



Christopher Joseph Thoma

---

# Simulations- gestützte Optimierung der Maßhaltigkeit in der Prozesskette Druckguss



## Audi-Dissertationsreihe, Band 107





Technische Universität München  
Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen

**Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit  
in der Prozesskette Druckguss**

Christopher Joseph Thoma

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

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

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manfred Hajek

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Fehlbier,  
Universität Kassel

Die Dissertation wurde am 22.10.2014 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 24.03.2015 angenommen.



### **Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

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

1. Aufl. - Göttingen : Cuvillier, 2015

Zugl.: (TU) München, Univ., Diss., 2015

© CUVILLIER VERLAG, Göttingen 2015

Nonnenstieg 8, 37075 Göttingen

Telefon: 0551-54724-0

Telefax: 0551-54724-21

[www.cuvillier.de](http://www.cuvillier.de)

Alle Rechte vorbehalten. Ohne ausdrückliche Genehmigung des Verlages ist es nicht gestattet, das Buch oder Teile daraus auf fotomechanischem Weg (Fotokopie, Mikrokopie) zu vervielfältigen.

1. Auflage, 2015

Gedruckt auf umweltfreundlichem, säurefreiem Papier aus nachhaltiger Forstwirtschaft.

ISBN 978-3-7369-9009-8

eISBN 978-3-7369-8009-9



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

Sir Isaac Newton

\* 1643 † 1727





## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen eines INI.TUM Kooperationsprojektes des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) der Technischen Universität München mit der Technologieentwicklung Gießen der AUDI AG in Ingolstadt während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am utg.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, und Herrn Univ.-Prof. i. R. Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann, ehemaliger Ordinarius dieses Lehrstuhls, gilt mein besonderer Dank für die wohlwollende und wertvolle Unterstützung und das mir entgegengebrachte Vertrauen, das ich während meiner Tätigkeit am Lehrstuhl erfahren habe.

Weiterhin danke ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Fehlbier, Ordinarius des Lehrstuhls für Gießereitechnik Kassel der Universität Kassel, für die Übernahme des Koferats und Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manfred Hajek, Ordinarius des Lehrstuhls für Hubschraubertechnologie der Technischen Universität München, für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Großer Dank gilt auch meinen Betreuern seitens der AUDI AG Herrn Peter Wanke, Herrn Dr.-Ing. Gregor Branner und Herrn Harald Eibisch für die Ermöglichung des Projekts und die Unterstützung bei der Durchführung.

Für die inspirierenden und hilfreichen Diskussionen bedanke ich mich weiterhin bei meinen Doktorandenkollegen Burkhard Fuchs, Ruben Heid, Johannes Müller und Michael Rix, sowie bei allen Mitarbeitern des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen und der Technologieentwicklung Gießen der AUDI AG.

Inbesondere gilt mein Dank meiner Familie, die mich immerwährend unterstützt hat.

Garching, im März 2015

Christopher Joseph Thoma







## Kurzfassung

Zukunftsweisende Fahrzeugkonzepte erfordern progressiven Leichtbau in der Fahrzeugstruktur, um den Anforderungen hinsichtlich Verbrauchsreduktion und  $CO_2$ -Emissionen gerecht zu werden. Dünnwandige Druckgussbauteile als Verbindungsknoten sind essenzieller Bestandteil gewichtsreduzierter Fahrzeugkarosserien in Mischbauweise, weisen jedoch aufgrund ihrer großen Abmessungen prozessbedingte Verformungen auf. Im Rahmen dieser Arbeit werden Simulationsmethoden zur Vorhersage des Verzugs entlang der Prozesskette Druckguss vorgestellt. Zur simulationsgestützten Analyse des Druckgießprozesses hinsichtlich der Optimierungen dieser prozessbedingten Verformungen werden Lösungen für zwei unterschiedliche Legierungsspezifikationen aufgezeigt. Für naturduktile Bauteile ohne Wärmebehandlung lässt sich der Verzug durch ein Vorhalten der Maßabweichungen im Druckgusswerkzeug auf der Basis von Prozesssimulationen kompensieren. Im Gegensatz dazu werden bei wärmebehandelten Legierungen die Verformungen während des Wärmebehandlungsprozesses, insbesondere während des Lösungsglühens, durch die simulationsgestützte Auswahl und Auslegung der Lagerung der Gussteile minimiert. Anhand von zwei repräsentativen Demonstratorbauteilen aus der Fahrzeugstruktur werden diese Methoden validiert und optimiert.

## Abstract

Forward-looking concepts of car design require progressive lightweight in the car body structure to meet the requirements in terms of the reduction of fuel consumption and  $CO_2$  emissions. Thin-walled high pressure die casting (hpdc) components as connection parts are essential for weight-reduced car body structures of multi-material concepts. Due to their large dimensions those casting components show process-induced distortions. In this work simulation methods to predict the distortion along the process chain of high pressure die casting are presented. For simulation-based analysis of the hpdc process with regard to the optimization of this process-induced deformations two solutions for two different alloy specifications are shown. For nature-ductile components without heat treatment the distortion can be compensated by inverse die modification based on the predicted distortion by process simulations. For heat-treated alloys the deformations during the heat treatment process, especially during solution annealing, are minimized by the simulation-based selection and dimensioning of the casting parts' support. These methods are validated and optimized using two representative demonstrator components from an actual car body structure.





## Publikationen

### Vorveröffentlichungen

- Thoma, C.; Volk, W.; Branner, G.; Eibisch, H.:  
Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit von dünnwandigen Strukturbauteilen in der Prozesskette Aluminium-Druckguss  
In: GIESSEREI PRAXIS Druckguss 7-8 (2013), S. 332-335.
- Thoma, C.; Volk, W.; Branner, G.; Eibisch, H.:  
Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit von dünnwandigen Strukturbauteilen in der Prozesskette Aluminium-Druckguss  
In: GIESSEREI RUNDSCHAU 60 (2013), S. 282-286.
- Thoma, C.; Volk, W.:  
Simulation der Prozesskette Druckguss - Schlüssel für verzugsminimierte Strukturbauteile  
In: Gießen von Fahrwerks- und Karosseriekomponenten, VDI-Berichte 2217, Düsseldorf, 2014, S. 129-142.

### Veröffentlichungen zu themenverwandten Gebieten

- Heid, R.; Thoma, C.; Eibisch, H.; Volk, W.; Dilger, K.:  
Konzept zur konturnahen Kühlung im Aluminiumstrukturguss  
In: GIESSEREI 11 (2013), S. 22-27.
- Thoma, C.; Heid, R.; Burger, J.; Dilger, K.; Volk, W.:  
Numerische Topologieoptimierung von Angussssystemen für druckgegossene Strukturbauteile  
In: GIESSEREI 12 (2013), S. 52-59.
- Thoma, C.; Heid, R.; Burger, J.; Dilger, K.; Volk, W.:  
Numerical Topology Optimization of Gating Systems for High-Pressure Die Casting Structural Components  
In: International Foundry Research 3 (2014), S. 28-34.
- Thoma, C.; Heid, R.; Branner, G.; Eibisch, H.; Dilger, K.; Volk, W.:  
Simulation-based Prediction of the Fracture Elongation as a Failure Criterion for thin-walled High Pressure Die Casting Components  
In: International Journal of Metal Casting 4 (2014), S. 47-54.



- Heid, R.; Thoma, C.; Eibisch, H.; Pries, H.; Dilger, K.:  
Optimierung von Druckgießwerkzeugen - Softwaremodul zur Vorhersage von Schädigungen in Dauerformen für das Aluminiumdruckgießen - Hybrid-Fatigue-Test (HFT)  
In: GIESSEREI 6 (2014), S. 32-41.
- Heid, R.; Thoma, C.; Müller, J.; Eibisch, H.; Fehlbier, M.; Pries, H.; Dilger, K.:  
Erweitertes Softwaremodul zur Vorhersage von Schädigungen in Dauerformen für den Aluminiumdruckguss - Hybrid Fatigue Test  
In: GIESSEREI 8 (2014), S. 38-45.
- Fuchs, B.; Heid, R.; Thoma, C.; Dilger, K.:  
Angepasste Wärmebehandlung von druckgegossenen Aluminiumstrukturbauteilen mit verlorenem Salzkern  
In: GIESSEREI 6 (2014), S. 52-59.
- Müller, J.; Thoma, C.; Eibisch, H.; Fehlbier, M.:  
Realitätsnahe Abbildung des Sprühprozesses in Druckgießsimulationen - Konzeptentwicklung und Untersuchungen  
In: GIESSEREI 8 (2014), S. 28-37.

## Patentmeldungen

- Fuchs, B.; Heid, R.; Thoma, C.; Wanke, P.:  
Verfahren zur Herstellung eines Salzkerns für das Druckgießen mit einer zuvor abgepackten Salzmenge.  
Patentschrift: DE102012022631B3, 2012.
- Fuchs, B.; Heid, R.; Thoma, C.; Wanke, P.:  
Verfahren zur kalten Herstellung eines Salzkerns für das Druckgießen.  
Patentschrift: DE102012022390B3, 2012.
- Fuchs, B.; Heid, R.; Thoma, C.; Wanke, P.:  
Verfahren zum Behandeln eines Gusswerkstücks, Vorrichtung zur Durchführung eines derartigen Verfahrens und nach einem derartigen Verfahren behandeltes Gusswerkstück.  
Patentschrift: DE102012020418B4, 2012.
- Eibisch, H.; Heid, R.; Mueller, J.; Rix, M.; Thoma, C.:  
Vorrichtung und Verfahren zur Bearbeitung von Gusswerkstücken.  
Patentschrift: DE102014001958B3, 2014.



# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Problemstellung</b>	<b>3</b>
<b>3</b>	<b>Stand der Wissenschaft und Technik</b>	<b>5</b>
3.1	Druckgießprozess . . . . .	5
3.1.1	Allgemeine Einordnung des Prozesses . . . . .	5
3.1.2	Prinzipieller Aufbau von Druckgießmaschinen und -werkzeugen	6
3.1.3	Wesentliche Druckgießverfahren . . . . .	8
3.1.4	Phasen des Druckgießvorgangs . . . . .	11
3.1.5	Aluminium Druckgusslegierungen . . . . .	13
3.2	Wärmebehandlungsprozess . . . . .	15
3.3	Kriechen von metallischen Werkstoffen . . . . .	18
3.4	Numerische Simulation der Prozesskette Druckguss und Einordnung im Produktentstehungsprozess . . . . .	24
3.5	Analysemethoden für Verzug . . . . .	34
3.6	Methoden der Verzugsminimierung . . . . .	38
<b>4</b>	<b>Aufgabenstellung, Zielsetzung und Lösungsweg</b>	<b>40</b>
<b>5</b>	<b>Methodik zur simulationsgestützten Optimierung der Maßhaltigkeit</b>	<b>43</b>
5.1	Verzugskompensation durch Vorhaltung im Werkzeug . . . . .	43
5.2	Optimierte Lagerung in der Wärmebehandlung . . . . .	45
5.3	Klassifikation der Maßabweichungen und Identifikation der Einflussfak- toren . . . . .	46
5.4	Durchgängige Abbildung der verzugsrelevanten Prozessschritte in der Simulation . . . . .	52
5.5	Definition einer Kennzahl zur Bewertung des Verzugs . . . . .	59
5.6	Versuchsplan . . . . .	62
<b>6</b>	<b>Simulationssysteme und Validierung der Methodenbausteine zur Verzugs- kompensation naturduktiler Bauteile</b>	<b>65</b>
6.1	Simulationsmodell des Druckgießens . . . . .	65
6.2	Validierung des Simulationsmodells für die Verzugsberechnung im Druckgießen . . . . .	73
6.3	Sensitivitätsanalyse von Simulationsparametern . . . . .	82
6.4	Sensitivitätsanalyse von Prozesseinflüssen und Prozessparametern . .	83
6.5	Erzeugen der verzugskompensierten Bauteil- und Werkzeuggeometrie .	90



<b>7</b>	<b>Simulationssysteme und Validierung der Methodenbausteine zur Verzugsminimierung wärmebehandelter Bauteile</b>	<b>95</b>
7.1	Simulationsmodell der Wärmebehandlung . . . . .	95
7.2	Experimentelle Untersuchung des Kriechverhaltens der Aluminiumlegierung AlSi10MnMg und Modellierung in der Simulation . . . . .	101
7.3	Sensitivitätsanalysen und Validierung des Simulationsmodells der Wärmebehandlung . . . . .	108
7.3.1	Modifizierter Drei-Punkt-Biege-Versuch . . . . .	109
7.3.2	Sensitivitätsanalyse von Simulationsparametern . . . . .	112
7.3.3	Sensitivitätsanalyse von Prozessparametern . . . . .	116
<b>8</b>	<b>Anwendungsbeispiele und Validierung</b>	<b>119</b>
8.1	Verzugskompensation durch Vorhalten im Werkzeug für ein Verbindungsteil Schweller-Längsträger . . . . .	119
8.2	Verzugsoptimierte Auslegung der Lagerung einer Federbeinaufnahme in einem Wärmebehandlungsgestell . . . . .	125
<b>9</b>	<b>Schlussbetrachtung</b>	<b>131</b>
9.1	Zusammenfassung . . . . .	131
9.2	Ausblick . . . . .	133
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>134</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>150</b>
	<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>157</b>



# Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

## Kurzzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$a$	$m$	Abstand des Flächenschwerpunkts vom Rand
$A$	$m^2$	Querschnittfläche
$A$	–	Konstante der Norton-Bailey-Gleichung
$\alpha$	$\frac{W}{m \cdot K}$	Wärmeleitfähigkeit
$b$	$m$	Breite
$c_p$	$\frac{J}{kg \cdot K}$	Spezifische Wärmekapazität
$d$	$m$	Dicke
$\Delta d(i)$	–	Dreidimensionale Maßabweichung am Messpunkt $i$
$d_{FT}(i)$	–	Flächentoleranz am Messpunkt $i$
$E$	$GPa$	Elastizitätsmodul
$\epsilon$	–	Dehnung
$\dot{\epsilon}$	$s^{-1}$	Dehnrage
$f(i)$	–	Funktionaler Gewichtungsfaktor für den Messpunkt $i$
$F$	$N$	Kraft
$F_g$	$N$	Gravitationskraft
$g$	$\frac{m}{s^2}$	Schwerebeschleunigung
$g(i)$	–	Geometrischer Korrekturfaktor für den Messpunkt $i$
$i$	–	Nummerierung der Messpunkte
$I$	$m^4$	Flächenträgheitsmoment
$L$	$m$	Länge
$\lambda$	$\frac{W}{m^2 \cdot K}$	Wärmeleitfähigkeit
$m$	–	Exponent der Temperatur der Norton-Bailey-Gleichung
$M$	$N \cdot m$	Moment
$n$	–	Exponent der Spannung der Norton-Bailey-Gleichung
$n$	–	Anzahl der Messpunkte
$\nu$	–	Poisson-Zahl
$\dot{Q}$	$W$	Wärmeleistung
$\rho$	$\frac{kg}{m^3}$	Dichte
$R_{p0,2}$	$MPa$	Dehngrenze
$SF$	–	Gesamter Skalierungsfaktor
$SF_{Temp}$	–	Temperaturbedingter Skalierungsfaktor
$\sigma$	$MPa$	Spannung





<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$\sigma_0$	<i>MPa</i>	Spannung
$t$	<i>s</i>	Zeit
$t_0$	<i>s</i>	Zeit
$T$	$^{\circ}C$	Temperatur
$T_{AL}$	$^{\circ}C$	Auslagerungstemperatur
$T_{AS}$	$^{\circ}C$	Abschrecktemperatur
$T_{LG}$	$^{\circ}C$	Lösungsglühtemperatur
$T_M$	$^{\circ}C$	Absolute Schmelztemperatur
$T_{Max}$	$^{\circ}C$	Maximaltemperatur
$T_{Min}$	$^{\circ}C$	Minimaltemperatur
$W$	$m^3$	Widerstandsmoment
$\xi$	–	Kennzahl des Verzugs
$\xi_f$	–	Funktional gewichtete Kennzahl des Verzugs
$\xi_V$	–	Kennzahl der Übereinstimmung des Verzugs zwischen Experiment und Simulation

## Abkürzungen

### Zeichen    Bedeutung

<i>Al</i>	Aluminium
<i>AP</i>	Arbeitspaket
<i>Ca</i>	Calcium
<i>CAD</i>	Computer Aided Design
<i>CAE</i>	Computer Aided Engineering
<i>CNC</i>	Computerized Numerical Control
<i>DIN</i>	Deutsches Institut für Normung
<i>DIN</i>	Deutsche Industrienorm
<i>DoE</i>	Design of Experiments
<i>EN</i>	Europäische Norm
<i>EU</i>	Europäische Union
<i>FDM</i>	Finite-Differenzen-Methode
<i>Fe</i>	Eisen
<i>FE</i>	Finite Elemente
<i>FEM</i>	Finite-Elemente-Methode
<i>FVM</i>	Finite-Volumen-Methode
<i>HFT</i>	Hybrid Fatigue Test
<i>KF</i>	Korrekturfaktor
<i>ISO</i>	International Organization for Standardization
<i>Mg</i>	Magnesium
<i>Mio.</i>	Millionen
<i>Mn</i>	Mangan
<i>Mo</i>	Molybdän
<i>Na</i>	Natrium
<i>P</i>	Phosphor
<i>PEP</i>	Produktentstehungsprozess
<i>RB</i>	Referenz-Bearbeitung
<i>RPS</i>	Referenz-Punkte-System
<i>RSF</i>	Rück-Skalierungs-Faktor
<i>Si</i>	Silizium
<i>Sr</i>	Strontium
<i>Ti</i>	Titan
<i>STL</i>	Surface Tessellation Language
<i>VF</i>	Vorhaltefaktor
<i>Zr</i>	Zirkon





# 1 Einleitung

Der Automobilbau sieht sich im 21. Jahrhundert der Herausforderung gegenüber gestellt, die Emissionen der Fahrzeuge stetig zu minimieren [LIEN12]. Bereits im Jahr 1997 formulierte die Europäische Union das Ziel, die  $CO_2$ -Emissionen innerhalb der EU im Vergleich zum Stand von 1990 bis 2020 um 20 % zu reduzieren [EURO09]. Diese Anforderungen wurden bereits 2009 in Form einer EU-Verordnung fixiert, da der PKW-Verkehr mit einem Anteil von 12 % einen beträchtlichen Beitrag zu den Gesamtemissionen leistet [BUND09]. Die Automobilindustrie ist hierdurch verpflichtet, die durchschnittlichen Kohlenstoffdioxidemissionen der neu zugelassenen Fahrzeuge jedes Herstellers bis zum Jahr 2020 auf  $95 \frac{g}{km}$  zu senken. Bei Nichteinhaltung wurden erstmalig explizite Strafzahlungen für die Hersteller gesetzlich fixiert. Die Senkung des Kraftstoffverbrauchs liegt somit im wirtschaftlichen und finanziellen Fokus der Automobilindustrie. Zur Senkung des Flottenverbrauchs sollen unter Anderem alternative Antriebe [STAD13] und die Elektromobilität dienen [MILL14]. Seitens der Bundesregierung werden bis zum Jahr 2020 eine Million und bis zum Jahr 2030 über sechs Millionen Elektrofahrzeuge auf deutschen Straßen angestrebt [BUND11].

Zukunftsweisende Fahrzeugkonzepte, die diesen Anforderungen hinsichtlich  $CO_2$ -Einsparung und E-Mobilität gerecht werden, erfordern in der Fahrzeugarchitektur konsequenten Leichtbau [ELEN11a]. Direkt mit dem Leichtbaugedanken untrennbar verbunden ist eine immer stärkere Funktionsintegration bei Karosseriebauteilen, die sowohl die Anzahl an Bauteilen als auch an Fügepunkten in der Karosserie minimiert [ELEN11b]. Durch diese Initialzündung des Leichtbaus in der Karosserie wird ein Downsizing der Motorkomponenten und des Antriebsstranges ermöglicht, was wiederum positive Sekundäreffekte auf weitere Komponenten wie Tank, Bremsen und Fahrwerk nach sich zieht [ELEN12]. Da eine Reduzierung der Gesamtfahrzeugmasse um  $100 kg$  die  $CO_2$ -Emissionen um bis zu  $11 \frac{g}{km}$  [ESPI06] minimiert, gilt es initial das Karosseriegewicht unter Beibehaltung von Funktion, Steifigkeit und Crash-Eigenschaften zu verringern. Hierzu finden heutzutage neuentwickelte Werkstoffe wie höchstfeste Mehrphasenstähle oder kohlefaserverstärkte Kunststoffe ebenso Verwendung [GOED05], wie auch Magnesium [LUOO00] und Aluminium als Strukturbauteilwerkstoff [ELEN11b].

In diesem Zusammenhang wird insbesondere das Fertigungsverfahren Druckgießen den Anforderungen an Bauteile der Fahrzeugstruktur gerecht, setzt jedoch zugleich die exakte Beherrschung der kompletten Prozesskette Druckguss voraus [BRUN97]. In der Großserie verspricht dieses Verfahren durch die Verwendung von Dauerformen mit Standzeiten bis zu 120.000 Bauteilen geringe Produktionskosten bei gleichzeitig sehr



kurzen Taktzeiten [BRUN91]. Das Leichtbaukonzept des Audi Spaceframe®<sup>®</sup>, wie es in Abbildung 1.1 anhand der Karosserie des Audi A8 dargestellt ist, weist einen intensiven Einsatz dieses Fertigungsverfahrens auf. Dieses Konzept stützt sich auf eine hochfeste Rahmenstruktur aus Aluminiumbauteilen aus verschiedenen Fertigungstechniken. Neben stranggepressten Profilen und Blechen finden vor Allem an den Verbindungsknoten dünnwandige Druckgussbauteile aus verschiedenen Legierungssystemen Anwendung [KAIS98]. Gerade an diesen Verbindungsknoten können die Vorteile des Druckgießverfahrens hinsichtlich geometrischer Flexibilität in der Bauteilgestaltung als auch werkstofftechnischer Flexibilität hinsichtlich der notwendigen Festigkeit und Duktilität optimal ausgenutzt werden [LUMLO6]. Während im Vorderwagen sowohl im Bereich der A-Säule als auch bei den Gehänge- und Federbeinaufnahmen (Abb. 1.1 b) wegen der hohen Crash-Anforderungen wärmebehandelte Legierungen verwendet werden, wird beispielsweise das Verbindungsteil Schweller-Längsträger (Abb. 1.1 a) im Hinterwagen in einer naturduktilen Legierung realisiert [LAKE11], die keiner Wärmebehandlung bedarf und bereits im gegossenen Zustand die geforderten mechanischen Eigenschaften hinsichtlich Duktilität im Hinterwagen erfüllt [HIEL98]. Die beiden gekennzeichneten Bauteile aus Vorder- und Hinterwagen sollen fortan als Demonstratorbauteile dienen.

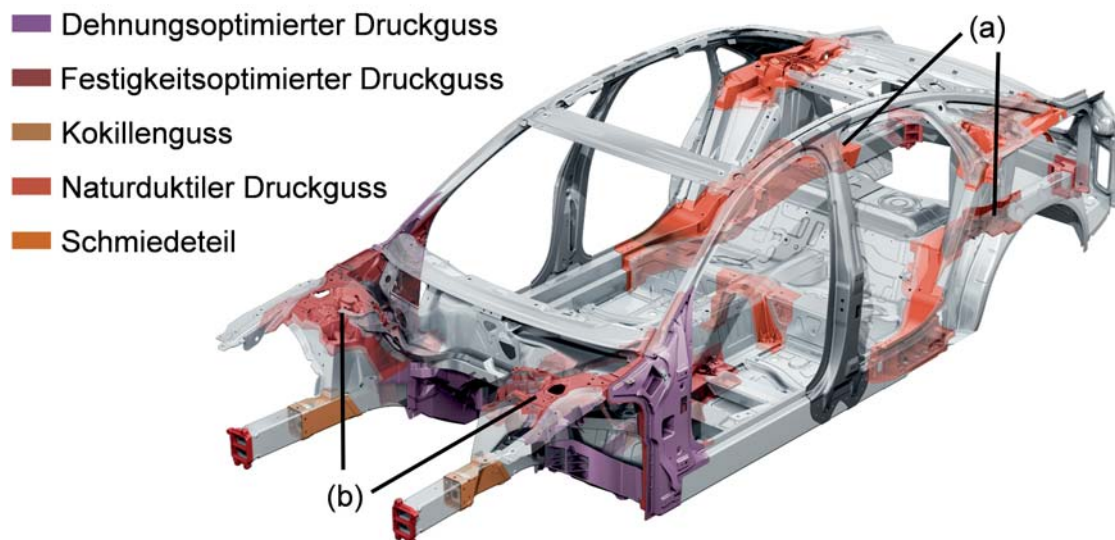


Abbildung 1.1: Karosserie des Audi A8 als gussintensives Fahrzeugkonzept mit den betrachteten Demonstratorbauteilen des Verbindungsteils Schweller-Längsträger (a) und der Federbeinaufnahme (b), nach [LAKE11]



## 2 Problemstellung

Die Herstellung komplexer Strukturbauteile im Aluminium Druckguss stellt aktuell noch produktionstechnische Herausforderungen sowohl hinsichtlich Prozessführung als auch hinsichtlich Bauteileigenschaften dar [GARC05]. Der Fokus in der Prozessoptimierung liegt momentan in der Temperierung der verwendeten Dauerformen mittels spezieller Kühl- und Sprühstrategien [HEID13b], die in direkten Zusammenhang mit der Standzeit und Lebensdauer dieser Formen stehen [HEID13a]. Seitens der Bauteilqualität werden stets höhere Anforderungen an die mechanischen Eigenschaften und die Maßhaltigkeit bei gleichzeitiger Reduzierung der Wandstärken und damit einhergehend des Bauteilgewichts gestellt. Der wirtschaftliche Einsatz von Druckguss in der Fahrzeugstruktur setzt aufgrund der Funktionsintegration immer größere Abmessungen der Druckgussbauteile voraus [FEHL10].

Gerade im Hinblick auf die Maßhaltigkeit ist die Wirtschaftlichkeit dieses Fertigungsverfahrens bei Gussteilen mit großen Dimensionen durch die prozessbedingten Verformungen entlang der gesamten Prozesskette Druckguss gefährdet [VERB08]. Seitens der Fahrzeugkarosserie werden stets kleinere Toleranzen von allen Einzelbauteile gefordert, um enge Spaltmaße und eine exakte Karosseriefertigung zu ermöglichen. Bedingt durch die großen Abmessungen der Strukturbauteile im Druckguss führen bereits kleine Deformationen durch die langen Hebelwege zu großen Maßabweichungen. Bei Strukturbauteilen mit einer Länge von bis zu  $1,5\text{ m}$  treten ohne Prozessoptimierung Verzüge im Bereich mehrerer Millimeter auf [KARS11c]. Die geforderte Toleranz an diese Bauteile seitens der Fahrzeugkarosserie liegt jedoch im Bereich von  $0,7\text{ mm}$ .

Insbesondere naturduktile Bauteile aus dem Hinterwagen, wie beispielsweise das Verbindungsteil Schweller-Längsträger in Abbildung 1.1, weisen eine derart starke Verrippung und damit verbunden eine so hohe Steifigkeit auf, dass ein Richtvorgang zur Korrektur der Maßabweichungen nicht ohne Beschädigung des Bauteils durchgeführt werden kann. Zu hohe Maßabweichungen führen hierbei folglich zu erhöhten Ausschuss, da diese Gussteile in der Fahrzeugkarosserie nicht verbaut werden können.

Bei wärmebehandelten Bauteilen, wie beispielsweise dem in Abbildung 1.1 dargestellten Federbeintopf im Vorderwagen, ist aufgrund der höheren Duktilität des Werkstoffs und der Geometrie ein Richtvorgang an den rippenfreien Fügebereichen möglich. Dieser Prozessschritt nach der Wärmebehandlung ist jedoch mit einem enormen Zeit- und händischen Arbeitsaufwand verbunden, was sich wiederum negativ auf die Wirtschaftlichkeit des Fertigungsverfahrens auswirkt.

Sowohl die Absicherung der Herstellbarkeit von dünnwandigen Strukturbauteilen im Druckguss als auch die Prozessoptimierung im Hinblick auf die Maßhaltigkeit setzen



folglich einen intensiven und frühzeitigen Einsatz von Simulationsmethoden voraus. Die simulationsgestützte Abbildung der Prozesskette ist jedoch nur in Ansätzen mittels Insellösungen vorhanden. Simulationsmethoden zur Vorhersage des Verzugs aus dem Druckgießprozess sind bislang nicht für dünnwandige Strukturbauteile mit großen Abmessungen validiert [FEHL10]. Weiterhin sind zur Prognose der Verformungen aus dem Wärmebehandlungsprozess werkstofftechnische Untersuchungen der Verzugsmechanismen notwendig.



## 3 Stand der Wissenschaft und Technik

Im folgenden Kapitel wird der aktuelle Stand der Wissenschaft und Technik zu den Themen Druckguss und Wärmebehandlung von Aluminium Strukturbauteilen sowie der Simulation dieser Prozessschritte im Hinblick auf die Maßhaltigkeit und deren Optimierung aufgearbeitet.

Bei dünnwandigen Druckgussbauteilen für die Fahrzeugstruktur lässt sich der Herstellungsprozess in die drei Sub-Prozessketten des Druckgießens, Wärmebehandelns und Fertigstellens, wie in Abbildung 3.1 dargestellt, unterteilen [KREK52]: Im Druckgießprozess wird die Aluminiumlegierung aufgeschmolzen und in der Druckgussmaschine vergossen. Beim Entgratprozess werden die lediglich für die Formfüllung notwendigen Gieß- und Überlaufsysteme vom eigentlichen Bauteil mit Hilfe eines Schneidwerkzeugs entfernt [BUEH14]. Während bei naturduktilen Bauteilen direkt darauf der Fertigstellungsprozess folgt, erfahren die crashrelevanten Bauteile, die hauptsächlich im Bereich des Vorderwagens eingesetzt werden, einen Wärmebehandlungsprozess [LAKE11]. Dieser setzt sich aus einem Lösungsglüh-, Abschreck- und Warmauslagerungsprozess zusammen, was nach DIN EN 515 einer T6-Wärmebehandlung entspricht [DEUT93].

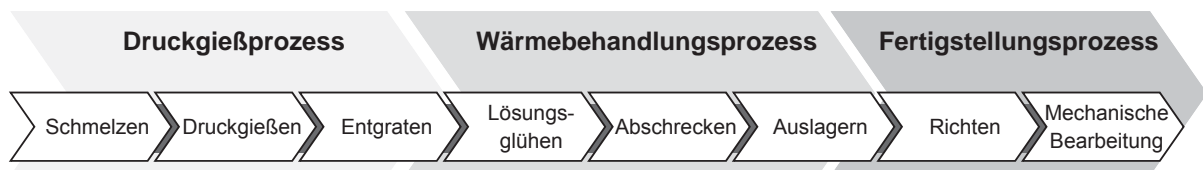


Abbildung 3.1: Einteilung der Prozesskette Druckgießen in die einzelnen Sub-Prozessketten und Arbeitsschritte für dünnwandige Strukturbauteile mit Wärmebehandlung

### 3.1 Druckgießprozess

#### 3.1.1 Allgemeine Einordnung des Prozesses

„Beim Druckgießverfahren wird das flüssige Metall unter hohem Druck und mit großer Strömungsgeschwindigkeit in den Formhohlraum der Druckgießform gegossen.“ [NOGO11]

Die bei diesem Fertigungsverfahren verwendeten Prozessparameter für Druck und Geschwindigkeit der Schmelze ermöglichen sehr dünnwandige und zugleich komplexe





Bauteilgeometrien [NOGO11]. Nach DIN 8580 wird das Verfahren dem Urformen aus dem flüssigen Zustand und im Speziellen dem Gießen mit Anwendung von Druck in Dauerformen ohne Verwendung von Modellen zugeordnet (vgl. Abb. 3.2).

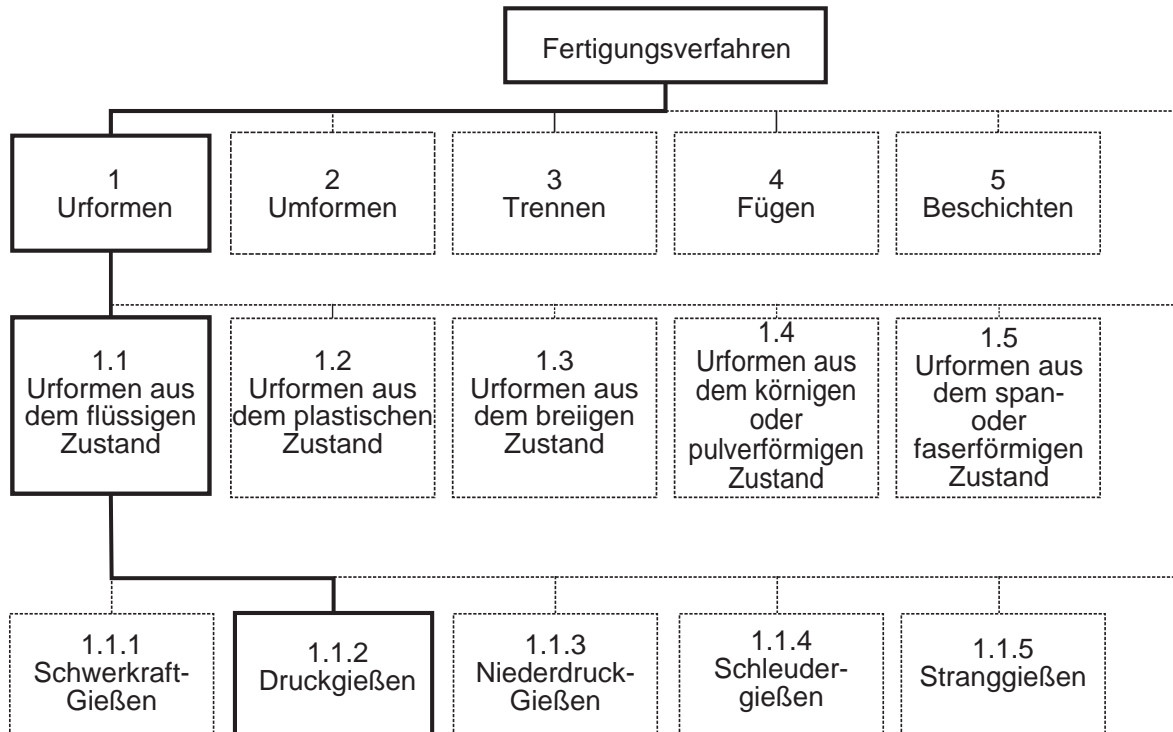


Abbildung 3.2: Einteilung der Fertigungsverfahren gemäß DIN 8580, nach [DEUT03]

### 3.1.2 Prinzipieller Aufbau von Druckgießmaschinen und -werkzeugen

Abbildung 3.3 zeigt den prinzipiellen Aufbau einer Druckgießmaschine nach DIN 24480, die sich aus den zwei Hauptbestandteilen der Gießeinheit (1) und der Formschließeinheit (2) zusammensetzt [DEUT74]. Die Gießeinheit umfasst den Gießantrieb (3) und die Gießgarnitur (4), die Formschließeinheit besteht aus der festen Aufspannplatte (5), den Säulen (6), der beweglichen Aufspannplatte (7), der Auswerfeinheit (8) und der Schließeinrichtung (9) [BRUN91].

Klassifiziert werden Druckgießmaschinen zum Einen nach den verschiedenen Druckgießverfahren und zum Anderen nach der maximalen Zuhaltkraft der Schließeinheit. Diese Kraft ist nötig, um die beiden Formhälften aufeinander zu pressen und dem hohen Gießdruck im flüssigen Aluminium entgegen zu wirken. Die Bauteilgröße beeinflusst somit über die Sprengfläche unmittelbar die dafür notwendige Maschinengröße. Gerade für dünnwandige, flächige Bauteile mit hohen Aspektverhältnissen, wie sie be-

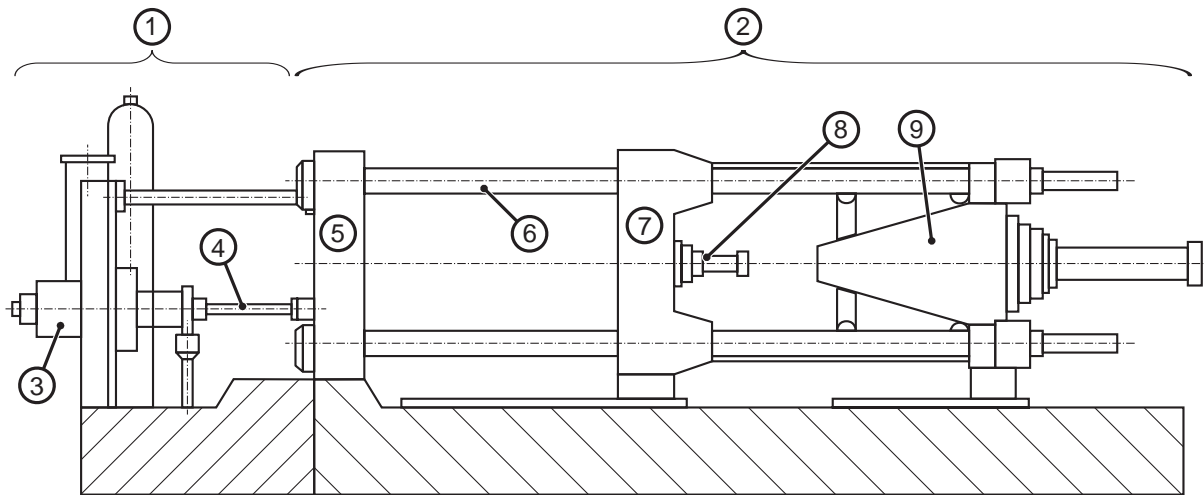


Abbildung 3.3: Skizze des prinzipiellen Aufbaus einer Druckgießmaschine laut DIN 24480; die Gießeinheit (1) besteht aus dem Gießantrieb (3) und der Gießgarnitur (4); die Formschließeinheit (2) umfasst die feste Aufspannplatte (5), die Säulen (6), die bewegliche Aufspannplatte (7), die Auswerfereinheit (8) und die Schließeinrichtung (9); nach [BRUN91]

sonders in der Fahrzeugstruktur vorkommen, sind deshalb Maschinengrößen bis zu einer maximalen Schließkraft von  $45000 \text{ kN}$  notwendig [VERB08].

Da es sich beim Druckgießen um ein Gießverfahren ohne Modell handelt, finden Dauerformen aus Warmarbeitsstahl wie beispielsweise aus der Klasse 1.2343 nach DIN EN ISO 4957 Verwendung [DEUT01]. Aufgrund des wesentlichen Einfluss der Standzeit der Druckgussform auf die Wirtschaftlichkeit des Fertigungsverfahrens [HEID13a] werden die verwendeten Warmarbeitsstähle speziellen Umschmelz- und Wärmebehandlungsprozessen unterzogen, um die Wärmeleitfähigkeit [HAMA12], Zähigkeit [SILL07] und Härte des Werkstoffs zu steigern [SCHR12]. Typischerweise bestehen diese Formen aus zwei Hälften, die auf der festen bzw. beweglichen Aufspannplatte der Druckgießmaschine befestigt werden. Man unterscheidet hierbei analog der Aufspannplatten zwischen fester und beweglicher Formhälfte.

Abbildung 3.4 zeigt beispielhaft die beiden Formhälften der festen (1) und beweglichen (2) Seite eines Druckgießwerkzeugs zusammen mit der Gießkammer (3) und der zugehörigen Gießtraube bestehend aus Pressrest (4), Angussystem (5), Bauteil (6) und Überlaufsystem (7). Die beiden Formhälften bilden im aufeinander gefahrenen Zustand eine Kavität aus, die der Gießtraube entspricht und in die die flüssige Schmelze geschossen wird. Der Gießlauf dient hierbei dazu, die Schmelze gleichmäßig zum Bauteil hinzuführen, um eine zeitgleiche und homogene Füllung des Bauteils zu gewährleisten [SULA97]. Durch Verwirbelungen und Vorerstarrungen verunreinigte Schmelze wird im

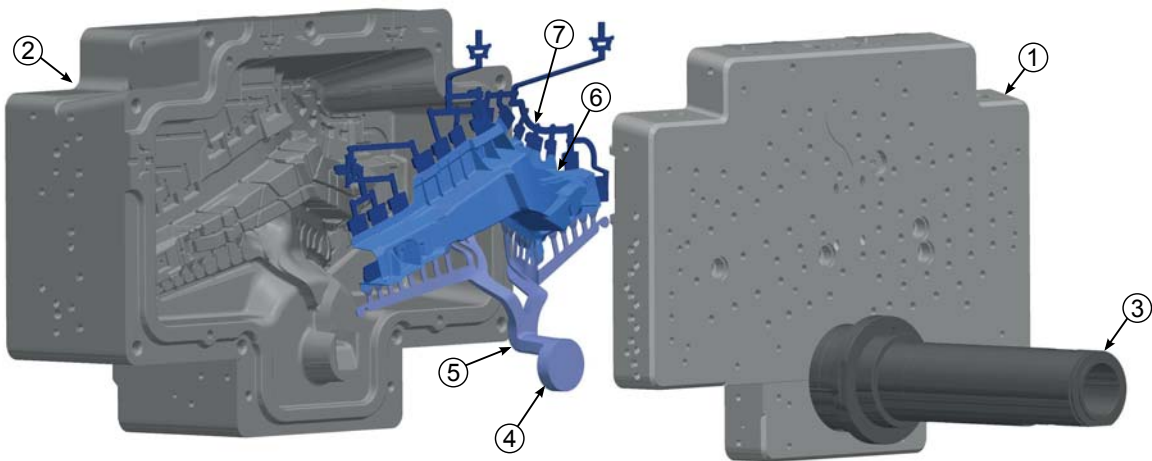


Abbildung 3.4: Feste (1) und bewegliche (2) Formhälfte eines Druckgießwerkzeugs zusammen mit der Gießkammer (3) und der zugehörigen Gießtraube bestehend aus Pressrest (4), Angusssystem (5), Bauteil (6) und Überlaufsystem (7)

Laufe der Formfüllung durch die Kavität des Bauteils in das Überlaufsystem gespült [VERR06].

### 3.1.3 Wesentliche Druckgießverfahren

Je nach Anordnung der Gießgarnitur im Bezug zur Druckgießform und der Art und Weise der Befüllung der Gießkammer mit Schmelze unterscheidet man zwischen Warmkammer- und Kaltkammerverfahren [LIND00]. Während das Warmkammerverfahren nach aktuellem Stand der Technik hauptsächlich für Zink- und Magnesiumlegierungen Anwendung findet, wird im Aluminiumdruckguss das Kaltkammerverfahren bevorzugt [NOGO11]. Da flüssiges Aluminium eine hohe Affinität dem Eisen im Werkstoff der Gießkammer gegenüber aufweist, ist ein Vergießen von Aluminium im Warmkammerverfahren, bei dem die Schmelze in ständigem Kontakt mit der Gießkammer steht, nicht möglich [HASS07]. Im Kaltkammerverfahren wird die Schmelze in einem von der Maschine unabhängigen Ofen warmgehalten und erst kurz vor dem Abguss in die Gießkammer dosiert [VERB08]. Abbildung 3.5 zeigt den schematischen Aufbau einer Kaltkammer-Druckgießmaschine vor und nach erfolgtem Gießvorgang.

Der Druckgießprozess von dünnwandigen Strukturbauteilen gliedert sich, wie in Abbildung 3.6 dargestellt, in folgende einzelne Prozessschritte: Nach der Dosierung der Schmelze in die Gießkammer wird diese durch die Bewegung des Gießkolbens in den

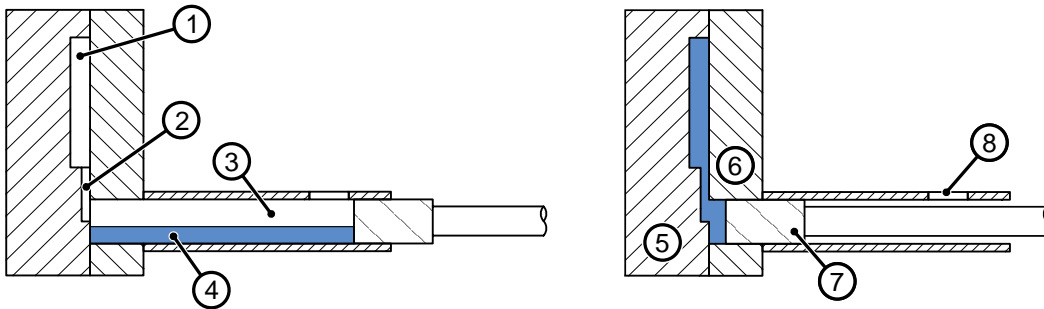


Abbildung 3.5: Schema einer Kaltkammer-Druckgießmaschine vor (links) und nach (rechts) dem Gießvorgang mit Formhohlraum (1), Angussystem (2), Gießkammer (3), flüssiger Schmelze (4), beweglicher (5) und fester (6) Formhälfte, Gießkolben (7) und Einfüllöffnung der Gießkammer (8), nach [NOGO11]

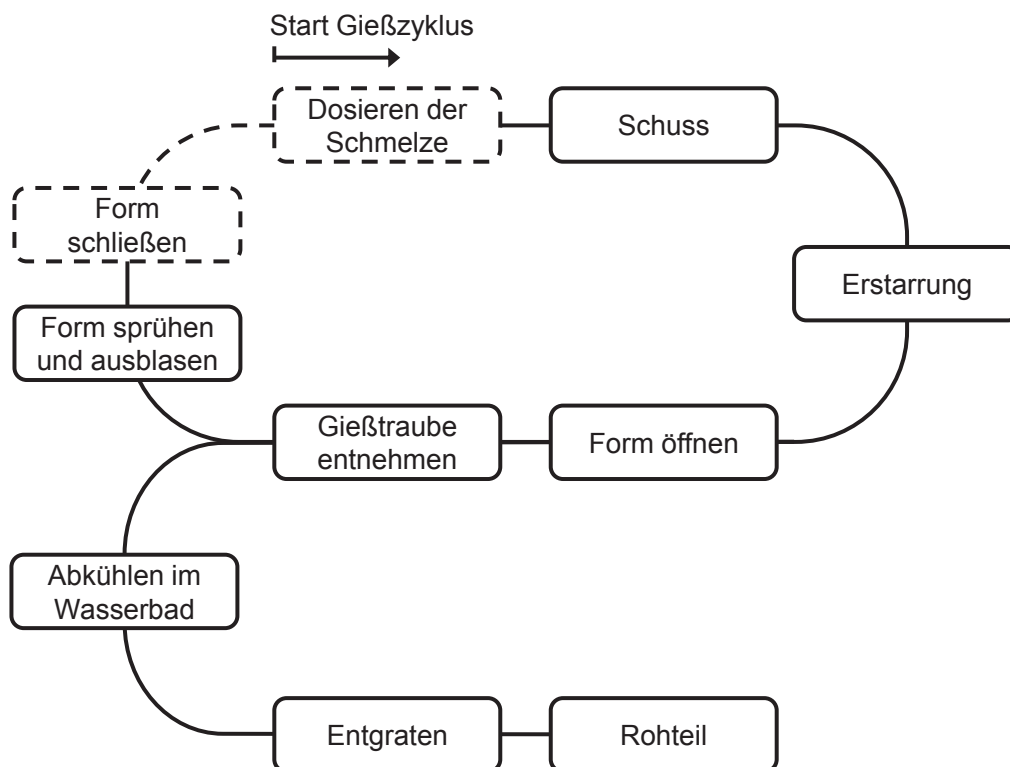


Abbildung 3.6: Prozessschritte eines Zyklus des Druckgießverfahrens



Formhohlraum geschossen und erstarrt in der Form. Die beiden Formhälften werden geöffnet, sobald die Aluminiumlegierung vollständig erstarrt ist. Die gesamte Gießtraube (s. Abb. 3.4) bestehend aus Angussystem, Bauteil und Überlaufsystem wird manuell oder mittels Roboter entnommen und in einem Wasserbad weiter abgekühlt. Dies ist notwendig, um beim Entgratprozess das Anguss- und Überlaufsystem ohne Anhaftungen an den Schneidmessern vom Bauteil abtrennen zu können. Währenddessen werden die beiden Formhälften mit einer Emulsion aus Trennmittel und Wasser besprüht, um die Oberfläche der Form abzukühlen und einen Trennstofffilm aufzutragen, der ein Herauslösen des Eisens aus dem Formwerkstoff durch die Aluminiumschmelze verhindert [CHEN98]. Anschließend wird die Form mittels Druckluft ausgeblasen, um die Restfeuchtigkeit des Sprühprozesses aus der Form zu entfernen. Nach dem Schließen der beiden Formhälften beginnt der Druckgießzyklus erneut.

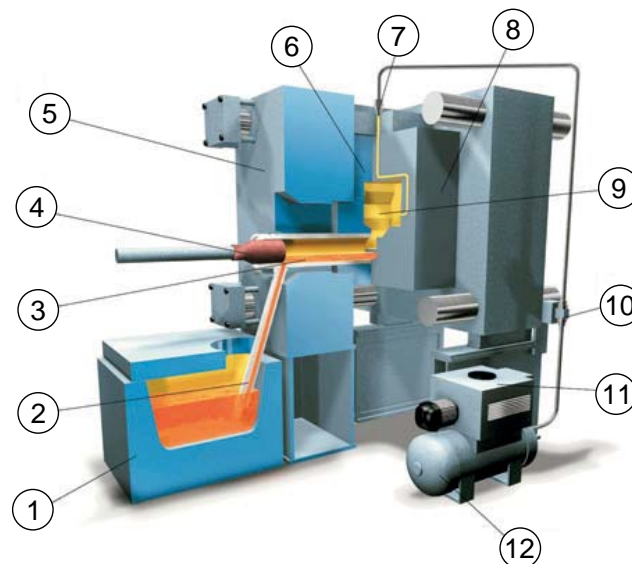


Abbildung 3.7: Kaltkammerdruckgießmaschine nach Vacural®-Verfahren mit Warmhalteofen (1), Saugrohr (2), Gießkammer (3), Gießkolben (4), feste Platte (5) und Formhälfte (6), Vakuumventil (7), bewegliche Formhälfte (8), Angussystem (9), Ventil (10), Vakuumpumpe (11) und Vakuumtank (12), nach [OSKA14]

Eine Erweiterung des Kaltkammerdruckgießverfahrens zur Steigerung der Bauteilqualität ist die Evakuierung des Formhohlraums vor dem Schuss [KAYE82]. Nach Feikus ist die Anwendung dieser Vakuumtechnologien eine der wichtigsten Voraussetzungen, um wärmebehandelbare Druckgussbauteile herzustellen. Großen Einfluss auf die erreichbaren mechanischen Eigenschaften zeigt vor Allem die Höhe des Unterdrucks bzw. die Menge verbleibender Restgase in der Kavität vor dem Schuss [FEIK07]. Weiterhin ist nach Tsushima et al. der Einsatz von Unterdruck unabdingbar für die Herstel-



lung von dauerhaft schwingbelastbaren Schweißverbindungen an Druckgussbauteilen [TSUS05].

Eine weitere Optimierung der Vakuumtechnologie im Kaltammerdruckguss stellt das in Abbildung 3.7 gezeigte Vacural®-Verfahren dar. Hier wird die Schmelze nicht über eine Öffnung in die Gießkammer dosiert, sondern durch den Unterdruck im Formhohlraum von bis zu  $30 \text{ mbar}$  über ein Saugrohr aus dem unter der Gießkammer befindlichen Warmhalteofen angesaugt [OSKA14]. Damit finden sowohl die Dosierung der Schmelze als auch die Formfüllung unter Vakuum statt, sodass weniger Gase in die Schmelze eingewirbelt werden [MIGL06]. Dies führt durch die niedrige Gasporosität zu gesteigerten mechanischen Eigenschaften und stellt die Wärmebehandelbarkeit und Schweißbarkeit sicher [WANN07].

### 3.1.4 Phasen des Druckgießvorgangs

Nach Nogowizin lässt sich der Druckgießvorgang in drei Phasen unterteilen [NOGO11]:

1. Phase: Vorlauf
2. Phase: Formfüllung
3. Phase: Nachverdichtung

Diese Dreiteilung ist ebenfalls in Abbildung 3.8 als zeitlicher Verlauf von Geschwindigkeit, Weg und Druck des Gießkolbens dargestellt und wird auch als Schusskurve bezeichnet. Nach dem Dosiervorgang der Schmelze in die Gießkammer beginnt die Vorlaufphase, in der der Gießkolben langsam bis zur Einfüllöffnung der Gießkammer fährt und damit den Formhohlraum und die Gießkammer gegenüber der Umgebung abdichtet. Hierdurch wird das Evakuieren des Formhohlraums für vakuumunterstützte oder Vacural®-Verfahren ermöglicht. Während des weiteren Verlaufs der 1. Phase wird der Kolben mit konstant niedriger oder leicht ansteigender Geschwindigkeit derart verfahren, dass sich in der Gießkammer keine Überschlagswelle ausbildet [BRUN91]. Abbildung 3.9 zeigt die Wellenform für eine zu niedrige, die optimale und eine zu hohe Kolbengeschwindigkeit. Das Überschlagen der Schmelze in der Gießkammer führt durch das Einwirbeln von Gasen zur Verunreinigung der Schmelze und damit zu reduzierter Bauteilqualität [BARK09].

Sobald die Schmelze den Formhohlraum des Angusssystemes ausgefüllt hat, wird der Kolben auf Geschwindigkeiten bis zu  $10 \frac{\text{m}}{\text{s}}$  beschleunigt. In der 2. Phase wird nun die Kavität des Bauteils und Überlaufsystems unter hohem Druck und hoher Geschwindigkeit gefüllt. Die Füllzeit und damit die maximale Geschwindigkeit am Anschnitt,

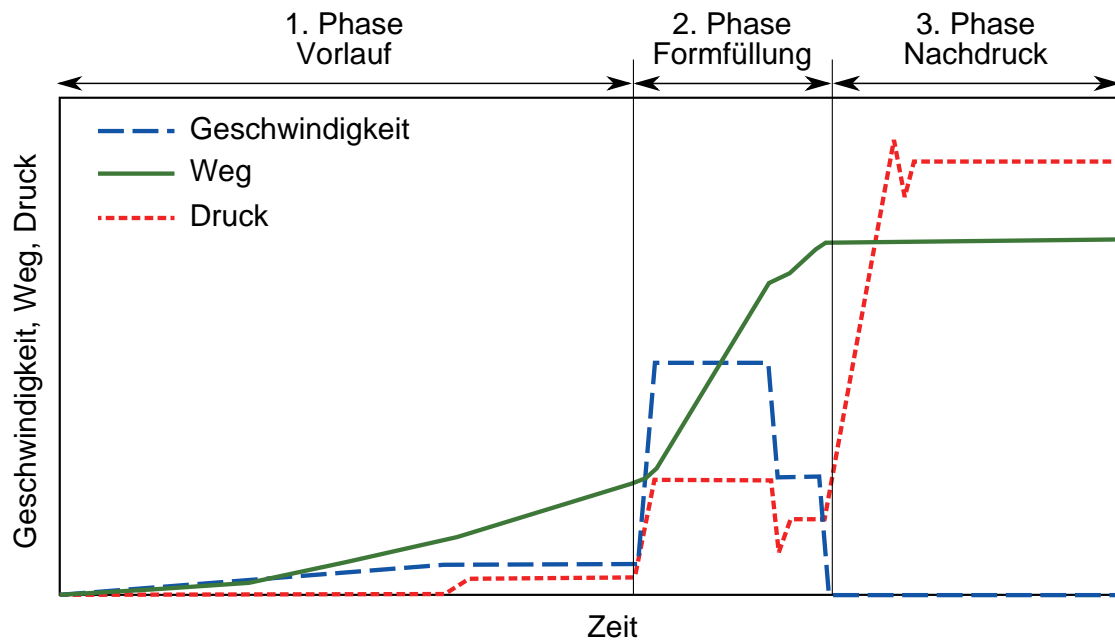


Abbildung 3.8: Zeitlicher Verlauf von Geschwindigkeit, Weg und Druck des Gießkolbens während der 1., 2. und 3. Phase des Druckgießprozesses, nach [NOGO11]

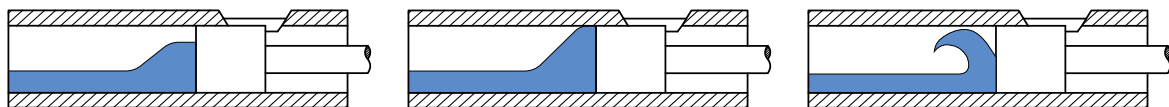


Abbildung 3.9: Stauwelle der Schmelze vor dem Kolben während der 1. Phase bei zu geringer (links), optimaler (Mitte) und zu hoher (rechts) Kolbengeschwindigkeit, nach [BRUN91]

dem Übergang zwischen Angussystem und Bauteil, wird durch die vergossene Legierungszusammensetzung, die Wandstärke und Abmessungen des Bauteils festgelegt [BRUN91]. Im dünnwandigen Aluminium Strukturguss sind Formfüllzeiten bis zu  $50 \text{ ms}$  und damit verbunden Anschnittgeschwindigkeiten zwischen  $40 \frac{\text{m}}{\text{s}}$  und  $60 \frac{\text{m}}{\text{s}}$  üblich [VENU75]. Nach erfolgter Füllung des kompletten Formhohlraums beginnt die 3. Phase des Druckgießvorgangs. Hierbei wird durch den Nachdruck am Gießkolben die Schmelze mit Druck beaufschlagt, um das Volumendefizit der Schwindung in der flüssigen Phase und beim Phasenübergang auszugleichen und eingewirbelte Gase in Form von Porosität zu komprimieren, bis die Legierung vollständig erstarrt ist [NOGO11].



### 3.1.5 Aluminium Druckgusslegierungen

Im Aluminium-Druckguss werden bei Bauteilen für die Fahrzeugstruktur [CASA12] nach aktuellem Stand der Technik hauptsächlich Legierungen mit einem Silizium-Anteil von ca. 10 % vergossen [VERB08]. Wie in Abbildung 3.10 im Phasendiagramm Al-Si zu sehen ist, handelt es sich bei den untersuchten Legierungen AlSi9Mn und AlSi10MnMg um untereutektische Legierungen. Das Silizium beeinflusst dennoch die Gießbarkeit und das Formfüllvermögen positiv [LEHN96]. Die genauen Legierungsspezifikationen sind in Tabelle 3.1 aufgelistet. Aufgrund des geringen Eisengehalts bilden sich nur vereinzelt plattenförmige intermetallische FeAlSi-Phasen, was eine hohe Duktilität des Werkstoffs ermöglicht [TAYL12]. Da Legierungen mit niedrigem Eisengehalt jedoch eine starke Neigung zum Ankleben in der Stahlform aufweisen, wird in hohem Maß Mangan aufgelegt. Dies setzt die Klebneigung in ähnlicher Weise wie Eisen herab, beeinflusst jedoch die Festigkeit und Duktilität der Legierung im Gegensatz zum Eisen nicht [COSS03]. Zur weiteren Steigerung der Duktilität der Aluminium-Silizium-Legierungen ist eine Veredelung [FABR13] mittels Zugabe von Strontium übliche Praxis [TIMP12a]. Abbildung 3.11 zeigt die Veredelung der eutektischen Phase einer AlSi10-Legierung durch Zugabe von 200 ppm Strontium.

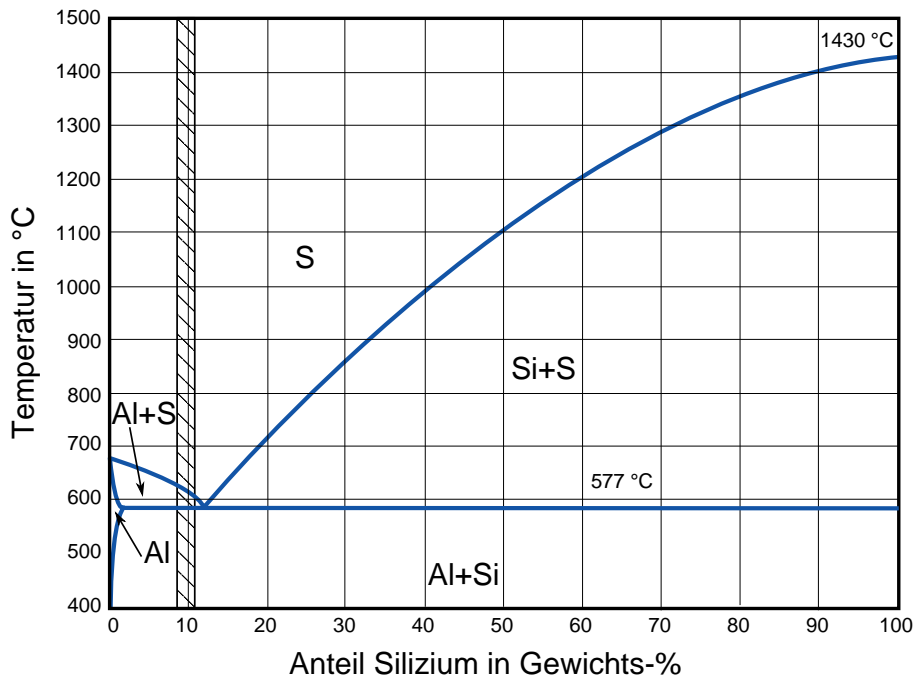


Abbildung 3.10: Binäres Phasendiagramm von Aluminium-Silizium-Legierungen mit markiertem Bereich der untersuchten Legierungen AlSi9Mn und AlSi10MnMg, nach [KAMM02]





Tabelle 3.1: Legierungszusammensetzung der beiden untersuchten Legierungen AlSi9Mn und AlSi10MnMg in Gewichts-%, nach [RHEI10]

		Si	Fe	Mn	Mg	Ti	Zr	Mo	Na, Ca, P	Sonst.
AlSi9Mn	min	8,5		0,35		0,04	0,1	0,1		
	max	10,5	$\leq 0,15$	0,60	$\leq 0,08$	0,15	0,3	0,3	$\leq 0,002$	$\leq 0,15$
AlSi10MnMg	min	9,5		0,45	0,26	0,04	-	-		
	max	11,5	$\leq 0,22$	0,80	0,35	0,09	-	-	$\leq 0,002$	$\leq 0,15$

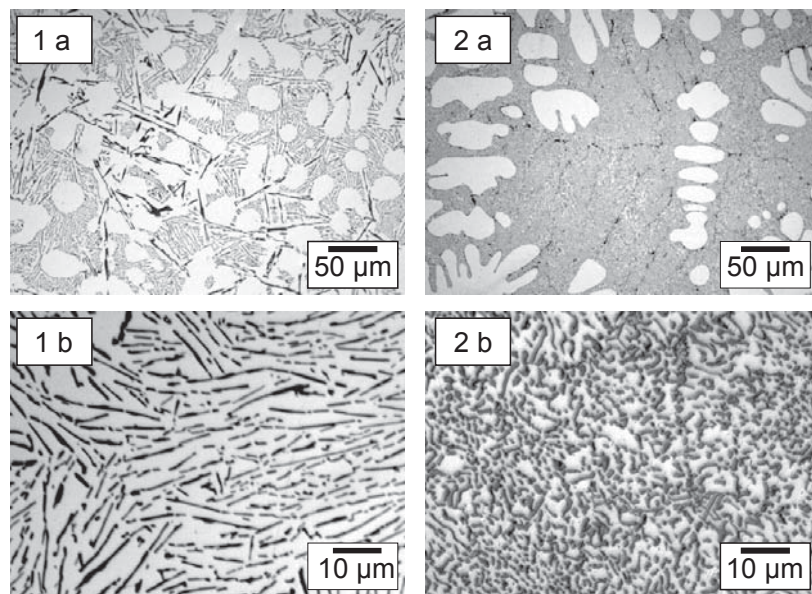


Abbildung 3.11: Gefügeaufnahme einer AlSi10-Legierung ohne (1 a,b) und mit (2 a,b) Zugabe von 200 ppm Strontium zur Veredelung der eutektischen Phase, nach [TIMP12b]

Tabelle 3.2: Auswirkung der Wärmebehandlung (T6) auf die mechanischen Eigenschaften der Legierung AlSi10MnMg im Vergleich zu deren Gusszustand (F) [TRIM08] und zur naturduktilen Legierung AlSi9Mn [ALUM04]

		Dehngrenze $R_{p0,2}$	Zugfestigkeit $R_m$	Bruchdehnung $A$
		in MPa	in MPa	in %
AlSi9Mn	F	100 - 120	220 - 260	8 - 12
AlSi10MnMg	F	120 - 150	240 - 290	5 - 12
	T6	200 - 270	290 - 350	6 - 13



Je nach Anforderung an die mechanischen Kennwerte, wird zwischen naturduktilen und wärmebehandelten Legierungen unterschieden [DEUT10]. Koch et al. zeigten bereits 1995, dass mit der naturduktilen Legierung AlSi9Mn schon im Gusszustand Bruchdehnungen bis zu 11,2% und Dehngrenzen bis zu 150 MPa realisierbar sind [KOCH95]. Die gute Eignung dieser Legierung für Gussbauteile der Fahrzeugstruktur konnte durch Hielscher et al. ebenfalls bestätigt werden [HIEL98]. Bei höheren Anforderungen hinsichtlich Zugfestigkeit, Streckgrenze und vor Allem Bruchdehnung finden wärmebehandelte Legierungssysteme Anwendung [KRON00]. Eine besondere Eignung für dünnwandige Strukturgussbauteile weist hierunter die Legierung AlSi10MnMg auf [DRAG07]. In Tabelle 3.2 sind die erreichbaren mechanischen Kennwerte der untersuchten Legierungssysteme für Strukturgussbauteile mit Wandstärken zwischen 2,5 und 4 mm in Abhängigkeit des Fertigungsprozesses dargestellt.

### 3.2 Wärmebehandlungsprozess

Wie die mechanischen Eigenschaften in Tabelle 3.2 in Abhängigkeit vom gewählten Fertigungsprozess zeigen, lassen sich bei magnesiumhaltigen Aluminium-Silizium-Legierungen Zugfestigkeit, Streckgrenze und Bruchdehnung durch einen Wärmebehandlungsprozess mittels Ausscheidungshärtung deutlich steigern [LUMML09]. Der hier betrachtete Prozess entspricht nach DIN EN 515 der Wärmebehandlungsvariante mit dem Kurzzeichen T6 und setzt sich aus folgenden Prozessschritten zusammen [DEUT93]:

#### 1. Lösungsglühen:

Durch das Aufheizen des Werkstoffs auf die Lösungsglühtemperatur  $T_{LG}$  werden die für Aushärtung notwendigen Legierungszusätze wie beispielsweise Magnesium [KAMM02] im Mischkristall gelöst [LUMML10]. Im Phasendiagramm, das in Abbildung 3.12 dargestellt ist, entspricht dies dem Punkt 1.

#### 2. Abschrecken:

Je nach angestrebter mechanischer Eigenschaft, wird der Werkstoff mit einer definierten Geschwindigkeit bis auf die Abschrecktemperatur  $T_{AS}$  abgekühlt (s. Abb. 3.12 Punkt 2). Die Fremdatome bleiben dabei übersättigt in Lösung und die Leerstellenkonzentration, die sich im Lösungsglühprozess eingestellt hat, wird in einem metastabilen Zustand eingefroren. Daraus resultiert ein an Fremdatomen und Leerstellen übersättigter Mischkristall [KAMM02]. Im Realprozess erfolgt die Abschreckung von dünnwandigen Strukturgussbauteilen in einer Luftduche. Durch diese konvektive Abkühlung der Bauteile können Temperaturgradienten zwischen 4 und 12  $\frac{K}{s}$  erreicht werden.



### 3. Warmauslagern:

Definiertes Lagern bei einer Auslagerungstemperatur  $T_{AL}$  (s. Abb. 3.12 Punkt 3) führt zur Ausscheidung der Fremdatome aus dem Mischkristall durch Bildung von Phasen, wie beispielsweise der  $Mg_2Si$ -Phase. Durch die Größe dieser Ausscheidungen und die Bildung von in- und teilkohärenten Phasengrenzen wird die Festigkeit des Werkstoffs beeinflusst [KAMM02].

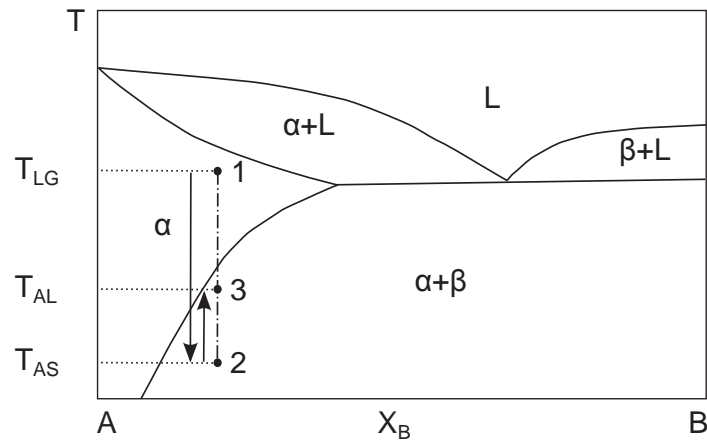


Abbildung 3.12: Phasendiagramm einer aushärtbaren Legierung mit Lösungsglüh- (1), Abschreck- (2) und Auslagerungstemperatur (3), nach [KAMM02]

Im Gefüge der Aluminium-Silizium-Legierung zeigt sich der aufgezeigte Wärmebehandlungsprozess durch die globulitische Einförmigkeit [ALUM95] der korallenartigen Struktur des Eutektikums [PABE11]. Abbildung 3.13 verdeutlicht dies in einer Gefügaufnahme der AlSi10MnMg-Legierung vor und nach dem Wärmebehandlungsprozess.

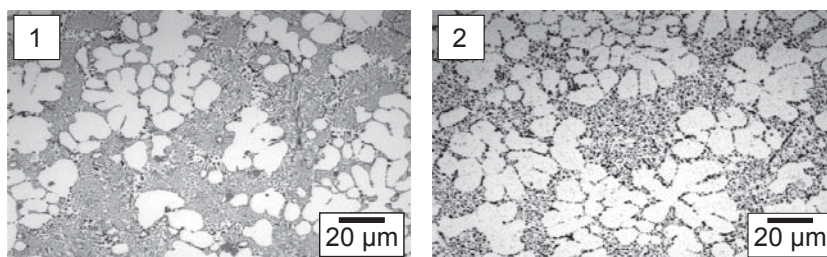


Abbildung 3.13: Gefügaufnahme der AlSi10MnMg-Legierung vor (1) und nach (2) dem Wärmebehandlungsprozess

Die wesentlichen Einflussgrößen auf die erreichbaren mechanischen Eigenschaften im Wärmebehandlungsprozess stellen zum Einen die Temperaturniveaus und Haltezeiten im Lösungsglüh- und Warmauslagern [TIME08] und zum Anderen der Gradient währ-



rend des Abschreckens dar [FEIK07]. Diese Stellgrößen stehen jedoch in direkter Konkurrenz zu weiteren Kenngrößen der Bauteilqualität. Hohe Lösungsglühtemperaturen und lange Haltezeiten [LUML07] begünstigen das Ausprägen von sogenannten Blistern an den Gussteilen [FRAN07]. In der Nachdruckphase komprimierte Gaspartikel im Bauteil können im Lösungsglühprozess durch die hohe Duktilität und das Verformungsvermögen des Werkstoffs bei diesen Temperaturen wieder expandieren und durch den gebildeten Hohlraum zur Schwächung des Bauteils führen [LUML06]. Weiterhin nehmen die prozessbedingten Verformungen sowohl mit der Dauer und Temperatur des Lösungsglühprozesses als auch mit dem Abkühlgradient im Abschreckprozess durch inhomogene Temperaturfelder stark zu [KARS11b].

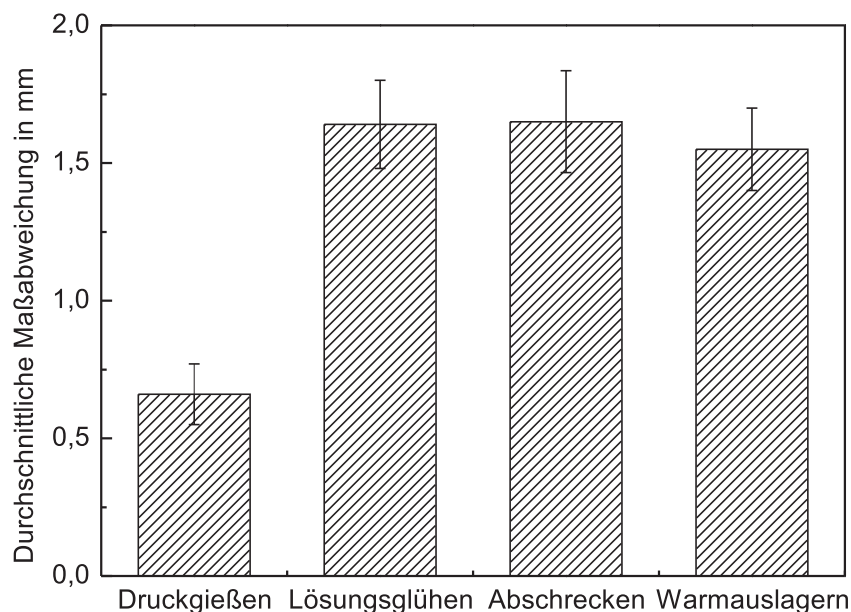


Abbildung 3.14: Entwicklung der durchschnittlichen Maßabweichungen eines typischen Strukturbauteils entlang der Prozesskette Druckguss [KARS11b]

Abbildung 3.14 zeigt die durchschnittlichen Maßabweichungen für ein typisches Strukturbauteil im Druckguss entlang der einzelnen Prozessschritte des Druckgießens, Lösungsglühens, Abschreckens und Warmauslagerns [KARS11b]. Deutlich ist dabei eine starke Zunahme des Verzugs durch das Lösungsglüh während des Wärmebehandlungsprozesses zu erkennen. Das darauffolgende Abschrecken und Warmauslagern zeigt nur eine geringe Veränderung der Maßabweichungen.

Um folglich einen Kompromiss zwischen mechanischen Eigenschaften, Blisterbildung und Maßhaltigkeit zu finden, gilt es bei der Prozessauslegung die Temperaturniveaus [LUML06], Haltezeiten und Abkühlgeschwindigkeiten optimal anzupassen [ZSCH96].



### 3.3 Kriechen von metallischen Werkstoffen

Ein wesentlicher Mechanismus, der während des beschriebenen Wärmebehandlungsprozesses mit den aufgezeigten Temperaturniveaus zu Verformungen führen kann, ist das sogenannte Kriechen [SING78]:

„Als Kriechen bezeichnet man die zeitabhängige, plastische Verformung eines Werkstoffs unter Last. [. . .] Belastet man ein metallisches oder keramisches Bauteil bei erhöhter Temperatur, d.h. bei einer homogenen Temperatur  $\frac{T}{T_M}$  ( $T_M$ : absolute Schmelztemperatur) von mindestens 0,3 bis 0,4, so nimmt die Dehnung des Bauteils bei konstanter Spannung mit der Zeit zu.“  
[ROES06]

Zur quantitativen Bestimmung des Kriechverhaltens werden sogenannte Zeitstandversuche verwendet [LEMA90]. Das durch die DIN ISO 6892-2 genormte Messverfahren analysiert kontinuierlich die Dehnung von Probekörpern unter konstanter Spannung und bei konstanter Temperatur [DEUT11]. Die resultierende Messkurve der Dehnung über der Zeit wird als Kriechkurve bezeichnet. Abbildung 3.15 zeigt beispielhaft den zeitlichen Verlauf der Dehnung und der Ableitung dieser Funktion nach der Zeit in Form der Dehnrates [FRIE59]. Typischerweise lässt sich das Kriechverhalten von metallischen Werkstoffen in drei Stadien unterteilen [ROOS07]:

1. technischer Kriechbereich (primäres Kriechen):

Der primäre Kriechbereich ist durch die zu Beginn des Kriechversuchs vorherrschende hohe Kriechrate gekennzeichnet [ALUM89]. Diese nimmt kontinuierlich bis zu einem dann zeitweise konstanten Wert ab. Im geprüften Werkstoff überwiegen in dieser Phase die verfestigenden Reaktionen, wie das Erzeugen und Schneiden von Versetzungen und die Bildung von Ausscheidungen [ROES06], die parallel dazu ablaufenden entfestigenden Reaktionen, wie die Erholung und das Quergleiten von Schraubenversetzungen [PUCH06].

2. technischer Kriechbereich (sekundäres Kriechen):

Den Bereich konstanter Kriechrate bezeichnet man als sekundäres Kriechen [ALUM89]. Abbildung 3.15 zeigt dies durch den linearen Verlauf im Zeit-Dehnungs-Diagramm mit konstanter Kriechrate  $\dot{\epsilon}_2$ . Der sekundäre Kriechbereich ist durch ein Gleichgewicht aus verfestigenden Mechanismen, wie dem Schneiden von Versetzungen, und entfestigenden Mechanismen, wie dem Klettern von Stufenversetzungen, gekennzeichnet [BARG05].

3. technischer Kriechbereich (tertiäres Kriechen):

Im tertiären Kriechbereich überwiegen die entfestigenden Mechanismen



[ASHB84], wie die progressive Bildung von Leerstellen und Poren und das Gleiten und die Deformation von Korngrenzen [BARG05] und führen schließlich zum Bruch der untersuchten Probe [SCHN89].

Im Rahmen der technischen Anwendung sind im Allgemeinen nur die ersten beiden Kriechbereiche von Bedeutung [BARG05]. Da sich der Übergang zwischen den einzelnen Kriechbereichen in gemessenen Zeit-Kriechdehnungs-Kurven meist fließend darstellt, kann mit Hilfe der Ableitung, wie in Abbildung 3.15 dargestellt, der sekundäre Kriechbereich durch den Bereich der minimalen Kriechrate definiert werden.

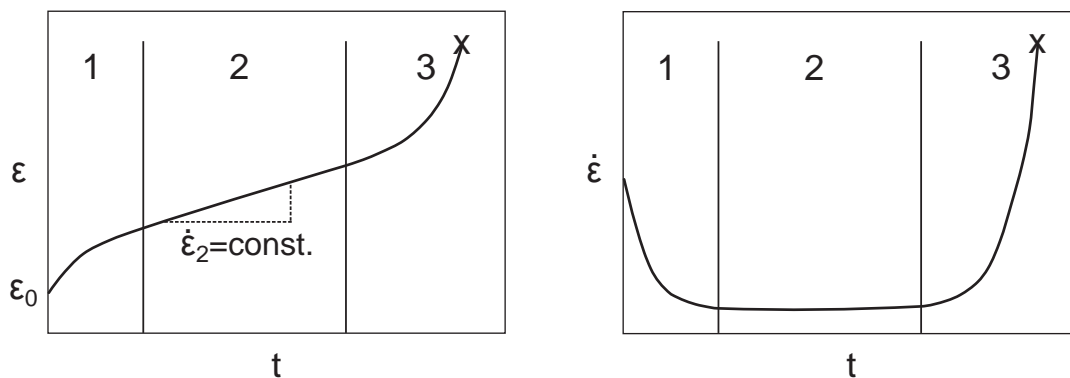


Abbildung 3.15: Schematische Darstellung des zeitlichen Verlaufs der Dehnung  $\epsilon$  und der Dehnrate  $\dot{\epsilon}$  durch Kriechvorgänge im primären (1), sekundären (2) und tertiären (3) Kriechbereich bis zum Bruch (x), nach [ROES06]

Neben dem dargestellten Einfluss der Zeit auf das Kriechverhalten von metallischen Werkstoffen existieren noch weitere Faktoren: Da die meisten entfestigenden Mechanismen im Werkstoff thermisch aktivierten Prozessen zugrunde liegen [ROES06], stellt die Temperatur einen weiteren wesentlichen Einflussfaktor dar [SPAE55]. Weiterhin beeinflussen die anliegende Spannung und das im Werkstoff vorliegende Gefüge das Kriechverhalten maßgeblich [BARG05]. Mit Hilfe dieser Zusammenhänge lässt sich die Kriechkurve als folgende Funktion beschreiben:

$$\epsilon = f(t, \sigma, T, \text{Gefüge}) \quad (3.1)$$

Abbildung 3.16 veranschaulicht den Einfluss dieser Faktoren auf die resultierenden Kriechkurven: Sowohl steigende Temperaturen bei konstanter Spannung, als auch steigende Spannungen bei konstanter Temperatur rufen steigende Dehnungen durch Kriechvorgänge hervor. Da je nach Temperatur- und Spannungszustand unterschiedliche Verformungsmechanismen dominieren, ändert sich auch die Gestalt der Kriechkurven.

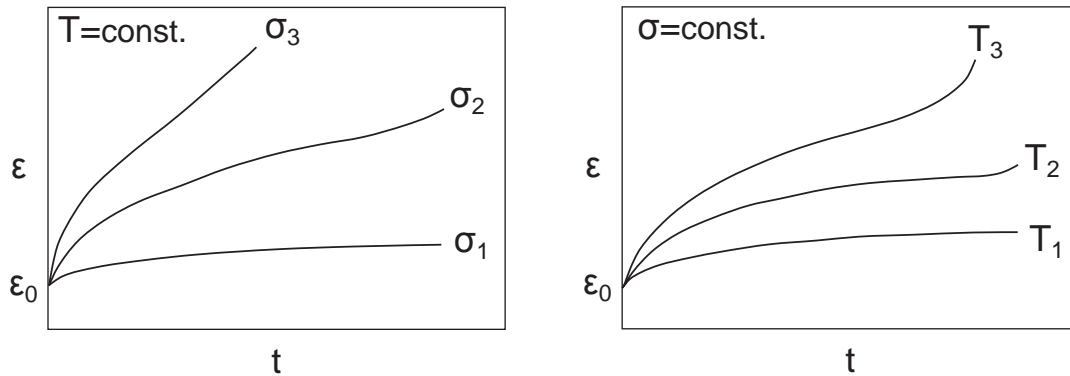


Abbildung 3.16: Einfluss von steigender Spannung  $\sigma_1 < \sigma_2 < \sigma_3$  bei konstanter Temperatur  $T$  und steigender Temperatur  $T_1 < T_2 < T_3$  bei konstanter Spannung  $\sigma$  auf das Kriechverhalten, nach [NAUM06]

Abbildung 3.17 zeigt die auftretenden Mechanismen in Abhängigkeit der Spannung und der Temperatur relativ zum Schmelzpunkt für einen Aluminiumwerkstoff [FROS82]:

- Versetzungskriechen:  
Dem Versetzungskriechen liegt die steigende Beweglichkeit der Versetzungen [ASHB83] durch die Zunahme der Dichte an Leerstellen im Werkstoff bei höheren Spannungen zu Grunde [GOTT07].
- Diffusionskriechen (Coble, Nabarro-Herring):  
Das Diffusionskriechen dagegen tritt bereits bei geringeren Spannungen auf und beruht auf der Diffusion von Leerstellen und den im Gegenzug dazu entstehendem Materialtransport [GOTT07]. Je nach Temperatur findet das Diffusionskriechen bei hohen Temperaturen durch Materialfluss innerhalb des Korns [MOHA78], was als Nabarro-Herring-Kriechen bezeichnet wird, oder durch Materialfluss entlang der Korngrenzen [LANG75] bei mittleren Temperaturen statt, was als Coble-Kriechen bezeichnet wird [GOTT07].

Aufgrund der starken Abhängigkeit der Dehnrates von Temperatur und Spannungsbelastung, gilt es für den technischen Anwendungsfall, Zeitstandversuche mit der jeweiligen Kombination von Spannung und Temperatur durchzuführen. Eine Extrapolation dieser Ergebnisse ist meist nur über einen schmalen Bereich möglich [ROES06]. Weiterhin muss speziell für druckgegossene Werkstoffe berücksichtigt werden, dass im Vergleich zu Knetlegierungen im Gusswerkstoff ein größeres Korn vorliegt und damit die beschriebenen Kriechmechanismen sogar verstärkt auftreten [NAUM06].

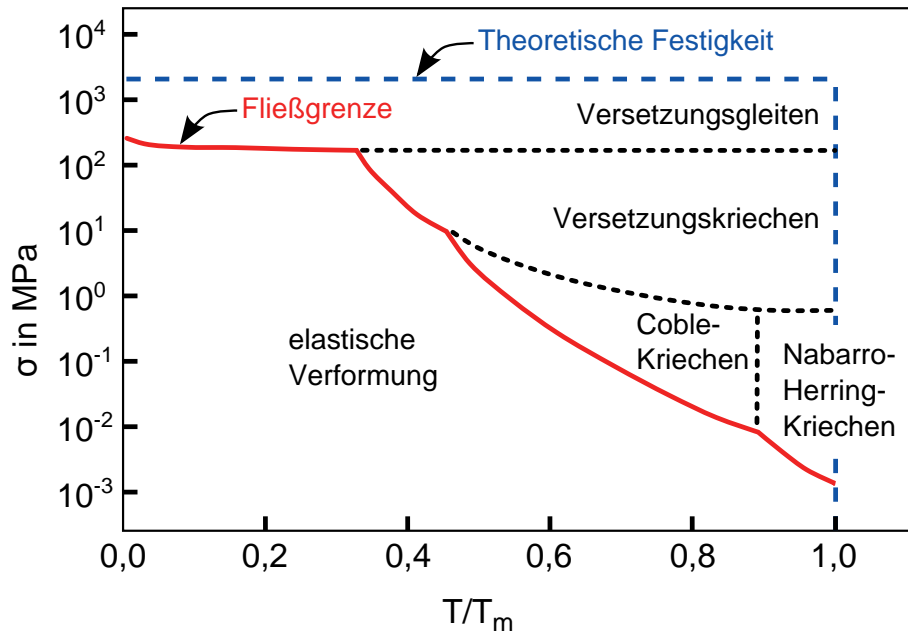


Abbildung 3.17: Übersicht der Verformungsmechanismen von Aluminium in Abhängigkeit der Spannung  $\sigma$  und der Temperatur  $T$  relativ zum Schmelzpunkt  $T_m$ , nach [ROES06]

Um die beschriebenen Mechanismen in der Simulation abbilden zu können, bedarf es einer mathematischen Beschreibung in Form von Kriechgleichungen. Grundsätzlich wird hierbei zwischen folgenden Arten von Gleichungen unterschieden [THOM02]:

- Konstitutive Gleichungen:  
Sowohl die verfestigenden als auch die entfestigenden Mechanismen des Kriechens werden auf mikroskopischer Ebene betrachtet [ROSA84] und anhand der Berechnungsregeln der Plastizitätstheorie zu einer Gesamtgleichung kombiniert [THOM02].
- Phänomenologische Gleichungen:  
Das Kriechverhalten wird ohne tieferen werkstofftechnischen und -mechanischen Hintergrund heuristisch betrachtet, wobei der Fokus auf einfachen Gleichungen mit möglichst geringen Freiheitsgraden und Parameterzahlen liegt [SCHO12].

Tabelle 3.3 zeigt hierzu einen Vergleich der beiden Arten von Kriechgleichungen nach unterschiedlichen Kriterien. Gerade im Hinblick auf die Simulation sind geringe Rechenzeiten von großer Bedeutung. Da die phänomenologischen Gleichungen durch ihren skalaren einfachen Charakter geringe Rechenzeiten in Kombination mit einer einfachen Parameterbestimmung versprechen, wird im Folgenden nur auf diese Art von Gleichungen eingegangen [SCHO12].





Tabelle 3.3: Vergleich der Typen von Kriechgleichungen nach unterschiedlichen Kriterien aus Simulation und Prozess, nach [SCHO12]

Kriterium	Konstitutive Gleichungen	Phänomenologische Gleichungen
stationäre Beanspruchung	0	0
wechselnde Beanspruchung	-	+
Werkstoffschädigung	-	+
volle 3-D-Beschreibung	-	+
Aufwand der Parameterbestimmung	+	-
Rechenzeit in der Finite-Elemente-Analyse	+	-
Übertragbarkeit	+	-

Zur numerischen Beschreibung von Kriechvorgängen existiert eine große Anzahl an Gleichungen phänomenologischer Art, die jeweils auf bestimmte Werkstoffe, Temperatur- und Spannungsfelder oder zeitliche Abhängigkeiten hin optimiert sind [COZZ72]. Diese mathematischen Ansätze lassen sich jedoch grundsätzlich auf vier Basisgleichungen reduzieren [NAUM07]:

$$\text{Polynomialer Ansatz:} \quad \epsilon = A \cdot \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (3.2)$$

$$\text{Exponential-Ansatz:} \quad \epsilon = \frac{\sigma_0}{E} \left[ 1 - \exp \left( -\frac{E}{\eta} \cdot t \right) \right] \quad (3.3)$$

$$\text{Logarithmischer Ansatz:} \quad \epsilon = A \cdot \log \left( \frac{t}{t_0} \right) + B \cdot t + C \quad (3.4)$$

$$\text{Sinus-Hyperbolicus-Ansatz:} \quad \epsilon = A + B \cdot \sinh \left[ C \cdot \left( \frac{t}{t_0} \right)^{\frac{1}{3}} \right] \quad (3.5)$$

Wie Sawada et al. bei einem Vergleich dieser Kriechgleichungen und deren Variationen nachgewiesen haben, zeigt der polynomische Ansatz besonders für geringe Spannungen im primären Kriechbereich die beste Eignung [SAWA07]. Die Gleichung wird jedoch in der vorgestellten vereinfachten Form eher selten verwendet [NAUM07], sondern findet hauptsächlich in der um eine Zeitkomponente erweiterten Form in der Norton-Bailey-Gleichung Anwendung [BROW80]:

$$\epsilon = A \cdot \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \cdot \left( \frac{t}{t_0} \right)^m \quad (3.6)$$

Trotz der Erweiterung um die Zeitabhängigkeit, bietet diese Gleichung noch keine Möglichkeit, die Abhängigkeit der Temperatur direkt darzustellen [JAGL04]. Um dies zu



umgehen, werden die Parameter  $A$ ,  $m$  und  $n$  jeweils temperaturabhängig bestimmt, so dass sich die Norton-Bailey-Gleichung folgendermaßen erweitert [SCHO12]:

$$\epsilon = A(T) \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^{n(T)} \cdot \left(\frac{t}{t_0}\right)^{m(T)} \quad (3.7)$$

Weiterhin existieren noch leistungsfähigere aber auch komplexere Kriechgleichungen, mit denen sich mehrere Kriechbereiche in einer Gleichung beschreiben lassen [THOM02]. Aufgrund der Möglichkeit, jeden Kriechbereich separat parametrisieren zu können, hat sich hier insbesondere die modifizierte Garafalo-Gleichung etabliert [GARA63]:

$$\epsilon = \epsilon_i + \epsilon_{p1,max} \cdot H(t) + \dot{\epsilon}_{p,min} \cdot t + K_3(T) \cdot \left(\frac{t}{t_{23}}\right)^f \quad (3.8)$$

Primärer Kriechbereich:

$$\epsilon_{p1,max} = K_1(T) \cdot \sigma_0^{n_1} \cdot \exp(a_1(T) \cdot \sigma_0^{b_1}) \quad (3.9)$$

$$H(t) = 1 - \exp\left(-D \cdot \left(\frac{t}{t_{12}}\right)^u\right) \quad (3.10)$$

$$t_{12} = \left(\frac{C_{12}}{\dot{\epsilon}_{p,min}}\right)^{\alpha_{12}} \quad (3.11)$$

Sekundärer Kriechbereich:

$$\dot{\epsilon}_{p,min} = K_2(T) \cdot \sigma_0^{n_2} \cdot \exp(a_2(T) \cdot \sigma_0^{b_2}) \quad (3.12)$$

Tertiärer Kriechbereich:

$$t_{23} = \left(\frac{C_{23}}{\dot{\epsilon}_{p,min}}\right)^{\alpha_{23}} \quad (3.13)$$

Da durch die Drei-Teilung der Gleichung primärer, sekundärer und tertiärer Kriechbereich einzeln angepasst werden können, weist die Gleichung eine Vielzahl an zu bestimmenden Parametern auf, ermöglicht aber gleichzeitig die durchgängige Abbildung des gesamten Kriechvorgangs [GARA65].



### 3.4 Numerische Simulation der Prozesskette Druckguss und Einordnung im Produktentstehungsprozess

Aufgrund immer komplexer werdender Bauteilgeometrien und steigender Anforderungen an die Eigenschaften dieser Bauteile ist der Einsatz der numerischen Simulation als Hilfsmittel zur Auslegung von Bauteil, Werkzeug und Prozess unabdingbar [FEHL10].

Mit Hilfe der Simulation lassen sich bereits zu frühen Zeitpunkten im Produktentstehungsprozess Aussagen über die Herstellbarkeit und daraus resultierende Optimierungsansätze für das Bauteil treffen. Gerade bei der Prozess- und Werkzeugauslegung bietet die Simulation weiterhin die Möglichkeit, bereits virtuell die Prozessfenster und -grenzen einzuschränken und unterschiedliche Werkzeugkonzepte gegenüber zu stellen [GARC05]. Darüberhinaus können Abschätzungen zu den Belastungen der Druckgießwerkzeuge im Prozess und den damit verbundenen Werkzeugschädigungen getroffen werden [HEID14]. Abhängig vom untersuchten Teilprozess oder Betriebsmittel unterscheidet man bei der Simulation von Druckgießprozessen zwischen den Berechnungen von:

- Formfüllung
- Erstarrung
- Produktionszyklen und Werkzeugtemperierung
- Spannungen und Verzug

Jede dieser numerischen Simulationen von Gießprozessen lässt sich analog zu anderen Fertigungsverfahren wiederum in drei aufeinanderfolgende Phasen untergliedern [MENZ04]:

#### 1. Pre-Processing:

In der ersten Phase werden die zu untersuchenden Geometrien im Simulationsprogramm erstellt, modelliert oder abgebildet und mittels Vernetzung diskretisiert. Anfangs- und Randbedingungen wie Prozessparameter und Materialkennwerte werden definiert und die benötigten Berechnungsmodelle und physikalischen Prinzipien ausgewählt.

#### 2. Main-Processing:

In der zweiten Phase werden die zu Grunde liegenden Gleichungssysteme der gewählten Modelle unter den gesetzten Randbedingungen gelöst und die eigentlichen Simulationsberechnungen durchgeführt.



### 3. Post-Processing:

Die dritte Phase ist durch die Visualisierung und Auswertung der Simulationsergebnisse gekennzeichnet, wobei beispielsweise Kriteriumsfunktionen berechnet werden oder die Ergebnisse in Form von Bildern, numerisch oder textbasiert exportiert werden [BEHM97].

Die Diskretisierung der zu untersuchenden Geometrien ist bei den heutzutage eingesetzten numerischen Methoden unabdingbar, um die Problemstellung beziehungsweise das Modell numerisch beschreiben zu können. Als Grundlage können dabei sowohl Zeichnungen als auch dreidimensionale CAD-Daten dienen [FLEN97]. Für die Simulation von Gießprozessen finden verschiedene Ansätze der Vernetzung Verwendung:

Bei der Methode der Finiten Differenzen (FDM) wird die Diskretisierung mittels orthogonaler Hexaeder realisiert. Diese Art der Vernetzung ist sehr gut automatisierbar, eine sehr genaue Beschreibung von dreidimensionalen Freiformflächen ist jedoch nur bei sehr feiner Auflösung und damit hoher Elementzahl möglich. Im Gegensatz dazu erfolgt der Netzaufbau bei der Finite-Elemente-Methode (FEM) meist unstrukturiert mit Hilfe von Tetraedern und Hexaedern. Diese beiden Methoden der Diskretisierung sind beispielhaft in Abbildung 3.18 für einen zweidimensionalen Fall gegenübergestellt. Deutlich zeigt sich, dass bei Verwendung von Finiten Elementen im Vergleich zu Finiten Differenzen oder Finiten Volumen eine geringere Anzahl an Elementen zur konturegetreuen Abbildung einer Geometrie nötig sind.

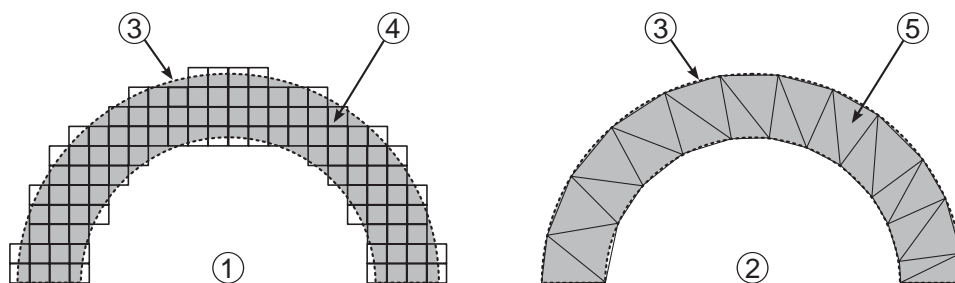


Abbildung 3.18: Vergleich der Methoden der Finiten Differenzen (1) und Finiten Elementen (2) zur Diskretisierung eines Kreisbogens (3) mit orthogonalen Viereckselementen (4) und unstrukturierten Dreieckselementen (5) im zweidimensionalen Fall, nach [FENT01]

Für die Berechnung von Strömungsphänomenen und insbesondere für den Druckguss zeigten Duan et al. die Vorteile der Methoden der finiten Differenzen beziehungsweise der finiten Volumen mit hexaedrischen Zellen gegenüber der Methode der finiten Elemente [DUAN12]. Obwohl für die auf Kontrollvolumen basierte FDM die Eignung zur thermischen und mechanischen Berechnung von Gieß- und Wärmebehandlungsprozessen gezeigt wurde [HATT93], hat sich die FEM für die numerische Simulation von



Spannungen und insbesondere für Betriebsfestigkeiten aufgrund ihrer guten Eignung für thermische Berechnungen durchgesetzt. Im Vergleich zur FDM ist die maximale Zeitschrittweite in der FEM größer und damit bei gleicher Netzgröße eine kürzere Rechenzeit zu erwarten [BEHM97]. Weiterhin bietet die FEM die Möglichkeit, die Netzgröße und damit auch die Rechenzeit durch die Verwendung von Elementen höherer Ordnung (s. Abb. 3.19) zu minimieren. Die Anzahl der Knotenpunkte steigt beispielsweise für einen Tetraeder von vier bei linearen Elementen 1. Ordnung auf zehn bei quadratischen Elementen 2. Ordnung auf 20 bei kubischen Elementen 3. Ordnung.

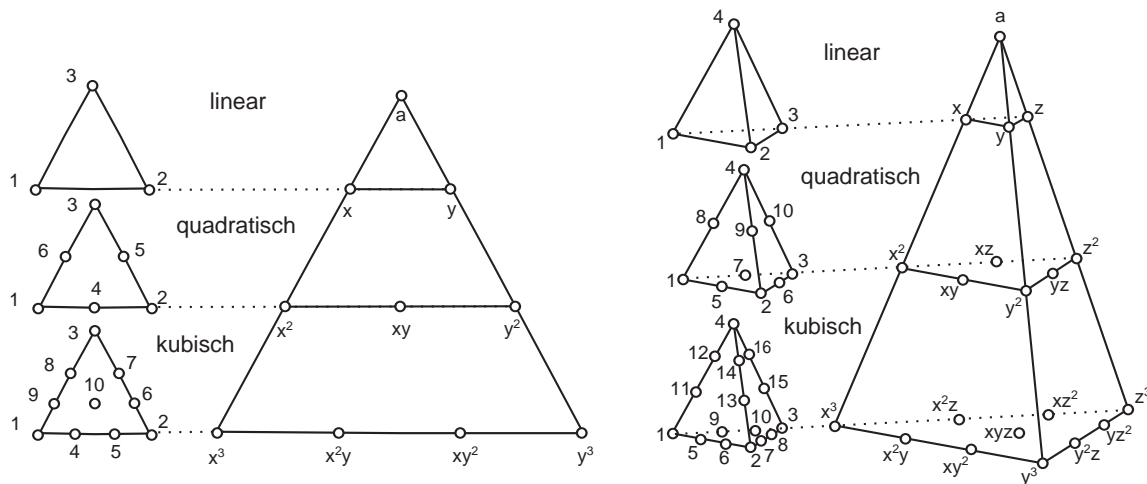


Abbildung 3.19: Aufbau von linearen, quadratischen und kubischen Dreieck- und Tetraederelementen für die FE-Simulation, nach [BETT03]

## Formfüllsimulation

Im Gegensatz zu anderen Fertigungsverfahren wird die Bauteilqualität hinsichtlich mechanischen Eigenschaften bei allen Gießverfahren erst während des Produktionsprozesses durch die Art und Weise der Füllung der Kavität festgelegt, so dass dieser Formfüllvorgang im Fokus jeder Prozessauslegung steht.

Die numerische Beschreibung dieser strömungsmechanischen Phänomene erfolgt meist über die instationäre Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen [SCHM00], wobei die flüssige Schmelze als inkompressibles Fluid mit einer temperatur- und scherratenabhängigen Viskosität angenommen wird [FLEN97].

Neben verschiedenen Modellen zur Abbildung der Turbulenz im Druckguss, finden Modelle zur Berechnung der Einwirbelung von Luft und Oxidfilmen in die flüssige Schmelze zur Bewertung der zu erwartenden mechanischen Eigenschaften Verwendung [DAI104]. Barkhudarov zeigt hierbei, wie mit Hilfe der Simulation bereits in der



ersten Phase des Druckgießens in der Gießkammer Lufteinschlüsse vermieden und damit die Bauteilqualität gesteigert werden kann [BARK09]. Erst durch eine optimale Auslegung der Schusskurve, kann das Füllverhalten der Bauteilkavität hinsichtlich der Vermeidung von Verperlungseffekten am Anschnitt [HILB11] und Lufteinwirbelungen durch inhomogene Schmelzefronten optimiert werden [VERR06]. Der direkte Einfluss der Einwirbelung von Oxidfilmen auf die mechanischen Kennwerte konnte im Experiment und in der Simulation nachgewiesen werden, so dass die Formfüllsimulation auch hierfür als Hilfsmittel zur Prozessoptimierung und -absicherung dienen kann [REIL13].

Als weiterer qualitätsbestimmender Parameter für die mechanischen Eigenschaften, insbesondere für die Bruchdehnung, konnte das Temperaturfeld der Schmelze identifiziert werden [THOM14a]. Die Formfüllsimulation ermöglicht hierfür die Vorhersage des Temperaturverlusts der Schmelze in der Gießkammer und während des Schusses und des Wärmeeintrags in das Werkzeug. Die Modellierung des Wärmeübergangs zwischen Schmelze und Werkzeug erfolgt hierbei über variable Wärmeübergangskoeffizienten [PFIT06], die eine starke Abhängigkeit von Strömungsgeschwindigkeit, Bauteilgeometrie und Schussparametern aufweisen [HELE05].

Ein weiterer Aspekt der Formfüllsimulation ist die Vorhersage von Drücken und Kräften auf die Oberfläche von Werkzeugen, Blecheinlegern und Kernen mit Hilfe der Fluid-Struktur-Interaktion [BRET11]. Fuchs et al. zeigten die Abschätzung der Überlebenswahrscheinlichkeit von eingelegten Salzkernen mit Hilfe der gekoppelten Berechnung von Fluidströmung und Spannungen im Kern [FUCH13]. Einen wesentlichen Einfluss auf die Genauigkeit der berechneten Geschwindigkeitsprofile und Druckfelder hat die verwendete Zellauflösung. Untersuchungen haben hierbei gezeigt, dass zur genauen Berechnung der Strömungsphänomene mindestens drei Zellen im Strömungsquerschnitt liegen müssen [FUCH14]. Die Netzauflösung und damit die resultierende Netzgröße und Rechenzeit werden bei der Formfüllsimulation folglich über die dünnsten Wandstärken am Bauteil definiert.

### **Erstarrungs- und Zyklensimulation**

Die numerische Berechnung von Erstarrungsvorgängen bildet die Grundlage für die wirtschaftliche Fertigung von komplexen Gussbauteilen [SAHM92] und ist bereits seit langer Zeit fest etablierter Bestandteil der Auslegung von Gusskonstruktionen [FLEN97]. Der Fokus liegt hierbei sowohl auf der Vorhersage der Temperaturfelder im Gussteil als auch auf der Vorhersage der Temperaturen und deren Gradienten im



Werkzeug. Die numerische Berechnung der Erstarrung und der Werkzeugtemperierung erfolgt durch Lösen der Wärmeleitungsgleichungen nach dem Fourierschen Gesetz:

$$\dot{Q} = \frac{\lambda}{d} \cdot A \cdot (T_1 - T_2) \quad (3.14)$$

Hierbei ist die durch eine Schicht eines Festkörpers mittels Wärmeleitung übertragene Wärmeleistung  $\dot{Q}$  durch die Wärmeleitfähigkeit des Materials  $\lambda$ , die Dicke der Schicht  $d$ , die Querschnittfläche  $A$ , durch die die Wärme strömt, und die Temperaturdifferenz zwischen den Start- und Endpunkten  $T_1 - T_2$  definiert. Das Modell der Wärmeleitung wird für die Erstarrungssimulation um den Phasenübergang zwischen flüssiger und fester Phase und der dabei frei werdenden latenten Wärme erweitert [STAF87].

Mit Hilfe der numerischen Berechnung der Erstarrung können Gießfehler wie Lunker und Porositäten im Bauteil bereits virtuell prognostiziert werden [VIJA06]. Weiterhin ist es möglich, aus den Temperaturverläufen im Gussteil während der Erstarrung Rückschlüsse auf das Gefüge und die daraus zu erwartenden mechanischen Kennwerte zu ziehen [TODT03].

Gerade im Druckguss als zyklischer Prozess mit Verwendung von Dauerformen ist die Vorhersage der Temperaturen im Druckgießwerkzeug von besonderer Bedeutung. Durch die Simulation mehrerer Produktionszyklen kann der stationäre Zustand des Produktionsprozesses hinsichtlich Temperaturhaushalt des Werkzeugs vorhergesagt und damit auf die Prozessstabilität hin bewertet werden. Während die thermophysikalischen Daten von Guss- und Werkzeugwerkstoff nach aktuellem Stand der Technik bekannt sind, stellen die Wärmeübergänge aktuell die größte Unsicherheit in der Zyklensimulation dar [PFIT06]. Hu et al. konnten beispielsweise einen Zusammenhang zwischen den Strömungsgeschwindigkeiten in den Kühlkanälen des Druckgießwerkzeugs und den sich im Werkzeug ergebenden Temperaturen und Wärmeströmen nachweisen [HUUU04]. Die Modellierung dieser Kühlkanäle in der Simulation erfolgt nach aktuellem Stand der Technik jedoch als Festkörper mit einer definierten Temperatur und einem konstanten oder temperaturabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten. Ein weiterer Faktor, der das Temperaturfeld im Druckgießwerkzeug maßgeblich beeinflusst, ist der Sprühprozess. Dieser wird in der Simulation durch den Kontakt der Formkavität mit einem Sprühmedium modelliert, das eine definierte Temperatur [KIMM07] und einen konstanten oder temperaturabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten aufweist [LIUU00]. Im Realprozess hingegen beeinflussen die verwendeten Trennmittel und Sprühdüsen sowie die mit Trennmittel beaufschlagten Formbereiche den Temperaturhaushalt der Druckgießwerkzeuge maßgeblich [SABA08]. In der Zyklensimulation muss der Wärmeübergang des Sprühens somit abhängig von der Bauteil- und Werkzeuggeometrie und auch von der Prozessführung adaptiert werden.



Das Ergebnis der Zyklensimulation ist das Temperaturfeld im Druckgießwerkzeug, welches dann als Ausgangsbasis für die Berechnung der Temperaturfelder im Bauteil während der Erstarrung dient. Diese Temperaturfelder stellen wiederum die Eingangsgröße für die weitere Berechnung von Eigenspannungen und Verformungen im Bauteil dar.

### **Spannungs- und Verzugssimulation**

Bei der Simulation von Spannungen und Verzügen wird analog zum Produktionsprozess zwischen verschiedenen Einzelprozessen und deren virtuellen Abbildung unterschieden. Im Fokus der Spannungssimulation liegen hierbei der eigentliche Gießprozess mit nachfolgendem Abkühlen des Bauteils [EGNE97] sowie der Wärmebehandlungsprozess mit Lösungsglügen, Abschrecken und Warmauslagern [TUEN85]. Während bei dickwandigen Gussbauteilen wie Zylinderköpfen oder Kurbelgehäusen das Ziel der Spannungsberechnung die Vorhersage der Eigenspannungen und deren Auswirkung auf die Betriebsfestigkeit des Bauteils ist, konzentriert sich die Spannungssimulation für dünnwandige Strukturbauteile im Wesentlichen auf die Vorhersage der Verzüge aus dem Gieß- und Wärmebehandlungsprozess.

Für im Sand- und Niederdruckguss hergestellte dickwandige Bauteile konnte Fent die Eignung der FEM zur Berechnung der Eigenspannungen aus dem Gießen sowie deren Relaxation im Wärmebehandlungsprozess nachweisen [FENT01]. Guan und Sahm zeigten weiterhin eine gute Übereinstimmung der mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode berechneten Restspannungen in abkühlenden Gussbauteilen mit Messwerten [GUAN91]. Auch die Methode der tangentialen Steifigkeiten in der FEM ermöglicht eine Vorhersage von durch Abkühlprozesse induzierte Wärme- und Eigenspannungen in Gussbauteilen [HONS92].

Während für dickwandige Bauteilen im Druckguss eine der wesentlichen Kenngrößen für den Verzug aus dem Druckgießprozess die Duktilität des Werkstoffs ist [HONS12], gilt es bei dünnwandigen Strukturbauteilen den Temperaturhaushalt des Druckgießwerkzeugs, die Prozessführung und -zeiten möglichst genau in der Spannungssimulation nachzubilden [HOFE12]. Hiermit können folglich systematisch bedingte Maßabweichungen berechnet werden.

Für die Simulation des Wärmebehandlungsprozesses von dünnwandigen Strukturbauteilen und insbesondere des Abschreckens mittels Luftdusche ermöglicht die Kopplung der Strömungssimulation und der daraus resultierenden lokal unterschiedlichen Wärmeübergänge mit der FEM-Struktursimulation eine Vorhersage der Spannungen und Verformungen im Gussteil [TRAN05]. Die Simulation von Kriechvorgängen während des Lösungsglühens ermöglicht darüberhinaus den qualitativen Vergleich





verschiedener Prozessführungen untereinander [TRAN11]. Egner-Walter zeigte weiterhin den Einfluss des Temperaturfelds auf den Verzug von Strukturbauteilen sowie die gezielte Beeinflussung des Temperaturfelds im Druckgießwerkzeug und der Lagerung während der Wärmebehandlung zur Optimierung der Maßhaltigkeit [EGNE06].

### Einsatz und Einordnung der Simulation im Produktentstehungsprozess

Der Produktentstehungsprozess (PEP) beschreibt den sequenziellen Ablauf von der Idee für ein Produkt über dessen Konzeption, Entwicklung und Planung bis zur Herstellung und dem Verkauf dieses Produkts in Form einer Zeitschiene [EIGN09]. Abbildung 3.20 zeigt hierzu den prinzipiellen Aufbau. Nach der Definition der Anforderungen des Produkts erfolgt dessen Planung und Entwicklung. Die Prozessplanung stellt darauffolgend die Ausgangsbasis für die eigentliche Produktion dar. Die Schnittstelle zwischen Entwicklung und Prozessplanung stellt weiterhin auch den Übergang zwischen der Produkt- und der Prozessentwicklung dar. Bezogen auf die Einzelteile beginnt die Produktherstellung nicht erst in der Produktionsphase sondern schon während der Entwicklungs- und Prozessplanungsphase, da hier bereits erste Prototypen sowie Vor- und Nullserienfahrzeuge gebaut werden.

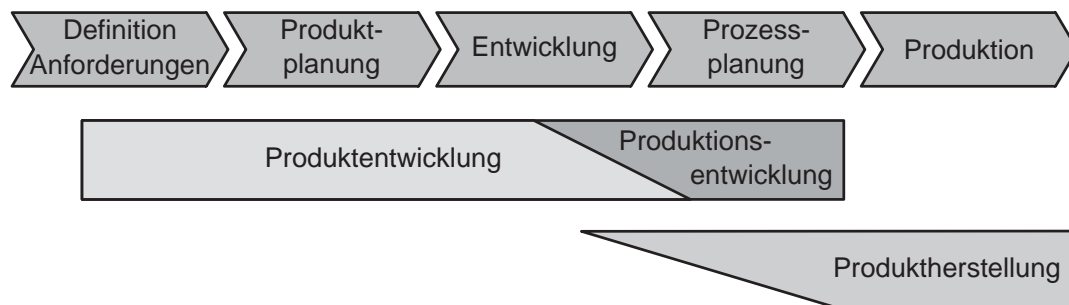


Abbildung 3.20: Prinzipieller Aufbau des Produktentstehungsprozesses (PEP) mit zeitlicher Einordnung von Produkt- und Produktionsentwicklung und eigentlicher Produktherstellung, nach [EIGN09]

Insbesondere im Automobilbau kann dieser Prozess durch den intensiven Einsatz von Simulationsmethoden und -werkzeugen verkürzt werden, da bereits in frühen Phasen eine virtuelle Validierung von Konzepten und Geometrien möglich wird [ALBE03]. Im Speziellen für Strukturbauteile im Druckguss zeigt Abbildung 3.21 die Einordnung und den Einsatz virtueller Simulationsmethoden zusammen mit dem Reifegrad der Konstruktion des Bauteils. Mit dem Konzeptentscheid beginnt die Konstruktions- und Entwicklungsphase für das Bauteil. Vereinfachte Formfüllsimulationen ab Anschnitt ohne

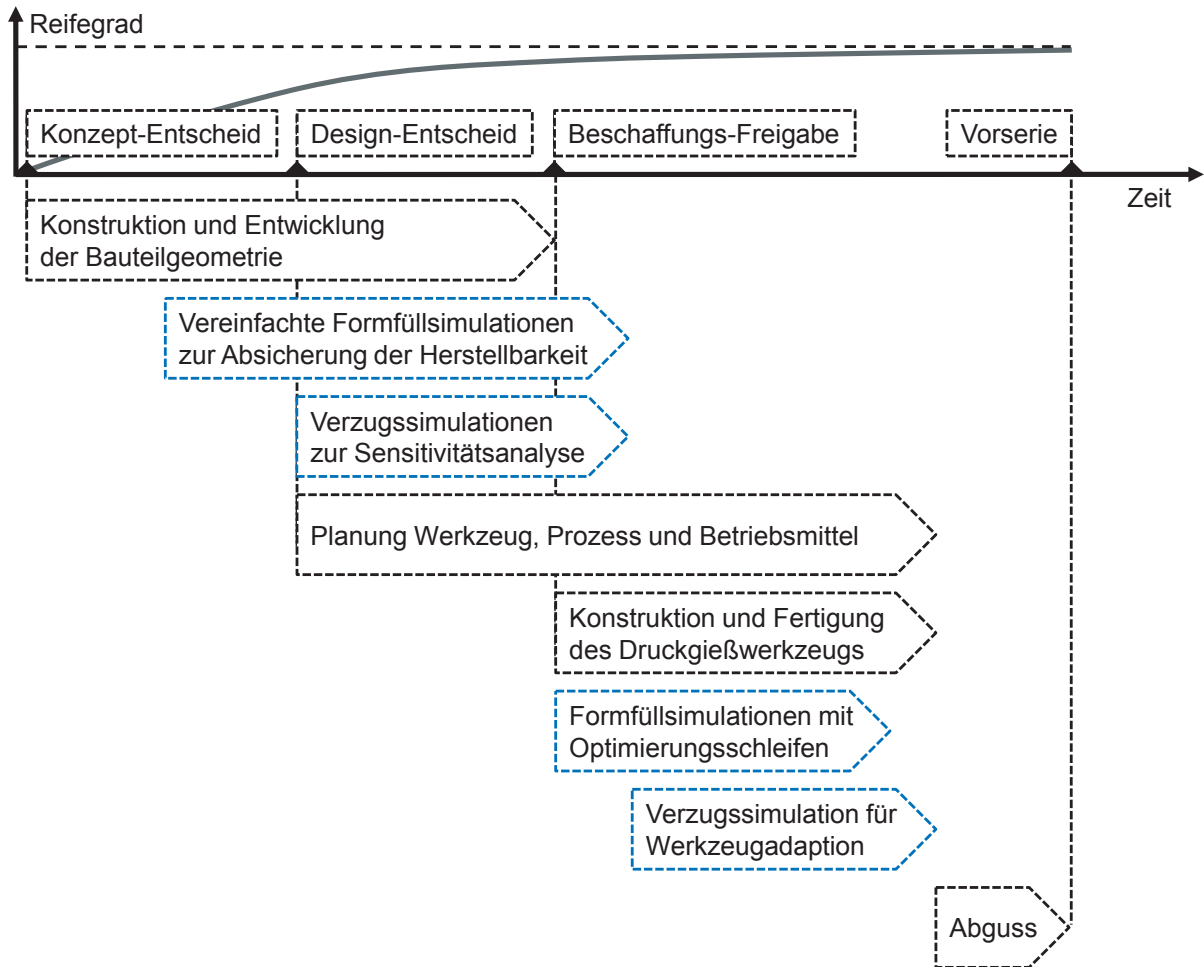


Abbildung 3.21: Einordnung der Gießsimulation in die Zeitschiene des Produktentstehungsprozesses für Strukturbauteile im Druckguss mit Entwicklung des Reifegrads der Bauteilkonstruktion

Angusssystem tragen währenddessen zur Absicherung der Herstellbarkeit und zur Optimierung der Gießbarkeit des Bauteils bei [TRAN13].

Ab dem Meilenstein Design-Entscheid beginnt die Werkzeug-, Prozess- und Betriebsmittelplanung. Der Reifegrad des Bauteils erlaubt erste Sensitivitätsuntersuchungen hinsichtlich des zu erwartenden Verzugs aus dem Druckgießen und der Wärmebehandlung. Da zu diesem Zeitpunkt jedoch noch keine Gießtraube und Werkzeugkonstruktionen vorliegen, kann nur das Verzugsverhalten des Bauteils qualitativ untersucht werden. Weiterhin liegt zu dem Zeitpunkt noch keine Rohteilgeometrie vor, so dass auch die Verzugsvorhersage aus der Wärmebehandlung nur qualitative Tendenzen aufzeigen kann. Gerade bei flächigen Strukturbauteilen werden Aussparungen und Löcher im Rohteil meist nicht integriert, um ein besseres Fließverhalten während der Formfüllung zu erzielen, obwohl dadurch der Fertigbearbeitungsaufwand ansteigt.



Mit der Beschaffungsfreigabe ist im PEP die eigentliche Bauteilentwicklung und Konstruktion soweit abgeschlossen, dass mit diesem Datenstand der Werkzeugherstellungprozess gestartet wird. Einen genauen Überblick über den zeitlichen Verlauf des Werkzeugherstellungsprozesses bis zum Abguss für die Vorserie mit den Zeitfenstern für die einzelnen Simulationen gibt Abbildung 3.22:

Mit Hilfe der Formfüllsimulationen werden sowohl Anguss- als auch Überlaufsystem in einem iterativen Prozess konstruiert und optimiert mit dem Ziel einer gleichmäßigen und homogenen Formfüllung bei gleichzeitig geringem Kreislaufvolumen. Zusammen mit dem Rohteil werden die Trennflächen zwischen den beiden Werkzeughälften und etwaigen Schiebern definiert. Während der Konstruktion des Druckgießwerkzeugs mit den Temperierbohrungen dienen die Zyklen- und Erstarrungssimulationen der Abschätzung des Temperaturhaushalts der Form und der Vorhersage der zu erwartenden Temperaturfelder. Damit können gezielt Kühlbohrungen verschoben oder ergänzt und Prozessparameter wie die Zuhaltezeit ausgelegt werden. Weiterhin dienen die Ergebnisse in der Prozessplanung der Auslegung von Sprühbildern und Zykluszeiten.

Verzugssimulationen für kompensierende Werkzeugadaptionen sind erst in hoher Genauigkeit möglich, sobald die Werkzeugkonstruktion mit sämtlichen Kühlbohrungen und die virtuelle Prozessauslegung abgeschlossen sind. Da für kompensierenden Werkzeugadaptionen und die hierfür notwendigen Simulationsschleifen im Werkzeugherstellungsprozess keine separaten Zeitfenster vorhanden sind, müssen diese während des Schruppens und Härtens und vor dem Schlichten der Formhälften erfolgen. Aufgrund des Verzugs während des Vergütungsprozesses des Warmarbeitsstahls wird die Geometrie beim Schruppen mit einem Aufmaß von wenigen Millimetern versehen. Erste Abschätzungen des Verzugsverhaltens des Bauteils, die im Rahmen der Sensitivitätsanalysen zwischen Design-Entscheid und Beschaffungsfreigabe durchgeführt werden, dienen hierbei zur Auslegung des notwendigen Aufmaßes. Die Simulation des Verzugs aus der Wärmebehandlung zur Auslegung von Wärmebehandlungsgestellen benötigt dagegen lediglich die Rohteilgeometrie als Eingangsgröße und kann somit bereits nach erfolgter Gießtraubenkonstruktion erfolgen.

Nach dem Schlichten und Erodieren der Formhälften wird die Form beim Montieren und Tuschieren für den Abguss komplettiert.

Gerade für die Simulation des Verzugs stellt der zeitliche Verlauf des Reifegrads der Bauteilkonstruktion (s. Abb. 3.21) eine große Herausforderung hinsichtlich des Änderungsmanagements dar. Späte Änderungen der Bauteilgeometrie im PEP, beispielsweise nach Beschaffungsfreigabe, bedingen eine Anpassung der Konstruktion von Gießtraube und Werkzeug. Für verzugsbeeinflussende Änderungen ist somit eine erneute Simulation des Verzugs notwendig, um diese Änderungen im bereits laufenden

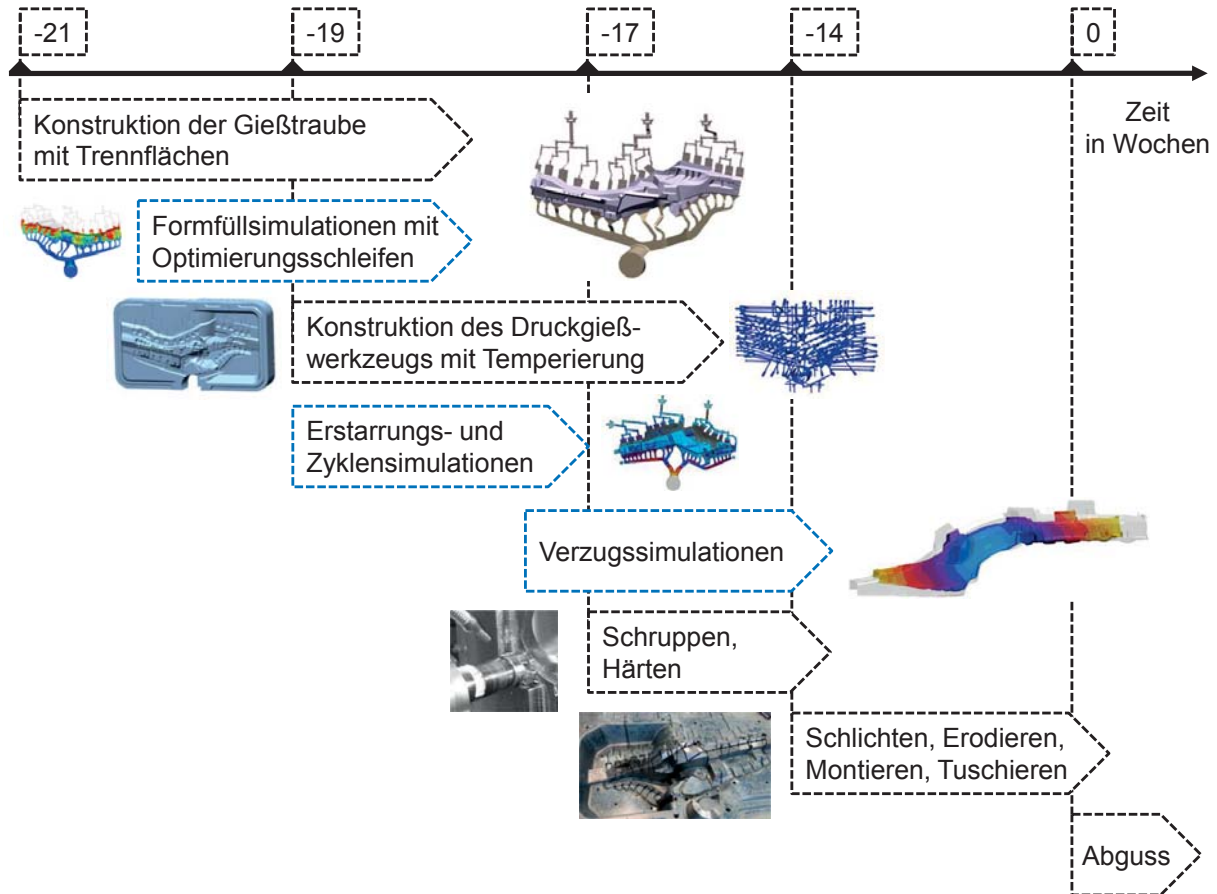


Abbildung 3.22: Zeitschiene des typischen Erstellungsprozesses von Druckgießwerkzeugen mit möglichen Zeitfenstern für die Formfüllsimulation zur Optimierung der Gießtraube und für die Verzugssimulation mit Werkzeugadaptationen zur Verzugsminimierung

Werkzeugherstellungsprozess einfließen lassen zu können. Andernfalls ist eine komplette Neubestückung des Druckgießwerkzeugs mit neuen Formeinsätzen für die Nullserie oder die Serienproduktion notwendig, was die Wirtschaftlichkeit des Druckgießprozesses erheblich mindert.



### 3.5 Analysemethoden für Verzug

Zur Analyse der Maßabweichungen von Strukturbauteilen stehen sowohl optische als auch taktile Messverfahren zur Verfügung:

Bei der optischen Vermessung wird meist eine Kombination aus dem Streifenprojektionsverfahren und der Fotogrammetrie eingesetzt. Wie in Abbildung 3.23 dargestellt ist, erfolgt die Vermessung des Werkstücks (1) beim Streifenprojektionsverfahren über auf das Werkstück projizierte Lichtstreifen, die wiederum von einer Matrixkamera (3) erfasst werden. Aus den durch die Oberfläche des Werkstücks verzerrten Linienmustern im Kamerabild (4) kann daraufhin die Geometrie des Werkstücks berechnet werden [KEFE11]. Um eine vollständige Vermessung des Bauteils von allen Seiten zu ermöglichen, werden die einzelnen Aufnahmen der Streifenprojektion mittels Fotogrammetrie zusammengeführt. Die Fotogrammetrie ist ein Verfahren, das aus mehreren Bildern, die jeweils aus unterschiedlichen Richtungen aufgenommen sind, die Koordinaten und die Form von Objekten durch eine sogenannte Stereo-Messung ableitet [KEFE11].

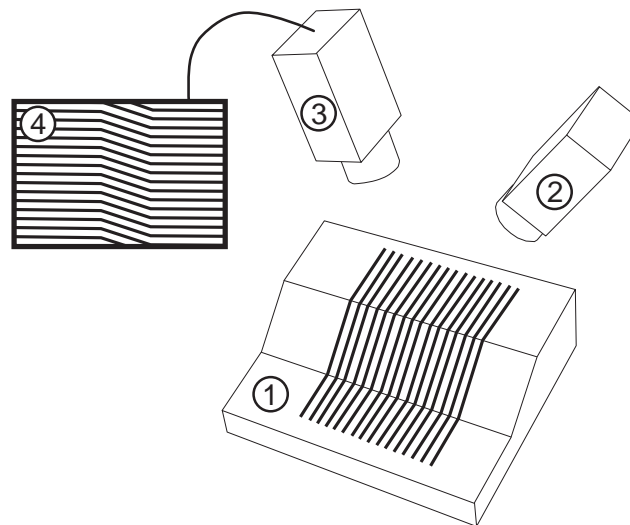


Abbildung 3.23: Aufbau und Messprinzip des Streifenprojektionsverfahrens mit Werkstück (1), Projektor (2), Kamera (3) und resultierendem Kamerabild (4), nach [KEFE11]

Abbildung 3.24 zeigt diese Vorgehensweise zur Vermessung eines Werkstücks (1). Mit Hilfe von auf das Werkstück (1) aufgebrachten codierten Marken (2) erfolgt die relative Positionierung der einzelnen Aufnahmen (4) zueinander, aus denen dann die Koordinaten der einzelnen Messpunkte (3) berechnet werden. Um einen Flächenvergleich der Messpunkte mit dem CAD-Modell durchführen zu können, wird die gemessene Punktwolke polygonisiert und damit in ein Oberflächennetz umgewandelt. Da bei allen

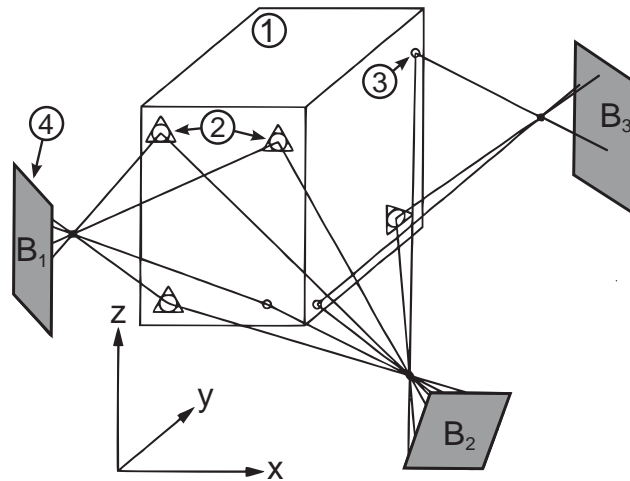


Abbildung 3.24: Aufbau und Messprinzip der Fotogrammetrie zur Vermessung eines Werkstücks (1) mit aufgebrauchten Marken (2) durch mehrere Bilder (4) mit exemplarischen Messpunkten (3), nach [KEFE11]

optischen Messverfahren spiegelnde Oberflächen oder Oberflächen mit stark schwankendem Reflexionsgrad, wie sie bei Druckgussbauteilen häufig vorkommen, schwierig zu erfassen sind, kann die Oberfläche für die Vermessung mittels Kreidespray mattiert werden [KEFE11].

Im Gegensatz dazu erfolgt die Vermessung bei taktilen Messerverfahren durch punktuell Antasten des Werkstücks [WECK99]. Abbildung 3.25 zeigt beispielhaft den Aufbau eines kartesischen 3D-Koordinatenmessgeräts (KMG). Analog zu CNC-gesteuerten Werkzeugmaschinen wird der zu messende Punkt mittels Linearführungen in X-, Y- und Z-Richtung entlang der jeweiligen Oberflächennormale angefahren und dessen Ist-Koordinaten bei Kontakt detektiert. Der Vergleich mit den CAD-Daten kann bei taktilen Messverfahren somit nur über einzelne Messpunkte und nicht wie bei optischen Messverfahren über Oberflächen erfolgen.

Um ein Verrutschen des Bauteils während der Vermessung sicher zu stellen und um jedes vermessene Bauteil stets gleich relativ zur Messtechnik platzieren zu können, werden sogenannte Messgestelle verwendet. Abbildung 3.26 zeigt beispielhaft das Messgestell einer Federbeinaufnahme mit Grundplatte (1) zur Befestigung auf der Messmaschine, den Auflagepunkten (2), an denen das Bauteil am Messgestell anliegt und dem Spannsystem (3) zur Fixierung des Bauteils. Die Kräfte am Spannsystem sind hierbei derart gewählt, dass im Bauteil nur minimale elastische Verformungen entstehen und kein Spannen in eine Zwangslage erfolgt.

Für den Vergleich der gemessenen Punkte oder Flächen gegenüber dem CAD-Datensatz stehen verschiedene Methoden zur Ausrichtung der Ist- und Sollgeometrie

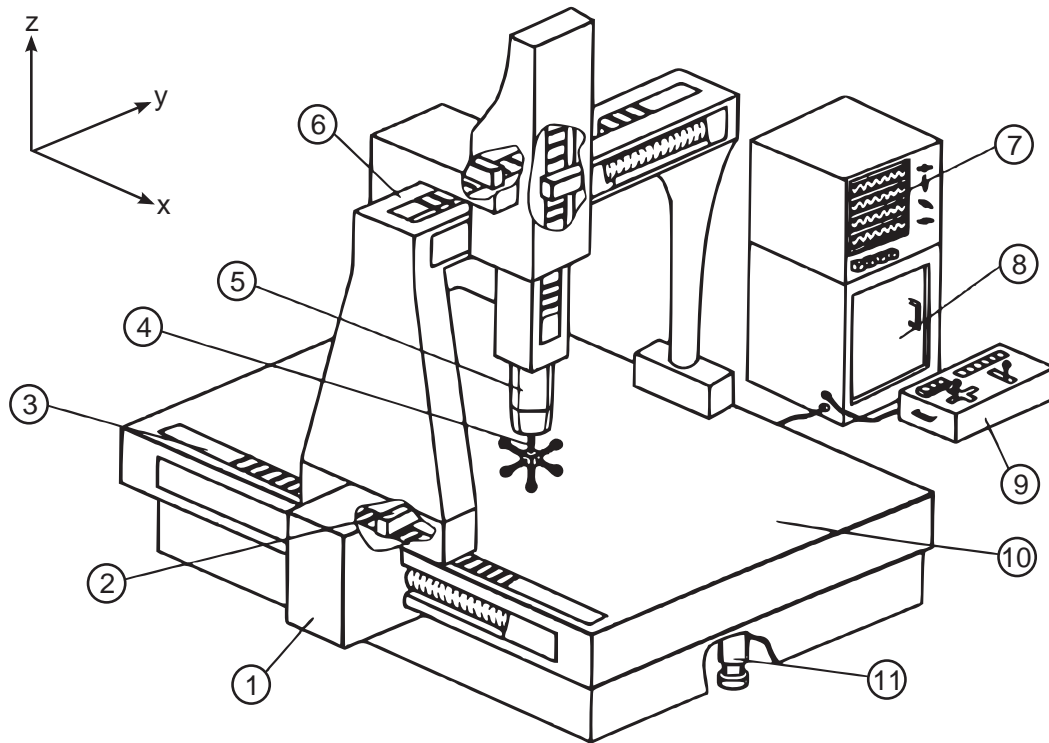


Abbildung 3.25: Prinzipieller Aufbau eines kartesischen Koordinatenmessgeräts mit Antrieb (1), Ablesesystem (2) und Maßverkörperung (3) für die X-Achse, 3D-Tastkopf (4), Taster (5), Lagerung der Y-Achse (6), Anzeige (7), Steuerungselektronik (8), Steuerpult (9), Werkstückaufnahme (10) und Gerätebasis (11), nach [WECK99]

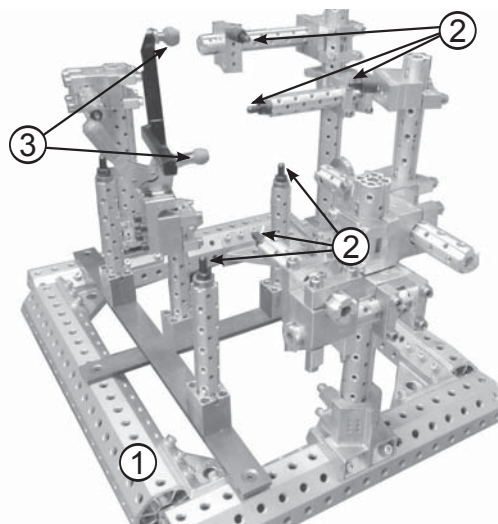


Abbildung 3.26: Messaufnahme einer Federbeinaufnahme mit Grundplatte (1), Auflagpunkten (2) und Spannsystem (3) zur Fixierung des zu messenden Bauteils

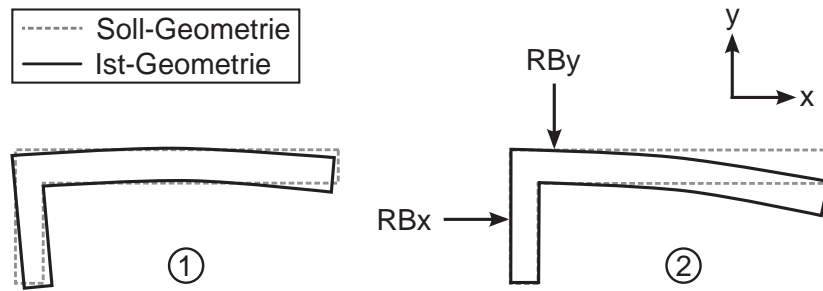


Abbildung 3.27: Vergleich der Ausrichtung einer verzugsbehafteten Ist-Geometrie zur Soll-Geometrie nach Best-Fit (1) und RB (2) für eine zweidimensionale Testgeometrie in der XY-Ebene

zueinander zur Verfügung. Abbildung 3.27 zeigt für einen zweidimensionalen Fall den Unterschied der zur Vermessung von Strukturbauteilen verwendeten Ausrichtemethoden. Während bei der Ausrichtung nach Best-Fit die Ist-Geometrie so positioniert wird, dass die durchschnittliche Maßabweichung über die gesamte Geometrie hinweg gemittelt minimal ist, wird die Ist-Geometrie bei der RB-Ausrichtung (Referenz Bearbeitung) an den definierten Referenzelementen wie RB-Punkten oder RB-Flächen so positioniert, dass an diesen Punkten oder Flächen keine Maßabweichung vorliegt, also Soll- und Ist-Geometrie bündig übereinander liegen. Für den dreidimensionalen Fall funktioniert das Prinzip nach Best-Fit identisch, bei der Ausrichtung nach RB sind jedoch insgesamt sechs Flächen notwendig, um das Bauteil fix im Raum auszurichten. Hierbei müssen sowohl die drei translatorischen als auch die drei rotatorischen Freiheitsgrade des Bauteils eingeschränkt werden. Die Aufteilung auf die einzelnen Koordinatenachsen  $x$ ,  $y$  und  $z$  erfolgt dabei derart, dass in eine Koordinatenrichtung drei Flächen, in die nächste zwei Flächen und in die dritte eine Fläche zur Ausrichtung dienen.

Die vorgestellten Ausrichtemethoden liefern, wie in Abbildung 3.27 dargestellt, verschiedene Aussagen bezüglich den Maßabweichungen des Bauteils im Vergleich zur Soll-Geometrie. Während die Ausrichtung nach Best-Fit durch das Mitteln über das gesamte Bauteil besonders die Entstehungsorte und Bereiche starker Maßabweichungen darstellt, orientiert sich die Ausrichtung nach RB (Referenz Bearbeitung) an dem späteren Verbau im Fahrzeug bezüglich den Fügeflächen. Diese Ausrichtung bildet in der mechanischen Bearbeitung des Rohteils die Grundlage zur Einbringung des sogenannten RPS (Referenz-Punkte-System), das dann später wieder zur Vermessung von Baugruppen und der Gesamtkarosserie genutzt wird. Da im Folgenden vornehmlich Rohteile untersucht werden, erfolgt die Bewertung und Analyse der Maßabweichungen analog der Qualitätsbewertung des Serienprozesses in der Gießerei nach RB-Ausrichtung.





### 3.6 Methoden der Verzugsminimierung

Aufgrund stetig steigender Anforderungen an die Maßhaltigkeit der Bauteile und Baugruppen im Fahrzeugbau und auch im Maschinenbau generell finden sich nach aktuellem Stand der Technik in vielen Fertigungs- und Fügeverfahren Methoden zur Minimierung der Maßabweichungen wieder.

Im Bereich der Umformtechnik von Blechwerkstoffen zeigten beispielsweise Muthler et al., dass mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode mit dünnwandigen Elementen in der Simulation die elastischen Rückfederungen vorhersagbar sind und damit die Grundlage für eine Werkzeugadaption zum Überbiegen und Kompensieren dieser Maßabweichungen darstellen können [MUTH06]. Weiterhin konnte Goesling für die Blechumformung nachweisen, dass mit Hilfe der Unterstützung der Simulation durch ein Metamodell ebenfalls eine genaue Vorhersage der Rückfederungen und eine Kompensation der Verzüge möglich ist [GOES10]. Die Funktionsweise dieser Methoden zur simulationsgestützten Optimierung der Maßhaltigkeit durch Finite-Element-Berechnungen konnte auch für höher- und hochfeste Stähle nachgewiesen werden [BAEU05]. Hierbei werden jedoch vornehmlich elastische Rückfederungen und temperaturunabhängige Umformvorgänge betrachtet.

Großen Stellenwert nimmt die Verbesserung der Maßhaltigkeit auch in der Herstellung und Bearbeitung von Zahnrädern sowie in der messtechnischen Erfassung dieser Maßabweichungen ein [GOCH08]. Brinksmeier et al. untersuchten hierzu die gesamte Prozesskette mit Hilfe von statistischer Versuchsplanung (Design of Experiments, DoE) und fanden einen Zusammenhang zwischen der Wölbung der Zahnrädern und der Art und Weise der mechanischen Bearbeitung [BRIN11]. Der Ansatz zur Reduzierung der Maßabweichung liegt hierbei in der Identifikation der Ursachen mit daraus resultierender Prozessmodifikation.

Auch im Bereich der Fügechnik liegen Methoden zur Minimierung des Verzugs von Baugruppen im Fokus der Forschung. Besonders beim Schweißen von Aluminiumwerkstoffen treten starke Verformungen durch die hohe Wärmeleitfähigkeit des Materials und die damit verbundene große Wärmeeindringzone auf. Durch die Optimierung der Abfolge der einzelnen Schweißpunkte und die gezielte Auswahl des Schweißverfahrens können maßhaltige Schweißkonstruktionen und Baugruppen realisiert werden [NOEL11].

Für die Verarbeitung von Kunststoffen und Polymeren im Spritzguss zeigten Michaeli und Niggemeier die Wichtigkeit von temperaturabhängigen Werkstoffdaten wie z.B. Wärmeausdehnungskoeffizienten und der durch den Formfüllvorgang bedingten Fasersrichtung für die genaue Berechnung der thermischen Verzüge [MICH99]. Auch bei



Hybridbauteilen, die als Materialmix aus Kunststoffen und Metallen hergestellt werden, erreicht die Verzugssimulation eine gute Übereinstimmung mit den im Realprozess auftretenden Maßabweichungen [GLAS02]. Diese Simulationsmethoden beschäftigen sich nach aktuellem Stand der Technik vornehmlich mit der Vorhersage der zu erwartenden Maßhaltigkeit, um die Grundlage für eine Verzugsminimierung zu schaffen.

Für das Fertigungsverfahren Druckgießen zeigten Garcia-Sobolevski et al., dass zur genauen Vorhersage der prozessbedingten Verformungen während des Erstarrens und Abkühlens von dünnwandigen Strukturgussbauteilen eine genaue Beschreibung und Modellierung des Realprozesses in der Simulation notwendig ist [GARC05]. Eine mögliche Minimierung der Maßabweichung durch Anpassung der Prozessparameter kann somit bereits virtuell bewertet werden. Eine weitere Methode der Minimierung des Verzugs stellt das Vorhalten im Druckgießwerkzeug dar. Hierbei werden bestimmte Bereiche im Werkzeug auf Basis von Verzugsmessungen in einem iterativen Prozess durch Aufschweißen erhöht beziehungsweise durch Fräsen und Erodieren nachgesetzt, um die gemessenen Verformungen in die Gegenrichtung vorzuhalten [FEHL10]. Insbesondere für sehr große, dünnwandige und komplex verrippte Strukturbauteile [FEHL10] weist die simulationsgestützte Vorhersage des genauen Wertes des Verzugs noch deutliche Optimierungspotenziale auf [HONS12].

Bei wärmebehandelten Strukturgussbauteilen identifizierten Karsten et al. die wesentlichen Einflussparameter auf die Verformungen während des Wärmebehandlungsprozesses, so dass eine Minimierung des Verzugs durch Adaption der Prozessführung ermöglicht wird [KARS11a]. Die Finite-Elemente-Simulation ermöglicht die qualitative Vorhersage der Maßabweichungen durch Berechnung der Kriechvorgänge während des Lösungsglühens und der plastischen Verformungen während des Abschreckens [TRAN05]. Mit Hilfe dieser Vorhersagen können verschiedene Lagerungsvarianten verglichen werden und somit der auftretende Verzug durch die Lagerung während des Wärmebehandlungsprozesses minimiert werden [TRAN11].



## 4 Aufgabenstellung, Zielsetzung und Lösungsweg

### Aufgabenstellung und Zielsetzung

Im Rahmen dieser Arbeit sollen die Einflussfaktoren auf die Maßhaltigkeit von Strukturbauteilen in der gesamten Prozesskette Druckguss identifiziert und klassifiziert werden. Weiterhin gilt es, diese verzugsrelevanten Einflussfaktoren und Prozessschritte in der Simulation abzubilden und diese Simulationsmethoden zu validieren. Mit Hilfe der durchgängigen Prozesssimulation sollen daraufhin Schlussfolgerungen für die Werkzeug- und Prozessgestaltung abgeleitet und eine simulationsgestützte Prozessoptimierung ermöglicht werden.

Die Zielsetzung der Arbeit liegt darin, durch den Einsatz von Simulationsmethoden die Anforderungen an Strukturbauteile hinsichtlich Maßhaltigkeit bereits nach dem Abguss beziehungsweise nach der Wärmebehandlung zu erfüllen. Dabei gilt es, sowohl kostenintensive Iterationsschleifen in der Werkzeug- und Prozessoptimierung als auch möglichst den aufwendigen Prozessschritt des Richtens zu vermeiden beziehungsweise zu minimieren.

### Lösungsweg

Als Grundlage für eine Reduzierung der Maßabweichungen werden in einem ersten Schritt die Einflussfaktoren in der Prozesskette Druckguss auf die Maßhaltigkeit von sowohl naturduktilen als auch wärmebehandelten Bauteilen identifiziert und nach Wichtigkeit und Robustheit klassifiziert (Arbeitspaket 1). Abbildung 4.1 zeigt hierzu im Folgenden den schematischen Aufbau des gesamten Lösungsansatzes.

Weiterhin werden entsprechend der zwei verwendeten Legierungssysteme mit zugehöriger Prozessführung zwei Methoden zur Optimierung der Maßhaltigkeit entwickelt. Für naturduktile Bauteile ermöglicht die Kompensation der prozessbedingten Verformungen durch Vorhalten dieser Verformungen im Werkzeug eine optimierte Maßhaltigkeit im Vergleich zur Sollgeometrie (AP 2). Bei wärmebehandelten Bauteilen ermöglicht die zweite Methode die Minimierung des Verzugs durch die gezielte Lagerung der Bauteile im Wärmebehandlungsgestell während des Wärmebehandlungsprozesses (AP 3).

Beide Methoden sollen bereits möglichst in den frühen Phasen des Produktentstehungsprozesses Anwendung finden und somit rein auf Simulationen beruhen, die im Rahmen dieser Arbeit im Simulationsbaukasten beschrieben werden.

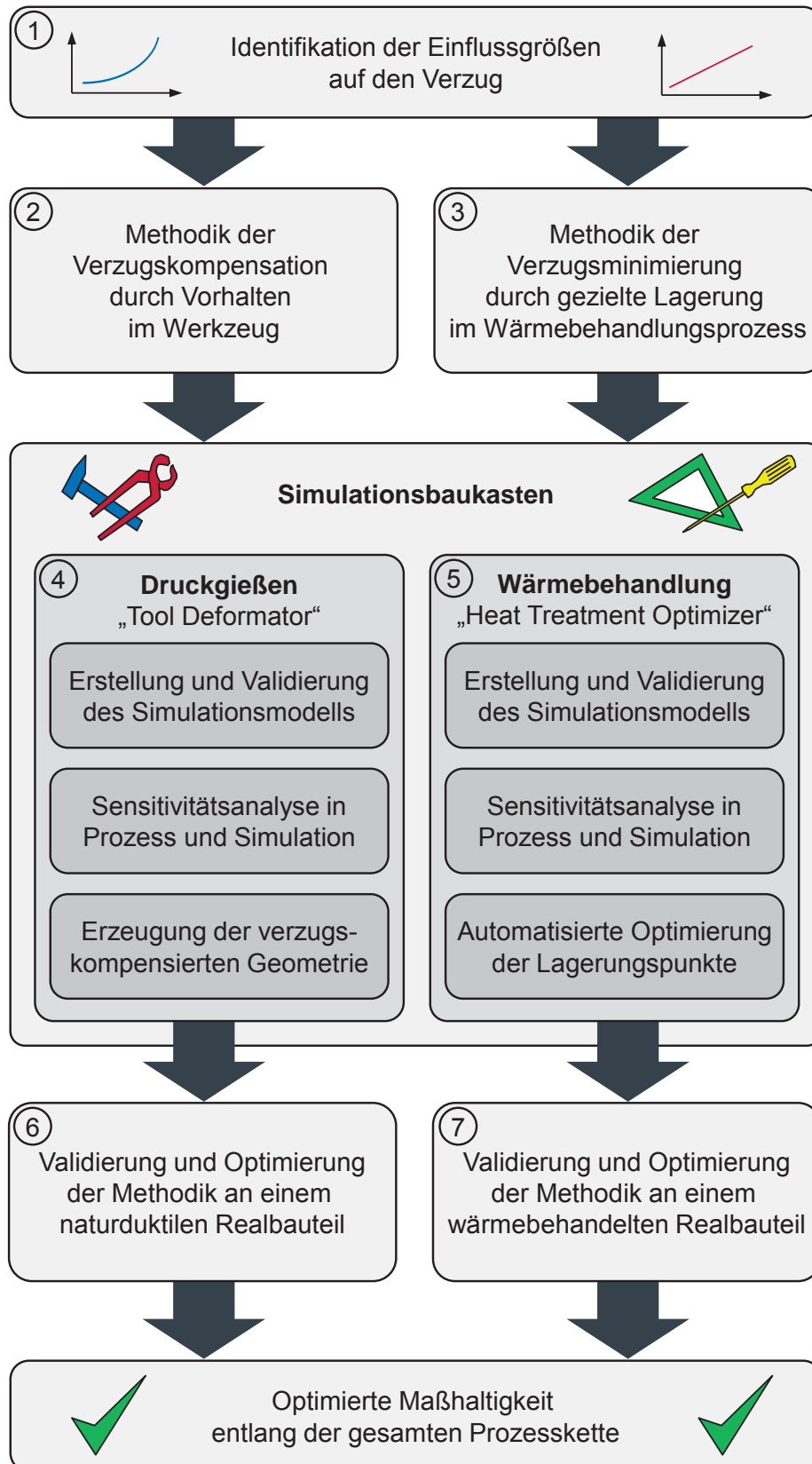


Abbildung 4.1: Schematischer Aufbau des Lösungsweges zur ganzheitlichen Optimierung der Maßhaltigkeit in der Prozesskette Druckguss mit den einzelnen Arbeitspaketen



Die Basis für die Verzugsvorhaltung mit dem „Tool Deformator“ stellen simulationsgestützt ermittelte Verzugsvorhersagen und daraus abgeleitete verzugskompensierte Formgeometrien dar. Hierzu werden die verzugsrelevanten Einflussgrößen in der Simulation nachgebildet und das Simulationsmodell mit Hilfe von Experimenten validiert (AP 4).

Im „Heat Treatment Optimizer“ erfolgt die Auslegung der Lagerung der Bauteile in der Wärmebehandlung mit Hilfe der Simulation des Wärmebehandlungsprozesses, wobei auch die Bewertung und Optimierung der Lagerungspositionen durch die Simulation selbst erfolgt und somit einen teilautomatisierten Prozess darstellt. Auch hier erfolgt die Validierung des zu erstellenden Simulationsmodells durch Abgleich mit Experimenten (AP 5).

Sensitivitätsanalysen in Prozess und Simulation zeigen für beiden Methoden die Robustheit der simulationsgestützten Verzugsvorhersage bei Änderungen in der Prozessführung auf.

Die Validierung und Optimierung der beiden Methoden erfolgt daraufhin an Realbauteilen. Hierbei wird für ein naturduktiles Verbindungsteil Schweller-Längsträger mit dem „Tool Deformator“ auf Basis von Simulationsergebnissen eine verzugskompensierte Formgeometrie erzeugt, in einer Druckgussform umgesetzt und die Maßhaltigkeit im Realprozess analysiert (AP 6).

Für eine Federbeinaufnahme, die in einer wärmebehandelten Legierung ausgeführt ist, wird die Lagerung im Wärmebehandlungsgestell mit dem „Heat Treatment Optimizer“ simulationsgestützt ausgelegt (AP 7). Diese Gestelle werden entsprechend den Vorgaben aus der Simulation hinsichtlich Bauteillagerung angefertigt und im Realprozess auf die erreichbare Maßhaltigkeit hin erprobt.

Die beiden dargestellten Methoden zeigen somit Möglichkeiten auf, die Maßhaltigkeit entlang der gesamten Prozesskette ganzheitlich zu optimieren, da sowohl beide für Strukturbauteile im Druckguss typischen Prozessführungen als auch sämtliche verzugsrelevante Einflussfaktoren in der Simulation abgebildet werden.



## 5 Methodik zur simulationsgestützten Optimierung der Maßhaltigkeit

Im Folgenden Kapitel werden Methoden aufgezeigt, wie mit Hilfe der Simulation die Maßhaltigkeit von Strukturgussbauteilen im Druckguss optimiert werden kann. Im Speziellen steht dabei die Simulation des Druckgieß- und Wärmebehandlungsprozesses im Fokus.

Abbildung 5.1 zeigt hierzu die generelle Vorgehensweise dieser Methoden. Ausgehend von der Geometrie des Bauteils werden die zu erwartenden Maßabweichungen mittels Verzugssimulationen prognostiziert. Auf Basis eines Soll-Ist-Abgleichs wird die Notwendigkeit zur Optimierung identifiziert, welche bei naturduktilen Legierungen auf einer Verzugsvorhaltung und bei wärmebehandelten Legierungen auf der Anpassung der Lagerung des Bauteils beruht.

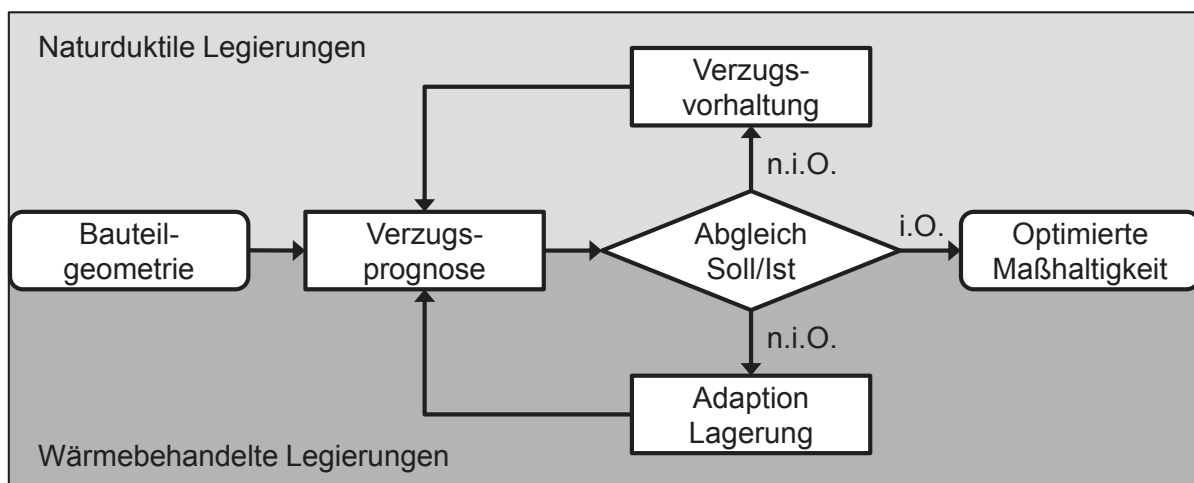


Abbildung 5.1: Methodik zur Optimierung der Maßhaltigkeit durch den Einsatz von Simulationen für naturduktile Legierungen in Form von Verzugsvorhaltungen und für wärmebehandelte Legierung durch die Adaption der Lagerung während der Wärmebehandlung

### 5.1 Verzugskompensation durch Vorhaltung im Werkzeug

Die Methode des „Tool Deformator's“ (s. Abb. 4.1) befasst sich mit der Kompensation von Maßabweichungen für naturduktile Strukturgussbauteile. Hierbei werden mittels eines durchgängigen Simulationsmodells, das alle wesentlichen als verzugsrelevant identifizierten Details dieses Fertigungsprozesses abbilden kann, die zu erwartenden



prozessbedingten Verformungen berechnet. Diese dienen dann als Grundlage zur geometrischen Modifikation des Druckgießwerkzeugs. [THOM13b]

Abbildung 5.2 zeigt hierzu einen möglichen Verzugsmechanismus zusammen mit der daraus resultierenden Verzugskompensation an einem zweidimensionalen Beispiel. Hierbei erfahren die beiden äußeren Flansche eine nach oben gerichtete Verformung relativ zur Werkzeugkavität. Durch eine Kompensation dieser Maßabweichung im Werkzeug nach unten lässt sich der Verzug reduzieren und die angestrebte Bauteilgeometrie realisieren. [THOM14b]

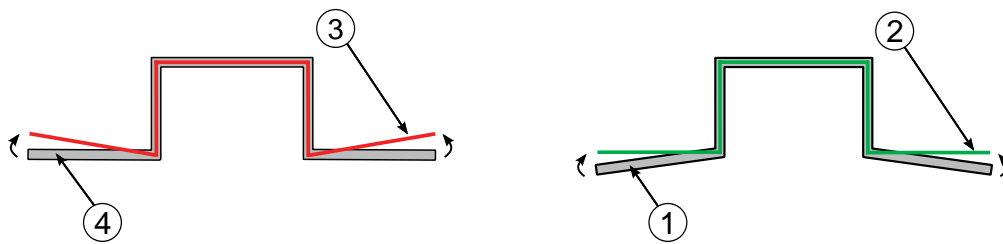


Abbildung 5.2: Zweidimensionale Darstellung des Verzugsmechanismus eines Gussteils mit Maßabweichungen (1) relativ zur Formkavität (2) und Verzugskompensation durch Vorhaltung im Werkzeug (3) mit daraus resultierendem maßhaltigen Gussteil (4), nach [THOM14b]

Im Gegensatz zu diesem einfachen Beispiel beruhen die Maßabweichungen von Realbauteilen auf komplexeren Verzugsmechanismen und deren kombinierter Überlagerung. Hierzu zählen neben dem gezeigten Verkippen von Füge-Anlage-Bereichen auch die Torsion des gesamten Bauteils in sich und das Verbiegen und Verdrehen von Teilbereichen des Bauteils. Analog dazu gestaltet sich auch die Kompensation dieser Maßabweichungen durch ein Vorhalten im Werkzeug wesentlich komplexer.

Auf Basis der simulationsgestützt ermittelten Verzugsvorhersage wird für das gesamte Bauteil eine verzugskompensierende Formgeometrie erzeugt, indem jeder Punkt der Oberfläche des Bauteils in die entgegengesetzte Richtung der Verzugsvorhersage verschoben wird. Das Maß für den Betrag der Verschiebung stellt der sogenannte Vorhaltefaktor dar, der eine lineare Skalierung des berechneten Verzugs beschreibt. Beispielsweise wird die Geometrie bei einem Vorhaltefaktor von 1 an jedem Punkt der Oberfläche exakt um den berechneten Verzug in die entgegengesetzte Richtung verformt. [THOM13b]

Die einfachste Variante der Verzugsvorhaltung ist dabei die Verwendung eines globalen Vorhaltefaktors über das gesamte Bauteil hinweg. Hierbei müssen jedoch fertigungsbedingte Restriktionen bezüglich der Gestaltungsfreiheit der Werkzeugkavität



berücksichtigt werden. Dazu zählen beispielsweise die für eine Gewährleistung der Entformbarkeit notwendigen Ausformschrägen insbesondere in den Rippenbereichen. Aus der Verzugkompensation resultierende Hinterschnitte im Werkzeug können im Druckguss - wenn überhaupt - nur mittels aufwendiger Schieberttechnologien realisiert werden, was jedoch sowohl die Prozessstabilität als auch die Wirtschaftlichkeit des Druckgießprozesses deutlich herabsetzen würde. [THOM14b]

Eine weitere Möglichkeit zur gezielteren Kontrolle der Verzugsvorhaltung ist die Verwendung von lokalen Vorhaltefaktoren. Hierbei werden für einzelne Teilbereiche je nach Relevanz, Komplexität der Verformung und fertigungstechnischen Restriktionen unterschiedliche Vorhaltefaktoren verwendet, um über das Bauteil hinweg an jeder Position die maximale Kompensation des Verzugs zu ermöglichen. [THOM13b]

Nach der Überführung der Daten aus der Simulation zurück in das Konstruktions-system bildet diese verzugskompensierte Bauteilgeometrie folglich die Grundlage für die Anpassung der Konstruktion des Gießsystems und des Druckgießwerkzeugs. Hierbei müssen das Anguss- und Überlaufsystem wieder an die modifizierte Bauteilgeometrie angebunden und der Verlauf der Trennflächen des Druckgießwerkzeugs an die neuen Außenkonturen adaptiert werden. [THOM13b]

## 5.2 Optimierte Lagerung in der Wärmebehandlung

Die Methode des „Heat Treatment Optimizer's“ (s. Abb. 4.1) befasst sich mit der Minimierung der Verformungen während des Wärmebehandlungsprozesses durch eine simulationsgestützt ermittelte Lagerung der Bauteile während dieses Prozesses im Wärmebehandlungsgestell.

Grundlage der Gestellauslegung und -optimierung stellt dabei die zeit-, orts- und temperaturabhängige Berechnung der Spannungen im Bauteil durch das Eigengewicht während des Wärmebehandlungsprozesses dar. Weiterhin werden die bei den erhöhten Temperaturen des Lösungsglühprozesses auftretenden Kriechvorgänge, die zu einer Verformung des Bauteils und damit zu Verzug führen, in der Simulation abgebildet. Plastische Verformungen des Gussteils durch inhomogene Temperaturfelder während des Abschreckens tragen ebenfalls zu den Maßabweichungen bei und werden in der Simulation betrachtet [THOM13b]. Dieses Simulationsmodell dient folglich der Optimierung und automatisierten Auswahl der Lagerung. [THOM14b]

Als Basis für die Optimierung werden an der Geometrie des Bauteils potenzielle Lagerungspunkte zusammen mit deren Wertigkeit definiert. Die Wertigkeit des Lagerungspunktes gibt dabei an, in wieviele Dimensionen eine Verschiebung des Bauteils an





diesem Punkt beschränkt ist. Hierbei wird zwischen Lagerungen an Flächen, die lediglich eine Bewegung entlang der Oberflächennormale einschränken, und Lagerungen an Löchern, Rippen oder Bohrungen, die mehrere Freiheitsgrade einschränken, unterschieden. Mittels einer Berechnungsroutine werden aus diesen Lagerungspunkten zusammen mit deren Wertigkeit alle möglichen Lagerungskombinationen identifiziert, die eine bestimmte Lagerung des Bauteils gewährleisten, jedoch kein überbestimmtes System darstellen. Überbestimmte Lagerung führt aufgrund der unterschiedlichen Ausdehnung der Aluminiumlegierung des Bauteils und des Stahlwerkstoffes des Wärmebehandlungsgestells zu einer Verspannung des Bauteils und damit zu bleibenden Verzügen [THOM13b]. Diese Auswahl an Lagerungskombinationen wird mittels vollfaktorieller Berechnung hinsichtlich auftretenden Spannungen und aus den Kriechvorgängen und dem Abschrecken resultierenden prozessbedingten Verformungen verglichen. [THOM14b]

Die dabei als optimal hinsichtlich Verzug identifizierten Lagerungspunkte werden folglich in die Konstruktion eines Wärmebehandlungsgestells übertragen, wobei die Position am Bauteil und die Wertigkeit des jeweiligen Lagerungspunktes beibehalten wird.

Weiterhin kann die Simulation der Temperaturfelder im Bauteil dazu verwendet werden, die Strömung der Luftdusche während des Abschreckprozesses gezielt auf Wärmezentren zu konzentrieren, um eine homogene Abkühlung des Bauteils zu gewährleisten und damit im Realprozess die resultierenden Maßabweichungen weiter zu reduzieren.

### **5.3 Klassifikation der Maßabweichungen und Identifikation der Einflussfaktoren**

Hinsichtlich der prozessbedingten Maßabweichungen von Strukturbauteilen im Druckguss wird zwischen stochastischen und systematischen Ursachen und Einflussfaktoren unterschieden.

- **Stochastische Einflussfaktoren:**  
Hierzu zählen zufällig auftretende Streuungen, Unsicherheiten und Schwankungen in Prozess, Werkstoffqualität und Betriebsmitteln. Beispielsweise seien hier Temperaturschwankungen im Werkzeug, nach Lieferbedingung erlaubte Streuungen in der Legierungszusammensetzung der Schmelze oder variierende Zusammensetzungen des Trennmittels genannt.



- Systematische Einflussfaktoren:

Im Gegensatz dazu werden systematische Einflussfaktoren im Prozess gezielt eingestellt oder durch die Physik des Gießens vorgegeben. Diese Größen sind von Zyklus zu Zyklus beziehungsweise von Bauteil zu Bauteil nahezu identisch und schwanken nur minimal. Die systematischen Einflussfaktoren werden hinsichtlich des Einflusses auf die Maßhaltigkeit noch weiter untergliedert:

- Sensitive Prozessgrößen:

Hierunter versteht man Prozessgrößen, die einen wesentlichen Einfluss auf die Maßhaltigkeit und andere Aspekte der Bauteilqualität haben. Diese Größen werden im Prozess gezielt geändert und eingestellt, um alle Anforderungen an die Bauteilqualität zu erfüllen. Beispiele hierfür sind die Zuhaltezeit des Druckgießwerkzeugs, die Temperierung der Kühlkanäle im Werkzeug oder der in der dritten Phase der Formfüllung wirkende Nachdruck.

- Robuste Prozessgrößen:

Als robust gelten Prozessgrößen oder Einflussfaktoren, wenn ihre Auswirkung auf die Maßhaltigkeit bei Variation gering ist, beziehungsweise wenn die im Realprozess möglichen Prozessfenster aus physikalischen oder bauteilspezifischen Gründen bereits fix vorgegeben sind. Als Beispiele seien hier der Entgratprozess, die mechanische Bearbeitung und die Geometrie des Bauteils genannt.

Stochastische Einflussfaktoren können aufgrund ihrer zufälligen Variation nur schwer in Simulationen abgebildet werden. Eine Kompensation oder Optimierung der Maßhaltigkeit hinsichtlich dieser Einflussfaktoren mit Hilfe der Gießsimulation ist daher nicht möglich. Für robuste systematische Maßabweichungen dagegen ist es ohne Einschränkung des Prozesses möglich, den Verzug mittels eines Kompensationsmaßes zu optimieren. Für sensitive systematische Prozessgrößen ist es notwendig, den Einfluss auf den Verzug mittels Sensitivitätsanalysen abzuschätzen und somit die Schranken für die Prozessparameter abzugrenzen, in denen auch bei Variation der sensitiven systematischen Prozessgrößen die Robustheit des Gesamtprozesses nicht gefährdet wird. Somit ist es möglich, für eine verzugskompensierte Formgeometrie Prozessfenster vorzugeben, innerhalb derer der Prozess angepasst werden kann, um beispielsweise die mechanischen Eigenschaften zu optimieren, ohne negative Auswirkungen auf die Maßhaltigkeit auszuüben.

Aufgrund der Vielzahl an Prozessgrößen werden die für die Maßhaltigkeit relevanten Einflussgrößen aus dem Druckgieß- und Wärmebehandlungsprozess im Folgenden mit Hilfe einer Expertenbefragung aufgelistet und anschließend anhand ihrer Wichtigkeit gefiltert. Abbildung 5.3 zeigt eine Auflistung der identifizierten Einflussgrößen:



Im Hinblick auf die Materialkennwerte werden dabei das Legierungssystem und die Gießtemperatur aufgezeigt. Im Druckgießprozess stellen die Schussskurve, der Nachdruck in der dritten Phase, die Temperierung des Druckgießwerkzeugs und die Zuhaltezeit zwischen Formfüllung und Auswerfen des Gussteils potenzielle Einflussgrößen dar. Für das weitere Abkühlen an Luft oder im Wasserbad wurden der Zeitpunkt des Abkühlvorgangs, die Dauer und die Temperatur des Mediums identifiziert. Während des Entgratprozesses zum Abtrennen von Anguss- und Überlaufsystem werden der Zeitpunkt des Entgratens und die Reihenfolge der Schneidoperationen genannt. Für den Wärmebehandlungsprozess stehen die Lagerung der Bauteile, die Temperaturführung und die Dauer während des Lösungsglühens im Vordergrund. Beim Abschrecken nach dem Lösungsglühens wurde ebenfalls die Lagerung der Bauteile, sowie der Abkühlgradient, die Homogenität der Temperatur über das Bauteil hinweg als auch die Dauer aufgezeigt. Die Einflussgrößen im darauffolgenden Warmauslagerungsprozess entsprechen denen des Lösungsglühens. Weiterhin wurden noch die mechanische Bearbeitung der Gussbauteile sowie das Teile-Handling und der Transport genannt.

Abbildung 5.3 zeigt auch die durchgeführte Bewertung der identifizierten Einflussgrößen hinsichtlich ihres Einflusspotenzials auf die Maßhaltigkeit. Dabei ist der Mittelwert aller Bewertungen zusammen mit dem Streuband dargestellt. Als verzugsrelevant werden im Folgenden lediglich jene Einflussfaktoren betrachtet, die im Rahmen der Expertenbefragung auf einer Skala von 0 bis 10 eine Bewertung größer 5 mit Einbeziehung des Streubands erhalten haben. Diese Faktoren lassen sich wie folgt den stochastischen beziehungsweise deterministischen Maßabweichungen zuordnen:

### **Druckgießprozess:**

- **Nachdruck:** Systematische sensitive Prozessgröße  
Der Nachdruck in der dritten Phase wird in der Prozessauslegung zur Reduzierung von Porositäten im Gussteil gezielt eingestellt. Die obere Grenze ist dabei durch die Schließkraft der Druckgießmaschine vorgegeben, die der Kraft durch Nachdruck und Sprengfläche zu widerstehen hat.
- **Formtemperierung:** Systematische sensitive Prozessgröße  
Die Temperierung der Druckgießform wird in der Prozessauslegung ebenfalls gezielt eingestellt. Dabei wird der durch den Fließweg verursachte Temperaturverlust der Schmelze durch eine mit dem Fließweg zunehmende Formtemperierung von Anschnitt zum Überlauf ausgeglichen. Die Grenzen stellen dabei im unteren Bereich die Bildung von Vorerstarrungen durch zu kalte Formbereiche und im oberen Bereich die Gefahr von Adhäsion der Schmelze am Formwerkstoff oder Werkzeugschädigungen wie Auswaschungen durch zu heiße Formbereiche dar.

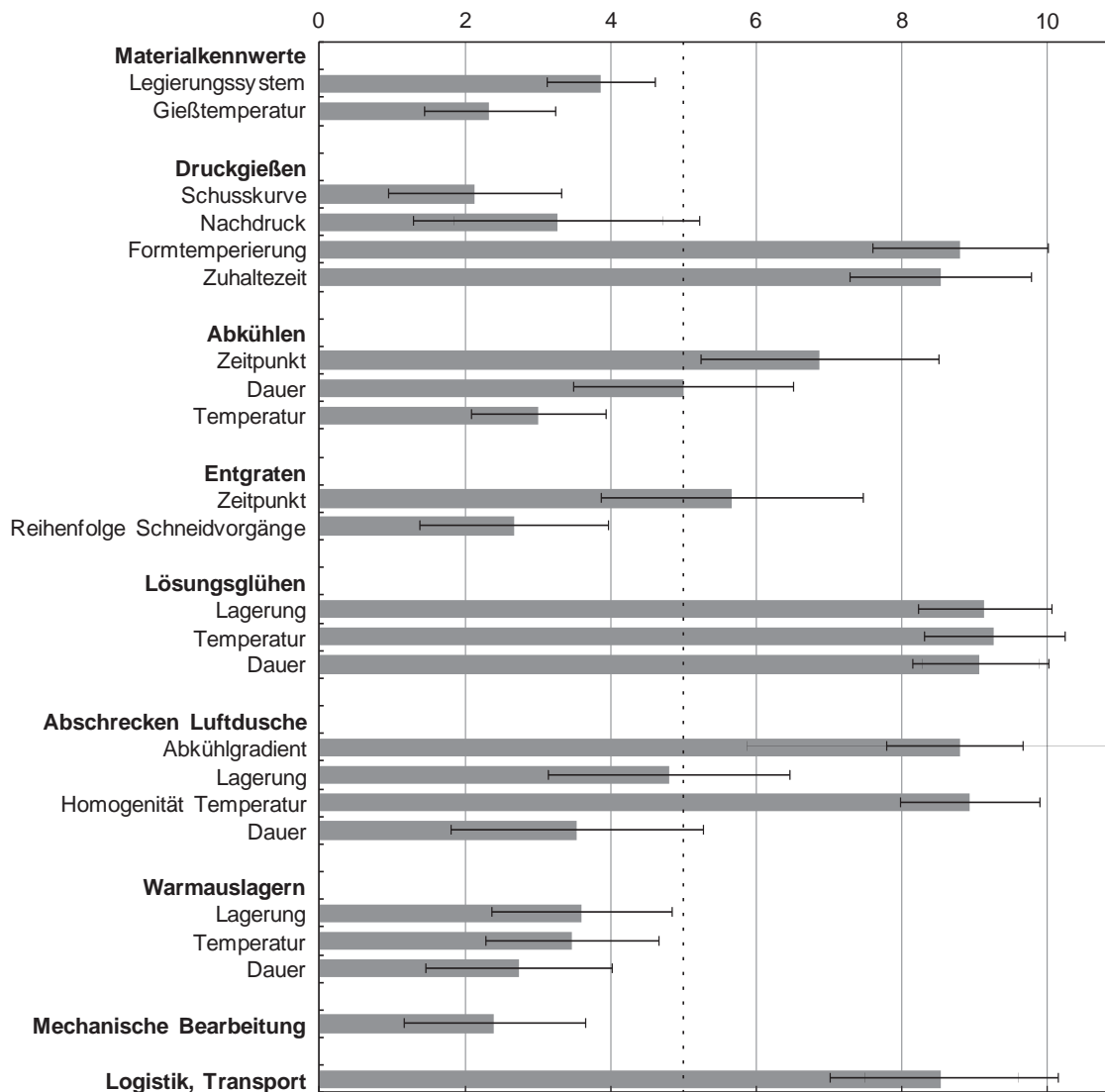


Abbildung 5.3: Ergebnis der Expertenbefragung zum Einfluss verschiedener Kenngrößen von Material und Prozess auf die Maßhaltigkeit von Strukturbauteilen im Druckguss; die Bewertung durch die 20 befragten Experten erfolgt auf einer Skala von 0 (kein Einfluss) bis 10 (sehr großer Einfluss).

- Zuhaltezeit: Systematische sensitive Prozessgröße**  
 Auch die optimale Zuhaltezeit wird im Rahmen der Prozessauslegung ermittelt. Eine Begrenzung hinsichtlich kurzer Zuhaltezeit stellt die Prozessstabilität dar, da ein Aufplatzen des Angussystems oder Pressrests durch noch flüssige Teilbereiche, die zugleich noch unter hohem Druck stehen, vermieden werden muss. Da mit steigender Zuhaltezeit ebenfalls die Zykluszeit steigt, ist die Wirtschaftlichkeit des Druckgießprozesses hier ein konkurrierender Faktor. Weiterhin besteht die Gefahr des Aufschumpfens von Gussteilen auf die Form im Bereich von Verrippungen, was ebenfalls zu Prozessinstabilitäten führen kann.



### Abkühlprozess:

- **Zeitpunkt des Abkühlens:** Systematische sensitive Prozessgröße  
Auch der Zeitpunkt des Beginns des Abkühlens des Gussteils im Wasserbad oder der Wasserdusche steht in direktem Zusammenhang zur Produktivität des Prozesses. Ein möglichst frühes Abkühlen reduziert die Taktzeit, erhöht aber zeitgleich den Temperaturgradient, da das Gussteil nur eine kürzere Zeit gegenüber der Umgebungsluft durch Konvektion abkühlen kann.
- **Dauer des Abkühlens:** Systematische sensitive Prozessgröße  
Die Dauer des Abkühlens bestimmt die Temperatur im Gussteil und Angussystem. Auch hier wird im Rahmen der Prozessauslegung ein Kompromiss zwischen möglichst niedriger Restwärme im Angussystem und Zykluszeit gesucht.

### Entgratprozess:

- **Zeitpunkt des Entgratprozesses:** Systematische robuste Prozessgröße  
Für das prozesssichere Abtrennen des Gießsystems vom Gussteil ohne Anhaftungen an den Schneidmessern ist es notwendig, dass die zu schneidende Bereiche möglichst auf Raumtemperatur abgekühlt sind. Der Zeitpunkt des Entgratprozesses ist somit durch den davor liegenden Abkühlprozess definiert. Durch die minimalen Änderungen in der Temperatur zum Zeitpunkt des Entgratens liegt hier hinsichtlich des Verzugs eine robuste Einflussgröße vor.

### Lösungsglühprozess:

- **Lagerung des Bauteils:** Systematische sensitive Prozessgröße  
Die Lagerung des Bauteils im Wärmebehandlungsgestell ist im Rahmen der Prozessauslegung ein essenzieller Einflussfaktor für die Maßhaltigkeit der Bauteile. Hierbei gilt es wiederum einen Kompromiss zwischen optimaler Lagerung und höchster Packungsdichte für eine hohe Wirtschaftlichkeit zu finden.
- **Temperatur:** Systematische sensitive Prozessgröße  
Die Temperatur des Lösungsglühprozesses wird ebenfalls in der Prozessauslegung eingestellt. Während für die Maßhaltigkeit der Gussteile und den Energiebedarf des Wärmebehandlungsofen möglichst niedrige Lösungsglühtemperaturen erwünscht sind, ist für das Erreichen der geforderten mechanischen Kennwerte jedoch meist ein höheres Temperaturniveau notwendig.
- **Dauer:** Systematische sensitive Prozessgröße  
Auch für die Dauer des Lösungsglühprozesses stehen bei der Prozessauslegung die Maßhaltigkeit und Energieeffizienz in direkter Konkurrenz zu den geforderten mechanischen Kennwerten.



### Abschreckprozess:

- **Abkühlgradient: Systematische sensitive Prozessgröße**  
Der Abkühlgradient während des Abschreckens steht ebenfalls im Spannungsfeld von Maßhaltigkeit und Energieeffizienz gegenüber den geforderten mechanischen Kennwerten. Hohe Abkühlgradienten führen zu besseren mechanischen Eigenschaften, bedingen aber eine durch die Wandstärken definierte inhomogene Temperaturverteilung im Bauteil, was zu verstärkten Verformungen führen kann. Weiterhin werden höhere Anforderungen an die Lüfter der Luftdusche gestellt, was wiederum direkten Einfluss auf die Energieeffizienz der Wärmebehandlungsanlage hat.
- **Lagerung des Bauteils: Systematische sensitive Prozessgröße**  
Die Auslegung erfolgt hierbei analog zum Lösungsglühprozess.
- **Homogenität der Temperatur über das Bauteil hinweg: Systematische robuste Prozessgröße**  
Die Homogenität der Abkühlung des Gussteils ist durch die Geometrie des Bauteils definiert. Bereiche dicker Wandstärke sowie durch Rippen abgeschattete Bereiche kühlen während der Luftdusche langsamer aus als Bereiche dünner Wandstärke sowie direkt durch die Luft angeströmte Bereiche.
- **Dauer: Systematische sensitive Prozessgröße**  
Analog zur Dauer der Abkühlung nach dem Druckgießprozess ist auch die Dauer des Abschreckprozesses so auszulegen, dass ein Optimum aus verbleibender Restwärme im Gussteil und Zykluszeit gefunden wird.

### Folgeprozesse:

- **Logistik und Transport: Stochastischer Einflussfaktor**  
Das Handling der Gussteile beim Verpacken und Entpacken sowie der Transport zwischen Gießerei und Karosseriebau stellt aufgrund des Einflusses durch den jeweiligen Verpackungsprozess beziehungsweise Transportweg einen stochastischen Einfluss dar. Dadurch dass die Füge-Anlage-Flächen der Gussteile meist frei von Verrippungen sind, können unsanftes händisches Ablegen der Gussteile oder das Aneinanderschlagen mehrere Gussteile gegeneinander bereits zu deutlichen Verformungen führen. Diese Einflüsse gilt es im Prozess zu minimieren, eine simulationsgestützte Untersuchung ist jedoch aufgrund der Zufälligkeit des Auftretens nur sehr eingeschränkt möglich.



## 5.4 Durchgängige Abbildung der verzugsrelevanten Prozessschritte in der Simulation

Zur simulationsgestützten Optimierung der Maßhaltigkeit von Strukturbauteilen im Druckguss ist es notwendig, die als relevant deklarierten Einflussfaktoren in der Simulation abzubilden, um eine frühzeitige Werkzeug- und Prozessauslegung sowie eine Prozessbeeinflussung zu ermöglichen. Hierzu werden die jeweiligen Simulationsmodelle der einzelnen Teilprozesse und Einflussgrößen mit Hilfe eines Simulationsbaukastens strukturiert:

- Simulation des Druckgießprozesses:  
Für die Abbildung des Druckgießprozesses in der Simulation erfolgt eine Aufteilung in folgende Einzelprozesssimulationen:
  - **Zyklenberechnung und Formtemperierung:**  
Mit Hilfe der Zyklenberechnung wird das Temperaturfeld der Druckgießform im eingeschwungenen Produktionsprozess ermittelt. Hierbei finden sowohl der Sprühprozess zur externen Kühlung des Werkzeugs als auch die Formtemperierung zur internen Kühlung Verwendung. Das berechnete Temperaturfeld dient folglich als Initialbedingung für die weiteren Berechnungsschritte.
  - **Formfüllung:**  
Die Berechnung der Formfüllung liefert das Temperaturfeld der Schmelze nach vollständiger Formfüllung, was wiederum als Eingangsgröße für die Berechnung der Erstarrung und Abkühlung verwendet wird.
  - **Erstarrung und Abkühlung in der Form:**  
Die Berechnung der Erstarrung und Abkühlung liefert die zeit- und ortsabhängigen Temperaturfelder innerhalb des Gussteils und der Form, die für die thermische Verzugsberechnung herangezogen werden. Hierbei gilt es, den in der dritten Phase applizierten Nachdruck, der ein Nachspeisen des Volumendefizits durch die Schwindung in der flüssigen Phase und während des Phasenübergangs gewährleistet, in der Simulation mit abzubilden. Damit verbunden ist auch das sich durch die nachfließende Schmelze ändernde Temperaturfeld im Gussteil. Einen weiteren wesentlichen Einfluss auf die Temperaturfelder stellt während der Abkühlung die Zuhaltezeit dar.
  - **Abkühlung außerhalb der Form:**  
Die Berechnung der Temperaturfelder nach dem Öffnen der Form bei der Abkühlung über den Entgratprozess hinweg dient ebenfalls der thermischen



Verzugssimulation. Hierbei gilt es, sowohl die Abkühlung durch Konvektion an Luft, als auch die Temperaturänderungen in der Abkühlstation beim Eintauchen in ein Wasserbad oder eine Wasserdusche in der Simulation abzubilden.

– Verzugs- und Spannungsberechnung:

Auf Basis der beschriebenen Temperaturfelder und deren zeitlich- und ortsabhängigen Verlauf werden in der Verzugsberechnungen die im Gussteil, Anguss- und Überlaufsystem auftretenden Spannungen und daraus resultierenden plastischen Deformationen über die aufgezeigten Schritte hinweg berechnet. Gerade während der Erstarrung können dabei im teilerstarrten Gussteil komplexe Spannungsfelder auftreten. Neben dem rein temperaturbedingten Spannungen gilt es ebenfalls, die Spannungen und plastischen Verformungen im Gussteil durch die Zwangslage im Druckgießwerkzeug während der Abkühlung mit den Effekten des Aufschrumpfens auf die Form abzubilden. Weiterhin muss das Freiwerden von Spannungen sowohl beim Öffnen der Form, also dem Entfernen dieser Zwangslage, als auch beim Entgratprozess berücksichtigt werden. Eigenspannungen im Gussteil, Anguss- und Überlaufsystem werden dabei teilweise durch Verformungen abgebaut. Ziel der Verzugsberechnung ist die genaue Vorhersage der prozessinduzierten Maßabweichungen durch eine durchgängige Abbildung der verzugsrelevanten Aspekte des Realprozesses in der Simulation.

• Simulation des Wärmebehandlungsprozesses:

Auch der Wärmebehandlungsprozess wird bei der Abbildung in der Simulation hinsichtlich der verzugsrelevanten Teilprozesse und der damit verbundenen physikalischen Vorgänge untergliedert. Hierbei werden die Temperaturfelder und die daraus resultierenden Spannungszustände und Verformungen parallel betrachtet:

– Aufheizen:

Bei der Simulation des Aufheizvorgangs zu Beginn des Lösungsglühprozesses liegt der Fokus auf den im Gussteil vorherrschenden Eigenspannungen aus dem Druckgießprozess und deren Freiwerden beziehungsweise Auflösen in Form von Verformungen bei erhöhten Temperaturen. Weiterhin wird die Lagerung des Bauteils im Wärmebehandlungsgestell betrachtet, um auch Verformungen berücksichtigen zu können, die durch ein Verspannen des Bauteils beim Aufheizen aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnung der Werkstoffe resultieren.





- Lösungsglühen:  
Da das Gussteil während des Lösungsglühprozesses nur geringfügige Temperaturänderungen erfährt, stellt das Eigengewicht des Bauteils und die aus dem Gewicht und der Lagerung resultierenden Spannungen im Bauteil den vorherrschenden Lastfall für die Simulation dieses Teilprozesses dar. Kriechvorgänge durch diese lagerungsinduzierten Spannungen führen dabei zur Verformung des Gussteils und werden folglich in der Simulation modelliert. Dabei werden die als verzugsrelevant identifizierten Prozessgrößen Temperatur und Dauer des Lösungsglühprozesses sowie die Lagerung des Bauteils betrachtet.
- Abschrecken:  
Aufgrund der kurzen Zeitspanne verbunden mit hohen Abkühlgradienten stehen bei der Simulation des Abschreckprozesses keine Kriechvorgänge sondern lediglich plastische Deformationen aufgrund von temperaturinduzierten Spannungen im Vordergrund. Die ungleichmäßige Abkühlung des Gussteils im Gestell kann zu hohen Spannungen im Gussteil und damit zu Maßabweichungen führen.

Mit Hilfe dieses definierten Simulationsbaukastens können sämtliche als verzugsrelevant identifizierte Prozessgrößen in der Simulation abgebildet werden. Je nach Anforderung an das Simulationsmodell und die dahinterstehende Fragestellung können damit alle Teilaspekte sowohl durchgängig als auch einzeln jeweils separat betrachtet werden.

### **Auswahl der verwendeten Simulationsprogramme**

Die Auswahl der zu verwendenden Simulationssoftware für den definierten Simulationsbaukasten erfolgt auf der Prämisse, dass alle verzugsrelevanten Teilprozesse und Prozessgrößen in der Simulation ganzheitlich erfasst werden können.

Während die Problemstellung der Berechnung prozessinduzierter Verzüge auf den ersten Blick in das Feld der klassischen Finite-Elemente-Simulation fällt, ergeben sich bei genauerer Betrachtung der abzubildenden Aspekte jedoch folgende Herausforderungen:

Hochturbulente fluiddynamische Strömungsphänomene mit temperatur- und phasenabhängigen Eigenschaften, wie sie bei der Formfüllung im Druckguss auftreten, lassen sich nur schwer in auf Festigkeitsberechnungen spezialisierten klassischen FE-Simulationen implementieren beziehungsweise mit den implementierten Strukturbe-



rechnungen koppeln. Die Modellierung von Phasenübergängen mit temperaturabhängigen Phasenanteilen, das Nachspeisen durch den Nachdruck in der dritten Phase sowie die Bildung von Porositäten aufgrund der Schwindung im Phasenübergang stellen weitere Herausforderungen dar.

Im Gegensatz zur klassischen FE-Simulation bietet die Gießsimulationssoftware Magma<sup>5</sup>™ die Möglichkeit, alle als verzugsrelevant identifizierten Teilprozess und Prozessgrößen in der Simulation abzubilden [GERS05]. Wie Fehlbier et al. weiterhin gezeigt haben, stellt die Gießsimulationssoftware bereits eine große Hilfestellung bei der Prozessauslegung und -optimierung dar. Hinsichtlich der Maßhaltigkeit ist es mit Hilfe dieser Software gelungen, qualitative Vorhersagen zu den prozessbedingten Verzügen für dünnwandige Strukturbauteile im Druckguss zu treffen. Für eine genaue und quantitative Vorhersage der Verzüge müssen jedoch noch Optimierungspotenziale gehoben werden. [FEHL10]

Entgegen der Verzugsberechnung im Druckgießprozess stellt die Simulation des Wärmebehandlungsprozesses andere Anforderungen an die Modellierung, Funktionsweise und die individuelle Anpassungsfähigkeit der Software. Struktursimulationen, die mit Netzen auf Basis der Finite-Elemente-Methode arbeiten, ermöglichen eine konturgetreue Abbildung der Oberfläche des Gussteils, insbesondere der Frei-Form-Flächen, im Rechenetz. Da der Fokus bei der Wärmebehandlungssimulation auf der Auslegung der Lagerungspunkte und Lagerwertigkeiten liegt, ist es notwendig, diese Lagerbedingungen direkt auf der Oberfläche des Gussteils zu definieren. Ein Flächenlager fixiert ein Bauteil beispielsweise in eine Richtung parallel zur Oberflächennormale. Durch die genaue Wiedergabe der Oberfläche im FE-Netz und die Möglichkeit, sowohl lokale Koordinatensysteme als auch verschiedene Wertigkeiten der Lager zu definieren, eignet sich die Struktursimulation mittels Finiter Elemente sehr gut für die Betrachtung der Verformungen während der Wärmebehandlung.

Eine weitere Anforderung stellt die Kompatibilität mit speziellen Netz- oder Elementarten, wie beispielsweise Tetraedern höherer Ordnung oder Schalen-Elementen, dar. Hierdurch wird die Grundlage für die Optimierung der Netzart hinsichtlich Rechenzeit und Ergebnisgenauigkeit gelegt. Weiterhin ist es notwendig, individuellen Subroutinen und Berechnungsmodellen implementieren zu können, um zum Beispiel verschiedene Kriechmodelle und -gesetze vergleichend gegenüberzustellen. [MAXI14]

Aufgrund der dargelegten Anforderungen sowie Vor- und Nachteilen der einzelnen Softwarelösungen wird im Folgenden die Gießsimulationssoftware Magma<sup>5</sup>™ zur Berechnung des Druckgießprozesses und Abaqus FEA™ als Standardsoftware für FE-Simulationen zur Berechnung des Wärmebehandlungsprozesses verwendet.

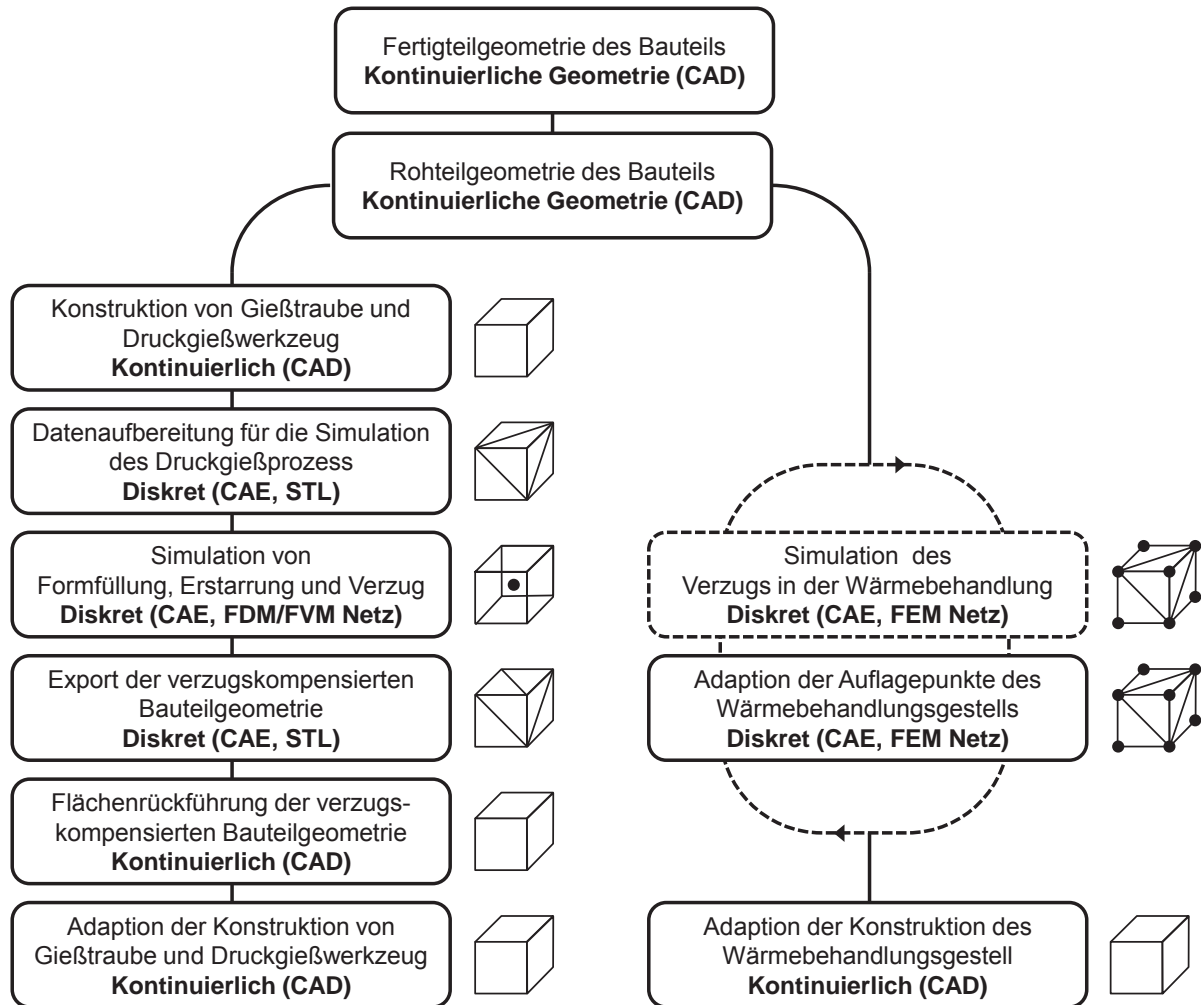


Abbildung 5.4: Flussdiagramm der Datenformate für die Methoden der Verzugsoptimierung durch Verzugskompensation und iterative Adaption der Lagerung in der Wärmebehandlung

## Datenformate und Schnittstellen

Durch diese Auswahl an Simulationsprogrammen ergibt sich der in Abbildung 5.4 dargestellte Verlauf der Geometriedaten für die beiden beschriebenen Methoden zur Optimierung der Maßhaltigkeit.

Ausgehend von der Fertigteil- bzw. Rohteilgeometrie des Bauteils, das als kontinuierliche Geometrie in Form von CAD-Systemen (Computer Aided Design) vorliegt, erfolgt im Werkzeugherstellungprozess sowohl die Konstruktion des Anguss- und Überlaufsystems als auch des gesamten Druckgießwerkzeugs mit allen Kühlbohrungen ebenfalls im CAD-System. Als Eingangsgröße für die Simulation des Druckgießprozesses werden diskrete Geometriedaten in Form von tesselierten Oberflächennetzen in ei-



nem CAE-Format (Computer Aided Engineering) benötigt. Die Simulation der Zyklenermittlung, Formfüllung, Erstarrung und Abkühlung sowie des Verzugs erfolgt dann auf Basis von Finite-Differenzen- und Finite-Volumen-Netzen. Ein Export der berechneten Verzüge sowie der daraus resultierenden Verzugsvorhaltung erfolgt wiederum mittels diskreter Geometrien in Form von tesselierten Oberflächennetzen. Zur verzugs-kompensierten Anpassung des Druckgießwerkzeugs ist es folglich notwendig, diese diskreten Geometrien wiederum in kontinuierliche Geometrien des CAD-Systems zu überführen.

Für die Simulation des Wärmebehandlungsprozesses werden direkt die kontinuierlichen Geometriedaten des Rohteils verwendet, um das für die Berechnung notwendige diskrete Finite-Elemente-Netz zu erzeugen. Für die durchgängige Betrachtung des Verzugs werden die Eigenspannungen und Verformungen aus dem Druckgießprozess an dieser Stelle auf das FE-Netz übertragen und dienen damit als Startrandbedingungen für die Wärmebehandlungssimulation. Die Ergebnisse der Optimierung der Lagerung in Form von Punkten und Lagerwertigkeiten fließen daraufhin in die Konstruktion der Wärmebehandlungsgestelle im CAD-System ein.

Aus diesem Verlauf wiederum resultieren folgende Schnittstellen zwischen den einzelnen Datenformaten und den Bestandteilen des Simulationsbaukastens:

- Umwandlung der kontinuierlichen Geometrie vom CAD-Format in die diskrete Geometrie des tesselierten CAE-Formats:  
Zur Vorbereitung der Geometriedaten aus der Konstruktion für die Gießsimulation ist eine Umwandlung der kontinuierlichen CAD-Daten in tesselierte Oberflächen im STL-Format notwendig. Bei dieser Umwandlung treten sehr häufig Konvertierungsfehler auf, die sich - wie in Abbildung 5.5 gezeigt - in Form von offenen Löchern, Überlappungen von Dreiecken oder Dreiecken mit vertauschter Oberflächenorientierung äußern. Diese Fehler führen in der Gießsimulationssoftware zu Problemen in der Vernetzung, was wiederum in einer fehlerhaften Berechnung der Wärmeleitungsgleichungen oder der Fluidströmung resultiert. Auch die Qualität der aus der Gießsimulation exportierten Geometrien steht in direktem Zusammenhang mit der Qualität der Ausgangsdaten. Eine Korrektur der STL-Dateien auf die genannten Fehler hin ist somit unabdingbar. Im Rahmen dieser Untersuchung wurden sämtliche Fehlerkorrekturen der tesselierten Oberflächen mit der Software Materialise Magics<sup>TM</sup> durchgeführt. [NASR14]
- Rückführung der diskreten Geometrie vom tesselierten CAE-Format in die kontinuierliche Geometrie des CAD-Formats:  
Da für die Erstellung von Druckgießwerkzeugen kontinuierliche CAD-Daten benötigt werden, gilt es, die aus der Gießsimulation stammenden tesselierten Ober-

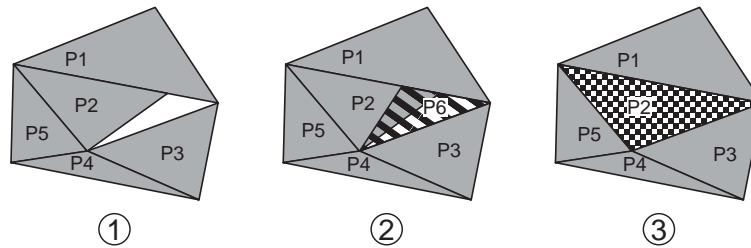


Abbildung 5.5: Schematische Darstellung der typischen Fehlerbilder im STL-Datenformat: Offenes Loch (1) zwischen Patches P1-P2-P3, überlappende Dreiecke (2) von Patches P2-P6 und falsche Orientierung der Oberfläche (3) von Patch P2

flächennetze der Verzugsvorhaltung zurück in das CAD-System zu überführen. Prämisse hierbei ist, dass die Flächen-Patches der ursprünglichen Konstruktion erhalten bleiben, da auf deren Basis die parametrische Konstruktion des Druckgießwerkzeugs erfolgt. Somit ist lediglich ein Verbiegen von Flächen-Patches an die verzugskompensierte Geometrie aus der Gießsimulation hin möglich. Für die Rückführung der simulationsgestützt ermittelten diskreten Daten der Verzugsvorhaltungen in die kontinuierlichen CAD-Daten findet deshalb im Rahmen dieser Arbeit die ThinkDesign Produkt Suite™ Anwendung. [LACO04]

- Übertrag der diskreten Informationen des Finite-Volumen-Netzes in das diskrete Finite-Elemente-Netzes:  
Für die Übertragung der Verformungen und Eigenspannungen aus dem Druckgießprozess in die Wärmebehandlungssimulation ist es notwendig, die Spannungstensoren und Verschiebungsvektoren des Finite-Volumen-Netzes auf das FE-Netz zu übertragen. Hierfür wird im Rahmen dieser Untersuchungen die Schnittstelle MagmaLink™ verwendet. [DORU09]



## 5.5 Definition einer Kennzahl zur Bewertung des Verzugs

Um die Maßhaltigkeit und den Verzug von Strukturgussbauteilen objektiv und anwenderunabhängig beurteilen zu können, ist die Definition einer den Verzug beschreibenden Kennzahl im Sinne einer Metrik unabdingbar:

$$\xi = \frac{\sum_{i=1}^n |g(i) \cdot \Delta d(i)|}{\sum_{i=1}^n g(i)} \quad (5.1)$$

$$\xi_f = \frac{\sum_{i=1}^n f(i) \cdot g(i) \cdot |\Delta d(i)|}{\sum_{i=1}^n f(i) \cdot g(i)} \quad (5.2)$$

$$g(i) = A_i \quad (5.3)$$

$$f(i) = \frac{1}{d_{FT}(i)} \quad (5.4)$$

$$\xi_V = \frac{\sum_{i=1}^n |\Delta d(i)_{Exp} - \Delta d(i)_{Sim}|}{n} \quad (5.5)$$

$\xi$  : Kennzahl des Verzugs

$\xi_f$  : Funktional gewichtete Kennzahl des Verzugs

$n$  : Anzahl der Messpunkte

$\Delta d(i)$  : Dreidimensionale Maßabweichung am Messpunkt  $i$

$g(i)$  : Geometrischer Korrekturfaktor für den Messpunkt  $i$

$A_i$  : Größe der durch den Messpunkt charakterisierten Fläche

$f(i)$  : Funktionaler Gewichtungsfaktor für den Messpunkt  $i$

$d_{FT}(i)$  : Flächentoleranz am Messpunkt  $i$

$\xi_V$  : Kennzahl der Übereinstimmung des Verzugs  
zwischen Experiment und Simulation

$\Delta d(i)_{Exp}$  : Dreidimensionale Maßabweichung  
im Experiment am Messpunkt  $i$

$\Delta d(i)_{Sim}$  : Dreidimensionale Maßabweichung  
in der Simulation am Messpunkt  $i$



Als Eingangsgröße für diese Kennzahl dienen statistisch auf den relevanten Flächen verteilte Messpunkte, die mittels folgender Methodik erzeugt werden:

1. Extraktion der Füge-Anlage-Flächen:  
Da für die Bewertung des Verzugs von Strukturbauteilen hauptsächlich die Maßhaltigkeit an den Bereichen für das Fügen oder die Verbindung zu Baugruppen von Interesse ist, werden aus den CAD-Daten des Fertigteils die Füge-Anlage-Flächen entnommen.
2. Shrinking der Einzelflächen:  
Um Messunsicherheiten und -fehler an den Rändern der Füge-Anlage-Flächen durch Radien oder Rippen zu vermeiden, werden die Einzelflächen der Füge-Anlage-Flächen ringsum um  $2\text{ mm}$  geschrumpft.
3. Vernetzung der Einzelflächen:  
Die resultierenden Einzelflächen der Füge-Anlage-Flächen werden mittels einer zweidimensionalen Vernetzung unter Verwendung von viereckigen Netzelementen in annähernd gleichflächige Bereiche zerlegt. Hierbei ist die Netzelementgröße der typischen Breite der Fügeflansche anzupassen.
4. Extraktion der Messpunkte:  
Durch die Extraktion der Mittelpunkte der viereckigen Netzelemente zusammen mit der an der jeweiligen Fläche geltenden Flächentoleranz werden statistisch auf den Füge-Anlage-Flächen verteilte Messpunkte für die Vermessung gewonnen.

Am Beispiel des Verbindungsteils Schweller-Längsträger zeigt Abbildung 5.6 dieses Vorgehen von der Fertigteilegeometrie über die Füge-Anlage-Flächen und deren Vernetzung zu den Messpunkten. Für die Netzgröße wurde in diesem Fall eine Elementlänge von  $25\text{ mm}$  gewählt.

Die Verzugskennzahl  $\xi$  entspricht dabei dem Differenzvolumen zwischen dem Soll- und Ist-Datenstand, da jeder Messpunkt durch die Vernetzung mittels Viereckelementen mit einer festen Elementgröße eine annähernd gleich große Fläche beschreibt. Dabei auftretende Ungenauigkeiten werden über den geometrischen Korrekturfaktor  $g(i)$  kompensiert, da jeder Messpunkt mit der Größe der Fläche, die er hinsichtlich Maßhaltigkeit charakterisiert, gewichtet wird. Durch diese Methode ist es möglich, auch durch die taktile Vermessung mittels eines Koordinatenmessgeräts einen Vergleich hinsichtlich des Differenzvolumens zu realisieren. Zur Bildung des Differenzvolumens wäre sonst ein geschlossener kompletter Scan der Oberfläche des Bauteils mittels optischen Messverfahren notwendig, was diese Messtechnik aufgrund der Winkelbeschränkung bei verrippten Bereichen vor große Herausforderungen stellen würde.

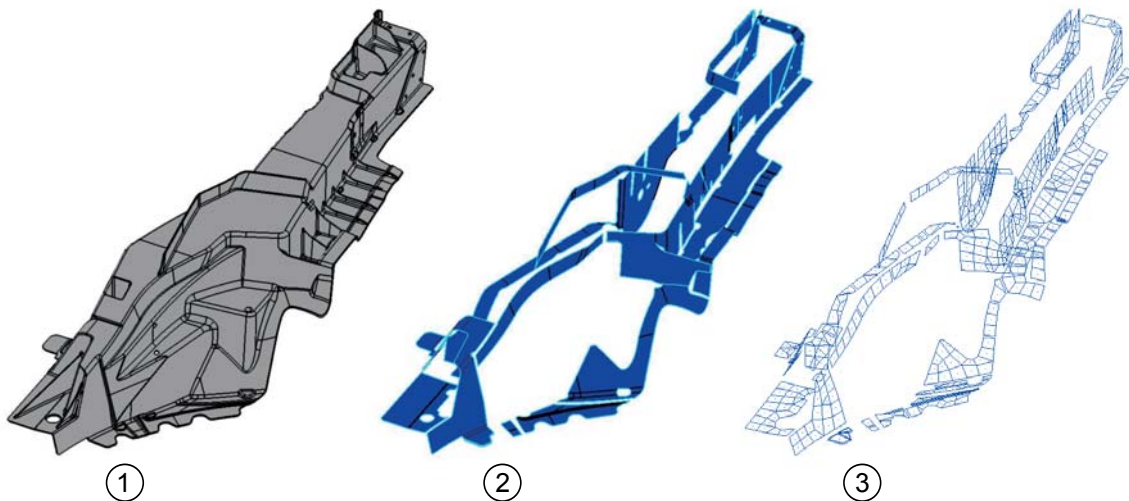


Abbildung 5.6: Methode zur Erzeugung von statistisch verteilten Messpunkten auf einem Bauteil (1) an den Füge-Anlage-Flächen (2) mit Hilfe von 2D-Vernetzung dieser Flächen (3)

Gerade bei Strukturbauteilen dienen sowohl Bereiche auf der Unter- als auch auf der Oberseite des Bauteils als Füge-Anlage-Flächen, welche jedoch durch taktile Mess-technik in einer Aufspannposition nur schwer erfasst werden können. Da die Abweichungen in der Wandstärke bei Druckgussbauteilen typischerweise jedoch kleiner als  $0,1\text{ mm}$  und damit eine Größenordnung kleiner als die als kritisch zu bewertenden Maßabweichungen sind, ist die Messung der Maßhaltigkeit auf einer Seite mit Rückschlüssen auf die andere zulässig.

Weiterhin enthält die funktional gewichtete Verzugs Kennzahl  $\xi_f$  zusätzlich zum geometrischen Korrekturfaktor eine funktionalen Gewichtungsfaktor, dem die an der jeweiligen Fläche vorherrschende Toleranz zu Grunde liegt.

Neben dem Vergleich von Soll- zur Ist-Geometrie kann mithilfe der Kennzahl  $\xi_V$  ebenfalls ein Vergleich zwischen simulationsgestützt erzeugten und im Realversuch gemessenen Geometrien angestellt werden. Die Verzugs Kennzahl dient dann der Beschreibung, wie genau die Simulation die gemessenen Maßabweichungen nachbilden kann.





## 5.6 Versuchsplan

Um die einzelnen Einflussgrößen aus Prozess und Simulation zu untersuchen und die Methoden und die darin enthaltenen Methodenbausteine zu validieren, wird der in Abbildung 5.7 dargestellte Versuchsplan aufgestellt.

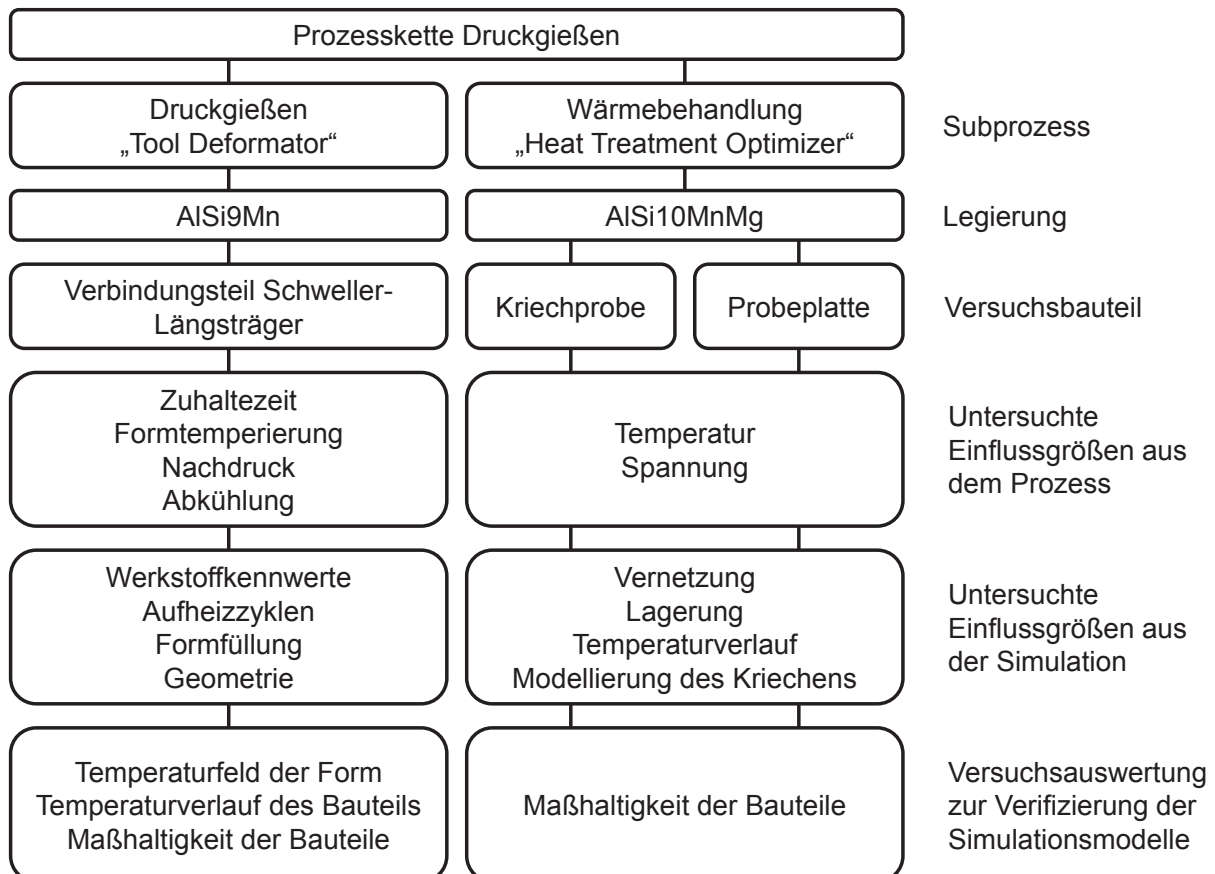


Abbildung 5.7: Versuchsplan zur Untersuchung der Einflüsse von Prozess- und Simulationsparametern auf die Maßhaltigkeit von dünnwandigen Strukturbauteilen

Zur Optimierung der Maßhaltigkeit in der Prozesskette Druckgießen werden hierfür die Subprozesse des Druckgießens und des Wärmebehandelns für die beiden bereits beschriebenen naturduktilen (AlSi9Mn) und wärmebehandelten (AlSi10MnMg) Legierungssysteme analysiert.

Für naturduktile Strukturgussbauteile erfolgt die Methodenentwicklung und die Validierung der Methodenbausteine an einem Realbauteil in Form eines Verbindungsteils Schweller-Längsträger aus dem Hinterwagen eines Konzeptfahrzeugs. Hierbei wird der Einfluss der Zuhaltezeit, der Formtemperierung, des Nachdrucks und der Art und Wei-



se der Abkühlung des Bauteils nach dem Gießen in Experiment und Simulation untersucht, wie bereits in Kapitel 5.3 beschrieben.

Bei der Methodenentwicklung zur Optimierung der Maßhaltigkeit von wärmebehandelten Strukturgussbauteilen wird der Einfluss des Temperaturniveaus und der Temperaturführung im Lösungsglühprozess sowie der Einfluss der an der Probengeometrie anliegenden Spannung untersucht. Die Analysen werden hierbei aufgrund des komplexen Materialverhaltens an einfachen Kriechproben beziehungsweise Probestplatten durchgeführt und erst später im Rahmen der Methodvalidierung auf ein Realbauteil übertragen.

Neben den bereits beschriebenen verzugsrelevanten Einflussgrößen aus dem Prozess existieren auch für die Simulation an sich mehrere Einflussfaktoren, die ebenfalls im Rahmen des Versuchsplans in der Simulation abgeprüft werden. Hierzu zählen folgende Aspekte:

### **Simulation des Druckgießens**

- **Werkstoffkennwerte:**  
Die Modellierung des Werkstoffverhaltens, insbesondere der thermischen Ausdehnung, im Bereich des Phasenübergangs und auch in den angrenzenden Temperaturbereichen hoher Duktilität beeinflusst die Ausbildung von Spannungen im Bauteil und damit auch die berechnete Maßhaltigkeit.
- **Aufheizzyklen:**  
Das stationäre Temperaturfeld in der Druckgießform wird im Realprozess erst nach einer bestimmten Anzahl von Anfahrteilen erreicht. Erst ab diesem Zeitpunkt können Bauteile mit weitgehend identischen Eigenschaften hergestellt werden. Auch in der Simulation ist die Berechnung mehrerer Zyklen notwendig, um das Temperaturfeld im Werkzeug, das ebenfalls einen Einfluss auf die zu erwartenden Verformungen aufweist, nachzubilden.
- **Formfüllung:**  
Die Simulation der Formfüllvorgänge stellt in der Gießprozesssimulation einen der aufwendigsten Berechnungsschritte im Hinblick auf die Rechenzeit dar. Für die Verzugsberechnung dient dabei lediglich das Temperaturfeld der Schmelze zum Ende der Formfüllung. Daher wird im Rahmen des Versuchsplan in der Simulation evaluiert, wie groß der Einfluss dieses Temperaturfelds ist.
- **Geometrie:**  
Da weiterhin die Rechenzeit progressiv mit der Anzahl an Netzelementen, die in der Spannungs- und Verzugsberechnung berücksichtigt werden müssen, steigt,



werden Methoden gesucht, das Simulationsmodell auf die für eine genaue Verzugsvorhersage notwendigen Geometrien zu beschränken und damit so kompakt wie möglich zu gestalten.

### **Simulation der Wärmebehandlung**

- **Vernetzung:**  
Wie bei allen Spannungs- oder Verzugsberechnungen mittels Finiter Elemente gilt es auch für die Simulation der Wärmebehandlung, verschieden Elementarten und -ordnungen gegenüberzustellen und hinsichtlich Ergebnisqualität und Rechendauer zu optimieren.
- **Lagerung:**  
Die Modellierung der Lagerungsrandbedingung zwischen Bauteil und Wärmebehandlungsgestell in der Simulation ist auf verschiedene Art und Weisen möglich. Hierunter zählen sowohl die Fixierung einzelner Netzknoten oder Elementflächen, als auch die einseitige Fixierung von Bauteilflächen oder sogar die Berechnung der Lagerung mittels Kontakt zwischen Bauteil und Gestell.
- **Temperaturverlauf:**  
Da der Temperaturverlauf im Bauteil eine der ausschlaggebenden Prozessgrößen während des Wärmebehandlungsprozesses hinsichtlich Maßhaltigkeit ist, werden verschiedene Methoden zur Aufprägung des Temperaturverlaufs auf das Bauteil während des Lösungsglühens und Abschreckens gegenübergestellt und hinsichtlich des Einflusses auf die resultierenden Verformungen bewertet.
- **Modellierung der Kriechvorgänge:**  
In der Simulation gibt es verschiedene Ansätze der Modellierung von Kriechphänomenen. Sowohl unterschiedliche Kriechgleichungen als auch unterschiedliche Methoden zur Interpolation und Extrapolation von gemessenen Kriechkurven gilt es hinsichtlich Ergebnisgenauigkeit und Rechenzeit zu bewerten.

Für die Auswertung der Versuche und zur Verifizierung der Methodenbestandteile werden im Druckgießen die Temperaturfelder in der Form, die Temperaturverläufe des Bauteils und letztendlich die Maßhaltigkeit der Bauteile untersucht und bewertet. Hinsichtlich der Wärmebehandlung erfolgt die Auswertung und Verifizierung ausschließlich mittels Bewertung der Maßhaltigkeit der Probegeometrien.



## 6 Simulationssysteme und Validierung der Methodenbausteine zur Verzugskompensation naturduktiler Bauteile

Im folgenden Kapitel wird der Aufbau des Simulationsmodells für die Verzugsvorhersage aus dem Druckgießen sowie dessen Validierung dargestellt. Weiterhin erfolgt die Untersuchung der Einflussgrößen aus Realprozess und Simulation hinsichtlich deren Auswirkung auf den Verzug gemäß dem aufgestellten Versuchsplan. Ebenso wird der Verlauf der Geometriedaten von der Verzugsvorhersage und -kompensation in die Konstruktion des Druckgießwerkzeugs erläutert.

### 6.1 Simulationsmodell des Druckgießens

#### Geometrie und Vernetzung

Die Grundlage des Simulationsmodells für das Druckgießen bilden die Geometrien von Bauteil, Gießsystem und Druckgießwerkzeug mit Temperierbohrungen des untersuchten Verbindungsteils Schweller-Längsträger, wie sie auszugswise in den Abbildungen 6.1 und 6.2 dargestellt sind. Das Gießsystem besteht dabei aus dem Pressrest, dem Gießverteiler, dem Angussystem, den Anschnittbereichen und dem Überlaufsystem, das sich wiederum aus den Überlaufbohlen und den Überlaufkanälen zusammensetzt. Das gezeigte Bauteil wurde aufgrund eines vorhandenen Druckgießwerkzeugs sowie vorherrschender Herausforderungen hinsichtlich Maßhaltigkeit durch die Komplexität und Größe des Gussteils für diese Untersuchungen herangezogen.

Da die verwendete Gießsimulationssoftware Magma<sup>5</sup>™ tesselierte Oberflächennetze in Form von STL-Dateien als Eingangsdatenformat benötigt, werden die Geometrien aus den Konstruktionsdaten in dieses Format konvertiert. Die dabei auftretenden Fehler in Form von Löchern und überlappenden oder falsch orientierten Dreiecken werden mit Hilfe der Software Magics<sup>TM</sup> beseitigt. Bei der Konvertierung und Tessellierung der Oberflächen werden für die einzelnen Geometriebestandteile unterschiedliche Netzfeinheiten verwendet, um die Datenmengen zu reduzieren und eine sehr feine Geometrieauflösung nur in den notwendigen Bereichen anzuwenden. Die verwendeten Netzfeinheiten orientieren sich dabei an der Priorisierung der Geometriedaten bei der späteren Vernetzung in der Gießsimulationssoftware. Für das Druckgießwerkzeug mit den Temperierbohrungen ist eine Tessellierungsfeinheit mit einer maximalen vernetzungsbedingten Geometrieabweichung von bis zu  $0,1\text{ mm}$  zulässig. Beim Anguss-

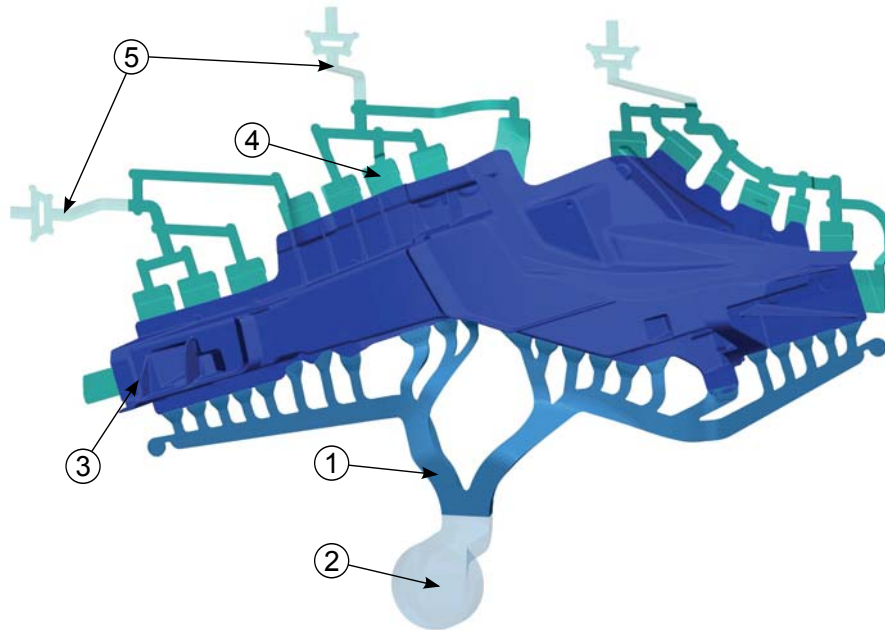


Abbildung 6.1: Geometrien von Gießsystem und Bauteil für das Simulationsmodell mit Zuschnitt der Gießtraube um Pressrest und Gießverteiler (2) und Teilbereichen des Überlaufsystems (5) zur Reduzierung der Zellenanzahl für die Verzugsberechnung unter Beibehaltung der wesentlichen Bestandteile von Angusssystem (1), Gussteil (3) und Überlaufsystem (4)

und Überlaufsystem dagegen wird eine engere Toleranz von  $0,05\text{ mm}$  verwendet. Für das Gussteil hingegen ist es von essenzieller Bedeutung, eine möglichst feine Oberflächentesselierung mit einer Toleranz von kleiner  $0,01\text{ mm}$  zu verwenden, da dieses Netz als Berechnungsgrundlage für das verzugskompensierte Oberflächennetz dient. Auf Basis dieses verzugskompensierten Oberflächennetzes wiederum erfolgt die spätere Anpassung der Konstruktionsdaten. Um dabei Fehler an Verrundungen, Radien und Flächenübergängen durch eine kantige und ungenaue Abbildung dieser Geometrieigenschaften zu vermeiden, ist für das Gussteil die genannte feine Auflösung der Oberflächentesselierung notwendig.

Aufgrund der Trennung der thermischen Berechnung von der Spannungs- und Verzugsberechnung in der verwendeten Gießsimulationssoftware ist es möglich, ohne Beeinflussung der thermischen Simulation das Rechengelände für die Spannungsberechnung einzuschränken und damit die benötigte Rechenzeit zu minimieren. Abbildung 6.1 zeigt hierzu, wie mit Hilfe des Zuschnitts von Angusssystem um Pressrest und Teile des Gießverteilers und des Zuschnitts von Überlaufsystem um die Überlaufkanäle die für die Spannungsberechnung verwendeten Geometrien reduziert werden können. Dieser Zuschnitt verringert, wie in Tabelle 6.1 dargestellt, die Anzahl der Rechenzel-



Tabelle 6.1: Reduzierung der Zellenanzahl für die Verzugsberechnung durch Zuschnitt der Gießtraube gemäß Abbildung 6.1

Gießtraube	komplett	zugeschnitten
Pressrest	$0,37 \cdot 10^6$	-100 %
Angusssystem	$1,02 \cdot 10^6$	-39,6 %
Gussteil	$3,05 \cdot 10^6$	–
Überlaufsystem	$0,76 \cdot 10^6$	-36,4 %
Gesamt	$5,19 \cdot 10^6$	-20,1 %

len um über 20 % ohne Änderung des Einflusses von Angusssystem und Überlaufsystem auf den Verzug. Der gewählte Zuschnitt wird dabei so gesetzt, dass sowohl der linke und rechte Ast des Angusssystems als auch die Überlaufbohlen durch die Überlaufkanäle weiterhin verbunden sind.

Bei den Geometrien des Druckgießwerkzeugs finden lediglich die Formeinsätze der festen und fahrenden Seite zusammen mit den Temperierkanälen Verwendung, wie in Abbildung 6.2 dargestellt. Auf die Modellierung der Rahmen der Druckgießform, in denen die Formeinsätze eingebaut sind, wird verzichtet, um die Größe des Rechenetzes und die damit verbundene Rechenzeit möglichst gering zu halten. Die Rechtfertigung dieser Annahme leitet sich daraus ab, dass sich Änderungen der Temperatur des Werkzeugs maßgeblich zwischen den Temperierkanälen und der Formoberfläche im Bereich der Kavität abspielen und der Bereich zwischen den Temperierkanälen und dem Formrahmen nur geringen Temperaturänderungen unterliegt.

Für die Temperierung des Druckgießwerkzeugs werden die einzelnen Temperierkanäle, wie in Abbildung 6.2 gezeigt, separat modelliert, um die Temperaturen aus dem Realprozess möglichst genau in die Simulation übertragen zu können. Die Lage und der Verlauf der Temperierbohrungen ist bei der Formkonstruktion an die Kavität des Werkzeugs angelehnt, so dass einzelne Kanäle für die Temperierung der Form im Bereich des Angusssystems, den Teilbereichen des Gussteils, sowie dem Bereich des Überlaufsystems verwendet werden können. Um bei der Formfüllung Kaltläufe zu vermeiden, werden die Temperaturen der Ölkkanäle vom Angusssystem zum Überlauf invers zur Temperatur der Schmelze bei der Formfüllung in steigender Art und Weise gewählt. Bereiche mit erhöhtem Wärmeeintrag in die Form im Bereich des Bauteils sowie die Bereiche des dickwandigen Angusssystems werden dabei niedriger temperiert.

Im Realprozess wird die Form vor dem eigentlichen Produktionsprozess mit Hilfe dieser internen Temperierung aufgeheizt, bis sich in der Form eine definierte Hintergrundtemperatur eingestellt hat. Um Rechenzeit zu sparen, wird dieser Aufheizvorgang von

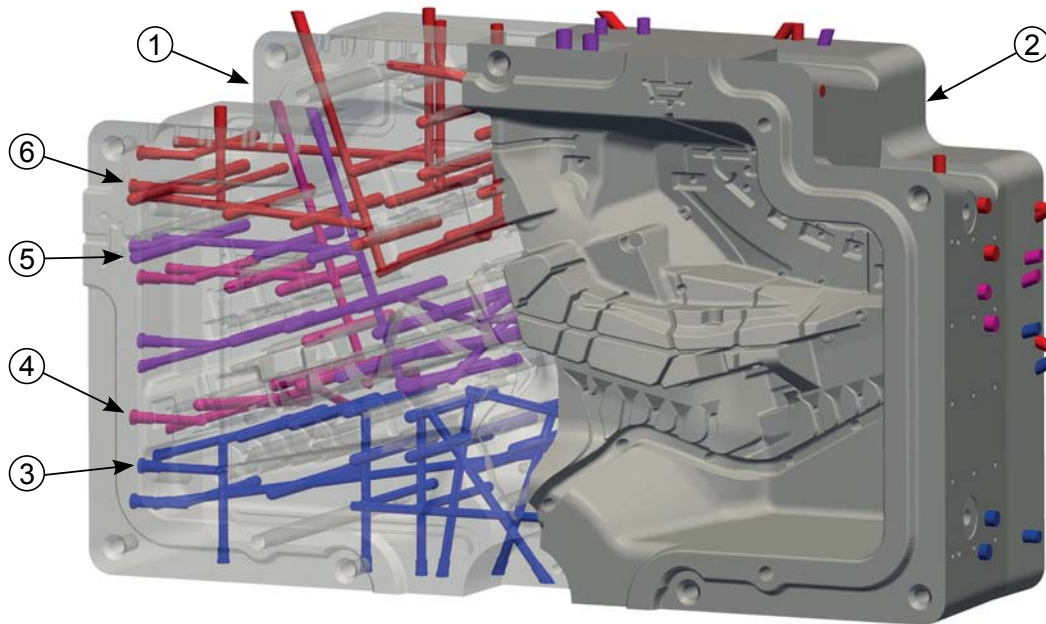


Abbildung 6.2: Linker (1) und rechter (2) Teileinsatz der beweglichen Formhälfte des Verbindungsteils Schweller-Längsträger mit Temperierungen für den Anguss- (3), Bauteil- (4,5) und Überlaufbereich (6) mit steigender Medientemperatur

Raumtemperatur auf die Hintergrundtemperatur in der Simulation nicht abgebildet, sondern über eine homogene Initialtemperatur des Druckgießwerkzeugs modelliert. Da sich die Druckgießform und damit verbunden auch die Kavität zwischen den beiden Formhälften im Realprozess während dieses Aufheizvorgangs jedoch aufgrund der thermischen Ausdehnung des Warmarbeitsstahls vergrößert, gilt es, diesen Einfluss auf die Geometrie auch in der Simulation abzubilden. Die Geometriedaten aus der Konstruktion spiegeln lediglich die Abmessungen bei Raumtemperatur wieder, so dass sowohl die beiden Formhälften als auch das Bauteil mit dem Gießsystem im Simulationsmodell durch einen Skalierungsfaktor vergrößert werden müssen. Dieser Skalierungsfaktor berechnet sich aus dem Integral des thermischen Ausdehnungskoeffizienten des Warmarbeitsstahls zwischen Raumtemperatur, die sich auf die Konstruktion und die Fertigung des Druckgießwerkzeugs bezieht, und der durchschnittlichen Hintergrundtemperatur während des eingeschwungenen Produktionsprozesses, wie in Abbildung 6.3 dargestellt:

$$SF_{Temp} = \int_{20^{\circ}C}^{170^{\circ}C} \alpha(T) dT = 0,00147 = 1,47 \frac{mm}{m} \quad (6.1)$$

Bei der Konstruktion des Druckgießwerkzeugs ist bereits ein weiterer Skalierungsfaktor berücksichtigt, der die Kompensation für die Schwindung im Gießprozess beschreibt.

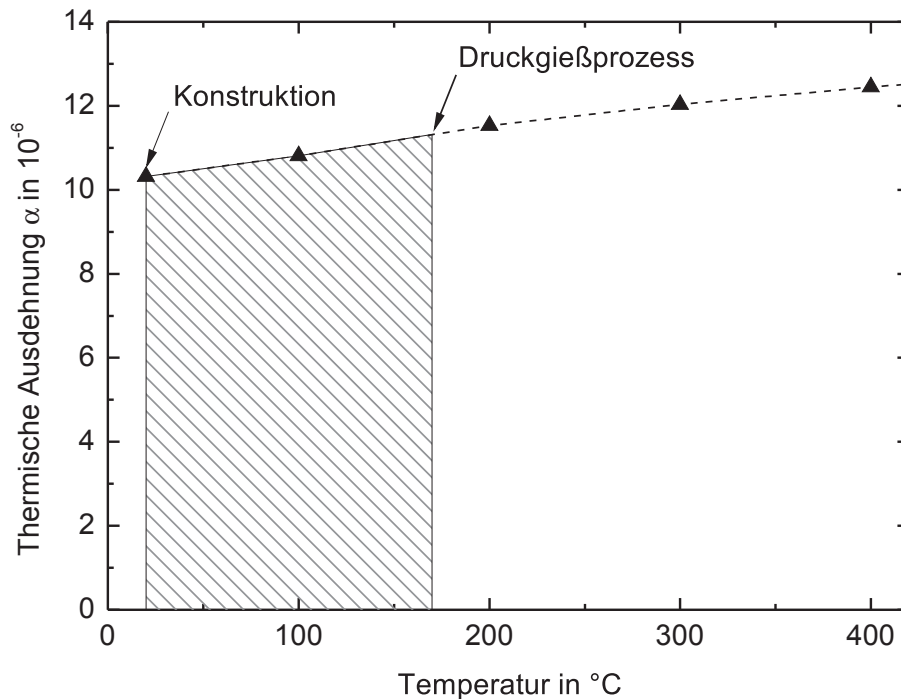


Abbildung 6.3: Thermischer Ausdehnungskoeffizient  $\alpha$  des Warmarbeitsstahls nach Klasse 1.2343 mit schraffiertem Integral der thermischen Ausdehnung zwischen Konstruktionsdaten bei Raumtemperatur ( $20^{\circ}\text{C}$ ) und dem eingeschwungenen Zustand des Druckgießprozesses ( $170^{\circ}\text{C}$ )

Diese Schwindung setzt sich aus den drei Phasen der Flüssigphasenschwindung, Erstarrungsschwindung und Festkörperschwindung zusammen [HASS07]. Abbildung 6.4 veranschaulicht diese drei Phasen in einem Beispiel aus dem Sand-/Kokillenguss. Im Gegensatz zum Sand- und Kokillenguss wirkt beim Druckguss der Nachdruck der Flüssigphasen- und Erstarrungsschwindung teilweise entgegen. Der Grad der Nachspeisung hängt hierbei von den Wandstärken im Gussteil sowie der Wandstärke im Anschnitt ab. Basierend auf Erfahrungen hat sich im Druckguss ein Skalierungsfaktor zwischen Fertigteil und Werkzeugkavität von 0,5 % etabliert, der diese genannten Phänomene berücksichtigt [VERB08]. Der gesamte Skalierungsfaktor zwischen der Fertigteilgeometrie und der Werkzeugkavität während des Gießprozesses setzt sich folglich derart zusammen:

$$SF = (1 + 0,005) \cdot \left( 1 + \int_{20^{\circ}\text{C}}^{170^{\circ}\text{C}} \alpha(T) dT \right) = 1,005 \cdot 1,00147 = 1,0065 \quad (6.2)$$

Die Vernetzung der Geometrien von Gussteil, Gießsystem und Werkzeug in der Gießsimulationsoftware erfolgt nach der Prämisse, dass im Bereich der Werkzeugkavität mindestens drei Volumenelemente im Querschnitt der jeweiligen Wandstärke liegen. Sowohl für die Strömungsberechnung als auch für die Spannungsberechnung stellt



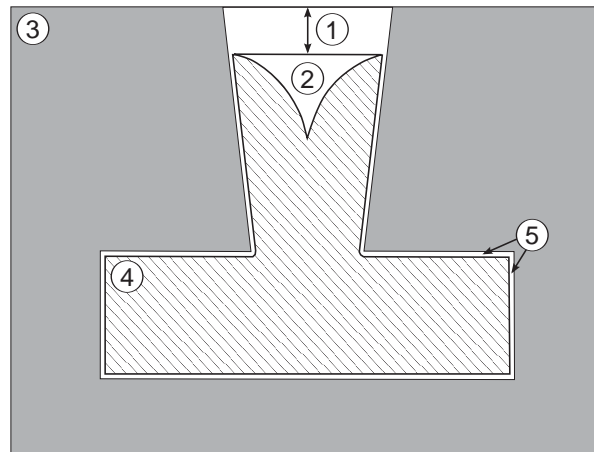


Abbildung 6.4: Darstellung der verschiedenen Phasen der Schwindung für ein Gussteil (1) in einer Form (2) mit Flüssigphasenschwindung (3), Erstarrungsschwindung (4) und Festkörperschwindung (5), nach [HASS07]

diese Prämisse eine ausreichende Auflösung der Geschwindigkeitsverteilungen innerhalb der Wandstärke und der Spannungen sicher. Daraus resultiert für das Gussteil, den Anschnitt und die Überlaufbohren eine Zellgröße von  $0,6\text{ mm}$  bis  $0,8\text{ mm}$ , für das Angussystem von  $1,5\text{ mm}$  bis  $3,0\text{ mm}$  und für das Werkzeug mit den darin liegenden Temperierkanälen und den Pressrest von  $5,0\text{ mm}$  bis  $12\text{ mm}$  je nach Raumrichtung. Aus diesen Netzelementgrößen ergeben sich die in Tabelle 6.1 gezeigten Elementzahlen für das Gussteil und das Gießsystem zu ca.  $5,2\text{ Mio.}$  und für das Druckgießwerkzeug mit Temperierung zu ca.  $500\text{ Mio.}$  für die thermische Berechnung. Durch den Zuschnitt gemäß Abbildung 6.1 kann die Elementzahl für die Spannungsberechnung von  $5,2\text{ Mio.}$  auf  $4,2\text{ Mio.}$  reduziert werden.

### Material- und Simulationskennwerte

Für die naturduktile Aluminiumlegierung AlSi9Mn wird der dafür bereits in der Gießsimulationssoftware hinterlegte Datensatz mit den dazugehörigen temperaturabhängigen Materialkennwerten wie Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$ , Dichte  $\rho$ , spezifische Wärmekapazität  $c_p$ , E-Modul  $E$  und Poisson-Zahl  $\nu$  verwendet. Lediglich der thermische Ausdehnungskoeffizient wird für die folgenden Untersuchungen modifiziert.

Während der dritten Phase des Druckgießprozesses verhindert der Nachdruck von bis zu  $1000\text{ bar}$  eine Spaltbildung zwischen erstarrendem Gussgefüge und Werkzeugoberfläche durch das Nachspeisen solange, bis der Anschnitt als Bereich dünnster Wandstärke vollständig erstarrt ist und somit abfriert. Aufgrund der Netzauflösung von lediglich drei Zellen in der Wandstärke sind diese Nachspeisungsphänomene nur rudimen-



Tabelle 6.2: Thermophysikalische Kennwerte des für die Druckgießformen verwendeten Warmarbeitsstahls der Klasse 1.2343

Temperatur $T$ in $K$	Spez. Wärmekapazität $c_p$ in $\frac{J}{g \cdot K}$	Therm. Ausdehnung $\alpha$ in $10^{-6} \frac{m}{m}$	Dichte $\rho$ in $\frac{kg}{m^3}$	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ in $\frac{W}{K \cdot m}$
20	0,450	10,317	7804	28,5
100	0,475	10,813	7784	29,3
200	0,518	11,528	7756	30,4
300	0,554	12,036	7726	30,2
400	0,597	12,447	7694	29,9
500	0,658	12,792	7662	29,4
600	0,744	13,095	7629	28,5
700	0,859	13,294	7596	26,3

tär abbildbar. Die Temperaturen in den drei Zellen stellen dabei eine über die jeweilige Zellengröße gemittelte Temperatur dar, wodurch die Maximaltemperaturen potentiell unterschätzt werden. Vergleichende Simulationsstudien mit drei Netzelementen in der Wandstärke und sehr feiner Zellauflösung mit über 50 Netzelementen in der Wandstärke zeigen, dass bei einer Wandstärke von  $3,0\text{ mm}$  eine Nachspeisung möglich ist, bis die Temperatur der äußeren der drei Netzelementen im Querschnitt bei ca.  $425^\circ C$  liegt. Der thermische Ausdehnungskoeffizient der Aluminiumlegierung AISi9Mn wird folglich dahingehend abgeändert, dass die thermische Ausdehnung ab dieser Temperatur zu Null gesetzt wird, um auch bei der Auflösung mit lediglich drei Netzelementen im Querschnitt die Nachspeisungsphänomene näherungsweise abbilden zu können.

Für den verwendeten Warmarbeitsstahl wird ein Materialdatensatz gemäß der folgenden Tabelle 6.2 verwendet, da die Wärmeleitfähigkeit und die thermische Ausdehnung innerhalb der zulässigen Legierungsspezifikationen der Klasse 1.2343 für Warmarbeitsstähle stark variieren kann. Die nachfolgenden Kennwerte beschreiben hierbei genau den im Versuch verwendeten Warmarbeitsstahl.

Weitere entscheidende Eingabeparameter für die Simulation des Druckgießens sind die thermischen Wärmeübergangskoeffizienten von Schmelze, erstarrtem Gussteil und Form. Tabelle 6.3 zeigt die im Rahmen dieser Studien verwendeten Übergangskoeffizienten.

Im Vergleich zum Standarddatensatz wird der Wärmeübergangskoeffizient der flüssigen Schmelze zur Form konstant auf  $10000 \frac{W}{m^2 \cdot K}$  erhöht, da dieser Wärmeübergang für den Druckguss meist unterschätzt wird [PFIT06]. Insbesondere für das dickwandige Angusssystem ist diese Erhöhung im Wärmeübergang notwendig, da es mit dem Standardwert bis zur Entformung flüssig beziehungsweise teilerstartt bleiben würde.



Tabelle 6.3: Modellierung der relevanten Wärmeübergänge in der Simulation mittels Wärmeübergangskoeffizienten und Kontakttemperaturen

Wärmeübergang	Wärmeübergangskoeffizient in $\frac{W}{m^2 \cdot K}$
Flüssige Schmelze - Form	10000
Erstarrte Aluminiumlegierung - Form	5400
Feste Formhälfte - bewegliche Formhälfte	2000
Formeinsätze links - rechts	3000
Form - Kühlbohrung Öl	1100
Form - Kühlbohrung Wasser	5800
Formoberfläche - Sprühmedium	5200
	bei 20 °C Medientemperatur
Formoberfläche - Blasmedium	2000
	bei 20 °C Medientemperatur
Konvektion auf der Oberfläche	32
	bei 30 °C Umgebungstemperatur
Gießtraube - Abschreckmedium Dusche	1300
	bei 40 °C Wassertemperatur
Gießtraube - Abschreckmedium Bad	2900
	bei 40 °C Wasserbadtemperatur

Der Wärmeübergang zwischen der erstarrten Legierung und der Form fällt durch die Spaltbildung niedriger aus und wird auf  $5400 \frac{W}{m^2 \cdot K}$  gesetzt.

Für die Wärmeübergänge zwischen den Formhälften, den Teileinsätzen, sowie den Temperierbohrungen mit Öl und Wasser werden Standarddatensätze aus der Gießsimulation software verwendet [MAGM13].

Der Sprüh- und Blasprozess wird in der Simulation durch den Kontakt der Werkzeugkavität mit einer bestimmten Kontakttemperatur und einem Wärmeübergangskoeffizienten für eine effektive Sprüh- beziehungsweise Blasdauer definiert. Auch hier werden vorhandene Standarddatensätze für die Kontakttemperaturen und Wärmeübergänge verwendet, lediglich die Kontaktdauer wird auf den Realprozess angepasst.

Die Wärmeübergänge des Gussteils und Gießsystems bei der weiteren Abkühlung nach dem Entformen werden durch den Vergleich mit Messkurven durch iterative Adaption der Simulationsparameter ermittelt: Für das reine Abkühlen an Luft durch Konvektion wird der Wärmeübergangskoeffizient zu  $32 \frac{W}{m^2 \cdot K}$ , für das Abkühlen mittels Wasserdusche zu  $1300 \frac{W}{m^2 \cdot K}$  und mittels Wasserbad zu  $2900 \frac{W}{m^2 \cdot K}$  ermittelt. Ein Vergleich von Simulation und Experiment wird im Rahmen der folgenden Validierung vorgestellt.



## 6.2 Validierung des Simulationsmodells für die Verzugberechnung im Druckgießen

Die Validierung des Simulationsmodells für die Verzugsvorhersage aus dem Druckgießprozess erfolgt durch Vergleich von Experiment und Simulation sowohl anhand der Temperaturfelder in der Druckgießform und dem Gussteil als auch anhand des Verzugs nach dem Gießen. Bezüglich der Prozessparameter liegt hierbei der Serienprozess für das in Abbildung 6.1 dargestellte Verbindungsteil Schweller-Längsträger zugrunde.

### Prozessparameter der experimentellen Untersuchung und deren Modellierung in der Simulation

Dieses Verbindungsteil Schweller-Längsträger wird im Gießereitechnikum der AUDI AG in Ingolstadt auf einer Müller-Weingarten Druckgießanlage GDK 2000 mit einer Schließkraft von  $20000\text{ kN}$  gegossen. Tabelle 6.4 zeigt hierzu eine Auflistung der einzelnen Prozessschritte mit der Dauer und der Modellierung in der Simulation:

Tabelle 6.4: Analyse der Taktzeit und Modellierung der einzelnen Prozesse in der Simulation

Prozessschritt	Realprozess	Modellierung Simulation
Sprühen feste Formhälfte	29 s	5 s Sprühen 24 s Warten
Blasen feste Formhälfte	7 s	3 s Blasen 4 s Warten
Sprühen bewegliche Formhälfte	57 s	5 s Sprühen 3 s Sprühen Amboss 49 s Warten
Blasen bewegliche Formhälfte	15 s	3 s Blasen 12 s Warten
Schließen der Formhälften	14 s	14 s Warten
Dosieren der Schmelze	10 s	10 s Warten
Formfüllung	3 s	3 s Schusskurve
Abkühlzeit bis Öffnen der Form	30 s	30 s
Wartezeit bis Auswerfen	13 s	13 s Warten
Wartezeit bis Sprühen	28 s	28 s Warten
Taktzeit	206 s	206 s



Zu Beginn des Prozesszyklus steht das Sprühen der beiden Formhälften mit einer Emulsion aus Trennmittel und Wasser. Da es sich bei dem untersuchten Bauteil um ein Prototypenbauteil mit nur geringen Stückzahlen handelt, wird für den Sprühprozess kein konturbezogener Sprühkopf, sondern ein Universalsprühkopf verwendet. Dieser Sprühkopf verfährt mittels Roboter entlang der festen und beweglichen Formhälfte und sprüht dabei nur immer einen Teil der Werkzeugoberfläche, woraus sich die für den Druckgießprozess eher untypische lange Sprühdauer und damit auch verbundene lange Zykluszeit von  $206\text{ s}$  ergibt. Das Sprühen der festen Formhälfte nimmt im Realprozess  $29\text{ s}$  in Anspruch, wird in der Simulation jedoch mittels einer effektiven Sprühkontaktdauer der gesamten Kavität der festen Formhälfte mit  $5\text{ s}$  abgeschätzt. Daran schließt sich eine  $24\text{ s}$  dauernde Wartezeit an, um die Zykluszeit in Experiment und Simulation identisch zu halten. Analog wird beim Blasprozess verfahren, wobei die  $7\text{ s}$  Blasdauer der verfahrenenden Bewegung des Realprozesses durch einen  $3\text{ s}$  dauernden effektiven Blaskontakt mit einer darauffolgenden Wartezeit von  $4\text{ s}$  in der Simulation modelliert wird. Ebenso wird der Sprüh- und Blasprozess der beweglichen Formhälfte mittels einer effektiven Kontaktzeit und Wartezeit abgebildet.

Sowohl das Schließen der beiden Formhälften mit einer Dauer von  $14\text{ s}$  als auch die Dosierzeit mit einer Dauer von  $10\text{ s}$  werden in der Simulation als Wartezeit modelliert. Im Realprozess erfolgt die Dosierung durch das Vacuralverfahren, bei dem mittels Unterdruck in der Formkavität die Schmelze mit einer Temperatur von  $710^\circ\text{C}$  aus dem Warmhalteofen in die Gießkammer gesaugt wird. Dieser Vorgang wird in der Simulation über eine einfache Temperaturabnahme von  $710^\circ\text{C}$  auf  $660^\circ\text{C}$  bei der anschließenden Formfüllung berücksichtigt.

Die erste und zweite Phase der Formfüllung erfolgen daraufhin innerhalb von  $3\text{ s}$ , wobei die maximale Kolbengeschwindigkeit bei  $5,5\frac{\text{m}}{\text{s}}$  liegt. Daraus ergibt sich eine durchschnittliche Anschnittgeschwindigkeit von  $49\frac{\text{m}}{\text{s}}$  und eine Füllzeit von Gussteil und Überlauf von  $51\text{ ms}$ . In der dritten Phase der Formfüllung wird der Nachdruck mit einem resultierenden spezifischen Gießdruck von  $530\text{ bar}$  aktiviert, der während  $50\%$  der Zuhaltezeit von  $30\text{ s}$  aktiviert bleibt. Sowohl die Schusskurve als auch der Nachdruck und die Zuhaltezeit werden identisch aus dem Realprozess in die Simulation übertragen.

Die Wartezeit bis zum Auswerfen des Gussteils aus der Druckgießform von  $13\text{ s}$  sowie die Dauer für das Entnehmen des Gussteils mit der Kontrolle der Vollständigkeit des Gussteils von  $28\text{ s}$  wird ebenfalls in der Simulation modelliert.

Im Anschluss an die Teilekontrolle erfolgt im Realprozess die Abkühlung in einer Abkühlstation mit Hilfe einer Wasserdusche für eine Dauer von  $10\text{ s}$  mit einer anschließenden weiteren Abkühlung an der Umgebungsluft. Dieses Abkühlen in der Wasserdusche sowie an der Umgebungsluft wird in der Simulation durch eine Kontakttemperatur und



einen Wärmeübergangskoeffizienten gemäß Tabelle 6.3 zusammen mit den aus dem Realprozess stammenden Zeiten abgebildet.

Analog zum konturbezogenen Sprühkopf existiert für das untersuchte Bauteil auch kein Entgratwerkzeug. Nach Abkühlen auf Raumtemperatur werden die Bauteile mittels Laserschneiden beziehungsweise Plasmaschneiden von Anguss- und Überlaufsystem abgetrennt. In der Gießsimulation wird dies durch Entfernen von Anguss- und Überlaufsystem aus dem Rechenetz der Spannungsberechnung nach Abkühlen auf Raumtemperatur abgebildet, so dass die durch das Abkühlen aufgebauten Eigenspannungen in Form von Verformungen freiwerden können.

Für die Temperierung der Druckgießform wird wie in Abbildung 6.2 dargestellt im Bereich des Angussystems Öl mit  $80^{\circ}\text{C}$ , im Bauteilbereich Öl mit  $100^{\circ}\text{C}$  bis  $160^{\circ}\text{C}$  und im Bereich des Überlaufs ebenfalls Öl mit  $160^{\circ}\text{C}$  verwendet. Die Temperierung des Gießverteilers und des Pressrests erfolgt mit Hilfe von Wasser bei  $25^{\circ}\text{C}$ . Diese Temperaturen werden in der Simulation identisch übernommen und mit den in Tabelle 6.3 angegebenen Wärmeübergangskoeffizienten für Öl und Wasser modelliert.

Jeweils zu Beginn des Gießprozesses werden mehrere Anfahrzyklen durchfahren, um in der Druckgießform ein eingeschwungenes Temperaturfeld für konstante Produktionsbedingungen zu erzeugen. Diese Anfahrzyklen dienen ebenfalls in der Simulation zur Ausprägung der Temperaturverteilung in der Druckgießform.

### **Untersuchung der Temperaturfelder der Druckgießform und des Gussteils in Experiment und Simulation**

Aufgrund der über 500 Mio. Netzelementen zur Vernetzung der Druckgießform tragen diese Simulationszyklen für die Formtemperierung entscheidend zur Gesamtrechenzeit bei. Die genaue Vorhersage der Temperaturfelder in der Druckgießform und damit im Gussteil ist jedoch die Grundlage für die korrekte Berechnung der thermisch bedingten Spannungen und Verformungen. Somit gilt es, das Optimum zwischen Rechenzeit mit minimaler Anzahl an Aufheizzyklen und korrekter Temperaturfeldberechnung zu finden.

Abbildung 6.5 zeigt den Verlauf der Temperatur in Simulation und Experiment über mehrere Aufheizzyklen hinweg jeweils vor und nach dem Sprühprozess. Der Messpunkt liegt hierbei auf der beweglichen Formhälfte im Bereich des Gussteils, wie auch in Abbildung 6.6 und 6.7 gezeigt. Die gemessenen Absoluttemperaturen sind hierbei



aus den Thermografieaufnahmen des stationär an der Druckgießmaschine verankerten Thermokamerasystems vom Typ *Total Thermal Vision*® entnommen, dessen Kalibrierung über ein Referenz-Thermoelement im Bildbereich erfolgt ist. Die stationäre Montage an der Druckgießmaschine garantiert dabei, dass in jedem Zyklus an derselben Position gemessen wird, um Unschärfen durch unterschiedliche Messwinkel und winkelabhängige Reflexions- und Emissionskoeffizienten zu minimieren.

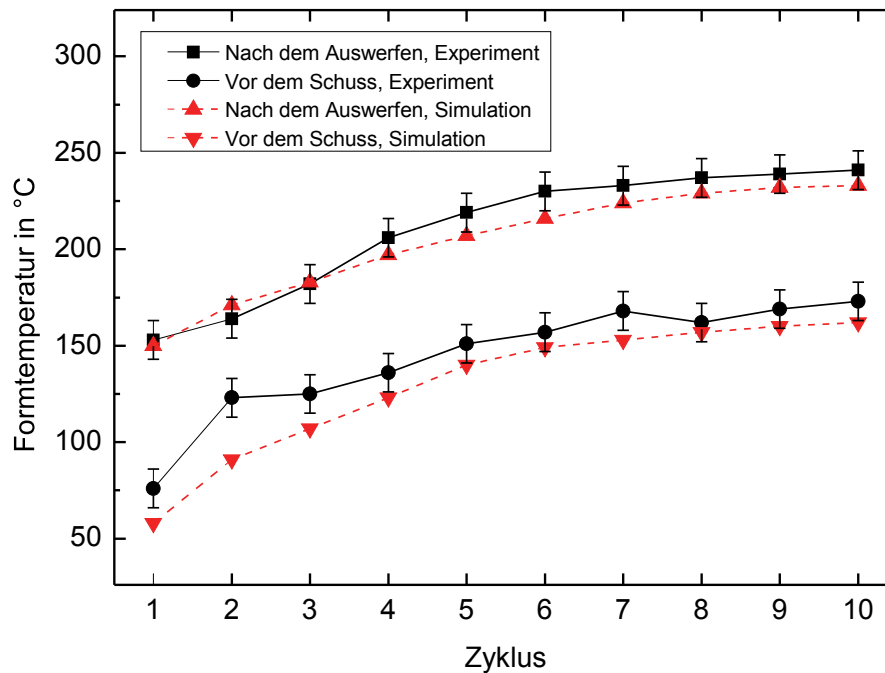


Abbildung 6.5: Vergleich der simulationsgestützt und experimentell ermittelten Formtemperaturen am Messpunkt im Bauteilbereich (s. Abb. 6.6 und 6.7) über mehrere Produktionszyklen hinweg zu den Zeitpunkten „Nach dem Auswerfen“ und „Vor dem Schuss“, was im Prozess den Zeitpunkten vor und nach dem Sprühen der Formoberfläche mit Trennmittel entspricht

Der Vergleich zeigt, dass die simulationsgestützt ermittelten und gemessenen Temperaturen an diesem Messpunkt über alle Aufheizzyklen hinweg um weniger als  $25^{\circ}\text{C}$  differieren und nach dem zehnten Zyklus sogar bis auf eine Abweichung von  $10^{\circ}\text{C}$  übereinstimmen, was in der Größenordnung der Messgenauigkeit liegt. Weiterhin ist deutlich zu sehen, dass das Temperaturfeld an diesem Messpunkt ab dem zehnten Zyklus einen stationären Zustand erreicht. Für die Simulation der Aufheizzyklen zeigt sich, dass zur genauen Vorhersage des Temperaturfelds in der Druckgießform somit mindestens zehn Zyklen zu berechnen sind.

Neben diesem Vergleich an nur einem Messpunkt gilt es, das Temperaturfeld aus Simulation und Experiment in der gesamten Form gegenüberzustellen. Die Abbildungen 6.6 und 6.7 zeigen hierzu die Temperaturfelder in der beweglichen Formhälfte zu



gleichen Zeitpunkten vor und nach dem Sprühprozess im zehnten Aufheizzyklus. Die Temperaturmessung erfolgte auch hier mit Hilfe der stationären Thermokamera.

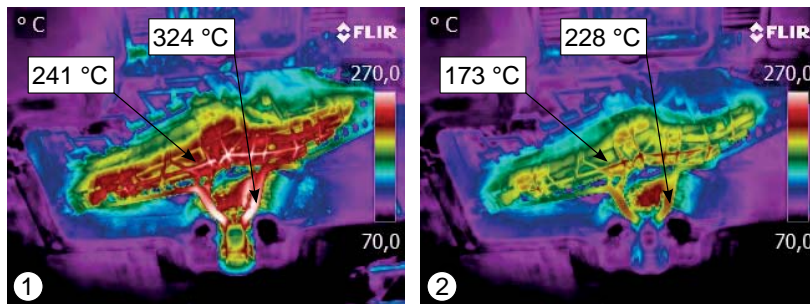


Abbildung 6.6: Temperaturverteilung der beweglichen Werkzeughälfte des Verbindungsteils Schweller-Längsträger vor (1) und nach (2) dem Sprühprozess an einem Messpunkt im Angussystem und einem Messpunkt im Bauteilbereich

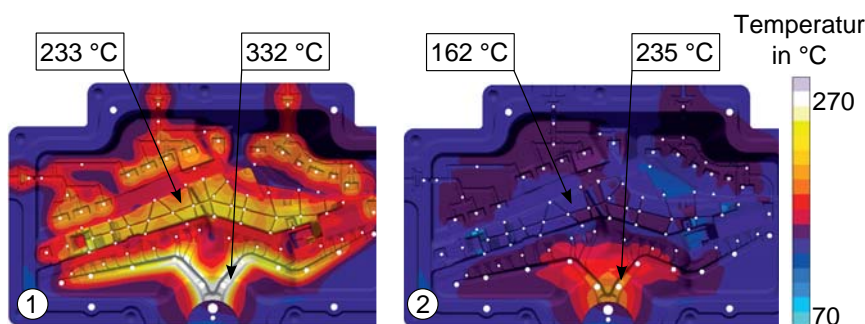


Abbildung 6.7: Temperaturverteilung der beweglichen Werkzeughälfte des Verbindungsteils Schweller-Längsträger vor (1) und nach (2) dem Sprühprozess in der Simulation an einem Messpunkt im Angussystem und einem Messpunkt im Bauteilbereich

Auch für einen zweiten Messpunkt, der im Bereich des Angussystems liegt und aufgrund der dicken Wandstärke thermisch hochbelastet ist, stimmen die Temperaturen aus Simulation und Experiment bis auf weniger als  $10^{\circ}\text{C}$  überein. Vergleicht man weiterhin die Absoluttemperaturen und Temperaturverläufe im Bereich der Überlaufbohlen und der Angussfinger ist eine sehr gute Übereinstimmung festzustellen. Mit den gezeigten Wärmeübergangskoeffizienten und Prozessmodellierungen ist es somit möglich, das Temperaturfeld der Druckgießform in der Simulation hinreichend genau wiederzugeben.

Neben den Temperaturverläufen und -verteilungen in der Druckgießform ist für die Berechnung der thermischen Spannungen und Verzüge im Gussteil auch der Temperatur-





verlauf des Gussteils nach dem Ausformen aus der Druckgießform genau abzubilden. Hierfür werden die drei im Bereich Druckguss typischen Abkühlarten mittels Konvektion an Luft, Abkühlen in einer Wasserdusche und in einem Wasserbad experimentell untersucht und in der Simulation nachmodelliert. Abbildung 6.8 zeigt hierzu die mit Hilfe eines Thermoelements am Bauteil gemessenen Temperaturen nach dem Ausformen für diese drei Arten der Abkühlung. Während die Abkühlung an Luft eine langsame Temperaturabnahme zeigt, ist für das Abkühlen im Wasserbad und der Wasserdusche bei ca.  $81\text{ s}$  ein rapider Temperaturabfall zu sehen. Die in Tabelle 6.3 dargestellten Wärmeübergangskoeffizienten sind in der Simulation durch einen iterativen Prozess angenähert, bis die Simulationskurven mit einer Abweichung von weniger als  $15^\circ\text{C}$  diesen gemessenen Temperaturen entsprechen. Die Abweichungen beim Abkühlen auf Raumtemperatur sind auf die schwankenden Temperaturen der Umgebungsluft in der Gießerei zurückzuführen, haben aber für die thermischen Spannungen und Verzüge im Gussteil einen vernachlässigbaren Einfluss.

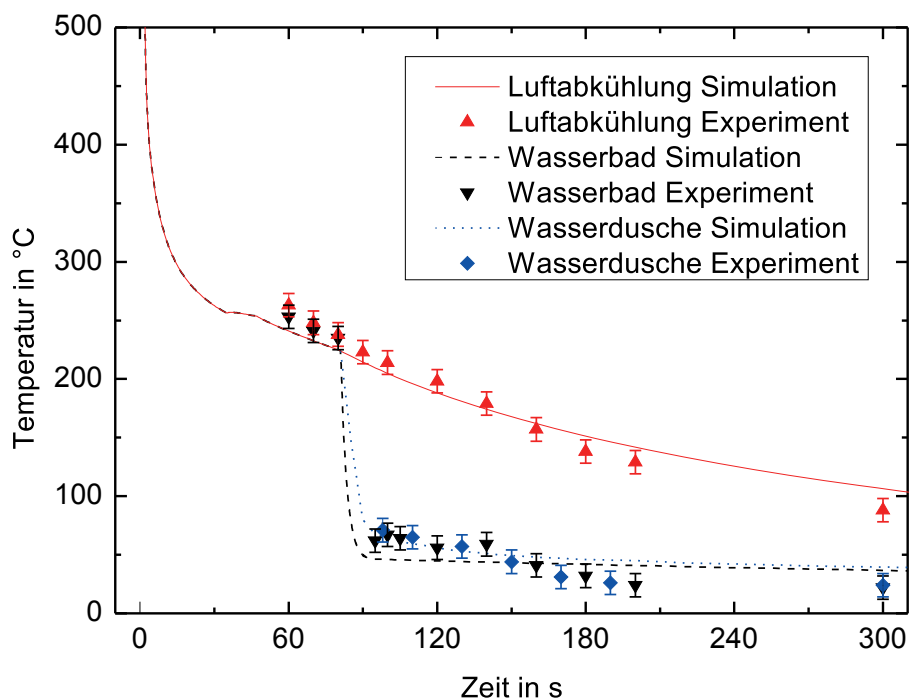


Abbildung 6.8: Vergleich des Temperaturverlaufs an einem Messpunkt zwischen Simulation und Experiment für die Prozessführungen mit Abschreckung im Wasserbad, Abkühlung an Luft und Abschreckung in der Wasserdusche

Mit Hilfe der aufgezeigten Modellierung durch die Wärmeübergangskoeffizienten ist es somit weiterhin möglich, die Temperaturverläufe im Gussteil während der Abkühlung innerhalb und außerhalb der Form bei allen drei Abkühlarten als Ausgangsbasis für die Verzugsberechnung hinreichend genau vorherzusagen.



## Untersuchung des prozessbedingten Verzugs in Experiment und Simulation

In einem nächsten Schritt werden nun die Spannungen und prozessbedingten Verformungen im Gussteil auf Basis dieser Temperaturfelder berechnet und anschließend mit Verzugsmessungen aus dem Realprozess verglichen.

Für die Verzugssimulation wurde der Prozess wie beschrieben in der Simulation abgebildet. Nach zehn Aufheizzyklen wird die Formfüllung, die Erstarrung, die Abkühlung des Bauteils innerhalb und außerhalb der Form bis Raumtemperatur sowie das Entfernen des Anguss- und Überlaufsystems berechnet. Abbildung 6.9 zeigt das Simulationsergebnis des prozessbedingten Verzugs in einer um den Faktor 20 überhöhten Darstellung. Deutlich ist dabei sowohl das nach oben Biegen des rechten und linken Bereichs in Ansicht 1 zu sehen, als auch die Torsion um die Längsachse des Bauteils in Ansicht 2. Die Falschfarbendarstellung des Verzugs ausgerichtet nach RB (Referenz-Bearbeitung) in Ansicht 3 zeigt unter anderem die Bereiche, in denen die maximal vorhergesagten Verzüge mit  $-1,6\text{ mm}$  und  $1,5\text{ mm}$  liegen. Unter Berücksichtigung der zulässigen Fertigungstoleranz von  $0,7\text{ mm}$  würden die Füge-Anlage-Flächen im rechten und oberen Bereich dazu führen, dass das Bauteil so im Karosseriebau nicht ohne Probleme verbaut werden könnte.

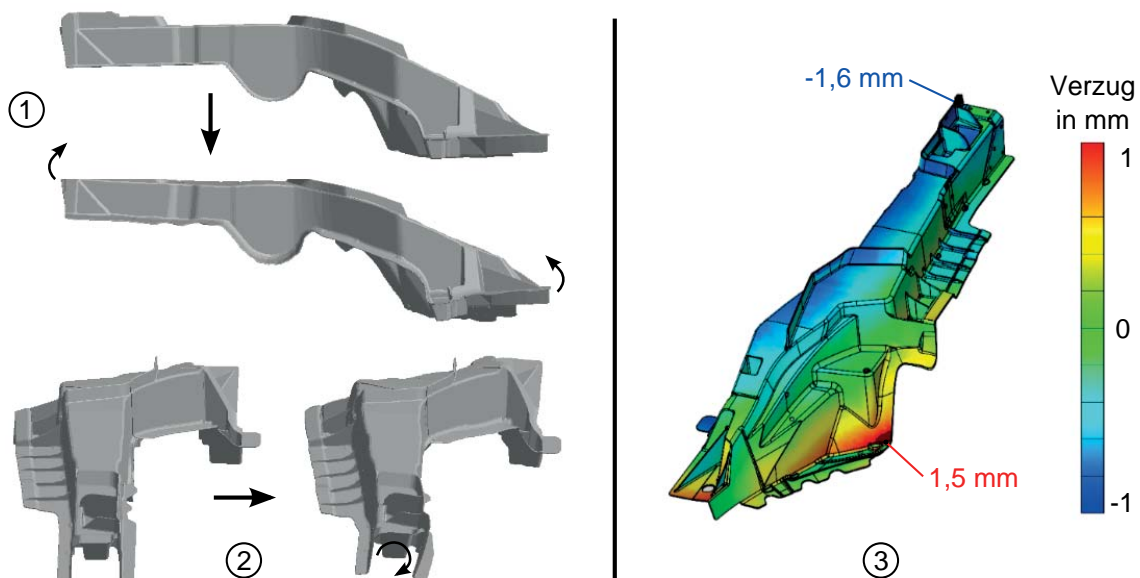


Abbildung 6.9: Simulationsergebnis des prozessbedingten Verzugs am Verbindungsstück Schweller-Längsträger in überhöhter Darstellung um Faktor 20 im Vergleich zur Ausgangsgeometrie (1, 2) sowie Falschfarbendarstellung des Verzugs mit Extremwerten (3)



Für die Vermessung der Bauteile wird eine Auswahl von 120 aus den in Abbildung 5.6 dargestellten statistisch auf den Füge-Anlage-Flächen des Verbindungsteils Schweller-Längsträger verteilten Messpunkten herangezogen. Die Ausrichtung der verzugsbehafteten Bauteile erfolgt sowohl bei der realen Vermessung als auch bei der Untersuchung der Simulationsergebnisse nach RB. Um den Einfluss von Schwankungen im Prozess abschätzen zu können und um die Beeinflussung des Ergebnisses dadurch zu reduzieren, werden 20 Bauteile vermessen. Hierfür werden im Realprozess zur Temperierung der Form zehn Anfahrteile produziert, bevor danach jedes zweite Bauteil für die Vermessung entnommen wird. Die Bauteile dazwischen werden für die Qualitätsprüfung mittels Röntgenanalyse, Blisterprüfung und Zugprüfung verwendet.

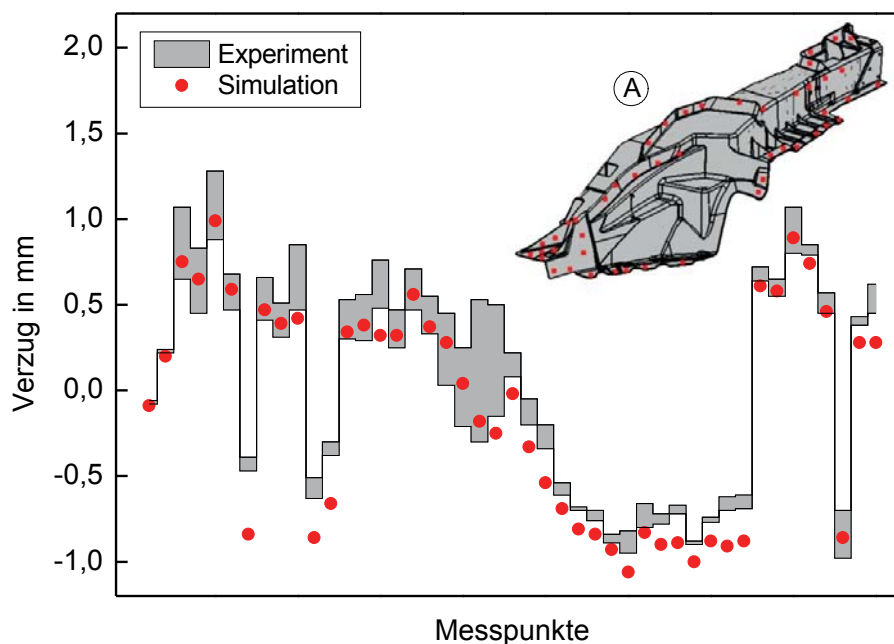


Abbildung 6.10: Vergleich des Streubands des Verzugs im Experiment mit der Verzugsvorhersage aus der Simulation an verschiedenen Messpunkten auf den Füge-Anlage-Flächen (A)

Ein Vergleich des gezeigten Simulationsergebnisses mit den Messungen ist in Abbildung 6.10 für einen Auszug von über 40 Messpunkten dargestellt. Dafür ist der am Messpunkt vorhergesagte Verzug aus der Simulation dem Streuband der 20 Messungen gegenübergestellt. Deutlich ist hierbei zu sehen, dass der in der Simulation vorhergesagte Verzug sowohl von der Tendenz her als auch vom quantitativen Wert her meist im oder nahe am Streuband der Messungen liegt. Während die Vorhersage der Simulation für positive Verzüge meist im unteren Bereich des Streubands liegt, werden negative Verzüge durch die Simulation minimal überschätzt, was auf eine Verdrehung des Bauteils entlang der Längsachse bei der Ausrichtung nach RB schließen lässt.



Ein vollständiger Vergleich über alle Messpunkte ist in Abbildung 6.11 mit Hilfe eines Histogramms der Differenz des Verzugs aus Experiment und Simulation dargestellt. Die maximal auftretenden Abweichungen zwischen Experiment und Simulation liegen dabei bei weniger als  $0,4 \text{ mm}$ . Die Kumulative Betrachtung dieser Verteilung der Differenzen zeigt, dass der Verzug mit Hilfe der Gießsimulation an  $80\%$  der Messpunkte mit einer Genauigkeit von unter  $0,2 \text{ mm}$  und an  $95\%$  der Messpunkte auf  $0,3 \text{ mm}$  genau vorhergesagt werden kann.

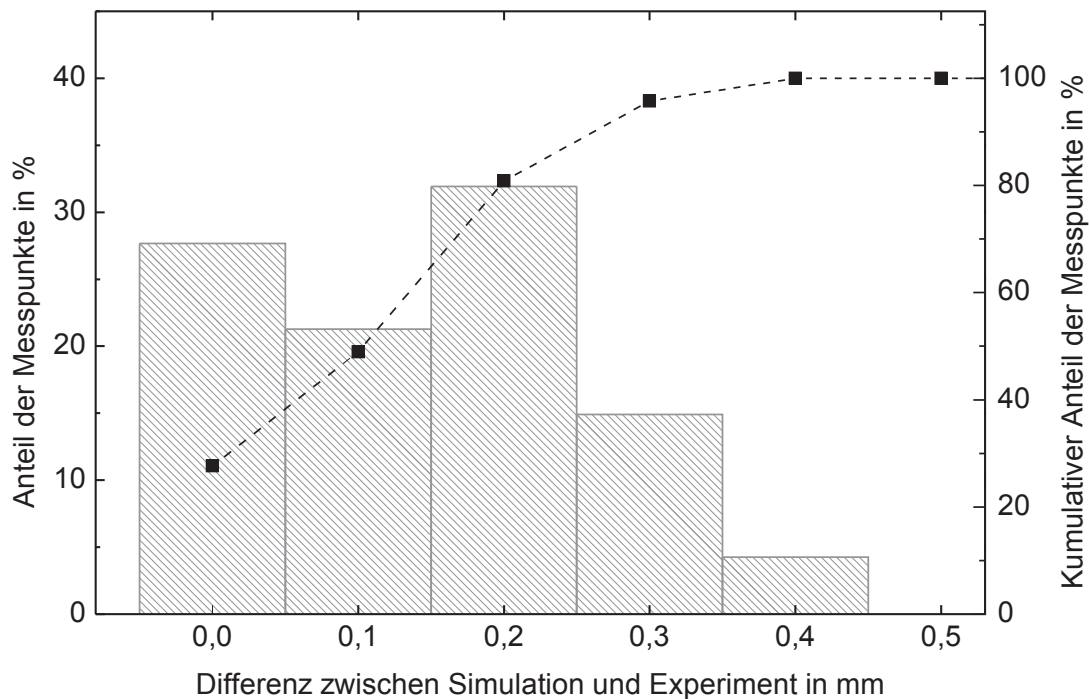


Abbildung 6.11: Histogramm der Differenz des Verzugs aus Experiment und Simulation mit kumulativer Betrachtung

Im Vergleich zur im Karosseriebau zulässigen Maßabweichung im Bereich von  $0,7 \text{ mm}$  bietet die Gießsimulation somit die Möglichkeit einer hinreichend genauen Verzugsvorhersage. Diese Vorhersage kann also folglich als Basis für eine verzugskompensierende Werkzeugmodifikation dienen, sofern sich die Prozess- und Simulationsgrößen nicht ändern.



### 6.3 Sensitivitätsanalyse von Simulationsparametern

Der Einfluss der Simulationsparameter der Formfüllung sowie der Anzahl der notwendigen Aufheizzyklen und des damit verbundenen Temperaturfelds in der Druckgießform werden im Folgenden hinsichtlich ihres Einflusses auf die Genauigkeit der Verzugsvorhersage untersucht. Da sowohl die Formfüllung als auch die Berechnung der Aufheizzyklen einen entscheidenden Anteil zur Rechenzeit der Gießsimulation beitragen, gilt es auch für den Verzug einen guten Kompromiss aus Rechenzeit und Ergebnisgenauigkeit zu finden.

Abbildung 6.12 stellt hierzu die den Verzug aus Simulation und Experiment vergleichende Verzugs Kennzahl  $\xi_V$  über mehrere Aufheizzyklen dar.  $\xi_V$  stellt dabei die Kenngröße dar, wie weit das Simulationsergebnis im Durchschnitt an allen Messpunkten von den gemessenen Verzügen abweicht. Während beim ersten Simulationszyklus noch ein Anstieg der Abweichung zu erkennen ist, nimmt diese mit steigenden Aufheizzyklen ab und stagniert folglich. Die bereits für die thermische Simulation ermittelte Anzahl von zehn Aufheizzyklen bestätigt sich auch bei der Betrachtung des prozessbedingten Verzugs.

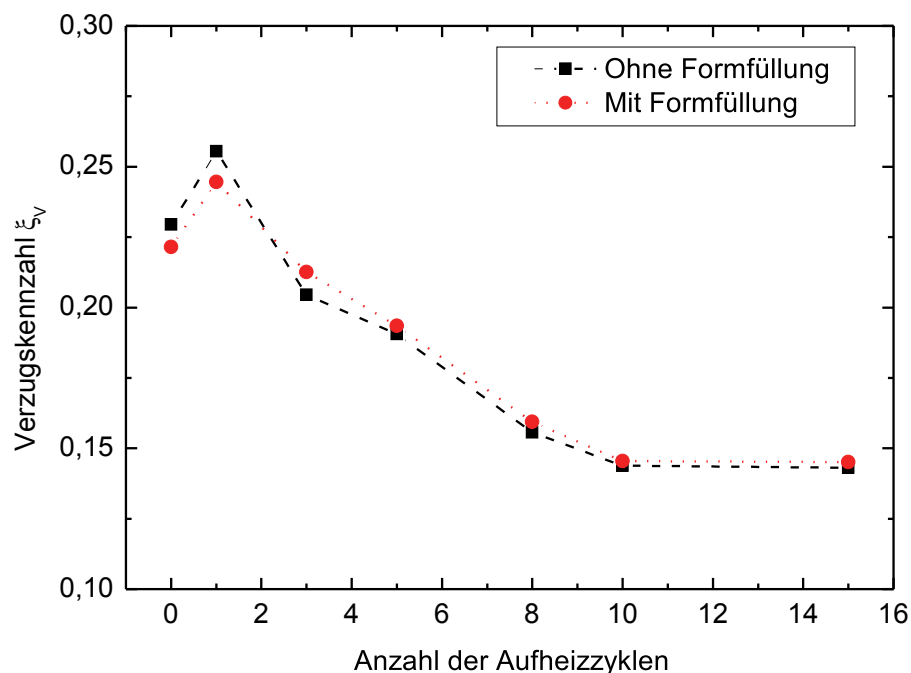


Abbildung 6.12: Kennzahl der Übereinstimmung des Verzugs zwischen Experiment und Simulation  $\xi_V$  über mehrere Aufheizzyklen hinweg mit und ohne Einbeziehung der Formfüllung

Neben dem Einfluss der Aufheizzyklen ist ebenfalls der Einfluss der Berechnung der Formfüllung dargestellt. Hierbei ist zu erkennen, dass der Unterschied zwischen voll-



ständig berechneter Formfüllung und der Annahme einer instantanen Füllung nur minimal ist. Bei dieser instantanen Formfüllung werden keine Strömungen berechnet, sondern die Kavität für die thermische Berechnung direkt mit Schmelze mit einer definierten Temperatur gefüllt. Die Tatsache, dass die Verzugsvorhersage ohne Berücksichtigung der Formfüllung sogar noch näher am Experiment liegt als mit vollständiger Formfüllungsberechnung, lässt sich mit der vereinfachten Annahme eines konstanten Wärmeübergangskoeffizienten während der Formfüllung und Erstarrung begründen. Durch diese Modellierung wird der Temperaturabfall der Schmelze aufgrund von Turbulenz während der Formfüllung in Bereichen schneller Strömung wie im Anschnittbereich unterschätzt, während er in Bereichen langsamer Strömung wie zum Beispiel im Angusssystem überschätzt wird.

Für die Optimierung der Rechenzeit bedeutet dies, dass zwar mindestens zehn Aufheizzyklen für die korrekte Berechnung des Verzugs notwendig sind, die Formfüllungsberechnung jedoch ohne Einbußen bei der Ergebnisqualität vernachlässigt werden kann. Für das gezeigte Simulationsbeispiel bedeutet dies eine Einsparung von ca. 27 % der Rechenzeit.

## 6.4 Sensitivitätsanalyse von Prozesseinflüssen und Prozessparametern

Gemäß dem aufgestellten Versuchsplan wird im Folgenden der Einfluss der als verzugsrelevant identifizierten Prozessgrößen Zuhaltezeit, Formtemperierung und Nachdruck sowohl im Experiment als auch in der Simulation untersucht. Weiterhin wird der zulässige Bereich für Abweichungen dieser Größen ohne Gefährdung der Robustheit der Verzugsvorhersage aus der Simulation ermittelt.

### Zuhaltezeit

Die jeweilige Zuhaltezeit beschreibt dabei die Zeitspanne zwischen erfolgter Formfüllung und dem Öffnen der beiden Formhälften. Vor dem Entnehmen durch den Roboter verbleibt das Gussteil noch weitere 7 s in der beweglichen Formhälfte, bis es durch die Auswerferstifte ausgestoßen wird.

Auch für diese Untersuchung werden vor jeder einzelnen Versuchsreihe zehn Anfahrteile zur Temperierung der Druckgießform produziert. Von den folgenden 20 Teilen wird dann jedes zweite für die Vermessung herangezogen, die restlichen Bauteile dienen



der Qualitätsüberwachung mittels Röntgen und Blisterprüfung. Bei auftretenden Prozessstörungen oder -unterbrechungen wird erneut mit zehn Anfahrteilen begonnen. Die Bauteile werden nach RB ausgerichtet und mittels eines taktilen Koordinatenmessgeräts an den beschriebenen Messpunkten hinsichtlich des Verzugs untersucht.

Die Zuhaltezeit wird dabei im Bereich von  $10\text{ s}$  bis  $75\text{ s}$  untersucht. Diese Grenzen zeigen die im Realprozess umsetzbaren Zuhaltezeiten auf. Bei weiterer Verkürzung ist die Ausbildung einer erstarrten Randschale im Angussystem und dem Gießverteiler nicht mehr gewährleistet, was zum Platzen dieser Bereiche durch den hohen Druck der Schmelze im Inneren führt. Eine Verlängerung der Zuhaltezeit ist für dieses Bauteil ebenfalls nicht möglich, da das Bauteil mit der starken Verrippung derart auf die bewegliche Formhälfte aufschumpft, dass ein prozesssicheres Ausstoßen durch die Auswerfer nicht mehr durchgeführt werden könnte. Dies hätte die Bildung von Rissen im Bauteil beim Auswerfen zur Folge.

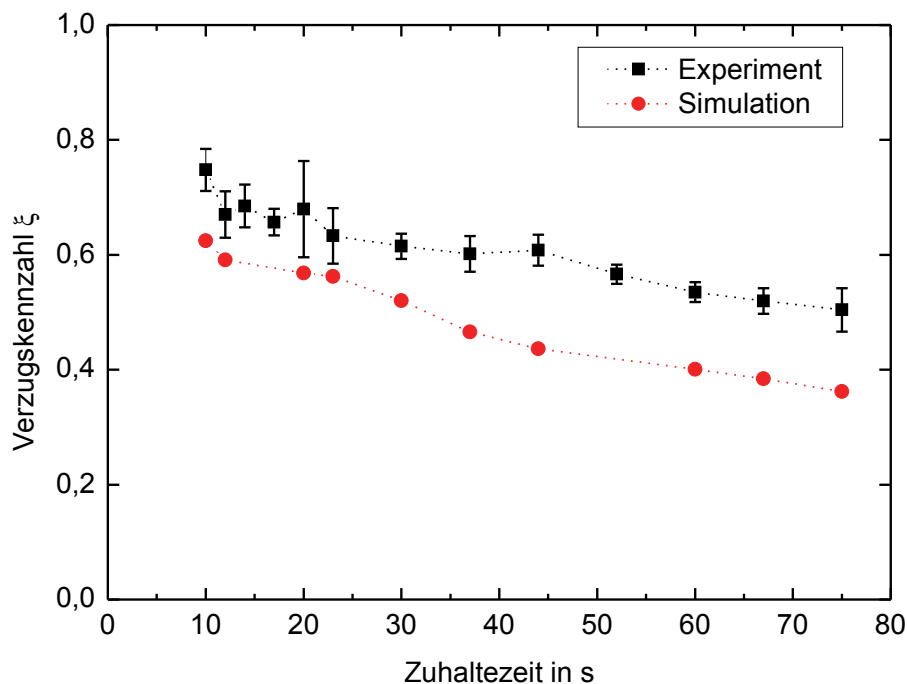


Abbildung 6.13: Einfluss der Variation der Zuhaltezeit auf die Verzugskennzahl  $\xi$  in Experiment und Simulation

Abbildung 6.13 zeigt das Ergebnis der Vermessung der Bauteile für Zuhaltezeiten von  $10\text{ s}$  bis  $75\text{ s}$  in Form der definierten Verzugskennzahl  $\xi$ . Dabei ist deutlich zu sehen, dass der übers Bauteil gemittelte Verzug mit zunehmender Zuhaltezeit abnimmt. Dies lässt sich durch die bei geschlossener Druckgießform auf das Bauteil wirkende Zwangslage zurückführen. Je länger das Bauteil in der Form verbleibt, umso stärker kühlt es sich durch Wärmeabfuhr an den Warmarbeitsstahl ab. Die Anfälligkeit gegen



plastische Verformungen nimmt dabei mit fallender Temperatur durch eine zunehmende Dehngrenze des Werkstoffs ab. Bei einem späteren Öffnen der Form können in einem folglich kälteren Gussteil weniger Eigenspannungen in Form von plastischen Deformationen abgebaut werden. Der starke Anstieg der Verzugskennzahl zwischen  $13\text{ s}$  und  $10\text{ s}$  ist darauf zurückzuführen, dass Teilbereiche des Gussteils mit dickwandigen Anschraubdomen noch nicht vollständig erstarrt sind zum Zeitpunkt des Öffnens der Formhälften beziehungsweise durch die hohe Temperatur im Bereich sehr niedriger Dehngrenzen liegen. Die Streuung der Verzugskennzahl über die zehn untersuchten Bauteile je Zuhaltezeit zeigt keine signifikante Abhängigkeit von der Zuhaltezeit. Eine Ausnahme bildet dabei die Streuung der Verzugskennzahl bei einer Zuhaltezeit von  $20\text{ s}$ , wo aufgrund von Klebestellen an der festen Formhälfte bei zwei der zehn Bauteile ein Verbiegen von Fügeflanschen beim Auffahren der beiden Formhälften festzustellen ist.

Die korrespondierenden Verzugskennzahlen der Simulationsergebnisse für die jeweiligen Zuhaltezeiten sind ebenfalls in Abbildung 6.13 dargestellt. Auch hier ist eine deutliche Abnahme des Verzugs mit zunehmender Zuhaltezeit festzustellen. Auch die überproportionale Zunahme des Verzugs bei  $10\text{ s}$  Zuhaltezeit ist in den Simulationsergebnissen ersichtlich. Beim Vergleich mit den gemessenen Verzugskennzahlen ist eine nahezu konstante Abweichung der Verzugskennzahl von ca.  $0,1$  zu sehen. Dies lässt sich auf eine durchgehende Unterschätzung des Verzugs in Teilbereichen des Gussteils um ca.  $0,1\text{ mm}$  zurückführen, wie es bereits in Abbildung 6.10 bei der Analyse von einzelnen Messpunkten beobachtet wird. Neben der Abhängigkeit des Verzugs von der Zuhaltezeit ist auch die Abschätzung der unteren Grenze der Zuhaltezeit in der Simulation durch die Analyse von noch nicht erstarrten und damit für ein Aufplatzen gefährdeten Bereichen möglich. Die obere Grenze hingegen kann in der Simulation nach aktuellem Stand der Technik nicht ermittelt werden, da keine durch das Aufschrumpfen bedingten Reibkräfte und daraus resultierenden Auswerferkräfte berechnet werden.

Der Vergleich von Simulation und Experiment zeigt, dass die Abhängigkeit des Verzugs von der Zuhaltezeit in der Simulation sowohl hinsichtlich der Tendenz als auch der proportionalen Abnahme mit steigender Zuhaltezeit korrekt wiedergegeben wird. Die beschriebene nahezu konstante Abweichung liegt deutlich unter der geforderten Toleranz, so dass die simulationsgestützte Vorhersage des Verzugs über das gesamte Spektrum an realisierbaren Zuhaltezeiten hinweg als hinreichend genau für eine Verzugskompensation gewertet werden kann.





## Temperierung der Druckgießform

Als weitere verzugsrelevante Prozessgröße wird die Temperierung der Druckgießform und ihr Einfluss auf den Verzug in Experiment und Simulation untersucht. Hierfür werden die Temperaturen der ölführenden Kühlkanäle in der Druckgießform für den in Tabelle 6.4 beschriebenen Prozess von  $-30\text{ K}$  bis  $+30\text{ K}$  variiert. Da die wasserführenden Kanäle in einem offenen Kreislauf mit Brauchwasser betrieben werden, ist hier eine Anhebung oder Absenkung der Temperatur nicht möglich. Da diese Kühlkanäle jedoch überwiegend im Bereich des Amboss beziehungsweise des Gießverteilers und somit fernab vom Bauteilbereich liegen, ist deren Auswirkung auf das Temperaturfeld im Bereich der Bauteilkavität als gering einzuschätzen. Bei der Erhöhung und Erniedrigung der Öltemperaturen wird das relative Verhältnis der einzelnen Bereiche von Anguss, Bauteil und Überlauf zueinander beibehalten, indem alle Temperaturen mit demselben Offset beaufschlagt werden. Die unterschiedliche Temperierung einzelner Formbereiche relativ zueinander ist dabei lediglich von der Geometrie des Bauteils und Gießsystems ab und wird somit in dieser Untersuchung nicht variiert.

Analog der bereits vorgestellten Vorgehensweise werden für jedes Niveau der Temperierung von  $-30\text{ K}$  bis  $+30\text{ K}$  nach zehn Anfahrteilen zehn Versuchsbauteile produziert, die nach RB ausgerichtet taktil vermessen und hinsichtlich des auftretenden Verzugs bewertet werden.

In Abbildung 6.14 ist hierfür die Abhängigkeit der Verzugskennzahl von der Temperierung der ölführenden Kühlkanäle der Druckgießform dargestellt. Eine Variation der Formtemperierung um  $-30\text{ K}$  bedeutet dabei beispielsweise, dass die Temperatur jedes Kühlkreislaufes ausgehend von den Temperaturen des aufgezeigten Standardprozesses um  $30\text{ K}$  reduziert wird. Während für den Bereich von  $-30\text{ K}$  bis  $+10\text{ K}$  nahezu keine Veränderung der Verzugskennzahl festzustellen ist, steigt diese mit zunehmender Formtemperatur signifikant an. Dies ist auf beginnendes Kleben des Gussteils in der Form mit damit verbundenen Verformungen beim Auffahren der beiden Formhälften und beim Auswerfen des Gussteils zurückzuführen. Sowohl der Abtrag des Trennmittels während der Formfüllung als auch das Auflösen des Werkstoffs der Druckgießform durch die Aluminiumlegierung als Ursachen für ein Ankleben in der Form sind stark temperaturabhängige Prozesse und weisen gemäß der Arrhenius-Gleichung eine exponentielle Abhängigkeit von der Temperatur auf.

Betrachtet man weiterhin die Streuung der Verzugskennzahl innerhalb der jeweils zehn untersuchten Bauteile, so ist sowohl bei den niederen als auch bei den hohen Temperaturniveaus ein deutlicher Anstieg zu verzeichnen. Dies lässt sich durch beginnende

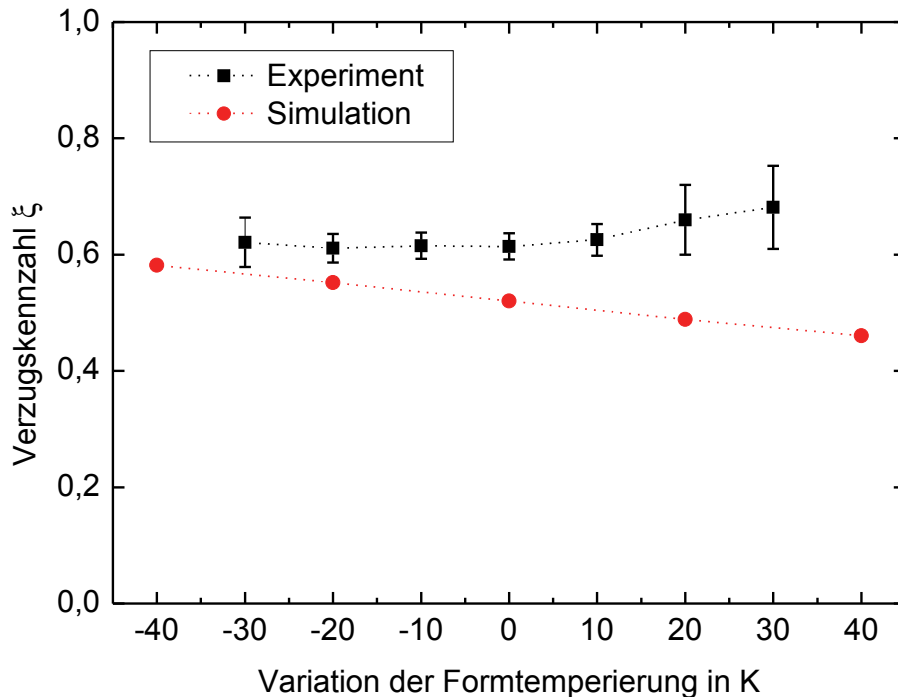


Abbildung 6.14: Einfluss der Variation der Formtemperierung auf die Verzugskennzahl  $\xi$  in Experiment und Simulation

Kaltläufe und Vorerstarrungen innerhalb des Gussteils bei niederen Temperaturen und das bereits erwähnte Kleben in der Form bei erhöhten Temperaturen begründen.

Eine Überprüfung des Einflusses noch tieferer Temperaturniveaus ist aufgrund der Leistungsfähigkeit der Heiz-Kühl-Geräte mit Öl als Trägermedium nicht durchführbar. Bei höheren Temperaturniveaus führt das Ankleben an der Form beim Auffahren der beiden Formhälften zu Rissen im Gussteil und dem damit verbundene unvollständigen Auswerfen der Gussteile, so dass auch dieser Bereich nicht untersucht werden kann.

Neben den experimentellen Untersuchungen zeigt Abbildung 6.14 die in der Simulation vorhergesagte Abhängigkeit des Verzugs von der Formtemperierung im Bereich von  $-40\text{ K}$  bis  $+40\text{ K}$ . Deutlich ist hier eine lineare Abnahme des Verzugs mit steigender Formtemperierung zu erkennen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Temperatur des Gussteils während der Abkühlung proportional zur Formtemperatur höher ist. Die höhere Temperatur im Gussteil verursacht geringere Eigenspannungen durch die geringere thermische Festphasenschwindung, was zu reduziertem Verzug führt.

Der Vergleich der Verzugsvorhersage aus der Simulation mit den experimentell ermittelten Verzugskennzahlen weist für größere Temperaturänderungen deutliche Abweichungen auf. Dies lässt sich darauf zurückführen, dass die im Realprozess aufgetretenen Phänomene des Klebens in der Druckgießform durch das Anlösen des Formwerk-



stoffs oder die Abwaschung der Schutzschicht des Trennmittels in der Simulation nicht berücksichtigt sind. Weiterhin werden während der Formfüllung auftretende Vorerstarungen, die wiederum die Formfüllung beeinflussen, in der Simulation ebenfalls nicht abgebildet.

Die Formtemperierung stellt somit eine sehr sensible Prozessgröße mit deutlicher Auswirkung auf den Verzug dar. Eine Variation sowohl in Richtung niedriger als auch in Richtung höherer Temperaturniveaus darf eine Temperaturdifferenz von ca.  $10\text{ K}$  nicht überschreiten, damit die Robustheit der Verzugsvorhersage aus der Simulation weiterhin Gültigkeit aufweist.

## Nachdruck

Als weitere verzugsrelevante Prozessgröße wird der durch den Nachdruck während der dritten Phase des Druckgießprozesses aufgebrauchte spezifische Gießdruck hinsichtlich der Beeinflussung des Verzugs in Experiment und Simulation untersucht. Grundlage der Untersuchung stellt der in Tabelle 6.4 beschriebene Standardprozess dar, wobei der Nachdruck im Rahmen der Untersuchung innerhalb des Bereichs von  $230\text{ bar}$  bis  $650\text{ bar}$  variiert wird.

Die Auswahl der Versuchsbauteile sowie die Vermessung und Auswertung erfolgt analog zu den bereits vorgestellten Prozessgrößen.

Abbildung 6.15 zeigt hierfür den Einfluss des Nachdrucks auf die Verzugskennzahl  $\xi$  für jeweils zehn untersuchte Bauteile. Deutlich ist dabei zu erkennen, dass der Verzug über den gesamten untersuchten Bereich für den Nachdruck nahezu unverändert bleibt. Lediglich eine leichte Steigung mit zunehmenden Nachdruck ist zu erkennen. Dies ist auf das Verhältnis der Zuhaltekraft der verwendeten Druckgießmaschine von  $20000\text{ kN}$  zur Sprengfläche von Gussteil und Gießsystem des Verbindungsteils Schweller-Längsträger zurückzuführen. Steigender Nachdruck führt dabei zu einem Aufdrücken der beiden Formhälften, was wiederum dickere Wandstärken nach sich zieht. Bei der Ausrichtung nach RB beeinflussen diese nicht korrekten Wandstärken das Verzugsergebnis negativ, so dass mit steigendem Nachdruck auch eine leichte Zunahme der Verzugskennzahl zu verzeichnen ist.

Auch die Streuung der Verzugskennzahlen nimmt bei hohen Nachdrücken zu, da bei manchen Versuchsbauteilen das Aufdrücken der Formhälften derart stark ausgefallen ist, dass sich zwischen diesen ein Gießflitter ausbildet. Eine Untersuchung von höheren Nachdrücken ist somit nicht möglich. Bezüglich der unteren Grenze zieht eine weitere Reduzierung des Nachdrucks durch die Kinetik des Schussaggregats der

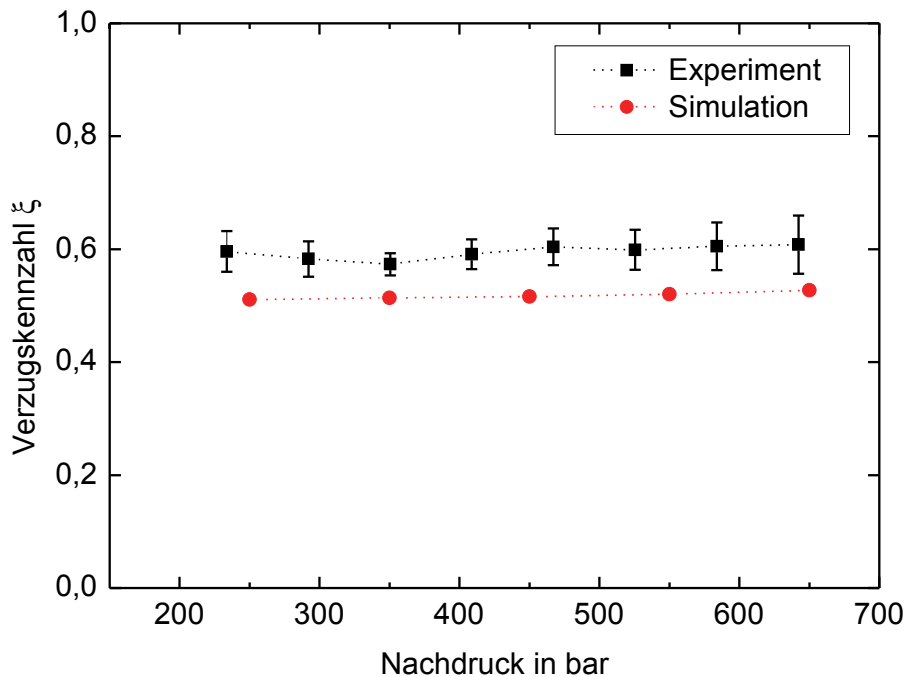


Abbildung 6.15: Einfluss der Variation des Nachdrucks während der dritten Phase des Druckgießprozesses auf die Verzugskennzahl  $\xi$  in Experiment und Simulation

Druckgießmaschine eine unvollständige Formfüllung nach sich, so dass auch hier eine weitere Untersuchung nicht zielführend ist.

Weiterhin ist in Abbildung 6.15 die Vorhersage des Verzugs aus der Gießsimulation mit variierendem Nachdruck dargestellt. Bezüglich des Verlaufs ist dabei kein Einfluss des Nachdrucks festzustellen.

Der Vergleich der experimentell ermittelten Verzugskennzahlen mit den simulationsgestützten Vorhersagen zeigt eine gute Übereinstimmung hinsichtlich der Tendenz des Einflusses durch den Nachdruck. Wie bereits bei der Zuhaltezeit weist die Vorhersage aus der Simulation eine konstant um ca. 0,1 zu niedere Verzugskennzahl auf. Für die Verzugsvorhersage ist jedoch auch hier der Verlauf der Abhängigkeit und die Tendenz höher zu gewichten als diese Abweichung, so dass die Verzugsvorhersage über den gesamten Bereich des abgeprüften Nachdrucks hinreichend genau ist und damit als Grundlage für eine Verzugskompensation dienen kann.

Somit lassen sich alle als verzugsrelevant identifizierten Prozessgrößen in der Simulation abbilden und mit einem robusten Konfidenzintervall hinsichtlich Abweichungen dieser Größen hinterlegen.



## 6.5 Erzeugen der verzugskompensierten Bauteil- und Werkzeuggeometrie

Aufgrund dieser erfolgten Validierung kann die Verzugsvorhersage mit Hilfe der Gießsimulation als Ausgangsbasis für eine Verzugsvorhaltung durch eine geometrische Anpassung der Druckgießform verwendet werden. Hierzu wird der in der Simulation ermittelte Verzug an jedem Punkt auf der Oberfläche des Gussteils mit dem Vorhaltefaktor  $VF$  gewichtet in die dem Verzug entgegengesetzte Richtung aufgeprägt. Gemäß der Definition entspricht dabei ein Vorhaltefaktor  $VF = 100\%$  zum Beispiel dem Fall, dass der gesamte vorhergesagte Verzug in die Gegenrichtung vorgehalten wird. Da der Vorhaltefaktor beim Export aus der Gießsimulation auf die Verformung der Netzelemente zwischen Start und Ende der Simulation wirkt, muss die exportierte Geometrie für die Verzugskompensation auf die Größe der Konstruktionsdaten zurückskaliert werden. Dieser anzuwendende Reskalierungsfaktor  $RSF$  in Abhängigkeit des beim Export angewendeten Vorhaltefaktors  $VF$  berechnet sich folgendermaßen:

$$RSF = \frac{1 + VF \cdot (SF - 1 + KF - 1)}{VF \cdot SF_{Temp}} \quad (6.3)$$

- $KF$  : Korrekturfaktor für die Beibehaltung der Abmessungen
- $SF_{Temp}$  : Skalierungsfaktor der Temperierung
- $SF$  : Gesamter Skalierungsfaktor  
aus Schwindung und Temperierung

Der Korrekturfaktor  $KF$  dient dabei dazu, die äußeren Abmessungen des Bauteils konstant zu halten und lediglich den Verzug vorzuhalten, ohne beispielsweise die Länge des Bauteils zu beeinträchtigen. Ohne diesen Korrekturfaktor würde eine auch nur minimal falsch vorhergesagte thermische Schwindung des Bauteils bei der Länge des untersuchten Verbindungsteils Schweller-Längsträger zu einem um mehrere Millimeter zu kurzen oder zu langen Bauteil führen. Der Einfluss dieses Korrekturfaktors auf die Verzugsvorhaltung liegt dabei analog dem Verhältnis aus dem maximal auftretenden Verzug und der Länge des Bauteils im Bereich von  $0,001\text{ mm}$  und ist damit vernachlässigbar klein. Der erfahrungsbasierte Skalierungsfaktor  $SF$  gleicht die thermische Schwindung des Bauteils bereits korrekt aus, so dass mit Hilfe dieser Reskalierung lediglich der Verzug über den Vorhaltefaktor kompensiert wird. Für die Auswahl und Anwendung des Vorhaltefaktors existieren zwei Methoden, die im Folgenden beschrieben werden.



## Globaler Vorhaltefaktor

Die Methode des globalen Vorhaltefaktors verwendet einen definierten Vorhaltefaktor  $VF$  über das gesamte Bauteil hinweg, um den in der Simulation ermittelten Verzug zu kompensieren. Um für diesen Fall den optimalen Vorhaltefaktor bezüglich des resultierenden Verzugs im Bauteil zu eruieren, werden verzugskompensierte Bauteilgeometrien mit Vorhaltefaktoren von 25 % bis 125 % erzeugt, zurückskaliert und wiederum in die Gießsimulation eingepflegt. Hierbei wird der in Tabelle 6.4 aufgezeigte Standardprozess betrachtet.

Das Ergebnis dieser Simulationsstudien ist in Abbildung 6.16 in Form der resultierenden Verzugskennzahl dargestellt. Diese nimmt ausgehend von der Ursprungsgeometrie mit steigendem Vorhaltefaktor ab, erreicht bei einer Vorhaltung von 100 % ein Minimum und steigt bei weitere zunehmenden Vorhaltefaktor wieder an. Dieses Minimum entspricht den Erwartungen, dass der Verzug optimal reduziert wird, indem der gesamte vorhergesagte Verzug an jedem Punkt auf der Oberfläche des Gussteils in die Gegenrichtung vorgehalten wird.

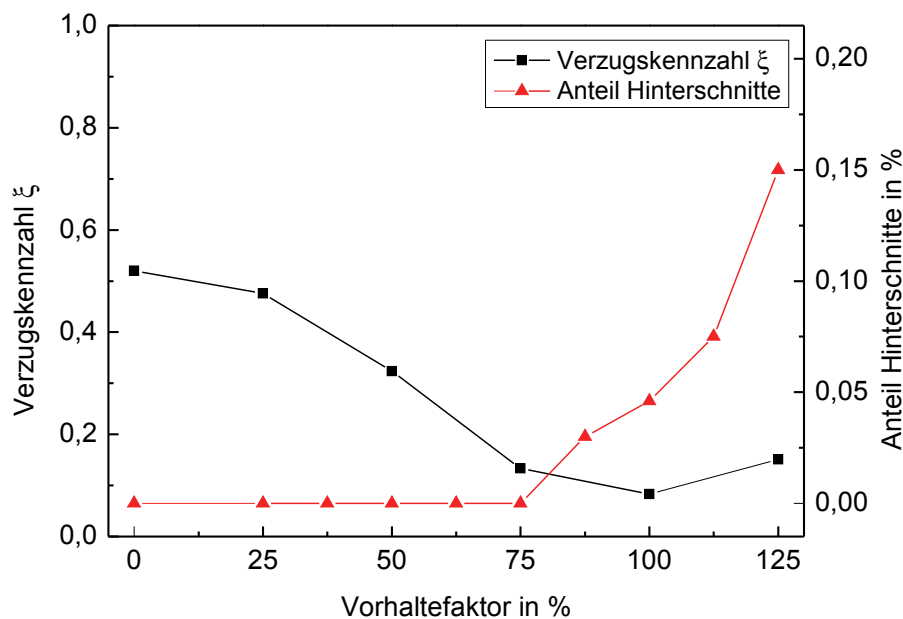


Abbildung 6.16: Abhängigkeit der Verzugskennzahl  $\xi$  vom gewählten globalen Vorhaltefaktor zusammen mit dem Anteil an Flächen mit Hinterschnitten oder zu geringen Ausformschrägen, nach [THOM13b]

Dieser Optimierung des Vorhaltefaktors hinsichtlich des resultierenden Verzugs stehen jedoch fertigungsbedingte Restriktionen bezüglich der Bauteilgeometrie entgegen. Um die Entformbarkeit aus den beiden Werkzeughälften gewährleisten zu können, darf das Bauteil keine Hinterschnitte enthalten. Für eine prozesssichere Entformbarkeit sind bei



der Konstruktion des Bauteils weiterhin alle Flächen mit einer Ausformschräge von mindestens  $1,5^\circ$  relativ zur Richtung der Formöffnung versehen. Während bei Hinterschnitten eine Entformung nicht möglich ist, nimmt bei abnehmender Formschräge lediglich die Prozesssicherheit der Entformung ab. Geringe Ausformschrägen führen dabei zu einem stärkeren Aufschumpfen auf die bewegliche Formhälfte im Bereich der Verrippung und damit zu zunehmenden Reibkräften beim Auswerfen des Bauteils.

Ein kritischer Grenzwert bezüglich der Ausformschräge für Großserienwerkzeuge kann auf Basis von Erfahrungen auf  $1,3^\circ$  gesetzt werden. Speziell bei der Verzugskompensation der Torsion des Bauteils um die Längsachse gemäß Abbildung 6.9 kann es an den Seitenwänden des U-Profils im Verbindungsteil Schweller-Längsträger zu einer Verletzung dieser Anforderungen kommen.

Abbildung 6.16 zeigt den Anteil an hinterschnittigen Flächen oder Flächen mit einer Ausformschräge von weniger als  $1,3^\circ$  in Abhängigkeit vom Vorhaltefaktor. Dabei ist deutlich zu sehen, dass die fertigungsbedingten Anforderungen bis zu einer Verzugsvorhaltung von 75 % nicht verletzt werden, dann jedoch mit zunehmenden Vorhaltefaktor rapide steigen.

Für das untersuchte Verbindungsteil Schweller-Längsträger liegt der maximale umsetzbare und damit optimale globale Vorhaltefaktor somit bei 75 %. Hiermit ist es möglich, die maximal auftretenden Verformungen gemäß Abbildung 6.9 von  $1,6\text{ mm}$  um 75 % auf  $0,4\text{ mm}$  zu reduzieren, was innerhalb der geforderten Toleranz von  $0,7\text{ mm}$  liegt. Eine konstruktive Anpassung des Bauteils auf Basis dieser Simulationsergebnisse in den frühen Phasen des PEP würde jedoch eine vollständigere Kompensation ermöglichen.

### Lokal spezifischer Skalierungsfaktor

Eine weitere Methode der Verzugsvorhaltung ist die Verwendung eines lokal spezifischen Vorhaltefaktors. Hierbei wird für jeden Teilbereich des Bauteils der maximal realisierbare Vorhaltefaktor ohne Verletzung der Anforderungen hinsichtlich Ausformschrägen und Hinterschnitten angewendet. Dies geschieht durch den Export der Teilbereiche mit gestaffelten Vorhaltefaktoren zwischen 75 % und 100 % mit nachfolgender Reskalierung. Für jeden Teilbereich wird dabei die exportierte Geometrie mit maximalem Vorhaltefaktor ohne Verletzung der Prämissen bezüglich Entformbarkeit ausgewählt.

Die Herausforderung bei dieser Methode liegt jedoch in der Zusammenführung der verzugskompensierten Teilbereiche des Bauteils. Aufgrund von numerischen Ungenau-



igkeiten beim Export mit einem spezifischen Vorhaltefaktor und der darauffolgenden Reskalierung kann es zu Lücken oder Überlappungen zwischen den einzelnen Teilbereichen kommen. Während diese Lücken für die spätere Werkzeuganpassung unproblematisch sind, da die Oberflächennetze nicht direkt verwendet werden, gilt es für eine simulationsgestützte Validierung und Überprüfung der gewählten Verzugsvorhaltung, diese Lücken zu schließen beziehungsweise diese Überlappungen zu entfernen und ein zusammenhängendes Gussteil zu erzeugen.

Die simulationsgestützte Untersuchung des Verzugs einer auf dieser Art und Weise lokal spezifisch vorgehaltenen Gussteilgeometrie bestehend aus den einzeln verzugs-kompensierten Teilbereichen zeigt eine resultierende Verzugs-kennzahl von 0,11. Im Vergleich zur aus der globalen Vorhaltung um 75% resultierenden Verzugs-kennzahl von 0,13 lässt sich für das untersuchte Bauteil nur ein geringe Verbesserung der Verzugs-kompensation erzielen, so dass aufgrund der einfacheren Geometrieerstellung im Folgenden die globale Vorhaltung Anwendung findet.

### **Flächenrückführung und Adaption der Konstruktion des Gießsystems und der Druckgießform**

Da für die Anpassung und Anfertigung von Druckgießformen kontinuierliche Geometriedaten im CAD-System notwendig sind, müssen diese aus der Simulation stammenden verzugs-kompensierten diskreten Oberflächennetze zurück in das CAD-System geführt werden. Hierzu wird die Methode der Flächenrückführung mittels der Global-Shape-Modelling-Technik in der CAD-Software ThinkDesign Produkt Suite verwendet.

Die Ausgangsbasis dieser Methode stellt das CAD-Modell des Gussteils zusammen mit dem tesselierten Oberflächennetz der Verzugs-kompensation dar, wie in Abbildung 6.17 dargestellt. Für die Flächenrückführung erfolgt zunächst eine Ausrichtung des verzugs-kompensierten Oberflächennetzes auf das CAD-Modell des Gussteils nach Best-Fit. Daraufhin werden die vorhandenen CAD-Flächen auf die Oberfläche der verzugs-kompensierten Geometrie mit einer gewählten Genauigkeit von 0,1 mm hin verbogen. Die Vorteile des verwendeten Global-Shape-Modelling-Verfahrens liegen dabei in der Beibehaltung von Flächenaufteilungen und Konstruktionselementen wie Radien, Phasen und Verrundungen sowie im CAD-System definierten Randbedingungen wie Abständen, Parallelen und Tangentenstetigkeiten. Abbildung 6.17 zeigt in Bildabschnitt 3 das Ergebnis dieser Flächenrückführung für den gewählten Ausschnitt aus dem Verbindungsteil Schweller-Längsträger. Deutlich ist hier



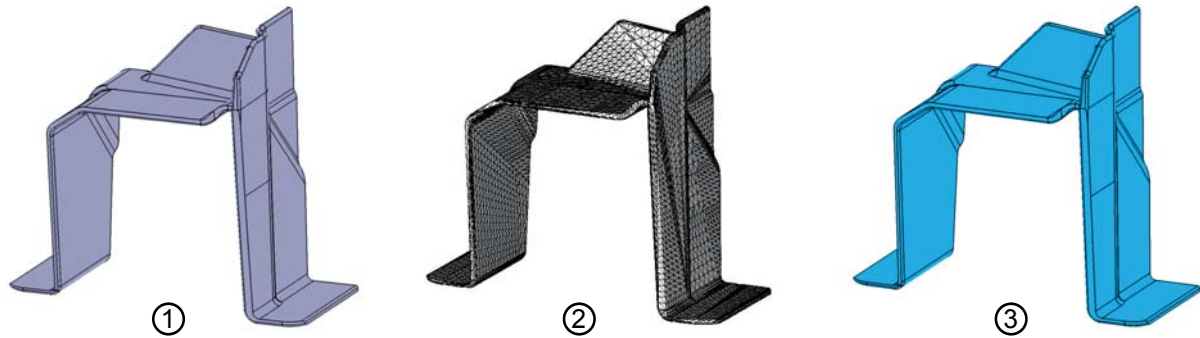


Abbildung 6.17: Abfolge der Geometriedaten bei der Flächenrückführung für einen Ausschnitt aus dem Verbindungsteil Schweller-Längsträger vom Bauteil im CAD-System (1) über das verzugskompensierte Oberflächennetz aus der Simulation (2) hin zum verzugskompensierten Bauteil im CAD-System (3) unter Beibehaltung der Flächenaufteilung und Konstruktionselemente

zu erkennen, dass die Flächenaufteilung sowie die Gestaltung der Radien und Übergänge mit dem ursprünglichen CAD-Modell in Bildabschnitt 1 übereinstimmt. Aufgrund der gewählten Toleranz bei der Flächenrückführung ist eine erneute Überprüfung der Entformbarkeit notwendig.

Auf Basis dieser verzugskompensierten Gussteilgeometrie im CAD-System gilt es folglich, die Konstruktion des Gießsystems und der Druckgießform zu modifizieren. Hierbei müssen sowohl die Anschnitte des Angusssystems als auch die Anbindung der Überlaufbohlen an die neuen Außenkonturen des Gussteils angepasst werden. Dies zieht wiederum eine Änderungen der Trennfläche zwischen den beiden Formhälften nach sich. Da jedoch die Bezeichnung und Aufteilung der einzelnen Flächen im CAD-System bei der Global-Shape-Modelling-Technik erhalten bleiben, ist die aufgezeigte Methode der Verzugskompensation mit der parametrischen Konstruktion von Druckgießformen kompatibel, so dass die notwendigen Änderungen an den Konstruktionsdaten teil- oder vollautomatisiert vollzogen werden können.

Die aufgezeigte Methodik stellt somit sowohl für die Simulation als auch für die Abfolge der Geometriedaten eine durchgängige Möglichkeit der Reduzierung des prozessbedingten Verzugs durch die Kompensation der Maßabweichungen in der Druckgießform mittels Vorhalten dar.



## 7 Simulationssysteme und Validierung der Methodenbausteine zur Verzugsminimierung wärmebehandelter Bauteile

Im folgenden Kapitel wird der Aufbau des Simulationsmodells für die Verzugsvorhersage aus der Wärmebehandlung sowie dessen Validierung aufgezeigt. Hierzu werden die während des Lösungsglühens auftretenden Kriechvorgänge in mehreren Prüfständen experimentell untersucht und in das Simulationsmodell integriert. Durch Sensitivitätsanalysen von Prozess- und Simulationsparametern wird die Ergebnisqualität der Simulation weiter optimiert.

### 7.1 Simulationsmodell der Wärmebehandlung

#### Geometrie, Vernetzung und Randbedingungen

Die Grundlage des Simulationsmodells der Wärmebehandlung stellt die Geometrie des zu untersuchenden Bauteils dar. Da der Wärmebehandlungsprozess bei Strukturbauteilen im Druckguss zwischen dem Druckgießprozess und der mechanischen Bearbeitung durchgeführt wird, findet hierfür die Rohteilgeometrie des Bauteils Verwendung, was dem unbearbeiteten Rohgussteil ohne Anguss- und Überlaufsystem entspricht.

Für die Vernetzung des Rohteils werden mehrere Methoden der Vernetzung hinsichtlich der vorhergesagten Spannungen und Verformungen miteinander verglichen. Dabei finden sowohl Hexaeder als auch Tetraeder als Elemente der Vernetzung Anwendung. Die aus dem Gießprozess stammenden und mit Hilfe der Gießsimulation berechneten prozessbedingten Verformungen und Eigenspannungen werden auf diese Netze mit Hilfe der Schnittstelle MagmaLink™ übertragen.

Unter der Prämisse eines Simulationsmodells mit maximaler Simplexität wird auf die geometrische Abbildung der Wärmebehandlungsgestelle verzichtet. Alternativ werden zur Modellierung der Auflagepunkte des Bauteils auf dem Wärmebehandlungsgestell einzelne Knoten des Rechnernetzes mit Randbedingungen versehen. Hierzu wird, wie in Abbildung 7.1 dargestellt, am entsprechenden Knoten ein lokales Koordinatensystem definiert, über das die Bewegungsfreiheit dieses Knoten in die drei translatorischen Freiheitsgrade der drei Achsen dieses Koordinatensystems eingeschränkt werden kann. Das Koordinatensystem wird dabei für die Modellierung eines Flächenlagers mit der Wertigkeit einer Achsrichtung so gewählt, dass eine der Achsenrichtungen parallel zur Oberflächennormale an diesem Knoten steht. Für höherwertige Lager in zwei



oder drei Raumrichtungen, müssen auch die anderen Achsen des lokalen Koordinatensystems entsprechend der Lagerung ausgerichtet werden.

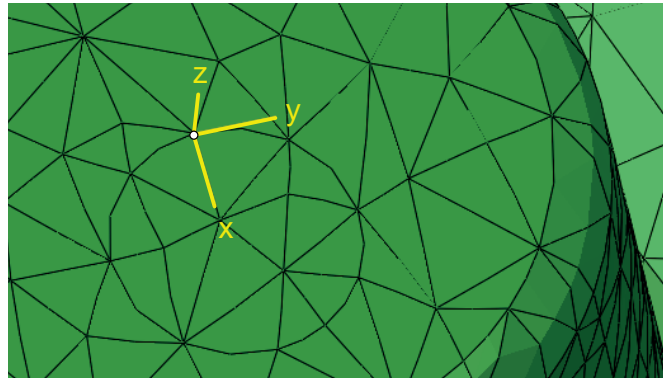


Abbildung 7.1: Beispiel der Definition eines lokalen Koordinatensystems an einem Referenzknoten mit Ausrichtung zur Oberflächennormale an diesem Knoten für ein Tetraedernetz zweiter Ordnung

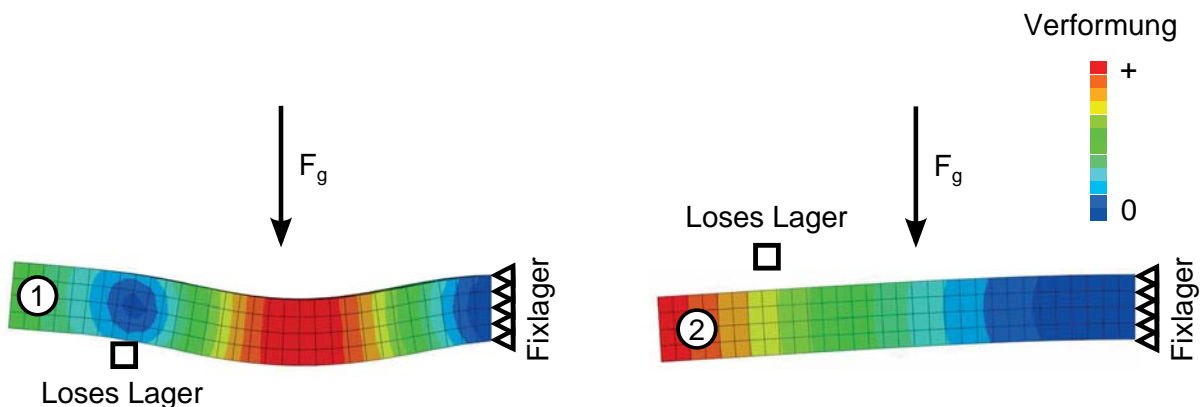


Abbildung 7.2: Beispiel der Wirkung eines losen Lagers unter Druck- (1) und Zugbelastung (2) durch die Gravitationskraft  $F_g$

Zur Modellierung der Flächenlager werden dabei sogenannte lose Lager verwendet, die bei Druck- und Zugbelastung ein unterschiedliches Verhalten aufweisen. Abbildung 7.2 zeigt dies am Beispiel eines losen Flächenlagers für einen zweidimensionalen Fall. Während bei nach unten wirkender Gravitationskraft der Knoten in der Bewegung eingeschränkt wird, kann er sich bei entgegengesetzter Richtung der Gravitationskraft frei bewegen. Dieses Verhalten spiegelt die reale Lagerung im Wärmebehandlungsgestell sehr gut wieder, da auch hier das Bauteil auf Druck am Lager aufliegt und in die Gegenrichtung nicht festgehalten wird. Im Gegensatz zur Berechnung des Kontakts zwischen Bauteil und Gestell ist diese Art der Modellierung numerisch bedeutend einfacher und damit auch stabiler bezüglich der Konvergenz, da weder Wechselwirkungen noch relative Verschiebungen mit Einfluss der Reibung berechnet werden.



## Werkstoffkennwerte der Legierung AlSi10MnMg

Die für das Simulationsmodell verwendeten Materialkennwerte der Aluminiumlegierung AlSi10MnMg sind in Tabelle 7.1 dargestellt. Bei der temperaturabhängigen Definition der Kennwerte wird dabei der Temperaturbereich von Raumtemperatur bei  $20^\circ\text{C}$  bis maximal  $500^\circ\text{C}$  abgedeckt, was auch der maximalen Temperaturspreizung während des Wärmebehandlungsprozesses entspricht.

Tabelle 7.1: Thermophysikalische Kennwerte der untersuchten Aluminiumlegierung AlSi10MnMg

Temperatur $T$ in $K$	Spez. Wärmekapazität $c_p$ in $\frac{J}{g \cdot K}$	Dichte $\rho$ in $\frac{kg}{m^3}$	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ in $\frac{W}{K \cdot m}$	E-Modul $E$ in $GPa$	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in $MPa$
20	0,878	2675	160,2	75,6	134,7
100	0,922	2662	160,9	72,7	136,3
200	0,968	2644	160,4	68,7	139,8
300	1,01	2625	159,2	64,7	89,3
400	1,05	2605	158,2	60,7	20,1
500	1,10	2583	157,4	56,7	7,2

Für die Berechnung der Temperaturfelder im Bauteil sind dabei die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  und die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  sowie die Dichte des Werkstoffs  $\rho$  definiert.

Zur Analyse der thermischen und durch die Gravitationskraft verursachten Spannungen sind weiterhin der Elastizitätsmodul  $E$  notwendig. Unter der Annahme eines isotropen Werkstoffs berechnen sich der Schub- und Kompressionsmodul aus dem für diesen Werkstoff ermittelten Elastizitätsmodul über die Poissonzahl, die unabhängig von der Temperatur 0,3 beträgt [MUUU14].

Um neben diesen elastischen Deformationen auch plastisches Materialverhalten abbilden zu können, wird die temperaturabhängige Dehngrenze  $R_{p0,2}$  als Übergangspunkt zwischen elastischer und plastischer Verformung verwendet. Die Abhängigkeit der Dehngrenze des untersuchten Werkstoffs von der Temperatur ist in Abbildung 7.3 dargestellt. Dabei ist deutlich zu erkennen, dass die Spannungen während des Lösungsglühens im Bereich zwischen  $400^\circ\text{C}$  und  $500^\circ\text{C}$  einen Wert zwischen  $20\text{ MPa}$  und  $7\text{ MPa}$  übersteigen müssten, um plastische Deformationen hervorzurufen.

Abbildung 7.4 zeigt die durch das Eigengewicht des Bauteils bei einer Lagerung an fünf Auflagepunkten im Bauteil entstehenden Vergleichsspannungen nach Von-Mises für ein Realbauteil einer Federbeinaufnahme auf Basis dieser Werkstoffkennwerte. Dabei sind die im Bauteil resultierenden Spannungen deutlich kleiner als  $1\text{ MPa}$  und liegen

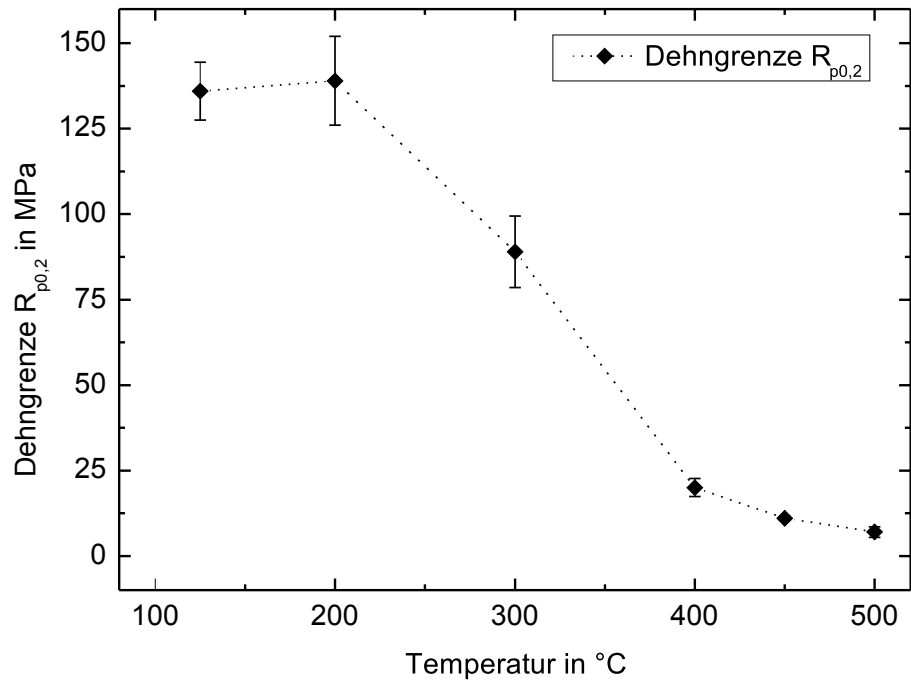


Abbildung 7.3: Abhängigkeit der Dehngrenze  $R_{p0,2}$  des Werkstoffs AlSi10MnMg von der Temperatur, nach [THOM14b]

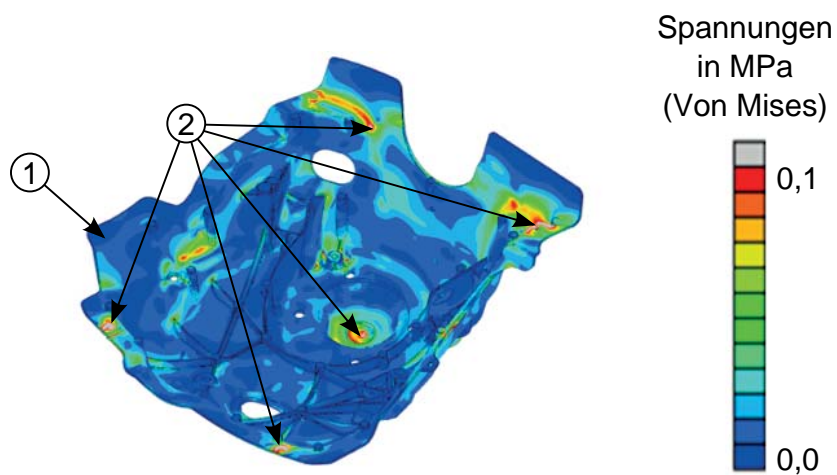


Abbildung 7.4: Von-Mises-Spannungen in einem Gussbauteil (1) durch das Eigengewicht bei Aufnahme an 5 Lagerungspunkten (2), nach [THOM14b]



unterhalb der Dehngrenze des Werkstoffs. Die im Realprozess beobachteten Maßabweichungen können somit auf Kriechvorgänge während des Lösungsglühens zurückgeführt werden, welche im Folgenden näher analysiert und als Ergänzung zu diesem Materialmodell hinzugefügt werden.

## Prozessparameter

Bezüglich der Prozessparameter stellt die Temperaturführung während des Wärmebehandlungsprozesses die einzige in die Simulation zu übertragende Größe dar.

Abbildung 7.5 zeigt hierzu den zeitlichen Verlauf der Temperatur während des gesamten Wärmebehandlungsprozesses an einem Oberflächenpunkt auf dem Gussteil. Dieser Prozess beginnt mit dem Aufheizen von Raumtemperatur auf die Lösungsglühtemperatur von  $465^{\circ}\text{C}$  innerhalb von  $15\text{ min}$  mit anschließendem Lösungsglühen für  $45\text{ min}$ . Das darauffolgende Abschrecken der Bauteile erfolgt durch konvektive Abkühlung in der Luftdusche. Dem Abschrecken schließt sich direkt der Warmauslagerungsprozess bei einer Temperatur von  $180^{\circ}\text{C}$  für  $1,5\text{ h}$  an.

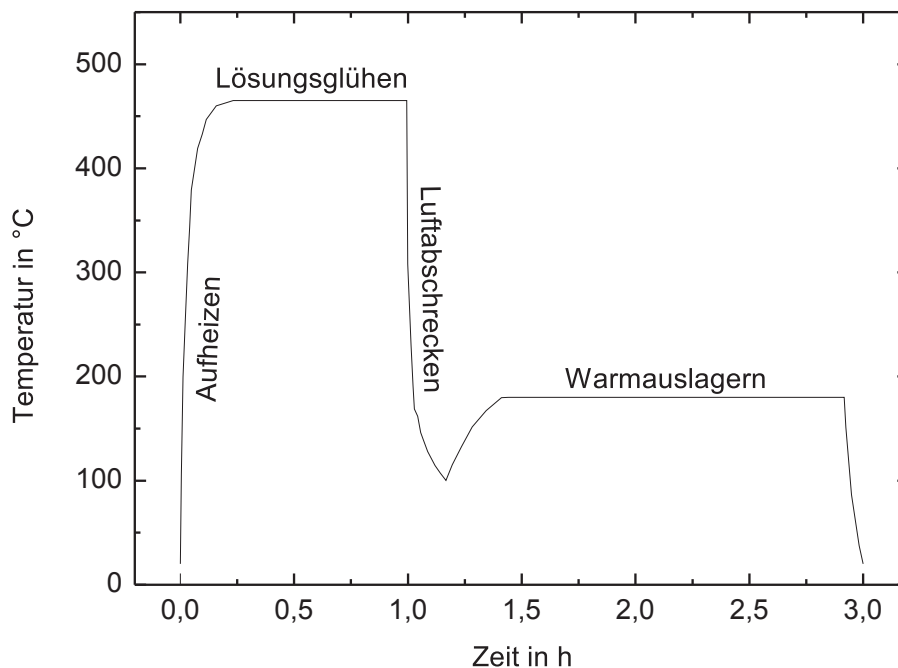


Abbildung 7.5: Temperaturkurve des Wärmebehandlungsprozesses mit Aufheizen, Lösungsglühen, Luftabschrecken und Warmauslagern

Die Modellierung dieses Temperaturverlaufs in der Simulation erfolgt über das Aufprägen der zeitabhängigen Temperatur auf die einzelnen Netzelemente. In einem ersten Schritt wird dazu die gemessene Oberflächentemperatur auf die Oberflächenknoten



des Rechnetzes aufgebracht während sich die Temperatur der Knoten im Inneren des Gussteils über die Wärmeleitungsgleichungen errechnen. Besonders während des Abschreckens treten aufgrund der hohen zeitlichen Gradienten auch deutliche lokale Gradienten hinsichtlich Temperatur auf. Abbildung 7.6 zeigt hierfür die Simulation der Temperaturdifferenz zwischen minimaler und maximaler Temperatur des in Abbildung 7.4 dargestellten Gussteils zusammen mit der auf die Oberflächenknoten aufgeprägten Temperaturkurve der Luftabschreckung. Die maximale Abweichung liegt dabei im Bereich von  $1\text{ K}$  bis  $3\text{ K}$ , was auf die hohe Wärmeleitfähigkeit der Aluminiumlegierung zusammen mit den dünnen Wandstärken zurückzuführen ist.

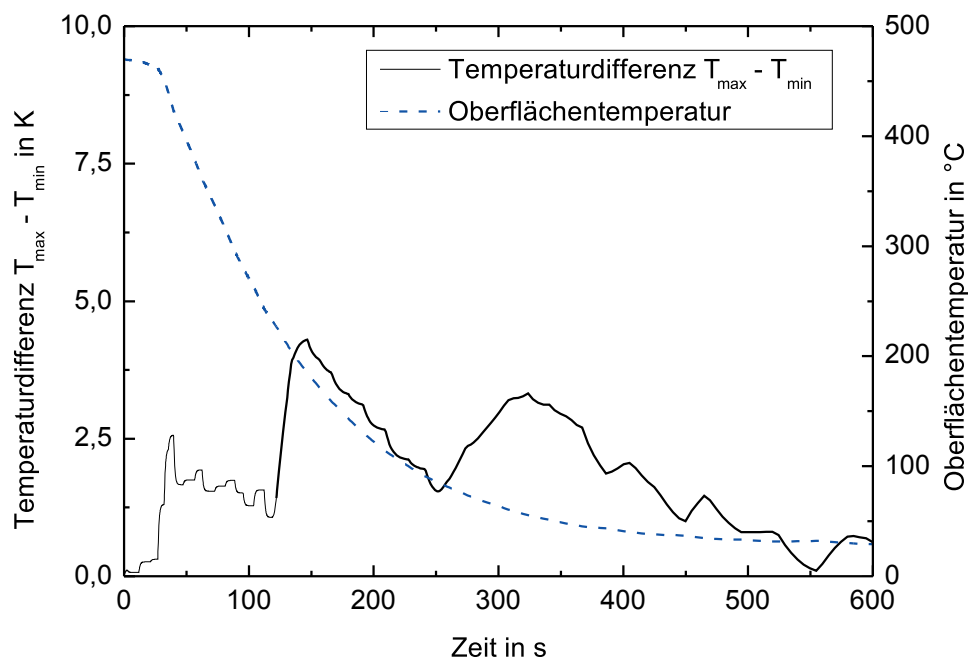


Abbildung 7.6: Simulation der Temperaturdifferenz zwischen maximaler und minimaler Temperatur im Gussteil mit Verlauf der aufgeprägten Oberflächentemperatur beim Abschrecken in der Luftdusche

Da der örtliche Gradient der Temperatur somit selbst während des Abschreckprozesses vernachlässigbar gering ist, wird im Folgenden die Temperatur homogen auf alle Knoten des Rechnetzes aufgebracht. Eine Unterscheidung hinsichtlich Oberflächenknoten und innenliegenden Knoten erfolgt dabei nicht mehr, was die Modellierung und Gestaltung des Rechnetzes ohne spürbare Einbußen bei der Ergebnisqualität deutlich vereinfacht.



## 7.2 Experimentelle Untersuchung des Kriechverhaltens der Aluminiumlegierung AlSi10MnMg und Modellierung in der Simulation

Da die Temperatur- und Spannungsniveaus während des Lösungsglühprozesses deutlich von den Umgebungsbedingungen abweichen, in denen Aluminiumwerkstoffe üblicherweise als Konstruktionswerkstoff verwendet werden, ist über das Kriechverhalten der Strukturgusslegierung AlSi10MnMg bei diesen Niveaus nur wenig bekannt. In der Literatur vorliegende Kriechkurven zur Auslegung von Aluminiumbauteilen beziehen sich dabei meist auf Temperaturbereiche deutlich unter  $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Weiterhin wird hierfür meist stranggepresstes oder im Sand- oder Kokillenguss gefertigtes Probenmaterial im Rundformat mit deutlich höheren Wandstärken verwendet, als es im Strukturbereich üblich ist. Für eine genaue Abbildung der Kriechvorgänge in der Simulation ist es somit notwendig, Kriechkurven mit aus Realbauteilen stammenden Flachproben im Temperatur- und Lastbereich des Lösungsglühprozesses durchzuführen.

Der Lastbereich erstreckt sich dabei unter Berücksichtigung der durch die Lagerung entstehenden Spannungen und den aus dem Druckgießprozess stammenden Eigenspannungen von unter  $0,1\text{ MPa}$  bis über  $70\text{ MPa}$ . Derart hohe Eigenspannungen können mit dem aktuellen Materialmodell jedoch bereits über die elasto-plastische Modellierung mit Hilfe der Dehngrenze abgebaut werden, so dass lediglich für die Spannungsniveaus unterhalb der Dehngrenze Kriechkurven ermittelt werden müssen. Gemäß Abbildung 7.3 liegt diese Grenze zwischen  $25\text{ MPa}$  und  $7\text{ MPa}$  im Temperaturintervall zwischen  $400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Die untere Grenze der zu untersuchenden Spannungen stellt dabei größere Herausforderungen an die durchzuführenden Kriechversuche. Einen begrenzenden Faktor stellt dabei die Dicke des Probenmaterials dar. Da die typische Wandstärke von Strukturgussbauteilen im Bereich von ca.  $3\text{ mm}$  liegt, ist dies auch die maximal verfügbare Wandstärke für das Probenmaterial. Unter Berücksichtigung dieser Dicke und der maximalen Breite für Kriechproben zusammen mit dem Gewicht der Lasteinleitungsmechanik von typischen Kriechtestständen ergibt sich eine minimal realisierbare Spannung von  $2\text{ MPa}$ . Mit Hilfe der Extrapolation können durch Prüfung der Spannungen  $2\text{ MPa}$ ,  $5\text{ MPa}$  und  $10\text{ MPa}$  jedoch Rückschlüsse auf das gesamte Spektrum des Lastbereichs gezogen werden.

Für die Temperatur definiert die Temperaturkurve des Wärmebehandlungsprozesses das zu untersuchende Spektrum zwischen Raumtemperatur und Lösungsglühtemperatur. Bezüglich der unteren Grenzen zeigen jedoch Untersuchungen zum Lösungsglühlen und Warmauslagern von Strukturbauteilen, dass der Warmauslagerungsprozess bis zu einer Temperatur von  $215\text{ }^{\circ}\text{C}$  nur minimalen Einfluss auf die Maßhaltigkeit aus-





übt [KARS11b]. Erfahrungswerte besagen weiterhin, dass bis zu einer Temperatur von  $400\text{ }^{\circ}\text{C}$  keine merklichen Maßabweichungen festzustellen sind. Der untersuchte Temperaturbereich wird somit auf das Intervall von  $400\text{ }^{\circ}\text{C}$  bis  $500\text{ }^{\circ}\text{C}$  festgesetzt, in dem typischerweise der Lösungsglühprozess stattfindet.

Unter Berücksichtigung all dieser Restriktionen und Anforderungen ergibt sich die in Tabelle 7.2 dargestellte Versuchsmatrix zur Untersuchung des Kriechverhaltens der Aluminiumlegierung AlSi10MnMg.

Tabelle 7.2: Versuchsmatrix zur Untersuchung des Kriechverhaltens für unterschiedliche Spannungen  $\sigma$  und Temperaturen  $T$

$T$ in $^{\circ}\text{C}$	$\sigma$ in MPa		
	2	5	10
400	x	x	x
425	x	x	
450	x	x	x
475	x	x	
500	x	x	

## Zeitstandversuche

Die Untersuchungen zu den Kriechvorgänge für diese definierten Temperatur- und Spannungsniveaus werden an Zeitstandproben durchgeführt, die aus im Druckgießverfahren gefertigten Realbauteilen entnommen sind und eine Wandstärke von  $3,0\text{ mm}$  aufweisen. Abbildung 7.7 zeigt die verwendete Flachprobe vom Typ 41e nach DIN EN ISO 204 [DEUT09]. Am Rande des Prüfbereichs in der Mitte befinden sich die Positionierhilfen für die Dehnungsaufnehmer, die die aus den Kriechvorgängen resultierende Gesamtdehnung des Prüfbereichs bestimmen. An den Enden der Probe sind die massiver ausgeführten Bohrungen für die Lasteinleitung zu erkennen. Als Direktlast werden den gewünschten Spannungsniveaus entsprechende Gewichte gewählt, wobei für die niedrigste Spannung von  $2\text{ MPa}$  fast nur das Gestänge als Gewicht dient. Der gesamte Aufbau mit Zeitstandprobe, Dehnungsaufnehmern und Lasteinleitung wird während der Prüfung von einem Umluftofen umschlossen, der den Aufbau innerhalb von ca.  $15\text{ min}$  auf die gewünschte Prüftemperatur aufheizt, bevor mit der eigentlichen Kriechprüfung begonnen wird. [MPAA13]

Im Rahmen der Untersuchung werden für jede Kombination aus Spannung und Temperatur drei Zeitstandproben im Kriechteststand abgeprüft, um Ausreißer zu erkennen,

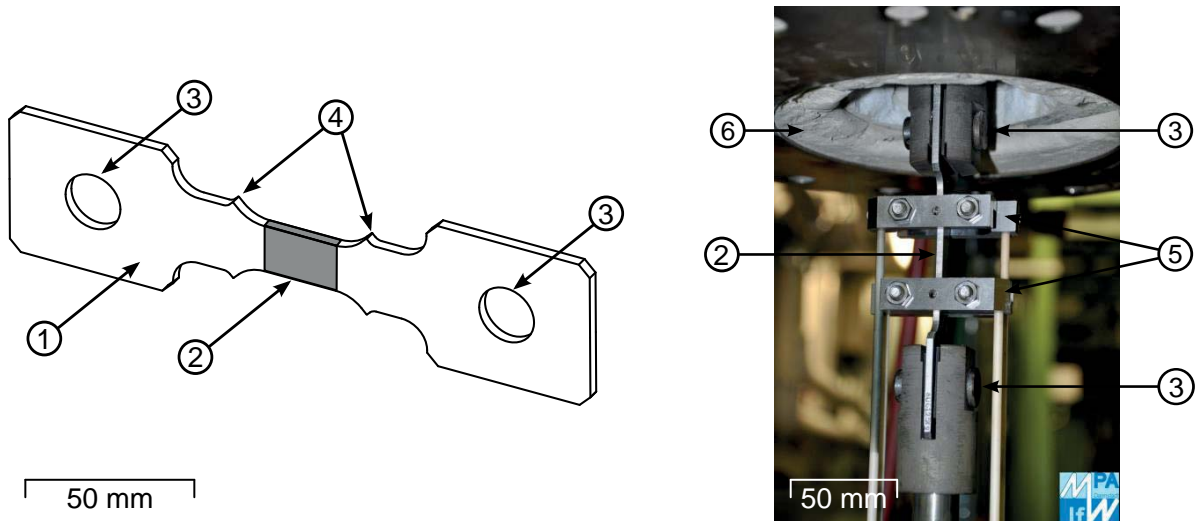


Abbildung 7.7: Verwendete Zeitstandprobe vom Typ 41e nach DIN EN ISO 204 (1) mit gekennzeichnetem Prüfbereich (2), Aufnahmen für die Lasteinleitung (3) und Positionierhilfen (4) für die Dehnungsaufnehmer (5) zusammen mit dem Einbau der Zeitstandprobe im verfahrbaren Ofen (6) des Kriechteststands, nach [DEUT09] [MPAA13]

die durch stochastisch auftretende Gussfehler wie Porositäten oder Lunker hervorgerufen werden, und um eine statistische Mittelwertbildung durchführen zu können.

In Abbildung 7.8 ist der über die drei Proben gemittelte zeitliche Verlauf der Dehnung der Zeitstandproben für die drei untersuchten Spannungsniveaus von  $2\text{ MPa}$ ,  $5\text{ MPa}$  und  $10\text{ MPa}$  bei den einzelnen Temperaturniveaus dargestellt. Während die typische Lösungsglühdauer lediglich zwischen  $45\text{ min}$  und  $1\text{ h}$  beträgt, wird hier bei allen Versuchen eine Kriechdauer von  $2\text{ h}$  angesetzt, um einen größeren Bereich der Kriechkurve für das spätere Fitten verwenden zu können. Weiterhin dient die längere Versuchsdauer der besseren Unterscheidbarkeit der drei technischen Kriechbereiche.

Im Verlauf der Kriechkurven bei einer Spannung von  $2\text{ MPa}$  ist dabei zu erkennen, dass die resultierende Dehnung zwischen  $450^\circ\text{C}$  und  $500^\circ\text{C}$  überproportional stark zunimmt. Dieser Effekt ist bei den anderen Temperaturbereichen und einer Spannung von  $5\text{ MPa}$  und  $10\text{ MPa}$  nicht zu beobachten. Generell lässt sich aus der logarithmischen Auftragung folgender Zusammenhang zwischen der resultierenden Dehnung und der Temperatur feststellen:

$$\epsilon \propto \exp\left(\frac{1}{T}\right) \quad (7.1)$$

Bei der Kriechkurve mit einer Spannung von  $5\text{ MPa}$  bei  $500^\circ\text{C}$  wird die gesamte Kriechdauer von  $2\text{ h}$  nicht erreicht, da die Probe bereits vorher versagt. Ein ähnliches Verhalten ist auch bei einer Spannung von  $10\text{ MPa}$  und  $450^\circ\text{C}$  zu beobachten. Hier

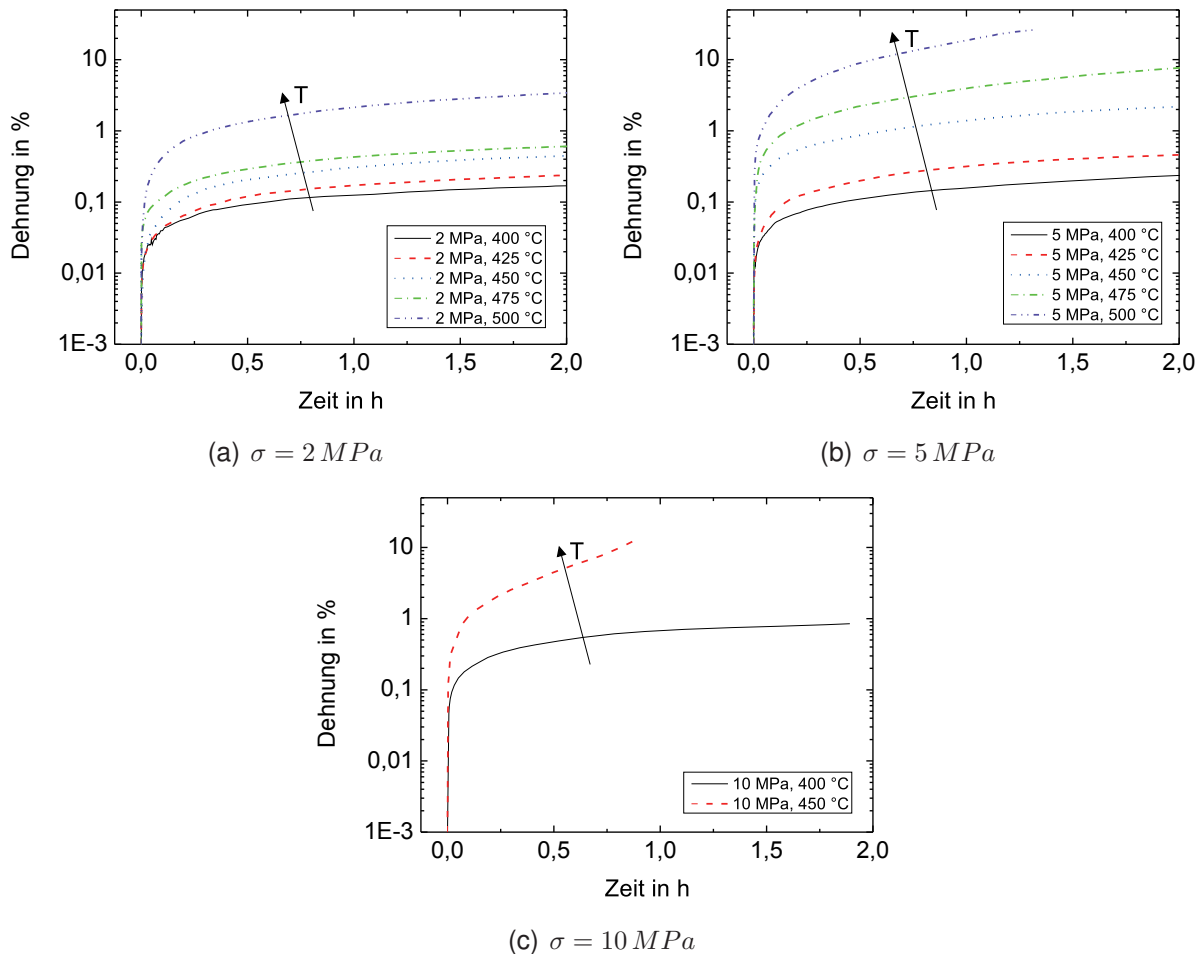


Abbildung 7.8: Zeitlicher Verlauf der durch Kriechvorgänge verursachten Dehnung der Zeitstandproben bei verschiedenen Spannungen  $\sigma$  für die Temperaturen  $T = 400^\circ \text{C}$ ,  $425^\circ \text{C}$ ,  $450^\circ \text{C}$ ,  $475^\circ \text{C}$ ,  $500^\circ \text{C}$

tritt das Versagen der Kriechprobe bereits nach  $50 \text{ min}$  ein. Der vom restlichen Verlauf der Kriechkurve abweichende Bereich kurz vor dem Versagen der Probe ist auf die Kriechprüfung mittels Direktlast zurückzuführen. Durch das Einschnüren der Probe nimmt der effektive Querschnitt ab, was bei konstanter Gewichtskraft zu einer höheren Spannung und daraus resultierenden höheren Dehnraten führt.

Betrachtet man lediglich den Zeitraum des typischen Lösungsglühprozesses, zeigt sich, dass sich sämtliche Kriechkurven in diesem Zeitfenster dem ersten technischen Kriechbereich zuordnen lassen. Für die spätere Modellierung muss der Fit also speziell auf diesen Kriechbereich hin optimiert werden.

Abbildung 7.9 zeigt die aus diesen Kriechkurven abgeleiteten und geglätteten Verläufe der Dehnrates in Abhängigkeit der Dehnung für die vier untersuchten Temperaturniveaus. Insbesondere bei  $400^\circ \text{C}$  ist dabei ein exponentieller Zusammenhang zwischen

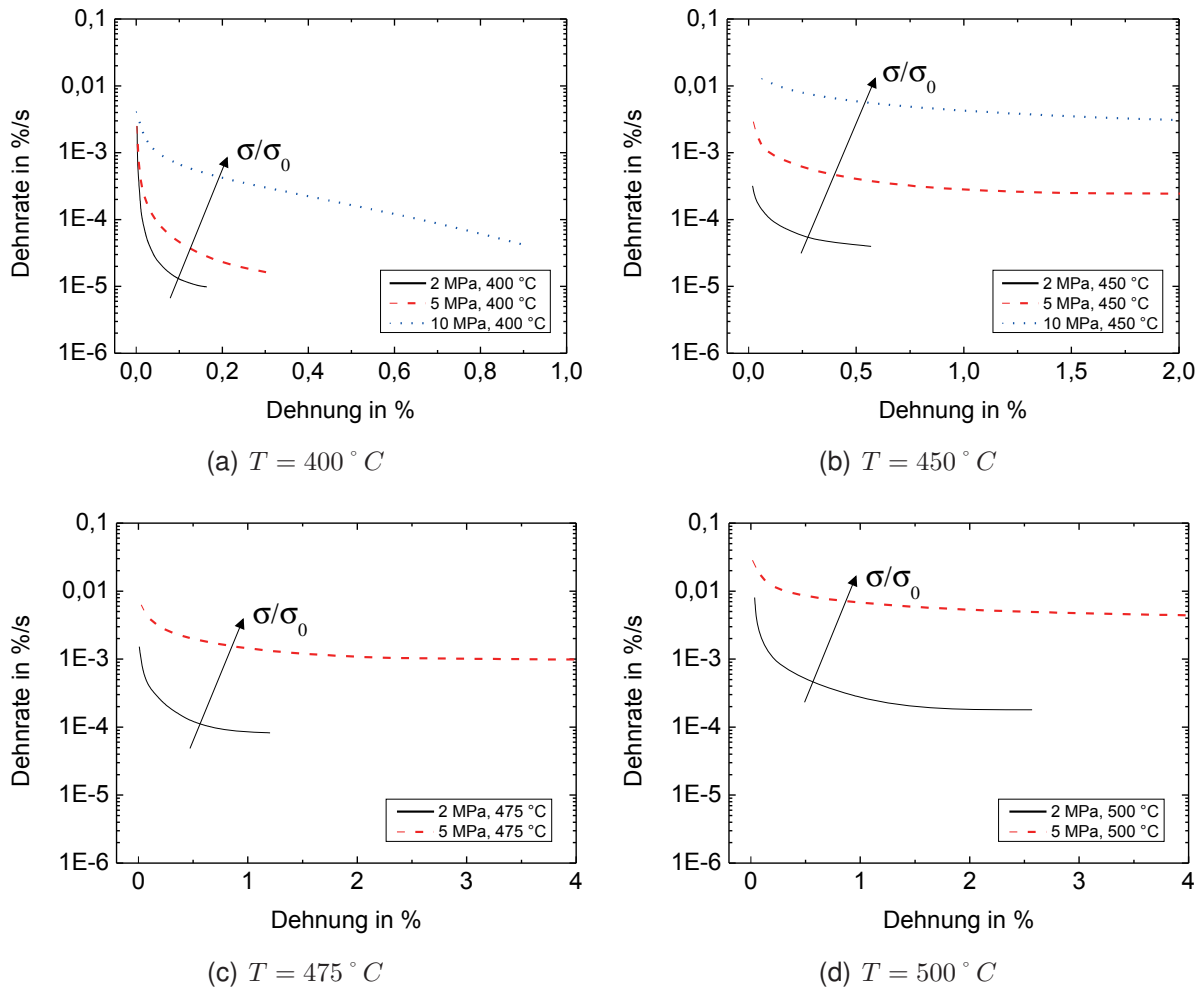


Abbildung 7.9: Abhängigkeit der Dehnrate von der erfolgten Dehnung bei verschiedenen Temperaturen  $T$  für die Spannungen  $\sigma = 2 \text{ MPa}$ ,  $5 \text{ MPa}$ ,  $10 \text{ MPa}$

der Dehnrate beziehungsweise der Dehnung und der angelegten Spannung zu erkennen in der Form von:

$$\dot{\epsilon} \propto \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (7.2)$$

Bei einer Temperatur von  $450^\circ C$  ist dieser Effekt nicht mehr so ausgeprägt, was auf einen Wechsel im Kriechmechanismus in diesem Temperaturbereich hindeutet.

Weiterhin ist deutlich zu erkennen, dass sowohl die resultierende Gesamtdehnung als auch die Dehnrate mit steigender Temperatur stark zunimmt.



## Modellierung der Kriechvorgänge in der Simulation

Um in der folgenden Sensitivitätsanalyse verschiedene Methoden der Modellierung von Kriechvorgängen in der Simulation hinsichtlich Ergebnisgenauigkeit und Rechenperformance miteinander vergleichen zu können, werden die gängigen Modellierungsansätze in einer Subroutine für die verwendete Simulationssoftware Abaqus FEA™ umgesetzt. Die Parameterermittlung der jeweiligen Kriechgleichungen erfolgt dabei mittels Fit der in den Abbildungen 7.8 und 7.9 dargestellten gemittelten Kriechkurven für die einzelnen Spannungs- und Temperaturniveaus.

Die Einbindung der Kriechkurven in die Subroutine erfolgt dabei noch folgendem Prinzip: Abaqus FEA™ liefert als Ausgangsbasis die Temperatur, die Temperaturänderung im Zeitschritt, die Vergleichsspannung nach Von-Mises, die Kriechdehnung am Anfang des Inkrements an jedem einzelnen Knoten des Rechnernetzes sowie die Zeit im aktuellen Berechnungsschritt. Die Subroutine berechnet aus diesen Angaben die deviatorische Vergleichsdehnung und gibt diese an Abaqus FEA™ zurück. Diese Berechnung erfolgt für den expliziten Ansatz über:

$$\Delta\epsilon = \dot{\epsilon} \cdot \Delta t \quad (7.3)$$

Für die implizite Berechnung wird zusätzlich folgende Ableitung der deviatorischen Vergleichsdehnung benötigt:

$$\Delta K = \frac{\delta}{\delta\sigma} \Delta\epsilon = \frac{\delta(\dot{\epsilon} \cdot \Delta t)}{\delta\sigma} \quad (7.4)$$

Im Rahmen dieser Untersuchungen werden beide Lösungsmethoden modelliert, da beide unterschiedliche Vor- und Nachteile aufweisen und somit abhängig vom gewählten Simulationsmodell Anwendung finden können. Während der explizite Lösungsansatz für dynamische Vorgänge mit hohen Dehnraten Vorteile zeigt, wie sie beispielsweise beim Aufheizen und zu Beginn des Lösungsglühens auftreten, eignet sich das implizite Verfahren für Berechnungen mit sich kaum ändernden Lastfällen, wie es im weiteren Verlauf des Lösungsglühens zu beobachten ist. [HARE07]

Neben diesen verschiedenen Lösungsmethoden existieren auch für die Modellierung der Kriechkurven unterschiedliche Ansätze. Während bei den durchgeführten Versuchen Temperatur und Spannung stets konstant sind, ändern sich diese im Realprozess beim Aufheizen und Lösungsglühen kontinuierlich. Um aus den vorliegenden Kriechkurven das Materialverhalten für sich ändernde Randbedingungen vorhersagen zu können, werden am Beispiel der Norton-Bailey-Gleichung zwei Modellierungsmethoden dargestellt [BETT08]:

$$\epsilon = A \cdot \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \cdot \left( \frac{t}{t_0} \right)^m \quad (7.5)$$



Leitet man diese Gleichung nach der Zeit ab, so erhält man die Formulierung der Dehnrates  $\dot{\epsilon}$  für die Modellierung mittels Time-Hardening, wobei  $A$ ,  $n$  und  $m$  temperaturabhängige Materialkonstanten sind.

$$\dot{\epsilon} = A \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n \cdot m \cdot \left(\frac{t}{t_0}\right)^{m-1} \quad (7.6)$$

Setzt man wiederum die Formulierung der Kriechdehnung  $\epsilon$  ein, ergibt sich die Formulierung der Dehnrates  $\dot{\epsilon}$  für die Modellierung mittels Strain-Hardening:

$$\dot{\epsilon} = A^{\frac{1}{m}} \cdot m \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^{\frac{n}{m}} \cdot \epsilon^{\frac{m-1}{m}} \quad (7.7)$$

Abbildung 7.10 zeigt den Vergleich dieser beiden Methoden anhand von zwei Kriechkurven bei unterschiedlichen Temperaturen für den Fall einer Temperaturerhöhung von  $T_2$  auf  $T_1$ . Während bei der Time-Hardening-Methode die spezifische Kriechdauer  $t_s$  als Übergangspunkt zwischen den beiden Kriechkurven genutzt wird, wird bei der Strain-Hardening-Methode die spezifische Kriechdehnung  $\epsilon_s$  als Übergangspunkt herangezogen. Für beide Methoden wird die Kriechkurve der höheren Temperatur ab diesem Übergangspunkt für die Beschreibung des weiteren Kriechverhaltens verwendet.

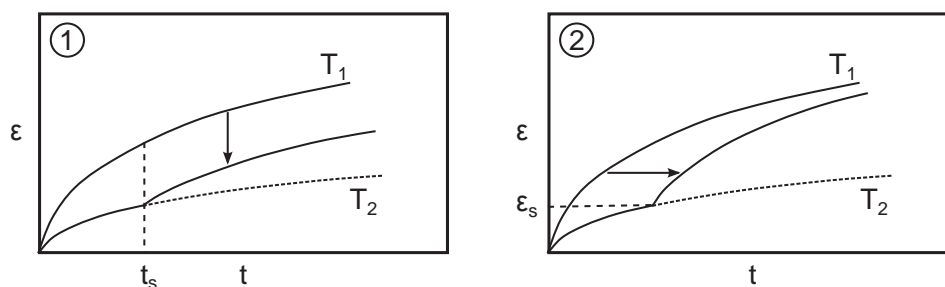


Abbildung 7.10: Schematische Darstellung der Time-Hardening (1) und Strain-Hardening (2) Methoden für zwei Kriechkurven bei den Temperaturen  $T_1 > T_2$  mit spezifischer Kriechdauer  $t_s$  und spezifischer Kriechdehnung  $\epsilon_s$

Während die Time-Hardening-Methode besonders für Kriechvorgänge mit nur geringen Temperaturänderungen geeignet ist, wie sie während des Lösungsglühens auftreten, weist die Strain-Hardening-Methode deutliche Vorteile bei sich stark ändernden Temperaturen auf, wie sie vor Allem während des Aufheizens zu beobachten sind [BETT08]. Unter Verwendung dieser einzelnen Vorteile leitet sich eine kombinierte Methode aus beiden Ansätzen ab, die in Abbildung 7.11 dargestellt ist. Für den Zeitraum des Aufheizens erfolgt die Modellierung der Kriechkurve bei einem Aufheizen von  $T_3$  zu  $T_2$  durch die spezifischen Dehnungen  $\epsilon_3$  und  $\epsilon_2$  aus den Kriechkurven



der Temperaturen  $T_3$  und  $T_2$ . Ab dem Erreichen der Lösungsglüh-temperatur findet die Time-Hardening-Methode Anwendung, mit derer ab der spezifischen Übergangszeit  $t_{\text{Übergang}}$  die Kriechkurve der Temperatur  $T_1$  für den weiteren Kurvenverlauf herangezogen wird.

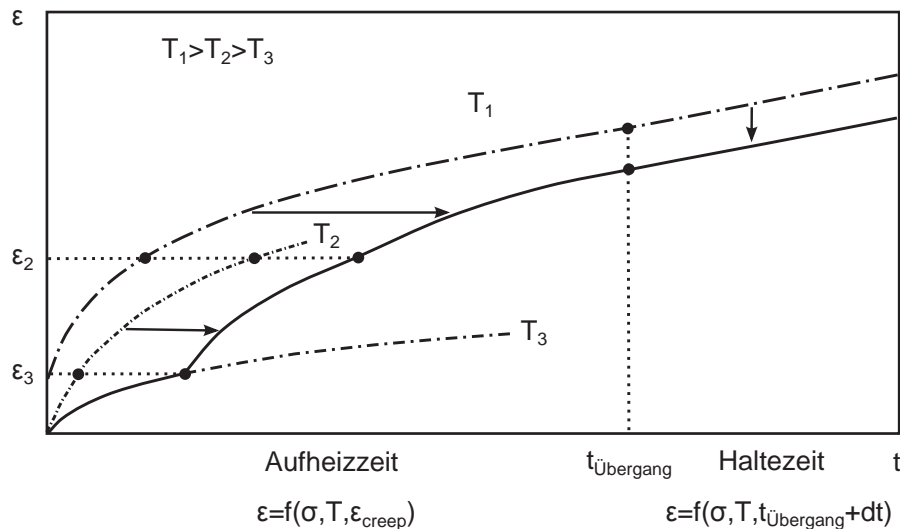


Abbildung 7.11: Schematische Darstellung der kombinierten Methode aus Strain-Hardening und Time-Hardening: Während der Aufheizphase wird die Strain-Hardening-Methode verwendet, während der Haltephase die Time-Hardening-Methode

Neben diesen drei Ansätzen der Time-Hardening, Strain-Hardening und kombinierten Strain-Time-Hardening Methode unter Verwendung der Norton-Bailey-Gleichung wird ebenfalls die modifizierte Garafalo-Gleichung mittels der Time-Hardening-Methode modelliert. Aufgrund der guten Anpassungsfähigkeit dieser Gleichung auf die einzelnen technischen Kriechbereiche hin, eignet sie sich für die genauere Beschreibung des Kriechverhaltens im primären Kriechbereich während des Lösungsglühens.

### 7.3 Sensitivitätsanalysen und Validierung des Simulationsmodells der Wärmebehandlung

Zur Optimierung des Simulationsmodells und zur Validierung der einzelnen Methodenbausteine sind Abgleiche mit Kriechexperimenten unabdingbar. Um dabei den Einfluss der Geometrie des Bauteils und der darin gelösten Eigenspannungen für eine erste Überprüfung der Modellierungsansätze möglichst gering zu halten, werden flache im Druckgießverfahren abgegossene Prüfplatten und ein modifizierter Drei-Punkt-Biege-Versuch als Teststand verwendet.



### 7.3.1 Modifizierter Drei-Punkt-Biege-Versuch

In Abbildung 7.12 ist der prinzipielle Aufbau dieses Teststands in Anlehnung an für Kunststoffe genutzte Kriechteststände dargestellt [DEUT12]. Die auf zwei Auflagepunkten fixierte Prüfplatte wird dabei mittig durch einen Stempel mit einer Biegespannung belastet. Durch die Kraft des Stempels lässt sich die maximal im Bauteil auftretende Spannung gezielt einstellen. Ein weiterer Vorteil liegt in der Unabhängigkeit der aufgetragenen Spannung von der thermischen Ausdehnung des Werkstücks beim Aufheizen und Abkühlen durch eine fehlende Einschränkung der Prüfplatte in Längs- und Querrichtung. Auch in der Höhe wirkt sich die thermische Ausdehnung nicht auf die eingestellte Spannung aus.

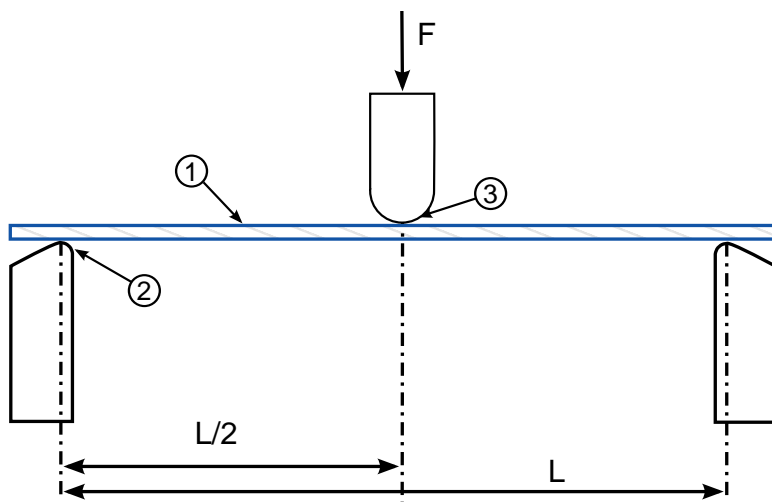


Abbildung 7.12: Schematischer Versuchsaufbau der Drei-Punkt-Biege-Prüfung mit zu prüfendem Werkstück (1), Auflagepunkte (2) und Kraft-aufbringendem Stempel (3), nach DIN EN ISO 899-2 [DEUT12]

Abbildung 7.13 zeigt die Umsetzung dieses Prüfstandkonzepts. Die im Druckgießverfahren hergestellte Prüfplatte mit einer für Strukturbauteile typischen Wandstärke von  $d = 3\text{ mm}$  liegt an zwei Auflagepunkten auf dem Prüfstand auf. Der die Kraft aufbringende Stempel wird über eine Traverse mit verschiedenen Gewichten realisiert, mit denen in der Prüfplatte verschiedene Spannungen erzielt werden können. Einseitige Anschlagpunkte dienen zur sicheren Positionierung der Prüfplatten ohne ein Verspannen oder eine Behinderung der thermischen Ausdehnung hervorzurufen.

Die aufgrund der Drei-Punkt-Biege-Belastung in der Prüfplatte der Breite  $b$  und Dicke  $d$  hervorgerufenen Spannungen leiten sich gemäß der Festigkeitslehre aus dem wirkenden Moment  $M$  und dem Widerstandsmoment  $W$  ab [DEUT12]:

$$\sigma = \frac{M}{W} \quad (7.8)$$





Das Widerstandsmoment  $W$  ergibt sich wiederum über das Flächenträgheitsmoment  $I$  und den Abstand des Flächenschwerpunktes vom Rand  $a$  [RICH08]:

$$W = \frac{I}{a} = \frac{\frac{b \cdot d^3}{12}}{\frac{d}{2}} = \frac{b \cdot d^2}{6} \quad (7.9)$$

Das auftretende Moment  $M$  errechnet sich über die Integration der Last  $F$  entlang der Prüflänge  $L$  (siehe Abb. 7.12) zu:

$$M = \frac{F \cdot L}{4} \quad (7.10)$$

Somit erhält man die maximale Biegespannung zu:

$$\sigma = \frac{3 \cdot F \cdot L}{2 \cdot b \cdot d^2} \quad (7.11)$$

Tabelle 7.3 zeigt die daraus resultierenden Maximalspannungen für die Kraft durch die Masse der Traverse und der einzelnen in Abbildung 7.13 dargestellten Gewichte. Der Bereich der einstellbaren Spannungen ist dabei in Anlehnung an die für die Ermittlung der Kriechkurven verwendeten Spannungsniveaus gewählt. Während bei den Kriechkurven die kleinste untersuchte Spannung  $2 \text{ MPa}$  beträgt, werden am Kriechteststand auch niedrigere Spannungen realisiert, um eine Überprüfung der Extrapolation des Kriechverhaltens hin zu kleinen Spannungen durchführen zu können. Die am Teststand abprüfbareren Spannungen liegen bei einer Wandstärke der Prüfplatte von  $3 \text{ mm}$  bei  $0,7 \text{ MPa}$ ,  $1,7 \text{ MPa}$ ,  $2,7 \text{ MPa}$  und  $3,8 \text{ MPa}$ .

Die Auswertung der Kriechversuche auf diesem Teststand für einen Vergleich mit Simulationsergebnissen erfolgt über die Durchbiegung der Prüfplatte. Hierbei wird, wie in Abbildung 7.14 dargestellt, die Oberfläche der gesamten Prüfplatte mit einem optischen Messsystem erfasst und der Abstand zur Referenzebene ermittelt, auf der die Prüfplatte liegt. Dieser maximale Abstand abzüglich der Wandstärke der Prüfplatte entspricht dabei der Durchbiegung. Die Genauigkeit des verwendeten Messsystems zeigt sich bei der Betrachtung des Minimalwerts des Abstandes innerhalb der Referenzebene zu  $-0,02 \text{ mm}$ , was für die Auswertung der Durchbiegung hinreichend genau ist.

Für die Temperierung der Zugprobe wird der gezeigte Teststand in einem Umluftofen auf die gewünschte Prüftemperatur aufgeheizt, bevor die Probe auf den Auflagepunkten positioniert wird. Abbildung 7.15 zeigt für eine Prüftemperatur von  $465 \text{ }^\circ\text{C}$  den zeitlichen Verlauf der Messung der Temperatur der Luft im Ofen sowie im Kern der Prüfplatte mittels Thermoelementen. Deutlich ist dabei der Abfall der Lufttemperatur auf  $325 \text{ }^\circ\text{C}$  beim Öffnen des Ofens zu Beginn zu beobachten. Sowohl die Luft als auch die eingelegte Prüfplatte heizen sich jedoch innerhalb von  $5 \text{ min}$  beziehungsweise  $10 \text{ min}$

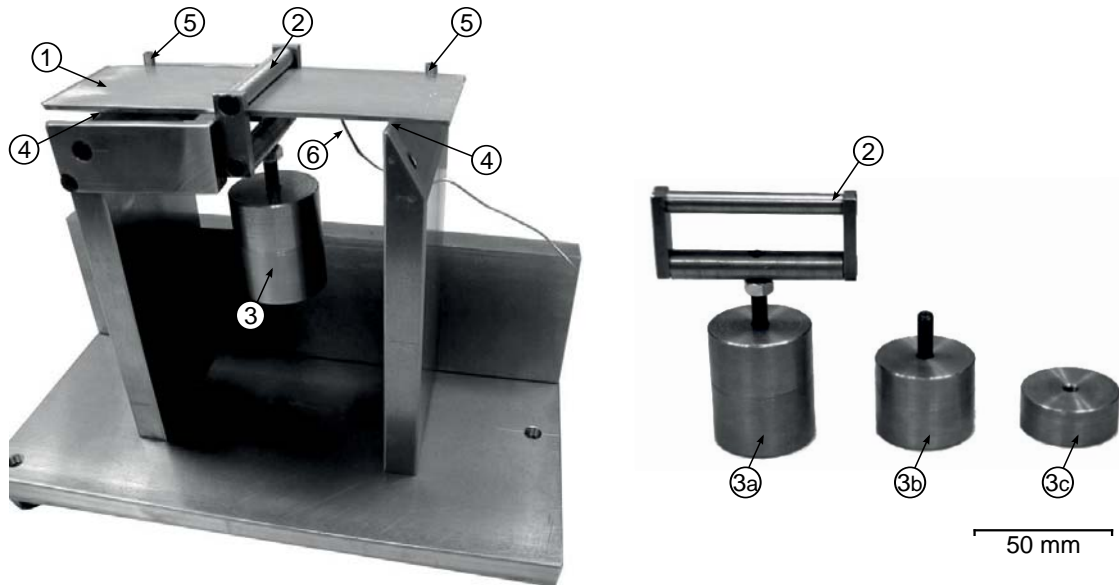


Abbildung 7.13: Kriechteststand analog der Drei-Punkt-Biege-Prüfung mit Prüfplatte (1) der Dicke  $d = 3 \text{ mm}$ , Breite  $b = 70 \text{ mm}$  und Länge  $l = 200 \text{ mm}$ , als Stempel wirkender Traverse (2) mit Gewicht (3), Auflagepunkten der Platte (4), Anschlagpunkten zur Positionierung der Platte (5), Thermoelement zur Temperaturmessung (6) und Gewichten zur Belastung der Platte (1) mit den Maximalspannungen  $\sigma_1 = 3,8 \text{ MPa}$  (3a),  $\sigma_2 = 2,7 \text{ MPa}$  (3b) und  $\sigma_3 = 1,7 \text{ MPa}$  (3c)

Tabelle 7.3: Übersicht der Gewichte und damit erreichbaren maximalen Spannungen in den Prüfplatten der Dicke  $d = 3 \text{ mm}$  für den Kriechteststand

	Traverse	Traverse mit Gewicht 3c	Traverse mit Gewicht 3b	Traverse mit Gewicht 3a
Gewicht in $kg$	0,20	0,50	0,80	1,10
Kraft in $N$	2,0	4,9	7,8	10,8
Spannungen in $MPa$	0,70	1,7	2,7	3,80

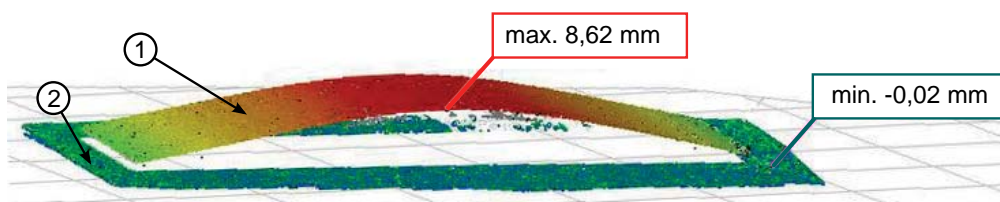


Abbildung 7.14: Laser-optische Vermessung der Durchbiegung der Prüfplatte (1) im Vergleich zur Referenzebene (2)

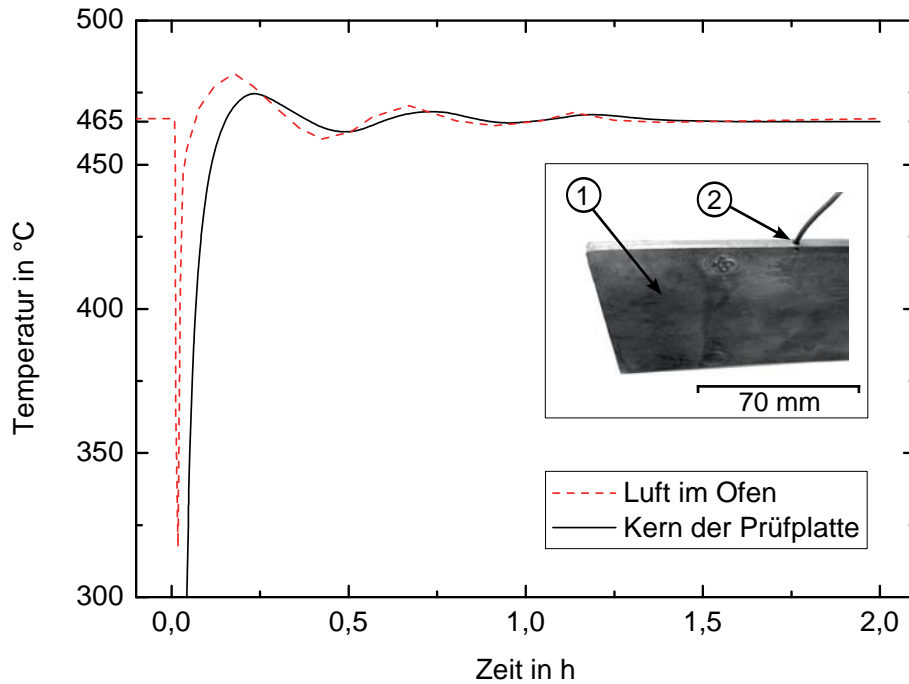


Abbildung 7.15: Messung des zeitlichen Verlaufs der Temperatur der Luft im Ofen und im Kern der Prüfplatte (1) mittels eines Thermoelements (2) für die Lösungsglühtemperatur  $T = 465^{\circ}C$

wieder auf die gewünschte Prüftemperatur auf. Die Temperatur in der Probe schwankt dabei durch die Regelung des Ofens nach dem Ausgleichen des ersten Überschwingens im Bereich von ca.  $\pm 4 K$ . Sowohl die Aufheizrate als auch die Schwankung der Temperatur während des Experiments liegen in der gleichen Größenordnung wie bei der Ermittlung der Kriechkurven und sind somit für die Verwendung zur Validierung der Simulationsergebnisse hinreichend genau. Die gemessenen Aufheizkurven werden weiterhin als Temperaturkurven für die Simulation verwendet, so dass das gleiche Aufheizverhalten in Simulation und Experiment vorliegt.

### 7.3.2 Sensitivitätsanalyse von Simulationsparametern

Gemäß dem aufgestellten Versuchsplan werden im Folgenden verschiedene Vernetzungsarten und unterschiedliche Modellierungsarten der Kriechvorgänge in der Simulation analysiert und mit Experimenten verglichen.

Die Vernetzungsarten unterscheiden sich dabei sowohl durch den gewählten Elementtyp als auch durch die gewählte Netzauflösung. Am Beispiel der Prüfplatte werden diese hinsichtlich der resultierenden Durchbiegung durch Kriechvorgänge in der Simulation und im Experiment untersucht und vergleichend gegenübergestellt. Die Auswahl



der optimalen Vernetzung erfolgt auf dieser Basis unter Berücksichtigung der Ergebnisqualität und der Rechenzeit.

Hierfür werden Kriechversuche mit Prüfplatten auf dem Teststand bei einer Spannung von  $1,7 \text{ MPa}$  und einer Prüftemperatur von  $465^\circ\text{C}$  durchgeführt. Für jede Kombination wird dabei der Mittelwert aus fünf Versuchsdurchläufen gebildet, um stochastische Fehler durch die Gießprozess in den Prüfplatten praktisch auszuschließen. Diese Prüfbedingungen werden dann ebenfalls in der Simulation abgeprüft. Sowohl die gewählte Spannung als auch die gewählte Prüftemperatur stellen typische Randbedingungen während des Lösungsglühprozesses dar und liegen zwischen den bei der Ermittlung der Kriechkurven untersuchten Temperatur- und Spannungsniveaus. Dies hat zur Folge, dass sowohl für die Spannung als auch für die Temperatur eine Interpolation durch die Modellierung der Kriechgleichungen mittels Time-Hardening oder Strain-Hardening notwendig ist.

Für die Untersuchung werden dabei Netze aus Tetraedern oder Hexaedern mit einer Elementgröße von  $1,5 \text{ mm}$  und  $3,0 \text{ mm}$  abgeprüft. Dies entspricht einer Netzdichte von einem beziehungsweise zwei Elementen in der Wandstärke der Prüfplatte. In Abbildung 7.16 ist der Einfluss des Elementtyps, der Elementdichte und der Modellierungsart mittels Time- oder Strain-Hardening-Methode auf die Ergebnisqualität und die Rechenzeit dargestellt. Die Ergebnisqualität definiert sich dabei über den Grad der Übereinstimmung der simulationsgestützt ermittelten und der aus Versuchen stammenden Durchbiegung der Prüfplatten.

Hinsichtlich der Rechenzeit stellt sich dabei heraus, dass diese für die Time-Hardening-Methode linear mit der Elementzahl ansteigt. Eine Reduzierung der Elementgröße um die Hälfte resultiert in einer Erhöhung der Elementzahl um das achtfache. Diese Steigerung um das achtfache ist sowohl für die Hexaeder- als auch für die Tetraedernetze bei der Rechenzeit ersichtlich. Dies lässt sich darauf zurückführen, dass die Bestimmung der Kriechraten mittels der Time-Hardening-Methode nur wenige Berechnungsschritte erfordert und somit die Rechenzeit lediglich mit der Größe des Netzes skaliert. Für die Strain-Hardening-Methode ist ebenfalls ein deutlicher Einfluss der Elementgröße auf die Rechenzeit festzustellen. Die Strain-Hardening-Methode weist bei allen Vernetzungsarten eine höhere Ergebnisqualität als die Time-Hardening-Methode auf, benötigt aber eine deutlich längere Rechenzeit.

Während die Halbierung der Elementgröße bei den Hexaedernetzen eine um ungefähr den Faktor 30 längere Rechenzeit nach sich zieht, liegt dieses Verhältnis für die Tetraedernetze lediglich bei einem Faktor von ca. 3. Dies ist auf die sehr rechenintensive Bestimmung der Kriechraten zurückzuführen, im Vergleich zu der die Elementzahl nur eine untergeordnete Rolle spielt. Bezüglich der erreichbaren Ergebnisqualität zeigt

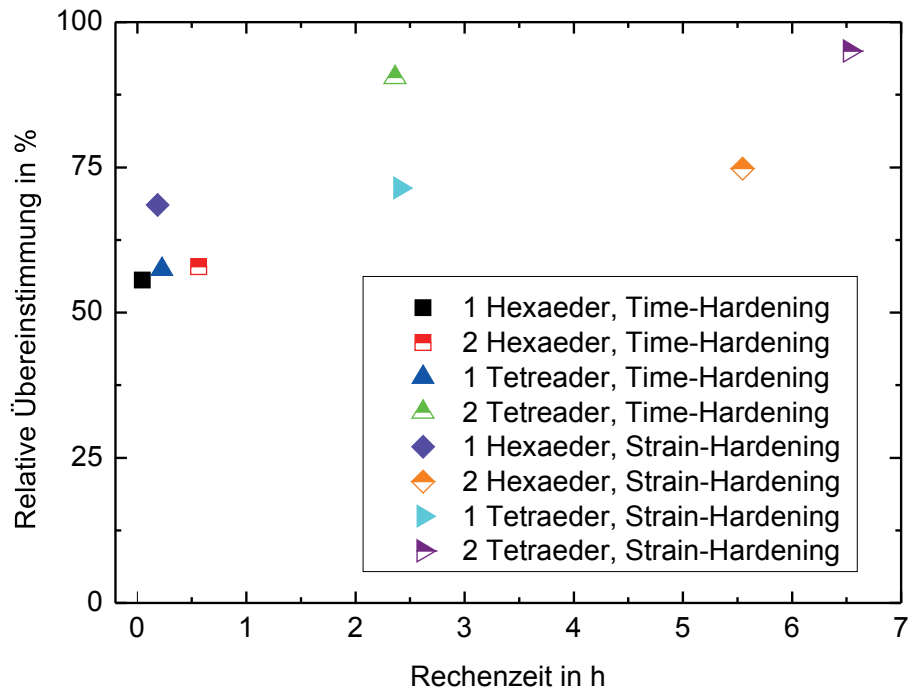


Abbildung 7.16: Vergleich der Übereinstimmung von experimentell und simulationsgestützt ermittelter Durchbiegung der Prüfplatte bei einer Lösungsglühtemperatur  $T = 465^\circ C$  und einer Spannung  $\sigma = 1,7 MPa$  nach  $2,0 h$  für verschiedene Vernetzungsmethoden mittels einem oder zwei Hexaedern beziehungsweise Tetraedern im Querschnitt für die Time-Hardening und Strain-Hardening Methoden

sich, dass bei der Vernetzung mit zwei Tetraeder-Elementen in der Wandstärke eine hinreichend genaue Vorhersage der resultierenden Kriechdehnung möglich ist, obwohl dieser Elementtyp im Vergleich zu Hexaedern eher zu steif ist, wodurch auftretende Spannungen überschätzt werden. Diese Überschätzung der Spannung bei Tetraedern kompensiert in den gezeigten Untersuchungen die Unterschätzung der Dehnraten zu Beginn des Primärkriechens, so dass mit diesem Elementtyp eine höhere Ergebnisqualität erzielt werden kann.

Die im Rahmen dieser Untersuchung verwendeten Elementtypen sind durchgehend Elemente erster Ordnung des linearen Ansatzes mit vier oder acht Knotenpunkten für die Tetraeder beziehungsweise Hexaeder. Aufgrund der einfachen Geometrie der Prüfplatte ist mit diesen Elementtypen und -größen bereits eine hinreichend genaue Beschreibung der Oberfläche möglich. Für komplexe Geometrien mit unterschiedlichen Wandstärken, sehr dünnwandigen Teilbereichen, starker Verrippung, sowie Verrundungen und Phasen, wie sie an Realbauteilen vorherrschen, bietet sich weiterhin die Möglichkeit der Verwendung von quadratischen Elementen zweiter Ordnung.



Neben den Einflussgrößen aus der Vernetzung werden ebenfalls die aufgezeigten Möglichkeiten der Modellierung der Kriechvorgänge über die Kriechgleichungen nach Norton-Bailey und Garafalo sowie die verschiedenen Interpolationsarten mittels Time-Hardening und Strain-Hardening vergleichend gegenübergestellt. Hierzu werden die resultierenden Durchbiegungen der Prüfplatte in Simulation und Experiment bei der Belastung mit einer Spannung von  $1,7 \text{ MPa}$  für die Dauer von  $2 \text{ h}$  und eine Prüftemperatur von  $465^\circ \text{C}$  ermittelt; diese Durchbiegungen werden miteinander verglichen und mit der dafür notwendigen Rechenzeit korreliert.

Tabelle 7.4: Vergleich der Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment für verschiedene Kriechgleichungen und Modellierungsansätze mittels Time-Hardening und Strain-Hardening sowie deren Kombination hinsichtlich Ergebnisgenauigkeit und benötigter Rechenzeit für eine Lösungsglüh-temperatur  $T = 465^\circ \text{C}$  bei einer Spannung  $\sigma = 1,7 \text{ MPa}$  nach  $2,0 \text{ h}$

Simulationsmethode	Relative Übereinstimmung von Simulation und Experiment	Rechenzeit
Time-Hardening, Norton-Bailey	90,4 %	2,36 h
Strain-Hardening, Norton-Bailey	95,1 %	6,53 h
Time-Strain-Hardening, Norton-Bailey	94,8 %	3,14 h
Time-Hardening, Garafalo	92,1 %	2,73 h

Tabelle 7.4 zeigt die Ergebnisse dieses Vergleichs. Deutlich ist dabei zu erkennen, dass die Modellierung mittels der Strain-Hardening-Methode für die Norton-Bailey-Gleichung die beste Übereinstimmung von Simulation und Experiment erreicht, jedoch auch eine mehr als doppelt so lange Rechenzeit benötigt. Die kombinierte Methode mittels Time-Strain-Hardening für die Norton-Bailey-Gleichung weist lediglich eine geringfügig schlechtere Ergebnisqualität bei nur halber Rechenzeit auf. Ähnlich verhält sich die Modellierung über die Time-Hardening-Methode der Garafalo-Gleichung. Die Time-Hardening-Methode der Norton-Bailey-Gleichung zeigt in dieser Untersuchung die kürzeste Rechenzeit, erreicht aber auch nur eine Übereinstimmung von  $90,4\%$  zwischen Simulation und Experiment.

Bezieht man diese Übereinstimmung jedoch auf die Berechnung und Abschätzung der zu erwartenden Maßabweichungen, so liegen die Unterschiede der einzelnen Modellierungsarten sehr eng beieinander und unterscheiden sich hauptsächlich durch die benötigte Rechenzeit. Mit Hilfe der Methode der Verzugsminimierung in der Wärmebehandlung werden optimale Lagerungsbedingungen hinsichtlich Verzug in vergleichenden Simulationsstudien ermittelt, so dass der Absolutwert der zu erwartenden Maßabweichungen nur eine untergeordnete Rolle spielt. Im Folgenden wird deshalb



aufgrund der Einfachheit der Modellierung und der kürzesten Rechenzeit die Time-Hardening-Methode unter Verwendung der Norton-Bailey-Gleichung für die Simulation der Kriechvorgänge während des Lösungsglühens herangezogen.

### 7.3.3 Sensitivitätsanalyse von Prozessparametern

Neben den Einflussgrößen aus der Simulation werden im Folgenden die Prozessparameter aus dem Lösungsglühprozess in Form von Temperatur, Spannung und Dauer hinsichtlich ihres Einflusses auf die resultierende Kriechdehnung untersucht. Auf dieser Basis erfolgt die Validierung des Simulationsmodells der Wärmebehandlung.

Die Modellierung der Kriechvorgänge basiert auf der Annahme, dass sich unterhalb einer Temperatur von  $400^{\circ}\text{C}$  nur geringfügige Verformungen ausbilden, da die Ermittlung von Kriechkurven in diesem Temperaturbereich durch starkes Rauschen der Messwerte in der gleichen Größenordnung wie die Kriechraten nicht möglich ist. In der Simulation wird für diesen Temperaturbereich somit keine Kriechrate berechnet. Um diese Annahme zu verifizieren, werden auf dem Kriechteststand Prüfplatten bei den Temperaturen  $150^{\circ}\text{C}$ ,  $250^{\circ}\text{C}$  und  $350^{\circ}\text{C}$  für  $2\text{ h}$  bei der maximal möglichen Biegespannung von  $3,8\text{ MPa}$  hinsichtlich Durchbiegung geprüft. Da das Abkühlen und wieder Aufheizen der Proben bei einer Entnahme zur Vermessung die Kriechdehnung beeinflussen würde, werden für jeden Temperatur bei einer Dauer von  $0,5\text{ h}$ ,  $1\text{ h}$  und  $2\text{ h}$  neue Prüfplatten verwendet. Die ermittelten Durchbiegungen stellen dabei wiederum den Mittelwert von fünf Prüfplatten für die jeweiligen Prüfbedingungen dar.

Abbildung 7.17 zeigt die Mittelwerte der gemessenen Durchbiegungen zusammen mit deren Streuband und der Vorhersage der Durchbiegung aus der Simulation. Für die Prüftemperaturen  $150^{\circ}\text{C}$  und  $250^{\circ}\text{C}$  ist dabei keine signifikante Verformung feststellbar. Es treten dabei sogar Messungen mit minimal nach oben gerichteter Verformung auf. Weiterhin ist über die Zeit hinweg keine Zunahme der Durchbiegung festzustellen. Dies lässt sich darauf zurückzuführen, dass bei diesen Temperaturniveaus gemäß der Annahme keine Kriechvorgänge zu beobachten sind. Für die Prüftemperatur von  $350^{\circ}\text{C}$  dagegen ist eine Zunahme der Durchbiegung mit der Zeit zu beobachten, die vom Verlauf her einer Kriechkurve ähnelt. Betrachtet man hingegen das Streuband dieser Mittelwerte, so ist auch mit diesem Versuchsaufbau keine Aussage über Kriechvorgänge in diesem Temperaturbereich möglich. Im Rahmen der Streuung der Messwerte und im Vergleich zu den Durchbiegungen bei höheren Temperaturen ist die Annahme der Vernachlässigung von Kriechvorgängen unterhalb von  $350^{\circ}\text{C}$  somit zulässig.

Weiterhin gilt es, die simulationsgestützte Vorhersage der Verformung durch Kriechvorgänge zu validieren. Dies erfolgt für die typische Lösungsglühtemperatur von

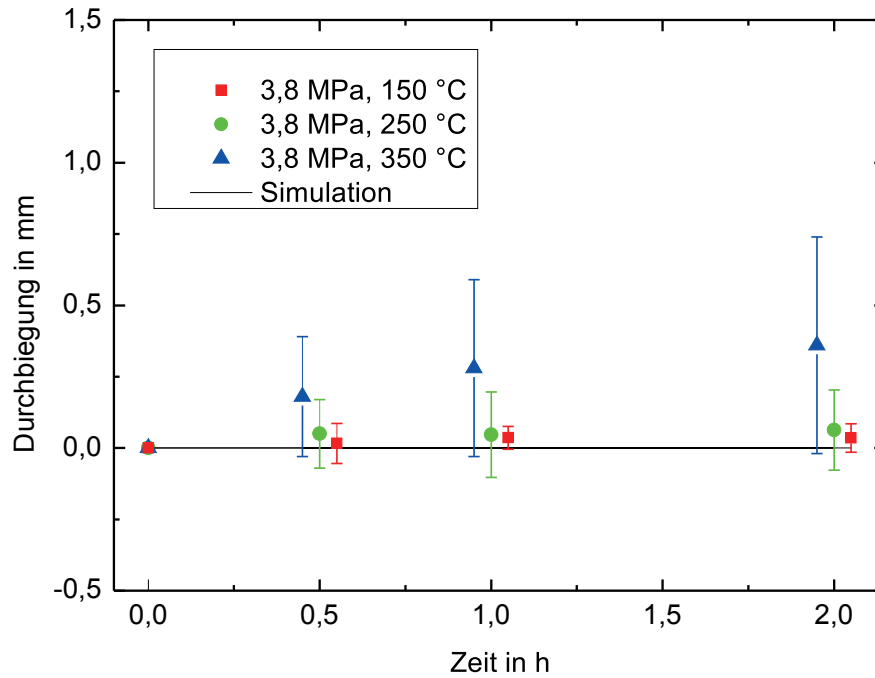


Abbildung 7.17: Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Durchbiegung der Prüfplatte auf dem Kriechteststand bei einer Spannung von  $3,8 \text{ MPa}$  für die Temperaturen  $150 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $250 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $350 \text{ }^\circ\text{C}$  in Experiment und Simulation

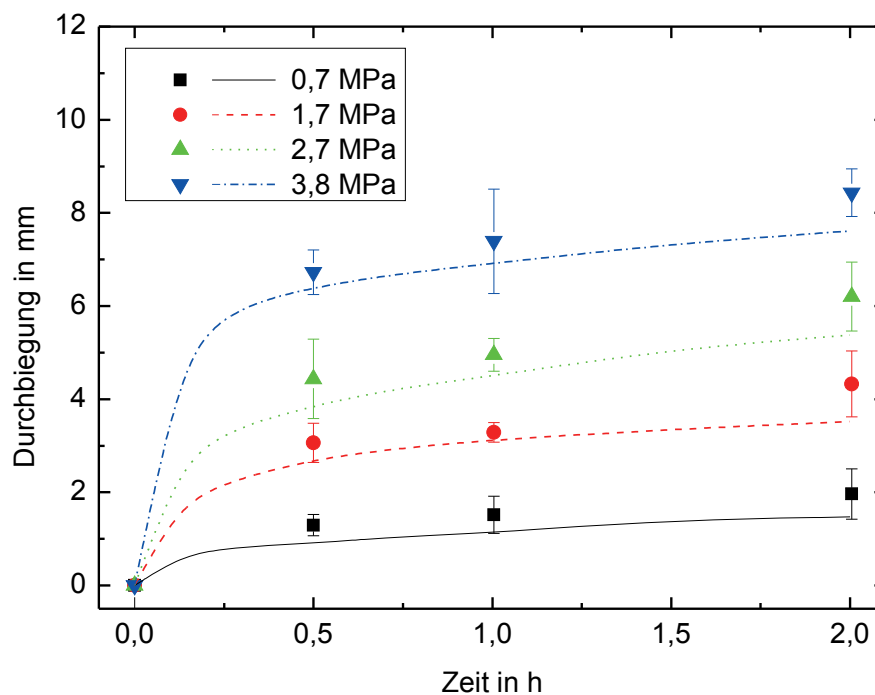


Abbildung 7.18: Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Durchbiegung der Prüfplatte auf dem Kriechteststand in Simulation und Experiment bei der Lösungsglüh-temperatur  $T = 465 \text{ }^\circ\text{C}$  für die Spannungen  $\sigma = 0,7 \text{ MPa}$ ,  $1,7 \text{ MPa}$ ,  $2,7 \text{ MPa}$ ,  $3,8 \text{ MPa}$





465 °C unter Berücksichtigung aller im Kriechteststand möglichen Spannungszustände. Beim Aufheizen auf diese Prüftemperatur werden alle abgeprüften Temperaturniveaus durchschritten, so dass auch Rückschlüsse auf diese Temperaturen gezogen werden können. Weiterhin sind durch die gewählten Spannungen fast alle im Rahmen der Kriechkurvenermittlung untersuchten Spannungsniveaus abgedeckt. Auch bei diesen Experimenten werden die Prüfplatten nach 0,5 h, 1 h und 2 h zur Vermessung entnommen und danach nicht weiter verwendet, sondern durch neue Prüfplatten ersetzt. Für jede Kombination aus Zeit und Spannung werden wiederum fünf Prüfplatten untersucht, um mittels Mittelwertbildung stochastische Fehler aus dem Gießprozess ausschließen zu können.

Abbildung 7.18 zeigt den zeitlichen Verlauf der gemessenen Durchbiegung der Prüfplatten für die einzelnen Spannungsniveaus. Für jedes Niveau ist ebenfalls die Vorhersage der Durchbiegung aus der Simulation als zeitlicher Verlauf dargestellt. Deutlich ist dabei zu erkennen, dass die resultierende Verformung mit steigender Spannung zunimmt. Bei der Zeitabhängigkeit ist analog zum Verlauf der Kriechkurven anfangs eine starke Zunahme der Verformung festzustellen, die sich im weiteren Verlauf abflacht.

Vergleicht man die gemessenen Durchbiegungen mit den Vorhersagen aus der Simulation, so ist im Rahmen der Streuung der Messpunkte eine sehr gute Übereinstimmung für alle Spannungsniveaus festzustellen. Sowohl für die Verformung nach 2 h als auch für die früheren Zeitpunkte bei 0,5 h und 1 h liegt die Vorhersage weitgehend innerhalb des Streubands der Messung. Für alle Spannungsniveaus und Zeitpunkte ist weiterhin zu beobachten, dass die Simulation die resultierende Dehnung stets minimal unterschätzt. Eine mögliche Begründung dafür könnte sein, dass bei der Ermittlung der Kriechkurven die Belastung erst nach der Aufheizzeit aktiviert wird, bei diesen Versuchen, die Prüfplatten jedoch bereits unter Last aufgeheizt werden. Die aus den Kriechkurven ermittelten Kriechraten weisen insbesondere zu Beginn des Kriechens deutliche Ungenauigkeiten auf. Die Abweichung zwischen Simulation und Experiment ist jedoch im Vergleich zum Absolutwert der Verformung vernachlässigbar.

Die aufgezeigte Simulationsmethode ist somit im Stande, die durch Spannungen induzierten Kriechvorgänge sehr genau nachzubilden und die resultierenden Dehnungen für eine Prozess- und Gestelloptimierung hinreichend genau vorherzusagen. Der Einfluss der im Bauteil befindlichen Eigenspannungen aus dem Druckgießprozess auf die Verformung ist bei den Prüfplatten aufgrund der einfachen Geometrie so gering, dass dieser im Rahmen der Untersuchungen vernachlässigt wird. Durch reines Aufheizen und Abkühlen der Prüfplatten zeigt sich eine maximale durch Eigenspannungen verursachte Durchbiegung von 0,2 mm, welche im Vergleich zu den untersuchten Kriechdehnungen minimal und damit vernachlässigbar ist.



## 8 Anwendungsbeispiele und Validierung

Im Folgenden Kapitel erfolgt die Übertragung und Anwendung der beiden entwickelten Methoden auf die Validierungsbauteile in Form von zwei Realbauteilen aus der Fahrzeugstruktur. Für die Methode der Verzugskompensation wird dazu wiederum ein naturduktiles Verbindungsteil Schweller-Längsträger verwendet, das sich jedoch durch die Gestaltung der Geometrie und die maximalen Abmessungen deutlich von dem bei der Methodenentwicklung untersuchten Gussteil unterscheidet. Für die Validierung der zweiten Methode zur simulationsgestützten Optimierung der Maßhaltigkeit in der Wärmebehandlung durch die verzugsminimierte Auslegung der Lagerung findet eine Federbeinaufnahme als typisches wärmebehandeltes Strukturbauteil Anwendung.

### 8.1 Verzugskompensation durch Vorhalten im Werkzeug für ein Verbindungsteil Schweller-Längsträger

Im Gegensatz zu dem in Abbildung 6.1 dargestellten Gussteil für die Methodenentwicklung mit einer Länge von ca. 1200 mm weist das im Rahmen der Validierung untersuchte Gussteil, das in Abbildung 8.1 zu sehen ist, eine Länge von ca. 1550 mm auf. Dies entspricht einem Größenunterschied von 30 %. Die Wandstärken beider Gussteile liegen im für Strukturbauteile typischen Bereich zwischen 2,5 mm und 5,0 mm. Auch die grundlegende Gestaltung der Bauteile ähnelt sich aufgrund derselben Funktion in der Fahrzeugkarosserie. Bei dem hier untersuchten Bauteil finden sich jedoch an beiden Enden der Längsachse des Bauteils U-förmige Aufnahmen zum Einschulen von Profilen, was durch die zu erwartende Torsion um die Längsachse im Hinblick auf die Entformbarkeit große Herausforderungen an die Kompensation des Verzugs stellt.

Da für das untersuchte Gussteil noch keine Prozessdaten oder -erfahrungen vorliegen, gilt es, diese für die Simulation des prozessbedingten Verzugs abzuschätzen, da dieser die Grundlage einer Werkzeugmodifikation mit verzugskompensierenden Geometrieänderungen darstellt.

#### Simulationsgestützte Abschätzung der Prozessparameter

Bei den zu ermittelnden verzugsentscheidenden Prozessgrößen handelt es sich um die Zuhaltezeit der Formhälften und die Temperierung des Druckgießwerkzeugs.

Bezüglich der Zuhaltezeit wird die Erstarrung des Gussteils zusammen mit dem Anguss- und Überlaufsystem, wie in Abbildung 8.1 dargestellt, in einer homogen auf



180 °C temperierten Form berechnet. Die Temperierung des Werkzeugs durch die eingebrachten Kühlkanäle wird hierbei vernachlässigt. Die im Prozess realisierbare minimale Zuhaltezeit ergibt sich dann folglich über den Zeitpunkt, zu dem der gesamte Abguss erstarrt ist und keine flüssigen Teilbereiche mehr vorliegen. Abbildung 8.1 zeigt weiterhin das Simulationsergebnis des Temperaturfeldes 38 s nach Formfüllung. Der Bereich dickster Wandstärken und damit auch höchster Temperatur ist hierbei der Gießverteiler zwischen Pressrest und Angusssystem. Zum dargestellten Zeitpunkt liegt die Maximaltemperatur mit 531 °C jedoch unterhalb der Solidustemperatur des Werkstoffs, so dass der gesamte Abguss vollständig erstarrt ist.

Die Ungenauigkeit der Temperierung wird für die Abschätzung der Zuhaltezeit über einen Sicherheitsfaktor kompensiert, indem die Zuhaltezeit von 38 s auf 42 s gesetzt wird. Selbst bei einer zyklischen Aufheizung des Druckgießwerkzeugs im Bereich des Gießverteilers ist damit eine vollständige Erstarrung sichergestellt. Da die Zuhaltezeit über die Taktzeit in direktem Zusammenhang zur Wirtschaftlichkeit des Prozesses steht, gilt es, diese minimal zu halten.

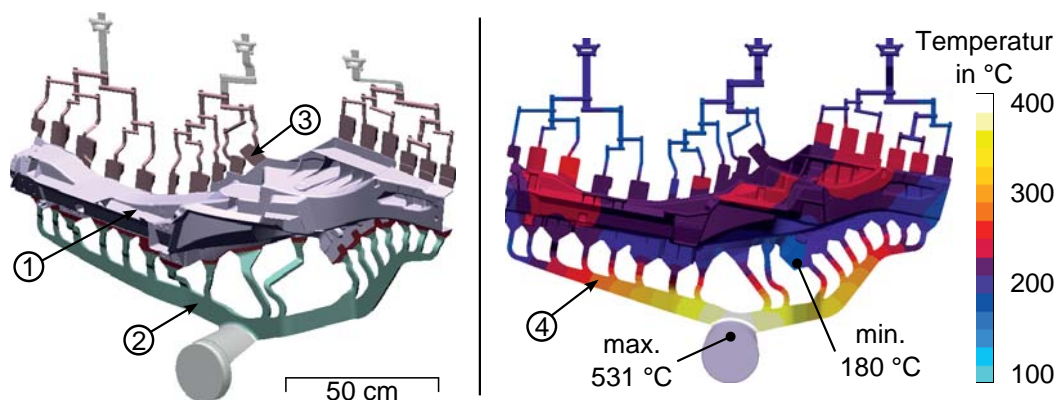


Abbildung 8.1: Geometrie des Verbindungsteils Schweller-Längsträger (1) mit für die Verzugsberechnung zugeschnittenem Anguss- (2) und Überlaufsystem (3) zusammen mit dem der Temperaturvorhersage aus der Erstarrungssimulation (4) zum Zeitpunkt 38 s nach Formfüllung

Für die Abschätzung der Formtemperierung als Grundlage der Verzugssimulation werden die Temperaturniveaus der einzelnen Formbereiche analog dem bereits untersuchten Gussteil gewählt. Die Temperatur der ölführenden Temperierkanäle nimmt dabei vom Bereich des Angusssystems bei 80 °C über das Gussteil bei 100 °C bis 160 °C hin zum Überlauf bei 160 °C zu.

Unter der Annahme dieser Temperierung und den im Rahmen der Sensitivitätsanalysen definierten und identifizierten Simulationsparametern wird das zyklische Aufheizen der Druckgießform über zehn Zyklen hinweg berechnet. Abbildung 8.2 zeigt



daraus das Temperaturfeld der beweglichen Formhälfte vor und nach dem Sprühprozess. Vergleicht man diese Temperaturfelder mit denen des kleineren Verbindungsteils Schweller-Längsträger in Abbildung 6.6, so zeigt sich ein deutlicher Temperaturanstieg um ca.  $15\text{ K}$ . Aus den größeren Abmessungen des Bauteils mit minimal dickeren Wandstärken folgt ein höheres Schussgewicht und damit verbunden ein stärkerer Temperatureintrag in die Druckgießform, was zu diesem Unterschied in der Temperatur im Vergleich der beiden untersuchten naturduktilen Bauteile führt.

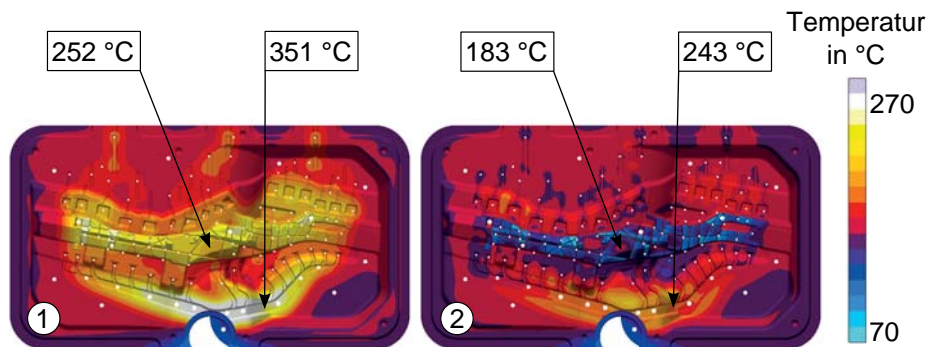


Abbildung 8.2: Temperaturverteilung der beweglichen Werkzeughälfte des Verbindungsteils Schweller-Längsträger vor (1) und nach (2) dem Sprühprozess in der Simulation an einem Messpunkt im Angussystem und einem Messpunkt im Bauteilbereich

Durch ein Absenken der Öltemperaturen um diese Differenz, ließe sich das Temperaturfeld in der Form auf das abgeprüfte Niveau hin anpassen. Stellt man dem jedoch die zur Formfüllung notwendigen Fließwege der Schmelze entgegen, die gemäß den Änderungen der Abmessungen um bis zu 30 % länger sind, ist das resultierende höhere Temperaturniveau durchaus gerechtfertigt. Die Änderung der Temperatur liegt weiterhin noch weitestgehend im Rahmen des in der Sensitivitätsanalyse identifizierten Vertrauensintervalls.

### Verzugkompensierende Werkzeugmodifikation

Auf Basis der abgeschätzten Temperaturverteilung in der Druckgießform werden für die in Abbildung 8.1 dargestellten Geometrien des Gussteils, Anguss- und Überlaufsystem die prozessbedingten Verformungen mit Hilfe der Druckgießsimulation berechnet. Dabei werden wiederum die zugeschnittenen Bereiche am Gießverteiler und den Überlaufkanälen in der Spannungsberechnung nicht berücksichtigt.

Die Prozesszeiten orientieren sich dabei an den Werten der Methodenuntersuchungen, wobei für die Abschreckung des Bauteils ein Wasserbad Anwendung findet. Wei-



terhin erfolgt das Abtrennen des Anguss- und Überlaufsystems direkt im Anschluss an dieses Abschrecken, bevor das Bauteil an Umgebungsluft auf Raumtemperatur abkühlt.

Abbildung 8.3 zeigt das Ergebnis der Verzugsberechnung in Form der kombinierten Verformungen aus Schwindung und Verzug im Vergleich zur Werkzeugkavität. Analog zum im Rahmen der Methodenentwicklung untersuchten Gussteil ist deutlich das Verbiegen des vorderen und hinteren Einschubbereichs entgegen der Verrippung sowie die Torsion des Bauteils um die Langssachse zu erkennen.

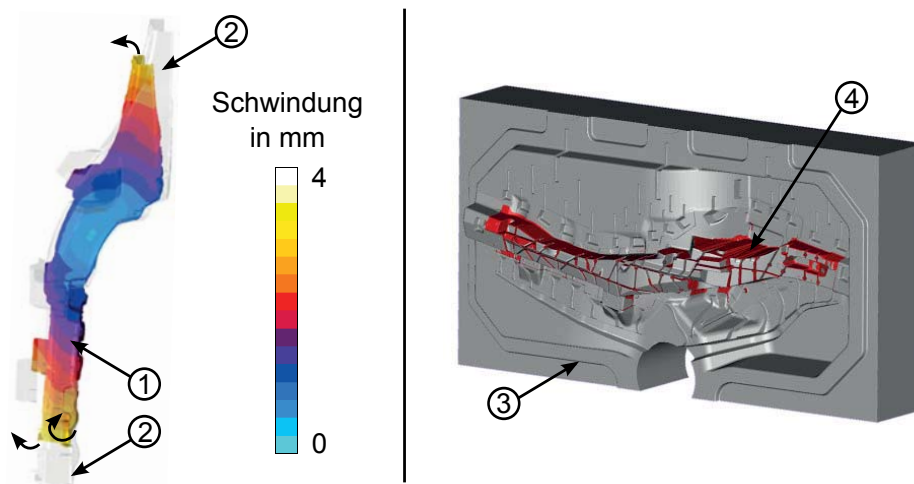


Abbildung 8.3: Simulationsgestützte Vorhersage der Verformung bestehend aus Schwindung und Verzug (1) im Vergleich zur Werkzeugkavität (2) in um Faktor 20 überhöhter Darstellung zusammen mit der verzugs kompensierenden Werkzeugmodifikation der festen Formhälfte (3) mit Markierung der adaptierten Flächen (4)

Auf Basis dieser Verzugsvorhersage wird gemäß der definierten Methodik der maximal mögliche globale Vorhaltefaktor für die Verzugskompensation ermittelt. Aufgrund der Ähnlichkeit des Bauteils ergibt sich dieser ebenfalls zu 75 %, wobei Hinterschnitte vermieden und die Entformung über eine minimale Ausformschräge von  $1,3^\circ$  gewährleistet sind. Die CAD-Daten des Gussteils sowie des Giesystems werden auf Basis dieser Verzugsvorhaltung angepasst. Verschneidet man diese Anpassung mit dem Druckgießwerkzeug, resultieren die in Abbildung 8.3 dargestellten Flächen am Beispiel der festen Formhälfte. Deutlich ist dabei zu erkennen, dass sowohl die Torsion des Bauteils als auch das Verbiegen der Enden bezüglich der Langssachse im Werkzeug kompensiert werden. Die dargestellten Werkzeugmodifikationen zur Kompensation des Verzugs werden für die Validierung im Realprozess in der Druckgießform umgesetzt.



## Validierung der Verzugskompensation

Unter Verwendung dieser verzugskompensierten Druckgießform sowie der definierten Prozessparameter hinsichtlich Formtemperierung und Zuhaltezeit wird das Verbindungsteil Schweller-Längsträger auf einer Kaltkammer Druckgießmaschine mit einer Zuhaltkraft von  $42000\text{ kN}$  im Vacural<sup>®</sup>-Verfahren abgegossen.

Die Untersuchung des Bauteils hinsichtlich Maßhaltigkeit für die Validierung erfolgt nicht mit Hilfe eines Koordinatenmessgeräts sondern mittels vollflächiger optischer Vermessung, um die Wirkungsweise der Verzugskompensation sowohl über das gesamte Bauteil hinweg als auch bei verschiedene Ausrichtungen verifizieren zu können.

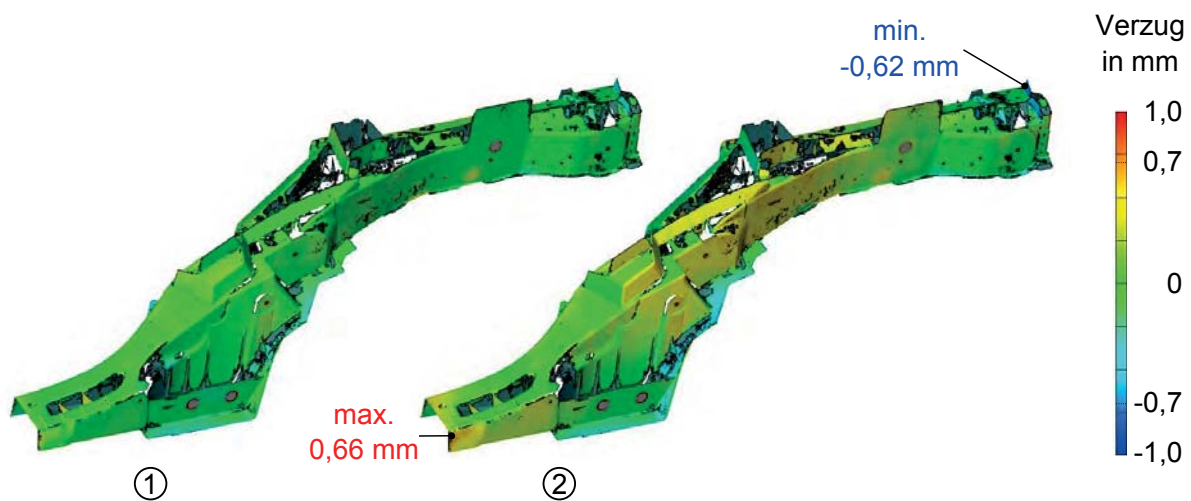


Abbildung 8.4: Prozessbedingte Verformungen des im verzugskompensierten Druckgießwerkzeug abgegossenen Verbindungsteils Schweller-Längsträger ausgerichtet nach Best-Fit (1) und RB (2)

Abbildung 8.4 zeigt das optische Messergebnis der prozessbedingten Verformungen eines repräsentativen Bauteils in Form einer Falschfarbendarstellung mit Ausrichtung nach Best-Fit und RB. Bei der Ausrichtung nach Best-Fit ist zu erkennen, dass die Maßabweichungen über das gesamte Bauteil hinweg minimal und stets kleiner als  $0,4\text{ mm}$  sind. Lediglich im Einschubbereich vorne links und dem angrenzenden Fügeflansch sind deutliche Maßabweichungen festzustellen.

Die Maßabweichung in diesem Bereich ist durch ein Anhaften des Gussteils an der Druckgießform mit einem Verbiegen des vorderen Bauteilbereichs beim Öffnen der Formhälften zu erklären. Betrachtet man in Abbildung 8.1 die Anschnitte des Angussystems in diesem Bauteilbereich, so ist eine direkte scharfe Umlenkung der Schmelze um  $90^\circ$  in diesem Bereich festzustellen. Durch die daraus resultierenden



hohen Geschwindigkeiten und Scherraten des Schmelzestroms während der Formfüllung wird die Schutzschicht des Trennmittels vom Warmarbeitsstahl abgewaschen, was zum Anhaften des Aluminiums am Formwerkstoff führt. Weiterhin werden mit Hilfe der aufgezeigten Kompensationsmethodik aufgrund der Restriktionen des Druckgießprozesses bezüglich Entformbarkeit lediglich 75 % des berechneten Verzugs in der Druckgießform vorgehalten. Daraus resultieren die geringeren aber noch vorhandenen Verzüge über das gesamte Bauteil hinweg.

Bei der Ausrichtung nach RB führen diese minimalen Maßabweichungen jedoch zu einem Verschieben und Verdrehen des Bauteils, was in deutlicheren Verzügen bei dieser Ausrichtung sichtbar wird. Der Maximalwert zeigt sich dabei wiederum im vorderen Einschubbereich zu  $+0,66 \text{ mm}$ , während der Minimalwert durch das Verdrehen des Bauteils um die Längsachse bei der Ausrichtung im hinteren Einschubbereich mit  $-0,62 \text{ mm}$  liegt.

Bezugnehmend auf die zulässigen Toleranzen von  $\pm 0,7 \text{ mm}$  für dünnwandige Strukturbauteile im Karosseriebau liegen die festgestellten Maßabweichungen in diesem Toleranzband und stellen somit kein Hindernis für die Verbaubarkeit dar. Im Vergleich zu den im Rahmen der Methodenentwicklung abgegossenen Bauteilen mit maximalen Verzügen bis zu  $1,6 \text{ mm}$  konnte die Maßhaltigkeit durch die Werkzeugmodifikationen deutlich gesteigert werden.

Die vorgestellte Verzugskompensation stellt somit eine validierte Methode zur signifikanten Reduzierung von Maßabweichungen naturduktiler Strukturbauteile dar.



## 8.2 Verzugsoptimierte Auslegung der Lagerung einer Federbeinaufnahme in einem Wärmebehandlungsgestell

Die Anwendung und Validierung der Methode der simulationsgestützten Auslegung der Lagerung im Wärmebehandlungsgestell erfolgt an der in Abbildung 8.5 dargestellten Federbeinaufnahme. Diese wird im Vakuumdruckgießverfahren aus der Aluminiumlegierung AlSi10MnMg auf einer Druckgießmaschine mit einer Zuhaltkraft von  $32000 \text{ kN}$  hergestellt. Die anschließende T6 Wärmebehandlung besteht aus einem Lösungsglühprozess, einer Luftabschreckung und einem Warmauslagerungsprozess. Mit Wandstärken im Bereich von  $2,0 \text{ mm}$  bis  $4,5 \text{ mm}$  weist das untersuchte Bauteil für Strukturbauteile typische Eigenschaften auf.

### Simulationsgestützte Auslegung der Lagerungspunkte

Das Simulationsmodell der Wärmebehandlung greift auf die im Rahmen der Methodentwicklung dargestellten Kennwerte und die als optimal identifizierten Modellierungsmöglichkeiten zurück. Das zugrunde liegende Kriechmodell beruht dabei auf den ermittelten Kriechkurven, die mit Hilfe der Time-Hardening-Methode der Norton-Bailey-Gleichung in der Simulation abgebildet werden. Die Temperaturkurve des Wärmebehandlungsprozesses wird gemäß Abbildung 7.5 auf alle Knoten des Rechnetzes aufgeprägt. Die Vernetzung des Bauteils basiert dabei auf tetraedrischen Elementen zweiter Ordnung, um eine optimale Wiedergabe der Oberfläche des Bauteils mit allen Verrippungen und Wandstärkensprüngen unter der Prämisse von mindestens drei Knoten in der Wandstärke zu gewährleisten.

Gemäß der aufgezeigten Simulationsmethode gilt es, mögliche Lagerungspunkte basierend auf geometrischen Eigenschaften des Bauteils oder basierend auf Erfahrungen mit ähnlichen Bauteilen zu definieren. Bezüglich der geometrischen Eigenschaften bieten sich besonders Bereich dicker Wandstärken und starker Verrippung zur Lagerung des Bauteils an, da die aus der Lagerung resultierenden Spannungen an diesen Stellen minimal sind und optimal verteilt werden können.

An den identifizierten Punkten auf dem Bauteil werden im Simulationsmodell lokale Koordinatensysteme unter Verwendung der Oberflächennormalen derart definiert, dass die verbleibenden zwei lokalen Achsenrichtungen weitgehend parallel zu den Hauptachsenrichtungen verlaufen. Gemäß der Geometrie am jeweiligen Lagerungspunkt ist eine Einschränkung der Bewegung des Bauteils in mehrere lokale Achsenrichtungen möglich, wie beispielsweise an Rippen oder Krümmungen im Bauteil. Die Anzahl der





möglichen Einschränkungen wird über die Wertigkeit des jeweiligen Lagerungspunktes definiert.

In Abbildung 8.5 sind die somit definierten Lagerungspunkte zusammen mit den möglichen Einschränkungen bezogen auf die Hauptachsenrichtungen  $x$ ,  $y$  und  $z$  dargestellt. Der Lagerungspunkt im linken Bauteilbereich kann die Bewegung des Bauteils beispielsweise in  $x$ - und  $z$ -Richtung durch die schräg zu diesen Achsen liegende Fläche und in  $y$ -Richtung durch den angrenzenden Fügeflansch einschränken. Lagerungspunkte mit lediglich einer Achsenrichtungsangabe schränken dementsprechend die Bewegung nur entlang der Oberflächennormale an diesem Punkt ein. Als Beispiel sei hierfür der Lagerungspunkt in der Mitte der Federbeinaufnahme erwähnt, der lediglich entgegen der Schwerkraft in  $z$ -Richtung wirkt.

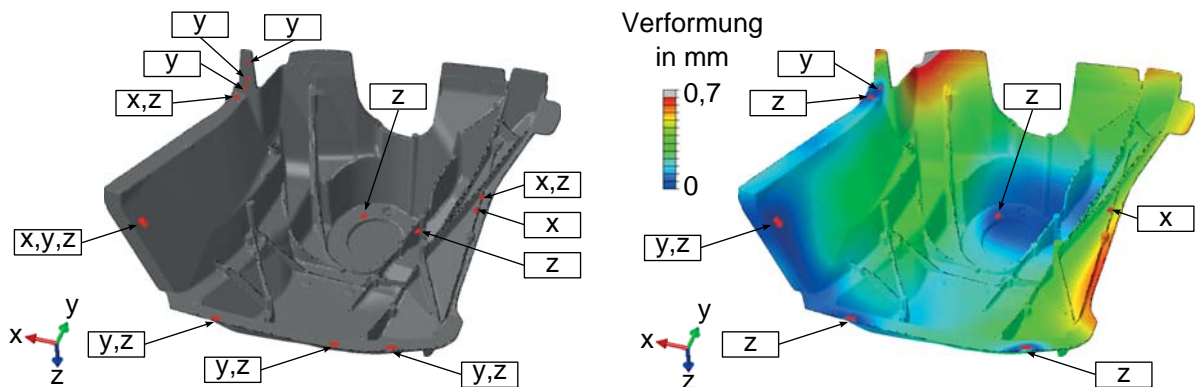


Abbildung 8.5: Simulationsmodell der Federbeinaufnahme mit potenziellen Lagerungspunkten und deren Wertigkeit bezüglich der Hauptachsenrichtungen  $x$ ,  $y$  und  $z$  zusammen mit dem Simulationsergebnis der durch Kriechvorgänge während der Wärmebehandlung verursachten Verformungen mit den durch die Simulationemethode ausgewählten Lagerungspunkten und deren Wertigkeit

Aus allen Kombinationen dieser Lagerungspunkte und deren Wertigkeiten werden diejenigen ausgewählt, die eine definierte aber nicht überbestimmte Lagerung darstellen. Dazu sind mindestens sechs Einschränkungen hinsichtlich der Hauptachsenrichtungen in der Form 3-2-1 notwendig, um das Bauteil gegen translatorische und rotatorische Transformationen eindeutig zu positionieren. Aufgrund der Winkelabweichungen der modellierten Lagerungsrichtungen durch die Verwendung der Oberflächennormalen statt der Hauptachsenrichtungen werden alle Kombinationen zugelassen, die zwischen sechs und acht Einschränkungen aufweisen und somit eine sichere Positionierung gewährleisten. Die Kombinationen mit darüber hinausgehenden Einschränkungen führen zu einem Verspannen des Bauteils durch die thermische Ausdehnung beim



Aufheizen und werden deshalb nicht weiter betrachtet. Weiterhin werden die Kombinationen vernachlässigt, die trotz der Erfüllung dieser Randbedingungen Konvergenzprobleme bei der Initialisierung des Simulationsmodells hervorrufen. Unter diesen Prämissen ergeben sich 98 mögliche Kombinationen für die Lagerung des Bauteils während der Wärmebehandlung, die mit Hilfe der vollfaktoriellen Simulation all dieser Kombinationen untersucht werden.

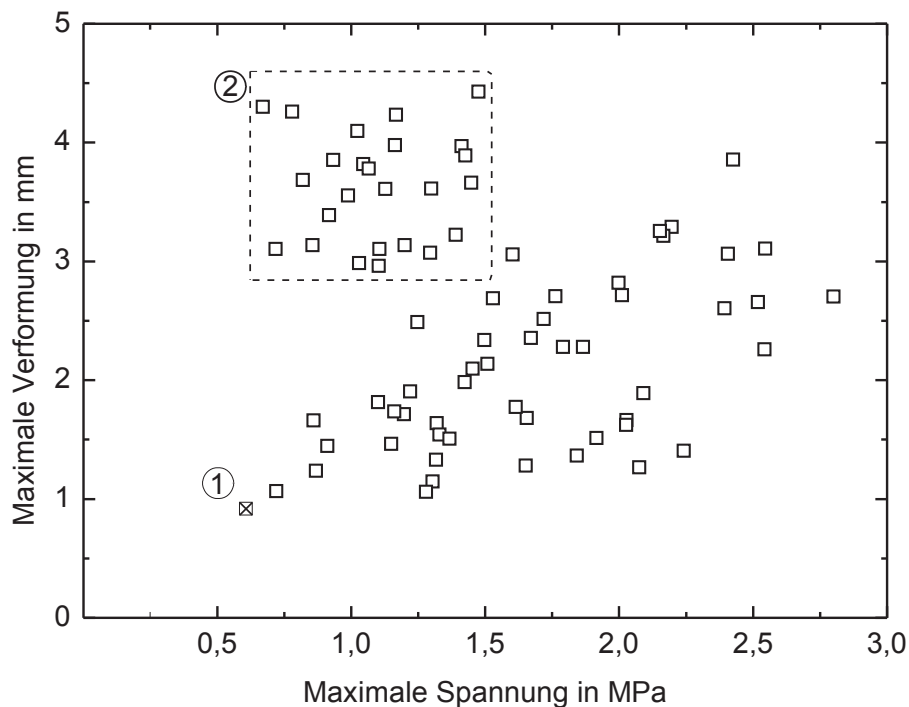


Abbildung 8.6: Vergleich der untersuchten Lagerungskombinationen hinsichtlich maximal auftretender Spannung bei Raumtemperatur und maximaler Verformung nach erfolgtem Lösungsglühen mit der ausgewählten Kombination minimaler Verformung (1) und einem Beispiel starker Verformung trotz niedriger Spannungen durch ein Verspannen des Bauteils (2)

Abbildung 8.6 zeigt das Simulationsergebnis der Einzelberechnungen mit maximal auftretender Spannung bei Raumtemperatur und durch Kriechvorgänge und plastische Deformationen hervorgerufener maximaler Verformung im Bauteil. Tendenziell ist dabei gemäß der Spannungsabhängigkeit der Kriechkurven mit zunehmender Spannung auch eine zunehmende Verformung festzustellen.

Einige der Lagerungskombinationen, die in Abbildung 8.6 durch ein Rechteck markiert sind, weisen jedoch trotz geringer Spannungen bei Raumtemperatur starke Verformungen auf. Dies ist auf das Verspannen des Bauteils bei der Aufheizung mit daraus resultierenden Verformungen zurückzuführen. Da die Oberflächennormalen an den potenziellen Lagerungspunkten nicht immer parallel zu einer Achsenrichtung liegen, sind im



Rahmen der Simulationsuntersuchungen sechs bis acht Lagerungseinschränkungen zulässig, um das Bauteil sicher zu positionieren. Der in Abbildung 8.6 markierten Lagerungskombination (2) liegen beispielsweise acht Einschränkungen zu Grunde, von denen vier der Hauptachsenrichtung  $y$  zugeordnet werden können. Durch die thermische Ausdehnung zwischen Raum- und Lösungsglühtemperatur verändert sich die Größe des Bauteils, was bei dieser Lagerungskombination mit einer fixen Einspannung in  $Y$ -Richtung an vier Punkten zu einem Verbiegen der äußeren Flansche der Federbeinaufnahme nach Innen führt. Trotz geringer Maximalspannungen führt diese Lagerungskombination somit starke Verformungen herbei.

Bewertet man die Kombinationen hinsichtlich minimalen Verzug, zeigt sich, dass eine Kombination signifikant den geringsten Verzug und auch die geringste Maximalspannung aufweist.

Diese verzugsoptimale Lagerungskombination ist in Abbildung 8.5 zusammen mit dem Simulationsergebnis der resultierenden Verformungen dargestellt und wird für die weitere Validierung der Simulationsmethode herangezogen. Verformungen durch Kriechvorgänge treten dabei im Bauteil vor Allem im oberen und rechten Bauteilbereich auf und weisen Verzüge im Bereich von  $0,5\text{ mm}$  bis  $0,9\text{ mm}$  auf. Deutlich ist weiterhin zu erkennen, dass im Bereich der Lagerungspunkte keine Verformungen vorliegen, was auf ein verspannungsfreies Aufheizen und Abkühlen schließen lässt.

### Validierung der Gestellauslegung

Auf Basis dieser Kombination der Lagerungspunkte und -richtungen wird ein Wärmebehandlungsgestell abgeleitet, das das Bauteil an den definierten Punkten zusammen mit den definierten Einschränkungen hinsichtlich der Hauptachsenrichtungen aufnimmt.

Die Temperaturkurve des gesamten Wärmebehandlungsprozesses entspricht dabei dem in Abbildung 7.5 dargestellten Verlauf aus der Methodenentwicklung. Die Dauer des Lösungsglühens bei  $465\text{ }^{\circ}\text{C}$  beträgt für die Validierungsversuche  $45\text{ min}$  ab erfolgter Aufheizung, was ca.  $15\text{ min}$  in Anspruch nimmt. Die Abschreckung in der Luftdusche nach dem Lösungsglühen erfolgt mit einem Abkühlgradienten von mindestens  $4\frac{\text{K}}{\text{s}}$  auf ca.  $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Nach dem darauffolgenden Warmauslagerungsprozess für  $1,5\text{ h}$  bei  $180\text{ }^{\circ}\text{C}$  kühlen die Bauteile auf Raumtemperatur ab.

Um einen vollflächigen Vergleich zwischen der Verzugsvorhersage aus der Simulation und den im Realprozess auftretenden Maßabweichungen durchführen zu können,



wird die Maßhaltigkeit des Bauteils mit Hilfe optischer Messverfahren erfasst. In Abbildung 8.7 sind dazu die prozessbedingten Verformungen eines repräsentativen Bauteils in Form einer Falschfarbendarstellung dargestellt. Die Ausrichtung des Bauteils erfolgt dabei nach RB. Die größten Verzüge treten innerhalb des Flansches im unteren Bauteilbereich mit Maßabweichungen im Bereich von  $-0,79\text{ mm}$  bis  $+0,65\text{ mm}$  dar. Daneben weist auch der Bauteilabschnitt rechts oben Verzüge von ca.  $0,5\text{ mm}$  auf.

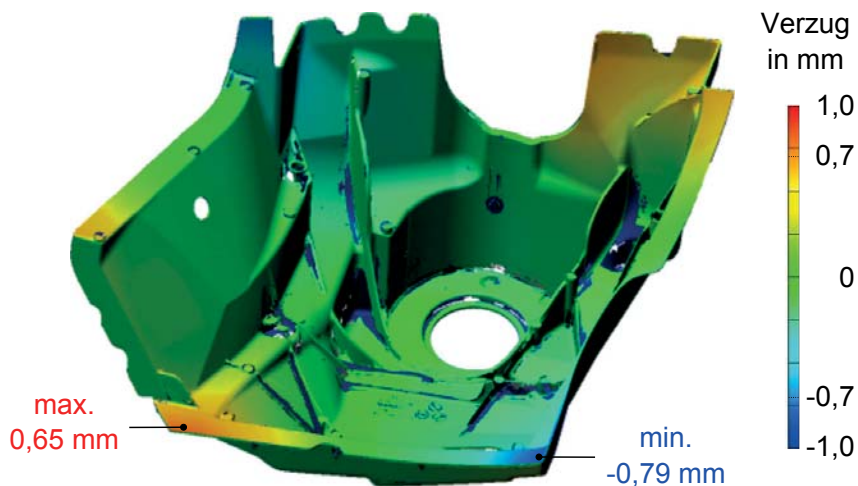


Abbildung 8.7: Prozessbedingte Verformungen der Federbeinaufnahme aus dem verzugsoptimierten Wärmebehandlungsgestell ausgerichtet nach RB

Vergleicht man die gemessenen Maßabweichungen mit der Vorhersage aus der Simulation, so zeigt sich sowohl von der vorhergesagten Größenordnung des Verzugs als auch der Verteilung und der Bereiche maximale Verformungen eine gute Übereinstimmung. Beispielsweise die beiden Flansche im oberen Bauteilabschnitt rechts und links zeigen sowohl in der Simulation als auch im Realprozess hinsichtlich der Richtung und Größe der Verformung ein unterschiedliches Verhalten. Auch innerhalb des Flansches im unteren Bauteilbereich zeigt sich in der Simulation zwischen den beiden Auflagepunkten eine deutliche Verformung, welche sich auch im Realprozess wiederfindet, durch das Verkippen des Bauteils bei der Ausrichtung nach RB jedoch deutlich verstärkt wird. Weiterhin zeigt auch der seitliche Flansch im linken Bildbereich sowohl in der Simulation als auch im Experiment eine Abweichung identischer Größe im Bereich von ca.  $0,3\text{ mm}$ .

Im Hinblick auf die im Karosseriebau geforderten Toleranzen von  $\pm 0,7\text{ mm}$  zeigt sich, dass lediglich ein kleiner Bereich um weniger als  $0,1\text{ mm}$  außerhalb dieses Toleranzbandes liegt, während das restliche Bauteil die geforderte Maßgenauigkeit erfüllt. Die auftretenden Verformungen im Bauteil sind weiterhin sehr lokal auf den jeweiligen Flansch begrenzt und ließen sich dadurch durch Richtoperationen einfach beseitigen. Torsionen oder Verdrehungen von Bauteilbereichen, wie sie beim Verspannen



des Bauteils beim Aufheizen oder Abkühlen auftreten, würden den Richtaufwand deutlich erhöhen, finden sich jedoch im Verzugsverhalten des Bauteils bei der mit Hilfe der Simulation ausgelegten Lagerung nicht wieder.

Das Simulationsmodell der Wärmebehandlung ist somit im Stande, die Verformungen während des Lösungsglühens durch Kriechvorgänge und plastische Deformationen hinsichtlich Richtung und Größe sehr gut vorherzusagen. Auf dieser Basis können verschiedene Lagerungsmöglichkeiten des Bauteils hinsichtlich Verzug miteinander verglichen werden. Weiterhin stellt die aufgezeigte Methode der simulationsgestützten Gestellauslegung durch eine automatisierte Auswahl der optimalen Lagerungskombination eine validierte Vorgehensweise zur Verzugsminimierung im Wärmebehandlungsprozess dar.



## 9 Schlussbetrachtung

### 9.1 Zusammenfassung

Um zukünftigen Anforderungen im Fahrzeugbau hinsichtlich der Reduzierung des  $CO_2$ -Ausstoßes gerecht zu werden, ist die Gewichtsreduktion in der Fahrzeugkarosserie durch Leichtbautechnologien unabdingbar. Kernelement dieser Leichtbaustrategien ist der Einsatz von Druckgusskomponenten als Verbindungsknoten in einer Fahrzeugstruktur mit Multi-Material-Mix Bauweise. Die aufgrund der progressiven Funktionsintegration in den Abmessungen wachsenden Strukturbauteile im Aluminium Druckguss weisen jedoch durch das Fertigungsverfahren bedingte Verzüge auf, die in der Größenordnung weit über den zulässigen Toleranzmaßen liegen. Eine Optimierung der Maßhaltigkeit dieser Bauteile stellt somit die essentielle Grundlage für einen wirtschaftlichen Großserieneinsatz dar.

Diese Aluminium Strukturbauteile, die im Kaltkammer-Druckgießverfahren hergestellt werden, unterscheidet man bezüglich des verwendeten Legierungssystems und der daraus resultierenden Prozessführung, die wiederum den Verzug beeinflusst. Während naturduktile Bauteile aus der Legierungszusammensetzung AlSi9Mn keiner Wärmebehandlung bedürfen und die geforderten mechanischen Eigenschaften bereits im Gusszustand erreichen, werden Gussteile aus der Legierung AlSi10MnMg für noch höhere Anforderungen hinsichtlich Duktilität und Festigkeit einer T6 Wärmebehandlung bestehend aus Lösungsglühen, Abschrecken in einer Luftdusche und Warmauslagern unterzogen.

Für diese beiden Legierungssysteme werden im Rahmen dieser Arbeit zwei Methoden zur Optimierung der Maßhaltigkeit durch den Einsatz der Prozesssimulation entwickelt. In einem ersten Schritt werden hierzu die verzugsrelevanten Prozessgrößen mit Hilfe einer Expertenbefragung ermittelt. Für den Prozessschritt des Druckgießens stellen sich dabei die Zuhaltezeit, der Nachdruck und die Formtemperierung und für den Prozessschritt der Wärmebehandlung die Temperatur und Dauer des Lösungsglühens sowie die Lagerung des Bauteils im Wärmebehandlungsgestell als verzugsbestimmende Prozessgrößen heraus.

Für naturduktile Strukturbauteile basiert die Methode auf der Kompensation der prozessbedingten Verformungen durch Vorhalten des Verzugs im Druckgießwerkzeug. Grundlage dieser Vorhaltung stellen dabei die mit Hilfe der Prozesssimulation vorhergesagten Verformungen dar. Das Simulationsmodell wird hierzu hinsichtlich der Abbildungsgenauigkeit der als verzugsrelevant identifizierten Prozessgrößen untersucht.



Sowohl in der Simulation als auch im Experiment zeigt sich eine deutliche Reduzierung des Verzugs bei erhöhten Zuhaltezeiten. Die Variation der Formtemperierung weist im Gegensatz dazu lediglich einen sehr schmalen Bereich minimaler Verzüge auf. Die Validierung der Methode der Verzugsvorhaltung erfolgt an einem Verbindungsteil Schweller-Längsträger aus einer Fahrzeugkarosserie in Mischbauweise. Durch die simulationsgestützte Modifikation des Druckgießwerkzeugs kann der Verzug von ca.  $2\text{ mm}$  auf unter  $0,7\text{ mm}$  reduziert werden, was einer ganzheitlichen Einhaltung des im Karosseriebau geforderten Toleranzmaßes entspricht.

Die Methode zur Optimierung der Maßhaltigkeit von wärmebehandelten Bauteilen basiert auf der simulationsgestützten Auslegung der Lagerung dieser Bauteile während des Wärmebehandlungsprozesses. Insbesondere während des Lösungsglühens tragen Kriechvorgänge durch die Belastung der Gussteile durch das Eigengewicht maßgeblich zu den Verzügen bei. Diese Kriechphänomene werden in Zeitstandversuchen näher untersucht und in der Simulation abgebildet. Die Ermittlung der Kriechkurven erfolgt dabei an Flachproben aus im Druckgießverfahren hergestellten Prüfplatten für Temperaturen zwischen  $400^\circ\text{C}$  und  $500^\circ\text{C}$  und Spannungen von  $2\text{ MPa}$  bis  $10\text{ MPa}$ . Mit Hilfe einer modifizierten Drei-Punkt-Biegeprüfung werden verschiedene Kriechgleichungen und Modellierungsarten zur Beschreibung des ermittelten Kriechverhaltens in der Simulation experimentellen Untersuchungen gegenübergestellt und hinsichtlich Ergebnisgenauigkeit und Rechenaufwand bewertet. Die Modellierung der Kriechphänomene während des Lösungsglühens mit Hilfe der Norton-Bailey-Gleichung und der Time-Hardening-Methode stellt sich dabei als hervorragender Kompromiss dieser Zielgrößen heraus. Die Auswahl der verzugsoptimalen Variante der Lagerung des Bauteils im Wärmebehandlungsgestell aus sämtlichen Kombinationen der vorgegebenen möglichen Lagerungspunkte erfolgt automatisiert durch den simulationsgestützten Abgleich dieser Varianten hinsichtlich Spannungen und daraus resultierenden Verformungen im Bauteil. Die Validierung dieser Auslegungsmethode wird an einer wärmebehandelten Federbeinaufnahme aus dem Vorderwagen einer Fahrzeugkarosserie durchgeführt. Die durch die Prozesssimulation als verzugsoptimale identifizierte Variante der Lagerung des Bauteils wird hierzu in einem Wärmebehandlungsgestell umgesetzt. Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung der vorhergesagten Maßabweichungen durch Kriechvorgänge aus der Simulation mit den Verzugsmessungen an Realbauteilen. Das geforderte Toleranzmaß von  $\pm 0,7\text{ mm}$  wird bei der simulationsgestützt ausgelegten Lagerung bis auf einen kleinen Bereich, der jedoch weniger als  $0,1\text{ mm}$  außerhalb dieses Toleranzbandes liegt, über das ganze Bauteil hinweg eingehalten.

Der prozessbedingte Verzug aus dem Druckgießen und Wärmebehandeln kann somit für die beiden typischen Legierungssysteme durch den Einsatz der durchgängigen Prozesssimulation signifikant reduziert werden. Dies steigert zum Einen die Wirtschaft-



lichkeit des Fertigungsverfahrens durch den Entfall beziehungsweise die Reduzierung von Richtoperationen und ermöglicht zum Anderen den Einsatz von Druckgusskomponenten in Karosseriebereichen mit höchsten Anforderungen hinsichtlich Maßhaltigkeit.

## 9.2 Ausblick

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen haben sich sowohl für die Modellierung von Teilaspekten des Druckgießprozesses als auch für die Anwendbarkeit der Simulation an sich deutliche Optimierungspotentiale gezeigt.

Bei der simulationsgestützten Vorhersage des Verzugs aus dem Druckgießen stellt beispielsweise das aufgetretene Kleben des Gussteils in der Form eine in der Simulation aktuell nicht abgebildete aber dennoch entscheidende Einflussgröße dar. Die Integration von bereits bekannten Ansätzen zur Vorhersage der Durchdringung der Trennmittelschicht in die Verzugssimulation bietet dabei großes Potential für zukünftige Forschungsarbeiten [HEID14]. Weiterhin gilt es, die Bewertung von Gussteilen auf ihre Maßhaltigkeit hin im PEP soweit wie möglich nach Vorne zu verlagern, um bereits in der frühen Phase bei der Konstruktion des Gussteils verzugsgünstigere Geometriebausteine integrieren zu können. Das jedoch für die Verzugssimulation stets notwendige Angussystem kann in dieser frühen Phase mit Hilfe von topologieoptimierenden Algorithmen zeitnah und in hinreichender Genauigkeit erstellt werden, wodurch aufwendige manuelle Konstruktionsschritte eingespart und Aussagen zur Maßhaltigkeit schneller getroffen werden können [THOM13a]. Ein weiteres Forschungsfeld kann die durchgängige Verwendung der CAD-Geometrie als Abbildungsvorschrift für neuartige Methoden der Netzerstellung darstellen, wodurch aufwendige Flächenrückführungen und Datenkonvertierungen entfallen könnten.

Stellt man die Prozesssimulation des Druckgießens in den Kontext der Gesamtfahrzeugsimulation, so muss neben der Vorhersage von Verzügen auch die Vorhersage lokaler mechanischer Eigenschaften im Fokus zukünftiger Forschung stehen. Erst durch eine durchgängige Simulation des gesamten Herstellungsprozesses, in die die Prozesssimulationen der einzelnen Fertigungs- und Fügeverfahren einfließen, wird die Grundlage für eine ganzheitliche Optimierung der Fahrzeugstruktur hinsichtlich weiterer Gewichtsreduktion oder Steigerung der Steifigkeit und Festigkeit geschaffen.





## Literaturverzeichnis

- [ALBE03] ALBERS, A. ; NOWICKI, L.: Integration der Simulation in die Produktentwicklung - Neue Möglichkeiten zur Steigerung der Qualität und Effizienz in der Produktentwicklung. In: *Symposium Simulation in der Produkt- und Prozessentwicklung, Bremen, 2003*
- [ALUM89] ALUMINIUM-ZENTRALE: *Aluminium*. Aluminium-Verlag, Düsseldorf, 1989
- [ALUM95] ALUMINIUM-ZENTRALE: *Aluminium, Bd. 71*. Aluminium-Verlag, Düsseldorf, 1995
- [ALUM04] ALUMINIUM RHEINFELDEN GMBH: *Castasil®-37: Nicht alternde duktile Druckgusslegierung für den Automobilbau*. 2004
- [ASHB83] ASHBY, M.F. ; HUTCHINSON, John W. ; WU, Theodore Y.: Mechanisms of Deformation and Fracture. In: *Advances in Applied Mechanics* 23 (1983), S. 117 – 177
- [ASHB84] ASHBY, M.F. ; DYSON, B.F.: Creep Damage Mechanics and Micromechanisms. In: VALLURI, S.R. (Hrsg.) ; TAPLIN, D.M.R. (Hrsg.) ; RAO, P. R. (Hrsg.) ; KNOTT, J.F. (Hrsg.) ; DUBEY, R. (Hrsg.): *Fracture 84*. Pergamon Press, Oxford, 1984, S. 3 – 30
- [BAEU05] BAEUERLE, C. ; KULP, S. ; RIOS, G. de I.: Maßhaltigkeitsoptimierung bei der Blechumformung für hochfeste Stähle mit LS-DYNA und HyperWorks. In: *4. LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg, 2005*
- [BARG05] BARGEL, H.-J. ; SCHULZE, G. ; HILBRANS, H. ; HÜBNER, K.-H. ; KRÜGER, O.: *Werkstoffkunde*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2005
- [BARK09] BARKHUDAROV, M.R.: Minimizing Air Entrainment in a Shot Sleeve during Slow-Shot Stage. In: *Die Casting Engineer* 53 (2009)
- [BEHM97] BEHM, I. ; HOFMANN, I. ; TODTE, M.: Rationalisierung der Arbeitsvorbereitung in der Gießerei - ein dringendes Erfordernis. In: *GIESSEREI* 84 (1997), S. 32–38
- [BETT03] BETTEN, J.: *Finite Elemente für Ingenieure 1*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2003
- [BETT08] BETTEN, J.: *Creep Mechanics*. Spring, Berlin, 2008



- [BRET11] BRETHOUR, J. M. ; ISFAHANI, A. H. G.: The Fluid-Structure Interaction and Thermal Stress Evolution Models in FLOW-3D / Flow Science, Inc., Santa Fe, NM USA 87505. 2011. – Forschungsbericht
- [BRIN11] BRINKSMEIER, E. ; LUEBBEN, T. ; FRITSCHING, U. ; CUI, C. ; RENTSCH, R. ; SOELTER, J.: Distortion minimization of disks for gear manufacture. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51 (2011), Nr. 4, S. 331 – 338
- [BROW80] BROWN, A.M. ; ASHBY, M.F.: On the power-law creep equation. In: *Scripta Metallurgica* 14 (1980), Nr. 12, S. 1297 – 1302
- [BRUN91] BRUNHUBER, E.: *Praxis der Druckgussfertigung*. 4. Berlin : Schiele & Schön, 1991. – ISBN 3794905350
- [BRUN97] BRUNGS, D.: Light weight design with light metal castings. In: *Materials and Design* 18 (1997), Nr. 4-6, S. 285–291
- [BUEH14] BUEHRIG-POLCZEK, A. ; MICHAELI, W. ; SPUR, G.: *Handbuch Urformen*. Carl Hanser Verlag, München, 2014
- [BUND09] BUNDESMINISTERIUM FÜR UMWELT, NATURSCHUTZ UND REAKTORSICHERHEIT (Hrsg.): *Die EU-Verordnung zur Verminderung der CO<sub>2</sub> - Emissionen von Personenkraftwagen*. 2009
- [BUND11] BUNDESMINISTERIUM FÜR VERKEHR, BAU UND STADTENTWICKLUNG (Hrsg.): *Elektromobilität - Deutschland als Leitmarkt und Leitanbieter*. 2011
- [CASA12] CASAROTTO, F. ; FRANKE, A.J. ; FRANKE, R. ; ROWE, J. (Hrsg.): *Advanced Materials in Automotive Engineering*. Woodhead Publishing, 2012
- [CHEN98] CHEN, Z.W. ; JAHEDI, M.Z.: The effect of temperature on soldering and the sequence of formation of the soldered layer during high pressure die casting of Al-11Si-3Cu alloy. In: *International Journal of Cast Metals Research* 11 (1998), Nr. 3, S. 129–138
- [COSS03] COSSE-PECHINEY, F. ; PERRIER, J.-J.: Formulation d'alliages ductiles pour coulee sous pression. In: *Hommes Et Fonderie* 332 (2003), S. 26–31
- [COZZ72] COZZARELLI, F.A. ; SHAW, R.P.: A combined strain and time-hardening non-linear creep law. In: *International Journal of Non-Linear Mechanics* 7 (1972), Nr. 2, S. 221 – 234



- [DAII04] DAI, X. ; YANG, X. ; CAMPBELL, J. ; WOOD, J.: Influence of oxide film defects generated in filling on mechanical strength of aluminium alloy castings. In: *Materials Science and Technology* 20 (2004), Nr. 4, S. 505–513
- [DEUT74] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 24480: Druckgießmaschinen; Maschinenarten, Begriffe*. 1974
- [DEUT93] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN 515: Aluminium und Aluminiumlegierungen; Halbzeug; Bezeichnungen der Werkstoffzustände*. 1993
- [DEUT01] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 4957: Werkzeugstähle*. 2001
- [DEUT03] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung*. 2003
- [DEUT09] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 204: Metallische Werkstoffe - Einachsiger Zeitstandversuch unter Zugbeanspruchung - Prüfverfahren*. 2009
- [DEUT10] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN 1706: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Gussstücke - Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften*. 2010
- [DEUT11] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 6892-2: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 2: Prüfverfahren bei erhöhter Temperatur*. 2011
- [DEUT12] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 899-2: Kunststoffe - Bestimmung des Kriechverhaltens - Teil 2: Zeitstand-Biegeversuch bei Dreipunkt-Belastung*. 2012
- [DORU09] DORUM, C. ; LAUKLI, H.I. ; HOPPERSTAD, O.S.: Through-process numerical simulations of the structural behaviour of Al-Si die-castings. In: *Computational Materials Science* 46 (2009), Nr. 1, S. 100 – 111
- [DRAG07] DRAGULIN, D. ; FRANKE, R. ; HOFFMANN, O. ; ZIVI, A. ; CASAROTTO, F.: Al-Si Druckgusslegierungen. In: *Druckgusspraxis* 7 (2007), S. 164–167
- [DUAN12] DUAN, H.Z. ; SHEN, J.N. ; LI, Y.P.: Comparative Analysis of HPDC Process of an Auto Part with ProCAST and FLOW-3D. In: *Applied Mechanics and Materials* 184-185 (2012), S. 90–94



- [EGNE97] EGNER-WALTER, A.: *Simulation des Entstehens von Eigenspannungen in Gussteilen*, Universität-Gesamthochschule Siegen, Diss., 1997
- [EGNE06] EGNER-WALTER, A.: Vorhersage des Verzuges dünnwandiger Druckgussteile. In: *GIESSEREI* 93 (2006), Dezember, S. 26–31
- [EIGN09] EIGNER, M. ; STELZER, R.: *Product Lifecycle Management: Ein Leitfadens für Product Development und Life Cycle Management*. Springer, 2009
- [ELEN11a] ELEND, L. E. ; KOGLIN, K.: Die Karosserie als Initiator für den Fahrzeug-Leichtbau. In: *1. VDI-Fachkonferenz Leichtbaustrategien für den Automobilbau, Ludwigsburg, 07.07.2011*
- [ELEN11b] ELEND, L. E. ; KOGLIN, K.: Schlüsseltechnologien für den Leichtbau von Morgen. In: *15. Dresdner Leichtbau-symposium, Dresden, 26.05.2011*
- [ELEN12] ELEND, L. E.: Leichtbau und Recycling - Wege für zukunftsweisende Mobilitätslösungen. In: *Fachkongress Elektromobilität, Hannover, 26.09.2012*
- [ESPI06] ESPIG, M. ; JOHANNABER, M. ; WOHLECKER, R.: Simulation der Verbrauchsverbesserung durch Gewichtsreduzierung in Pkw. In: *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift* 108 (2006), Nr. 12, S. 1086–1090
- [EURO09] EUROPÄISCHES PARLAMENT RAT DER EUROPÄISCHEN UNION: *Verordnung Nr. 443/2009 zur Festsetzung von Emissionsnormen für neue Personenkraftwagen im Rahmen des Gesamtkonzepts der Gemeinschaft zur Verringerung der CO<sub>2</sub>-Emissionen von Personenkraftwagen und leichten Nutzfahrzeugen*. <http://eur-lex.europa.eu/LexUriServ/LexUriServ.do?uri=OJ:L:2011:145:0001:0018:DE:PDF>. Version: 2009
- [FABR13] FABRIZI, A. ; FERRARO, S. ; TIMELLI, G.: The influence of Sr, Mg and Cu addition on the microstructural properties of a secondary AlSi9Cu3(Fe) die casting alloy. In: *Materials Characterization* 85 (2013), S. 13 – 25
- [FEHL10] FEHLBIER, M. ; LERCH-THIES, J. ; STANESCU, H.-I.: Entwicklung dünnwandiger Strukturbauteile mit Hilfe numerischer Simulationsmethoden. In: *6. MAGMA NE- und Leichtmetallforum, Ludwigsburg, 21.04.2010*
- [FEIK07] FEIKUS, F. J.: Wärmebehandlung von Aluminium-Druckguss. In: *7. Internationaler Deutscher Druckgusstag, 07.03.2007*
- [FENT01] FENT, A.: *Einfluss der Wärmebehandlung auf den Eigenspannungszustand von Aluminium-Gussteilen*, Technische Universität München, Diss., 2001



- [FLEN97] FLENDER, E.: Anwendungs- und kostenoptimierte Gusskonstruktionen durch Einsatz der Rechnerischen Simulation". In: *VDI BERICHTE: Fortschritt mit Gusskonstruktionen 1324* (1997), S. 265–280
- [FRAN07] FRANKE, R. ; DRAGULIN, D. ; ZOVI, A. ; CASAROTTO, F.: Progress in ductile aluminium high pressure die casting alloys for the automotive industry. In: *Metallurgia Italiana 99* (2007), S. 19–24
- [FRIE59] FRIEDRICH KRUPP AG: *Technische Mitteilungen Krupp: Technische Berichte*. Friedrich Krupp Aktiengesellschaft, 1959 (Bd. 17-19)
- [FROS82] FROST, H.J. ; ASHBY, F.: *Deformation-mechanism maps: the plasticity and creep of metals and ceramics*. Pergamon Press, Oxford, 1982
- [FUCH13] FUCHS, B. ; EIBISCH, H. ; KOERNER, C.: Core Viability Simulaton for Salt Core Technology in High-Pressure Die Casting. In: *International Journal of Metalcasting 7* (2013), S. 39–45
- [FUCH14] FUCHS, B. ; KOERNER, C.: Mesh resolution consideration for the viability prediction of lost salt cores in the high pressure die casting process. In: *Progress in Computational Fluid Dynamics 14* (2014), S. 24–30
- [GARA63] GARAFALO, F. ; RICHMOND, C. ; DOMIS, W.F. ; VON GEMMINGEN, F.: Strain-time, rate-stress and rate-temperature relations during large deformations in creep. In: *Proc. of Joint Int. Conf. on Creep, Inst. of Mech. Eng., London, England, 1963*
- [GARA65] GARAFALO, F: *Fundamentals of Creep and Creep-Rupture in Metals*. The Macmillan Company, New York, 1965
- [GARC05] GARCIA-SOBOLEVSKI, E. ; GIBMEIER, J. ; SCHOLTES, B. ; GEBAUER-TEICHMANN, A. ; HERZOG, R. ; EGNER-WALTER, A. ; HEPP, E. ; STARK, E.: Production Optimisation of Thin Walled Light Metal Die Casting Components. In: *IDE 2005, Bremen, 14.09.2005*
- [GERS05] GERSCHWINAT, R. ; HARTMANN, G.: *Fertigungsoptimierung von Aluminium-Strukturbauteilen - Strukturteile im KARMANN Crossfire Verdeck*.  
[http://www.magma-soft.de/de/-publications/2005\\_Fertigungsoptimierung-AluStrukturbauteile.html](http://www.magma-soft.de/de/-publications/2005_Fertigungsoptimierung-AluStrukturbauteile.html). Version:2005
- [GLAS02] GLASER, S. ; HOPFENSPIRGER, X. ; KESSLER, A. ; JAKOBI, R.: Simulation des Verzugs von Hybridbauteilen. In: *GIT 46* (2002), S. 174–175



- [GOCH08] GOCH, G. ; STÖBENER, D. ; FUHRMANN, M.: Verzug von Zahnrädern: Neue Erkenntnisse und messtechnische Bedeutung. In: *VDI-Berichte, Band 2053, Verzahnungsmesstechnik - Praktische Anwendungen und neue Lösungen* (2008), S. 15–26
- [GOED05] GOEDE, M. ; FERKEL, H. ; STIEG, J. ; DROEDER, K.: Multi-Material Body Concepts - Innovations to Affordable Lightweight Design. In: *14. Aachener Kolloquium Fahrzeug- und Motorentechnik, Aachen, 6.10.2005*
- [GOES10] GOESLING, M. J.: *Metamodell unterstützte Simulation und Kompensation von Rückfederungen in der Blechumformung*, Technische Universität Dortmund, Diss., 2010
- [GOTT07] GOTTSTEIN, G.: *Physikalische Grundlagen der Materialkunde*. Springer Verlag, Berlin, 2007
- [GUAN91] GUAN, J. ; SAHM, P. R.: Berechnung der Restspannungen abkühlender Gussstücke mittels Finite-Elemente-Methode. In: *Gießereiforschung* 43 (1991), S. 10–17
- [HAMA12] HAMASAIID, A. ; VALLS, I. ; HEID, R. ; EIBISCH, H.: A comparative experimental study on the use of two hot work tool steels for high pressure die casting of aluminum alloys: High thermal conductivity HTCS® and conventional 1.2343 (AISI 11). In: *Proceedings of the 9th international tooling conference, 2012*
- [HARE07] HAREWOOD, F. J. ; MCHUGH, P.E.: Comparison of the implicit and explicit finite element methods using crystal plasticity. In: *Computational Materials Science* 39 (2007), Nr. 2, S. 481–494. – ISSN 0927–0256
- [HASS07] HASSE, S.: *Giesserei-Lexikon*. 19., [überarb.] Aufl., Ausg. 2008. Berlin : Schiele & Schön, 2007. – ISBN 3794907533
- [HATT93] HATTEL, J.: *Control Volume Based Finite Difference Method - Modelling Of Thermal and Mechanical Conditions in Casting and Heat Treatment*, Technical University of Denmark, Diss., 1993
- [HEID13a] HEID, R. ; PRIES, H.: Druckgussgeeignete Warmarbeitsstähle - Vergleichende Untersuchungen unter seriennahen Bedingungen. In: *ifs report, 8. Jahrgang* 1 (2013), S. 6–9
- [HEID13b] HEID, R. ; THOMA, C. ; VOLK, W. ; DILGER, K.: Konzept zur konturnahen Kühlung im Aluminiumstrukturguss. In: *GIESSEREI* 11 (2013), S. 22–27



- [HEID14] HEID, R. ; THOMA, C. ; EIBISCH, H. ; PRIES, H. ; DILGER, K.: Optimierung von Druckgießwerkzeugen - Softwaremodul zur Vorhersage von Schädigungen in Dauerformen für das Aluminiumdruckgießen - Hybrid-Fatigue-Test (HFT). In: *GIESSEREI* 6 (2014), S. 32–41
- [HELE05] HELENIUS, R. ; LOHNE, O. ; ARNBERG, L. ; LAUKLI, H. I.: The heat transfer during filling of a high-pressure die-casting shot sleeve. In: *Materials Science and Engineering: A* 413-414 (2005), S. 52 – 55. – ISSN 0921–5093. – International Conference on Advances in Solidification Processes
- [HIEL98] HIELSCHER, U. ; STERNAU, H. ; KOCH, H. ; KLOS, R.: Neuentwickelte Druckgusslegierung mit ausgezeichneten mechanischen Eigenschaften im Gusszustand. In: *GIESSEREI* 85 (1998), S. 62–65
- [HILB11] HILBINGER, M. ; KOEPF, J. ; RUEBNER, M. ; SINGER, R.F.: Computational optimization of plunger movement during slow shot phase in high pressure die casting. In: *International Foundry Research* 63 (2011), S. 44–50
- [HOFE12] HOFER, P.: Messung und Simulation von Verzug und Eigenspannungen in Druckgussteilen. In: *GIESSEREI* 1 (2012), S. 30 – 41
- [HONS92] HONSEL, C.: *Die Berechnung von Wärme- und Eigenspannungen infolge von Abkühlprozessen mit der Methode der tangentialen Steifigkeiten*, RWTH Aachen, Diss., 1992
- [HONS12] HONSEL, C. ; WEISS, K. ; ROETGEN, R. V.: Maßhaltigkeit mit dem ersten Abguss. In: *GIESSEREI* 3 (2012), S. 48–50
- [HUUU04] HU, H. ; CHEN, F. ; CHEN, X. ; CHU, Y.-L. ; CHENG, P.: Effect of cooling water flow rates on local temperatures and heat transfer of casting dies. In: *Journal of Materials Processing Technology* 148 (2004), Nr. 1, S. 57 – 67
- [JAGL04] JAGLINSKI, T ; LAKES, R.: Creep Behavior of Al-Si Die-Cast Alloys. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 126 (2004), October, S. 378 – 383
- [KAIS98] KAISER, M. H.: Aluminum spaceframe. In: *Manufacturing Engineer* 77 (1998), Nr. 3, S. 125–129
- [KAMM02] KAMMER, C.: *Aluminium-Taschenbuch: Band 1: Grundlagen und Werkstoffe*. Bd. 1. 16. Düsseldorf : Aluminium-Verlag, 2002. – ISBN 3870172746



- [KARS11a] KARSTEN, O. ; SCHIMANSKI, K. ; HEHL, A. von ; ZOCH, H.-W.: Challenges and solutions in distortion engineering of an aluminium die casting component. In: *Materials Science Forum* 690 (2011), S. 443–446
- [KARS11b] KARSTEN, O. ; SCHIMANSKI, K. ; HEHL, A. von ; ZOCH, H.-W.: Ursachen und Einflussgrößen des Verzugs in der Prozesskette eines Aluminium-Druckgussbauteiles. In: *HTM J. Heat Treatm. Mat.* 66 (2011), S. 182 – 191
- [KARS11c] KARSTEN, O. ; SCHIMANSKI, K. ; VON HEHL, A. ; ZOCH, H.-W.: Reasons and Influencing Factors on Distortion within a Process Chain of an Aluminium Die Casting Component in the Automotive Industry. In: *3rd. International Conference on Distortion Engineering, Bremen*, 16.09.2011
- [KAYE82] KAYE, A. ; STREET, A.: *Die Casting Metallurgy*. Butterworth-Heinemann, 1982. – 231 – 246 S.
- [KEFE11] KEFERSTEIN, C.: *Fertigungsmesstechnik, Praxisorientierte Grundlagen, moderne Messverfahren*. Vieweg und Teubner, Wiesbaden, 2011
- [KIMM07] KIM, J.: Spray cooling heat transfer: The state of the art. In: *International Journal of Heat and Fluid Flow* 28 (2007), Nr. 4, S. 753 – 767
- [KOCH95] KOCH, H. ; HIELSCHER, U. ; STERNAU, H. ; FRANKE, A. J.: Duktile Druckgusslegierung mit geringem Eisengehalt. In: *GIESSEREI* 82 (1995), S. 517–523
- [KREK52] KREKELER, K. ; STEINEMER, K.: *Metallspritzen*. Springer, Berlin Heidelberg, 1952
- [KRON00] KRONE, K.: *Aluminiumrecycling*. VDS, Düsseldorf, 2000
- [LACO04] LACOURSE, D.: Thinkdesign v9 - Hybrid modeler continues to innovate. In: *Cadalyt* 21 (2004), Nr. 8, S. 36–39
- [LAKE11] LAKEIT, A.: Resource efficient body-in-white production at Audi. In: *Strategies in Car Body Engineering 2011, Bad Nauheim*, 2011
- [LANG75] LANGDON, T.G. ; MOHAMED, F.A.: Enhancement of Creep Rates in Engineering Materials due to Grain Boundary Processes. In: *Bolton Landing Conf, 4th, Proc, Lake George* (1975), S. 339–353
- [LEHN96] LEHNERT, W.: *Aluminium-Taschenbuch: Band 2: Umformen von Aluminium Werkstoffen, Gießen von Aluminium-Teilen, Oberflächenbehandlung von*





*Aluminium, Recycling und Ökologie*. Bd. 2. 15. Auflage, 1. überarbeitete Ausgabe 1999. Düsseldorf : Aluminium-Verlag, 1996

- [LEMA90] LEMAITRE, J. ; CHABOCHE, J.-L.: *Mechanics of Solid Materials*. Cambridge University Press, 1990
- [LIEN12] LIENKAMP, M.: *Elektromobilität - Hype oder Revolution?* Berlin : Springer, Berlin, 2012
- [LIND00] LINDNER, P. ; KAMMER, C. (Hrsg.): *Gegenüberstellung von Warmkammer-Druckguss und Kaltkammer-Druckguss für Magnesiumlegierungen, in Magnesium Taschenbuch*. Aluminium-Verlag, Düsseldorf, 2000
- [LIUU00] LIU, G. W. ; MORSI, Y. S. ; CLAYTON, B. R.: Characterisation of the spray cooling heat transfer involved in a high pressure die casting process. In: *International Journal of Thermal Sciences* 39 (2000), Nr. 5, S. 582 – 591
- [LUML06] LUMLEY, R.N. ; O'DONNELL, R.G. ; GUNASEGARAM, D.R. ; GIVORD, M.: Blister Free Heat Treatment of High Pressure Die-Casting Alloys. In: *Materials Science Forum* 519-521 (2006), S. 351–358
- [LUML07] LUMLEY, R.N. ; O'DONNELL, R.G. ; GUNASEGARAM, D.R. ; GIVORD, M.: Heat treatment of high-pressure die castings. In: *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science* 38 (2007), Nr. 10, S. 2564–2574
- [LUML09] LUMLEY, R.N. ; POLMEAR, I.J. ; CURTIS, P.R.: Rapid heat treatment of aluminum high-pressure diecastings. In: *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science* 40 (2009), Nr. 7, S. 1716–1726
- [LUML10] LUMLEY, R.N. ; GUNASEGARAM, D.R. ; GERSHENZON, M. ; O'DONNELL, R.G.: Effect of alloying elements on heat treatment response of aluminium high pressure die castings. In: *International Heat Treatment and Surface Engineering* 4 (2010), Nr. 1, S. 25–32
- [LUOO00] LUO, A.A.: Materials comparison and potential applications of magnesium in automobiles. In: *TMS Annual Meeting*, 2000, S. 89–98
- [MAGM13] MAGMA GIESSEREITECHNOLOGIE GMBH: *Datenbank der Gieß-simulationssoftware Magma*<sup>5</sup>. 2013
- [MAXI14] MAXIMOV, J.T. ; DUNCHEVA, G.V. ; ANCHEV, A.P. ; ICHKOVA, M.D.: Modeling of strain hardening and creep behaviour of 2024T3 aluminium alloy at room



- and high temperatures. In: *Computational Materials Science* 83 (2014), S. 381 – 393
- [MENZ04] MENZEL, S.: *Ein Ansatz zur Optimierung des Luftströmungsverhaltens von Glas-Doppelfassaden unter Verwendung bionischer Prinzipien*. Cuvillier Verlag, Göttingen, 2004
- [MICH99] MICHAELI, W. ; NIGGEMEIER, P.: Schwindung und Verzug besser simulieren. In: *KU Kunststoffe* 6 (1999), S. 70–74
- [MIGL06] MIGLIERINA, A. ; MIGLIERINA, M. ; NINKEL, T. ; LAMPARTER, J.: Die Casting Machine Vacural Müller Weingarten. In: *Metallurgia Italiana* 98 (2006), S. 47–51
- [MILL14] MILLO, F. ; ROLANDO, L. ; FUSO, R. ; MALLAMO, F.: Real CO2 emissions benefits and end user's operating costs of a plug-in Hybrid Electric Vehicle. In: *Applied Energy* 114 (2014), S. 563–571
- [MOHA78] MOHAMED, F.A.: Analysis of creep data on aluminum at very low stresses. In: *Materials Science and Engineering* 32 (1978), Nr. 1, S. 37–40
- [MPAA13] MPA, Staatliche Materialprüfungsanstalt Darmstadt, Zentrum für Konstruktionswerkstoffe, Fachgebiet und Institut für Werkstoffkunde, Technische Universität Darmstadt: *Unveröffentlichter Untersuchungsbericht H 12 5087*. 2013
- [MUUU14] MU, P. ; NADOT, Y. ; NADOT-MARTIN, C. ; CHABOD, A. ; SERRANO-MUNOZ, I. ; VERDU, C.: Influence of casting defects on the fatigue behavior of cast aluminum AS7G06-T6. In: *International Journal of Fatigue* 63 (2014), S. 97 – 109
- [MUTH06] MUTHLER, A. ; DÜSTER, A. ; VOLK, W. ; WAGNER, M. ; RANK, E.: High order thin-walled solid finite elements applied to elastic spring-back computations. In: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 195 (2006), S. 5377–5389
- [NASR14] NASR, E.S.A. ; AL-AHMARI, A. ; MOIDUDDIN, K.: 10.14 - CAD Issues in Additive Manufacturing. In: HASMI, S. (Hrsg.) ; MASOOD, S. (Hrsg.): *Comprehensive Materials Processing*. Oxford : Elsevier, 2014, S. 375 – 399
- [NAUM06] NAUMENKO, K.: *Modeling of High-Temperature Creep for Structural Analysis Applications*, Mathematisch-Naturwissenschaftlich-Technische Fakultät, Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, Diss., 2006



- [NAUM07] NAUMENKO, K. ; ALTENBACH, H.: *Modeling of Creep for Structural Analysis*. Springer, Berlin, 2007
- [NOEL11] NOELLE, P.: Verzugarmes Schweißen von Aluminiumwerkstoffen. In: *Lightweight-Design* 02 (2011), S. 58–62
- [NOGO11] NOGOWIZIN, B.: *Theorie und Praxis des Druckgusses*. Berlin : Schiele & Schön, 2011
- [OSKA14] OSKAR FRECH GMBH + CO. KG: *Flexibel und leistungsstark: Kaltkammer-Druckgießmaschinen - Vacural Technologie*.  
<http://www.frech.com/d/Produkte/KaltkammerSerie.html>.  
Version: 2014
- [PABE11] PABEL, T. ; KNEISSL, C. ; BROTZKI, J. ; MUELLER, J.: Verbesserte mechanische Eigenschaften von Al-Gussteilen durch den Einsatz von INOTEC® Kernen. In: *GIESSEREI-RUNDSCHAU* 58 (2011), S. 20–29
- [PFIT06] PFITZER, M.: *Untersuchung des Wärmeübergangs beim Druckgießen*, Otto-von-Guerike-Universität Magdeburg, Diss., 2006
- [PUCH06] PUCHNER, K.: *Erfassung von Zeitsstandsschäden an Schweißverbindungen mittels Ultraschallaminographie*, TU München, Diss., 2006
- [REIL13] REILLY, C: The Modelling Of Oxide Film Entrainment In Casting Systems Using Computational Modelling. In: *Applied Mathematical Modelling* 37 (2013), S. 8451–8466
- [RHEI10] RHEINFELDEN ALLOYS GMBH & CO KG: *Hüttenaluminium Gusslegierungen*. 2010
- [RICH08] RICHARD, H.A. ; SANDER, M.: *Technische Mechanik. Festigkeitslehre*. Vieweg und Teubner, Wiesbaden, 2008
- [ROES06] ROESLER, J. ; HARDEN, H. ; BAEKER, M: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Teubner Verlag, Wiesbaden,, 2006
- [ROOS07] ROOS, E. ; MAILE, K.: *Werkstoffkunde Für Ingenieure*. Springer, Berlin, 2007
- [ROSA84] ROSA, M.E. ; FORTES, M.A.: Constitutive equations for dislocation creep. In: *Scripta Metallurgica* 18 (1984), Nr. 11, S. 1287–1292



- [SABA08] SABAU, A. S. ; DINWIDDIE, R. B.: Characterization of spray lubricants for the high pressure die casting processes. In: *Journal of Materials Processing Technology* 195 (2008), Nr. 1-3, S. 267 – 274
- [SAHM92] SAHM, P.R.: Stand der Erstarrungssimulation und Umsetzungserfolge in der Praxis. In: *Gießerei-Rundschau* 39 (1992), S. 5–13
- [SAWA07] SAWADA, K. ; TABUCHI, M. ; KIMURA, K.: Analysis of long-term creep curves by constitutive equations. In: *Materials Science and Engineering A* 510-511 (2007), S. 190–194
- [SCHM00] SCHMID, M.: *Beitrag zur Beschreibung der Formfüllung beim Druckgießen*, TU München, Diss., 2000
- [SCHN89] SCHNEIDER, K.: *Festigkeit und Verformung bei hoher Temperatur*. DGM-Informationsgesellschaft, Oberursel, 1989
- [SCHO12] SCHOLZ, S. A.; L. A.; Linn: *Hochtemperaturwerkstoff- und Bauteilverhalten, Vorlesungsskript, Institut für Werkstoffkunde, TU Darmstadt*. 2012
- [SCHR12] SCHRUFF, I.: The tool steel producer's contribution to successful die casting of structural components. In: *Metallurgia Italiana* 104 (2012), Nr. 9, S. 37–43
- [SILL07] SILLER, I. ; SCHWEIGER, H.: Einfluss von thermomechanischen und physikalischen Werkstoffeigenschaften auf die Brandrissbeständigkeit von Warmarbeitsstählen für Druckgussanwendungen. In: *GIESSEREI RUND-SCHAU* 54 (2007), S. 38–40
- [SING78] SINGER, R.F.: *Hochtemperatur-Kriechen einer ausscheidungsgehärteten Aluminium-Legierung*, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Diss., 1978
- [SPA55] SPAETH, W.: *Fliessen und Kriechen der Metalle*. Metall-Verlag GmbH, Berlin, 1955
- [STAD13] STADLER, R.: Ressourceneffizienz bei Produkt und Produktion in der Automobilindustrie am Beispiel von Audi. In: *Bayern Innovativ Produktionskongress 2013, Technische Universität München, Garching, 20.03.2013*
- [STAF87] STAFFORD, R. O. ; RICE, A. ; PINELLA, D.: Investment Casting Process Design Part 2: Solidification Simulation. In: *Proceedings of the 1987 ASME Conference on Computers in Engineering*, 1987



- [SULA97] SULAIMAN, S. ; KEEN, T.C: Flow analysis along the runner and gating system of a casting process. In: *Journal of Materials Processing Technology* 63 (1997), S. 690–695
- [TAYL12] TAYLOR, John A.: Iron-Containing Intermetallic Phases in Al-Si Based Casting Alloys. In: *Procedia Materials Science* 1 (2012), Nr. 0, S. 19 – 33
- [THOM02] THOMA, A. ; SCHWIENHEER, M. ; SCHOLZ, A. ; MAO, T. ; BERGER, C.: Anwendung von Kriechgleichungen zur Verformungsberechnung mithilfe der Finit Element Methode. In: *Langzeitverhalten warmfester Stähle und Hochtemperaturwerkstoffe : 25. Vortragsveranstaltung der Arbeitsgemeinschaft für Warmfeste Stähle, Düsseldorf: VDEh 25 (2002), Januar, S. 91–99*
- [THOM13a] THOMA, C. ; HEID, R. ; BURGER, J. ; DILGER, K. ; VOLK, W.: Numerische Topologieoptimierung von Angussystemen für druckgegossene Strukturbauteile. In: *GIESSEREI* 12 (2013), S. 52–59
- [THOM13b] THOMA, C. ; VOLK, W. ; BRANNER, G. ; EIBISCH, H.: Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit in der Prozesskette Druckguss. In: *GIESSEREI PRAXIS* 7-8 (2013), S. 332–335
- [THOM14a] THOMA, C. ; HEID, R. ; BRANNER, G. ; EIBISCH, H. ; DILGER, K. ; VOLK, W.: Simulation-Based Prediction of the Fracture Elongation As a Failure Criterion for Thin-Walled High-Pressure Die Casting Components. In: *International Journal of Metalcasting* (2014), S. angenommen
- [THOM14b] THOMA, C. ; VOLK, W.: Simulation der Prozesskette Druckguss - Schlüssel für verzugsminimierte Strukturbauteile. In: *Gießen von Fahrwerks- und Karosseriekomponenten, VDI-Berichte 2217 (2014), S. 129–142*
- [TIME08] TIMELLI, G. ; LOHNE, O. ; ARNBERG, L. ; LAUKLI, H.I.: Effect of solution heat treatments on the microstructure and mechanical properties of a die-cast AlSi7MgMn alloy. In: *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science* 39 (2008), S. 1747–1758
- [TIMP12a] TIMPEL, M.: *Einfluss von Strontium auf die Mikrostruktur von Aluminium-Silizium Legierungen*. Helmholtz-Zentrum Berlin, Berlin, 2012
- [TIMP12b] TIMPEL, M. ; WANDERKA, N. ; SCHLESIGER, R. ; YAMAMOTO, T. ; LAZAREV, N. ; ISHEIM, D. ; SCHMITZ, G. ; MATSUMURA, S. ; BANHART, J.: The role of strontium in modifying aluminium-silicon alloys. In: *Acta Materialia* 60 (2012), S. 3920–3928



- [TODT03] TODTE, M.: *Prognose der mechanischen Eigenschaften von Aluminium-Gußteilen durch numerische Simulation des Erstarrungsprozesses*, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Diss., 2003
- [TRAN05] TRAN, N.B.: Prognose von fertigungsbedingten Maßabweichungen bei wärmebehandelten Strukturgussbauteilen mit Hilfe numerischer Methoden. In: *Fluent CFD Forum, Bad Nauheim*, 2005
- [TRAN11] TRAN, N.B. ; GAUGLER, J.: *Verfahren und Vorrichtung zum Lagern eines gegossenen Kraftfahrzeugbauteils während einer Wärmebehandlung. German Patent DE102009040322*. 2011
- [TRAN13] TRAN, N.B. ; FISCHER, W.: *Verfahren zum Simulieren eines Vorgangs von Gießen in ein Gusswerkzeug. German Patent DE102009038043B4*. 2013
- [TRIM08] TRIMET ALUMINIUM AG: *trimal®-05: Druckgusslegierungen für crashrelevante Anwendungen*. 2008
- [TSUS05] TSUSHIMA, K. ; SHIBATA, K. ; SAKAMOTO, H.: Mechanical properties of aluminium die castings welded by Nd:YAG laser beams. In: *Welding International* 19 (2005), S. 193–198
- [TUEN85] TUENS, H. J.: *Thermoplastische Berechnung nach der Methode der Finiten Elemente*, Universität GHS Essen, Diss., 1985
- [VENU75] VENUS, W.: *Anschnittechnik für Druckguss (VDG-Taschenbuch)*. Gießerei-Verlag GmbH, 1975
- [VERB08] VERBAND DEUTSCHER DRUCKGIESSEREIEN (VDD): *Druckguss aus NE-Metallen - Technische Richtlinien*. 2008
- [VERR06] VERRAN, G.Q. ; MENDES, R.P.K. ; ROSSI, M.A.: Influence of injection parameters on defects formation in die casting Al12Si1,3Cu alloy: Experimental results and numeric simulation. In: *Journal of Materials Processing Technology* 179 (2006), S. 190–195
- [VIJA06] VIJAYARAM, T.R. ; SULAIMAN, S. ; HAMOUDA, A.M.S. ; AHMAD, M.H.M.: Numerical simulation of casting solidification in permanent metallic molds. In: *Journal of Materials Processing Technology* 178 (2006), S. 29–33
- [WANN07] WAN, L. ; PAN, H. ; LUO, J.: Application and development trends of high vacuum die casting process and die casting aluminum alloys with high strength and ductility. In: *Journal of Special Casting & Nonferrous Alloys* 27 (2007), S. 939–942



- [WECK99] WECKENMANN, A. ; GAWANDE, B. (Hrsg.): *Koordinatenmesstechnik - Flexible Messstrategien für Maß, Form und Lage*. Carl Hanser Verlag, München, 1999
- [ZSCH96] ZSCHECH, E.: Metallkundliche Prozesse bei der Wärmebehandlung aushärtbarer Aluminiumlegierungen. In: *Härtereitechnische Mitteilungen* 51 (1996), S. 137–144



## Abschlussarbeiten

Die nachfolgend aufgelisteten Studienarbeiten wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München angefertigt. Die Bearbeitung der Aufgabenstellung sowie die Auswertung, Interpretation und Darstellung von Ergebnissen, die zum Teil in die vorliegende Dissertation einfließen, erfolgten in Zusammenarbeit mit Christopher Thoma.

- Rix, M.:  
Analyse von Verzugsmechanismen in der Prozesskette Aluminium Druckguss und Erarbeitung von Kompensationsstrategien  
Technische Universität München, 2012
- Rauh, B.:  
Optimierung und Validierung der Simulation des Verzuges von Aluminiumdruckgussbauteilen im Wärmebehandlungsprozess  
Technische Universität München, 2012
- Burger, J.:  
Simulationsgestützte Optimierung von Angussystemen für Strukturbauteile im Druckguss  
Technische Universität München, 2012
- Weinreiter, B.:  
Analyse qualitätsrelevanter Prozessparameter des Vergütungsprozesses von Druckgussformen anhand eines Validierungskörpers  
Technische Universität München, 2012
- Yang, K.M.:  
Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit von wärmebehandelten Strukturbauteilen im Druckguss  
Technische Universität München, 2013
- Binder, M.:  
Simulationsgestützte Topologieoptimierung von Angussystemen für Strukturbauteile im Druckguss  
Technische Universität München, 2013





## Abbildungsverzeichnis

1.1	Karosserie des Audi A8 als gussintensives Fahrzeugkonzept mit den betrachteten Demonstratorbauteilen des Verbindungsteils Schweller-Längsträger (a) und der Federbeinaufnahme (b), nach [LAKE11] . . . . .	2
3.1	Einteilung der Prozesskette Druckgießen in die einzelnen Sub-Prozessketten und Arbeitsschritte für dünnwandige Strukturbauteile mit Wärmebehandlung . . . . .	5
3.2	Einteilung der Fertigungsverfahren gemäß DIN 8580, nach [DEUT03] . . . . .	6
3.3	Skizze des prinzipiellen Aufbaus einer Druckgießmaschine laut DIN 24480; die Gießeinheit (1) besteht aus dem Gießantrieb (3) und der Gießgarnitur (4); die Formschließeinheit (2) umfasst die feste Aufspannplatte (5), die Säulen (6), die bewegliche Aufspannplatte (7), die Auswerfereinheit (8) und die Schließeinrichtung (9); nach [BRUN91] . . . . .	7
3.4	Feste (1) und bewegliche (2) Formhälfte eines Druckgießwerkzeugs zusammen mit der Gießkammer (3) und der zugehörigen Gießtraube bestehend aus Pressrest (4), Angussssystem (5), Bauteil (6) und Überlaufsystem (7) . . . . .	8
3.5	Schema einer Kaltkammer-Druckgießmaschine vor (links) und nach (rechts) dem Gießvorgang mit Formhohlraum (1), Angussssystem (2), Gießkammer (3), flüssiger Schmelze (4), beweglicher (5) und fester (6) Formhälfte, Gießkolben (7) und Einfüllöffnung der Gießkammer (8), nach [NOGO11] . . . . .	9
3.6	Prozessschritte eines Zyklus des Druckgießverfahrens . . . . .	9
3.7	Kaltkammerdruckgießmaschine nach Vacural®-Verfahren mit Warmhalteofen (1), Saugrohr (2), Gießkammer (3), Gießkolben (4), fester Platte (5) und Formhälfte (6), Vakuumventil (7), beweglicher Formhälfte (8), Angussssystem (9), Ventil (10), Vakuumpumpe (11) und Vakuumtank (12), nach [OSKA14] . . . . .	10
3.8	Zeitlicher Verlauf von Geschwindigkeit, Weg und Druck des Gießkolbens während der 1., 2. und 3. Phase des Druckgießprozesses, nach [NOGO11]	12
3.9	Stauwelle der Schmelze vor dem Kolben während der 1. Phase bei zu geringer (links), optimaler (Mitte) und zu hoher (rechts) Kolbengeschwindigkeit, nach [BRUN91] . . . . .	12
3.10	Binäres Phasendiagramm von Aluminium-Silizium-Legierungen mit markiertem Bereich der untersuchten Legierungen AlSi9Mn und AlSi10MnMg, nach [KAMM02] . . . . .	13



3.11 Gefügeaufnahme einer AlSi10-Legierung ohne (1 a,b) und mit (2 a,b) Zugabe von 200 ppm Strontium zur Veredelung der eutektischen Phase, nach [TIMP12b] . . . . .	14
3.12 Phasendiagramm einer aushärtbaren Legierung mit Lösungsglüh- (1), Abschreck- (2) und Auslagerungstemperatur (3), nach [KAMM02] . . . .	16
3.13 Gefügeaufnahme der AlSi10MnMg-Legierung vor (1) und nach (2) dem Wärmebehandlungsprozess . . . . .	16
3.14 Entwicklung der durchschnittlichen Maßabweichungen eines typischen Strukturbauteils entlang der Prozesskette Druckguss [KARS11b] . . . .	17
3.15 Schematische Darstellung des zeitlichen Verlaufs der Dehnung $\epsilon$ und der Dehnrates $\dot{\epsilon}$ durch Kriechvorgänge im primären (1), sekundären (2) und tertiären (3) Kriechbereich bis zum Bruch (x), nach [ROES06] . . .	19
3.16 Einfluss von steigender Spannung $\sigma_1 < \sigma_2 < \sigma_3$ bei konstanter Temperatur $T$ und steigender Temperatur $T_1 < T_2 < T_3$ bei konstanter Spannung $\sigma$ auf das Kriechverhalten, nach [NAUM06] . . . . .	20
3.17 Übersicht der Verformungsmechanismen von Aluminium in Abhängigkeit der Spannung $\sigma$ und der Temperatur $T$ relativ zum Schmelzpunkt $T_m$ , nach [ROES06] . . . . .	21
3.18 Vergleich der Methoden der Finiten Differenzen (1) und Finiten Elementen (2) zur Diskretisierung eines Kreisbogens (3) mit orthogonalen Viereckselementen (4) und unstrukturierten Dreieckselementen (5) im zweidimensionalen Fall, nach [FENT01] . . . . .	25
3.19 Aufbau von linearen, quadratischen und kubischen Dreieck- und Tetraederelementen für die FE-Simulation, nach [BETT03] . . . . .	26
3.20 Prinzipieller Aufbau des Produktentstehungsprozesses (PEP) mit zeitlicher Einordnung von Produkt- und Produktionsentwicklung und eigentlicher Produktherstellung, nach [EIGN09] . . . . .	30
3.21 Einordnung der Gießsimulation in die Zeitschiene des Produktentstehungsprozesses für Strukturbauteile im Druckguss mit Entwicklung des Reifegrads der Bauteilkonstruktion . . . . .	31
3.22 Zeitschiene des typischen Erstellungsprozesses von Druckgießwerkzeugen mit möglichen Zeitfenstern für die Formfüllsimulation zur Optimierung der Gießtraube und für die Verzugssimulation mit Werkzeugaaptionen zur Verzugsminimierung . . . . .	33
3.23 Aufbau und Messprinzip des Streifenprojektionsverfahrens mit Werkstück (1), Projektor (2), Kamera (3) und resultierendem Kamerabild (4), nach [KEFE11] . . . . .	34



3.24	Aufbau und Messprinzip der Fotogrammetrie zur Vermessung eines Werkstücks (1) mit aufgebrachten Marken (2) durch mehrere Bilder (4) mit exemplarischen Messpunkten (3), nach [KEFE11] . . . . .	35
3.25	Prinzipieller Aufbau eines kartesischen Koordinatenmessgeräts mit Antrieb (1), Ablesesystem (2) und Maßverkörperung (3) für die X-Achse, 3D-Tastkopf (4), Taster (5), Lagerung der Y-Achse (6), Anzeige (7), Steuerungselektronik (8), Steuerpult (9), Werkstückaufnahme (10) und Gerätebasis (11), nach [WECK99] . . . . .	36
3.26	Messaufnahme einer Federbeinaufnahme mit Grundplatte (1), Auflagepunkten (2) und Spannsystem (3) zur Fixierung des zu messenden Bauteils . . . . .	36
3.27	Vergleich der Ausrichtung einer verzugsbehafteten Ist-Geometrie zur Soll-Geometrie nach Best-Fit (1) und RB (2) für eine zweidimensionale Testgeometrie in der XY-Ebene . . . . .	37
4.1	Schematischer Aufbau des Lösungsweges zur ganzheitlichen Optimierung der Maßhaltigkeit in der Prozesskette Druckguss mit den einzelnen Arbeitspaketen . . . . .	41
5.1	Methodik zur Optimierung der Maßhaltigkeit durch den Einsatz von Simulationen für naturduktile Legierungen in Form von Verzugsvorhaltungen und für wärmebehandelte Legierung durch die Adaption der Lagerung während der Wärmebehandlung . . . . .	43
5.2	Zweidimensionale Darstellung des Verzugsmechanismus eines Gussteils mit Maßabweichungen (1) relativ zur Formkavität (2) und Verzugskompensation durch Vorhaltung im Werkzeug (3) mit daraus resultierendem maßhaltigen Gussteil (4), nach [THOM14b] . . . . .	44
5.3	Ergebnis der Expertenbefragung zum Einfluss verschiedener Kenngrößen von Material und Prozess auf die Maßhaltigkeit von Strukturbau-teilen im Druckguss; die Bewertung durch die 20 befragten Experten erfolgt auf einer Skala von 0 (kein Einfluss) bis 10 (sehr großer Einfluss). . . . .	49
5.4	Flussdiagramm der Datenformate für die Methoden der Verzugsoptimierung durch Verzugskompensation und iterative Adaption der Lagerung in der Wärmebehandlung . . . . .	56
5.5	Schematische Darstellung der typischen Fehlerbilder im STL-Datenformat: Offenes Loch (1) zwischen Patches P1-P2-P3, überlappende Dreiecke (2) von Patches P2-P6 und falsche Orientierung der Oberfläche (3) von Patch P2 . . . . .	58
5.6	Methode zur Erzeugung von statistisch verteilten Messpunkten auf einem Bauteil (1) an den Füge-Anlage-Flächen (2) mit Hilfe von 2D-Vernetzung dieser Flächen (3) . . . . .	61



5.7	Versuchsplan zur Untersuchung der Einflüsse von Prozess- und Simulationsparametern auf die Maßhaltigkeit von dünnwandigen Strukturbau- teilen . . . . .	62
6.1	Geometrien von Gießsystem und Bauteil für das Simulationsmodell mit Zuschnitt der Gießtraube um Pressrest und Gießverteiler (2) und Teilbe- reichen des Überlaufsystems (5) zur Reduzierung der Zellenanzahl für die Verzugsberechnung unter Beibehaltung der wesentlichen Bestand- teile von Angussystem (1), Gussteil (3) und Überlaufsystem (4) . . . . .	66
6.2	Linker (1) und rechter (2) Teileinsatz der beweglichen Formhälfte des Verbindungsteils Schweller-Längsträger mit Temperierungen für den Anguss- (3), Bauteil- (4,5) und Überlaufbereich (6) mit steigender Me- dientemperatur . . . . .	68
6.3	Thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha$ des Warmarbeitsstahls nach Klasse 1.2343 mit schraffiertem Integral der thermischen Ausdehnung zwischen Konstruktionsdaten bei Raumtemperatur ( $20^{\circ}\text{C}$ ) und dem ein- geschwungenen Zustand des Druckgießprozesses ( $170^{\circ}\text{C}$ ) . . . . .	69
6.4	Darstellung der verschiedenen Phasen der Schwindung für ein Gussteil (1) in einer Form (2) mit Flüssigphasenschwindung (3), Erstarrungs- schwindung (4) und Festkörperschwindung (5), nach [HASS07] . . . . .	70
6.5	Vergleich der simulationsgestützt und experimentell ermittelten Form- temperaturen am Messpunkt im Bauteilbereich (s. Abb. 6.6 und 6.7) über mehrere Produktionszyklen hinweg zu den Zeitpunkten „Nach dem Aus- werfen“ und „Vor dem Schuss“, was im Prozess den Zeitpunkten vor und nach dem Sprühen der Formoberfläche mit Trennmittel entspricht . . . . .	76
6.6	Temperaturverteilung der beweglichen Werkzeughälfte des Verbind- ungsteils Schweller-Längsträger vor (1) und nach (2) dem Sprühpro- zess an einem Messpunkt im Angussystem und einem Messpunkt im Bauteilbereich . . . . .	77
6.7	Temperaturverteilung der beweglichen Werkzeughälfte des Verbind- ungsteils Schweller-Längsträger vor (1) und nach (2) dem Sprühpro- zess in der Simulation an einem Messpunkt im Angussystem und ein- nem Messpunkt im Bauteilbereich . . . . .	77
6.8	Vergleich des Temperaturverlaufs an einem Messpunkt zwischen Simu- lation und Experiment für die Prozessführungen mit Abschreckung im Wasserbad, Abkühlung an Luft und Abschreckung in der Wasserdusche . . . . .	78
6.9	Simulationsergebnis des prozessbedingten Verzugs am Verbindungsteil Schweller-Längsträger in überhöhter Darstellung um Faktor 20 im Ver- gleich zur Ausgangsgeometrie (1, 2) sowie Falschfarbendarstellung des Verzugs mit Extremwerten (3) . . . . .	79



6.10 Vergleich des Streubands des Verzugs im Experiment mit der Verzugs- vorhersage aus der Simulation an verschiedenen Messpunkten auf den Füge-Anlage-Flächen (A) . . . . .	80
6.11 Histogramm der Differenz des Verzugs aus Experiment und Simulation mit kumulativer Betrachtung . . . . .	81
6.12 Kennzahl der Übereinstimmung des Verzugs zwischen Experiment und Simulation $\xi_V$ über mehrere Aufheizzyklen hinweg mit und ohne Einbe- ziehung der Formfüllung . . . . .	82
6.13 Einfluss der Variation der Zuhaltezeit auf die Verzugskennzahl $\xi$ in Ex- periment und Simulation . . . . .	84
6.14 Einfluss der Variation der Formtemperierung auf die Verzugskennzahl $\xi$ in Experiment und Simulation . . . . .	87
6.15 Einfluss der Variation des Nachdrucks während der dritten Phase des Druckgießprozesses auf die Verzugskennzahl $\xi$ in Experiment und Si- mulation . . . . .	89
6.16 Abhängigkeit der Verzugskennzahl $\xi$ vom gewählten globalen Vorhalte- faktor zusammen mit dem Anteil an Flächen mit Hinterschnitten oder zu geringen Ausformschrägen, nach [THOM13b] . . . . .	91
6.17 Abfolge der Geometriedaten bei der Flächenrückführung für einen Aus- schnitt aus dem Verbindungsteil Schweller-Längsträger vom Bauteil im CAD-System (1) über das verzugskompensierte Oberflächennetz aus der Simulation (2) hin zum verzugskompensierten Bauteil im CAD- System (3) unter Beibehaltung der Flächenaufteilung und Konstruktions- elemente . . . . .	94
7.1 Beispiel der Definition eines lokalen Koordinatensystems an einem Re- ferenzknoten mit Ausrichtung zur Oberflächennormale an diesem Kno- ten für ein Tetraedernetz zweiter Ordnung . . . . .	96
7.2 Beispiel der Wirkung eines losen Lagers unter Druck- (1) und Zugbela- stung (2) durch die Gravitationskraft $F_g$ . . . . .	96
7.3 Abhängigkeit der Dehngrenze $R_{p0,2}$ des Werkstoffs AlSi10MnMg von der Temperatur, nach [THOM14b] . . . . .	98
7.4 Von-Mises-Spannungen in einem Gussbauteil (1) durch das Eigenge- wicht bei Aufnahme an 5 Lagerungspunkten (2), nach [THOM14b] . . . .	98
7.5 Temperaturkurve des Wärmebehandlungsprozesses mit Aufheizen, Lö- sungsglühen, Luftabschrecken und Warmauslagern . . . . .	99
7.6 Simulation der Temperaturdifferenz zwischen maximaler und minimaler Temperatur im Gussteil mit Verlauf der aufgeprägten Oberflächentem- peratur beim Abschrecken in der Luftdusche . . . . .	100



7.7	Verwendete Zeitstandprobe vom Typ 41e nach DIN EN ISO 204 (1) mit gekennzeichnetem Prüfbereich (2), Aufnahmen für die Lasteinleitung (3) und Positionierhilfen (4) für die Dehnungsaufnehmer (5) zusammen mit dem Einbau der Zeitstandprobe im verfahrbaren Ofen (6) des Kriechteststands, nach [DEUT09] [MPAA13] . . . . .	103
7.8	Zeitlicher Verlauf der durch Kriechvorgänge verursachten Dehnung der Zeitstandproben bei verschiedenen Spannungen $\sigma$ für die Temperaturen $T = 400^\circ C, 425^\circ C, 450^\circ C, 475^\circ C, 500^\circ C$ . . . . .	104
7.9	Abhängigkeit der Dehnrates von der erfolgten Dehnung bei verschiedenen Temperaturen $T$ für die Spannungen $\sigma = 2 MPa, 5 MPa, 10 MPa$ .	105
7.10	Schematische Darstellung der Time-Hardening (1) und Strain-Hardening (2) Methoden für zwei Kriechkurven bei den Temperaturen $T_1 > T_2$ mit spezifischer Kriechdauer $t_s$ und spezifischer Kriechdehnung $\epsilon_s$	107
7.11	Schematische Darstellung der kombinierten Methode aus Strain-Hardening und Time-Hardening: Während der Aufheizphase wird die Strain-Hardening-Methode verwendet, während der Haltephase die Time-Hardening-Methode . . . . .	108
7.12	Schematischer Versuchsaufbau der Drei-Punkt-Biege-Prüfung mit zu prüfendem Werkstück (1), Auflagepunkte (2) und Kraft-aufbringendem Stempel (3), nach DIN EN ISO 899-2 [DEUT12] . . . . .	109
7.13	Kriechteststand analog der Drei-Punkt-Biege-Prüfung mit Prüfplatte (1) der Dicke $d = 3 mm$ , Breite $b = 70 mm$ und Länge $l = 200 mm$ , als Stempel wirkender Traverse (2) mit Gewicht (3), Auflagepunkten der Platte (4), Anschlagpunkten zur Positionierung der Platte (5), Thermoelement zur Temperaturmessung (6) und Gewichten zur Belastung der Platte (1) mit den Maximalspannungen $\sigma_1 = 3,8 MPa$ (3a), $\sigma_2 = 2,7 MPa$ (3b) und $\sigma_3 = 1,7 MPa$ (3c) . . . . .	111
7.14	Laser-optische Vermessung der Durchbiegung der Prüfplatte (1) im Vergleich zur Referenzebene (2) . . . . .	111
7.15	Messung des zeitlichen Verlaufs der Temperatur der Luft im Ofen und im Kern der Prüfplatte (1) mittels eines Thermoelements (2) für die Lösungsglühtemperatur $T = 465^\circ C$ . . . . .	112
7.16	Vergleich der Übereinstimmung von experimentell und simulationsgestützt ermittelter Durchbiegung der Prüfplatte bei einer Lösungsglühtemperatur $T = 465^\circ C$ und einer Spannung $\sigma = 1,7 MPa$ nach $2,0 h$ für verschiedene Vernetzungsmethoden mittels einem oder zwei Hexaedern beziehungsweise Tetraedern im Querschnitt für die Time-Hardening und Strain-Hardening Methoden . . . . .	114



7.17 Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Durchbiegung der Prüfplatte auf dem Kriechteststand bei einer Spannung von $3,8 \text{ MPa}$ für die Temperaturen $150^\circ\text{C}$ , $250^\circ\text{C}$ und $350^\circ\text{C}$ in Experiment und Simulation . . . . .	117
7.18 Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Durchbiegung der Prüfplatte auf dem Kriechteststand in Simulation und Experiment bei der Lösungsglüh-temperatur $T = 465^\circ\text{C}$ für die Spannungen $\sigma = 0,7 \text{ MPa}$ , $1,7 \text{ MPa}$ , $2,7 \text{ MPa}$ , $3,8 \text{ MPa}$ . . . . .	117
8.1 Geometrie des Verbindungsteils Schweller-Längsträger (1) mit für die Verzugsberechnung zugeschnittenem Anguss- (2) und Überlaufsystem (3) zusammen mit dem der Temperaturvorhersage aus der Erstarrungssimulation (4) zum Zeitpunkt $38 \text{ s}$ nach Formfüllung . . . . .	120
8.2 Temperaturverteilung der beweglichen Werkzeughälfte des Verbindungsteils Schweller-Längsträger vor (1) und nach (2) dem Sprühprozess in der Simulation an einem Messpunkt im Angussystem und einem Messpunkt im Bauteilbereich . . . . .	121
8.3 Simulationsgestützte Vorhersage der Verformung bestehend aus Schwindung und Verzug (1) im Vergleich zur Werkzeugkavität (2) in um Faktor 20 überhöhter Darstellung zusammen mit der verzugskompensierenden Werkzeugmodifikation der festen Formhälfte (3) mit Markierung der adaptierten Flächen (4) . . . . .	122
8.4 Prozessbedingte Verformungen des im verzugskompensierten Druckgießwerkzeug abgegossenen Verbindungsteils Schweller-Längsträger ausgerichtet nach Best-Fit (1) und RB (2) . . . . .	123
8.5 Simulationsmodell der Federbeinaufnahme mit potenziellen Lagerungspunkten und deren jeweiligen Wertigkeit bezüglich der Hauptachsenrichtungen $x$ , $y$ und $z$ zusammen mit dem Simulationsergebnis der durch Kriechvorgänge während der Wärmebehandlung verursachten Verformungen mit den durch die Simulationsmethode ausgewählten Lagerungspunkten und deren jeweiligen Wertigkeit . . . . .	126
8.6 Vergleich der untersuchten Lagerungskombinationen hinsichtlich maximal auftretender Spannung bei Raumtemperatur und maximaler Verformung nach erfolgtem Lösungsglügen mit der ausgewählten Kombination minimaler Verformung (1) und einem Beispiel starker Verformung trotz niedriger Spannungen durch ein Verspannen des Bauteils (2) . . . . .	127
8.7 Prozessbedingte Verformungen der Federbeinaufnahme aus dem verzugsoptimierten Wärmebehandlungsgestell ausgerichtet nach RB . . . . .	129



## Tabellenverzeichnis

3.1	Legierungszusammensetzung der beiden untersuchten Legierungen AlSi9Mn und AlSi10MnMg in Gewichts-%, nach [RHEI10] . . . . .	14
3.2	Auswirkung der Wärmbehandlung (T6) auf die mechanischen Eigenschaften der Legierung AlSi10MnMg im Vergleich zu deren Gusszustand (F) [TRIM08] und zur naturduktilen Legierung AlSi9Mn [ALUM04] . . . . .	14
3.3	Vergleich der Typen von Kriechgleichungen nach unterschiedlichen Kriterien aus Simulation und Prozess, nach [SCHO12] . . . . .	22
6.1	Reduzierung der Zellenanzahl für die Verzugsberechnung durch Zugschnitt der Gießtraube gemäß Abbildung 6.1 . . . . .	67
6.2	Thermophysikalische Kennwerte des für die Druckgießformen verwendeten Warmarbeitsstahls der Klasse 1.2343 . . . . .	71
6.3	Modellierung der relevanten Wärmeübergänge in der Simulation mittels Wärmeübergangskoeffizienten und Kontakttemperaturen . . . . .	72
6.4	Analyse der Taktzeit und Modellierung der einzelnen Prozesse in der Simulation . . . . .	73
7.1	Thermophysikalische Kennwerte der untersuchten Aluminiumlegierung AlSi10MnMg . . . . .	97
7.2	Versuchsmatrix zur Untersuchung des Kriechverhaltens für unterschiedliche Spannungen $\sigma$ und Temperaturen $T$ . . . . .	102
7.3	Übersicht der Gewichte und damit erreichbaren maximalen Spannungen in den Prüfplatten der Dicke $d = 3\text{ mm}$ für den Kriechteststand . . . . .	111
7.4	Vergleich der Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment für verschiedene Kriechgleichungen und Modellierungsansätze mittels Time-Hardening und Strain-Hardening sowie deren Kombination hinsichtlich Ergebnisgenauigkeit und benötigter Rechenzeit für eine Lösungsglüh-temperatur $T = 465^\circ\text{C}$ bei einer Spannung $\sigma = 1,7\text{ MPa}$ nach $2,0\text{ h}$ . . . . .	115







