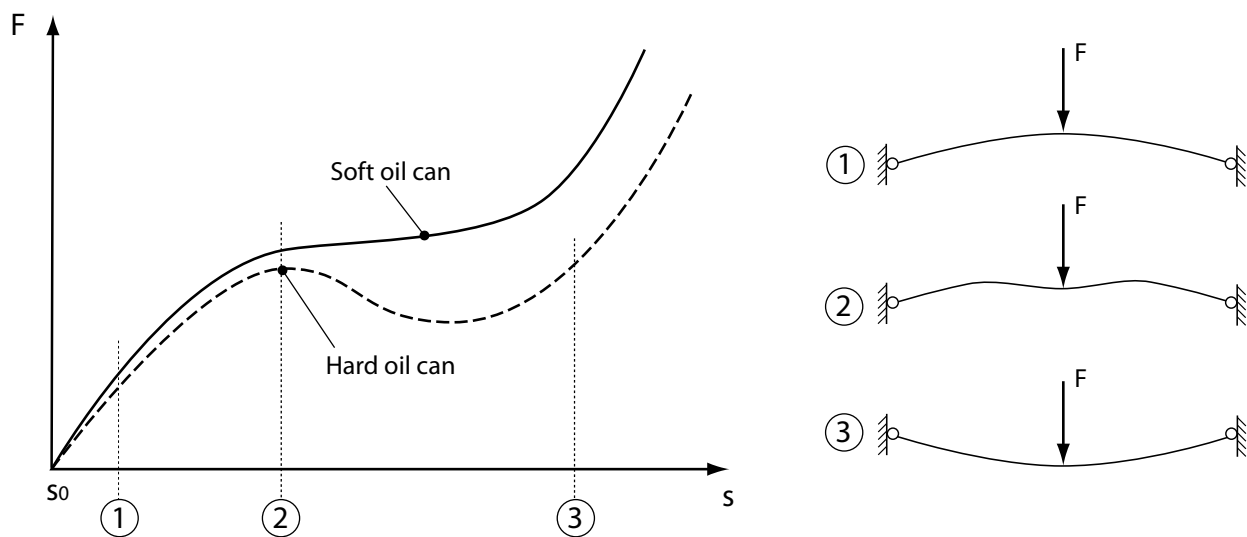


Abb. 2.16: Schematische Darstellung des „Oil canning“-Effekts von Schalenbauteilen anhand von Last-Weg-Kurven in Anlehnung an [Bög07]

Neben Durchschlagproblemen existieren weitere Instabilitätsformen wie sogenannte Verzweigungsprobleme. Nach [Rus09] besitzen beide Phänomene ein gemeinsames Charakteristikum. Es gibt einen Punkt, an dem zwei benachbarte Gleichgewichtszustände zum selben Lastniveau, aber leicht, bzw. infinitesimal benachbarte Verschiebungszustände existieren und so ein Übergang von einem Zustand zum anderen ohne merkliche Laständerung erfolgen kann. Verzweigungsprobleme werden nach [Rus09] durch das nachkritische Verhalten (Nachbeulbereich) entsprechend Abb. 2.17 unterschieden. Das nachkritische Verhalten kann von der Richtung des Ausweichens abhängen, d.h. stabil in der einen, instabil in der anderen Richtung. In diesem Fall wird von asymmetrischem Verzweigen gesprochen. Selbst wenn das nachkritische Verhalten als stabil klassifiziert wird, können nach [Rus09] große Verschiebungen auftreten, sodass die Gebrauchsfähigkeit des Systems überschritten wird.

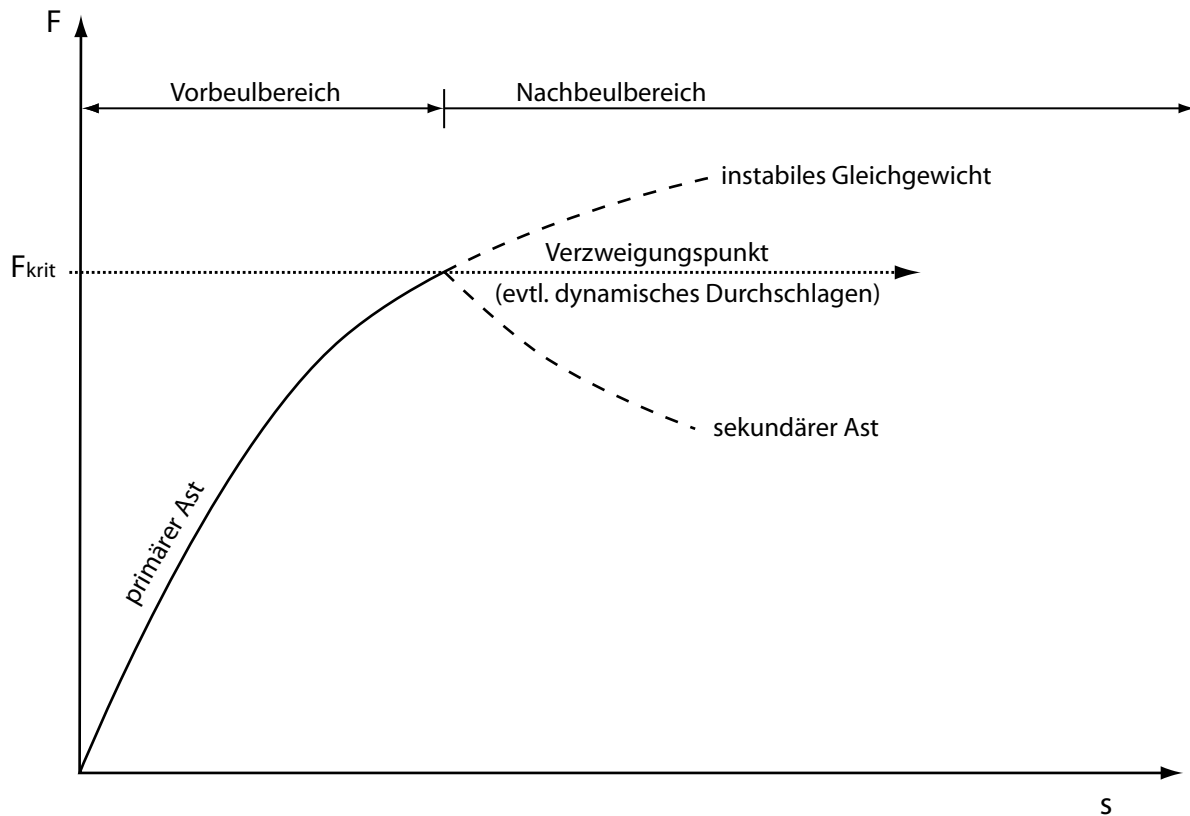


Abb. 2.17: Last-Verschiebungs-Diagramm eines Verzweigungsproblems nach [Rus09]

Vor dem kritischen Punkt innerhalb des Vorbeulbereichs ist das Verhalten der Struktur stabil, selbst wenn eine gewisse Imperfektion schon zu etwas Biegung der Struktur führt. Wenn das nachkritische Verhalten instabil ist, wird Biegung oder eine Imperfektion die maximal aufnehmbare Last deutlich reduzieren, sodass die kritische Last nur von geringer Aussagekraft ist [Rus09]. Weitere Beulphänomene sowie die Herleitung der Beulgleichung von ebenen Blechen sind in [Vla07, Vla09] detailliert beschrieben.

Klassifizierung der Nichtlinearitäten von Bauteildeformationen

In dieser Arbeit werden in den numerischen Berechnungen auch verschiedene Nichtlinearitäten im Bezug auf die numerische Berechnung berücksichtigt. Nach [Rus09, Nas10] wird dabei wie folgt unterschieden:

- Materialnichtlinearitäten
- Kontakt-Nichtlinearitäten
- Geometrische Nichtlinearitäten

Materialnichtlinearitäten beschreiben elasto-plastisches Materialverhalten unter Verwendung von Fließortmodellen und Fließkurven (Plastizität). Hierzu zählen auch viskoelastisches Materialverhalten wie Kriechen oder das Aushärtungs- und Entfestigungsverhalten von Werkstoffen [Nas10].

Unter Kontaktnichtlinearitäten werden nach [Nas10, Rus09] Stoßvorgänge und Systeme veränderlicher Gliederung bezeichnet. Aufgrund von Kontakten wird ein Körper aufgehalten und gegebenenfalls deformiert oder zwei Körper deformieren sich nach dem Kontakt gegenseitig. Eine weitere Art des Kontakts ist der Selbstkontakt. Hierbei berühren sich verschiedene Regionen desselben Körpers [Rus09].

Im Falle von geometrischen Nichtlinearitäten wird in der nichtlinearen Berechnung der Gleichgewichtszustand eines Systems schrittweise am verformten System ermittelt [Rus09, Nas10]. Somit wird die Steifigkeitsmatrix für jedes Inkrement aufgestellt. Eine Gegenüberstellung der linearisierten und nichtlinearen Berechnung ist in Tab. 2.3 aufgeführt.

Tab. 2.3: Berücksichtigung von geometrischen Nichtlinearitäten

Lineare Berechnung	Nichtlineare Berechnung
<ul style="list-style-type: none"> ▪ Gleichgewicht am unverformten System ▪ Kleine Rotationen, damit linearisierte Kinematik ▪ Kleine Dehnungen (Ingenieurdehnung auf Ausgangslänge l_0 bezogen) 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Gleichgewicht am verformten System ▪ Große Drehungen (Rotationen) werden exakt berechnet ▪ Große Dehnungen (logarithmische Dehnung)

Eine fortführende detaillierte Beschreibung der Nichtlinearitäten in der nichtlinearen Finite Elemente Methode wird in [Rus09] ausführlich hergeleitet und beschrieben.

2.3 Phänomenologie der Produktveränderungen im Lacktrocknungsprozess und heutige Analysemethoden

Im Rahmen der Produkt- und Prozessabsicherung von Automobilkarosserien werden prozessbedingte Produktveränderungen im Lacktrocknungsprozess hinsichtlich der Maßhaltigkeit und Strukturbeanspruchungen sowie Verbindungslasten untersucht. Hierfür stehen virtuelle Berechnungsmethoden in der frühen Entwicklungsphase sowie Analyse- und Messmethoden ab dem Zeitpunkt der ersten physischen Prototypenfahrzeuge zur Verfügung. In den folgenden Abschnitten werden die nach dem Stand der Technik vorhandenen virtuellen und physischen Analysemethoden anhand von ausgewählten phänomenologischen Effekten im Fertigungsbereich der Karosserie-lackierung beschrieben und deren Untersuchungsziel erläutert.

2.3.1 Prozesstemperaturen im Lacktrocknungsprozess

Da die Wärmeausdehnung von Festkörpern aus der zeitlichen Erwärmung $\Delta\theta$ resultiert, stellt das transiente und heterogene Temperaturfeld der Automobilkarosserie im Lacktrocknungsprozess die treibende Last dar. Die Erwärmung der Karosserie erfolgt in Abhängigkeit vom Trocknungsprinzip und der Wärmetransportmechanismen. Je nach Bauform des Ofens (Konvektion, IR-Strahlung) werden die Karosserien durch Wärmequellen in Form von Heißluft oder Wärmestrahlung erhitzt und zu Prozessende mittels Kaltluft wieder abgekühlt. Der Wärmeeintrag in die Karosseriestruktur erfolgt in Konvektionstrocknern durch unterschiedliche Wärmetransportmechanismen. Da nur außenliegende Karosserieteile direkt konvektiv durch Heißluftdüsen erwärmt werden, findet nach [Wil10] der weitere Wärmetransport durch die stoffgebundene Wärmeleitung und Konvektion sowie die stoffungebundene Hohlraumstrahlung statt (siehe Abb. 2.18). Hieraus resultiert ein instationäres heterogenes Temperaturfeld der Karosserie.

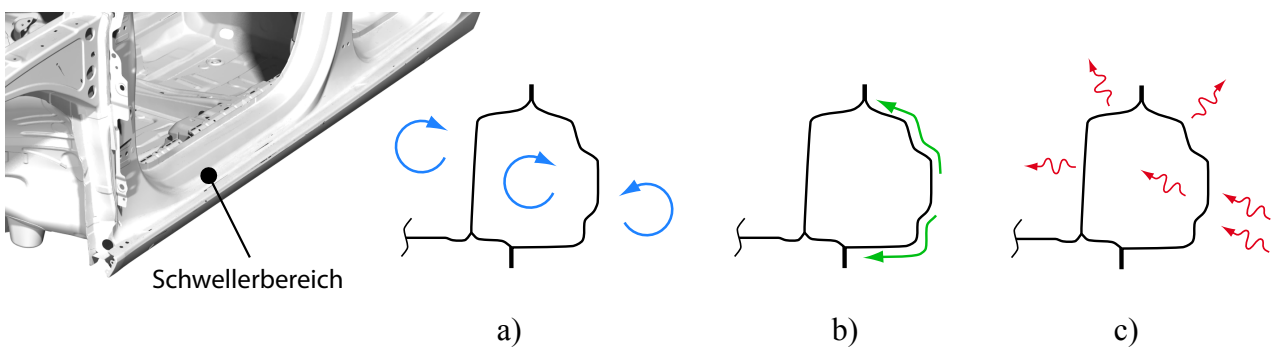


Abb. 2.18: Wärmetransportmechanismen am Beispiel eines Schwellerbereiches in Anlehnung an [Wil10]

- a) Konvektion (freie und erzwungene Konvektion)
- b) Wärmeleitung
- c) Wärmestrahlung (Hohlraumstrahlung, Abstrahlung an die Umgebung)

Wärmeleitung

Als *Wärmeleitung* wird der Energietransport zwischen wechselwirkenden Atomen und Molekülen unterschiedlicher Temperatur bezeichnet [Bae13]. Findet in Festkörpern die Wärmeübertragung durch Elektronenbewegungen (bei elektrischen Leitern) statt, wird hingegen bei Fluiden der Temperatureausgleich durch einen Ortswechsel der Moleküle herbeigeführt [Böc14].

Das Fouriergesetz liefert eine phänomenologische Beschreibung der Wärmeleitung infolge der Wechselwirkung zwischen Atomen mit unterschiedlicher Temperatur. Für ebene Wände gilt nach [Dem08] die Fouriersche mehrdimensionale allgemeine Wärmeleitungsgleichung in Form der partiellen Differenzialgleichung:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \Delta T \quad (2.3)$$

mit dem Laplace-Operator Δ und der Wärmeleitfähigkeit λ . Die genaue Herleitung der Differentialgleichung auf Basis des ersten Hauptsatzes für inkompressible Körper kann [Bae13] detailliert entnommen werden.

Konvektion

Die Wärmeübertragung durch *Konvektion* wird durch Energietransport aufgrund makroskopischer Bewegungen eines Fluides erzeugt [Dem06, Bae13, Böc14]. Hierbei wird Wärmeenergie mit einem strömenden Fluid mitgeführt und an einen kälteren Körper (feste Wand) abgegeben oder aufgenommen. *Freie Konvektion* hingegen tritt im Gravitationsfeld auf, wenn sich die Dichte eines Mediums mit deren Erwärmung verringert oder umgekehrt [Bae13]. Die *erzwungene Konvektion* hingegen entsteht nach [Böc14] aufgrund von durch äußere Kräfte induzierte Druckunterschiede, die eine Strömung ausbilden und somit den Wärmeübergang erzwingen.

Die Berechnung konvektiver Wärmeübergänge erfolgt nach [Bae13] nach dem Newtonschen Wärmeübergangsgesetz aus dem Jahre 1701, nach dem sich die übertragene Wärmeleistung \dot{Q}_k proportional zur umströmten Fläche A und der Temperaturdifferenz $T_W - T_{f,\infty}$ zwischen Wand und Fluid verhält.

$$\dot{q}_k = \frac{\dot{Q}_k}{A} = \alpha_{konv} (T_W - T_{f,\infty}) \quad (2.4)$$

Der Wärmeübergangskoeffizient α_{konv} selbst ist wiederum von mehreren Bedingungen abhängig und führt in der Regel nach [Bae13] zu einer nichtlinearen Form der Gleichung (2.4). Als wesentliche Einflussgrößen sind das Strömungsverhalten (laminar oder turbulent), die thermischen Eigenschaften des Fluids, die Fluid- und Wandtemperaturen sowie die Oberflächenbeschaffenheiten des Körpers zu erwähnen [Wil10, Bae13, Böc14]. Die Berechnungsgrundlage für den Wärmeübergangskoeffizient bildet die Nußelt-Zahl Nu :

$$Nu = \frac{\alpha_{konv} \cdot l_{ch}}{\lambda_{fl}} \quad (2.5)$$

mit der charakteristischen Länge l_{ch} des umströmten Körpers und der Wärmeleitfähigkeit λ_{fl} des Fluids. Da die Nußelt-Zahl von vielfältigen Strömungsbedingungen abhängig ist, werden in [Mic62, Bei97, VDI06] empirische Formeln zur Berechnung bereitgestellt. Die Überprüfung der Gültigkeitsbereiche erfordert die Berechnung von weiteren Kennzahlen [Bae13]. Bei freier Konvektion ist die

Nußelt-Zahl eine Funktion der Rayleigh-Zahl bestehend aus der Grashof- und Prandtl-Zahl: $Nu_{frei} = f(Ra) = f(Gr, PR)$. Bei der erzwungenen Konvektion erfolgt die Bestimmung der Nußelt-Zahl neben der Prandtl-Zahl aus der Reynolds-Zahl mit $Nu_{erzw} = f(Pr, Re)$. Die Herleitung der Gleichungen sowie ausgewählte Stoffwerte können der Literatur nach [Bei97, VDI06, Bae13, Böc14] entnommen werden.

Wärmestrahlung

Im Gegensatz zur Wärmeleitung und Konvektion beruht der Energietransport hierbei auf der Strahlung von elektromagnetischen Wellen. Die thermische Strahlung besteht nach [Bei97] aus einem Spektrum elektromagnetischer Wellen im Wellenbereich zwischen $\lambda = 0,76 \mu\text{m}$ und $\lambda = 360 \mu\text{m}$ und unterscheidet sich vom sichtbaren Licht durch die größere Wellenlänge. Trifft ein Wärmestrom \dot{Q} durch Strahlung auf einen Körper, so wird nach [Bae13] nur ein Bruchteil reflektiert, ein Teil absorbiert und ein Teil hindurchgelassen (diathermaner Körper). Unter Berücksichtigung der Gesetze von Stefan-Boltzmann und Kirchhoff wird der Wärmestrom zweier beliebig angeordneter Flächen bei Vernachlässigung der reflektierten Strahlungsanteile mit:

$$\dot{Q}_{12} = e_{12} A_1 \varepsilon_1 \varepsilon_2 \sigma (T_1^4 - T_2^4) \quad (2.6)$$

aus der Einstrahlzahl e_{12} der Fläche A_1 , den Emissionszahlen $\varepsilon_1, \varepsilon_2$, dem Strahlungskoeffizienten σ und den Temperaturen T_1 und T_2 bestimmt [Bei97]. Eine fortführende ausführliche phänomenologische Beschreibung der Wärmestrahlung mittels der klassischen Theorie elektromechanischer Wellen und der Quantenmechanik kann der Literatur nach [Sie88, Bae13, Böc14] entnommen werden.

Wärmetransport durch Fügepunkte und thermischen Kontakt

Der Wärmetransport über Fügepunkte und thermischen Kontakt entlang des Bauteilflansches einer Automobilkarosserie ist eine Mischform aus Wärmeleitungs- und Wärmeübergangsmechanismen. Nach [Wil10] ist der Wärmetransport in diesen Bereichen anhängig von:

- Fügepunktabstand,
- Überlappungsbreite,
- Welligkeit,
- Oberflächenbeschaffenheit der gefügten Bleche.

[Wil10] entwickelt im Rahmen seiner wissenschaftlichen Arbeit ein analytisches Modell zur Beschreibung des Wärmetransportes zwischen punktgeschweißten Blechen (Abb. 2.19). Der Wärme-

transport einer schweißpunktgefügten Blechverbindung setzt sich dabei aus den zwei Anteilen des Wärmetransportes \dot{Q}_{SP} durch den Schweißpunkt sowie den Wärmetransport \dot{Q}_{ThK} über den thermischen Kontakt der anliegenden Bleche zwischen den Fügepunkten zusammen.

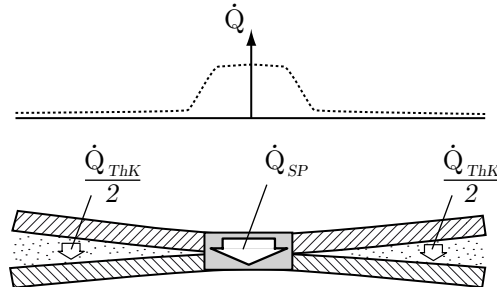


Abb. 2.19: Qualitativer Wärmetransport zwischen punktgeschweißten Blechen nach [Wil10]

Das analytische Modell nach [Wil10] stützt sich dabei auf Arbeiten von Fenech und Rohenow, die eine Methode zur Berechnung des thermischen Kontakts ebener metallischer Oberflächen unter einem definierten Anpressdruck publizierten [Fen59, Fen63]. Die Arbeiten beruhen ihrerseits auf experimentellen Daten von [Wei49] und theoretischen Ansätzen von [Tac54] und [Lam61]. Weitere Modelle zur Beschreibung des thermischen Kontakts von Nietmodellen, geklebten Verbindungen und unterschiedlichen Materialpaarungen finden sich in [Bar53, Bar55, Bar57, Cou53, Coo69, Lam97, Ros03, Wah04, Bah05]. Für eine dezidierte Auflistung und Beschreibung thermischer Kontakte sei an dieser Stelle auf die wissenschaftliche Arbeit von [Wil10] verwiesen.

Demnach resultiert die transiente Temperaturverteilung einer Fahrzeugkarosserie aus der Wärmeinleitung des Lackrockners sowie durch den Wärmetransport der Karosserie unter Berücksichtigung aller eingebrachten Prozessstoffe (Klebstoffe, Schäume, Dämmmatten, usw.) In Abhängigkeit von den physikalischen Eigenschaften (siehe Kap. 2.3.2) der Karosserie- und Prozessstoffe entstehen (entsprechend Abb. 2.20) zu jedem Zeitpunkt des Trocknungsdurchlaufes Temperaturgradienten in der Karosserie [Men11]. Dieser Zusammenhang wird im Folgenden als ΔT -Problematik bezeichnet.

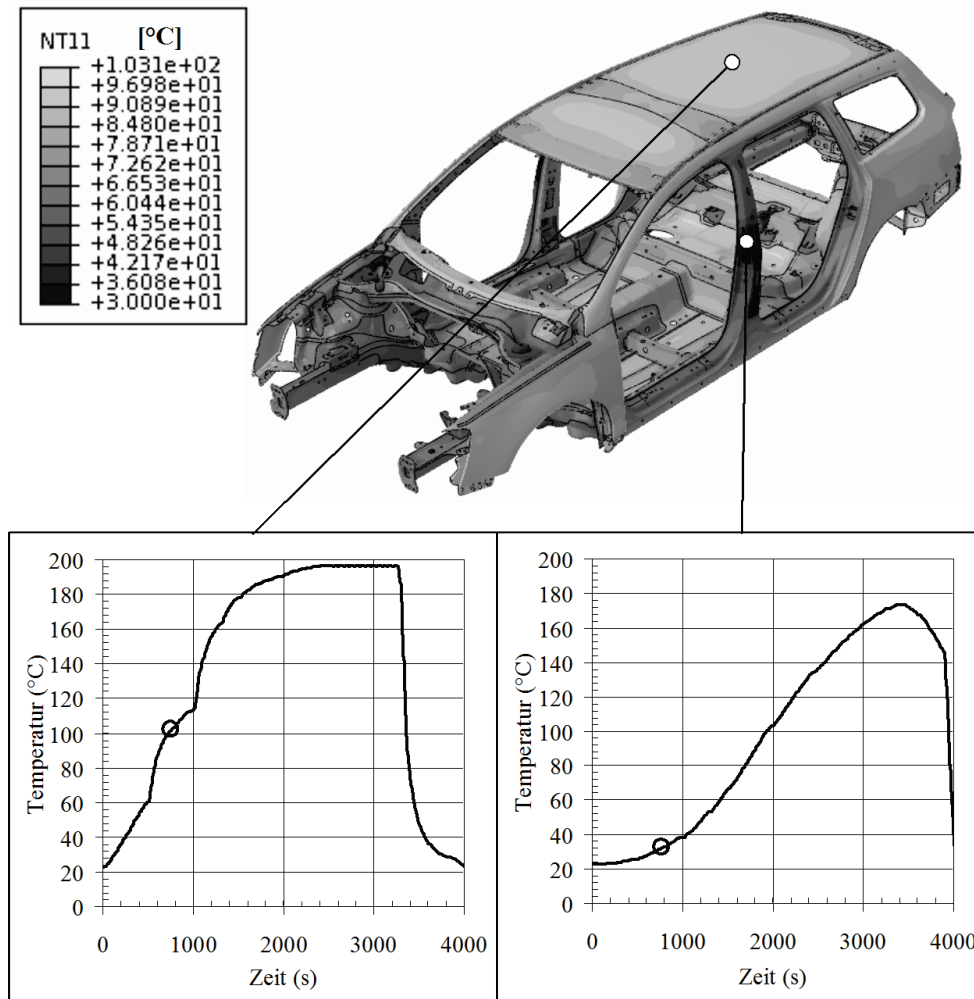
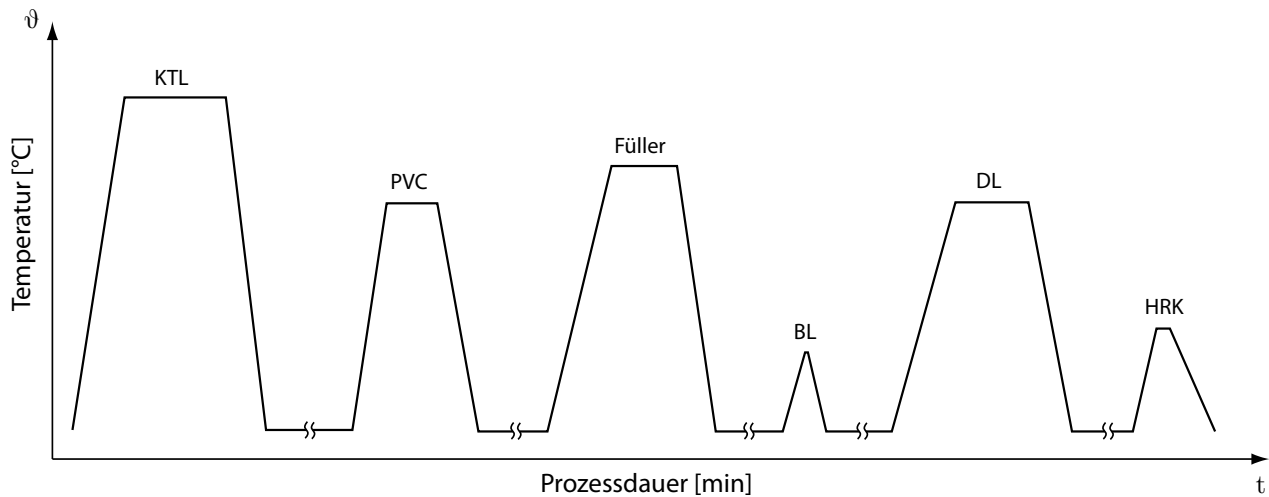


Abb. 2.20: Heterogene Temperaturverteilung am Beispiel eines Passat Variant nach [Men11]

Bei der Betrachtung des gesamten Lacktrocknungsprozesses existieren entsprechend Abb. 2.21 neben den KTL-Trockner vier weitere Durchlauf- und Taktrockner zur Aushärtung der Feinnahtabdichtung sowie zur An- bzw. Aushärtung der Füller-, Basis- und Decklackschichten. Das gesamte Temperaturprofil des Lackierprozesses ist schematisch am Beispiel eines charakteristischen Temperaturverlaufes einer Außenhautbeplankung (Frontklappe Mitte) in Abb. 2.21 nach [Rol11, Alb11b] dargestellt.

Hierbei wird ersichtlich, dass der KTL-Trocknungsprozess mit maximalen Objekttemperaturen von bis zu $\vartheta_{max} = 200^{\circ}\text{C}$ die höchste thermische Bauteilbelastung darstellt. Die Höhe der maximalen Prozesstemperatur hängt dabei von der Trocknerlänge und der notwendigen Energie zur Festigkeitssteigerung der Blechwerkstoffe, die durch Wärme eingebracht werden muss, ab.



Trockner	Hauptaufgabe	Max. Temperatur	Haltezeit
KTL	Trocknen und Vernetzen KTL-Lack sowie Aushärten von Blechen	185 -205 °C	20 min
PVC	Gelieren der PVC- Nahtabdichtmasse	155 °C	15 min
Füller	Trocknen und Vernetzen Füllerlack	170 °C	15 min
Basislack (BL)	Antrocknen Basislack (Verdunsten von Wasser)	60 °C	3 min
Decklacktrockner (DL)	Trocknen und Vernetzen von Basislack und Decklack	140 °C	20 min

Abb. 2.21: Vereinfachte schematische Darstellung der Lacktrocknungsprozesse

In den Folgetrocknungsprozessen werden die Karosserien mit vergleichbar geringeren Temperaturen von $\vartheta_{max} = 150^{\circ}\text{C}$ (PVC-Trocknung), $\vartheta_{max} = 170^{\circ}\text{C}$ (Füller-Trocknung), $\vartheta_{max} = 60^{\circ}\text{C}$ (Antrocknung Basislack) und $\vartheta_{max} = 140^{\circ}\text{C}$ (Decklack-Trocknung) bei unterschiedlichen, jedoch wesentlich kürzeren Haltezeiten beaufschlagt [Rol11, Alb11b].

Numerische Abbildung der Lacktrocknung

Zur numerischen Abbildung von Lacktrocknungsprozessen existieren nach [Klo00, Kur06, Sch06, Bla09, Rol11, Pau13, Hab13, Pfl13, Pin14] zwei grundsätzliche Methoden:

- Strömungssimulationen (CFD)
- Empirische Ersatzmodelle (FEM)

In [Bla09] wird das Ziel zur Berechnung der Aufheizung von Karosserien mittels CFD-Simulationen ohne eine vorangegangene Kalibration auf Basis realer Objekttemperaturmessungen formuliert. Auf Vorarbeiten von [Kla06] und [Mei06] werden Strömungssimulationen mit den Softwaretools

FLUENT und STAR-CD sowie auf der Basis von umfangreichen Studien bezüglich vorhandener Turbulenzmodelle durchgeführt. Unter Berücksichtigung von Prozessstoffen wie Dämmmatten wird von [Bla09] die transiente Wärmeverteilung in einem Taktrockner berechnet. [Rol11] erweitert die CFD-basierte Berechnungsmethode zur Bewertung der Produkteigenschaften von Karosserien (Aushärtungsgrad, homogenes Temperaturfeld) und die aktive Auslegung neuer Durchlaufrockner (Optimierung Düsenpositionen, -temperaturen und -geschwindigkeiten sowie Durchlaufzeiten der Aufheiz-, Halte- und Abkühlphase).

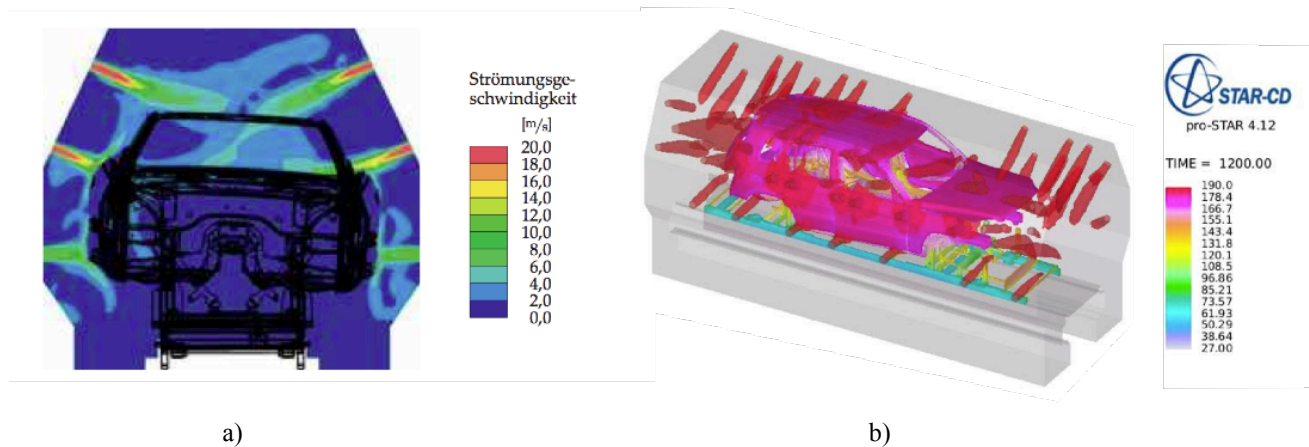


Abb. 2.22: Einsatz der Strömungssimulation (CFD) zur Berechnung des transienten Temperaturfeldes während der Lacktrocknung
a) Abbildung der Strömungsverhältnisse im Durchlaufrockner [Rol11]
b) Instationäre Temperaturfeldberechnung [Kur13]

Im Rahmen des Silat-Projektes (08/2006 -07/2009) zur Simulation der instationären Lacktrocknung bei dreidimensionalen Objekten wurden, unter Beteiligung von Universitäten und Projektpartnern aus der Industrie, die bestehenden Berechnungsmethoden hinsichtlich der chemischen Prozesse zur Beschreibung von Lacktrocknungsfehlern ausgeweitet. Nach [Sch08] besteht das Augenmerk des Projektes auf der Vorhersage der dominant konvektiven und instationären Lackfilmtrocknung auf komplexen dreidimensionalen Objekten. Hierzu wurden kommerzielle Simulationsprogramme (FLUENT, VPS/DRY) hinsichtlich spezifischer Modelle der Kinetik der Lösemittelverdunstung und Lacktrocknung erweitert. Nach Aussage des Abschlussberichtes dieses Projektes wurde eine prototypische Anwendung generiert, die als Basis für industriegerechte Simulationspakete dient [Sch10a]. In der wissenschaftlichen Arbeit von [Rol11] wird das Abdampfverhalten in STAR-CD mit dem „Liquid Film Modell“ nach Bai und Gosman in der transienten Temperaturfeldberechnung berücksichtigt [Bai96]. Aktuelle Anwendungen und Nutzerberichte in der Anwendung CFD-basierter Lacktrocknungssimulationen werden in [Kur13, Pfl13] dargestellt.

Empirische Ersatzmodelle zur Berechnung der transienten Temperaturfelder

Ein weiterer Ansatz zur Abbildung von Lackrocknern ist in [Klo00] durch Verwendung von halbempirischen Verfahren anhand der Finiten Elementen Methode (FEM) beschrieben. Als Basis der Berechnung werden das reale Trocknerlayout (Wände, Düsenpositionen) und die realen Temperaturkurven von Messkarosserien verwendet (siehe Abb. 2.23). Im Gegensatz zur strömungsbasierten Trocknungssimulation können Finite Elemente-Karosseriemodelle, die bereits im Produktentstehungsprozess in der Crashesimulation oder Funktionsauslegung vorhanden sind, direkt verwendet werden [Alb12b, Hab13].

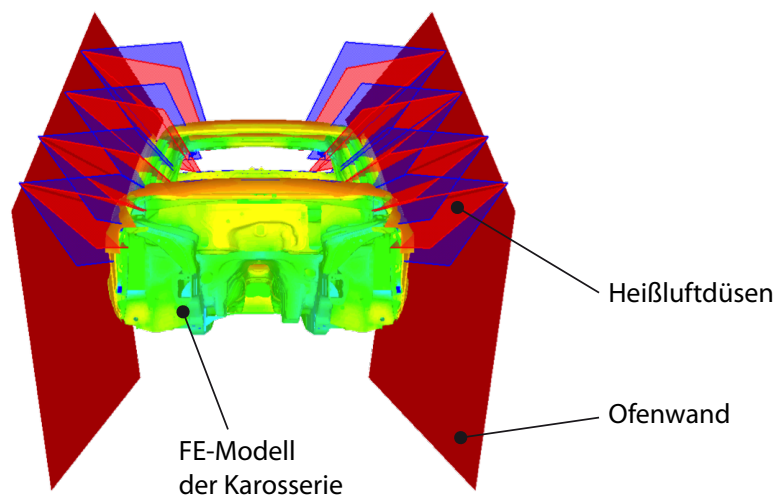


Abb. 2.23: Ersatzmodell zur Berechnung des transienten heterogenen Temperaturfeldes

Die Einteilung der Trocknerzonen bzw. -abschnitte erfolgt nach [Sch06] nicht nur anhand der real vorhandenen örtlichen Ofenzonen, sondern vielmehr anhand der zeitlich differenzierten Temperaturkurvencharakteristik während der Durchfahrt durch den Ofen. Somit entsprechen die „virtuellen“ Zonen nicht zwangsweise dem realen Trocknerlayout und deren Zoneneinteilung. Diese Berechnungsmethode im Sinne von halbempirischen Trocknermodellen finden sich in den kommerziellen Softwaretools VPS/DRY der Fa. CADFEM sowie in THESEUS-FE OVEN von P+Z Engineering Anwendung [Cad11, The13].

Da sich die lokalen Wärmeübergangskoeffizienten α_{konv} in Einflussbereichen der Heißluftdüsen stark unterscheiden, wird in den Ersatzmodellen die Raytracing-Technologie eingesetzt [Sch06, Pau13]. Hierbei wird jedem Element des FEM-Karosseriemodells entsprechend Abb. 2.24 ein Strahlenpaar mit n Stahlen zugewiesen. Während der Berechnung wird in jedem Berechnungskrement die Umgebung durch Stahlen (Ray-Tracing) abgetastet und nach [Pau13, Hab13] die lokalen Wärmeübergangskoeffizienten anhand folgender Fallunterscheidungen zugewiesen:

- Fall 1: Elementfläche liegt im Einflussbereich einer Düse (Düsenöffnungswinkel φ_3)

- Fall 2: Elementfläche liegt im konvektiven Kontakt (Spalt)
- Fall 3: Elementfläche ist von Umluft umgeben
- Fall 4: Kombination von Fall 2 und 3 in Eckbereichen

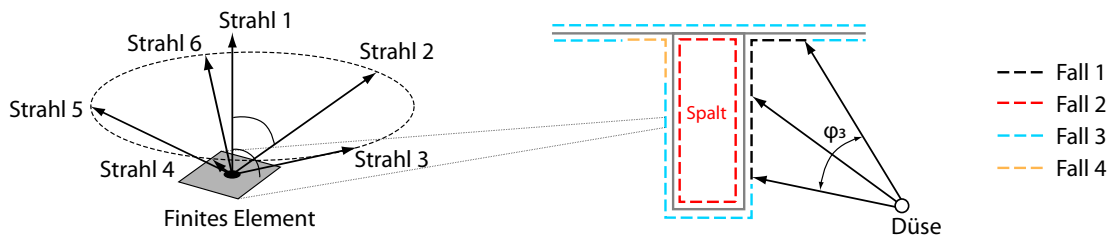


Abb. 2.24: Fallunterscheidung zur Zuweisung der Wärmeübertragungsmechanismen in Anlehnung an [The12]

Mit Hilfe der Fallunterscheidung und benutzerspezifischer Grenzwerte werden die Wärmeübergangskoeffizienten ermittelt und in Kombination mit der Wärmestrahlung und -leitung die heterogene Temperaturverteilung berechnet [Pau13].

Die Modellkalibrierung erfolgt nach [Hab13] anhand der real gemessenen Temperaturkurven und kann nach [Sch06] und [Pau13] mittels Algorithmen automatisiert optimiert werden [Kos03]. Die Übertragbarkeit eines Trocknermodells auf ein neues Karosseriemodell muss jedoch anhand realer Temperaturmessungen überprüft, bestätigt und gegebenenfalls an das neue Modell angepasst bzw. kalibriert werden [Alb12b, Hab13].

2.3.2 Temperaturabhängiges Materialverhalten

In modernen Fahrzeugkarosserien werden heute unter der Anforderung einer beanspruchungsgerechten Materialauswahl unterschiedlicher Materialien in Form von Feiblechen, Gussbauteilen, Strangpressprofilen Hybrid- und Sandwichstrukturen eingesetzt [Rei12, Hof13, Lie14a, Lie14b]. Ein Karosseriekonzept in Materialmischbauweise, auch Multi-Material-Design genannt, ist in Abb. 2.25 am Beispiel des Audi TT Coupé der dritten Generation dargestellt.

Nach [Roh01] liegt der Vorteil im Einsatz von Aluminiumlegierungen vor allem in der geringen Dichte des Werkstoffes. Aushärtbare 6xxx-Legierungen weisen zudem ein gutes Umformverhalten bei fließfigurenfreien Oberflächen auf. Weiche, unlegierte bzw. mikrolegierte Stahlliegierungen (auf Basis der IF-Metallurgie) werden in Abhängigkeit von der Bauteilkomplexität im modernen Karosseriebau in unterschiedlichen Güten ausgeführt (DC01 – DC07, DX56). Zudem kann durch den Einsatz von Bake-Hardening Stählen, durch kontrollierte Ausscheidung von zuvor gelösten Kohlenstoffatomen eine Streckgrenzenerhöhung von min. $\Delta Re = 35$ MPa bei einer Wärmebehandlung wie die des KTL-Temperaturprofils erreicht werden [Sch02, Roo05].

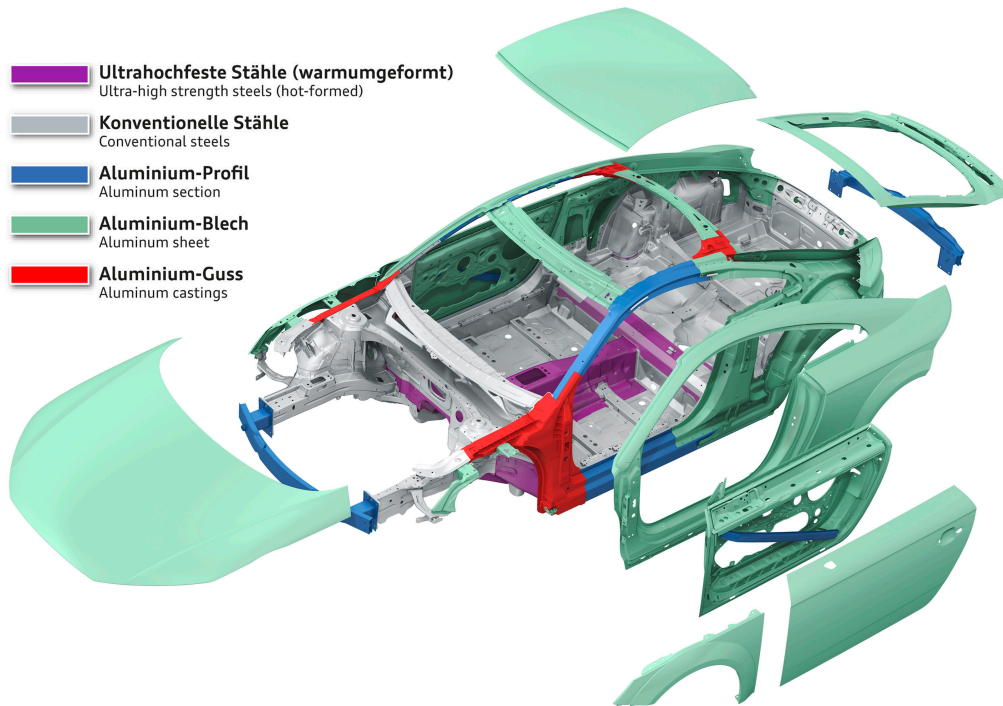


Abb. 2.25: Multi-Material-Design am Beispiel einer Audi TT Karosserie (3. Generation) [Audi]

Höherfeste Stähle (Dual- und Complex-Phase-Stähle) werden nach [Roh01] vorzugsweise in crash-relevanten Bereichen der Fahrzeugzelle (Stirnwand, Schweller) und Längsträgern eingesetzt. Ausführliche Beschreibungen der Einsatzbereiche und Eigenschaften der jeweiligen Aluminium- und Stahllegierung sind folgenden Quellen [SEW92, Ost07] zu entnehmen.

Im KTL-Trocknungsprozess führt der Einsatz von unterschiedlichen Materialien zu einem unterschiedlichen Wärmeausdehnungsverhalten aufgrund der materialspezifischen Wärmeausdehnungskoeffizienten zur bekannten „ $\Delta\alpha$ -Problematik“ entsprechend Kapitel 2.1.1 sowie [Fig08, Eic11]. Die Angabe des Wärmeausdehnungskoeffizienten bezieht sich hierbei immer auf einen Temperaturbereich (Referenztemperatur hier $\vartheta_{ref} = 20\text{ °C}$ und der maximalen Prüftemperatur $\vartheta_{pr} = 100\text{ °C}$; 200 °C ; 300 °C). Die steigende Tendenz des Wärmeausdehnungskoeffizienten mit zunehmender Temperatur am Beispiel der Aluminiumlegierung EN AW-6061 und des Stahls St37 der Werkstoffnummer 1.0305 ist in Abb. 2.26 dargestellt [VDI06]. Zudem sind in Abb. 2.26 die unterschiedlichen werkstoffspezifischen Ausprägungen der Wärmeausdehnungskoeffizienten von Aluminium- und Stahllegierungen in einem Temperaturbereich von $\vartheta = 20\text{--}200\text{ °C}$ ersichtlich. Demnach ist die Wärmeausdehnung von Aluminium mit $\alpha_{Al} = 24,3 \cdot 10^{-6}\text{K}^{-1}$ annähernd doppelt so hoch im Vergleich zur dargestellten Stahllegierung mit $\alpha_{St} = 12,9 \cdot 10^{-6}\text{K}^{-1}$.

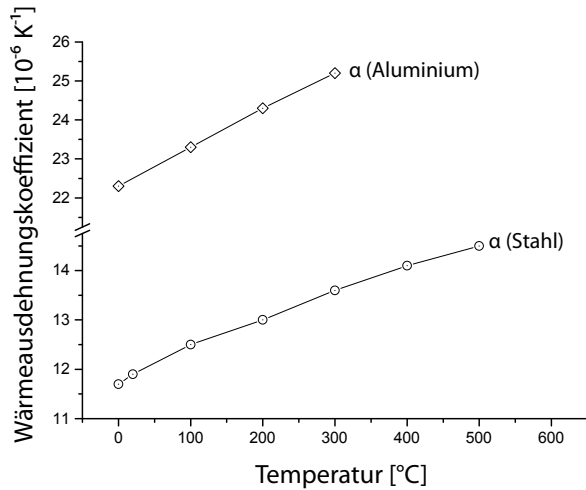


Abb. 2.26: Wärmeausdehnungskoeffizienten der Werkstoffe Aluminium und Stahl in Abhängigkeit von der Prüftemperatur nach [VDI06]

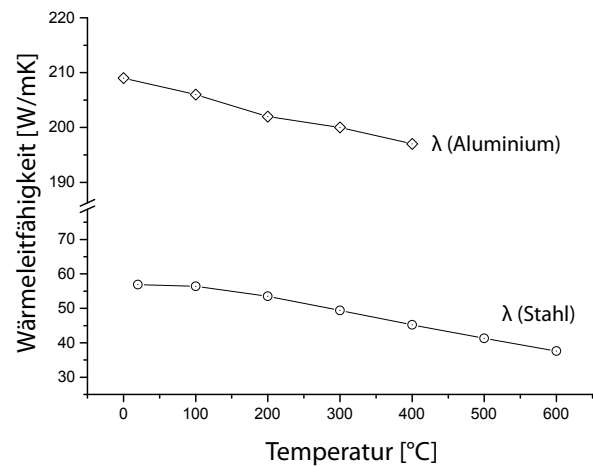


Abb. 2.27: Wärmeleitfähigkeit λ der Werkstoffe Aluminium und Stahl in Abhängigkeit von der Prüftemperatur nach [VDI06]

Da die Wärmeausdehnung eines Bauteils unmittelbar von der Temperaturverteilung gemäß Gleichung 2.1 abhängt, sind die physikalischen Beschreibungen der Materialien in Form von Wärmeleitfähigkeiten und Wärmekapazitäten entsprechend Kap. 2.3.1 notwendig. Im Vergleich beträgt die Wärmeleitfähigkeit von Aluminium mit $\lambda_{Al} = 176 \text{ W/mK}$ ein Vielfaches von Stahl mit $\lambda_{St} = 54 \text{ W/mK}$ (siehe Abb. 2.27). Zudem zeigen beide Materialien eine sinkende Leitfähigkeit mit zunehmender Temperatur auf [VDI06]. Darüber hinaus weisen Aluminiumlegierungen eine höhere spezifische Wärmekapazität von $cp_{Al} = 1,106 \text{ kJ/kgK}$ im Vergleich zu Stahl mit $cp_{St} = 0,54 \text{ kJ/kgK}$ auf (siehe Abb. 2.28).

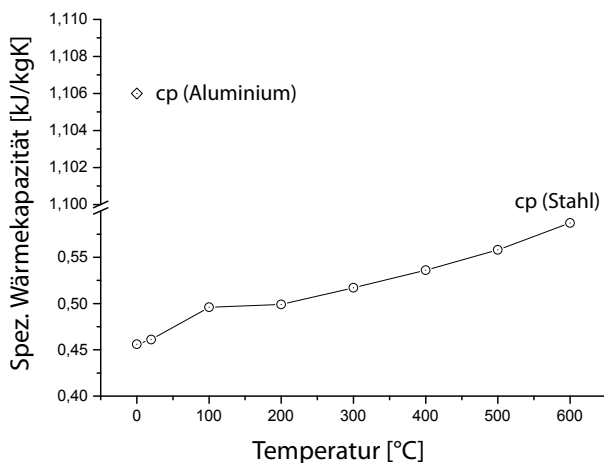


Abb. 2.28: Spez. Wärmekapazität cp für die Werkstoffe Aluminium und Stahl in Abhängigkeit von der Prüftemperatur [VDI06]

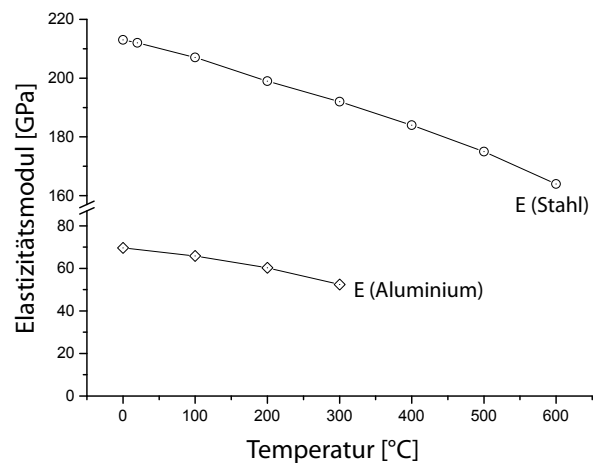


Abb. 2.29: Dynamische Elastizitätsmoduln für die Werkstoffe Aluminium und Stahl in Abhängigkeit von der Prüftemperatur [VDI06]

Mit Hilfe der beschriebenen physikalischen Materialkennwerte und den vorhandenen Temperaturrandbedingungen im Trocknungsprozess kann die transiente Temperaturverteilung (analog Abb.

2.20) numerisch berechnet werden. Folglich kann anhand der Wärmeausdehnungskoeffizienten und der vorhandenen Objekttemperaturen die thermische Ausdehnung der Bauteile spezifisch berechnet werden [Wil10, Rol11]. Zur Beschreibung des tatsächlichen Deformationsverhaltens einer Automobilkarosserie im Hinblick auf die Mischbaukarosserie sind jedoch (aufgrund der Behinderung der freien Wärmeausdehnung) weitere mechanische Kennwerte zur Abbildung des nichtlinearen elastoplastischen Materialverhaltens der Blechwerkstoffe notwendig.

Die messtechnische Ermittlung des Elastizitätsmoduls kann auf zwei unterschiedlichen Verfahren basieren. Der statische E-Modul ergibt sich durch Messen der Dehnungsantwort bei einer mechanischen Beanspruchung im elastischen Bereich. Nach [Löw03] ist das Messen des statischen E-Moduls im Zugversuch aufgrund der kleinen Dehnungswerte mit großen Unsicherheiten behaftet. Gestützt wird diese Aussage durch Ringversuche, bei denen teilweise erhebliche Abweichungen der E-Moduln beobachtet wurden [Son99]. Der dynamische E-Modul wird durch Messen der Schallgeschwindigkeit nach folgendem Zusammenhang bestimmt:

$$E = \rho \cdot v_{Schall}^2 \quad (2.7)$$

Bei der dynamischen Messung ist nach [Löw03] die Dehnungsamplitude sehr klein, des Weiteren führt die auftretende Dämpfung dazu, dass der dynamisch gemessene Elastizitätsmodul stets größer als der statisch bestimmte ist. Beziffert wird der Fehler für den Werkstoff 100Cr6 bei Raumtemperatur nach [Son99] mit etwa 5 %. In Abb. 2.29 ist das temperaturabhängige Verhalten der dynamischen Elastizitätsmoduln am Beispiel der Aluminiumlegierung EN AW-6061 und der Stahllegierung (Nr. 1.0305) exemplarisch dargestellt. Hierbei ist sowohl bei der Aluminium- als auch bei der Stahllegierung eine Abnahme des E-Moduls festzustellen. Nach [VDI06] beträgt die Abnahme bei einer Erwärmung von 25 °C auf 200 °C des E-Moduls der Stahllegierung $\Delta E_{St} = 5 \%$, wobei sich die Abnahme der Aluminiumlegierung um $\Delta E_{Al} = 13 \%$ wesentlich stärker zeigt. Im Hinblick auf das elastoplastische Materialverhalten weisen Aluminium- und Stahllegierungen bekanntermaßen eine fallende Streckgrenze auf [Doe86, Ost07]. In der Literatur sind nur vereinzelt Kennwerte für ausgewählte Legierungen aus den Bereichen der Halbwarmumformung oder zur Auslegung von Schweißverfahren vorhanden [Sch07a, Töl13].

In [Abe94] wurden die Warmzugversuche zur Untersuchung der Umformbarkeitseigenschaften einer Aluminiumlegierung (EN AW-5182-0) im Bereich der Halbwarmumformung in einem Temperaturbereich von Raumtemperatur ϑ_{am} bis $\vartheta_{max} = 320 \text{ °C}$ untersucht. Die Versuchsergebnisse in Abb. 2.30 zeigen zudem die abfallende Streckgrenze sowie den abnehmenden Einfluss der Verfestigung und der Gleichmaßdehnung bei zunehmender Temperatur. Nach [Ost07] steigt die Dehnraten-

empfindlichkeit (m-Wert) in Folge der Stabilisierung des plastischen Dehnungsverhaltens ebenfalls. Darüber hinaus verdeutlicht Abb. 2.30 die erhebliche Erhöhung der Bruchdehnung und Anisotropiewerte bei einer Änderung des Bruchverhaltens von Scherbruch zum Einschnürbruch [Hel88, Cla04].

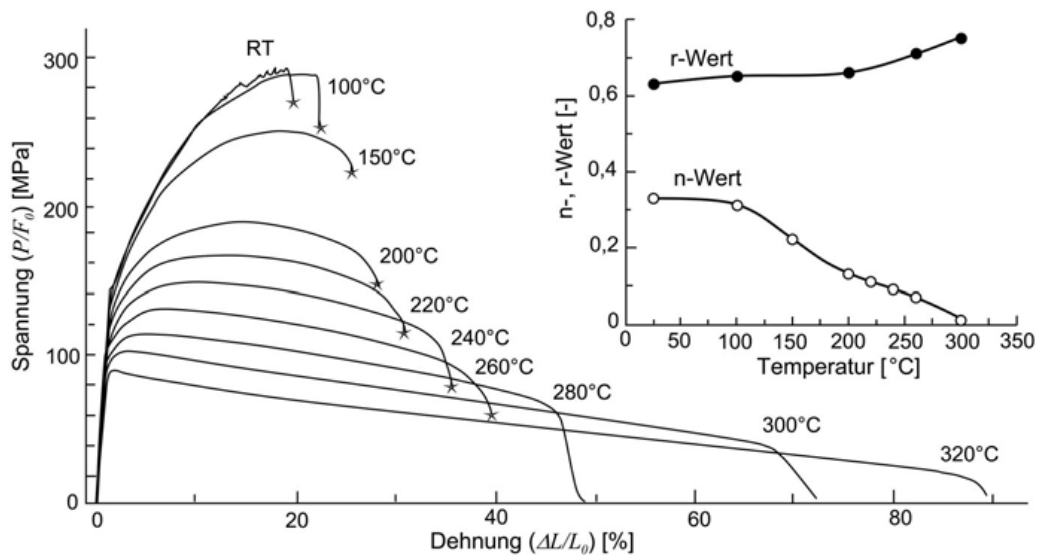


Abb. 2.30: Spannungs- Dehnungskurven der Legierung EN AW-5182-0 im Bereich der Halbwarmumformung für eine Blechdicke von 1 mm und einer Dehnrates von 0,0028 /s [Abe94]

Die Festigkeitssteigerung in aushärtbaren Aluminiumlegierungen wird durch die Ausscheidung von sekundären Phasen und durch die Interaktion von Versetzungen erreicht. Ausscheidungen behindern dabei die Bewegungen von Versetzungen in der Matrix und erhöhen folglich die Fließgrenze des Materials [Cal03]. Unter dem Einfluss induzierter Spannungen können Versetzungen kleine Ausscheidungen schneiden und ermöglichen plastische Deformationen. Der dafür notwendige Spannungsbetrag ist hierbei proportional zur Wurzel des Radius r der Ausscheidung [Dem06, Ost07]. Grundlage der Ausscheidungshärtung ist die Wechselwirkung von Versetzungen mit Ausscheidungen, wodurch die Versetzungsbewegung behindert wird und eine zusätzliche Spannung nötig ist, um die gleiche plastische Verformung entsprechend einer ungestörten Matrix zu erzeugen. Ausscheidungen entstehen durch Phasenumwandlungen und sind von der Matrix durch kohärente, teilkohärente oder inkohärente Phasengrenzen getrennt. Die Wechselwirkungen der Versetzungen mit den Ausscheidungsteilchen sind dabei je nach Phasengrenzen unterschiedlich [Ost07]. Kleine kohärente Ausscheidungsteilchen werden von Versetzungen geschnitten. Es entstehen neue Phasengrenzen, deren Energie beim Schneiden der Ausscheidungen zusätzlich überwunden werden muss. Je größer die Teilchen werden, desto mehr Energie muss aufgebracht werden und desto größer ist auch der Widerstand gegen plastische Verformung und eine Festigkeitssteigerung. Erreichen die Ausscheidungsteilchen einen kritischen Radius, dann setzt der sogenannte Orowan-Mechanismus ein,

sodass die Ausscheidungsteilchen leichter umgangen als geschnitten werden [Ost07]. Mit zunehmender Auslagerungsdauer wird der Teilchenabstand immer geringer und führt somit zu einem Festigkeitsanstieg. Wird der Gleichgewichtszustand erreicht, ändert sich der Volumenanteil der ausgeschiedenen (inkohärenten) Phase nicht mehr und die Hinderniswirkung auf die Versetzungen erreicht ein Maximum (Zustand T6). Mit weiterer Dauer der Auslagerung setzt die sogenannte Oswald-Reifung ein, wobei ein Wachsen der inkohärenten Ausscheidungen auf Kosten der kleineren Ausscheidungen und somit eine abnehmende Ausscheidungszahl die Folge ist. Die Ausscheidungsteilchen können wieder leichter umgangen werden (Orowan-Mechanismus) und die Festigkeit nimmt ab. Mathematische Modelle zur Vorhersage des Aushärtungsverhalten von AlMgSi-Legierungen wurden von [Myh01] erarbeitet. Die Berechnung der Ausscheidungen metastabiler Phasen kann mit Hilfe der Software MATCALC nach [Koz04] ermittelt werden. Gouttebroze und Briol entwickelten Modelle unter Berücksichtigung der Mikrostruktur der jeweiligen Ausscheidungsphasen weiter [Gou08, Bri06].

Kennwerte von Stahllegierungen sind heute aus dem Bereich der Schweißverfahren sowie in Datenbanken kommerzieller Simulationsprogramme bis zu hohen Temperaturen vorhanden [Töl13]. Exemplarisch sind in Abb. 2.31 die Experimentaldaten der temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungskurven zur Berechnung des Schweißverzugs laserstrahlgeschweißter Bleche dargestellt.

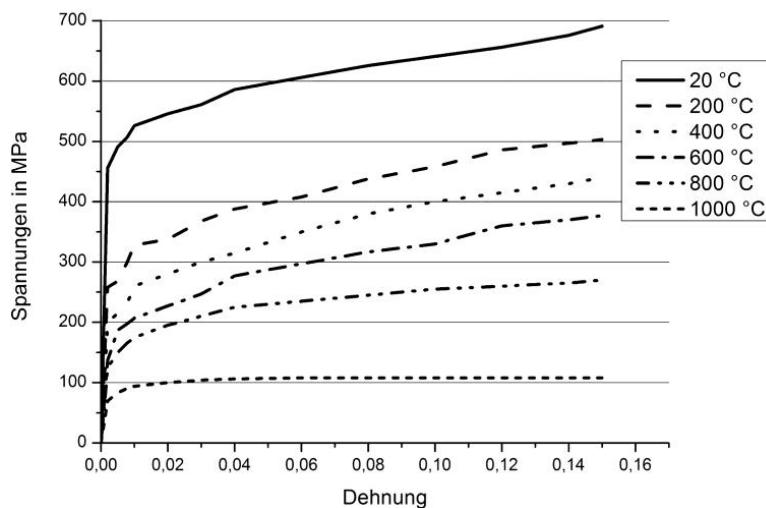
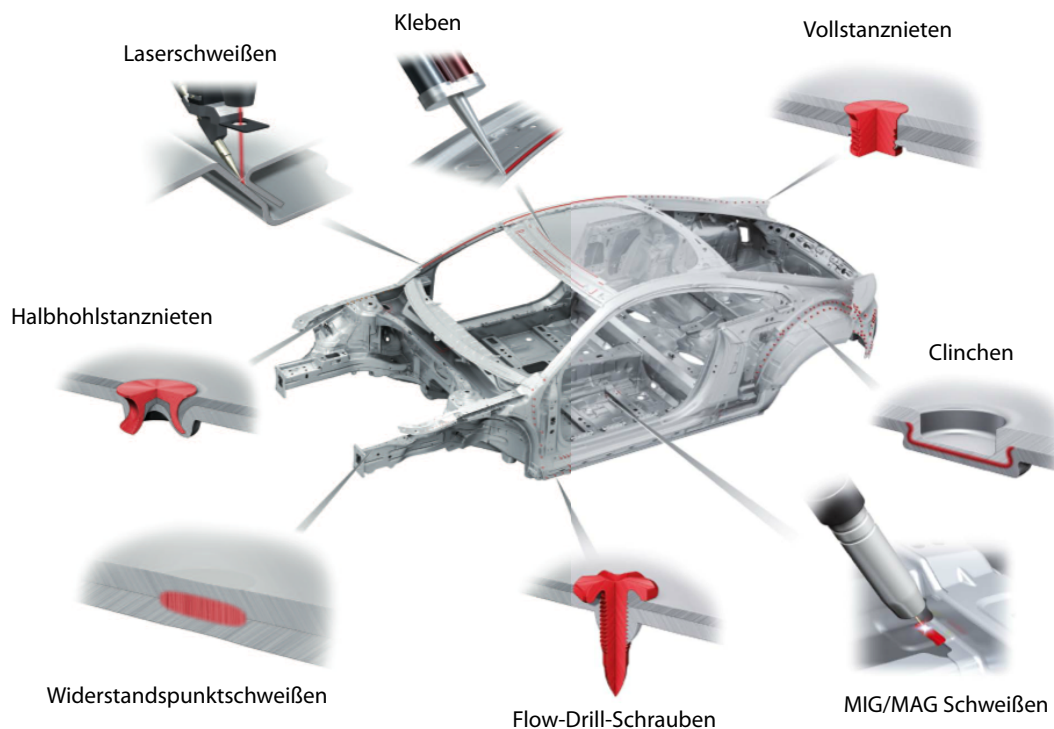


Abb. 2.31: Experimentell ermittelte Warmzugkurven am Beispiel der Stahllegierung X8CrMnNi19-6-3 bei einer Dehnrates von 0,05/s [Sch07a]

Zusammenfassend zeigen alle relevante physikalischen und mechanischen Materialkennwerte moderner Blechwerkstoffe eine deutliche Temperaturabhängigkeit und sind sowohl zur Abbildung der Wärmeübertragung als auch zur Bewertung thermomechanischer Beanspruchungen von Karosseriebauteilen in der numerischen Berechnung unbedingt zu berücksichtigen.

2.3.3 Rolle der Verbindungstechnik im Lacktrocknungsprozess

Durch die Zunahme von Multi-Material-Karosseriekonzepten steigt nach [Rei12] auch die Variantenvielfalt der Fügeverfahren im Karosseriebau. Bei der Auswahl der Fügeverfahren spielen neben der Beanspruchungsart der Verbindung, der Füge- und Applikationsprozess sowie die Wirtschaftlichkeit auch Aspekte wie die unterschiedlichen Wärmeausdehnungen der zu fügenden Werkstoffe eine entscheidende Rolle [Fig08, Bra13]. Neben thermischen und mechanischen Fügeverfahren werden heute auch Klebstoffsysteme für Festigkeits- oder Stütz- bzw. Unterfütterungsverklebungen sowie die Kombination von mechanischen oder thermischen Fügeverfahren mit Klebstoffsystemen (Hybridfugeverfahren) aus Festigkeits- und Korrosionsgründen eingesetzt [Rei12].



3020 Schweißpunkte

1113 Stanznieten

44 Vollstanzniete

128 Flow-Drill-Schrauben

199 Clinch-Punkte

1,9 m MIG/MAG Schweißverbindungen

4,9 m lasergeschweißte Nähte

76 m Klebestrecke

Abb. 2.32: Eingesetzte Fügeverfahren im Audi TT (3. Generation) [Audi]

Im Bezug auf das thermische Deformationsverhalten von Bauteilen beeinflusst die Fügechnik im modernen Karosseriebau einerseits die punkt- und linienförmige Einleitung von Kräften und Verschiebungen (entsprechend Kapitel 2.1.1) in das gefügte Bauteil, andererseits werden Fügeverbindungen aufgrund der thermischen Bauteilausdehnungen selbst durch hohe Kräfte beansprucht, was zu einem Versagen der Fügechnik oder zu einer Verformung der gefügten Bauteile führen kann [Bis06, Fig08, Eic11]. Der Zeitpunkt der maximalen thermomechanischen Belastung im KTL-Trocknungsprozess ist hierbei bei mechanischen und thermischen Verbindungen im Vergleich zu Klebeverbindungen unterschiedlich [Fig08, Eic11]. Dies wird in den folgenden Abschnitten näher erläutert.

Thermische und mechanische Fügeverbindungen

In [Fig08] wurden die Auswirkungen der $\Delta\alpha$ -Problematik am Beispiel von Nietverbindungen untersucht. Da die Fixierung der Bauteile bei Raumtemperatur erfolgte, stellte die maximale Objekttemperatur ab dem Zeitpunkt t_{max} die höchste Beanspruchung der Fügeverbindung dar. In Abhängigkeit von den Verbindungs- und Bauteilsteifigkeiten sind nun am Beispiel einer punktförmigen Fügeverbindung folgende Szenarien in Bezug auf die Fügepunktbeanspruchung und die Bauteil deformation möglich (siehe Abb. 2.33):

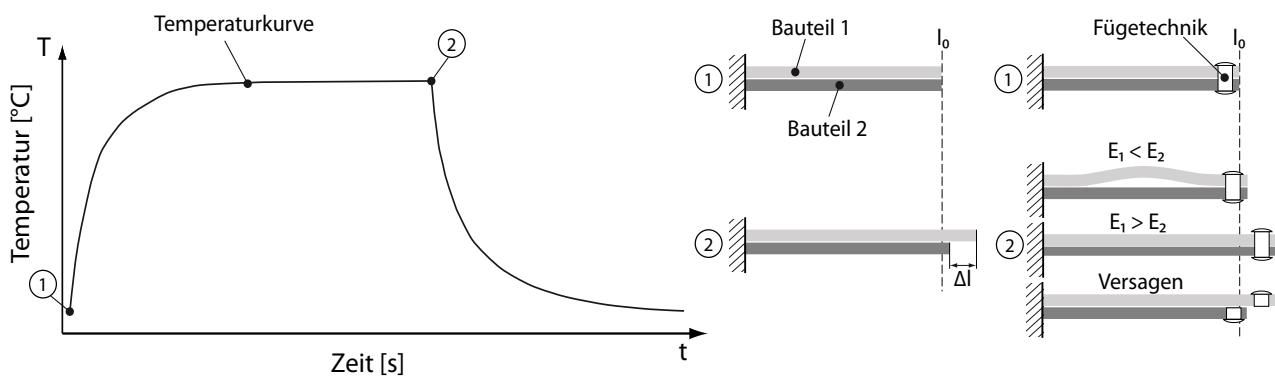


Abb. 2.33: Beanspruchungen einer punktförmigen Fügeverbindung im KTL-Trocknungsprozess in Anlehnung an [Fig08]

Unter der Bedingung des Wärmeausdehnungsverhältnisses $\alpha_1 > \alpha_2$ kann es zum Zeitpunkt (2) ($\vartheta_{max} = 200 \text{ °C}$) im Falle hoher Bauteilsteifigkeiten ($E_1, E_2 \gg 0$) zu einem Versagen des Fügeelementes oder zu Verformungen der gefügten Bauteile kommen. Die Art der Bauteilverformung ist dabei unmittelbar von den jeweiligen Bauteilsteifigkeiten abhängig. Somit resultiert eine Verformung des Fügebauteils 1 bei $E_1 < E_2$ oder eine Dehnung bzw. planare Formänderung des Fügebauteils 2 im Falle $E_1 > E_2$. Nach Prozessende zum Zeitpunkt t_{Ende} ($\vartheta_{Ende} = 25 \text{ °C}$) kehren die Bauteile im Falle $E_1, E_2 \gg 0$ aufgrund des Fügeelementversagens wieder in Ausgangslage zurück.

Bei der Kombination $E_1 < E_2$ nehmen die Bauteile ebenfalls ihre Ausgangslage ein, sofern keine lokale plastische Dehnung des Bauteils 1 stattgefunden hat. Bei $E_1 > E_2$ verbleiben messbare Formabweichungen beider Bauteile, da aufgrund der irreversiblen Formänderung des Bauteils 2 nun das Bauteil 1 unter Zugspannungen steht. In Abhängigkeit der induzierten Druckspannungen in Bauteil 2 können nun Instabilitätsprobleme die Folge sein. Somit verbleiben in beiden Fällen Spannungen in den gefügten Bauteilen [Fig08].

Klebeverbindungen

Derzeit werden in der Automobilproduktion hauptsächlich Ein-Komponenten-Klebstoffsysteme (kurz 1K-Klebstoffe) verwendet [Wil10, Men11, Eic12]. Nach [Hüs93] erfolgt die Klebstoffapplikation im Karosseriebau und die im Fügeprozess erforderliche Erwärmung in thermischen Prozessen, wie beispielsweise dem KTL-Trocknungsprozess, durch die Energiezufuhr über die Fügebauteile selbst. Die Bindung des Klebstoffes mit dem Fügebauteil wird durch Adhäsionskräfte in der Grenzschicht erzielt, wobei die Festigkeit in der Klebschicht durch Kohäsionskräfte in den Polymeren bestimmt wird [Hab06]. Die Abbindemechanismen können hierbei durch die chemische Zusammensetzung des Klebstoffes bestimmt und somit gezielt gesteuert werden [Hüs93].

Im Bezug auf das thermomechanische Bauteilverhalten im KTL-Trocknungsprozess spielen nach [Hüs93, Ewe97, Men11, Eic12] folgende klebstoffspezifische Mechanismen entsprechend Abb. 2.34 eine wichtige Rolle:

- Reaktionskinetik der Klebstoffvernetzung (Gelpunkt)
- Glasübergangsbereich

Die Reaktionskinetik beschreibt hierbei das Vernetzungsverhalten des Klebstoffes durch Ausbildung eines dreidimensionalen Netzwerkes [Eic12]. Mit Hilfe der Reaktionskinetik kann die Entwicklung des Vernetzungsgrades in Abhängigkeit von Temperatur und Zeit beschrieben werden. Der Gelpunkt bezeichnet die Zustandsänderung des Klebstoffes vom flüssigen in den festen Zustand. Nach [Hab06] ist der Klebstoff nach Erreichen des Gelpunktes zwar fest, die Polymerisation selbst dauert jedoch je nach chemischer Zusammensetzung noch einige Zeit an.

Nach [Hüs93] kennzeichnet der Glasübergangsbereich jenes Temperaturintervall, in dem der Klebstoff vom energie-elastischen in den entropie-elastischen Zustand übergeht, d.h. der Klebstoff ändert sein überwiegend elastisches in ein überwiegend plastisches Verhalten.

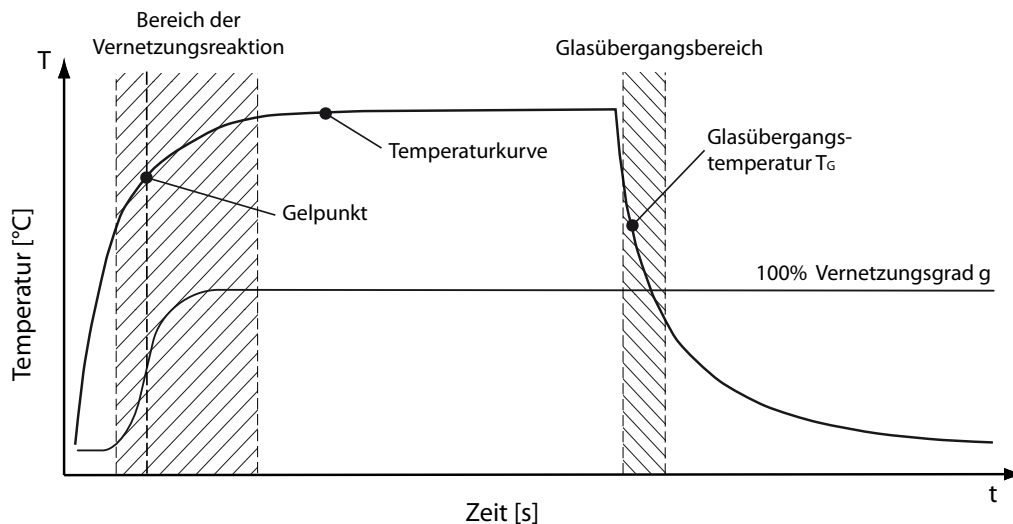


Abb. 2.34: Temperatur- und zeitabhängiges Verhalten von Ein-Komponenten-Klebstoffen im KTL-Trocknungsprozess in Anlehnung an [Hüs93, Eic12]

Im Folgenden wird das Verhalten von Klebeverbindungen während der KTL-Trocknung auf Basis der Untersuchungen von [Hüs93] und [Ewe97] beschrieben. In [Hüs93, Ewe97] wurde der Einfluss der Temperaturführung und Gleitbeanspruchung im Abbindeprozess auf Unterschiede der deformationsmechanischen Eigenschaften untersucht. Hierzu wurde eine Prüfmethode entwickelt, die aufgrund der Wärmeausdehnung der Fügepartner eine Relativbewegung in der Klebezone verursacht. In [Eic12] wird dieser Zusammenhang in Anlehnung an [Ewe97] anhand einer Werkstoffkombination mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungsverhältnissen in Abhängigkeit von den nachfolgenden KTL-Trocknungsphasen dargestellt (siehe Abb. 2.35).

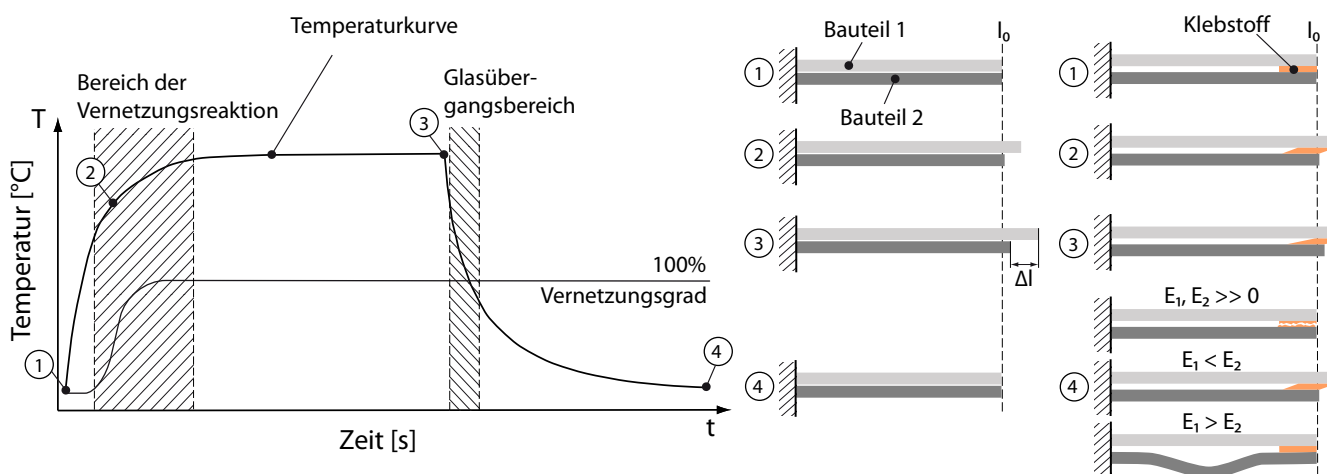


Abb. 2.35: Einfluss der Klebstoffkinetik auf die Bauteildeformation in Anlehnung an [Eic12]

Zu Beginn (Zeitpunkt (1) bei Raumtemperatur $\vartheta_{am} = 25^\circ\text{C}$) befinden sich beide Bauteile in Ausgangslage bei identischer Länge l_0 und nicht ausgehärtetem Klebstoff. Durch die Erwärmung des unvernetzten Klebstoffes sinkt die Viskosität zunächst, um dann nach dem Einsetzen des temperaturbedingten Zerfalls der Inhibitoren und dem damit verbundenen Aufbau der Makromoleküle, wieder

anzusteigen [Men79]. Damit ändern sich die mechanischen, physikalischen und chemischen Eigenschaften des Klebstoffes [Hab06, Cow76]. Zum Zeitpunkt (2) kommt es infolge der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten zu einer Relativverschiebung zwischen den beiden Fügeteilen. Da nach [Eic12] der Klebstoff seinen Gelpunkt noch nicht erreicht hat (dreidimensionales Netzwerk durch vernetzte Makromoleküle noch nicht ausgebildet), kann diese Verschiebung ungehindert stattfinden. Dieser Zustand ändert sich mit Erreichen des Gelpunktes, da nun der Klebstoff Kräfte überträgt und infolge der Wärmeausdehnung durch Gleitung (Verhältnis Verschiebung zu Klebschichtdicke) beansprucht wird (3). Somit entsteht ein Werkstoffverbund, dessen Eigenschaften erheblich von dem Ablauf der Vernetzungsreaktion sowie dem temperaturabhängigen deformationsmechanischen Klebstoffverhalten abhängt [Mat89, Yi86, Köt84].

In der Abkühlphase ziehen sich die Fügeteile wieder zusammen, so dass nach [Eic12] eine Beanspruchung der Klebschicht in Gegenrichtung erfolgt. Aufgrund der Fügeteilkontraktion treten nun zum Zeitpunkt (4), je nach Steifigkeit der Fügeteile und Eigenschaft des Klebstoffes, folgende Szenarien ein:

- Elastische und/ oder plastische Deformation der Fügeteile
- Spannungen in der Klebschicht
- Versagen der Verbindung
- Verbleibende Eigenspannungen in den Bauteilen

Im Falle von $E_1 < E_2$ resultiert eine bleibende (elastische evtl. plastische) Dehnung bzw. Deformation des Bauteils 1, da nach Unterschreiten der Glastemperatur die Festigkeit des Klebstoffes zunimmt und die Fügeteile fixiert, bevor die Bauteile ihre Ausgangslage l_0 erreichen. Bei $E_1 > E_2$ wird das Bauteil 2 aufgrund der prozentual größeren Längenänderung des Fügeteils 1 gestaucht. Formabweichungen, begünstigt durch Instabilitäten, sind die Folge.

Neben den unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten kann auch eine inhomogene Erwärmung ($\Delta\vartheta$ -Problematik aufgrund der Temperaturdifferenz) der beiden Fügepartner infolge unterschiedlicher Wärmekapazitäten (beispielsweise unterschiedliche Blechdicken) und Wärmeinträge zu einer Relativverschiebung der gefügten Bauteile führen (siehe Abb. 2.20).

2.3.4 Physische Analysemethoden zur Ermittlung von Produktveränderungen entlang der Fertigungsprozesskette

Die Einteilung der physischen Messverfahren in Abb. 2.36 zur Ermittlung von maßlichen Bauteilveränderungen erfolgt entlang der Fertigungsprozesskette. Hierbei werden die Messsysteme

hinsichtlich des Einsatzbereiches durch statische (vor und nach dem jeweiligen Fertigungsschritt) sowie in-situ Verfahren, die auch im Fertigungsschritt unter Serienbedingungen am Fahrzeug eingesetzt werden können, unterschieden. Zusätzlich erfolgt eine schematische Einordnung der Messmethoden (lokal zu global) anhand des möglichen Messbereiches.

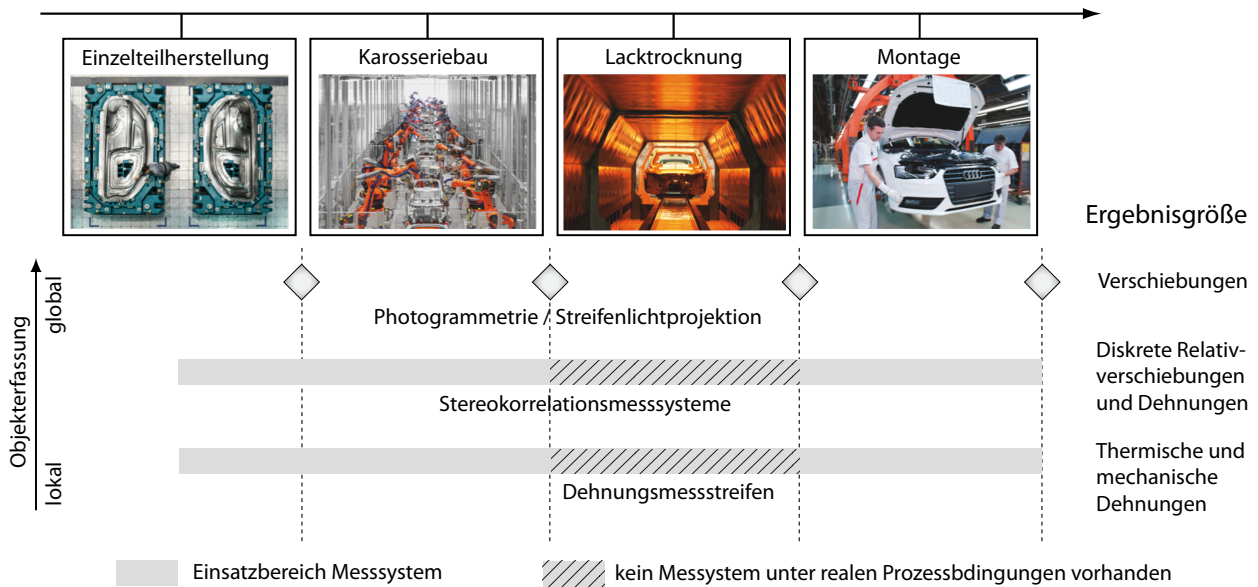


Abb. 2.36: Einsatzbereiche der Messtechnik zur Erfassung von Produktveränderungen im Lacktrocknungsprozess

In der wissenschaftlichen Arbeit von [Zac03] werden die verfügbaren Messprinzipien und -verfahren zur messtechnischen Erfassung von Oberflächen detailliert beschrieben. Neben der Unterteilung in 1D-, 2D- und 3D-Verfahren differenziert [Zac03] die 3D-Verfahren in passive und aktive Verfahren:

- Photogrammetrie (Passives 3D-Verfahren)
- Streifenlichtprojektion (Aktives 3D-Verfahren)

Unter Photogrammetrie werden nach [Bre93, Luh03] allgemeine Methoden bezeichnet, die aus einem oder mehreren Bildern eines beliebigen Objektes mittels opto-elektronischer Kameras (CCD-Kameras) indirekt dessen Form oder Lage durch Bildmessung sowie dessen inhaltliche Beschreibung durch Bildinterpretation gewinnen. Grundsätzlich können nach [Luh03] photogrammetrische Verfahren in zahlreichen Anwendungsbereichen eingesetzt werden, sofern ein Messobjekt photographisch abgebildet und ausgewertet werden kann.

Da die Photogrammetrie in der Regel keine aktive Signalisierung der Oberflächenpunkte benötigt, wird daher von einem passiven bildgebenden Verfahren gesprochen [Göp91, Pie91, Xu94]. Neben der Erkennung von natürlichen nichtperiodischen Strukturen (Kanten oder Bohrungen) werden Ansätze der Grauwertkorrelation verfolgt [Alb97]. Hierfür können nach [Sch97, Küc99, The99] entsprechende regelmäßige oder stochastische Muster sowie Codemarken auf dem Messobjekt

appliziert oder projiziert werden. Die Form und die Lage des Objekts werden über die Rekonstruktion von Strahlenbündeln ermittelt, wobei jeder Bildpunkt zusammen mit dem Projektionszentrum eine Raumrichtung des entsprechenden Strahls zum Objektpunkt festlegt (siehe Abb. 2.37.). Die notwendigen mathematischen Verfahren werden als Mehrbild-Triangulation oder auch Bündeltriangulation bezeichnet [Bre93, Wes87, Kah03, Luh03].

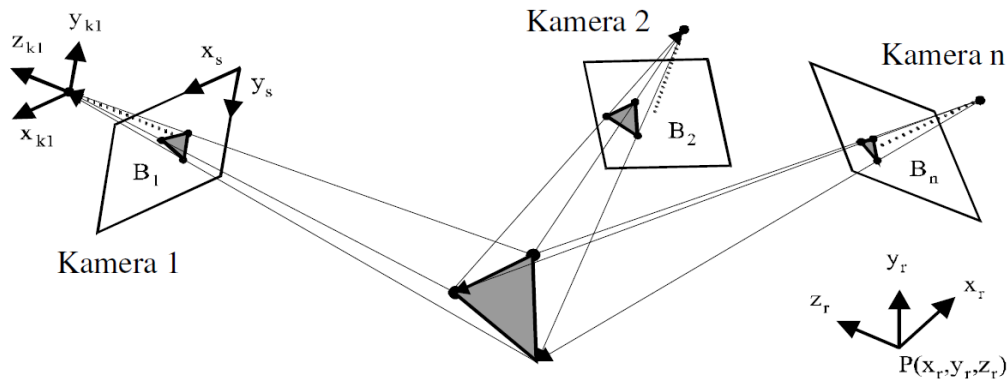


Abb. 2.37: Prinzip der photogrammetrischen Bündeltriangulation nach [Zac03]

Die Streifenprojektion ist ein Messverfahren mit strukturierter Beleuchtung und stützt sich auf das Verfahren der aktiven Triangulation. Es wird das Prinzip des codierten Lichtansatzes durch zeitlich modulierte Streifenmuster genutzt [Luh03]. Dadurch ist es möglich, dreidimensionale Geometrien zu digitalisieren. Über einen Projektor, der nach der Methode der optischen Streifenprojektion funktioniert, werden verschiedene äquidistante Streifenmuster in zeitlicher Abfolge auf das Bauteil projiziert (siehe Abb. 2.38).

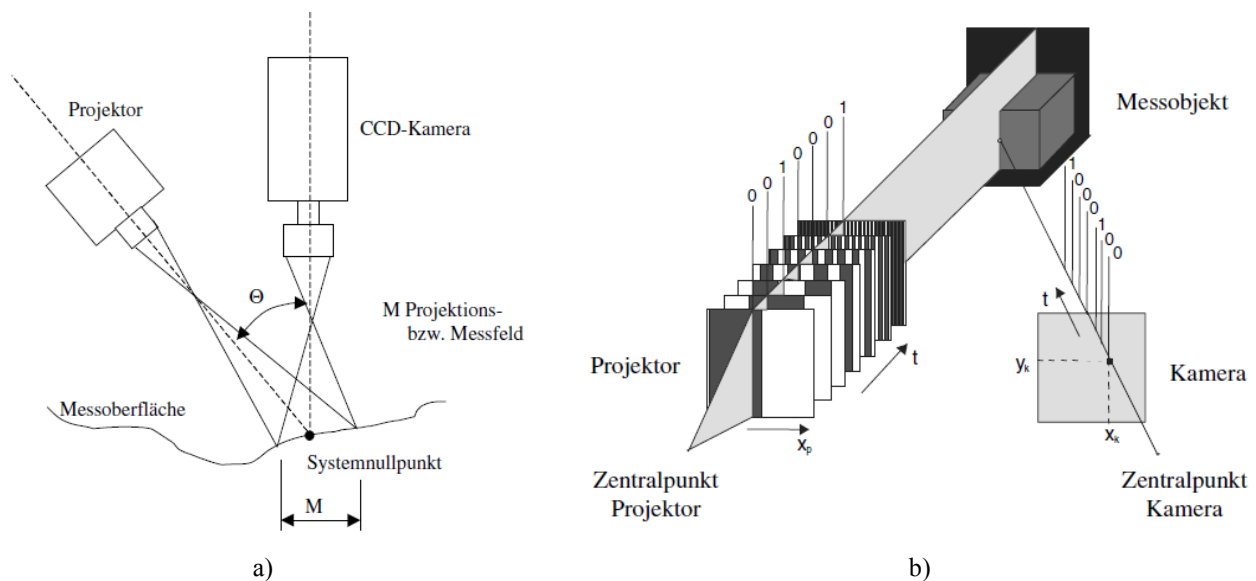


Abb. 2.38: Verfahrensprinzipien der Streifenprojektionsverfahren nach [Zac03]

- a) Prinzipielle Anordnung eines Streifenprojektionssystems
- b) Prinzip des Graycode-Verfahrens des codierten Lichtschnitts

Bei den projizierten Mustern handelt es sich nach [Wah86, Sta90] um binär codierte Streifen und Grauwertverläufe nach dem Verfahren des Phasenverschiebens. Hierbei nehmen eine oder mehrere CCD-Kameras die projizierten Streifenmuster unter einer bestimmten Beobachtungsrichtung auf. Über die auf die Bauteil-Geometrie projizierten Streifenmuster wird mittels Triangulation für jeden aufgenommenen Bildpunkt (Pixel) die Lage des zugehörigen Objektpunktes berechnet. Anschließend wird durch die Berechnung der Punkte ein dreidimensionales Modell der vermessenen Geometrie erzeugt [Ber06].

In [Hel10, Alb12b] werden Anwendungsbeispiele zum Einsatz unterschiedlicher Stereokorrelationsmesssysteme auf Photogrammetriebasis entlang der Fertigungsprozesskette gegeben. Hierbei werden im Bereich der Einzelteilherstellung Formänderungsanalysen [GOM14a, Via14] zur Ermittlung der Bauteileigenschaften (Dehnungsverteilung, Blechdicke) sowie in-situ Dehnungs- und Deformationsmessungen [GOM14b, GOM14c] in den Bereichen Karosseriebau und Montage vorgestellt. Der Einsatz von Streifenprojektionsverfahren zur durchgängigen Bauteildigitalisierung ist nach [Mül09, Tie09, Eck12] bereits in Vor- und Serienanwendungen etabliert. Für detaillierte Informationen hinsichtlich der verfügbaren Messsysteme sei an dieser Stelle auf die Produkthersteller wie beispielsweise GOM und AICON [Gom14e, Aic14] verwiesen.

Dehnungsmessstreifen (DMS) basieren auf dem Messprinzip der elektrischen Widerstandsänderung eines metallischen Drahtes, der zwischen zwei Folien aus isolierendem Trägermaterial aufgedampft ist [Roh 89]. Bereits 1938 entwickelten E. E. Simmons und A. C. Ruge die ersten DMS (basierend auf Kupferdraht) in den USA [Kei95]. Durch zahlreiche Untersuchungen (beispielsweise von C. Rohbach und N. Czaika [Roh59, Roh61]) ist der Dehnungsmessstreifen stetig weiterentwickelt und in Handhabungsvorschriften sowie Richtlinien wie VDI/VDE/GESA 2623 oder ASTM E 251-92 dokumentiert worden [VDI35, AST25]. Proportional zur Dehnungsänderung des Bauteils $\Delta l/l$ erfährt der DMS eine Änderung des elektrischen Widerstands $\Delta R/R$:

$$\frac{\Delta R}{R} = k \frac{\Delta l}{l} \quad (2.8)$$

wobei k (k -Faktor) die Empfindlichkeit des DMS, bezogen auf die Volumenänderung des Messdrahtes und des spezifischen Widerstandes, darstellt. Nach [Ste72] beeinflussen sowohl die Herstellungstechnologie der DMS hinsichtlich der Wärmebehandlung oder der Kombination des Messgitters mit dem Trägermaterial als auch die Klebstoffdicke und die Elastizität des Klebstoffs den k -Faktor eines Dehnungsmessstreifens und muss bei der Messung beachtet und ggf. kompensiert werden.

2.3.5 Einfluss vorgelagerter Prozesse und Wechselwirkungen im Lacktrocknungsprozess

Eine Herausforderung in der Anlaufphase einer neuen Automobilkarosserie stellt das Erreichen der geforderten Qualitätsziele (siehe Kap. 2.2) dar. Da die finale Maßhaltigkeit das Ergebnis der Produktveränderungen entlang der gesamten Fertigungsprozesskette darstellt, sind unter anderem nach [Roh01, Pap08, Alb12a, Eck12, Pin14] Prognosen der Maßhaltigkeit nur durch die Kenntnis vorhergehender Produkt- und Prozessveränderungen im Sinne von Spannungszuständen und resultierenden Formabweichungen sinnvoll. Die wissenschaftlichen Arbeiten von [Roh01, Fle09, Wei09, Bla12] untersuchen dabei den Einfluss von Produkt- und Prozessparametern auf das Rückfederungsverhalten von Blechbauteilen nach dem Tiefziehen und umformtechnischen Folgeoperationen. Maßabweichungen von Baugruppen resultieren nach [Boh98, Leu10, Eck12] aus dem Zusammenwirken von Einzelteiltoleranzen, Ausrichtungsoperationen, Fügevorrichtungstechnik und der Fügeverfahren. Dabei führen Einzelteilabweichungen nicht zwangsläufig zu verstärkten Maßabweichungen im Zusammenbau wie die Studie [Aut99] der Universität Michigan am Beispiel einer Karosseriebaugruppe aufzeigt. Die globalen Formabweichungen einer mechanisch punktförmig gefügten Baugruppe werden nach [Cai05, Mas05, Fan06, Neu09, Eck12] durch die Überlagerung der Einzelteilabweichungen und von den lokalen Fügeverzügen unter Berücksichtigung der Spannungssituation verursacht. In [Eck11a] werden die prozessbedingten Produktveränderungen am Beispiel einer Prozesskettensimulation der Fertigungsschritte Einzelteilherstellung, Fügen, und Falzen dargestellt (siehe Abb. 2.39).

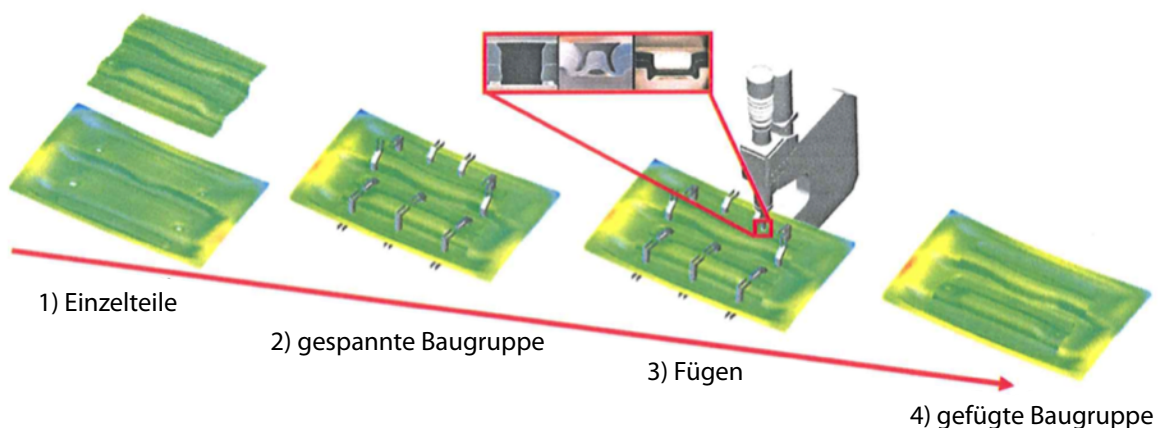


Abb. 2.39: Veränderung der Maßhaltigkeit einer punktförmig gefügten Baugruppe [Eck11a]

Resultierende Formabweichungen von Baugruppen aufgrund thermischer punkt- oder linienförmiger Fügeverfahren werden unter anderem in [Rad02, Mas05, Fan07, Sch07a, Pap08, Sch09, AIF10, Sch11, End12] detailliert beschrieben. Der Einfluss von vorhergehenden Fertigungsschritten auf das

Maßhaltigkeitsergebnis von Baugruppen nach dem Falzen werden von [Eck11a, Eis12, Käs13] untersucht. Darüber hinaus zeigen die Publikationen von [Maj03, Dro13] den Einfluss von Fügevorrichtungen und Spannkonzerten auf die Maßhaltigkeit von Baugruppen auf. In [Eck12] werden neben dem eigentlichen Fügeprozess auch die Berücksichtigung der Prozessschritte Bauteilhandling (Transport) und Klebstoffgelieren auf die finale Maßhaltigkeit von Anbauteilen im Karosseriebau beschrieben.

Zusammenfassend führen vorgelagerte Prozessschritte vor dem Lacktrocknungsprozess zu deutlichen Maßveränderungen bezogen auf die Nominaldaten (CAD-Konstruktionsdaten) der Automobilkarosserie. Dabei können die resultierenden Formabweichungen aufgrund der veränderten Geometrie im Sinne von Maßabweichungen sowie Imperfektionen ein differentes Verformungsverhalten bezogen auf die ursprüngliche Form nach Konstruktionsvorgabe zur Folge haben. Somit resultieren in Abhängigkeit von den induzierten Spannungen reversible oder auch irreversible Dehnungen im Bauteil selbst, die nach [Alb11a] die bleibenden Formabweichungen nach der KTL-Trocknung merklich beeinflussen können.

Prozesskettensimulation

Die Kopplung bzw. die Weitergabe von Simulationsergebnissen an den folgenden Berechnungsschritt entlang der Fertigungsprozesskette von Karosserien und deren Anbauteilen sind Gegenstand zahlreicher Veröffentlichungen. Eine Auswahl unterschiedlicher Kopplungsrouten bzw. Prozessverknüpfungen ist in Abb. 2.40 dargestellt.

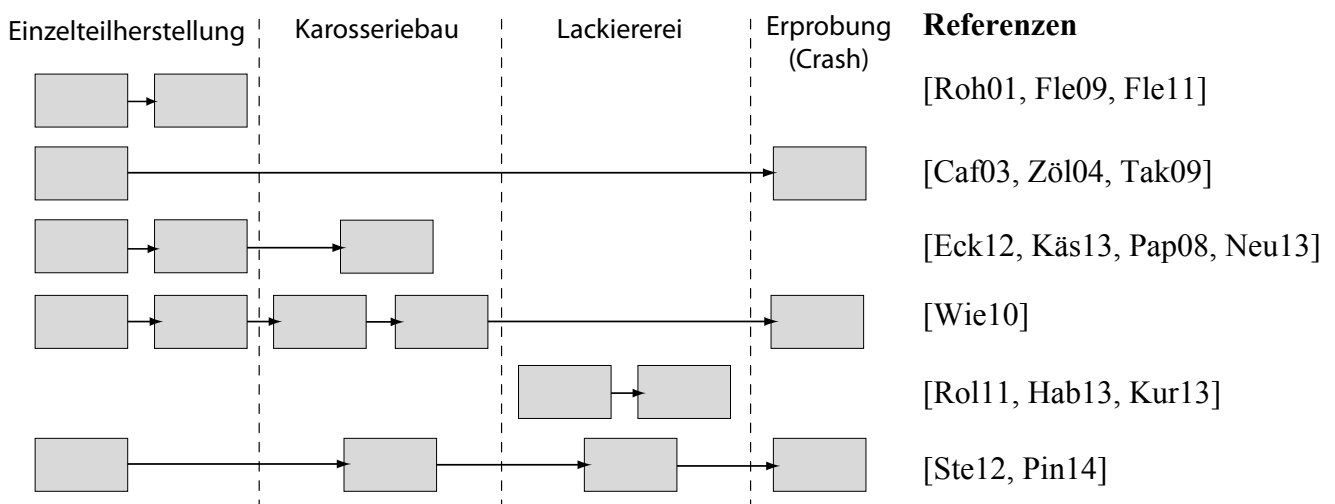


Abb. 2.40: Matrixdarstellung ausgewählter Prozesskettensimulationen entlang der Karosseriefertigungsprozesskette

Die Verkettung der einzelnen Berechnungsschritte in der Einzelteilherstellung (Tiefziehen, Beschneiden, Abstellen, Nachformen) werden in [Roh01, Fle09, Fle11] unter Verwendung eines

durchgängigen Solvers (LS-DYNA) realisiert. Die Kopplung von Umform- mit Crashsimulationen erfolgt nach [Caf03, Zöl04, Jan05, Tak09] ebenfalls unter Einsatz eines durchgehenden Simulationsprogramms und desselben Solvers (LS-DYNA). In [Eck11a, Eck12, Käs13] bilden Umformsimulationen die Basis für die Berechnung der Maßhaltigkeit von mechanisch gefügten Baugruppen und anschließender Falzoperationen (PAM-STAMP, LS-DYNA). Weitere Kopplungen werden in [Pap08] zur Berücksichtigung der Umformhistorie in Schweißsimulationen (AUTOFORM, PAM-STAMP, HYPERMESH, SYSWELD) oder [Neu13] beschrieben, wobei hier die Prozesskette (Einzelteilherstellung, Spannen, therm. Fügen) in PAM-STAMP unter Abbildung des thermischen Fügeverzugs durch ein mechanisches Ersatzmodell realisiert wird. In [Wie10] wird neben der Kopplung der Prozessschritte Einzelteilherstellung, Zusammenbau auch ein durchgängiges Materialmodell für die anschließende Crashberechnung implementiert.

Die virtuelle Abbildung von Teilprozessen in der Lackierung konzentriert sich nach [Kur06, Sch06, Bra10, Rol11, Hab13] auf den Vorbehandlungs- und kathodischen Tauchlackierungsprozess. Die Absicherung des kathodischen Tauchlackierens bezieht sich neben den Untersuchungen hinsichtlich Benetzungsfehler, Badverschleppung und der Ermittlung von Strömungskräften, zusätzlich auf die Berechnung der elektrochemischen Schichtdickenverteilung [Kur06]. Im Bereich der KTL-Trocknung werden nach [Rol11] die transienten Temperaturverteilungen zur Bewertung der Trocknung und Aushärtung der Prozessstoffe (KTL-Beschichtung, Kleb- und Dämmstoffe) sowie der Aushärtung von Blechlegierungen unter Berücksichtigung der aktuellen Ofeneinstellungen berechnet. Das transiente Temperaturfeld dient darüber hinaus als Eingangsgröße zur Berechnung der thermomechanischen Bauteildeformationen [Bla09, Rol11, Alb12b, Hab13, Kur13]. Neben der Berechnung der jeweiligen Ergebnisgrößen aller beteiligten Prozesse besteht nach [Rol11] auch die Möglichkeit, Ergebnisgrößen einer Prozesssimulation in den nachfolgenden Prozessschritten als Eingangsgrößen zu berücksichtigen. Zum Beispiel können Luftblasen und Pfützen als Eingangsgrößen der KTL-Beschichtungssimulation dienen. Die resultierende Schichtdicke und Pfützen können wiederum in der Trocknungssimulation als Eingangsgröße zur Temperaturfeldberechnung herangezogen werden [Rol11].

In Tab. 2.4 sind die kommerziell verfügbaren Softwaresysteme zur Berechnung des Temperaturfeldes im Durchlauftrockner sowie die resultierenden Karosseriedeformationen aufgrund der einwirkenden Temperaturlast zusammengefasst. Die jeweiligen numerischen Ansätze unterscheiden sich hierbei hinsichtlich der Formulierungen bzw. Diskretisierungen. Neben der Finiten Element Methode (FEM) finden ebenso Strömungssimulationen (CFD) Anwendung. Ferner beschreibt [Rol11] umfangreich die Berechnung von Strukturbelastungen der Karosserie, die aufgrund von

Drücken auf die Karosserie bei Tauchvorgängen entstehen. Die hierfür notwendige Berechnungsmethode basiert auf einer sequentiellen Kopplung einer Mehrphasenströmungsberechnung mittels CFD und einer anschließenden Übertragung der Strömungskräfte bzw. Druckverteilungen auf ein Strukturmodell der Karosserie und anschließenden Berechnung von deren Verformung mittels FEM. Im nächsten Fertigungsschritt wird die Karosserie nach dem Tauchvorgang mit dem Temperaturfeld aus dem Durchlaufrockner beaufschlagt.

Tab. 2.4: Übersicht der kommerziell verfügbaren Systeme zur Berechnung der Temperaturfelder im Durchlaufrockner sowie die resultierende Deformation der Karosserie

Berechnungsziel	Software	Numerischer Ansatz	Ausgewählte Referenzen
KTL-Trocknung und Aushärtung	FLUENT	CFD	[Kla06, Bla09, Sch10a]
	STAR-CD/ STAR-CCM+	CFD	[Bla09, Rol11, Pfl13]
	VPS/DRY		
	THESEUS-FE OVEN	FEM	[Cad11, Sch06]
		FEM	[The13, Pau13]
Thermomechanische Deformation	STAR-CD und MSC.MARC	CFD-FEM	[Rol11, Kur13]
	VPS/DRY und ANSYS	FEM-FEM	[Cad11, Sch06]
	THESEUS-FE OVEN und ABAQUS	FEM-FEM	[Alb12a, Hab13, Pau13]

In dem BMBF-Projekt „Durchgängige Virtualisierung der Entwicklung und Produktion von Fahrzeugen“, kurz VIPROF (Projektlaufzeit 09/2008 – 08/2011), wurden umfangreiche Untersuchungen zur Ermittlung der Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Fertigungsverfahren und der Fertigungshistorie auf die finalen Produkteigenschaften (hier: Crashverhalten) durchgeführt. Das Forschungskonsortium des VIPROF-Projektes setzte sich hierbei aus Industriepartnern und Forschungsinstituten zusammen und verfolgte nach [Pin09, Ste12] zwei wesentliche Ziele:

- Effiziente Verkettung der Simulationsprogramme
- Dokumentation der Prozesskettensimulationsergebnisse in ein übergeordnetes PLM-System

Die Sensitivitätsstudien wurden hierbei an einer geschweißten Serien-Baugruppe bestehend aus einer B-Säule und einer Schwellerverstärkung eines VW Touran GP durchgeführt. Aufgrund der zum Zeitpunkt des Projekts vorhandenen anwendungsspezifischen Simulationsprogramme fand man eine heterogene Systemlandschaft vor, die in Abb. 2.41 exemplarisch dargestellt ist. Die Umformsimulationen wurden in dieser Studie mit PAM-STAMP (inkrementell) und FTI FORMING SUITE

(One-Step Solver) durchgeführt. Für die anschließende Schweißsimulation wurde SYSWELD, für die Lacktrocknung VPS/DRY und für die Crashsimulation PAM-CRASH verwendet [Ste12].

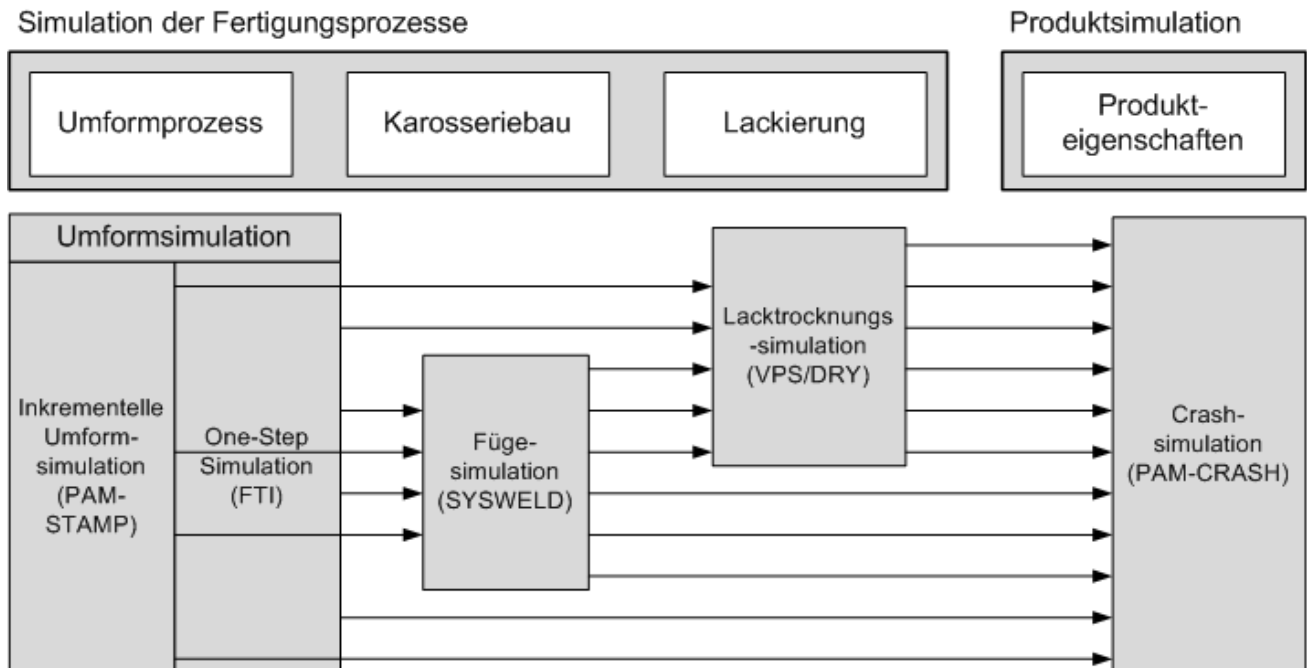


Abb. 2.41: Darstellung der Kopplungsrouten der Sensitivitätsstudien in Anlehnung an [Pin09]

Nach [Pin10] wird für die Datenübertragung der skalaren und tensoriellen Größen, die solver-unabhängige Software SCAI-MAPPER ausgewählt und verwendet. Die Ergebnisqualität hängt dabei nach [Ste12, Pin14] maßgeblich von der Netzgröße ab, da Interpolationen zwischen den Elementen zu Glättungen der Ergebnisse führen. Somit gehen kritische skalare Werte (geringe Blechdicke, hohe plastische Vergleichsdehnungen) womöglich verloren. Die Untersuchung der Mapping-Güte bei der Übertragung der Werte zwischen Umform- und Schweißsimulation anhand von 20 Messpunkten wird mit 84 % bei einem relativen Fehler unter 5 % angegeben. Die Mappinggüte der tensoriellen Größen (Dehnung, Spannung) werden nicht näher quantifiziert und mit „ausreichend genau“ angegeben. Die Berücksichtigung der Umformhistorie (Blechdicken und plastische Dehnungen) führt nach [Pin14] zu „genaueren“ Ergebnissen der thermischen Fugesimulation in der Sensitivitätsstudie. Die Übermittlung der Blechdicke und plastische Dehnungen zeigen in der Trocknungssimulation mit VPS/DRY für die betrachtete Baugruppe keine Änderung der resultierenden Bauteildeformationen. Als interessante Eingangsgröße für folgende Crashsimulationen wird nach [Pin14] der temperatur- und zeitabhängige Bake-Hardening-Effekt identifiziert, woraufhin das vorhandene Materialmodell erweitert wurde [Ste10, Ste12, Pin14]. Das Aushärtungsverhalten wurde hierbei linear abhängig zur Haltezeit modelliert und die mittlere aushärtungsbedingte Verfestigung proportional zur Ausprägung ansteigend angenommen [Pin14]. In der Crashberechnung

wird die Berücksichtigung der Blechdicke und der plastischen Dehnungen lediglich als „positiv“ bewertet und nicht näher spezifiziert [Ste12]. Eine quantitative Bewertung der Ergebnisgrößen wird somit nicht explizit ausgewiesen.

Zusammenfassend bewertet die Sensitivitätsanalyse des VIPROF-Projekts die Notwendigkeit der Prozessverkettung durch Eigenschaftstransformationen (Blechdicken, plastische Vergleichsdehnungen) vorhergehender auf nachfolgende Prozesssimulationen. Die Ausgangsbasis aller Prozesssimulationen bildet hierbei das FE-Netz auf CAD-Nominaldaten. Ausnahme bildet das Teilprojekt Schweißsimulation [Ste12]. Hierbei werden Variantenrechnungen durch Übernahme des „verformten“ Netzes durchgeführt.

2.4 Fazit aus dem Stand der Technik und Problemsynthese

Der Stand der Technik zeigt, dass entlang der gesamten Fertigungsprozesskette der Karosserieentwicklung zahlreiche Analyse- und Berechnungsmethoden mit unterschiedlichen Untersuchungszielen und Softwarelösungen existieren. Neben der frühen Untersuchung der Herstellbarkeit werden diese Berechnungsmethoden heute zur Auslegung von Fertigungsprozessen (Anlagen, Fertigungsprozessparameter) oder zur Vorhersage der erzielbaren Produkteigenschaften (beispielsweise Bauteilfestigkeit) im bzw. nach dem Fertigungsprozess eingesetzt. Im Bereich der Lacktrocknung konzentrieren sich aktuelle Arbeiten von [Kla06, Bla09, Wil10] und [Rol11] vor allem auf die Abbildung von Heißluft- bzw. Infrarot-Ofenprozessen zur Auslegung und Optimierung der Trocknungsprozesse von Automobilkarosserien. In diesen Arbeiten werden weder prozessbedingte Produktveränderungen im KTL-Trocknungsprozess noch die Wechselwirkungen mit vorgelagerten Fertigungsschritten (Einzelteilherstellung und Fügeoperationen im Karosseriebau) auf das Deformationsverhalten der Karosserie während der Lacktrocknung untersucht.

Eine Verknüpfung einzelner Fertigungsschritte zur Vorhersage der Maßhaltigkeit von punktförmig mechanisch gefügten Baugruppen im Karosseriebau wird in [Eck12] vorgestellt. Bleibende Formabweichungen nach Ofenprozessen sind allerdings nicht Gegenstand seiner Untersuchungen. Das BMBF-Forschungsprojekt VIPROF sowie die wissenschaftliche Arbeit von [Pin14] bewerten hingegen die globale Sensitivität von Bauteileigenschaften (Blechdicke, plastische Vergleichsdehnungen, Eigenspannungen) in der Crash-Berechnung über die Prozesskette Umformen, Schweißen und KTL-Trocknung hinweg. Die von ihm durchgeführten Untersuchungen am ausgewählten Beispiel einer B-Säule zeigten einen signifikanten Beitrag bei der Übertragung von Blechdicken und plastischen Vergleichsdehnungen als Eingangsdaten in die Crashberechnung. Der Einfluss des KTL-Trocknungsprozesses wurde darüberhinaus als signifikant im Hinblick auf die

berechneten Bake-Hardening-Zustände der aushärtbaren Stahllegierungen und dadurch modifizierten Fließkurven für die Crashberechnung bewertet. Ein Effekt der Eigenspannungszustände in den jeweiligen Fertigungsprozessschritten konnte jedoch am Beispiel der B-Säule nicht nachgewiesen werden. Somit wurden an der B-Säule keine bleibenden Formabweichungen oder thermisch induzierte Beulen im KTL-Trocknungsprozess detektiert. Außerdem stellt die B-Säule nach [Pin14] ein bereits auf den Serienstand optimiertes Bauteil in Bezug auf prozessbedingte Bauteilveränderungen dar. Weiterhin verhält sich die B-Säule aufgrund ihrer Formsteifigkeit nicht annähernd so sensitiv im KTL-Trocknungsprozess wie beispielsweise eine Außenhautbeplankung.

Die hier im Stand der Technik aufgeführten Arbeiten zeigen zwar die mögliche Kopplung der einzelnen Prozesssimulationen im Fertigungsprozess mit der KTL-Trocknung durch Anwendung von Mapping-Algorithmen auf, der eigentliche Nachweis zur Notwendigkeit der Berücksichtigung vorgelagerter Fertigungsprozesse zur Vorhersage von bleibenden Formabweichungen nach der Lacktrocknung bleibt ungeklärt. Ferner liegen keine ausreichenden experimentellen Untersuchungen an unterschiedlichen Baugruppen zur Bewertung des Einflusses von vorhandenen Formabweichungen vorgelagerter Fertigungsschritte und Wechselwirkungen aufgrund von Eigenspannungen auf das Deformationsverhalten von Baugruppen im KTL-Trocknungsprozess vor. Ohne ausreichende experimentelle Untersuchungsergebnisse an geometrisch unterschiedlichen Baugruppen ist jedoch eine Validierung der Prozesssimulation nicht aussagefähig. Hierfür sind neben der Durchführung von experimentellen Untersuchungen auch Versuchseinrichtungen sowie die zugehörige Messtechnik / -methodik zu entwickeln, die eine reproduzierbare Analyse von Bauteilen unter realen Prozessbedingungen ermöglichen. Derzeit sind in-situ Deformations- und Dehnungsmessungen an Bauteilen unter realen KTL-Trocknungsprozessbedingungen noch nicht realisiert.

Im Hinblick auf eine frühzeitige Absicherung von Mischbaukarosseriekonzepten im Lacktrocknungsprozess ($\Delta\alpha$ -Problematik) sind jedoch die Kenntnisse von Haupteinflussgrößen und mögliche Wechselwirkungen aus vorgelagerten Fertigungsprozessschritten für eine aktive Konzeptbeeinflussung notwendig. Ferner existieren derzeit keine Handlungsempfehlungen oder Analysemethoden, die zwischen jeweiligen Produktentstehungsphasen (Entwicklungsphase, Prototypen-, Vorserien- und Serienphase) sowie den vorhandenen Produkt- und Prozessinformationen unterscheiden. Darüber hinaus ist die Übertragbarkeit von numerischen und experimentellen Baugruppenuntersuchungen auf komplexe Karosserieberechnungsmodelle im Hinblick auf eine effiziente Problemanalyse mit kurzen Berechnungszeiten derzeit nicht beschrieben.

Die eingangs formulierten Fragen, ob derzeit alle auf das thermomechanische Deformationsverhalten von Bauteilen relevanten Einflussgrößen in den aktuellen Berechnungsmethoden berücksichtigt sind

und inwiefern vorgelagerte Fertigungsschritte das Bauteilverhalten während der Lacktrocknung beeinflussen, werden durch den vorgestellten Stand der Technik somit nicht beantwortet.

Schließlich besteht der Anspruch dieser wissenschaftlichen Arbeit in der systematischen simulativen und experimentellen Untersuchung und Bewertung der signifikanten Einflussgrößen auf das Deformationsverhalten von Bauteilen und ganzen Automobilkarosserien während der Lacktrocknung. Ferner soll in dieser Arbeit der Einfluss vorgelagerter Fertigungsschritte auf das thermomechanische Deformationsverhalten von Baugruppen untersucht und die Notwendigkeit zur Berücksichtigung in den numerischen Prozesssimulationen bewertet werden. Hierzu werden geeignete Versuchsbaugruppen sowie experimentelle Prüfstände zur Durchführung von reproduzierbaren Experimenten entwickelt und geeignete Metriken zur detaillierten Validierung der Berechnungsergebnisse mit den Experimentaldaten angewendet. Schlussendlich werden die Erkenntnisse in einer durchgängigen Analysemethodik entlang des Produktentstehungsprozesses zusammengefasst. Mit Hilfe dieser verifizierten simulationsgestützten Analysemethodik sollen zukünftig neue Automobilkarosserien bereits in der frühen Produktentwicklungsphase hinsichtlich des thermomechanischen Deformationsverhaltens im Lacktrocknungsprozess untersucht und gegebenenfalls konzeptionell beeinflusst werden.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Neue Leichtbaukarosseriekonzepte zeichnen sich nach [Hof13] unter anderem durch eine beanspruchungsgerechte Materialauswahl aus. Diese Leichtbaustrategie führt zu Herausforderungen in der Einzelteilherstellung aufgrund eines breiten Spektrums von Materialgütern und Festigkeitseigenschaften sowie in der Entwicklung und Qualifizierung neuer Füge-technologien. Der Materialmischbau in Automobilkarosserien kann jedoch auch zu irreversiblen Produktveränderungen in Fertigungsprozessen führen und stellt somit auch neue Herausforderungen an die Fertigungsabsicherung neuer Karosseriekonzepte in der frühen Entwicklungsphase. Da vor allem Mischbaukarosseriekonzepte unmittelbar im Lacktrocknungsprozess aufgrund der hohen Prozesstemperaturen und der unterschiedlichen materialspezifischen Wärmeausdehnung zu irreversiblen Produktveränderungen führen können, spielt die frühe Produkt- und Prozessabsicherung zur Vermeidung von zeit- und kostenintensiven Änderungsschleifen und Qualitätsverbesserungen im Produktentstehungsprozess (PEP) eines neuen Automobils eine besondere Rolle.

Virtuelle Methoden der Eigenschaftsentwicklung sowie die Auslegung und Planung von Betriebsmitteln und Anlagenkonzepten sind bereits fester Bestandteil in modernen Entwicklungsprozessen aller Automobilhersteller. Der Stand der Technik zeigt zudem den steigenden Einsatz der Finite-Elemente-Methode zur Auslegung und Absicherung von Fertigungsprozessen. Prozesssimulationen im Bereich der Lackierung stellen jedoch derzeit aufgrund der komplexen physikalischen Zusammenhänge hohe Anforderungen an die Modellaufbereitung und Rechenleistung und sind deshalb in der Regel von vorgelagerten Fertigungsschritten entkoppelt. Qualitätsrelevante Wechselwirkungen von Karosseriekomponenten im Lacktrocknungsprozess aufgrund von vorgelagerten Fertigungsschritten können somit erst mit Beginn der physischen Prototypenphase endgültig erkannt werden.

3.1 Zielsetzung der Arbeit

Im Sinne einer aktiven Konzeptbeeinflussung von neuen Karosseriekonzepten im Lacktrocknungsprozess sollen bereits in der frühen Phase der Produktentwicklung qualitätsrelevante Problemstellungen hinsichtlich Produktveränderungen im Sinne von bleibenden Formabweichungen erkannt werden. Der Einsatz der Finite Elemente Methode (FEM) erfordert hierfür eine quantifizierbare Prognosegüte und effiziente Berechnungsmethoden zur Durchführung von Variantenberechnungen in der Plausibilisierung von Lösungsvorschlägen. Die Prognosegüte der numerischen Berechnungen entscheidet dabei über die Belastbarkeit der Berechnungsergebnisse und somit die Entscheidungsfindung in Bezug auf Verbesserungsmaßnahmen.

Somit stellt die genaue Kenntnis der phänomenologischen Wechselwirkungen von einzelnen Bauteilen mit ganzen Baugruppen hinsichtlich Formabweichungen im Lacktrocknungsprozess und deren Wechselwirkungen mit vorgelagerten Fertigungsprozessen die Grundvoraussetzung dieser Analyse dar. Im Rahmen dieser Arbeit sollen daher die thermomechanischen Produktveränderungen hinsichtlich irreversibler Formabweichungen an vollständigen Automobilkarosserien systematisch untersucht und quantifiziert werden. Auf Basis der experimentellen Untersuchungen an geeigneten Prüfkörpern sollen die heutigen Anwendungsmöglichkeiten der numerischen Berechnung von thermomechanischen Bauteil deformationen in der frühen Konzeptphase einer Automobilkarosserie, zur Unterstützung in der Fehleranalyse und auch zur Reifegradsteigerung in der Anlaufphase aufgezeigt und gezielt weiterentwickelt werden.

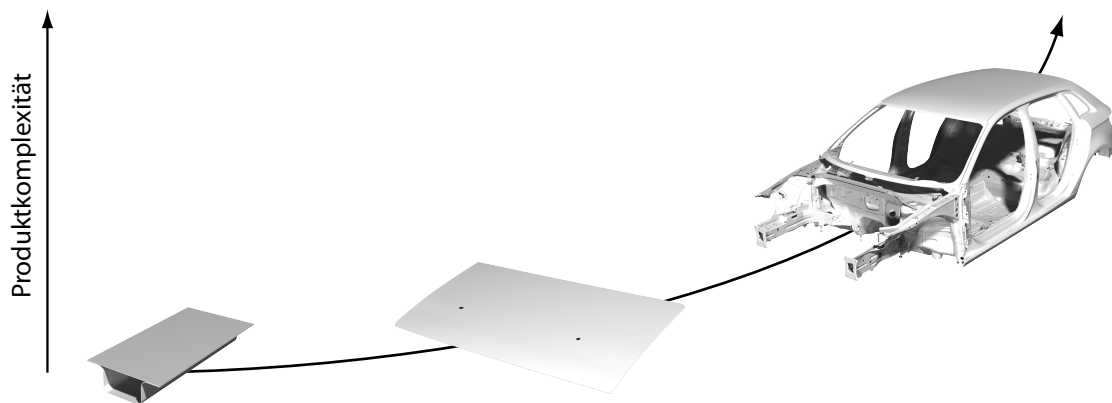
3.2 Beschreibung der Vorgehensweise

Derzeit basieren nach [Bla09, Rol11, Ste12, Kur13, Hab13, Alb12a, Pin14] Lacktrocknungsberechnungen auf Basis von CAD-Nominaldaten und stellen somit eine Insellösung innerhalb der Fertigungsprozesskette dar. Die Notwendigkeit einer Kopplung der Wärmeverzugssimulation mit vorgelagerten Prozesssimulationen bzw. die Notwendigkeit zur Berücksichtigung von vorgelagerten Fertigungsschritten muss deshalb experimentell ermittelt und in Abhängigkeit von verfügbaren Berechnungsergebnissen diskutiert werden. Zur Erreichung dieser Zielsetzung wird deshalb ein mehrstufiger Ansatz verfolgt:

- 1) Ermittlung von prozessbedingten Einflussgrößen und Untersuchung der Auswirkungen auf das thermische Deformationsverhalten an einer „unbelasteten Baugruppe“.
- 2) Erweiterung der Prozesssimulation unter Berücksichtigung der ermittelten Einflussgrößen und Validierung der Berechnungsmethoden anhand von experimentellen Untersuchungen.
- 3) Bewertung des Einflusses von vorgelagerten Fertigungsschritten auf das thermische Deformationsverhalten einer Baugruppe im Lacktrocknungsprozess und Berücksichtigung in der Berechnungsmethodik anhand von Prozesskettensimulationen.
- 4) Ableitung der Anwendungsgrenzen und Transfer der Analysemethode auf komplexe und umfangreiche Karosserieberechnungsmodelle.
- 5) Gestaltung einer durchgängigen Absicherungsmethode von Automobilkarosserien in der frühen Konzeptuntersuchung bis zur anlaufunterstützenden Reifegradsteigerung.

In dieser Arbeit erfolgt die Umsetzung der beschriebenen Vorgehensweise anhand der in Abb. 3.1 dargestellten anforderungsgerechten Untersuchungsobjekte. Dabei unterscheiden sich die dargestellten Baugruppen hinsichtlich Komplexität und Untersuchungsschwerpunkten. Die erste Stufe

stellt die Versuchsbaugruppe „Hutprofil“ als unbelastete Baugruppe dar, die sich durch eine einfache und reproduzierbare Fertigung im Hinblick auf die gleichbleibende Qualität der Versuchsproben im Rahmen dieser Arbeit auszeichnet. Mit Hilfe der Baugruppe „Hutprofil“ soll das thermomechanische Verhalten ohne prozessbedingte Formabweichungen vorgelagerter Prozesse gezielt untersucht werden. Die Ausweitung der Untersuchungen erfolgt anhand der „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“. Dabei werden die Untersuchungen von [Eck12] durch eine rollgefaltete Außenhautbeplankung erweitert und im Ofenprozess im Hinblick auf das resultierende Deformationsverhalten untersucht. Hierbei werden gezielt Fertigungsparameter (wie beispielsweise die maßliche Vorspannung der Innengruppen und die Klebstoffmenge) entlang der gesamten Prozesskette variiert, um die Wirkung der Einflussgrößen nach erfolgtem Ofendurchlauf hinsichtlich der finalen Formabweichung bewerten zu können.



Versuchsbaugruppe „Hutprofil“

- Qualifizierung der Messtechnik
- Ermittlung der numerischen Modellsensitivitäten
- Erarbeitung der Validierungsmethodik

Prozessbaugruppe

- Ermittlung von Prozesseinflussgrößen
- Bewertung von Wechselwirkungen
- Ableitung notwendiger Kopplungen und Anwendungsgrenzen

Automobilkarosserie

- Transfer der Methode auf Karosseriemodelle
- Gestaltung einer durchgängigen Absicherungsmethode

Abb. 3.1: Gewählte Vorgehensweise zur Bestimmung von thermisch bedingten Bauteil deformationen

Die Erkenntnisse der Baugruppenversuche „Hutprofil“ in Kapitel 4 und der „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“ in Kapitel 5 fließen anschließend in die zukünftige Berechnungsmethode der Fahrzeugkarosserie in Kapitel 6 ein. Neben der Bewertung effizienter Berechnungsstrategien steht die Gestaltung eines durchgängigen Absicherungskonzeptes im Mittelpunkt der Arbeit. Dabei werden mögliche Berechnungsumfänge in der frühen virtuellen Phase erarbeitet sowie der Einsatz

der Prozesssimulation in der physischen Prototypen- und Vorserienphase zur Vermeidung von zeit- und kostenintensiven Optimierungsschleifen vorgestellt. Die chronologische Einordnung und logische Verknüpfung der einzelnen Bausteine sowie die Zuordnung der einzelnen Kapitel in dieser Arbeit ist in Anlehnung an das ASME-Schema in Abb. 3.2 dargestellt [ASME V&V 10-2006].

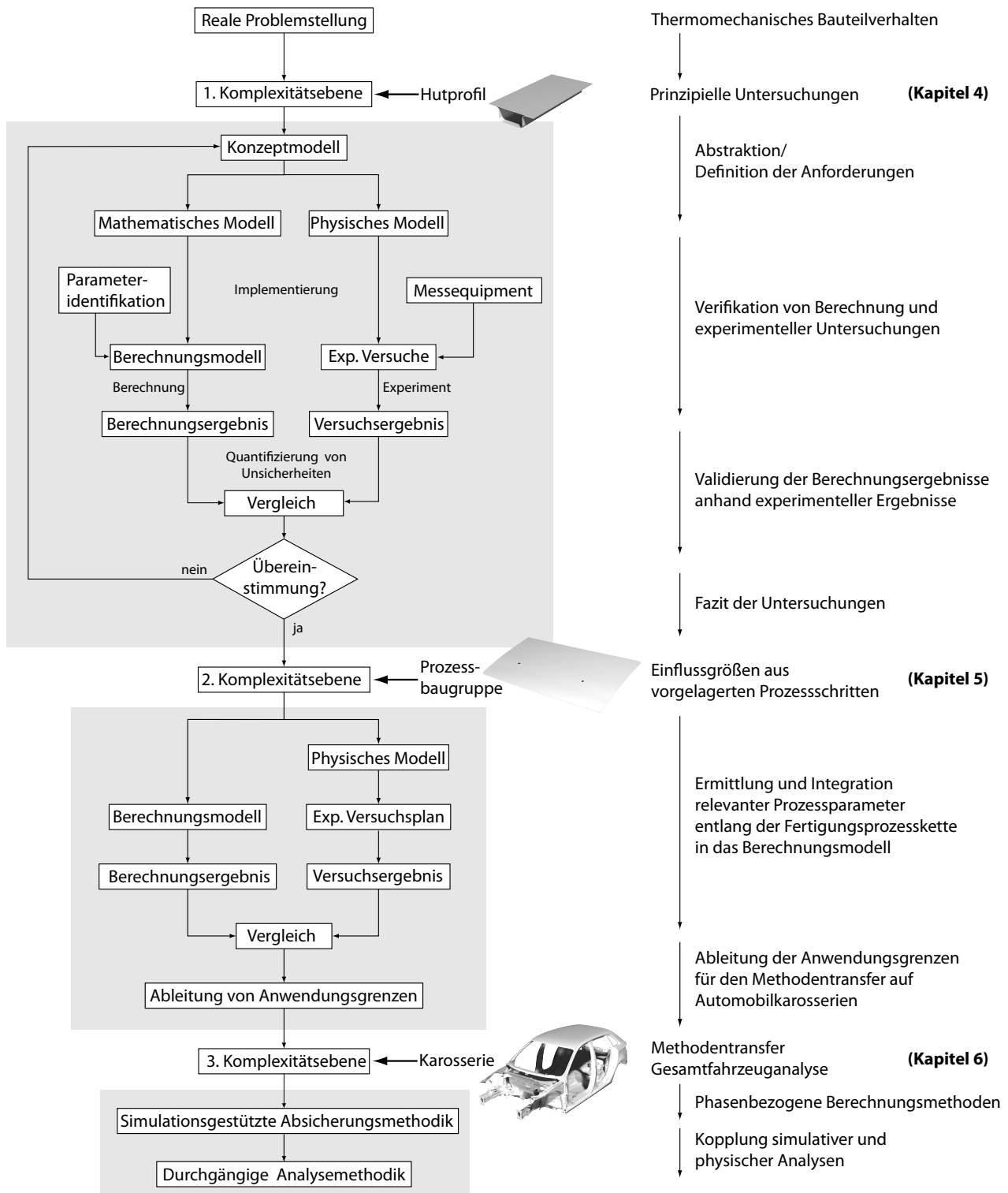


Abb. 3.2: Vorgehensweise dieser Arbeit zur Entwicklung einer durchgängigen Analysemethodik zur Absicherung von Automobilkarosserien im Lacktrocknungsprozess

Das ASME-Schema baut dabei auf den drei Komplexitätsebenen aus Abb. 3.1 auf, wobei die Ergebnisse einer Ebene die Ausgangsbasis für die jeweils folgende Ebene bilden. Die Prinzipuntersuchungen hinsichtlich der Sensitivitäten des numerischen Berechnungsmodells, die Weiterentwicklung und Qualifizierung des Messequipments und die Bestimmung der Werkstoffkennwerte sowie die Auswahl der Validierungsmethoden zum Abgleich der Berechnungsmethoden mit den experimentellen Versuchen werden in **Kapitel 4** behandelt. Nach Übereinstimmung der Berechnungsergebnisse mit den experimentellen Versuchsergebnissen bilden die Erkenntnisse in Form von Modellierungsrichtlinien und Prognosegütern für das thermomechanische Deformationsverhalten von Bauteilen in Ofenprozessen die Ausgangsbasis der fortführenden Untersuchungen an der Prozessbaugruppe in **Kapitel 5**. Anhand der Prozessbaugruppe sollen Einflussgrößen aus vorgelagerten Prozessschritten wie die Einzelteilherstellung im Presswerk, das Fügen und das Falzens im Karosseriebau auf das Deformationsverhalten der Baugruppe im Trocknungsprozess experimentell untersucht werden. Auf Basis dieser experimentellen Ergebnisse sollen anschließend die ausgewählten relevanten Prozessparameter als Eingangsgrößen in den numerischen Berechnungsmodellen berücksichtigt werden. Die Validierung der Berechnungsergebnisse mit den experimentellen Versuchsergebnissen dient schlussendlich der Ableitung der Anwendungsgrenzen zur Vorhersage des Deformationsverhaltens von Bauteilen in Ofenprozessen unter der Berücksichtigung der Fertigungshistorie. **Kapitel 6** bildet den Transfer der Erkenntnisse der Baugruppenversuche aus Kapitel 4 und 5 zur Bildung einer simulationsgestützten Analyseverfahren an vollständigen Automobilkarosserien zur Untersuchung von thermomechanischen Bauteil deformationen während der Lacktrocknung. Hierbei wird eine durchgängige Absicherungsmethode erarbeitet, die sowohl den Anforderungen der frühen Entwicklungsphase als auch den Herausforderungen in der anlaufbegleitenden Reifegradsteigerung der Prototypen- und Vorserienphase eines Automobils gerecht wird.

Das Fazit der Arbeit bildet schließlich eine dezidierte Bewertung und Gewichtung der relevanten Einflussgrößen auf das thermomechanische Deformationsverhalten von modernen Mischbaukarosserien im Lacktrocknungsprozess sowie des Einflusses vorgelagerter Prozesse. Somit besteht der wissenschaftliche Erkenntnisgewinn aus den Kapiteln 4 und 5 konkret in der Identifikation der Haupteinflussgrößen auf das thermomechanische Deformationsverhalten der beiden Baugruppen „Hutprofil“ und der „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“, die anhand experimenteller Versuche ermittelt werden. Durch die Validierung der entwickelten Berechnungsmethoden mit den Experimentaldaten werden die Anwendungsgrenzen der numerischen Berechnungsmethoden zur Vorhersage der thermomechanischen Bauteildeformationen im Lacktrocknungsprozess anhand der unterschiedlichen Versuchskörper eindeutig definiert. In der späteren praktischen Anwendung dieser

vorgestellten simulationsgestützten Analysemethodik sollen die entwickelten Berechnungsmethoden auf vollständige Automobilkarosserien übertragen werden, wobei notwendige Produkt- und Prozessinformationen im Sinne von vorgelagerten Fertigungsschritten und die dadurch resultierenden Bauteileigenschaften kontinuierlich entlang der Produktentstehung in die Analysemethode einfließen.

4 Prinzipielle Untersuchungen von thermomechanischen Bauteildeformationen

Den Schwerpunkt dieses Kapitels stellt die Untersuchung der thermisch bedingten Bauteildeformationen einer Baugruppe in Materialmischbauweise dar. Dabei sollen vorgelagerte Fertigungsschritte, die bereits zu einer Formabweichung des Versuchsbauteils führen, bewusst ausgeschlossen werden. Aufgrund dieser Anforderungen wird die Baugruppe „Hutprofil“ ausgewählt. Anhand dieser Baugruppe wird das Deformationsverhalten der Baugruppe und deren produkt- und prozessspezifische Hauteinflussgrößen systematisch untersucht. Der Aufbau dieses Kapitels basiert entsprechend Abb. 4.1 auf zwei Säulen, der Prozesssimulation und den experimentellen Versuchen. Beide Säulen werden in Form der Validierung in Kapitel 4.7 zusammengeführt.

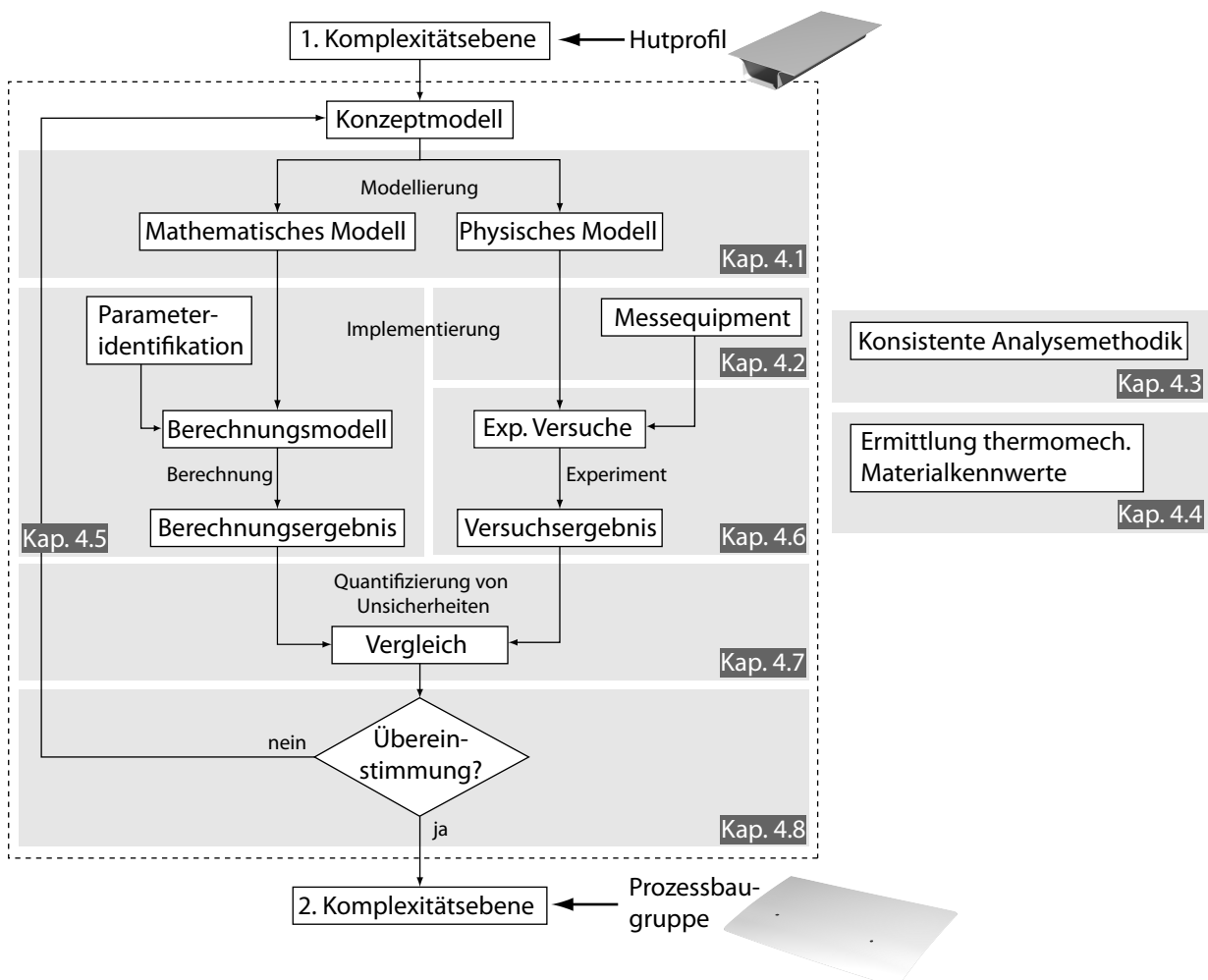


Abb. 4.1: Detaillierte Darstellung der strukturierten Vorgehensweise in Kapitel 4 und logische Zuordnung der Unterkapitel

Die virtuelle Säule der Prozesssimulation wird durch begleitende Untersuchungen im Rahmen einer Parameteridentifikation zur Bestimmung der Modellsensitivitäten sowie die Ermittlung von thermomechanischen Werkstoffkennwerten gestützt, wohingegen im Bereich der experimentellen Untersuchungen der Versuchsprüfstand, die Messtechnik und die Auswertemethodik verifiziert werden.

Neben der Einführung einer konsistenten Auswertemethodik zur Validierung von Berechnungs- und Experimentalergebnissen werden zusätzlich Metriken zur quantitativen Bewertung der Berechnungsgüte hinsichtlich der Bauteildeformation eingeführt. Abschließend werden im Baustein „Übereinstimmung“ in Kapitel 4.8 die erzielten Ergebnisse der Versuchsbaugruppe „Hutprofil“ zusammengefasst und ein Fazit zur weiteren Vorgehensweise und zur Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die Prozessbaugruppe in Kapitel 5 gezogen. Mit Hilfe der Prozessbaugruppe wird anschließend der Einfluss von vorgelagerten Fertigungsschritten im Sinne von bereits erfolgten Formabweichungen und induzierten Spannungen auf das Deformationsverhalten und Wechselwirkungen der Prozessbaugruppe im Ofen untersucht.

4.1 Modellbildung der Baugruppe „Hutprofil“

Das Konzeptmodell der Baugruppe „Hutprofil“ besteht aus einem ebenen Schließteil und einem Hutprofil und stellt in Form einer gefügten Baugruppe die erste Komplexitätsstufe dieser Arbeit im Hinblick auf die simulationsgestützte $\Delta\alpha$ – Problematik dar. Die Baugruppe zeichnet sich insbesondere durch die flexible Materialauswahl sowie die einfache Herstellbarkeit aus. Somit ist eine hohe Teileverfügbarkeit zur Planung und Durchführung der Prinzipuntersuchungen gewährleistet. Neben Leichtbau- und höherfesten Stahlblechen, die mittels einer Abkantpresse umgeformt werden können, kann die Baugruppe auch aus Faserverbund-Kunststoffen ebenso für weiterführende Untersuchungen hergestellt werden [Alb11d, Rac13*].

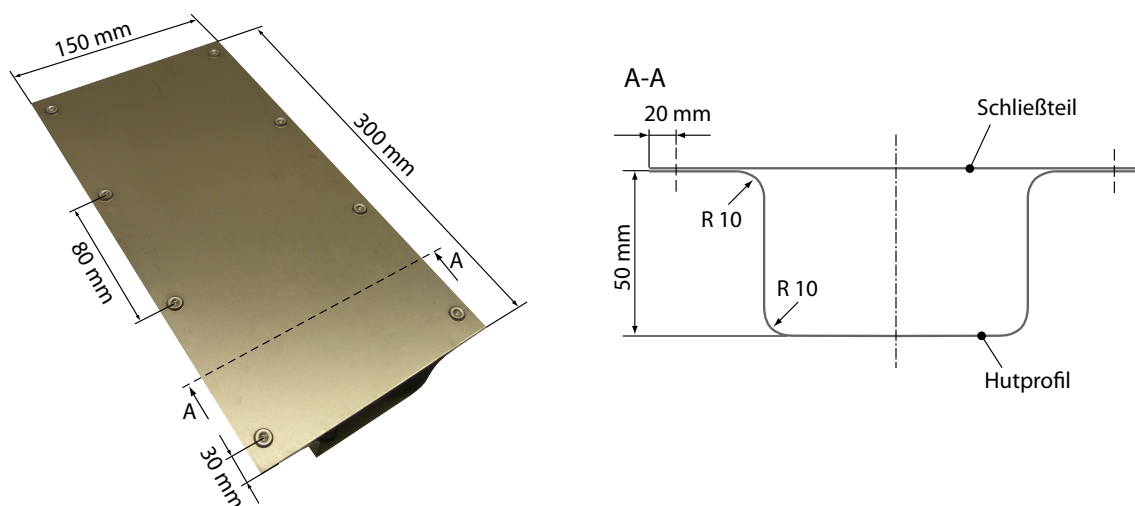


Abb. 4.2: Reale Multi-Material-Versuchsbaugruppe „Hutprofil“ und schematische Schnittdarstellung der Baugruppe

In Breitenrichtung ist das Hutprofil an die in Abb. 4.2 dargestellten Maße gebunden, jedoch in Längsrichtung bis auf eine Länge von 1500 mm frei skalierbar. Durch die effektive Flanschbreite von 25 mm können alle denkbaren punkt- und linienförmigen Fügeverfahren des Karosseriebaus

eingesetzt werden. Das thermische Deformationsverhalten der Baugruppe kann nun einerseits durch die Materialauswahl und –dicken, andererseits durch die Art, Position und Anzahl der Fügeelemente gezielt variiert und beeinflusst werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wird die Baugruppe in einer Aluminium-Stahlblech-Kombination und den Blechdicken entsprechend Tab. 4.1 ausgeführt:

Tab. 4.1: Materialparameter der Baugruppe „Hutprofil“

Einzelteil	Material	Blechdicke [mm]
Schließteil	Aluminium AA6014	1,04
Hutprofil	Stahl DC06	0,8

Die Hutprofillänge wurde aufgrund der Versuchsofenzugänglichkeit und des Messvolumens der optischen Messsysteme auf eine Länge von 300 mm festgelegt. Im Bezug auf die Verbindungstechnik wurden zwei Varianten mit metrischen Schraubenverbindungen und Halbhohlstanznieten mit einem Fügeabstand von $\Delta b = 80 \text{ mm}$ ausgewählt. Die Wahl der Schraubverbindungen war vor allem durch die Realisierung einer Baugruppe ohne initiale Formabweichung durch das Fügen der Bauteile begründet. Die spezifischen Fügeparameter sind in den experimentellen Untersuchungen in Kapitel 4.6.2 detailliert beschrieben.

4.2 Auswahl und Qualifizierung der Messmethoden

Zur Ermittlung der transienten thermomechanischen Bauteilverformungen des Hutprofils sowie von Fahrzeugkarosserien in der KTL-Trocknung wird einerseits die physikalische Messgröße der Temperatur benötigt, andererseits ist die messtechnische Erfassung der geometrischen Verformung der Baugruppe bzw. der Einzelteile notwendig. In Abb. 4.3 sind die unterschiedlichen und verfügbaren Messverfahren und –methoden im Kontext zum Temperaturprofil der KTL-Trocknung dargestellt. Im Bereich der Deformationsanalyse wird zwischen statischen Messungen zur Erfassungen der Formabweichungen vor bzw. nach dem Prozess und dynamischen Messungen, die eine in-situ Deformations- und Dehnungsanalyse erlauben, unterschieden.

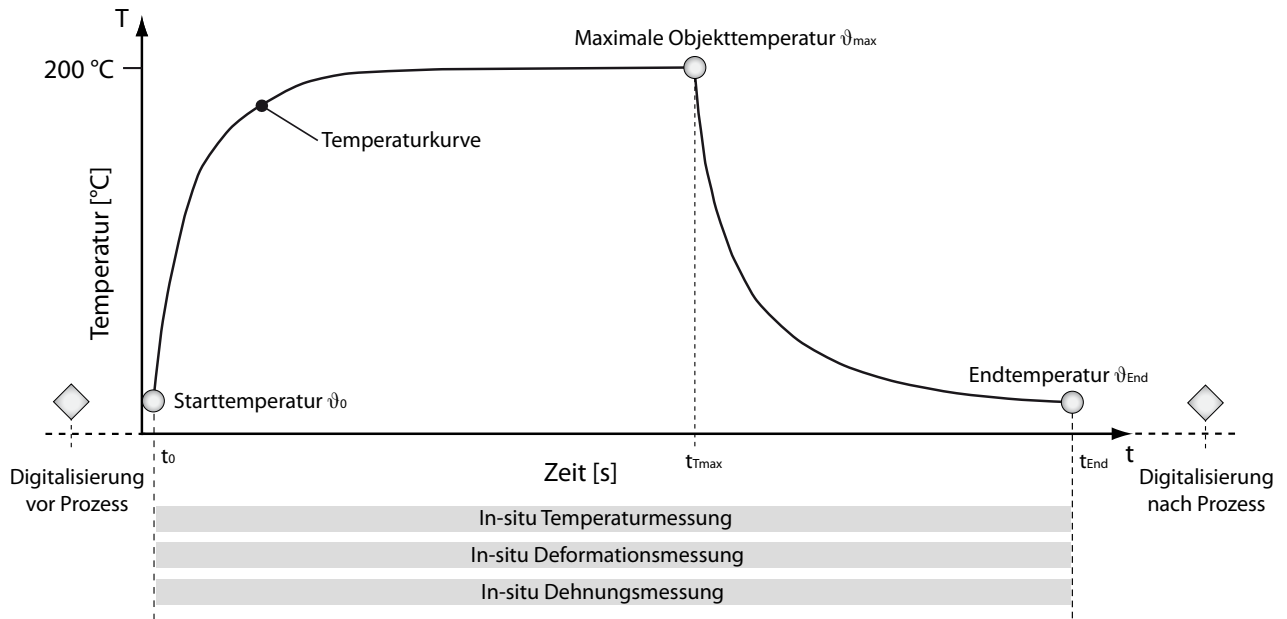


Abb. 4.3: Einsatz der in-situ Temperatur-, Deformations- und Dehnungsmesstechnik zur Erfassung der thermomechanischen Bauteildeformationen

Im Folgenden werden die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Messsysteme vorgestellt, die Anwendungsbereiche dieser Systeme und deren Ergebnisgrößen dargestellt sowie die Anpassungen oder Weiterentwicklungen der vorhandenen Technik zur Erfüllung der speziellen Anforderungen zur Erfassung des thermomechanischen Deformationsverhaltens der Baugruppen und Karosserien beschrieben.

4.2.1 Ermittlung des Temperaturfeldes

Die Auswahl der Temperaturmesssensoren zur Ermittlung der Objekttemperaturen von Karosserien im Lacktrocknungsprozess erfolgt allgemein anhand des Anwendungszweckes. Hierzu kann in folgende Kategorien (entsprechend Kap. 2.3.1) unterschieden werden:

- Objekttemperatur
- Umgebungstemperatur (Randbedingungen)

Objekttemperaturen können einerseits mittels ortsfesten Messfühlern lokal ermittelt werden, andererseits besteht die Möglichkeit, durch den Einsatz von Thermographie, berührungslos flächige Temperaturverteilungen aufzunehmen. Da der Einsatz der Thermographie im realen Trocknungsprozess aufgrund der Zugänglichkeit und der hohen Prozesstemperaturen nur bedingt möglich ist, werden in dieser Arbeit ausschließlich Typ-K Thermoelemente oder PT1000 Temperatursensoren verwendet. Das hier eingesetzte Messsystem OVEN TRACKER XL2 der Firma Datapag besteht aus 16 Typ-K-Thermoelementen, die mit einem Datenlogger nach benutzerspezifischen Merkmalen (Auslösetrigger, Aufnahmezeit) eingestellt werden können [Dat14]. Die Messwerteaufnahme für die

nachfolgenden Untersuchungen wurden derart spezifiziert, dass sie sowohl im Telemetriemodus als auch offline durch Einbettung des Datenloggers in einen Hitzeschutzbehälter erfolgen kann. Die Gesamtgenauigkeit dieses Messsystems (Messfühler und Logger) beträgt laut Hersteller $\Delta\vartheta = \pm 1,4 \text{ }^\circ\text{C}$ [Dat14].

Die Erfassung der Umgebungstemperatur bzw. der Umlufttemperatur im Trockner erfolgte durch speziell ummantelte und abgeschirmte Umluftmessfühler auf Thermoelement Typ-K Basis der Fa. DATAPAQ. Das Messsystem OVEN TRACKER XL2 ermöglicht die Verwendung beider beschriebenen Objekt- und Umlufttemperaturmesssensoren.

4.2.2 Messtechnische Erfassung von Bauteildeformationen und –dehnungen

Auf Basis der Abb. 4.3 werden die statischen und dynamischen Messsysteme zur Deformationsanalyse detailliert betrachtet. Hierbei werden die vorhandenen Systeme anhand des Einsatzbereiches sowie der Messgröße in einer Systemlandkarte (Abb. 4.4) dargestellt.

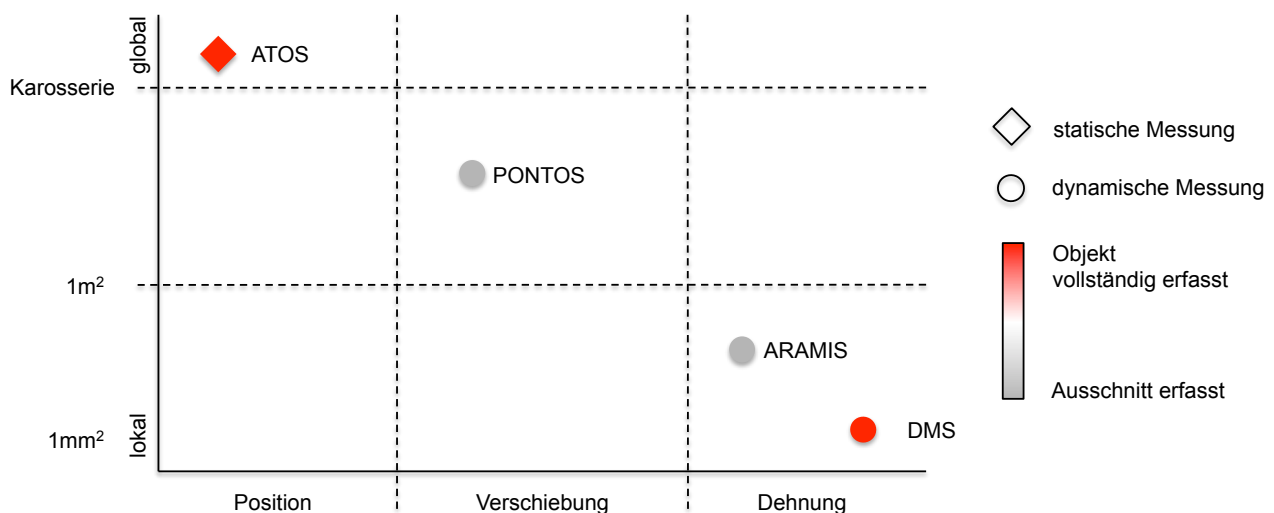


Abb. 4.4: Systemlandkarte zur Einordnung der Messsysteme hinsichtlich Messbereich und Ergebnisgrößen

In vertikaler Richtung wird der Messbereich von $A_{mess} = 1\text{mm}^2$ (lokal) bis auf den Maßstab einer Karosserie (global) aufgetragen. In horizontaler Richtung werden die Messgrößen zur Erfassung der Abweichungen, der vektoriellen Verschiebungen und der Dehnungen dargestellt. Mit Rauten gekennzeichnete Systeme bezeichnen statische Messsysteme (Messkörper befindet sich in Ruhe), wobei die Vermessung vor bzw. nach dem Fertigungsprozess stattfindet. Durch Kreise gekennzeichnete Systeme stellen dynamische Systeme zur in-situ Deformations- bzw. Dehnungsmessung im Prozess dar. Die Farbkodierung beschreibt die erfassbaren Bauteilbereiche, wobei „rot“ die gesamte Karosserie bzw. eine flexible Anordnung und Anzahl der Messbereiche ermöglicht und „grau“ Restriktionen auf den erfassbaren Sichtbereich bedeutet. Dehnungsmessstreifen erfassen zwar nur einen infinitesimal kleinen Messbereich können aber beliebig in Anzahl und Position auf dem

Untersuchungsobjekt appliziert werden. Stereokorrelationsverfahren unterliegen gemäß ihrer Funktionsweise einer Messgrößenerfassung im optischen Sichtbereich der Systeme.

Photogrammetrie und Streifenlichtprojektion

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Photogrammetriesystem TRITOP und das Streifenlichtprojektionssystem ATOS der Fa. GOM zur Digitalisierung und Abweichungsberechnung der Baugruppe eingesetzt [GOM14d, GOM14e]. Der Vorteil dieser Messsysteme liegt in der lückenlosen Erfassung der Bauteilgeometrie aufgrund der unbegrenzten Aufnahme von Messungen aus unterschiedlichen Perspektiven. Das Messsystem ATOS erzeugt hierbei ein polygonisiertes Oberflächennetz, das sowohl zur Erfassung der Ausgangsgeometrie zur Feststellung einer bereits vorhandenen Formabweichung, als auch zu Soll-Ist-Vergleichen mit Nominaldaten (CAD-Daten) und Prozessveränderungen durch den relativen Vergleich zweier Messungen verwendet werden kann. Das System TRITOP erfasst zwar nur einzelne Messpunkte, kann jedoch Verschiebungsvektoren diskreter Messpunkte berechnen. Die herstellereigenen Genauigkeiten der Messsysteme werden nach [Gom14d] mit 30-40 $\mu\text{m}/\text{m}$ angegeben. Die Einschränkung beider Systeme besteht darin, dass die Messungen nur vor bzw. nach der Lacktrocknung, nicht jedoch während Trocknung durchgeführt werden können. Ferner ist eine Ausrichtungsmethodik, wie z.B. die RPS-Systematik (Kap. 2.2) notwendig, um reproduzierbare Prozessmessungen durchführen zu können.

Stereokorrelationsverfahren

Die eingesetzten Messsysteme PONTOS und ARAMIS der Fa. GOM ermöglichen die räumliche in-situ Vermessung von Objekten. Das System PONTOS ist ein punktbasiertes Koordinatenmesssystem zur Ermittlung der vektoriellen Verschiebungen, Verformungsgeschwindigkeiten und Beschleunigungen einzelner Messpunkte zu diskreten Zeitpunkten der Versuchsdauer [Gom14c]. Hierbei verfügt PONTOS über unterschiedliche Ausführungen hinsichtlich der Bildaufnahmeraten (bis zu $f_{mess} = 500$ Hz der Highspeed Version). In der heute verfügbaren Ausführung kann ein Messvolumen von $V_{mess} = 1 \text{ m}^3$ bei einer Bildaufnahmerate von $f_{mess} = 15$ Hz erfasst werden. Die Genauigkeit des Systems wird nach [GOM14c] mit 30-40 $\mu\text{m}/\text{m}$ durch Prüfzertifikate belegt. Die Verwendung von temperaturstabilen retroreflektierenden Messmarken ermöglichen zudem Messungen bei Versuchstemperaturen (Ambiente) von $\vartheta_{am} \sim 200$ °C [Weh14].

Das optische System ARAMIS liefert vollständige dreidimensionale Kontur-, Verschiebungs- und Dehnungsergebnisse der Bauteiloberfläche. Das in dieser Arbeit eingesetzte ARAMIS 5M System verfügt über eine Auflösung von 2448 x 2050 Pixel bei einer Dehnungsmessgenauigkeit von bis zu 0,01 % [Gom14b]. Die Verwendung von hitzebeständigen Lacken sowie Graphit zur Erzeugung des

stochastischen Oberflächenmusters ermöglicht die Anwendung des Messsystems bei Versuchstemperaturen von bis $\vartheta_{am} \sim 200 \text{ }^\circ\text{C}$.

Die Einschränkung der Stereokorrelationsmesssysteme besteht in der systembegründeten ortsfesten Positionierung der Stereokameras. Daraus resultiert, dass Messpunkte außerhalb des Sichtfeldes nicht erfasst werden können. Ferner ist aufgrund der Messfeldgröße und der Begebenheit von bewegten Messobjekten im realen Lacktrocknungsprozess der Einsatz der Systeme in dieser Arbeit auf Bauteilversuche in stationären Versuchsofen beschränkt, in denen sich das Messsystem nicht bewegt.

Dehnungsmessstreifen

Bei Einbindung eines Dehnungsmessstreifens (DMS) in eine Viertelbrückenschaltung und Temperaturkompensation eines entkoppelten DMS unter gleicher Temperaturlast ist die mechanische Beanspruchung des Bauteils lokal messbar [Hof87]. Trotz der stark lokalen Dehnungsmessung im Bereich von $A_{mess} > 1 \text{ mm}^2$ ist eine flexible Applikation der DMS an allen kritischen Bauteilbereichen der Karosserie möglich. Dehnungsmessungen an Fahrzeugkarosserien während des KTL-Trocknungsprozesses sind denkbar, jedoch derzeit nicht im Anwendungsbereich bei Temperaturen von $\vartheta_{am} \sim 200 \text{ }^\circ\text{C}$ erprobt. Außerdem existieren im aktuellen Stand der Technik keine temperaturbeständigen DMS-Messsysteme inklusive Messverstärker, die den erhöhten Prozesstemperaturen von $\vartheta_{max} = 220 \text{ }^\circ\text{C}$ standhalten. Da die experimentelle Dehnungsermittlung zur Untersuchung von mechanischen Bauteil deformation von besonderem Interesse ist, wird im Folgenden der vorhandene Stand der Technik der DMS-Messtechnik für die Anforderungen zur Untersuchung von Karosserien im realen Trocknungsprozess weiterentwickelt.

4.2.3 Entwicklung eines Messsystems zur Ermittlung von Bauteildehnungen in Automobilkarosserien während der Lacktrocknung

Ziel dieser Entwicklung bildete ein autarkes DMS-Messsystem mit gekoppelter Temperaturmessung zur Erfassung der transienten Beanspruchungen von Karosseriebauteilen im KTL-Trocknungsprozess. Hierbei bestanden im Detail folgende Anforderungen:

- Stabilität des Messsystem bei Temperaturen bis $220 \text{ }^\circ\text{C}$ bei einer Verweilzeit von 40 min
- Berücksichtigung von Bauraumrestriktionen zur Integration in den vorhandenen Hitzeschutzbehälter des Temperaturmesssystems
- Kopplung der Temperatur- mit der Dehnungsmessung zur direkten Korrelation der Dehnungs- und Temperaturmessdaten

- Messrate von mindestens 1Hz zur zeitlichen Erfassung von Instabilitätsproblemen
- Abbildung von mindestens 3 DMS-Messstellen zur Ermittlung der Hauptspannungsrichtung an einer Karosserie
- Datenspeicherung der Messsignale für einen autarken Betrieb von bis zu einer Stunde

Als Ausgangsbasis der Systemkonzeption diente der vorhandene Hitzeschutzbehälter des Temperaturmesssystems OVEN TRACKER XL2 der Firma Datapaq. Die Herausforderung bestand demnach in der Integration des temperaturstabilen Messverstärkers inklusive seiner Stromversorgung und eines Datenlogger in den in Abb. 4.5 dargestellten Bauraum.

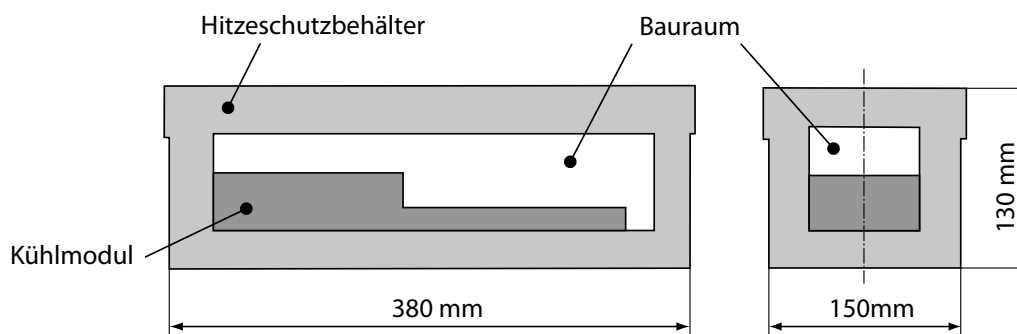


Abb. 4.5: Maßstabsgerechte Skizze des verfügbaren Bauraums des Hitzeschutzbehälters des Messsystems OVEN TRACKER XL2 der Fa. Datapaq

Konzeption des Messsystems

Die Ausführung des Messsystems erfolgte anhand einer Messkette in Anlehnung an DIN 1319-1 (siehe Abb. 4.6) mit einer zentralen Einheit zur Reduzierung der Schnittstellen auf Messaufnehmer und Datenlogger.

Die nichtelektrischen Messgrößen Dehnung und Temperatur wurden durch die Dehnungsmessstreifen bzw. Temperatursensoren in Form von elektrischen Größen erfasst. Die zentrale Messeinheit diente der Energieversorgung sowie zur Verstärkung und Normierung des elektrischen Signals mit anschließender Wandlung in ein digitales Messsignal. Die Speicherung der digitalen Messsignale erfolgte mittels eines Datenloggers, der ebenfalls in den Hitzeschutzbehälter integriert wurde. Die Dehnungsmessgröße wurde durch temperaturgangkompensierende Dehnungsmessstreifen für einen ausgewiesenen Temperaturbereich von $\vartheta_{min} = -200\text{ °C}$ bis $\vartheta_{max} = 275\text{ °C}$ der Fa. Vishay Micro-Measurements erfasst. Für Aluminiumwerkstoffe kamen DMS des Typs WK-13-125AD-350, für Stahlwerkstoffe der Typ WK-06-125AD-350 mit einer effektiven Messgitterlänge von 6 mm und einem Widerstand von $350\ \Omega$ zum Einsatz [Vis12].

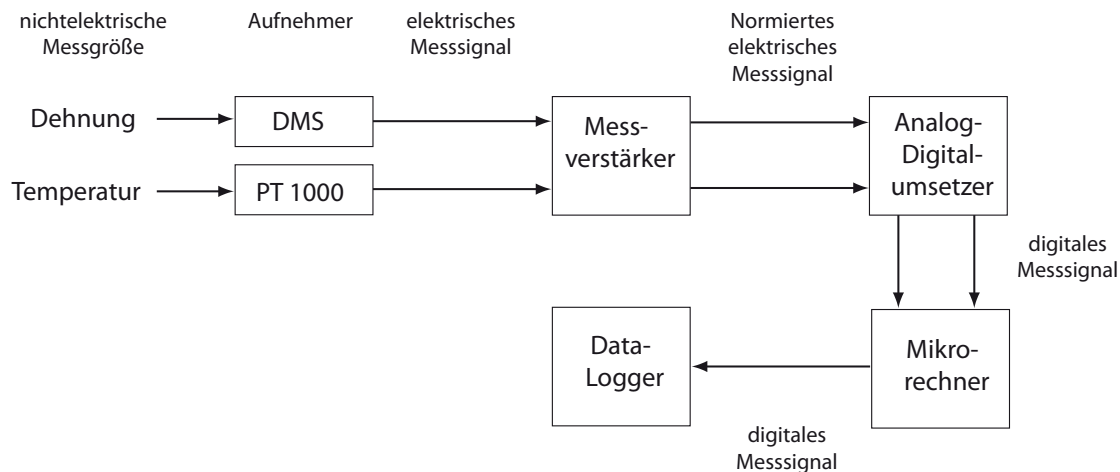


Abb. 4.6: Beschreibung der aufgebauten Messkette nach DIN 1319-1

Die Applikation der Dehnungsmessstreifen erfolgte mit dem Klebstoff M-Bond 610 von Micro-Measurements. Die Verbindung der DMS mit den Anschlusskabeln wurde mit Hilfe eines Speziallotes des Typs 570-28R-20 auf Zinn-Silber-Basis (ebenfalls von Micro-Measurements) ausgeführt. Weitere Produktspezifikationen der DMS, des Klebstoffes sowie des Lotes sind im Anhang (Abb. 9.2 und Abb. 9.3) aufgeführt. Damit die Dehnungsmessungen nicht durch temperaturbedingte Störgrößen des Klebstoffes sowie des Lotes beeinflusst werden, wurden begleitende DSC-Analysen (Differential Scanning Calorimetry) zur Gewährleistung prozesssicherer DMS-Messungen im Temperaturbereich von bis zu 200 °C durchgeführt. Ziel der thermischen Untersuchung war die Bestimmung der Glasübergangstemperatur des DMS-Klebstoffes M-Bond 610 zur Absicherung der übertragbaren Dehnungen während der Messung bei hohen Temperaturen durch den Klebstoff selbst. Ferner sollte abgesichert werden, ob die Lötkontakte während eines Trocknungsdurchlaufes im KTL-Ofen die Temperaturlast von 200 °C ertragen können.

Die kalorimetrischen Messungen zum Nachweis der Temperaturstabilität des Klebstoffes und des Lotes erfolgten mit dem DSC-System Q2000 der Firma TA INSTRUMENTS. Für die Klebstoffanalyse wurden Proben mit 5 mg in einem Aluminiumtiegel bei einem Temperaturintervall von $\vartheta_{Start} = 20 \text{ °C}$ bis $\vartheta_{End} = 395 \text{ °C}$ bei einer Heizrate von $\Delta T = 15 \text{ K/min}$ untersucht. Die Ermittlung der Glasübergangstemperaturen erfolgt nach DIN 53765. In der DSC-Analyse des Klebstoffes (siehe Anhang Abb. 9.2) wurde eine Glasübergangstemperatur von 249,51°C detektiert. Somit wurde der Verwendbarkeit des Klebstoffes VISHAY M-Bond 610 für die DMS-Applikation nachgewiesen und für den Einsatz im realen Lacktrocknungsofen qualifiziert. Die Untersuchung des Lotes VISHAY 570-28R-20 erfolgte analog der bereits beschriebenen Vorgehensweise (gleiches Temperaturintervall und Heizrate von $\Delta T = 15 \text{ K/min}$). Hierbei stellte der erste Peak bei $\vartheta_{Peak,1} = 178 \text{ °C}$ den Schmelzpunkt des Flussmittels und der zweite Peak bei $\vartheta_{Peak,2} = 296 \text{ °C}$ den Schmelzpunkt des

Lotes dar, womit die Eignung des Lotes zur Durchführung der DMS-Versuche ebenfalls bestätigt wurde (siehe Anhang Abb. 9.3)

Zur differenzierten Betrachtung der mechanischen Beanspruchung einer Karosseriebauteils während der Lacktrocknung (ohne thermische Dehnung) erfolgte die Umsetzung der Wheatstone'schen Brückenschaltung in einer Viertelbrückenordnung mit Kompensations-DMS. Der Kompensations-DMS basiert hierbei auf der gleichen DMS-Serie wie der messende DMS mit der identischen Wärmeausdehnungscharakteristik. Die Ergänzung zur Wheatstone'schen Brücke erfolgte daher nicht durch Festwiderstände im Messverstärker aufgrund des möglichen Temperaturdrifts der Elektronikkomponenten, sondern anhand typgleicher Dehnungsmessstreifen ($R_{Komp,1}$, $R_{Komp,2}$, $R_{Komp,3}$) entsprechend Abb. 4.7.

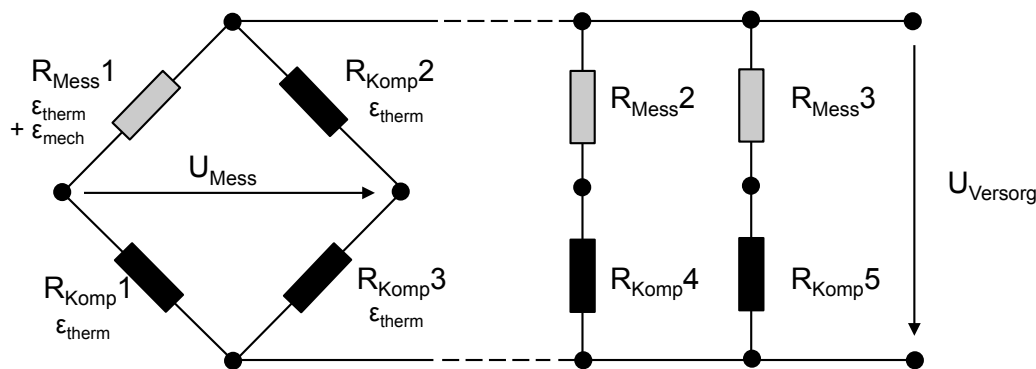


Abb. 4.7: Prinzipdarstellung der aufgebauten Messschaltung mit Mess- und Kompensationsdehnungsmessstreifen in einer Viertelmessbrückenschaltung

Im Hinblick auf die Ermittlung von Beanspruchungen von Blechbauteilstrukturen mit zweiachsigen Spannungszustand berücksichtigt die Konzeption des Messsystems den Einsatz von DMS-Rosetten. Somit wurden pro Messstelle drei messende DMS ($R_{Mess,1}$, $R_{Mess,2}$, $R_{Mess,3}$) mit drei Kompensations-DMS ($R_{Komp,1}$, $R_{Komp,4}$, $R_{Komp,5}$) realisiert. Zur Verminderung des Verkabelungsaufwandes wurden die drei DMS-Messstellen zusammengefasst, sodass die beiden Ergänzungswiderstände ($R_{Komp,2}$, $R_{Komp,3}$) für alle drei Messstellen gleichzeitig verwendet werden konnten (siehe Abb. 4.7). Für jede Messstelle war ebenfalls ein Temperaturmessfühler in Ausführung eines PT1000-Thermoelements vorgesehen (siehe Abb. 4.8). Dies hat den Vorteil, dass zu jedem Zeitpunkt der Dehnungserfassung die zugehörigen Temperaturwerte ohne zeitlichen Versatz erfasst werden können. Aufgrund der Bauraumrestriktionen im Hitzeschutzbehälter wurde speziell für diese Anwendung ein ultra-kompaktes Präzisionsmesssystem mit den Abmaßen 120 x 70 x 50 mm inklusive Akku-Pack zur autarken Stromversorgung (siehe Abb. 4.8) entwickelt. Das Messsystem verfügt insgesamt über 24 Messkanäle. Dabei sind 18 Messkanäle für die Dehnungsmessung und sechs Kanäle für die Temperaturmessung mit PT1000 Temperaturfühlern belegt. Die Messung

mittels Dehnungsmessstreifen erfolgte bei einer Brückenversorgungsspannung von $U_V = 5V$ und einem Verstärkungsfaktor von $\lambda = 100$. Die Offsets der einzelnen Messbrücken können bei Bedarf durch Trimmfunktionen ausgeglichen werden.

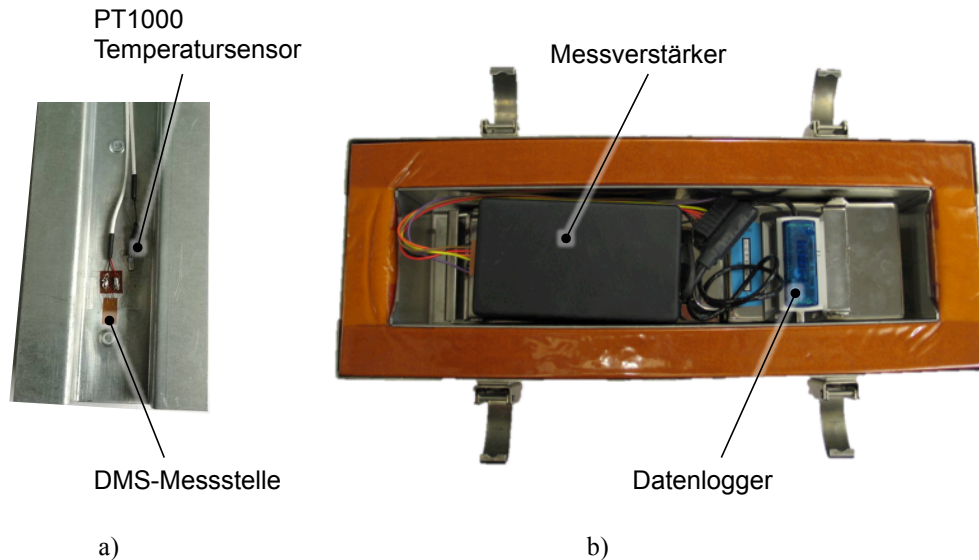


Abb. 4.8: Autarkes Messsystem zur kombinierten Dehnungs- und Temperaturmessung bei erhöhten Temperaturen bis 250°C

- a) Dehnungs- und Temperaturmessstelle am Doppelhutprofil
 b) Messverstärker und Datenlogger im Hitzeschutzbehälter

Alle 24 Messsignale können auf einem Kompakt-Datenlogger (siehe Abb. 4.8) mit vier Eingangskanälen aufgezeichnet werden. Dadurch entstand ein sehr platzsparendes Messsystem für die Messung, Aufbereitung und Aufzeichnung der Messwerte. Um dies zu realisieren, wurde in dem Messsystem ein Multiplexer integriert, welcher die Messwerte der 24 Kanäle auf vier Ausgangskanäle zusammenfasst. Durch eine eigens programmierte Auswertesoftware können am PC die aufgezeichneten Daten aus dem Datenlogger wieder in die 24 Messkanäle aufgeschlüsselt werden.

Einfluss- und Korrekturgrößen des thermischen Ausgangssignales von DMS-Messungen

Nach [Hof87] beruht die Dehnungsberechnung auf den ermittelten Dehnungswerten ε_M anhand der gemessenen Spannungswerte U_{Mess} auf Basis der Gleichung (4.1)

$$\varepsilon_M = \frac{U_{Mess}}{(U_V \cdot k^* \cdot \lambda)} \quad (4.1)$$

wobei U_V die Brückenversorgungsspannung, k^* der k-Faktor (während der Messung) bzw. die Empfindlichkeit des Dehnungsmessstreifens und λ die Verstärkung des Messsignals (hier $\lambda = 100$) bedeuten.

Da sich der elektrische Widerstand der DMS nicht nur mit der Dehnung sondern auch mit der Temperatur ändert sowie durch den k-Faktor (Dehnungsempfindlichkeit) selbst, müssen die Temperatureinflussgrößen in der Dehnungsberechnung berücksichtigt und korrigiert werden. Die Korrektur erfolgte nach [Vis12] in folgenden Schritten:

- 1) Berechnung des thermischen Ausgangssignals
- 2) Korrektur der k-Faktor Änderung mit der Objekttemperatur
- 3) Berechnung der korrigierten Dehnung

Die Korrektur des thermischen Ausgangssignals $\varepsilon_{T/A}(\vartheta)$ ergibt die teilkorrigierte Dehnung $\tilde{\varepsilon}(\vartheta)$

$$\tilde{\varepsilon}(\vartheta) = \varepsilon_M - \varepsilon_{T/A}(\vartheta) \quad (4.2)$$

wobei $\varepsilon_{T/A}(\vartheta)$ durch das Polynom

$$\varepsilon_{T/A}(\vartheta) = a_0 + a_1\vartheta + a_2\vartheta^2 + a_3\vartheta^3 \quad (4.3)$$

mit Verwendung der in Tab. 4.2 angegebenen chargenspezifische Koeffizienten (Angaben werden für die gelieferten DMS explizit ausgewiesen) berechnet wird.

Tab. 4.2: Chargenspezifische Koeffizienten zur Berechnung des Korrekturpolynoms $\varepsilon_{T/A}(\vartheta)$ nach Herstellerangaben [Vis12]

	Stahl	Aluminium
a_0	-6,42E+1	-4,99E+1
a_1	+2,80E+0	+2,07E+0
a_2	-1,39E-2	-1,08E-2
a_3	+1,42E-5	+1,41E-5

Im nächsten Schritt wird die temperaturbedingte Änderung des k-Faktors der Dehnungsgröße $\varepsilon(\vartheta)$ korrigiert.

$$\varepsilon(\vartheta) = \tilde{\varepsilon}(\vartheta) \cdot \frac{k^*}{k(\vartheta)} \quad (4.4)$$

Hierzu wurde der bereits in Gleichung (4.1) verwendete k-Faktor k^* mit dem zum Zeitpunkt der Messung bei Temperatur ϑ_1 mit dem gültigen k-Faktor $k(\vartheta_1)$ verrechnet:

$$k(\vartheta) = k_0 \cdot \left(1 + \frac{\Delta k\%(\vartheta)}{100}\right) \quad (4.5)$$

wobei k_0 der Referenzfaktor laut DMS-Datenblatt und $\Delta k\%(\vartheta)$ die k-Faktor-Abweichung der Versuchstemperatur zur Referenztemperatur nach Gleichung (4.6) ist.

$$\varepsilon(\vartheta) = \left(\varepsilon_M - \varepsilon_{T/A}(\vartheta) \right) \cdot \left(\frac{k^*}{k(\vartheta)} \right) \quad (4.7)$$

sowie

$$\Delta k\%(\vartheta) = \Delta k\%_{100^\circ\text{C}} \cdot \frac{\vartheta_{TE}}{\vartheta_{Diff} \cdot \vartheta_{Ref}} \quad (4.6)$$

mit Hilfe der DMS-spezifischen Kennwerte laut Datenblatt sowie die Kombination beider Korrekturen ergibt schlussendlich

$$\varepsilon(\vartheta) = \left(\varepsilon_M - \varepsilon_{T/A}(\vartheta) \right) \cdot \left(\frac{k^*}{k(\vartheta)} \right) \quad (4.7)$$

In Abb. 4.9 ist eine exemplarische Probemessung am Beispiel eines Aluminium-Stahl-Doppelhutprofils in Abhängigkeit von der Temperatur dargestellt. Der Fokus liegt dabei auf der Darstellung der gemessenen und korrigierten Dehnung entsprechend der oben aufgeführten Gleichungen.

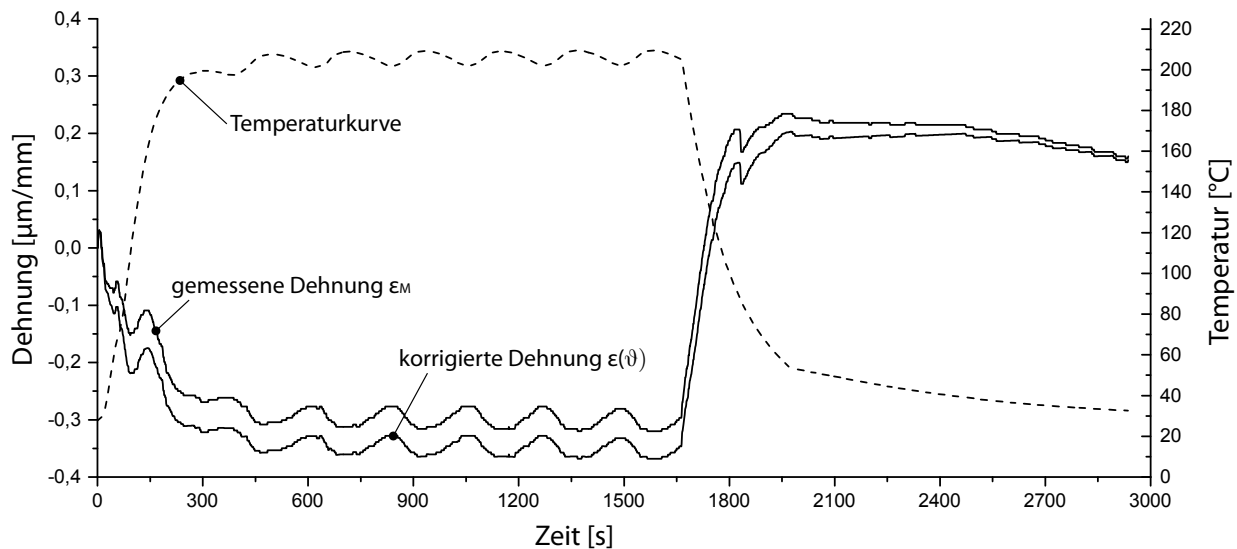


Abb. 4.9: Exemplarisches Versuchsergebnis am Probekörper Doppelhutprofil am Beispiel der Messanordnung aus

Die Ergebnisse zeigen plötzliche Dehnungsänderungen in der Aufheiz- und Abkühlphase, die aus dem ruckartigen Abgleiten der Bleche am Nitelement resultieren. Dementsprechend eignet sich das Messsystem auch zur Detektion von thermisch induziertem Verbindungsversagen. Die schwankenden Dehnungswerte in der Haltephase hingegen sind auf die Temperaturregelung des Ofens zurückzuführen. Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass das Messsystem nun zu jedem

Zeitpunkt der Temperierung die mechanischen Belastungen und die dazu gehörigen Objekttemperaturen der Messstellen erfasst. Somit kann zukünftig bei Problemanalysen an einer neuen Fahrzeugkarosserie das DMS-Messsystem eingesetzt werden, um zu jedem definierten Zeitschritt die wirkenden thermischen und mechanischen Dehnungen und daraus resultierenden Spannungen zu ermitteln. Ferner kann aufgrund der Sensitivität der Dehnungsmessstreifen auch ein mögliches Versagen der Fügetechnik im Lacktrocknungsprozess (durch die Applikation der DMS im Bereich der Fügeverbindung) anhand der messbaren Strukturreaktion (schlagartiger Spannungsabbau am Randbereich der Verbindung) detektiert werden.

4.3 Erarbeitung der Analysemethodik zur Bewertung von thermomechanischen Bauteil deformationen

Der Abgleich von numerischen Berechnungsergebnissen von Bauteil deformationen während der Lacktrocknung mit experimentellen Versuchsergebnissen erfordert im Vorfeld eine eindeutige Definition der Validierungsmethodik, die nach [Bie08, Wil10, Alb12b] zwei wesentliche Anforderungen erfüllen soll:

- Reproduzierbarkeit
- Anwendbarkeit der Methode auf Simulation und Experiment

Da in dieser Arbeit unterschiedliche statische und dynamische Messverfahren (siehe Kapitel 4.2.2) zur Verformungsmessung der Baugruppen oder Einzelteile in der Fahrzeugkarosserie eingesetzt werden, ist eine Differenzierung der Analysemethoden hinsichtlich der Funktionsprinzipien notwendig. Hierzu sind in Abb. 4.10 die beiden Messprinzipien der in-situ Messung (während des Prozesses) und der Oberflächendigitalisierung (vor und nach Prozess) im Kontext zum repräsentativen KTL-Temperaturprofil dargestellt.

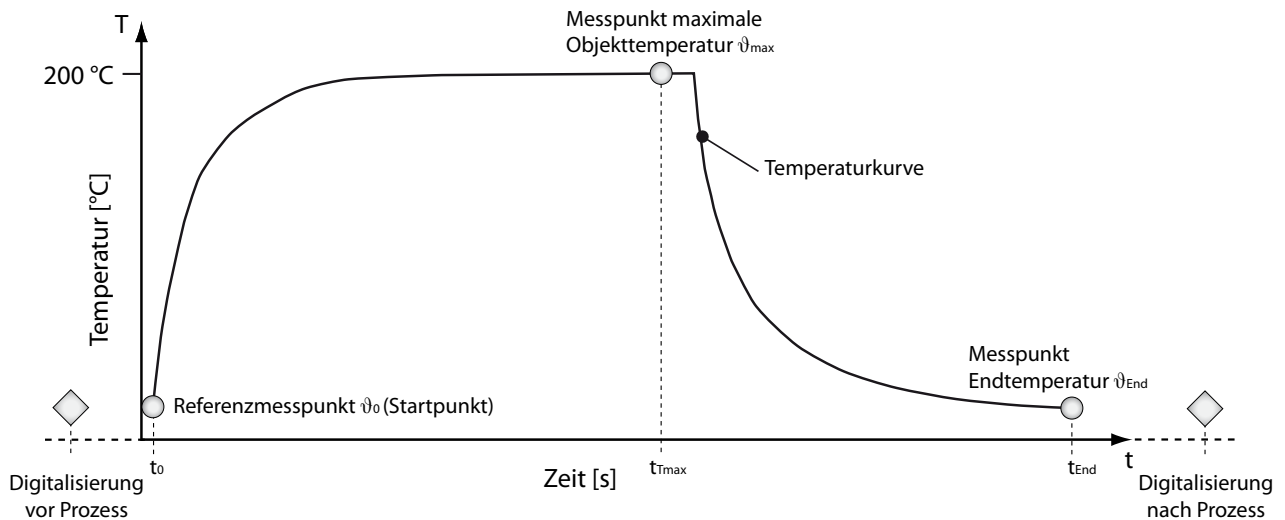


Abb. 4.10: Zuweisung und Zeitpunkte der Messmethoden (vorher/nachher Digitalisierung, In-situ Deformationsanalyse) zur Erfassung der thermomechanischen Bauteildeformationen während und nach der Lacktrocknung

In-situ Messsysteme der Stereokorrelation (ARAMIS, PONTOS) sowie FEM-Programme berechnen Verschiebungen und Dehnungen auf Basis eines Ausgangszustandes (Referenzpunkt zur Zeit t_0). Somit ist der relative Verformungsweg am Beispiel des dargestellten Messpunktes ϑ_{max} bei maximaler Temperatur zum Zeitpunkt t_{max} zu jedem gewünschten Zeitpunkt t_x im Raum messbar. Durch die direkte Verknüpfung von Messpunkten einer Zeitstufe über mehrere Stufen hinweg können neben den Verschiebungen im Raum auch Dehnungen auf der Oberfläche von Bauteilen ermittelt werden [Kle12, GOM14]. Dieser Sachverhalt ist in Abb. 4.11a dargestellt.

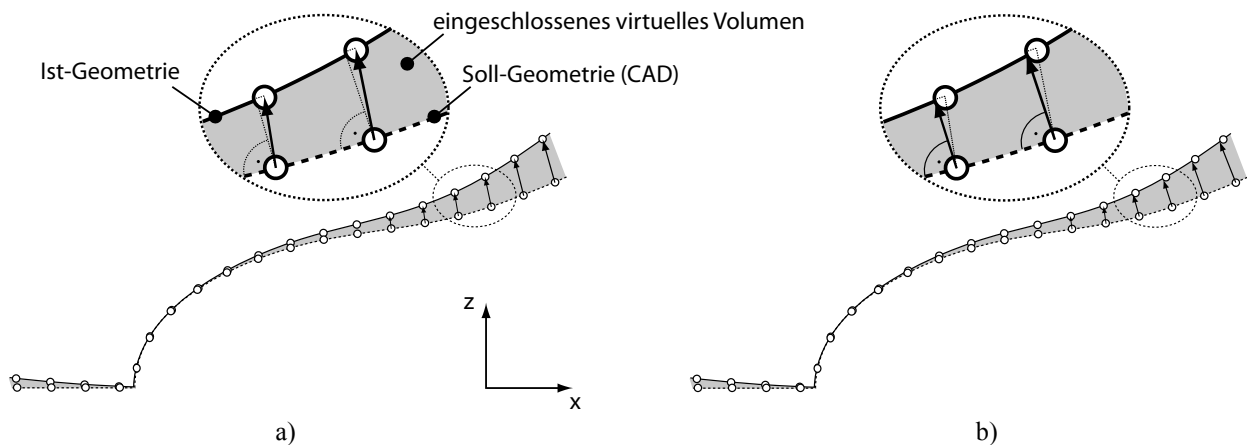


Abb. 4.11: Prinzipien zur Ermittlung von Formabweichungen von gemessenen Oberflächenabweichungen im Vergleich zur Nominalfläche (CAD)
 a) In-situ Messung mit Referenzpunktverfolgung
 b) Flächenvergleich senkrecht zur Referenzfläche

Da sich die gemessene Formabweichung immer relativ auf die Referenz (Beginn der Messung) bezieht, muss der gemessene Wert allerdings nicht der absoluten Abweichung entsprechen, da der Ausgangszustand bereits einer initialen Formabweichung unterliegen kann. Diese Formab-

weichungen können aus vorgelagerten Fertigungsschritten resultieren oder Imperfektionen geschuldet sein. Im Vergleich zu in-situ Deformationsmessungen werden Photogrammetriesysteme (hier TRITOP) in Kombination mit Oberflächendigitalisierungssystemen (ATOS) in dieser Arbeit vor und nach dem Trocknungsprozess durchgeführt (siehe Abb. 4.10). Die Deformationsmessung auf Basis der digitalisierten Punkt-/ Oberflächendaten bedingt die Referenzierung der Ist-Daten zu Soll-Daten (Nominaldaten), d.h. diskreten Messpunkten müssen konkrete Raumkoordinaten zugewiesen werden, was wiederum die Definition einer geeigneten Ausrichtungssystematik (siehe Kap. 4.3.1) bedingt. Das Messergebnis wird hier durch die Projektion eines Messpunktes senkrecht zur Flächennormale auf das Zielnetz berechnet. Dabei entspricht der Ist-Messpunkt in Abhängigkeit vom Verformungsgrad nicht zwingend dem wahren Messpunkt (siehe Detaildarstellung in Abb. 4.11). Mit Hilfe des Flächenvergleichs können jedoch vorhandene absolute Formabweichungen des Ausgangszustandes bezogen auf die Nominaldaten (CAD-Daten) ausgewertet werden. Folgemessungen können nun absolut auf die Nominaldaten oder auf die vorhergehende Messung referenziert werden. Infolgedessen sind Prozessveränderungen durch einen Vorher-Nachher-Vergleich direkt darstellbar. Im Hinblick auf die Validierung der Simulationsergebnisse sind auch die unterschiedlichen Geometrierepräsentationen der CAD-, FEM- und Oberflächendaten zu berücksichtigen (siehe Abb. 4.12).

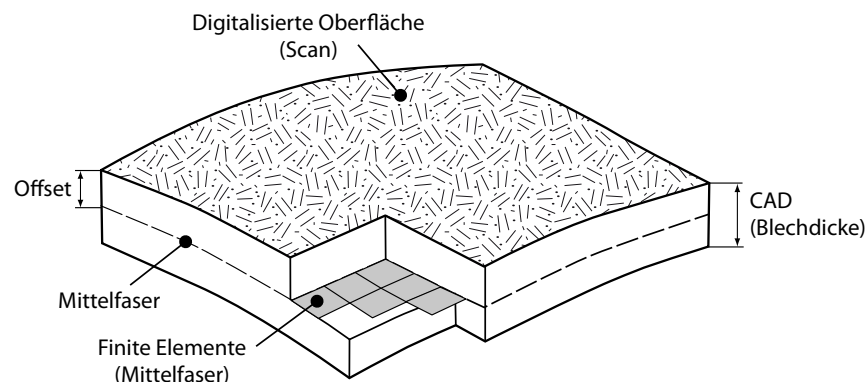


Abb. 4.12: Schematische Darstellung der unterschiedlichen Flächen- und Geometrierepräsentationen des CAD-Bauteils, der digitalisierten Oberfläche sowie das diskretisierte FEM-Netz auf der Mittelfaser des Bauteils

Liegen CAD-Daten als Volumen und Flächendaten vor, so wird bei der optischen Messung lediglich die Bauteiloberfläche erfasst. Die Simulationsdaten basieren bei Verwendung von Schalenelementen auf der abstrahierten Mittelebene (halbe Blechdicke) des CAD-Volumenmodells [Kle12]. In der Validierung der Deformationsergebnisse müssen somit die unterschiedlichen Bezugsebenen in Form eines Offsets berücksichtigt werden. Somit erfordern die Anwendung von Stereokorrelations- und Photogrammetriesysteme in der Validierung unterschiedliche Vorgehensweisen zur exakten Ermittlung der Abweichungen zwischen digitalisierten Oberflächen und FEM-Netzen und werden nun in den folgenden Kapiteln separat beschrieben.

4.3.1 Konsistente Auswertemethodik von Oberflächendaten

Im folgenden Abschnitt wird nun die Vorgehensweise zum Vergleich von berechneten Bauteildeformationen und gemessenen Bauteilabweichungen (mittels digitalisierter Oberflächendaten vor und nach der Lacktrocknung) beschrieben. Hierzu wird ein Phasenmodell, bestehend aus dem Anfangszustand, der eigentlichen Prozessphase (hier der thermische Lacktrocknungsprozess) und dem Endzustand, eingeführt. Entsprechend der Anwendungsbereiche der statischen Photogrammetriesysteme erfolgt die Bauteilmessung zu den Zeitpunkten t_0 und t_{End} jeweils vor und nach dem Fertigungsschritt der Lacktrocknung.

Damit die berechneten Bauteildeformationen mit Messergebnissen vergleichbar sind, muss eine Referenzierung bzw. Verknüpfung beider Ergebnisse unter Beachtung folgender Prämissen erfolgen:

- Identische Bauteillagerung (Einfluss des Eigengewichts der Baugruppe oder Karosserie)
- Vergleichbare Temperaturlast

Da nach [Gom14c] das digitalisierte Bauteil nicht unmittelbar im gleichen Bezugskordinatensystem wie das Simulationsmodell vorliegt, muss eine Ausrichtungsmethodik bzw. die Orientierung definiert werden. Erst nach Anwendung einer konsistenten Ausrichtungsmethodik ist eine aussagekräftige Bauteilanalyse und ein exakter Vergleich von Mess- und Berechnungsergebnisse möglich.

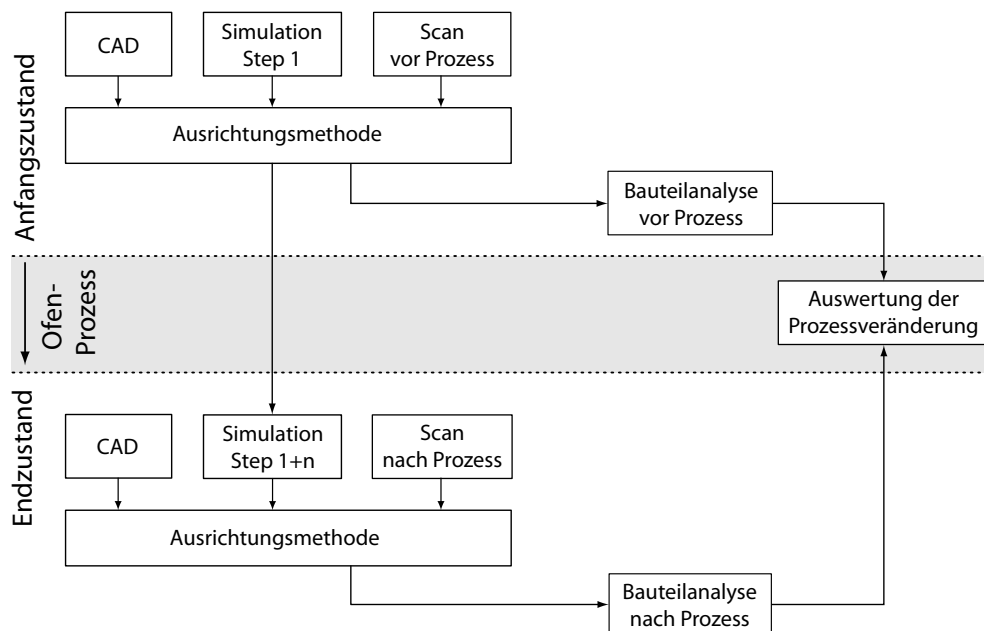


Abb. 4.13: Vorgehensweise zur Auswertung von digitalisierten Bauteildaten (Oberflächenscan) und Vergleich mit Berechnungsdaten

Die Bauteilanalyse im Ausgangszustand (Simulation Step 1, Scan bzw. Bauteildigitalisierung vor dem Trocknungsprozess) zeigt bereits initiale Formabweichungen auf, die sowohl aus vorgelagerten Fertigungsschritten als auch Imperfektionen (beispielsweise lokale Formabweichungen) resultieren. Die analoge Auswertungsmethodik (Simulation Step 1+n, Scan nach Prozess) nach dem Prozess liefert die finale Bauteilverformung. Durch den Vergleich der beiden Bauteilanalysen im Anfangs- und Endzustand wird die eigentliche prozessbedingte Veränderung ermittelt.

Ausrichtungsmethodik

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgt die Referenzierung der Simulations- und Messdaten mittels CAD-Nominaldaten unter Anwendung des Referenzpunktesystems (kurz RPS). Da die Ausrichtungssystematik einen signifikanten Einfluss auf die ermittelte Formabweichung hat, werden in Abb. 4.14 unterschiedliche Ausrichtungsvarianten gegenübergestellt.

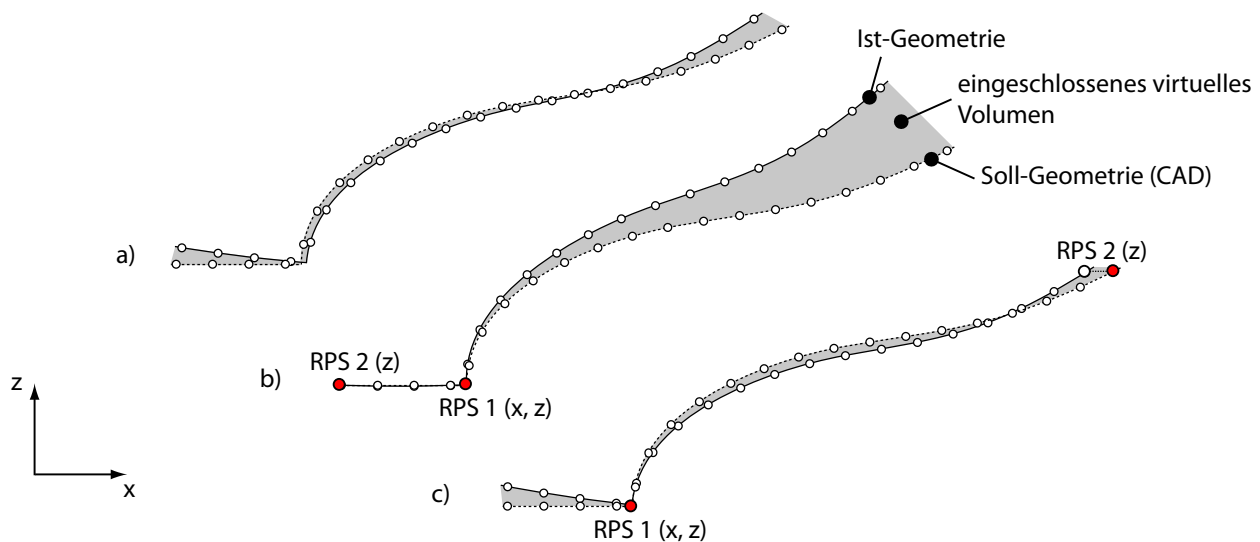


Abb. 4.14: Einfluss der Ausrichtungsmethodik auf das Formabweichungsergebnis

- a) Best-Fit Ausrichtung
- b) RPS-Ausrichtung Variante 1
- c) RPS-Ausrichtung Variante 2

Die Varianten der RPS-Ausrichtung 1 und 2 unterscheiden sich in diesem Beispiel lediglich in der Wahl des RPS2-Punktes (z-Richtung). Der RPS1-Punkt (x-, z-Richtung) ist in beiden Varianten identisch. Dennoch verdeutlicht Abb. 4.14 den signifikanten Einfluss der Ausrichtungssystematik bezüglich der eingeschlossenen Fläche. Weist die Best-Fit-Ausrichtung (Abb. 4.14a) eine wechselnde Verschiebungsrichtung (positive und negative Formabweichung) auf, führt die Wahl der RPS-Punkte in der RPS-Ausrichtung 1 (Abb. 4.14b) im ebenen Flanschbereich zu einer starken Formabweichung mit einer richtungsgleichen Verschiebung. Die Ausrichtung 2 (Abb. 4.14c) führt

wiederum zu wechselnden Verschiebungsrichtungen mit wesentlich kleineren Verschiebungsbeträgen als die RPS-Ausrichtungsvariante 1.

Die Best-Fit-Methode minimiert einerseits das eingeschlossene Volumen zwischen Ist- und Sollgeometrie, andererseits variiert die Bauteil ausrichtung stark in Abhängigkeit von der Formabweichung. Eine reproduzierbare Best-Fit-Ausrichtung ist somit nicht gegeben. Die RPS-Methode erfüllt zwar die Ansprüche einer reproduzierbaren Ausrichtungsmethodik, allerdings müssen die RPS-Punkte an markanten Bauteilbereichen mit eindeutigen richtungsweisenden Bezugsflächen und möglichst geringer Formabweichung gewählt werden.

In dieser Arbeit wird das Referenz-Punkt-System (RPS) als Ausrichtungsmethode zur Bewertung von Formabweichungen gewählt und wird konkret in den Kapiteln 4.7.2 und 5.3 angewendet. Somit ist eine reproduzierbare Bewertung der Bauteilveränderungen in den experimentellen Versuchen sichergestellt. Neben den statischen Messsystemen bildet die Ausrichtungsmethodik nach RPS auch einen wichtigen Baustein in der Anwendung von dynamischen Messsystemen zur Festlegung einer initialen Bauteil ausrichtung zu Messbeginn (siehe folgendes Kapitel).

4.3.2 Vorgehensweise bei in-situ Deformationsmessungen

Da dynamische Messverfahren zur Erfassung von Bauteil deformationen während der Aufheiz- und Abkühlphase in der Lacktrocknung die Veränderung stets relativ zum Ausgangszustand erfassen, wird in Abb. 4.15 ebenfalls ein Phasenschaubild mit Anfangszustand, der Prozessphase und dem Endzustand verwendet. Auch hier bilden die Prämissen der identischen Bauteillagerung und der Beanspruchung durch eine vergleichbare Temperaturbelastung die ausreichend eindeutig definierten Ausgangsbedingungen.

Der Vorteil der in-situ Deformationsmessungen liegt in der direkten Aufzeichnung der tatsächlichen relativen Bauteilveränderung während der Aufheiz- und Abkühlphase der Karosserie im Lacktrockner. Um den Vorteil der prozessbegleitenden Messung in der Validierung von Berechnungs- und Messergebnissen zu nutzen, ist eine Verknüpfung der Anfangsdaten und anschließende Anpassung der Mess- mit den Berechnungszeitschritten (zeitliche Synchronisierung) notwendig. Aus diesem Grund erfolgt hier die Referenzierung der Ausgangsdaten in Abb. 4.13 analog der vorgestellten RPS- Ausrichtungsmethoden entsprechend des vorherigen Kapitels 4.3.1 in Abb. 4.14.

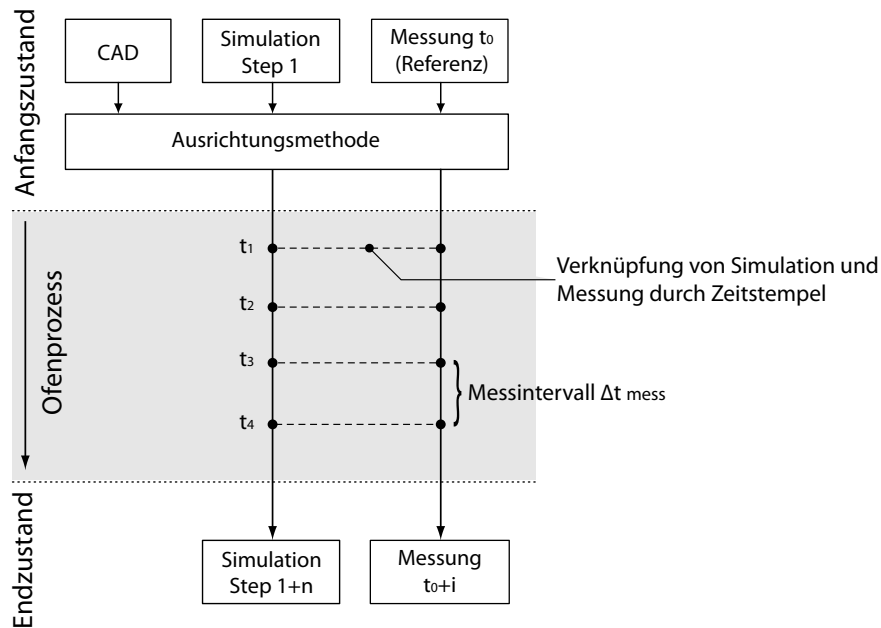


Abb. 4.15: Prinzipdarstellung der in-situ Deformationsmessung vor der Messung, während der Messung (Zeitschritte t_1 bis t_4) und nach der Messung

Die anschließende Synchronisierung der relativen Bauteiländerung erfolgt durch die Festlegung fester Berechnungs- und Messintervalle (Δt_{mess}) zu den Zeitpunkten t_1 bis t_i . Somit können neben den Anfangs- bzw. Referenzzuständen (Berechnungsschritt 1 und Messung zum Zeitpunkt t_0) und zu den Endzuständen (Berechnungsschritt 1+n und Messung t_{0+i}) zu beliebigen Zeitpunkten (t_{0+i}), Simulations- und Messdaten für die Validierung ausgewählt werden.

Weitere Unterschiede in Bezug auf die Vorgehensweise ergeben sich durch die Nutzung von flächen- oder punktbasierten Stereokorrelationsverfahren. Im Bereich der flächigen Stereokorrelation wird in dieser Arbeit das Messsystem ARAMIS der Fa. GOM verwendet. Die Vorgehensweise zur Referenzierung und Synchronisierung der Simulations- und Messdaten wird detailliert in den Kapiteln 4.6.2 und 4.7.2 beschrieben.

Das punktbasierte Stereokorrelationsverfahren PONTOS der Fa. GOM erfordert für die Validierung mit Simulationsergebnissen eine etwas abgewandelte Vorgehensweise. Da das Messsystem auf der Erfassung von uncodierten Messpunkten basiert, müssen für die punktuelle Validierung die exakten Messpunktpositionen in das FE-Modell übertragen werden. Dies erfolgt in drei Schritten:

1. Durchführung der photogrammetrischen Messung (beispielsweise GOM TRITOP) und Ausrichtung der Punktwolke zu der CAD-Nominalgeometrie mittels RPS-Systematik
2. Export der ausgerichteten Punktwolke und Import in den FEM Pre-Prozessor (beispielweise mittels der Software ANSA)

3. Einbindung der importierten Messpunkte als Knotenpunkte in die Modelldiskretisierung oder Erzeugung von netzunabhängigen Plot-Elementen [Aba12b]

Die Validierungspunkte von Messobjekt und Simulationsmodell sind nach Ausführung dieser Schritte eindeutig bestimmt. Das Messsystem PONTOS registriert die uncodierten Messmarken aus der vorherigen photogrammetrischen Messung. Des Weiteren kann aufgrund der frei wählbaren Aufnahmezeit die Messung mit den FEM-Berechnungsschritten zeitlich synchronisiert werden [Weh14*]. Da das punktbasierte Stereokorrelationsverfahren im weiteren Verlauf dieser Arbeit nicht eingesetzt wurde, sei an dieser Stelle auf die detaillierte Beschreibung der Vorgehensweise auf [Weh14*] verwiesen. Da bei experimentellen Untersuchungen auch die Bauteilaufnahme ebenfalls stets einer Wärmeausdehnung unterworfen ist, empfiehlt sich in der praktischen Anwendung die Anbringung von Messpunkten (Korrekturpunkte) auf der Bauteilaufnahme selbst, damit die Bewegung der Aufnahme in der Deformationsauswertung der Baugruppe berücksichtigt und gegebenenfalls kompensiert werden kann.

4.3.3 Einführung erweiterter Oberflächenbewertungskriterien

Die bisher vorgestellten Verfahren zur Bewertung von Oberflächendeformationen basieren auf Abweichungsvergleichen zweier Bezugsflächen. Treten allerdings lokale Formabweichungen nach der Lacktrocknung in Bereichen großer globaler Abweichungen auf, können lokale Effekte aufgrund der Ausrichtungsmethodik und der Auflösung der Farbskala des Konturplots nicht eindeutig detektiert werden. Doch gerade kurzweilige Abweichungen stören nach [Bon09] das subjektive visuelle Erscheinungsbild von Oberflächen signifikant.

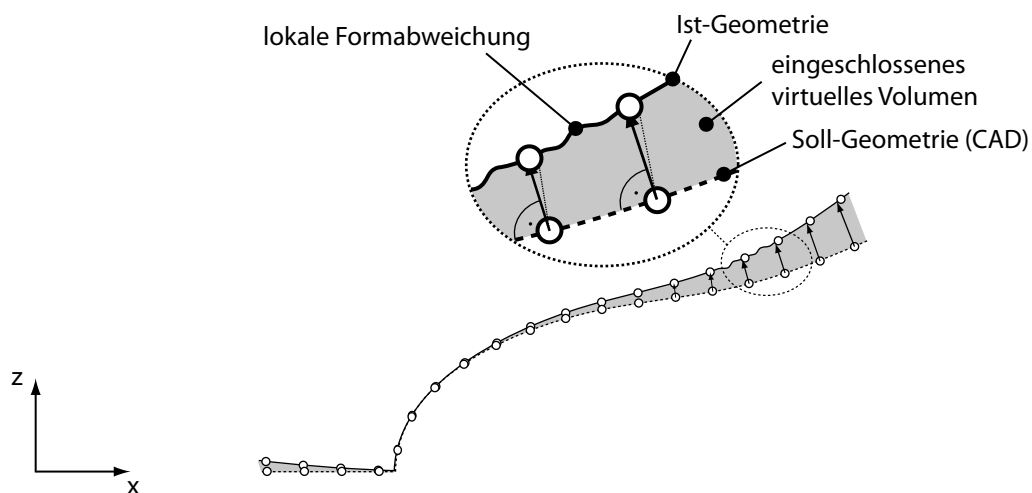


Abb. 4.16: Prinzipdarstellung lokaler Formabweichungen der Ist-Geometrie

Aus diesem Grund werden an dieser Stelle weitere Verfahren zur Detektion und Bewertung von lokalen Formabweichungen aufgezeigt und in dieser Arbeit verwendet. Somit sind folgende Verfahren verfügbar:

- Abstandbasierte Bewertungsmethoden (Standard)
- Krümmungsbasierte Bewertungsmethoden
- Umgebungsmapping und Lichtbandanalyse

In Abb. 4.17 werden am Beispiel einer identischen Versuchsbaugruppe diese drei unterschiedlichen Bewertungsmethoden zur Identifikation von globalen und lokalen Formabweichungen verdeutlicht.

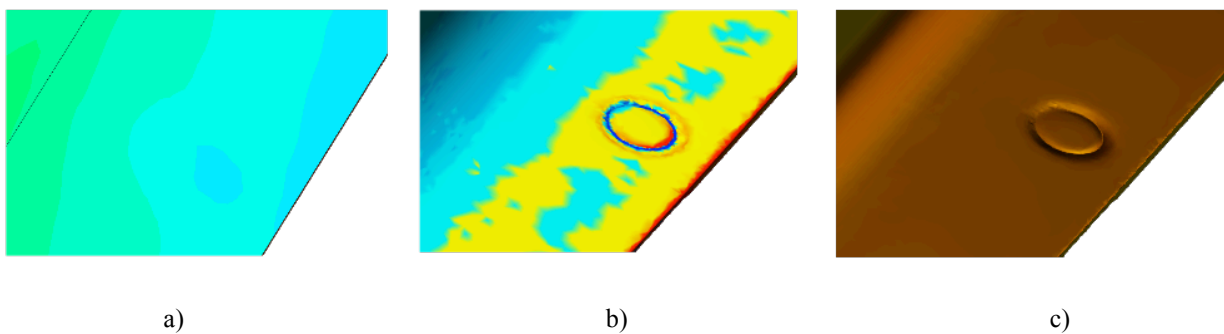


Abb. 4.17: Vergleich unterschiedlicher Oberflächenbewertungskriterien am Beispiel des Hutprofils im Bereich der Fügestelle (Nietverbindung) zur Bewertung von lokalen Formabweichungen
 a) Abstandsbasierte Formabweichung (Flächennormale)
 b) Oberflächenkrümmung
 c) Umgebungsmapping (hier: Texturmapping)

In der dargestellten Problemstellung sind die lokalen Oberflächenänderungen (hier Einzug um eine Fügestelle) nur durch die Krümmungsanalyse und das Umgebungsmapping detailliert erkennbar.

Krümmungsanalyse

Die Krümmung einer Kurve oder Fläche beschreibt die Richtungsänderung einer Kurve bzw. einer Fläche in einer bestimmten Raumrichtung. Die Darstellung der Krümmungsanalyse kann einerseits durch Falschfarben in Form von Konturplots auf der Bauteiloberfläche erfolgen, andererseits kann mit Hilfe eines Krümmungskamms die Krümmung entlang eines Schnittverlaufs als lokale skalare Größe visualisiert werden [Mey12b*]. Der Vorteil der Krümmungsanalyse einer Oberfläche im Gegensatz zur Abstandsdarstellung ist, dass keine Nominal-Geometrien zur Referenzierung benötigt wird. Um jedoch den Quotienten der Krümmung der Soll- zu den Ist-Daten zu berechnen, muss eine Bauteilausrichtung entsprechend Kap. 4.3.1 durchgeführt werden. Die Krümmungsanalyse kann in weiteren Anwendungen auch zur Bewertung der Markanz von Designelementen und Falzgeometrien eingesetzt werden, da mit dieser Methodik infinitesimal kleine Flächen- und Kurvensegmente berücksichtigt werden können [Mey12b*, Hön13].

Umgebungsmapping

Das Umgebungsmapping stellt eine Methode dar, mit der Umgebungstexturen auf das Bauteil projiziert werden (siehe Abb. 4.17 c). Mittels dieser Methode werden photorealistische Darstellungen und Spiegelungen auf der Bauteiloberfläche erzielt [Xor13]. Das Umgebungsmapping kann sowohl auf Oberflächen von CAD-Modellen als auch auf die Scan- oder FE-Netze numerischer Berechnungen angewendet werden. Entsprechend der Deformation auf der Oberfläche ergeben sich bei gleicher Umgebung unterschiedliche Reflektionen auf der Bauteiloberfläche. Das Potential des Umgebungsmappings wird jedoch erst in der dynamischen Anwendung durch Bewegung des Objekts oder der Projektionsquelle relativ zu einander entfaltet. Durch die Bewegung der Licht- oder Projektionsquelle wird die Umgebung in Echtzeit auf der Oberfläche reflektiert und Unebenheiten sowie lokale Formabweichungen werden sichtbar [Alb12b, Xor13].

4.3.4 Auswahl geeigneter Metriken

In den vorigen Kapiteln wurden Messmethoden zur Erfassung von Formabweichungen von Karosseriebauteilen vorgestellt, Ausrichtungsmethoden zur eindeutigen Referenzierung von Berechnungs- und Messdaten beschrieben und erweiterte Kriterien für deren Oberflächenevaluierung eingeführt. Dennoch erfordert die Validierung der numerischen Berechnungsergebnisse anhand von realen Messergebnissen weitere Methoden zur Quantifizierung der Übereinstimmung von Simulations- und Messergebnissen anhand von beispielsweise Kurvenverläufen und deren Merkmalen (Amplitude, Phasen, Peaks). Aus diesem Grund werden im folgenden Vergleichs- und Bewertungsmetriken zur quantitativen Bewertung von gemessenen und berechneten Datensätzen eingeführt. Nach [Wil10] sollen Metriken die Abschätzung des numerischen Fehlers und des Messfehlers einschließen, Modellierungs- und Messunsicherheiten quantitativ abbilden sowie von der Anzahl der Messungen abhängig sein.

In dieser Arbeit werden Formvergleichsmetriken verwendet, die nach [Mon13] das Formverhalten (beispielsweise Amplituden und Phasen) anhand von fallunabhängigen Ähnlichkeitsgraden der Datensätze besser beschreiben. Hierzu gehören neben der mittleren quadratische Abweichung (RMS = Root Mean Square) weitere Vergleichsmetriken wie das Bestimmtheitsmaß und die Geers-Kriterien.

Das Bestimmtheitsmaß B ist dabei über die Einzelvarianten Var_x , Var_y und die Kovarianz Cov_{xy} definiert und beurteilt die qualitative Übereinstimmung zweier Datensätze x und y anhand von n Messpunkten. Dabei stellen Werte von „eins“ eine exakte Übereinstimmung dar.

$$B = \frac{\text{Cov}_{xy}^2}{\text{Var}_x \text{Var}_y} \quad (4.8)$$

mit

$$\text{Var}_x = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2 \quad (4.9)$$

$$\text{Var}_y = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2 \quad (4.10)$$

$$\text{Cov}_{xy} = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y}) \quad (4.11)$$

Nach [Gee84, Wil10] erlauben die Geers-Kriterien (M_G, P_G, C_G) die Trennung von Phasen- und Amplitudenähnlichkeit zweier Datensätze und lassen sowohl qualitative als auch quantitative Rückschlüsse zu.

$$M_G = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n x_i^2}{\sum_{i=1}^n y_i^2}} - 1 \quad (4.12)$$

$$P_G = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n x_i y_i}{\sqrt{\sum_{i=1}^n x_i^2 \sum_{i=1}^n y_i^2}} \quad (4.13)$$

$$C_G = \sqrt{M_G^2 + P_G^2} \quad (4.14)$$

M_G beurteilt hierbei die Amplitudenübereinstimmung, P_G die Phase und C_G deren quadratische Summe. Somit kann die Übereinstimmung zweier Mess- und Berechnungskurven anhand der Merkmale Amplitude, Phase und deren quadratische Summe explizit bestimmt werden und das Ergebnis der Validierung wird nicht nur auf die Angabe von relativen Abweichungen beider Kurven reduziert. Für eine ausführliche Beschreibung des Bestimmtheitsmaßes, des Geers-Kriteriums sowie weiterer Kriterien wird auf [Gee84, Wan93, Rus97] verwiesen. Tests nach [Rus97, Spr03, Sch07c, Mon09, Ray09] bestätigen, dass sowohl das Bestimmtheitsmaß als auch das Geers-Kriterium als sinnvolle Metriken zur Bewertung von transienten Kurvenverläufen herangezogen werden können. Die mögliche Genauigkeit der experimentellen Validierung ist nach [Wil10] jedoch über die realen Messtoleranzen begrenzt. Sofern anhand der Metriken ungenügende Übereinstimmungen oder Abweichungen zwischen Messung und Berechnung aufgezeigt werden, sind Ungenauigkeiten des

numerischen Modells (physikalische Phänomenologie, Modelldiskretisierung, Lösungsverfahren) sowie Anlagen und Messtoleranzen zu beachten und kritisch zu hinterfragen [Wil10].

4.4 Ermittlung thermomechanischer Werkstoffkennwerte

Für die Untersuchung des thermomechanischen Deformationsverhaltes von Fahrzeugkarosserien ist die Kenntnis des phänomenologischen Materialverhaltens von besonderem Interesse. Aus diesem Grund wurden im Folgenden die temperaturabhängigen Materialeigenschaften bei unterschiedlichen Temperaturniveaus und Aushärtungsstufen im KTL-Temperaturprozess (entsprechend der exemplarischen KTL-Temperaturkurve in Abb. 4.18) ermittelt. Gegenstand der Untersuchung waren die Aluminiumlegierung AA6014 und die Stahllegierung DX56. Ferner wurde der Einfluss der Reckalterung im Anlieferungszustand für die Aluminiumlegierung (T4 Zustand) im Bezug auf die finale Streckgrenze (T6 Zustand) in Abhängigkeit von der Wärmebehandlung und des Reckgrades untersucht.

Für die weitere Implementierung der Materialeigenschaften in die FE-Berechnung wurde das Temperaturprofil in drei Zonen (Aufheiz-, Halte- und Abkühlphase) unterteilt. In Zone I wurde das temperaturabhängige Fließverhalten der Legierungen ermittelt und die Auswirkungen unterschiedlicher Extrapolationsmethoden in Richtung hoher plastischer Dehnungen dargestellt. Mit Beginn der Haltephase (bei maximaler Temperatur) wurde in Zone II der Effekt der zeitabhängigen Ausscheidungshärtung von 6xxxer Aluminiumlegierungen hinsichtlich des Fließverhaltens untersucht. Die Ermittlung der Kennwerte in Zone III, nach Abkühlung der Werkstoffe auf den Anfangszustand, diente der Bewertung der erzielten Eigenschaften im T6-Zustand und untersuchte die Notwendigkeit zur Ermittlung der Materialeigenschaften nach dem Lacktrocknungsprozess zur Weiterverwendung der Berechnungsergebnisse in Folgeprozessen bzw. in numerischen Funktions- und Crashberechnungen. Zusätzlich wurde die Sensitivität der Materialeigenschaften bezüglich der Folgetrocknungsprozesse des gesamten Lacktrocknungsprozesses (gemäß Abb. 2.5) sowie Alterung und Vorreckung betrachtet.

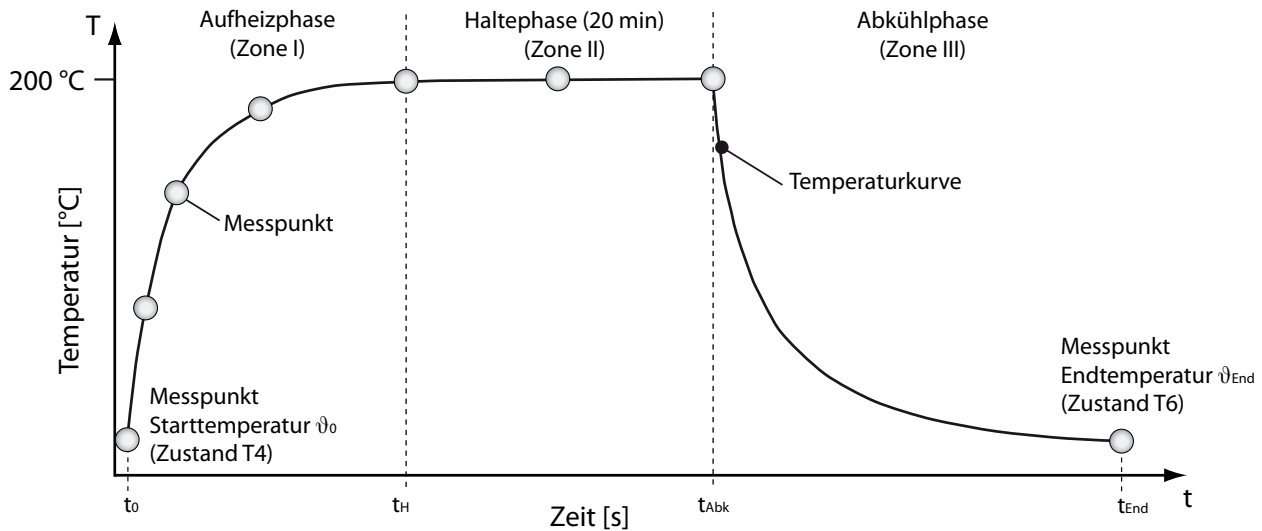


Abb. 4.18: Untersuchungsbereiche des gesamten KTL-Trocknungsprofils und prinzipielle Darstellung der Messpunkte zur Ermittlung der temperaturabhängigen Materialeigenschaften

Die Ermittlung der temperatur- und zeitabhängigen Materialkennwerte wurden mittels uniaxialen Zugversuchen in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 und DIN EN 10002-5 für Zugversuche bei erhöhten Temperaturen durchgeführt. Alle Zugversuche wurden in einer Klimakammer (Typ EC2120 mit einem einstellbaren Temperaturbereich von -80 °C bis 350 °C) unter Einsatz einer Zwick Roell Universalzugprüfmaschine Z100 mit einer Dehnrates von $\dot{\epsilon} = 0,1 \text{ s}^{-1}$ geprüft. Im Folgenden werden die Untersuchungsergebnisse entsprechend der dargestellten Zonen vorgestellt.

4.4.1 Einfluss der Aufheizphase auf die mechanischen Werkstoffkennwerte

Zur Durchführung der temperaturabhängigen Zugversuche in der Aufheizphase (entsprechend Zone 1 in Abb. 4.18) wurde die Klimakammer auf die Zieltemperatur eingestellt und nach einer Verweilzeit von ca. 1 Stunde (ausreichende Durchwärmung aller Komponenten) wurden die Proben gereckt. Alle Zugproben wurden hierbei mit Typ-K Temperatursensoren bestückt und entgegen DIN EN 10002-5 unmittelbar bei Erreichen der Zieltemperatur gereckt. Durch diese Maßnahme wurde das Materialverhalten der KTL-Aufheizphase nachgestellt und der Effekt der Ausscheidungshärtung entsprechend Kap. 4.4.2 minimiert. Mit Hilfe der Klimakammer wurde eine Temperierung der Probe auf $\vartheta_{max} = 220 \text{ °C}$ bereits nach $t_H = 5 \text{ min}$ erreicht.

Die experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungsdiagramme in Abb. 4.19 zeigen die charakteristische Abnahme der Streckgrenze und Festigkeit. Ferner zeigt die Aluminiumlegierung mit zunehmender Temperatur eine Abnahme der Gleichmaßdehnung auf.

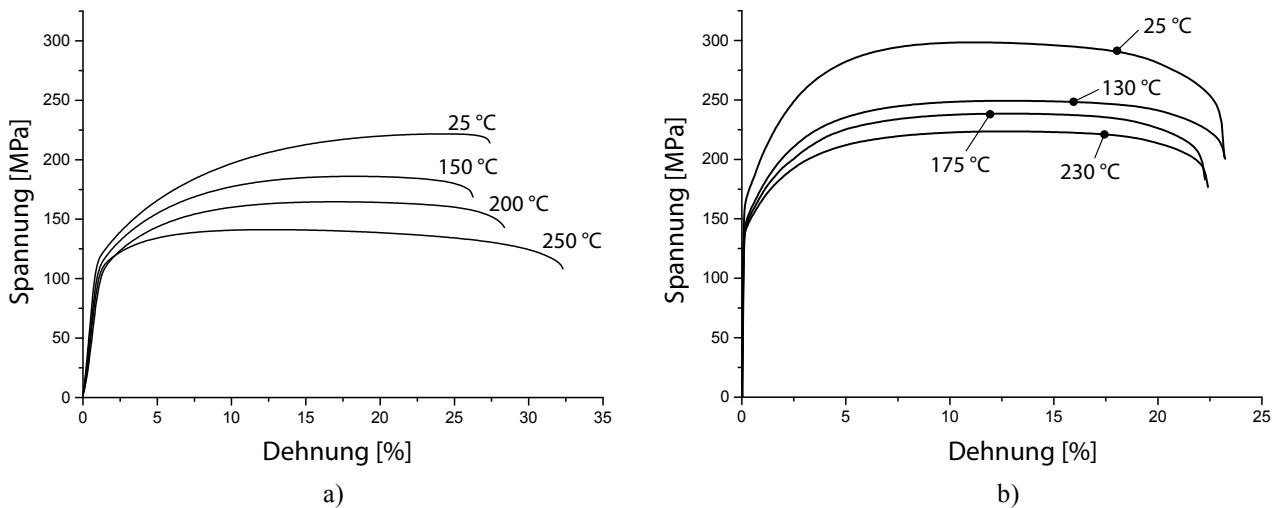


Abb. 4.19: Ermittelte Warmzugkurven in Abhängigkeit der Prüftemperatur (Dehnrates $\dot{\epsilon} = 0,1 \text{ s}^{-1}$)
 a) Spannungs-Dehnungskurven der Aluminiumlegierung AA6014 (Blechdicke $s = 1,04 \text{ mm}$)
 b) Spannungs-Dehnungskurven der Stahllegierung DX56 (Blechdicke $s = 0,7 \text{ mm}$)

Mit Hilfe der uniaxialen Zugversuche wurden in weiteren Schritten die Fließkurven ermittelt. Hierzu wurde entsprechend der Norm die Fließspannung (wahre Spannung) k_f und Formänderung ϕ (wahre Dehnung) aus dem Verhältnis der aktuellen Zugkraft zu der aktuellen Querschnittsfläche bzw. die aktuelle Längenänderung berechnet [Lan02]. Zur Implementierung der Fließkurven in FE-Berechnungsprogramme wurden die Fließkurven extrapoliert, da in der Berechnung höhere Formänderungen auftreten können als im Zugversuch oder im Miyachi-Test ermittelt werden können [Roh01]. Hierzu existieren zahlreiche Approximationsgesetze [Bac73, Hoc75, Hol94, Voc55, Swi52], die sich vorwiegend in der Steigung der extrapolierten Fließkurve und im Verfestigungsverlauf bei hohen Formänderungen unterscheiden (siehe Abb. 9.5 im Anhang).

Die jeweiligen Koeffizienten der Approximationsgesetze wurden für die oben genannten Blechwerkstoffe durch die Minimierung der Fehlerquadrate zur Anpassung der Kurven an die Experimentaldaten ermittelt. In Abb. 4.20 sind exemplarisch die Ergebnisse der Fließkurvenextrapolation nach Hollomon-Ludwik für die Feinblechlegierungen AA6014 und DX56 dargestellt. In der numerischen Beschreibung der Fließortkurve wird ein isotropes Verfestigungsverhalten zu Grunde gelegt. Bei isotroper Verfestigung wird nach [Roh01] angenommen, dass die Fließortkurve in Abhängigkeit von der auftretenden Verfestigung im Spannungsdeviatorraum isotrop expandiert. Der sogenannte Bauschinger-Effekt, der genauer beschreibt, wie ein Werkstoff bei erneut auftretender Belastungsumkehr bereits bei einem niedrigeren Betrag der Spannung anfängt plastisch zu fließen, kann durch dieses Modell nicht abgebildet werden [Sch76].

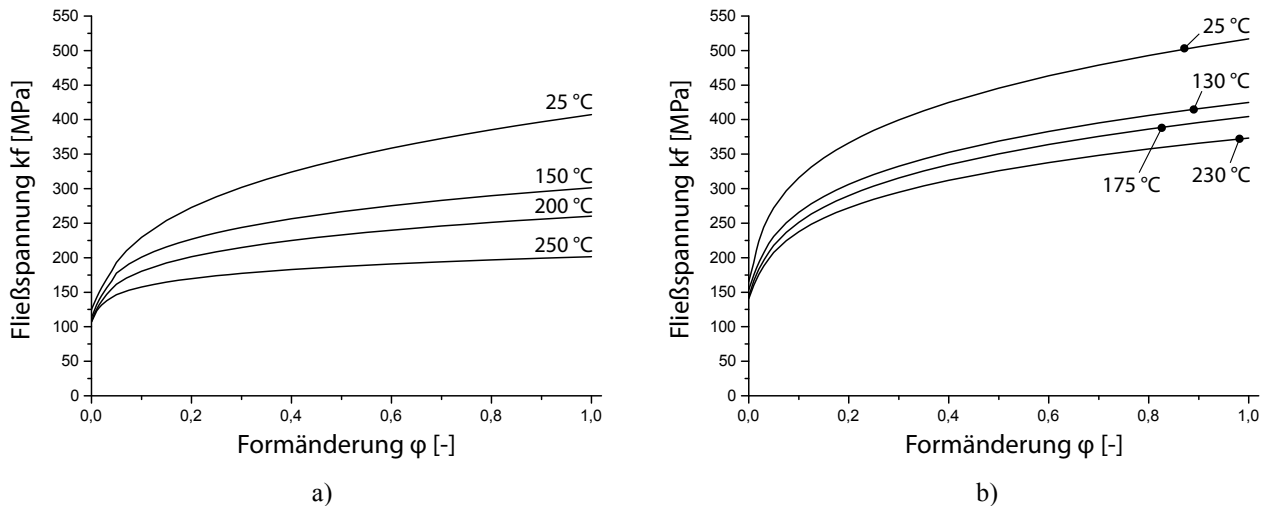


Abb. 4.20: Extrapolierte Fließkurven nach Hollomon-Ludwik für verschiedene Prüftemperaturen (Dehnrates $\dot{\epsilon} = 0,1 \text{ s}^{-1}$)
 a) Fließkurven der Aluminium-Legierung AA6014 (Blechdicke $s = 1,04 \text{ mm}$)
 b) Fließkurven der Stahl-Legierung DX56 (Blechdicke $s = 0,7 \text{ mm}$)

4.4.2 Verhalten der mechanischen Werkstoffkennwerte in der Haltephase

Im Folgenden wurden die Materialeigenschaften entsprechend Abb. 4.18 in der Haltephase des KTL-Temperaturprofils untersucht. Da es sich bei der verwendeten Legierung AA6014 PX nach [Ost07] um eine schnellhärtende Aluminiumlegierung handelt, soll das Fließverhalten an diskreten Zeitpunkten in der Haltephase ermittelt werden, um in den numerischen Berechnungen das Bauteilverhalten in dieser Zone korrekt abzubilden. Die mechanischen Werkstoffeigenschaften der Stahllegierung DX56 bleiben während der Haltephase konstant und werden somit an dieser Stelle nicht weiter beschrieben.

Die experimentellen Untersuchungen zur Beschreibung der Fließkurven während der Haltezeit wurden analog der Untersuchungen in der Aufheizphase mittels Zugversuche in einer Klimakammer durchgeführt. Im Gegensatz zur Norm DIN EN 10002-5 wurden die Proben auf die Zieltemperaturen von $\vartheta_{max} = 200 \text{ °C}$ erwärmt und unmittelbar nach Erreichen der Temperatur gereckt. In weiteren Versuchen wurden die Proben nach einer Haltezeit von $t_{H,10} = 10 \text{ min}$ und $t_{H,20} = 20 \text{ min}$ geprüft. Gegenstand der Untersuchungen war die 6014 Aluminiumlegierung mit einer Referenzstreckgrenze von $R_{p0,2} = 124 \text{ MPa}$ bei Raumtemperatur (RT) und einer Blechdicke von $s = 1,04 \text{ mm}$.

In Abb. 4.21 sind die Ergebnisse der Zugversuche bei Raumtemperatur sowie bei $\vartheta_{max} = 200 \text{ °C}$ mit den Haltezeiten $t_{H,0} = 0 \text{ min}$, $t_{H,10} = 10 \text{ min}$, $t_{H,20} = 20 \text{ min}$ dargestellt. Verglichen mit der initialen Streckgrenze von $R_{p0,2} = 124 \text{ MPa}$ sinkt die Streckgrenze hierbei auf einen Wert von $R_{p0,2} = 111 \text{ MPa}$ bei Erreichen der Prüftemperatur von $\vartheta_{max} = 200 \text{ °C}$. Nach einer Haltezeit von $t_{H,10} = 10 \text{ min}$ steigt die Streckgrenze auf $R_{p0,2} = 140 \text{ MPa}$ wieder an, während die

Ausscheidungshärtung der Mg_2Si -Phase nach $t_{H,20} = 20$ min bei einer ermittelten Streckgrenze von $R_{p0,2} = 161$ MPa kontinuierlich zunimmt. Bei der Betrachtung der ermittelten mechanischen Eigenschaften in Abb. 4.21b steigt die Ersatzstreckgrenze $R_{p0,2}$ bei zunehmender Dauer der Haltezeit an, während die Gleichmaßdehnung A_G abnimmt.

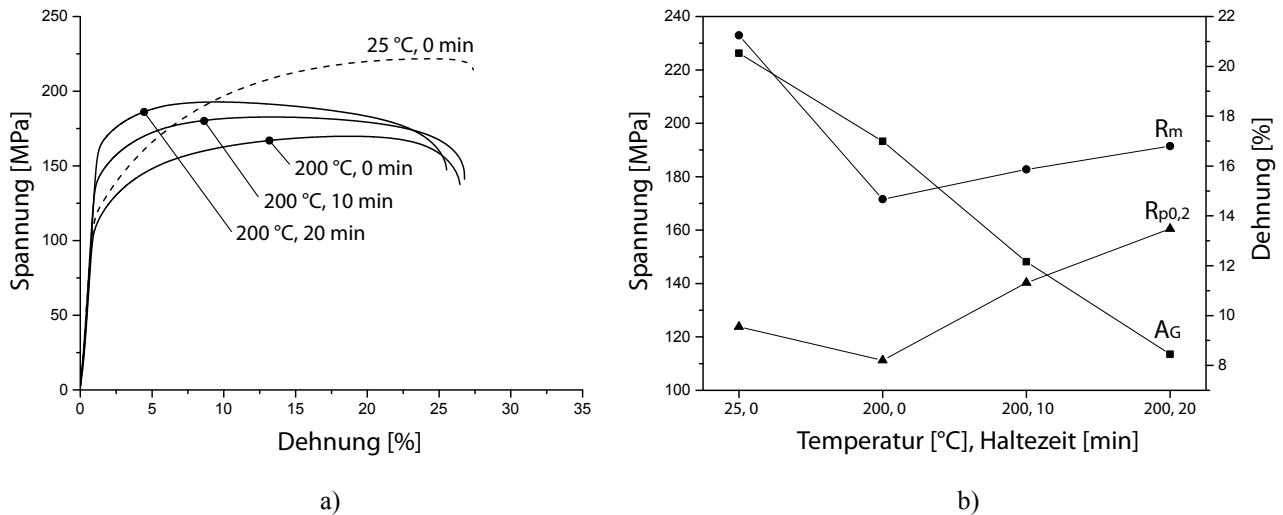


Abb. 4.21: Mechanische Werkstoffeigenschaften der Legierung AA6014 bei 200°C und Haltezeiten (0, 10, 20 min)

- a) Spannungs-Dehnungskurven der Legierung AA6014 (Blechdicke $s = 1,04$ mm, Dehnrage $\dot{\epsilon} = 0,1$ s⁻¹)
 b) Mechanische Eigenschaften von AA6014 bei 200°C in Abhängigkeit der Aushärtungszeit

Des Weiteren zeigt Abb. 4.21b, dass die Zunahme der Zugfestigkeit $R_m(\vartheta, t)$ geringer ausfällt als die Streckgrenze $R_{p0,2}(\vartheta, t)$. Die ermittelten Zugfestigkeiten betragen $R_m(200\text{ °C}, 0\text{ min}) = 172$ MPa, $R_m(200\text{ °C}, 10\text{ min}) = 183$ MPa, $R_m(200\text{ °C}, 20\text{ min}) = 195$ MPa. Jedoch zeigen die experimentellen Untersuchungen auch eine signifikante Verringerung der Gleichmaßdehnung $A_G(\vartheta, t)$ in Abhängigkeit von der Temperatur und der Zeit. Bei einer Gleichmaßdehnung von $A_G(200\text{ °C}, 0\text{ min}) = 17\%$ bei 200 °C fällt die Dehnung nach $t_{H,10} = 10$ min auf $A_G(200\text{ °C}, 10\text{ min}) = 12\%$ und entsprechend auf $A_G(200\text{ °C}, 20\text{ min}) = 8\%$ nach $t_{H,20} = 20$ min.

Zur Berücksichtigung des ermittelten Materialverhaltens in der FEM-Berechnung müssen nun Fließort und Fließkurve in Abhängigkeit von der Temperatur und der Prozesszeit implementiert werden. Das Verhalten des Fließortes unter Annahme einer isotropen Verfestigung bei einer Temperatur von $\vartheta_{max} = 200\text{ °C}$ in Anlehnung der ermittelten Daten ist in Abb. 4.22 dargestellt.

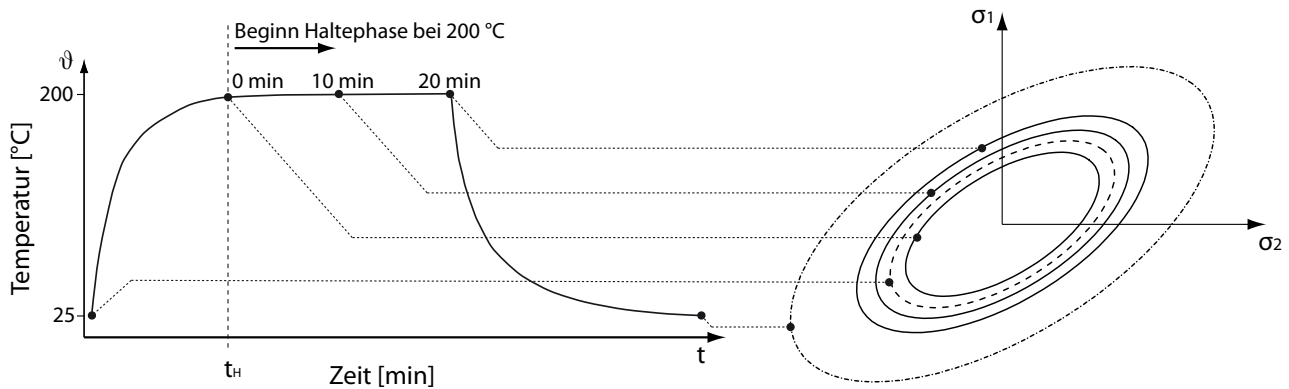


Abb. 4.22: Schematische Darstellung der temperatur- und zeitabhängigen Veränderung des Fließortes nach von Mises der Legierung AA6014 anhand von Zugversuchen mit einer Blechdicke von $s = 1,04 \text{ mm}$ und einer Dehnrates von $\dot{\epsilon} = 0,1 \text{ s}^{-1}$.

Neben der numerischen Abbildung des Fließortes muss die Fließkurvencharakteristik entsprechend Abb. 4.21 berücksichtigt werden, damit plastische Dehnungen während der Aufheizphase von Fahrzeugkarosserien aufgrund der heterogenen Bauteilerwärmung im Lacktrocknungssofen korrekt berechnet werden. Der kritischste Zeitpunkt hinsichtlich Fließen stellt somit der Zeitpunkt bei Erreichen der maximalen Prozesstemperatur (hier: $\vartheta_{max} = 200 \text{ °C}$, $t_{H,0} = 0 \text{ min}$) dar, da sich im weiteren Verlauf der KTL-Trocknung der Fließort entsprechend Abb. 4.22 aufgrund der Ausscheidungshärtung der hier untersuchten Aluminiumlegierung AA6014 vergrößert. Nach der Lacktrocknung wird im abgekühlten Zustand (T6 Zustand) eine resultierende Ersatzstreckgrenze von $R_{p0,2} = 232 \text{ MPa}$ (siehe Abb. 4.23) erreicht. Im Hinblick auf die Berechnung von bleibenden Formabweichungen von Karosserien während der KTL-Trocknung kann mit Hilfe des dargestellten Materialmodells in Abb. 4.22 nun zwischen den Fließgrenzen in der Aufheiz- und Abkühlphase bei hohen Bauteilbeanspruchungen unterscheiden werden.

4.4.3 Einfluss thermischer Folgetrocknungsprozesse auf das Werkstoffverhalten

Im Folgenden werden die mechanischen Eigenschaften der Zugproben der Legierung AA 6014 unter Berücksichtigung des gesamten Lacktrocknungsprozesses (siehe Abb. 2.21 in Kap. 2.3.1) unter Variation der plastischen Vordehnung ermittelt. Motivation der Untersuchung ist der Einfluss der Wärmebehandlung auf die finalen Eigenschaften zur Berücksichtigung als Eingangsparameter in Folgeprozessen sowie deren numerische Abbildung. Darüber hinaus sind die Eigenschaften bei Festigkeitssteigerung durch Wärmebehandlung bei der konstruktiven Auslegung von Automobilkarosserien hinsichtlich der Funktionseigenschaften und Crashperformance sowie Lebensdauerberechnungen von Interesse [Ste12].

Ausgangsbasis der Untersuchung bildete die Aluminiumlegierung AA6014 mit einer initialen Ersatzstreckgrenze von $R_{p0,2} = 114 \text{ MPa}$ (T4-Zustand) bei einer Blechdicke von $s = 1,04 \text{ mm}$. Die

Proben wurden vor der Zugprüfung plastisch mit den Beträgen $\varepsilon_{plast} = 0\%$, 2% , 5% und 10% vorgedehnt. Anschließend werden die mechanischen Kennwerte bei Raumtemperatur im Anlieferungszustand T4, nach der KTL-Wärmebehandlung sowie nach dem Temperaturprofil des Gesamtlacktrochnungsprozesses ermittelt. Obwohl der Einfluss der Alterung im Zustand T4 aufgrund der Lagerung und Chargenschwankungen durch die Aushärtung der Wärmebehandlung kompensiert wurde, zeigte der Grad der Kaltverfestigung einen signifikanten Einfluss in Bezug auf die finalen Festigkeitseigenschaften [Alb11c]. Somit wurde eine Festigkeitssteigerung nach der KTL-Wärmebehandlung erreicht, die mit zunehmender plastischer Vordehnung ε_{plast} prozentual zur Ausgangsfestigkeit abnimmt (siehe Abb. 4.23).

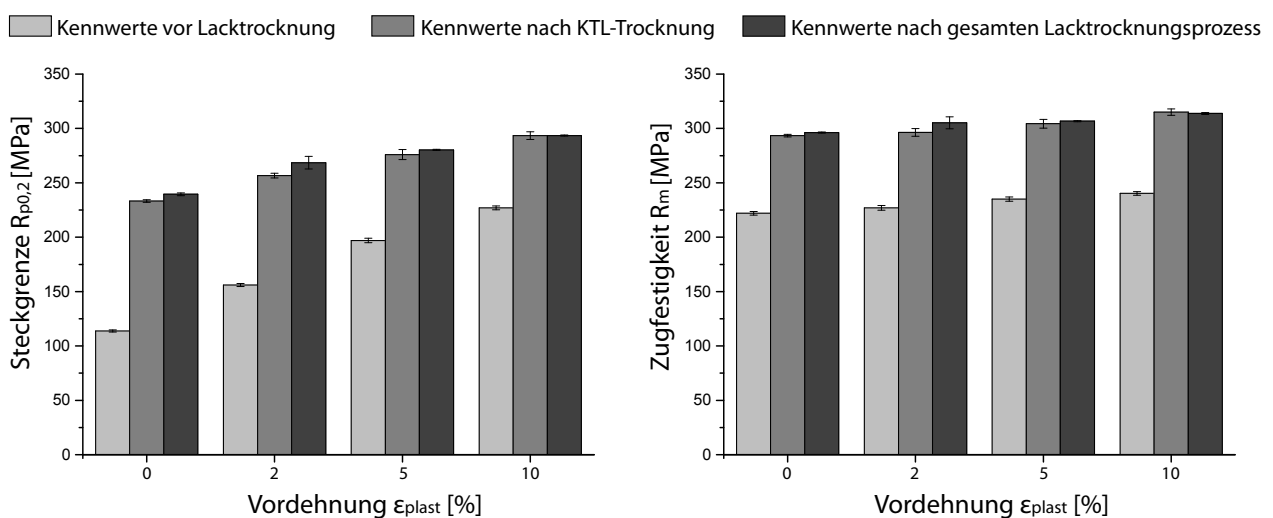


Abb. 4.23: Finale Werkstoffeigenschaften der Aluminiumlegierung AA6014 in Abhängigkeit von der plastischen Vordehnung und Wärmebehandlung (nach KTL-Trocknung und nach gesamten Lacktrochnungsprozess). Ermittlung der Kennwerte durch Zugversuche bei Raumtemperatur mit einer Blechdicke von $s = 1,04$ mm und einer Dehnrates von $\dot{\varepsilon} = 0,1$ s⁻¹

Da der Grad der Kaltverfestigung bei Wiederbelastung in gleicher Belastungsrichtung zu einer steigenden Streckgrenze führt, ist die Kenntnis vorgelagerter Prozesse (wie Umformprozesse) zur Bewertung der erzielten Festigkeitswerte nach der Wärmebehandlung notwendig. In stark beanspruchten Bauteilbereichen ist somit eine Abschätzung der erzielbaren Kaltverfestigung durch vorhergehende Umformprozesse notwendig, um das Eintreten von weiteren plastischen Verformungen bewerten zu können. Der Einfluss der Folgelacktrochnungsprozesse nach der KTL-Trocknung zeigten entsprechend Abb. 4.23 keinen signifikanten Effekt (kleiner 5 %) auf die Steigerung der Ersatzstreckgrenze und der Zugfestigkeit der untersuchten Zugproben. Somit ist die Berücksichtigung des KTL-Trocknungsprozesses zur Ermittlung der mechanischen Materialkennwerte für den gesamten Lacktrochnungsprozess (siehe Trocknerübersicht in Abb. 2.21) im Rahmen der hier bearbeiteten Aufgabenstellung ausreichend.

4.5 Numerische Abbildung der Versuchsbaugruppe „Hutprofil“

In diesem Kapitel werden die numerischen Berechnungsmodelle (FE-Modelle) des Hutprofils beschrieben, thermomechanische Simulationsprozeduren ausgewählt und Modellsensitivitäten im Hinblick auf die Validierung der Berechnungsergebnisse bewertet. Die Vorgehensweise erfolgt dabei nach folgendem Schema:

- Festlegung des Untersuchungsbereichs
- Auswahl der Simulationsprozedur
- Modellierung/ Diskretisierung
- Identifikation relevanter Einflussparameter
- Bestimmung der Modellsensitivitäten auf das Deformationsverhalten der Baugruppe

Die Festlegung des Untersuchungsbereiches dient der Eingrenzung der Problemstellung und der gezielten Auswahl der Simulationsprozedur. Der Fokus der Untersuchungen lag hierbei auf dem Deformationsverhalten der Baugruppe bei maximaler Objekttemperatur $\vartheta_{max} \sim 200\text{ °C}$ zum Zeitpunkt t_{max} (siehe Abb. 4.24).

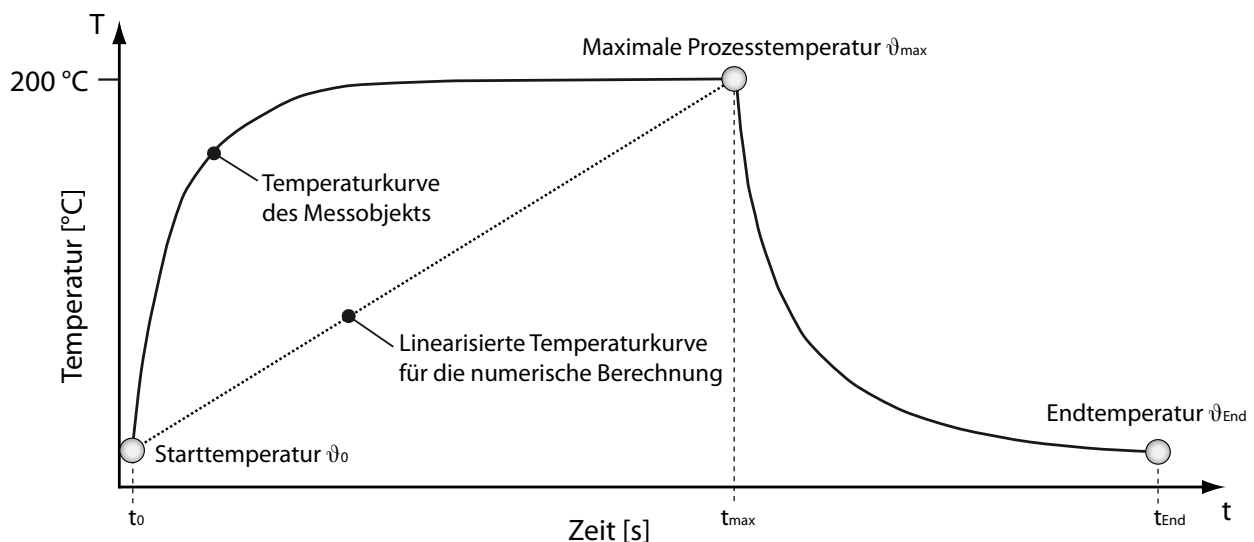


Abb. 4.24: Temperaturkurve der Baugruppe „Hutprofil“ im Trocknungsprozess mit einer vereinfachten Linearisierung der Temperaturkurve auf die Zieltemperatur ϑ_{max} zum Zeitpunkt t_{max} für die numerischen Prinzipuntersuchungen

Für die Untersuchung von thermomechanischen Bauteildeformationen während der Lacktrocknung können unterschiedliche FEM-Simulationsprozeduren eingesetzt werden. Nach [Nas10, Abal2b, Kle12] existieren derzeit für thermomechanische Berechnungen folgende Prozeduren:

- Vollgekoppelte Wärmeübertragungs- und Strukturberechnung (I)
- Sequentiell gekoppelte Wärmeübertragungs- und Strukturberechnung (II)

- Temperaturführung mittels Amplitude in der Struktursimulation (III)

Die vollgekoppelte Wärmeübertragungs- und Strukturberechnung (I) berücksichtigt die inkrementelle Interaktion des thermischen Gleichungslöser (Solver) mit dem mechanischen Gleichungslöser, d.h. nach jedem Zeitschritt werden die Temperaturwerte an den mechanischen Gleichungslöser weitergegeben und die Strukturreaktionen berechnet. Die „verformte“ Geometrie wird an den thermischen Solver zurückgegeben und bildet die Eingangsgrößen zur Aufstellung der Differentialgleichungen des nächsten Berechnungsschrittes. Das Schema der vollgekoppelten Berechnungsprozedur ist in Abb. 4.25 dargestellt.

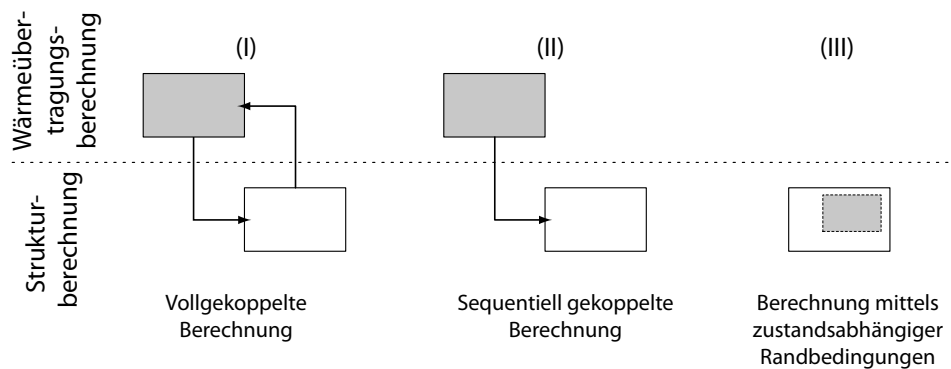


Abb. 4.25: Übersicht der Simulationsstrategien zur Abbildung von Temperaturfeldern in der Struktursimulation

In der sequentiell gekoppelten Simulationsprozedur (II) hingegen werden zuerst die thermischen Differentialgleichungen zur Berechnung des Temperaturfeldes zu definierten Zeitpunkten gelöst und anschließend an den mechanischen Gleichungslöser übergeben. Das Temperaturfeld wird hierbei auf Basis der „unverformten“ Geometrie berechnet [Pau13, Hab13]. Diese Vereinfachung ist nach [Aba12c] zulässig, sofern die resultierenden thermomechanischen Deformationen nicht das Temperaturfeld selbst beeinflussen.

Die dritte Variante (III) stellt die Verwendung von diskreten Temperaturwerten (Temperaturkurve) zur direkten Vorgabe der Temperaturwerte in der Struktursimulation dar. Der Definition der Kurven in Form von Tabellen oder Funktionen unter Berücksichtigung von Systemvariablen sind dabei keine Grenzen gesetzt [Aba12a]. In Bezug auf Abb. 4.24 kann die thermomechanische Deformation zum Zeitpunkt t_{\max} durch die Vorgabe des eingezeichneten Temperaturverlaufes oder durch die Linearisierung im Zeitintervall $[t_0, t_{\max}]$ durch eine Rampenfunktion berechnet werden [Aba12a].

In dieser Arbeit wurde aufgrund des transienten heterogenen Temperaturfeldes die Variante II der sequentiell gekoppelten Analyse gewählt. Für die Wärmeübertragungsberechnung wird die Software THESEUS-FE mit dem Zusatzmodul „OVEN“ verwendet, deren Funktionsweise bereits in Kapitel 2.3.1 beschrieben wurde. Zur Strukturanalyse wurde das implizite FEM-Simulationsprogramm ABAQUS Standard (Version 6.11-4) eingesetzt.

Die Ermittlung der numerischen Modellsensitivitäten in den folgenden Abschnitten 4.5.2 und 4.5.3 wurden direkt in ABAQUS mittels linearisierter Amplituden (Variante III) durchgeführt, da hierfür keine transienten und heterogenen Temperaturfelder zur Ermittlung der Sensitivitäten notwendig sind.

4.5.1 Modellierung der Baugruppe Hutprofil

Aufgrund der etablierten Finite-Elemente-Modellierung von Blechbauteilen mit Schalenelementen bei Gesamtfahrzeugmodellen aus den Bereichen der Funktionsauslegung oder Crashberechnung [Alb11d, Hab13] wurden in dieser Arbeit alle Baugruppen und Karosseriemodelle durchgängig aus Schalenelementen mit linearen oder quadratischen Ansatzfunktionen diskretisiert. Nur dadurch war gewährleistet, dass validierte Modellparameter und Kennwerte anschließend in komplexeren Baugruppen sowie Karosseriemodellen implementiert werden konnten.

Alle Modelle wurden in dieser Arbeit mit dem kommerziellen Pre-Processing-Programm ANSA der Firma BETA erstellt. Aufgrund der solver-unabhängigen Software konnten erstellte Modelle in unterschiedlichen solver-spezifischen Formaten konvertiert werden. Somit konnte ein Modell für die Wärmeübertragungssimulation im NASTRAN-Format und für die Struktursimulation in ABAQUS verwendet werden. In Abb. 4.26 ist das Berechnungsmodell bestehend aus S4-Schalenelementen mit einer Elementkantenlänge von 3 mm abgebildet. Die statisch bestimmte Lagerung erfolgte durch sogenannte „Distribution Coupling Constraints“, wobei die Referenzknoten in den Freiheitsgraden entsprechend Abb. 4.26b gesperrt wurden.

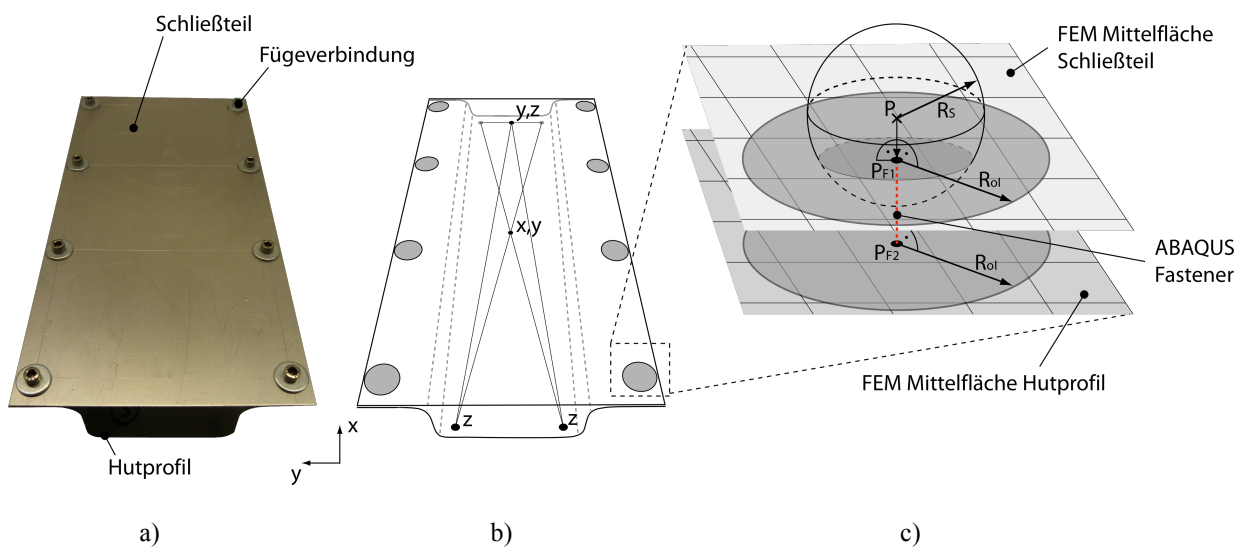


Abb. 4.26: Modellierung der Baugruppe „Hutprofil“

- Darstellung der realen Baugruppe und deren Fügepositionen
- Lagerungsbedingungen (Freiheitsgrade) der Baugruppe
- Detaildarstellung des eindimensionalen Verbindungselementes zur Modellierung der Fügeverbindung

Für die numerische Abbildung der mechanischen Fügetechnik stehen in ABAQUS unterschiedliche Modellierungsmöglichkeiten (Hexaeder-, Balken- und Connectorelemente siehe Abb. 4.34) zur Verfügung. Eine Besonderheit stellen die sogenannten Connector-Elementen (1D-Elemente) dar. Für die folgenden Berechnungen wurden die punktförmigen mechanischen Verbindungen mit ABAQUS-spezifischen Fastener-Connector-Elementen abgebildet. ABAQUS „Fastener“ sind netzunabhängige Verbindungselemente, deren Eigenschaften (Durchmesser, Steifigkeiten, nichtlineares Verhalten, Versagen, etc) in Anbetracht der abzubildenden Fügetechnik flexibel wählbar sind [Aba12b]. Relevante Parameter der Fastener sind in Abb. 4.26c dargestellt. Die Verbindung zweier Netze mit Fastener Elementen wird üblicherweise wie folgt realisiert:

- Import der Verbindungskordinaten mittels Punktdaten aus dem CAD-Modell (Punkt P)
- Projektion des Punktes P über den Suchradius R_S auf das FE-Netz im Punkt P_{F1}
- Definition des Fasteners durch senkrechte Projektion des Punktes P_{F1} auf Punkt P_{F2}

Da der Fastener eine netzunabhängige Verbindungsformulierung repräsentiert, wird durch den „Radius of Influence“ (R_{OI}) die Einflusszone der Verbindung definiert. Alle FE-Knotenpunkte innerhalb dieser Zone werden automatisch mittels „Distributing Coupling Constraints“ an den Fastener angebunden und durch Auswahl einer Funktion örtlich gewichtet. Detaillierte Erläuterungen der „Distribution Coupling Constraints“ und Connector-Formulierungen können der ABAQUS-Dokumentation [Aba12a, Aba12b] entnommen werden.

4.5.2 Identifikation relevanter Modellparameter auf das thermomechanische Deformationsverhalten der Baugruppe

Da in der thermomechanischen Struktursimulation eine Vielzahl an Stellparametern zur Modellierung von thermomechanischen Bauteildeformationen zur Verfügung stehen, wird im folgenden Abschnitt eine Studie hinsichtlich der relevanten Modellparameter vorgestellt. Mit Hilfe der folgenden Parameterstudien werden Haupteinflussgrößen auf das thermisch bedingte Deformationsverhalten der Baugruppe „Hutprofil“ identifiziert und im Hinblick auf die Validierung und die jeweiligen Unsicherheiten des numerischen Berechnungsmodelles bewertet. Hierfür werden folgende Parameter-Gruppen definiert und im Folgenden näher erläutert:

- Prozessparameter
- Materialkennwerte
- Produktparameter der Baugruppe
- Modell-Diskretisierung

Ausgangsbasis der numerischen Untersuchungen bildet die Referenzbaugruppe des Hutprofils mit den in Tab. 4.3 dargestellten Produktparametern.

Tab. 4.3: Ausgewählte Eigenschaften der Referenzbaugruppe

Bauteil	Material	Blechdicke	Wärmeausdehnungs- koeffizient	E-Modul
Schließteil	AA6014	$s_{ST} = 1 \text{ mm}$	$\alpha_{Al} = 2,3 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$	$E_{Al} = 70000 \text{ MPa}$
Hutprofil	DC06	$s_{Hut} = 1 \text{ mm}$	$\alpha_{St} = 1,3 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$	$E_{St} = 200000 \text{ MPa}$

Verbindungselement	Radius	Verbindungszone
ABAQUS Fastener	$R = 1,5 \text{ mm}$	$R_{ol} = 5 \text{ mm}$

Verbindungssteifigkeiten	
$E1 = 1 \cdot 10^6 \text{ Nmm}^2$	$E4 = 1 \cdot 10^8 \text{ Nmm}^2$
$E2 = 1 \cdot 10^6 \text{ Nmm}^2$	$E5 = 1 \cdot 10^8 \text{ Nmm}^2$
$E3 = 1 \cdot 10^6 \text{ Nmm}^2$	$E6 = 1 \cdot 10^6 \text{ Nmm}^2$

In der folgenden Untersuchung wurde die Baugruppe auf eine maximale Objekttemperatur von $\vartheta_{\max} = 200 \text{ °C}$ homogen aufgeheizt. Hierfür wurde die Simulationsprozedur III (siehe Abb. 4.25) mittels Vorgabe der Knotentemperaturen durch eine Rampenfunktion gewählt. Die ermittelte Strukturreaktion am Beispiel der Referenzbaugruppe mit den Parametern aus Tab. 4.3 ist in Abb. 4.28 bei maximaler Temperatur entsprechend der Schnittdefinitionen in Abb. 4.27 dargestellt.

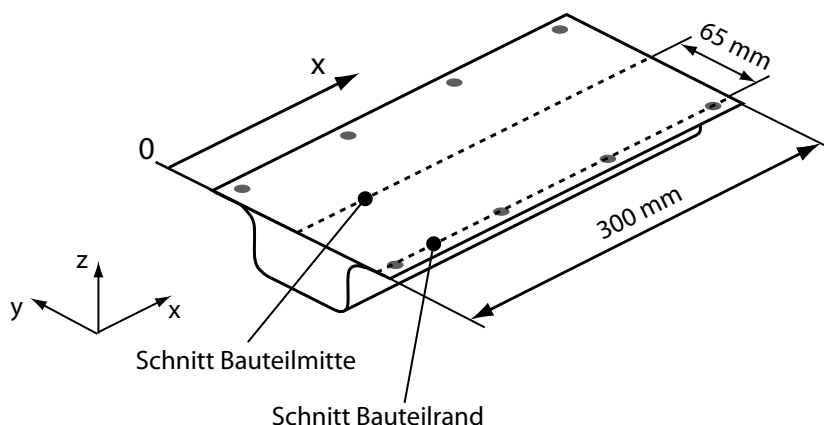


Abb. 4.27: Schnittpositionen in der Bauteilmitte und im Randbereich entlang der Verbindungselemente sowie die Messrichtungen (in x-Richtung) zur Bewertung der Bauteilverformungen des Hutprofils

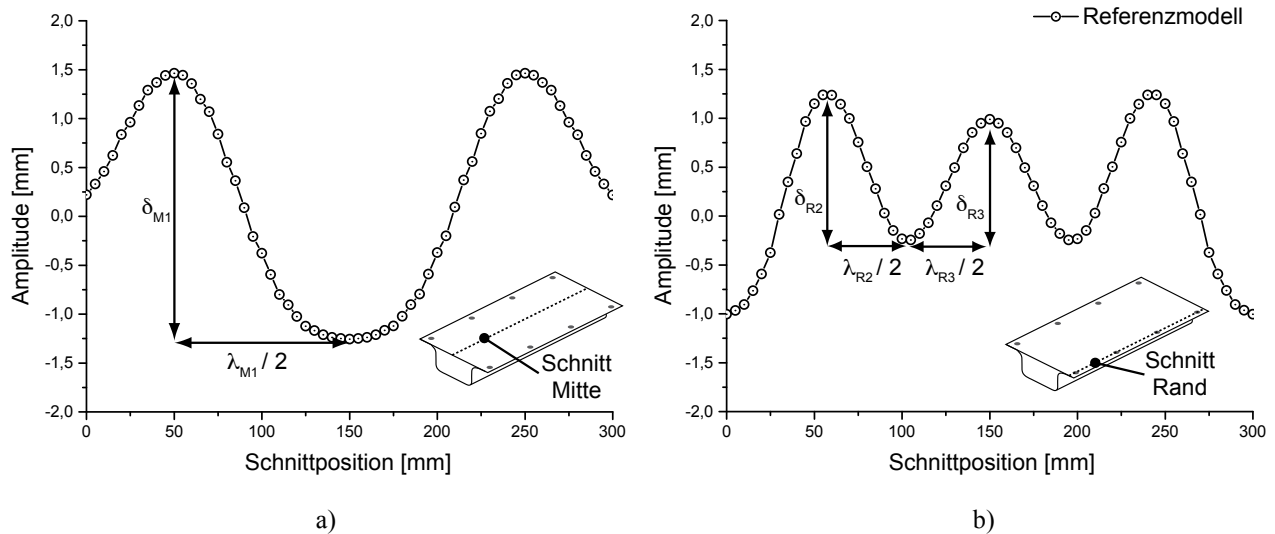


Abb. 4.28: Schnittpositionen und Bauteilverformungen des Schließteils des Hutprofils (Referenz)

bei maximaler Prozesstemperatur ϑ_{max}

a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)

b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65$ mm)

Als Vergleichsgrößen wurden die Amplituden δ und die halbe Wellenlänge $\lambda/2$ in zwei Schnittbereichen parallel zur x-Achse in der Symmetrieebene $y = 0$ mm und $y = 65$ mm auf Position der Fügeelemente gewählt. In der Bauteilmitte bildete sich ein symmetrisches Beulbild mit zwei Maxima und einem Minimum aus. Die maximale Amplitude der Referenzbaugruppe betrug $\delta_{M1} = 3,1$ mm bei einer halben Wellenlänge von $\lambda_{M1}/2 = 90$ mm. Der Randbereich bei $y = 65$ mm zeigte aufgrund der Fügeelemente und Verformungseinschränkung durch den Flanschbereich des Hutprofils ein ebenfalls symmetrisches Beulbild, das überwiegend durch positive Formabweichungen in Form von drei Maxima und vier Minima gekennzeichnet ist. Die maximale Amplitude betrug $\delta_2 = 1,6$ mm bei $\lambda_{R2}/2 = 30$ mm sowie die Amplitude in der Bauteilmitte mit $\delta_{R3} = 1,3$ mm und $\lambda_{R3}/2 = 30$ mm. In den folgenden Parameterstudien wurden jeweils die ermittelten Amplituden und Wellenlängen als prozentuale Änderungen bezogen auf die Ausgangsbasis in Abb. 4.28 beschrieben und bewertet.

Prozessparameter

Da in Trocknungsprozessen die Temperatur die relevante Regelgröße darstellt, wurden in diesem Abschnitt die Auswirkungen hinsichtlich der maximal erreichten Objekttemperatur (T_{max}) und der bestehenden Temperaturgradienten (ΔT) in einem Bauteil untersucht. Die realen Prozesstemperaturen in Lacktrocknungsprozessen unterliegen Schwankungsbreiten aufgrund der unterschiedlichen Beschickung (Anzahl und Masseverhältnisse der unterschiedlichen Karosseriemodelle), Leertakten nach betrieblichen Pausen sowie durch die Ofenregelung verursachte Temperaturspitzen. Da die Prozesstemperatur die zentrale Prozesslast in den numerischen sowie experimentellen Untersuchungen darstellt, sind die Auswirkungen bzw. Schwankungen des

Temperaturfeldes auf die resultierende Bauteildeformationen für die Fehlerabschätzung der anschließenden Validierung mit experimentellen Versuchen zu bestimmen. Ferner kann durch die Bestimmung der zulässigen Temperaturabweichung und dadurch verursachte Deformationsabweichung der Baugruppe „Hutprofil“ genutzt werden, um die Anforderungen an die Kalibrierung (notwendige Übereinstimmung bzw. Grenzwerte) des berechneten Temperaturfeldes mit dem erzeugten Temperaturfeld der experimentellen Versuche zu bestimmen.

In Abb. 4.29 wurden die maximalen Objekttemperaturen von $\vartheta_{max} = 200 \text{ °C}$ um 10 % reduziert. Die Änderungen zeigten hier einen direkten Einfluss im Randbereich des Hutprofils. Hierbei führte die reduzierte Temperatur dazu, dass die Amplituden um $\Delta\delta_{R2} = 13,9 \%$ und $\Delta\delta_{R3} = 23,1 \%$ verringert wurden, was eine verminderte Verformung von maximal 0,3 mm entspricht. Der Effekt der heterogenen Bauteilerwärmung und resultierenden Temperaturgradienten (ΔT) wird in Abb. 4.30 durch die Variation der Temperaturdifferenz von Schließteil zu Hutprofil von 10% ($\vartheta_{Top} = 200 \text{ °C}$, $\vartheta_{Hut} = 180 \text{ °C}$) dargestellt. Die Deformation der Baugruppe stieg erwartungsgemäß mit zunehmenden Temperaturgradienten an und wirkte sich in der Bauteilmitte mit einer Änderung der Deformationsamplituden von $\Delta\delta_{M1} = 13 \%$ und einer relativen Abweichung von $\Delta u_{M1} = 0,23 \text{ mm}$ sowie im Randbereich mit $\Delta\delta_{R2} = 15 \%$ und $\Delta\delta_{R3} = 21,2 \%$ sowie einer maximalen relativen Abweichung von $\Delta u_{M1} = 0,27 \text{ mm}$ aus

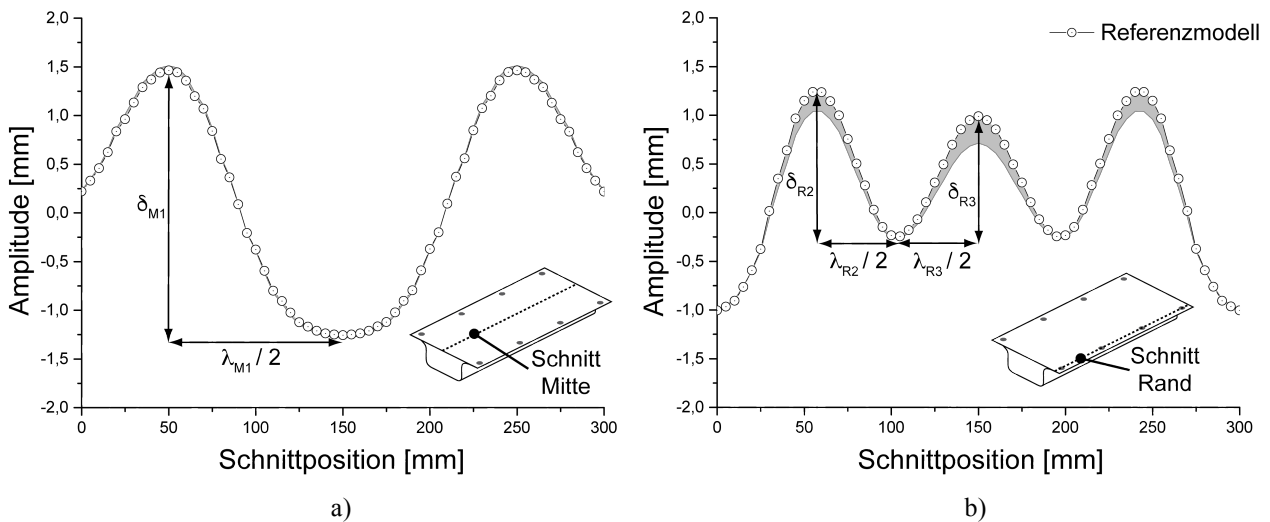


Abb. 4.29: Einfluss der Prozess Temperatur auf das Deformationsverhalten der Baugruppe Hutprofil

a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0 \text{ mm}$)

b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65 \text{ mm}$)

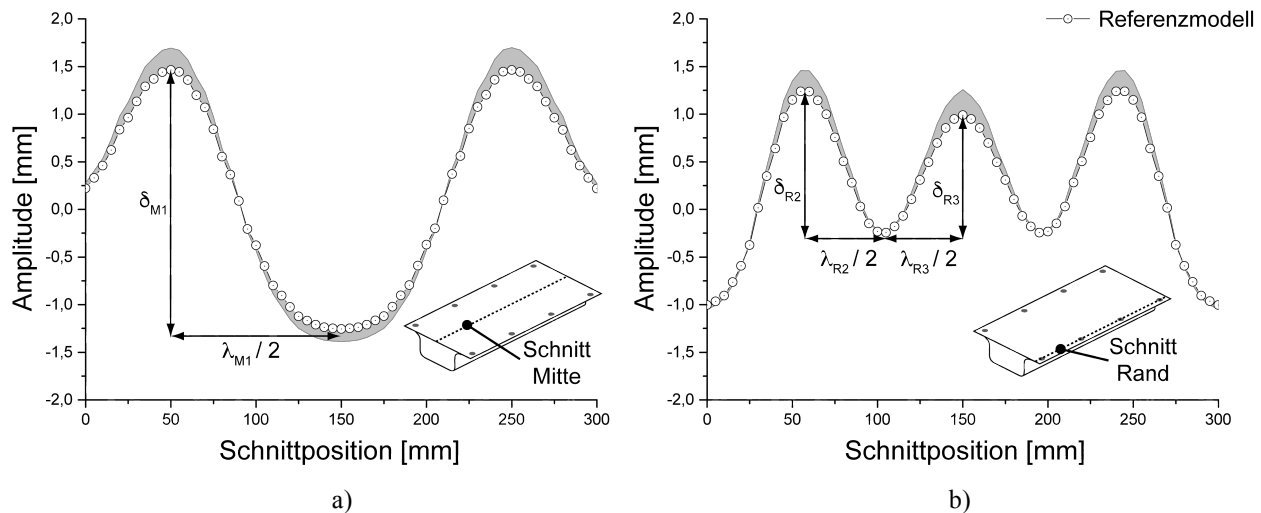


Abb. 4.30: Einfluss des Temperaturdifferenz zwischen Schließeteil und Hutprofilkörper auf das Deformationsverhalten der Baugruppe Hutprofil
 a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)
 b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65$ mm)

Somit sind die maximalen Objekttemperaturen sowie die wirkenden Temperaturgradienten als gleichwertig relevant zu betrachten. Im Hinblick auf die experimentellen Untersuchungen in Kapitel 4.6 sowie die Validierung in Kapitel 4.7 wurde die maximale zulässige Temperaturschwankung mit $\Delta T_{zul} = 5$ K festgelegt, womit die relative Abweichungsänderung der Baugruppe unter $\Delta u < 2$ % beträgt. Dieser Grenzwert kann als Richtwert zur Bestätigung der Reproduzierbarkeit der experimentellen Versuche angesehen werden.

Materialparameter

Zur Untersuchung der relevanten Materialparameter auf das Deformationsverhalten des Hutprofils wurden neben dem Wärmeausdehnungskoeffizienten auch das temperaturabhängige Fließverhalten, die Querkontraktion sowie der temperaturabhängige Elastizitätsmodul berücksichtigt.

Da die Wärmeausdehnung der treibende physikalische Effekt der thermischen Bauteildeformation darstellt, wird in Abb. 4.31 der Ausdehnungskoeffizient des Aluminiumschließteils mit $\alpha_{Al} = 2,3 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ um $\Delta \alpha_{Al} = \pm 0,2 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ variiert.

Die Änderungen des Ausdehnungskoeffizienten zeigten einen eindeutigen Einfluss auf das Verformungsverhalten der Baugruppe in der Bauteilmitte mit $\Delta \delta_{M1} = 18,5$ % sowie im Randbereich mit $\Delta \delta_{R2} = 22,9$ % und $\Delta \delta_{R3} = 35,4$ % und einer maximalen relativen Abweichung von $\Delta u = 0,42$ mm. Für die anstehende Validierung mit experimentellen Bauteilversuchen stellten somit die Wärmeausdehnungskoeffizienten die relevante Stellgröße dar. Aufgrund der geringen Bauteilspannungen bei einer maximalen Objekttemperatur von $\vartheta_{max} = 200$ °C der Referenzbaugruppe lag

der Einfluss des E-Moduls, der temperaturabhängigen Fließkurven sowie der Querkontraktion unter 2 % der maßlichen Veränderung bezogen auf die Referenzrechnung.

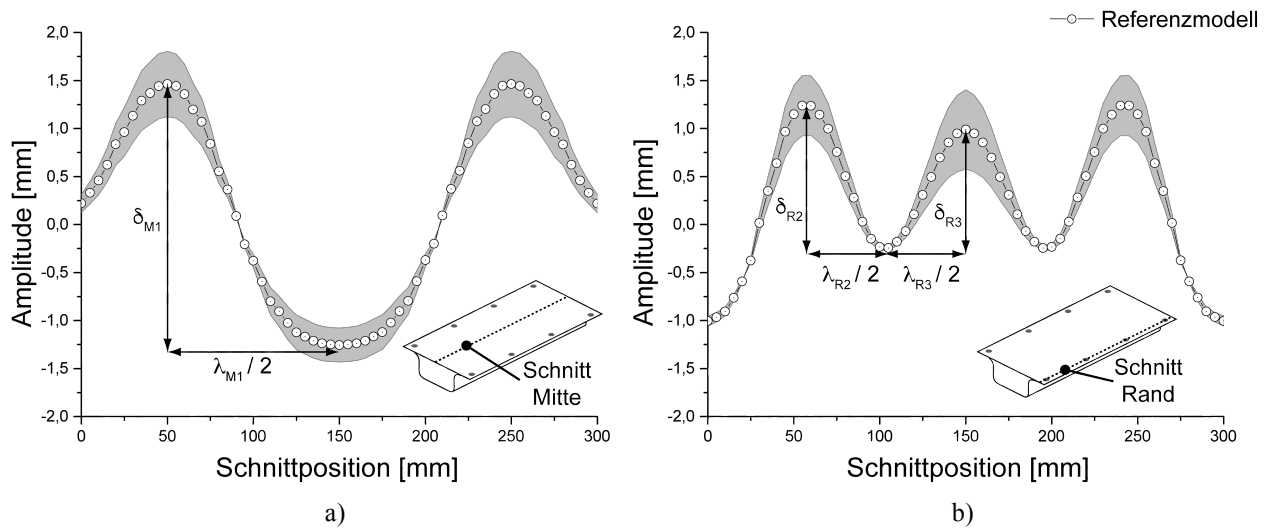


Abb. 4.31: Einfluss des Wärmeausdehnungskoeffizienten auf das Deformationsverhalten der Baugruppe Hutprofil
 a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0 \text{ mm}$)
 b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65 \text{ mm}$)

Für die Validierung der Baugruppe spielten somit die temperaturabhängigen physikalischen Kennwerte (Fließverhalten, Querkontraktionszahl, Elastizitätsmodul) mit Ausnahme des Wärmeausdehnungskoeffizienten nur eine untergeordnete Rolle. Daher wurden für weitere Untersuchungen alle eingesetzten Materialien die Wärmeausdehnungskoeffizienten explizit durch Dilatometerversuche experimentell bestimmt.

Produktparameter

Zur Bestimmung der wichtigsten Produktparameter wurden die steifigkeitsrelevanten Stellgrößen der Blechdicke und der Art der Ersatzmodellierung der Fügeverbindungen untersucht. Die geometrischen Formsteifigkeiten des Hutprofils wurden hierbei nicht verändert.

In den Abb. 4.32 und Abb. 4.33 sind die Auswirkungen der Blechdickenvariationen des Schließteils und des Hutprofils mit jeweils $\Delta s = \pm 0,1 \text{ mm}$ bei einer Ausgangsblechdicke von jeweils $s_{Top} = s_{Hut} = 1 \text{ mm}$ dargestellt. Hierbei zeigte sich, dass die Blechdickenvariationen des Schließteils mit $\Delta\delta_{M1} = 8,9 \%$, $\Delta\delta_{R2} = 11,2 \%$ und $\Delta\delta_{R3} = 23 \%$ einen wesentlich größeren Einfluss auf das Deformationsbild im Vergleich zur Blechdickenvariationen des Hutprofils mit $\Delta\delta_{M1} = 1,8 \%$, $\Delta\delta_{R2} = 6,4 \%$ und $\Delta\delta_{R3} = 4,8 \%$ aufwies.

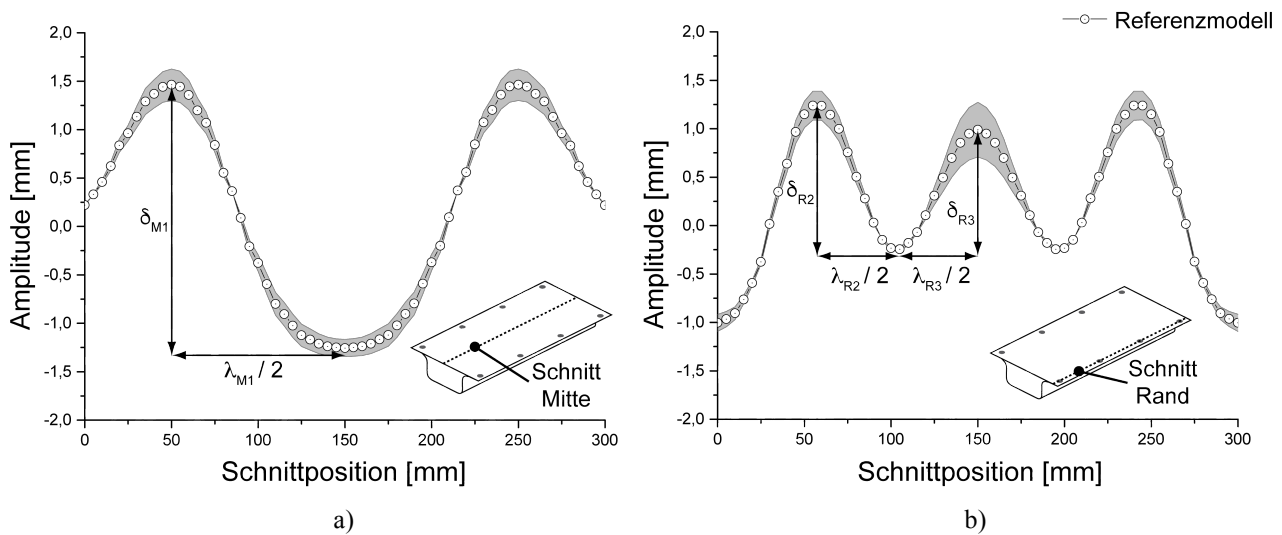


Abb. 4.32: Einfluss der Blechdicke des Schließteils auf das Deformationsverhalten der Baugruppe Hutprofil
 a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)
 b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65$ mm)

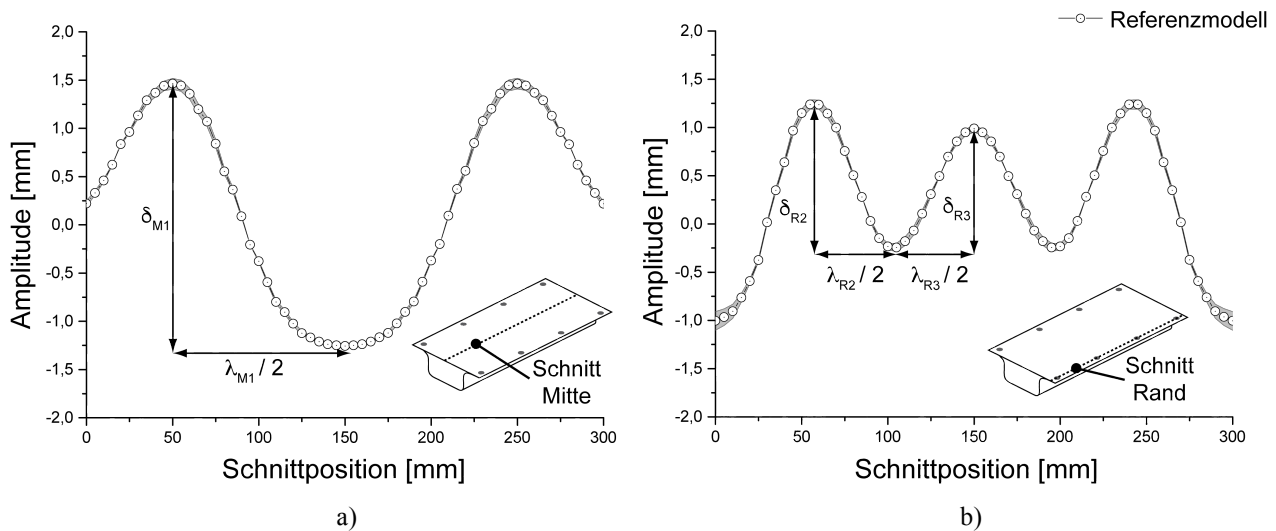


Abb. 4.33: Einfluss der Blechdicke des Hutprofils auf das Deformationsverhalten der Baugruppe Hutprofil
 a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)
 b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65$ mm)

Für die anstehende Validierung müssen somit die tatsächlichen Blechdicken sehr genau gemessen und in das Berechnungsmodell überführt werden, da die Blechdicke des beulenden Schließteils unmittelbar das Deformationsbild mit bis zu $\Delta u_{\max} = 0,28$ mm beeinflusst.

Die numerische Abbildung der Verbindungstechnik entsprechend Abb. 4.34 hatte dagegen einen weitaus stärkeren Einfluss auf das Deformationsbild der Baugruppe. Die Auswahl der verwendeten Ersatzmodelle aus einer Vielzahl möglicher Modelle nach [Aba12b] unterschied sich durch das Verbindungselement selbst, die Anbindung des Elementes an das Finite-Elemente-Netz sowie durch die wählbaren Eigenschaften des Verbindungselementes. Abb. 4.34 zeigt eine Hexaeder-RBE3-Verbindung (a), bestehend aus einem Kontinuums- bzw. Solidelement, das durch sogenannte RBE3-

Elemente, (eindimensionale Kopplungselemente) an das FE-Netz angebunden wurde. Die Eigenschaften des Solidelements hinsichtlich Steifigkeit und Wärmeausdehnung wurden hierbei durch eine Materialkarte im Pre-Processing definiert. Die Verwendung von einer Beam-RBE3-Verbindung (b) bestehend aus einem Balkenelement (Beam) konnte hinsichtlich der Widerstandsmomente durch Wahl der Querschnittsform oder durch direkte Vorgaben der Steifigkeitswerte frei modifiziert werden. Durch die Zuweisung einer Materialkarte konnten auch Wärmeausdehnungen des Elementes berücksichtigt werden. Die in dieser Arbeit vorwiegend verwendeten ABAQUS-Fastener (c) basierten auf einer netzunabhängigen Modellierungsmethode mit den in Abb. 4.26 dargestellten Parametern. Hier wurden die Fastener-Steifigkeiten raumrichtungsabhängig definiert.

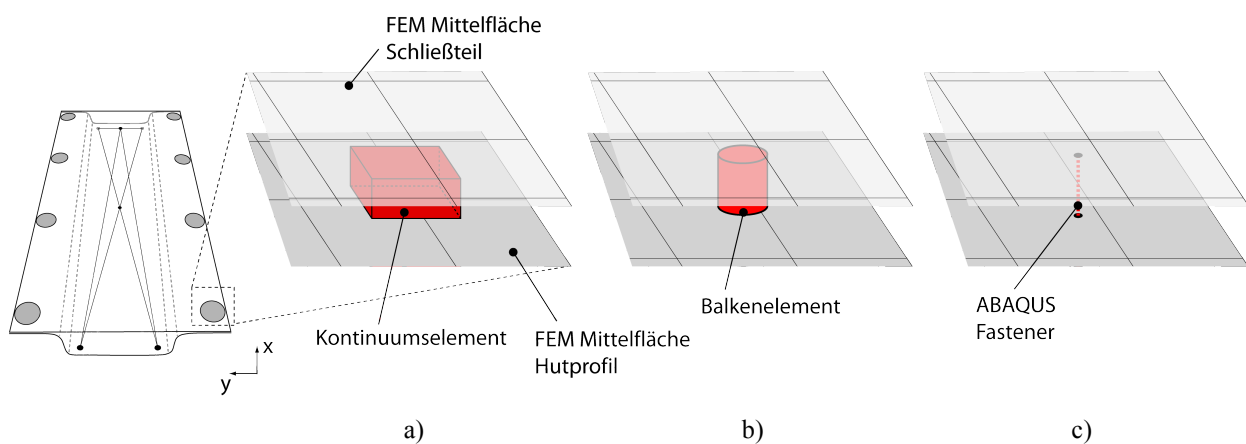


Abb. 4.34: Auswahl beispielhafter Modellierungsvarianten von Fügeverbindungen nach [Aba12b]

- a) Hexaeder-Kontinuumsmodell
- b) Ein dimensionales Balkenelement
- c) Ein dimensionales ABAQUS Fastener Element

Die Deformationsergebnisse der Baugruppe mit unterschiedlichen Fügepunkt-Modellierungsarten in Abb. 4.35 zeigten neben der maximalen Änderung von $\Delta\delta_{M1} = 13,2\%$ vor allem unmittelbar im Einflussbereich der Verbindungselemente mit $\Delta\delta_{R3} = 91\%$ eine massive Auswirkung auf das Deformationsverhalten der Baugruppe. Die relative Abweichungsänderung betrug $\Delta u_{R3} = 1,13\text{ mm}$. Zudem wirkte sich die Wahl des Verbindungselementes auf die Wellenlänge mit $\Delta\lambda_{R2/2} = 4,9\%$ und $\Delta\delta_{R2} = 6,5\%$ sichtbar aus.

ABAQUS-Fastener ermöglichen ferner die Definition eines Einflussradius R_{oi} (Radius of Influence) des Verbindungselementes entsprechend Abb. 4.26. Mit dieser Einstellung konnte die Einflusszone der Verbindung in der Bauteilumgebung modifiziert werden. Neben dem eigentlichen Einflussradius kann nach [Aba12b] durch die Auswahl von Gewichtungsalgorithmen differenziert spezifiziert werden.

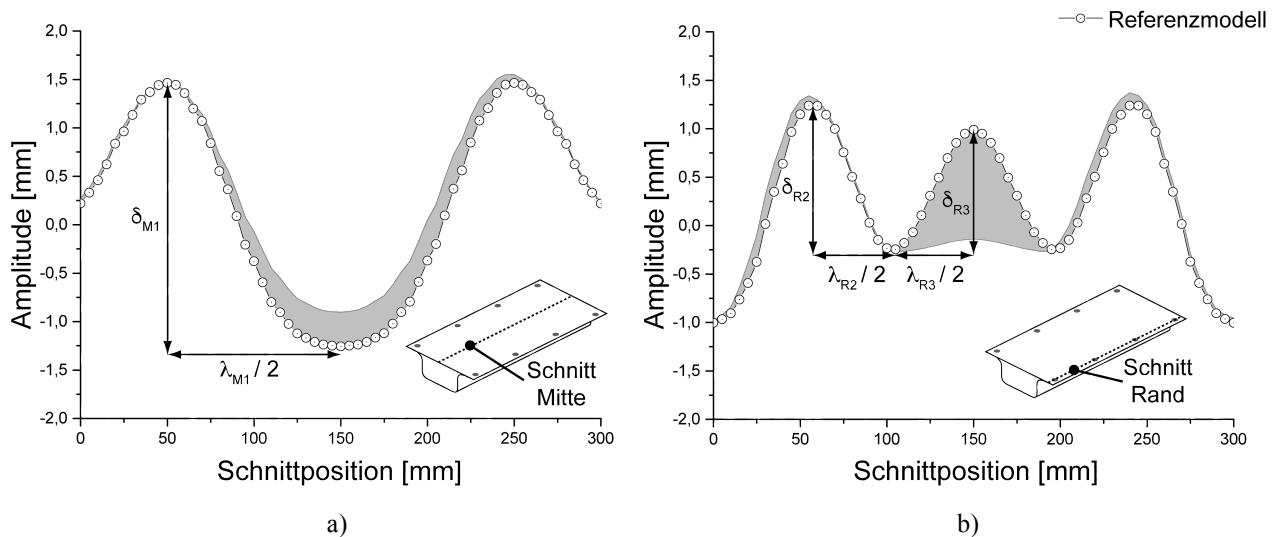


Abb. 4.35: Einfluss der unterschiedlichen Fügeverbindungs-Modellierungstechniken auf das Deformationsverhalten der Baugruppe Hutprofil
 a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0 \text{ mm}$)
 b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65 \text{ mm}$)

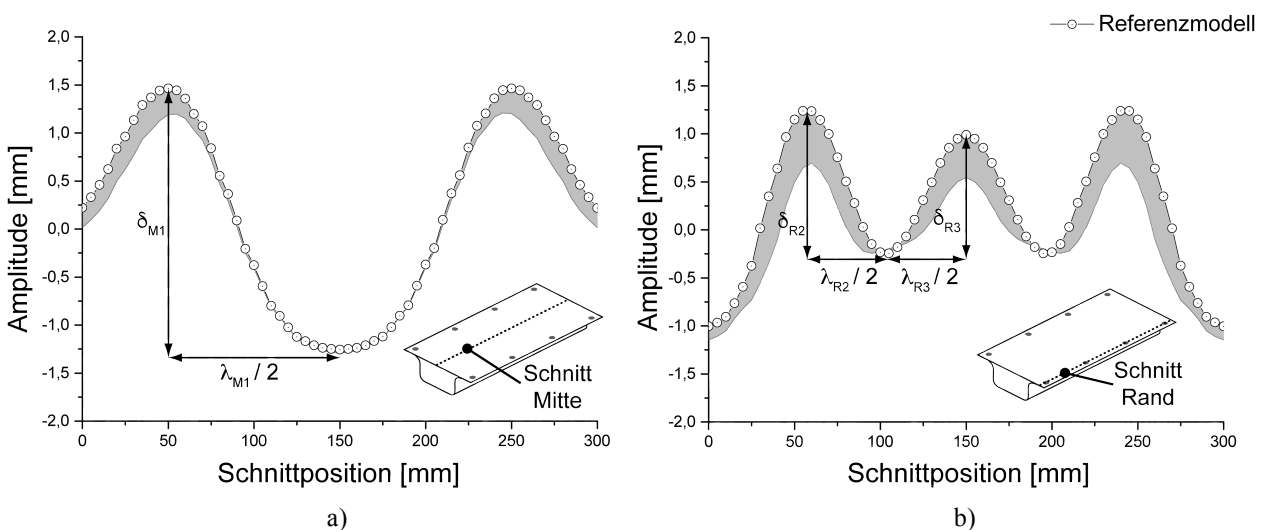


Abb. 4.36: Einflussparameter „Radius of Influence“ (RoI) des Fügeersatzmodells auf das Deformationsverhalten der Baugruppe Hutprofil
 a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0 \text{ mm}$)
 b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65 \text{ mm}$)

Die Ergebnisse durch Änderung des Einflussradius von $R_{OI} = 5 \text{ mm}$ auf $R_{OI} = 15 \text{ mm}$ wirkten sich sowohl durch die Amplitudenänderung und $\Delta\delta_{M1} = 9,3 \%$ und Wellenlänge $\Delta\lambda_{M1}/2 = 4,8 \%$ in der Bauteilmitte als auch besonders signifikant im Randbereich mit $\Delta\delta_{R2} = 37,1 \%$ und $\Delta\delta_{R3} = 4,8 \%$ sowie die Änderung der Wellenlängen $\Delta\lambda_{R2}/2 = 24,9 \%$ und $\Delta\lambda_{R3}/2 = 20,4 \%$ aus. Durch Variation der Einflusszone (RoI) in Abb. 4.36 traten am Beispiel der Referenzbaugruppe maximale relative Formabweichungen von $\Delta u_{\max} = 0,65 \text{ mm}$ auf. Somit fiel der Modellierung und Kalibrierung der Fügeersatzmodelle eine besondere Rolle zu. Für die Validierung der experimentellen Versuche hatte dies zur Folge, dass für jede verwendete Füge- und Materialdickenkombination ein

individuelles Parameter-Setup erarbeitet werden musste (siehe Ermittlung R_{oI} in Abb. 4.54). Für weiterführende Beschreibungen numerischer Abbildungen von Fügeverbindungen sei an dieser Stelle auf [Bec14*] verwiesen.

Numerische Parameter und Diskretisierung des Berechnungsmodells

Abschließend wurden ausgewählte numerische Parameter sowie die Diskretisierung der Baugruppe betrachtet. Die Verwendung von Elementen mit quadratischer Ansatzfunktion (2nd Order Elemente) zeigten am Beispiel der Referenzbaugruppe in Abb. 4.37 eine relative Amplitudenänderung $\Delta\delta_{R3} = 26\%$ in der Mitte des Randbereiches. Die Modellierung mit linearen Ansatzfunktionen der Referenzbaugruppe zeigte hier ein etwas steiferes Verhalten.

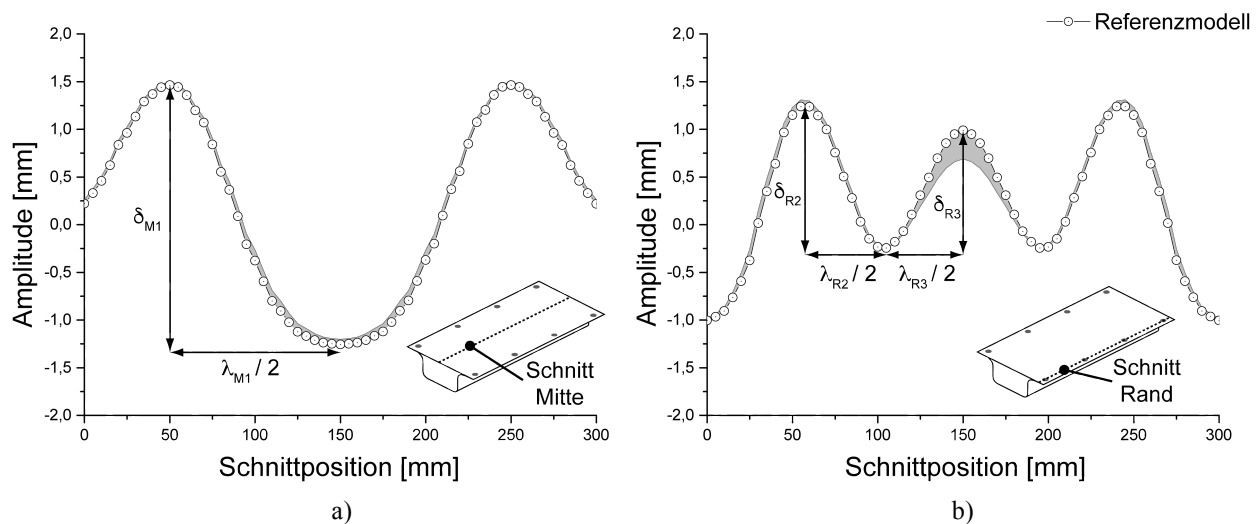


Abb. 4.37: Einfluss der Elementformulierung 1. und 2. Ordnung auf das Deformationsverhalten der Baugruppe Hutprofil
a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)
b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65$ mm)

Eine weitere Reduzierung der Elementkantenlängen mit $s < 3$ mm zeigte keine signifikanten Amplitudenänderungen mit $\Delta\delta < 2\%$. Neben den Kontaktbedingungen konnten nach [Aba12b] zahlreiche Einstellungen hinsichtlich zulässiger Durchdringungen und Abstandsbedingungen definiert werden. Vielmehr sollte an dieser Stelle der Effekt der Linearisierung der Differentialgleichung (siehe Kapitel 2.2.2) dargestellt werden. In Abb. 4.38 wird das linearisierte Berechnungsmodell und das Modell unter Berücksichtigung von nichtlinearem Geometrieverhalten gegenübergestellt. Bei nichtlinearen Berechnungsverfahren wird für jedes Berechnungssinkrement die Steifigkeitsmatrix neu belegt, wohingegen bei der linearisierten Variante nach [Aba12a] lediglich die Steifigkeitsmatrix für den Anfangszustand belegt wird. In den folgenden Berechnungssinkrementen wird somit immer die gleiche Steifigkeitsmatrix angewandt, was zur Folge hat, dass große Deformationen aufgrund der

veränderten lokalen Bauteilsteifigkeit sowie Bauteilinstabilitäten nicht berücksichtigt werden. Dies führt zu der in Abb. 4.38 dargestellten und stark abweichenden Bauteildeformation.

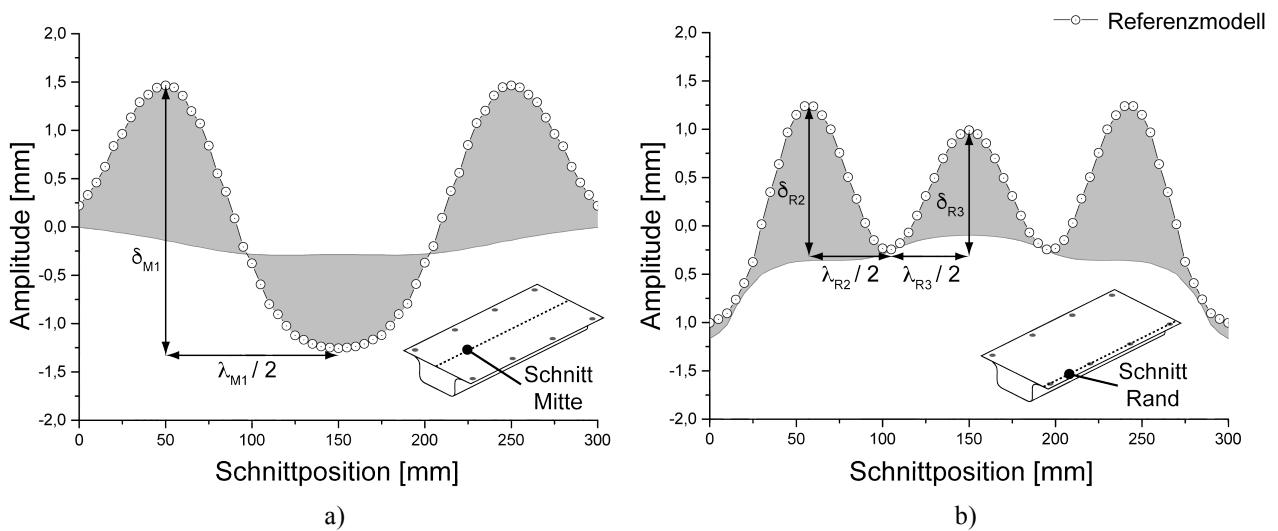


Abb. 4.38: Einfluss der geometrischen Nichtlinearität bzw. Linearisierung auf das Deformationsverhalten der Baugruppe Hutprofil
 a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)
 b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65$ mm)

Das Resultat der Linearisierung wirkte sich in einer globalen Durchbiegung der Baugruppe aus, wobei das lokale Beulbild des Schließteils nicht abgebildet wurde. Die maximale relative Änderung betrug $\Delta u_{\max} = 1,6$ mm bei Amplitudenänderungen von $\Delta\delta > 80$ %. Die Linearisierung der Berechnungsmethode war somit zur Abbildung lokaler Bauteilverformungen bzw. Beulbilder nicht zulässig.

4.5.3 Bestimmung der Modellsensitivitäten

Die folgenden Sensitivitätsstudien wurden mit der Software OPTIMUS (Version 10.11) durchgeführt. Hierfür wurden folgende Einflussparameter berücksichtigt:

- Temperatur
- Blechdicke
- Wärmeausdehnung (Expansion)
- Verbindungstechnik (Steifigkeiten/ Einflusszone)

Da die numerischen Ersatzmodelle der Verbindungstechnik in der Ausgangskonfiguration aus mindestens 8 Eingabeparametern bestehen, wurde mittels eines vorher durchgeführten Versuchsplans (Design of Experiment, kurz DoE) die signifikanten Einflussparameter hinsichtlich des Deformationsverhaltens der Baugruppe bestimmt. Die Nominaldaten sowie die variierten unteren und oberen Grenzen sind in den Tabellen Tab. 4.4 und Tab. 4.5 dargestellt.

Tab. 4.4: Faktoren und Stufenparameter der ausgewählten Verbindungseigenschaften

Faktor	Nominalwert	Untere Grenze	Obere Grenze
Verbindungszone (RoI)	15	10	20
Verbindungssteifigkeit E1	$1 \cdot 10^5$	$1 \cdot 10^4$	$1 \cdot 10^6$
Verbindungssteifigkeit E2	$1 \cdot 10^5$	$1 \cdot 10^4$	$1 \cdot 10^6$
Verbindungssteifigkeit E3	$1 \cdot 10^5$	$1 \cdot 10^4$	$1 \cdot 10^6$
Verbindungssteifigkeit E4	$1 \cdot 10^7$	$1 \cdot 10^6$	$1 \cdot 10^8$
Verbindungssteifigkeit E5	$1 \cdot 10^7$	$1 \cdot 10^6$	$1 \cdot 10^8$
Verbindungssteifigkeit E6	$1 \cdot 10^5$	$1 \cdot 10^4$	$1 \cdot 10^6$
Radius (Connector)	2,65	2	5

Da sich aufgrund der gewählten Parametersätze und Grenzen ein stark asymmetrischer Designraum ergibt, wurde die Parametervariation in einem zweistufigen Versuchsplan durchgeführt. Hierbei wurde ein Box-Wilson Central Composite Design mit Zentrumspunkt und zusätzlichen Versuchspunkten auf den „Würfelseiten“ zur Berücksichtigung von nichtlinearen Einflussgrößen ausgewählt [Box89, Sie10]. Nach [Sie10] wurde der Stern in der Würfelmitte (siehe Abb. 4.39) durch Variation der einzelnen Faktoren, ausgehend von der Mittenposition (Center Point), erzeugt. Der Versuchsplan wird im Folgenden als „Central Composite Faced“, kurz CCF bezeichnet.

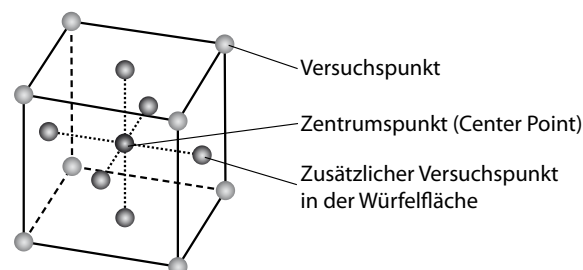


Abb. 4.39: Prinzipdarstellung des Face-Centered-Central-Composite-Designs.

Zusätzliche Versuchspunkte (Stern) ragen nicht über die Würfelflächen hinaus [Sie10]

Die Auswertung erfolgte anhand der Zielgrößen R_M und R_R , die aus dem Integral der eingeschlossenen Fläche der Vektoren in Abb. 4.40 für die bereits zuvor verwendeten Schnittbereiche „Mitte“ und „Rand“ aus der deformierten Baugruppe bei maximaler Prozesstemperatur von $\vartheta_{max} = 200 \text{ °C}$ gebildet wurden.

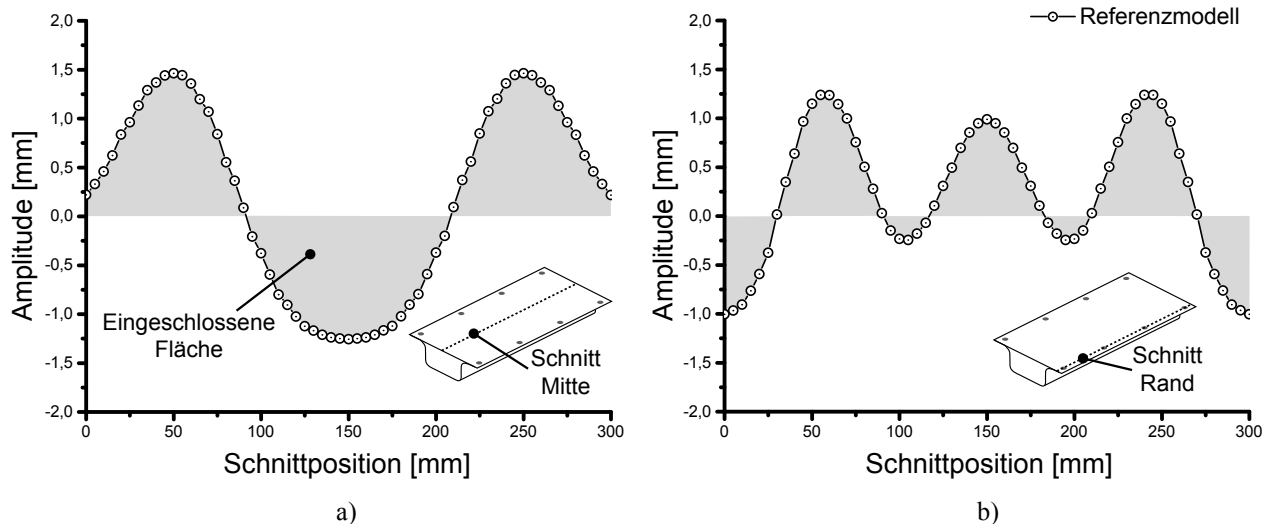


Abb. 4.40: Ableitung der Zielgrößen R_M und R_R anhand der prinzipiell eingeschlossenen Fläche im Schnittbereich der deformierten Baugruppe bei maximaler Prozesstemperatur
 a) Flächeninhalt der eingeschlossenen Fläche (grau) im Schnittbereich Bauteilmitte als Maß der Zielgröße R_M
 b) Flächeninhalt der eingeschlossenen Fläche (grau) im Schnittbereich Rand als Maß der Zielgröße R_R

Mit Hilfe des statistischen Versuchsplans (CCF) wurden die Änderungen der Eingangsparameter auf die Reaktion der Ergebnisgrößen R_M und R_R für die Baugruppe „Hutprofil“ untersucht. Die Auswertung erfolgte anhand einer berechneten Antwortfläche (Response Surface) auf Basis eines kubischen Regressionsmodells, deren Regressionskoeffizienten mittels der Methode der kleinsten Fehlerquadrate (Least Square Method) berechnet wurden [Sie10].

Die Ergebnisse der Regressionen beider Bauteilbereiche R_M und R_R sind in Abb. 4.41 und Abb. 4.42 dargestellt.

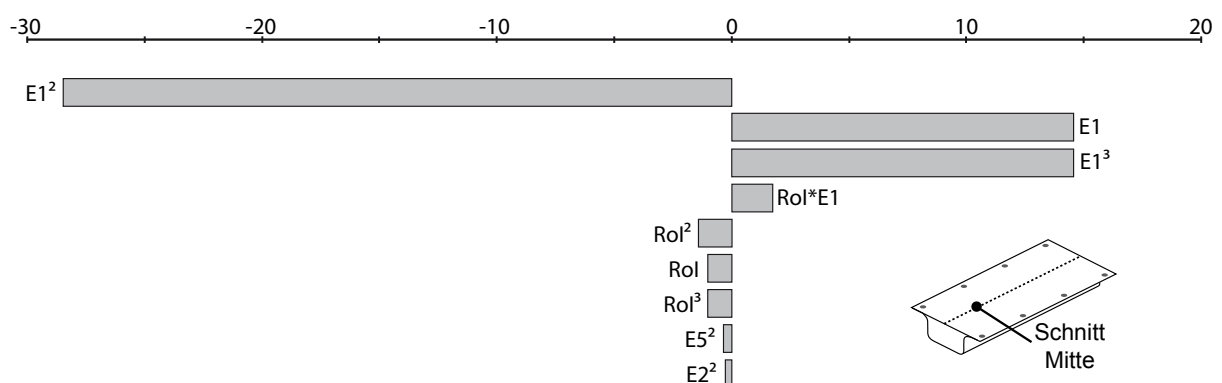


Abb. 4.41: Darstellung der Verteilung der Regressionskoeffizienten entlang der Schnittebene „Bauteilmitte“

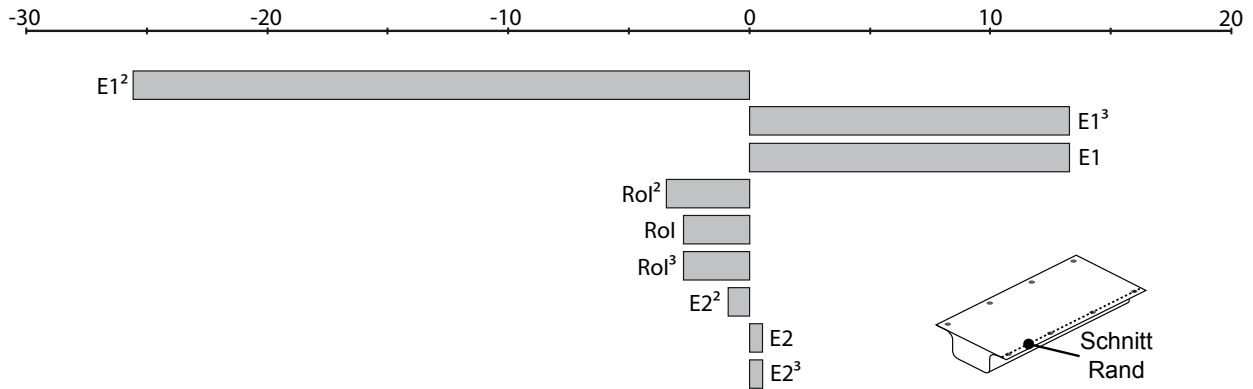


Abb. 4.42: Darstellung der Verteilung der Regressionskoeffizienten entlang der Schnittebene „Bauteilrand“

Ferner wurden die Regressionskoeffizienten der Zielgrößen R_M (Mitte) und R_R (Rand) in der Reihenfolge ihrer Gewichtung berechnet. Die Regressionsrechnungen zeigen hierbei eine sehr hohe Übereinstimmung mit der berechneten Antwortfläche (Bestimmtheitsmaß von $B(R_M) = 0,99999$ und $B(R_R) = 0,99999$).

Die zuvor durchgeführte Versuchsreihe des Versuchsplans identifiziert eindeutig die Verbindungssteifigkeit E1 in Bauteillängsrichtung als signifikantesten Einflussparameter hinsichtlich des thermischen Deformationsverhaltens der Baugruppe. Da sich das Schließteil (Aluminiumfeinblech AA6014) wesentlich stärker thermisch ausdehnt als das Hutprofil (Stahlfeinblech DX56), bestimmen die Verbindungssteifigkeiten und die Einflusszonen der Fügeelemente (zwischen Schließteil und Hutprofil) das thermomechanische Deformationsverhalten (Verformungsstärke und Deformationsbild) der Baugruppe „Hutprofil“.

Anhand dieser Erkenntnisse wurde ein zweiter Versuchsplan (CCF) auf Basis der Produkt- und Prozessparameter (Tab. 4.5), erzeugt.

Tab. 4.5: Faktoren und Stufenparameter der ausgewählten Produkt- und Prozessparameter

Faktor	Nominalwert	Untere Grenze	Obere Grenze
Temperatur Schließteil (Top)	195	190	200
Temperatur Hutprofil (Hut)	195	190	200
Blechdicke Schließteil (Top)	1	0,9	1,1
Blechdicke Hutprofil (Hut)	0,8	0,7	0,9
Wärmeausdehnungskoeffizient	$2,3 \cdot 10^{-5}$	$2,1 \cdot 10^{-5}$	$2,5 \cdot 10^{-5}$
Verbindungszone (RoI)	15	10	20
Verbindungssteifigkeit E1	$1 \cdot 10^5$	$1 \cdot 10^4$	$1 \cdot 10^6$

Hierfür werden neben der Verbindungssteifigkeit $E1$ auch die Einflusszone der Fügeverbindung RoI (Radius of Influence) aus der ersten Versuchsreihe (siehe Parameterauswahl aus Tab. 4.4) übernommen. Analog zur bisherigen Vorgehensweise wurde die Antwortfläche des zweiten Versuchsplans durch ein polynomiales Metamodell approximiert. Die kubischen Regressionsmodelle zeigten dabei Übereinstimmungen anhand des Bestimmtheitsmaßes von $B(R_M) = 0,99924$ im Bereich „Mitte“ und $B(R_R) = 0,99974$ im Bereich „Rand“. Die Auswertung der Regressionskoeffizienten zeigten sowohl in der Bauteilmitte als auch im Randbereich den signifikanten Einfluss der Verbindungssteifigkeit $E1$ gefolgt von dem Wärmeausdehnungskoeffizienten und der Einflusszone des Fügeelementes. Dabei wirkte sich erwartungsgemäß die Einflusszone des Fügeelementes (Wirkbereich der Fügeverbindung) im Randbereich stärker als in der Bauteilmitte aus (siehe Abb. 4.41 und Abb. 4.42).

Diese zwei durchgeführten Studien identifizierten somit die Verbindungseigenschaften als signifikanteste Einflussparameter auf das thermomechanische Deformationsverhalten der Baugruppe „Hutprofil“. Im Hinblick auf die Validierung der Berechnungsergebnisse anhand von experimentellen Versuchen, zeigten die durchgeführten Sensitivitätsstudien auf, dass eine Charakterisierung der Verbindungseigenschaften (richtungsabhängige Steifigkeiten und Einflusszone) und anschließende Implementierung in das Berechnungsmodell zwingend erforderlich ist. Darüber hinaus zeigte die Studie, dass die Wärmeausdehnungskoeffizienten der verwendeten Blechlegierungen aufgrund des signifikanten Einflusses auf das Deformationsverhalten der Baugruppe ebenso experimentell ermittelt und in Form von Materialkarten im Berechnungsmodell definiert werden müssen. Um den Effekt der Verbindungssteifigkeiten in der Validierung gezielt darstellen zu können, wurden anschließend zwei unterschiedliche Fügetechnologien in Form von Halbhohlniet- und Schraubverbindungen mit unterschiedlichen Steifigkeiten und Einflusszonen ausgewählt. Die Variation der Blechdicken und Temperaturniveaus spielten in Bezug auf die hier definierten Zielgrößen R_M und R_R eher eine untergeordnete Rolle und können zudem in den realen Experimenten direkt messtechnisch erfasst werden.

4.6 Experimentelle in-situ Deformationsanalysen der Baugruppe „Hutprofil“ im Ofen

Im folgenden Kapitel werden die experimentellen Untersuchungen am Hutprofil beschrieben. Hierfür wird ein Versuchsaufbau zur reproduzierbaren Temperaturfeld- und in-situ Deformationsmessung konzipiert, eine Analysemethodik definiert und Messungen an zwei Probekörpern des Hutprofils mit unterschiedlichen Fügeverbindungen durchgeführt. Auf Basis dieser experimentellen Untersuchungen werden anschließend in Kapitel 4.7 die Validierungen durchgeführt und diskutiert.

4.6.1 Versuchsaufbau

Der Versuchsaufbau in Abb. 4.43 besteht aus einem modifizierten Versuchsofen und einer Apparatur zur Deformations- und Temperaturmessung.

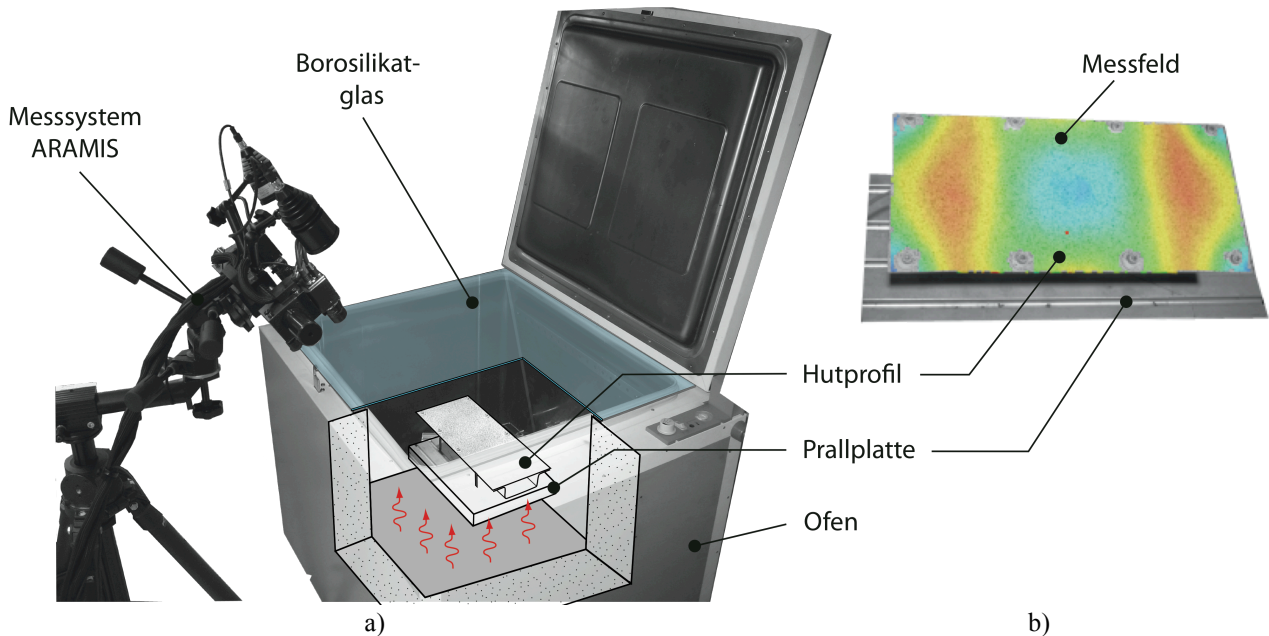


Abb. 4.43: Versuchsaufbau zur thermischen Deformationsmessung des Hutprofils

- a) Messanordnung und Versuchsofen
b) Detailansicht des präparierten Hutprofils

Die Temperaturdaten wurden mit Typ-K Thermoelementen des Messsystems OVEN TRACKER XL2 der Firma DATAPAQ im Telemetriebetrieb aufgezeichnet. Zur in-situ Deformationsmessung wurde das System ARAMIS der Firma GOM in der Ausführung 5M und einem kalibrierten Messfeld von $A_{Mess} = 350\text{mm} \times 280\text{mm}$ eingesetzt. Die Bauteilerwärmung erfolgte in einem Temperaturwärmeschrank des Typs UT 20P der Firma HERAEUS. Der Ofen erzielt eine maximale Umlufttemperatur von $\vartheta_{am} = 250\text{ }^{\circ}\text{C}$ bei einer räumlichen Temperaturabweichung laut Hersteller von $\Delta T = 4\text{ K}$. In der hier gewählten Versuchsanordnung erfolgte die Wärmezufuhr über den Bodenbereich und wurde durch eine Prallplatte im Messvolumen verteilt. Somit wurde vermieden, dass das Hutprofil direkt von der Heißluft angeblasen wird. Auf der Prallplatte wurde das Messobjekt durch eine lose Vier-Punkt-Auflage positioniert.

Die in-situ Deformationsanalyse erfolgte durch eine Borosilikatscheibe des Typs Borofloat[®] 33 der Firma SCHOTT. Die Scheibe erfüllte zum einen den Zweck der Temperaturkonstanz im Ofen, zum anderen wurden die Objektive des optischen Messsystems geschützt. Borosilikatgläser zeichnen sich zudem durch eine hohe thermische Belastbarkeit bei geringer Wärmeausdehnung und somit eine vernachlässigbare optische Brechung aus (siehe Spezifikationen im Anhang in Abb. 6.13).

Durch die Versuchsanordnung wurde ein reproduzierbares Temperaturfeld entsprechend Abb. 4.44 realisiert. Die Auswahl der Thermoelemente (TE) zeigte bei einer Umlufttemperatur von $\vartheta_{am} = 205 \text{ °C}$ einen konstanten Temperaturverlauf in Bauteil x-Richtung (Thermoelemente TE1 und TE2) von $\Delta\vartheta_{max} = 5 \text{ °C}$ in der Aufheizphase, der sich jedoch mit Beginn der Haltephase nach $t_{BH} = 8 \text{ min}$ auf $\Delta\vartheta_{HP} = 2 \text{ °C}$ verringerte. Der Temperaturverlauf in z-Richtung des Hutprofils betrug aufgrund der abgehenden Wärmemenge durch die Scheibe in der Haltezeit konstant bei $\Delta T_{\perp} = 8,5 \text{ K}$. Die Berechnung der Standardabweichung der Objekttemperatur sowie der Temperaturgradienten in der Haltezeit führten zu Werten von maximal $\Delta\vartheta_{max,HP} = 0,6 \text{ °C}$ und waren bei einer Messgenauigkeit der Thermoelemente von $\Delta\vartheta_{mess} = \pm 1,4 \text{ °C}$ vernachlässigbar [Dat14]. Die Reproduzierbarkeit konstanter Temperaturrandbedingungen für die Baugruppe „Hutprofil“ war somit bestätigt.

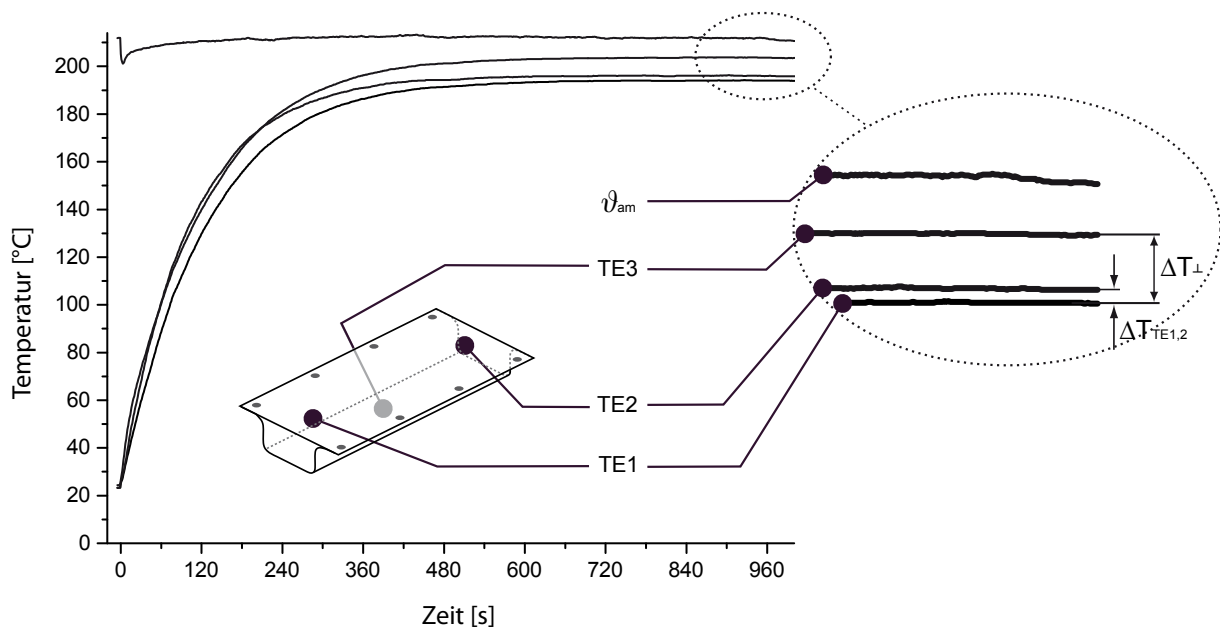


Abb. 4.44: Ermittelte Temperaturentwicklung der Baugruppe „Hutprofil“ im Versuchsofen bei einer Innenraumtemperatur von ϑ_{am} von 205 °C

4.6.2 Ermittlung der Bauteildeformationen

Die optische Deformationsanalyse mit dem System ARAMIS erfolgte nach einer Prozesszeit im vorgeheizten Ofen von $t_{mess} = 12 \text{ min}$ (siehe Abb. 4.45 Position (1)). Als Messgröße wurde die Verschiebung zum Zeitpunkt t_{mess} bezogen auf die Referenzmessung (Stufe 0) zum Zeitpunkt t_0 bei Raumtemperatur (In-situ Deformationsmessung nach Kapitel 4.3.2) ausgewertet. In der weiteren Vorgehensweise wurden zwei Querschnitte (Schnittbereiche) in der Bauteilmitte (bei $y = 0 \text{ mm}$) und im Randbereich (bei $y = 65 \text{ mm}$) der Baugruppe mit je drei Einzelschnitten über alle Aufnahmezeitpunkte definiert (Position (2)) und der arithmetische Mittelwert der jeweiligen Schnittbereiche

gebildet. Somit existierte für jede Messaufnahme im Intervall $[t_1, t_7]$ eine gemittelte Schnittkurve (siehe Position (3)).

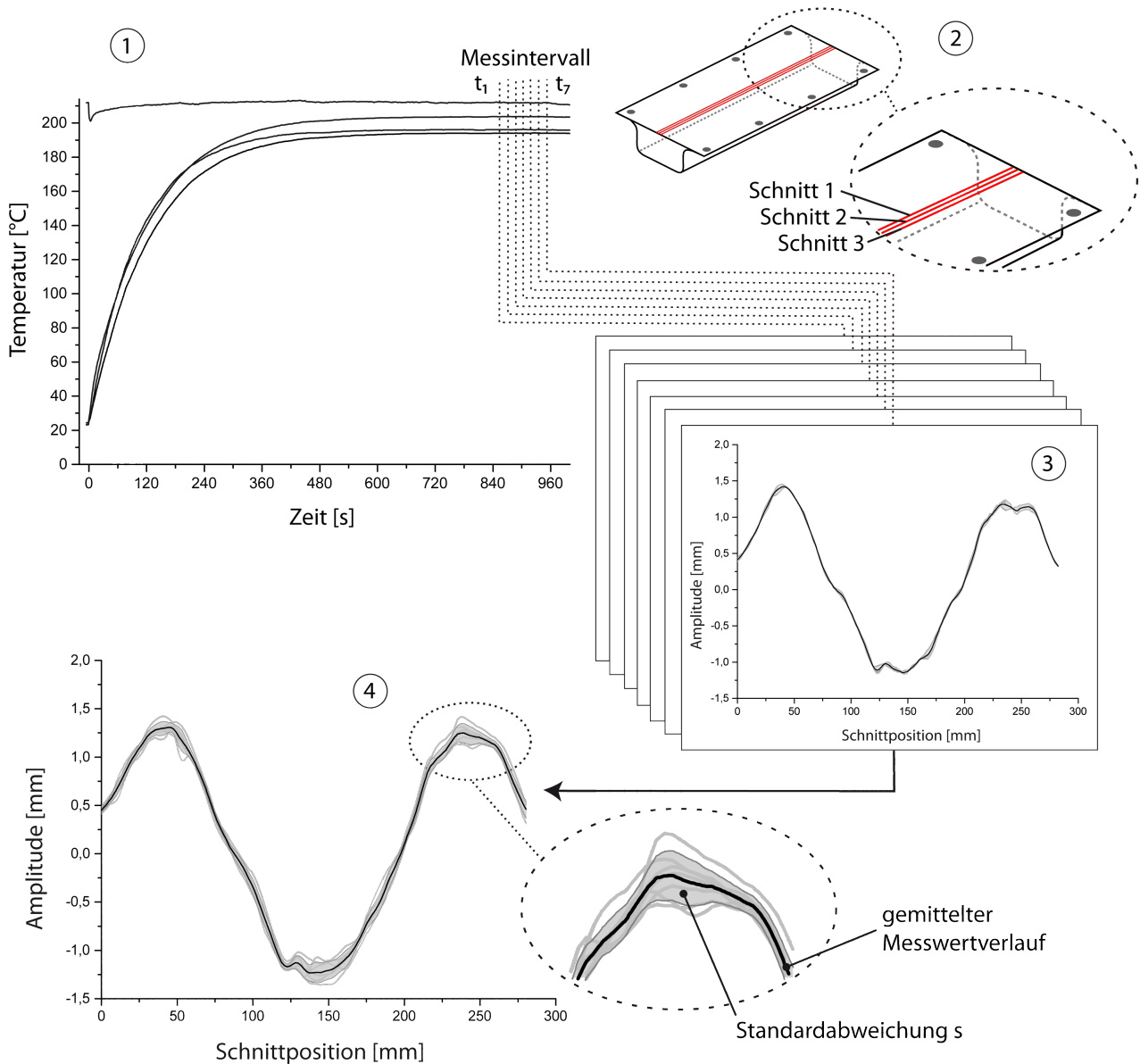


Abb. 4.45: Vorgehensweise bei der Deformationsmessung zur Bestimmung der Deformationskurven

über 7 Messzeitpunkte und jeweils 3 Schnittebenen

1) Messzeitpunkte während der Temperaturhaltephase

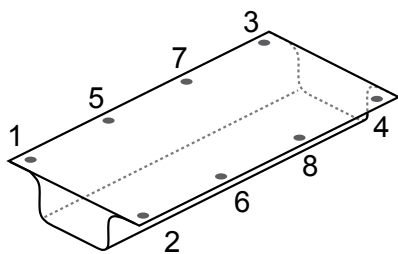
2) Deformationsmessung anhand von 3 Schnitten (hier Bauteilmitte)

3) Ergebnisse der 7 Schnittkurven zu den Zeitpunkten t_1 bis t_7

4) Gemittelter Messwertverlauf und Standardabweichung s aus den 7 Schnittkurven

Aus den gemittelten Schnittkurven wurde wiederum in Position (4) eine repräsentative gemittelte Schnittkurve über das gesamte Messintervall $[t_1, t_7]$ zur Minimierung des Messrauschens aufgrund von Wärmeschlieren auf der Bauteiloberfläche und Messungenauigkeiten gebildet. Trotz der geringen Standardabweichung von $s = \pm 0,05$ mm zeigte der Schnittverlauf ein Messrauschen, das durch Wärmeschlieren in Bereichen mit hohen Temperaturgradienten (Bauteiloberfläche und Scheibe)

entsteht. Der Einfluss der Borosilikatscheibe auf die Dehnungsmessung wurde in Vorversuchen durch das Prinzip der Dehnungsmessung bei Starrkörperbewegungen durch [Bec14*, Weh14*] abgesichert und konnte hier vernachlässigt werden. Um den Effekt der Wärmeschlieren zu kompensieren, wurden weitere Bilder in Zeitabständen von $\Delta t_{mess} = 2$ s aufgenommen. Das Ergebnis der gemittelten Verschiebung aus sieben Messungen ergab nun ein Streuband von $s \pm 0,1$ mm. Zur Bewertung des Deformationsverhaltens wurden die Versuche an elf physikalisch gleichen Baugruppen mit Schraubverbindung und an sieben physikalisch gleichen Baugruppen mit Nietverbindungen durchgeführt. Die Hutprofilvariante „Schraubmuster“ wurde mit einer metrischen Schraubverbindung M5 und Unterlegscheiben ($d_a = 17,6$ mm, $d_i = 5,8$ mm) mit einem Anzugsmoment von $M_S = 5$ Nm kraftschlüssig gefügt. Die Verbindungsparameter und die Schraubreihenfolge sind in Abb. 4.46 dokumentiert.



- Hutprofil: DX56, $s = 0,8$ mm
- Schließeteil: AA6014, $s = 1,04$ mm
- Schraube: M5 x10 mm
- Unterlegscheibe: ($d_a = 17,6$ mm, $d_i = 5,8$ mm)
- Anzugsmoment: $M = 5$ Nm

Abb. 4.46: Fügeparameter des „Schraubmusters“ der Versuchsbaugruppe „Hutprofil“ und deren Anzugsreihenfolge

Die experimentellen Ergebnisse der geschraubten Baugruppe bei maximaler Objekttemperatur ϑ_{max} ist in Abb. 4.47 dargestellt.

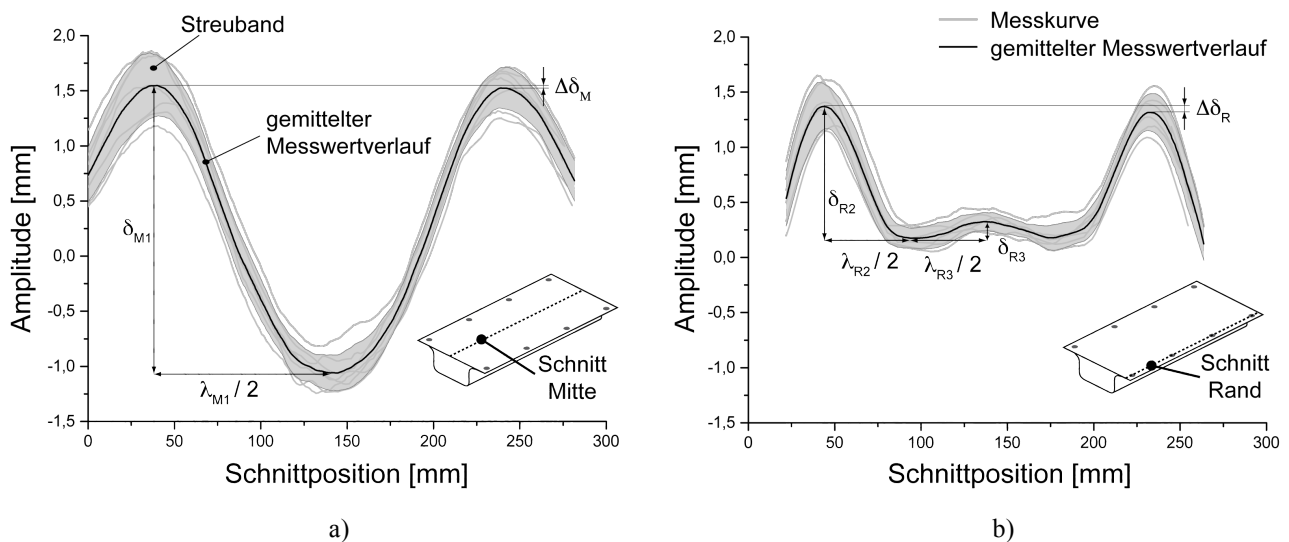
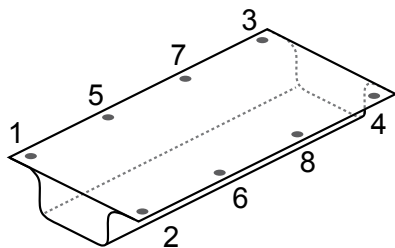


Abb. 4.47: Experimentaldaten der Bauteildeformation des geschraubten Hutprofils bei maximaler Objekttemperatur in den Schnittbereichen „Mitte“ und „Rand“
 a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)
 b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65$ mm)

Dabei wurden analog zu den zuvor beschriebenen numerischen Parameterstudien anhand von Schnittverläufen bei $y = 0$ mm in der Bauteilmitte und bei $y = 65$ mm im Randbereich auf Position der Verbindungstechnik die resultierenden Bauteildeformationen ausgewertet. In der Bauteilmitte wurde eine Amplitude von $\delta_{M1} = 2,7$ mm bei einer halben Wellenlänge von $\lambda_{M1}/2 = 102$ mm und einem Streuband von $s_{M,max} = \pm 0,25$ mm ausgebildet. Die theoretische Amplitudendifferenz betrug $\Delta\delta_M = 0,02$ mm. Da die Messunsicherheit mit $s \pm 0,1$ mm definiert wurde, konnte das Verformungsbild mit einer Differenz von 0,7 % bezogen auf δ_{M1} als symmetrisch betrachtet werden. Im Randbereich bildete sich eine etwas reduzierte Amplitude von $\delta_{R2} = 1,2$ mm bei einer Wellenlänge von $\lambda_{R2}/2 = 50$ mm aus. Entgegen den numerischen Parameterstudien fiel die mittlere Amplitude δ_{R3} im Randbereich mit $\delta_{R3} = 0,15$ mm ($\lambda_{R3}/2 = 44,4$ mm) wesentlich geringer aus, was auf die Steifigkeit der Schraubverbindung zurückzuführen ist. Die Streubreite lag bei $s_{R,max} = \pm 0,25$ mm in der Größenordnung von $s_{M,max}$. Die Amplitudendifferenz im Randbereich von $\Delta\delta_R = 0,05$ mm konnte ebenfalls als symmetrisches Verformungsbild bezeichnet werden.

Die Ergebnisse der halbhohlstanzgenieteten Baugruppen sowie die Fügefolge sind in Abb. 4.48 und Abb. 4.49 dargestellt.



- Hutprofil: DX56, $s = 0,8$ mm
- Schließeteil: AA6014, $s = 1,04$ mm
- Niet: $5,3 \times 4$ mm
- Schliffbild (siehe Abb. 9.13 im Anhang)

Abb. 4.48: Fügeparameter und Fügefolge der halbhohlstanzgenieteten Baugruppe „Hutprofil“

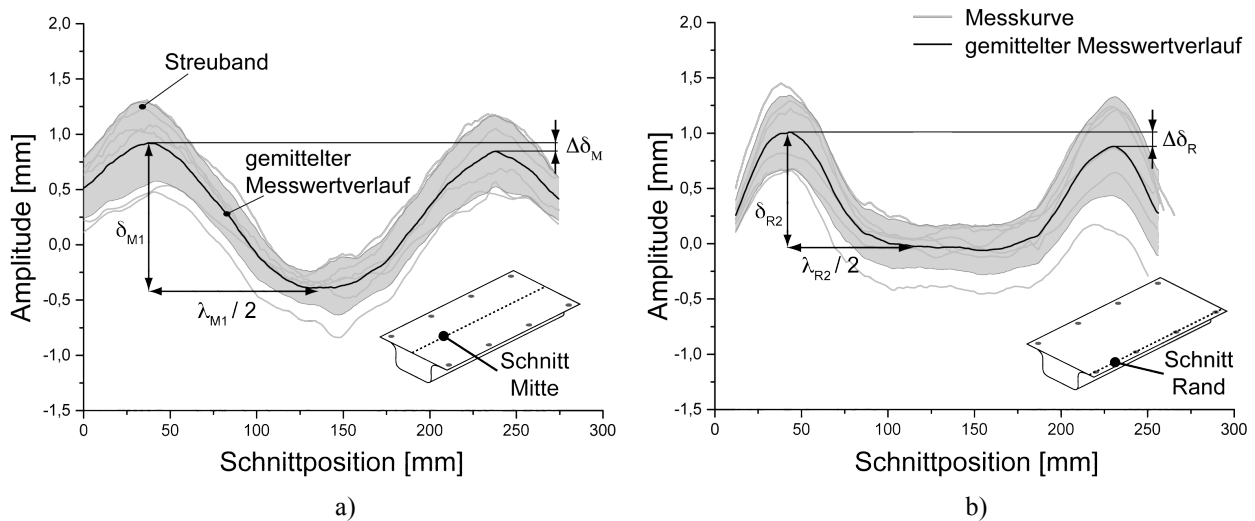


Abb. 4.49: Experimentaldaten der halbhohlstanzgenieteten Baugruppe

- a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)
- b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65$ mm)

Im Vergleich zur geschraubten Baugruppe bildeten sich in der Bauteilmitte sowie im Randbereich nur wesentlich geringere Amplituden mit $\delta_{M1} = 1,3 \text{ mm}$ und $\delta_{R2} = 1 \text{ mm}$ aus. Auffallend ist, dass sich in der Mitte des Randbereiches im Gegensatz zur geschraubten Baugruppe überhaupt keine messbare Verformung detektieren ließ. Ferner waren zunehmende, maximale Streubreiten in der Mitte mit $s_{M,max} = \pm 0,3 \text{ mm}$ und im Randbereich mit $s_{R,max} = \pm 0,33 \text{ mm}$ messbar. Darüber hinaus wiesen die halbhohlstanzgenieteten Baugruppen mit relativen Amplitudendifferenzen von $\Delta\delta_M = 6,2 \%$ und $\Delta\delta_R = 12,3 \%$ ein deutlich asymmetrischeres Verformungsbild gegenüber der geschraubten Variante auf. Eine detailliertere Diskussion bzw. Begründung der gemessenen Bauteildeformationen der Baugruppe „Hutprofil“ erfolgt im nächsten Kapitel im Rahmen der Validierung der Berechnungsergebnisse mit den experimentellen Bauteilversuchen.

4.7 Validierung der Baugruppenversuche „Hutprofil“

Im folgenden Kapitel werden die experimentellen Untersuchungen der geschraubten und genieteten Baugruppen „Hutprofil“ zur Validierung der numerischen Deformationsberechnung genutzt. Die Vorgehensweise in diesem Abschnitt der Arbeit folgt dem in Abb. 4.50 dargestellten Schema.

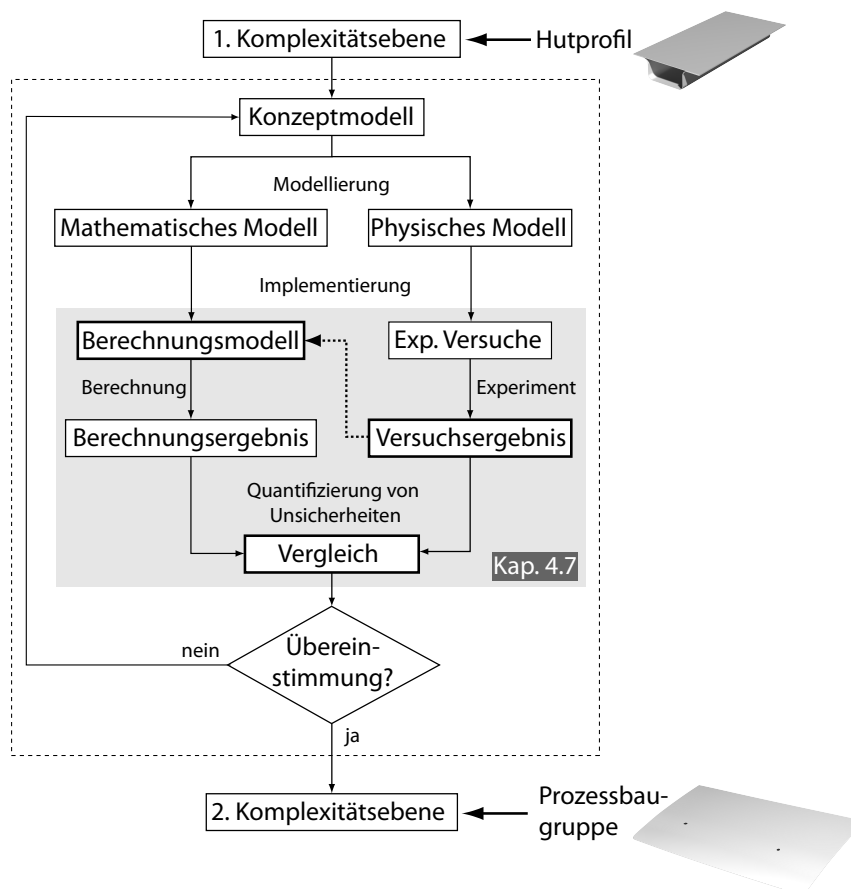


Abb. 4.50: Vorgehensweise zur Validierung der Berechnungsergebnisse auf Basis der experimentellen Deformationsuntersuchungen im Ofen

Für die zuverlässige Validierung der Berechnungsergebnisse mit den Experimentaldaten wurden folgende Anforderungen an die Berechnung formuliert:

- Implementierung des experimentell ermittelten Temperaturfeldes
- Übernahme der Lagerungsbedingungen aus den experimentellen Versuchen
- Anwendung einer konsistenten Auswertemethodik und Bewertung der Übereinstimmung von Berechnungs- und Messergebnissen anhand definierter Metriken

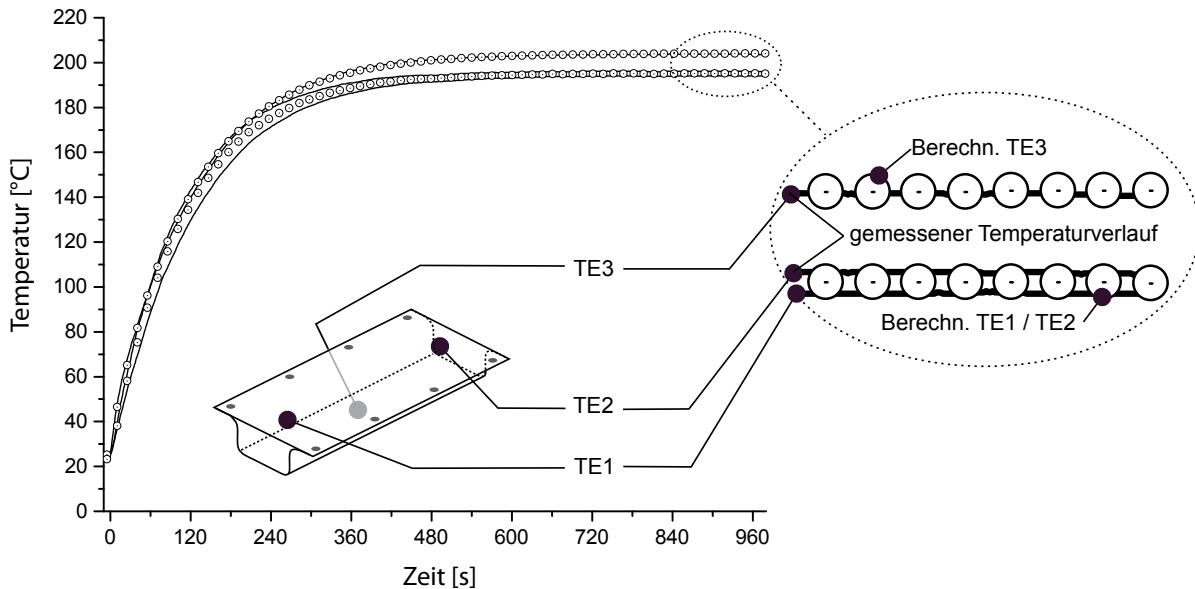
4.7.1 Berücksichtigung von experimentellen Eingangsgrößen

Als validierungsrelevante Eingangsgrößen werden in den folgenden Absätzen das Temperaturfeld der Baugruppe, die Lagerungsbedingungen der Baugruppe sowie die Einflusszonen der Verbindungstechnik der Baugruppe beschrieben. Ziel ist dabei die möglichst genaue Berechnung des Temperaturfeldes sowie die Implementierung der experimentell ermittelten Verbindungsparmeter in das Berechnungsmodell der Baugruppe „Hutprofil“, damit noch vorhandene Unsicherheiten der Methode zur Berechnung des thermomechanischen Deformationsverhaltens identifiziert werden können.

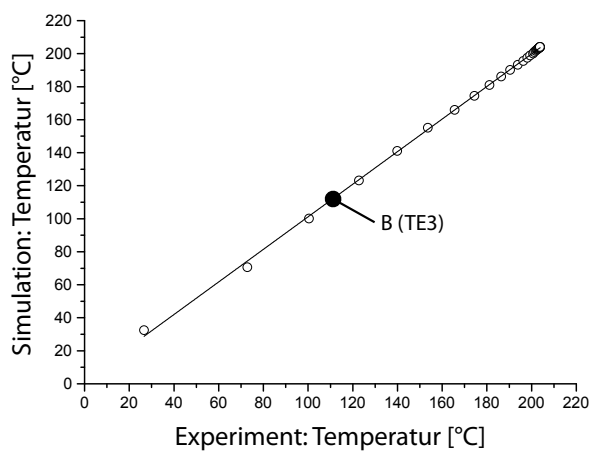
Temperaturfeld

Das experimentell ermittelte Temperaturfeld des Hutprofils (siehe Kapitel 4.6.1) diene als Referenz für die Wärmeübertragungsberechnung in THESEUS-FE OVEN. Die Wärmequelle (Heißluftdüse) des Umluftofens wurde dabei in der Simulation derart angeordnet, dass sich ein symmetrisches Temperaturfeld in Längsrichtung des Bauteils einstellte. Die Wärmeübertragungsberechnung in Abb. 4.51 erreichte hierbei eine Übereinstimmung an der Bauteiloberfläche des Schließteils mit einem Bestimmtheitsmaß von $B(\text{TE3}) = 0,999$ bei einer maximalen Abweichung von $\Delta T_{\max, \text{TE3}} = 5,9 \text{ K}$ im Anfangsbereich bei einer mittleren Abweichung von $\Delta \bar{T}_{\text{TE3}} = 0,13 \text{ K}$. Die deutliche Übereinstimmung wird durch die berechneten Geers-Kriterien, die Amplitudenähnlichkeit $M_G = 1,53\text{E-}06$, die Phasenähnlichkeit $P_G = 2,08\text{E-}05$ und die quadratische Vergleichsähnlichkeit $C_G = 2,08\text{E-}5$ bestätigt. Die Thermolemente TE1 und TE2 auf der Bauteilunterseite des Hutprofils zeigten mit $B(\text{TE1}) = 0,998$ ($M_G = 0,012$, $P_G = 8,08\text{E-}5$, $C_G = 0,012$) sowie mit $B(\text{TE2}) = 0,998$ ($M_G = 0,012$, $P_G = 7,71\text{E-}5$, $C_G = 0,012$) maximale Abweichungen von $\Delta T_{\max, \text{TE1}} = 6,1 \text{ K}$ und $\Delta T_{\max, \text{TE2}} = 5,7 \text{ K}$ im Anfangsbereich bei mittleren Abweichungen von $\Delta \bar{T}_{\text{TE1}} = 2,5 \text{ K}$ und $\Delta \bar{T}_{\text{TE2}} = 2,2 \text{ K}$ im eingeschwungenen Zustand. Somit erfüllte die Wärmeübertragungsberechnung bei dieser Baugruppe unter den genannten Bedingungen an den gemessenen Stützstellen das geforderte Kriterium von $\Delta \bar{T} < 5 \text{ K}$. Die Ergebnisse dieser Wärmeübertragungsrechnung sind als

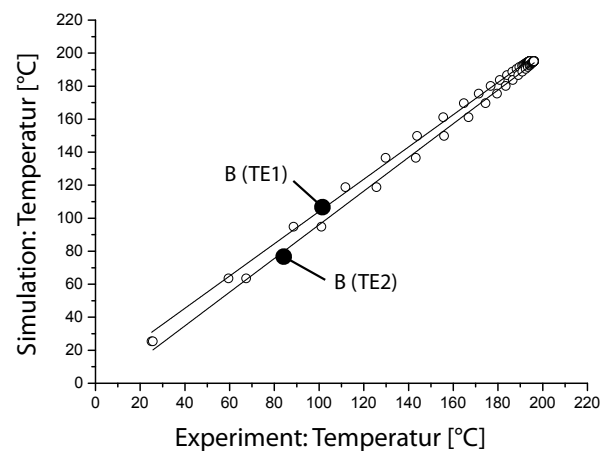
Kreise in Abb. 4.51 dargestellt. Die experimentell gemessenen Objekttemperaturen sind als Kurven dargestellt.



a)



b)



c)

Abb. 4.51: Numerische Abbildung des experimentell ermittelten Temperaturfeldes am Beispiel der Baugruppe „Hutprofil“ und Darstellung der Korrelationsgüte

- Berechnete (Kreise) und gemessene Temperaturkurven (Linie) der Thermoelemente
- Korrelation der berechneten und gemessenen Temperaturdaten des Thermoelements (TE3) auf der Unterseite des Hutprofils in der Bauteilmitte
- Korrelation der berechneten und gemessenen Temperaturdaten der Thermoelemente (TE1, TE2) auf dem Schließteil in der Bauteilmitte

Vorgabe der Lagerungsbedingungen

Die Lagerungsbedingungen der Baugruppe basieren auf der in Kapitel 4.6.1 beschriebenen Vier-Punkt-Bauteilaufnahme. Die Punkt-Aufnahmen spannen dabei ein symmetrisches Rechteck von

A = 130 mm x 280 mm auf und wurden so als Randbedingungen für die Berechnung der thermomechanischen Bauteildeformation der Baugruppe „Hutprofil“ aus den experimentellen Ofenversuchen (siehe Abb. 4.43) übernommen.

Verbindungseinflusszone

Die Größen der Einflusszonen der Fügeverbindungen wurden von den experimentellen Versuchen der geschraubten und genieteten Baugruppen abgeleitet. Hierfür musste der „Radius of Influence“ (RoI) die Verbindungseinflusszone als Eingangswert für die vereinfachte Modellierung der Fügeverbindung definiert werden (siehe Detailabbildung der Eingabeparameter der Fügeverbindung in Abb. 4.26). Hierfür wurden die ermittelten Oberflächennetze mit Hilfe des Messsystems ARAMIS bei maximaler Prozesstemperatur ausgelesen und die dimensionelle Veränderung der Oberfläche anhand der Flächenkrümmungsanalyse (siehe Kapitel 4.3.3) ausgewertet. Die Verbindungseinflusszone (RoI) wurde nun im Auslaufbereich der lokalen Krümmung ermittelt (siehe Abb. 4.52).

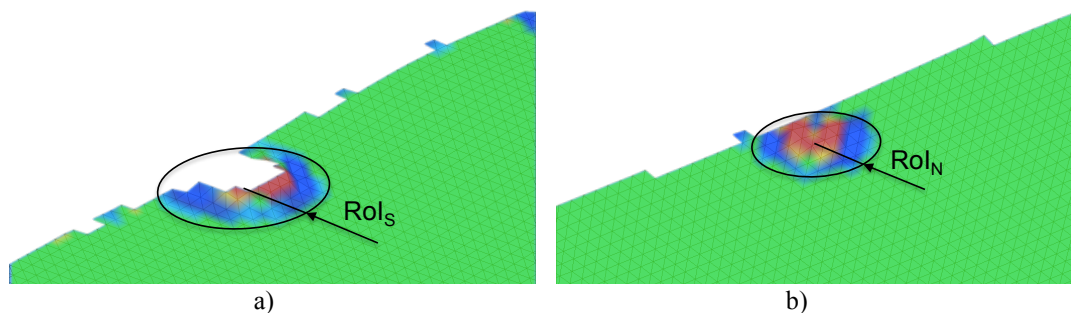


Abb. 4.52: Bestimmung der verbindungsspezifischen Einflusszone (RoI) mit Hilfe der Flächenkrümmungsanalyse
 a) Einflusszone der Schraubverbindungen RoI_S
 b) Einflusszone (RoI) der Nietverbindung RoI_N

Auf Basis dieser Auswertungen wurden die Einflusszonen der Schraubverbindungen mit $RoI_S = 15$ mm und die der Nietverbindungen mit $RoI_N = 11$ mm belegt und in die thermomechanische Berechnung der Baugruppe „Hutprofil“ implementiert.

4.7.2 Bewertung der Simulationsergebnisse

Unter der Berücksichtigung der experimentellen Eingangsgrößen werden in Abb. 4.53 und Abb. 4.54 die Übereinstimmungen der numerischen Berechnungen und der experimentellen Untersuchungen an der geschraubten Baugruppe aufgezeigt. In der Bauteilmitte lag das Berechnungsergebnis der thermomechanischen Bauteildeformation innerhalb des ermittelten Streubereichs der experimentellen Versuche. Mit einem Bestimmtheitsmaß von $B = 0,997$ und $M_G = 0,068$, $P_G = 0,0024$, $C_G = 0,073$ sowie einer Abweichung von $\Delta u_{\max} = 0,167$ mm in der Mitte zeigte der Vergleich eine sehr hohe Übereinstimmung. Die Berechnungsergebnisse im Randbereich zeigten geringe

Abweichungen der Amplituden von lediglich $\Delta u_{\max} = 0,24$ mm mit einem Bestimmtheitsmaß von $B = 0,976$ ($M_G = -0,0025$, $P_G = 0,0092$, $C_G = 0,0095$).

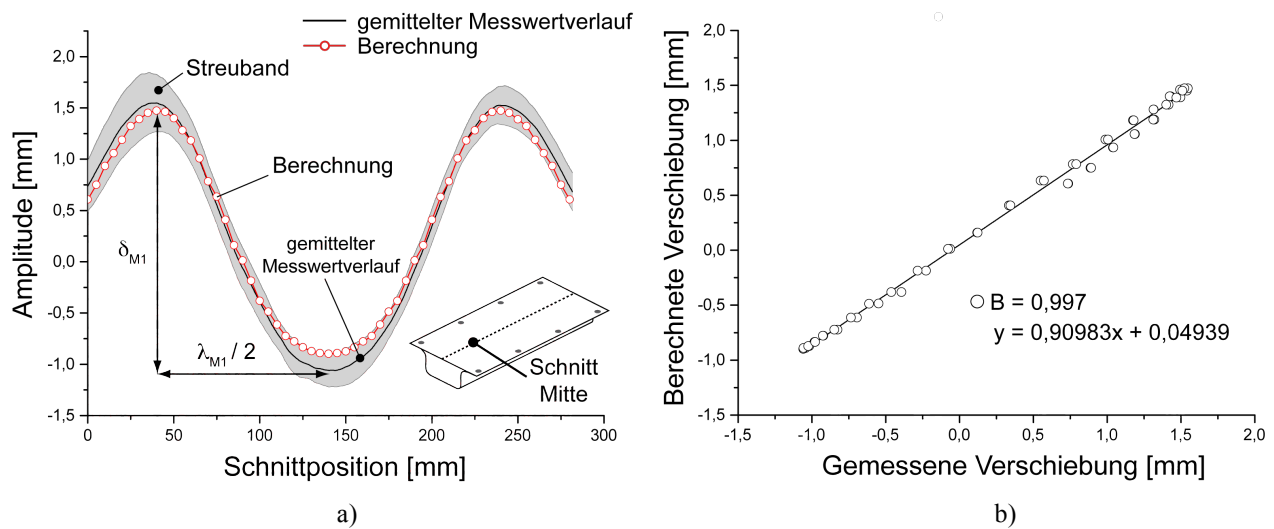


Abb. 4.53: Validierungsergebnis der geschraubten Baugruppe in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)

- a) Schnittkurven der Berechnungs- und Messergebnisse
 b) Korrelationsdiagramm der Berechnungs- und Messergebnisse

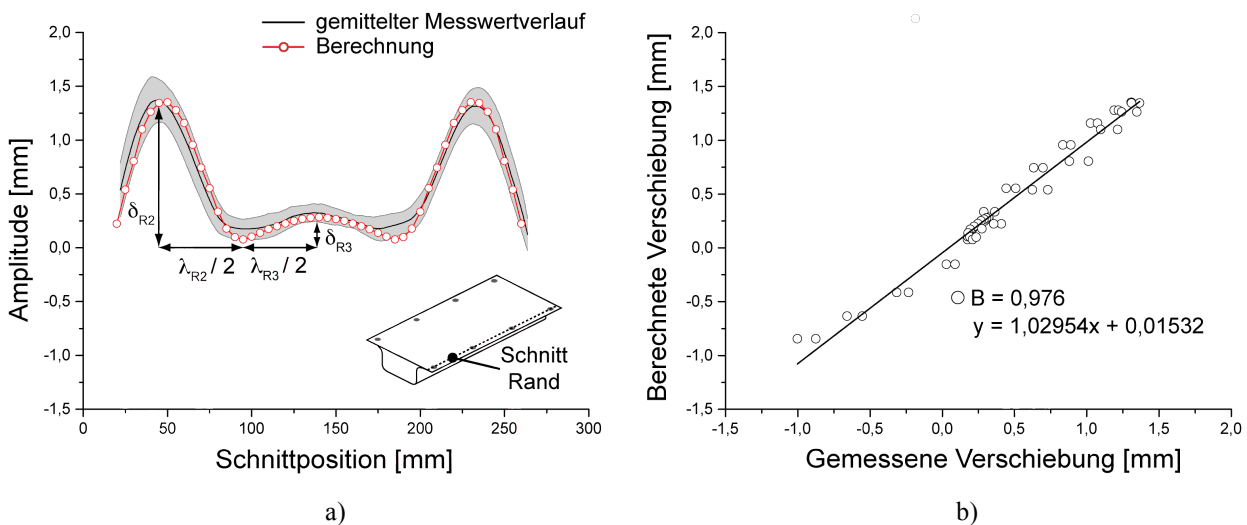


Abb. 4.54: Validierungsergebnis der geschraubten Baugruppe im Randbereich ($y = 65$ mm)

- a) Schnittkurven der Berechnungs- und Messergebnisse
 b) Korrelationsdiagramm der Berechnungs- und Messergebnisse

Die Berechnungsergebnisse zeigten darüber hinaus wesentlich stärkere Ausprägungen der Verformungen in den Nachbarbereichen der Fügeelemente, die aus der vereinfachten numerischen Abbildung des Fügeelementes resultieren. Mögliche lokale Verschiebungen im Bereich der Durchgangsbohrungen, die zu einer höheren Nachgiebigkeit der Verbindung im Vergleich zur Modellierung führen, konnten mit der hier verwendeten numerischen Verbindungsmodellierung nicht berücksichtigt werden.

Für die halbhohlstanzgenieteten Baugruppen wurden folgende Übereinstimmungen festgestellt (siehe Abb. 4.55 und Abb. 4.56).

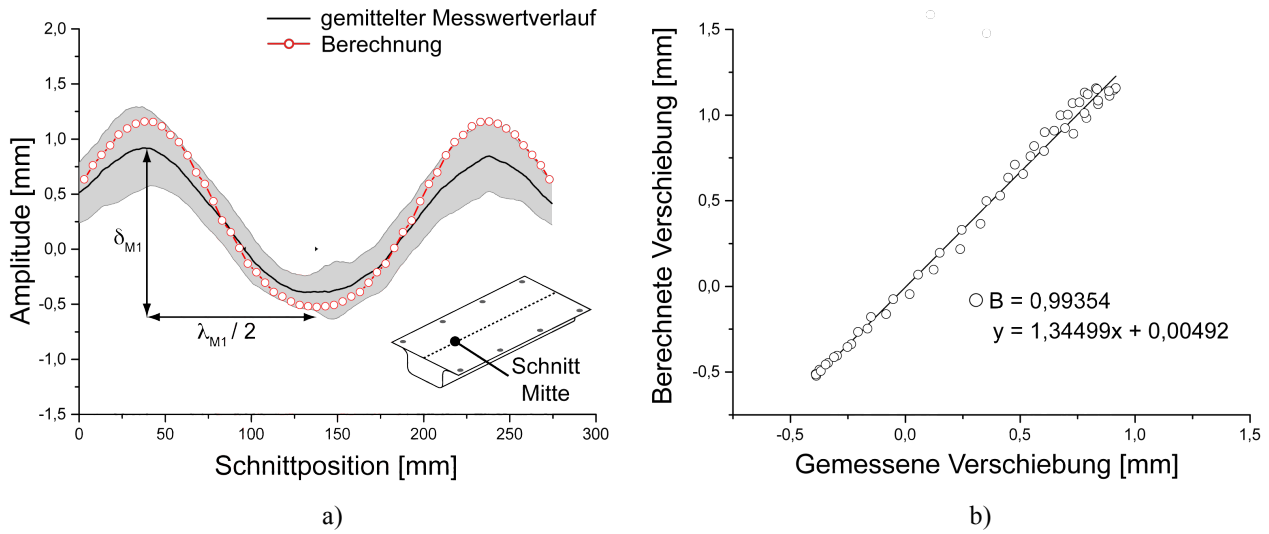


Abb. 4.55: Validierungsergebnis der halbhohlstanzgenieteten Baugruppe in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)

- a) Schnittkurven der Berechnungs- und Messergebnisse
 b) Korrelationsdiagramm der Berechnungs- und Messergebnisse

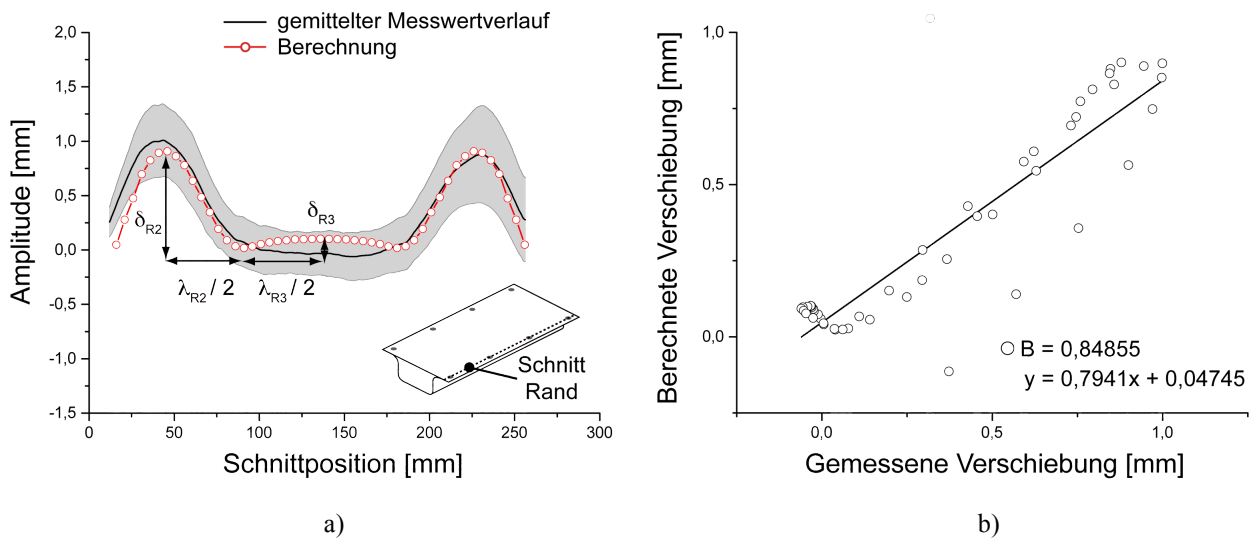


Abb. 4.56: Validierungsergebnis der halbhohlstanzgenieteten Baugruppe im Randbereich ($y = 65$ mm)

- a) Schnittkurven der Berechnungs- und Messergebnis
 b) Korrelationsdiagramm der Berechnungs- und Messergebnisse

Zwar wurden die Verformungstendenzen in der Bauteilmitte mit einem Bestimmtheitsmaß von $B = 0,994$ innerhalb der Schwankungsbreiten abgebildet, dennoch prognostizierte die Berechnung eine wesentlich höhere Deformationen als der Mittelwert der Messungen aufzeigt. Die maximale Abweichung $\Delta u_{\max} = 0,35$ mm wurde an den äußeren Amplituden detektiert. Die Geers-Kriterien zeigten neben der Amplitudenähnlichkeit von $M_G = 0,343$ auch eine Phasenverschiebung mit $P_G = 0,224$ auf. Im Randbereich wurden zwar die maximalen Amplituden innerhalb des Streubandes der Messung abgebildet ($M_G = 0,107$; $P_G = 0,039$; $C_G = 0,127$), dennoch ließ der Kurvenverlauf mit

einem Bestimmtheitsmaß von $B = 0,852$ einen abweichenden Verlauf ($\Delta u_{\max} = 0,48$ mm) zwischen den mittleren Fügepunkten erkennen. Die verminderte Taschenbildung im Randbereich zeigte eine planare Verschiebung, die zur Phasenverschiebung $\Delta\lambda/2$ sowie zu einer Absenkung der Amplitude $\Delta\delta_1$ führen kann. Ferner trug die Nachgiebigkeit der Halbhohlstanznieten zu den Differenzen der Kurvenverläufen in Abb. 4.56 bei [Rac13*, Bec14*]. Aus diesem Grund werden im folgenden Abschnitt weitere Untersuchungen zur Berücksichtigung von initialen Formabweichungen und die These der Verbindungsnachgiebigkeit sowie Effekte unzureichender Materialbeschreibungen detaillierter betrachtet.

4.7.3 Implementierung digital rekonstruierter Bauteilgeometrien in das Berechnungsmodell

Die Vorverformungen des Hutprofils, die aus der Einzelteilherstellung aufgrund des Rückfederungsverhaltens des Hutprofils sowie durch den Fügevorgang des Halbhohlstanznietens resultierten, wurden nun als initiale Formabweichungen in das Berechnungsmodell übertragen. Die Methode zur Integration von gescannten Oberflächendaten wurde bereits in [Alb11d] vorgestellt und anhand begleitender Arbeiten von [Mey12b*, Cis13*] hinsichtlich einer reproduzierbaren Vorgehensweise und Ergebnisqualität erweitert. Das Schema zur Integration der digital rekonstruierten Bauteile in die numerische Berechnung ist in Abb. 4.57 dargestellt und ermöglicht entsprechend Abb. 4.50 neben der Berücksichtigung der realen Lagerungsbedingungen, des Temperaturfeldes und der Verbindungseinflusszonen nun auch die bereits vorhandenen Formabweichungen des Schließteils und des Hutprofils (nach dem Fügeschritt mittels Schrauben oder Nieten) für die numerische Deformationsberechnung. In Abb. 4.57 sind zwei Routen dargestellt. Die obere Route beschreibt dabei die konventionelle Vorgehensweise der FEM-Berechnung auf Basis von CAD-Daten. Die digitalisierten Oberflächendaten (hier Streifenlichtprojektionsverfahren GOM ATOS) werden entlang der unteren Route im Berechnungsmodell implementiert. Da die Scandaten nicht ohne Weiteres in die FEM-Modellierungsumgebung übertragen werden können, werden hier zwei weitere Schritte eingeführt. Im Prozessschritt „Digitale Rekonstruktion“ werden die tesselierten Oberflächen mit der Software RAPIDFORM XOR bearbeitet und das ursprüngliche CAD-Modell mittels einer Flächenrückführung an die Scandaten angepasst. In diesem Schritt werden auch die realen Fügepunktpositionen bestimmt sowie der Offset zwischen der gemessenen Außenfaser und der geometrischen FE-Mittelfaser entsprechend Kapitel 4.3 kompensiert [Alb11d, Mey12b*]. Damit wird es möglich, den genauen geometrischen Zustand der Baugruppe vor den experimentellen Ofenversuchen als detailgetreue Geometrie im Berechnungsmodell abzubilden. Somit wird der Einfluss von lokalen Formabweichungen der Baugruppe in Bezug auf die thermomechanische Deformation im Ofenversuch bereits im Berechnungsmodell berücksichtigt.

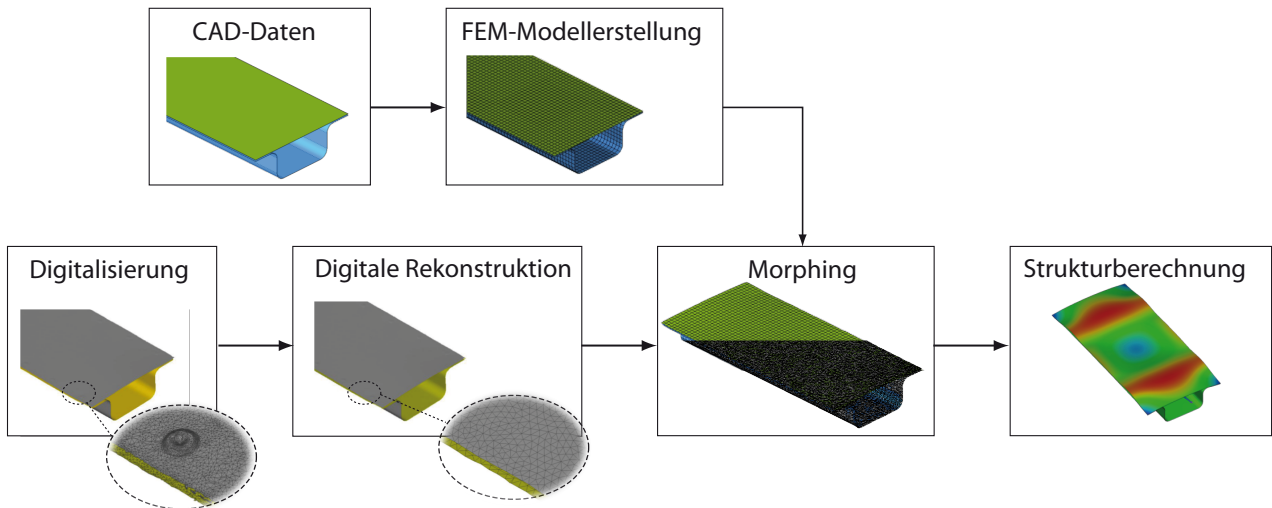


Abb. 4.57: Vorgehensweise zur Integration der digital rekonstruierten Bauteile zur Berücksichtigung vorhandener Formabweichungen (Imperfektionen) in der thermomechanischen Deformationsberechnung

Der Prozessschritt „Morphing“ erfolgt mit Hilfe des FEM-Pre-Processors ANSA. Morphing stellt nach [Kor11] eine effiziente Vorgehensweise zur Modifikation bereits vorhandener FEM-Modell dar. Da die Anzahl und Identifikationsnummern (Knoten-ID) der FE-Knoten beibehalten und nur anhand der vorgegebenen neuen Geometrie entlang der Flächennormalen projiziert werden, behalten alle definierten Temperaturfelder, Rand- und Kontaktbedingungen ihre Gültigkeit [Kor11].

Die Ergebnisse der berechneten Bauteildeformation der genieteten Baugruppe sind unter Berücksichtigung der digital rekonstruierten Bauteildaten (Morphing) in Abb. 4.58 dargestellt.

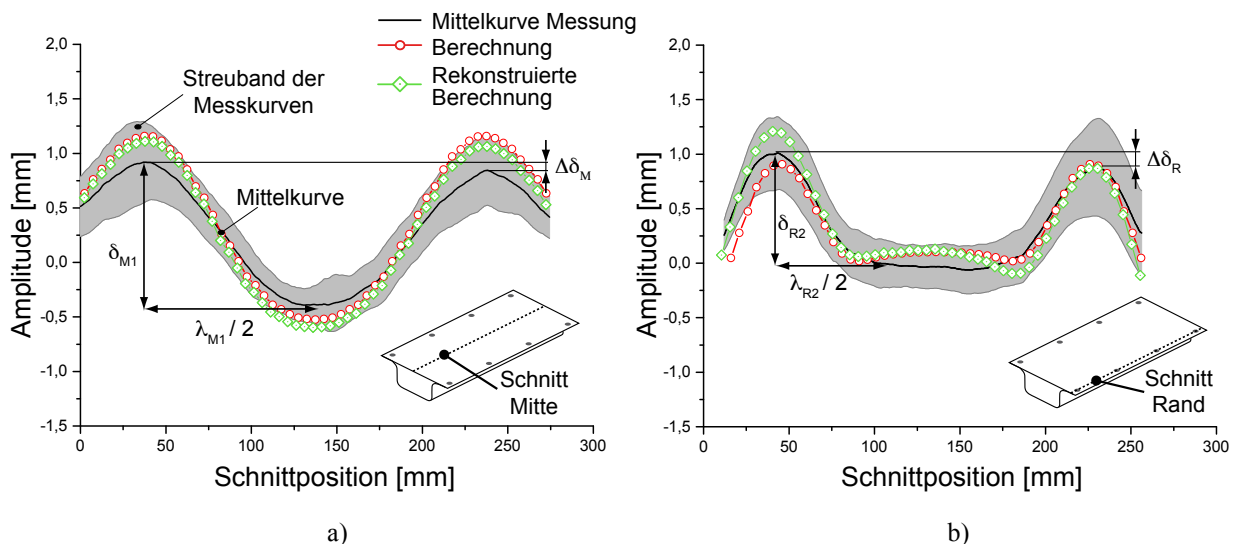


Abb. 4.58: Berücksichtigung von initialen Formabweichungen vor der Erwärmung durch digital rekonstruierte Bauteildaten
 a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0\text{mm}$)
 b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65\text{mm}$)

Die Berechnungsvariante der genieteten Baugruppe zeigte zwar ein asymmetrisches Deformationsbild entsprechend der experimentellen Versuchen mit $\Delta\delta_M = 0,075$ mm und $\Delta\delta_{R3} = 0,15$ mm auf, dennoch wurden die ermittelten Amplituden zu hoch prognostiziert. In der Bauteilmitte betrug der Amplitudenunterschied $\Delta\delta_{M1} = 30$ %. Die Taschenbildung im Randbereich wurde trotz der erhöhten Amplitude δ_{R2} ($\Delta\delta_R = 0,18$ mm) und der etwas gestreckten Wellenlänge λ_{R2} , nach wie vor mit einer Höhe von $\Delta\delta_{R3} = 0,15$ mm berechnet. Somit weisen die berücksichtigten Formabweichungen, die aus dem Einzelteil, zuvor vorhanden Eigenspannungen oder aus dem Spannvorgang resultieren, keinen nennenswerten Einfluss auf das Deformationsbild der hier untersuchten Baugruppe auf. Somit rückten die Verbindungseigenschaften, die bereits in den numerischen Sensitivitätsstudien als signifikante Einflussgrößen auf das thermomechanische Deformationsverhalten der Baugruppe detektiert wurden, in den Fokus der weiteren Untersuchungen. Ferner ist das Materialverhalten hinsichtlich visko-elastischer Effekte derzeit nicht im Berechnungsmodell berücksichtigt. Aus diesem Grund wurden in folgenden Schritten weitere Effekte wie die Verbindungsnachgiebigkeit und irreversibles Materialverhalten beleuchtet.

4.7.4 Die Bedeutung der Verbindungsnachgiebigkeit

Zur Untersuchung der Verbindungsnachgiebigkeit von halbhohlstanzgenieteten Bauteilen und des Einflusses auf das thermomechanische Bauteilverhalten wurden in [Rac13*] anhand von Detailmodellen die Nietverbindungen mit Volumenelementen diskretisiert und an das FE-Schalenmodell der Baugruppe gekoppelt. In Abb. 4.59 ist das Verhalten der Fügeverbindung zu drei Zeitpunkten mit unterschiedlicher Temperaturlast dargestellt.

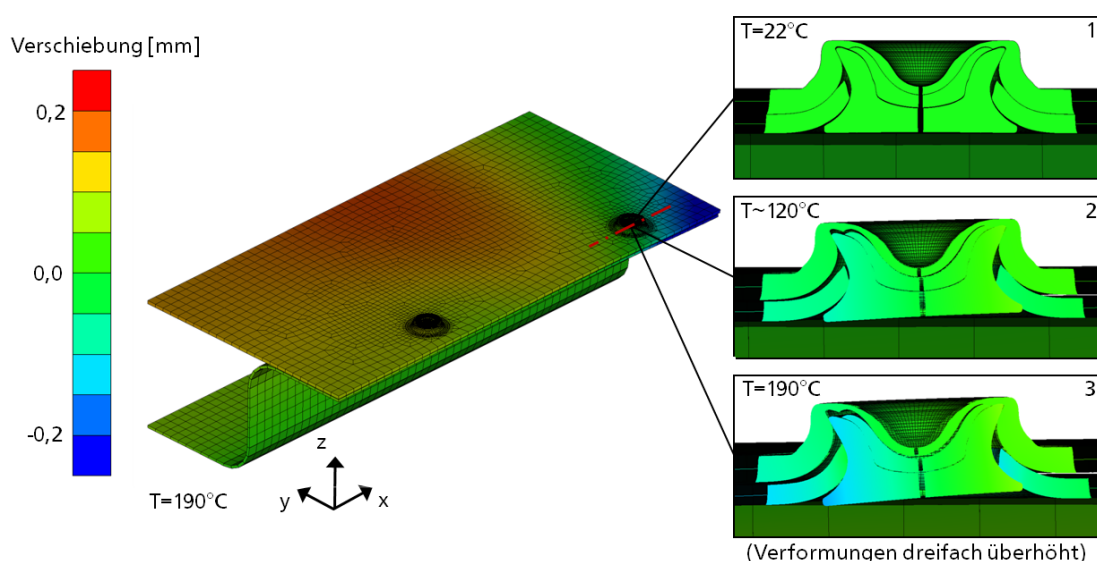


Abb. 4.59: Nietdetailmodell zur Abbildung der Nietnachgiebigkeit aus [Rac13*]

Die Berechnung bestätigt die These der Nietnachgiebigkeit und verdeutlicht die Verkippung anhand der aufgezeigten Relativbewegungen zwischen Nitelement und der gefügten Bleche. Diese Nachgiebigkeit und die daraus resultierenden Relativbewegungen der Bleche führte zu den gesuchten Verminderungen der Amplituden (siehe Abb. 4.58). Zur Quantifizierung der Verbindungsnachgiebigkeiten unterschiedlicher Fügeverfahren besteht aktuell weiterer Forschungsbedarf und wird deshalb bereits in laufenden wissenschaftlichen Arbeiten aufbauend auf den Untersuchungen von [Bec14*] weiter untersucht. Dennoch hat die Verbindungssteifigkeit und Nietnachgiebigkeit einen signifikanten Einfluss auf das thermisch induzierte Deformationsverhalten der Baugruppe. Um die Prognoseunschärfe in den folgenden Untersuchungen der Prozessbaugruppe in Kapitel 5 zu verkleinern, werden Clinchverbindungen verwendet, die nach [Bec14*] hohe Verbindungssteifigkeiten entsprechend der Schraubverbindungen aufweisen und somit das Deformationsverhalten aufgrund der Fügepunktverkippung nach [Bec14*] nicht signifikant beeinflussen.

4.7.5 Einfluss des Materialverhaltens auf die irreversiblen Bauteildeformationen

Zur Untersuchung weiterer materialspezifischer Effekte im Sinne von plastischen Verformungen und Kriechen wurden die Baugruppen im abgekühlten Zustand mit den Messungen vor der Temperierung verglichen (siehe Analyseverfahren Prozessmessung in Kap. 4.3.1). In Abb. 4.60 ist die Prozessveränderung an einer repräsentativen genieteten Baugruppe dargestellt.

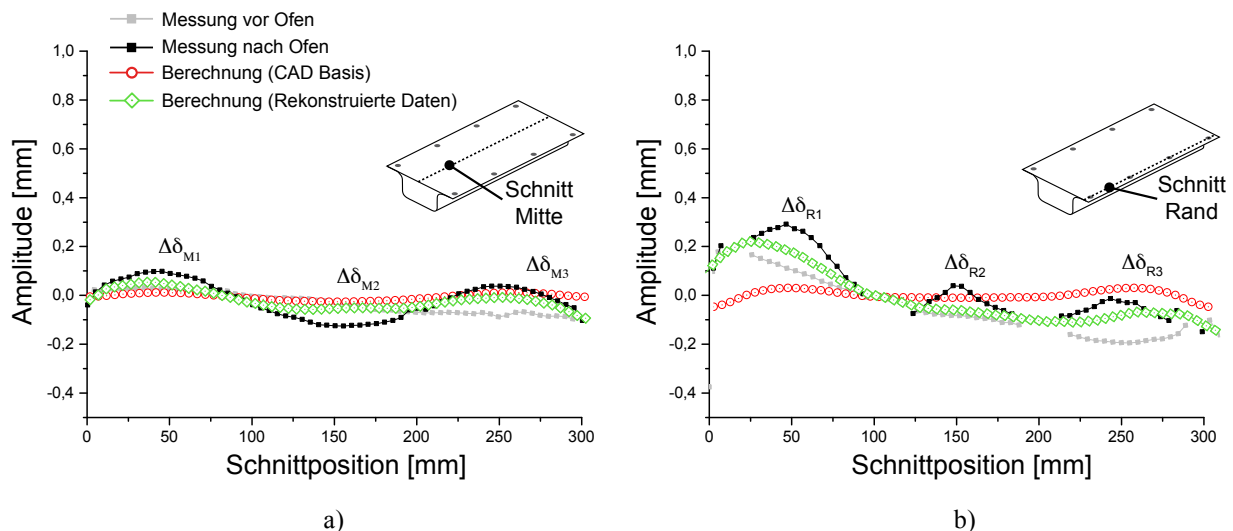


Abb. 4.60: Bleibende Formabweichung der halbhohlstanzgenieteten Baugruppe vor und nach der Temperierung im Versuchsofen
 a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)
 b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65$ mm)

Zusätzlich wurden die berechneten Verformungen auf CAD-Basis sowie mit rekonstruierten Bauteildaten mit den Messergebnissen überlagert. Die Ergebnisse der Prozessmessung zeigten in der

Bauteilmitte als auch im Randbereich der Baugruppe bleibende Formabweichungen auf. Obwohl die Berechnungsergebnisse auf Basis der rekonstruierten Bauteildaten eine detailliertere Abbildung des Deformationsbildes ergaben, sind dennoch Abweichungsdifferenzen mit $\Delta\delta < 0,1$ mm zur temperierten Baugruppe im Randbereich zu verzeichnen ($\Delta\delta_{M1} = 0,05$ mm, $\Delta\delta_{M2} = 0,07$ mm, $\Delta\delta_{M3} = 0,05$ mm, $\Delta\delta_{R1} = 0,08$ mm, $\Delta\delta_{R2} = 0,1$ mm, $\Delta\delta_{R3} = 0,05$ mm). Bei der Betrachtung der Berechnungsergebnisse wird deutlich, dass die höchsten Spannungen oberhalb der Fließgrenze an Bereichen der Fügetechnik im Randbereich der Baugruppe auftraten. Die Asymmetrie der Bauteildeformation resultiert aus der bereits vorhandenen Formabweichung der gefügten Baugruppe vor dem Ofenversuch. Da sich beide Baugruppenvarianten lediglich durch die Steifigkeitsmodellierung der Fügelemente unterscheiden, wurden in den geschraubten Baugruppen größere Formabweichungen erwartet. Dies wird in Abb. 4.61 bestätigt.

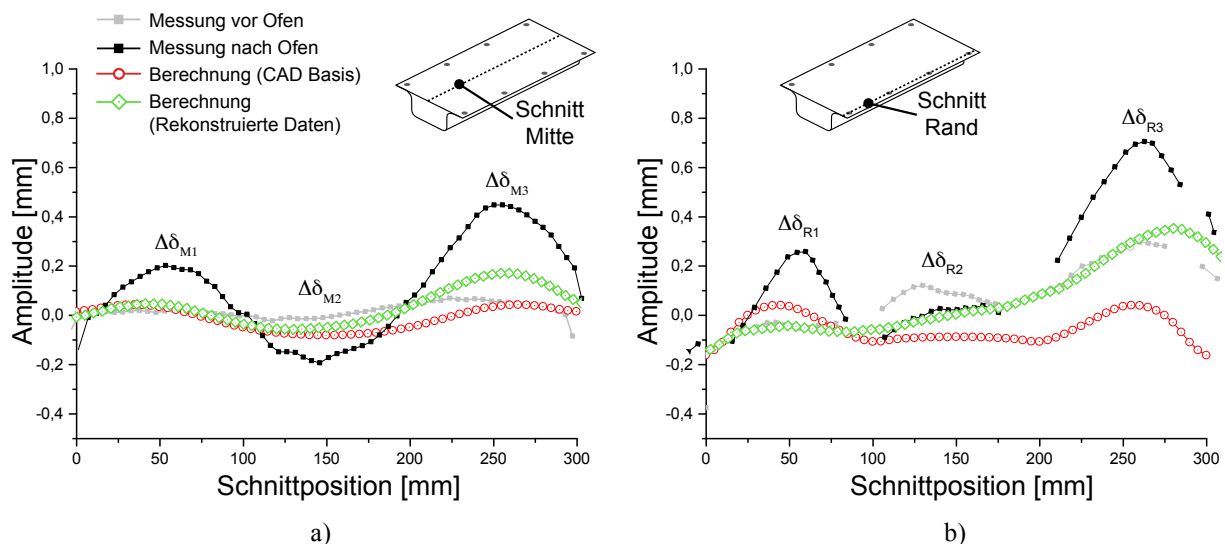


Abb. 4.61: Bleibende Formabweichung der geschraubten Baugruppe nach der Temperierung im Versuchsofen
a) Schnittverlauf in der Bauteilmitte ($y = 0$ mm)
b) Schnittverlauf im Randbereich ($y = 65$ mm)

Die Differenzen der gemessenen und berechneten Formabweichungen in der Bauteilmitte von $\Delta\delta_{M1} = 0,16$ mm, $\Delta\delta_{M2} = 0,14$ mm, $\Delta\delta_{M3} = 0,28$ mm sowie im Randbereich von $\Delta\delta_{R1} = 0,30$ mm, $\Delta\delta_{R2} = 0,34$ mm und $\Delta\delta_{R3} = 0,34$ mm fielen jedoch um den Faktor zwei höher aus. Zwar traten an den Fügebereichen auf Grund der steiferen Modellierung der Schraubverbindungen höhere Schubspannungen auf, jedoch nicht in der Größenordnung der Verursachung der in Abb. 4.61 dargestellten Formabweichung aufgrund plastischer Dehnungen. Vielmehr war das viskoelastische Materialverhalten (Kriechverhalten) der AA6014 Aluminiumlegierung bei Prozesstemperaturen von $\vartheta = 200$ °C sowie der Einfluss der Vorspannung der Schraubverbindungen mit einem Drehmoment von $M_S = 5$ Nm und die daraus resultieren Schubspannungen im Bereich der Verbindungsstellen unbekannt. Aus diesem Grund wurden Dehnungsmessungen mit dem speziell für diese Prozess-

temperaturen entwickelten DMS-Messsystem (siehe Kap.4.2.3) während der Temperierung der Baugruppe durchgeführt. Hierfür wurden zwei Linear-DMS des Typs WK-13-125AD-350 zwischen den Fügeelementen sowie in der Bauteilmitte appliziert (siehe Abb. 4.62 a).

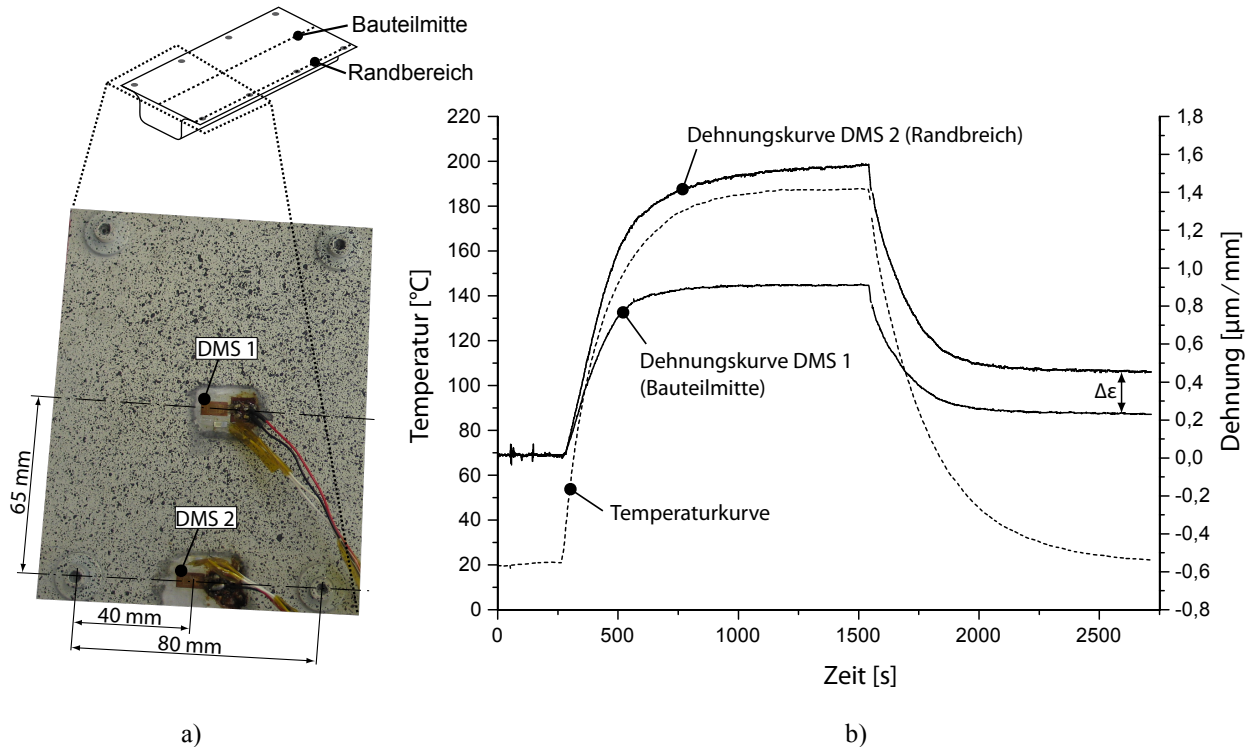


Abb. 4.62: Ermittelte Dehnungen während der Temperierung der Baugruppe „Hutprofil“

- a) Messpositionen der Dehnungsmessstreifen DMS 1 und DMS 2
 b) Temperatur-/ Dehnungs- und Zeit-Diagramm beider DMS-Messstellen

Während der Versuchsdurchführung zeigten beide Messstellen zunehmende Dehnungsbeträge mit steigender Temperatur. Dabei erfuhr der Dehnungsmessstreifen DMS 2 zwischen den Fügepunkten im Randbereich wesentlich höhere Dehnungen von $\varepsilon_{2,max} = 1,55 \mu\text{m}/\text{mm}$ als die Messstelle 1 mit $\varepsilon_{1,max} = 0,9 \mu\text{m}/\text{mm}$. Auffallend ist, dass die Dehnungen der Messstelle 2 trotz konstanter Temperatur im Vergleich zur Messstelle 1 wesentlich stärker zunimmt. Nach Versuchsende wurden am abgekühlten Bauteil bleibende Dehnungen von $\varepsilon_{2,Ende} = 0,45 \mu\text{m}/\text{mm}$ im Randbereich und $\varepsilon_{1,Ende} = 0,23 \mu\text{m}/\text{mm}$ in der Bauteilmitte ermittelt. Werden auf Basis dieser Dehnungswerte die resultierenden Spannungen in Abhängigkeit vom temperaturabhängigen E-Moduls berechnet, so ergeben sich in Abb. 4.63 dargestellten Spannungsbeträge der beiden DMS-Messstellen, die jedoch unterhalb der experimentell ermittelten temperaturabhängigen Fließgrenze (siehe Kap. 4.4) liegen.

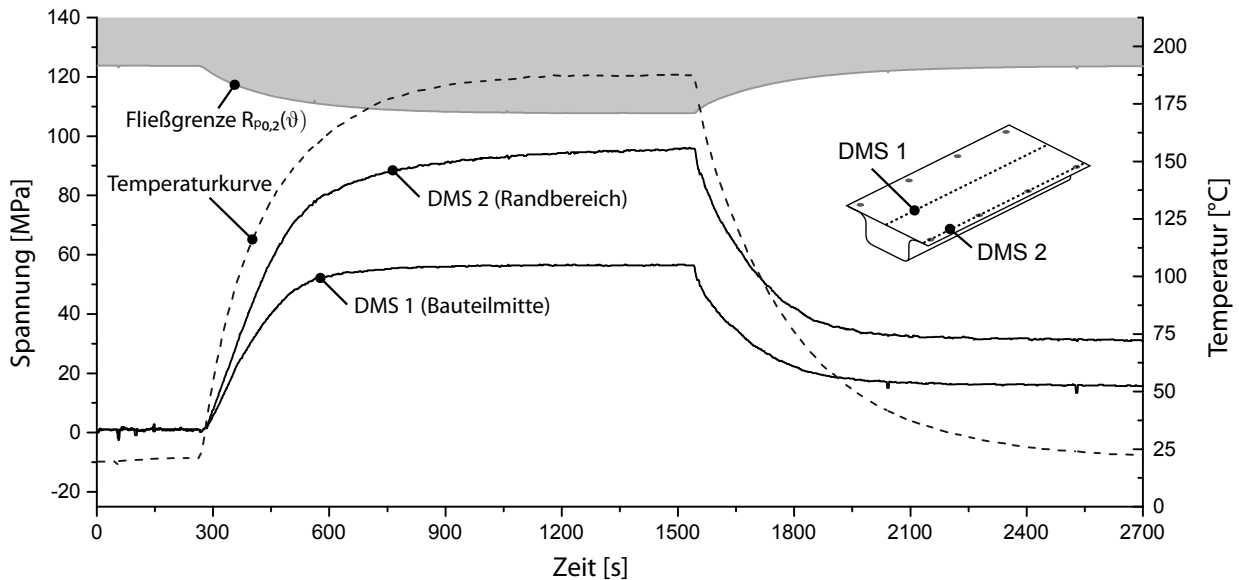


Abb. 4.63: Darstellungen der scheinbaren Oberflächenspannungen an den beiden Messstellen DMS 1 und DMS 2

Die Messungen belegen, dass die irreversiblen Bauteildeformationen nicht ausschließlich auf plastische Dehnungen des Bauteils zurückzuführen sind. Vielmehr lieferten die Messergebnisse Indizien, die auf temperaturbedingtes visko-elastisches Materialverhalten (Relaxieren) der Aluminiumlegierung AA6014 hinweisen und somit zu den gemessenen bleibenden Dehnungen der DMS-Messstellen 1 und 2 führten. Da die irreversiblen Dehnungen an den Messstellen 1 und 2 durch das bisherige Berechnungsmodell nicht abgebildet werden, folgen nun weitere Untersuchungen hinsichtlich der Modellierung der Verbindungstechnik sowie visko-elastische Materialmodellierungen in fortführenden wissenschaftlichen Arbeiten. Zum aktuellen Stand dieser Arbeit muss das visko-elastische Materialverhalten der Aluminiumlegierung im Temperaturbereich zwischen Raumtemperatur (RT) und 200 °C als Fehlerquelle in der numerischen Deformationsberechnung berücksichtigt werden.

4.8 Zusammenfassung und Fazit der Prinzipuntersuchungen

In Kapitel 4 wurden anhand der Baugruppe „Hutprofil“ die Einflussgrößen auf das thermomechanische Deformationsverhalten von Bauteilen während der Lacktrocknung untersucht. Dabei wurde in simulativen Sensitivitätsstudien der Einfluss variierender Produktparameter wie beispielsweise Materialkennwerte und Blechdicken sowie Prozessschwankung in Form von maximalen Temperaturen oder Temperaturgradienten untersucht. Hierbei zeigten bereits die simulativen Studien, dass die numerischen Ersatzmodelle der Fügeverbindungen weitaus größeren Einfluss auf das Deformationsverhalten im Ofen haben als beispielsweise die Temperatur- und Blechdickenschwankungen. Der signifikante Einfluss der Verbindungssteifigkeiten auf das Deformationsverhalten der Baugruppen konnte in den experimentellen Untersuchungen in Kapitel 4 bestätigt werden und führte erwartungsgemäß in der Validierung in Abhängigkeit von der gewählten Verbindungstechnik (Niet- und Schraubenverbindungen) zu unterschiedlichen Übereinstimmungen. Die Berechnungsergebnisse der steifen Schraubenverbindungen zeigten sehr hohe Übereinstimmungen, die mit einem Bestimmtheitsmaß von $B = 0,9935$ nachgewiesen werden konnten. Im Falle des genieteten Hutprofils wurden zwar die Tendenzen sowie das Verformungsbild in Mittel- und Randbereich qualitativ abgebildet, jedoch wurden hier Grenzen der Modellierung hinsichtlich der Verbindungsnachgiebigkeit bzw. der Nietverkippung aufgezeigt. Das erreichte Bestimmtheitsmaß der genieteten Baugruppe betrug $B = 0,84855$ und fiel somit wesentlich geringer als die Schraubverbindung aus. Somit wurde in Kapitel 4 nachgewiesen, dass die vorhandene Berechnungsmethode in Abhängigkeit der eingesetzten Fügeverbindungen das thermomechanische Deformationsverhalten der Baugruppen während der Lacktrocknung hinreichend genau abbildet und zur Untersuchung des thermomechanischen Bauteilverhaltens von Automobilkarosserien eingesetzt werden kann. Darüberhinaus können mit Hilfe des entwickelten experimentellen Versuchsaufbaus in Kapitel 4.6 sowie der weiterentwickelten Dehnungsmesstechnik in Kapitel 4.2.3 weitere Fügeverbindungen in experimentellen Versuchen charakterisiert und die entwickelten numerischen Ersatzmodelle der Fügeverbindungen anhand der erarbeiteten Evaluierungsmethoden in Kapitel 4.3 eindeutig validiert werden.

Im Hinblick auf die Prognose der bleibenden Formabweichungen nach thermischen Prozessen zeigten die durchgeführten DMS-Messungen auch die Notwendigkeit weiterführender Untersuchungen des irreversiblen viskoelastischen Materialverhaltens von Aluminiumlegierungen auf. Denn nur mit der Kenntnis des viskoelastischen Materialverhaltens und der Implementierung geeigneter Materialmodelle zur Beschreibung von Kriech- respektive Relaxationseffekten in die thermomechanische Prozesssimulation sind Prognosen der bleibenden Formabweichungen in Abhängigkeit des vorhandenen Spannungsniveaus aussagekräftig. Neben den klebstoffbedingten

Verzügen und bleibenden Formabweichungen aufgrund plastischer Formänderungen stellt das viskoelastische Materialverhalten eine weitere noch nicht vollständig untersuchte Einflussgröße zur Vorhersage von irreversiblen Formabweichungen nach der Lacktrocknung von Bauteilen aus Aluminiumfeinblechen dar.

Da nun die Haupteinflussgrößen auf das thermomechanische Deformationsverhalten der „spannungsfreien“ Baugruppe „Hutprofil“ im Ofen eindeutig ermittelt wurden, wird in den folgenden Untersuchungen in Kapitel 5 anhand der „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“ der Einfluss vorgelagerter Fertigungsschritte und die daraus resultierenden Bauteileigenschaften auf die bleibenden Formabweichungen nach dem Ofendurchlauf untersucht. Um die Unschärfen der Berechnungsmethode bezüglich der Verbindungsnachgiebigkeiten und des viskoelastischen Materialverhaltens zu minimieren, werden die vorgelagerten Prozesseinflussgrößen anhand einer Baugruppe mit Clinchverbindungen ausgeführt, die nach [Bec14*] vergleichsweise hohe Verbindungssteifigkeiten analog der Schraubenverbindungen aufweisen (siehe .

5 Ermittlung von Einflussgrößen aus vorgelagerten Fertigungsschritten

In diesem Kapitel werden anhand experimenteller Untersuchungen an einer Prozessbaugruppe in Anlehnung an eine Frontklappe vorgelagerte fertigungsbedingte Einflussgrößen und deren Auswirkungen auf die resultierende Produktveränderungen hinsichtlich der bleibenden Formabweichungen nach der Lacktrocknung bewertet. Mit Hilfe der Untersuchungen wird anschließend eine Auswahl signifikanter Einflussparameter getroffen, um eine realitätsnahe Abbildung im Rahmen der Simulationsvalidierung in Kapitel 5.4 zu erzielen.

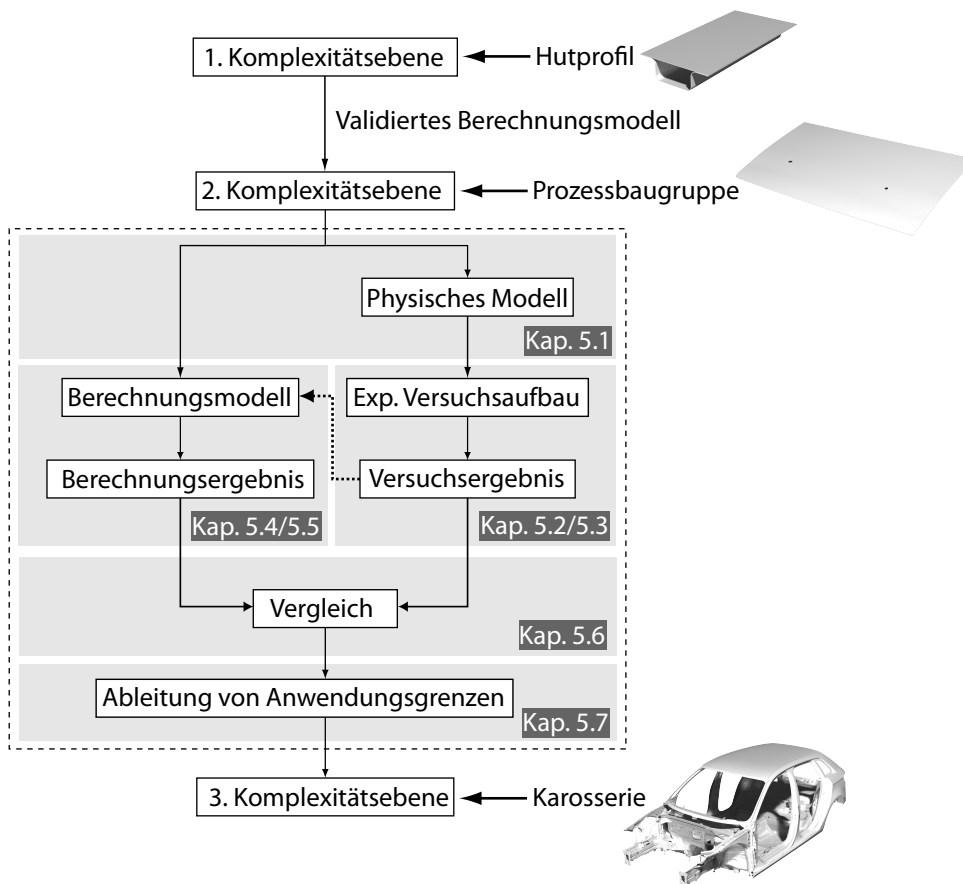


Abb. 5.1: Darstellung der Inhalte des Kapitels 5 in prinzipieller Übersicht

In diesem Kapitel werden die Versuchsbaugruppe sowie deren fertigungsbedingten Variationsparameter vorgestellt und die sich einstellenden Produktveränderungen anhand von durchgängigen Prozessmessungen entlang der Fertigungskette systematisch ermittelt. Auf Basis dieser experimentellen Untersuchungen sollen Wechselwirkungen vorgelagerter Fertigungsschritte auf das thermomechanische Bauteilverhalten während der Lacktrocknung ermittelt werden und in Form einer Prozesskettensimulation in der numerischen Deformationsanalyse berücksichtigt werden.

5.1 Modellbildung der „Prozessbaugruppe“

Die experimentellen Untersuchungen zur Bewertung der fertigungsbedingten Einflussgrößen basieren auf der von [Eck12] entwickelten „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“. Nach Eckert idealisiert die vorgeschlagene Baugruppe die wichtigsten Merkmale von Anbauteilen (Frontklappen, Türen und Heckklappen) und bietet zudem die Möglichkeit, gezielt und reproduzierbar Prozess- und Produktparameter zu variieren und entsprechend der industriellen Praxis durchgängig messtechnisch zu erfassen. Die Umsetzung der „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“ erfolgte in Anlehnung an eine reale Frontklappe in Aluminiumblechbauweise [Ska09]. Durch die Variation des Beschnitts und der Kombination der Verstärkungsteile (einfach und geteilt) können Innengruppen mit unterschiedlicher Geometrie und Steifigkeiten hergestellt werden (siehe Abb. 9.14 im Anhang). Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Baugruppenvariante bestehend aus drei Einzelteilen entsprechend Abb. 5.2 gewählt.

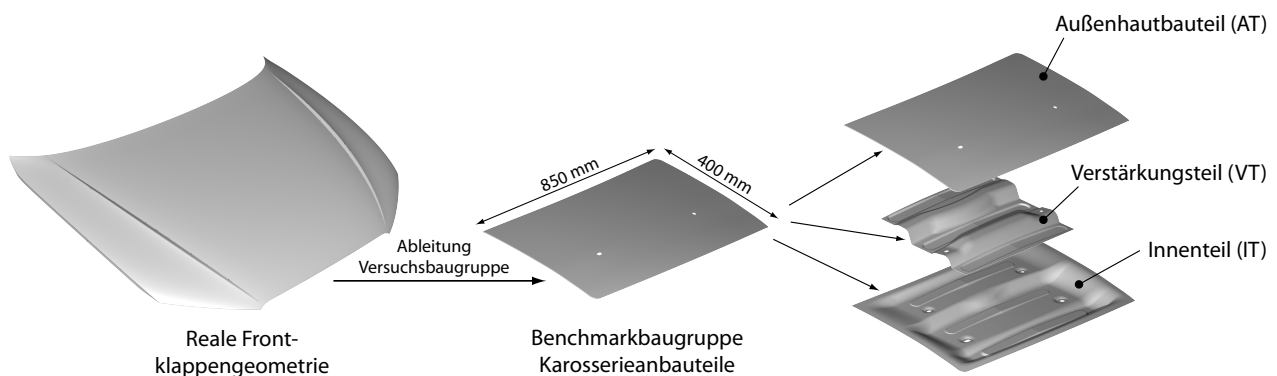


Abb. 5.2: „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“ nach [Eck12] bestehend aus den drei Blechbauteilen: Außenhautbauteil (AT), Verstärkungsteil (VT) und Innenteil (IT)

Das Innenteil (IT) mit einer Blechdicke von $s_{IT} = 1,0$ mm und das Verstärkungsteil (VT) mit einer Blechdicke von $s_{VT} = 1,5$ mm können mittels mechanischer Verbindungstechnik in Form von Halbhohl- und Vollstanznieten sowie Clinchen gefügt werden. Die gefügte Innengruppe (IG) wird durch ein gefalztes Außenteil (AT) mit einer Blechdicke von $s_{AT} = 1,04$ mm zur Baugruppe (BG) komplettiert. Weitere Möglichkeiten in der Gestaltung der Außenhautbeplankung hinsichtlich Geometrievarianten und unterschiedlichen Einzelteilabstreckungen wurden detailliert in [Pol10*, Tem11b*] untersucht und in der konstruktiven Gestaltung des Umformwerkzeuges des Außenhautbauteiles umgesetzt.

5.2 Versuchsaufbau und Fertigungsprozesskette

Die Herstellung der Einzelteile (Außenteil (AT), Innenteil (IT) und Verstärkungsteil (VT)) erfolgte auf einer hydraulischen 1600 Tonnen Presse des Typs EHP der Firma Umformtechnik Erfurt am

Fraunhofer Institut IWU in Chemnitz. Die tiefgezogenen Einzelteile wurden anschließend mittels Laserbeschnitt zur gewünschten Endkontur gefertigt. Die Bauteilkante des Außenteils wird zusätzlich mit einem Bauteilinnenradius von $r_{innen} = 1 \text{ mm}$ auf ca. 90° abgestellt [Eck12]. Eine Übersicht der hierbei realisierten Fertigungsprozesskette der Baugruppe ist in Abb. 5.3 dargestellt.

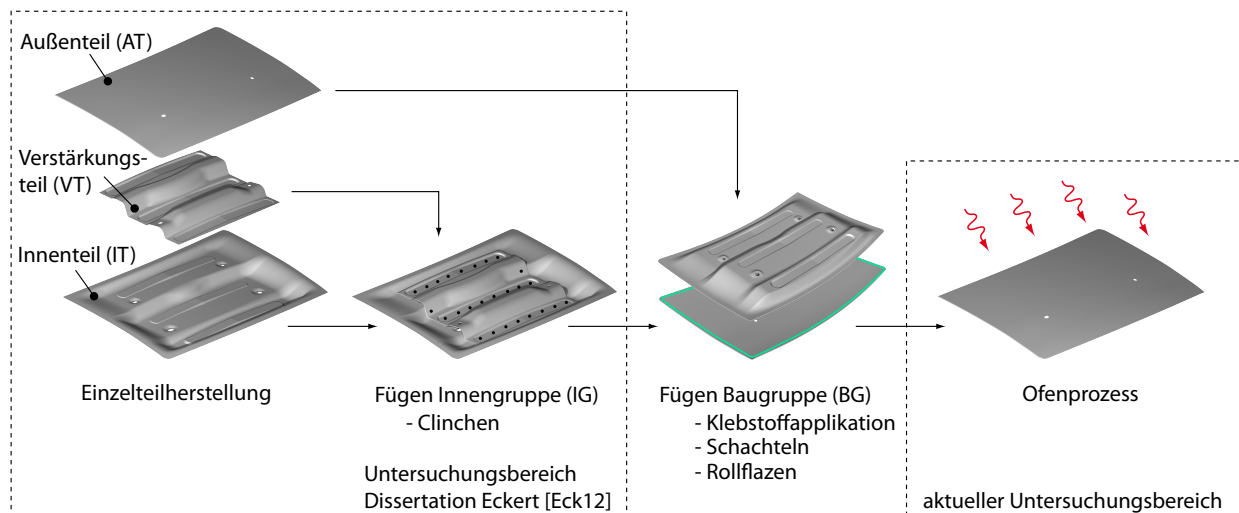


Abb. 5.3: Fertigungsprozesskette der „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“ nach [Eck12] und Abgrenzung der Untersuchungsbereiche

Die beschnittenen Innen- und Verstärkungsteile können nach [Eck12] in einer Spann- und Fügevorrichtung an bis zu 26 Fügepunkten durch Clinchen oder Halbhohl- und Vollstanznieten gefügt werden. Die Fügeoperation wurde hierbei durch eine robotergesteuerte C-Bügelzange der Firma Eckold (ABB-Industrieroboter Typ IRB 6600 M2400) ausgeführt. Die verwendete Spann- und Fügevorrichtung ermöglicht es dabei, die jeweiligen Einzelteile und Untergruppen über vorgegebene Stifte nach RPS-Systematik reproduzierbar aufzunehmen und zu spannen (siehe Abb. 5.7).

Die Falzklebung erfolgte durch Einlegen der abgestellten Außenteile in das Falzbett. Die Aufnahme des Außenteils erfolgte hierbei durch die Formkontur des Falzbettes selbst sowie durch RPS-Stifte im Falzbett, sodass eine reproduzierbare Klebstoffapplikation und Positionierung von Innen- zu Außenteil erfolgen konnte. Die Klebung erfolgte durch den Falzklebstoff Terokal 8026 auf Basis eines Epoxid/PVC-Polymerblends der Firma Henkel [Hen14]. Für die Applikationsart wurde anstelle eines Raupenauftrages ein Wirbelauftrag mittels Swirldüse analog aktueller Serienprozesse ausgewählt. Die Kombination einer beheizbaren Dosieranlage mit einem Industrieroboter der Firma ABB ermöglichte eine Applikation unterschiedlicher Klebstoffmengen durch Änderung der Düsenrotation und der Verfahrensgeschwindigkeit des Roboters.

Nach erfolgtem Klebstoffauftrag in der Falzvorrichtung wurde die Innengruppe eingelegt, der Niederhalter durch einen Industrieroboter der Firma KUKA des Typs KR-150 positioniert und durch

schließen der pneumatischen Spanner mit Kraft beaufschlagt. Der Rollfalzkopf wurde ebenfalls durch den Industrieroboter KR-150 geführt.

Die Temperierung der Baugruppe erfolgte in einem Heißluftofen des Typs VTL der Firma Vötsch Industrietechnik. In Anlehnung der experimentellen Versuche der Baugruppe „Hutprofil“ (siehe Kapitel 4.6.1) wurde der Ofen mit einem Borosilikatglas (Einfachverglasung BOROFLOAT®) zur in-situ Verformungsmessung mit dem Messsystem PONTOS der Firma GOM modifiziert. Da zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung der Versuchsofen noch nicht zur Verfügung stand, wurden die experimentellen Untersuchungen (siehe Versuchsplan in Abb. 9.16 im Anhang) mit einer Doppelklimaprüfkammer der Firma FEUTRON (Typ 3631/16) durchgeführt. Das erzielte Temperaturfeld ist anhand ausgewählter Temperatursensoren in Abb. 5.4 dargestellt.

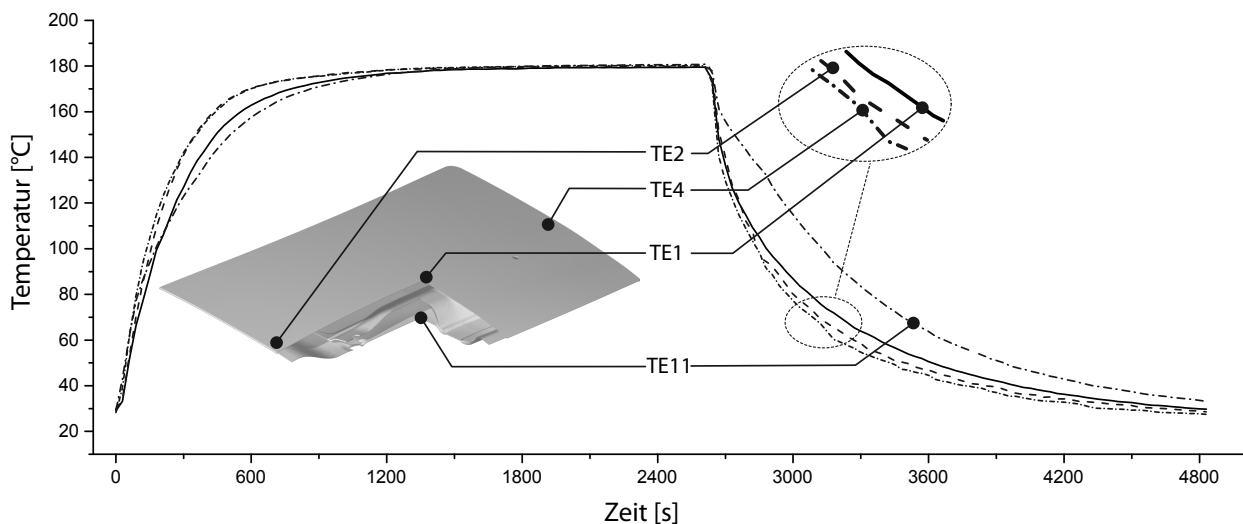


Abb. 5.4: Ermittelte Objekttemperaturen der Baugruppe in der Klimakammer

Nach jedem Fertigungsschritt wird die Baugruppe zur Erfassung der aktuellen Maßhaltigkeits-situation optisch vermessen. Die Bauteilaufnahme in der Messvorrichtung ist dabei nach [Eck12] an den Anbau einer Frontklappe an die Fahrzeugstruktur angelehnt (Befestigung u.a. über Fanghaken und Scharniere) und wird in z-Richtung mit vier Spannern entsprechend Abb. 5.5 realisiert. Die Positionierung der Baugruppe erfolgt hierbei durch Stifte, wobei die Innengruppe durch ein Rundloch entsprechend RPS 1 in xy-Richtung sowie durch ein Langloch RPS 2 in x-Richtung fixiert wird (RPS-Systematik siehe Kapitel 2.2.1). Fertigungsbedingte Abweichungen der Bauteilaufgaben der Spann- und Messvorrichtung von der Soll-Position können mit Hilfe von Abstimmplatten (Schims) korrigiert werden [Eck12].

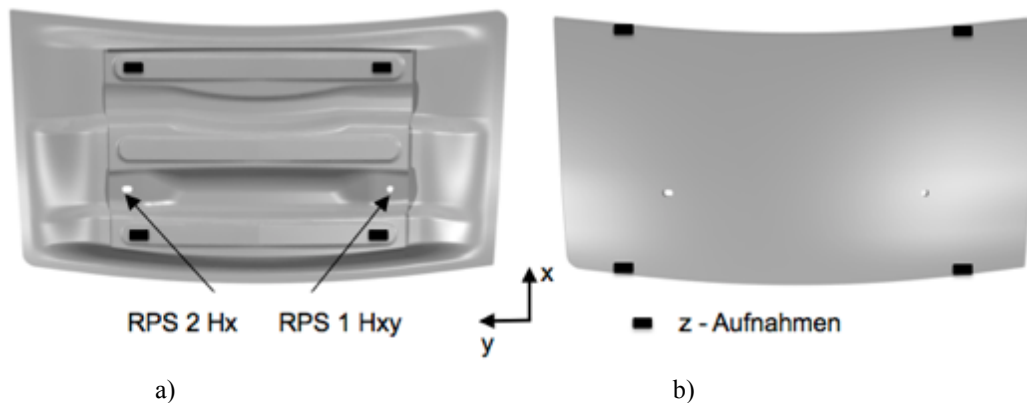


Abb. 5.5: Erfassung der globalen Formabweichung nach RPS-Systematik

a) RPS-Aufnahmepunkte der Innengruppe (IG)

b) RPS-Aufnahmepunkte der gesamten Baugruppe (BG)

Die Bewertung der Formabweichung der jeweiligen Fertigungsstufen wurde mittels Oberflächendigitalisierung durch einen Streifenlichtprojektor ATOS TRIPLE SCAN der Firma GOM erfasst [Gom14e]. Die Ausrichtung der Bauteile erfolgte analog der in Abb. 5.5 dargestellten RPS-Systematik. Die Messaufnahmen der Innengruppe (IG) und der gefalzten Baugruppe (BG) unterscheiden sich in der Anordnung der z-Aufnahmen (siehe Abb. 5.5 a und b). Die Hauptausrichtung in x- und y-Richtung der gesamten Baugruppe erfolgte über die x- und y-Aufnahme der Innengruppe.

Auf Basis der beschriebenen Fertigungsschritte und Versuchsrandbedingungen (Temperaturfeld, Bauteilaufnahme) werden im folgenden die Parameterstudien in den experimentellen Untersuchungen zur Ermittlung der Wechselwirkungen vorgelagerter Fertigungsschritte auf die thermo-mechanische Bauteildeformation während der Lacktrocknung durchgeführt.

5.3 Experimentelle Untersuchungen zur Bewertung vorgelagerter Prozesseinflussgrößen

Ziel der im folgenden dargestellten experimentellen Untersuchungen bildet die Ermittlung und Gewichtung von Einflussgrößen vorgelagerter Fertigungsschritte auf das Deformationsverhalten der Prozessbaugruppe im Ofenprozess. In den folgenden Abschnitten werden daher die Parameterauswahl, die Auswertungsmethodik sowie die Untersuchungsergebnisse dargestellt.

5.3.1 Auswahl der Fertigungsprozessparameter

Die Baugruppe bietet neben der Realisierung unterschiedlicher Geometrievarianten (Modifikation der Bauteilsteifigkeit) auch die Variationsmöglichkeiten von Produkt- und Prozessparametern in jeden einzelnen Fertigungsschritt (siehe Abb. 9.15 im Anhang) [Eck12]. Für die Bauteilversuche im Ofenprozess wurden für diese Arbeit aus der Vielzahl möglicher Kombinationen entlang der

Fertigungsprozesskette zwei Varianten der Innengruppe (V2.1 und V2.2) sowie zwei unterschiedliche Varianten der Klebstoffapplikation (V3.1, V3.2, V3.3) ausgewählt und in einem experimentellen Versuchsplan (siehe Abb. 9.16 im Anhang) in Bezug auf die bleibenden Formabweichungen nach dem erfolgten Ofendurchlauf erstmalig systematisch untersucht.

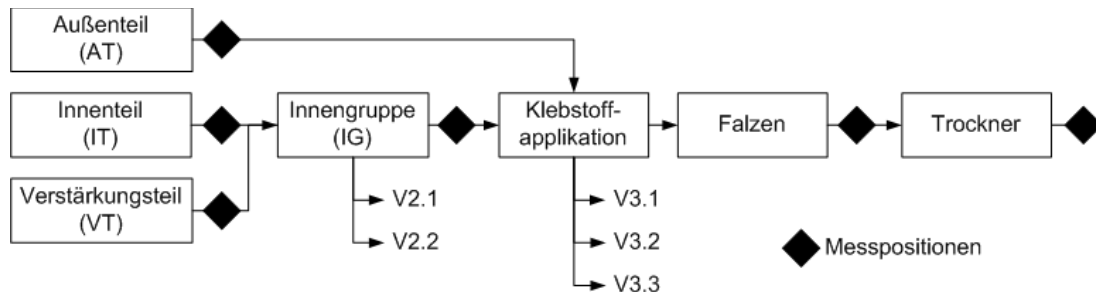
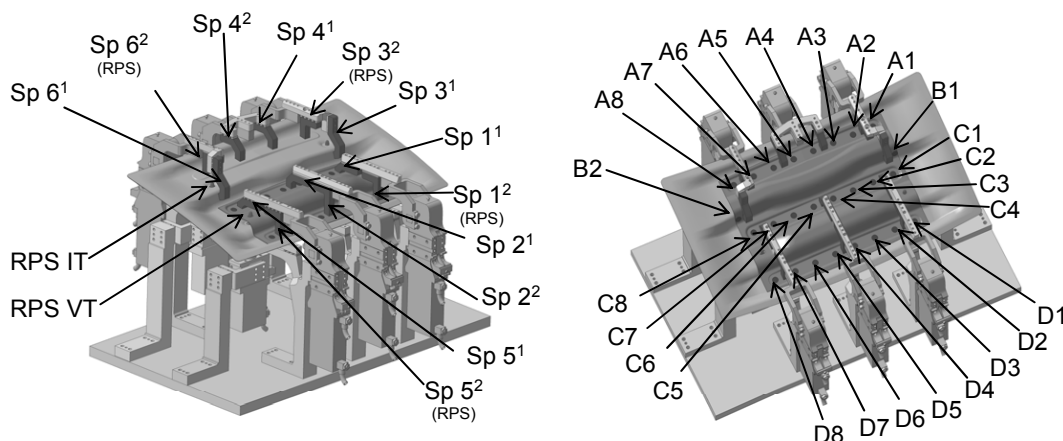


Abb. 5.6: Parameterauswahl und Baugruppenvarianten zur Untersuchung der Bauteildeformation im Ofenprozess

Alle weiteren Fertigungsprozessstufen (Einzelteilherstellung, Falzen und Trocknungsprozess) wurden mit konstanten Prozessparametern belegt und in Kap. 5.3.3 am Beispiel der Referenzbaugruppe erläutert. Die dargestellten Prozessmessungen (Rauten) werden in den folgenden Absätzen mit „ET“ (nach Einzelteilherstellung), „IG“ (nach geclinchter Innengruppe), „vor Ofen“ (nach gefalzter Baugruppe) und „nach Ofen“ bezeichnet. Im Folgenden werden die jeweiligen Varianten der unterschiedlichen Innengruppen und Klebstoffmengen detailliert beschrieben.

Varianten der gefügten Innengruppen (V2.1, V2.2)

Da gerade die Fügepunkte B1 und B2 in Abb. 5.7 zu einer Verspannung der Innengruppe aufgrund Einzelteilrückfederungen und Beschnitttoleranzen führten, beeinflussten die Fügepunkte B1 und B2 sowohl die Gesamtsteifigkeit als auch die resultierende Formabweichung der Innengruppe aufgrund der unterschiedlichen starken Verspannung der Innengruppe (IG). Die Spannreihen- und Fügefolgen blieben bei beiden Varianten entsprechend Abb. 5.7 unverändert.



Fügefolge: B1/B2/D1/D8/A1/A2/A4/A5/A6/A7/C1/C2/C3/C4/C5/C6/C7/C8/D2/D3/D4/D5/D6/D7

Abb. 5.7: Spannsituation und Fügefolgen der Innengruppe [Eck12]

Die Varianten der geclinchten Innengruppen in V2.1 unterscheiden sich dabei durch den Entfall der Fügepunkte B1 und B2 in der Variante V2.2. Dadurch wurden vor allem unterschiedliche Baugruppenvarianten erzeugt, die sich vor allem in den Spannungszuständen der gefügten und „verspannten“ Baugruppevariante V2.1 gegenüber der „spannungsverminderten“ Innengruppenvariante V2.2 unterscheiden. Im Fokus folgenden experimentellen Untersuchungen im Versuchsofen stehen die Auswirkungen der unterschiedlich induzierten Spannungen bei Fügen der Innengruppen auf die resultierende Formabweichung nach dem Ofendurchlauf. Auf Basis dieser Untersuchungen soll der Einfluss von maßlichen Vorhaltungen in Fügevorrichtungen von Anbauteilen auf die bleibenden Formabweichungen nach der Lacktrocknung untersucht werden.

Variation der Klebstoffmenge (V3.1, V3.2, V3.3)

Anhand der Variation der Klebstoffmenge soll der Einfluss von fertigungsbedingten Schwankungen der Klebstoffmenge (besonders in der Prototypenphase aufgrund von manuellen Arbeitsschritten möglich) auf die bleibende Formabweichung der Prozessbaugruppe nach dem Ofendurchlauf ermittelt werden. Der Unterschied der Varianten V3.1 und V3.2 im Fertigungsschritt Kleben (siehe Abb. 5.6) besteht hierbei in der Variation der Menge des applizierten Klebstoffes Terokal 8026. Durch die Änderung der Verfahrensgeschwindigkeit des Roboters sowie die Umdrehungsgeschwindigkeit der Swirldüse werden entsprechend Tab. 5.1 zwei Varianten generiert.

Tab. 5.1: Klebstoffapplikationsparameter

Variante	Geschw.	Umdrehung	Applikation
V3.1 (normal)	75 %	1900/min	0,2 x 18 mm (130%)
V3.2 (reduziert)	100 %	1300/min	0,2 x 14 mm (100%)
V3.3		ohne Klebstoff	

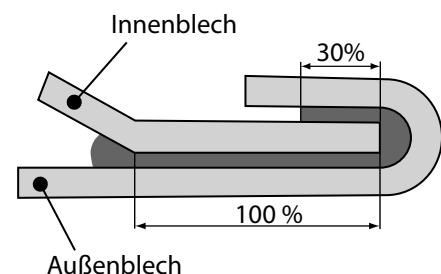


Abb. 5.8: Falzverklebung nach [PV2047]

Die Applikationsvariante V3.1 bildet den Ausgangszustand und gewährleistet eine 130%-Verklebung mit einer mittleren Nahtbreite von $\bar{b} = 18$ mm auf dem Bauteilflansch entsprechend der VW-Norm [PV2047] (siehe Abb. 5.8). Aufgrund der verminderten Klebstoffmenge führt die Variante V3.2 zu einer 100 %-Verklebung bei einer mittleren Nahtbreite von $\bar{b} = 14$ mm. Die Variante V3.3 wird komplett ohne Klebstoff ausgeführt. Durch den Entfall des Klebstoffes kann das thermomechanische Bauteilverhalten der „verspannten“ Innengruppe ohne die Wechselwirkung der Klebstoffe im Ofen untersucht werden.

5.3.2 Auswertungsmethodik zur Bewertung der Formabweichungen

Die Versuchsauswertung erfolgt mittels Oberflächendigitalisierung in der Messvorrichtung (siehe Abb. 5.5) und folgt der in Kap. 4.3.1 beschriebenen Auswertungsmethodik von Oberflächendaten. Die Definition der Messpunkte erfolgt anhand eines Schnittverlaufes entlang der Außenkontur sowie durch parallele Schnitte zur xz-Ebene. Die Messpunkte der Außenkontur werden mit einem Abstand von $a = 5 \text{ mm}$ zur umlaufenden Kante und einem äquidistanten Punktabstand von $\Delta w = 10 \text{ mm}$ erzeugt (siehe Abb. 5.9). Die Punktabstände der ebenen Schnittverläufe folgen dem gleichen Muster von $\Delta w = 10 \text{ mm}$. Die Schnittdefinition, die Auswertung der Messergebnisse erfolgt mit der Software RAPIDFORM VERIFY (XOV).

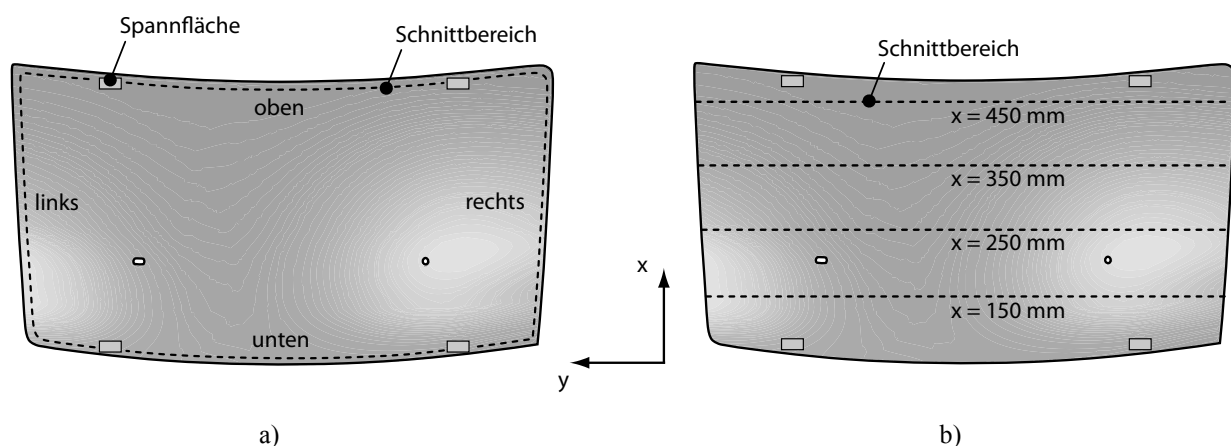


Abb. 5.9: Definition der Messbereiche entlang der Außenkontur und Schnittpositionen im Bauteilbereich
 a) Definition der Messbereiche entlang der Außenkontur (Offset mit 5mm zur Bauteilkante)
 b) Definition der Messbereiche anhand der Schnittverläufe in x-Richtung
 (äquidistanter Punktabstand $\Delta w = 10 \text{ mm}$)

Neben den Schnittverläufen wird eine weitere Bewertungsgröße R1 als Indikator der globalen Formabweichung eingeführt:

$$R1 = \sum_{i=0}^n |u_{n0,i}| - \sum_{i=0}^n |u_{v0,i}| \quad (5.1)$$

Hierbei wird die Bauteiloberfläche mit 962 Messpunkten mit einem äquidistanten Punktabstand von $\Delta w = 5 \text{ mm}$ belegt. Der Indikator R1 wird anschließend aus der Summe des Betrages der Messpunktabweichungen $u_{v0,i}$ vor dem Ofen und $u_{n0,i}$ nach dem Ofen gebildet.

5.3.3 Prozessveränderung der Referenzbaugruppe

Die Referenzbaugruppe besteht aus einer geclinchten Innengruppe der Variante V2.1 (mit B-Reihe) und einer 130%-Verklebung der Variante V3.1. Die Temperierung der Baugruppe erfolgte entsprechend des in Abb. 5.4 dargestellten Temperaturprofils.

Neben der Ergebnisdarstellung anhand von Schnittverläufen werden ergänzend Histogramme auf Basis der 962 Flächenpunkte (resultierend aus den in Abb. 5.9 dargestellten Messbereichen mit einem äquidistanten Messpunktabstand von 10 mm) bei einer Klassenbreite von $k_b = 0,1$ mm zur Darstellung der globalen Prozessveränderungen erzeugt (siehe Abb. 5.10).

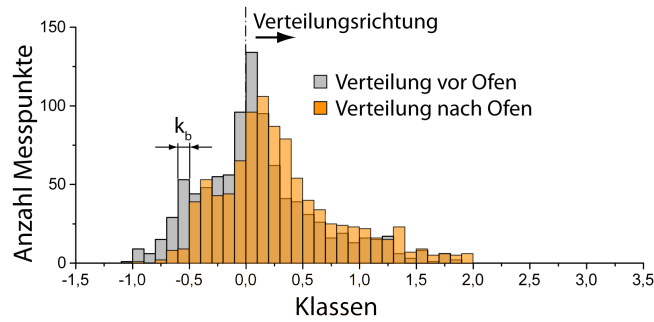


Abb. 5.10: Globale Formabweichung der Referenzbaugruppe in Histogrammdarstellung

Das Histogramm zeigt eine globale Verschiebung der temperierten Baugruppe hin zu stärkeren Formabweichungen in positiver Richtung. Dieser Trend spiegelt den Schnittverlauf in Abb. 5.11 wieder. „B-Reihe“ in der Bildagenda besagt, dass die verspannte Baugruppenvariante V2.1 mit den Fügepunkten der B-Reihe in Abb. 5.7 gefügt wurde.

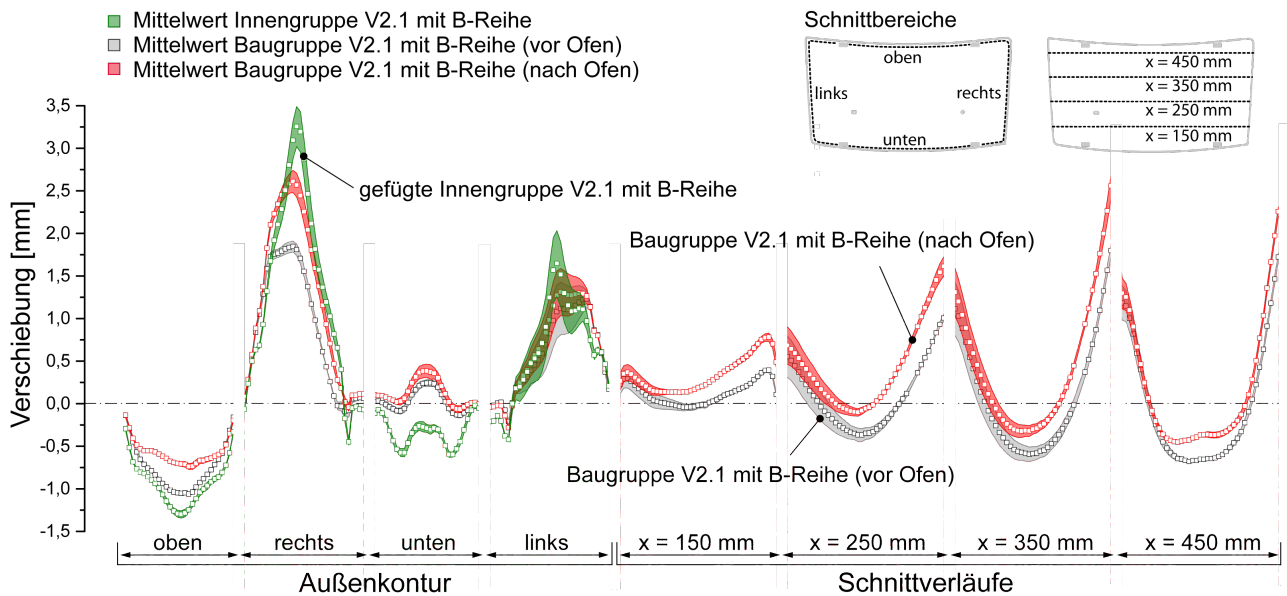


Abb. 5.11: Formabweichung der Referenzbaugruppe entlang der Außenkontur (links) und den Schnittverläufen (rechts) gemäß der dargestellten Skizze

Dabei werden neben der Formabweichung der Referenzbaugruppe vor und nach dem Ofenprozess auch die Formabweichungen der Innengruppe dargestellt. Die Positionen der Außenkontur-Messpunkte werden hierbei auf den Flansch der Innengruppe projiziert, um die maßlichen Änderungen der Innengruppen, der gefalteten Baugruppen vor dem Ofen und nach dem Ofen, in einer Darstellung

zu zeigen. Die Versuchsergebnisse zeigten, dass Formabweichungen der Baugruppe maßgeblich von den Formabweichungen der wesentlich steiferen Innengruppe aufgezwungen wurden. Zwar wurden die maximalen Abweichungen der Innengruppe von $u_{\max,IG} = 3,4$ mm und $u_{\min,IG} = -1,45$ mm durch die Falzoperation auf $u_{\max,BgvO} = 1,83$ mm und $u_{\min,BgvO} = -1,08$ mm gemindert, die formgebende Gestalt der Innengruppe war jedoch klar erkennbar. Lediglich der Bereich „unten“ der Außenkontur wurde in der gefalzten Baugruppe nicht so ausgeprägt wiedergegeben. Nach dem Ofenprozess zeigten sich eine durchgehende Verstärkung der Baugruppe zu stärkeren positiven Formabweichungen mit $u_{\max,BgnO} = 2,51$ mm und $u_{\min,BgnO} = -0,74$ mm. Mit Ausnahme des Bereiches „oben“ der Außenkontur folgten alle anderen Bereiche der bereits eingebrachten Vorzugsrichtung und verstärken diese. Eine signifikante Zunahme des Streubandes nach der Temperierung war der Auswertung nicht zu entnehmen.

5.3.4 Einfluss der Klebstoffmenge

Zunächst wurde der Einfluss der Klebstoffmenge auf die bleibende Formabweichung nach dem Ofendurchlauf auf Basis der Innengruppenvariante V2.1 untersucht. Die Ergebnisse der Prozessveränderungen werden in Abb. 5.12 anhand von Histogrammen der gemittelten Flächenpunktabweichungen über jeweils drei Baugruppen vor und nach dem Ofendurchlauf veranschaulicht.

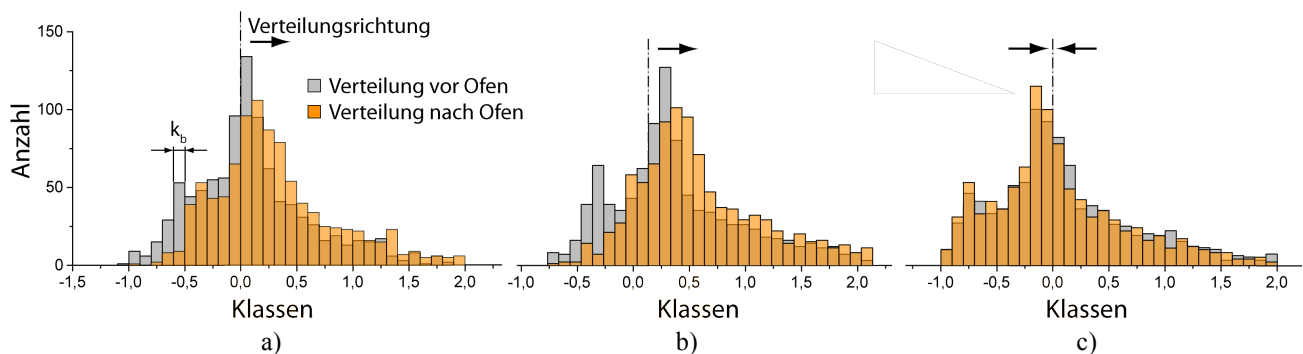


Abb. 5.12: Histogramme der gemittelten Prozessveränderung der Baugruppen mit unterschiedlichen Klebstoffkonfigurationen (V3.1, V3.2, V3.3)
a) Histogramme der Referenzbaugruppe (V3.1)
b) Histogramme der klebstoffreduzierten Baugruppe (V3.2)
c) Histogramme der Baugruppe ohne Klebstoff (V3.3)

Zeigten die Baugruppen mit 130 %-Verklebung (V3.1) und reduzierter Klebstoffmenge (V3.2) eine globale Verschiebung zu höheren positiven Abweichungen, zeigte die Baugruppe ohne Klebstoff ein Verhalten mit reduziertem Verzug auf, was durch den Punkteanstieg der Klassen bzw. Verdichtung um die Nulllage herum zu erkennen war (siehe Abb. 5.12). Die Histogramme zeigen jedoch unterschiedliche Verteilungen im Ausgangszustand (vor Ofen) auf. Somit liegen bereits vor den

Ofenversuchen unterschiedliche Formabweichungen der jeweiligen Baugruppenvarianten vor. Aus diesem Grund werden die Kontur- und Schnittverläufe der drei Baugruppen in Abb. 5.13 visualisiert.

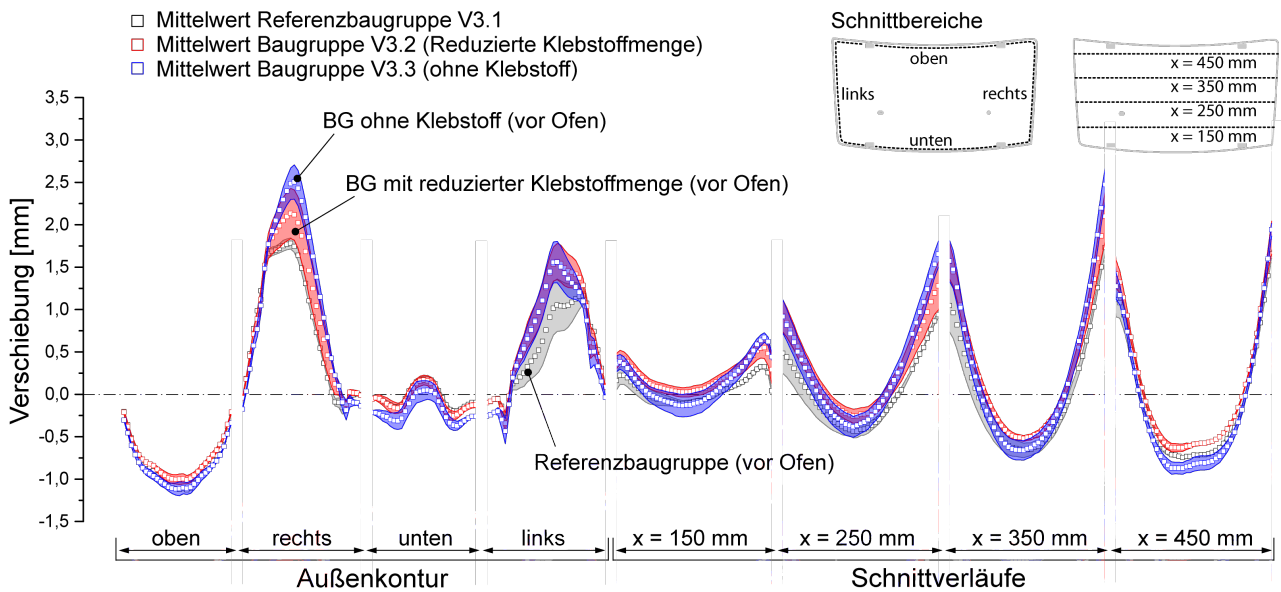


Abb. 5.13: Vergleich der Klebstoffvarianten V3.1, V3.2 und V3.3 vor dem Ofenprozess

Der direkte Vergleich der Maßabweichungen der Baugruppen (vor Ofen) zeigte, dass Variante V3.3 ohne Klebstoff die größten Abweichungen um die Nulllinie aufwies. Die maximalen Differenzen betragen im Bereich „rechts“ $\Delta u_{\max} = 0,72$ mm und im Bereich „links“ der Außenkontur $\Delta u_{\max} = 0,52$ mm. Die klebstoffreduzierte Baugruppe V3.2 zeigte die größten Streuungen im Bereich „rechts“ und die Referenzbaugruppe V3.1 hingegen im Bereich „links“ auf, wobei die Streuungen bereits aus der Streuung der Innengruppen resultierten (siehe Abb. 5.11). Die Betrachtung der resultierenden Prozessveränderungen in Abb. 5.14 zeigte die größten Veränderungen in den Bereichen „oben“ und „rechts“ der Außenkontur auf.

Die Berechnung der Prozessveränderungen (vor und nach Ofen) wird aus der Differenz der Mittelwerte der drei Baugruppen mit je drei Wiederholungen gebildet (siehe Abb. 5.14). Die stärksten Prozessveränderungen zeigte die Referenzbaugruppe mit $\Delta u_{\max} = 0,49$ mm im Bereich „oben“ und $\Delta u_{\max} = 0,49$ mm im Bereich „rechts“. Die Variante V3.2 mit reduzierter Klebstoffmenge wies generell geringere Veränderungen mit $\Delta u_{\max} = 0,06$ mm („oben“) aus, wobei die Veränderungen im Bereich „rechts“ mit $\Delta u_{\max} = 0,69$ mm aus der vorhandenen Streuung von $\Delta s_{\max} = 0,32$ mm im Ausgangszustand zu erklären waren. Die Prozessveränderungen der Baugruppe ohne Klebstoff V3.3 wiesen ebenfalls kontinuierliche Veränderungen von $\Delta u_{\max} = 0,29$ mm („oben“) und $\Delta u_{\max} = 0,32$ mm („rechts“) auf. In der differenzierten Betrachtung hinsichtlich der Verzugsrichtungen der Prozessveränderungen in Abb. 5.15 der Referenzbaugruppe (V3.1) und in Abb. 5.16 der Baugruppe ohne Klebstoff (V3.3) werden die unterschiedlichen Richtungen des Verzuges deutlich.

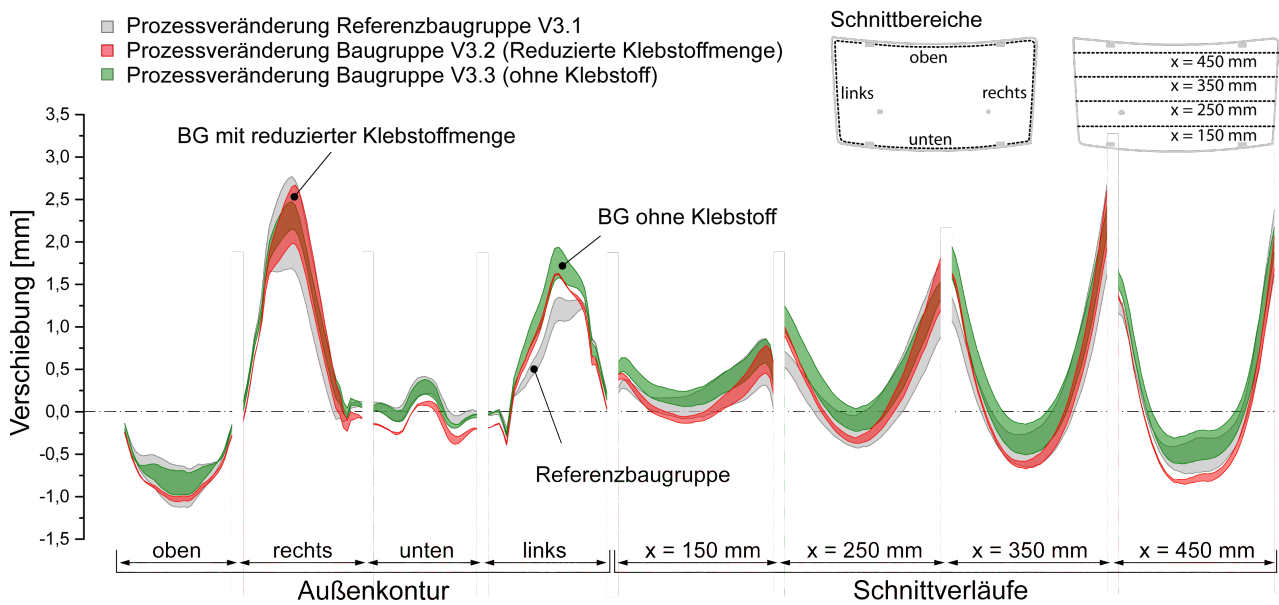


Abb. 5.14: Prozessveränderungen der Baugruppen der Klebstoffvarianten V3.1, V3.2 und V3.3

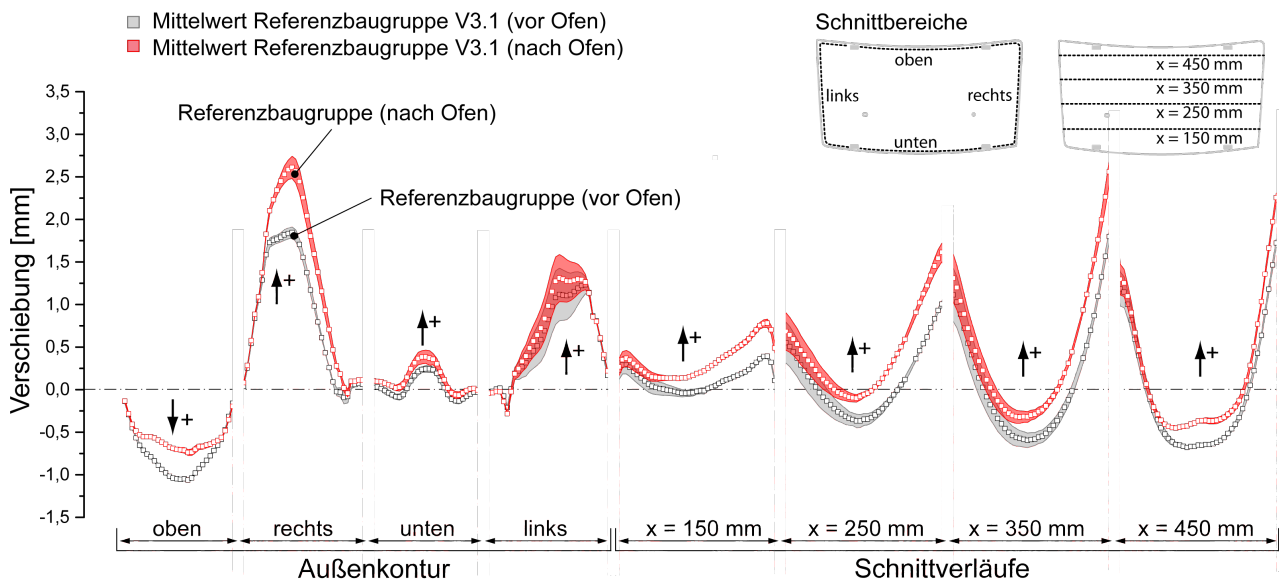


Abb. 5.15: Verzugsrichtung der Prozessveränderung der Referenzbaugruppe (V3.1)

Mit Ausnahme des Bereichs „oben“ verstärkte sich die Formabweichung der Referenzbaugruppe (V3.1) bezüglich der Lage zur Nulllinie. Die Baugruppenvariante (V3.2) in Abb. 5.16 ohne Klebstoff hingegen verringerte die Formabweichung nach der Temperierung. Die Versuchsergebnisse der Baugruppenvarianten (V3.3) ohne Klebstoff zeigten somit, dass sich die gefalzte und „verspannte“ Baugruppe durch die Temperaturzunahme im Ofen „entspannte“ und in einem Zustand geringerer Formabweichung verblieb. Da die Baugruppen ohne Füllmedium in diesem Versuch gefalzt wurden, fehlte die gleitende Wirkung des Klebstoffes in der Relativbewegung des Innen- und Außenteils während der Aufheiz- und zu Beginn der Abkühlphase. Dadurch waren die Kontaktbedingungen und

Reibungseinflüsse ohne den Klebstoff nicht quantifizierbar. Die Kontakt- und Reibungseinflüsse stellten jedoch ein plausibles Indiz der erhöhten Streuung der Versuchsergebnisse in Abb. 5.16 dar.

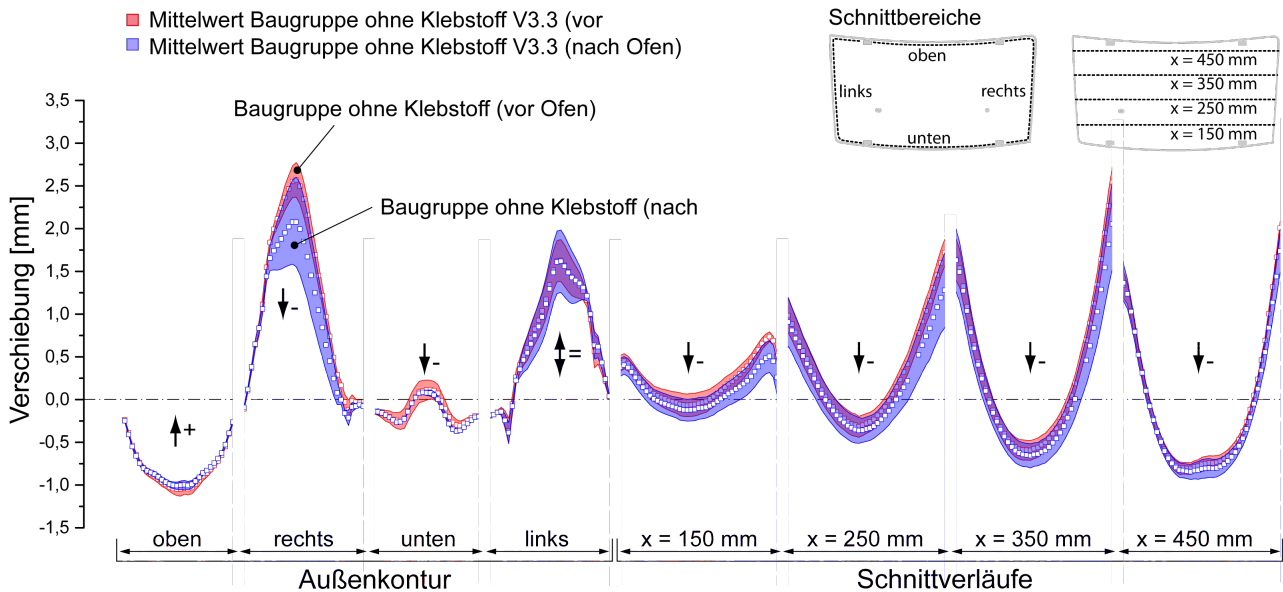


Abb. 5.16: Verzugsrichtung der Prozessveränderung der Baugruppe ohne Klebstoff (V3.3)

Die Erkenntnisse der experimentellen Baugruppenversuche werden in Abb. 5.17 mit Hilfe des Indikators R1 als Maß des normierten globalen Verzugs dargestellt.

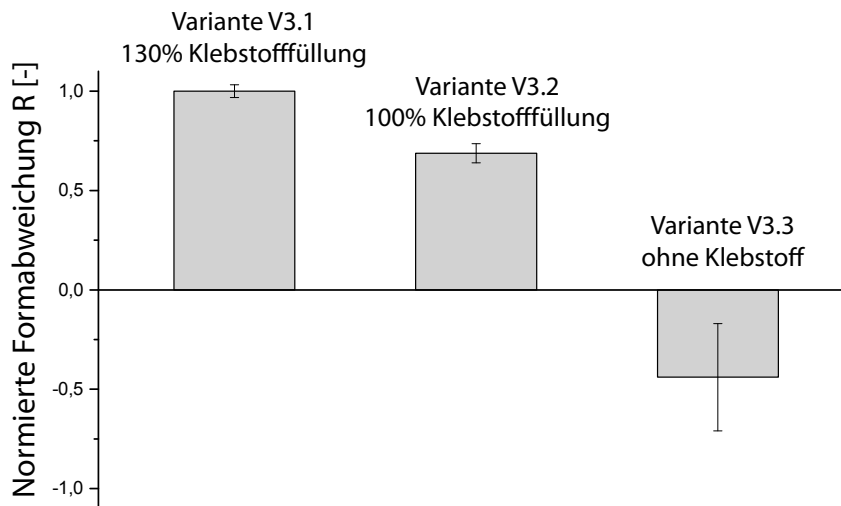


Abb. 5.17: Normierte Verzugstendenz der Klebstoffvarianten als Funktion der globalen Formabweichung (Indikator R1) und die ermittelten Schwankungsbreiten

Am Beispiel der Prozessbaugruppe „Karosserieanbauteile“ zeigte die normierte Darstellung den Effekt des Klebstoffes zur Fixierung der Bauteile in einer Zwangslage gegenüber der Gleichgewichtslage im abgekühlten Zustand. Mit Verminderung der Klebstoffmenge sank auch der Einfluss des Klebstoffes auf die resultierende Formabweichung. Bei Verzicht des Klebstoffes zeigte die Baugruppe jedoch einen entgegengesetzten Effekt aufgrund von Spannungsabbau, wobei die

initialen Formabweichungen vor dem eigentlichen Ofenprozess durch die Temperierung vermindert wurden. Die mit Abstand größte Schwankungsbreite der Variante V3.3 ohne Klebstoff waren auf die unterschiedlichen Reibungszustände im Falzbereich zurückzuführen.

5.3.5 Einfluss maßlicher Vorhaltungen

In weiteren Untersuchungen wurden die Auswirkungen der unterschiedlichen Innengruppen V2.1 und V2.2 durch Entfall der beiden Fügepunkte der B-Reihe (siehe Abb. 5.7) auf die resultierende Formabweichung analysiert. Beide Baugruppen V2.1 und V2.2 wurden mit einer 130 %-Verklebung und dem identischen Rollfalzprogramm ausgeführt. Die resultierende Formabweichung beider Baugruppen aufgrund der Steifigkeitsdegradierung durch Entfall der Fügepunkte der B-Reihe (siehe Fügepunktpositionen in Abb. 5.7) ist in Abb. 5.18 verdeutlicht.

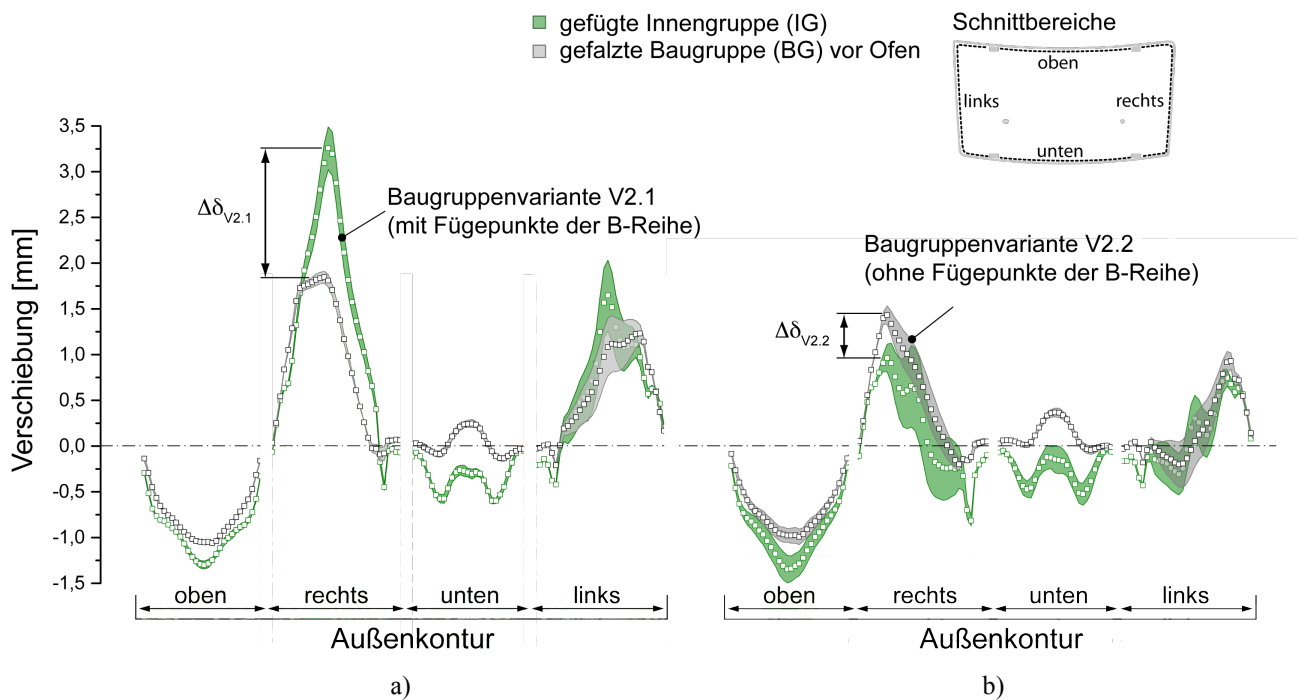


Abb. 5.18: Vergleich der Maßhaltigkeitsänderung nach der Falzoperation (vor Ofen)

- a) Referenzbaugruppe V2.1 mit B-Reihe
- b) Baugruppenvariante V2.2 ohne B-Reihe

Der Unterschied beider Varianten beträgt nach Auswertung der maximalen Amplitude $\Delta\delta_{IG} = 9,2\%$, bei $\delta_{IG,V2.1,max} = 4,56$ mm und $\delta_{IG,V2.2,max} = 2,32$ mm. Das Maß der erzeugten Abweichungen der Innengruppen wirkte sich somit unmittelbar auf die gefalzten Baugruppen aus. Wurden die Prozessveränderungen des Falzens auf den Ausgangszustand der Innengruppe bezogen, so ergab sich eine relative Veränderung von $\Delta\delta_{V2.1} = 36,2\%$ der Baugruppenvariante V2.1 bei $\delta_{BG,V2.1,max} = 2,91$ mm. Dementgegen wies die gefalzte Baugruppenvariante V2.2 ohne die Fügepunkte der B-Reihe eine maximale Abweichung von $\delta_{BG,V2.2,max} = 2,43$ mm und somit nur eine

relative Änderung von $\Delta\delta_{V2.2} = 4,7\%$ auf. Demnach wurde die Baugruppenvariante V2.1 durch das Falzen in eine Zwangslage mit geringeren Formabweichungen gezwungen, wohingegen die Baugruppenvariante V2.2 in der Formabweichung nur geringfügig verstärkt wurde.

Nach der Temperierung zeigten beide Baugruppenvarianten in Abb. 5.19 eine Tendenz verstärkter positiver Formabweichungen.

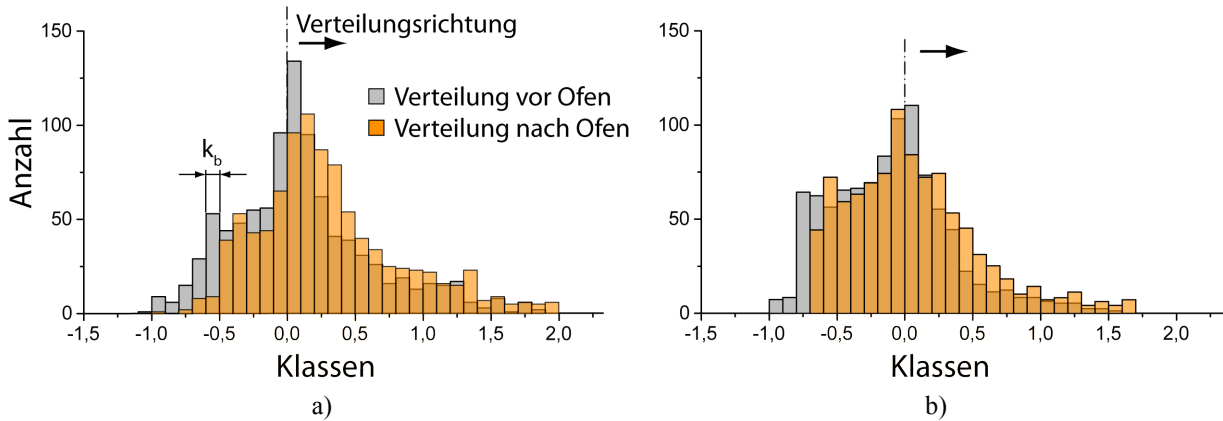


Abb. 5.19: Histogramme der gemittelten Prozessveränderungen der Baugruppen V2.1 und V2.2 mit unterschiedlichen Fügepunktanordnungen
 a) Referenzbaugruppe (V2.1) mit Fügepunkten der B-Reihe
 b) Baugruppenvariante V2.2 ohne Fügepunkte der B-Reihe

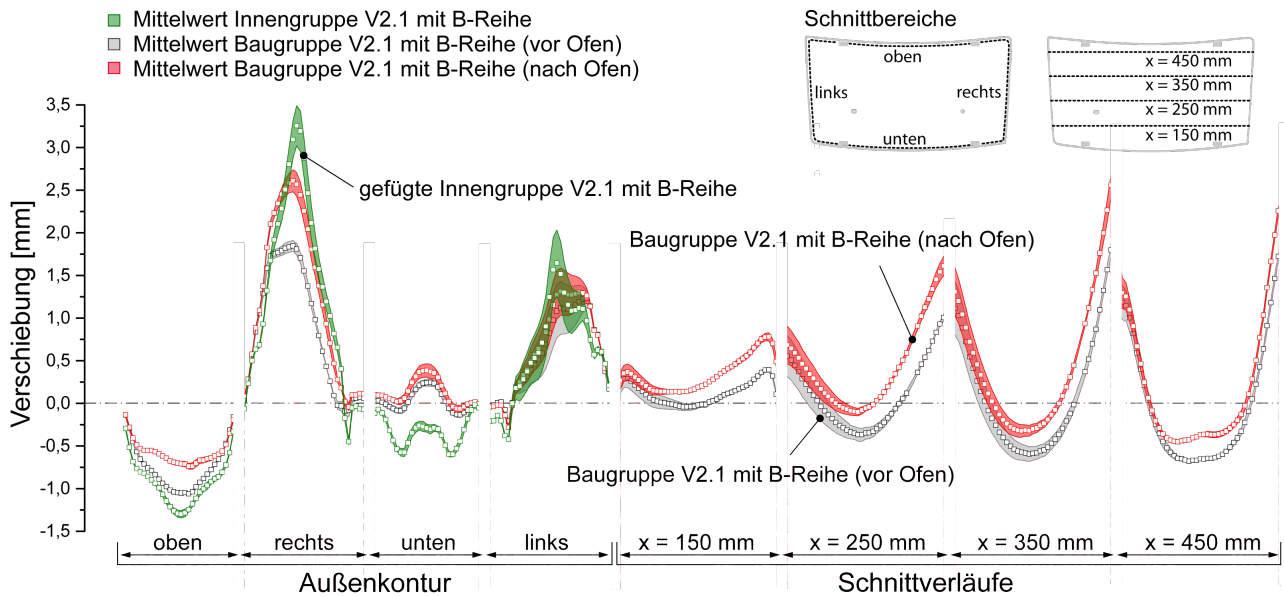


Abb. 5.20: Prozessveränderungen der Referenzbaugruppe V2.1 mit Fügepunkten der B-Reihe und Schnittverläufe gemäß der Skizze

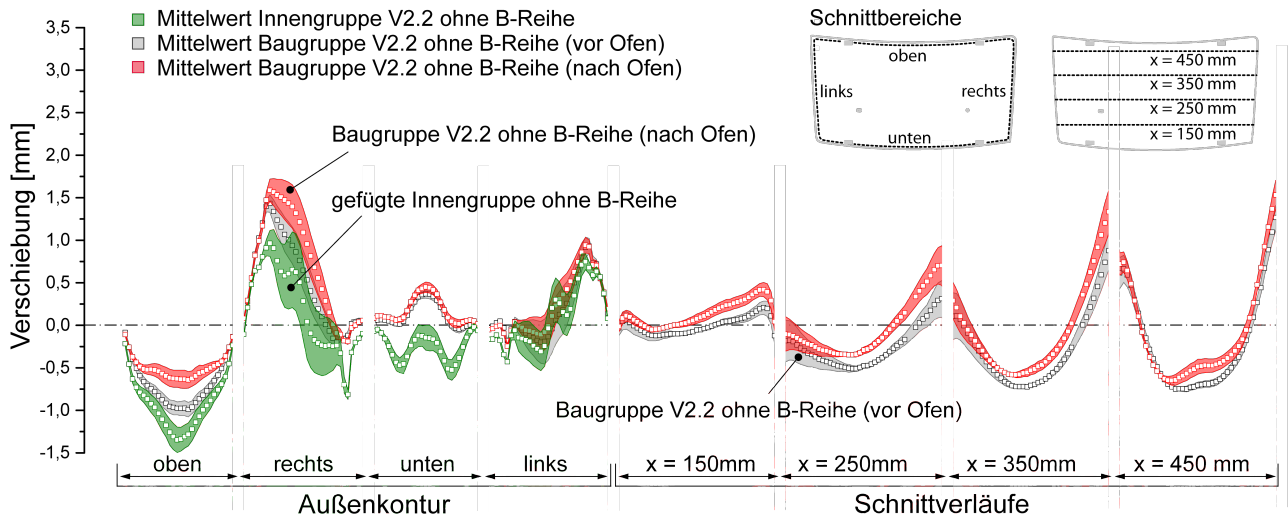


Abb. 5.21: Prozessveränderungen der Baugruppenvariante V2.2 ohne Fügepunkte der B-Reihe und Schnittverläufe gemäß der Skizze

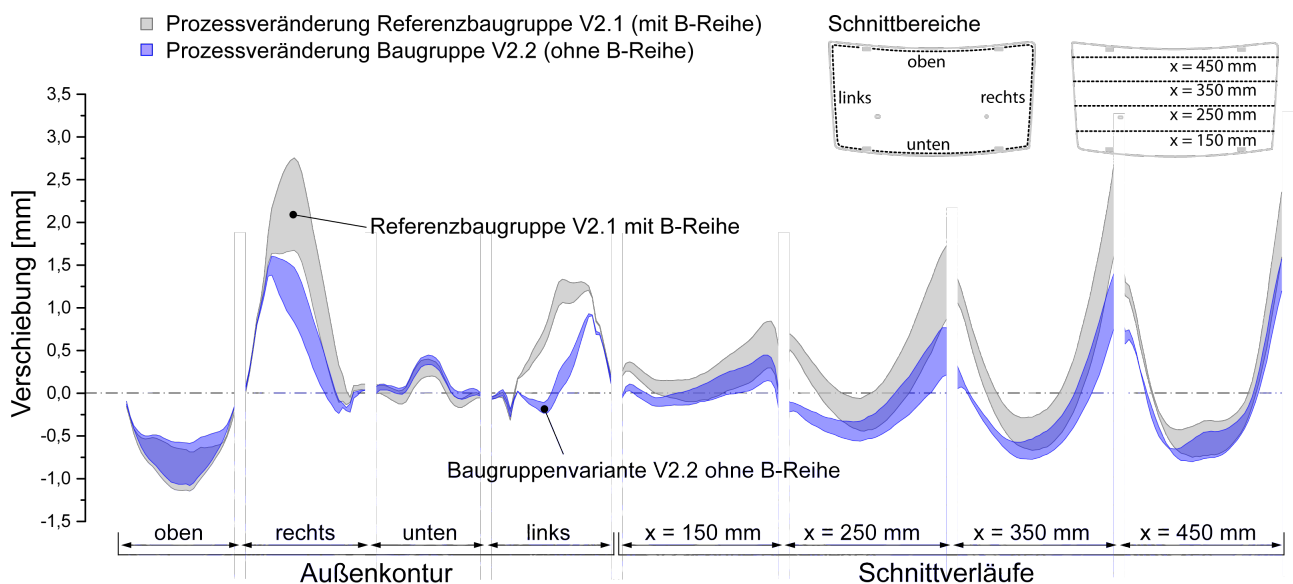


Abb. 5.22: Prozessveränderungen der Fügepunktvarianten V2.1 und V2.2 und Schnittverläufe gemäß der Skizze

Die detaillierte Auswertung der Schnittverläufe in Abb. 5.20, Abb. 5.21 und Abb. 5.22 zeigte jedoch eindeutig die unterschiedlich starken Auswirkungen der verschiedenen Innengruppen auf die resultierenden Deformationsergebnisse. Aufgrund der wesentlich größeren Prozessveränderungen der steiferen Innengruppe V2.1 zur gefalzten Baugruppe von $\Delta\delta_{V2.1} = 36,2\%$ wurde eine relative Formabweichung nach der Temperierung von $\Delta u_{V2.1, nO} = 21,8\%$ ermittelt. Die größten Abweichungen wurden hierbei in der Außenkontur im Bereich „rechts“ detektiert, was unmittelbar auch zu einer Zunahme der Formabweichungen der Schnittverläufe (x = 150 mm bis x = 450 mm) von links nach rechts führte. Die steifigkeitsreduzierte Baugruppe V2.2 ohne die Fügepunkte der B-Reihe ($\Delta\delta_{V2.2} = 4,7\%$ nach dem Falzen) zeigte lediglich eine relative Prozessveränderung von

$\Delta u_{V2.2,n0} = 4,6 \%$ auf. Somit entspricht die Prozessveränderung der Baugruppe V2.2 mit geringerer Steifigkeit und maßlicher Vorhaltung von nur 21 % bezogen auf die Prozessveränderungen der steiferen Baugruppenvariante V2.1.

5.3.6 Diskussion und Gewichtung der Einflussgrößen

Die durchgeführten experimentellen Untersuchungen an der „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“ zeigten in allen durchgeführten Fertigungsvarianten messbare prozessbedingte Maßabweichungen in Form von bleibenden Formabweichungen nach den Ofenprozess auf. Die bleibende Formabweichung ist dabei vorwiegend auf den klebstoffbedingten Verzug aufgrund der Aushärtungseigenschaften des Klebstoffs zurückzuführen (siehe Kapitel 2.3.3 Klebstoffverhalten nach Erreichen der Glastemperatur), der bereits bei beginnender Abkühlung seine endgültige Festigkeit erreicht und so die Baugruppe daran hindert, die ursprüngliche Form im abkühlten Zustand einzunehmen. Bleibende plastische Dehnungen der Baugruppe können jedoch aufgrund von auftretenden Spannungen unterhalb der Fließgrenze in der Aluminiumblechbaugruppe ausgeschlossen werden. Der Einfluss von viskoelastischen Formänderungen der Aluminiumlegierung AA6014 kann in diesen Versuchen nicht quantifiziert werden und wird deshalb an dieser Stelle vernachlässigt.

Die Bauteilversuche mit und ohne Klebstoff (siehe Abb. 5.23) bestätigten die These des klebstoffbedingten Verzuges, da die globale Formabweichung mit Klebstoff zu- und ohne Klebstoff abnimmt. Da bereits die Formabweichungen der Innengruppe in den Bereichen mit geringerer Steifigkeit wesentlich größer sind, stellte sich auch die bleibende klebstoffbedingte Formabweichung nach der Temperierung im Ofen gerade in diesen Bereichen deutlich stärker als in Bauteilbereichen hoher Bauteilsteifigkeiten ein. Die relative Veränderung bzw. Zunahme der Formabweichung hängt dabei unmittelbar von der applizierten Klebstoffmenge und der eingebrachten Vorspannungen aufgrund maßlichen Vorhaltungen ab, die sowohl die Steifigkeiten als auch die Eigenspannungszustände der Baugruppe beeinflussen.

Um den Einfluss der Menge der Klebstoffes sowie die Auswirkungen der Vorspannung der Baugruppen quantitativ bewerten zu können, wurden experimentelle Ofenversuche anhand eines voll-faktoriellen 2^3 -Versuchsplanes (siehe Abb. 9.16 im Anhang) durchgeführt. Die Zielgröße wird wiederum durch die globale Formabweichung anhand der 962 Messpunkte mit der Formel

$$R1 = \sum_{i=0}^n |u_{n0,i}| - \sum_{i=0}^n |u_{v0,i}|$$

aus den Beträgen der Punktabweichungen $u_{v0,i}$ vor und $u_{n0,i}$ nach der Temperierung (siehe Kapitel 5.3.2) gebildet. In den Versuchen wurden die Klebstoffmenge, die Vorspannung der Innengruppen und die Richtung der Rollbahn beim Rollfalzen variiert. Anhand dieser 24 Bauteilversuche wurde das Pareto-Diagramm in Abb. 5.24 zur qualitativen Bewertung der Signifikanzen der einzelnen Effekte und deren Wechselwirkungen miteinander erstellt.

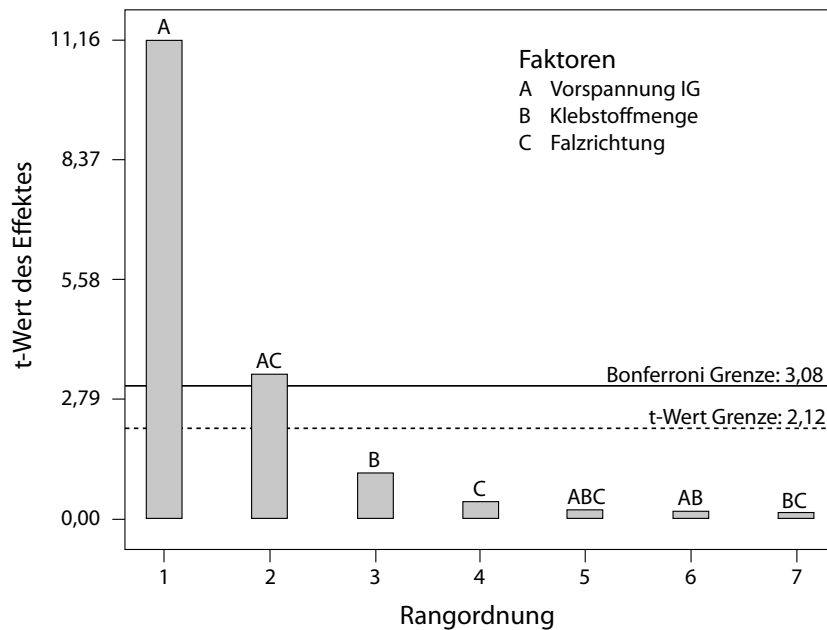


Abb. 5.24: Gewichtung der Einflussfaktoren anhand eines Pareto-Diagramms auf Basis eines voll-faktoriellen Versuchsplanes (Auswertung mit der Software DESIGN-EXPERT)

Dabei wurden alle Effekte oberhalb der Bonferroni-Grenze als signifikante Effekte bewertet. Die Bonferroni-Grenze besagt, dass alle Werte unterhalb dieser Grenze keinen relevanten Einfluss auf die Zielgröße (hier die globale Abweichung) haben und somit vernachlässigt werden können. Effekte unterhalb der t-Grenze (Signifikanzgrenze) werden als nicht signifikante Effekte auf die gewählte Zielgröße gewertet und in der folgenden Betrachtung vernachlässigt. In der Betrachtung der Auswertung der Effekte wird ersichtlich, dass die maßlichen Vorhaltungen der Innengruppe sowie die geänderte Steifigkeit der Baugruppe und daraus resultierende Vorspannung der Baugruppe (Effekt A) einen qualitativ weitaus größeren Einfluss auf die bleibende Formabweichung nach der Temperierung haben (oberhalb der Bonferroni-Grenze) als die Variation der Klebstoffmenge (Effekt B, unterhalb der t-Grenze). Darüber hinaus spielt die Wechselwirkung aus Vorspannung (A) und Richtung der Rollenbahn (C) eine wesentlich stärkere Rolle (oberhalb der Bonferroni-Grenze) als die eigentliche Variation der Klebstoffmenge (B). Somit verstärkt und vermindert sich die resultierende Formabweichung nach der Temperierung im Ofen aufgrund der gewählten

Rollbahnrichtung und –reihenfolge und verstärkt oder vermindert so zusätzlich den Spannungszustand der Baugruppe und damit dessen Maßabweichung nach dem Ofenprozess.

Die durchgeführten Versuche zeigten also, dass die vorhandenen Formabweichungen und die erzeugten Spannungszustände in den Baugruppen nach den Fügeoperationen (Clinchen und Falzen) einen weitaus größeren Einfluss auf die prozessbedingten Produktveränderungen haben als die Variation bzw. Fertigungsschwankungen in der Klebstoffapplikation hinsichtlich Klebstoffmenge. Für die numerische Abbildung des Ofenprozesses und die Prognosegüte der Prozesssimulation bedeutet das also, dass Formabweichungen vorgelagerter Fertigungsschritte sowie dadurch induzierte Spannungen das Deformationsverhalten im Ofen unmittelbar beeinflussen und somit auch die bleiben Formabweichungen bestimmen. Daher ist zur Steigerung der Prognosegüte der Simulationsmethode die tatsächliche Geometrie und die vorhandenen Spannungszustände vor dem Ofendurchlauf zu ermitteln. Somit ist die Vorhersage von bleibenden Formabweichungen bei Baugruppen, deren vorhandene Formabweichung bereits größer als die prozessbedingte Formabweichung nach dem Ofendurchlauf ist, auf Basis der CAD-Nominaldaten nicht aussagefähig. Hierfür muss die Prozesssimulation mit vorherigen Fertigungsprozessschritten zur Ermittlung der Spannungszustände und bereits vorhanden Formabweichungen gekoppelt werden.

5.4 Numerische Abbildung der Prozessbaugruppe

Die folgenden Kapitel der numerischen Prozessanalyse (Kap. 5.4 bis 5.7) dienen der Bestimmung der Anwendungsgrenzen der Prozesssimulation unter Berücksichtigung vorgelagerter Fertigungseinflüsse auf das Deformationsverhalten von Bauteilen in Ofenprozessen mit Hinblick auf den Einsatz bei komplexen Karosserieberechnungsmodellen. Die Vorgehensweise orientiert sich hierbei an dem in Abb. 5.25 dargestellten Schema:

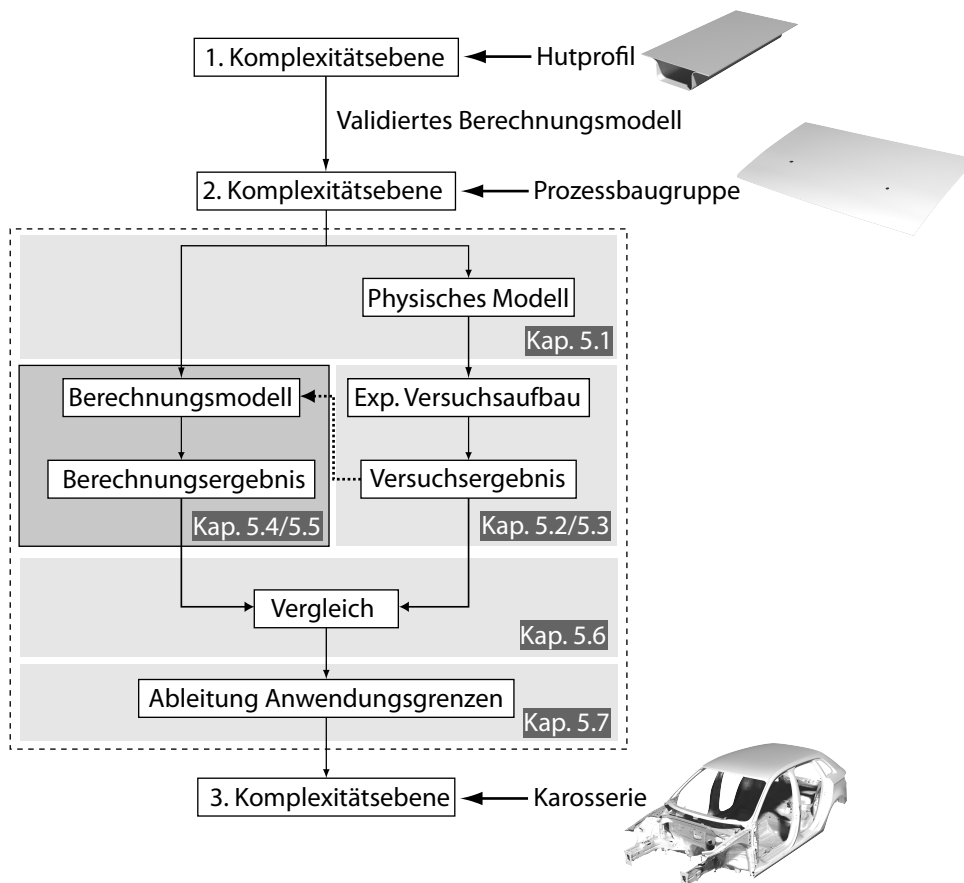


Abb. 5.25: Einordnung des Kapitels 6 in die Gesamtarbeit

Die Erkenntnisse aus den vorigen Kapiteln sowie die identifizierten Prozesseinflussgrößen (Formabweichungen und Spannungszustände) aus Kapitel 5 werden nun in der thermomechanische Struktursimulation modelliert und anschließend entsprechende Berechnungen durchgeführt. Dabei werden Berechnungsergebnisse der thermomechanischen Bauteildeformationen basierend auf CAD-Nominaldaten, realen Bauteilgeometrien und gekoppelten Analysen mit vorherigen Prozesssimulationen in Kapitel 5.5 verglichen und im Abschnitt der Validierung in Kapitel 5.6 hinsichtlich deren Übereinstimmung überprüft.

Modellierung der Prozessbaugruppe

Die Diskretisierung der Prozessbaugruppe wurde analog zur validierten Baugruppe „Hutprofil“ bestehend aus FE-Schalenmodell (S4-Elementen) und ABAQUS-Fastener zur Abbildung der mechanischen Fügeverbindungen (Clinchen) ausgeführt. Die Klebeverbindungen wurden mittels Volumenelementen entsprechend Abb. 5.26 modelliert. Die mechanische Strukturberechnung erfolgte durch ein sequentiell gekoppeltes Berechnungsszenario mittels einer vorgeschalteten Wärmeübertragungsberechnung in THESEUS-FE OVEN (siehe Abb. 4.25b). Ferner wurden die validierten Kontaktbedingungen der Baugruppe „Hutprofil“ auf die Prozessbaugruppe „Karosserieanbauteile“ übertragen. Die Lagerung der Baugruppe wurde in der Simulation anhand einer skidähnlichen Vorrichtung mit vier statisch überbestimmten Z-Anschlägen durch Bolzen ausgeführt.

5.4.1 Modellierung der Klebeverbindungen

Die Modellierung der Klebeverbindungen basierte auf Schlißproben der experimentellen Baugruppenversuche, die entsprechend Abb. 5.26 an acht Positionen der Baugruppe nach der Rollfalzoperation entnommen wurden. In Anlehnung an die Konzernnorm [PV2047] wurde die 130%-Verklebung durch Hexaeder-Volumenelemente und eindimensionale Verbindungselemente (RBE3) realisiert [Aba12b]. Als Eingangsparameter der idealisierten Klebeverbindung wurden die Nahtdicke und –breite beider Klebebereiche A_O und A_U berücksichtigt. Die Füllung A_F im Falzradius wurde in der Modellierung nicht berücksichtigt.

Die dargestellte Klebeverbindungsmodellierung diente sowohl als Eingangsdaten für die Wärmeübertragungs- als auch für die anschließende Strukturberechnung. In der Strukturberechnung kam zur Abbildung der Reaktionskinetik und der daraus folgenden Klebstoffeigenschaften eine ABAQUS User Subroutine (UMAT) zum Einsatz. Die Ermittlung der dafür notwendigen Parameter, die Auswahl des Reaktionsmodells und Validierung der User-Subroutine wurden im Rahmen der wissenschaftlichen Arbeit von [Men11] im Auftrag der VW-Konzernforschung entwickelt. Der hier verwendete Klebstoff Terokal 8026 wurde entsprechend der nach [Men11] beschriebenen Richtlinien charakterisiert und in die User-Subroutine (UMAT) implementiert. Für weiterführende Informationen wird an dieser Stelle auf [Eis06] sowie die wissenschaftlichen Arbeiten von [Men11] und [Eic11] verwiesen.

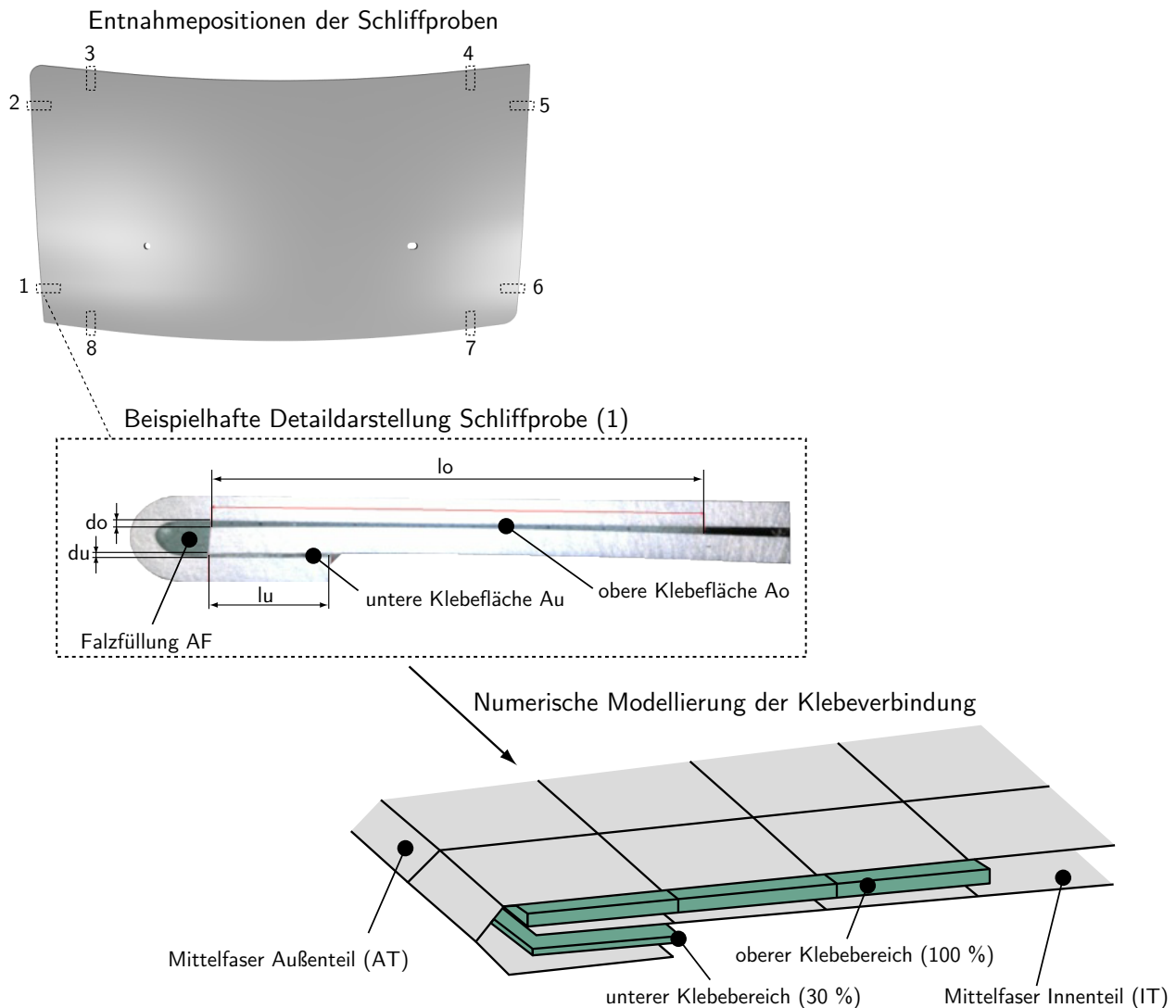


Abb. 5.26: Modellierung der Falzverbindung anhand realer Schlißproben in der thermomechanischen Verzugssimulation

5.5 Integration vorgelagerter Bauteileigenschaften in die Verzugssimulation

In Anlehnung an die Vorgehensweise der Baugruppe „Hutprofil“ erfolgten die Berechnungen der Prozessbaugruppe auf Basis des experimentell ermittelten Temperaturfeldes, die in THESEUS FE OVEN nachgebildet wurden. Anschließend wurden die thermomechanischen Deformationen anhand von CAD-Nominaldaten, digital rekonstruierten Bauteilgeometrien und gekoppelten Simulationsergebnissen der vorgelagerten Prozesssimulationen berechnet (siehe Abb. 5.27).

Somit wurden aufgrund der drei Berechnungsstrategien unterschiedliche Ergebnisse generiert, wobei die Berechnungsergebnisse (E1) auf Basis der Nominalgeometrien (CAD) den ersten möglichen Berechnungsstand in der frühen Entwicklungsphase (ohne Berücksichtigung von vorgelagerten Fertigungsschritten) darstellten. Die entstehende Formabweichung war hierbei maßgeblich auf den klebstoffbedingten Verzug der Baugruppe zurückzuführen.

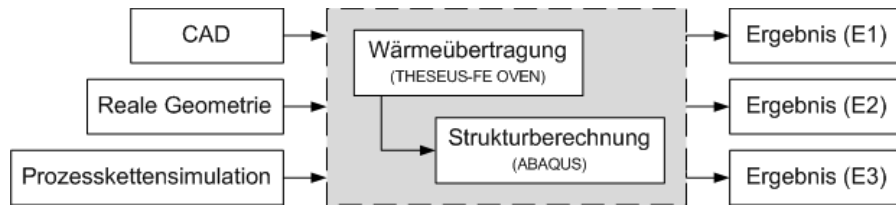
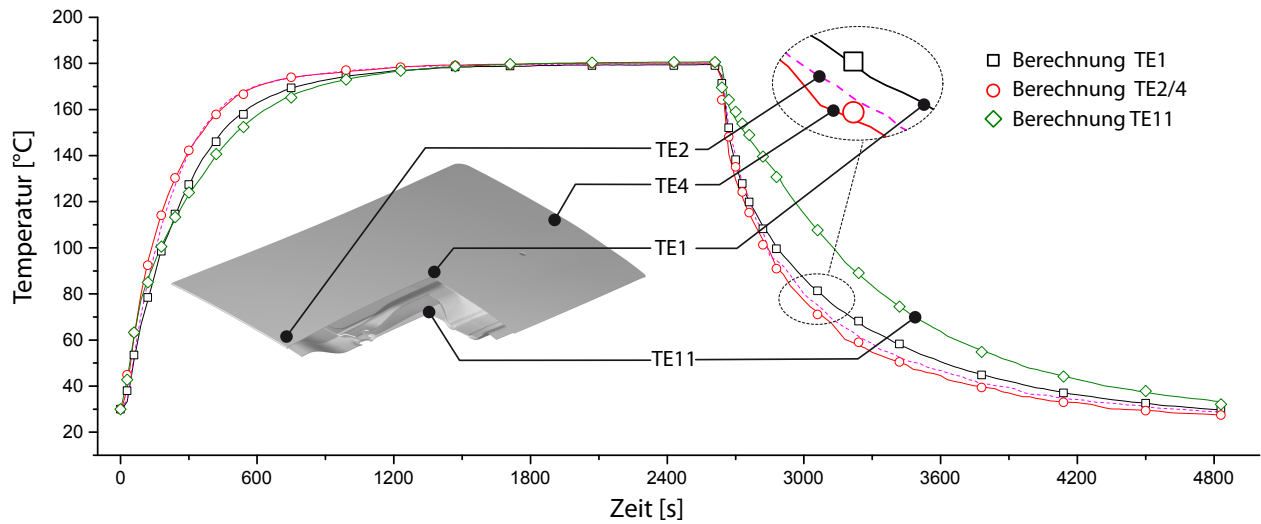


Abb. 5.27: Übersicht der Berechnungsvarianten in Abhängigkeit von den unterschiedlichen geometrischen Eingangsgrößen und Bauteileigenschaften

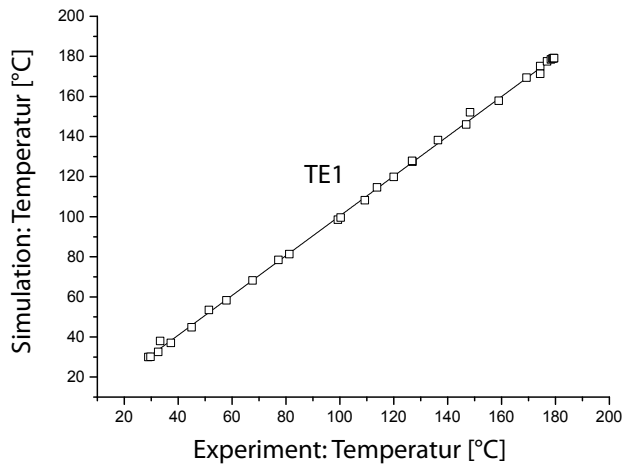
Die Berechnungsvariante (E2) berücksichtigte geometrische Formabweichungen aus vorgelagerten Prozessschritten mittels digital rekonstruierter Bauteildaten. Da die Bauteildaten analog Kapitel 4.7.3 mittels optischer Messtechnik erfasst wurden, wurden zwar die vorhandenen Formabweichungen der Baugruppe modelliert, jedoch keinerlei Spannungszustände berücksichtigt. Die Vorgehensweise zur Erzeugung der digital rekonstruierten Bauteildaten und die darauf basierende Anpassung der FE-Modelle ist in Abb. 9.17 im Anhang dargestellt. Zur Berücksichtigung der Spannungszustände wurden in der Berechnungsvariante (E3), die Spannungszustände und resultierenden Formabweichungen mittels einer Prozesskettensimulation ermittelt. Alle Berechnungsvarianten (E1, E2 und E3) basierten auf dem gleichen Temperaturfeld, das im folgenden Abschnitt beschrieben wird.

5.5.1 Ergebnisse der Temperaturfeldsimulation

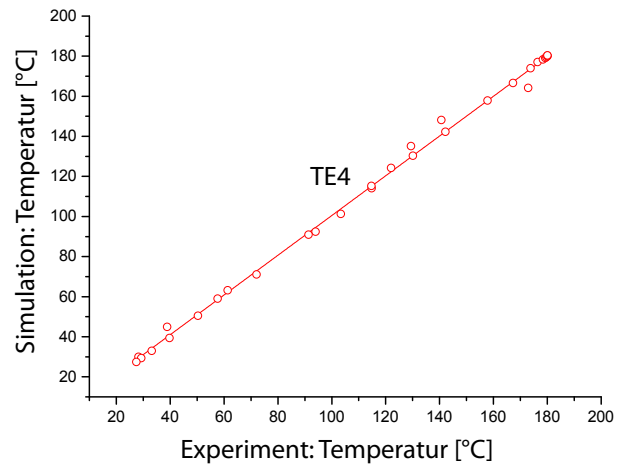
Die Temperierung der Baugruppe erfolgte in einem vorgeheizten Umluftofen (Doppelklimakammer FEUTRON). Die erforderlichen Randbedingungen der Wärmeübertragungsberechnung wurden an den Thermoelementen TE1 und TE4 kalibriert. Dabei wurden die Umlufttemperatur von $\vartheta_{uml} = 185 \text{ °C}$ bei einem Wärmeübergangskoeffizient von $\alpha_h = 12 \text{ W/m}^2\text{K}$ in der Aufheiz- und Haltephase realisiert. Da die Abkühlung der Baugruppe außerhalb des Ofens bis auf Umgebungstemperatur erfolgte, wurde ein Wärmeübergangskoeffizient des Objektes an die Umgebung von $\alpha_k = 8 \text{ W/m}^2\text{K}$ angesetzt. Die Wärmeübertragungsberechnung erfolgte analog zur Baugruppe „Hutprofil“ anhand der Software THESEUS-FE OVEN. Da ein homogenes Temperaturfeld angelegt wurde, bildeten die berechneten Temperaturkurven TE2 und TE3 identische Temperaturkurven ab. Die Berechnungsergebnisse der Wärmeübertragungssimulation im Vergleich der Experimentaldaten sind in Abb. 5.28 dargestellt.



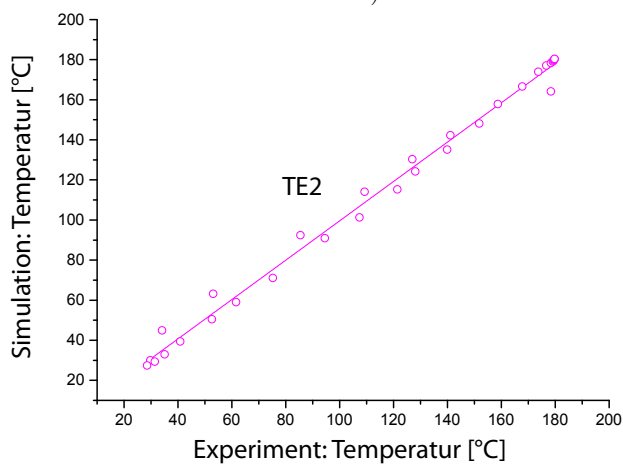
a)



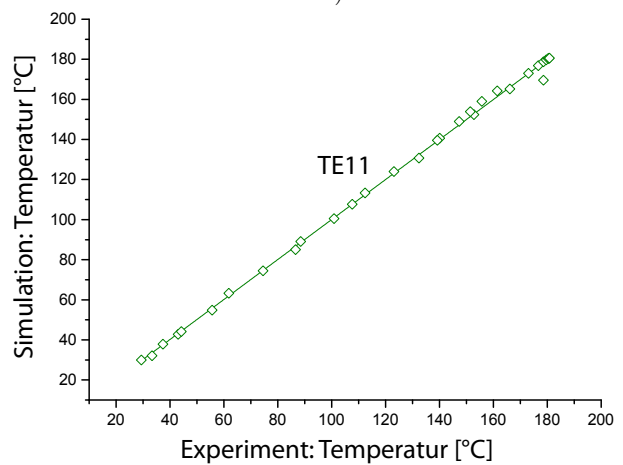
b)



c)



d)



e)

Abb. 5.28: Validierung des berechneten Temperaturfeldes anhand experimentell ermittelter Temperaturkurven
 a) Experimentelle Temperaturkurven und numerische Approximation ausgewählter Messstellen
 b-e) Korrelationsdiagramme der Berechnungs- und Messergebnisse
 an den Thermoelement TE1, TE2, T4 und TE11

Die Betrachtung der Korrelationsdiagramme in Abb. 5.28 c) und d) mit $B(\text{TE2}) = 0,9996$ und $B(\text{TE3}) = 0,9985$ zeigen, dass diese Vereinfachung zulässig ist. Die größten Abweichungen entstanden in der Aufheizphase mit $\Delta\vartheta_{max} = 10\text{ °C}$ sowie in der Abkühlphase mit $\Delta\vartheta_{max} = 14\text{ °C}$ aufgrund der zeitlich etwas verzögerten Abkühlung bei der Ausbringung der Baugruppe aus der Klimakammer, worauf das Thermoelement TE3 zu Beginn der Abkühlphase mit $t = 5\text{ s}$ nacheilte. Die gemittelte globale Abweichung der Messstelle TE2 betrug $\Delta T_{TE2} = \pm 1,3\text{ K}$ ($M_G = 0,00089$; $P_G = 4,779\text{E-}5$; $C_G = 4,833\text{E-}05$), wobei die Messstelle TE3 eine gemittelte globale Abweichung von $\Delta T_{TE3} = \pm 2,606\text{ K}$ ($M_G = 0,0028415$; $P_G = 0,0002116$; $C_G = 0,0028493$) aufwies. Die Messstellen TE1 auf der Oberseite und TE11 auf der Unterseite der Baugruppe zeigten eine Übereinstimmung mit $B(\text{TE1}) = 0,99985$ und $B(\text{TE11}) = 0,9997$ sowie globale Abweichungen in Höhe von $\Delta T_{TE1} = \pm 0,8\text{ K}$ ($M_G = 0,0003915$; $P_G = 0,0016946$; $C_G = 0,003899$) und $\Delta T_{TE11} = \pm 1\text{ K}$ ($M_G = 1,967\text{E-}5$, $P_G = 2,6\text{E-}5$, $C_G = 3,2638\text{E-}05$). Somit erfüllten alle dargestellten Messbereiche die geforderten Genauigkeiten von $\Delta\bar{T} < 5\text{ K}$ (siehe Kapitel 4.5.2).

5.5.2 Berechnete Bauteilverformung auf Basis der Nominalgeometrie

Die Berechnungsergebnisse der Simulationsprozedur (E1) basieren auf den CAD-Konstruktionsdaten der Prozessbaugruppe. Diese Berechnungsvariante berücksichtigt lediglich die Temperaturlast und vernachlässigt Effekte wie Formabweichungen und Eigenspannungszustände aus vorgelagerten Prozessen. Da dieses Szenario jedoch stets die Ausgangsbasis für Konzeptuntersuchungen im frühen Produktentwicklungsprozess bildet, wurde im Folgenden der eigentliche klebstoffbedingte Verzug unter Temperaturlast ermittelt. Darüber hinaus wurden die experimentellen Parameterstudien hinsichtlich

- Klebstoffmenge
- Verbindungssteifigkeiten
- Entfall der Fügepunkte der B-Reihe

zur Abschätzung der Modellsensitivitäten für die anschließende Validierung der berechneten und experimentell ermittelten Daten verwendet, um schlussendlich die Prognosegüte der berechneten Bauteildeformation nach dem Ofenprozess bewerten zu können.

In Abb. 5.29 ist der Unterschied der ausgewählten Klebstoffvarianten auf die resultierende Formabweichung der Baugruppe im abgekühlten Zustand dargestellt. Als Standardverbindung wurde hierbei die 130%-Verklebung gewählt, wobei die reduzierte Klebstoffmenge die 100%-Verklebung entsprechend Kapitel 5.3.1 darstellt.

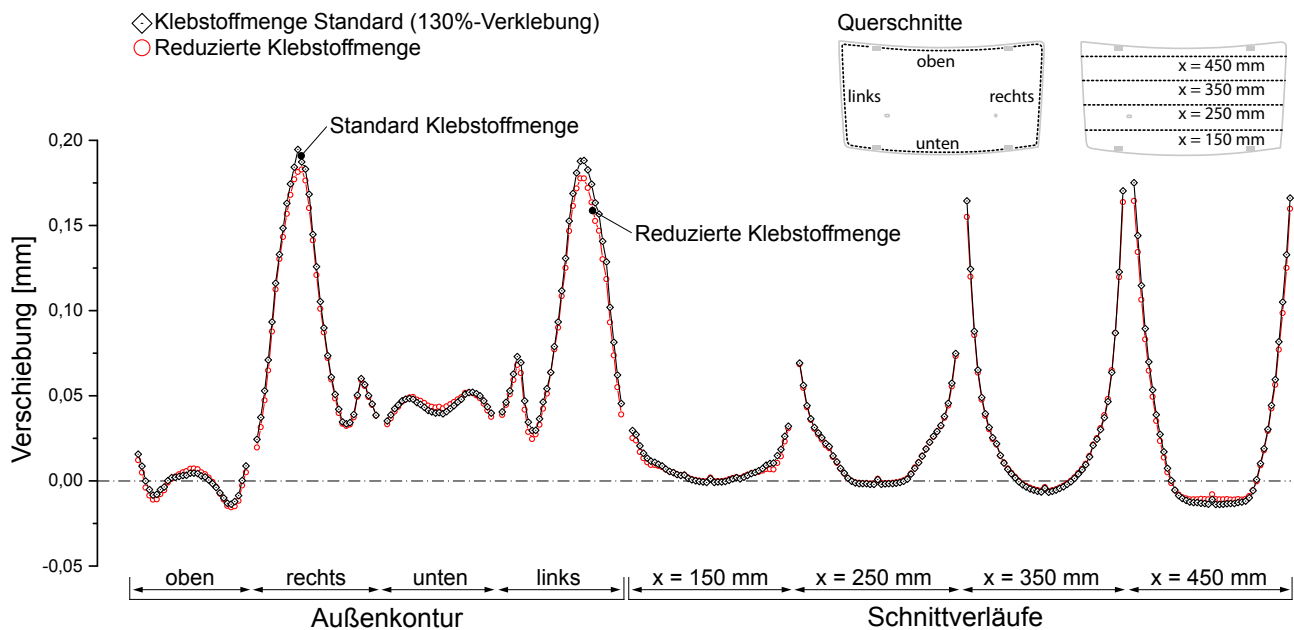


Abb. 5.29: Einfluss der reduzierten Klebstoffmenge auf die berechneten Bauteildeformationen

Aufgrund der geringen Relativbewegungen der Baugruppe im Fügeflansch zeigten die Berechnungsvarianten ein nahezu identisches Deformationsbild mit einem Bestimmtheitsmaß von $B = 0,9983$ mit $M_G = 0,044669$, $P_G = 0,0005574$, $C_G = 0,0446723$ erzielt. Die maximalen Abweichungen von $\Delta u_{\max} = 0,013$ mm traten in den Seitenbereichen rechts und links auf (siehe Außenkontur und Schnittverläufe). Bei einer maximalen Deformationsamplitude von $\delta_{\max} = 0,21$ mm entsprach die Änderung der globalen Amplitude nur $\Delta \delta_{\max} = 4,8$ %.

Die Änderungen der Verbindungssteifigkeiten der Fügepunkte führten in Abb. 5.30 zu einer maximalen Abweichung von nur $\Delta u_{\max} = 0,04$ mm. Hierbei wurden die definierten Fügeparameter der validierten Versuchsbaugruppe „Hutprofil“ verwendet. Die Verbindungssteifigkeiten beeinflussten die resultierende Formabweichung um $\Delta \delta_{\max} = 22$ %. Dabei war vor allem die Deformationsamplitude mit $M_G = 0,1968$ unterschiedlich stark ausgeprägt ($P_G = 0,0042$, $C_G = 0,1968$). Somit ist der Einfluss der gewählten Füge-technik der Innengruppe auf die bleibende Formabweichung wesentlich größer als die Variation der Klebstoffmenge.

Der Entfall der Fügepunkte der B-Reihe auf Basis der Nominalgeometrie in Abb. 5.31 zeigte ebenfalls einen signifikanten Einfluss analog der experimentellen Bauteilversuchen hinsichtlich der bleibenden Formabweichungen der Baugruppe. Neben einer globalen Amplitudenabweichung von $\Delta \delta_{\max} = 19,62$ % zeigten die Berechnungsvarianten mit und ohne die Fügepunkte der B-Reihe eine unterschiedliche Deformationscharakteristik auf, was sich unmittelbar im Betrag des Bestimmtheits-

maßes von $B=0,8534$ und den Geers-Kriterien $M_G = 0,4052$, $P_G = 0,0533$ und $C_G= 0,4087$ widerspiegelte.

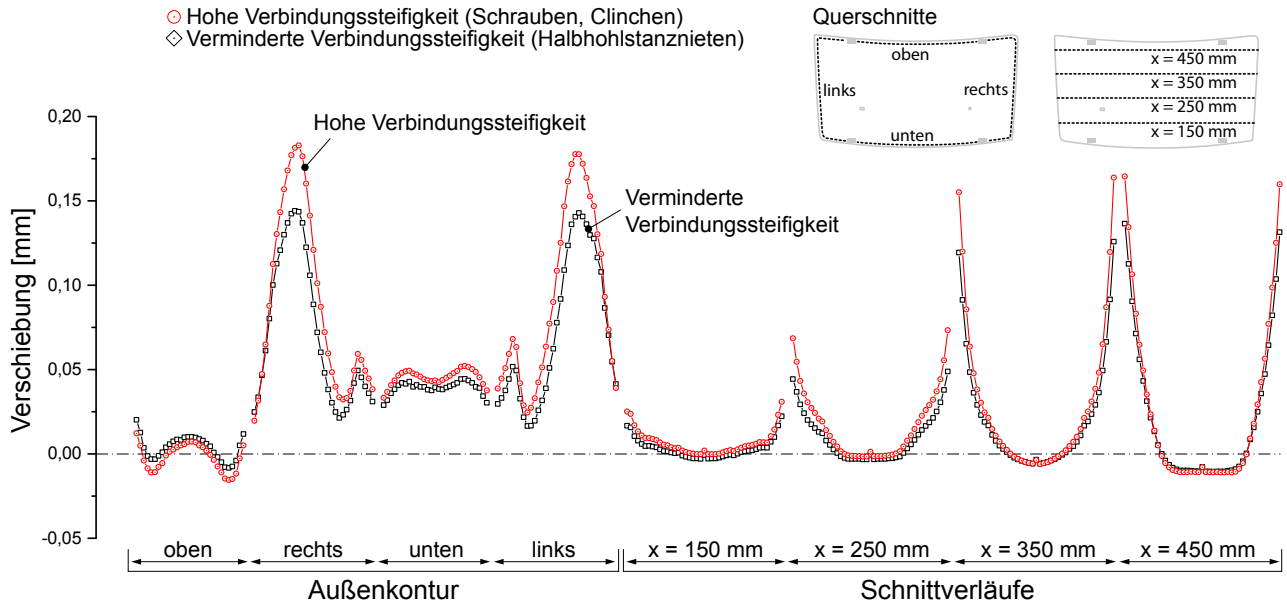


Abb. 5.30: Einfluss der unterschiedlichen Verbindungssteifigkeiten auf die berechneten Bauteildeformationen

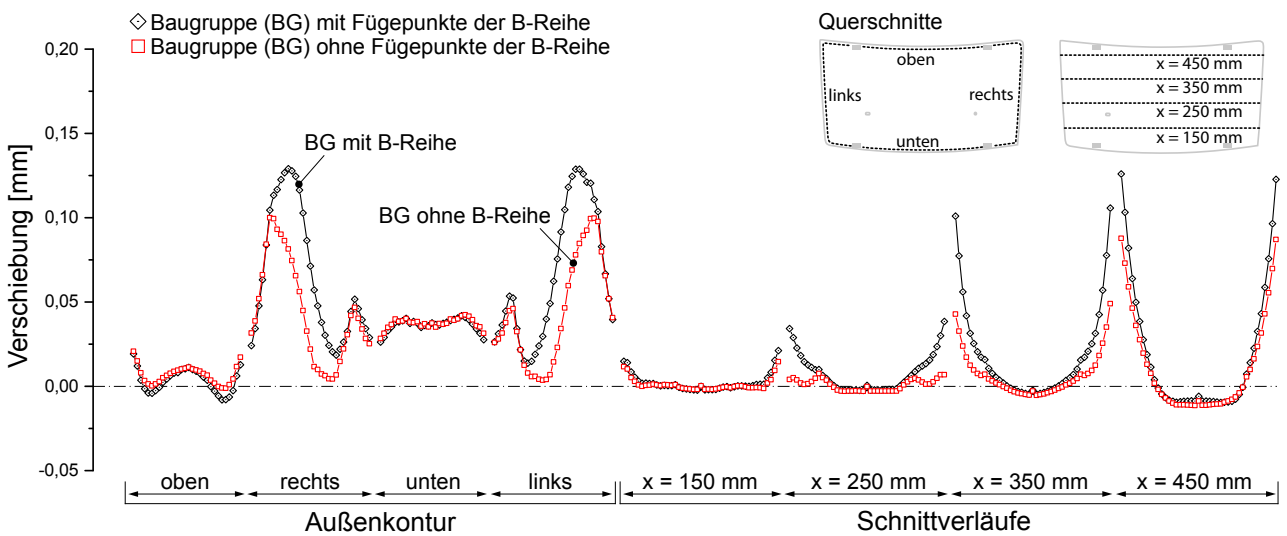


Abb. 5.31: Einfluss der Fügepunkte der B-Reihe auf die berechneten Bauteildeformation

Die Berechnungsvarianten auf Basis der Nominalgeometrie zeigten, dass die Variation der Klebstoffmenge einen wesentlich geringeren Einfluss ($\Delta u_{max} = 5\%$) als die Variation der Verbindungssteifigkeiten ($\Delta u_{max} = 22\%$) auf den klebstoffbedingten Verzug der Baugruppe hat. Ferner zeigten die Untersuchungen, dass durch den Entfall der Fügepunkte der B-Reihe der klebstoffbedingte Verzug ebenfalls um $\Delta u_{max} = 18\%$ reduziert wird. Somit müssen in der Validierung in Kapitel 5.6 beide Baugruppenvarianten (V2.1 und V2.2) separat betrachtet werden.

5.5.3 Integration vorgelagerter prozessbedingter Formabweichungen

Die Erweiterung der Simulationsprozedur (E2) durch Berücksichtigung der realen Bauteilgeometrie wurde analog der Vorgehensweise zur Integration von digital rekonstruierten Bauteildaten der Baugruppe „Hutprofil“ durchgeführt (siehe Kapitel 4.7.3). Hierbei wurden ebenfalls die Bauteildaten mittels optischer Messtechnik (GOM ATOS) erfasst und mit Hilfe der Software RAPIDFORM XOR Flächendaten rekonstruiert [May13*, Cis13*]. Anschließend wurde das vorhandene FE-Modell auf Nominaldatenbasis mittels „Morphing“ in der Software ANSA an die digital rekonstruierten Bauteildaten angepasst [Kor11]. In den folgenden Berechnungsvarianten lag eine 130%-Klebung und Auswahl der erhöhten Verbindungssteifigkeiten zur Abbildung der Clinchverbindungen nach [Bec14*] zugrunde. Die dadurch resultierende Formabweichung im abgekühlten Zustand der Baugruppenvariante V2.1 mit Fügepunkten der B-Reihe ist in Abb. 5.32 dargestellt.

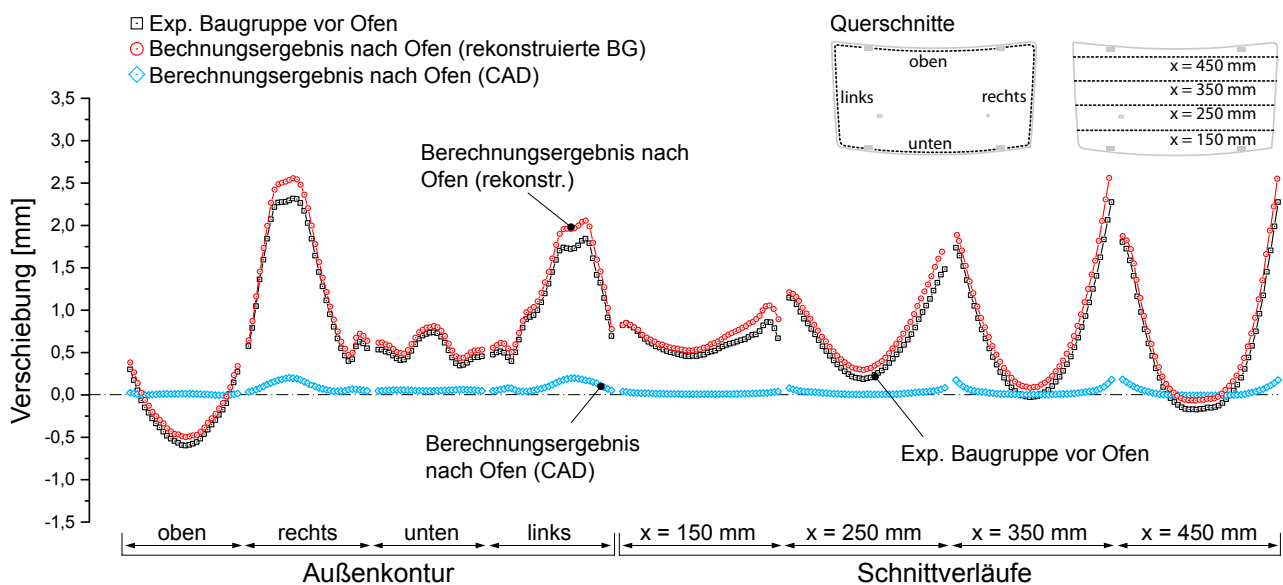


Abb. 5.32: Berechnungsergebnis (E2) auf Basis digital rekonstruierter Bauteildaten der Baugruppe BG1 mit Fügepunkten der B-Reihe vor und nach dem Ofen

Die Darstellung in Abb. 5.32 zeigt die Ausgangsgeometrie (schwarz) und die bleibende Formabweichung nach der Temperierung (rot) sowie die resultierende Prozessveränderung auf Nominaldatenbasis (blau). Die Veränderungen zeigten sich vor allem in den Bereichen „rechts“ der Außenkontur mit $\Delta u_{\text{rechts}} = 0,23$ mm und „links“ mit $\Delta u_{\text{links}} = 0,22$ mm analog der detektierten Abweichungen auf Nominaldatenbasis (E1) bei einer globalen Formabweichungsamplitude von $\delta_{\text{max},V2.1} = 3,09$ mm. Entgegen der Berechnungsergebnisse (E1) auf Nominaldatenbasis wies die Berechnungsvariante (E2) unter Berücksichtigung der vorhandenen Formabweichungen keine symmetrische Formabweichung in den Schnittverläufen auf, sondern eine zunehmende Formabweichung von links nach rechts mit einer maximalen Abweichung von $\Delta u_{x,150} = 0,21$ mm.

Die berechneten Prozessveränderungen der Baugruppevariante V2.2 ohne die Fügepunkte der B-Reihe sind in Abb. 5.33 dargestellt. Die Baugruppenvariante V2.2 zeigte ebenfalls eine asymmetrische Formabweichung in den Schnittverläufen, wobei die maximale Abweichungsamplitude von $\delta_{\max, V2.2} = 2,32$ mm einer Verringerung von $\Delta\delta_{\max} = 25$ % entspricht. Somit betragen die maximalen Änderungen $\Delta u_{\text{rechts}} = 0,13$ mm und $\Delta u_{\text{links}} = 0,15$ mm in der Außenkontur sowie $\Delta u_{x_{250}} = 0,14$ mm im Schnittverlauf. Die reduzierten Formabweichungen korrelierten jedoch mit den bereits berechneten Ergebnissen (E1) der steifigkeitsveränderten Baugruppenvarianten V2.1 und V2.2.

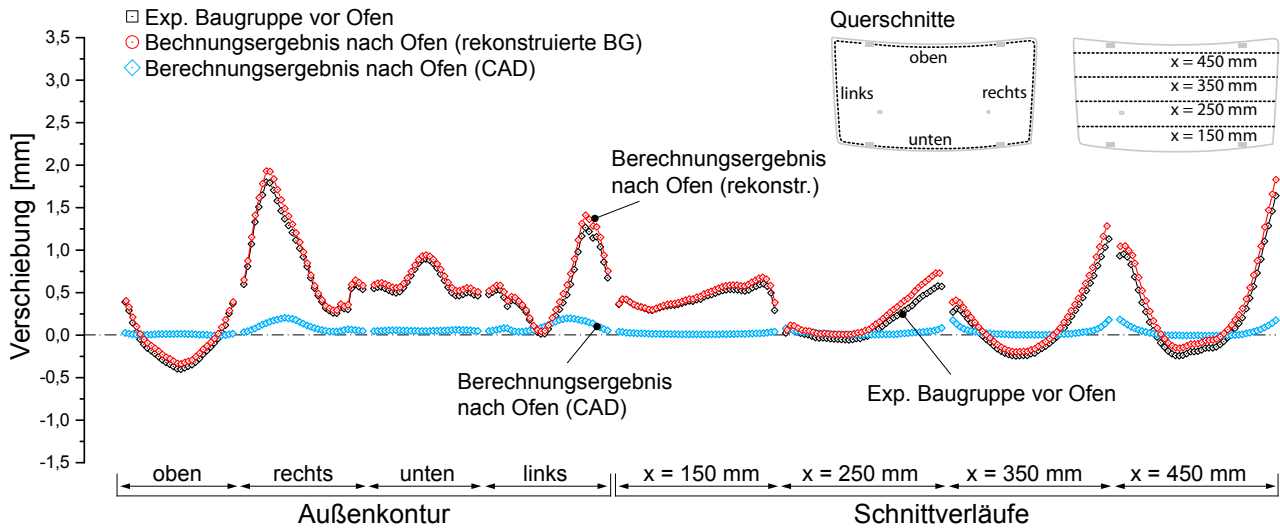


Abb. 5.33: Berechnungsergebnis (E2) auf Basis digital rekonstruierter Bauteildaten der Baugruppe ohne Fügepunkte der B-Reihe

Die ermittelten Berechnungsergebnisse auf Basis der Nominalgeometrie (E1) und der digital rekonstruierten Bauteildaten zur Berücksichtigung der vorhandenen Formabweichungen vor dem Ofenprozess (E2) werden in Kapitel 5.6 im Rahmen der Validierung mit den experimentell ermittelten Bauteildeformationen verglichen und bewertet.

5.5.4 Kopplung der Eigenspannungszustände mittels Prozesskettensimulation

In der weiteren Berechnungsvariante (E3) wurde der Ansatz einer Prozesskettensimulation zur Berücksichtigung der elastischen und plastischen Spannungszuständen und resultierenden Formabweichungen vorgelagerter Prozessschritte (wie Presswerk und Karosseriebau) verfolgt. Die Durchführung der Prozesskettensimulation bestehend aus Einzelteilherstellung, mechanischem Fügen, Falzen und Trocknungsprozess orientierte sich dabei an dem in Abb. 5.34 dargestellten Schema. Hierbei wurden nach [Eck11a, Eck12] der Umformprozess, Beschnitt, Abstelloperation, Spannvorgang, mechanisches Fügen und Falzen mit dem expliziten FE-Solver ESI PAM-STAMP durchgeführt. Zur Übertragung der Geometriedaten sowie der skalaren und tensoriellen Berechnungsgrößen in ABAQUS STANDARD (impliziter FE-Solver) wurden Datenschnittstellen

erforderlich, die ein Ergebnistransfer (Dehnungen, Spannungen, Blechdicken) von einem Simulationsprogramm in das nächste Simulationsprogramm ermöglichen.

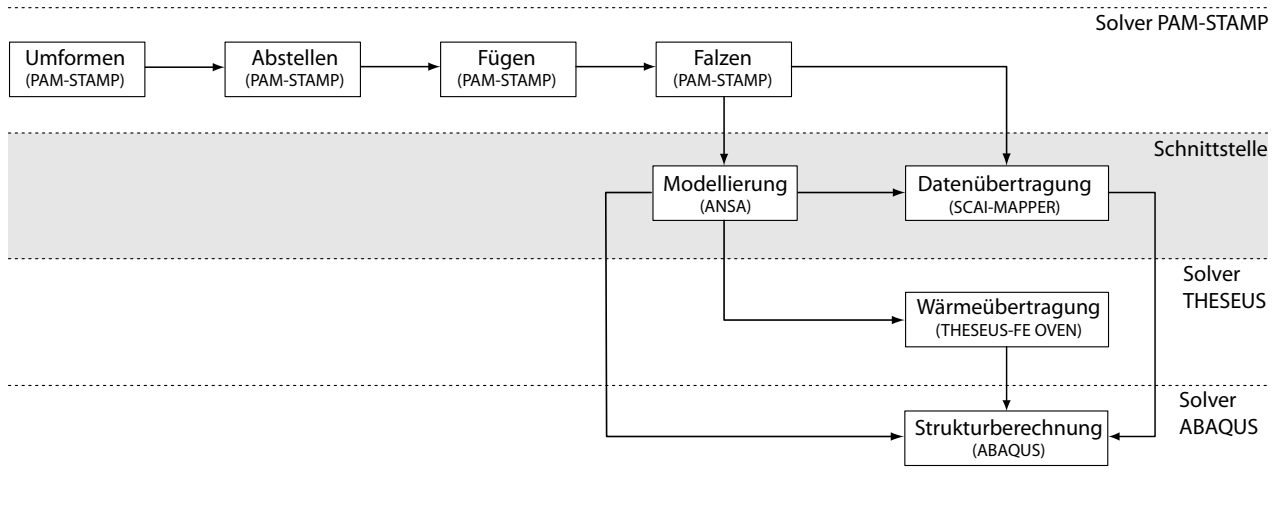


Abb. 5.34: Schema der Prozesskettensimulation am Beispiel der „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“

Hierfür wurde der SCAI-MAPPER (Version 4.2.0) des Fraunhofer Instituts SCAI verwendet [Sch07b]. Des Weiteren wurde aufgrund der adaptiven Netzverfeinerung (siehe Abb. 5.35a) in PAM-STAMP das Finite Elemente-Netz in ANSA für die Temperaturfeld- und Strukturberechnung in THESEUS-FE OVEN und ABAQUS rekonstruiert (siehe Abb. 5.35).

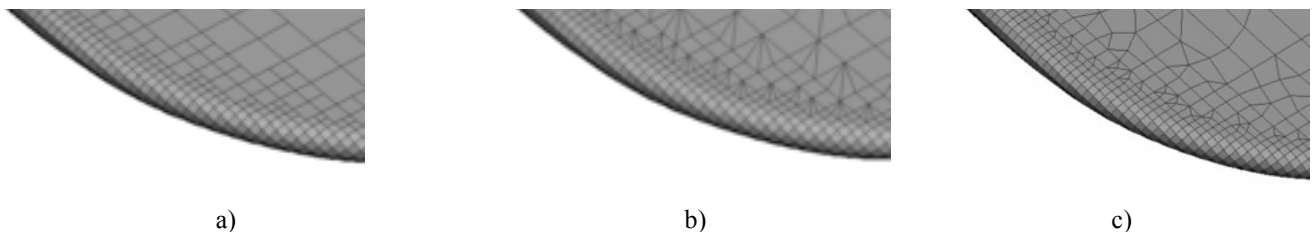


Abb. 5.35: Aufbereitung der Netze für die Prozesskettensimulation der Strukturberechnung in ABAQUS

- Adaptiv vernetztes Ausgangsnetz aus der Falzsimulation
- Aufbereitung der Netze für die Struktursimulation
- Netz der Struktursimulation bei Berücksichtigung der minimalen Kantenlänge

Die Software SCAI-MAPPER entstand aus der Notwendigkeit heraus, die Prognosegüte von Mehrphasenstählen in Crashberechnungen unter Berücksichtigung der Umformhistorie zu verbessern [FAT198]. Aus diesem Grund wurde im Jahr 2000 die Arbeitsgruppe „Crashsimulation von Karosserieteilen“ des FAT-Arbeitskreises 27 gegründet. Mit dem sich anschließenden Forschungsprojekt FAT198 unter der Beteiligung von Forschungsinstituten und Industriepartnern entstand ein herstellerunabhängiges Mapping-Tool zur Kopplung unterschiedlicher Umform- und Crash-Simulationsprogrammen durch Implementierung geeigneter Interpolationsverfahren und Bewertungskriterien [FAT198]. In [Sch07b, Wol09, Oec10] wird die Vorgehensweise und Funktionsweise dieses Mappers bezüglich

- Berechnung des Positionsabgleiches (Koordinatentransformation)
- Assoziationsregeln aufgrund topologischer und geometrischer Unterschiede (Elementform und –größe)
- Datentransfer in Ebenen- und Dickenrichtung (Interpolation zwischen Elementen, Knoten, Gauß- und Integrationspunkten)
- Interpolation und Datenübertragung skalarer Größen (Blechdicke, plastische Vergleichsformänderung) sowie tensorielle richtungsabhängige und invariante Größen (Dehnungen, Spannungen)

detailliert beschrieben. Weiterführende Anwenderberichte aus den Bereichen der Crashsimulation sind den Veröffentlichungen von [Zöl04, Wol09, Tak09, Cle09, Oec10] zu entnehmen. Nach [Ste12] weist die Elementform und –größe sowie die Übereinstimmung der Integrations- und Gaußpunkte einen entscheidenden Einfluss auf das Mappingergebnis auf. Weitere Schwierigkeiten bilden unterschiedliche Bauteilpositionen wie die Zieh- und Einbaulage des Ursprungs- und Zielnetzes. Hierfür muss zu Beginn eine Koordinatentransformation beider Netze durchgeführt werden.

In Abhängigkeit vom verwendeten FE-Solver wurden die Berechnungsgrößen im globalen oder lokalen Elementkoordinatensystem gespeichert. Im Falle der Datenübertragung von tensoriellen Größen bei unterschiedlichen Koordinatensystemen (Bezugssystem ist je nach Softwareprogramm unterschiedlich) sind weitere Koordinatentransformationen notwendig und die transformierten, richtungsabhängigen Ergebnisgrößen auf Plausibilität zu prüfen [Ste12, Eck12]. Ferner können aufgrund unterschiedlicher Netzgrößen die Ergebnisse bei der Datenübertragung wie Spannungsspitzen geglättet werden, wobei kritische Werte (wie beginnenden Risse) eventuell verloren gehen können [Ste12].

Zusammenfassend wurden in dieser Arbeit zur Datenübertragung an das Zielnetz folgende Anforderungen gestellt:

- Rekonstruktion des Zielnetzes auf Basis des Eingangsnetzes unter Beibehaltung der Diskretisierung (Netztopologie, Gauß- und Integrationspunkte)
- Übernahme der globalen Bauteilposition (Koordinatensystem)

Am Beispiel der Prozessbaugruppe wurden die skalaren Größen wie Blechdicke, plastische Vergleichsdehnungen sowie die Spannungstensoren für das Außen-, Innen- und Verstärkungsteil auf das Zielnetz der Strukturberechnung überführt. Die ist exemplarisch am Beispiel des Innenteils (IT) der Prozessbaugruppe in Abb. 5.36 anhand der übertragenen Vergleichsspannung aus PAM-STAMP (a) nach ABAQUS (b) dargestellt.

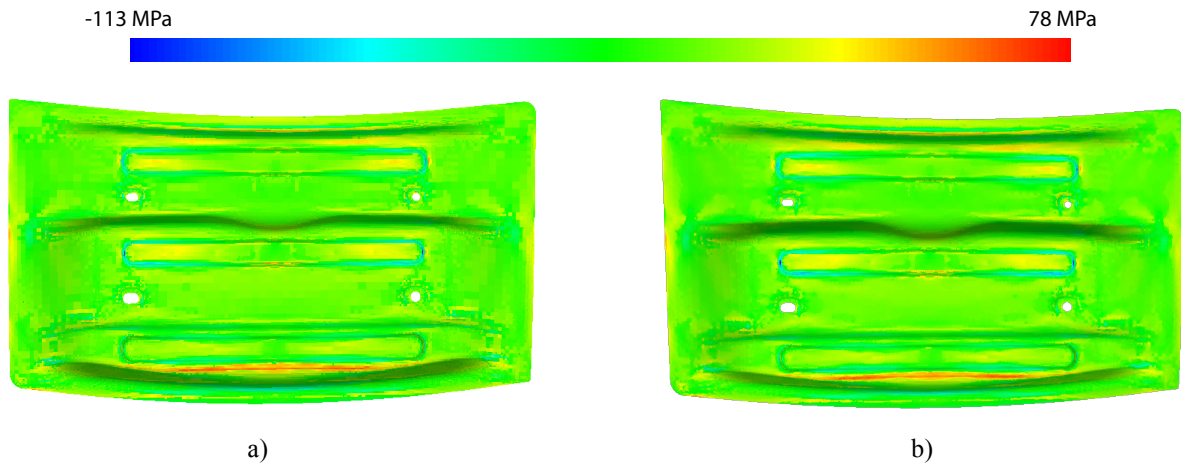


Abb. 5.36: Transformation der Berechnungsergebnisse aus PAM-STAMP (a) nach ABAQUS (b) am Beispiel der Vergleichsspannung des Innenteils (IT) mit der Software SCAI-MAPPER
 a) Simulationsergebnis nach Falzen aus PAM-STAMP
 b) Projizierte Ergebnisgröße für die Struktursimulation in ABAQUS

Die resultierende Formabweichung der Baugruppe am Beispiel der virtuellen Prozesskette ist in Abb. 5.37 dargestellt.

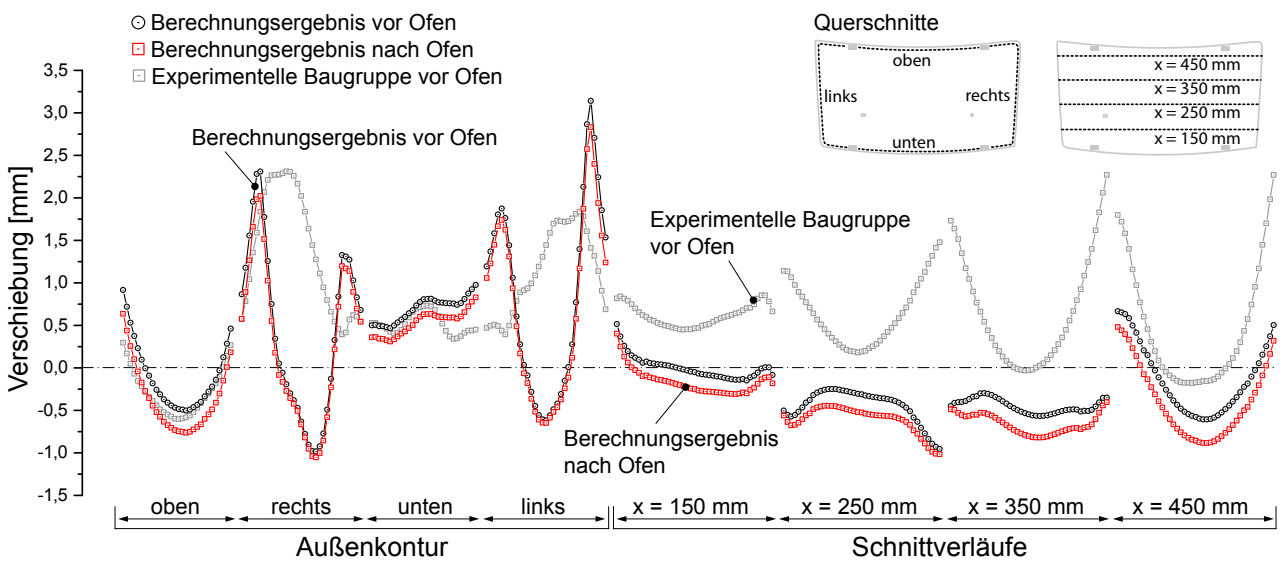


Abb. 5.37: Berechnungsergebnisse der bleibenden Formabweichung der virtuellen Prozesskette vor und nach dem Ofenprozess

Auffallend ist hierbei die abweichende Verformungscharakteristik der virtuellen Prozesskette bezogen auf die experimentellen Versuche in Kapitel 5.3. Besonderes Augenmerk liegt hierbei auf den Bereichen “rechts” und “links”, die wesentlich stärkere alternierende Formabweichungen im Bereich der Außenkontur im Vergleich zu den experimentellen Baugruppenversuchen aufweisen. Die Prozessveränderungen der Baugruppe aufgrund der Temperierung führten in den Bereichen der Außenkontur zu maximalen Abweichungen von $\Delta u_{rechts} = 0,3 \text{ mm}$ und $\Delta u_{links} = 0,32 \text{ mm}$ sowie in den Schnittverläufen mit $\Delta u_{x_{350}} = 0,28 \text{ mm}$. Die Berücksichtigung der skalaren und tensoriellen Berechnungsgrößen zeigten am Beispiel der Baugruppe „Karosserieanbauteile“ keinen signifikanten

Einfluss auf die bleibenden Formabweichungen nach dem Ofenprozess, da die thermomechanischen Belastungen der Baugruppe zu Beginn der Aufheizphase ein Vielfaches der initialen Spannungen nach dem Falzen betragen. Ferner lagen die Beanspruchungen unterhalb der Fließgrenze, sodass der Einfluss der plastischen Vergleichsdehnungen am Beispiel der Baugruppe ebenfalls keinen Einfluss zeigte. Dennoch zeigen reale Praxisbeispiele die Notwendigkeit zur Berücksichtigung der skalaren und tensoriellen Berechnungsgrößen vorgelagerter Prozesse auf. Gerade bei beul- und durchschlagkritischen Bauteilstrukturen ist der vorherrschende Spannungszustand zur Bestimmung des Bifurkationszeitpunktes entscheidend. Desweiteren sind plastische Vergleichsdehnungen bei hohen lokalen Beanspruchungen zur Bewertung der Fließgrenze und des viskoelastischen Materialverhaltens notwendig. Die plastischen Vergleichsdehnungen bestimmen darüber hinaus das Bake-Hardening- oder Ausscheidungshärtungsverhalten von Stahl- und Aluminiumlegierungen im Temperaturprozess [Alb12a, Ste12].

Das vorgestellte Beispiel zeigte jedoch, dass eine sequentielle Validierung nach jedem der abgebildeten Fertigungsschritte jeweils mit den realen Dimensionen der Bauteile notwendig ist. Dies bedeutet, dass die Prognose der thermomechanischen Prozessveränderungen im Lacktrocknungsprozess nur auf sequentiell validierten Daten aus vorgelagerten Prozessen bzw. Berechnungen sinnvoll ist. Aus diesem Grund wurden in den Folgeuntersuchungen die Teilschritte vor der Übergabe der Berechnungsergebnisse nach dem Falzen für die thermomechanische Bauteilanalyse im Ofen validiert. Dadurch war eine weitaus größere Übereinstimmung der Berechnungsergebnisse mit experimentellen Untersuchungen zu erwarten.

5.6 Validierung und Vergleich der Berechnungsvarianten

In der Gegenüberstellung der Berechnungsvarianten mit den experimentellen Versuchen aus Kapitel 5.3 fließen die Ergebnisse der Nominaldaten (E1) und der digital rekonstruierten Bauteildaten (E2) ein. Die Berechnungsergebnisse der virtuellen Prozesskette (E3) wurden aufgrund der inkonsistenten Formabweichungen der Baugruppen vor der Temperierung von der Validierung ausgeschlossen, denn nach Abb. 5.37 wies die Baugruppe noch vor der Temperierung eine gänzlich andere bzw. stärkere Formabweichung als die Baugruppenvarianten der experimentellen Untersuchungen auf. Da die Baugruppenvarianten V2.1 und V2.2 aufgrund der unterschiedlichen Fügekonfiguration der Innengruppen unterschiedliche Steifigkeiten und Spannungszustände aufwiesen, wurden beide Varianten in Abb. 5.38 separat betrachtet und können nicht direkt miteinander verglichen werden.

In Abb. 5.38a sind die Berechnungs- und Messergebnisse der Baugruppenvariante V2.1 (mit Fügepunkten der B-Reihe) dargestellt. Die Auswertung der Baugruppe selbst erfolgte im gespannten

Zustand in der Messvorrichtung nach RPS-Ausrichtung. Die Gegenüberstellung der Berechnungsergebnisse in Abb. 5.38a zeigte ebenso, dass die bereits vorhandenen Formabweichungen nach dem Falzprozess, eine mehr als 10fach höhere maßliche Veränderung als nach der Temperierung betrug. Somit ist die Berücksichtigung der bereits vorhandenen Formabweichung der gefalzten Baugruppe am Beispiel der Baugruppe „Karosserieanbauteile“ aufgrund der stark veränderten Bauteilgeometrie zwingend notwendig.

Die Berechnungsergebnisse (E2) der Baugruppenvariante V2.1 wiesen eine relativ gute Übereinstimmung von $B(V2.1) = 0,9235$ auf (siehe Abb. 5.38c). Nennenswerte Abweichungen waren in den prognostizierten Amplituden in der Außenkontur sowie in den Schnittverläufen festzustellen, wodurch die Amplitudenänderung von $M_G = 0,2582$ (mit $P_G = 0,059$, $C_G = 0,2665$) resultiert. Der Bereich „oben“ zeigte in den experimentellen Untersuchungen einen wesentlich flacheren Verlauf und eine geringere Abweichung, jedoch im anschließenden Bereich „rechts“ eine sichtbar stärkere Formabweichung auf. Die maximalen Amplitudenabweichungen betragen hierbei $\Delta\delta_{\text{oben}} = 44 \%$, $\Delta\delta_{\text{rechts}} = 19 \%$ sowie $\Delta\delta_{x-250} = 24 \%$. Diese Abweichungen im Betrag der Amplituden waren jedoch den Wechselwirkungen der induzierten Spannungen nach dem Fügen der Innengruppe in Abb. 5.19 zuzuschreiben. Dennoch wurden die Abweichungsrichtungen qualitativ richtig wiedergegeben. Da die Berechnungsergebnisse (E2) auf Basis der digital rekonstruierten Oberflächendaten generiert wurden, werden ausschließlich die geometrischen Änderungen der vorgelagerten Fertigungsschritte hinreichend genau berücksichtigt. Die Baugruppen selbst sind zu Beginn der Temperierung in der Berechnung spannungsfrei.

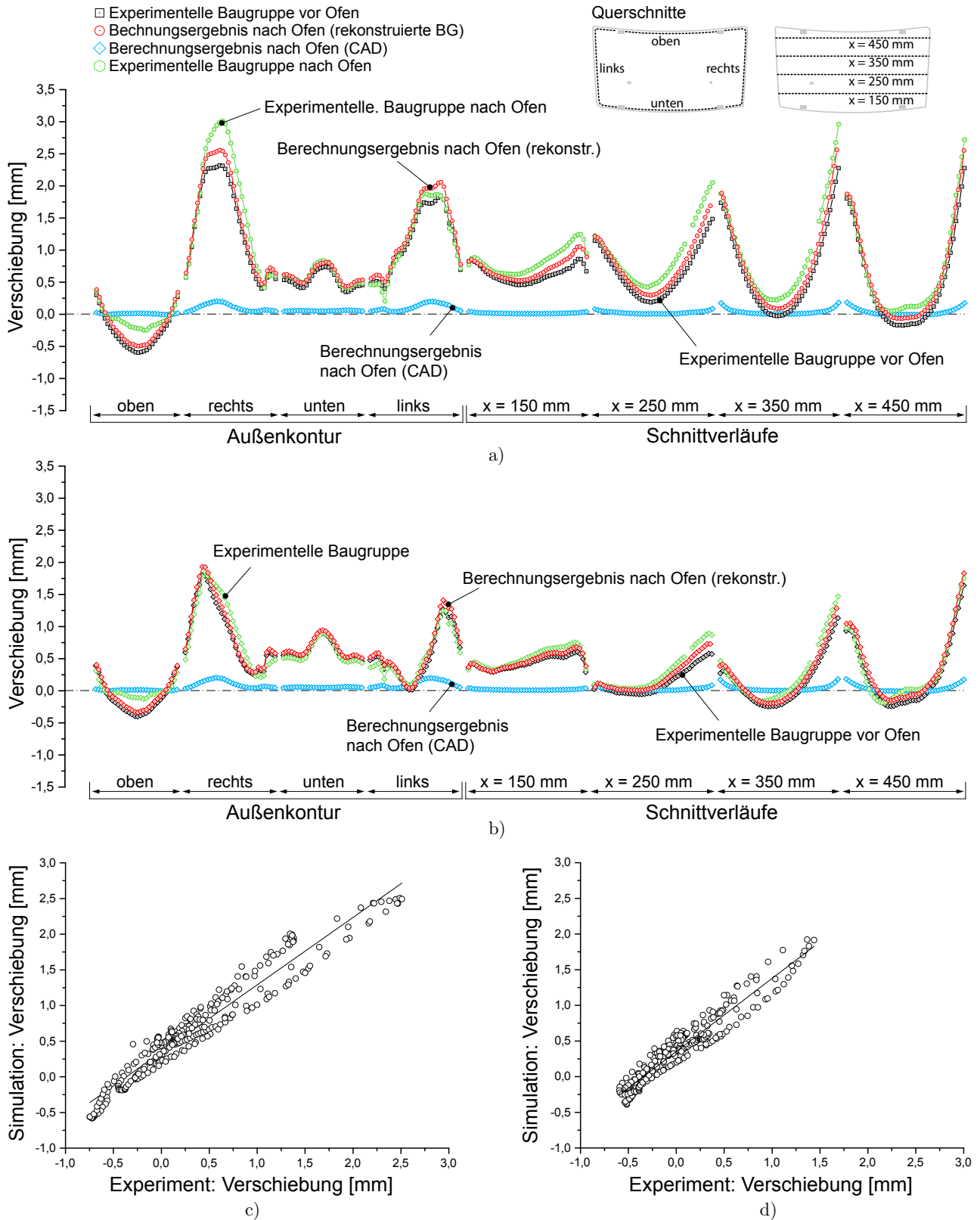


Abb. 5.38: Übereinstimmung der berechneten und experimentell erfassten Formabweichungen
 a) Übereinstimmungen der Baugruppenvariante V2.1 mit Fügepunkte der B-Reihe
 b) Übereinstimmungen der Baugruppenvariante V2.2 ohne die Fügepunkte der B-Reihe
 c) Korrelationsdiagramm der Formabweichung der BG V2.1
 d) Korrelationsdiagramm der Formabweichung der BG V2.2

Werden die Prozessveränderungen der Innengruppe zur gefalzten Baugruppe (siehe Kapitel 5.3.5) betrachtet, erfährt die Baugruppenvariante V2.1 eine relative Veränderung von $\Delta\delta_{V2.1} = 36,2\%$, wobei die Variante V2.2 im Bereich der Außenkontur lediglich um $\Delta\delta_{V2.2} = 4,7\%$ maßlich verändert wird. Die geringeren relativen Änderungen führen zu der Annahme, dass die vorhandenen Spannungen der Baugruppenvariante V2.2 im Vergleich zur Variante V2.1 auch faktisch wesentlich kleiner sind. Darüber hinaus stellt die Baugruppenvariante V2.1 die steifere Baugruppe beider Varianten dar, was zu stärkeren Bauteildeformationen im Ofenprozess und auch zu höheren klebstoffbedingten Formabweichungen durch die Abkühlung der Baugruppe führt. Der exakte Beitrag der induzierten Spannungen auf die resultierende Verformungsamplitude ist jedoch mit dem aktuellen Stand der Messtechnik nicht explizit messbar. Da die Baugruppenvariante V2.2 aufgrund der fehlenden Fügepunkte der B-Reihe eine geringere Steifigkeit (der Innengruppe) aufweist, ergibt sich daraus ein entsprechend Abb. 5.38b verändertes Deformationsverhalten (Streckung in Längsrichtung). Dieses Verhalten verdeutlichen auch die Geers-Kriterien in Form der Phasenverschiebung mit $P_G(V2.2) = 0,1282$ der Variante V2.2 im Vergleich zur Variante V2.1 mit der geringeren Phasenverschiebung von $P_G(V2.1) = 0,059$.

Darüber hinaus zeigen Untersuchungen nach [Dro12] den Einfluss realer Spannergeometrien (Kontaktflächen) und –positionen auf das Fügeergebnis in der Fügevorrichtung. Dieses Verhalten ist auch auf die Spannsituation der Messvorrichtung zu übertragen. Da in dieser Arbeit die Spannerpositionen auf Basis von CAD-Daten abgeleitet wurden, bildet die Berücksichtigung der realen Spannsituation einen weiteren notwendigen Berechnungsschritt in der Prozesskettensimulation. Somit lassen sich folgende Potentiale zur Steigerung der Prognosegüte aus den Baugruppenversuchen „Hutprofil“ und „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“ zusammenfassen:

- Verbesserte Charakterisierung der temperaturabhängigen Verbindungssteifigkeiten punktförmig mechanischer Fügeverbindungen im Ofenprozess durch experimentelle Versuche.
- Weiterführende Grundlagenuntersuchungen zur Bewertung des Einflusses von viskoelastischen Materialverhalten bei 6xxx Aluminiumlegierungen bei Prozesstemperaturen von bis zu 200 °C im Lacktrocknungsprozess
- Berücksichtigung von realen Spannergeometrien und –positionen
- Sequentielle Validierung nach jedem beteiligten Fertigungsschritt (Umformung, Beschnitt, Abstellen, Spannen beim Fügen, Fügen, Falzen, Spannen beim Messen, Temperierung)

5.7 Ableitung der Anwendungsgrenzen der vorgestellten Berechnungs- und Analyse- methode und Empfehlungen für die Anwendung auf Automobilkarosserien

Die vorgestellten Ergebnisse der Baugruppenversuche des Hutprofils (Kapitel 4) und der Prozessbaugruppe (Kapitel 5) zeigten auf, dass je nach Untersuchungsziel ausgedehnte Analysen auf Nominaldatenbasis gerechtfertigt sind oder Einflussgrößen aus vorgelagerten Fertigungsschritten unbedingt mitbetrachtet werden müssen. Somit sind thermomechanische Berechnungen auf Basis von Nominalgeometrien in der frühen Produktentwicklungsphase zur Bewertung von Karosseriekonzepten mit unterschiedlichen Materialpaarungen, von Fügekonzepten sowie das Verständnis des geometriebedingten Deformations- und Stabilitätsverhalten von Strukturen gerechtfertigt. Andererseits zeigten die Untersuchungen auch die Abhängigkeit der resultierenden Formabweichungen der temperierten Baugruppen von den vorhandenen Formabweichungen vorgelagerter Fertigungsschritte der gefügten Baugruppen auf. Somit sind Prognosen der maßlichen Veränderungen in Trocknungsprozessen immer in Abhängigkeit von den bleibenden und von den zuvor eingebrachten Formänderungen zu bewerten. Ist bereits eine vorhandene Formabweichung vor der Temperierung im Ofen größer als die eigentliche thermomechanische Bauteilveränderung im Ofen, so ist eine Kopplung zu vorhergehenden Fertigungsschritten im Sinne einer durchgängigen Berechnungsmethode (Prozesskettensimulation) zwingend notwendig. Daraus ergeben sich zukünftig für die thermomechanische Berechnungsmethode folgende Einsatzmöglichkeiten und Analyseszenarien in der frühen Phase auf Basis von CAD-Daten:

- Abbildung des thermomechanischen Deformationsverhaltens
 - Bewertung von maximalen Relativbewegungen und Eingrenzung der relevanten Bauteilbereiche
 - Analyse von möglichen Bauteilkollisionen (Nasskontakten)
 - Bewertung des Stabilitätsverhaltens von Außenhautbeplankungen unter thermischer Last (Beul- und Durchschlagsverhalten)
 - Bewertung von Bauteilbeanspruchungen (Plastische Formänderungen)
 - Prognose bleibender (klebstoffbedingter) Formabweichungen, sofern die thermische Beanspruchung gegenüber vorhandener Formabweichung dominant ist
- Detektion stark beanspruchter Verbindungen
 - Bewertung des Klebstoffverhaltens (Dehnung im un- und ausgehärteten Zustand)
 - Bewertung der Beanspruchung von punktförmigen mechanischen Fügeverbindungen

In weiterführenden Untersuchungen sind die mittels Nominalgeometrien erzielten Berechnungsergebnisse mit vorgelagerten Prozesssimulationen oder realen Messergebnissen zu vergleichen und

gegebenenfalls Folgeberechnungen durchzuführen. Die Auswahl der zu berücksichtigenden Fertigungsschritte muss hierbei bauteil-/baugruppenspezifisch erfolgen. Daraus leitet sich die Notwendigkeit ab, für kritische Bauteile entsprechende Lastfälle oder Prozesskettenuntersuchungen zu erarbeiten und weiter zu entwickeln. Dies führt zu folgender Vorgehensweise:

- Ableitung kritischer Bauteilbereiche aus bereits erfolgten Berechnungsergebnissen
- Erfassung von vorgelagerten Prozesseinflussgrößen aus validierten Prozesssimulationen oder messtechnische Ermittlung von realen Formabweichungen (siehe Kapitel 5.3 und 5.5.4)
- Kopplung der thermomechanischen Prozesssimulation mit vorgelagerten Prozesssimulationen oder gegebenenfalls Implementierung digital rekonstruierter Bauteildaten zur Berücksichtigung der spannungsfreien Formabweichungen (siehe Kapitel 5.5.3)

Aus den weiterführenden Untersuchungen können nun anlaufbegleitende Problemanalysen oder Produkt- oder Prozessoptimierungen abgeleitet werden, sofern die Berechnungsergebnisse aufgrund dominanter thermischer Effekte die realen Formabweichungen bestätigen. Den Transfer der Methodik zur Berechnung des thermomechanischen Bauteilverhaltens während der Lacktrocknung auf komplexe Karosseriemodelle wird im folgenden Kapitel 6 vorgestellt.

6 Transfer der Analysemethodik zur Produktabsicherung von Automobilkarosserien im Lacktrocknungsprozess

Die Umsetzung der validierten Berechnungsergebnisse aus den Kapiteln 4 und 5.4 sowie die Berücksichtigung der in Kapitel 2.3 beschriebenen Produkt- und Prozesseinflussgrößen

- Prozesstemperaturen (Aufheiz- und Abkühlkurven),
- Temperaturabhängiges Materialverhalten,
- Produktdesign bzw. Bauteilgeometrie,
- Fügetechnik (mechanische und thermische Füge- sowie Klebeverbindungen),
- Wechselwirkungen der Bauteilausdehnungen der Einzelteile in Bezug auf das Deformationsverhalten der Gesamtkarosserie sowie der
- Einfluss vorgelagerter Fertigungsschritte (Presswerk und Karosseriebau)

erfordern vor allem effiziente Berechnungsmethoden mit kurzen Berechnungszeiten zur Abbildung des Deformationsverhaltens umfangreicher Karosserieberechnungsmodelle und auch die Durchführung von Parameter- und Sensitivitätsstudien im Hinblick auf Optimierungsaufgaben.

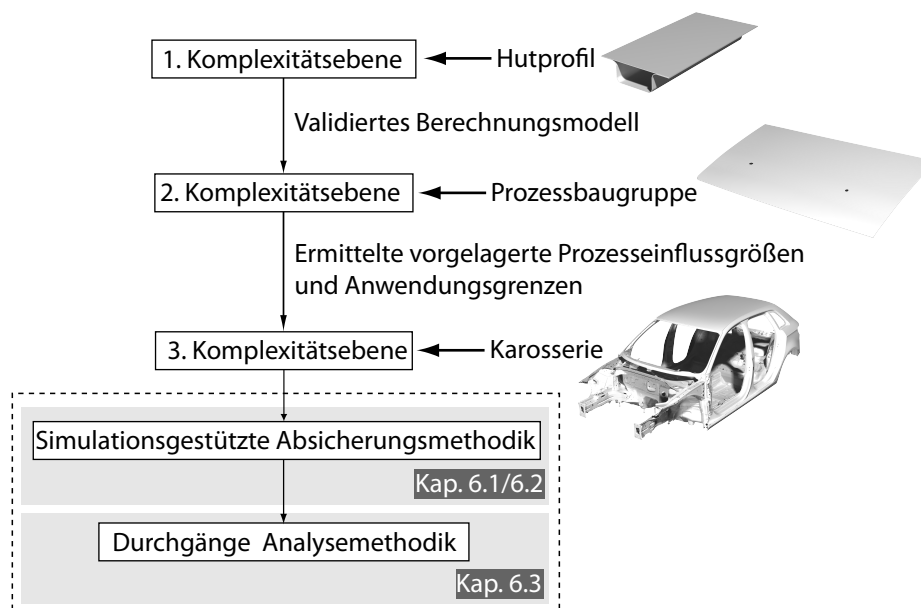


Abb. 6.1: Darstellung der Inhalte des Kapitels 6 in einer prinzipiellen Übersicht dieser Arbeit

In diesem Kapitel wird eine durchgängige Methode vorgestellt, die sowohl das Deformationsverhalten der Karosserie im Lacktrocknungsprozess in der frühen Entwicklungsphase prognostiziert als auch die Integration und Weitergabe von Produkteigenschaften bzw. resultierenden Formabweichungen an vor- und nachgelagerte Berechnungsschritte ermöglicht.

6.1 Absicherung der $\Delta\alpha$ -Problematik im frühen Entwicklungsprozess

Bereits in der Konzeptentwicklung zum Zeitpunkt erster Geometrie- und Verbindungsdaten einer Automobilkarosserie beginnt die simulationsgestützte Untersuchung der ersten Karosseriekonzepte hinsichtlich der $\Delta\alpha$ -Problematik im Rahmen der Entwicklungsabsicherung (siehe Abb. 6.2). Ziel dieser Untersuchungen stellt hierbei die Identifikation von möglichen Bauteildeformationen und Verbindungsbeanspruchungen in der frühen Entwicklungsphase dar, um potentielle kritische Bauteil- und Verbindungsbereiche im Rahmen von Konstruktionskonzepten der Karosserie frühzeitig zu vermeiden.

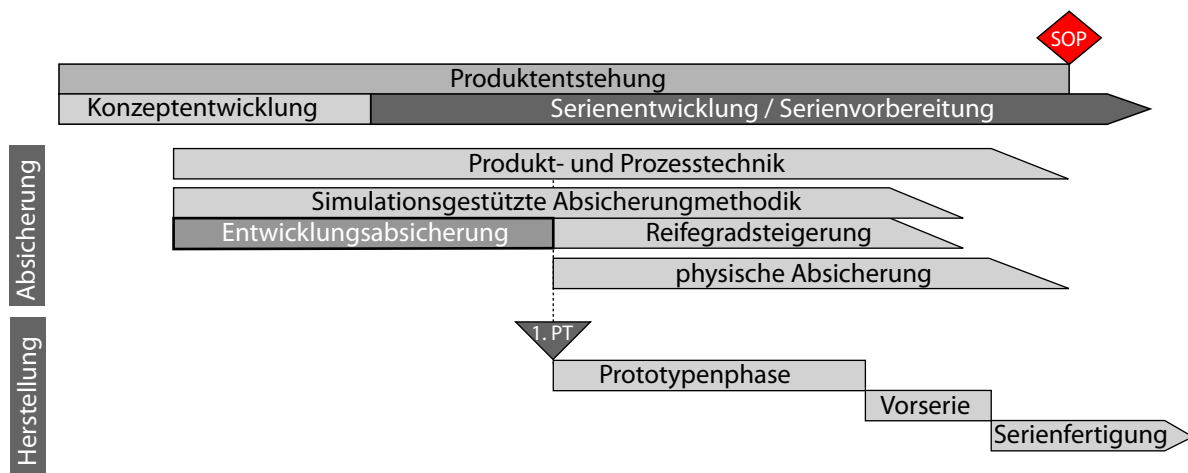


Abb. 6.2: Schematische Einordnung der frühen Entwicklungsabsicherung im Produktentstehungsprozess

Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Analysemethode sieht hierbei in der Phase der Entwicklungsabsicherung zwei grundlegende Berechnungsschritte vor:

- Berechnung des Gesamtkarosseriemodells zur Identifikation von Produktveränderungen
- Detail- und/oder gekoppelte Berechnungen an reduzierten Modellen (Submodellen)

Im ersten Schritt werden dabei die thermomechanischen Produktveränderungen im KTL-Trocknungsprozess auf Basis der CAD-Nominaldaten ermittelt. Anhand dieser Untersuchung werden somit konzeptionelle Themenstellungen hinsichtlich des Deformationsverhaltens von Strukturen aufgrund

- Wärmeausdehnungen und Relativbewegungen der Strukturen (Mono- und Mischbauweisen)
- der vorherrschenden Beul-/ Formstabilität (Geometrie) und auch der
- Anbindungssituation (Art und Position der Verbindungstechnik) bewertet.

Der Berechnungsprozess von umfangreichen Karosseriemodellen orientiert sich an dem in Abb. 6.3 dargestellten Schema. Ausgehend von den CAD-Nominaldaten (1) werden im Prozessschritt Modell-erstellung (2) die Berechnungsmodelle diskretisiert und in die entsprechende Eingangsformate des

jeweiligen Solvers für die Wärmeübertragungsberechnung (THESEUS-FE OVEN) und die thermomechanische Strukturberechnung (ABAQUS) konvertiert.

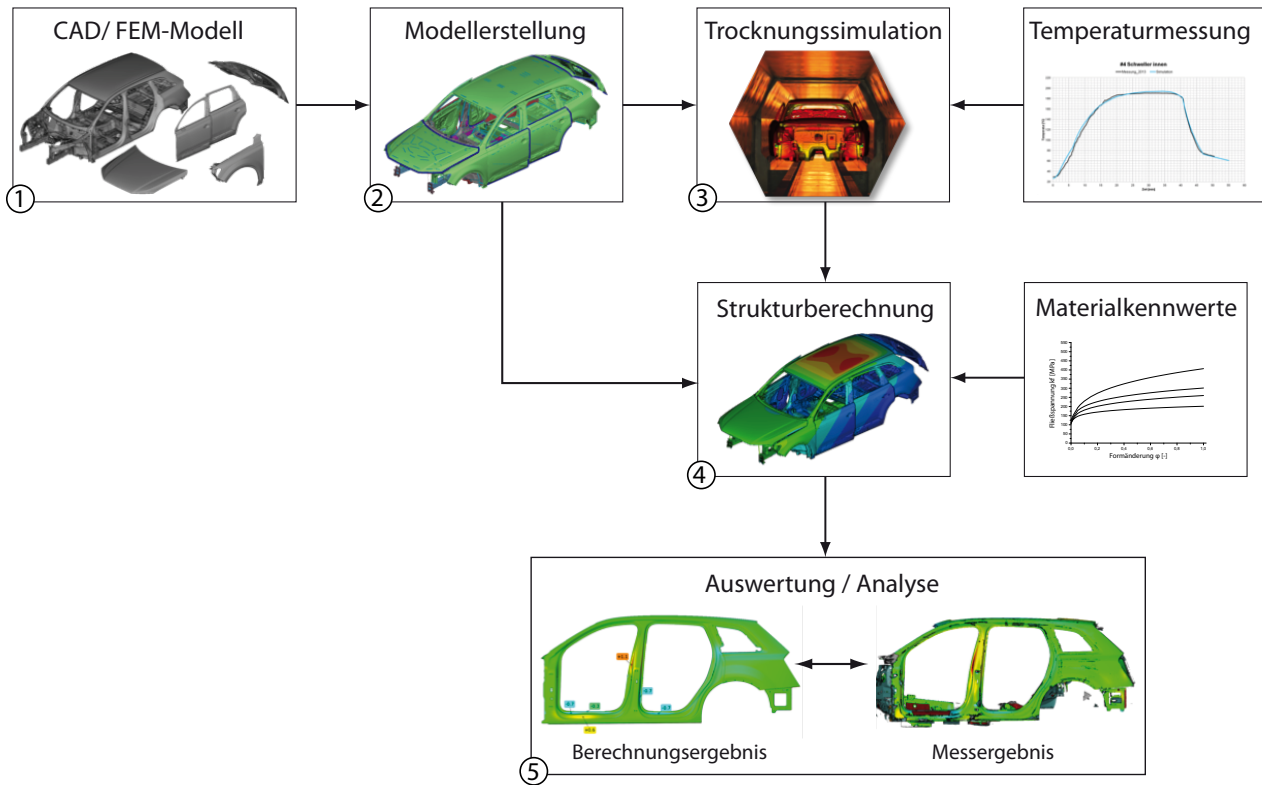


Abb. 6.3: Berechnungsprozess der thermomechanischen Struktursimulationen am Beispiel von Automobilkarosserien in prinzipieller Darstellung

Neben den Berechnungsergebnissen der Prozessschritte (3) und (4) folgt die eigentliche Auswertung der thermomechanischen Berechnungsergebnisse (Post-Processing) im Schritt (5). Hier werden sowohl die Berechnungsergebnisse der Wärmeübertragung als auch die Ergebnisse der Strukturberechnung visualisiert und ausgewertet. Ein Auszug des Untersuchungsportfolios ist in Abb. 6.4 für eine Automobilkarosserie schematisch dargestellt. Die Wärmeübertragungsberechnung in THESEUS-FE OVEN ermittelt dabei das transiente heterogene Temperaturfeld der Karosserie im KTL-Trocknungsdurchlauf zu jedem beliebigen Zeitpunkt. Auf Basis des Temperaturfeldes können anschließend in fortführenden Auswertungen die Haltezeiten zur Überprüfung der Prozessspezifikationen der KTL-Aushärtung sowie Materialaushärtungen wie das Aushärten (Bake-Hardening) von Stahlblechen, Ausscheidungshärtung von Aluminiumblechen oder der Vernetzungsgrad von Klebstoffen bewertet werden.

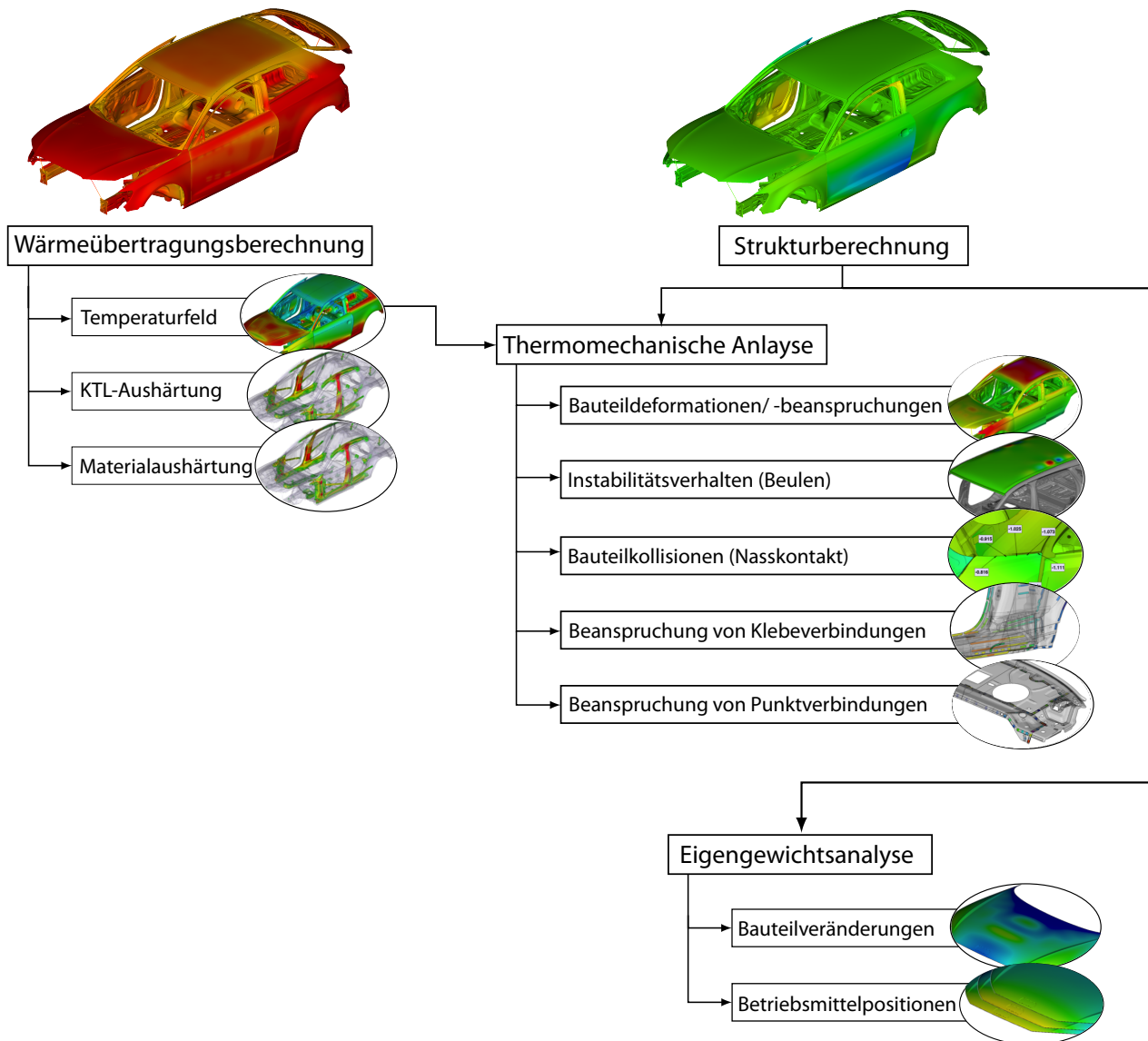


Abb. 6.4: Auszug des Analyseportfolios in der Phase der frühen entwicklungsbegleitenden Absicherung einer Karosseriekonstruktion

In der Strukturberechnung werden anhand des transienten Temperaturfeldes die thermomechanischen Produktveränderungen der Karosserie berechnet. Im ersten Schnitt werden hierbei die Bauteildeformationen/ -kollisionen (Nasskontakt) und das Instabilitätsverhalten im Ofenprozess sowie die resultierenden Formabweichungen im abgekühlten Zustand ausgewertet. Dabei wird zwischen klebstoffbedingten Formabweichungen und Bauteilveränderungen aufgrund hohen Strukturbeanspruchungen (plastischen Vergleichsdehnungen) unterschieden. Neben den thermomechanischen Bauteildeformationen können Relativbewegungen von Klebeflanschen sowie Beanspruchungen der Klebeverbindungen im un- und vollvernetzten Zustand ausgewertet werden. Analog hierzu werden die Beanspruchungen punktförmig thermischer und mechanischer Fügeverbindungen bewertet.

Darüberhinaus werden bereits auf Basis der CAD-Nominaldaten Produktveränderungen unter Eigen- gewicht sowie die resultierenden Wechselwirkungen unter Temperaturbeanspruchungen wie beispielsweise zur Auslegung von Lackbetriebsmitteln (Anzahl und Position) zur Anstellung der Frontklappe im KTL-Durchlauf untersucht. Weiterführende Berechnungen hinsichtlich Varianten- berechnungen oder Sensitivitätsanalysen erfordern jedoch zusätzliche Methoden der Modell- oder Rechenzeitreduktion. Da Variantenberechnungen sich auf einen bestimmten Bereich der Karosserie oder einem ausgewählten Anbauteil beziehen, ist es unnötig in jedem Berechnungsschritt die gesamte Fahrzeugkarosserie zu berechnen. Hierzu genügt der relevante Bauteilbereich unter Berücksichtigung der Randbedingungen (Übertragung der Bewegungen und Kräfte der angrenzenden Bau- teile aus den Gesamtfahrzeugbewegungen. In [Nas10] wird in diesem Zusammenhang die Methode der Submodelltechnik beschrieben, die zur Kopplung eines feinvernetzten Detailbereichs an einen grobvernetzten Bauteilbereich verwendet wird. Diese Methode soll im Folgenden zur Reduktion des Berechnungsmodells angewendet und hinsichtlich der Einsetzbarkeit in der entwicklungs- begleitenden Absicherung bewertet werden.

Erweiterung der Berechnungsmethode durch Anwendung der Submodelltechnik

Nach [Pap98, Nas10] bietet die Submodelltechnik eine effiziente Analysemethodik mit verkürzten Rechenzeiten sofern (lokale) Bereiche in einem Gesamtsystem (globales System) detailliert untersucht werden sollen. Die Methodik stützt sich hierbei auf zwei Schritte [Nas10]:

- Globale Berechnung des Gesamtmodells (vergleichsweise grobes FE-Netz)
- Berechnung fein vernetzter Detailbereiche, die durch Randbedingungen des globalen Modells definiert werden

Am Beispiel der Automobilkarosserie in Abb. 6.5 stellt die Berechnung auf Basis der CAD-Nominalgeometrie das globale Modell dar. Das Submodell wird im folgenden Beispiel aus der linken Türe des Gesamtkarosseriemodells gebildet. Da die Türe mittels Türscharniere an die Karosserie angebunden ist, resultiert die Belastung aus dem transienten, heterogenen Temperaturfeld und der Gesamtfahrzeugbewegung, die über die Scharnierflächen auf die Türe übertragen werden. Für die Anwendung der Submodelltechnik bedeutet das, dass sowohl das Temperaturfeld als auch die Gesamtfahrzeugbewegung des globalen Modells in Form von Randbedingungen übertragen werden müssen. Nach [Nas10, Aba12a] können hierzu Verschiebungs- und/ oder Krastrandbedingungen zur Definition von Submodellen eingesetzt werden. Am Beispiel der Türe (siehe Abb. 6.5) wird die Verschiebung der Anbindungsgebiete durch Verschiebungsrandbedingungen an die sogenannten Steuerknoten (Driven Nodes) übergeben.

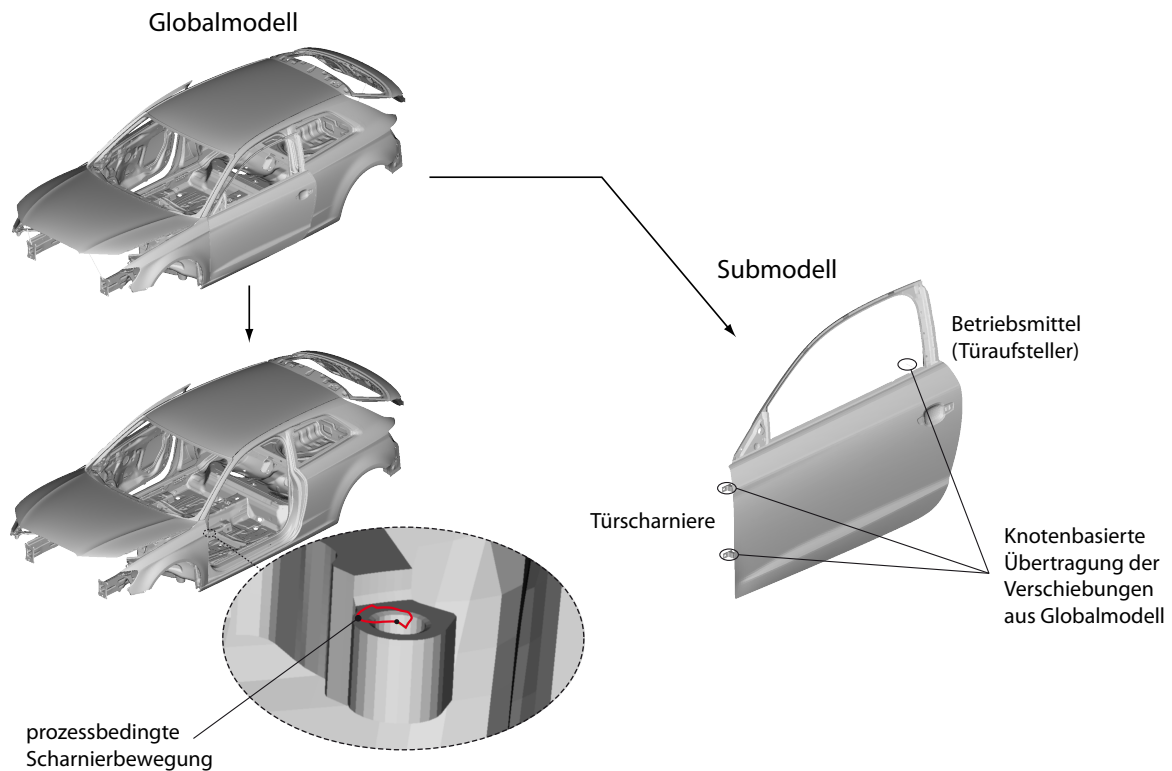


Abb. 6.5: Ableitung des Submodells aus dem globalen Gesamtmodell und berechnete, prozessbedingte Scharnierbewegung (roter Umriss)

Die flexible Anwendung von Submodellen zeichnet sich dabei nach [Nas10] durch

- Räumliche Interpolation (Ränder des Submodells können auch innerhalb von Elementen des globalen Modells liegen),
- Zeitliche Interpolation (unterschiedliche Last- bzw. Zeitschrittsteuerung),
- Verwendung verschiedener Elementtypen (Volumenmodell kann ein Schalenmodell antreiben, wobei Rotationsfreiheitsgrade in äquivalente Verschiebungsfreiheitsgrade umgerechnet werden) sowie
- Anwendung unterschiedlicher Analysearten (dynamischer Analyse auf globaler Ebene und statische Analyse im Submodell oder umgekehrt)

aus. Ferner beschreibt [Nas10] den Einfluss bzw. die Wahl der Ränder des Submodells auf das Berechnungsergebnis, die durch [Tem11b*] am Beispiel der Baugruppe „Hutprofil“ bestätigt werden. Somit bestehen folgende Anforderungen zum Einsatz der Submodelltechnik:

- Festlegung der Ränder (Schnittbereichen) in Bereichen geringer Spannungsgradienten
- Verifikation bzw. Visualisierung der Verschiebungen und/ oder Spannungen an den Rändern (Spannungssprünge zwischen globalem und Submodell dürfen nicht auftreten)

Auf Basis dieser Anforderungen wird das Entscheidungsschema in Abb. 6.6 definiert. Denn erst wenn das Submodell das Deformationsverhalten des Globalmodells phänomenologisch korrekt abbildet, ist die Anwendung des Submodells für Detail- oder Variantenrechnungen zulässig. Zeigt die Verifikation keine Übereinstimmung, so sind die Positionen der Schnittbereiche sowie die Verschiebungs- und/ oder Krafrandbedingungen zu überprüfen und gegebenenfalls zu verändern. Ist dennoch keine Übereinstimmung (aufgrund signifikanter Wechselwirkungen) erzielbar, so ist das Submodell für die angestrebte Untersuchung nicht zulässig, bzw. nicht geeignet.

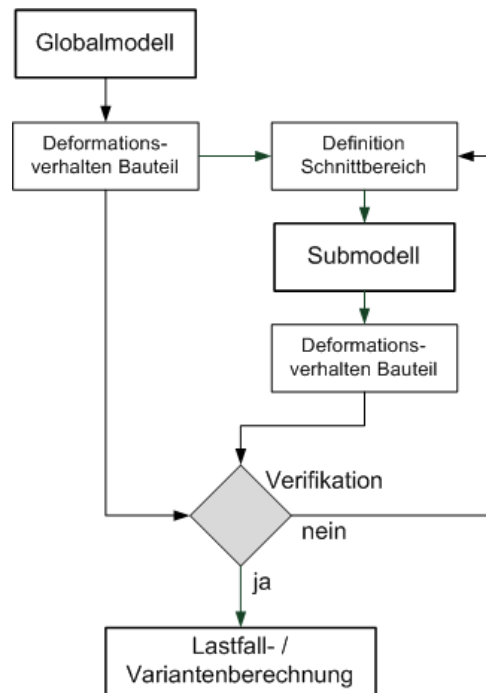


Abb. 6.6: Erarbeitetes Entscheidungsschema zur Festlegung der Randbedingungen und Abbildung des Deformationsverhaltens zur Anwendung der Submodellmethode

Wird das Submodell in der Verifikation mit den Berechnungsergebnissen des globalen Modells bestätigt, so kann die Berechnungsmethode entsprechend Abb. 6.7 erweitert werden. Da das reduzierte Submodell die notwendigen Randbedingungen (Temperaturfeld und Gesamtfahrzeugbewegung) für die Untersuchung aus dem globalen Modell bezieht, können automatisierte Parameterstudien, wie beispielsweise die Falzstoßpunktvariation (siehe Kapitel 6.2) sowie Sensitivitätsstudien zum Beispiel im Bezug auf die Ermittlung der Haupteffekte einer bleibenden Formabweichung, direkt am effizienten Submodell aufgrund der stark reduzierten Rechenzeiten (Minimierung der Freiheitsgrade) durchgeführt werden. Ein konkretes Anwendungsbeispiel der Submodelltechnik wird anhand der linken Türe in Kapitel 6.2 vorgestellt.

Die Eingangsparameter der Berechnungsvarianten können durch diskrete Variablen (beispielsweise Blechdicke) sowie Geometrie-/ Formparameter (Radien, Krümmung, Geometrielemente) gezielt

variiert werden. Durch die Ableitung einer oder mehrerer Zielgrößen aus den Berechnungsergebnissen können automatisierte Sensitivitätsstudien mittels statistisch abgesicherter Versuchspläne durchgeführt werden [Töp07, Sie10]. Sind die signifikanten Einflussparameter ermittelt, so werden Optimierungsaufgaben zur Maximierung bzw. Minimierung einer oder mehrerer Zielgrößen (beispielsweise Formabweichung) durch Variation der Modellparameter (Blechdicke, Material, Verbindungsarten, -steifigkeiten, -positionen) möglich.

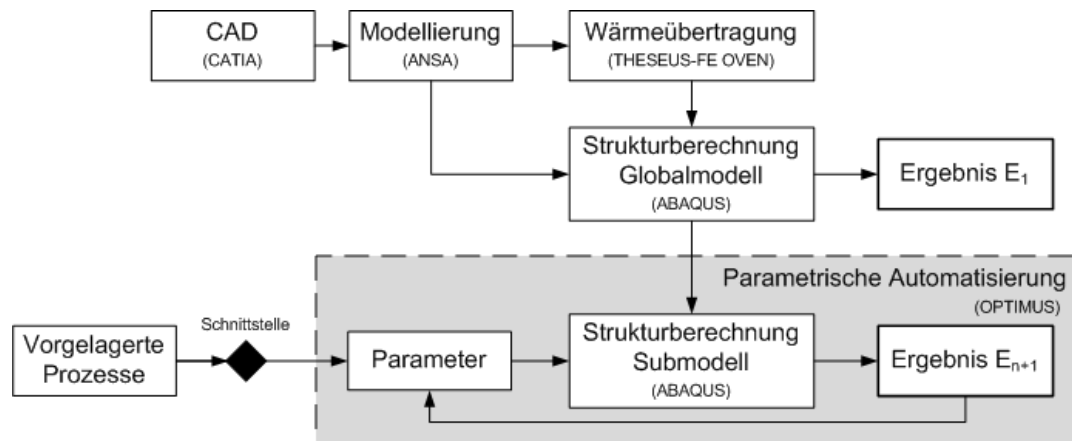


Abb. 6.7: Varianten- und Sensitivitätsanalysen für Karosseriestrukturen unter Anwendung der Submodelltechnik

Neben der Variation diskreter Variablen und Geometrieparametern können in Submodellen für ausgewählte Bauteile die Eigenschaften sowie resultierenden Formabweichungen vorgelagerter Prozessschritte berücksichtigt werden. Hierfür ist jedoch der Einsatz von Schnittstellen zur Netzmodifikation und Übertragung von skalaren und tensoriellen Ergebnisgrößen durch Mapping entsprechend Kapitel 5.5.4 erforderlich.

6.2 Simulationsgestützte Reifegradsteigerung im Anlaufprozess

Mit Beginn der Herstellung des ersten physischen Prototypen zur Eigenschaftserprobung endet die Phase der simulationsgestützten Entwicklungsabsicherung und mündet in die Phase der simulationsgestützten Reifegradsteigerung (siehe Abb. 6.8). In der Phase der „Reifegradsteigerung“ wird die simulationsgestützte Analysemethodik zur anlaufbegleitenden Reifegradsteigerung zur Erreichung der Qualitätsziele eingesetzt. Da mit den ersten physischen Prototypen auch Messergebnisse hinsichtlich der Maßhaltigkeit der Einzelteile und Prozessmessungen der Karosserien entlang des Fertigungsprozesses zur Verfügung stehen, können bleibende Formabweichungen aufgrund der $\Delta\alpha$ -Problematik sowie die Wechselwirkungen durch vorgelagerte Prozessschritte im Lacktrocknungsprozess detailliert messtechnisch erfasst und bewertet werden.

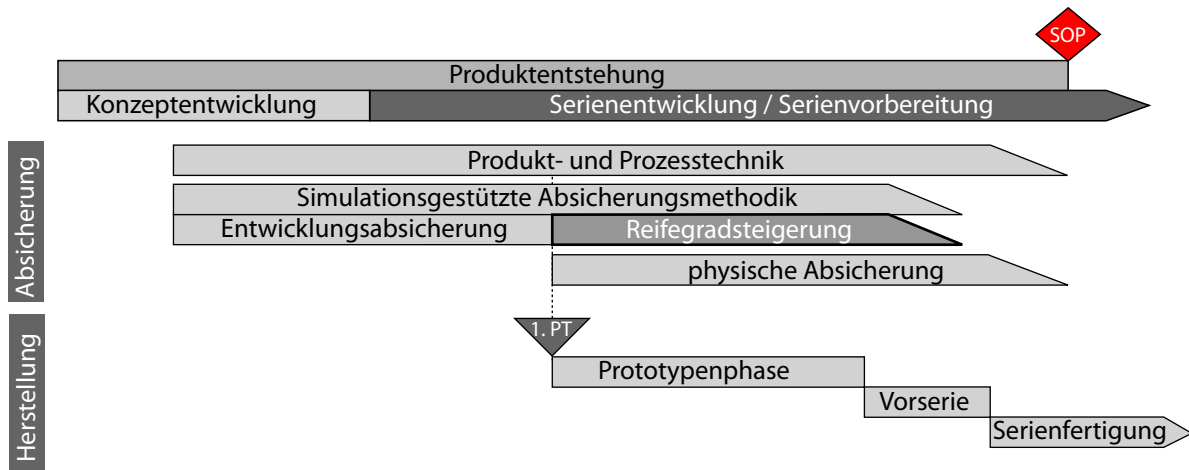


Abb. 6.8: Schematische Einordnung der anlaufbegleitenden Prozesssimulationen zur Reifegradsteigerung einer Automobilkarosserie

Zeigen die realen Messergebnisse fertigungsprozessbedingte Formabweichungen nach der KTL-Trocknung auf, können mit Hilfe der Prozesssimulation vorab Maßnahmen simulativ auf ihre Wirksamkeit bewertet werden, bevor zeit- und kostenintensive Bauteilversuche an den realen Prototypenkarosserien durchgeführt werden müssen. Diese Vorgehensweise wird im Folgenden exemplarisch am Beispiel eines Karosserieanbauteils (siehe Abb. 6.9) beschrieben.

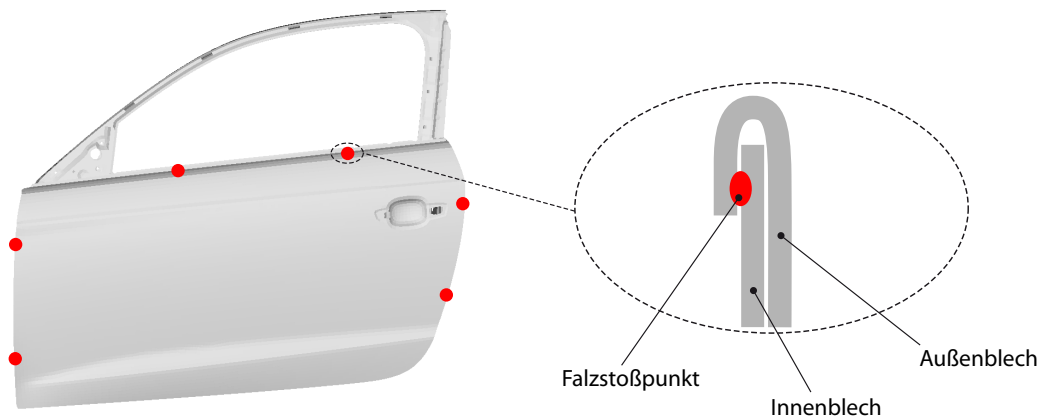


Abb. 6.9: Darstellung der Falzstoßpunktpositionen an einer Tür als Ausgangsbasis für Optimierungsaufgaben zur Minimierung der bleibenden Formabweichung nach der KTL-Trocknung

Ausgangsbasis dieser Untersuchung stellt die gemessene Bauteilabweichung der Tür nach der KTL-Trocknung dar. Mit Hilfe der Prozesssimulation soll auf Basis des aktuellen Qualitätsstandes der Einfluss der Positionierung der Falzstoßpunkte (thermisches Fügeverfahren) auf die bleibende Formabweichung nach dem Ofendurchlauf berechnet und bewertet werden. Die Falzstoßpunkte dienen hierbei der Fixierung des Türinnenbleches mit dem Türaußenblech als Handhabungs- und Transportsicherheit, da im Karosseriebau der Klebstoff noch nicht ausgehärtet ist und somit ein Verschieben der beiden Bleche zueinander nicht verhindert werden kann. In diesem Fall ist das Ziel

der anlaufbegleitenden Prozesssimulation die Bestimmung der optimalen Falzstoßpunktpositionen bei gleichbleibender Anzahl in den vorgegebenen Falzbereichen, so dass die bleibende, globale Formabweichung der Türe im Lacktrocknungsprozess minimiert wird. Da für die Berechnung mehrere Varianten generiert werden, wird die bereits zuvor beschriebene Submodellmethodik (siehe Kapitel 6.1) angewendet. Die Rechenzeiten der jeweiligen Varianten können in diesem Fall um bis zu 90% im Vergleich zu einer Gesamtkarosserieberechnung gesenkt werden.

Da sowohl die Ausgangsmessung (Formabweichung durch Vergleich digitalisierter Oberflächen nach Kap. 4.3.1) als auch die Verifikationsmessung zur Bestätigung der favorisierten Berechnungsvarianten einer konsistenten Ausrichtungsmethodik unterliegen, werden auch die jeweiligen Berechnungsvarianten analog dieser Ausrichtungsmethode nach der RPS-Systematik ausgerichtet. Der Effekt der Ausrichtungsmethode ist exemplarisch an einer beliebigen Berechnungsvariante in Abb. 6.10 dargestellt. Die linke Variante (a) zeigt hierbei das Berechnungsergebnis des Submodells, das sowohl aus der Prozessveränderung der Türe, als auch aus Verschiebungen der Anbindungsgebiete (Scharniere) aufgrund der Prozessveränderungen der Gesamtkarosserie, resultiert. In Abb. 6.10 ist das identische Berechnungsergebnis mit einer identischen Skalierung der Legende dargestellt.

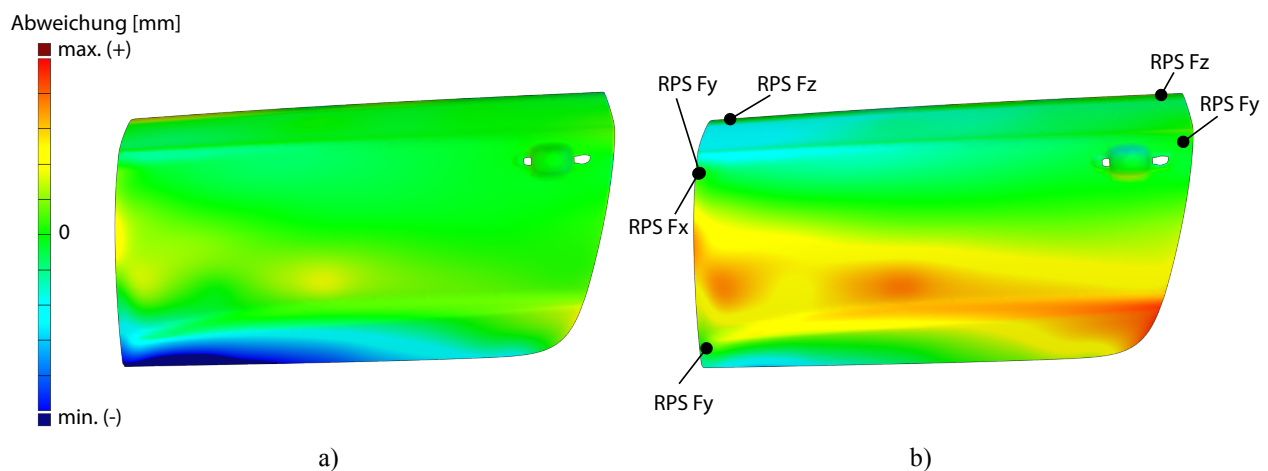


Abb. 6.10: Auswirkungen der unterschiedlichen Auswertungsmethoden am Beispiel einer Berechnungsvariante (Gesamtberechnungsmodell versus Referenz-Punkt-System (RPS) Ausrichtung entsprechend Kapitel 4.3.1)
 a) Darstellung der berechneten Formabweichung in der Gesamtkarosserie
 b) Darstellung der berechneten Formabweichung des Anbauteils in der RPS-Ausrichtung

Der Unterschied der linken zur rechten Darstellung beruht ausschließlich auf der Ausrichtungsmethode. Auf der rechten Seite ist das Berechnungsergebnis des Submodells abgebildet, das sowohl der maßlichen Veränderungen nach der Lacktrocknung als auch der Gesamtkarosserieverschiebung unterliegt. Auf der linken Seite ist das Berechnungsergebnis im Sinne einer Starrkörpertransformation nach dem Referenz-Punkt-System (RPS) in der Funktionsausrichtung der Türe ausgewertet. Da für den Anbau der Türe die rechte Variante nach RPS-Ausrichtung verbindlich ist, muss die Varianten-

optimierung zwingend unter Berücksichtigung der RPS-Ausrichtung erfolgen, um eine Verbesserung in den relevanten Anbindungsbereichen zu erhalten. Optimierungen auf Basis solcher Berechnungsergebnisse nach Abb. 6.10a können gegebenenfalls zu Fehlinterpretationen der relevanten Bereiche führen und sind daher nicht unmittelbar zielführend. Im Folgenden werden deshalb alle Variantenberechnungen nach der RPS-Systematik ausgewertet. Die eigentliche Optimierungsaufgabe zur Minimierung der bleibenden Formabweichung nach der Lacktrocknung erfolgt anhand von drei wesentlichen Schritten:

- I) Messtechnische Ermittlung des Qualitätsstandes des realen Bauteils (Prototypenbauteil)
- II) Durchführung der Berechnungsvarianten zur Ermittlung der optimalen Falzstoßpunktpositionen (nach RPS-Ausrichtung)
- III) Verifikation des Berechnungsergebnisses durch Messung des realen Bauteils

Diese drei Arbeitsschritte zur simulativen Optimierung der Falzstoßpunkte an einer Karosserietüre (Prototypenstand) ist in Abb. 6.11 dargestellt.

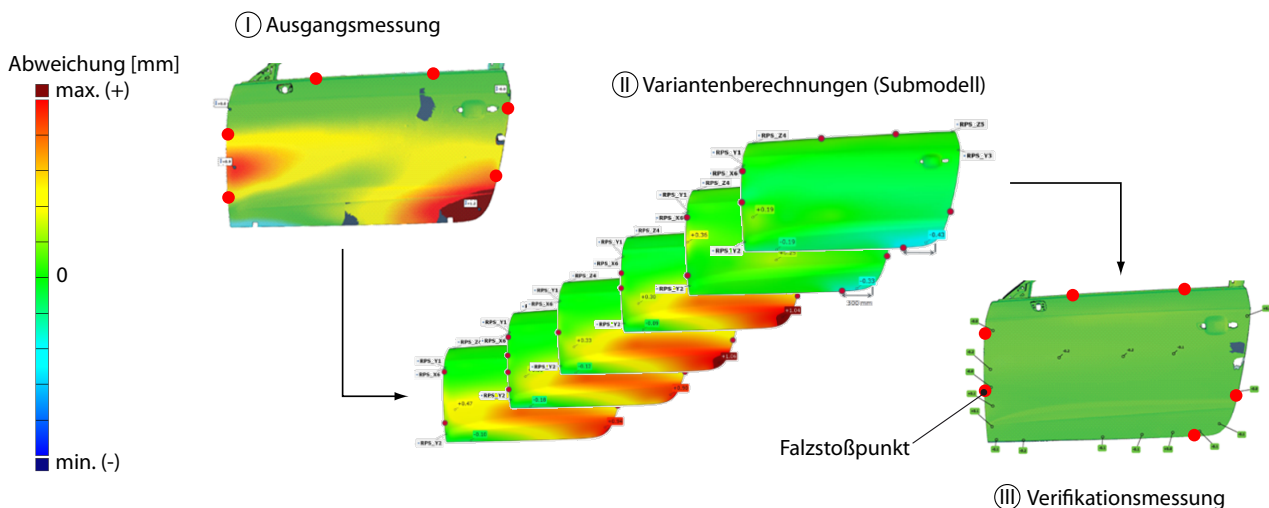


Abb. 6.11: Optimierung der Falzstoßpunktpositionen zur Minimierung der klebstoffbedingten Formabweichung im KTL-Trocknungsprozess

Bevor jedoch die Variantensimulationsrechnungen in Schritt II durchgeführt werden, ist der Abgleich der Referenzsimulation (II) zur **Ausgangsmessung (I)** zwingend erforderlich. Denn nur wenn die notwendige Referenzsimulation die Produktveränderungen aufgrund der Prozesseinflüsse hinreichend genau abbildet, kann eine simulationsgestützte Qualitätsoptimierung hinsichtlich der Maßhaltigkeit der Türe erfolgreich sein. Die eigentlichen Berechnungsvarianten im **Schritt II** nach Abb. 6.7 werden entweder erfahrungsbasiert oder anhand eines Optimierungsschemas mit Hilfe eines rechnergestützten Versuchsplanes (beispielsweise mit Hilfe von OPTIMUS) generiert. Am Beispiel der Türe sind in Abb. 6.11 sechs exemplarische Berechnungsergebnisse mit unterschiedlichen

Falzstoßpunktpositionen in Schritt II dargestellt. Das simulative Optimierungsergebnis mit geringster Formabweichung (nach RPS-Ausrichtung) wurde in realen Bauteilversuchen umgesetzt und im **Schritt III** anhand von Messergebnissen (digitalisierten Oberflächenvergleichen) verifiziert. In diesem Beispiel wurde mit Hilfe der simulationsgestützten Reifegradsteigerung die prozessbedingte bleibende Formabweichung nach der KTL-Trocknung der Türe aufgrund der Falzstoßpunkt-optimierung unter Berücksichtigung von Fertigungsrestriktionen (Zugänglichkeit der Fügezangen) um bis zu 87 % minimiert. Zudem wurden zeit- und kostenintensive iterative Bauteilversuche zur experimentellen Ermittlung der idealen Falzstoßpunktpositionen eingespart.

6.3 Durchgängige Analysemethodik zur Absicherung der $\Delta\alpha$ -Problematik im Entwicklungs- und Fertigungsprozess von Automobilkarosserien

Der entwicklungsphasenbezogene Einsatz der thermomechanischen Prozesssimulation zur Absicherung der $\Delta\alpha$ -Problematik in der frühen Entwicklungsphase (Kapitel 6.1) sowie die simulationsgestützte Reifegradsteigerung (Kapitel 6.2) werden in diesem Kapitel zu einer durchgängigen Absicherungsmethodik mit dem Ziel der vorgelagerten Fehlererkennung und –abstellung in Abb. 6.12 zusammengefasst.

Mit Beginn der Entwicklungsabsicherung in (1) werden zunächst konzeptionelle Untersuchungsschwerpunkte der Fahrzeugkarosserien im Lacktrocknungsprozess auf dieser Arbeit entwickelten Untersuchungsmethodik simulativ identifiziert. Die detektierten Bereiche werden wiederum in Detailuntersuchungen mittels der Submodelltechnik (2) analysiert. Hierbei wird die Prozesssimulation je nach Aufgabenstellung durch vorgelagerte Fertigungsschritte mittels Prozesskettensimulationen (analog Kapitel 5.5.4) erweitert.

Mit der Herstellung des ersten Prototypes eines neuen Fahrzeuges mündet die Phase der simulativen Entwicklungsabsicherung in Abb. 6.12 in die Phase der simulationsgestützten Reifegradsteigerung. Durch fertigungsbegleitende Bauteilmessungen werden die Produktveränderungen entlang der gesamten Fertigungsprozesskette vom Einzelteil über das Fügen von Baugruppen im Karosseriebau bis hin zur lackierten Karosserie und fertig montierten Fahrzeug geometrisch ermittelt. Anhand der Messungen in (3) werden reale Randbedingungen (Temperaturfeld, Bauteilabweichungen durch vorgelagerte Fertigungsschritte) ermittelt und gegebenenfalls in der Prozesssimulation in (4) erweitert.

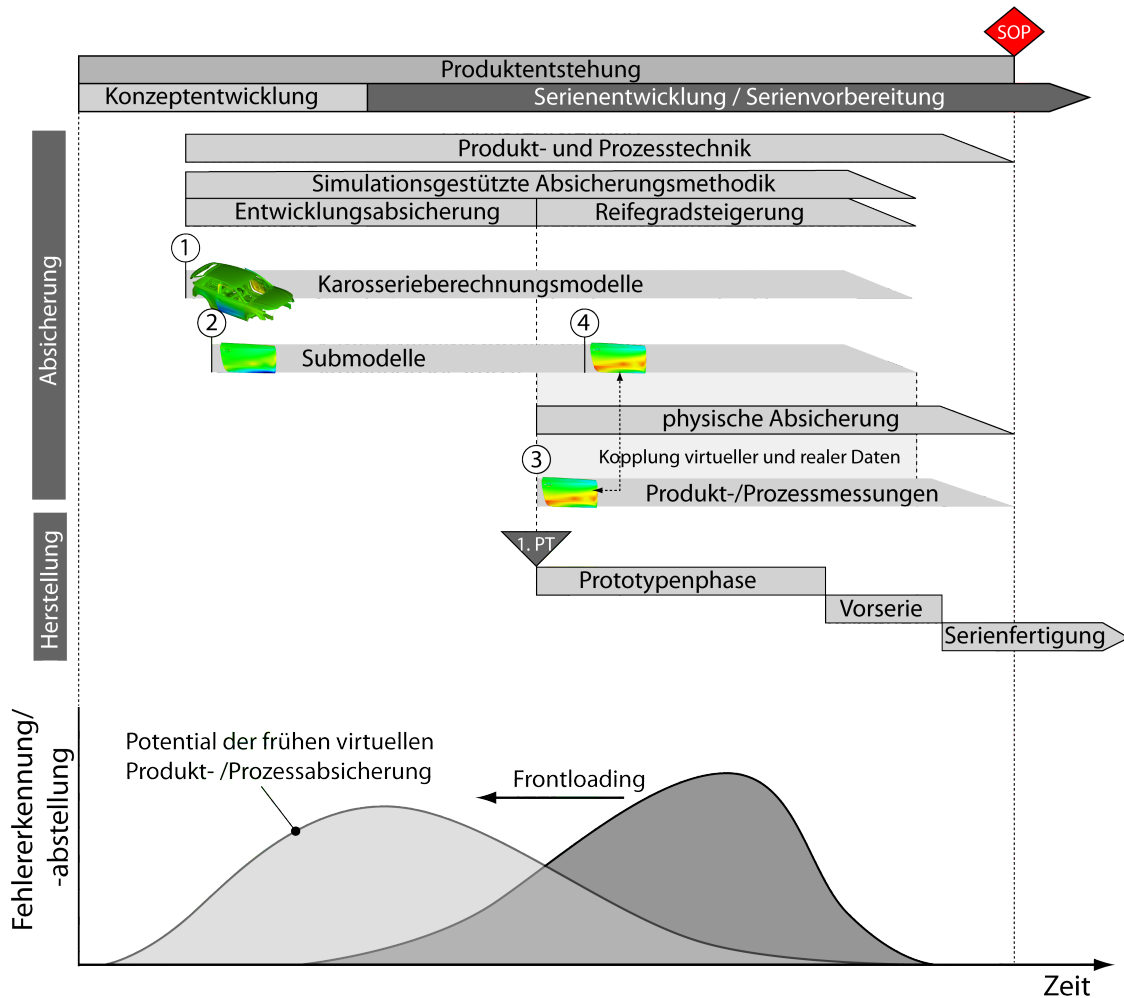


Abb. 6.12: Darstellung der durchgängigen und neuartigen simulationsgestützten Absicherungsmethodik zur Erkennung und Abstellung von Produktveränderungen im Lacktrocknungsprozess

Die Prozessmessungen in Bezug auf Oberflächendigitalisierungen der Karosserie entlang der Prozesskette (entsprechend Abb. 4.13) geben jedoch vor allem Aufschluss über vorhandene Eigenspannungszustände und Formabweichungen vorgelagerter Fertigungsschritte, die zu Wechselwirkungen im Lacktrocknungsprozess führen. Die realen Messungen (In-situ Deformationsmessung sowie der Vergleich digitalisierter Oberflächendaten) stellen stets die Summe aller vorhandenen Fertigungseinflussgrößen (Einzelteilschwankungen, induzierte Spannungszustände aufgrund von Fertigungsschwankungen, Fügepunktpositionen, etc.) dar. Wohingegen die Prozesssimulation eine gezielte Anzahl bekannter und implementierter Einflussgrößen berücksichtigt. Somit nehmen die realen Messergebnisse nicht nur die Funktion der klassischen Validierung der Prozesssimulationen ein, sondern dienen vielmehr auch als Instrument zur genauen Erfassung von Prozessschwankungen und Wechselwirkungen aus vorgelagerten Fertigungsschritten.

Die Auswahl der Messsysteme und die Integration der Messergebnisse in die Prozesssimulation orientieren sich dabei unmittelbar an den Untersuchungsumfang und an der jeweiligen Bauteilgröße.

Am Beispiel der Karosserietüre aus Kapitel 6.2 zur Untersuchung von deren Maßveränderungen im KTL-Trocknungsprozess orientiert sich die im folgenden dargestellte Untersuchungsmethodik daher an dem in Abb. 6.13 dargestellten Schema.

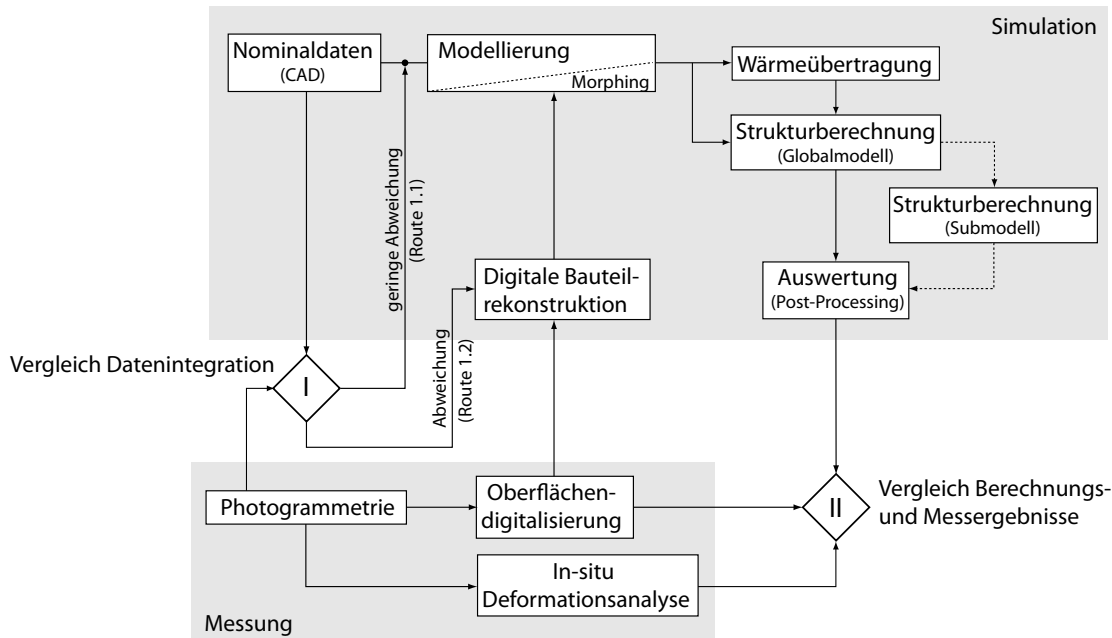


Abb. 6.13: Schema zur Verknüpfung von Mess- und Berechnungsergebnissen

Zu Beginn wird das (reale) Bauteil vor der KTL-Trocknungs mittels Photogrammetrie geometrisch erfasst und in einem Soll-Ist-Vergleich (Vergleich I) mit den Nominaldaten (CAD) verglichen. Existieren bereits Abweichungen eines Bauteils aufgrund von vorgelagerten Fertigungsschritten, die größer als die eigentliche Bauteilveränderung im KTL-Trocknungsprozess sind, werden digital rekonstruierte Bauteildaten anhand von Oberflächenscans in das Berechnungsmodell implementiert (Route 1.2). Sind die gemessenen Abweichungen vernachlässigbar gering, wird die Prozesssimulation bzw. die Variantenrechnungen auf Basis der Nominaldaten (CAD) analog der frühen Entwicklungsabsicherung in Kapitel 6.1 durchgeführt (Route 1.1).

Die Berechnungsergebnisse der thermomechanischen Analyse werden nach Abb. 6.13 im Vergleich II mit den (realen) Messergebnissen verglichen. Neben statischen Messungen zur Ermittlung der prozessbedingten Produktveränderungen durch Vergleich digitalisierter Oberflächendaten vor und nach dem Trocknungsprozess (analog Abb. 6.11) können flächen- und punktbasierte Messverfahren zur In-situ Deformationsanalyse (analog Kapitel 4.6) eingesetzt werden. Hierbei werden die räumlichen Punktpositionen der Photogrammetrie mit dem numerischen Berechnungsmodell verknüpft und ermöglichen so einen „Punkt zu Punkt“-Vergleich zu beliebigen Zeitschritten. Dieses Verfahren wurde in [Weh14*] erprobt und detailliert beschrieben.

Mit Hilfe der vorgestellten durchgängigen Analysemethodik können somit konzeptbedingte Produktveränderungen im Lacktrocknungsprozess bereits in der frühen Entwicklungsphase erkannt und genau berechnet werden. Mit dem Bau der ersten Prototypen wird die simulationsgestützte Analysemethodik durch Integration von realen Produkt- und Prozesseinflussgrößen erweitert. Somit werden zukünftig nicht nur Sensitivitäts- und Optimierungsstudien auf Basis der Nominaldaten möglich, sondern vorhandene Formabweichungen vorgelagerter Prozessschritte können ebenfalls relativ genau berücksichtigt werden. Darüberhinaus werden durch kontinuierliche prozessbegleitende Messungen Produkt- und Prozessschwankungen ermittelt und in Form von Randbedingungen und Einflussparametern in „Best- und Worst-Case“-Untersuchungen zur Bewertung der Prozessstabilität (Robustheit) hinsichtlich der Maßhaltigkeit der Fahrzeugkarosserien verwendet. Damit leistet die vorgestellte simulationsgestützte Analysemethodik einen wichtigen Beitrag zur frühen Produkt- und Prozessabsicherung von Mischbaukarosserien im Lacktrocknungsprozess und stellt somit zukünftig ein unverzichtbares Werkzeug im Problemlöseprozess dar.

7 Zusammenfassung

Neue Karosserieleichtbaukonzepte stellen nicht nur neue Herausforderungen an die beanspruchungsgerechte Materialauswahl und die Auslegung der Füge-technologien, sondern auch an den Fertigungsprozess selbst und dessen Absicherung. Im Rahmen dieser Arbeit wurden deshalb die Produktveränderungen von Fahrzeugkarosserien im Lacktrocknungsprozess ($\Delta\alpha$ -Problematik) untersucht. Da anmutungsrelevante Oberflächenveränderungen von Außenhautbeplankungen zu zeit- und somit kostenintensiven Änderungsschleifen in der Anlaufphase eines neuen Automobils führen können, sind virtuelle Methoden zur Erkennung und Bewertung möglicher Fehlerquellen von besonderem Interesse.

Im Stand der Technik wurden die phänomenologischen Einflussgrößen des thermomechanischen Verformungsverhaltens von Fahrzeugkarosserien im Lacktrocknungsprozess umfangreich beschrieben und aktuelle Konzepte der virtuellen und physischen Absicherung vorgestellt. Die aufgeführten Arbeiten zeigten zwar die mögliche Kopplung der einzelnen Prozesssimulationen im Fertigungsprozess mit der KTL-Trocknung durch Anwendung von Mapping-Algorithmen auf, der eigentliche Nachweis zur Notwendigkeit der Berücksichtigung vorgelagerter Fertigungsprozesse zur Vorhersage von bleibenden Formabweichungen nach der Lacktrocknung blieb ungeklärt. Ferner lagen keine ausreichenden experimentellen Untersuchungen an unterschiedlichen Baugruppen zur Bewertung des Einflusses von vorhandenen Formabweichungen vorgelagerter Fertigungsschritte und Wechselwirkungen aufgrund von Eigenspannungen auf das Deformationsverhalten von Baugruppen im KTL-Trocknungsprozess vor. Desweiteren existierten keine Handlungsempfehlungen oder Analysemethoden, die zwischen den jeweiligen Produktentstehungsphasen sowie den vorhandenen Produkt- und Prozessinformationen unterschieden.

Die Vorgehensweise dieser Arbeit zur Entwicklung einer durchgängigen simulationsgestützten Analysemethodik zur Untersuchung des thermomechanischen Bauteilverhaltens in Lacktrocknungsprozessen basierte auf Baugruppen mit unterschiedlichen Komplexitätsstufen aufgrund der unterschiedlichen Fragenstellungen hinsichtlich der Prognosegüte der thermomechanischen Berechnungsmethode, der Wechselwirkungen mit vorgelagerter Fertigungsschritten und die Anwendbarkeit der Analysemethode auf ganze Fahrzeugkarosserien.

Ausgangspunkt der prinzipiellen Untersuchungen bildete die „spannungsfreie“ Baugruppe „Hutprofil“. Hierbei wurden grundlegende Voruntersuchungen zur Qualifizierung der Messmethoden im Hinblick auf die experimentellen Untersuchungen vorgenommen. Neben der Temperaturmessung stand die Ermittlung des in-situ Deformationsverhaltens unter realen Versuchsbedingungen im Fokus der Untersuchungen. Als Handlungsfeld wurde hier die entkoppelte

Ermittlung thermischer und mechanischer Bauteil deformungen identifiziert und in diesem Zuge ein kompaktes Messsystem auf Basis von Dehnungsmessstreifen (DMS) und PT1000 Temperatursensoren entwickelt, das die Aufzeichnung von thermomechanischen Bauteil deformungen und Temperaturen an ausgewählten Bereichen während des Ofendurchlaufs ermöglicht.

Da die Validierung von numerischen Berechnungsergebnissen anhand experimenteller Untersuchungen, eindeutiger und reproduzierbarer Vorschriften bedarf, wurden unterschiedliche konsistente Auswertungsmethoden in Abhängigkeit der eingesetzten aktiven und passiven 3D-Messverfahren erarbeitet. Ergänzend wurden hierzu erweiterte Oberflächenevaluierungsverfahren und formbeschreibende Metriken eingeführt.

Als notwendige Eingangsgröße der numerischen Parameterstudien wurden die mechanischen Eigenschaften der verwendeten Aluminium- und Stahlwerkstoffe charakterisiert. Die Ermittlung der temperaturabhängigen Materialkennwerte erfolgte hierbei in Anlehnung des KTL-spezifischen Temperaturprofils. Neben der Ermittlung der temperaturabhängigen Fließkurven mit sinkender Streckgrenze bei steigender Temperatur in der Aufheizphase wurde der Einfluss der Ausscheidungshärtung von Aluminiumlegierungen auf die Fließkurvenänderungen während der Haltezeit aufgezeigt.

Die anschließenden numerischen und experimentellen Untersuchungen an der Baugruppe „Hutprofil“ führten zu dem eindeutigen Nachweis, dass die in dieser Arbeit verwendete Berechnungsmethodik zur Vorhersage der thermomechanischen Bauteil deformationen im Lacktrocknungsprozess geeignet ist. Dabei identifizierten die durchgeführten numerischen Parameterstudien einen signifikanten Einfluss der numerischen Ersatzmodelle der Fügeverbindungen auf das Deformationsverhalten der Baugruppe. Dementsprechend wurden in den experimentellen Versuchen Baugruppen unterschiedlicher Verbindungssteifigkeiten und –nachgiebigkeiten realisiert, die den signifikanten Einfluss der Verbindungstechnik eindeutig bestätigten. Die Validierung der Berechnungsergebnisse zeigte somit hohe Übereinstimmungen der steifen Schraubenverbindung und eine hinreichend genaue Abbildung des Deformationsverhaltens der genieteten Baugruppen aufgrund der Nachgiebigkeiten und der Verkipfung der Nieten bei maximaler Belastung. Die Validierung der Berechnungsergebnisse identifizierte somit weitere Handlungsfelder hinsichtlich der Charakterisierung und Kalibrierung der temperaturabhängigen Verbindungseigenschaften (Steifigkeiten) neuer Fügeverbindungen und Ableitung geeigneter Ersatzmodelle für den Einsatz in umfangreichen Gesamtkarosseriemodellen. Ferner zeigten die experimentellen Bauteilversuche die Notwendigkeit zu weiterführenden Untersuchungen des viskoelastischen Materialverhaltens von Aluminiumblechlegierungen im KTL-Trocknungsprozess und die Implementierung geeigneter Materialmodelle in die Prozesssimulation auf.

Auf der nächsten Komplexitätsebene der numerischen und experimentellen Untersuchungen wurden Prozesseinflussgrößen anhand der „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“ nach [Eck12] bestehend aus einer geclinchten Innengruppe zweier Aluminiumblechteile und ein geklebtes und rollgefalztes Aluminiumaußenhautbauteil bewertet. Da sich die Prozesskettenbaugruppe besonders durch die hohe Variabilität der einstellbaren Produkt- und Prozessparameter auszeichnet, wurden unterschiedliche Baugruppen hinsichtlich maßlicher Vorhaltungen bzw. Vorspannung der Innengruppe und Klebstoffmengen generiert und dessen Einfluss auf die finale Formabweichungen nach der Temperierung untersucht. Hierbei wurde aufgezeigt, dass sich die unterschiedlichen Verspannungen der gefügten Innengruppen deutlich stärker auf die bleibenden klebstoffbedingten Formänderungen als die Verringerung der Klebstoffmenge selbst auswirken. Somit haben vorgelagerte Fertigungsschritte im Hinblick auf bereits vorhandenen Bauteilabweichungen und Spannungszuständen aus dem Presswerk oder Karosseriebau einen direkten Einfluss auf das Deformationsverhalten der Baugruppe im Ofen und müssen somit in der Prozesskettensimulation berücksichtigt werden.

Die anschließende numerische Abbildung der bleibenden Formabweichungen nach der Temperierung der „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“ berücksichtigte darüber hinaus unterschiedliche Ansätze auf Basis von Nominal- und digital rekonstruierten Bauteilgeometrien sowie einer Prozesskettensimulation zur Verknüpfung des Lacktrocknungsprozesses mit vorgelagerten Fertigungsschritten. Zwar wurde die Machbarkeit und Notwendigkeit zur Integration der Produkteigenschaften und- zustände vorgelagerter Fertigungsschritte nachgewiesen, jedoch wurde im Rahmen dieser Arbeit deutlich, dass für eine durchgängige Prozesskettensimulation auch eine sequentielle Validierung nach jedem einzelnen Fertigungsschritt notwendig ist. Die Implementierung digital rekonstruierter Bauteildaten ermöglichte hierzu alternative Berechnungsmethoden zur Berücksichtigung von vorhandenen Formabweichungen, die das thermische Deformationsverhalten und somit unmittelbar die bleibenden Formabweichungen maßgeblich beeinflussen. Auf Basis der Untersuchungen in dieser Arbeit wurden Anwendungsgrenzen abgeleitet und Einsatzmöglichkeiten in der frühen Konzeptphase sowie anlaufbegleitende Problemanalysen zur Reifegradsteigerung prinzipiell und qualitativ aufgezeigt.

Abschließend wurden die erarbeiteten Erkenntnisse auf die Analysemethode von umfangreichen Karosseriemodellen übertragen. Dabei wurde im Sinne einer effizienten Berechnungsmethode zur iterativen Unterstützung des Entwicklungsprozesses die Submodelltechnik mit kurzen Berechnungszeiten unter der Prämisse einer gleichbleibenden Prognosegüte eingeführt. Die vorgestellten modellreduzierten Submodelle ermöglichten sowohl die effiziente Kopplung mit vorgelagerten

Prozessen als auch parametrische Berechnungen zur Erstellung von Sensitivitäts- und Optimierungsstudien. Auf dieser Grundlage wurde eine verifizierte und durchgängige Analyse­methode zur Prognose und Bewertung von thermomechanischen Produktveränderungen in der frühen Entwicklungsphase sowie eine anlaufbegleitende Reifegradsteigerung durch die Integration realer Produkt- und Prozessdaten in der Simulation vorgestellt.

8 Fazit und Ausblick

Die Prozesssimulation von Lacktrocknungsprozessen stellt ein zentrales Werkzeug in der Produkt- und Prozessabsicherung von Mischbaukarosserien ($\Delta\alpha$ -Problematik) entlang der gesamten Produktentstehung dar. Im Rahmen dieser Arbeit wurden bisherige Konzepte der numerischen und messtechnischen Ermittlung von thermischen Bauteildeformationen erweitert und eine durchgängige Analyseverfahren von der frühen Konzeptphase bis zur anlaufbegleitenden Reifegradsteigerung final empfohlen.

Die durchgeführten Untersuchungen zeigten, dass das thermomechanische Deformationsverhalten einfacher Probekörper (Hutprofil) anhand des entwickelten Versuchsaufbaus unter realen Prozess-temperaturen analog des KTL-Trockners in-situ untersucht werden kann. Damit bildeten durchgeführte Ofenversuche mit in-situ Deformationsanalysen die Grundlage zur Validierung der thermomechanischen Prozesssimulationen und stellt auch zukünftig einen wichtigen Bestandteil in der experimentellen Bewertung des thermomechanischen Deformationsverhaltens von Baugruppen mit neuen Werkstoffkonzepten von Mischbaukombinationen sowie neuer Füge-technologien dar. Mit Hilfe der simulativen Sensitivitätsstudien und den experimentellen in-situ Deformationsanalysen der temperierten Baugruppen im Versuchsofen konnte nachgewiesen werden, dass die vorgestellte Berechnungsmethode zur Vorhersage des thermomechanischen Deformationsverhaltens von Bauteilen im Lacktrocknungsprozess geeignet ist. Dabei wurde festgestellt, dass die Steifigkeit bzw. Nachgiebigkeit von Fügeverbindungen (wie beispielsweise mechanische Halbhohlstanznietverbindungen) einen signifikanten Einfluss auf das Deformationsverhalten von Baugruppen in Ofenprozessen haben. Somit hat die numerische Abbildung der Fügeverbindungen einen unmittelbaren Einfluss auf die Prognosegüte der Berechnungsmethode.

Darüber hinaus wurde anhand einer geclinchten und gefalzten Baugruppe nachgewiesen, dass vorgelagerte Fertigungsschritte Spannungen in den Bauteilen induzieren können, die bereits zu Formabweichungen führen und anschließend das Deformationsverhalten der Bauteile im Ofen maßgeblich beeinflussen. Somit besteht gerade bei beulsensitiven Karosseriebauteilen wie Außenhautbeplankungen die Notwendigkeit der Berücksichtigung von vorgelagerten Fertigungsschritten wie mechanischen und thermischen Fügeoperationen, die zu geänderten Spannungszuständen oder Formabweichungen der Baugruppen führen. Hierzu wurden in der Arbeit Lösungsansätze vorgestellt, die mit Hilfe einer Prozesskettensimulation oder durch die Integration von digitalrekonstruierten Bauteildaten in die Berechnung die geänderten Bauteileigenschaften berücksichtigen. Ferner zeigt die Arbeit, dass weiterer Forschungsbedarf in der Untersuchung des viskoelastischen Materialverhaltens (Kriechen und Relaxation) von Aluminiumlegierungen im Lacktrocknungsprozess

besteht. Die entwickelte experimentelle Untersuchungsmethodik hinsichtlich des Versuchsprüfstandes zur in-situ Deformationsanalyse und eines neuentwickelten Temperatur- und Dehnungsmessgerätes eignen sich für weitergehende Untersuchungen hervorragend.

Die Einführung der Submodelltechnik in die Berechnungsmethodik ermöglichte die Umsetzung effizienter und entwicklungsbegleitender Berechnungsvarianten mit kurzen Berechnungszeiten. Aufgrund der reduzierten Berechnungszeiten sind wirtschaftliche Prozesskettensimulationen sowie die Realisierung von Sensitivitäts- und Optimierungsstudien möglich. Durch die Kopplung der Prozesssimulation mit realen Produkt- und Prozessdaten eröffnet die Prozesssimulationen neue Themenfelder über konventionelle Konzeptuntersuchungen im heutigen, frühen Entwicklungsprozess hinaus. Die Prozesssimulation schafft somit ein phänomenologisches Verständnis für das thermomechanische Deformationsverhalten von Bauteilstrukturen in der Lacktrocknung sowie deren Interaktionen mit vorgelagerten Fertigungsprozessschritten. Auf dieser Grundlage können physische Absicherungsaktivitäten bereits in der virtuellen Phase durchgeführt und somit zeit- und kostenintensive Versuche an prototypischen Realfahrzeugen reduziert werden.

Weiterentwicklungspotential besteht somit in der Erweiterung vorhandener Ersatzmodelle von Fügeverbindungen in der Lacktrocknungssimulation. Dabei verstärkt der zunehmende Einsatz von Klebstoffen zu sogenannten hybriden Fügeverbindungen die Notwendigkeit einer detaillierten phänomenologischen Abbildung. Hierbei ist eine Kopplung mit Fügeprozesssimulationen zur Ableitung der Ersatzmodelle hinsichtlich Steifigkeiten und Belastungshistorie mit anschließender Eigenschaftsweitergabe an die Funktionsauslegung bzw. Crashsimulation notwendig. Es besteht zudem ein hohes Potential zur Ausweitung der Prozesskettensimulation zur Absicherung der gesamten Karosseriefertigung der Gewerke Presswerk, Karosseriebau und Lack. Im Bereich der Lacktrocknungssimulation sind hierfür bauteilspezifische Prozesskettensimulationen anhand von Lastfällen der relevanten Fertigungsschritte an Submodellen abzuleiten, um so gezielt für ausgewählte Bauteile, wie beispielsweise Außenhautbeplankungen, effiziente Variantenrechnungen mit kurzen Berechnungszeiten zur Bewertung der Prozessstabilität (Robustheit) durchzuführen. Die kontinuierliche Erweiterung dieser bauteilspezifischen Fertigungslastfälle steigert sukzessive die Prognosegüte der numerischen Berechnungen von thermomechanischen Bauteildeformationen im Lacktrocknungsprozess und ermöglicht dadurch zukünftig die konstruktive oder prozessuale Kompensation der Bauteilverformungen von Fahrzeugkarosserien in der frühen Produktentwicklungsphase.

9 Anhang

Anhang zu Kapitel 2.3

Tab. 9.1: Aufgabenstellung der Berechnungsmethoden der einzelnen Fertigungsschritte im KTL-Lackprozess [Rol11]

Vorbehandlung (Spritzen / Tauchen)	Kathodische Tauchlackierung (KTL)	KTL-Trockner
1 Benetzungsfehlstellen (Luftblasen)	1 Benetzungsfehlstellen (Luftblasen)	5 Trocknung/ Aushärtung
2 Badverschleppung	4 Beschichtung/ Schichtdicke	6 Abdampfverhalten
3 Verformung aufgrund von Strömungskräften	2 Badverschleppung 3 Verformung aufgrund von Strömungskräften	7 Thermische Deformation/ Verzug

Tab. 9.2: Verfügbare numerische Prozesssimulationen und deren Anwendungsbereiche im KTL-Lackprozess im Bezug auf die unterschiedlichen Aufgabenstellungen aus Tab. 9.1.

	Aufgabe/ Problemstellung	Numerische Ansätze / Software	Ausgewählte Referenzen
1 u. 2	Blasenbildung und Badverschleppung bei Tauchvorgängen	Mehrphasen Strömungssimulation mit Star-CD	[Rol11, Kur13, Pfl13]
		VPS/DIP	[Cad11]
		ALSIM	[Mag13]
		ANSA Volume Trap	[Bet11]
3	Verformung aufgrund von Strömungskräften	STAR-CD und MSC.MARC	[Rol11, Kur13]
4	Elektrokathodische Beschichtung / Schichtdicke	STAR-CCM+ V8.02	[Pfl13]
		VPS/EDC	[Cad11]
		THESEUS-FE E-COATING	[The13, Hab13]
		ELSYCA ECOAT MASTER	[Els13]
		BEASY EC und MSC.MARC	[Com03], [Kur06]
5	KTL-Trocknung und Aushärtung	FLUENT	[Kla06, Bla09, Sch10a]
		STAR-CD/ STAR-CCM+	[Bla09, Rol11, Pfl13]
		VPS/DRY	[Cad11, Sch06]
		THESEUS-FE OVEN	[The13, Pau13]
6	KTL- Abdampfverhalten	FLUENT	[Kla06, Sch10a]
		STAR-CD	[Rol11, Kur13]
7	Thermomechanische Deformation	STAR-CD und MSC.MARC	[Rol11, Kur13]
		VPS/DRY und ANSYS	[Cad11, Sch06]
		THESEUS-FE OVEN und ABAQUS	[Alb12a, Hab13, Pau13]

Anhang zu Kapitel 4.2

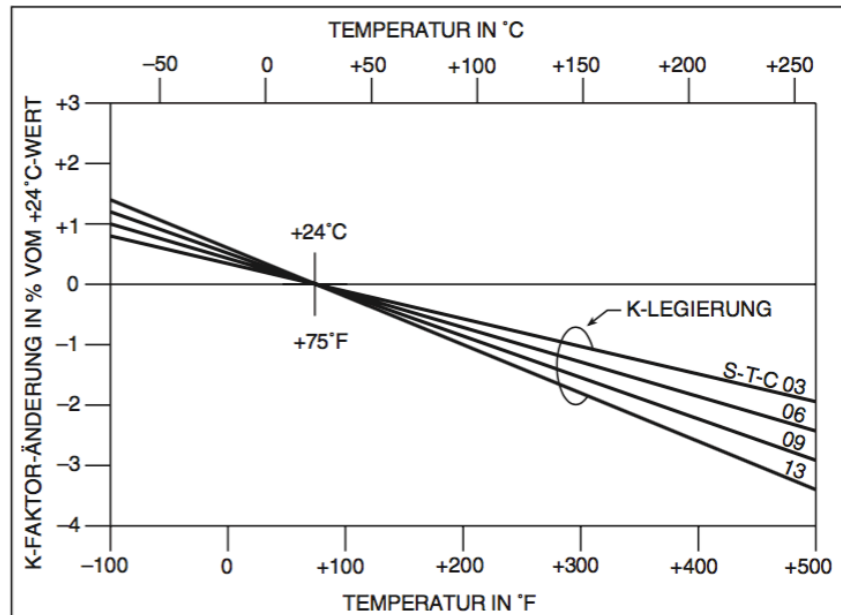


Abb. 9.1: Datenblatt zur Korrektur des k-Faktors für die DMS-Messung der Fa. VISHAY

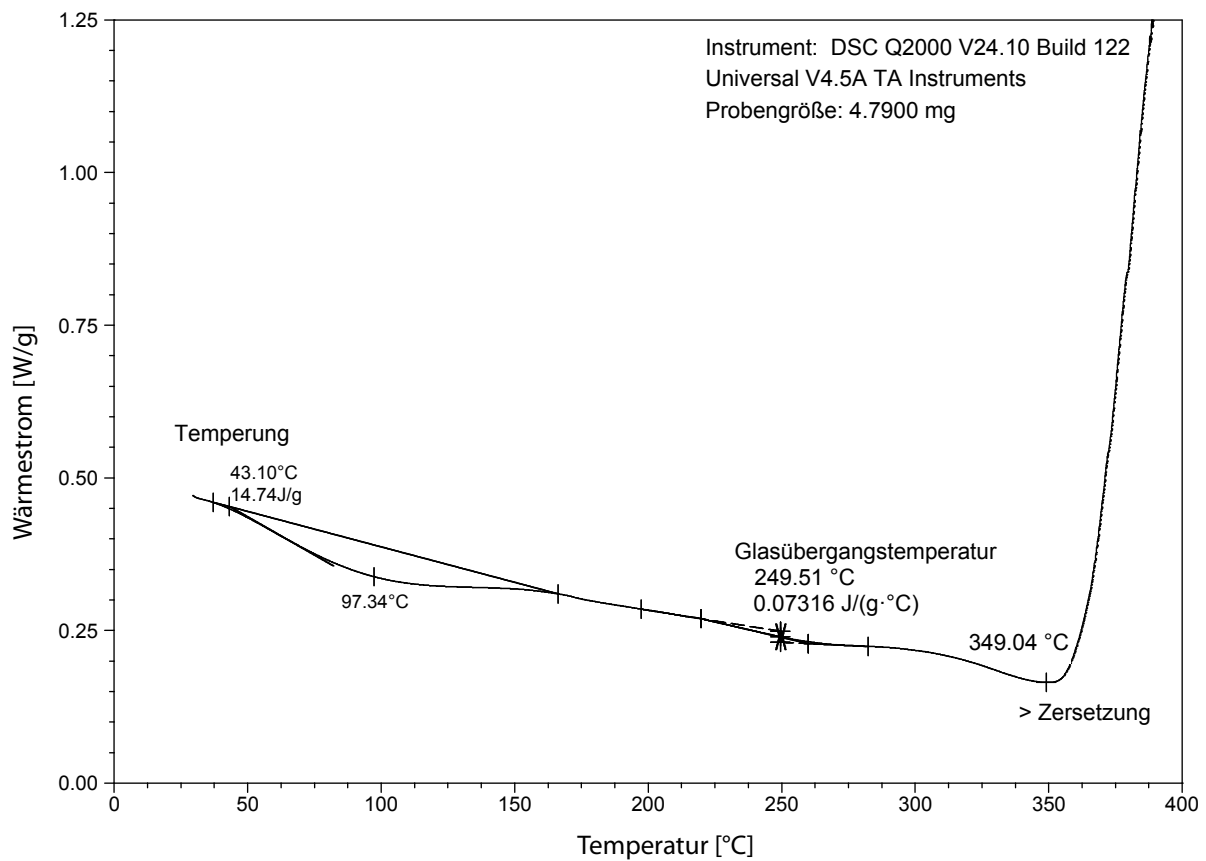


Abb. 9.2: Ergebnisse der DSC-Untersuchungen zur Bestimmung des Schmelzpunktes des verwendeten Klebstoffes M-Bond 610

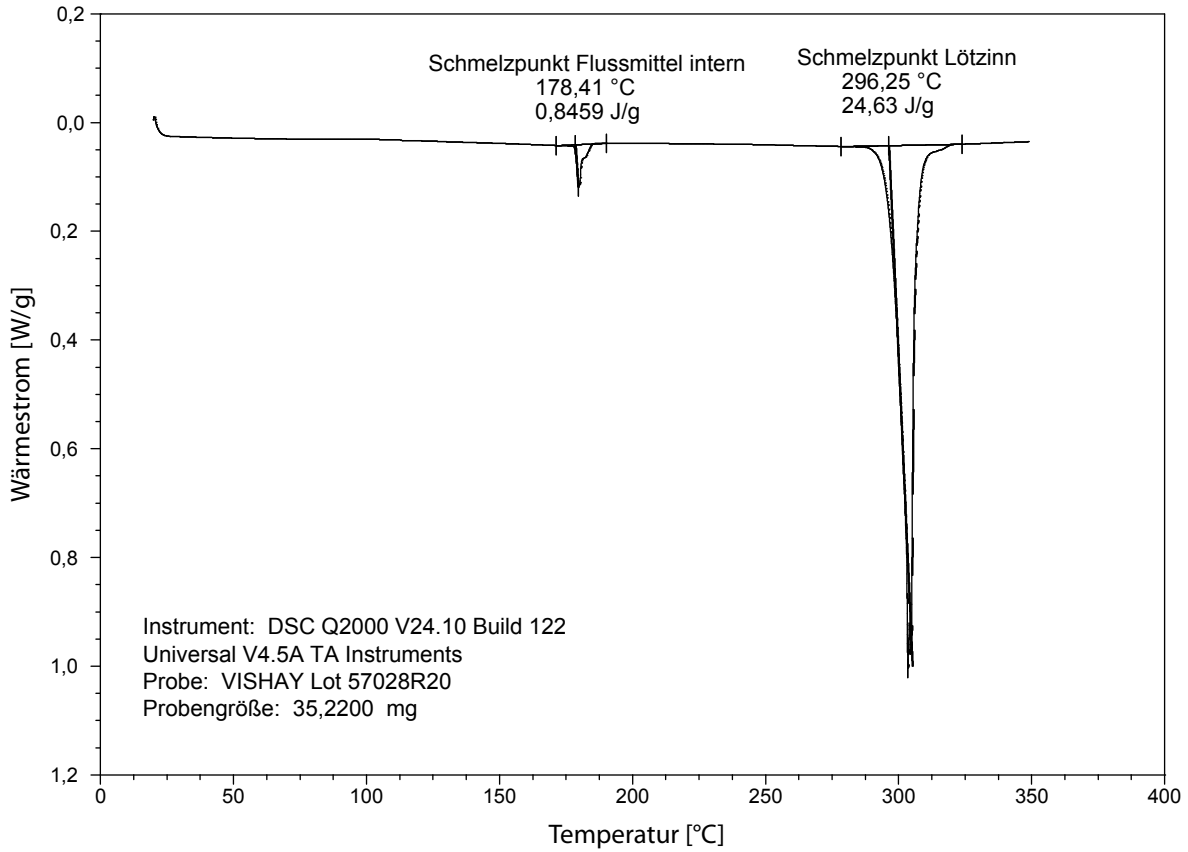


Abb. 9.3: Ergebnisse der DSC-Untersuchungen zur Bestimmung des Schmelzpunktes des verwendeten Lotes VISHAY 570-28R-20

Anhang zu Kapitel 4.3

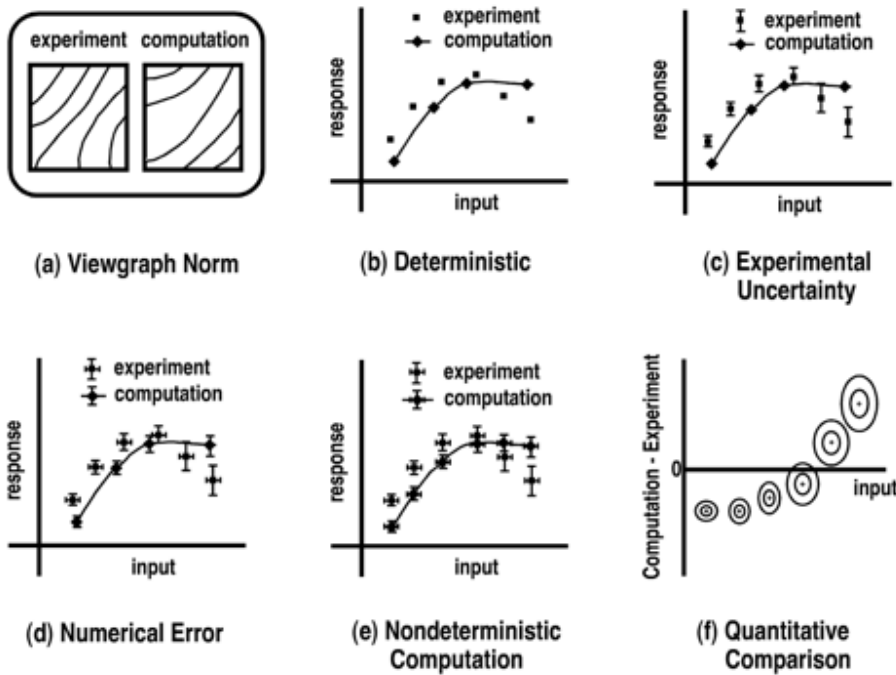
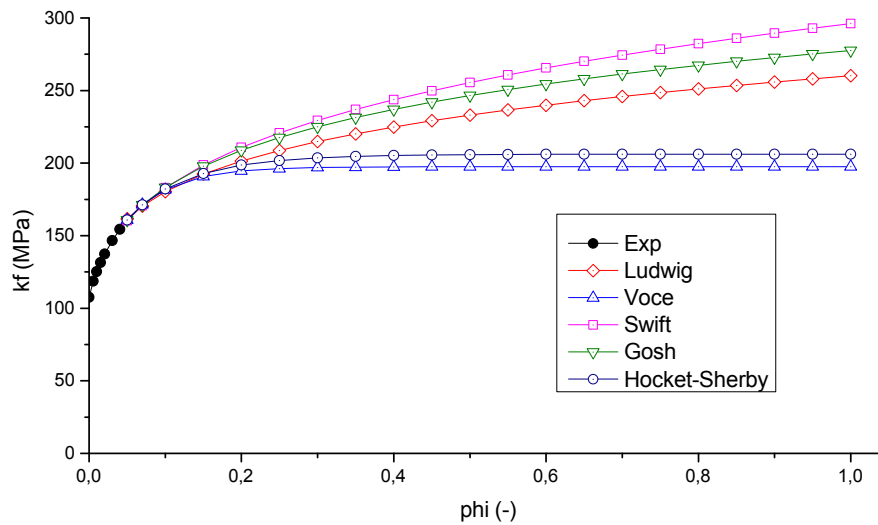


Abb. 9.4: Übersicht unterschiedlicher Vergleichsgrundlagen (Metriken) zum Vergleich von Versuchs- und Berechnungsergebnissen nach [Obe04]

Anhang zu Kapitel 4.4



Bezeichnung	Approximationsgleichung	Referenz
Hollomon-Ludwik	$k_f(\varphi) = A \cdot \varphi^n$	[Hol49]
Voce	$k_f(\varphi) = A - (A - B)e^{-n \cdot \varphi}$	[Voc55]
Swift	$k_f(\varphi) = A(B + \varphi)^n$	[Swi52]
Ghosh	$k_f(\varphi) = A \cdot (B + \varphi^n) - C$	[Bac73]
Hockett-Sherby	$k_f(\varphi) = A - (A - B)e^{-D \cdot \varphi^n}$	[Hoc75]

Abb. 9.5: Exemplarische Darstellung der Approximationsgesetze zur Fließkurvenextrapolation an einer ausgewählten Fließkurve des Werkstoffes AA6014 (Blechdicke von $s = 1,04$ mm) bei einer Prüftemperatur von 200 °C

Anhang zu Kapitel 4.5

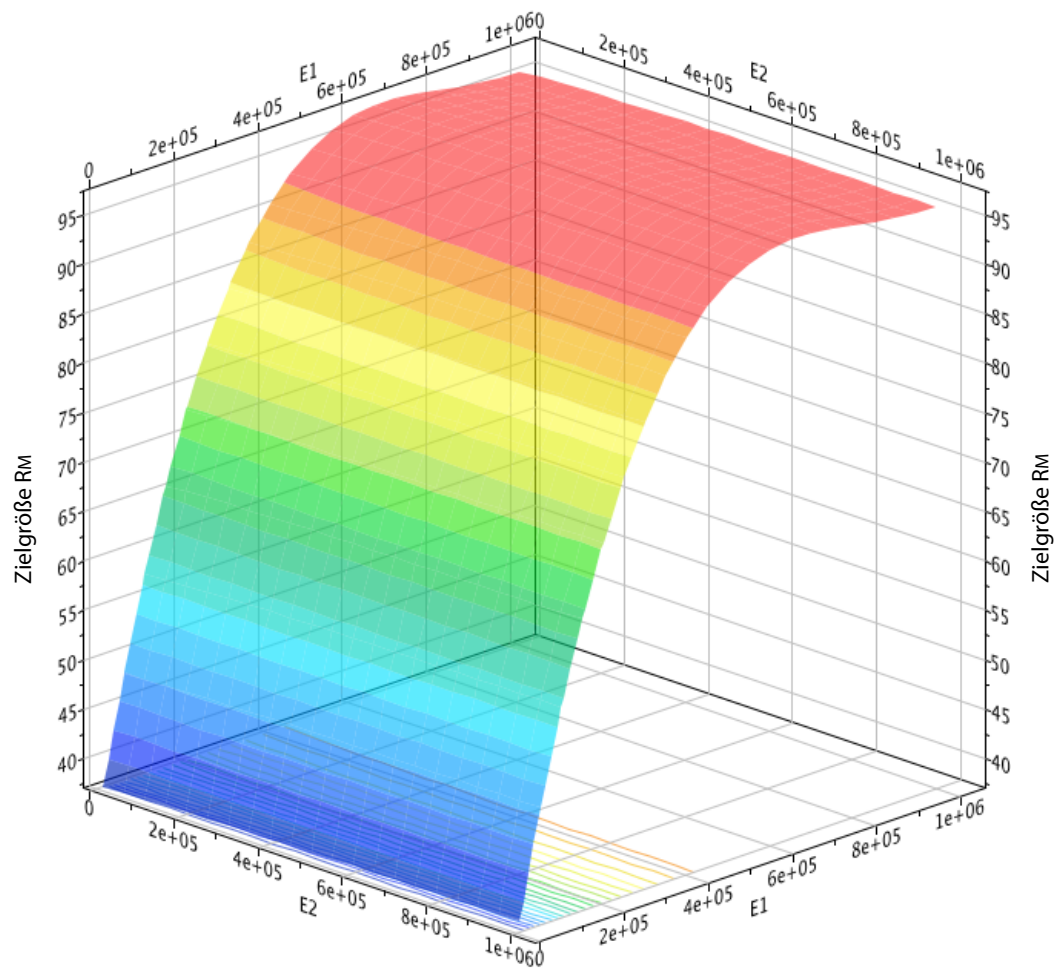


Abb. 9.6: Berechnete Antwortfläche der Sensitivitätsstudie der Verbindungselemente auf die thermomechanische Bauteildeformation für die Parameter E1 und E2 der Zielgröße R_M entlang der Schnittebene „Bauteilmitte“

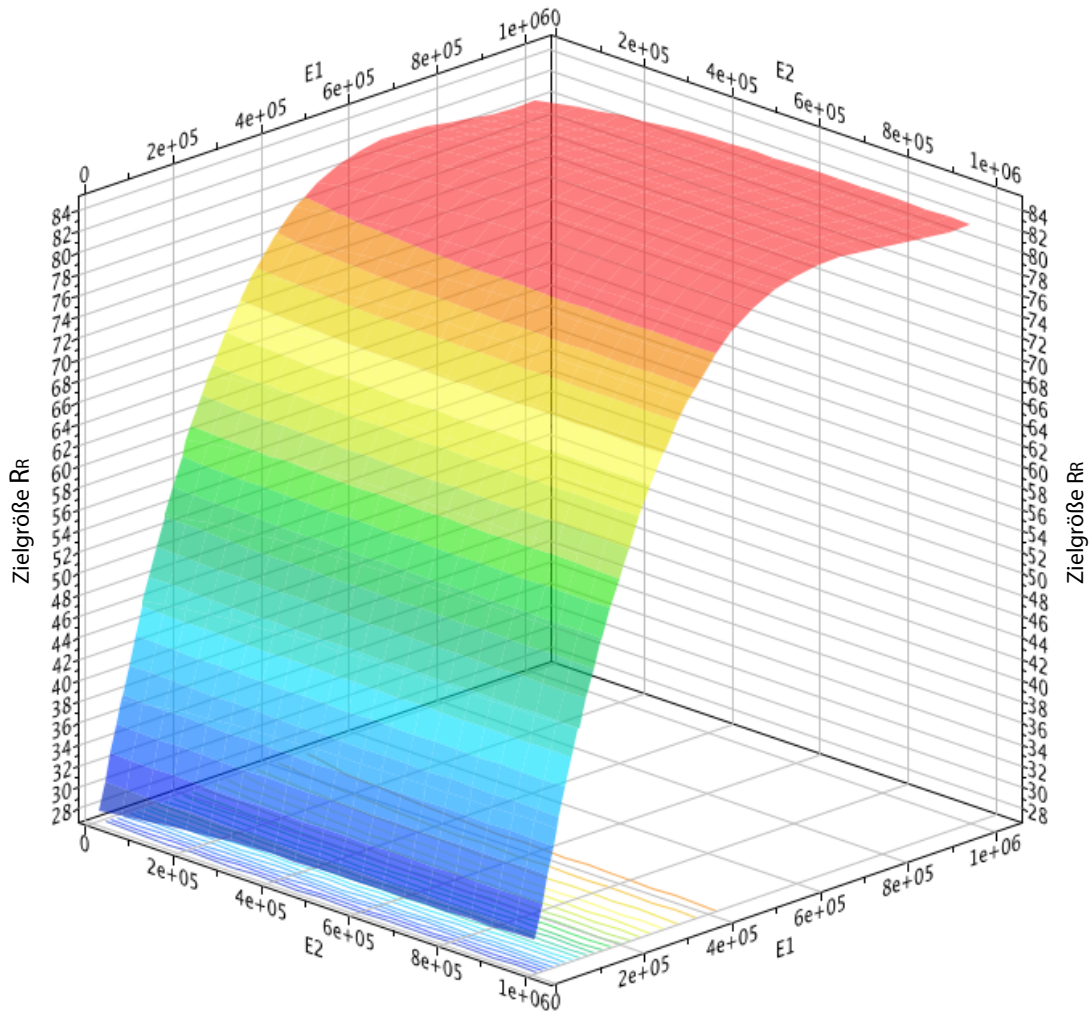


Abb. 9.7: Berechnete Antwortfläche der Sensitivitätsstudie der Verbindungselemente auf die thermomechanische Bauteildeformation für die Parameter E1 und E2 der Zielgröße R_R entlang der Schnittebene „Bauteilrand“

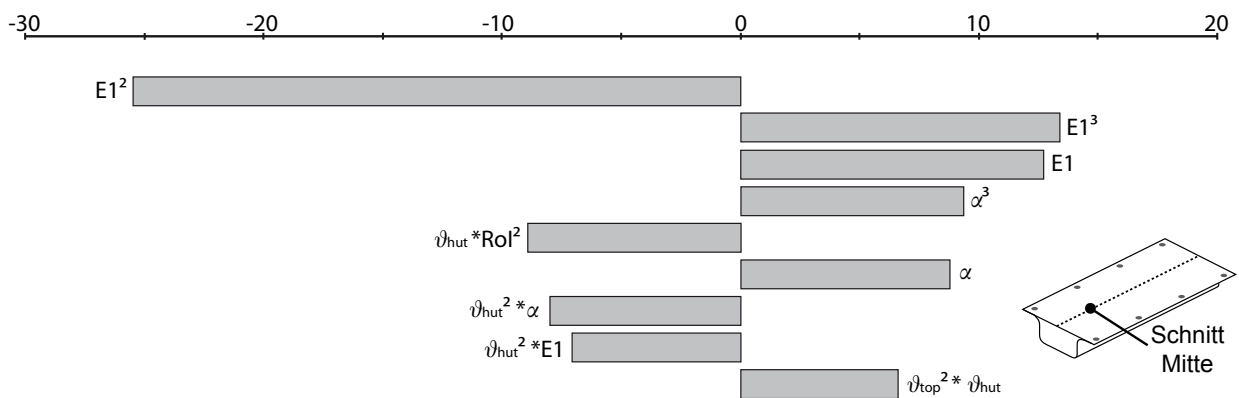


Abb. 9.8: Darstellung der Verteilung der Regressoren des Regressionspolynoms im Bereich „Mitte“

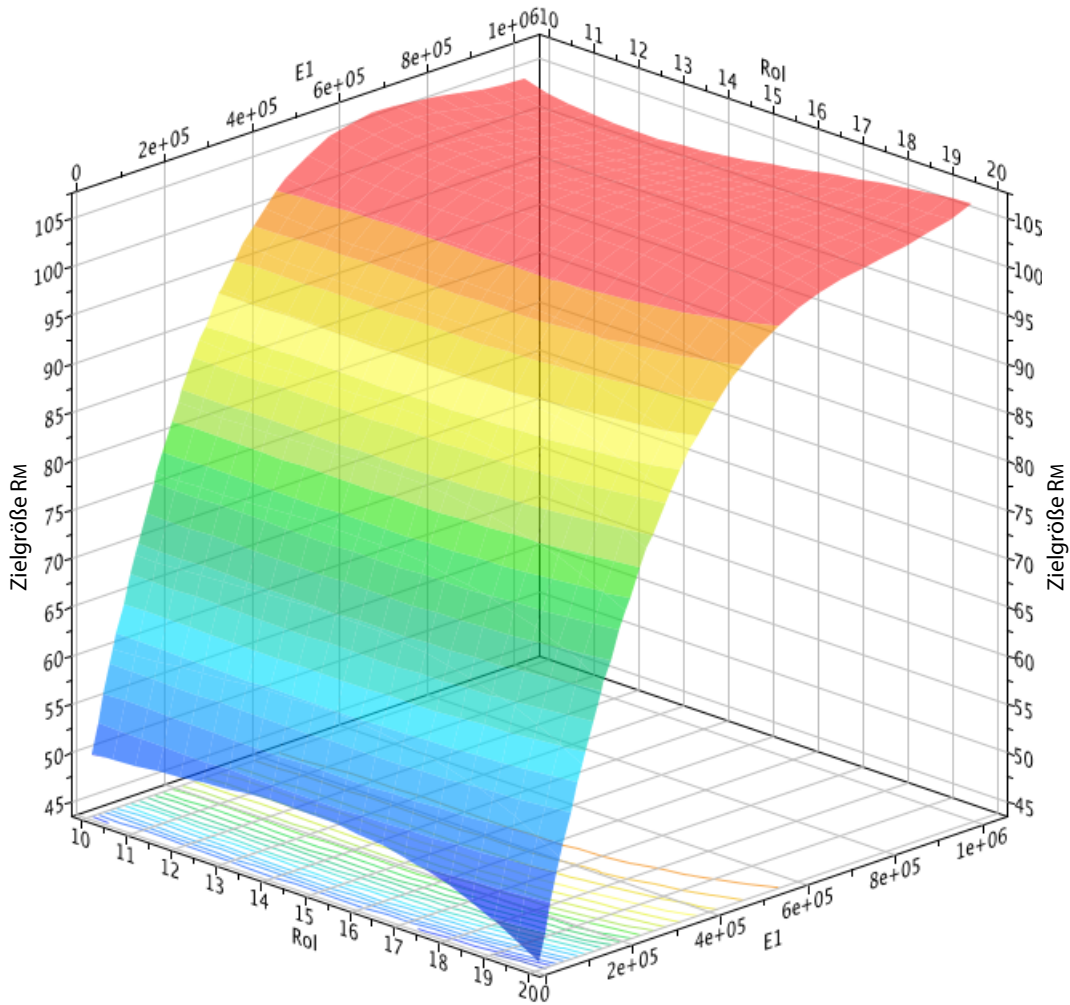


Abb. 9.9: Berechnete Antwortfläche der erweiterten Sensitivitätsstudie auf die thermomechanische Bauteildeformation für die Parameter E1 und RoI der Zielgröße R_M entlang der Schnittebene „Bauteilmitte“

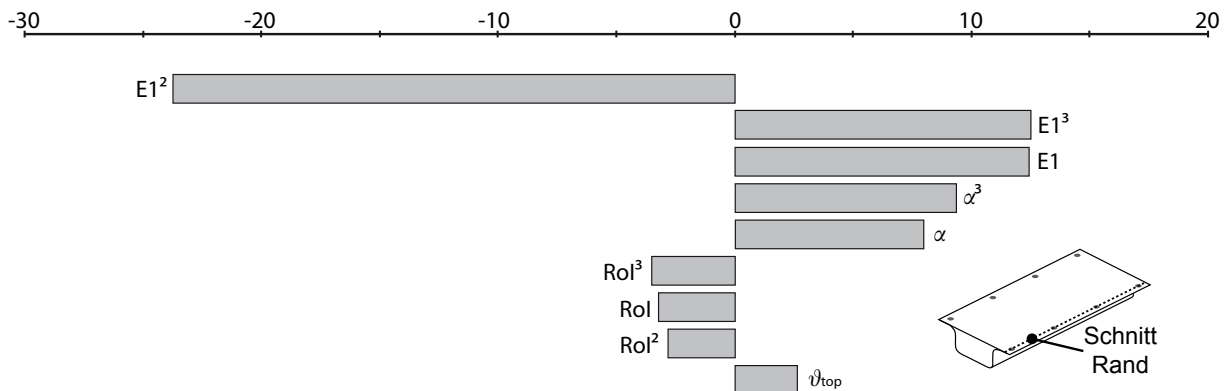


Abb. 9.10: Darstellung der Verteilung der Regressoren des Regressionspolynoms im Bereich „Rand“

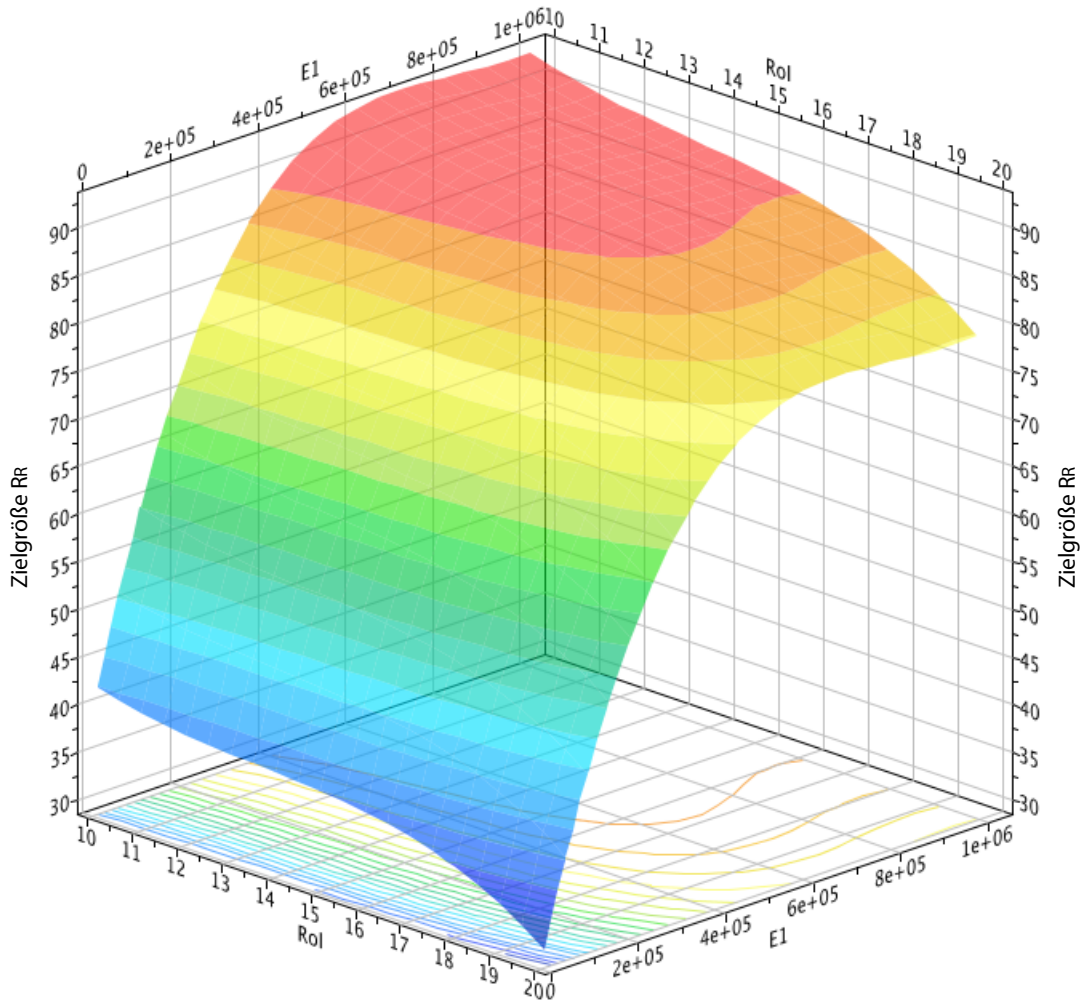


Abb. 9.11: Berechnete Antwortfläche der erweiterten Sensitivitätsstudie auf die thermomechanische Bauteildeformation für die Parameter E1 und RoI der Zielgröße R_R entlang der Schnittebene „Bauteilrand“

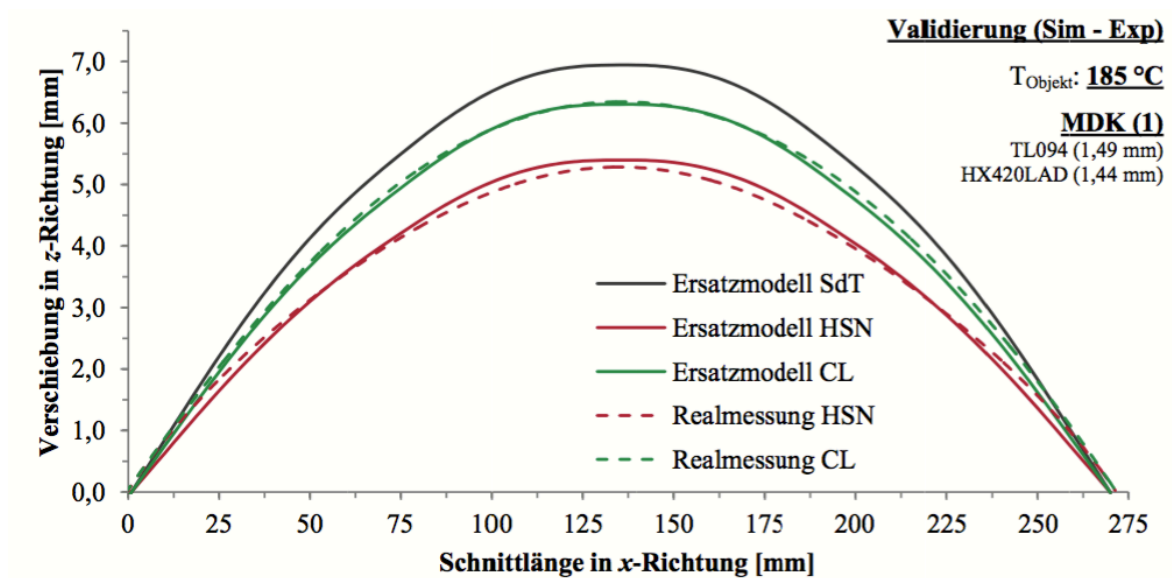


Abb. 9.12: Validierung der verbindungsspezifischen Ersatzsteifigkeiten anhand von experimentellen Versuchen an einem Bimetal-Streifen aus [Bec14*]

Anhang zu Kapitel 4.6

Tab. 9.3: Produktspezifikationen der Borosilikatscheibe des Typs Borofloat® 33

Glasbezeichnung	Borofloat® 33
Abmessungen	675x615mm
Dicke	10mm
E-Modul	64 kN/mm ²
Dichte	2,2 g/cm ³
Poissonzahl	0,2
Alpha (20-300°C)	3,26E-6 K-1
cp (20-100°C)	0,83 KJ/kgK
λ (90°C)	1,2 W/mK
Max Einsatztemperaturen bei Langzeitbelastung >10h	450°C
Temperaturgradientenfestigkeit 1-100h	90K

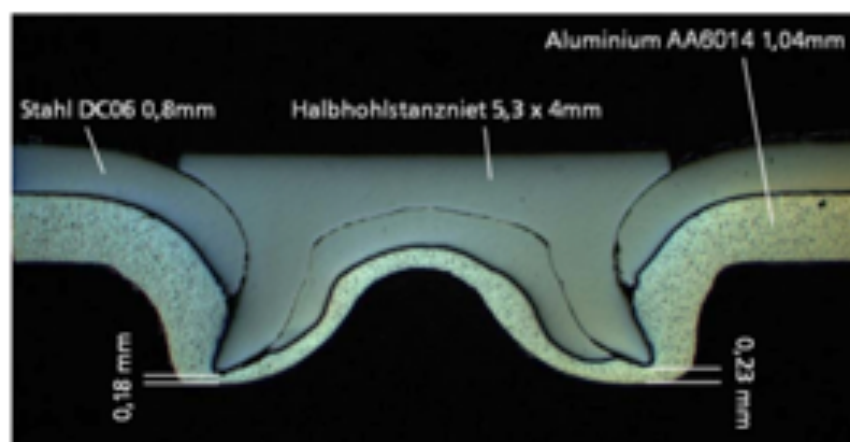


Abb. 9.13: Schliffbild der Halbhohlstanznietverbindung in den Prinzipuntersuchungen der Baugruppe „Hutprofil“

Anhang zu Kapitel 5

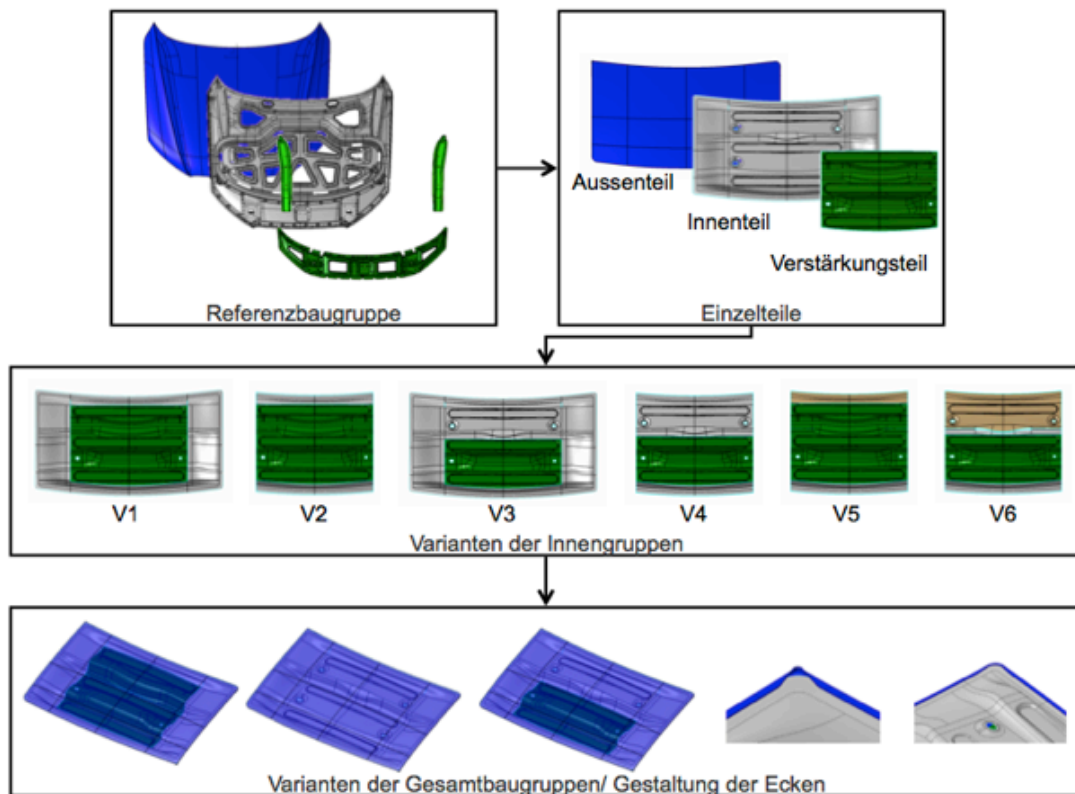


Abb. 9.14: Mögliche Geometrievarianten der „Benchmarkbaugruppe Karosseriebauanbauteile“ nach [Eck12]

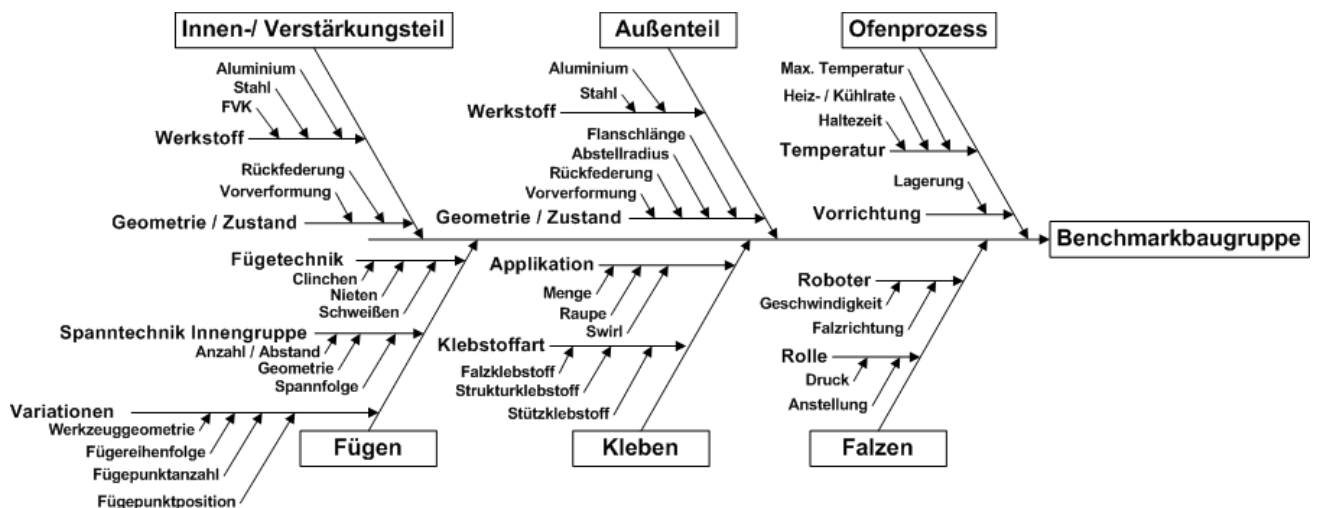


Abb. 9.15: Variationsmöglichkeiten der Benchmarkbaugruppe „Karosserieanbauteile“ in Anlehnung an [Eck12]

					Run No DoE	Run	R1	Run	R1
1	Normal	Normal	Normal	1	1	1	8 x	1	81,9183
2	Normal	Normal	Normal	1	1	1	10 x	9	84,7296
3	Normal	Normal	Normal	1	1	1	23 x	14	79,4603
4	Normal	Menge	Normal	1	-1	1	1 x	2	113,3978
5	Normal	Menge	Normal	1	-1	1	5 x	12	53,6093
6	Normal	Menge	Normal	1	-1	1	6 x	15	59,1864
7	Normal	Normal	Rollenbahn	1	1	-1	7 x	3	126,9638
8	Normal	Normal	Rollenbahn	1	1	-1	11 x	10	116,5279
9	Normal	Normal	Rollenbahn	1	1	-1	17 x	19	145,7041
10	Normal	Menge	Rollenbahn	1	-1	-1	2 x	7	87,6709
11	Normal	Menge	Rollenbahn	1	-1	-1	15 x	11	108,3171
12	Normal	Menge	Rollenbahn	1	-1	-1	16 x	17	150,1192
13	Vorhaltung	Normal	Normal	-1	1	1	3 x	6	-32,8151
14	Vorhaltung	Normal	Normal	-1	1	1	4 x	8	15,7373
15	Vorhaltung	Normal	Normal	-1	1	1	21 x	16	2,9783
16	Vorhaltung	Menge	Normal	-1	-1	1	13 x	4	-5,5993
17	Vorhaltung	Menge	Normal	-1	-1	1	20 x	5	-42,2777
18	Vorhaltung	Menge	Normal	-1	-1	1	24 x	23	-11,7342
19	Vorhaltung	Normal	Rollenbahn	-1	1	-1	9 x	13	-84,9063
20	Vorhaltung	Normal	Rollenbahn	-1	1	-1	12 x	21	4,5337
21	Vorhaltung	Normal	Rollenbahn	-1	1	-1	19 x	22	-40,2793
22	Vorhaltung	Menge	Rollenbahn	-1	-1	-1	14 x	18	-19,1844
23	Vorhaltung	Menge	Rollenbahn	-1	-1	-1	18 x	20	-54,6144
24	Vorhaltung	Menge	Rollenbahn	-1	-1	-1	22 x	24	-88,5894

Abb. 9.16: Voll-faktorieller Versuchsplan zur Bewertung der Einflussgrößen der Prozessbaugruppe „Benchmarkbaugruppe Karosserieanbauteile“

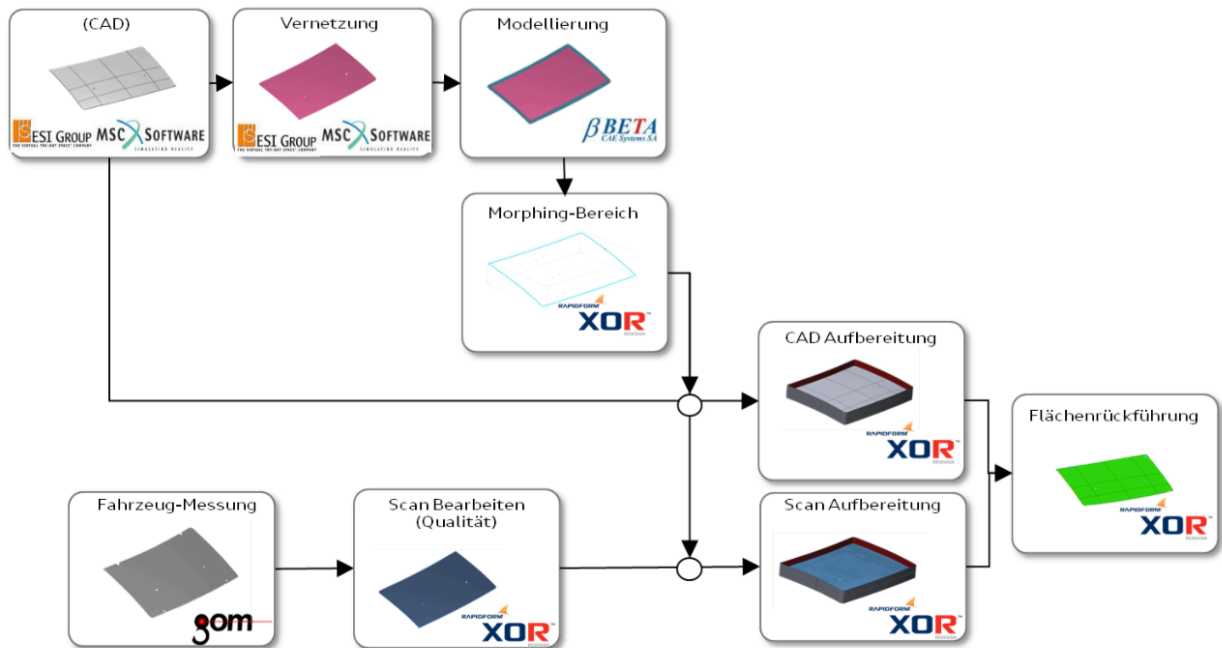


Abb. 9.17: Vorgehensweise zur Erzeugung von digital rekonstruierte Bauteildaten und Implementierung in das FE-Berechnungsmodell mit Hilfe der Softwaretools ANSA, GOM INSPECT und XOR RAPIDFORM aus [Cis13*]

10 Literaturverzeichnis

- [Aba12a] ABAQUS: Abaqus – Theory Manual, Version 6.12, Providence, USA, 2012
- [Aba12b] ABAQUS: Abaqus – Analysis User’s Manual, Version 6.12, Providence, USA, 2012
- [Aba12c] ABAQUS: Abaqus – Example Problems Manual, Version 6.12, Providence, USA, 2012
- [Abe06] Abe, Y.; Kato, T.; Mori, K.: Joinability of Aluminium Alloy and Mild Steel Sheets by Self Piercing Rivet. *Journal of Materials Processing Technology*, 177: 417-421, 2006
- [Aic14] AICON 3D Systems: Breuckmann stereoSCAN, Produktdaten, 2014, www.aicon3d.com
- [Alb97] Albrecht, P.; Michaelis, B.: 3D-Koordinaten durch Korrelation von Grauwertfolgen, 4. ABW-Workshop, Technische Akademie Esslingen, 1997
- [Alb10] Albiez, C.; Polzer, A.; Görres, A.; Sindel, M.; Liewald, M.: Bewertung der Oberflächenqualität von Blechbauteilen nach thermischen Prozessen, *wt Werkstattstechnik online*, Jahrgang 100, Heft 10, S. 743 -752, 2010
- [Alb11a] Albiez, C.; Liewald, M.; Görres, A.; Regensburger, J.: Enhanced Requirements for Surface Quality of Outer Car Body Shells According to Thermal Manufacturing Processes, *Key Engineering Materials Bd. 473*, S. 957–964, 2011
- [Alb11b] Albiez, C.; Liewald, M.: Numerical prediction of thermal panel distortion in automotive paint shop, 19th International Heat Treatment and Surface Engineering Congress, 17.-20. Oktober 2011, Glasgow, Schottland
- [Alb11c] Albiez, C.; Liewald, M.; Görres, A.; Regensburger, J.: Numerical prediction of thermal panel distortion incorporating thermal material properties of 6016 aluminium alloy, *European Aluminium Congress 2011*, 22.-23. November 2011, Düsseldorf
- [Alb11d] Albiez, C.; Regensburger, J.; Görres, A.; Schmidl, O.; Liewald, M.: Numerische Abbildung thermischer Herstellungsprozesse zur Produkt- und Prozessoptimierung von Fahrzeugkarosserien in der Vorserienphase, *Deutsche Simulia Konferenz*, 19.-20. September 2011, Bamberg
- [Alb12a] Albiez, C.; Liewald, M.; Görres, A.; Schmidl, O.: Numerical Calculation of Thermal Manufacturing Processes for Product and Process Validation of Car Body Structures in the Pre-Series Period, 12. Internationales Stuttgarter Symposium, 13.-14. März 2012, Stuttgart
- [Alb12b] Albiez, C.; Liewald, M.; Meyer, G.; Schmidl, O.; Görres, A.: Virtuelle Produkt- und Prozessabsicherung – Der Lacktrocknungsprozess, *Neuere Entwicklungen in der Umformtechnik*, 22.-23. Mai 2012, Fellbach
- [Aut99] Auto/Steel Partnership: Event-Based Functional Build: An Integrated Approach to Body Development, Final Report, Southfield, 1999
- [Avr39] Avrami, M.: Kinetics of Phase Change, III – Phase Change and Microstructures, *Journal of Chemical Physics*, Nr. 9, S. 1177-1184, 1939
- [Bac73] Backofen, W. A.; Ghosh, A. K.: Strain Hardening an Instability in Biaxially Stretched Sheets, *Metallurgical Transactions*, Vol. 4, S. 1113-1123, 1973
- [Bae13] Baehr, H. D.; Stephan, K.: *Wärme- und Stoffübertragung*, 8. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2013, ISBN 978-3-642-36557-7

- [Bah05] Bahrami, M.; Yovanovich, M. M.; Culham, J. R.: Thermal Contact Resistance at Low Contact Pressure: Effect of Elastic Deformation, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Nr. 48, S. 3284-3293, 2005
- [Bai96] Bai, C.; Gosmann, A., D.: Mathematical Modelling of Wall Films Formed by Impinging Sprays, *SAE transactions* 105, Nr. 3, S. 782-796, 1996
- [Bar53] Barzelay, M. E.; Tong, K. N.; Holloway, G. F.: Thermal Conductance of Contacts in Aircraft Joints, NACA, Technical Note 3167, 1953
- [Bar55] Barzelay, M. E.; Tong, K. N.; Holloway, G. F.: Effect of Pressure on Thermal Conductance of Contact Joints, NACA, Technical Note 3295, 1955
- [Bar57] Barzelay, M. E.; Holloway, G. F.: Thermal Interface Conductance of Twenty-Seven Riveted Aircraft Joints, NACA, Technical Note 3991, 1957
- [Bay02] Bayer, J.; Collisi, T.; Wenzel, S.: *Simulation in der Automobilproduktion*, Springer VDI-Verlag Berlin Heidelberg, 2002, ISBN 3-540-44192-1
- [Bec14*] Beck, C.: Ermittlung von Ersatzsteifigkeiten für Verbindungstechnik in Mischbaukarosserien hinsichtlich Prozessverformung unter thermischer Last, Diplomarbeit, Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, 2014
- [Bei97] Beitz, W.; Grote, K.-H.: *Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau*, 19. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1997, ISBN 978-3-642-17305-9
- [Bes04] Bessert, N.: Die virtuelle Prozesskette als Baustein der digitalen Fertigung, INPRO Workshop “Optimierung von Bauteilen unter Berücksichtigung der Fertigungseinflüssen”, Berlin, 17.-18. Juli 2004
- [Bet11] BETA: ANSA v.13.2.0 User’s Guide, Volume Traps Tool, Kapitel 27, S.1710, BETA CAE Systems S. A., 2011
- [Bie08] Biermann, D.; Surmann, T.; Sacharow, A.: Formfehlererkennung in der Fertigungstechnik, *wt Werkstatttechnik online*, Nr. 98, 2008
- [Bis06] Bischof, S.: Einfluss der Delta-Alpha-Problematik auf die Verbindungseigenschaften geklebter Kunststoffbeplankungen, Konferenzbeitrag, Fügen im Karosseriebau, 25. April 2006, Bad Nauheim, 2006
- [Bla09] Blanke, C.: Modellierung und numerische Simulation des Aufheizverhaltens von PKW-Bauteilen und –Karossen in Trocknern, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2009
- [Bla12] Blaich, C.: Robuster Tiefziehprozess durch Erfassung und Optimierung der örtlichen Bauteilqualität, Dissertation, Universität Stuttgart, 2012
- [Böc14] Böckh, P.; Wetzel, T.: *Wärmeübertragung – Grundlagen und Praxis*, 5. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2014, ISBN 978-3-642-37730-3
- [Bög07] Böger, T.: Numerische Beulsteifigkeitsoptimierung einer Leichtbauautotür mit lokaler Sandwichversteifung, Dissertation, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Shaker Verlag Aachen, 2007, ISBN 978-3-8322-6652-3
- [Boh98] Bohn, M.: Toleranzmanagement im Entwicklungsprozess: Reduzierung der Auswirkungen von Toleranzen auf Zusammenbauten der Automobil-Karosserien, Dissertation, Universität Karlsruhe, 1998

- [Bon09] Bonitz, P.: Freiformflächen in der rechnergestützten Karosseriekonstruktion und im Industriedesign – Grundlagen und Anwendungen, Springer Verlag Dordrecht Heidelberg London New York, 2006, ISBN 978-3-540-79439-4
- [Box89] Box, G.: Quality improvement: An expanding domain for the application of scientific method, *Phil. Transact. Royal Soc. London, Series A 327*, Vol. 89, S. 617-630, 1989
- [Bra10] Bracht, U.; Pfluger, F.; Roller, S.: Integrierte Lackierprozess-Simulation am Digitalen Prototyp – Numerische Simulation von Tauchprozessen, Integrationsaspekte der Simulation – Technik, Organisation und Personal, KIT Scientific Publishing 2010, Karlsruhe 2010
- [Bra11] Bracht, U.; Geckler, D.; Wenzel, S.: Digitale Fabrik – Methoden und Praxisbeispiele, Springer Verlag Berlin Heidelberg Düsseldorf, 2011, ISBN 978-3-540-89038-6
- [Bra13] Braess, H.-H.; Seiffert, U.: Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik, Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013, ISBN 978-3-658-01691-3
- [Bre93] Breuckmann, B.: Bildverarbeitung und optische Messtechnik in der industriellen Praxis, Franzis-Verlag München, 1993, ISBN 3-7723-4861-0
- [Bri06] Briol, Y.: DSC analysis I precipitation reactions in the alloy AA6082: Effect of sample preparation, *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, Nr. 83, S. 219-222, 2006
- [Cad11] CADFEM: Virtual Paint Shop – A Virtual Process Chain for Body in White Painting, Produktbroschüre CADFEM GmbH, www.cadfem.de/produkte/lackierprozesse-vps.html, 2011
- [Caf03] Cafolla, J.; Hall, R. W.; Norman, D. P.; Mc Greor, I. J.: Forming to Crash – Simulation in Full Vehicle Models, 4th European LS-DYNA Users Conference, Ulm, 23. May 2003
- [Cal03] Callister, W. D.: Materials Science and Engineering, Wiley, New York, 2003
- [Cet51] Cetinkale, T. N.; Fishenden, M.: Thermal Conductance of Metal Surfaces in Contact, *Int. Conf. on Heat Transfer*, The Institute of Mechanical Engineering, London, 1951
- [Cis13*] Cisneros Apan, I. M.: Berücksichtigung von realen Bauteildaten in der Trocknungs- und Verzugssimulation, Abschlussarbeit, Institut für Konstruktionstechnik und Produktentwicklung, Fachhochschule Köln, 2013
- [Cla04] Clausen, A. H.; Børvik, T.; Hopperstad, O. S.; Benallal, A.: Flow and fracture characteristics of aluminium alloy AA5083-H116 as function of strain rate, temperature and triaxiality, *Materials Science and Engineering A*, Vol.: 364, S. 260-272, 2004
- [Cle09] Clees, T.; Steffes-lai, D.; Helbig, M.; Roll, K.; Feucht, M.: Process Chain Forming to Crash: Efficient Stochastic Analysis, 7th European LS-DYNA Conference, 14.-15.05.2009, Salzburg, 2009
- [Cle02] Cleveland, M.; Ghosh, A. K.: Inelastic Effects on Springback in Metals, *International Journal of Plasticity*, Nr. 18, S. 769-785, 2002
- [Com03] Computational Mechanics: BeasyEC – Electroaction User's Guide, 2003, www.beasy.com
- [Coo69] Cooper, M. G.; Mikic, B. B.; Yovanovich, M. M.: Thermal Contact Conductance, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Nr. 12, S. 279-300, 1969

- [Cou53] Coulbert, D. D.; Lui, C.: Thermal Resistance of Aircraft Structure Joints, California University, Department of Engineering, Report Nr. WADC-TN-53-50, 1953
- [Cow76] Cowie, J. M.: Chemie und Physik der Polymeren, Verlag Chemie Weinheim New York, 1976,
- [Dat14] DATAPAQ: OVEN TRACKER XL2, Produktdatenblatt, 2014, www.datapaq.com
- [Dem06] Demtröder, W.: Experimentalphysik, Band 1 – Mechanik und Wärme, 4. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 2006, ISBN 3-540-26034-x
- [Doe86] Doege, E.; Meyer-Noelkemper, H.; Saeed, I.: Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe, Carl Hanser Verlag München Wien, 1986, ISBN 3-446-14427-7
- [Dro12] Drossel, W. G.; Wahl, M.; Schulz, F.; Mauermann, R.; Schützle, W.; Ackert, P.: Improving surface based clamping simulations by measuring the position of active surface during the clamping process, 15th ESAFORM Conference, Erlangen, 2012
- [Dür13] Dürr: Ecopaint RoDip – Effizienz und Qualität durch Rotaton, Produktbroschüre, 2013, www.durr-paint.com
- [Eck11a] Eckert, A.; Altermann, T.; Rössinger, M.; Wahl, M.; Schulz, F.: Beitrag zur Prozesskettensimulation im Karosseriebau, PamStamp-Forum 2011, 17. März 2011, Landau, 2011
- [Eck11b] Eckert, A.; Neugebauer, R.; Rössinger, M.; Wahl, M.; Schulz, F.; Hoffmann, A.; Hecht, B.: Application Limits of a Method to Predict Distortion Caused by Mechanical Joining Technologies in Car Body Construction, Numisheet, South Korea, 2011
- [Eck12] Eckert, A.: Prognose der Maßhaltigkeit punktförmig mechanisch gefügter Karosserieteile, Dissertation, Technische Universität Chemnitz, Verlag Wissenschaftliche Scripten, 2012, ISBN 978-3-942267-50-2
- [Ehr03] Ehrenstein, W. E.; Riedel, G.; Trawiel, P.: Praxis der Thermischen Analyse von Kunststoffen, 2. Auflage, Hanser Verlag München, 2003
- [Eic12] Eichleiter, F.: Fertigung- und prozessbedingte Eigenschaften von Klebeverbindungen im Karosseriebau, Dissertation, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Shaker Verlag, 2012, ISBN 978-3-8440-0783-1
- [Eis06] Eis, M.; Paulke, S.; Rafiee, S.; Schneider, T.: Kleben im Karosseriebau – Prozess-Simulation, Tagungsband, 13. Paderborner Symposium Fügetechnik, 29.-30. November 2006, Paderborn, 2006, ISBN 3-9809524-3-6
- [Eis12] Eisele, U.: Ein Beitrag zur verbesserten Auslegung von Rollfalzprozessen, Dissertation, Universität Stuttgart, 2012, ISBN 978-3-88355-389-4
- [Eis13] Eisenmann: Automotive Systems & Aerospace, Produktbroschüre, 2013, www.eisenmann.com
- [Els13] Elsyca: Elsyca EcoatMaster[®], E-coating Simulation, Produktbroschüre, 2013, www.elsyca.com
- [End12] Endres, M.: Entwicklung einer aktiven Steuerung für die geometrischen Qualitätsziele der Prozesskette Karosseriebau in der Vorserie, Dissertation, Technische Universität Chemnitz, Cuviller Verlag Göttingen, 2012, ISBN 978-3-95404-186-2

- [Ewe97] Ewerszumrode, A.: Einfluss der Abbindebedingungen auf des Eigenschaftsprofil geklebter Verbindungen aus Füge teilen mit unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten. Forschungsbericht des LWF Paderborn, 1997
- [Fan06] Fan, X.; Masters, L.: Dimensional Variation in Self-Piercing Riveting, SAE International, 2006
- [Fan07] Fan, X.; Masters, I.; Roy, R.; Williams, D.: Simulation of distortion induced in assemblies by spot welding, Journal of Engineering Manufacture, 2007
- [Fel09] Feldhaus, U.: Statische Sprühbilder, Intelligenter Produzieren, Vol. 3; VDMA Verlag Frankfurt, 2009
- [Fen59] Fenech, H.; Rohsenow, W. M.: The Thermal Conductance of Metallic Surfaces in Contact, AEC Report, NYO-2136, 1959
- [Fen63] Fenech, H.; Rohsenow, W. H.: Prediction of Thermal Conductance of Metallic Surfaces in Contact, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 85, S. 15-24, 1963
- [Fig08] Figge, V.: Einfluss des Fertigungsprozesses auf die Verbindungseigenschaften geklebter Hybridstrukturen, Dissertation, Universität Paderborn, Shaker Verlag Aachen, 2008, ISBN 978-3-822-7738-8
- [Fle09] Fleischer, M.: Absicherung der virtuellen Prozesskette für Folgeoperationen in der Umformtechnik, Dissertation, Technische Universität München, Shaker Verlag Aachen, 2009, ISBN 978-3-8322-8398-8
- [Fle11] Fleischer, M.; Panico, T.; Meinhardt, J.; Lipp, A.: Anwendung der Simulation in der Technologie Umformen, LS-DYNA Forum 2011, 13. Oktober, Filderstadt, 2011
- [Fra10] Frauenhofer, M.: Schnellaushärtung struktureller Verklebungen mittels elektromagnetischer Wechselfelder, Dissertation, Technische Universität Carolowilhelmina zu Braunschweig, Shaker Verlag Aachen, 2010, ISBN 978-3-8322-9236-2
- [Gau13] Gaul, L.; Fiedler, C.: Methode der Randelemente in Statik und Dynamik, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2013, ISBN: 978-3-8348-2537-7
- [Gee84] Geers, T. L.: An Objective Error Measure for the Comparison of Calculated and Measured Transient Response Histories, The Shock and Vibration Bulletin, Vol. 54, S. 99-107, 1984
- [Geh01] Gehmecker, H.: Die Vorbehandlung von Stahl-Aluminium-Karosserien, JOT, Vol. 9, S. 70-78, 2001
- [Gei08] Geiger, W.; Kotte, W.: Handbuch Qualität – Grundlagen und Elemente des Qualitätsmanagements, 5. Auflage, Vieweg Verlag Wiesbaden, 2008, ISBN 978-3-8348-0273-6
- [Gex61] Gex, R. C.: Thermal Resistance of Metal-to-Metal Contacts: An Annotated Bibliography, Armed Service Technical Information Agency, Virginia, 1961
- [Gol02] Goldschmidt, A.; Streitberger, H.-J.: BASF Handbuch Lackiertechnik, Vincentz Verlag Hannover, 2002, ISBN 3-87870-324-4
- [Gom14a] GOM – Gesellschaft für Optische Messtechnik: ARGUS – Optische Formänderungsanalyse, Produktdaten, 2014, www.gom.com

- [Gom14b] GOM – Gesellschaft für Optische Messtechnik: ARAMIS – Optische 3D-Verformungsanalyse, Produktdaten, 2014, www.gom.com
- [Gom14c] GOM – Gesellschaft für Optische Messtechnik: PONTOS – Dynamische 3D-Analyse, Produktdaten, 2014, www.gom.com
- Gom14d] GOM – Gesellschaft für Optische Messtechnik: TRITOP – Optische 3D-Koordinatenmessmaschine, Produktdaten, 2014 www.gom.com
- [Gom14e] GOM – Gesellschaft für Optische Messtechnik: ATOS Triple Scan, Produktdaten, 2014, www.gom.com
- [Göp91] Göpfert, W.: Raumbezogene Informationssysteme, Herbert Wichmann Verlag Karlsruhe, 1991
- [Gou08] Gouttebroze, S.; Mo, A.; Grog, O.; Petersen, K. O.; Fjaer, H. G.: A new Constitutive Model of the Finite Element Simulation of Local Hot Forming of Aluminium 6xxx Alloys, Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 49, S. 522-534, 2008
- [Gra02] Grasse, J.: Beitrag zur Gestaltung eines Qualitätsmethodenverbundes in der Karosserieentwicklung und -planung, Dissertation, Technische Universität Berlin, 2002
- [Gra06] Grabner, J.; Nothhaft, R.: Konstruieren von Pkw-Karosserien, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006, ISBN 978-3-540-23884-3
- [Hab06] Habenicht, G.: Kleben – Grundlagen, Technologie, Anwendung, 5. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 2006, ISBN 10 3-540-26273-3
- [Hab13] Habicht, H.; Haberland, T.: Digital Paint Process Simulation – E-Coating and Thermomechanic, MAGNA-Conference: Enhanced Dip Painting Process by Simulation Tools, 29. Mai 2013, St. Valentin, Österreich, 2013
- [Hac97] Hackenberg, U.; Hirtreiter, K.; Rummerl, C.: Entwicklungs- und Produktionssynergien der Baukastentechnik, ATZ/MTZ Sonderausgabe 1997
- [Hac00] Hackenberg, U.: Blechumformung im Produkt-Entstehungsprozess, wt Werkstattstechnik, 90, H.10, S. 404-409, 2000
- [Hel88] Heller, C. Schmöckel, D.: Umformen von Aluminiumblechen bei erhöhten Temperaturen, Aluminium 64, S. 398-405, 1988
- [Hel10] Held, C.; Sindel, M.; Liewald, M.: Novel testig devices for characterisation of edge-crack sensitivity using ARAMIS, GOM Conference 2010, 20.-23. September 2010, Braunschweig, 2010
- [Hen14] Henkel: Terokal 8026 E, Technisches Datenblatt, Henkel KGaA, Heidelberg, 2014
- [Hil90] Hill, R.: Constitutive Modelling of Orthotropic Plasticity in Sheet Metals, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Nr. 38, S. 405-417, 1990
- [Hil06] Hills, R. G.: Model Validation: Model Parameter and Measurement Uncertainty, Journal of Heat Transfer, Vol. 128, Nr. 4, S. 1175-1209, 2006
- [Hoc75] Hockett, J. E.; Sherby, O. D.: Large Strain Deformations of Polycrystalline Metals at Low Homologous Temperatures, Journal of the Mechanics an Physics of Solids 23, S. 87-98, 1975
- [Hof87] Hoffmann, K.: Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmessstreifen, Hottinger Baldwin Messtechnik, Darmstadt, 1987

- [Hof13] Hoffmann, A.; Hecht, J.: Audi Ultra Strategie – Leichtbautechnologien im Wettbewerb, Konferenzbeitrag, Materialien des Karosseriebaus 2013, Automotive Circle International, 7.-8. Mai 2013, Bad Nauheim, 2013
- [Hol49] Hollomon, J. H.: Tensile Deformation, Transactions of the American Institute of Mining and Metallurgical Engineers 162, S. 268-290, 1949
- [Hön13] Hönle, S.; Liewald, M.: Geometrische Designmerkmale erfassen und bewerten, MM Maschinenmarkt, Vogel Business Media, Heft 22/2013, Würzburg, 2013
- [Hüs93] Hüsgen, B.: Beitrag zum Einfluss der Fertigung auf ausgewählte Eigenschaften von Klebeverbindungen mit warmahärtenden Klebstoffen, Dissertation, Universität Paderborn, 1993
- [Jan05] Jankowski, U.: Investigation on Mapping and Element Size in Crash Simulation, 6th MpCCI User Forum 2005, 22.-23. Februar 2005, S.112-121, Sankt Augustin, 2005
- [Käs13] Kästle, C.; Liewald, M.; Roll, K.: Springback Simulation of the Process Chain Press Line Forming and Roller Hemming Processes, Key Engineering Materials, Vol. 549, S. 231-238, 2013
- [Kei95] Keil, S.: Beanspruchungsermittlung mit Dehnungsmessstreifen, Cuneus Verlag, Zwingenberg, 1995
- [Kla06] Klausnitzer, A.; Meißner, F.: LAC-07 – Trocknungssimulation am Realbauteil, Zwischenbericht inpro Forschungsprojekt, Berlin, 2006
- [Kle12] Klein, B.: FEM – Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau, Vieweg+Teubner Verlag Springer Fachmedien Wiesbaden 2012, ISBN 978-3-8348-1603-0
- [Klo00] Klocke, C.: Die Berechnung des Aufheizprozesses bei der Lacktrocknung und die Auswertung durch Virtual-Reality Methoden, VDI Berichte Nr. 1559, VDI Verlag GmbH, Düsseldorf, 2000, ISBN 3-18-091559-5
- [Klo06] Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 4 - Umformen, 5. Auflage, VDI-Buch, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2006, ISBN 978-3-540-23650-4
- [Kor11] Korbetis, G.: Usage of fully detailed CAE models for concept design with the ansa Morphing Tool, 8th European LS-DYNA Conference, 23.-24.05.2011, Strasbourg, 2011
- [Kos03] Kost, B.: Optimierung mit Evolutionsstrategien, 1. Auflage, Verlag Harri Deutsch Frankfurt, 2003, ISBN 3-8171-1699-3
- [Kos04] Kose, K.; Rietman, B.: Combining Forming Results via Weld Models to Powerful Numerical Assemblies, Esaform 2004, Trondheim, Norwegen, 28.-30. April 2004
- [Köt84] Kötting, G.: Untersuchung, der Klebschichtmorphologie und der beanspruchungsabhängigen Deformations- und Versagensmechanismen in der Klebfuge von Metallverklebungen von Metallklebeverbindungen, Dissertation, Universität Paderborn, 1984
- [Koz04] Kozeschnik, E.; Svoboda, J.; Fischer, F. D.; Fratzl, P.: Modelling of kinetics in multi-component multi-phase systems with spherical precipitates. Materials Sciences and Engineering A, Vol. 385, S. 166-174, 2004
- [Kur13] Kurz, O.: Prozess-Simulation Lackierung, 20. DFO Automobil-Tagung, 14.05.2013 Potsdam, 2013

- [Lam61] Laming, L. C: Thermal Conductance of Machined Metal Contacts, ASME International Heat Transfer Symposium, Boulder, 1961
- [Lam97] Lambert, M. A.; Fletcher, L. S.: Review of Models for Thermal Contact Conductance of Metals, Journal of Thermophysics and Heat Transfer, Nr. 11, S. 129-140, 1997
- [Lan02] Lange, K.: Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Band 1: Grundlagen, 2. Auflage 1984, Nachdruck 2002, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 2002, ISBN 3-540-43686-3
- [Leu10] Leuschel, R.: Toleranzmanagement in der Produktentwicklung am Beispiel der Karosserie im Automobilbau, Dissertation, Technische Universität Bergakademie Freiberg, 2010
- [Lie12] Liewald, M., Wagner, S.: Aktuelle Forschungsarbeiten in der Blechumformung am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart, Internationale Konferenz: Neuere Entwicklungen der Blechumformung, 22.-23. Mai 2012, Fellbach bei Stuttgart, MAT INFO Werkstoff-Informationsgesellschaft mbH Frankfurt am Main, ISBN 978-3-88355-390-0
- [Lie13] Liewald, M.; Wagner, S.: Improved Failure Description in Forming of Complex Sheet Metal Parts, Academic Journal of Manufacturing Engineering, Vol. 11, Issue 1/2013, Juni 2013
- [Lie14a] Liewald, M; Wagner, S.; Radonjic, R.: Changes and risks when using high strength steels in structural parts of modern car bodies, 14. Internationales Stuttgarter Symposium – Automobil- und Motorentechnik, Springer Fachmedien Wiesbaden 2014, ISBN: 978-3-658-05130-3
- [Lie14b] Liewald, M.: Schichtverbunde als neue Werkstoffe für den Karosseriebau, MaschinenMarkt, Ausgabe 41, Seiten 26-28, Verlag Vogel Business Media GmbH & Co KG, Würzburg, 2014
- [Liu97] Liu, S. C.; Hu, S. J.: Variation simulation for deformable sheet metal assemblies using finite element methods, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 119, S. 368-374, 1997
- [Löw03] Löwisch, G.; Mayr, P.: SFB 570, Teilprojekt C1, Stoffwertbestimmungen, Fachbericht Werkstofftechnik, Abschlussbericht von 15.04.2003, Bremen, 2003
- [Luc08] Lucas, K.: Thermodynamik – Die Grundgesetze der Energie- und Stoffumwandlung, 7. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2008, ISBN 978-3-540-68648-4
- [Luh03] Luhmann, T.: Nahbereichsphotogrammetrie – Grundlagen, Methoden und Anwendungen, 2. Auflage, Herbert Wichmann Verlag Heidelberg, 2003, ISBN 3-87907-398-8
- [Mag13] Magna: Alsim software – Dip Paint Simulation, Produktbroschüre, Engineering Center Steyr, Magna Powertrain, 2013, www.alsim.ecs.steyr.com
- [Maj03] Majeske, K. D.; Hammett, P. C.: Predicting Assembly Dimensions with Functional Build: A Case Study Using DOE, Journal of Manufacturing Processes, Vol. 5, No.1, 2003
- [Mal92] Malz, R. W.: Codierte Lichtstrukturen für 3D-Messtechnik und Inspektion, Dissertation Universität Stuttgart, Institut für Technische Optik, 1992, ISBN 3-923560-13-3

- [Mat89] Mathias, A.: Einfluss der Abbindebedingungen auf die Struktur und das beanspruchungsabhängige Eigenschaftsprofil der Bindschichten von Klebeverbindungen, Dissertation, Universität Paderborn, 1989
- [Mei06] Meißen, F.: LAK-53 – Modellbildung für Realbauteil im Produktionstrockner, inpro Forschungsbericht, Berlin, 2006
- [Men79] Menges, G.: Einführung in die Kunststoffverarbeitung, Carl Hanser Verlag München Wien, 1989,
- [Men11] Menzel, S.: Zur Berechnung von Klebeverbindungen hybrider Karosseriestrukturen beim Lacktrocknungsprozess, Dissertation, Technische Universität Dresden, 2011
- [Mey12a] Meyer, R.: Erhöhung der Prozesssicherheit durch Beherrschung der Bauteilabweichung beim Fügen, Dissertation, Technische Universität Dresden, TUDpress, 2012, ISBN 978-3-942710-59-6
- [Mey12b*] Meyer, G.: Entwicklung einer Analysemethodik zur visuellen Bewertung verzugskritischer Bauteile, Diplomarbeit, Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, 2012
- [Mic64] Michejew, M. A.: Grundlagen der Wärmeübertragung, 3. Auflage, VEB Verlag Technik Berlin, 1964,
- [Mon09] Mongiardini, M; Ray, M. H.; Anghileri, M.: Development of a Software for the Comparison of Curves During the Verification and Validation of Numerical Models, 7th European LS-DYNA Conference, 2009
- [Mon13] Mongiardini, M; Ray, M. H.; Plaxico, C. A.: Development of a programm for the quantitative comparison of a pair of curves, Intern. J. Computer Applications in Technology, Vol. 46, No. 2, 2013
- [Mül09] Müller, M.: Prozesssicheres Montagekleben einer Aluminium-Stahl-Verbindung im Hinblick auf Einsatz unter Temperaturwechselbeanspruchung, Dissertation, Universität Paderborn, Shaker Verlag Aachen, 2009, ISBN 978-3-8322-8552-4
- [Mül13] Müller, M.; Sokrut, I.: Leichtbaupotentiale dünnwandiger Karosserieaußenflächen, lightweightdesign, Vol. 4, S. 38 -41, Springer Verlag, 2013
- [Nas10] Nasdala, L.: FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik, 1. Auflage, Vieweg Teubner Verlag, 2010, ISBN 978-3-8348-0980-3
- [Neu13] Neugebauer, R.; Bernhardt, O. E.; Wahl, M.; Schulz, F.; Mauermann, R.; Schützle, W.; Werner, S.: Predictiong Dimensional Accuracy of Laser Welded Aluminum Add-On Parts, Key Engineering Materials, Vol.549, S. 463-470, 2013
- [Obe04] Oberkamp, W. L.; Trucano, T. G.; Hirsch, C.: Verification, Validation and Predictive Capability in Computational Engineering and Physics, Applied Mechanics Reviews, 57(5), 345-384, 2004
- [Obe12] Oberkamp, W. L.: Practical and Technical Challenges in Verification and Validation, AMSE Verification and Validation Symposium, 02.-04.05.2012, Las Vegas, Nevada, 2012
- [Oec10] Oeckerath, A.; Wolf, K.: Improved Product Design Using Mapping in Manufacturing Process Chains, 9. LS-DYNA Forum, 12.-13. Oktober 2010, Bamberg, 2010
- [Ost07] Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium, 2. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2007, ISBN 978-3-540-71196-4

- [Pah83] Pahl, M. H.: Praktische Rheologie der Kunststoffschmelzen und Lösungen, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1983
- [Pap08] Papadakis, L.: Simulation of the Structural Effects of Welded Frame Assemblies in Manufacturing Process Chains, Dissertation, Technische Universität München, Forschungsberichte IWB, Band 218, Herbert Utz Verlag München, 2008, ISBN 978-3-8316-0813-3
- [Pau13] Paulke, S.: Challenges in developing tools for the Digital Factory, MAGNA-Conference: Enhanced Dip Painting Process by Simulation Tools, 29. Mai 2013, St. Valentin, Österreich, 2013
- [Per13] Perret, W.: Welding Simulation of Complex Automotive Welded Assembly – Possibilities and Limits of the Application of Analytical Temperature Field Solutions, Dissertation, BAM Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung, Berlin, 2013, ISBN 978-3-9815944-0-9
- [Pfe01] Pfeifer, T.; Schmitt R.: Fertigungsmesstechnik, Oldenburg Wissenschaftsverlag München Wien, 2001, ISBN 3-486-25712-9
- [Pfl13] Pfluger, F.; Wechsler, K.: Calibration and Simulation of the Automotive E-Coat Dipping Process in STAR-CCM+, STAR Global Conference 2013, 18.- 20. März 2013, Orlando, USA
- [Pie91] Piechel, J.: Stereobild-Korrelation, Digitale Bildverarbeitung – Anwendung in Photogrammetrie, Kartographie und Fernerkundung, Herbert Wichmann Verlag Heidelberg, S. 96-132, 1991
- [Pin09] Pinner, S.; Steinbeck-Behrens, C. : Integrierte Prozesskettensimulation bei der Karosserieherstellung im Projekt VIPROF, ANSYS Conference und 27. CADFEM Users Meeting, Leipzig, 2009
- [Pin10] Pinner, S.; Awiszus, B.; Rambke, M., Leck, L.: Prozesskettensimulation im Karosseriebau am Beispiel der Kopplung von Umform- und Fügésimulation, 15. Internationale Konferenz für Simulation und Berechnung – SIMVEC, 16.-17. November, Baden-Baden, 2010
- [Pin14] Pinner, S.: Untersuchung von Methoden zur durchgängigen Prozesskettensimulation im Karosseriebau, Dissertation, Technische Universität Chemnitz, Verlag Wissenschaftliche Scripten Auerbach, 2014, ISBN-13 : 978-3-95735-000-8
- [Pol10*] Polzer, A.: Untersuchung der Bauteileigenschaften von Tiefziehteilen im frühen Fahrzeugentwicklungsprozess, Abschlussarbeit, Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, 2010
- [Pop07] Poppner, M.: Modellierung und Simulation der Lackierung von PKW-Karosserien mit bewegten, elektrostatisch unterstützten Hochrotationszerstäubern, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Shaker Verlag Aachen, 2007
- [Rac13*] Rachor, J.: Untersuchung und Absicherung des Lacktrocknungsprozesses von Multi-Material-Leichtbaustrukturen, Masterarbeit, Technische Universität Darmstadt, 2013
- [Rad02] Radaj, D.: Fachbuchreihe Schweißtechnik, Eigenspannungen beim Schweißen. Rechen- und Messverfahren, Band 143, DVS-Verlag Düsseldorf, 2002

- [Rad14] Rademacher, M. H.: Virtual Reality in der Produktentwicklung – Instrumentarium zur Bewertung der Einsatzmöglichkeiten am Beispiel der Automobilindustrie, Dissertation Technische Universität Ilmenau, Springer Vieweg Verlag Wiesbaden, 2014, ISBN 978-3-658-07012-0
- [Ray09] Ray, M. H.; Mongiardini, M.; Atahan, A. O.; Plaxico, C. A.; Anghileri, M.: Recommended Procedures for Verification and Validation of Computer Simulations used for Roadside Safety Applications, National Cooperative Highway Research Programm (NCHRP), Project 22-24, Interim Report, 2009
- [Rei12] Reinhold, B.: Einsatz neuer Leichtbauwerkstoffe im Automobil, 2. Fachtagung Kunststoff- und Galvanotechnik, 21. Juni 2012, Solingen
- [Roe07] Roeren, S: Komplexitätsvariable Einflussgrößen für die bauteilbezogene Struktursimulation thermischer Fertigungsprozesse, Dissertation, Technische Universität München, 2007
- [Roh59] Rohbach, C.; Czaika, N.: Deutung des Mechanismus der Dehnungsmeßstreifen und seiner wichtigsten Eigenschaften an Hand eines Modells, Materialprüfung, Band 1, 1959
- [Roh61] Rohbach, C.; Czaika, N.: Über das Dauerschwingverhalten von Dehnungsmessstreifen, Materialprüfung, Band 3, 1961
- [Roh98] Rohbach, C.: Handbuch der experimentellen Spannungsanalyse, VDI Verlag Düsseldorf, 1989
- [Roh01] Rohleder, M. W.: Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen im Produktentstehungsprozess von Blechformteilen, Dissertation, Universität Dortmund, Shaker Verlag Aachen, 2001, ISBN 3-8265-9977-2
- [Rol11] Roller, S.: Integrierte Lackierprozess-Simulation an virtuellen Fahrzeugprototypen in der Digitalen Fabrik, Dissertation, Universität Clausthal, Shaker Verlag, 2011, ISBN 978-3-8440-0766-4
- [Roo05] Roos, E.; Maile, K.: Werkstoffkunde für Ingenieure, Grundlagen , Anwendungen, Prüfung, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, ISBN 3-540-43599-9
- [Ros03] Rosochowska, M.; Balendra, R.: Measurements of Thermal Contact Conductance, Journal of Materials Processing Technology, Nr. 135, S. 204-210, 2003
- [Roy11] Roy, C. J.; Oberkampf, W. L.: A Comprehensive Framework for Verification, Validation and Uncertainty Quantification in Scientific Computing, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 200(25-28), 2131-2144, 2011
- [Rus97] Russel, D. M.: Error Measures for Comparing Transient Data, 68th Shock and Vibration Symposium, Hunt Valley, S. 185-198, 1997
- [Rus09] Rust, W.: Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnung – Kontakt, Geometrie, Material, Vieweg Teubner Verlag Wiesbaden, 2009, ISBN 978-3-8351-0232-3
- [Sch76] Schmidt, W.: Der Bauschinger-Effekt und seine Beeinflussung durch andere Parameter, Blech Rohre Profile 4, S. 90-98, 1976
- [Sch96] Schuler – Handbuch der Umformtechnik, Springer-Verlag Berlin London New York Barcelona Budapest Hongkong London Mailand Paris Santa Clara Singapur Tokio, 1996, ISBN 3-540-61099-5

- [Sch02] Schael, I.: Vergleichende Untersuchungen zur Beschreibung des Verfestigungsverhaltens und der Dehnungsgeschwindigkeit charakteristischer metallischer Karosseriewerkstoffe, Dissertation, RWTH Aachen, Shaker Verlag Aachen, 2002, ISBN 3-8322-0056-8
- [Sch05] Scheibe, A.: Beschichtungssimulation, Workshop Präsentation, Fraunhofer Institut für Produktionstechnik und Automatisierung, VW Konzern Wolfsburg, 2005
- [Sch06] Schüler, H.; Schulte-Frankenfeld, N.; Bahlmann, N.: Einsatz des Optimierungsprogramms optiSLang zur Kalibrierung von numerischen Ofenmodellen für die KTL-Tauchlackierung von Fahrzeugkarossen, 3. Weimarer Optimierungs- und Stochastiktagen 2006, 23.-24.11.2006, Weimar, 2006
- [Sch07a] Schwenk, C.: FE-Simulation des Schweißverzugs laserstrahlgeschweißter dünner Bleche, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Dissertation, Technische Universität Berlin, 2007
- [Sch07b] Scholl, U.: SCAI Mapper – Kopplung von Umform- und Crashsimulation, 6. LS-DYNA Anwenderforum, 11.-12.10.2007, Frankenthal, 2007
- [Sch07c] Schwer, L. E.: Validation Metrics for Response Histories – Perspective and Case Studies, Engineering with Computers, Vol. 23, S. 295-309, 2007
- [Sch08] Scheibe, A.; Westkämper, E.; Ye, Q.: Modelling and simulation of drying processes – a new approach in virtual painting, Innovative and Cognitive Production Technology and Systems, 6th CIRP International Conference, 23-25 July 2008, Naples, Italien, 2008
- [Sch10a] Scheibe, A.: Simulation der instationären Lacktrocknung bei dreidimensionalen Objekten, BMBF-Projekt 08.2006 – 07.2009, Abschlussbericht, 2010
- [Sch10b] Schifko, M.: KTL-Prozesse simulieren – Qualität der Lackierung steigern und Kosten sparen, Besser lackieren!, Nr. 01-2010,
- [Sch11] Schenk, T.: Modelling of welding distortion - The influence of clamping and sequencing, Dissertation, TU Delft, 2011
- [Sch14] SCHOTT: Produktdatenblatt BOROFLOAT® 33 Borosilikatglas, 2014, www.schott.com/borofloat
- [SEW92] SEW 310: Physikalische Eigenschaften von Stählen, Stahl-Eisen-Werkstoffblätter des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1992
- [She68] Shepard, D.: Two-Dimensional Interpolation Function for irregularly-spaced Data, ACM National Conference, S. 517-524, 1968
- [Sie88] Siegel, R.; Howell, J. R.; Lohrengel, J.: Wärmetübertragung durch Strahlung, Teil 1- Grundlagen und Materialeigenschaften, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1988, ISBN 978-3-54018496-6
- [Sie10] Siebertz, K.; van Bebber, D.; Hochkirchen, T.: Statistische Versuchsplanung – Design of Experiments (DoE), Springer Verlag Heidelberg Dordrecht London New York, 2010, ISBN 978-3-642-05492-1
- [Ska09] Skambraks, M.: Konzeption und Konstruktion von Blechteilgeometrien zur Validierung von Spann- und Fügeoperationen im flexiblen Karosseriebau, Diplomarbeit Hochschule Mittweida, 2009

- [Son99] Sonne, H.-M.: Bestimmung des Elastizitätsmoduls im Zugversuch, Tagungsband Werkstoffprüfung 1999 in Bad Nauheim, DVM, Berlin, 1999
- [Sou02] Souloumiac, B.; Boitout, F.; Bergheau, J.-M.: A New Local-Global Approach to the Modelling of Welded Steel Component Distortions, *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 6.*, London Institute of Materials, S. 573-590, 2002
- [Spr03] Sprague, M. A.; Geers, T. L.: Spectral Elements and Field Separation for an Acoustic Fluid Subject to Cavitation, *Journal of Computational Physics*, Vol.184, S. 149-162, 2003
- [Sta90] Stahs, T.; Wahl, F. M.: Oberflächenmessung mit einem 3D-Robotersensor, *Zeitschrift für Photogrammetrie und Fernerkundung*, Heft 6/1990, S. 190-202, 1990
- [Sta09] Stapelfeld, C.; Doynov, N.; Michailov, V.: Hybride Berechnungsansätze zur Prognostizierung und Minimierung des Verzugs komplexer Schweißkonstruktionen, *Sysweld Forum 2009*
- [Ste72] Stehlin, P.: Strain distribution in and around strain gauges, *Journal of Strain Analysis*, Vol. 7 (3), S. 228-235, 1972
- [Ste10] Steinbeck-Behrens, C.; Knick, J.-S.; Kulp, S.; Pinner, S.: Integration der Lackiersimulation in der Herstellungsprozess von Karosserien im Forschungsprojekt VIPROF, 15. Kongress – Berechnung und Simulation im Fahrzeugbau 2010 – SIMVEC, 16.- 17. November, Baden-Baden, 2010
- [Ste12] Steinbeck-Behrens, C.; Menke, T.; Steinbeck, J.; Schroeder, M.; Hongzhi, D.; Hoffmann, A.; Brylla, U.; Kulp, S.; Pinner, S.; Rambke, M.; Leck, L.; Awiszus, B.; Bolick, S.; Katzenberger, J.; Schulz, M.; Runde, C.; Czaykowska, A.; Mager, K.: Gemeinsamer FuE-Abschlussbericht des Verbundprojektes “Durchgängige Virtualisierung der Entwicklung und Produktion von Fahrzeugen (VIPROF)”, 2012, www.projekt-viprof.de
- [Str92] Strutz, T.; Riechmann, W.; Stahs, T.: Tiefendatengewinnung mit dem codierten Lichtansatz – Einsatzmöglichkeiten in der Automobilindustrie, *DGZfP Querschnitts-seminar Bildverarbeitung*, 1992
- [Str06] Straub, K.; Riedel, O.: Virtuelle Absicherung im Produktprozess eines Premium Automobilherstellers, *Innovationen durch IT, Part 4*, Xpert.press, 2006
- [Swi52] Swift, H.: Plastic Instability Under Plane Stress, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 1, S. 1-18, 1952
- [Tac54] Tachibana, F.: Thermal Resistance of Metallic Parts, *Journal of ASME*, University of Tokyo, Nr. 155, S. 397 ff., 1954
- [Tak09] Takashina, K.; Ueda, K.; Ohtsuka, T.: Investigation of Accuracy Improvement on Crashworthiness Simulation with Pre-Simulation of Metal Forming, 7th European LS-DYNA Conference, 14.-15.05.2009, Salzburg, 2009
- [Tap74] Taprogge, R.; Menges, G.: Kunststoff-Konstruktionen – Rechenbeispiele, *VDI-Taschenbücher T38*, VDI-Verlag Düsseldorf, 1974, ISBN 3-18-403038-5
- [Tem11a*] Temel, N. M.: Konzeption und Konstruktion eines Umformwerkzeuges einer experimentellen Versuchsbaugruppe, Studienarbeit, Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart. 2011

- [Tem11b*] Temel, N. M.: Untersuchung und Validierung von Simulationsmethoden in der thermischen Verzugsberechnung von Karosseriestrukturen, Diplomarbeit, Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, 2011
- [The12] THESEUS-FE OVEN: Theory and Users Manual, P+Z Engineering, München, 2012
- [The13] THESEUS-FE: Theseus-FE 4.0, Produktbroschüre, P+Z Engineering, 2013, www.theseus-fe.com
- [Tie09] Tiedt, H.: Virtuelle Qualitätsbewertung großflächiger Karosserie-Anbauteile durch Simulation von Funktionseinflüssen an digital rekonstruierten Bauteilen, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Shaker Verlag, 2009, ISBN 978-3-8322-8204-2
- [Töl13] Tölle, F.: Eigenspannungsreduktion in strahlgewweißten Nähten mittels Spannungsumlagerung durch den Einsatz defokussierter Elektronen- bzw. Laserstrahlen, Dissertation, Technische Universität Berlin, 2013
- [Töp07] Töpfer, A.: Six Sigma – Konzeption und Erfolgsbeispiele für praktizierte Null-Fehler-Qualität, 4. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 2007, ISBN 978-3-540-48591-9
- [Tru02] Trucano, T. G.; Pilch, M.; Oberkampf, W. L.: General Concepts for Experimental Validation of ASCI Code Applications, Sandia National Laboratories, SAND2002-0341, Albuquerque, 2002
- [Ulr13] Ulrich, F.; Lorenz, B.; Remfrey, J.; Schöneburg, R.: Integrale Sicherheit von Kraftfahrzeugen, 4. Auflage, Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013, ISBN 978-3-8348-2607-7
- [VDI06] VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen: VDI-Wärmeatlas, 10. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2006, ISBN 978-3-540-25504-8
- [Via14] Vialux: AutoGrid® - Formänderungsanalyzesystem, Produktdaten, 2014, www.vialux.de
- [Vla07] Vlahovic, D.; Schleich, R.; Liewald, M.: Beulen von Feinblechen unter einachsiger Zugbeanspruchung, UTF-Science, Ausgabe IV, Meisenbach Verlag Bamberg, 2007
- [Vla09] Vlahovic, D.: Neue technologische Ansätze zum kombinierten Recken und Tiefziehen von Außenhautbeplankungen aus Feinblech, Dissertation, Universität Stuttgart, Verlag DGM Informationsgesellschaft, 2009, ISBN 978-3-88355-377-1
- [Voc55] Voce, E.: A Practical Strain-Hardening Function, Metallurgia, Vol.51, S. 219-226, 1955
- [Von03] Von Praun, S.: Toleranzanalyse nachgiebiger Baugruppen im Produktentstehungsprozess, Dissertation, Technische Universität München, Forschungsberichte iw 171, 2003
- [Wah86] Wahl, F. M.: A coded light approach for depth map acquisition, Mustererkennung 2986, Springer Verlag Berlin, S. 12-17, 1986
- [Wah04] Wahid, S. M. S.; Madhusudana, C. V.; Leonardi, E.: Solid Spot Conductance at Low Contact Pressure, Experimental Thermal and Fluid Science, Nr. 28, S. 489-494, 2004
- [Wah11] Wahl, M.; Schulz, F.; Altermann, T.; Eckert, A.: Die Prozesskettensimulation – Ein Beitrag zum virtuellen Karosseriebau, 6. Chemnitzer Karosseriekolloquium, Chemnitz, S. 259-269, 2012

- [Wal06] Wallentowitz, H.: Strukturentwurf von Kraftfahrzeugen, 3. Auflage, Schriftenreihe Automobiltechnik, fka – Forschungsgesellschaft Kraftfahrwesen mbH Aachen, 2006, ISBN 3-925 194-71-1
- [Weh14*] Wehrle, D.: Usage of photogrammetry for the development of an analytical measurement and evaluation method for the comparison of numeric process simulation with real measurements, Master Thesis, University of Applied Sciences Stuttgart, 2014
- [Wei49] Weills, N. D.; Ryder, E. A.: Thermal Resistance Measurement of Joints formed between stationary Metal Surfaces, Trans. ASME, Vol. 71, S. 15-24, 1949
- [Wha93] Whang, B.; Gilbert, W. E.; Zilliagus, S.: Two Visually Meaningful Correlation Measures for Comparing Calculated and Measured Response Histories, Report AD-A273 044, Naval Surface Warfare Center, 1993
- [Wie13] Wiethop, P.: Eine Methode zur Prozesssimulation des Stanznagelns, Dissertation, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Vulkan-Verlag Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8323-4
- [Will49] Weills, N. D.; Ryder, E. A.: Thermal Resistance Measurements of Joints formed between stationary Metal Surfaces, Trans ASME, Vol. 71, S. 15-24, 1949
- [Will10] Wille, T.: Simulationsbasierte Produktionsprozess-Optimierung am Beispiel der Infrarottrocknung, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, DLR-Forschungsbericht 2010-36, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V. Bibliotheks- und Informationswesen Köln, 2010, ISSN 1434-8454
- [Wol92] Wolf, H.: Schnelle dreidimensionale Bilderfassung mit dem codierten Lichtansatz, VDI-Berichtsband 939, S. 393-398, VDI Verlag, 1992
- [Wol09] Wolf, K.; Schilling, R.; Lütjens, J.; Hunkel, M.; Wallmersperger, T.; Jankowski, U.; Sihlin, D.; Wiegand, K.; Zöller, A.; Heuse, M.: Coupled FEM calculations – A CAE tool to improve crash-relevant automotive body components by local hardening, 7th European LS-DYNA Conference, 14.-15.05.2009, Salzburg, 2009
- [Xu94] Xu, X.: Digitale Stereokorrelation mit Hilfe lokaler Zustandsvektoren, Dissertation, Technische Universität Graz, 1994
- [Yi86] Yi, X.-S.: Beitrag zum strukturabhängigen mechanischen Verhalten von Klebstoffschichten, Dissertation, Universität Paderborn, 1986
- [Zac03] Zacher, M.: Integration eines optischen 3D-Sensors in ein Koordinatenmessgerät für die Digitalisierung komplexer Oberflächen, Dissertation RWTH Aachen, Shaker Verlag Aachen, 2003, ISBN 3-8322-2351-7
- [Zöl04] Zöller, A.; Frank, T.; Haufe, A.: Berücksichtigung von Blechumformergebnissen in der Crashberechnung, 3. LS-DYNA Anwenderforum, 14.-15-10.2004, Bamberg, 2004

Anmerkung: Alle mit * gekennzeichnete Quellen wurden im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit erstellt und stellen wichtige Teilergebnisse oder begleitende Prinzipuntersuchungen dieser Arbeit dar.

Verwendete Normen, Richtlinien und Merkblätter

ASME V&V 10-2006	The American Society of Mechanical Engineers: Guide for Verification and Validation in Computational Solid Mechanics, 2006
ASTM E251-92	ASTM E251-92(2009): Standard Test Methods for Performance Characteristics of Metallic Bonded Resistance Strain Gages
DIN 1319-1	DIN 1319-1:1995-01, Grundlagen der Messtechnik – Teil 1: Grundbegriffe, Beuth Verlag Berlin, 1995
DIN 18716	DIN 18716: Photogrammetrie und Fernerkundung, Beuth Verlag Berlin,
DIN 53765	DIN 53765:1994-03, Prüfung von Kunststoffen und Elastomeren, Thermische Analyse, Dynamische Differenzkalorimetrie (DDK)
DIN 70010	DIN 70010:2001-04, Systematik der Straßenfahrzeuge – Begriffe für Kraftfahrzeuge, Fahrzeugkombinationen und Anhängfahrzeuge
FAT 198	Verbesserung der Prognosefähigkeit der Crashesimulation aus höherfesten Mehrphasenstählen durch Berücksichtigung von Ergebnissen vorangestellter Umformsimulationen, FAT Schriftenreihe 198, Forschungsvereinigung Automobiltechnik e. V.
PV2047	PV 2047: 2010-06, Konzernnorm Volkswagen, Falzverklebungen im Aluminium-Karosseriebau und Stahl-Karosseriebau – Festigkeitsüberprüfung, Beurteilung Klebstoffbefüllung
VDI/VDE 2617	VDI/VDE 2617 Blatt 8:2013-08: Genauigkeit von Koordinatenmessgeräten – Kenngrößen und deren Prüfung – Prüfprozesseignung von Messungen mit Koordinatenmessgeräten, Beuth Verlag Berlin
VDI/VDE 2634	VDI/VDE 2634 Blatt 2:2012-08: Optische 3D-Messsysteme, Bildgebende Systeme mit flächenhafter Antastung, Beuth Verlag Berlin
VDI/VDE/GESA 2635	VDI/VDE/GESA 2635 Blatt 1: 2007-04, Experimentelle Strukturanalyse - Dehnungsmesstreifen mit metallischem Messgitter – Kenngrößen und Prüfbedingungen, Beuth Verlag Berlin
VW01052	VW 01052: 2010-08, Konzernnorm Volkswagen: Zeichnungen – Darstellungen im dreidimensionalen Bezugssystem (Fahrzeugkoordinatensystem)
VW01055	VW 01055:2009-06, Konzernnorm Volkswagen: Referenz-Punkt-Systematik (RPS)

Curriculum Vitae

PERSÖNLICHE DATEN

Christoph Harald Albiez

Geboren am 15.07.1981 in Waldshut

Deutsche Staatsangehörigkeit

Verheiratet, Tochter und Sohn

AKADEMISCHE AUSBILDUNG

2002 - 2009 Universität Stuttgart

Studium der Fahrzeug- und Motorentechnik

Hauptstudium in den Schwerpunkten Fahrzeugtechnik und Karosseriebau

2006 National University of Singapore, Singapur

Auslandssemester im Rahmen eines Austauschprogramms der Universität Stuttgart

2009 Diplomarbeit bei der AUDI AG, Neckarsulm

„Durchführung einer Signifikanzuntersuchung der Prozessfenster bezüglich der Oberflächenqualität von Außenhautbeplankungen im Fahrzeugentwicklungsprozess“

2009 - 2012 Institut für Umformtechnik (IFU), Universität Stuttgart

Wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung Blechumformung

PRAKTIKA

2006 Heavy Engineering Research Association (HERA) und Auckland University of Technology, Neuseeland

Zweimonatige Teilnahme als Praktikant am Forschungsprojekt für „Composite Structural Assembly“ (CSA)

2006 - 2007 Institut für Umformtechnik (IFU), Universität Stuttgart

Beschäftigung als studentische Hilfskraft

2008 Schuler Pressen, Göppingen

Fachpraktikum mit 3 wöchigem Auslandseinsatz zur Inbetriebnahme einer Transferpresse in Togliatti, Russland

BERUFLICHER WERDEGANG

2012 - 2014 AUDI AG

Entwicklungsingenieur im Bereich Produkt- und Prozesstechnik im Audi Vorseriencenter Ingolstadt

seit 2014 AUDI AG

Leiter der Abteilung Geometrieanalyse und Simulationsmethodik im Audi Vorseriencenter Neckarsulm und Ingolstadt