



Masterarbeit

**Einfluss der spezifischen Wärmekapazität auf die
Verzugsberechnung in Moldflow Plastics Insight (MPI)
und experimentelle Validierung**

verfasst von

Philipp Schlattinger

eingereicht am



Institut für Kunststoffverarbeitung

Begutachtung: Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Clemens Holzer

Betreuung: Dipl.-Ing. Thomas Lucyshyn

Montanuniversität Leoben

Leoben, Dezember 2009

Eidesstattliche Erklärung

Eidesstattliche Erklärung:

Ich erkläre an Eides statt, dass ich diese Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.

Affidavit:

I declare in lieu of oath, that I wrote this thesis and performed the associated research myself, using only literature cited in this volume.

Datum

Unterschrift

Danksagung

Ein großes Dankeschön gilt der Firma Blum in Höchst, Vorarlberg, für die Ermöglichung dieser Arbeit sowie für die Unterbreitung des interessanten Themas. Im Speziellen möchte ich meinem Betreuer Dipl.-Ing. Manfred Schatz für die kompetente Unterstützung während des halben Jahres bei der Firma Blum danken. Zudem bedanke ich mich bei Berno Mohr für die Abwicklung des Organisatorischen seitens der Firma Blum, bei Daniel Moser für die tatkräftige Unterstützung während der Spritzversuche, bei Heimo Masser für die computertomografische Ausmessung der Spritzteile und bei Dipl.-Ing. (FH) Jonas Ehinger für die DSC-Messungen. Seitens des IKV der MU Leoben möchte ich mich bei Dipl.-Ing. Thomas Lucyshyn für seinen kompetenten und anregenden Input sowie für die Korrektur der Arbeit bedanken. Ein weiterer Dank gilt Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Clemens Holzer für die Begutachtung und Benotung meiner Arbeit.

Kurzfassung

Ein heutzutage wichtiger Bestandteil der Spritzgießverarbeitung ist die Spritzgießsimulation. Mit deren Anwendung lassen sich bereits in der Produktentwicklungsphase Probleme in vielerlei Hinsicht erkennen, was eine mögliche Kostenexplosion im Realisierungsprozess des Bauteils verhindern kann. Grundlage für eine ausreichend prozessnahe Simulationsberechnung ist unter anderem eine zuverlässige Materialdatenbank.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Einfluss der spezifischen Wärmekapazität c_p auf die Verzugsberechnung in Moldflow Plastics Insight (MPI) untersucht. Dazu wurden verschiedene Bauteile, zum einen mit konstanten c_p -Werten und zum anderen mit temperaturabhängigen c_p -Werten simuliert. Parallel dazu wurden die Bauteile auf der Spritzgießmaschine industriell hergestellt und mittels Computertomographie dimensionell vermessen. Im Anschluss daran wurden die berechneten und gemessenen Geometrien verglichen und analysiert. Die Untersuchungen wurden mit den Kunststoffen POM, PA6 und PA6GF30 durchgeführt. Pro Kunststoff wurden zwei unterschiedliche Bauteile für die Untersuchungen herangezogen.

Die Untersuchungen für den POM ergaben eine signifikante Verbesserung der Verzugsvorhersage bei Verwendung der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazitätsdaten. Zwei unterschiedliche temperaturabhängige c_p -Daten wurden betrachtet, wobei sich bei Verwendung der c_p -Daten mit der niedrigeren Abkühlgeschwindigkeit (-20 K/min vs. -40 K/min) die besseren Ergebnisse zeigten. Die unterschiedlichen Berechnungsmethoden betrachtet, zeigten die 2.5D-Berechnungen im Gegensatz zu den 3D-Berechnungen die besseren Ergebnisse. Es wurde auch gezeigt, dass sich der Bauteilverzug durch Zugabe eines Masterbatch zum POM veränderte. Im Vergleich dazu ergaben sich bei den Untersuchungen mit PA6 und PA6GF30 keine nennenswerten Verbesserungen durch die Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten. Dies ist möglicherweise auf den praktisch identen Wärmeinhalt der konstanten und der temperaturabhängigen c_p -Daten zurückzuführen. Bei verstärkten PA6 kommt der Umstand hinzu, dass die Glasfasern einen dominierenden Einfluss auf das Verzugsverhalten haben. Wie beim POM lieferte auch beim PA6GF30 die 2.5D-Berechnung die besseren Ergebnisse. Umgekehrt beim PA6, wo die 3D-Berechnung die bessere Übereinstimmung mit den gemessenen Verzugswerten zeigte.

Abstract

The simulation of the injection moulding process is nowadays an important part of injection moulding. With the aid of the simulation it is possible to detect potential problems already in the product development. The identification of these problems can avoid a possible cost explosion in the realization process of the part. A basis for an adequate realistic simulation is among other things a reliable material database.

Within this thesis the influence of the specific heat capacity c_p on the warpage calculation with Moldflow Plastics Insight (MPI) was investigated. Therefore a limited number of different parts were simulated. The simulations were once done with a constant value for the specific heat capacity and again with a temperature dependent value. Beside that the parts were produced with an injection moulding machine. Afterwards the parts were dimensionally measured by means of a computer tomography and compared with the calculated geometries. The investigations were done with the plastics POM, PA6 and PA6GF30. Two different parts per plastic were used for the investigations.

The results for POM showed a significant improvement of the warpage prediction with the temperature dependent values for the specific heat capacity. The application of two different temperature dependent values for the specific heat capacity showed that the values with the lower cooling rate (-20 K/min vs. -40 K/min) provided better warpage results. The 2.5D-calculations compared to the 3D-calculation showed the better results for POM. It was also shown that adding a masterbatch to POM changed the warpage of the part. Contrary, the investigations with PA6 and PA6GF30 did not show any noticeable improvements when using temperature dependent values. A possible reason for this circumstance is the almost same heat content of the constant and the temperature dependent specific heat capacity. In the case of PA6GF30 the glass fibers have also a dominated influence on the warpage. For the investigations with PA6GF30 the 2.5D-calculations showed the better results. Contrary, for PA6 the 3D-calculations showed better values.

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG UND ZIELSETZUNG	1
2	THEORETISCHE GRUNDLAGEN	4
2.1	SPRITZGIEßPROZESS	4
2.2	SCHWINDUNG UND VERZUG	5
2.2.1	<i>Schwindung</i>	5
2.2.2	<i>Verzug</i>	7
2.3	SPRITZGIEßSIMULATION MIT MPI 6.2	7
2.3.1	<i>Allgemeines</i>	7
2.3.2	<i>Modelle in MPI</i>	7
2.3.3	<i>Materialdaten</i>	8
2.3.4	<i>Füllphase</i>	20
2.3.5	<i>Nachdruckphase</i>	24
2.3.6	<i>Kühlberechnung</i>	26
2.3.7	<i>Verzugsberechnung</i>	27
2.3.8	<i>Numerische Lösung einer Simulation</i>	29
2.4	BAUTEILVERMESSUNG MITTELS COMPUTERTOMOGRAPHIE	30
3	VERSUCHSDURCHFÜHRUNG	32
3.1	VERWENDETE KUNSTSTOFFE	32
3.2	FORMTEILE.....	36
3.2.1	<i>Prüfkästchen</i>	37
3.2.2	<i>Querteiler</i>	39
3.2.3	<i>Hebelkopfaufnahme</i>	41
3.2.4	<i>Laufwagen-Kopf</i>	42
3.3	SPRITZVERSUCHE.....	42
3.3.1	<i>Prüfkästchen</i>	42
3.3.2	<i>Formteile der Firma Blum</i>	45
3.4	FORMTEILSIMULATION.....	47
3.4.1	<i>Allgemeines</i>	47
3.4.2	<i>Verwendung der Messsignale</i>	48
3.4.3	<i>Prüfkästchen</i>	49
3.4.4	<i>Bauteile Firma Blum</i>	51
3.5	FORMTEILAUSMESSUNG	55
4	ERGEBNISSE UND DISKUSSION	57
4.1	POM	57
4.1.1	<i>Prüfkästchen</i>	57
4.1.2	<i>Querteiler</i>	71
4.2	PA6.....	79
4.2.1	<i>Prüfkästchen</i>	79
4.2.2	<i>Laufwagen-Kopf</i>	88

Inhaltsverzeichnis

4.3	PA6GF30.....	95
4.3.1	<i>Prüfkästchen</i>	95
4.3.2	<i>Hebelkopfaufnahme</i>	104
5	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	109
6	LITERATURANGABE	111
7	ABBILDUNGSVERZEICHNIS	113
8	TABELLENVERZEICHNIS	121
9	VERWENDETE ABKÜRZUNGEN	122

1 Einleitung und Zielsetzung

Die Simulation von Produktionsprozessen ist heutzutage eine Notwendigkeit hinsichtlich vieler Aspekte. Beim Spritzgießen kann durch eine erfolgreiche Simulation eine signifikante Verbesserung der Teilequalität erzielt und enorme Kosten eingespart werden. Die hohen Werkzeugkosten einer Spritzgießform bzw. die Wahrscheinlichkeit, dass es ohne Simulation zu einem mit Kosten verbundenen Nacharbeiten am Werkzeug kommt, geben der Spritzgießsimulation in der Kunststoffverarbeitung einen sehr hohen Stellenwert. Neben der Bauteilauslegung liefert die Spritzgießsimulation zusätzlich einen wichtigen Input für die Prozessauslegung.

Beim Spritzgießprozess führt oft eine Änderung der Prozessbedingungen bzw. der Spritzgießeinstellungen nur bedingt zu einer Verbesserung der Teilequalität. Häufig tritt der Fall auf, dass es durch eine gezielte Variation der Prozessparameter zu einer Verbesserung eines Qualitätsparameters und gleichzeitig zu einer Verschlechterung eines anderen Qualitätsparameters des Bauteils kommt. Viele der mit dem Formteil verbundenen Probleme entstehen bereits in der Designphase und können durch eine erfolgreiche Simulation erkannt und vermieden werden.

Das wohl wichtigste Qualitätsmerkmal eines Spritzgußteiles ist seine Formgenauigkeit. Verzugsfreie Formteile sind das Ziel jedes Herstellers. Dieser Aspekt macht die Verzugsberechnung zu einem wichtigen Tool in den Simulationsprogrammen. Eine exakte Vorhersage des Formteilverzugs ist wünschenswert, um durch geeignete Eingriffe in der Designphase (Wanddickenanpassung, Eliminierung von Masseanhäufungen, Lage des Schwerpunktes, Kühlkanalauslegung, etc.) den Verzug zu verringern.

Aufgrund einer Vielzahl von Vereinfachungen, die für den praktischen Einsatz eines Simulationsprogramms in der Industrie notwendig sind, ist eine exakte Simulation des Spritzgießprozesses bzw. eine exakte Vorhersage des Bauteilverzuges zur Zeit nicht möglich. Die Materialeigenschaften der Kunststoffe haben dabei einen entscheidenden Einfluss auf die Simulationsergebnisse. Die Druck- und Temperaturabhängigkeit der Eigenschaften von Polymeren und das Vorhandensein von großen Druck- und Temperaturbereichen beim Spritzgießen verlangt nach druck- und temperaturabhängigen Materialdaten. In der Materialdatenbank der Simulationsprogramme sind jedoch nur teilweise temperaturabhängige Werte für Materialdaten wie die spezifische Wärmekapazität

und die Wärmeleitfähigkeit vorhanden. Weiters differieren die Bedingungen (vorherrschender Druck, Abkühlgeschwindigkeit, etc.), bei denen die Materialdaten im Labor bestimmt werden, von jenen, die beim Spritzgießprozess tatsächlich vorherrschen.

Ziel dieser Arbeit war eine Verbesserung der mittels MPI 6.2 simulierten Verzugsergebnisse durch den Einsatz temperaturabhängiger c_p -Daten.

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit dem Einfluss der spezifischen Wärmekapazität c_p auf die Verzugsergebnisse in der Spritzgießsimulation mit dem Simulationsprogramm Moldflow Plastics Insight (MPI) 6.2. Die Daten für die spezifische Wärmekapazität für die Simulation liegen in MPI 6.2 einerseits als konstante Werte und andererseits teilweise auch als temperaturabhängige Werte vor. Sofern die temperaturabhängigen c_p -Werte nicht vorhanden waren, wurden sie mittels DSC-Messung bestimmt. Der Unterschied der Verzugsergebnisse aufgrund der unterschiedlichen c_p -Daten wurde untersucht. Dazu wurden verschiedene Formteile gespritzt und deren Verzugsergebnisse mit jenen aus der Simulation verglichen. Um Prozessdaten für die Simulationen zu erhalten, wurden bei den praktischen Versuchen an definierten Stellen Drücke und Temperaturen ermittelt. Die Untersuchungen wurden mit drei Kunststofftypen (POM, PA6, PA6GF30) durchgeführt. Pro Kunststofftyp kamen zwei Formteile zum Einsatz. Ein Formteil ist ein eigens für diese Untersuchungen konstruiertes Bauteil (Prüfkästchen). Die weiteren Untersuchungen wurden an technischen Bauteilen der Firma Blum durchgeführt (Querteiler, Hebelkopfaufnahme, Laufwagen-Kopf). Die hergestellten Spritzteile wurden anschließend mit einem Computertomographen vermessen. Der Geometrievergleich der Spritzteile mit den Simulationsergebnissen erfolgte mit dem Programm PolyWorks 10.1. Neben den Verzugsergebnissen wurden weitere Ergebnisse der beiden Simulationsvarianten, wie der Temperaturhaushalt und die Zykluszeit miteinander verglichen. Abbildung 1 zeigt eine Übersicht über die durchgeführte Arbeit.

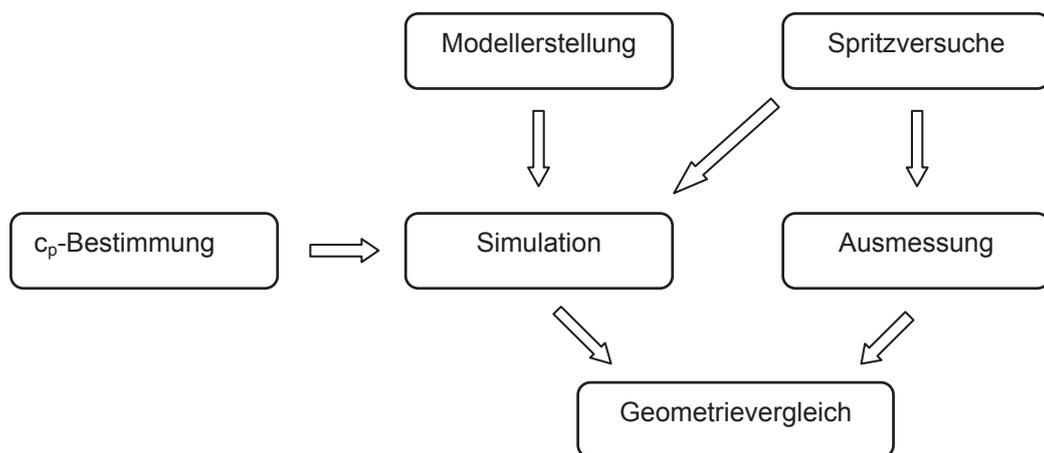


Abbildung 1: Übersicht über die Arbeit.

2 Theoretische Grundlagen

2.1 Spritzgießprozess

Der Spritzgießprozess ist ein diskontinuierlicher Kreislauf-Prozess. Der Zyklus beginnt, indem das Spritzgießwerkzeug geschlossen wird. Daraufhin fährt die Schnecke geschwindigkeitsgeregelt in Richtung Werkzeug und spritzt die heiße Kunststoffschmelze in die Kavität (Einspritz- bzw. Füllphase). Am Ende der Füllphase beginnt die Nachdruckphase. In dieser Phase wird der Druck der Schnecke auf die Schmelze aufrechterhalten, um zusätzliches Material in die Kavität zu drücken. Dadurch wird die Schwindung kompensiert und die Maßgenauigkeit der Formteile gewährleistet. Nach einer gewissen Zeit während der Nachdruckphase friert der Anschnitt ein. Nun ist die Kavität vom auf die Schmelze wirkenden Nachdruck isoliert. Besitzt die Plastifiziereinheit eine Nadelverschlussdüse wird das Aggregat zurückgefahren um das Werkzeug thermisch von der Plastifiziereinheit zu entkoppeln. Parallel dazu beginnt die Restkühlphase, in der das Formteil soweit abkühlt, bis es genügend mechanische Festigkeit besitzt um formstabil entformt werden zu können. Nachdem das Aggregat zurückgefahren ist, startet die Dosierphase (Plastifizierphase). Indem sich die Schnecke dreht und zurückbewegt, wird neues Material plastifiziert und an die Schneckenspitze gefördert. Sobald das Formteil genügend verfestigt ist, öffnet das Werkzeug und das Spritzteil wird entformt. Der nächste Zyklus beginnt, indem das Werkzeug geschlossen wird [1,11]. Abbildung 2 zeigt schematisch den oben beschriebenen Zyklusablauf beim Spritzgießen.

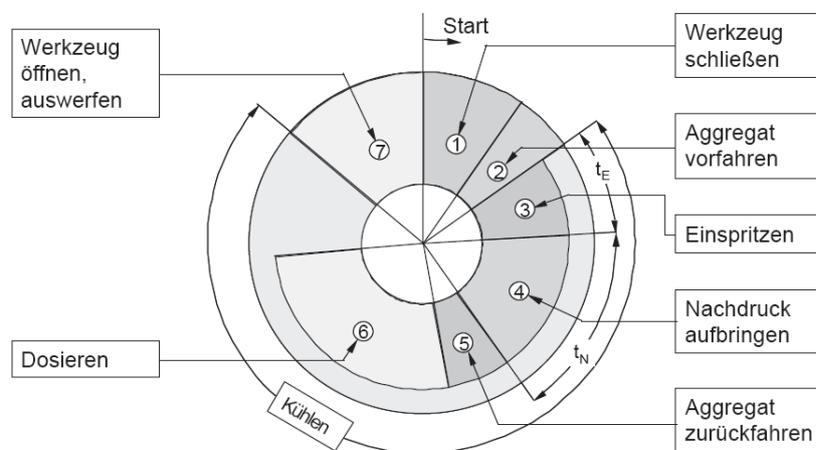


Abbildung 2: Zeitlicher Ablauf des Spritzgießzyklus bei Verwendung einer Nadelverschlussdüse [2].

2.2 Schwindung und Verzug

2.2.1 Schwindung

Beim Spritzgießen sind Maßabweichungen des Spritzteils vom formgebenden Werkzeug fertigungsbedingt nicht zu vermeiden. Diese Abweichungen vom Werkzeug-Nennmaß werden unter dem Oberbegriff Schwindung zusammengefasst. Die Schwindung wird in die Verarbeitungs- und Nachschwindung unterteilt. Nach DIN 16901 wird die Verarbeitungsschwindung von technischen Kunststoffen bei der Spritzgießverarbeitung als Differenz zwischen den Maßen des kalten Werkzeuges und denen des Formteils nach 16-stündiger Lagerung im Normklima angegeben. Die Nachschwindung ist die Maßänderung bei längerer Lagerung unter Einfluss von Temperatur [11].

Ursache für die Schwindung spritzgegossener Formteile ist das thermodynamische Verhalten der Kunststoffe, das mit dem p v T -Diagramm beschrieben wird (Abbildung 3). Beim p v T -Verhalten muss grundsätzlich zwischen amorphen und teilkristallinen Kunststoffen unterschieden werden. Beide Materialtypen zeigen im Schmelzebereich eine lineare Abhängigkeit des spezifischen Volumens von der Temperatur. Wesentliche Unterschiede ergeben sich für den Feststoffbereich. Aufgrund der Kristallisationsvorgänge bei teilkristallinen Materialien nimmt das spezifische Volumen unterhalb der Kristallitschmelztemperatur mit abnehmender Temperatur exponentiell ab, während amorphe Materialien auch im Feststoffbereich eine lineare Temperaturabhängigkeit zeigen. Aufgrund dieses unterschiedlichen Verhaltens im Feststoffbereich zeigen teilkristalline Kunststoffe höhere Schwindungswerte als amorphe Kunststoffe. Abbildung 3 zeigt auch, dass bei steigendem Druck die Glasübergangstemperatur bei amorphen Kunststoffen und die Kristallisationstemperatur bei teilkristallinen Kunststoffen zu höheren Temperaturen verschoben wird [11].

Zur Beurteilung des Prozessverlaufs hinsichtlich der Schwindungsvorgänge ist der Zustandsverlauf im p v T -Diagramm sehr hilfreich. Dazu werden der Forminnendruck und die mittlere Massetemperatur isochron in das p v T -Diagramm übertragen (Abbildung 4).

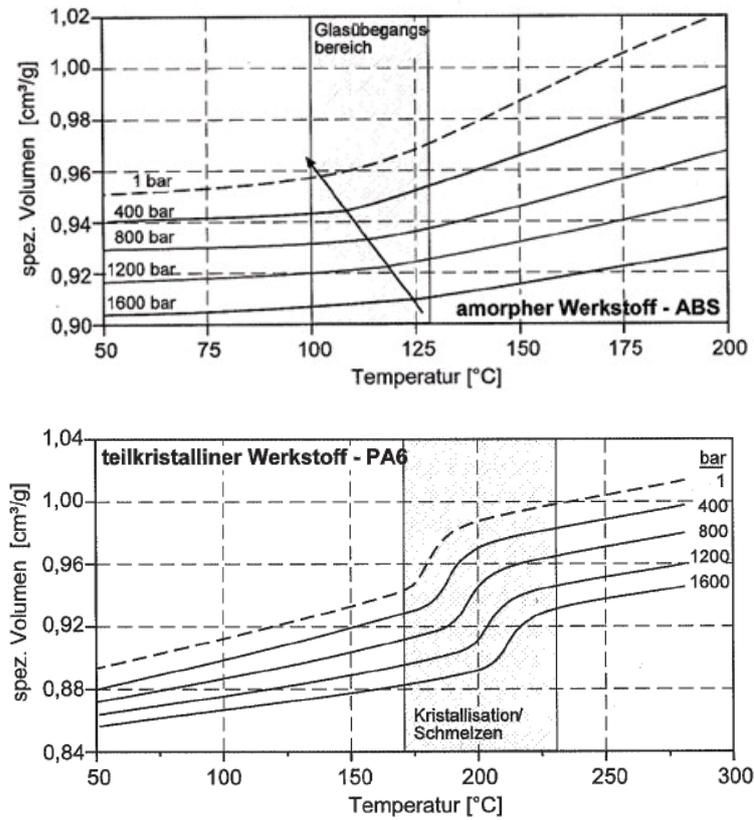
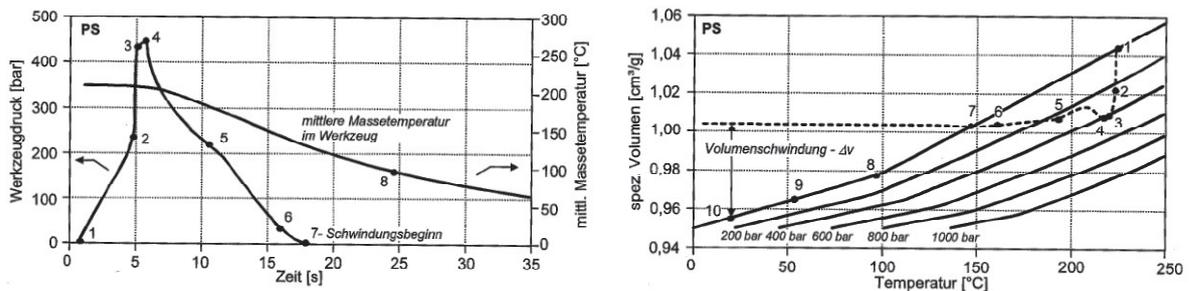


Abbildung 3: *pVT-Diagramm eines amorphen (oben) und eines teilkristallinen (unten) Kunststoffes bei einer Kühlrate von -2 K/min [10].*



1 - Beginn der Formnestfüllung (Schmelze berührt den Druckaufnehmer) | 2 - Formnest ist volumetrisch gefüllt | 3 - Ende der Kompressionsphase | 4 - Umschalten auf Nachdruck (teilweise Entladung der Form, Schmelzefluss in den Schmelzvorraum) | 5 - Nachdruckniveau | 6 - Anschnitt ist eingefroren | 7 - Druck ist auf Atmosphärendruck abgesunken (Beginn der Schwindung) | 8 - Mittlere Massetemperatur hat die Einfriertemperatur erreicht | 9 - Entformung | 10 - Formteil hat Raumtemperatur erreicht

Abbildung 4: *Druck- und Temperaturverlauf im Werkzeug während eines Spritzgießzyklus (links), Zustandsverlauf beim Spritzgießen (rechts) [10].*

Treten im Bauteil lokal sowie über die Wandstärke Schwindungsunterschiede auf, spricht man von einem anisotropen Schwindungsverhalten. Durch folgende Effekte kann anisotropes Schwindungsverhalten auftreten:

- Lokal unterschiedliche Temperaturverhältnisse
- Lokal unterschiedliche Druckverhältnisse
- Geometrische Behinderung (Formzwang)
- Orientierungseffekte (Werkstoffanisotropie)

2.2.2 Verzug

Verzug ist die Folge eines anisotropen Schwindungsverhaltens im Bauteil und ist demnach die Abweichung der Gestalt des Formteils von jener der Kavität.

Sind die durch die oben genannten Ursachen entstehenden Spannungen größer als die Steifigkeit des Bauteils, tritt Verzug auf. Schwindung und Verzug können durch geeignete konstruktive Maßnahmen sowie durch Veränderungen in den Spritzbedingungen verringert werden [11].

2.3 Spritzgießsimulation mit MPI 6.2

2.3.1 Allgemeines

Die Simulation des Spritzgießprozesses ist heutzutage aufgrund der zunehmenden Leistung der Rechentechnik ein fester Bestandteil bei der Bauteilentwicklung, der Werkzeugauslegung sowie der Prozessoptimierung. Neben der Berechnung des Füllvorganges mit den dazugehörigen Prozessparametern sind z.B. auch Aussagen über die strömungsinduzierte Faserorientierung oder über den Bauteilverzug möglich.

2.3.2 Modelle in MPI

Im MPI stehen mehrere Berechnungsmodelle zur Verfügung. Im Folgenden wird kurz auf das in dieser Arbeit verwendete Fusion- und 3D-Modell eingegangen.

2.3.2.1 Fusion-Modell

Für dieses Modell wird die gesamte Oberfläche des Formteils mit ebenen Dreieckselementen vernetzt. Das Programm rechnet hier nicht dreidimensional,

sondern verwendet gegenüberliegende Flächen, um damit die Berechnungen durchzuführen (Dual Domain Technology). Die Wanddicken werden automatisch durch den Abstand der gegenüberliegenden Elemente bestimmt und standardgemäß in MPI in 20 Schichten unterteilt. Besonders zu beachten ist der Übereinstimmungsgrad („Mesh matching“) von gegenüberliegenden Elementen. Um brauchbare Berechnungsergebnisse zu erzielen, muss ein Mesh matching von über 85 % erzielt werden. Für Verzugsberechnungen bzw. Berechnungen mit fasergefüllten Kunststoffen sollte der Wert über 90 % liegen. Für flächige Bauteile bietet sich das Fusion-Modell als 2.5D-Berechnung mit genügender Genauigkeit an [4].

2.3.2.2 3D-Modell

Für dickwandige und komplexe Bauteile (z.B. mit großen Wanddickensprüngen, Rippen, Durchbrüchen, etc.) muss für eine genaue Beschreibung des Füllverhaltens ein 3D-Modell verwendet werden. Das Formteil wird mit Tetraeder-Elementen vernetzt. Die Anzahl der Elemente und Knoten, für die die beschreibenden Differentialgleichungen gelöst werden müssen, erhöht sich dadurch erheblich gegenüber der 2.5D-Berechnung. Für dünne und unkomplizierte Teile bietet dieses Verfahren keinen Vorteil, da bei begrenzter Elementanzahl die Diskretisierung über die Dicke viel gröber ist als bei der 2.5D-Berechnung. Für eine ausreichende Genauigkeit sollten bei 3D-Modellen mindestens sechs Elemente über die Dicke vorgesehen werden [4]. Ein allgemeiner Vorteil der 3D-Berechnung liegt in der Ergebnisdarstellung. Sämtliche Ergebnisse sind nicht nur an der Bauteiloberfläche, sondern ebenso über die gesamte Formteildicke verfügbar.

2.3.3 Materialdaten

Wichtige Materialeigenschaften für die Spritzgießsimulation sind die pvT-Daten, die Viskosität, die spezifische Wärmekapazität, die Wärmeleitfähigkeit und die sogenannte Übergangstemperatur.

Die oben genannten Materialdaten werden meist unter Laborbedingungen bestimmt, die die vorherrschenden Bedingungen beim Spritzgießen nur entfernt widerspiegeln. So können z.B. die beim Spritzgießen auftretenden hohen Abkühlgradienten, hohen Scherraten und hohen Drücke im Labor nicht nachgestellt werden. Als Folge dieser Abweichungen in den Materialeigenschaften

treten zum Teil große Unterschiede zwischen den Simulations- und den experimentellen Ergebnissen auf [1].

2.3.3.1 pvT-Daten

Kunststoffe unterliegen beim Spritzgießen unterschiedlichen Temperaturen, einem Aufheizen mit anschließendem Abkühlen, großen Druckänderungen von mehr als 1000 bar und während der Verarbeitung Phasenumwandlungen von fest nach schmelzflüssig und umgekehrt. Der Zusammenhang von Druck, Temperatur und spezifischem Volumen wird mit dem pvT-Diagramm beschrieben (Abbildung 3, Kapitel 2.2.1) [9].

Eine wichtige Einflussgröße auf die pvT-Daten ist die Abkühlgeschwindigkeit. Bei amorphen Kunststoffen hängt die Temperatur, bei welcher der Glasübergang beim Abkühlen eintritt, von der Abkühlgeschwindigkeit und dem einwirkenden Druck ab. Die Glasübergangstemperatur verschiebt sich mit höheren Abkühlraten zu höheren Temperaturen. Umgekehrt verhalten sich teilkristalline Kunststoffe. Aufgrund der Zeit die die Kristalle zu deren Bildung benötigen, verschiebt sich die Kristallisationstemperatur mit höherer Kühlrate zu tieferen Temperaturen [9]. In diesem Punkt liegt die Einschränkung der heutigen Standard-Messgeräte, die die hohen Abkühlgeschwindigkeiten, die beim Spritzgießprozess vorherrschen, nicht realisieren können.

Die Messwertermittlung der pvT-Daten erfolgt mit einem pvT-Messgerät, meist nach dem Kolbenprinzip [9]. Die pvT-Kurven werden in MPI nach dem Tait-Modell beschrieben, das folgende Form hat [5]:

$$v(T,p) = v_0(T) \cdot \left(1 - C \cdot \ln \left(1 + \frac{p}{B(T)} \right) \right) + v_t(T,p), \quad T_t(p) = b_5 + b_6 \cdot p \quad (1)$$

mit

$$v_0(T) = b_{1i} + b_{2i} \cdot (T - b_5) \quad (2)$$

$$B(T) = b_{3i} \cdot e^{(-b_{4i} \cdot (T - b_5))} \quad (3)$$

$$v_t(T,p) = 0, \quad \text{für } T > T_t(p) \quad (4)$$

$$v_t(T,p) = b_7 \cdot e^{(b_8 \cdot (T - b_5) - b_9 \cdot p)}, \quad \text{für } T < T_t(p) \quad (5)$$

$v(T,p)$	spezifisches Volumen bei Temperatur T und Druck p (m^3/kg)
$v_0(T)$	spezifisches Volumen bei Umgebungsdruck und Temperatur T (m^3/kg)
C	Konstante = 0,0894
p	Druck (Pa)
T	Temperatur (K)
$T_t(p)$	Übergangstemperatur bei Druck p (K)
$b_{1i} \dots b_{4i}$	Materialkoeffizienten für den Schmelze- und Feststoffbereich
b_5, b_6	Materialkoeffizienten für den Übergangsbereich
b_7, b_8, b_9	Materialkoeffizienten für den Feststoffbereich (nur für teilkristalline Kunststoffe)

Im Schmelzbereich ($T > T_t(p)$) wird in (2) und (3) $i = m$ (melt) gesetzt, im festen Zustand ($T < T_t(p)$) ist $i = s$ (solid).

Die p v T -Daten werden für die Berechnung folgender physikalischer Größen benötigt:

- Dichte ρ

$$\rho(p,T) = \frac{1}{v(p,T)} \quad (6)$$

- Volumenausdehnungskoeffizient β

$$\beta = \frac{1}{v} \left(\frac{\Delta v}{\Delta T} \right)_p \quad (7)$$

- Isotherme Kompressibilität κ

$$\kappa = -\frac{1}{v} \left(\frac{\Delta v}{\Delta p} \right)_T \quad (8)$$

Mit diesen Größen kann der Temperatureinfluss auf den Volumenstrom und die nominale Verringerung des Volumenstroms infolge der Schmelzekompressibilität beschrieben werden [5].

2.3.3.2 Viskosität

Um den Spritzgießprozess beschreiben zu können, ist eine Viskositätsfunktion erforderlich. Dafür steht eine Vielzahl von Modellen zur Verfügung. Wichtig ist es, ein Modell auszuwählen, das einerseits über den gesamten Prozessbereich gültig ist und andererseits leicht zugängliche Daten besitzt. Als Standard-Modell wird in MPI 6.2 der Cross-WLF-Ansatz verwendet, der die in Abbildung 5 dargestellten Viskositätskurven optimal beschreibt. Dieser gibt die Viskosität als Funktion der Schergeschwindigkeit, des Druckes und der Temperatur wieder. Der Cross-WLF-Ansatz beschreibt die Viskosität mit folgender Gleichung [5]:

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \left(\frac{\eta_0 \cdot \dot{\gamma}}{\tau^*} \right)^{1-n}} \quad (9)$$

$$\eta_0 = D_1 \cdot e^{\left[\frac{-A_1(T-T^*)}{A_2+(T-T^*)} \right]} \quad (10)$$

$$T^* = D_2 + D_3 \cdot p \quad (11)$$

$$A_2 = \tilde{A}_2 + D_3 \cdot p \quad (12)$$

η	Viskosität (Pas)
η_0	Nullviskosität (Pas)
$\dot{\gamma}$	Schergeschwindigkeit (1/s)
τ^*	Schubspannung im Übergangsbereich (Pa)
n	Fließexponent (/)
T	Temperatur (K)
p	Druck (Pa)
D_1	Stoffkonstante (Pas)
D_2	Stoffkonstante (K)
D_3	Stoffkonstante (K/Pa)
A_1	Stoffkonstante
\tilde{A}_2	Stoffkonstante (K)

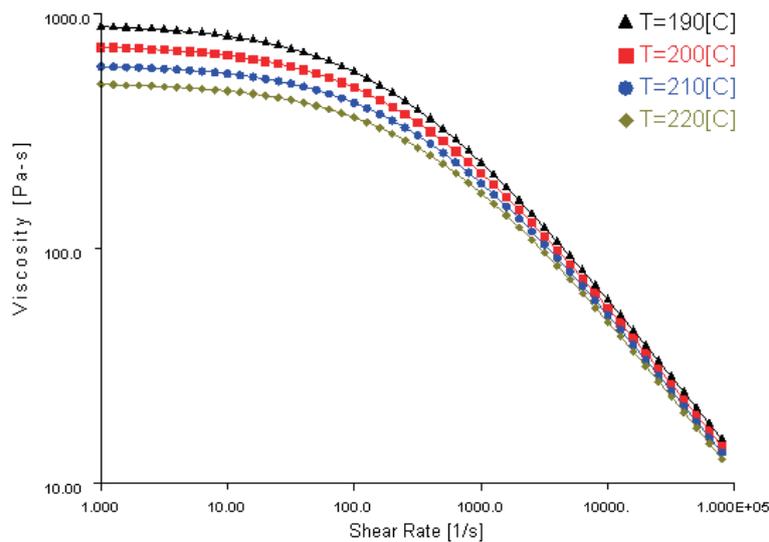


Abbildung 5: Viskositätsfunktion von POM Ultraform S1320 aus der MPI-Datenbank bei vier Temperaturen [12].

Unabhängig vom gewählten Viskositätsmodell können Probleme in der Füllsimulation auftreten. Grund dafür ist, dass der Temperatur- und Schwergeschwindigkeitsbereich, in dem die Viskosität gemessen wird, normalerweise nicht den gesamten Bereich abdeckt, der beim Spritzgießprozess auftritt. Da in der Simulation der Erstarrungsvorgang während der Füll- und Nachdruckphase berücksichtigt werden muss, ist es notwendig, Viskositätsdaten bei Temperaturen zu haben, die unterhalb des üblichen Messbereichs liegen. Mit den heute üblichen verwendeten Viskositätsmodellen ist es allerdings nicht möglich, die Viskosität im Bereich dieser niedrigen Temperaturen exakt zu beschreiben, was zur Unterdrückung des Erstarrens führt. Vor allem bei teilkristallinen Kunststoffen ist der Unterschied zwischen der Viskosität des Viskositätsmodells und der tatsächlichen Viskosität relativ groß, da diese Materialien beim Übergang vom Schmelzzustand in den festen Zustand eine abrupte Änderung der Viskosität erfahren. Das Problem liegt darin, dass der rasche Anstieg der Viskosität für teilkristalline Materialien durch kein Viskositätsmodell beschrieben werden kann. Dies führt zu Ungenauigkeiten in den Simulationsergebnissen. Abbildung 6 verdeutlicht dieses Problem. Wie daraus zu entnehmen ist, zeigt das Modell selbst bei der Werkzeugwandtemperatur relativ niedrige Werte für die Viskosität. Extrapolationen von Viskositätsmodellen unterschätzen die Viskosität bei niedrigen Temperaturen und folglich kommt es somit zu einer Unterschätzung des auftretenden Drucks bei diesen Temperaturen [5].

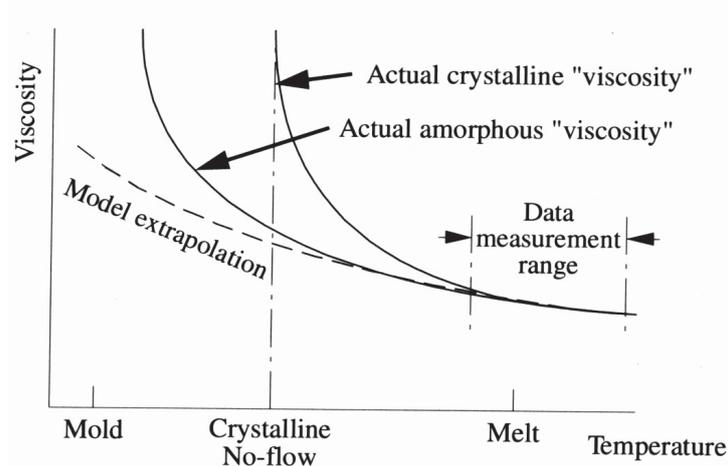


Abbildung 6: Viskositätsmodell bei niedrigen Temperaturen, tatsächliche Viskosität und Lage der Übergangstemperatur (No-Flow Temperatur) [5].

Die Messung der Viskosität bei hohen Schergeschwindigkeiten erfolgt mit einem Hochdruckkapillarrheometer. Im niedrigen Schergeschwindigkeitsbereich wird ein Rotationsrheometer, oft nach dem Kegel-Platte-Prinzip, eingesetzt [5].

2.3.3.3 Übergangstemperatur

Eine der Hauptherausforderungen bei der Simulation ist die Beschreibung der Phasenübergänge. MPI verwendet für den Schmelzeübergangsbereich das Konzept der Übergangstemperatur (entspricht der No-Flow Temperatur). Sie gibt den Übergang vom Schmelzezustand in den festen Zustand wieder. Es wird davon ausgegangen, dass unterhalb der Übergangstemperatur die Viskosität unendlich groß wird, was einem Festkörper entspricht (Abbildung 7) [1].

Die Bestimmung der No-Flow Temperatur entsprechend Moldflow erfolgt mit einem Kapillarrheometer mit einem Düsenkopf von 20 mm Länge und einem Durchmesser von 1 mm. Die Kunststoffschmelze wird mit einem Druck von 210 bar beaufschlagt. Die Temperatur der Schmelze wird mit einer Abkühlrate von 2 K/min reduziert. Dabei wird die Extrusionsgeschwindigkeit gemessen. Die No-Flow Temperatur ist jene Temperatur, bei der die Extrusionsgeschwindigkeit Null ergibt [1].

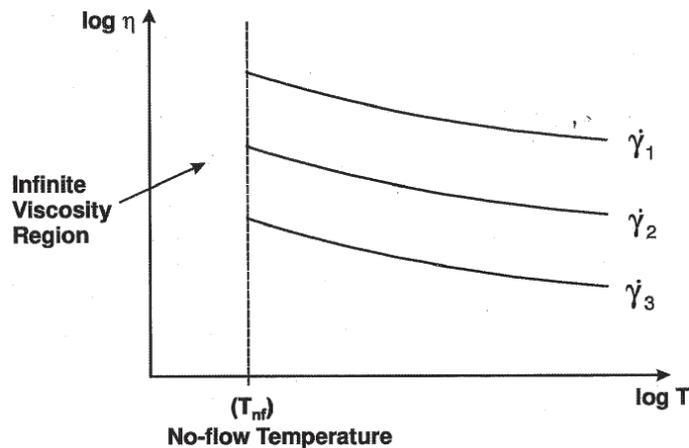


Abbildung 7: Viskositätsdaten mit der No-Flow Temperatur bei unterschiedlichen Schergeschwindigkeiten ($\dot{\gamma}_1 < \dot{\gamma}_2 < \dot{\gamma}_3$) [4].

Die Übergangstemperatur hat die No-Flow Temperatur abgelöst und wird mittels DSC bei einer Abkühlgeschwindigkeit von 20 K/min bestimmt. Die Übergangstemperatur ist die Temperatur im Schnittpunkt von jenen zwei Geraden einer c_p -Kurve, die in Abbildung 8 ersichtlich sind. Die Verwendung der No-Flow Temperatur und der Übergangstemperatur im Simulationsprogramm ist dieselbe. Sobald die berechnete Temperatur die Übergangstemperatur erreicht, wird die Schmelzgeschwindigkeit auf Null gesetzt. In Folge dessen bestimmen jene Temperaturen Position und Größe der eingefrorenen Randschicht bei der Simulationsberechnung. Die Berechnung der eingefrorenen Randschicht hat einen signifikanten Einfluss auf die Druckverteilung und der Druckabfall in der Nachdruckphase. Somit ist die Dicke der eingefrorenen Randschicht für die Berechnung der Restspannungen im Bauteil und folglich für Schwindung und Verzug von besonderer Wichtigkeit. Der Umstand, dass die Übergangstemperatur keine exakt definierte physikalische Größe ist, führt zu Unsicherheiten in den Berechnungs-, speziell in den Verzugsergebnissen. Bei teilkristallinen Kunststoffen hängt die Übergangstemperatur von der Abkühlgeschwindigkeit sowie von der Scherung ab. Trotz dieser Komplexität verwenden die meisten Simulationsprogramme eine konstante Übergangstemperatur [1].

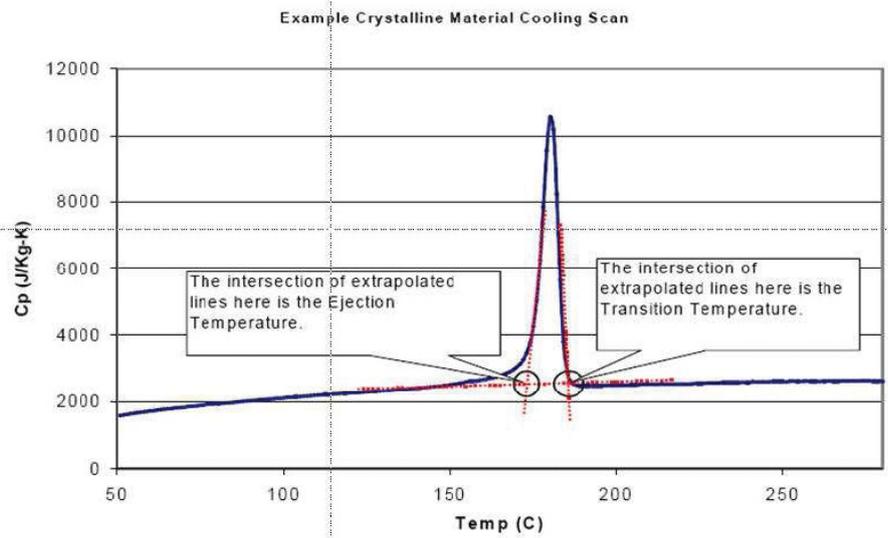


Abbildung 8: Bestimmung der Übergangstemperatur eines teilkristallinen Kunststoffes mittels DSC [1].

Abbildung 9 zeigt Druckkurven von Simulationen mit fixen Übergangstemperaturen im Bereich von 118 °C bis 160 °C. Offensichtlich hat die Größe der Übergangstemperatur einen signifikanten Einfluss auf den Druckabfall in der Nachdruckphase. In Abbildung 10 sind die berechneten Schwindungen bei den unterschiedlichen Übergangstemperaturen dargestellt [1]. Die schlechtere Druckübertragung bzw. Nachdruckwirkung bei höheren Übergangstemperaturen führt zu höheren Verarbeitungsschwindungen und umgekehrt.

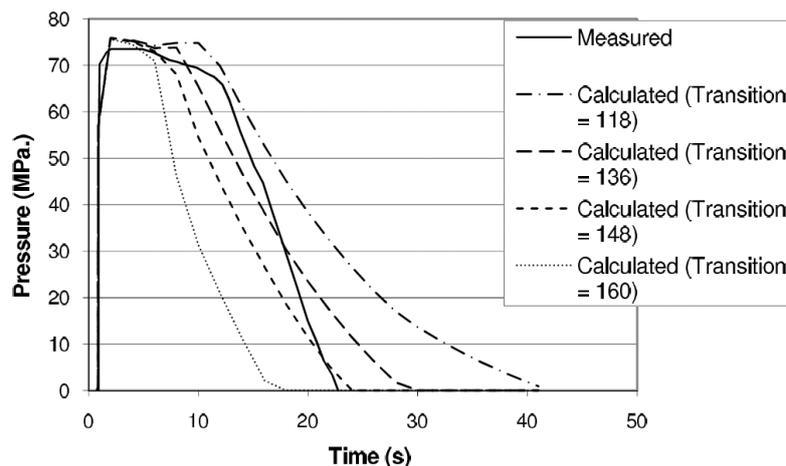


Abbildung 9: Gemessene vs. simulierte Forminnendruckkurven bei vier unterschiedlichen Übergangstemperaturen [1].

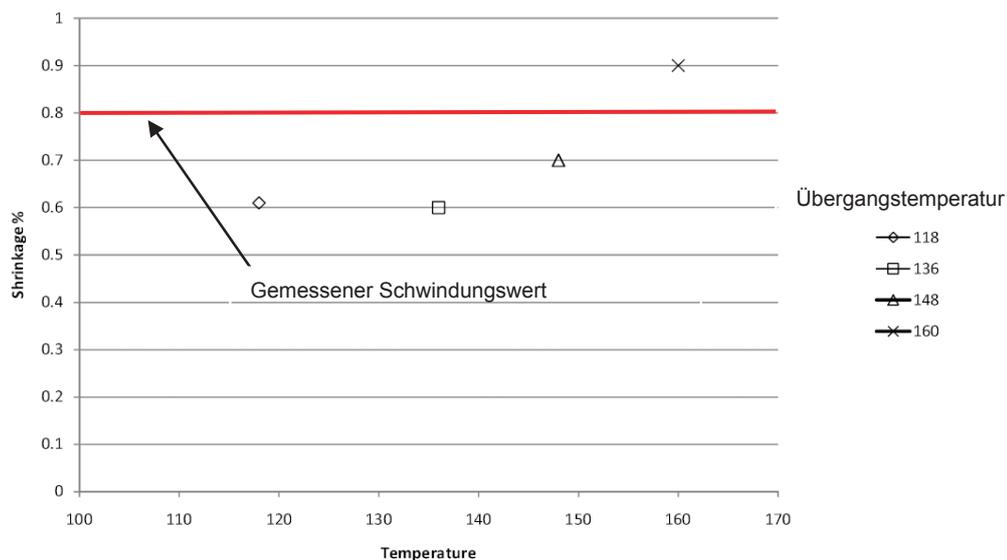


Abbildung 10: Berechnete parallele Schwindung eines Probekörpers für vier unterschiedliche Übergangstemperaturen. Der gemessene Wert beträgt 0,8 %. Temperatur in °C [1].

2.3.3.4 Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit von amorphen Thermoplasten weist eine relativ geringe Temperaturabhängigkeit auf. Teilkristalline Thermoplaste besitzen auf Grund der höheren Dichte und der geringeren Molekülabstände im festen Zustand eine um drei- bis viermal größere Wärmeleitfähigkeit als amorphe Kunststoffe. Zudem zeigen teilkristalline Kunststoffe eine höhere Temperaturabhängigkeit als amorphe Kunststoffe (Abbildung 11). Mit steigendem Druck nimmt die Wärmeleitfähigkeit zu [13].

Die Messung der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit erfolgt meist bei isothermen Verhältnissen bei mehreren Temperaturen. Weiters wird die Wärmeleitfähigkeit an ruhendem Material gemessen. Neuere Untersuchungen für amorphe Thermoplaste zeigen, dass die Wärmeleitfähigkeit aufgrund von Strömungseffekten anisotropes Verhalten aufweisen kann [1].

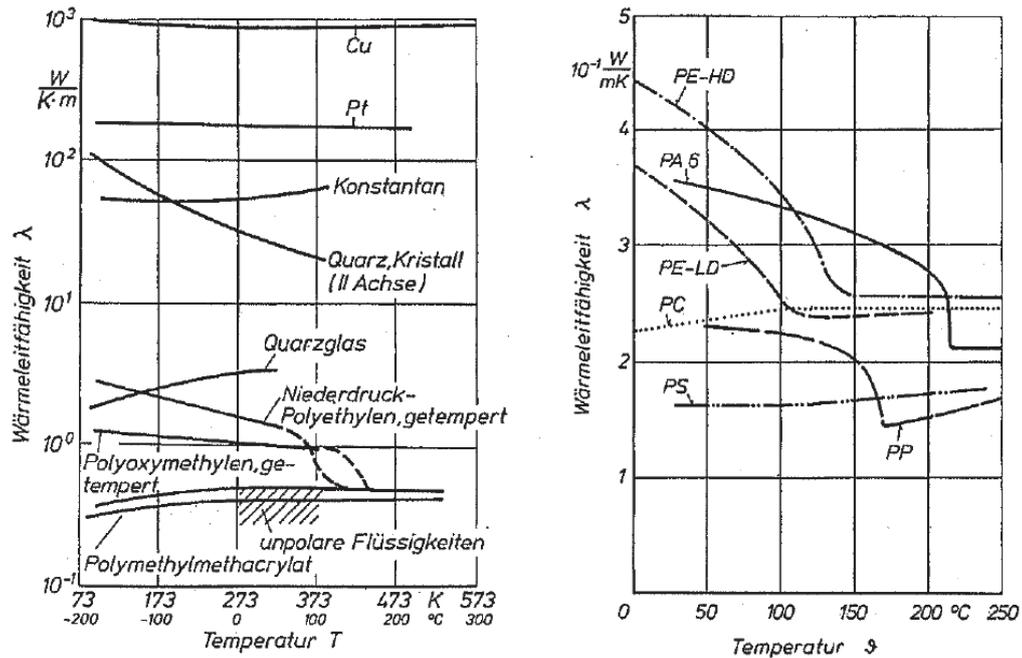


Abbildung 11: Wärmeleitfähigkeit λ von Metallen, amorphen und teilkristallinen Kunststoffen in Abhängigkeit von der Temperatur [13].

2.3.3.5 Spezifische Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität c_p ist neben anderen thermodynamischen Materialkennwerten wie der Wärmeleitung und der Dichte der Schmelze für die thermische Berechnung, im Speziellen für die Berechnung der Formfüllung, entscheidend [10]. Eine Änderung der Größe der spezifischen Wärmekapazität hat unter anderem einen signifikanten Einfluss auf die Bildung der erstarrten Randschichten. Diese wirken sich auf das Einfrierverhalten, das Schwindungsverhalten und den Spannungszustand im Bauteil aus. Unterschiedliche Verzugsergebnissen sind die Folge.

In Abbildung 12 ist die Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität eines teilkristallinen und eines amorphen Kunststoffes dargestellt. Die c_p -Kurve des teilkristallinen Kunststoffes besitzt einen engen Peak im Bereich des Schmelzpunkts T_M . Die spezifische Wärmekapazität für ein amorphes Material erhöht sich kontinuierlich mit steigender Temperatur. Im Bereich der Glasübergangstemperatur T_G ist ein Sprung in der Kurve zu erkennen.

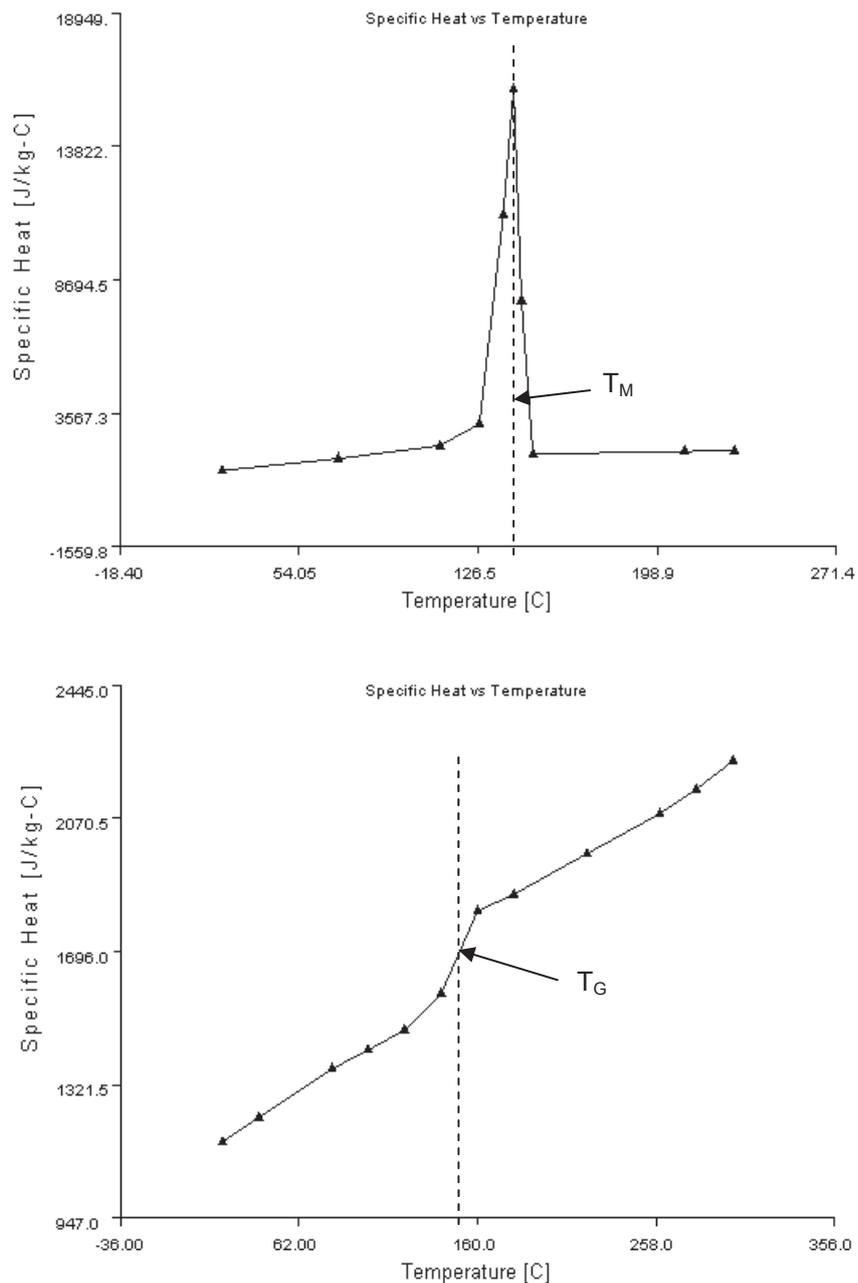


Abbildung 12: Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität c_p eines teilkristallinen (POM Ultraform S1320, oben) und eines amorphen Kunststoffes (PC Lexan, unten) [12].

Die Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität erfolgt mittels Differential Scanning Calorimetry (DSC) [9].

Bei der DSC-Messung wird jene Wärmemenge bestimmt, die bei einer physikalischen oder chemischen Umwandlung eines Stoffes aufgebracht werden muss oder dabei entsteht. Dementsprechend ändert sich die innere Energie des

Stoffes, die bei konstantem Druck als Enthalpie H bezeichnet wird. Dabei unterscheidet man zwischen der Dynamischen Wärmestrom-Differenzkalorimetrie (DWDK) und der Dynamischen Leistungs-Differenzkalorimetrie (DLDK).

Bei der Wärmestrom-Differenzkalorimetrie besteht die Messzelle aus einem Ofen, in dem Probe und Referenz mit bekannten Eigenschaften zusammen nach dem gleichen Temperaturprogramm aufgeheizt bzw. abgekühlt werden. Die Temperaturdifferenz ΔT zwischen Probe und Referenz, die aus einer exo- oder endothermen Reaktion der Probe resultiert, wird gemessen. Daraus lässt sich die Wärmestromänderung $\Delta \dot{Q}$ berechnen.

Bei der Dynamischen Leistungs-Differenzkalorimetrie besteht die Messzelle aus zwei getrennten Öfen, die unabhängig voneinander nach einem definierten Grundleistungsheizprogramm geregelt werden. Kommt es nun beim Aufheizen durch eine exo- oder endotherme Reaktion der Probe zu einer Temperaturdifferenz ΔT zwischen Referenz- und Probenofen, wird diese durch verstärktes Heizen des Probenofens zu Null ausgeglichen. Die gegenüber der Referenzheizleistung P_R ermittelte Heizleistungsdifferenz ΔT entspricht der Wärmestromänderung $\Delta \dot{Q}$.

Nachfolgende Formel beschreibt den Zusammenhang zwischen der Wärmestromänderung $\Delta \dot{Q}$ und der spezifischen Wärmekapazität c_p :

$$c_p = \frac{\Delta \dot{Q}}{m \cdot v} \quad (13)$$

v Heizrate (K/s)

m Masse der Probe (kg)

Wie bei den in den vorigen Kapiteln beschriebenen Materialdaten wird auch bei der Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität eine im Vergleich zu den Bedingungen beim Spritzgießen zu geringe Kühlrate verwendet, wodurch es zu Verschiebungen der Übergangstemperatur in den c_p -Kurven kommt.

2.3.4 Füllphase

2.3.4.1 Allgemeines

In der Füllphase wird die Strömung der Kunststoffschmelze in die Kavität bis zur volumetrischen Füllung beschrieben. Als Basis für die Berechnungen dienen die Grundgleichungen für Masse-, Impuls- und Energieerhaltung.

Betrachtet man die Strömungsverhältnisse in einem einfachen Spritzgießteil, kann man mehrere Zustände unterscheiden (Abbildung 13).

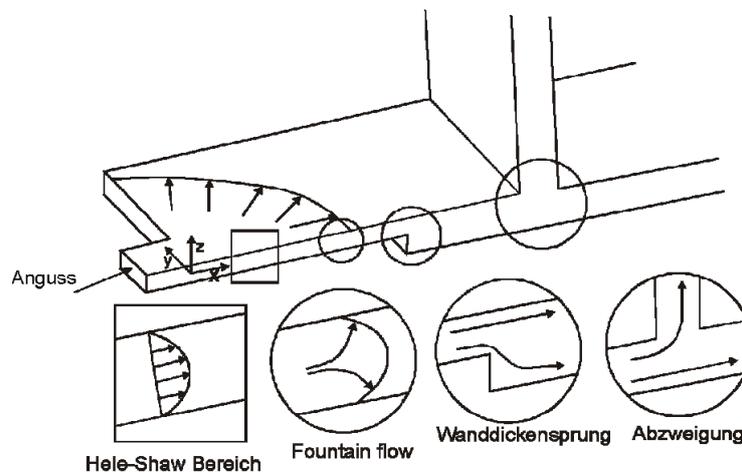


Abbildung 13: Strömungsverhältnisse in einer einfachen Spritzgießkavität [15].

In ebenen Bereichen, wo die Fließfront bereits weiter vorangeschritten ist, kann man davon ausgehen, dass keine Geschwindigkeitskomponente in z-Richtung auftritt. Man spricht in diesem Fall von einer sogenannten Hele-Shaw-Strömung. Da bei einem Großteil der spritzgegossenen Bauteile großflächige und dünnwandige Strukturen vorherrschen, wird die Hele-Shaw-Strömung als Basis für die Füllsimulation herangezogen. Die Vernachlässigung der z-Komponente in den Differentialgleichungen der Strömungsmechanik reduziert den Rechenaufwand erheblich, ohne dabei die Genauigkeit zu sehr einzuschränken. Für die Hele-Shaw-Strömung gilt die sogenannte 2.5D-Berechnung. Dabei wird eine ebene Strömung angenommen, was einer 2D-Berechnung entspricht. Zusätzlich wird über die Dicke ein parabolisches Geschwindigkeitsprofil berechnet, welches sich aus dem strukturviskosen Fließverhalten der Kunststoffschmelze und der Randbedingung des Wandhaftens ergibt. Die Strömung ist zwar dadurch dreidimensional beschrieben, allerdings ohne Berücksichtigung der dritten Geschwindigkeitskomponente. Dieser Ansatz stellt somit einen Kompromiss

zwischen einer reinen 2D- und einer exakten 3D-Berechnung dar und wird üblicherweise als 2.5D-Berechnung bezeichnet. Zur Diskretisierung in Finite Elemente genügen ebene Elemente, denen die Dicke als Attribut zugewiesen wird [4].

Neben dem Hele-Shaw-Bereich gibt es jedoch Fließphänomene, die nur mit einer reinen 3D-Betrachtung sinnvoll beschrieben werden können. In Abbildung 13 sind mehrere Beispiele angegeben. Die Fließfront kann mit Hilfe der 2.5D-Berechnung nicht exakt abgebildet werden, da hier eine Quellströmung vorliegt (Fountain flow), in der auch in z-Richtung ein Massefluss stattfindet. Dreidimensionale Strömungsvorgänge treten bei Wanddickensprüngen oder Abzweigungen (z.B. Rippen) auf. Die Beschreibung solcher Strömungsvorgänge mit Hilfe einer 3D-Berechnung erfordert die Verwendung von dreidimensionalen finiten Elementen (z.B. Tetraeder) [4].

2.3.4.2 2.5D-Ansatz

Der auch als Hele-Shaw-Modell bekannte 2.5D-Ansatz wird zur Berechnung von Formfüllvorgängen in dünnwandigen Kavitäten angewendet. Die Voraussetzung für dessen Einsatz ist die Dünnwandigkeit, d.h. $B \gg 4H$, wobei B die charakteristische Dimension in der xy-Ebene und H die Dicke der Kavität ist. Zudem sind folgende Annahmen erforderlich:

- Die Strömung ist laminar und inkompressibel.
- Die Trägheits-, Kompressions- und Oberflächenspannungskräfte sind vernachlässigbar.
- Normalspannungen in der xy-Ebene werden vernachlässigt.
- Konvektion in Dickenrichtung und Wärmeleitung in Fließrichtung werden vernachlässigt.
- Die Strömungskomponente in Dickenrichtung und somit der Quellfluss werden vernachlässigt.
- Die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität sind konstant.

Die Anfangs- und Randbedingungen sind:

$$u = v = 0 \text{ und } T = T_w, \text{ bei } z = \frac{H}{2} \quad (14)$$

$$\frac{\partial u}{\partial z} = \frac{\partial v}{\partial z} = \frac{\partial T}{\partial z} = 0, \text{ bei } z = 0 \quad (15)$$

$$p = 0 \text{ entlang der Fließfront} \quad (16)$$

$$p = p_{in} \text{ oder } \dot{V} = \dot{V}_{in} \text{ und } T = T_{in} \text{ am Einspritzpunkt} \quad (17)$$

$$\frac{\partial p}{\partial n} = 0 \text{ an den Seitenwänden} \quad (18)$$

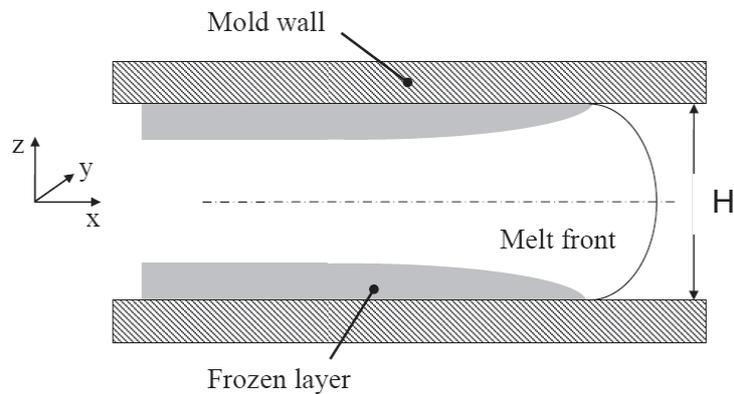


Abbildung 14: Strömung im Spalt mit der Fließfront und den eingeforenen Randschichten [3].

Folgende vereinfachte Gleichungen beschreiben die Hele-Shaw-Strömung:

Kontinuitätsgleichung:

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} = 0 \quad (19)$$

Impulsgleichung:

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\eta \frac{\partial u}{\partial z} \right) \quad (20)$$

$$\frac{\partial p}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\eta \frac{\partial v}{\partial z} \right) \quad (21)$$

Energiegleichung:

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \eta \dot{\gamma}^2 + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (22)$$

T_w	konstante Werkzeugwandtemperatur (K)
H	Dicke des Spaltes der Kavität (m)
(x, y, z)	kartesische Koordinaten
(u, v, w)	Geschwindigkeitskomponenten
T	Temperatur (K)
p	Druck (Pa)
ρ	Dichte des Polymers (kg/m^3)
c_p	spezifische Wärmekapazität (J/kgK)
λ	Wärmeleitfähigkeit des Polymers (W/mK)
η	Viskosität (Pas)
$\dot{\gamma}$	Schergeschwindigkeit (s^{-1})
\dot{V}	Volumenstrom (m^3/s)

Die Schergeschwindigkeit ist folgendermaßen beschrieben:

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\left(\frac{\partial u}{\partial z}\right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z}\right)^2} \quad (23)$$

Durch zweifache Integration von (20) und (21) unter der Annahme, dass an der Kavitätsoberfläche die Haftbedingung gilt und unter Verwendung von (14) und (16) ergibt sich die Geschwindigkeitsverteilung über dem Kanalquerschnitt:

$$u = -\frac{\partial p}{\partial x} \int_z^{\frac{H}{2}} \frac{z}{\eta} dz \quad (24)$$

$$v = -\frac{\partial p}{\partial y} \int_z^{\frac{H}{2}} \frac{z}{\eta} dz \quad (25)$$

Mit der Einführung der Fluidität $S(x,y)$:

$$S(x,y) = \int_0^{\frac{H}{2}} \frac{z^2}{\eta} dz \quad (26)$$

stehen die aus (24) und (25) ermittelten mittleren Geschwindigkeiten \bar{u} und \bar{v} in folgender Beziehung zum Druckverlust:

$$\bar{u} = \frac{-(\partial p / \partial x) S}{H/2} \quad (27)$$

$$\bar{v} = \frac{-(\partial p / \partial y) S}{H/2} \quad (28)$$

Durch Substitution von (27) und (28) in (19) ergibt sich die Druckverlustgleichung:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(S \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(S \frac{\partial p}{\partial y} \right) = 0 \quad (29)$$

welche den Druckverlust bei einem bestimmten Füllgrad unter Einbeziehen der oben beschriebenen Rand- und Anfangsbedingungen beschreibt.

Die numerische Lösung der vereinfachten Druckverlust- und Energiegleichung für die Füllphase läuft im Wesentlichen in drei Abschnitten ab:

- Berechnung des Druckfeldes
- Berechnung des Temperaturfeldes
- Berechnung des Fortschritts der Fließfront

Die Lösung der Druckverlustgleichung erfolgt mit der Methode der Finiten Elemente. Aufgrund der fehlenden Komponenten in Dickenrichtung in der Druckverlustgleichung muss die Geometrie nur mit zweidimensionalen Schalenelementen diskretisiert werden. Die Dicke des Formteils wird erst bei der Temperaturberechnung berücksichtigt, indem sie bei Anwendung der Finite-Differenzen-Methode für die Energiegleichung virtuell in Schichten aufgeteilt wird. Die Druck- und Energiegleichungen werden in sequentieller Weise Zeitschritt für Zeitschritt gelöst. Nach jedem Zeitschritt wird die Fließfront mit der Kontroll-Volumen-Methode neu berechnet, d.h. jedem Knoten des generierten Netzes wird ein Kontrollvolumen zugeordnet. Die Volumenströme lassen sich anhand der mittleren Geschwindigkeiten, die durch Einsetzen des berechneten Druckverlustes in (27) und (28) ermittelt werden können, bestimmen [3,4,7].

2.3.5 Nachdruckphase

Ebenso wie in der Füllphase dienen die drei Erhaltungssätze als Ausgangsbasis für die Berechnungen während der Nachdruckphase. Im Wesentlichen werden die gleichen Vereinfachungen getroffen wie in der Füllphase. Der Unterschied ist, dass die Kompressibilität in der Nachdruckphase berücksichtigt wird.

Im Allgemeinen gelten dieselben Randbedingungen wie in der Füllphase. Die Bedingung aus (16), dass der Druck an der Fließfront null ist, ist in dieser Phase nicht gültig.

Kontinuitätsgleichung:

$$0 = \kappa \left(\frac{\partial p}{\partial t} \right) - \beta \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \quad (30)$$

Wobei κ der isothermen Kompressibilität (cm^2/N) und β dem Volumenausdehnungskoeffizient (K^{-1}) entspricht.

Impulsgleichung:

Die Berücksichtigung der Kompressibilität hat keinen Einfluss auf die Impulsgleichung. Sie hat somit dieselbe Form wie (20) und (21).

Energiegleichung:

Im Gegensatz zur Füllphase bleibt in der Nachdruckphase der zeitliche Druckgradient $\partial p / \partial t$ erhalten.

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \beta T \frac{\partial p}{\partial t} + \eta \dot{\gamma}^2 + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (31)$$

Diese Form der Energiegleichung wird für die numerische Berechnung der Nachdruckphase verwendet. Die zweite notwendige Gleichung erhält man aus der Kopplung von Kontinuitäts- und Energiegleichung:

$$0 = \bar{\kappa} H \frac{\partial p}{\partial t} - \int_0^H \frac{\beta}{\rho c_p} \left(\eta \dot{\gamma}^2 + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) dz - \frac{\partial}{\partial x} \left(S \frac{\partial p}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left(S \frac{\partial p}{\partial y} \right) \quad (32)$$

Für diese Gleichung wurde eine mittlere Kompressibilität $\bar{\kappa}$ über die Dicke definiert:

$$\bar{\kappa} = \frac{1}{H} \int_0^H \kappa dz \quad (33)$$

Für die numerische Lösung der Nachdruckphase müssen (31) und (32) gelöst werden [5].

2.3.6 Kühlberechnung

Um die im Werkzeug vorherrschenden Temperaturverhältnisse zu berücksichtigen, die für die Schwindungs- und Verzugsergebnisse entscheidend sein können, ist eine Kühlberechnung notwendig. Ein wesentliches Ergebnis dieser thermischen Werkzeugberechnung ist eine über den Zyklus gemittelte, lokal unterschiedliche Werkzeugwandtemperatur (Abbildung 15). Diese wird für die nachfolgenden sequentiellen Analysen (Füll-, Nachdruck- und Kühlphase) als Randbedingung verwendet. Wird eine Kühlberechnung in MPI nicht durchgeführt, wird mit einer konstant definierten Werkzeugwandtemperatur gerechnet [3,4].

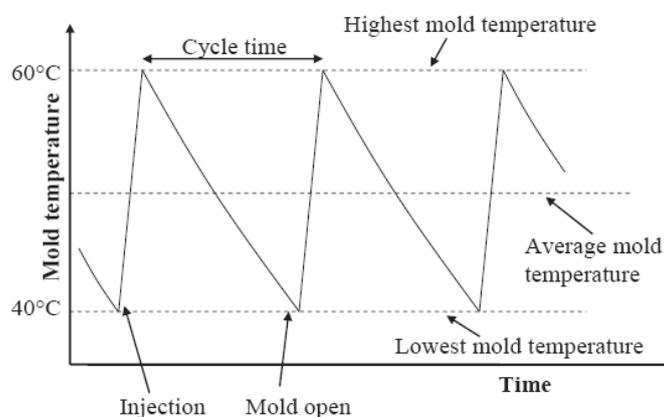


Abbildung 15: Werkzeugoberflächentemperatur im quasistationären Zustand [3].

Im Allgemeinen wird die Kühlberechnung getrennt und vor der Füllberechnung durchgeführt. Dadurch wird der konvektive und dissipative Energietransport während der Füll- und Nachdruckphase vernachlässigt [4].

Die Kühlung von Spritzgießwerkzeugen findet über Wärmeleitung statt, wobei die Wärmeleitung in alle drei Raumrichtungen zu berücksichtigen ist. Die allgemein beschreibende Differentialgleichung (Fourier Gleichung) für die Temperaturverteilung im Werkzeug lautet:

$$\rho_w c_{p,w} \frac{\partial T_w}{\partial t} = \lambda_w \left[\frac{\partial^2 T_w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T_w}{\partial z^2} \right] \quad (34)$$

wobei der Index w für Werkzeug steht [3].

2.3.7 Verzugsberechnung

MPI unterteilt den Gesamtverzug der 2.5D-Berechnung in vier verschiedene Verzugsursachen:

- Verzug durch unterschiedliche Kühlung
- Verzug durch anisotrope Schwindung
- Verzug durch Orientierungseffekte
- Verzug durch geometrische Behinderung der Schwindung

Die Verzugsberechnung betrachtet die strömungs- und temperaturinduzierten Spannungen aus der Füll-, Nachdruck- und Kühlphase wie auch das thermodynamische Verhalten des Spritzteils beim Abkühlen nach dem Entformen und errechnet daraus die Spannungsverteilung für jedes Element. Diese Spannungsverteilung liefert die Spannung über die Dicke von jedem Element parallel und normal zur Fließrichtung. Die Spannungen werden als Anfangsbedingungen für die mechanische Analyse verwendet, bei der die Verschiebungen der einzelnen Knoten bestimmt werden und folglich die Deformation des gesamten Formteils berechnet wird (Restspannungsmodell) [14].

Dem Modell liegt ein viskos-elastisches Materialverhalten zugrunde. Es berücksichtigt die Spannungen, die sich beim Abkühlen unter Einwirkung von Druck im Werkzeug aufbauen. Im Detail werden thermisch induzierte Spannungen, die sich durch das Einfrieren und weitere Schwinden des Kunststoffes aufbauen, sowie druckinduzierte Spannungen (Druckverhältnisse in der Einspritz- und Nachdruckphase) berechnet. Da dieses Modell auf einer theoretischen Betrachtung beruht, ist man unabhängig von gemessenen Schwindungswerten. Jedoch können zusätzlich verfügbare Schwindungsdaten die Berechnungsergebnisse erheblich verbessern, indem korrigierte Spannungswerte berechnet werden [14].

2.3.7.1 Spannungsberechnung ohne Schwindungsdaten

Wenn keine Schwindungsdaten zur Verfügung stehen, wird auf ein viskos-elastisches Modell zurückgegriffen, welches in allgemeiner Form folgendermaßen lautet:

$$\begin{aligned} \sigma_{ij} &= 0, \text{ für } T \geq T_t \\ \sigma_{ij} &= \int_0^t c_{ijkl}^e \left(\frac{\partial \varepsilon_{kl}}{\partial t'} - \alpha_{kl}(t') \frac{\partial T}{\partial t'} \right) dt', \text{ für } T < T_t \end{aligned} \quad (35)$$

c_{ijkl}^e	Steifigkeitstensor
α_{kl}	Tensor der thermischen Eigenschaften
σ_{ij}	Spannungstensor
ε_{kl}	Dehnungstensor

Für ungefüllte Materialien wird das Modell isotrop, wobei für die Berechnung des Steifigkeitstensors der E-Modul sowie die Querkontraktionszahl ν , wie sie in der MPI-Materialdatenbank gespeichert sind, verwendet werden. Die thermischen Eigenschaften werden über die pvT-Daten ermittelt.

Für fasergefüllte Kunststoffe werden diese Tensoren durch die anisotropen Eigenschaften des Faser-Matrix-Verbundes definiert, die auf Basis der berechneten Faserorientierung im Formteil bestimmt werden. In diesem Fall werden die Spannungen parallel und quer zur Faserorientierung berechnet.

Die unkorrigierte Spannungsberechnung ist in Bezug auf die Absolutwerte der Deformationen relativ ungenau und sollte daher nur zur Aussage über Trends verwendet werden [4,14].

2.3.7.2 Spannungsberechnung mit vorhandenen Schwindungsdaten

Die Spannungsberechnung mit vorhandenen Schwindungsdaten erfolgt mit Corrected Residual In-Mold Stress-Daten (CRIMS). Die Hauptfaktoren, die die Berechnungsgenauigkeit vom oben beschriebenen theoretischen Modell beeinflussen, sind:

- Empfindliche Abhängigkeit der Schwindung von der Übergangstemperatur und den pvT-Daten, welche mit den heute üblichen Messmethoden nicht in Übereinstimmung mit den Bedingungen gemessen werden, wie sie im Spritzgießprozess auftreten.
- Keine Möglichkeit die molekulare Orientierung zu berechnen, und daher wird für ungefüllte Materialien kein anisotropisches Materialverhalten berücksichtigt.
- Keine Berücksichtigung von Kristallisationseffekten.

- Mangel an Daten aus Relaxationsspektren für eine viskoelastische Berechnung.

Daher wird ein Hybrid-Modell verwendet, das als unabhängige Basis das theoretische Modell verwendet, zusätzlich aber über gemessene Schwindungsdaten eine bessere Korrelation zwischen Berechnung und Realität herstellt (Abbildung 16) [4].

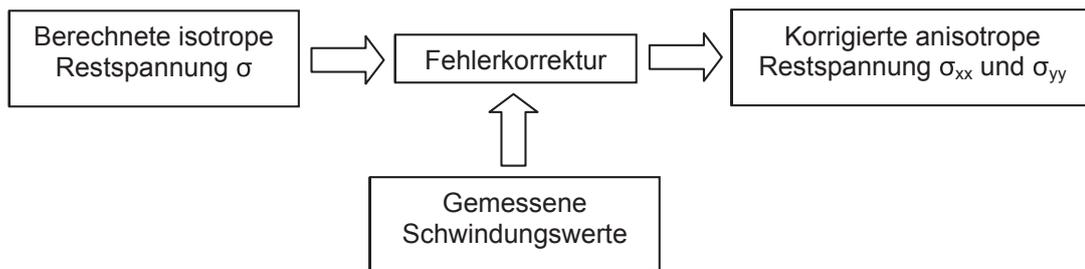


Abbildung 16: Schema des CRIMS-Modells [4].

Kennedy [1] untersuchte den Unterschied der Schwindungswerte einer einfachen Plattengeometrie bei der Berechnung mit und ohne CRIMS-Daten für mehrere Kunststofftypen. Bei der Berechnung mit den korrigierten Spannungswerten zeigte sich eine hervorragende Übereinstimmung der Schwindungswerte mit den experimentellen Daten. Die Berechnung ohne korrigierte Spannungswerte ergab für alle untersuchten Kunststoffe zu hohe Schwindungswerte im Vergleich zu den experimentellen Daten. Eine Übertragung dieser Ergebnisse für die Plattengeometrie auf komplexere Geometrien ist jedoch nicht ohne weiteres möglich.

In der Materialdatenbank von MPI 6.2 sind nur wenige Materialien mit korrigierten Spannungswerten vorhanden.

2.3.8 Numerische Lösung einer Simulation

Zusammenfassend werden bei der numerischen Lösung einer MPI-Berechnung für die Simulation der Füll-, Nachdruck- und Kühlphase die Temperatur-, Druck- und Geschwindigkeitsfelder punktweise mittels einem Hybrid aus Finite Differenzen (FDM) und Finite Elemente (FEM) bestimmt. Zur Bestimmung der Position der Schmelzefront wird die Kontrollvolumenmethode angewendet. Das Temperatur- bzw. Druckprofil wird mittels FEM bzw. FDM berechnet. Die Boundary Element-Methode kommt bei der Kühlberechnung zur Bestimmung der Werkzeugwandtemperatur zum Einsatz. Die daraus erhaltenen Ergebnisse dienen als Randbedingungen für die Füll- und Nachdruckphase. Die aus der

Nachdruckphase gewonnenen strömungs- sowie thermisch induzierten Spannungen werden für die mechanische Analyse mit einem viskos-elastischen Modell zur Berechnung der Verschiebungen verwendet. In Abbildung 17 ist der allgemeine Ablauf einer Simulation im Überblick dargestellt [3].

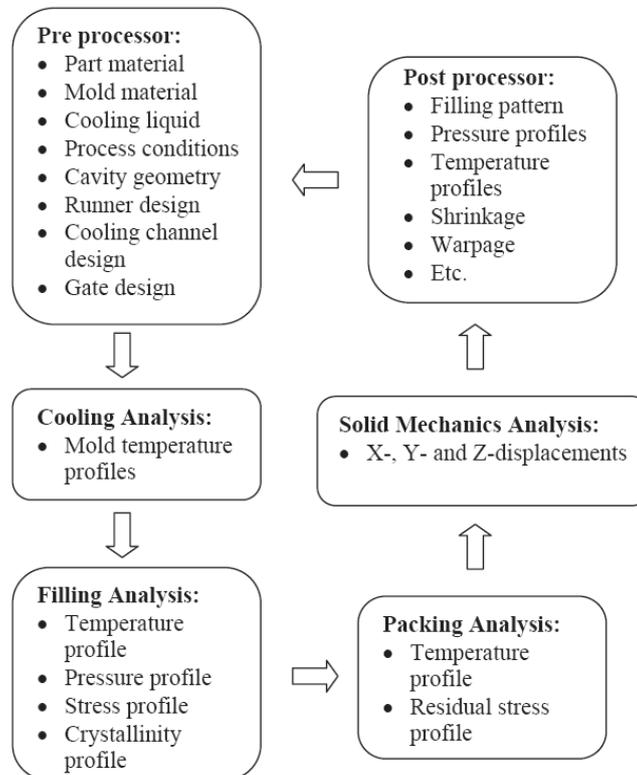


Abbildung 17: Ablauf einer Moldflow-Berechnung [3].

2.4 Bauteilvermessung mittels Computertomographie

Kurze Entwicklungszeiten und Null-Fehler-Produktion erfordern Messverfahren, die zeit- und kostengünstig sowohl zerstörungsfreie Materialprüfung als auch dimensionelles Messen ermöglichen. Die industrielle 3-D-Röntgen-Computertomographie (CT) bietet hierzu eine gute Voraussetzung, denn mit ihrer Hilfe können in einer Messung sowohl Material- als auch Formfehler detektiert und spezifiziert werden. Die industrielle CT bietet im Vergleich zu anderen taktilen und optischen Methoden den Vorteil, Objekte sowohl zerstörungsfrei als auch komplett mit allen innenliegenden geometrischen Elementen zu erfassen [20]. Die Computertomographie erstellt eine Vielzahl von Röntgenbildern des zu vermessenden Objekts aus unterschiedlichen Richtungen und rekonstruiert nachträglich aus diesen Abbildungen die nicht

erfasste Volumenstruktur. In der Regel setzen sich diese 3D-Rekonstruktionen aus Einzelschnitten zusammen, die quer durch das Objekt verlaufen [18]. Die Datenerfassung des Bauteiles erfolgt durch eine 3-D-Röntgen-CT-Anlage. Anschließend werden aus den entstandenen Voxeldaten Oberflächendaten (Dreiecksnetze) generiert. Man erhält auf diese Weise eine erste Visualisierung der Messdaten. Die automatische Auswertung der Messung aller regelgeometrischen Elemente, wie z.B. von Ebenen, Zylindern oder Kugeln, basiert auf Algorithmen der Besteinpassung (Abbildung 18) [20].

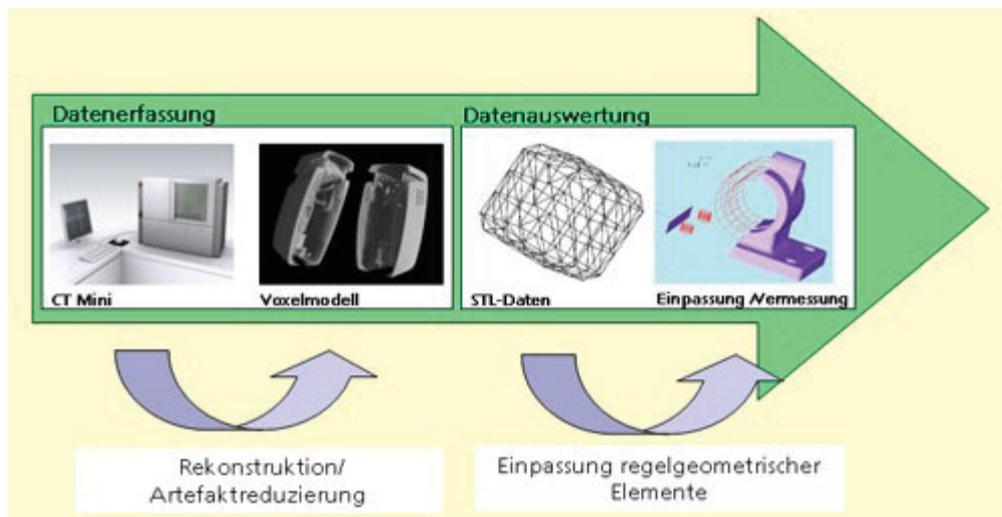


Abbildung 18: CT-Prozesskette beim dimensionellen Messen [20].

3 Versuchsdurchführung

3.1 Verwendete Kunststoffe

Die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wurden mit drei von der Firma Blum häufig verarbeiteten teilkristallinen Kunststoffen durchgeführt. Dazu zählen ein Polyoxymethylen (POM) mit dem Handelsnamen Ultraform S1320 003, ein Polyamid 6 (PA6) mit der Bezeichnung Ultramid B3S HP und ein mit 30 % glasfaserverstärktes Polyamid 6 (PA6GF30). Das glasfaserverstärkte PA6 wird unter dem Namen Ultramid B3EG6 vertrieben. Alle drei verwendeten Kunststoffe werden von der Firma BASF AG, Ludwigshafen/Deutschland hergestellt.

Das verwendete POM ist ein leicht fließender und schnell erstarrender Typ für spritzgießtechnisch schwierige Formteile mit geringen Wanddicken. Diese Type besitzt eine erhöhte Steifigkeit sowie Wärmeformbeständigkeit. Das untersuchte PA6 ist ein sehr leicht fließender und sehr rasch verarbeitbarer Spritzgusstyp für dünnwandige technische Formteile. Das glasfaserverstärkte PA6 kommt für technische Artikel sowie für elektrische Isolierteile zum Einsatz.

In Tabelle 1 sind wichtige Eigenschaften mit den entsprechenden Prüfvorschriften der verwendeten Kunststoffe aufgelistet.

Tabelle 2 zeigt die Koeffizienten für das Tait-Modell (pvT-Daten) und den Cross-WLF-Ansatz (Viskositätsfunktion) sowie die Übergangstemperatur und die Wärmeleitfähigkeit.

Tabelle 1: Eigenschaften und empfohlene Verarbeitungsparameter der verwendeten Kunststoffe [12,16,17].

Richtwerte bei 23 °C, trocken	Einheit	Prüfvorschrift	POM	PA6	PA6 GF30
Produktmerkmale					
Dichte	g/cm ³	ISO 1183	1,41	1,15	1,36
Verarbeitungsdaten					
Schmelztemperatur, DSC	°C	ISO 11357 -1/-3	171	220	220
MFR	g/10min	ISO 1133	12,9 (190 °C/ 2,16 kg)	> 175 (275 °C/ 5 kg)	50 (275 °C/ 5 kg)
Massetemperatur	°C	-	190 - 220	250 - 270	270 - 290
Werkzeugtemperatur	°C	-	60 - 100	40 - 80	80 - 90
Entformungstemperatur, DSC	°C	ASTM D3418	110	190	160
Verarbeitungsschwindigkeit	%	ISO 2577, 294-4	2,1	1,0	0,3 - 0,7
Forminnendruck	bar	-	800	600	600
Max. Wassergehalt	%	-	< 0,2	< 0,1	< 0,1
Trocknungstemperatur	°C	-	100 - 110	80	80
Trocknungsdauer	h	-	3	4	4
Mechanische Eigenschaften					
Zug-E-Modul	MPa	ISO 527 -1/-2	3000		längs: 10700 quer: 4228
Streckspannung, 50 mm/min	MPa	ISO 527 -1/-2	68		185
Streckdehnung	%	ISO 527 -1/-2	9		3,5
Charpy-Schlagzähigkeit, +23 °C	kJ/m ²	ISO 179/1eU	170		95
Charpy-Schlagzähigkeit, -30 °C	kJ/m ²	ISO 179/1eU	170		80
Thermische Eigenschaften					
Vicat-Erweichungstemperatur, VST/B/50	°C	ISO 306	150		
Biegetemperatur unter Last 1,8 MPa (HDT A)	°C	ISO 75-1/-2			210

Tabelle 2: Koeffizienten des Tait-Modells und des Cross-WLF-Ansatzes, Übergangstemperatur und Wärmeleitfähigkeit der verwendeten Kunststoffe [12].

	POM	PA6	PA6 GF30
Tait-Modell			
Prüfvorschrift	Indirekte Dilatometrie, isobares Kühlen	Indirekte Dilatometrie	Indirekte Dilatometrie, isothermes Heizen
b_5 (K)	422,15	475,15	502,15
b_6 (K/Pa)	1,49E-07	2,075E-07	3,451E-08
b_{1m} (m ³ /kg)	8,341E-04	1,003E-03	8,123E-04
b_{2m} (m ³ /kgK)	5,185E-07	5,677E-07	4,251E-07
b_{3m} (Pa)	1,61048E08	1,80958E08	1,977E08
b_{4m} (1/K)	3,384E-03	4,135E-03	3,586E-03
b_{1s} (m ³ /kg)	7,515E-04	9,497E-04	7,754E-04
b_{2s} (m ³ /kgK)	3,821E-07	4,38E-07	2,612E-07
b_{3s} (Pa)	2,90004E08	2,57673E08	2,536E08
b_{4s} (1/K)	2,674E-03	2,748E-03	3,905E-03
b_7 (m ³ /kg)	7,003E-05	5,329E-05	3,69E-05
b_8 (1/K)	0,1277	0,08711	0,09326
b_9 (1/Pa)	2,02E-08	1,924E-08	4,683E-09
Cross-WLF-Ansatz			
Prüfvorschrift	Kapillarrheometrie, ASTM D3835		
n	0,3165	0,176	0,3267
τ^* (Pa)	190977	324700	123991
D_1 (Pas)	2,28672E15	8,595E20	2,06635E15
D_2 (K)	223,15	333,15	323,15
D_3 (K/Pa)	0	0	0
A_1	34,709	54,207	36,07
A_2^{\sim}	51,6	51,6	51,6
Übergangstemperatur			
Prüfvorschrift	DSC, ASTM D3418 (-40 K/min)	DSC, ASTM D3418 (-20 K/min)	
T_{trans} (°C)	145	202	185
Wärmeleitfähigkeit			
Prüfvorschrift	Berechnet	-	Berechnet
λ (W/mK)	0,14 (200 °C)	0,18 (270 °C)	0,21 (280 °C)

Für das verwendete POM sind in der Materialdatenbank von MPI 6.2 bereits temperaturabhängige Werte für die spezifische Wärmekapazität vorhanden. Die Daten stammen von BASF und wurden mittels DSC (ISO 11357-4, Kühlrate: -40 K/min) ermittelt. Zum Vergleich wurden die Daten im Prüflabor der Firma Blum mittels DSC bei einer Kühlrate von -20 K/min ermittelt. In Abbildung 19 sind die zwei c_p -Kurven dargestellt. Aufgrund der unterschiedlichen Kühlraten, die bei den DSC-Messungen verwendet wurden, ist ein Unterschied im Peak (entspricht dem Schmelzpunkt) der c_p -Kurven von ca. 7 °C erkennbar. Aufgrund der langsameren Abkühlgeschwindigkeit von -20 K/min und der damit verbundenen längeren Zeit, die die Moleküle zum Kristallisieren haben, zeigt sich bei der niedrigeren Abkühlgeschwindigkeit der höhere Schmelzpunkt bzw. die höhere Übergangstemperatur. Desweiteren ist ein Unterschied im Maximalwert der spezifischen Wärmekapazität erkennbar. Die Messwerte unter- bzw. oberhalb des Übergangsbereichs unterscheiden sich nur unwesentlich voneinander. Die Moldflow-Berechnungen wurden einerseits mit den zwei temperaturabhängigen c_p -Daten und andererseits mit einem konstanten c_p -Wert, welcher bei der Verarbeitungstemperatur ermittelt wurde, durchgeführt. Der c_p -Wert bei einer Verarbeitungstemperatur von 210 °C beträgt 2101 J/kgK.

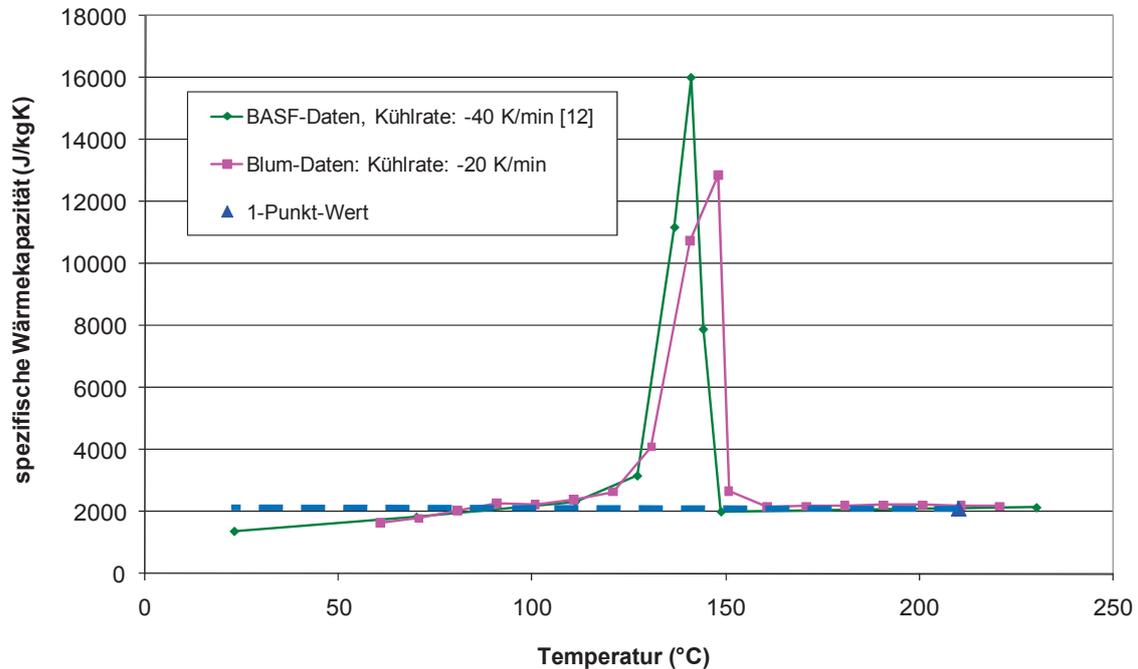


Abbildung 19: Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität für POM Ultraform S1320 [12].

Für die Polymere PA6 und PA6GF30 sind in der MPI 6.2-Materialdatenbank keine temperaturabhängigen Werte für die spezifische Wärmekapazität vorhanden, sondern lediglich konstante Werte. Die spezifische Wärmekapazität von PA6 Ultramid B3S HP beträgt 2732 J/kgK bei 270 °C, PA6GF30 Ultramid B3EG6 besitzt einen c_p -Wert von 2142 J/kgK bei 280 °C. Die mittels DSC nach ISO 11357-4 von der Firma Blum bestimmten c_p -Kurven sind in Abbildung 20 dargestellt. Mit diesen Daten wurde in MPI ein neuer Materialdatensatz erstellt. Für die Bestimmung der c_p -Daten wurde ein Abkühlrate von -20 K/min gewählt.

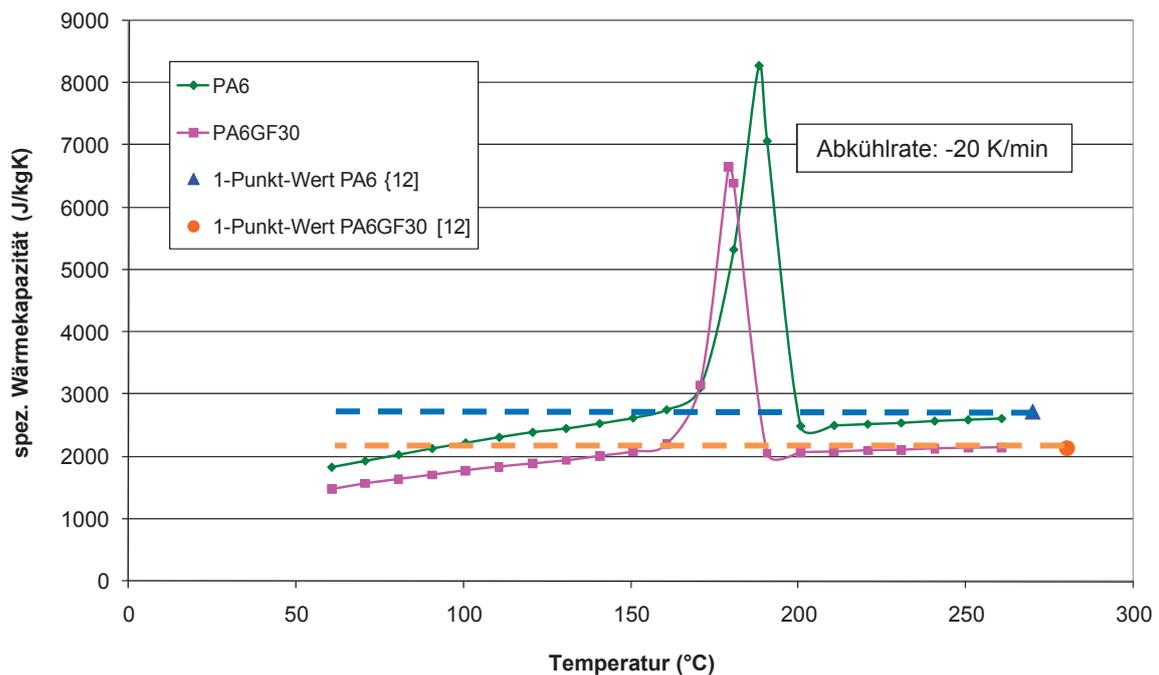


Abbildung 20: Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität von PA6 Ultramid B3S HP und PA6GF30 Ultramid B3EG6.

3.2 Formteile

Die Untersuchungen wurden an den folgenden vier Bauteilen durchgeführt:

- *Prüfkästchen (Artikelnr.: STS.117-01)*: Für die Untersuchungen mit den Kunststoffen POM, PA6 und PA6GF30.
- *Querteiler (Artikelnr.: Z40L000-02)*: Für die weiteren Untersuchungen mit POM.
- *Hebelkopfaufnahme (Artikelnr.: 20L200-15.01)*: Für die weiteren Untersuchungen mit PA6GF30.

- *Laufwagen-Kopf* (Artikelnr.: 558.000-05B03): Für die weiteren Untersuchungen mit PA6.

3.2.1 Prüfkästchen

In Abbildung 21 ist die Geometrie des Prüfkästchens dargestellt. Das Prüfkästchen hat eine Wandstärke von 2 mm, eine Länge von 120 mm und eine Breite von 60 mm. Die Höhe des Bauteils beträgt 40 mm.

Das dazugehörige Werkzeug ist ein 1-fach-Werkzeug mit Kaltkanalanguss. Bei diesem Werkzeug besteht die Möglichkeit, die Wandstärke des Formteils sowie die Größe des Anschnittes und des Angusskanals durch entsprechende Wechseleinsätze für weitere Versuchszwecke zu verändern. Die Entformung des Bauteils erfolgt über eine Abstreiferplatte. Das Werkzeug besitzt auswerfer- sowie düsenseitig je einen Kühlkreislauf. Das Angussystem besteht aus einem konischen Angusszapfen und einem trapezförmigen Angusskanal mit einem hydraulischen Durchmesser von 3 mm. Der Anschnitt erfolgt über einen Tunnel mit einem Querschnitt von 1 mm. Das Formteil wird, wie in Abbildung 22 ersichtlich ist, an der kurzen Seitenfläche angespritzt. Das Werkzeug ist mit drei Drucksensoren und einem kombinierten Druck-Temperatursensor zur Messung des Forminnendrucks und der Kontakttemperatur des Spritzteils ausgestattet. Die Sensoren stammen von der Firma Kistler Instrumente AG, Winterthur/Schweiz und sind ladungsverstärkende Quarz-Sensoren. Zwei Drucksensoren des Typs 6157B befinden sich an der Bodenfläche des Formteils (Bezeichnung: „Anguss Nah“ und „Anguss Fern“). Diese Sensoren haben eine Front von \varnothing 4 mm und zeigen eine Empfindlichkeit von -9,4 pC/bar. Der dritte Drucksensor des Typs 6159A mit einer Front von \varnothing 2,5 mm befindet sich am Angusskanal in der Nähe des Angusszapfens (Bezeichnung: „Angusszapfen“). Die Empfindlichkeit des Sensors beträgt -2,5 pC/bar. Der kombinierte Druck-Temperatur-Sensor des Typs 6189A mit einer Front von \varnothing 2,5 mm befindet sich ebenfalls am Angusskanal in der Nähe des Anschnittes (Bezeichnung: „Angusskanal“). Die Empfindlichkeit dieses Sensors beträgt -6,5 pC/bar. Die Kontakttemperatur der Schmelze wird auf der Frontseite des Sensors durch ein Thermoelemente-Paar Typ K (NiCr-Ni) gemessen.

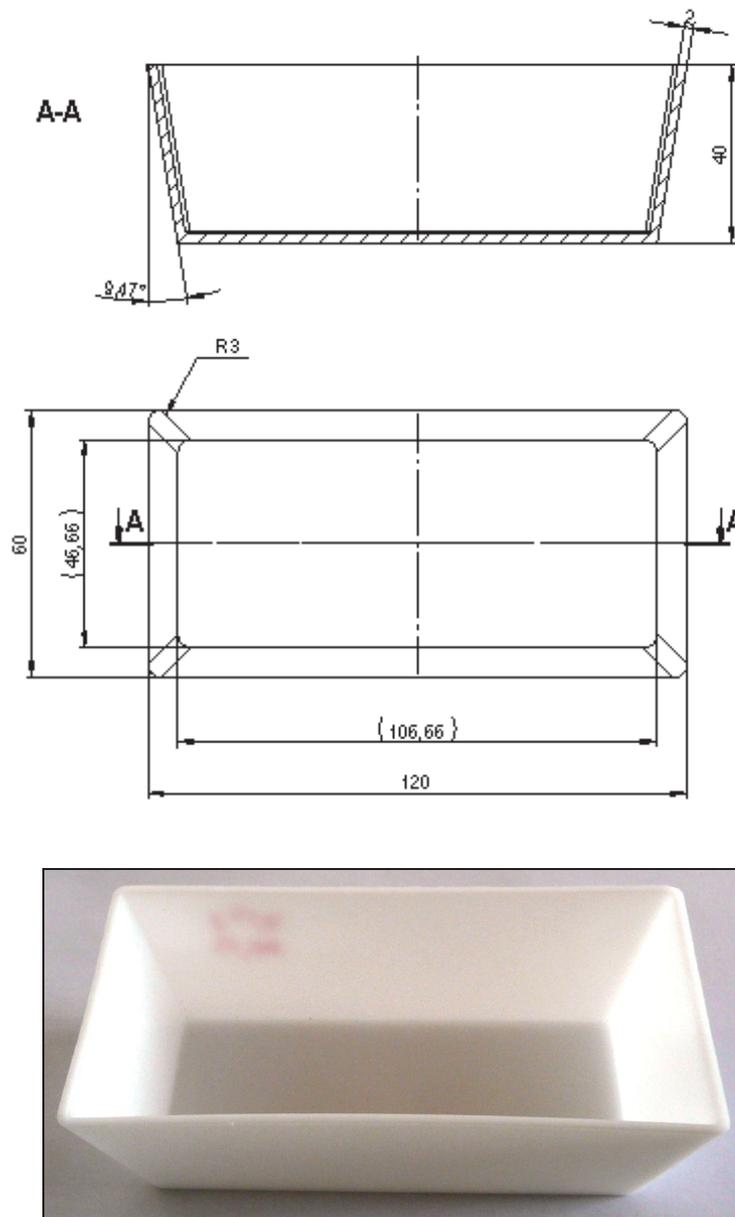


Abbildung 21: Geometrie und Abbildung des Prüfkästchens (die Maße beziehen sich auf die Werkzeugkavität).

In Abbildung 22 sind die Positionen der Sensoren am Prüfkästchen und am Angussystem abgebildet.

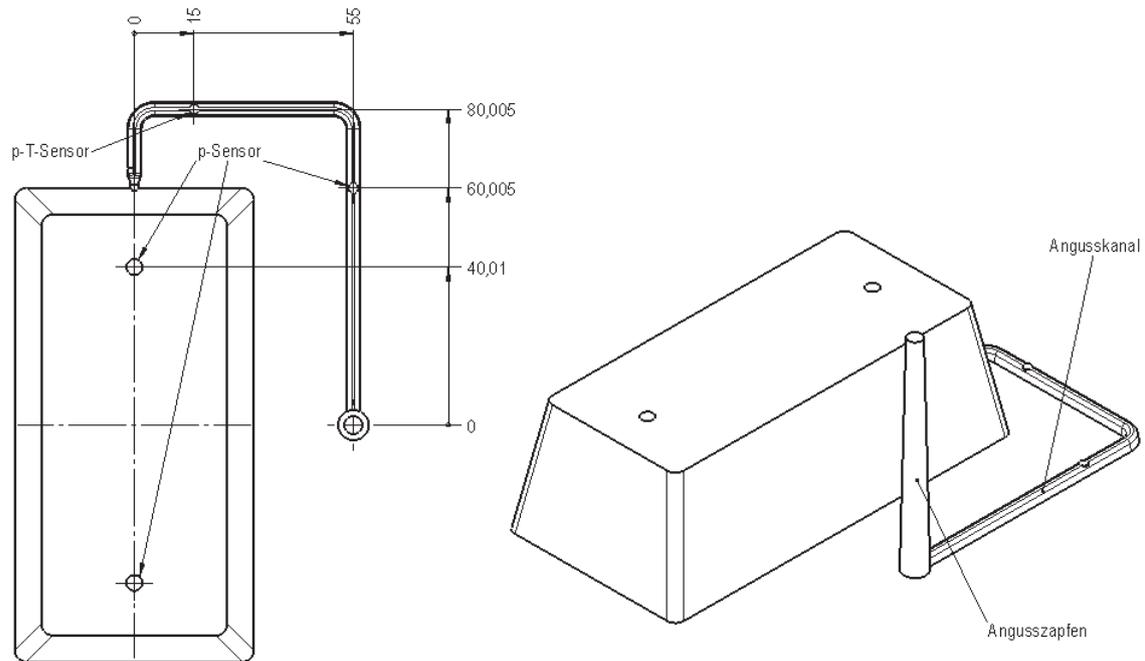


Abbildung 22: Positionen der Sensoren am Prüfkästchen und am Angussystem.

3.2.2 Querteiler

Der Querteiler (Abbildung 23) ist ein Bauteil mit einer kastenförmigen Geometrie, die ähnlich jener des Prüfkästchens ist. Die Wandstärke beträgt zwischen 1 und 2 mm. Der Querteiler wird aus POM (+ 3 % Masterbatch der Farbe seidenweiß) hergestellt.

Eine kritische und für die Anwendung wichtige Stelle des Bauteils ist das „Prüfmaß 07“. Eine Folge der schlechten bzw. schwierigen Wärmeabfuhr im Inneren dieses Bereichs ist eine unterschiedliche Formteilstemperatur während des Zyklus, was zu einem Einfall der seitlichen Wände führt.

Der Querteiler wird mit einem 1-fach Werkzeug mit direkter Heißkanaldüse hergestellt. Da die Außenflächen des Bauteils Sichtflächen sind, erfolgt die Freistellung jener Sichtflächen über Schieberbewegungen während der Formöffnung. Entformt wird das Bauteil mittels Auswerferstiften. Das Werkzeug besitzt sieben Kühlkreisläufe, wobei zur gleichmäßigeren Temperierung auswerferseitig eine Konturkühlung vorhanden ist.

3. Versuchsdurchführung

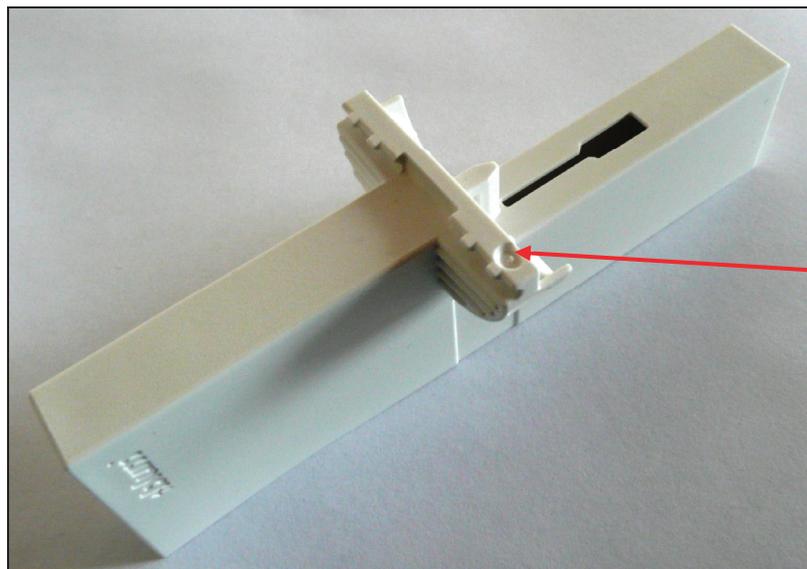
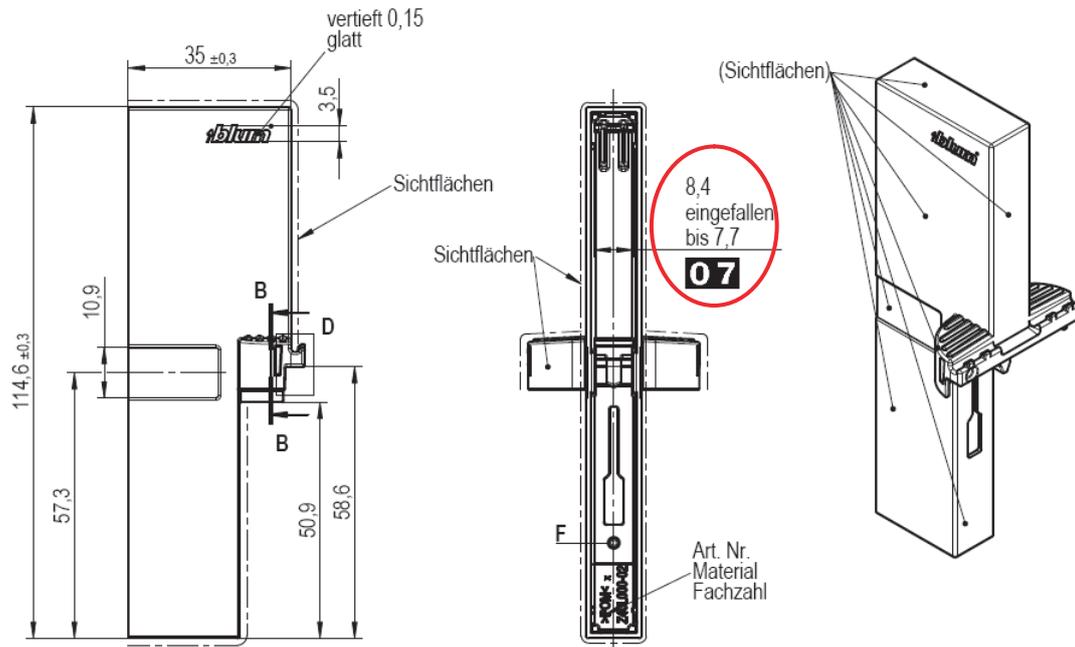


Abbildung 23: Geometrie und Abbildung des Querteilers.

3.2.3 Hebelkopfaufnahme

Die Hebelkopfaufnahme (Abbildung 24) ist ein Formteil mit einer Wandstärke von 1 bis 2 mm und wird aus PA6GF30 gespritzt. Das Formteil besitzt zahlreiche Rippen und Durchbrüche. Die Hebelkopfaufnahme wird mit einem 2-fach Werkzeug mit Heißkanalsystem hergestellt. Das Heißkanalsystem besteht aus einem Heißkanalverteiler und zwei Heißkanaldüsen. Das Werkzeug besitzt sieben Kühlkreisläufe. Die Entformung des Bauteils erfolgt über Auswerferstifte. Für den Probelaufbetrieb ist ein indirekter, ladungsverstärkender Druckaufnehmer hinter einem Auswerferstift angebracht.

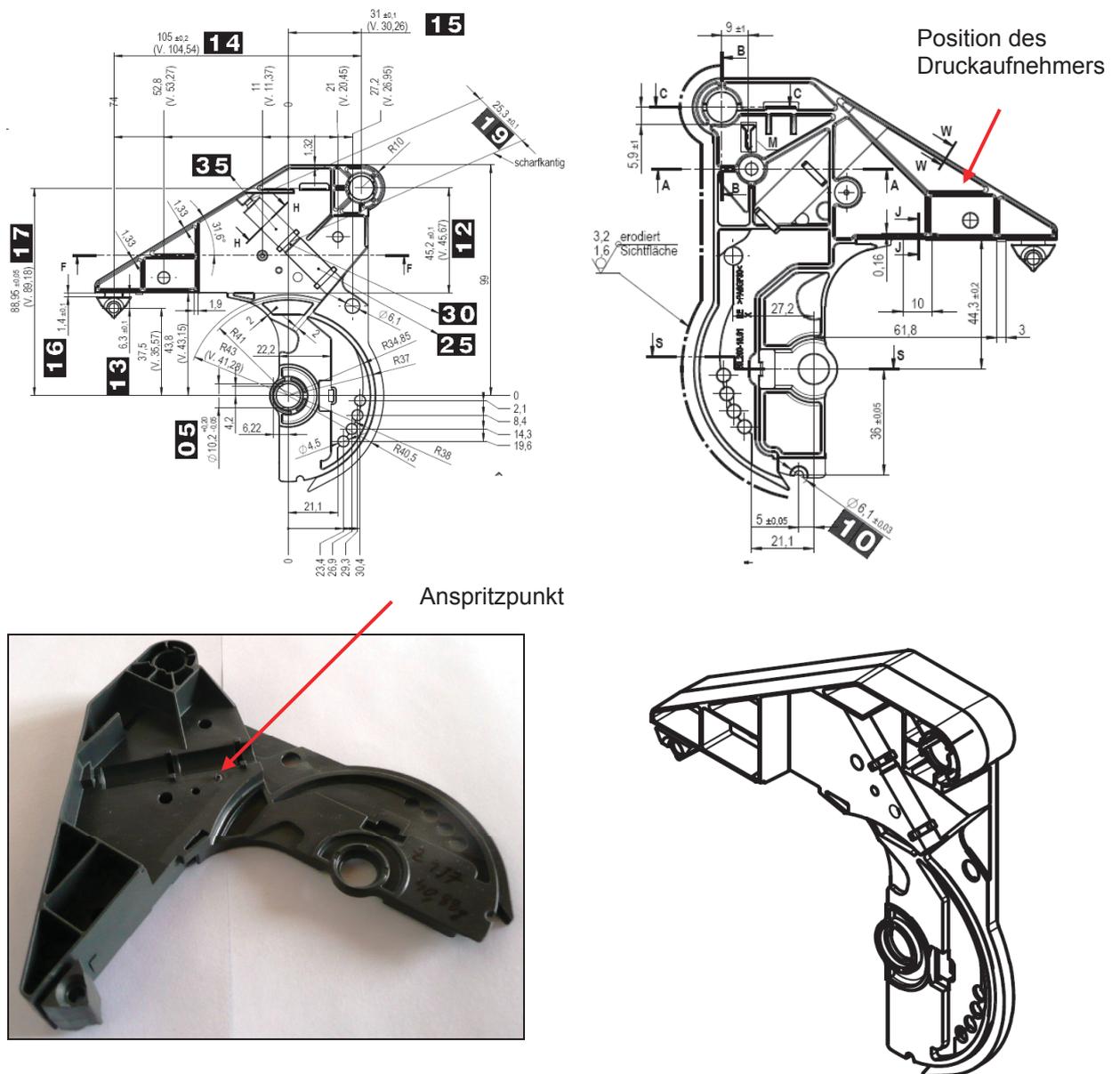


Abbildung 24: Geometrie und Abbildung der Hebelkopfaufnahme.

3.2.4 Laufwagen-Kopf

Der Laufwagen-Kopf (Abbildung 25) ist ein aus PA6 gefertigtes Formteil mit einer Wandstärke von 0,7 mm bis 1 mm. Produziert wird der Laufwagen-Kopf auf einem 8-fach Heißkanal-Werkzeug mit Kaltkanal-Unterverteiler und zwei Artikel je Düse. Der Anschnitt erfolgt über einen Tunnel. Die Freistellung der Hinterschnitte erfolgt über Formschieber, die mittels Schrägsäulen betätigt werden. Die Entformung erfolgt über Auswerferstifte. Für den Probelaufbetrieb besitzt das Werkzeug einen indirekten Druckaufnehmer, der am Kaltkanal-Unterverteiler platziert ist.

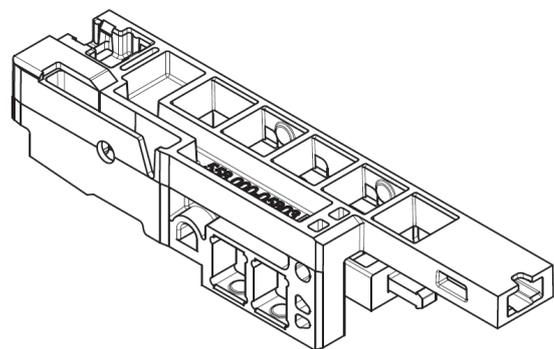
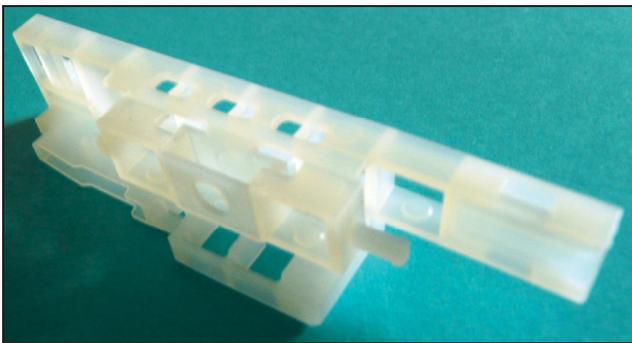
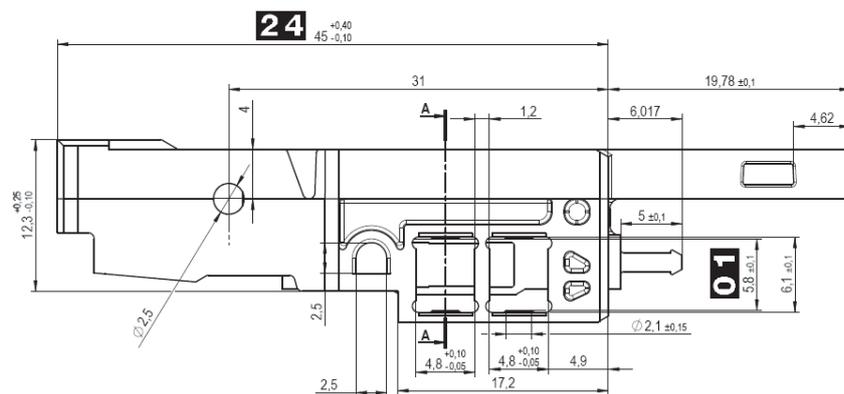


Abbildung 25: Geometrie und Abbildung des Laufwagen-Kopfes.

3.3 Spritzversuche

3.3.1 Prüfkästchen

Die praktischen Versuche wurden bei der Firma Blum auf einer Spritzgießmaschine der Firma Engel, Schwertberg/Österreich durchgeführt. Die Spritzgießmaschine ist vom Typ VS 310/90 Electric mit elektrischer Spritzeinheit und hydraulischer Schließereinheit. Verwendet wurde eine gewöhnliche 3-Zonen-Schnecke mit einem Durchmesser von 35 mm. Peripher besitzt die Maschine zwei

Temperiergeräte HB-Therm, vom Typ HB-140 der Grossenbacher Apparatebau AG, St.Gallen/Schweiz. Die Spritzgießmaschine besitzt zur Förderung und Trocknung des Granulats einen Trockenlufttrockner mit inkludierter Fördertechnik der Firma Helios GmbH, Rosenheim/Deutschland, Typ WINsystem. Da das Granulat aus verschweißten Säcken entnommen wurde, konnte auf eine Trocknung verzichtet werden.

In Tabelle 3 sind die für die Spritzversuche an der Maschine eingestellten wichtigsten Maschinen- bzw. Prozessparameter ersichtlich. Das Umschalten von Einspritzen auf Nachdruck erfolgt druckabhängig. Zur Ermittlung des spezifischen Einspritzdruckes, bei dem die Maschine umschaltet, wurde aus Vorversuchen jene Schneckenposition ermittelt, bei der das Formteil zu ca. 99 % volumetrisch gefüllt ist. Jener Druck, der bei diesem Zustand vorherrscht, wurde schließlich als Steuergröße für das Umschalten von Einspritzen auf Nachdruck verwendet. Die Einspritzgeschwindigkeit bzw. die daraus resultierende Einspritzzeit wurden laut Vorgaben des Kunststoffherstellers gewählt. Die Nachdruckzeit wurde über die Siegelkurve ermittelt. Für die Nachdruckhöhe dienten ebenfalls die Vorgaben des Polymerproduzenten. Die Kühlzeit wurde nach Erfahrungswerten eingestellt. Die Herstellung der Probekörper erfolgte im vollautomatischen Betrieb.

Neben der Messung der in Kapitel 3.2.1 beschriebenen Größen, Kontakttemperatur und Forminnendruck, wurden bei den Versuchen auch der Schmelzedruck und die Schmelzetemperatur im Schneckenraum gemessen. Für die Bestimmung dieser zwei Größen wurde zwischen Schneckenzyylinder und Düsenmundstück ein Adapter angebracht, der eine Bohrung für einen kombinierten Druck-Temperatursensor (Schmelzedruckmesskette) besitzt. Die Schmelzedruckmesskette der Firma Kistler vom Typ 4015A misst kontinuierlich den Druck der Schmelze und die Umgebungstemperatur des Sensors, d.h. eine Mischtemperatur aus Schmelzeoberflächentemperatur und Zylindertemperatur. Zur Verstärkung dieser Signale wurde ein digitaler Verstärker der Firma Kistler, Typ 4620A, verwendet.

Zusätzlich wurden vier Maschinensignale (Einspritzgeschwindigkeit, Schneckenposition, Signal Einspritzen und Signal Nachdruck) aufgezeichnet.

Die erhaltenen Messsignale wurden mit dem Signalaufbereitungssystem SCP-Compact der Firma Kistler, Typ 2865A, aufbereitet. Dieses enthält einen 4-Kanal Thermoelementverstärker, Typ 2207A, einen 4-Kanal Ladungsverstärker, Typ 5063A1 und einen 4-Kanal Spannungsverstärker, Typ 5227A1.

Mit dem Programm DataFlow, Typ 2805A, der Firma Kistler wurden die Signale visualisiert. Mit Hilfe dieses Programms werden die Messwerte über dem Zyklus dargestellt. Zusätzlich können die Maximal-, Minimal- oder Mittelwerte der einzelnen Messgrößen für jeden Zyklus ausgegeben werden.

Tabelle 3: Prozessparameter bzw. Maschineneinstellungen für die Spritzversuche des Prüfkästchens.

Prozessparameter/ Maschinen- einstellungen		Einheit	POM	PA6	PA6 GF30
Einspritzzeit		s	1,86	1,63	2,46
Einspritzgeschwindigkeit		mm/s	49,7 – 32,1	31,8 – 17,8	22,0 – 13,0
Maximale Schneckendrehzahl		U/min	154	121	121
Dosierweg gesamt		mm	98	53	52
Dosierzeit		s	11,4	4,8	5,2
Dosier-Umfangsgeschwindigkeit		m/s	0,20	0,22	0,22
Spezifischer Staudruck		bar	100	100	100
Spezifischer Umschaltdruck		bar	1630	1305	1420
Maximal spezifischer Nachdruck		bar	1320	888	1095
Nachdruckzeit		s	12,5	6	5
Kühlzeit		s	12,5	15	16
Zylindertemperaturen		°C	210 – 205 – 200 – 195	265 – 260 – 258 – 255	290 – 285 – 282 – 280
Temperier- Gerät	Vorlauftemperatur	°C	90	70	80
	Durchflussrate, AS	l/min	4	4	4
	Durchflussrate, DS	l/min	6	6	6
Zykluszeit		s	30,5	26,0	27,0
Teilegewicht (mit Anguss)		g	51,86	41,54	50,41
Teilegewicht (ohne Anguss)		g	46,53	37,31	45,35

Die hergestellten Probekörper wurden nach deren Herstellung in einer Box gelagert. Dabei wurde darauf geachtet, dass eine freie Schwindung stattfinden konnte. Mindestens sieben Tage nach Herstellung der Probekörper wurden die Probekörper mit einem Computertomographen geometrisch vermessen. Aus einer

Stichprobe von 20 Probekörpern wurde der Mittelwert der Massen ermittelt. Jener Probekörper, dessen Masse am geringsten vom Mittelwert abwich, wurde für die Auswertung herangezogen.

3.3.2 Formteile der Firma Blum

Die drei Formteile Querteiler, Hebelkopfaufnahme und Laufwagen-Kopf wurden für die Untersuchungen aus der laufenden Produktion entnommen und frühestens sieben Tage danach mit dem Computertomographen geometrisch vermessen. Um Daten als Input für die Simulation zu erhalten, wurden wie bei den Spritzversuchen des Prüfkästchens der Schmelzedruck und die Schmelztemperatur im Schneckenraum gemessen. Daneben wurde bei der Hebelkopfaufnahme und beim Laufwagen-Kopf der Forminnendruck indirekt (über die Kraft auf einen Auswerferstift) über den Zyklus aufgenommen. Dazu wurde ein ladungsverstärkender Kraftsensor, der sich in der Auswerferdruckplatte des Werkzeuges befindet, direkt mit dem Signalaufbereitungssystem SCP-Compact der Firma Kistler, Typ 2865A, verbunden. Über die Querschnittsfläche des Auswerferstiftes wird der Forminnendruck berechnet und ausgegeben.

Tabelle 4 zeigt einen Überblick über die Spritzgießmaschinen, auf denen die drei Formteile hergestellt wurden.

Tabelle 4: Überblick über die Formteile und die Spritzgießmaschinen.

	Querteiler Z40L000-02	Hebelkopfaufnahme 20L200-15.01	Laufwagen-Kopf 558.000-05B03
Fachzahl	1	2	8
Material / Farbe	POM Ultraform S1320 003 / 3 % seidenweiß	PA6GF30 Ultramid B3EG6 / 1 % tiefgrau	PA6 Ultramid B3S HP / natur
Maschine	Engel VC 330/80 Power	Ferromatik Elektra EE75-300	Engel ES330/80 KH
Schnecken- durchmesser / Typ	35 mm / G4S8	35 mm / DGH	35 mm / G4S8

In Tabelle 5 sind die Prozessparameter bzw. Maschineneinstellungen der Spritzgießmaschinen bei der Herstellung der drei Blum-Formteile aufgelistet.

Tabelle 5: Prozessparameter bzw. Maschineneinstellungen beim Spritzen der drei Blum-Formteile.

Prozessparameter/ Maschinen- einstellungen	Einheit	Querteiler Z40L000-02	Hebelkopfaufnahme 20L200-15.01	Laufwagen 558.000-05B03
Einspritzzeit	s	1,14	3,90	1,22
Einspritzgeschwindigkeit	mm/s	27,1 – 17,1	26,0 – 14,0	32,0 – 15,0
Maximale Schneckendrehzahl	U/min	85	280	*
Dosierweg gesamt	mm	24	80	37,5
Dosierzeit	s	3,8	5,2	1,9
Dosier-Umfangsgeschwindigkeit	m/s	0,16	0,51	*
Spezifischer Staudruck	bar	90	150	65
Schneckenweg beim Umschaltpunkt	mm	6,5	8	7
Maximal spezifischer Nachdruck	bar	797	740	*
Nachdruckzeit	s	7	2	3
Kühlzeit	s	14	8,5	3
Zylindertemperaturen	°C	205 – 200 – 195 – 190	280 – 275 – 270 – 265 –	265 – 260 – 255 – 250
Temperiergerät-Vorlauftemperatur	°C	90	80	70
Zykluszeit	s	26	17,3	13
Teilegewicht	g	20,80	41,24	2,71
Angussgewicht (gesamt)	g	-	-	1,48
Schussgewicht (ohne Anguss)	g	20,80	82,48	21,7

* aufgrund des Baujahres (1990) der bei diesem Versuch verwendeten Spritzgießmaschine fehlen diese Angaben.

3.4 Formteilsimulation

3.4.1 Allgemeines

Für die Simulationsberechnungen im Rahmen dieser Arbeit wurde das Simulationsprogramm Moldflow Plastics Insight (MPI) 6.2, Revision 1, der Firma Moldflow Corporation, Framingham/USA, verwendet.

In Abbildung 26 ist der grundsätzliche Ablauf einer heute üblichen Spritzgießsimulation ersichtlich. Ausgegangen wird von einem 3D-CAD-Volumen. Für diese Arbeit wurde die CAD-Software SolidWorks 2006 der Firma Dassault Systèmes, Vélizy-Villacoublay/Frankreich verwendet. Im ersten Schritt wird das CAD-Volumen für die Simulation vorbereitet. Kleine Radien, Schriftzüge und dergleichen werden entfernt, da diese Elemente zu Problemen bei der Vernetzung bzw. zu teilweise Mehraufwand bei der Netzbearbeitung in MPI führen können. Als zweites muss das Bauteil mit der Verarbeitungsschwindigkeit skaliert werden. Als IGES- oder SLPRT-Datei gespeichert, wird das Bauteil in das Simulationsprogramm importiert, wo es anschließend vernetzt wird. Durch die Vernetzung kann es zu kleineren oder größeren Netzfehlern kommen. Die Netzfehler können anschließend zum Teil automatisch, größtenteils jedoch manuell, repariert werden. Für die Erstellung des Anguss- und des Kühlsystems wird ähnlich vorgegangen. Entweder kann das Angusssystem aus dem CAD-Programm importiert oder direkt in MPI erstellt werden. Die erste Möglichkeit kommt bei komplizierten Geometrien zur Anwendung, die letztere kann bei einfachen Angusssystemen angewendet werden. Das Angusssystem wird vernetzt und mit dem Bauteil kombiniert. Nach der Vernetzung des Formteils, des Anguss- und des Kühlsystems werden die folgenden Randbedingungen definiert:

- Festlegen der Analysensequenz: Hier wird die Art der Berechnung definiert, z.B. Kühl-, Füll-, Nachdruck- und Verzugsberechnung (Cool - Fill - Pack - Warp).
- Auswahl des Kunststofftyps.
- Definition des Anspritzpunktes.
- Definition der Kühlsystems.
- Definition der Prozesseinstellungen (Maschinenparameter), z.B. Einspritzzeit, Schmelztemperatur und Nachdruckbedingungen.

Anschließend wird die Berechnung gestartet.

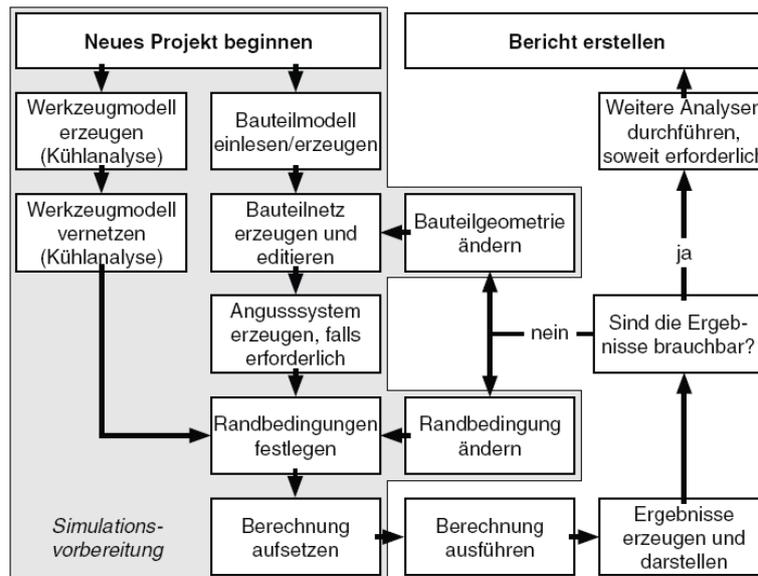


Abbildung 26: Typische Vorgehensweise bei der Spritzgießsimulation [8].

3.4.2 Verwendung der Messsignale

Die bei den Spritzversuchen erhaltenen Drücke und Temperaturen ermöglichten es, den Spritzgießprozess möglichst realitätsnah zu simulieren. Tabelle 6 veranschaulicht, wie die Messdaten für die Simulation verwendet wurden.

Tabelle 6: Verwendung der Messdaten der Spritzversuche für die Spritzgießsimulation.

Simulation	Messdaten der Spritzversuche
Werkzeugwandtemperatur	Für die Werkzeugwandtemperatur in MPI wurde der Mittelwert eines Zyklus der gemessenen Werkzeugwandtemperatur verwendet (im Falle des Prüfkästchens). Bei den Blum-Formteilen wurde für die Werkzeugwandtemperatur in MPI eine um 10 K höhere Temperatur als die Vorlauftemperatur angenommen.
Schmelzetemperatur	Für die Schmelzetemperatur in MPI wurde der Mittelwert eines Zyklus der Schmelzetemperatur im Schneckenorraum (Düsendruckmesskette) verwendet.
Umschaltkriterium von Einspritzen auf Nachdruck → druckabhängig	Für das Umschaltkriterium wurde der der Schneckenposition entsprechende Schmelzedruck im Schneckenorraum (Düsendruckmesskette) verwendet.
Nachdruckprofil	Für das Nachdruckprofil wurde der Schmelzedruck im Schneckenorraum (Düsendruckmesskette) in der Nachdruckphase verwendet.

3.4.3 Prüfkästchen

Abbildung 27 zeigt das Simulationsmodell des Prüfkästchens mit dem Kaltkanalanguss (grün) und dem Düsenadapter, der als Heißkanal (rot) modelliert wurde. Heiß- und Kaltkanal sowie der Kühlkreislauf wurden als Beam-Elemente vernetzt. Beide Modelle, Fusion und 3D, wurden berechnet.

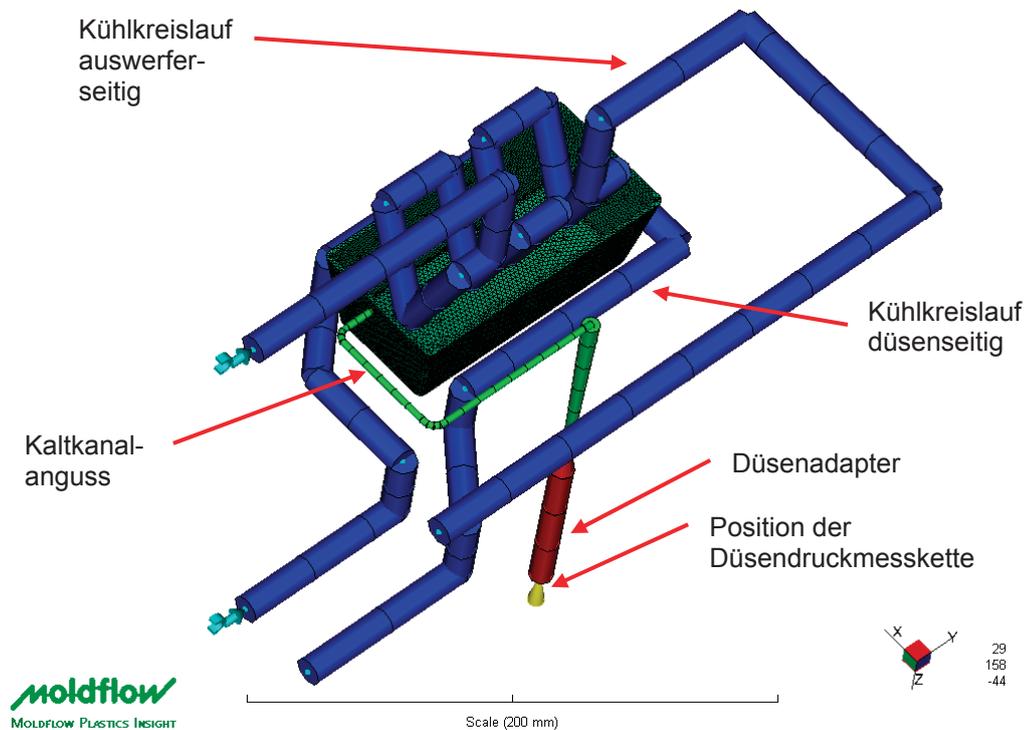


Abbildung 27: Simulationsmodell des Prüfkästchens mit Angusskanal, Düsenadapter und Kühlkreisläufen.

Tabelle 7 zeigt die bei der Simulation verwendeten Einstellungen.

Tabelle 7: Simulationsparameter für die Berechnung des Prüfkästchens.

		POM	PA6	PA6 GF30
Netz				
Anzahl der Elemente	Fusion	24519		
	3D	318529		
Kühlkreislauf				
Anzahl		2		
Kanaldurchmesser (mm)		12		
Vorlauftemperatur (°C)		90	70	80
Reynolds-Zahl		10000		
Kühlmedium		Wasser		
Analysensequenz				
Cool – Fill – Pack – Warp				
Kunststoff				
temperaturabhängiger c_p -Wert				
konstanter c_p -Wert				
Prozesseinstellungen				
Werkzeugoberflächen-temperatur (°C)		95	85	93
Schmelztemperatur (°C)		203	254	277
Einspritzzeit (s)		1,80	1,65	2,45
Umschaltzeitpunkt (MPa)		161	126	137
Nachdruckprofil (MPa vs. s)		160/0 – 136/0,35 – 136/5,25 – 82/6,75 – 7,7/0,15	125/0 – 86/0,4 – 86/4,2 – 47/5,9 – 17/6	137/0 – 106/0,2 – 107/2,6 – 62/4,8 – 8/5
Kühlzeit (s)		12,5	15	16

3.4.4 Bauteile Firma Blum

In den Abbildungen 28 bis 33 sind die Simulationsmodelle der drei Blum-Formteile dargestellt.

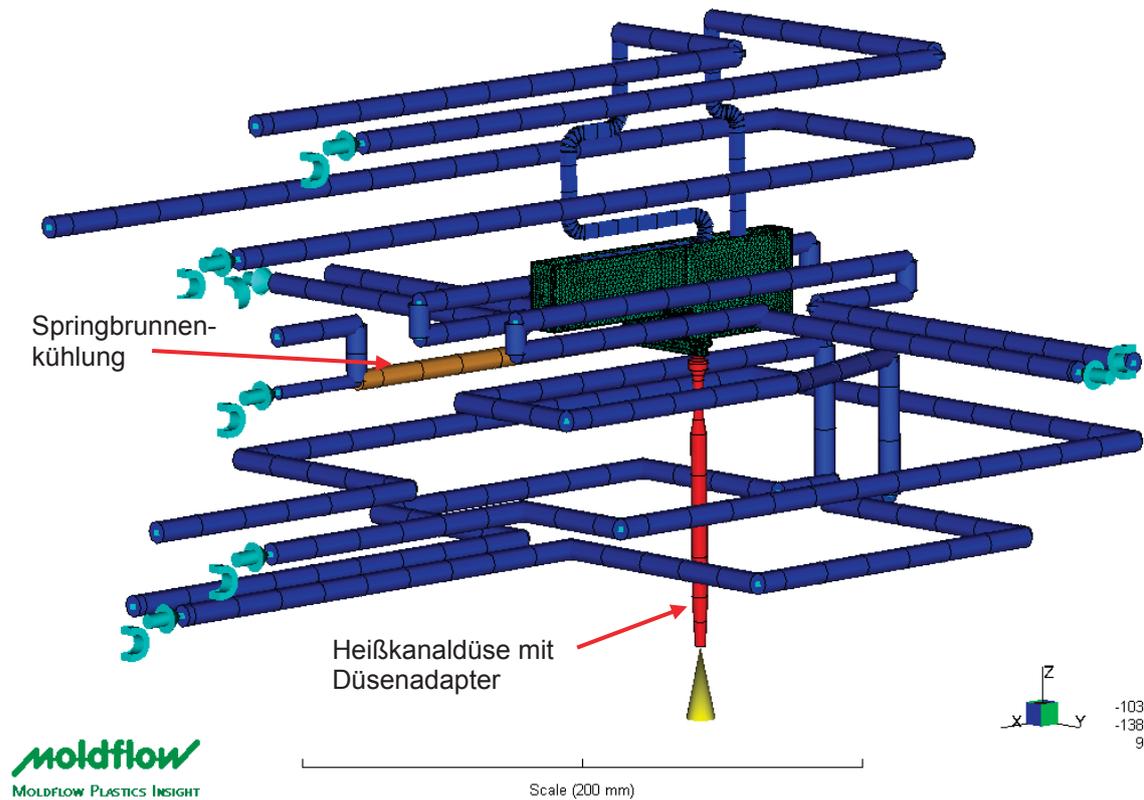


Abbildung 28: Simulationsmodell des Querteilers mit Kühlkreisläufen und Heißkanal.

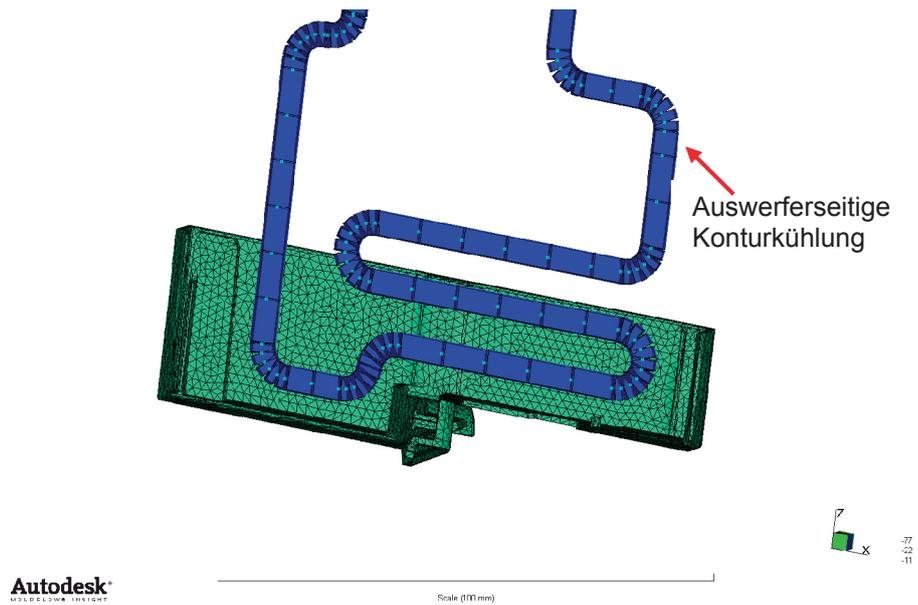


Abbildung 29: Detailansicht des Simulationsmodells.

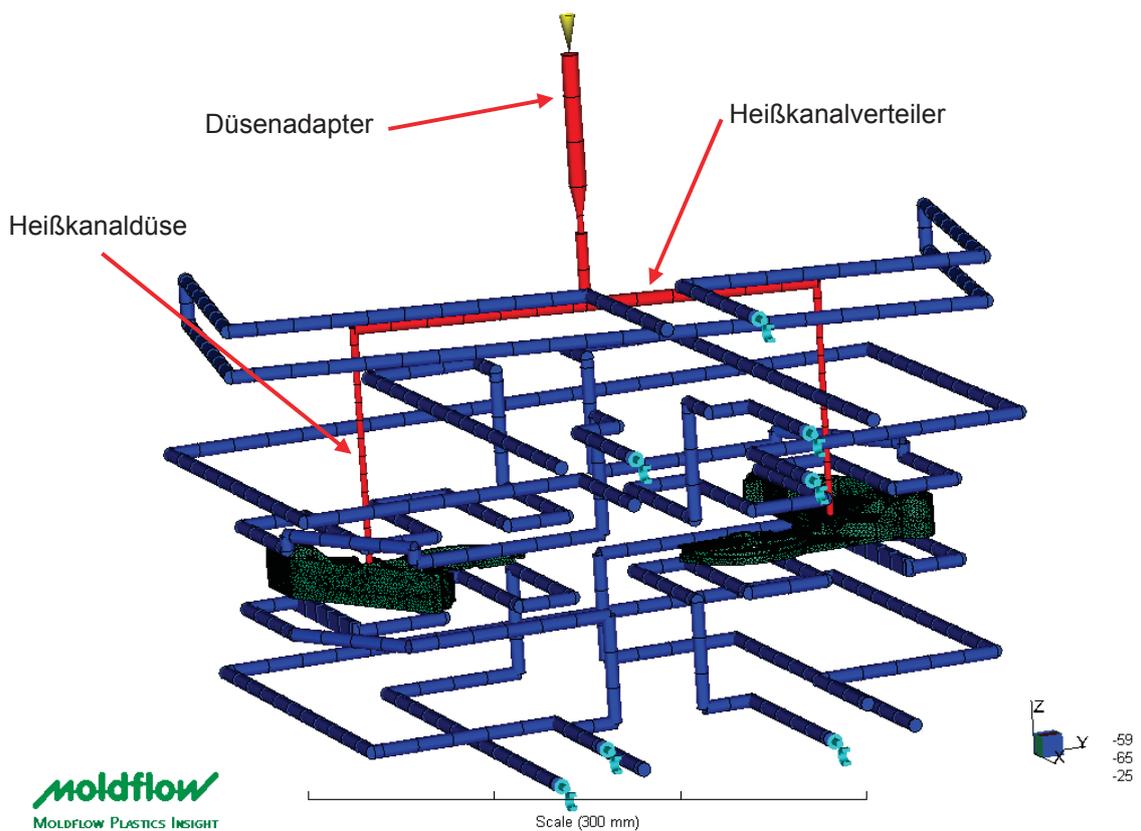


Abbildung 30: Simulationsmodell der Hebelkopfaufnahme mit Kühlkreisläufen, Düsenadapter, Heißkanalverteiler und Heißkanaldüsen.

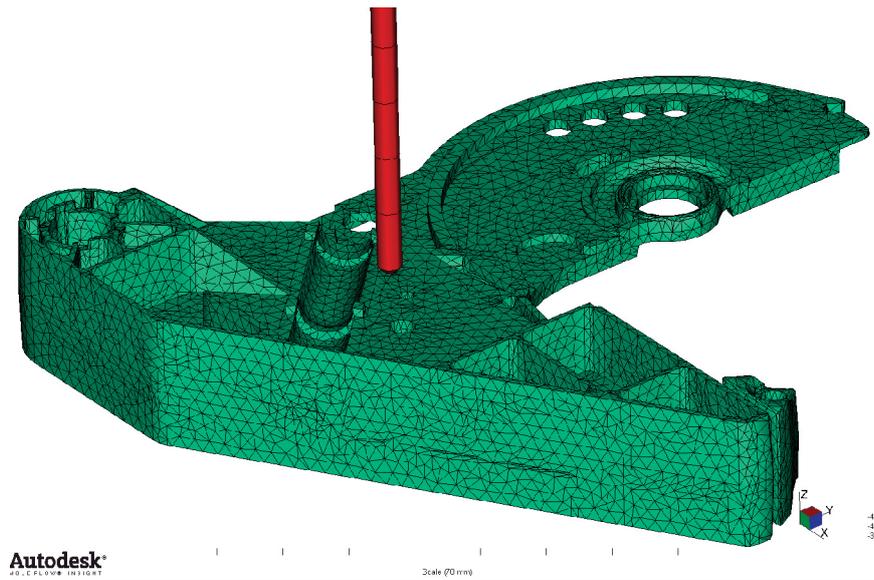


Abbildung 31: Detailansicht des Simulationsmodells.

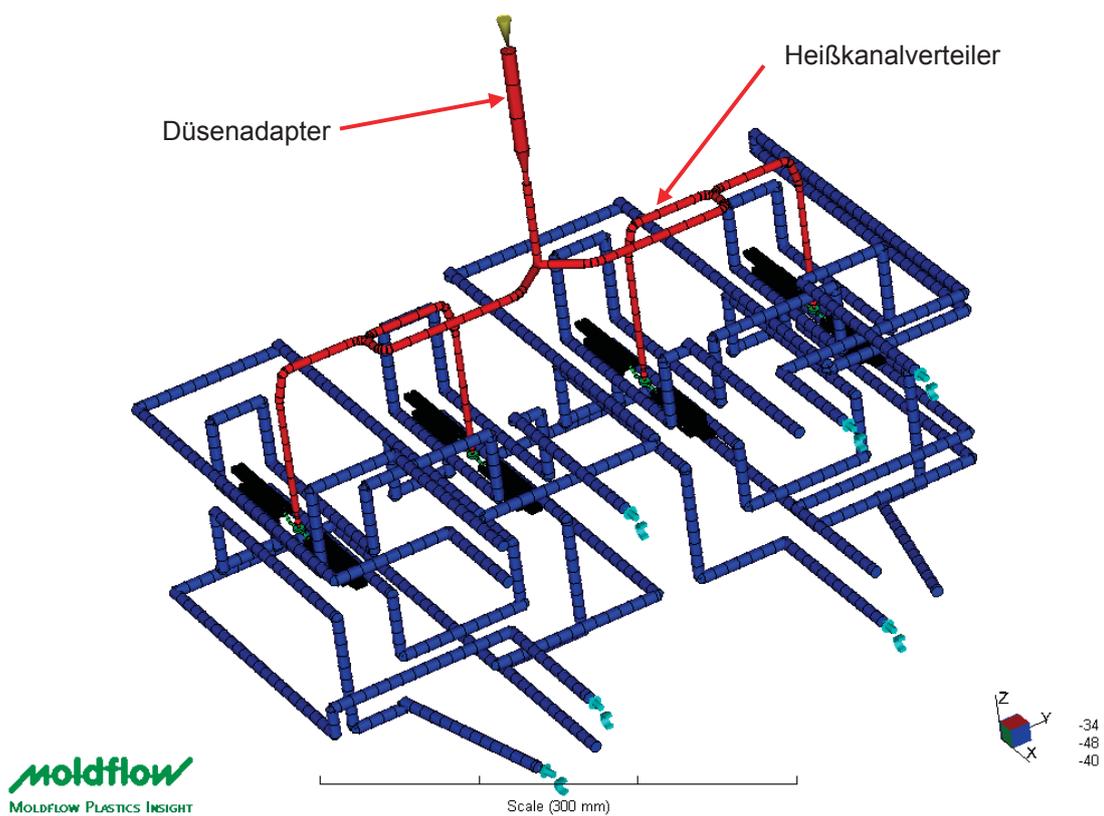


Abbildung 32: Simulationsmodell des Laufwagen-Kopfes mit Kühlkreisläufen und Angusssystem (Heißkanalverteiler, Kaltkanalunterverteiler).

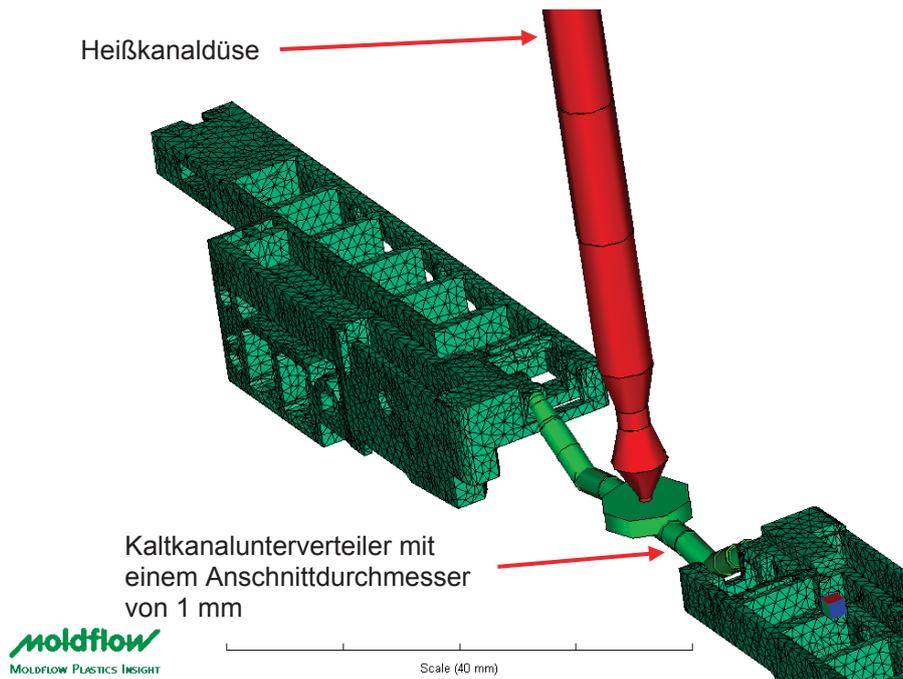


Abbildung 33: Simulationsmodell des Laufwagen-Kopfes mit Heißkanalverteiler und Kaltkanalunterverteiler.

In Tabelle 8 sind die Simulationsparameter bei der Berechnung der drei Blum-Formteile ersichtlich.

Tabelle 8: Simulationsparameter aus MPI für die Berechnung des Formteile der Firma Blum.

		Z40L000-02 Querteiler	20L200-15.01 Hebelkopfaufnahme	558.000-05B03 Laufwagen-Kopf
Netz				
Anzahl der Elemente	Fusion	21334	-	123226
	3D	410378	779095	826282
Kühlkreislauf				
Anzahl		7	7	6
Kanaldurchmesser (mm)		8		
Vorlauftemperatur (°C)		90	80	70
Reynolds-Zahl		10000		
Kühlmedium		Wasser		
Analysensequenz				
Cool – Fill – Pack – Warp				
Kunststoff				
temperaturabhängiger c_p -Wert				
konstanter c_p -Wert				
Prozesseinstellungen				
Werkzeugoberflächentemperatur (°C)		100	92	80
Schmelztemperatur (°C)		199	279	251
Einspritzzeit (s)		1,15	3,4	1,0
Umschaltpunkt (MPa)		83	84	97
Nachdruckprofil (MPa vs. s)		70/0 – 77/0,1 – 75/3,6 – 68/4,5 – 30/6,9 – 27/7	83/0 – 16/0,2 – 55/0,9 – 56/1,2 – 17/2	96/0 – 96/0,2 – 80/0,4 – 79/1,5 – 68/2,1 – 24/3
Kühlzeit (s)		14	8,5	3

3.5 Formteilausmessung

Die zur Gesamtschwindung bzw. zum Verzug beitragenden Schwindungsgrößen sind die Verarbeitungs- und Nachschwindung. Nach Angaben der Firma Moldflow Corporation enthält die Schwindung bzw. der Verzug, die/der als Ergebnis ausgegeben wird, die Verarbeitungsschwindung und die Nachschwindung nach sieben Tagen. Folglich wurden die gespritzten Formteile nach sorgfältiger Lagerung, bei denen die Formteile die Möglichkeit zur ungehinderten Schwindung hatten, mindestens sieben Tage nach deren Herstellung computertomografisch vermessen. Mit Hilfe des Programms PolyWorks 10.1 der Fa. InnovMetric, Cyrille-

Duquet/Kanada, können die aus der Simulation stammenden Geometrien mit den vermessenen Spritzteilen geometrisch verglichen werden. Dafür werden die berechnete Verzugsgeometrie und das vermessene Formteil in Form von STL-Files im Programm PolyWorks importiert, wo die zwei Geometrien über definierte Geometriepunkte bzw. -flächen kombiniert und verglichen werden können.

4 Ergebnisse und Diskussion

Die Ergebnisse in diesem Kapitel werden Kunststoff für Kunststoff diskutiert. Zuerst werden für jedes Material die Ergebnisse der Untersuchungen mit dem Prüfkästchen behandelt, im Anschluss daran werden die Untersuchungen an den weiteren Formteilen angesprochen. Für die Ergebnisinterpretation werden Farb- und XY-Plots aus den Moldflow-Simulationen verwendet. Die XY-Plots werden zur besseren und einheitlicheren Darstellung im Excel dargestellt. Der Geometrievergleich der Simulationen mit den gespritzten Formteilen wurde mit dem Programm PolyWorks durchgeführt. Als Ergebnis des Programmes PolyWorks erhält man eine farbliche Darstellung der Geometrieabweichung des gesamten Formteilmolumens. Zudem werden definierte Bezugsmaße der simulierten und der gespritzten Geometrie miteinander verglichen und in einem Balkendiagramm dargestellt.

4.1 POM

Die Untersuchungen mit POM zeigten deutlich bessere Ergebnisse bei Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten in den Berechnungen. Die Geometrieunterschiede zum gemessenen Bauteilverzug sind deutlich geringer als bei Verwendung der konstanten c_p -Daten. Diese Ergebnisse konnten beim Prüfkästchen wie auch beim Querteiler festgestellt werden.

4.1.1 Prüfkästchen

In Abbildung 34 sind die Verzugsergebnisse der 3D-Berechnung mit einem Skalierfaktor von 5 dargestellt. Der Verzug des Prüfkästchens äußert sich durch das Einfallen der Seitenwände. Gründe dafür sind das unterschiedliche Abkühlverhalten (innen und außen) des Formteils sowie der Spring Forward Effekt. Aufgrund der Formbehinderung ist die Schwindung in Dickenrichtung deutlich größer als jene in Längsrichtung. Folge dieser Schwindungsunterschiede sind Spannungen im Formteil, die den angesprochenen Verzug bewirken [19]. Die linke Abbildung zeigt den Verzug der Berechnung mit dem konstanten c_p -Wert, in der Mitte ist der Verzug der Berechnung mit den temperaturabhängigen c_p -Daten bei einer Abkühlgeschwindigkeit von -40 K/min zu sehen, rechts ist der Verzug der Berechnung mit den temperaturabhängigen c_p -Daten bei einer Abkühlgeschwindigkeit von -20 K/min dargestellt. Die Skalierung reicht von 0,21 mm bis 0,97 mm. Wie anhand der Farben zu erkennen ist, ist vom linken zum

rechten Bild eine deutliche Zunahme des Verzugs erkennbar. Die Zunahme des Verzugs bei Berücksichtigung der temperaturabhängigen c_p -Daten ist durch den erhöhten Wärmeinhalt des Kunststoffes zu erklären. Folge eines erhöhten Wärmeinhalts ist eine über den Zyklus betrachtet höhere Formteilktemperatur bzw. ein geringerer Abkühlgradient. Dadurch kommt es zu einer verbesserten Kristallisation, was zu einer größeren Schwindung bzw. zu einem größeren Verzug führt. Betrachtet man das mittlere und das rechte Bild der Abbildung 34, zeigen die Untersuchungen mit den c_p -Daten bei einer Abkühlgeschwindigkeit von -20 K/min einen größeren Verzug als die Untersuchungen mit den c_p -Daten bei einer Abkühlgeschwindigkeit von -40 K/min. Die wahrscheinliche Ursache dafür ist durch die unterschiedliche Lage der Übergangstemperaturen in den c_p -Kurven zu erklären. Die c_p -Daten bei der niedrigeren Abkühlgeschwindigkeit besitzen eine höhere Übergangstemperatur, wodurch es zu einer schlechteren Druckübertragung kommt, was zu erhöhter Schwindung bzw. zum einem erhöhten Verzug führt.

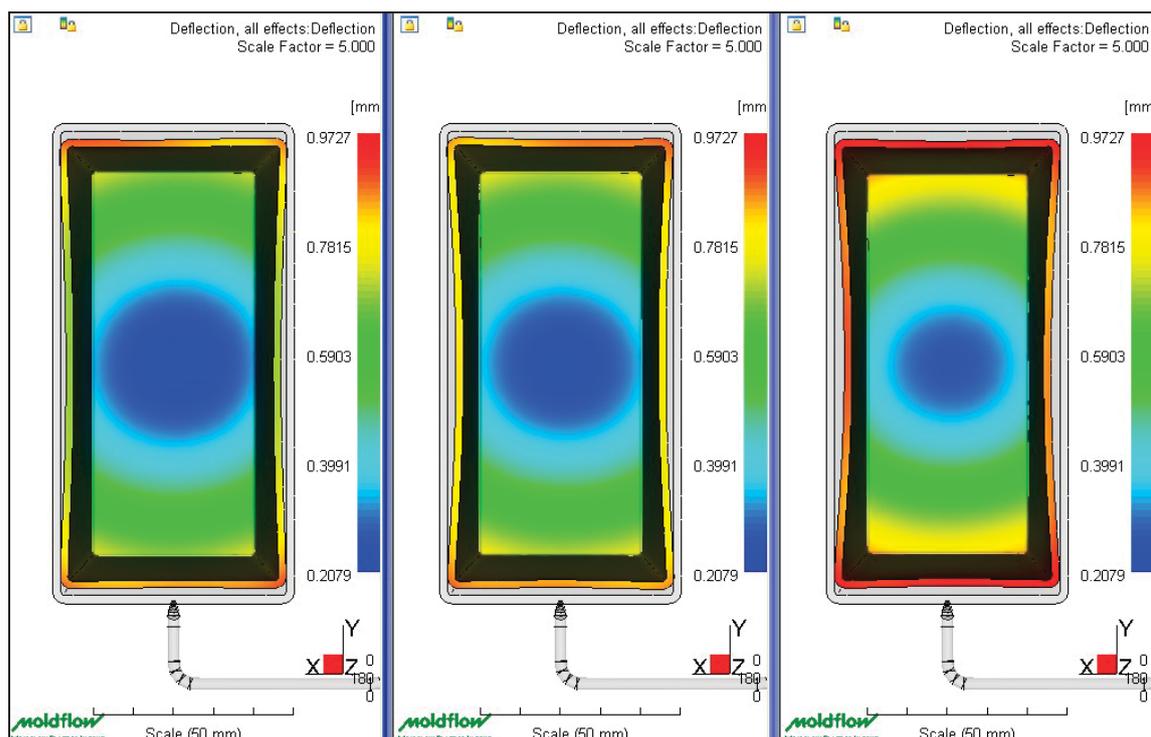


Abbildung 34: Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierfaktor 5.

Ähnliche Ergebnisse zeigte die 2.5D-Berechnung. In Abbildung 35 kann man den Gesamtverzug dieser Berechnung erkennen. Die Skalierung reicht von $0,23$ mm bis $1,53$ mm. Die Verzugsergebnisse der 2.5D-Berechnung sind ähnlich wie jene

der 3D-Berechnung. Im Vergleich zur 3D-Berechnung sind bei der 2.5D-Berechnung höhere Verzugswerte erkennbar und die Unterschiede in den Verzugswerten aufgrund der unterschiedlichen c_p -Daten sind deutlich größer als bei der 3D-Berechnung.

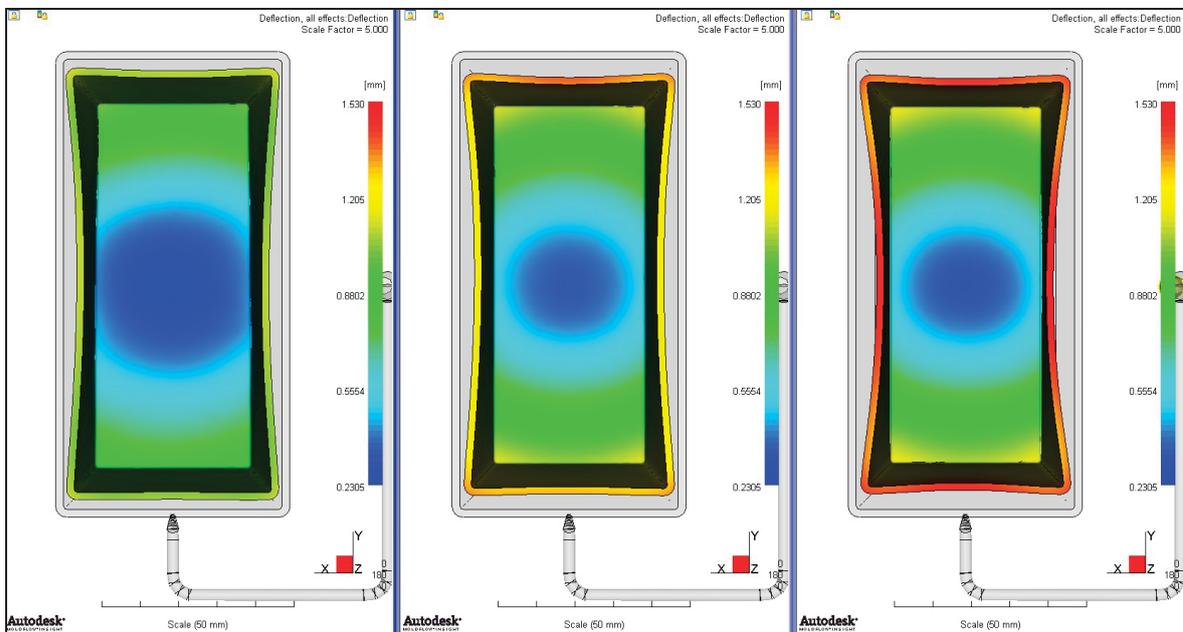


Abbildung 35: Gesamtverzug, 2.5D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierfaktor 5.

In den Abbildungen 36 und 37 sind die gemessenen Verzugsergebnisse im Vergleich zu den berechneten Verzugsergebnissen (= Referenz) als Fehlerdarstellungen dargestellt. Links sieht man jeweils das Ergebnis der Simulation mit dem konstanten c_p -Wert, in der Mitte ist das Ergebnis der Simulation mit den c_p -Daten bei einer Abkühlgeschwindigkeit von -40 K/min und rechts ist das Ergebnis der Simulation bei Verwendung der mit -20 K/min gemessenen c_p -Daten zu sehen. Die Skalierung reicht von -2 mm bis +2 mm und ist bei allen Abbildungen gleich. Die Farbe Grün weist auf eine optimale Deckung des Spritzteils und der Referenzgeometrie hin. Die Farben Gelb, Orange und Rot deuten auf das Vorhandensein von Volumen des Spritzteils im Vergleich zum Referenzteil hin. Die Farben Blau und Pink deuten auf das Fehlen von Volumen im Vergleich zum Referenzteil hin. Die Kombination der beiden Geometrien erfolgte über Referenzpunkte an der Bodenfläche.

Für alle Berechnungen gilt, dass sie den starken Einfall der Seitenflächen, wie er in der Realität vorkommt, nicht abbilden. Wie man in den Abbildungen erkennen kann, korrelieren die Verzugsergebnisse der Simulationen mit den

temperaturabhängigen c_p -Daten deutlich besser mit dem Spritzteil als die Verzugsergebnisse der Simulation mit den konstanten c_p -Daten. Vergleicht man die beiden Berechnungen mit den temperaturabhängigen c_p -Daten, kann man eine bessere Korrelation bei der Simulation mit den c_p -Daten bei einer Abkühlgeschwindigkeit von -20 K/min erkennen. Weiters führen die 2.5D-Berechnungen zu besseren Ergebnissen als die 3D-Berechnungen. Die Unterschiede aufgrund der unterschiedlichen c_p -Daten sind bei den 2.5-Berechnungen größer als bei den 3D-Berechnungen. Ein möglicher Grund für die bessere Übereinstimmung der 2.5D Verzugsergebnisse mit den gemessenen Verzugsergebnissen liegt im Rechenalgorithmus wie er in MPI verwendet wird in Kombination mit der flächigen Geometrie des Bauteiles.

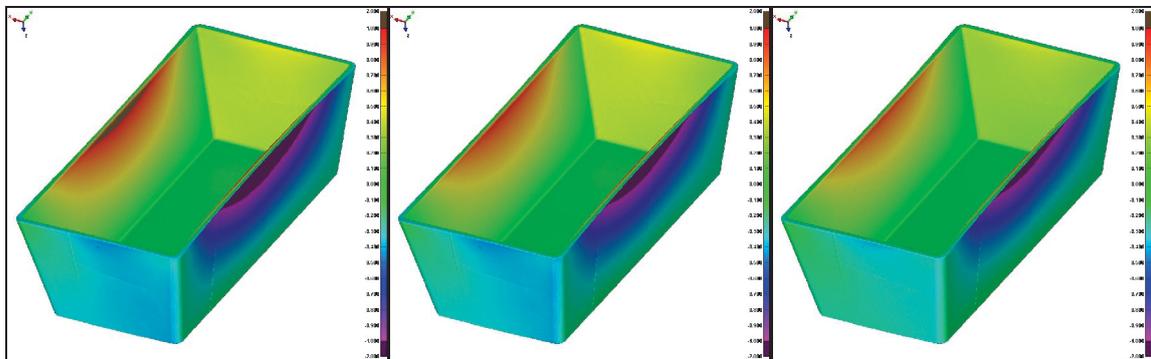


Abbildung 36: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil in Form einer Fehlerdarstellung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

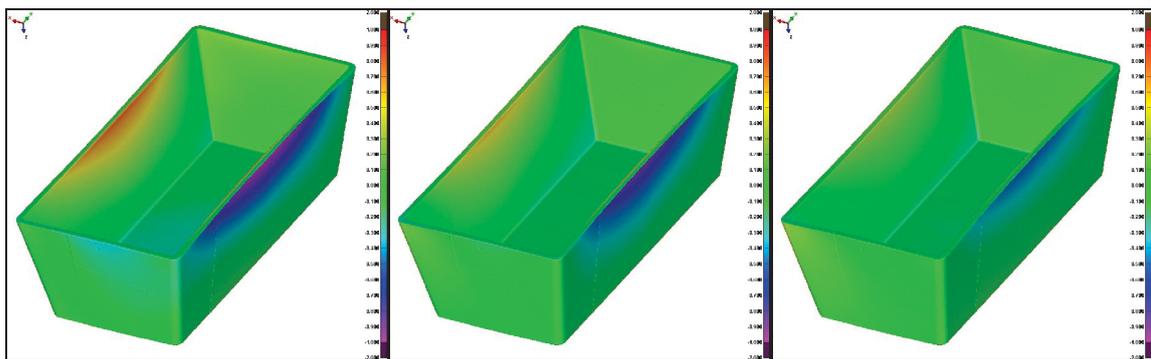


Abbildung 37: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 2.5D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil in Form einer Fehlerdarstellung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

Neben der optischen Beurteilung wird der Geometrievergleich anhand von sechs Maßen, zwei Verzugs- und vier Schwundmaßen, durchgeführt. In Abbildung 38 sind die Bezugsmaße dargestellt. Das „Maß A“ ist die Länge der Bodenfläche, das „Maß B“ ist die Breite der Bodenfläche, die „Maße C und D“ entsprechen der Höhe des Prüfkästchens anspritznah sowie anspritzfern. Die „Einfallmaße lang und kurz“ sind die Länge bzw. die Breite des Prüfkästchens an dessen Oberkante und repräsentieren die Verzugsmaße.

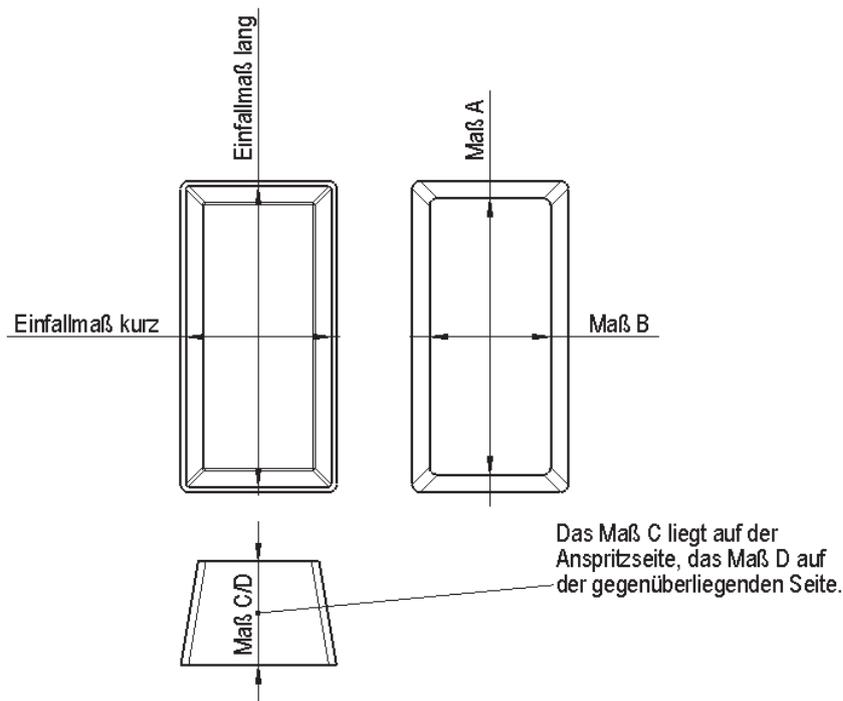


Abbildung 38: Definition der Bezugsmaße.

In Abbildung 39 sind die Abweichungen von Simulation zu Realität der genannten Maße in einem Balkendiagramm dargestellt. Positive Werte bedeuten, dass die berechneten Maße größer als die gemessenen sind und umgekehrt. Wie bereits angesprochen, liefert die 2.5D-Berechnung bei Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten bei einer Abkühlgeschwindigkeit von -20 K/min die besten Ergebnisse. Für die Schwundmaße A, C und D liefert die 2.5D-Berechnung bei Verwendung temperaturabhängiger c_p -Daten hervorragende Ergebnisse. Die Verzugsmaße, vor allem das „Einfallmaß kurz“, weichen stärker von den gemessenen Maßen ab.

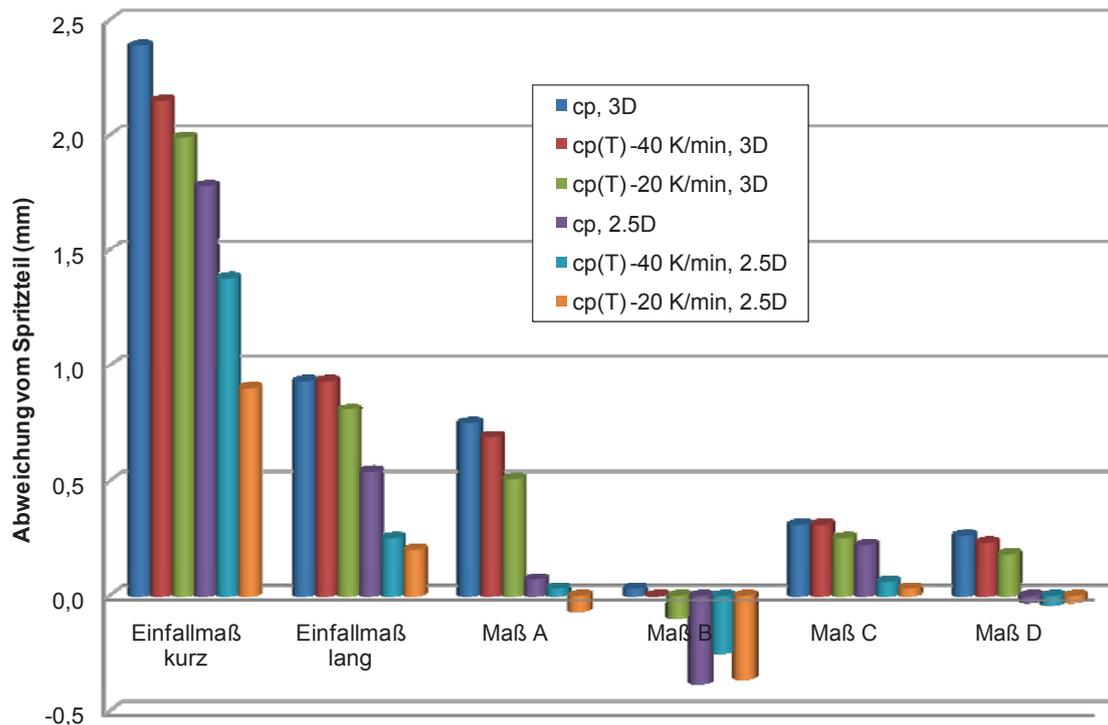


Abbildung 39: Vergleich der Ergebnisse der sechs Berechnungen mit der Geometrie des Spritzteils anhand der Abweichungen von sechs definierten Maßen.

In der folgenden Tabelle 9 sind die die sechs Soll-, Ist- und berechneten Maße aufgelistet. Die gelben Markierungen stellen jene berechneten Maße dar, die jeweils am geringsten von den Ist-Maßen abweichen.

Tabelle 9: Vergleich der Soll-Bezugsmaße mit jenen des Spritzteils (Ist-Maße) und den berechneten Maßen.

	Einfallmaß kurz (mm)	Einfallmaß lang (mm)	Maß A (mm)	Maß B (mm)	Maß C (mm)	Maß D (mm)
Soll	54,39	113,19	105,03	46,23	39,20	39,20
Ist	51,98	113,12	104,95	46,45	39,16	39,25
c_p, 3D	54,37	114,05	105,70	46,48	39,47	39,51
c_p(T) -40 K/min, 3D	54,13	114,05	105,64	46,45	39,47	39,48
c_p(T) -20 K/min, 3D	53,97	113,93	105,46	46,35	39,41	39,43
c_p, 2.5D	53,76	113,66	105,02	46,07	39,38	39,22
c_p(T) -40 K/min, 2.5D	53,36	113,37	104,98	46,20	39,22	39,21
c_p(T) -20 K/min, 2.5D	52,88	113,32	104,88	46,09	39,19	39,22

In Abbildung 40 ist die Formteiltemperatur der 3D-Berechnung nach ca. 7,5 s zu sehen. Die Skalierung reicht von 90 °C bis 205 °C. Die Unterschiede in den Formteiltemperaturen sind deutlich erkennbar. Die Berechnungen mit den temperaturabhängigen c_p -Daten ergeben deutlich höhere Formteiltemperaturen.

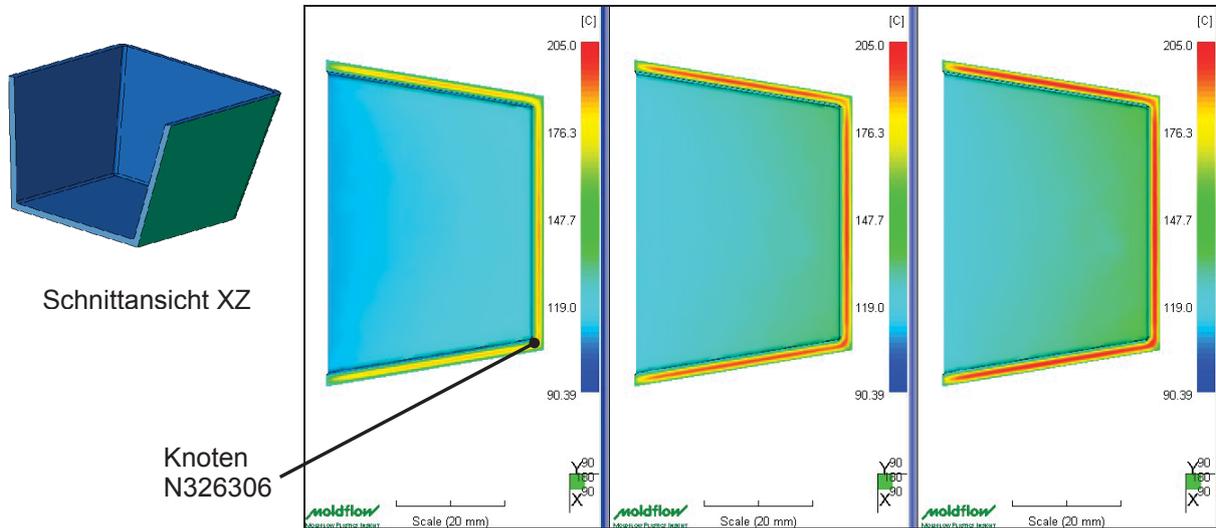


Abbildung 40: Formteiltemperatur nach ca. 7,5 s der 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

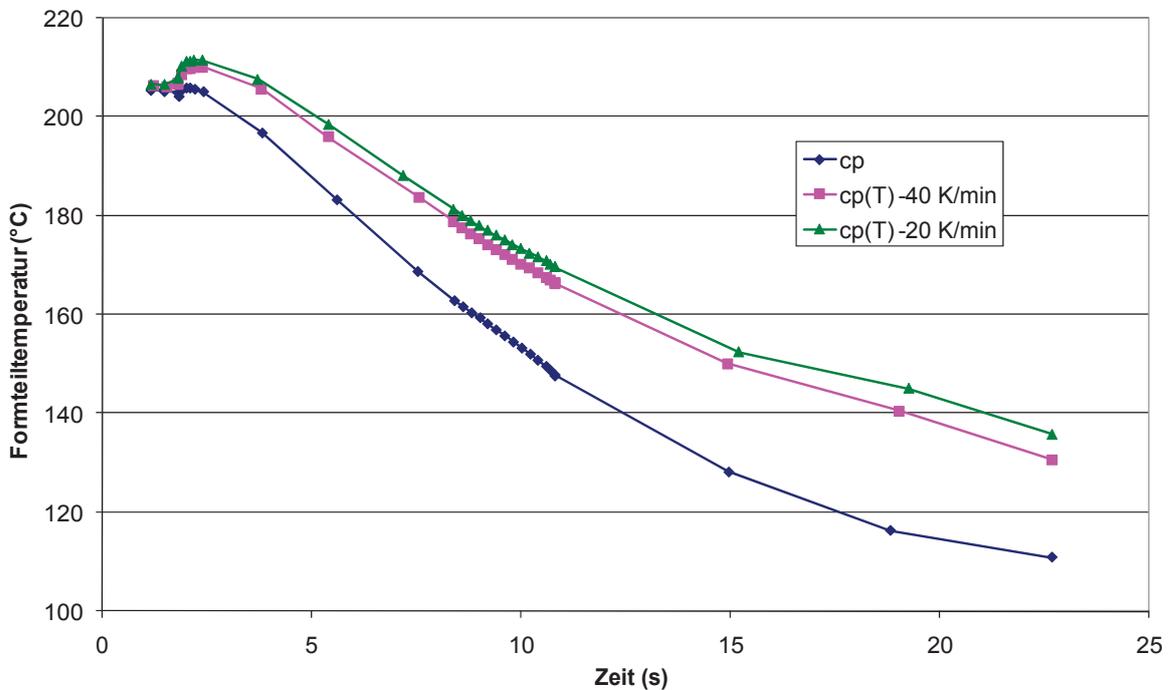


Abbildung 41: Formteiltemperatur des Knotens N326306 bei Verwendung der unterschiedlichen c_p -Daten.

In Abbildung 41 ist die Formteilmitteltemperatur über den Zyklus beispielhaft für den Knoten N326306 dargestellt. Der Knoten N326306 des 3D-Modells befindet sich wie in Abbildung 40 ersichtlich in Wanddickenmitte. Erkennbar ist eine deutlich höhere Abkühlgeschwindigkeit bei der Berechnung mit dem konstanten c_p -Wert. Die Unterschiede sind deutlich und betragen ca. 20 K. Die zwei Kurven der Berechnungen mit den temperaturabhängigen Daten zeigen infolge ihrer Ähnlichkeit nur geringe Unterschiede.

In Abbildung 42 ist die Volumenschwindung beim Entformen als Ergebnis der 3D-Berechnung dargestellt. Resultierend aus dem unterschiedlichen Temperaturverhalten ergeben sich unterschiedliche Volumenschwindungen, was wiederum zu Unterschieden in den Längs-, Quer- und Dickenschwindungen führt. Mittels des pvT-Diagramms erklärbar, zeigen höhere Entformungs- bzw. Formteilmitteltemperaturen größere Volumenschwindungen. Die Unterschiede der Volumenschwindungen sind deutlich erkennbar. Die Skalierung in der Abbildung reicht von 1 % bis 18,5 %.

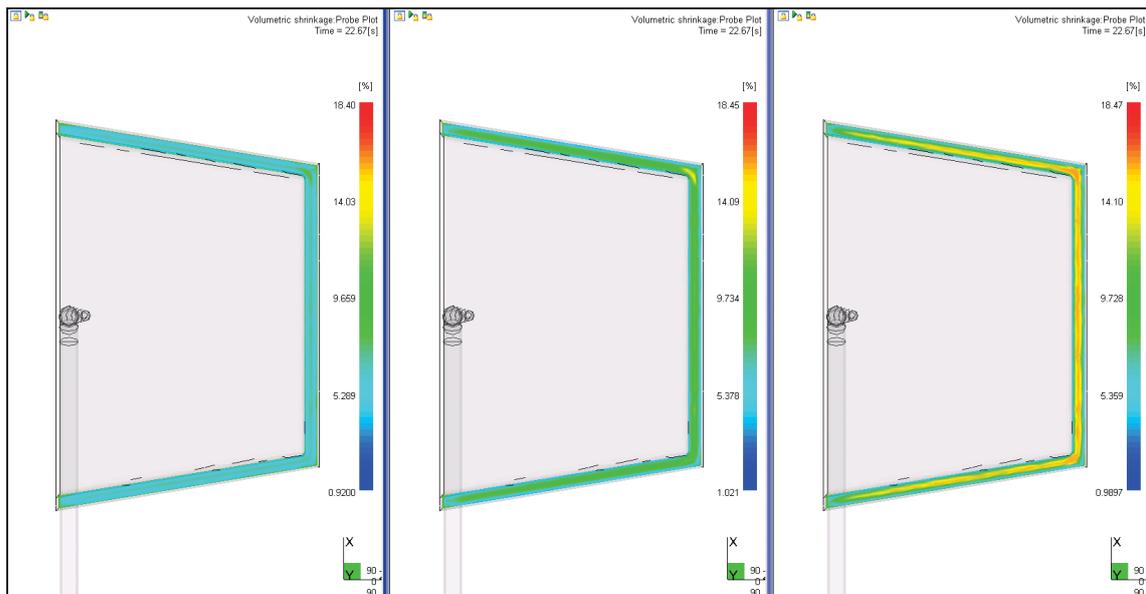


Abbildung 42: Volumenschwindung nach 22,7s (= Entformungszeitpunkt) der 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

In Abbildung 43 ist ein Schnitt des Simulationsmodells im Anschnittbereich dargestellt. Zu sehen ist die Einfrierzeit als Ergebnis der 3D-Berechnung. Die Skalierung reicht von 0,3 s bis 22,7 s. Resultierend aus dem Wärmehaushalt bzw. aus der Formteilmitteltemperatur ist bei Verwendung des konstanten c_p -Wertes eine geringere Einfrierzeit des Anschnittes zu erkennen. Unterschiede von ca. 7 s sind

erkennbar. Die Einfrierzeit ist entscheidend für die Übertragung der Nachdruckwirkung und folglich für das Schwindungs- und Verzugsverhalten. Die grauen Bereiche besitzen eine Einfrierzeit größer als 22,7 s.

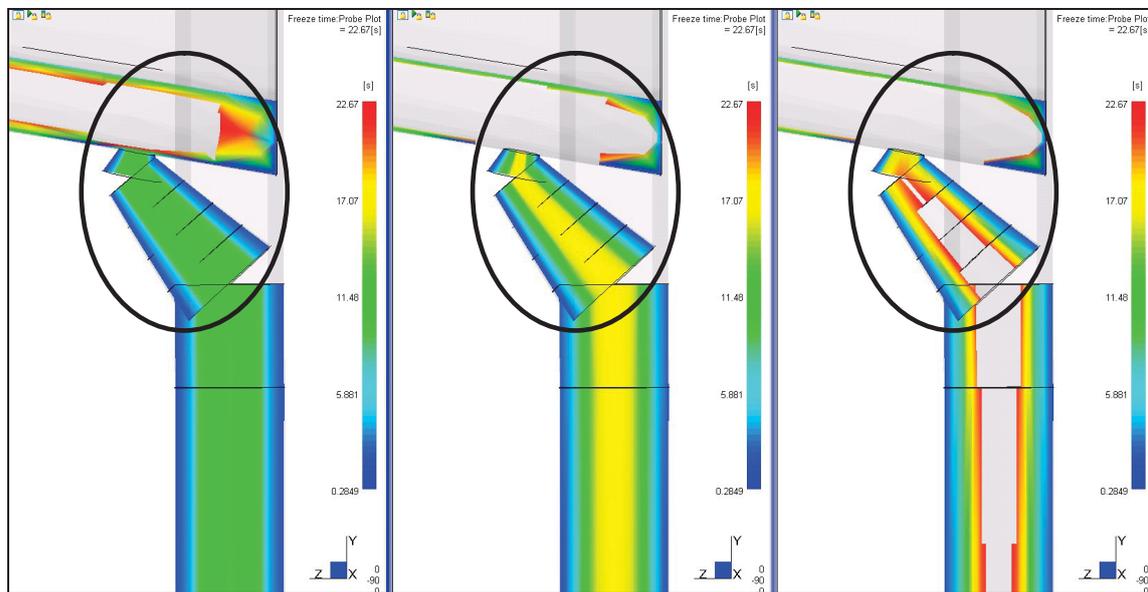


Abbildung 43: Einfrierzeit im Anschnittbereich, 3D Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

In den Abbildungen 44 bis 49 sind die Druckverläufe der Spritzversuche und der Berechnungen dargestellt. Die strichlierten Kurven geben die berechneten Druckverläufe wieder, die vollen Kurven sind die gemessenen Ist-Druckverläufe der Spritzversuche. Zusätzlich sind die Maschinensignale „Einspritzen“ und „Nachdruck“ im Diagramm dargestellt.

Wie in den Abbildungen zu erkennen ist, zeigen sich beträchtliche Druckunterschiede in den Absolutwerten von bis zu 30 % zwischen den berechneten und den gemessenen Druckverläufen. Die berechneten Drücke sind deutlich höher als die gemessenen bzw. die Druckverluste über die Fließlänge der Berechnungen sind geringer als die gemessenen. Das ist dadurch zu erklären, dass bei der Simulation nicht alle Effekte, die zu einem Druckverlust führen, berücksichtigt werden. Die Druckunterschiede ergeben sich beim Umschalten von Einspritzen auf Nachdruck.

Vergleicht man die Druckkurven der unterschiedlichen Berechnungen miteinander, kann man bei den berechneten Druckkurven mit den temperaturabhängigen c_p -Daten, abgesehen von den genannten Druckunterschieden, in der Nachdruckphase einen relativ parallelen Druckverlauf zu den gemessenen Druckkurven erkennen. Die berechneten Druckkurven mit den konstanten

c_p -Werten weichen in ihrer Parallelität stärker von den gemessenen Kurven ab. Das deutet auf eine realitätsnähere Simulation bei Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten hin.

Bei den 2.5D-Berechnungen (Abbildungen 47 bis 49) zeigen die Druckkurven unerklärliche Schwankungen. Möglicherweise treten numerische Probleme auf. Aufgrund dessen kann keine Aussage über die Qualität dieser Kurven bezüglich der Abhängigkeit der c_p -Daten getroffen werden.

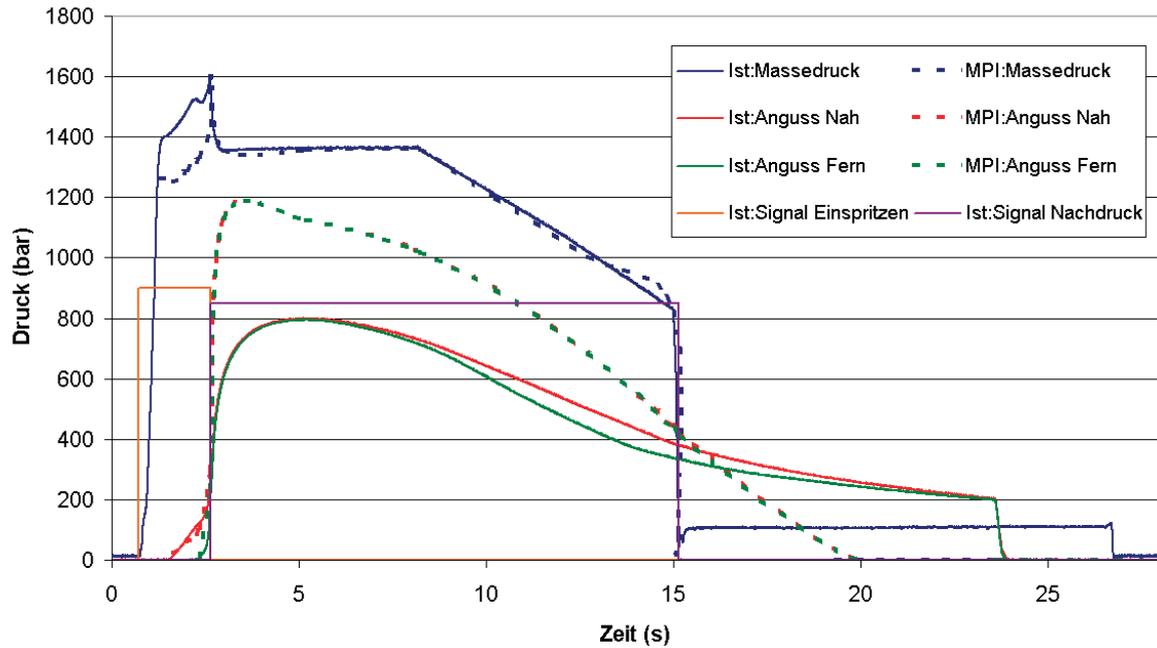


Abbildung 44: Druckverläufe: 3D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.

4. Ergebnisse und Diskussion

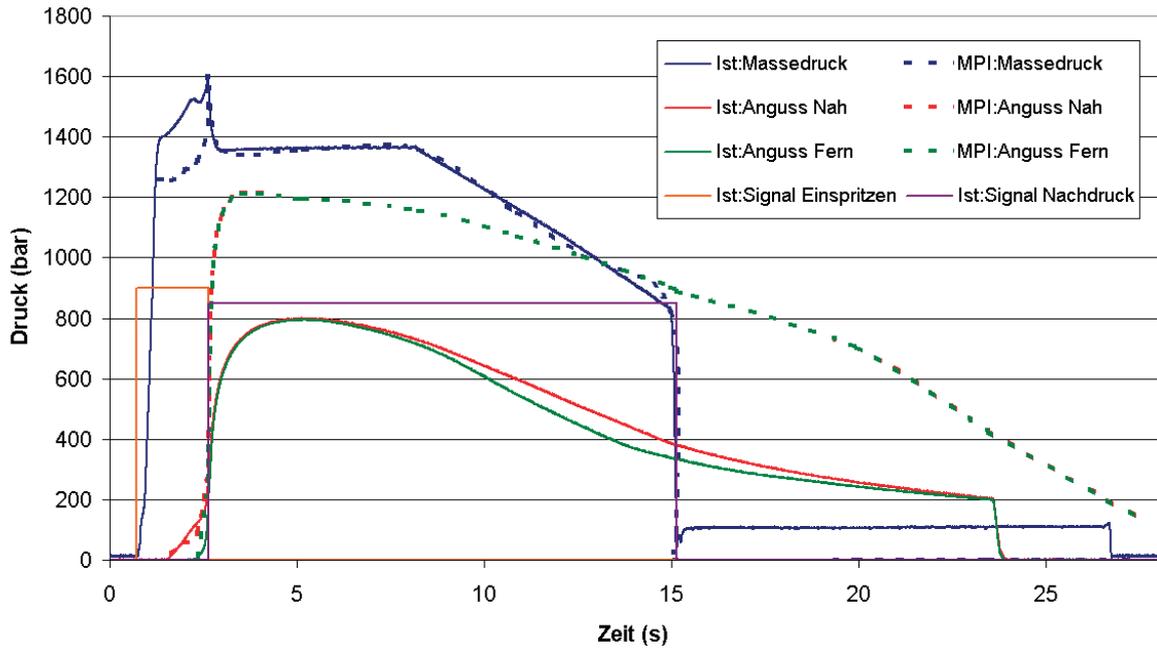


Abbildung 45: Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -40 K/min und gemessene Kurven.

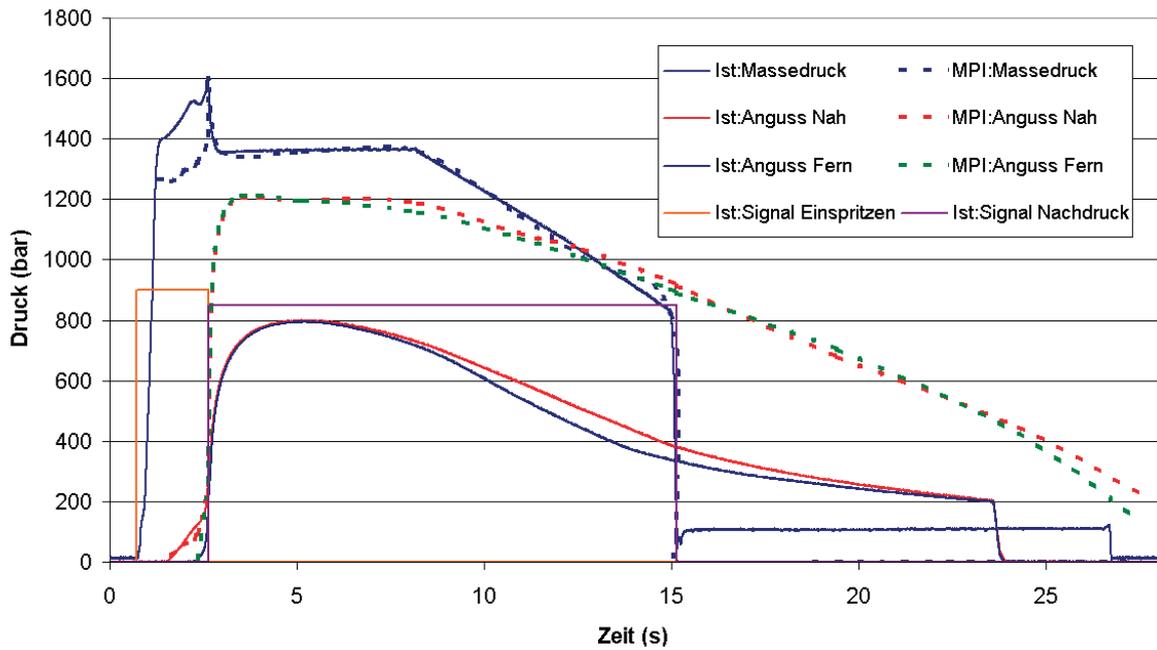


Abbildung 46: Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.

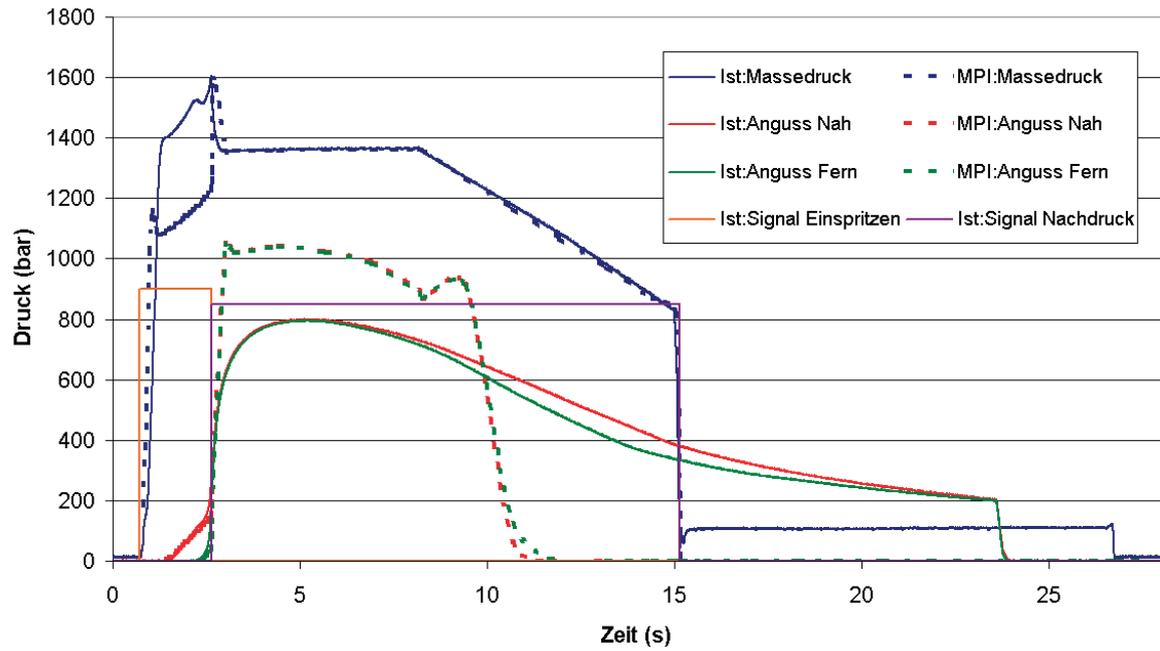


Abbildung 47: Druckverläufe: 2.5D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.

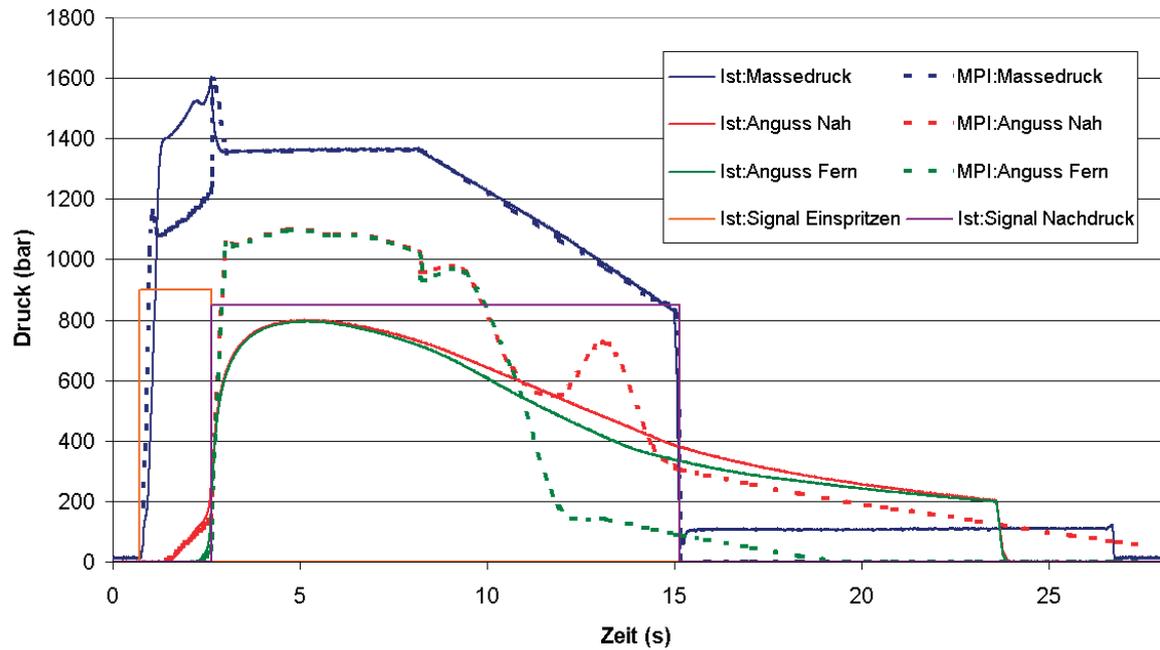


Abbildung 48: Druckverläufe: 2.5D mit c_p -Kurve -40 K/min und gemessene Kurven.

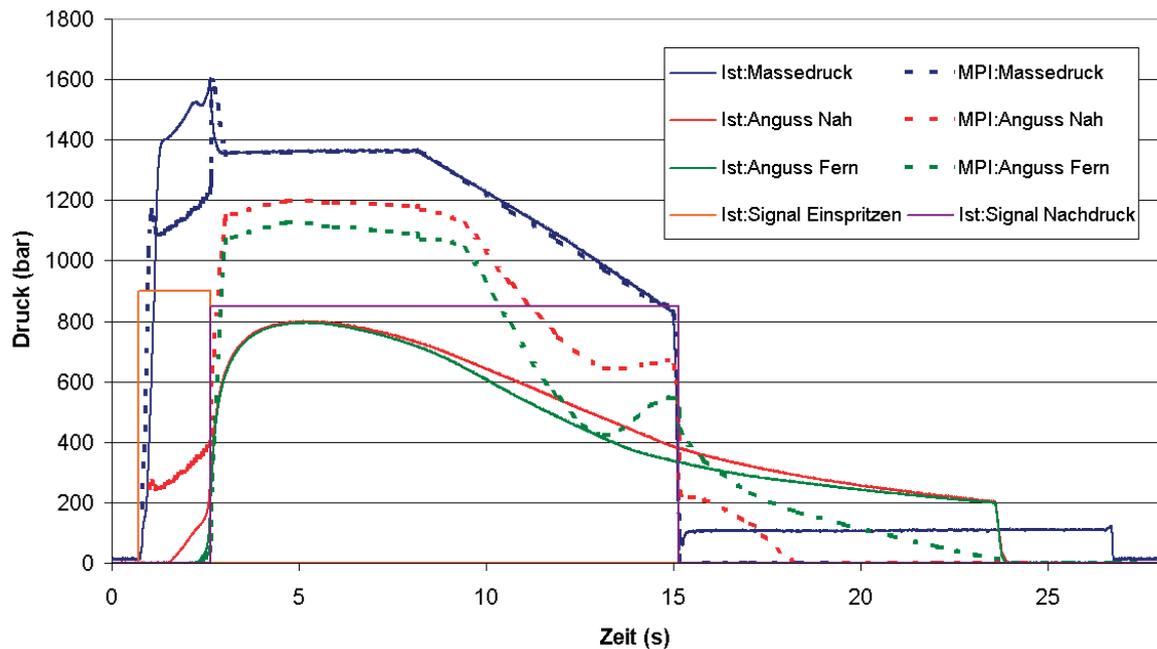


Abbildung 49: Druckverläufe: 2.5D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.

4.1.1.1 Übergangstemperatur

Wie in Kapitel 2.3.3.3 beschrieben wurde, spielt die Übergangstemperatur eine wichtige Rolle für die Schwindungs- und Verzugsergebnisse. Eine niedrigere Übergangstemperatur führt zu einer längeren und besseren Druckübertragung und folglich zu einer geringeren Schwindung. Das wurde bei der 2.5D-Berechnung bestätigt. Abbildung 50 zeigt Forminnendruckkurven des Knotens N5909 einer 2.5D-Berechnung mit einer Übergangstemperatur von 145 °C (entspricht dem in MPI vorgegebenen Wert) und 135 °C. Ersichtlich ist eine deutlich bessere und längere Nachdruckwirkung bei Verwendung der niedrigeren Übergangstemperatur.

In Abbildung 51 ist der Verzug als Folge unterschiedlicher Schwindung dieser 2.5D-Berechnung bei den zwei genannten unterschiedlichen Übergangstemperaturen dargestellt. Der Schwindwert der Berechnung mit der höheren Übergangstemperatur beträgt ca. 2 %, der Schwindwert der Berechnung mit der niedrigeren Übergangstemperatur ca. 1,6 %.

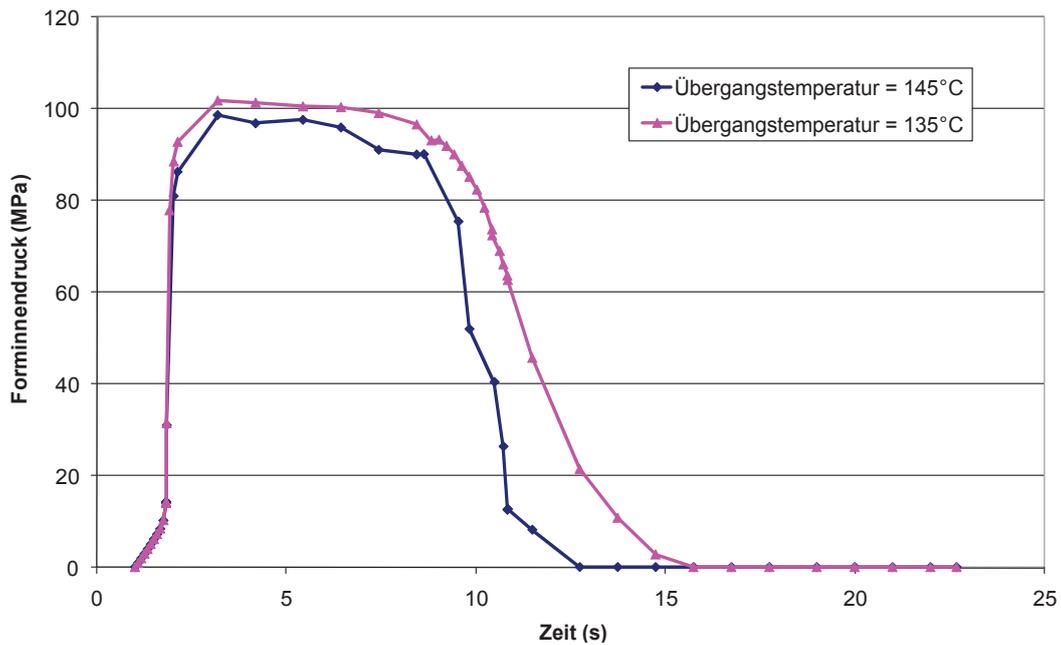


Abbildung 50: Forminnendruckkurven des Knotens N5909 bei zwei verschiedenen Übergangstemperaturen der 2.5D-Berechnung unter Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten (-20 K/min).

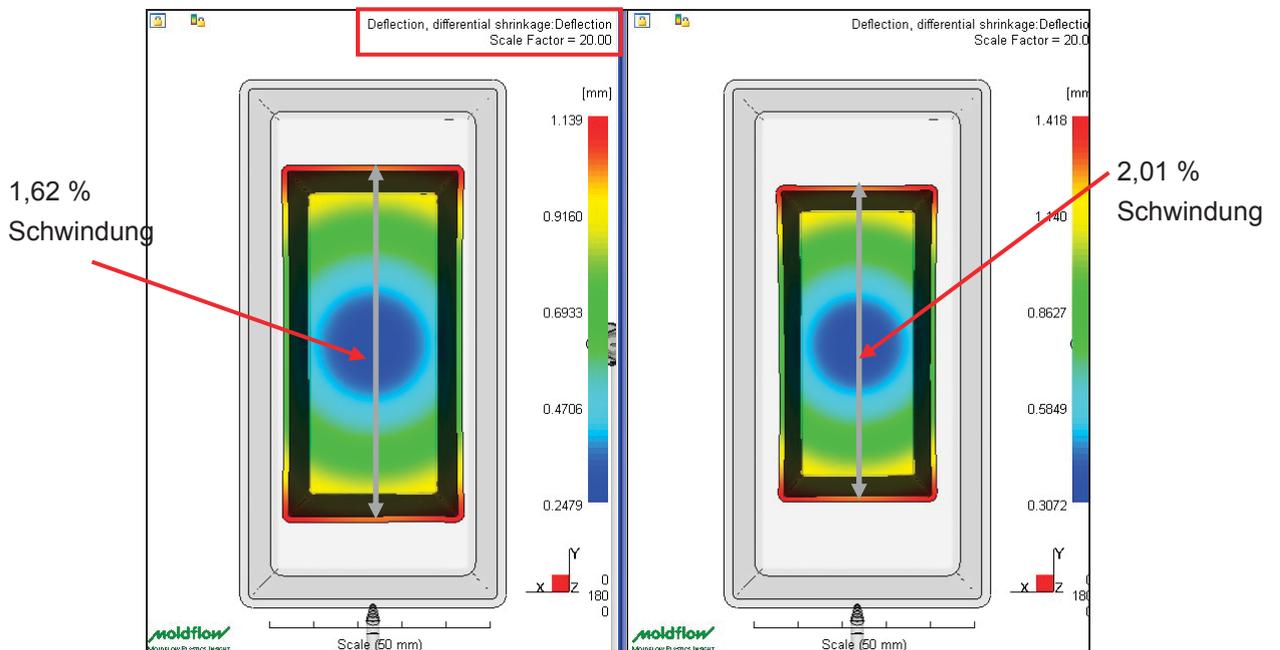


Abbildung 51: Verzugsunterschiede infolge unterschiedlicher Schwindung der 2.5D-Berechnung mit einer Übergangstemperatur von 135 °C (links) und 145 °C (rechts) bei Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten (-20 K/min), 20-fache Skalierung.

Bei der 3D-Berechnung zeigten die Untersuchungen einen deutlich geringeren Einfluss der Übergangstemperatur auf die Forminnendrucke bzw. auf die Schwindungs- und Verzugswerte. Möglicher Grund dafür sind die unterschiedlichen Berechnungsansätze in MPI. Abbildung 52 zeigt Forminnendruckkurven der 3D-Berechnung bei den zwei unterschiedlichen Übergangstemperaturen. Schwindungs- und Verzugsunterschiede, wie bei der 2.5D-Berechnung wurden nicht festgestellt.

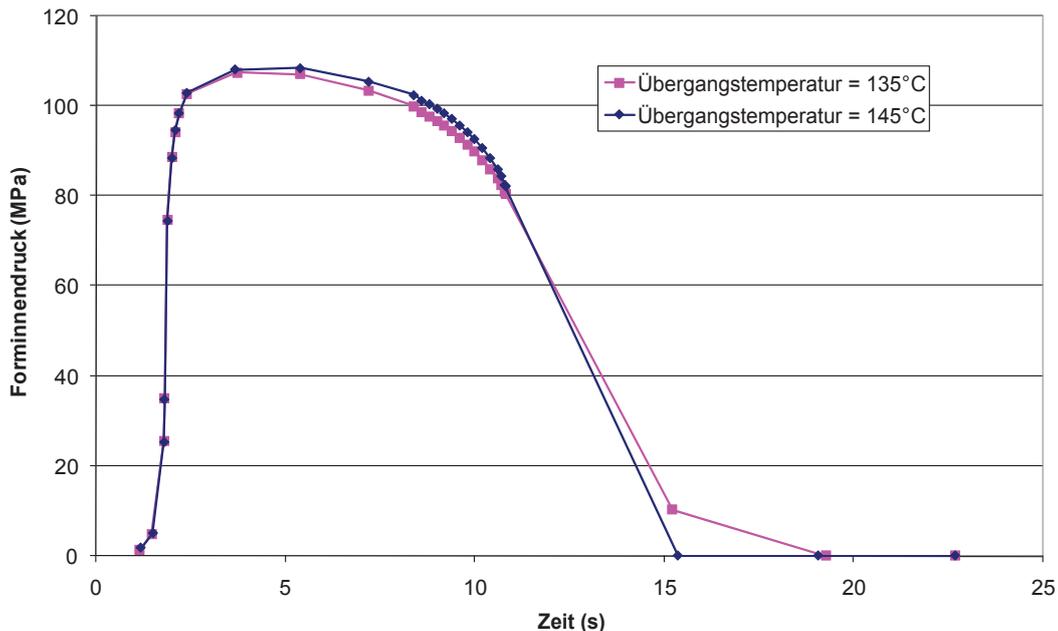


Abbildung 52: Forminnendruckkurven des Knotens N5909 der 3D Berechnung bei zwei verschiedenen Übergangstemperaturen bei Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten (-20 K/min).

4.1.2 Querteiler

Beim Querteiler lassen sich die gleichen Ergebnisse bezüglich des Verzugs wie beim Prüfkästchen feststellen. Die Berechnungen mit den temperaturabhängigen c_p -Daten führen zu höheren Schwund- und Verzugswerten, wie aus den Abbildungen 53 und 54 zu erkennen ist. Die Skalierung in Abbildung 53 reicht von 0,05 mm bis 1,08 mm, in Abbildung 54 reicht die Skalierung von 0 mm bis 1,25 mm. Wie aus Abbildung 54 erkennbar ist, zeigt das Verzugsergebnis bei Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten (vorallem bei einer Abkühlgeschwindigkeit von -20 K/min) einen bemerkbar realistischeren Bauteilverzug im Gegensatz zum Verzugsergebnis der Berechnung mit dem konstanten c_p -Wert. Ähnlich wie beim Prüfkästchen kommt es durch die

Verwendung von den temperaturabhängigen c_p -Daten, sowohl bei der 2.5D- wie auch bei der 3D-Berechnung, zu besseren Korrelationen mit den experimentellen Ergebnissen.

Aufgrund der Geometrie neigt der Querteiler zu einem ähnlichen Verzugsverhalten wie das Prüfkästchen. Trotz der Konturkühlung kommt es zu einem Einfallen der Seitenwände (markierte Bereiche in den Abbildungen 53 und 54).

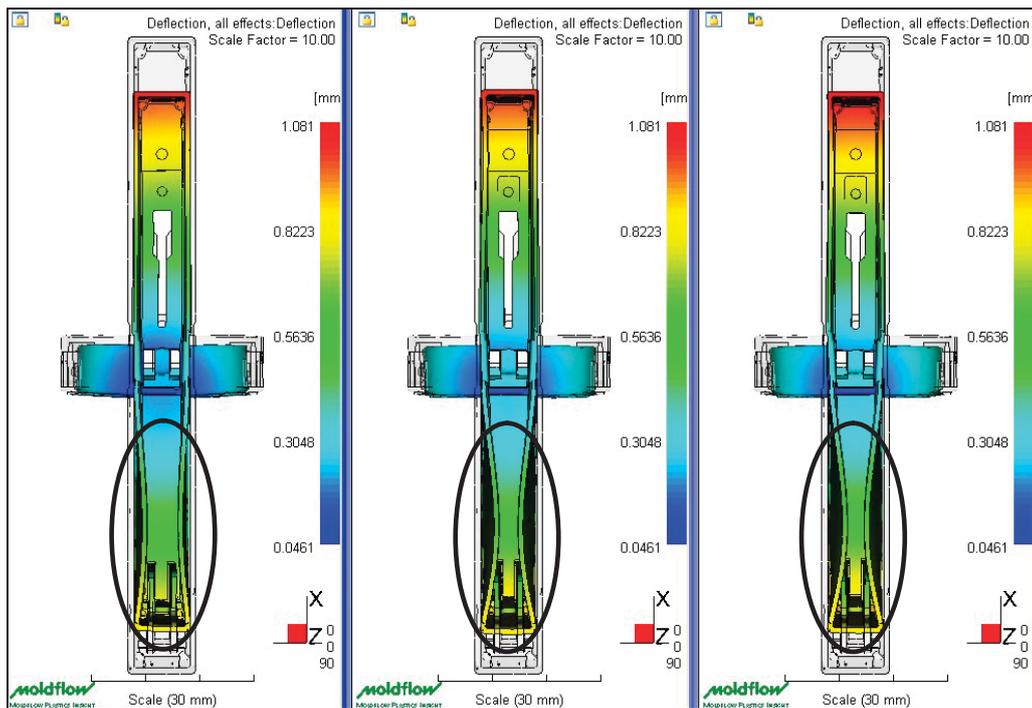


Abbildung 53: Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min , rechts: c_p -Kurve -20 K/min , 10-fache Skalierung.

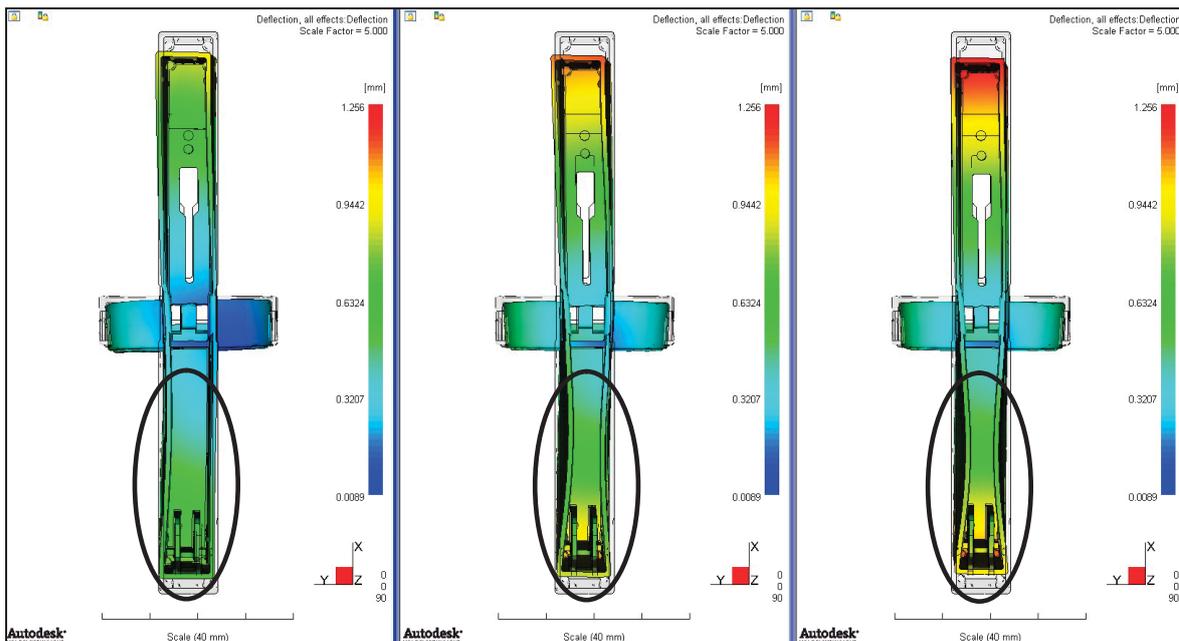


Abbildung 54: Gesamtverzug, 2.5D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.

In den Abbildungen 55, 56, 57, und 59 bzw. in Tabelle 10 sind die simulierten Ergebnisse den experimentellen Ergebnissen gegenübergestellt. Eine deutliche Verbesserung hinsichtlich der Verzugskorrelation zwischen Simulation und Realität bei Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten ist erkennbar. Die 2.5D-Berechnungen liefern wie beim Prüfkästchen bessere Ergebnisse als die 3D-Berechnungen. Ähnlich wie auch beim Prüfkästchen wird der starke Einfall der Seitenflächen, wie er in der Realität vorkommt, bei der Simulation nicht abgebildet. Die geometrische Kombination vom Spritzteil mit den berechneten Geometrien erfolgte mittels „Best fit“.

Vergleicht man die Abbildungen 55 und 56 miteinander, kann man bei Zweiter eine bessere Korrelation von Simulation und Realität erkennen. Daraus ist zu entnehmen, dass es bei Zugabe von Masterbatch (Farbe: seidenweiß) zu einem geringeren Einfall der Seitenflächen bzw. zu einem kleineren Verzug kommt. Alle Abbildungen besitzen die gleiche Skalierung von -2 mm bis $+2$ mm.

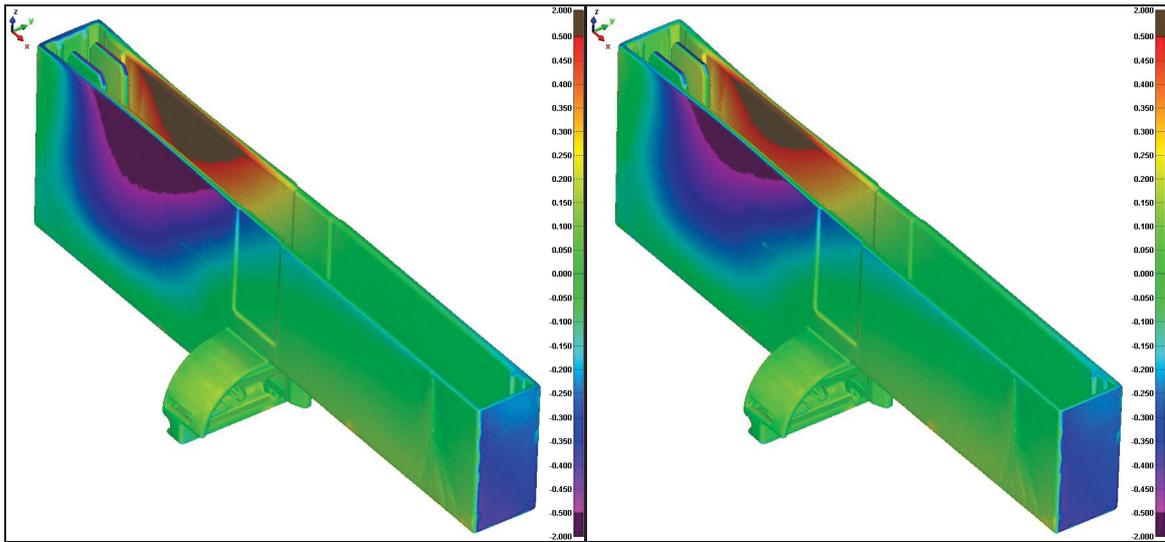


Abbildung 55: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem realen Spritzteil (natur), links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -40 K/min .

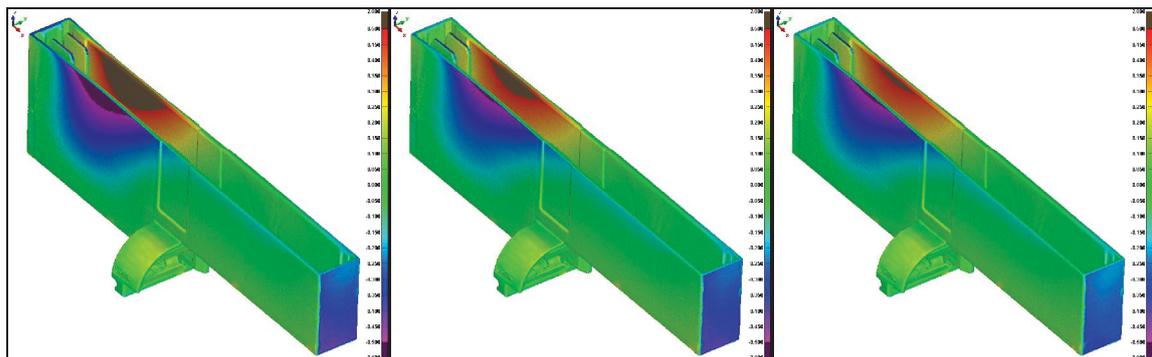


Abbildung 56: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem realen Spritzteil (seidenweiß), links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min , rechts: c_p -Kurve -20 K/min .

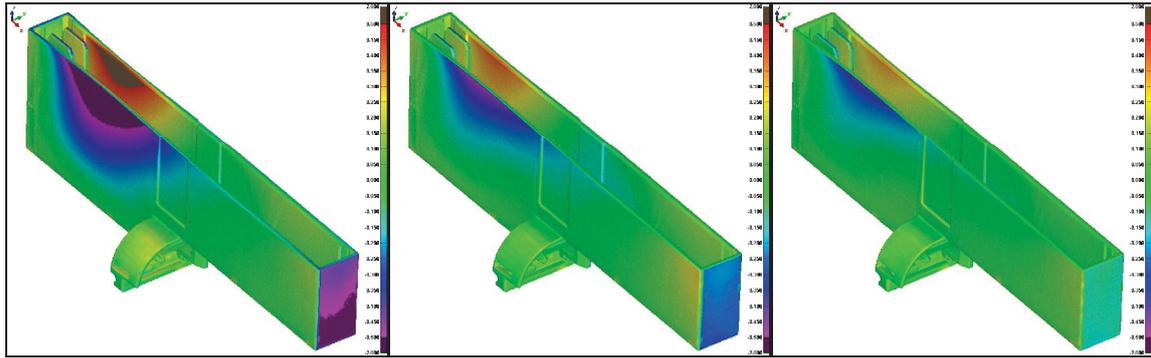


Abbildung 57: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 2.5D-Berechnung mit dem realen Spritzteil (seidenweiß), links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min

Zusätzlich zur optischen Beurteilung der Verzugskorrelation wurden auch beim Querteiler Vergleichsmaße zur weiteren Auswertung verwendet. Die Maße sind in Abbildung 58 dargestellt. Zum einen wurden die Formteilhöhe und die Formteillänge als Maß für die Schwindung verwendet, zum anderen das kritische Einfallmaß als Vergleich für den Verzug.

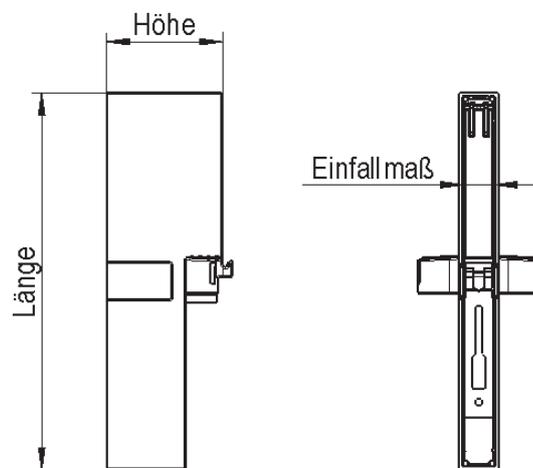


Abbildung 58: Definition der Vergleichsmaße.

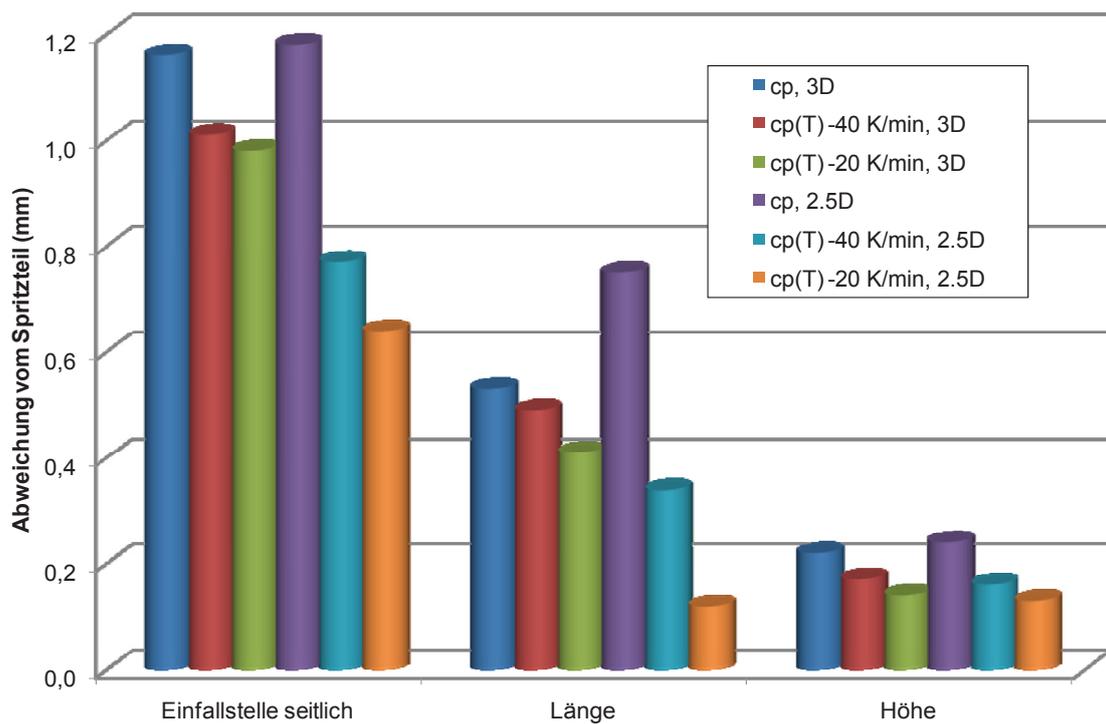


Abbildung 59: Vergleich der Geometrie der sechs Simulationsberechnungen mit der Geometrie des Spritzteils anhand der Abweichungen von drei definierten Maßen.

Tabelle 10: Vergleich der Soll-Bezugsmaße mit jenen des Spritzteils (Ist) und den berechneten Maßen.

	Einfallstelle seitlich (mm)	Länge (mm)	Höhe (mm)
Soll	8,40	114,60	35,00
Ist	7,76	114,35	34,86
c_p, 3D	8,92	114,88	35,08
c_p(T) BASF, 3D	8,77	114,84	35,03
c_p(T) Blum, 3D	8,74	114,76	35,00
c_p, 2.5D	8,94	115,10	35,10
c_p(T) BASF, 2.5D	8,53	114,69	35,02
c_p(T) Blum, 2.5D	8,40	114,47	34,99

Die in den Abbildungen 60 bis 63 dargestellten Ergebnisse zeigen ähnliche Tendenzen wie beim Prüfkästchen.

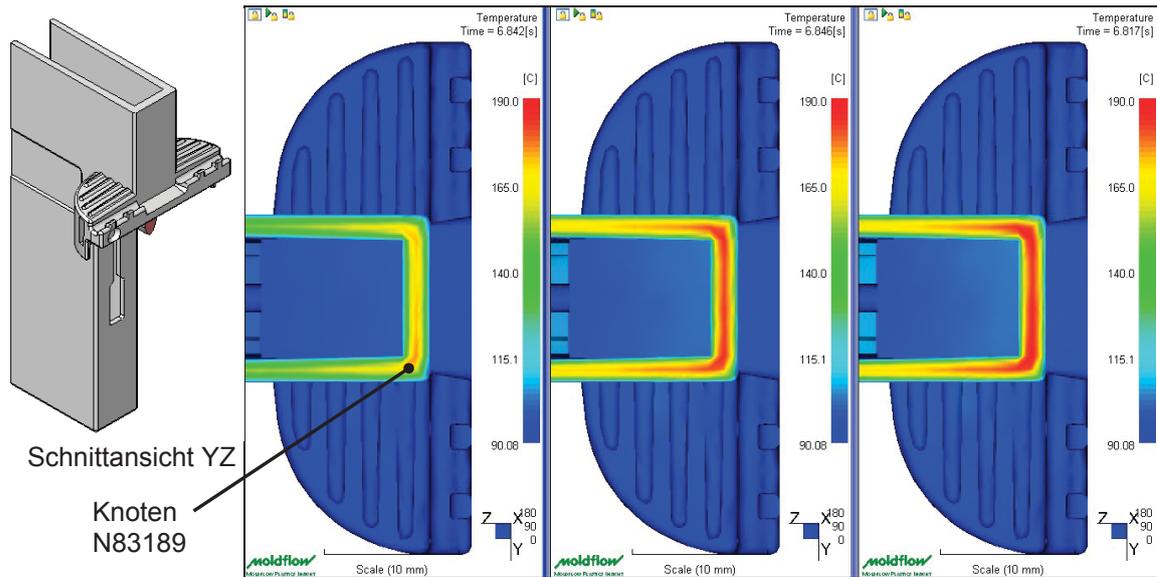


Abbildung 60: Formteilmtemperatur nach ca. 6,8 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 90 °C bis 190 °C.

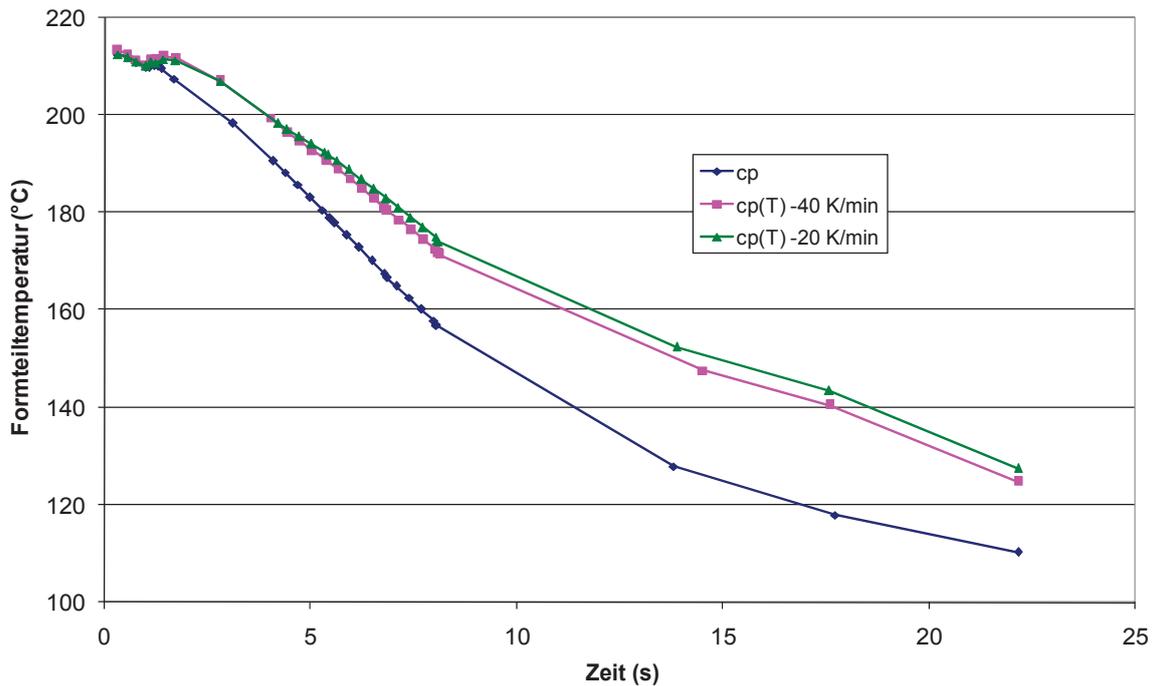


Abbildung 61: Formteilmtemperatur bei Verwendung der unterschiedlichen c_p -Daten im Knoten N83189.

4. Ergebnisse und Diskussion

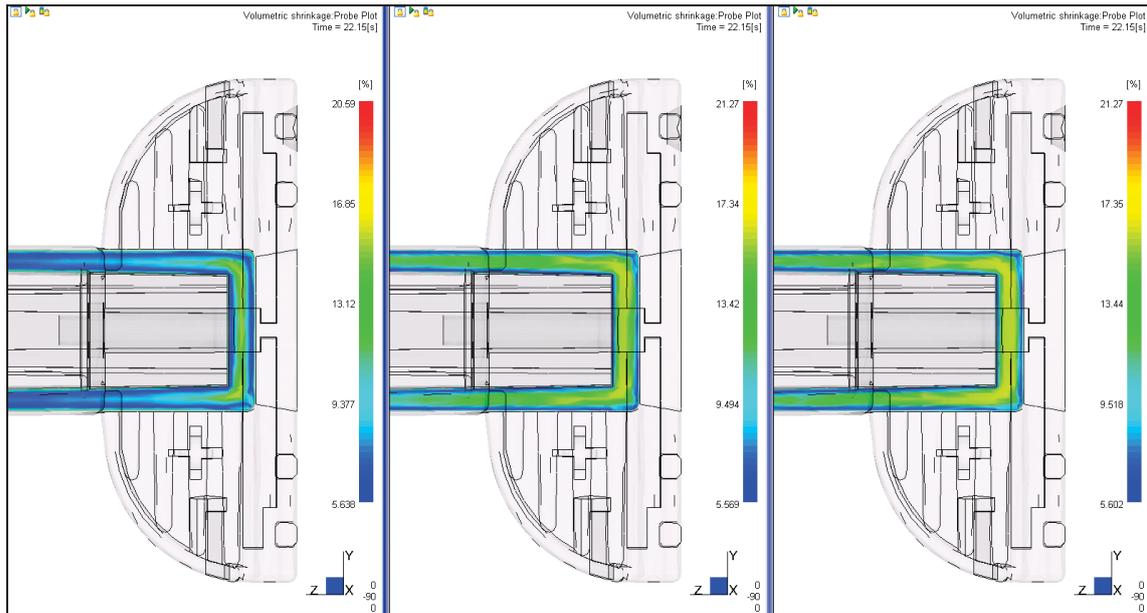


Abbildung 62: Volumenschwindung nach 22,15 s (= Entformungszeitpunkt), 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 5,5 % bis 21 %.

Analog Abbildung 62 kann man auch in Abbildung 63 die Auswirkung der unterschiedlichen c_p -Daten anhand des prozentuellen Anteils an eingefrorener Randschicht erkennen.



Abbildung 63: Eingefrorene Randschicht in % beim Entformen, 3D Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0 % bis 100 %.

4.2 PA6

Anders als bei den Untersuchungen mit POM spielte der Einfluss der unterschiedlichen c_p -Daten bei den Untersuchungen mit PA6 eine relativ geringe Rolle. Das ergaben sowohl die Untersuchungen mit dem Prüfkästchen wie auch jene mit dem Laufwagen-Kopf. Eine Ursache dafür ist die im Vergleich zum POM geringe Verarbeitungsschwindigkeit. POM zeigt eine Verarbeitungsschwindigkeit von ca. zwei Prozent. Die Verarbeitungsschwindigkeit von PA6 beträgt ca. ein Prozent. Eine weitere mögliche Ursache für den kaum vorhandenen Einfluss der c_p -Daten auf die Verzugsergebnisse bei PA6 ist die praktisch gleiche Enthalpiemenge bei den konstanten und bei den temperaturabhängigen c_p -Daten (Abbildung 20). Für den konstanten c_p -Wert beträgt der Enthalpieinhalt bei einer Temperaturdifferenz von 210 K (zwischen 60 und 270 °C) 573 kJ/kg, für die temperaturabhängigen c_p -Daten beträgt der Enthalpieinhalt im selben Temperaturbereich 595 kJ/kg. Vergleicht man dazu den Unterschied der Enthalpien bei den beiden c_p -Daten für POM (Abbildung 19), kann man eine um ca. 50 % größere Enthalpie bei den temperaturabhängigen c_p -Daten erkennen. 480 kJ/kg beträgt die Enthalpie für die temperaturabhängigen c_p -Daten, 315 kJ/kg für die konstanten c_p -Daten bei einer Temperaturdifferenz von 150 K (zwischen 60 und 210 °C).

4.2.1 Prüfkästchen

Das grundsätzliche Verzugsverhalten des PA6-Prüfkästchens entspricht dem des POM-Prüfkästchens. Die Ergebnisse der Simulationen mit den konstanten c_p -Daten wie auch jene mit den temperaturabhängigen c_p -Daten zeigten für beide Berechnungsvarianten (2.5D und 3D) relativ geringe Unterschiede. Die geringen Unterschiede waren in allen Ergebnissen, angefangen von der Formteilmtemperatur bis hin zum Verzug, zu erkennen. In den Abbildungen 64 und 65 sind die Verzugsergebnisse in Form von Farbplots ersichtlich. Die Skalierung bei den 3D-Berechnungen reicht von 0,26 mm bis 1,40 mm, bei den 2.5D-Berechnungen von 0,39 mm bis 1,78 mm.

4. Ergebnisse und Diskussion

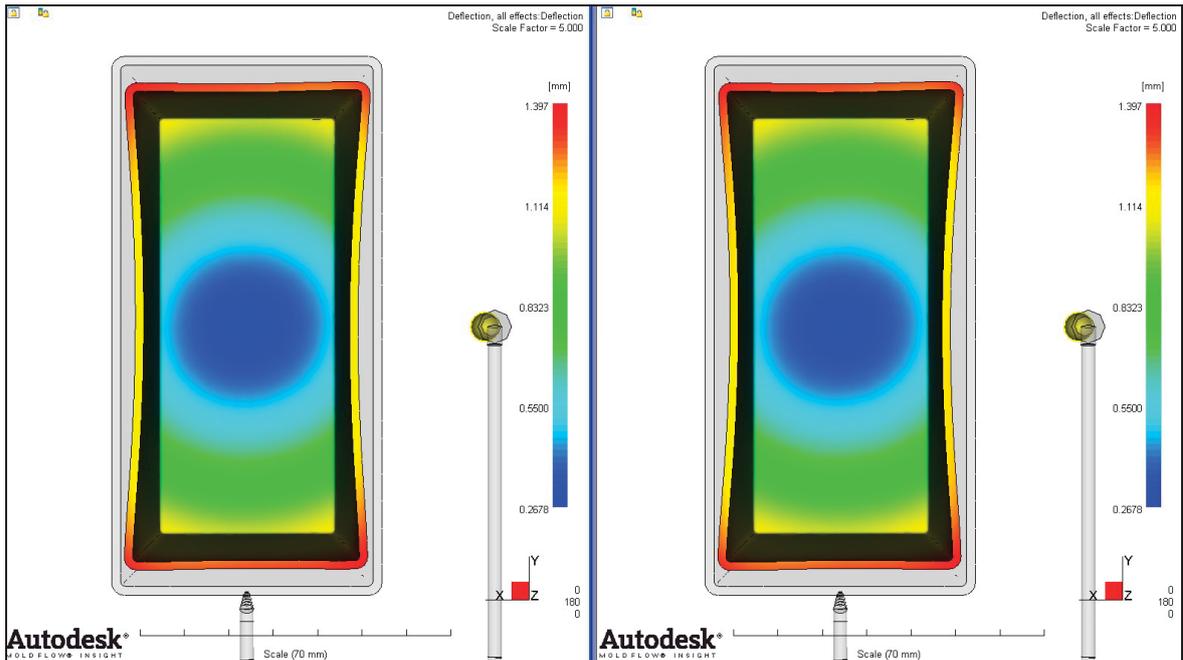


Abbildung 64: Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.

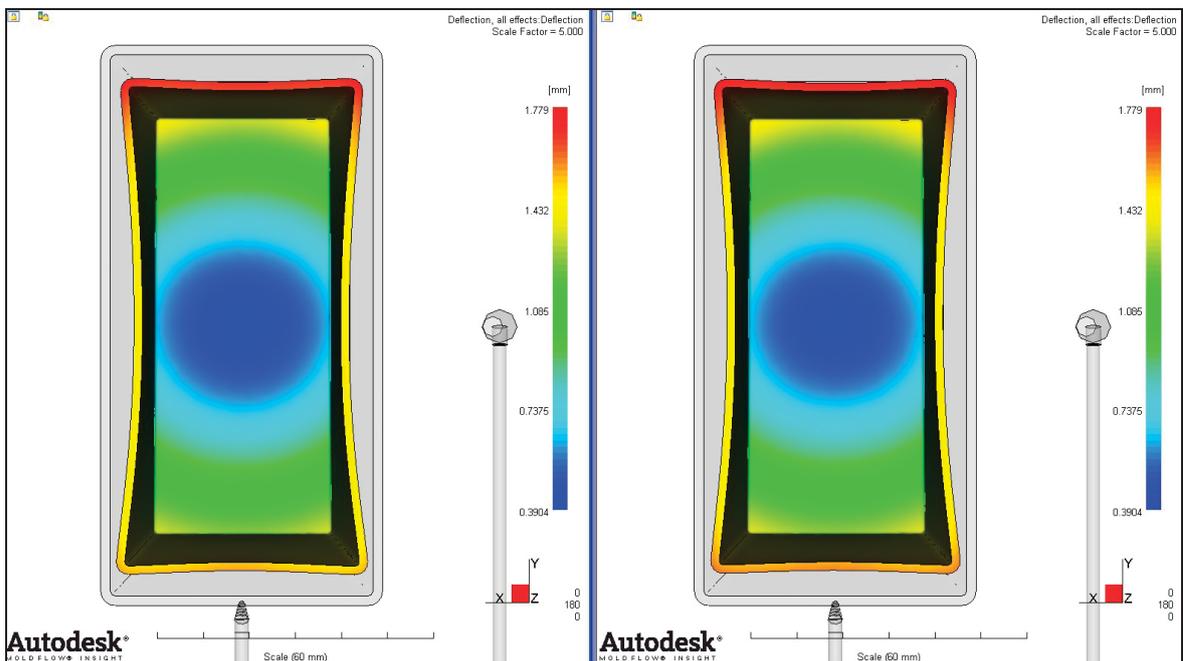


Abbildung 65: Gesamtverzug, 2.5D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.

Im Gegensatz zu den Untersuchungen mit POM ergaben die berechneten Verzugsergebnisse höhere Werte als die gemessenen Verzugswerte. Wiederum lieferte die 2.5D-Berechnung die größeren Verzugs- und Schwindungswerte als

die 3D-Berechnung (Abbildungen 66 bis 68 bzw. Tabelle 11), d.h. die 3D-Berechnungen zeigten bessere Verzugsergebnisse als die 2.5D-Berechnungen. Die Skalierung in den folgenden zwei Abbildungen reicht von -2 mm bis +2 mm.

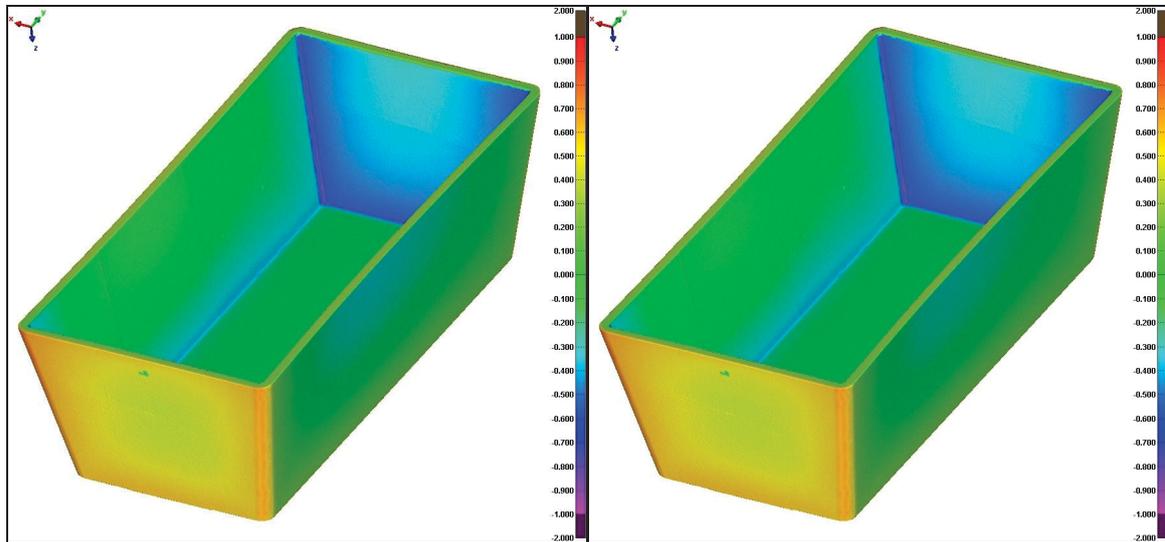


Abbildung 66: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

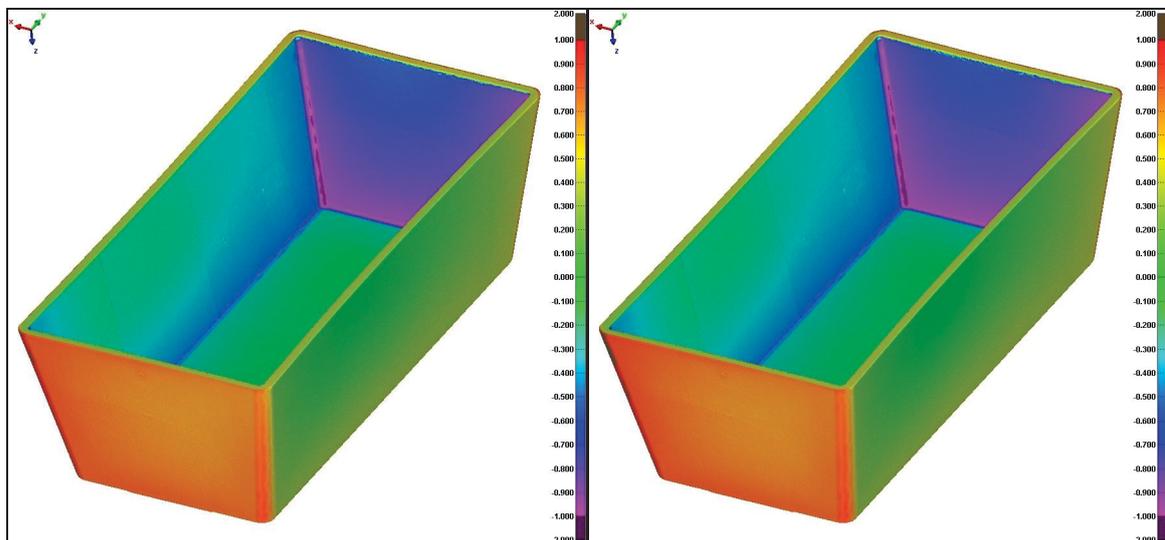


Abbildung 67: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 2.5D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

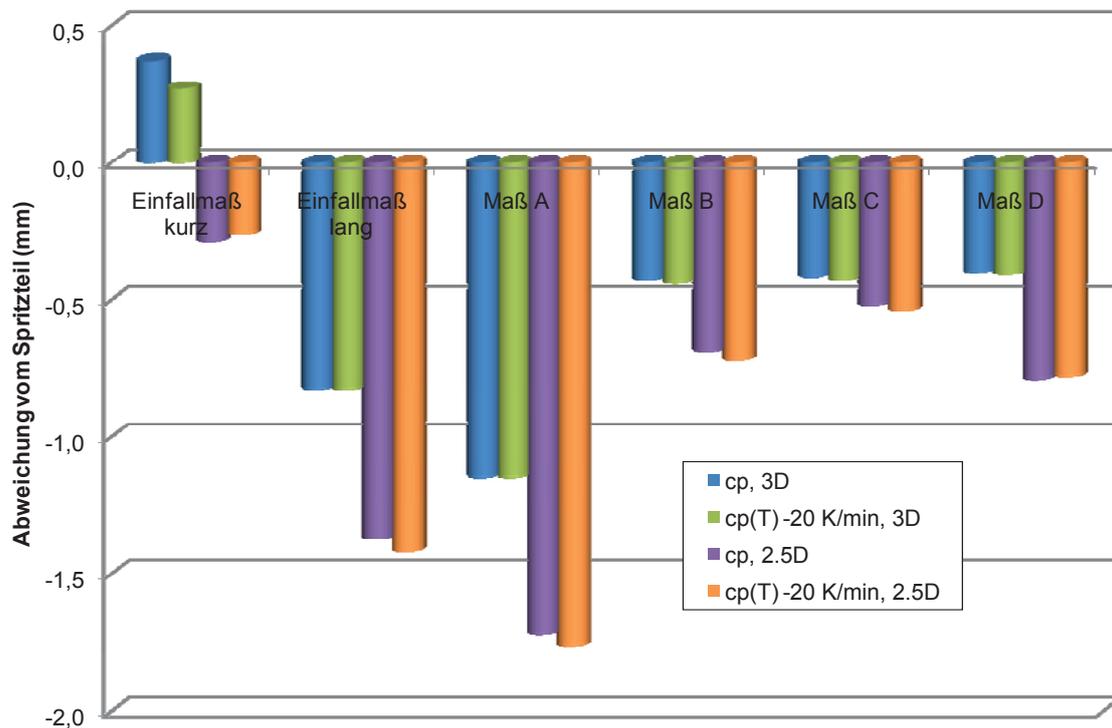


Abbildung 68: Vergleich der Geometrie der vier Simulationsberechnungen mit der Geometrie des Spritzteils anhand der Abweichungen von sechs definierten Maßen.

Tabelle 11: Vergleich der Soll-Bezugsmaße mit jenen des Spritzteils (Ist) und den berechneten Maßen.

	Einfallmaß kurz (mm)	Einfallmaß lang (mm)	Maß A (mm)	Maß B (mm)	Maß C (mm)	Maß D (mm)
Soll	54,95	114,35	106,10	46,70	39,60	39,60
Ist	53,27	114,17	106,14	46,58	39,63	39,67
c_p, 3D	53,64	113,34	104,99	46,15	39,21	39,27
c_p(T) -20 K/min, 3D	53,54	113,34	104,99	46,14	39,20	39,26
c_p, 2.5D	52,98	112,80	104,42	45,89	39,11	38,88
c_p(T) -20 K/min, 2.5D	53,01	112,75	104,38	45,86	39,09	38,89

Die Abbildungen 69 bis 73 zeigen die Formteilmperatur und die daraus resultierenden Ergebnisse Volumenschwindigkeit, eingefrorene Randschicht und Einfrierzeit im Anschnittbereich. Zum Teil sind (geringe) Unterschiede infolge der

unterschiedlichen c_p -Daten zu erkennen, welche jedoch keinen praktischen Einfluss auf die Verzugergebnisse haben.

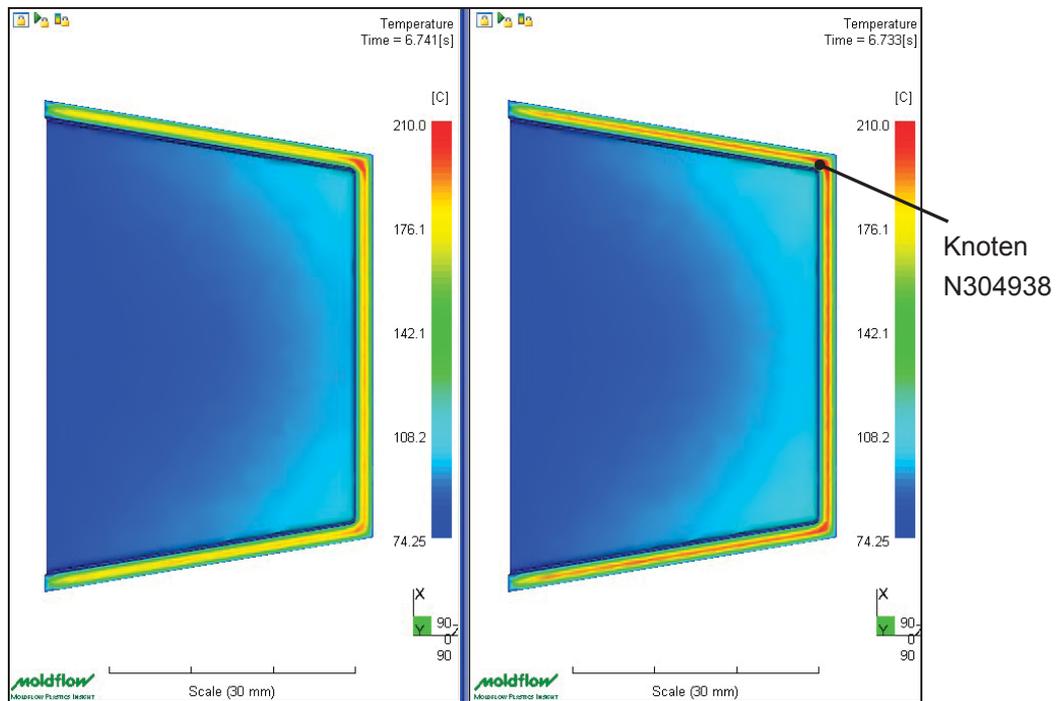


Abbildung 69: Formteiltonemperatur nach ca. 6,7 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 74 °C bis 210 °C.

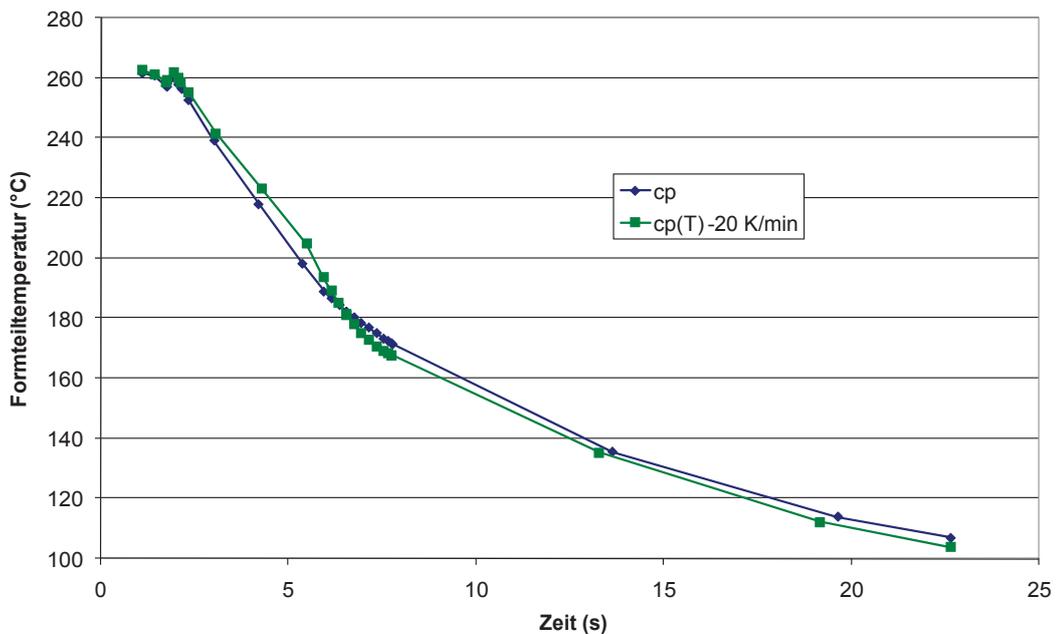


Abbildung 70: Temperaturverlauf im Knoten N304938 der 3D-Berechnungen mit den unterschiedlichen c_p -Daten.

4. Ergebnisse und Diskussion

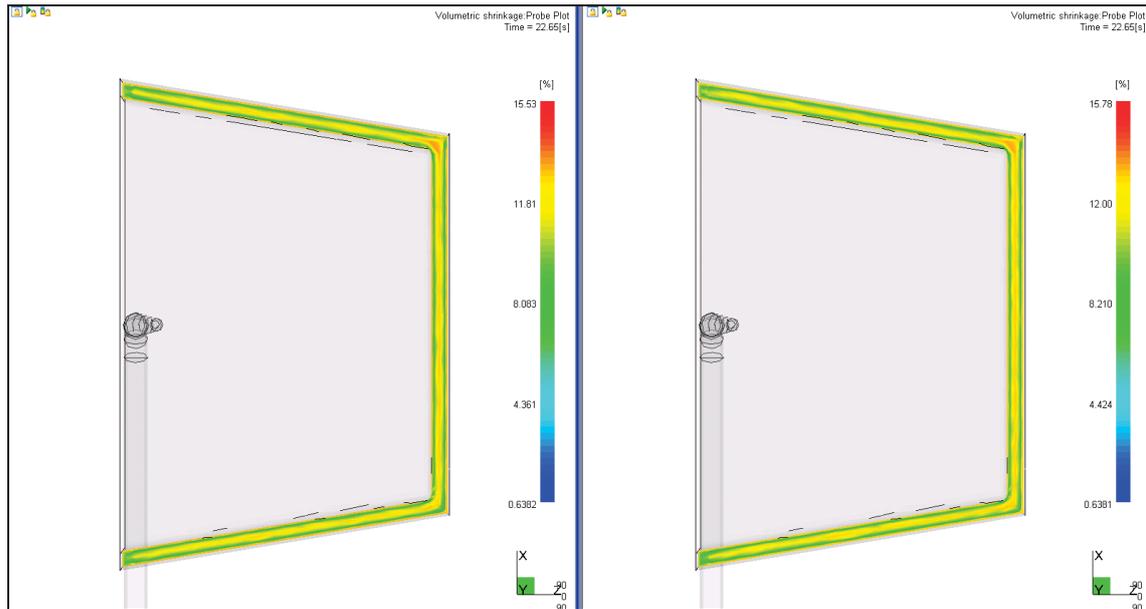


Abbildung 71: Volumenschwindung nach 22,65 s (= Entformungszeitpunkt), 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0,6 % bis 15,6 %.

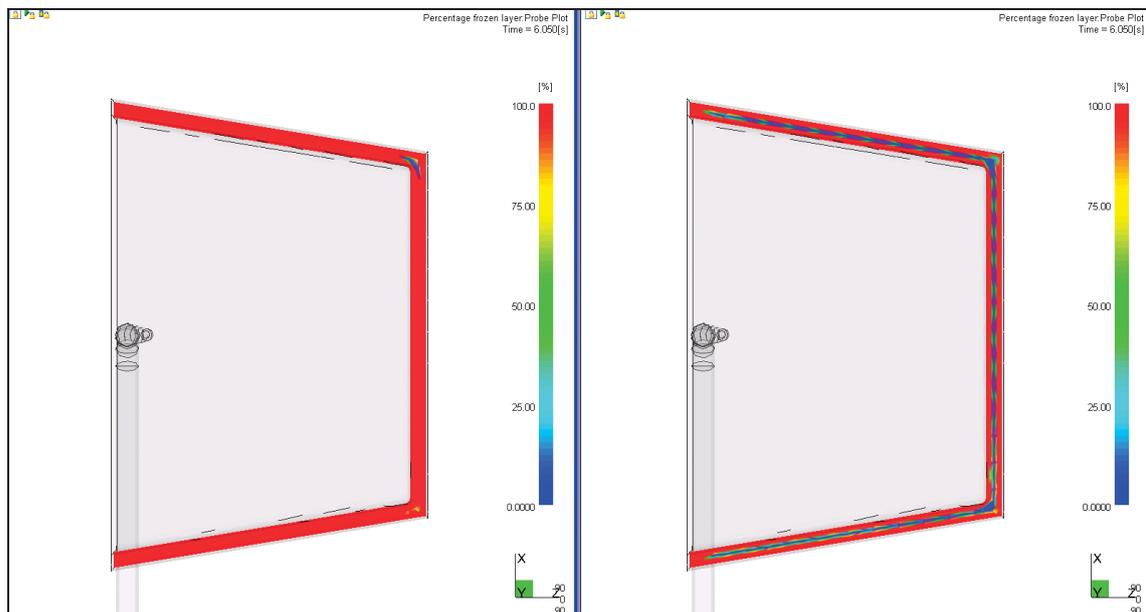


Abbildung 72: Eingefrorene Randschicht in % nach ca. 6 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0 % bis 100 %.

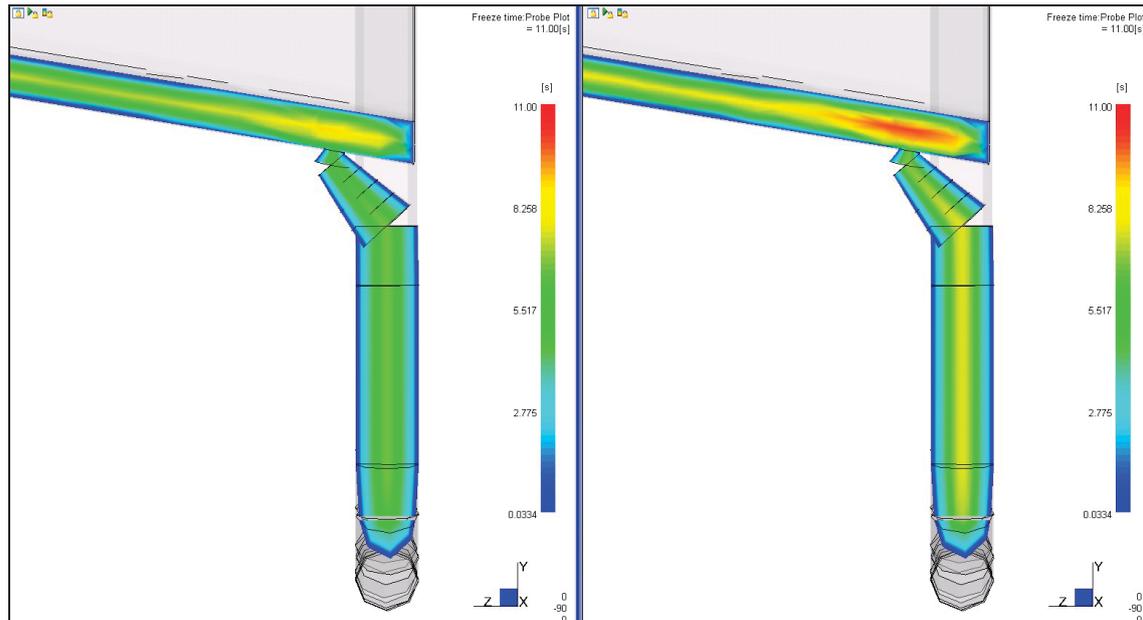


Abbildung 73: Einfrierzeit im Anschnittbereich, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min , Skalierung: $0\text{ s bis }11\text{ s}$.

In den Abbildungen 74 bis 77 sind die gemessenen und die berechneten Druckverläufe dargestellt. Unterschiede in den berechneten Druckkurven aufgrund der unterschiedlichen c_p -Daten sind kaum erkennbar. Werden die gemessenen mit den berechneten Kurven verglichen, ist bei den letzt genannten Druckverläufen im Umschaltbereich von Einspritzen auf Nachdruck ein Anstieg im Druck erkennbar, welcher bei den Spritzversuchen nicht aufgetreten ist. Diese Druckspitze ist bei den 3D-Berechnungen größer als bei den 2.5D-Berechnungen. In der anschließenden Nachdruckphase zeigen die berechneten Verläufe einen im Gegensatz zu den gemessenen Druckverläufen zu raschen Abfall des Forminnendrucks.

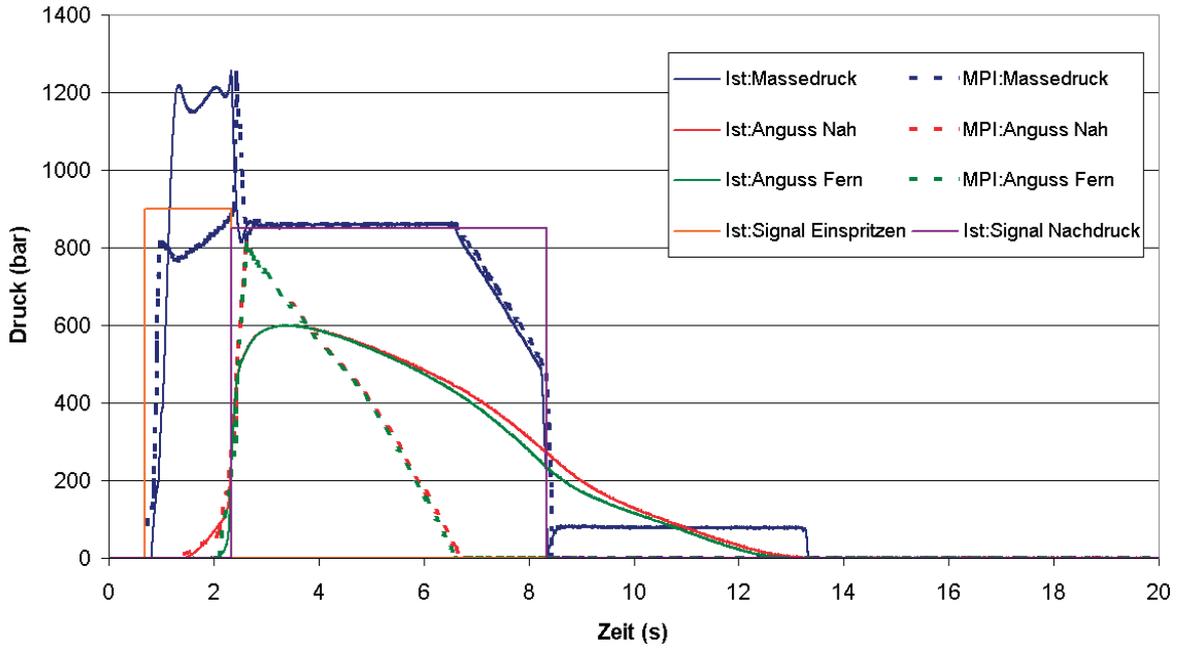


Abbildung 74: Druckverläufe: 3D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.

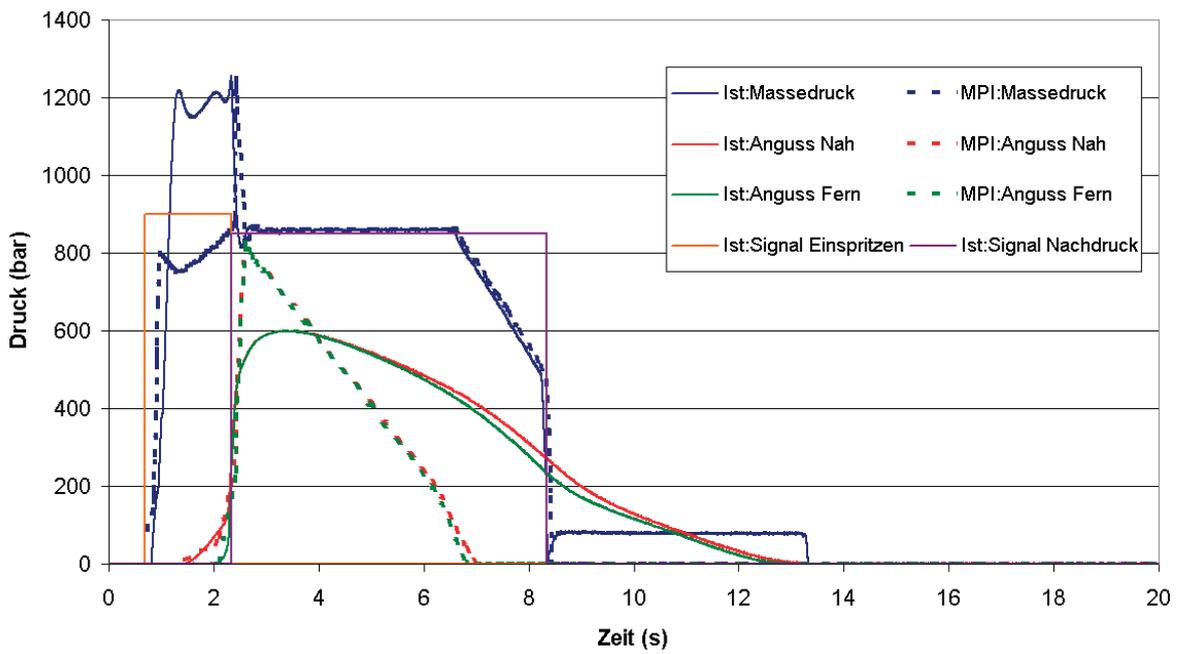


Abbildung 75: Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.

4. Ergebnisse und Diskussion

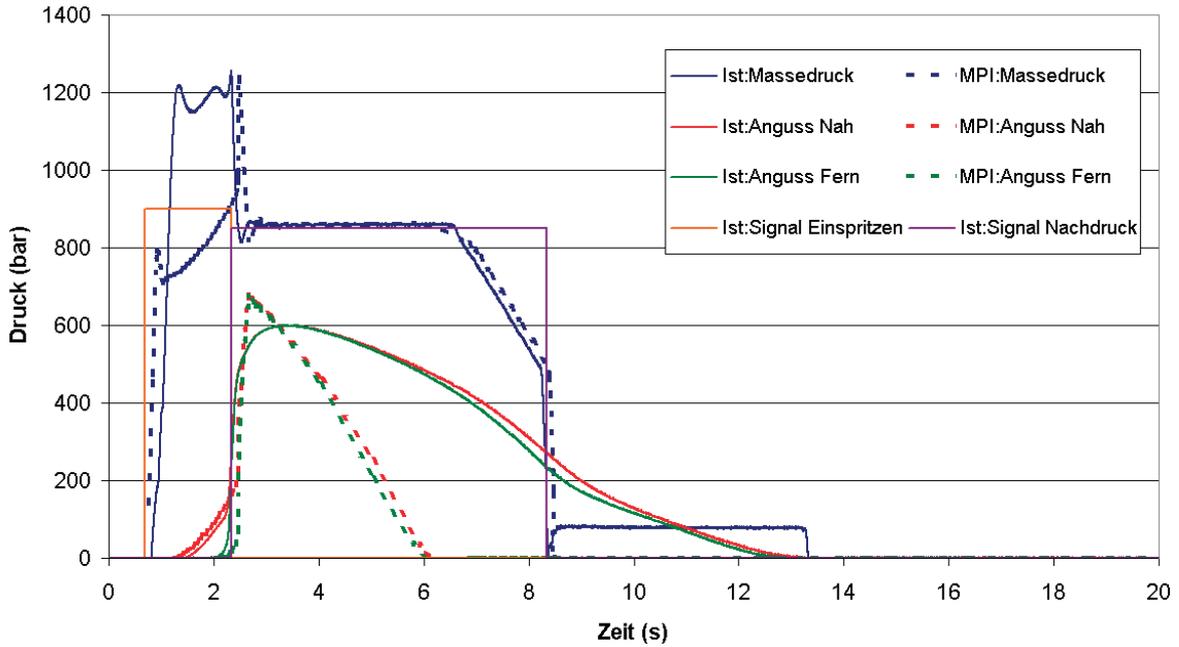


Abbildung 76: Druckverläufe: 2.5D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.

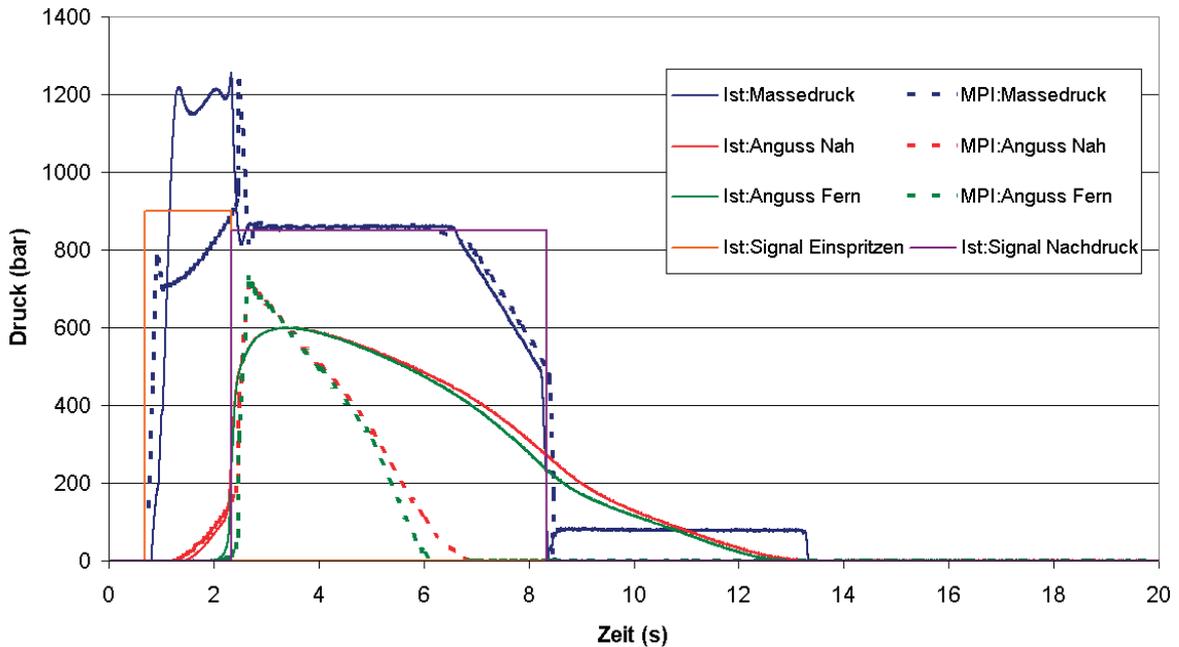


Abbildung 77: Druckverläufe: 2.5D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.

4.2.2 Laufwagen-Kopf

Der Laufwagen-Kopf neigt nahezu zu keinem Verzugsverhalten. Die geringen Unterschiede, die sich aufgrund der unterschiedlichen c_p -Daten bei den PA6-Prüfkästchen-Versuchen ergeben, sind ebenso bei den Untersuchungen mit dem Laufwagen-Kopf erkennbar (Abbildungen 78 bis 81). Die Skalierung beim 3D Verzugsergebnis reicht von 0,01 mm bis 0,66 mm, beim 2.5D Verzugsergebnis von 0,01 mm bis 0,77 mm.

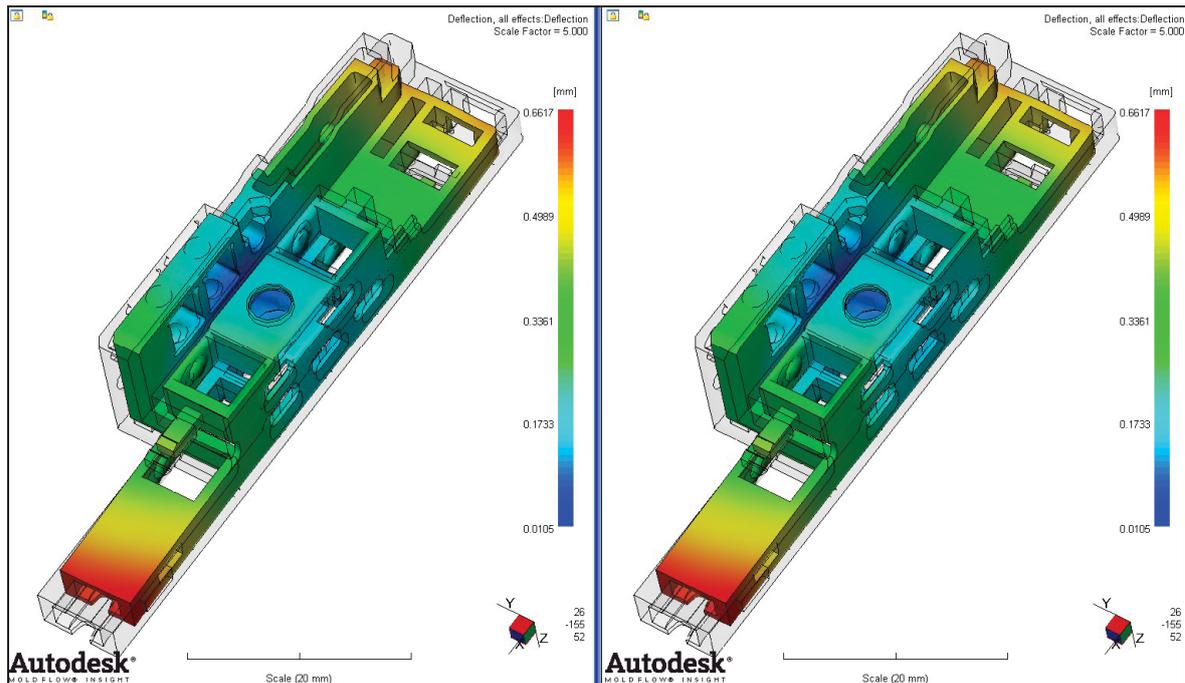


Abbildung 78: Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.

4. Ergebnisse und Diskussion

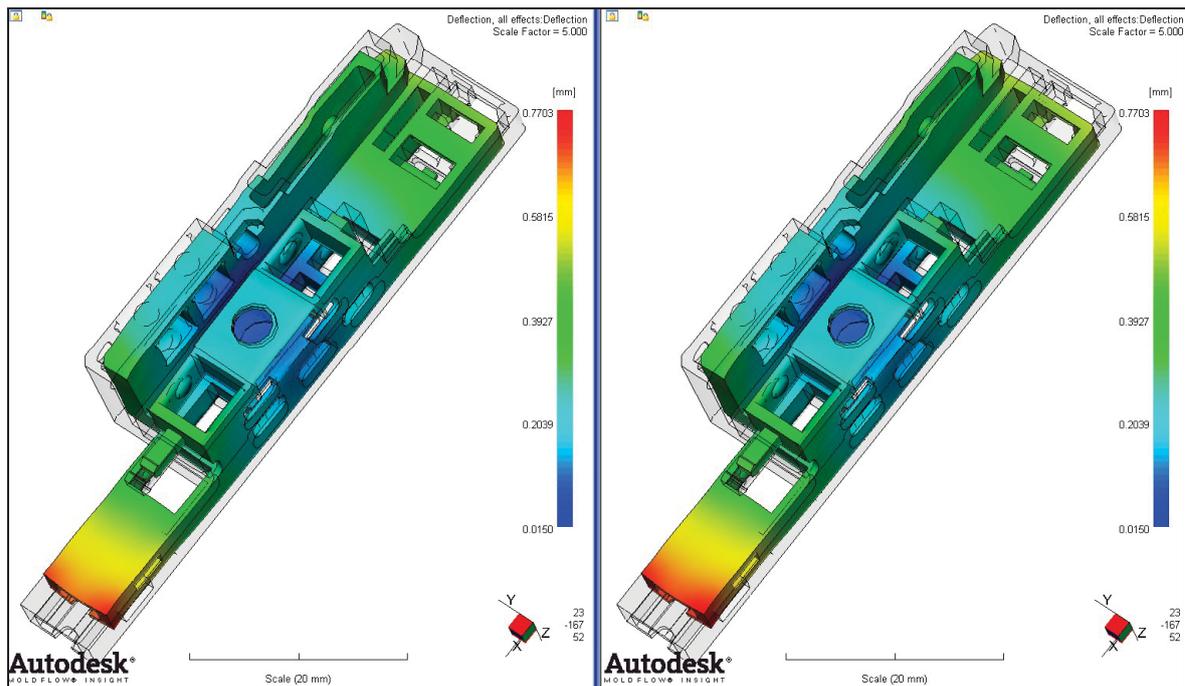


Abbildung 79: Gesamtverzug, 2.5D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.

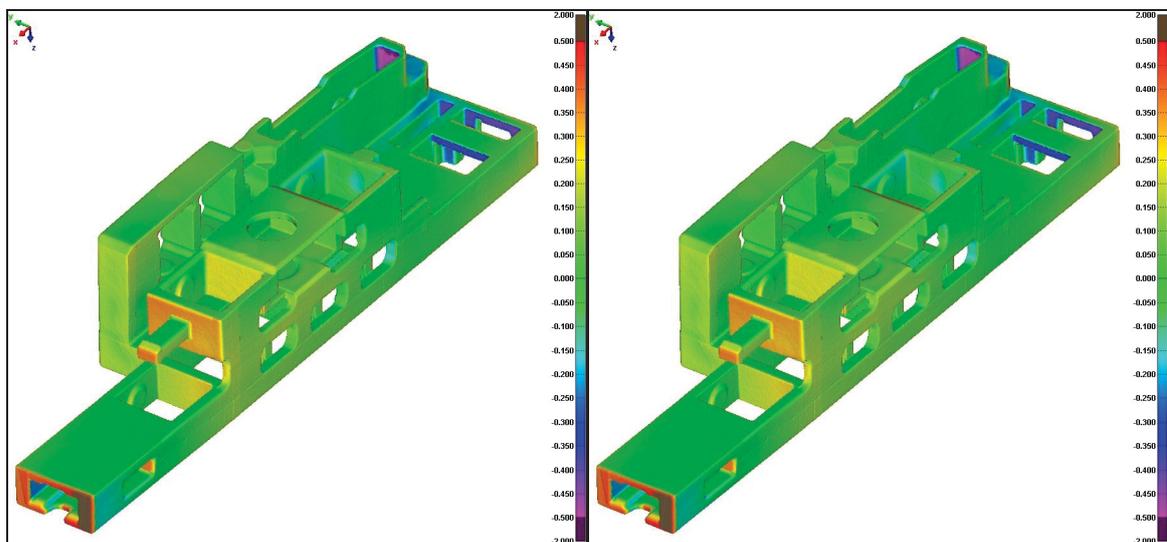


Abbildung 80: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

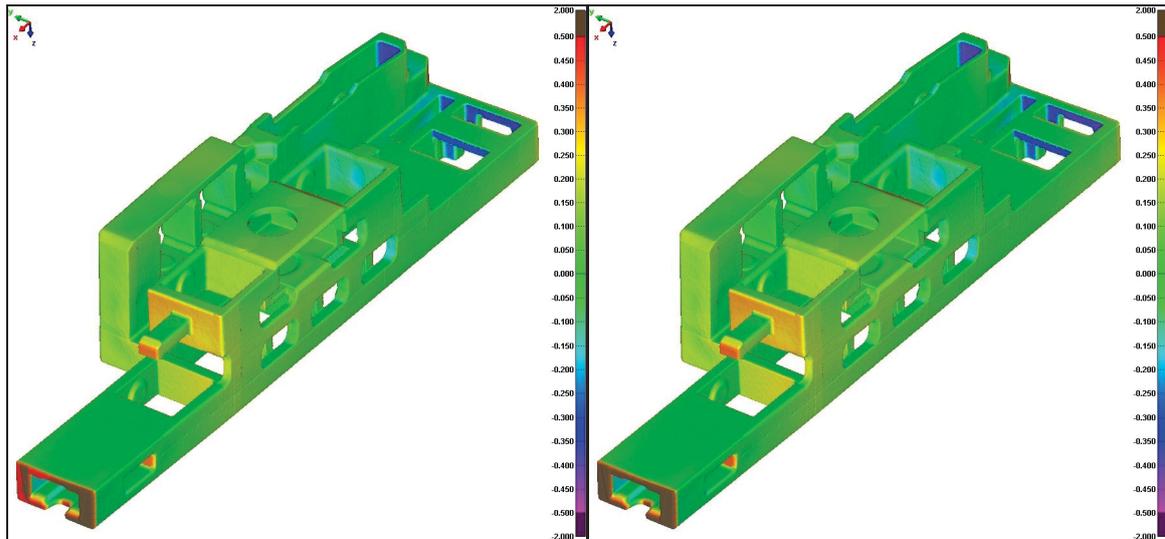


Abbildung 81: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 2.5D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

In den Abbildungen 82 bis 86 sind die Ergebnisse Formteiltonperatur, Volumenschwindung, prozentueller Anteil an eingefrorener Randschicht und Einfrierzeit der 3D-Berechnung dargestellt. Wie aus den Ergebnissen der Untersuchungen am PA6-Prüfkästchen zu erwarten war, ergaben sich keine relevanten Unterschiede in den genannten Ergebnissen als Folge der unterschiedlichen c_p -Daten in den Simulationsberechnungen.

4. Ergebnisse und Diskussion

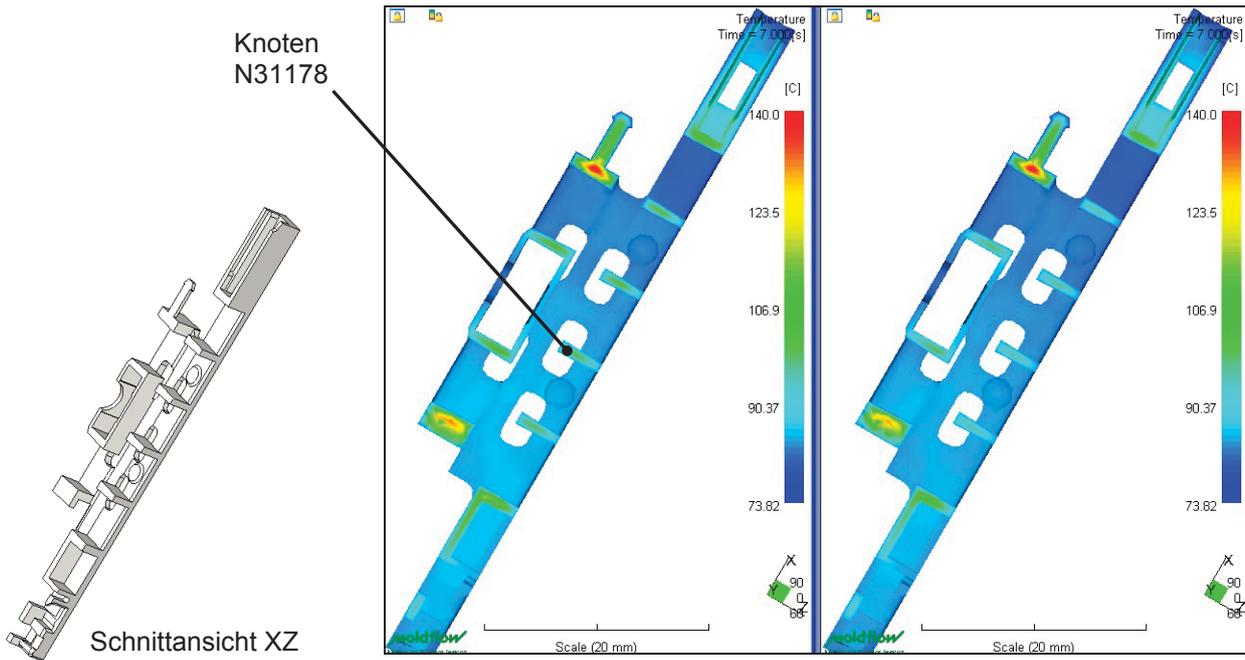


Abbildung 82: Formteilkarte nach ca. 7 s (= Entformungszeitpunkt), 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 73,8 °C bis 140 °C.

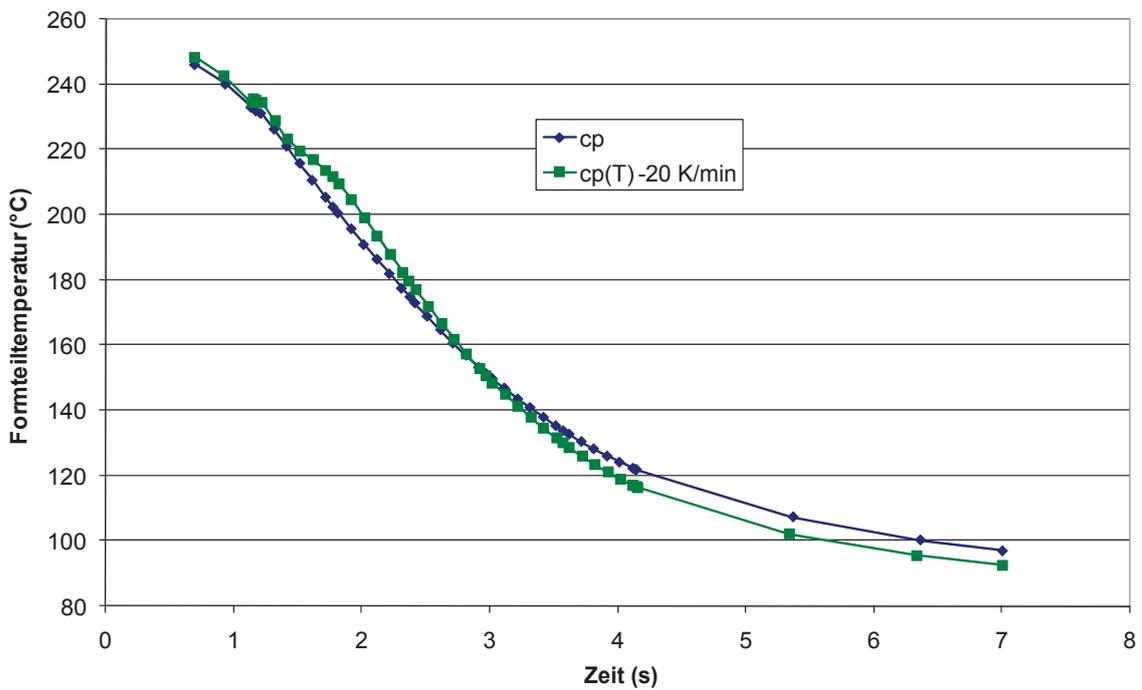


Abbildung 83: Temperaturverläufe im Knoten N31178 der 3D-Berechnungen mit den unterschiedlichen c_p -Daten.

4. Ergebnisse und Diskussion

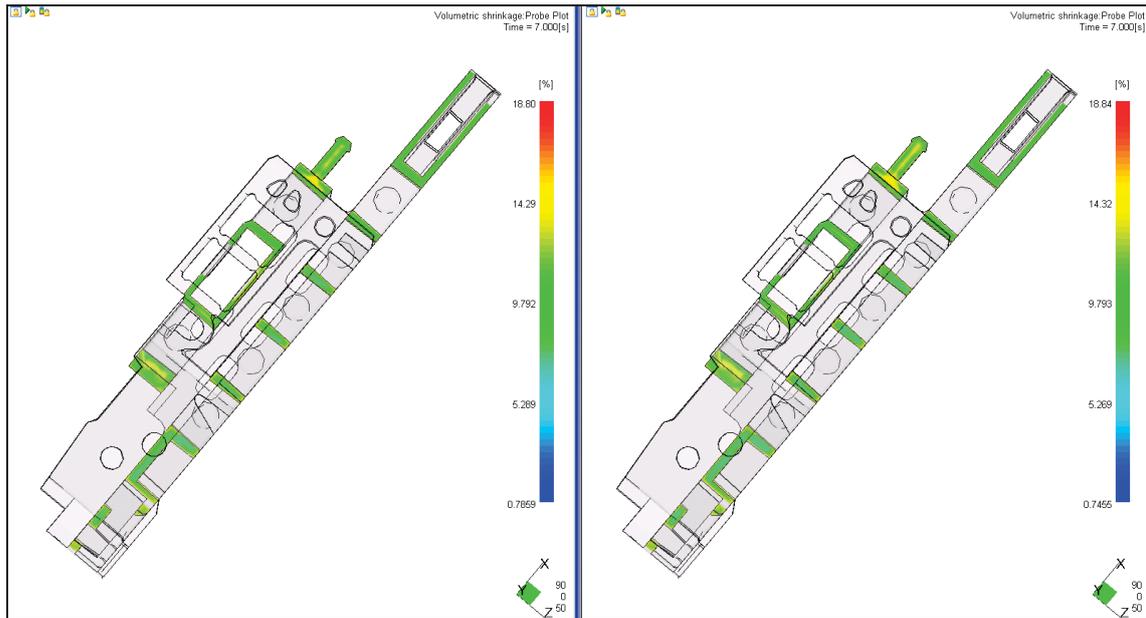


Abbildung 84: Volumenschwindung nach 7 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0,7 % bis 18,8 %.

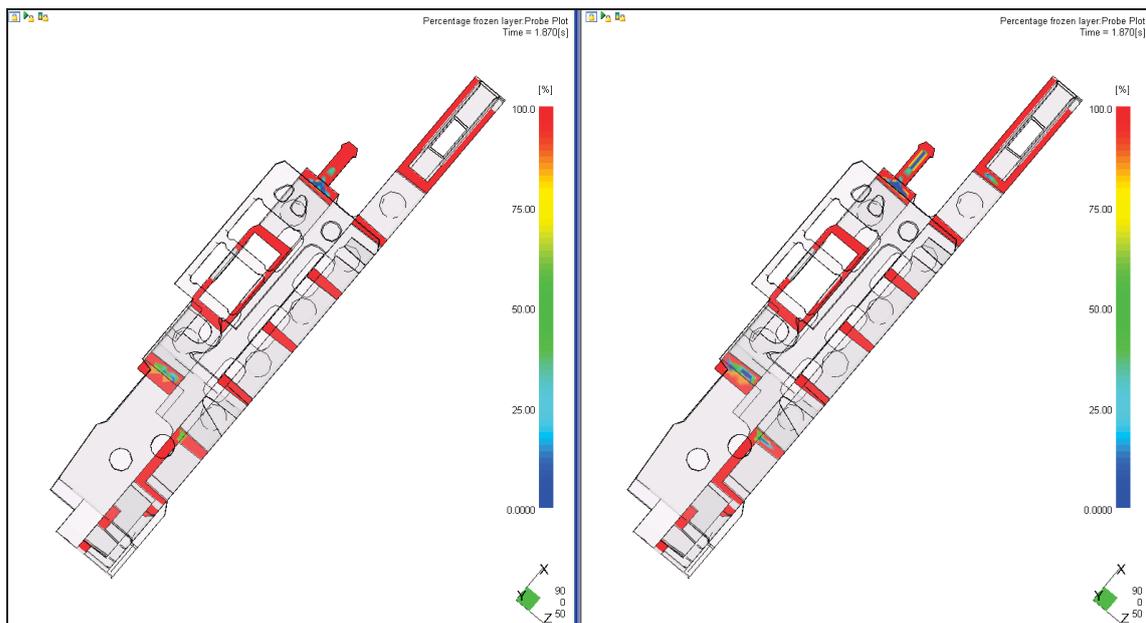


Abbildung 85: Eingefrorene Randschicht in % nach ca. 1,9 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0 % bis 100 %.

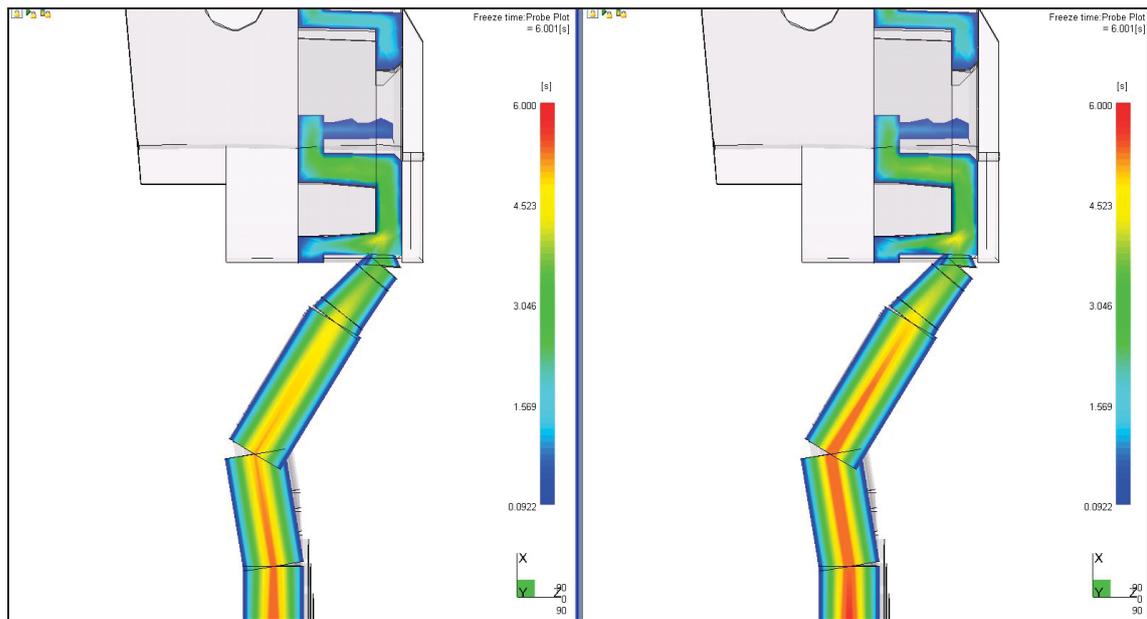


Abbildung 86: Einfrierzeit im Anschnittbereich, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min , Skalierung: $0,1\text{ s}$ bis 6 s .

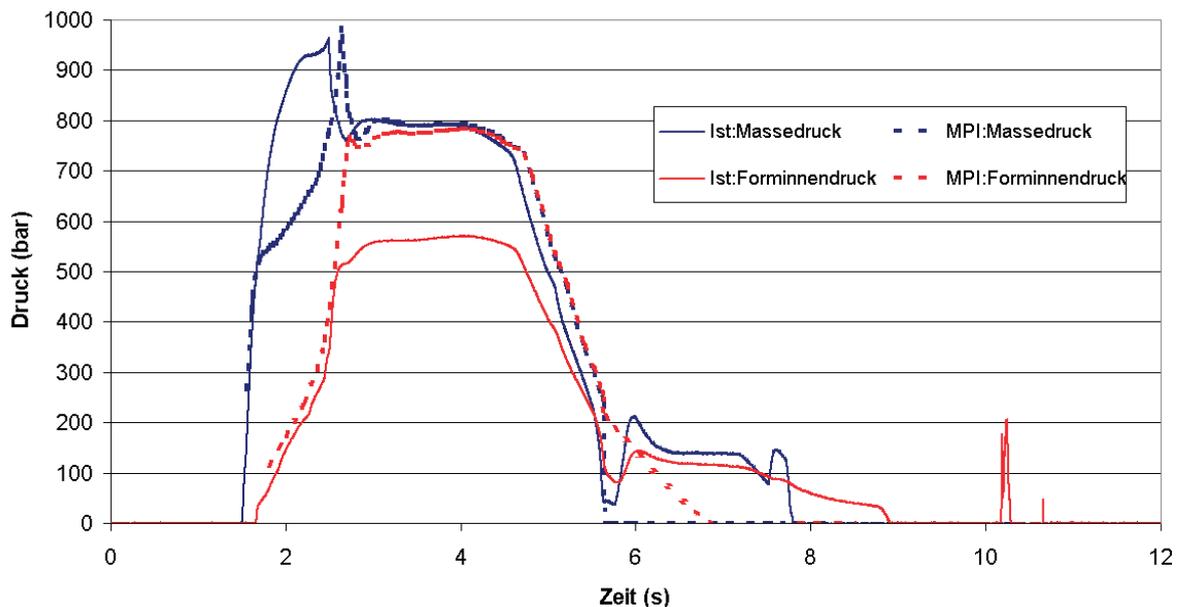


Abbildung 87: Druckverläufe: 3D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.

In den Abbildungen 87 bis 90 sind die berechneten und die gemessenen Druckkurven dargestellt. Unterschiede in den simulierten Druckkurven aufgrund der unterschiedlichen c_p -Daten sind vernachlässigbar gering. Die zeitlichen Druckverläufe aus den Berechnungen korrelieren relativ gut mit den gemessenen Druckverläufen. Allerdings ergaben sich große Unterschiede im Absolutwert des

Forminnendruckes von ca. 30 %. Die Druckverläufe der 3D-Berechnungen stimmen besser mit den gemessenen Druckverläufen überein als die Verläufe der 2.5D-Berechnungen.

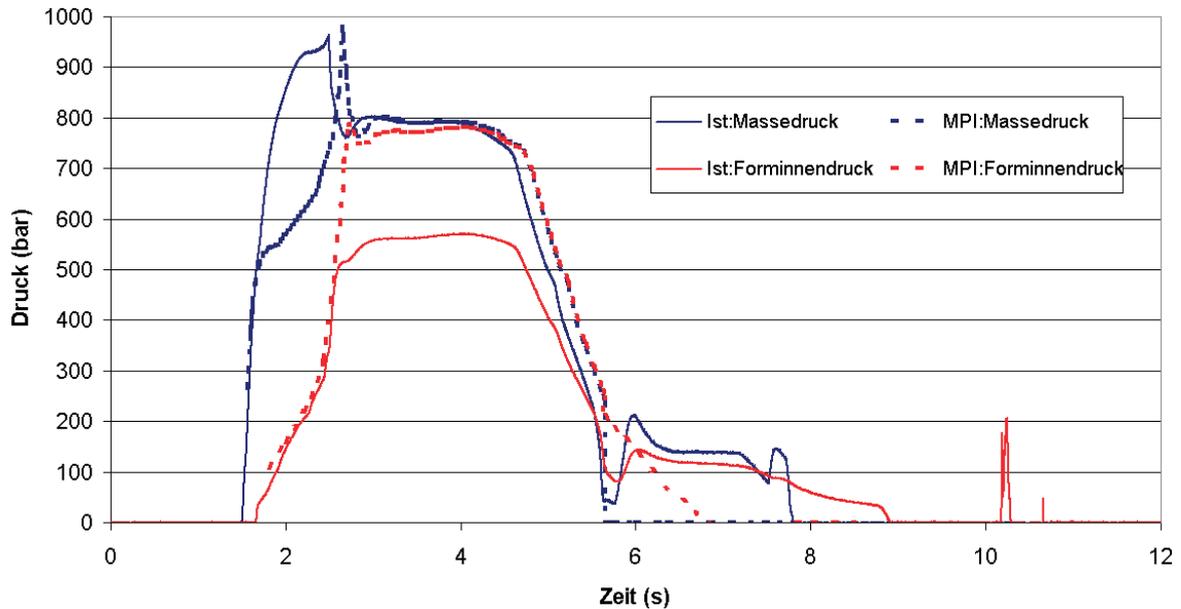


Abbildung 88: Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.

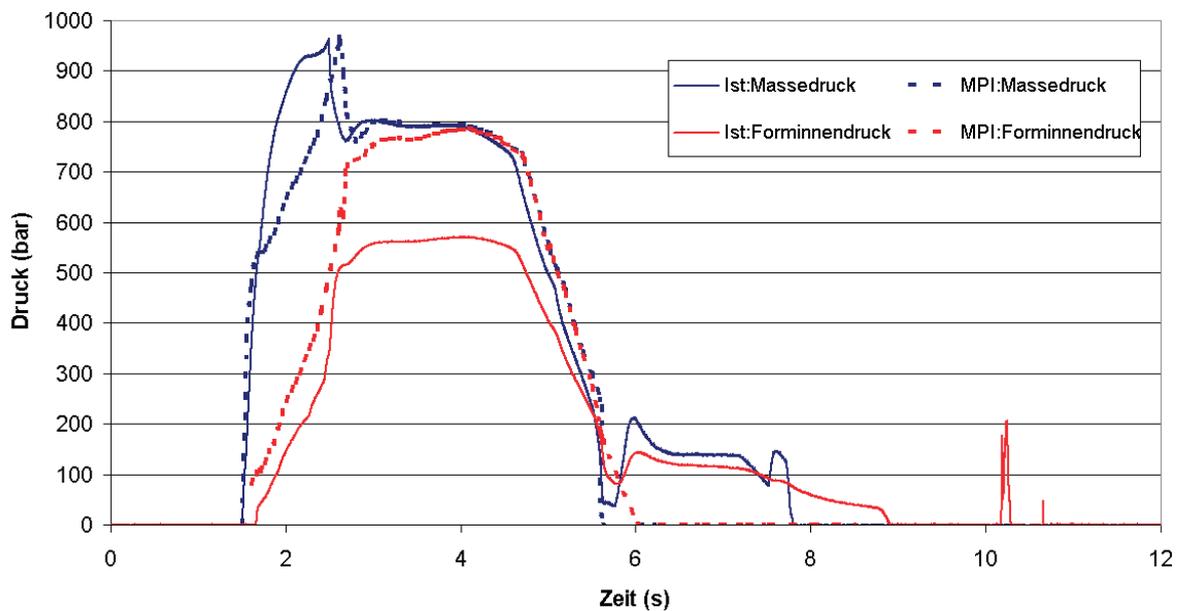


Abbildung 89: Druckverläufe: 2.5D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.

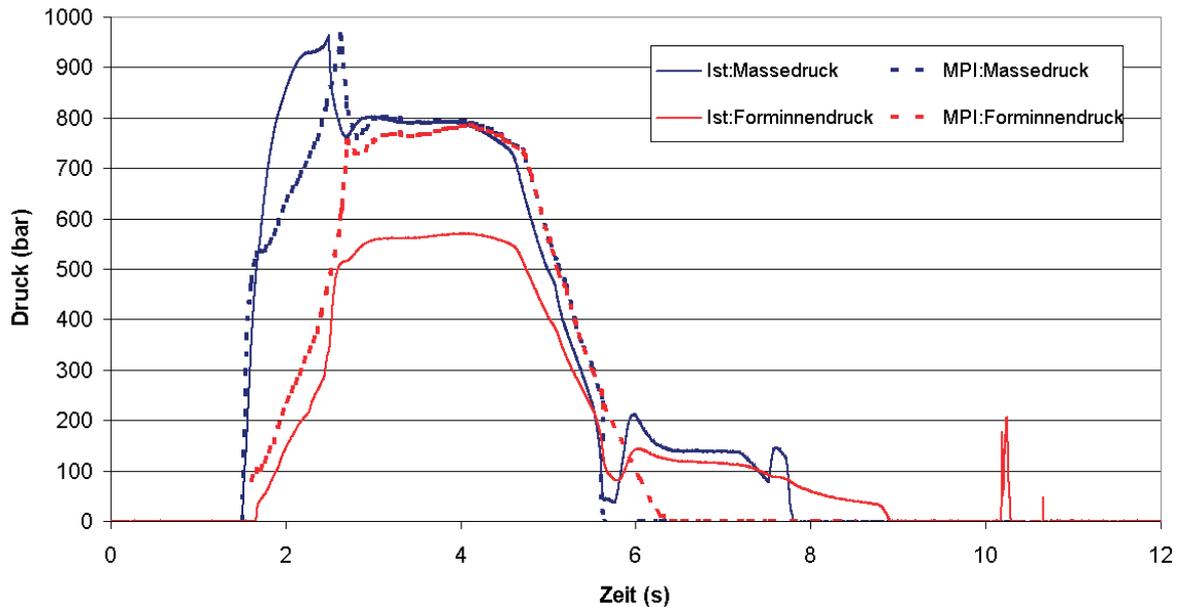


Abbildung 90: Druckverläufe: 2.5D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.

4.3 PA6GF30

Die Untersuchungen mit PA6GF30 zeigten ähnliche Ergebnisse wie die Untersuchungen mit PA6. Unterschiede die sich infolge der unterschiedlichen c_p -Daten ergaben, sind praktisch vernachlässigbar. Mögliche Ursachen dafür sind die mit ca. 0,6 % geringe Verarbeitungsschwindung von PA6GF30 und die praktisch gleiche Enthalpiemenge (471 kJ/kg für die konstanten c_p -Daten vs. 496 kJ/kg für die temperaturabhängigen c_p -Daten bei einer Temperaturdifferenz von 220 K zwischen 60 und 280 °C) der beiden c_p -Daten. Eine weitere Ursache für die von den c_p -Daten unabhängigen Verzugsergebnissen sind die verstärkend wirkenden Glasfasern, die eine dominierende Wirkung auf das Verzugsergebnis haben.

4.3.1 Prüfkästchen

Das grundsätzliche Verzugsverhalten des PA6GF30-Prüfkästchens entspricht jenem von PA6 und POM. Wie in den Abbildungen 91 bis 95 und Tabelle 12 ersichtlich ist, sind keine Unterschiede in den Verzugsergebnissen aufgrund der unterschiedlichen c_p -Daten erkennbar. Die 2.5D-Berechnungen liefern deutlich größere Verzugswerte als die 3D-Berechnungen. Die Skalierung bei den 3D-Verzugsergebnissen reicht von 0,1 mm bis 0,4 mm, bei den 2.5D-Ergebnissen

4. Ergebnisse und Diskussion

von 0,1 mm bis 1,0 mm. Vergleicht man die Berechnungen mit den experimentellen Daten, zeigt sich bei den 2.5D-Berechnungen eine bessere Verzugskorrelation als bei den 3D-Berechnungen.

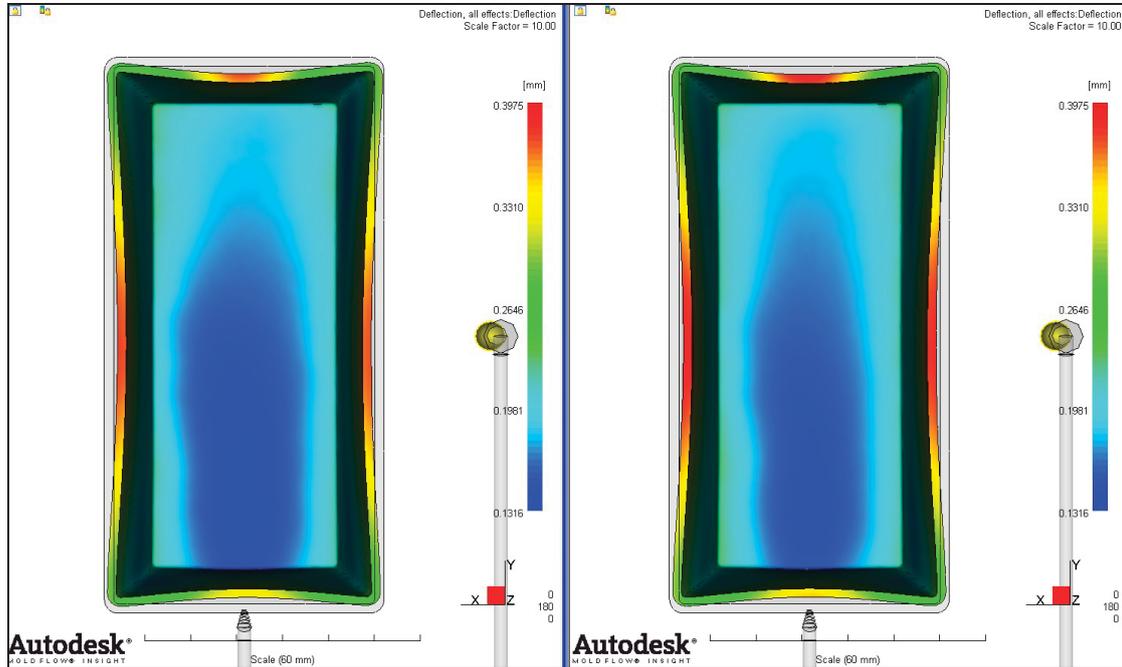


Abbildung 91: Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 10-fache Skalierung.

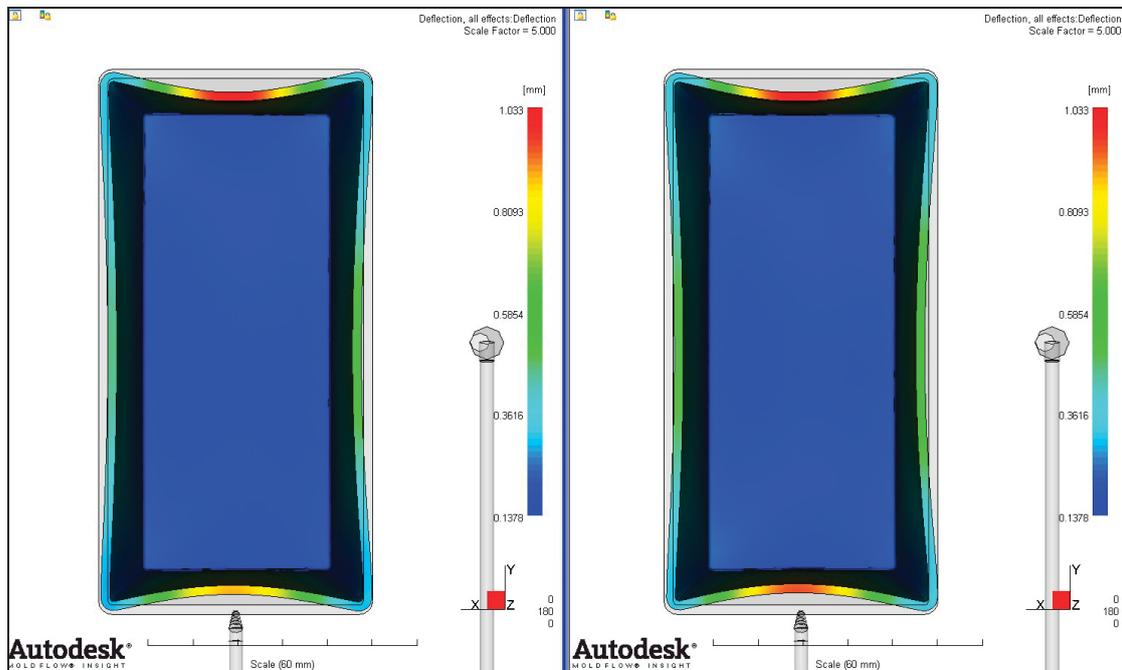


Abbildung 92: Gesamtverzug, 2.5D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.

In den Abbildungen 93 und 94 sind die Verzugsergebnisse der Berechnungen jenen der Spritzversuchen gegenübergestellt. Die Abbildungen zeigen, dass der experimentelle Verzug größer als jener der Berechnungen ist. Vergleicht man die 2.5D- und die 3D-Berechnungen, sieht man die besseren Korrelationen bei den 2.5D-Berechnungen. Die Skalierung für alle vier Abbildungen reicht von -2 mm bis +2 mm.

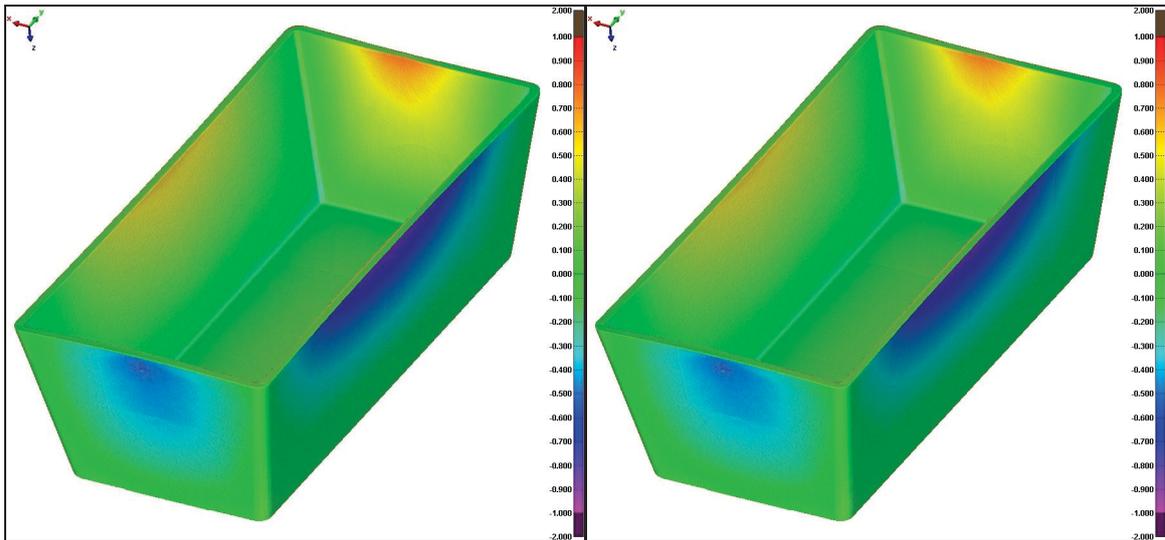


Abbildung 93: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

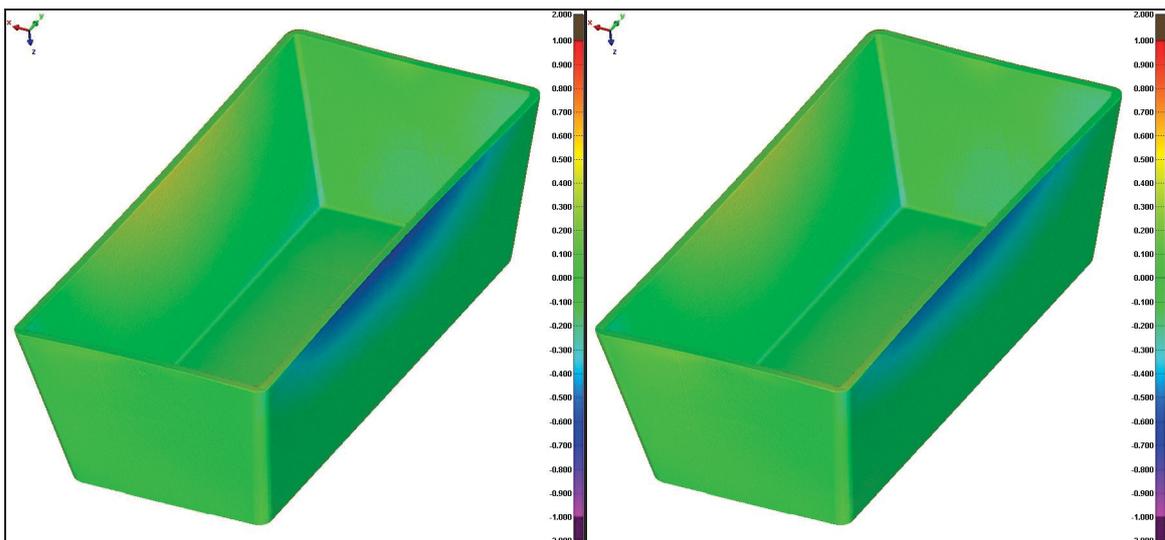


Abbildung 94: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 2.5D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

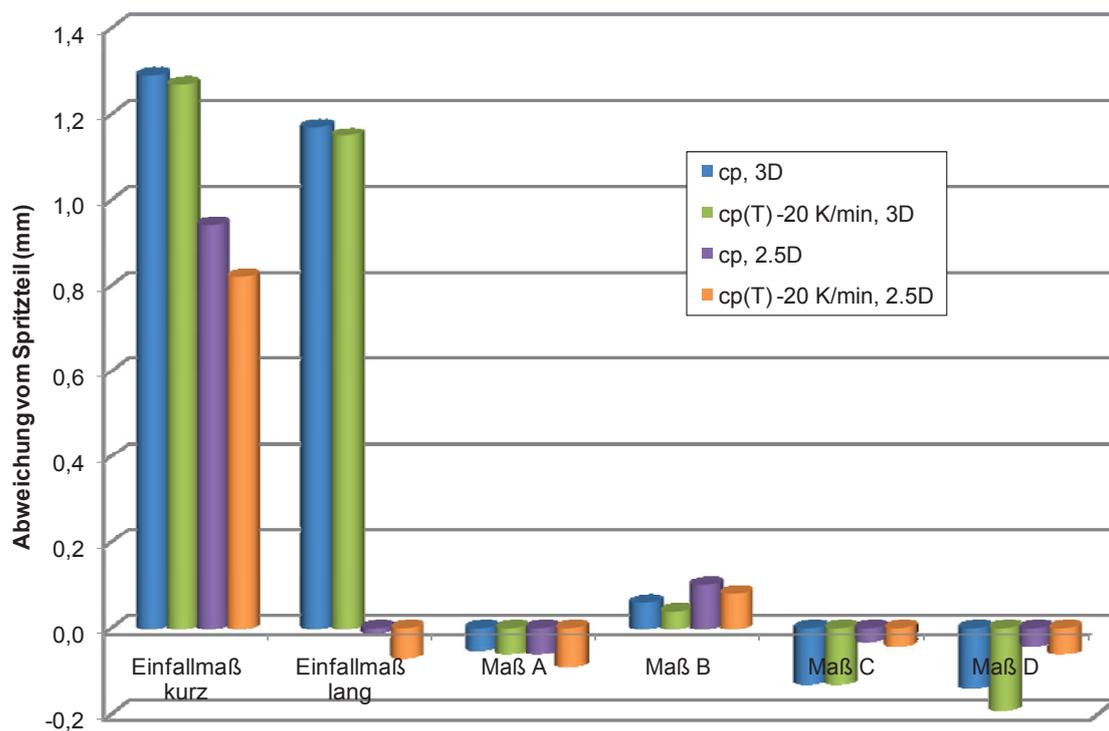


Abbildung 95: Vergleich der Geometrie der vier Simulationsberechnungen mit der Geometrie des Spritzteils anhand der Abweichungen von sechs definierten Maßen.

Tabelle 12: Vergleich der Soll-Bezugsmaße mit jenen des Spritzteils (Ist) und den berechneten Maßen.

	Einfallmaß kurz (mm)	Einfallmaß lang (mm)	Maß A (mm)	Maß B (mm)	Maß C (mm)	Maß D (mm)
Soll	55,18	114,82	106,52	46,88	39,76	39,76
Ist	53,79	113,67	106,95	46,65	39,99	40,12
c_p, 3D	55,08	114,84	106,90	46,71	39,86	39,98
c_p(T) -20 K/min, 3D	55,06	114,82	106,89	46,69	39,86	39,93
c_p, 2.5D	54,73	113,66	106,89	46,75	39,96	40,08
c_p(T) -20 K/min, 2.5D	54,61	113,60	106,86	46,73	39,95	40,06

In den Abbildungen 96 bis 100 sind die Formteilterperatur, die Volumenschwindigkeit, die eingefrorene Randschicht in Prozent und die Einfrierzeit im Anschnittbereich als Ergebnisse der 3D-Berechnungen dargestellt. Es sind zwar Unterschiede in den genannten Größen aufgrund der unterschiedlichen

c_p -Daten erkennbar, die Verzugsergebnisse werden dadurch aber praktisch nicht beeinflusst.

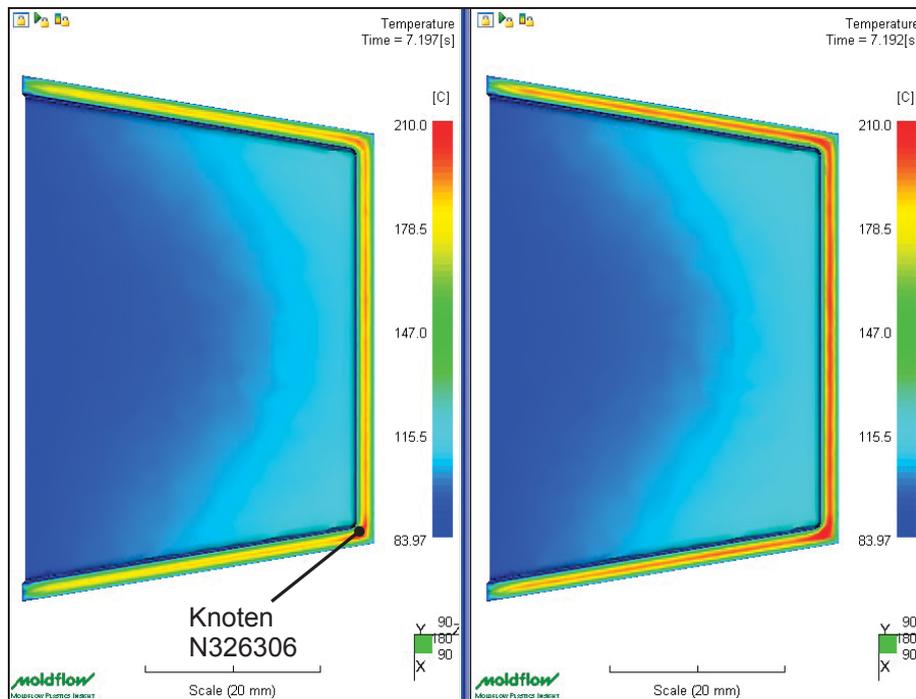


Abbildung 96: Formteiltontemperatur nach ca. 7,2 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 84 °C bis 210 °C.

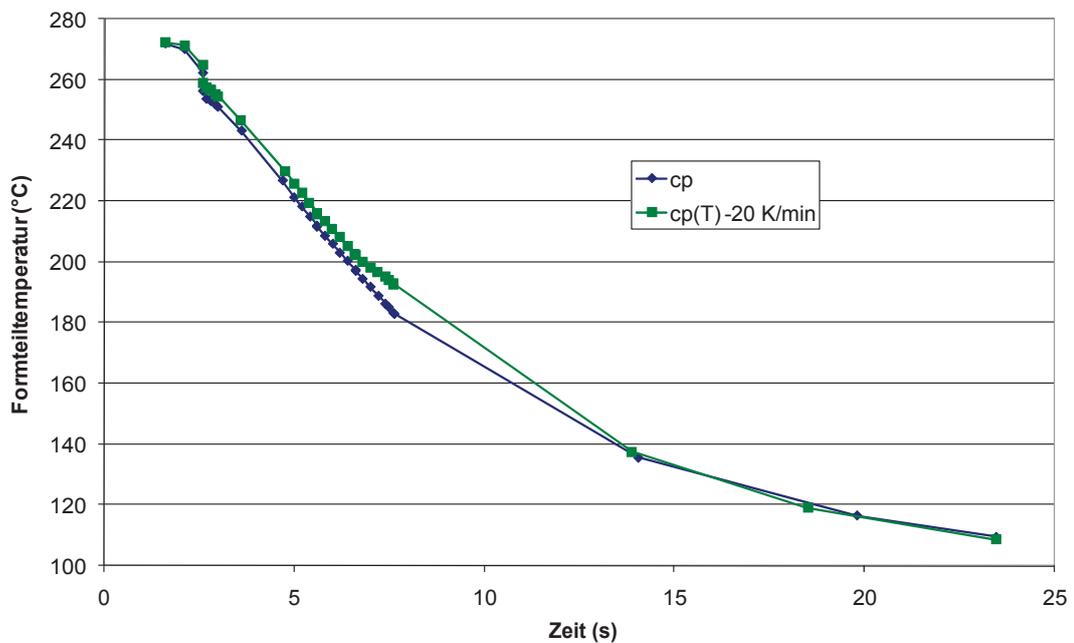


Abbildung 97: Temperaturverläufe im Knoten N326306 der 3D-Berechnungen mit den unterschiedlichen c_p -Daten.

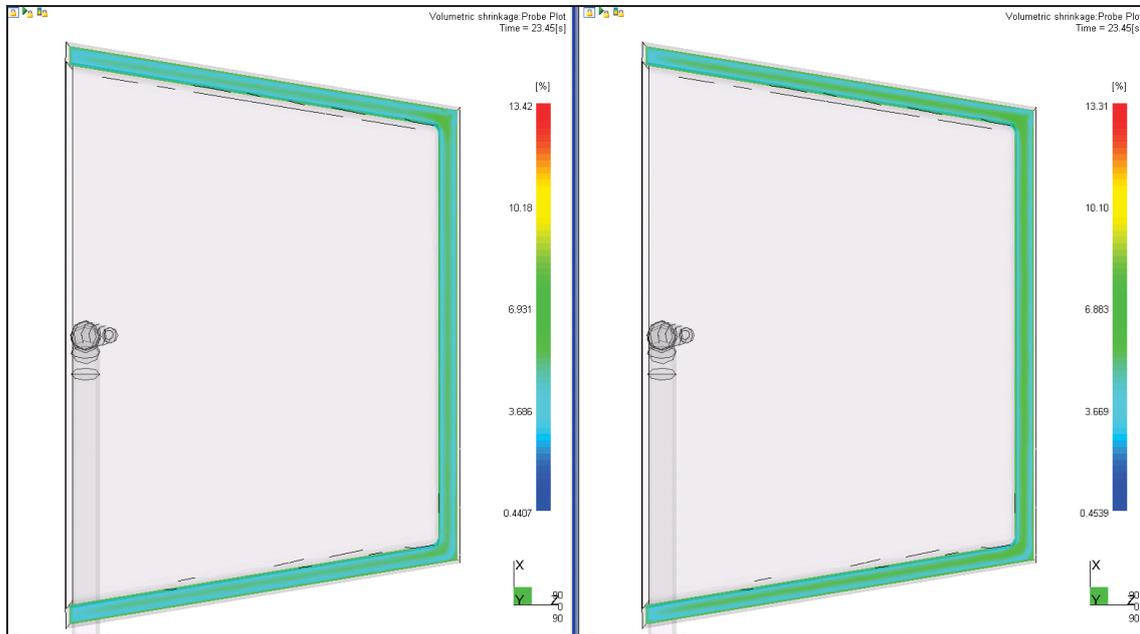


Abbildung 98: Volumenschwindung nach 23,45 s (= Entformungszeitpunkt) der 3D Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0,4 % bis 13,4 %.

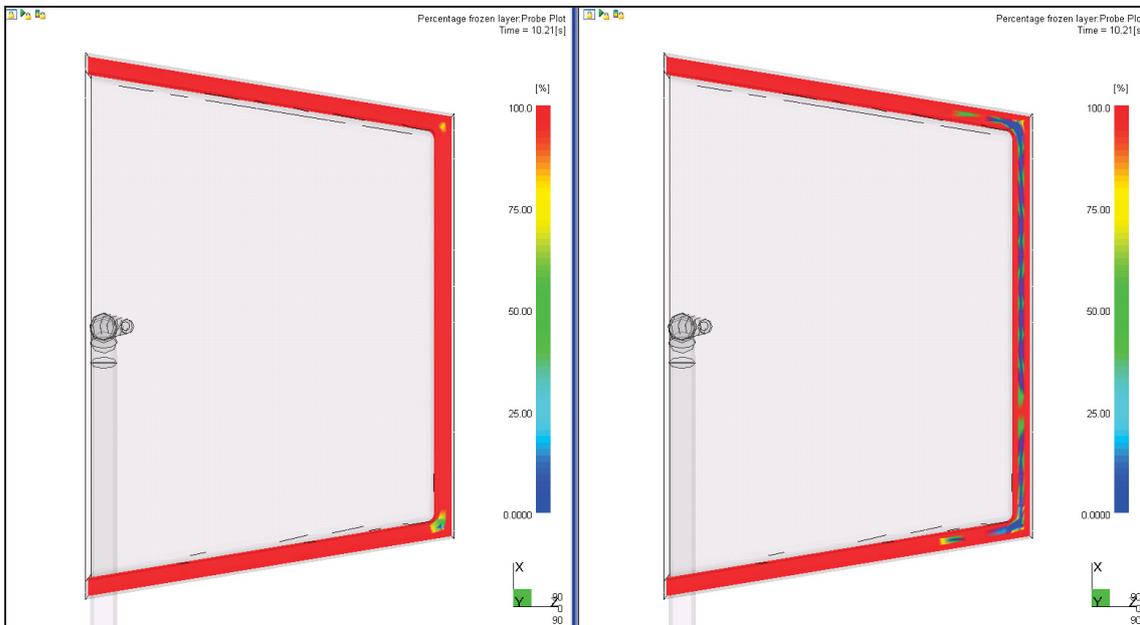


Abbildung 99: Eingefrorene Randschicht in % nach ca. 10,2 s der 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0 % bis 100 %.

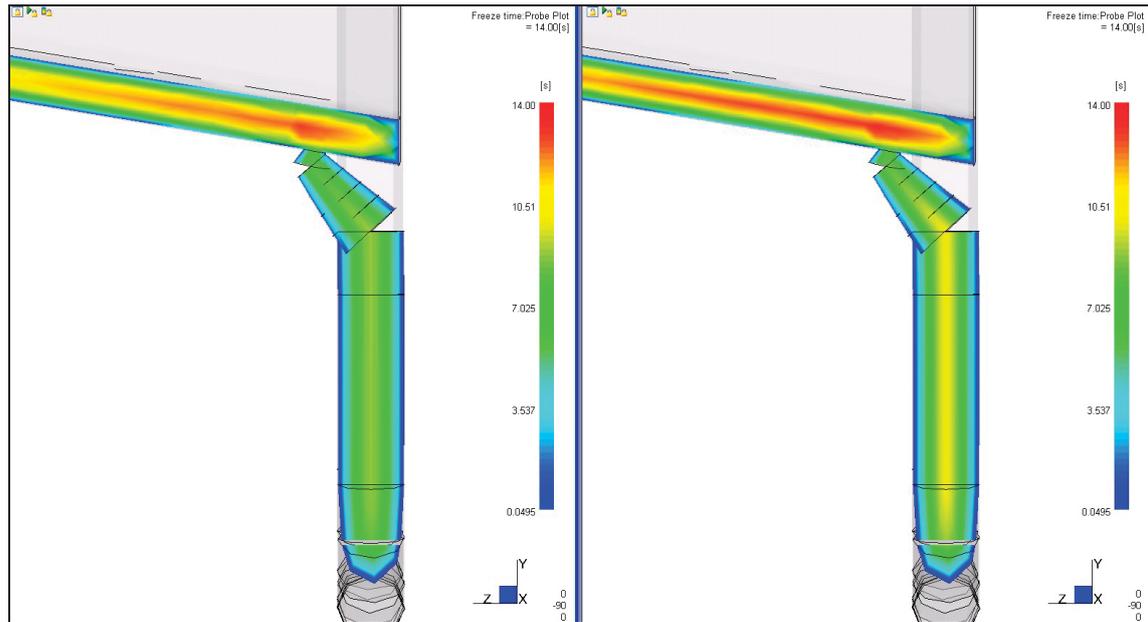


Abbildung 100: Einfrierzeit im Anschnittbereich der 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min , Skalierung: $0,04\text{ s}$ bis 14 s .

In den Druckkurven der Abbildungen 101 bis 104 sind keine Unterschiede infolge der unterschiedlichen c_p -Daten zu erkennen. Wie bei den beiden vorher untersuchten Kunststoffen sind auch bei den Untersuchungen mit PA6GF30 die berechneten Druckwerte höher als jene der experimentellen Versuche (30 % in den Absolutwerten). Ähnlich wie bei PA6 klingen die berechneten Druckverläufe schneller ab als die gemessenen.

4. Ergebnisse und Diskussion

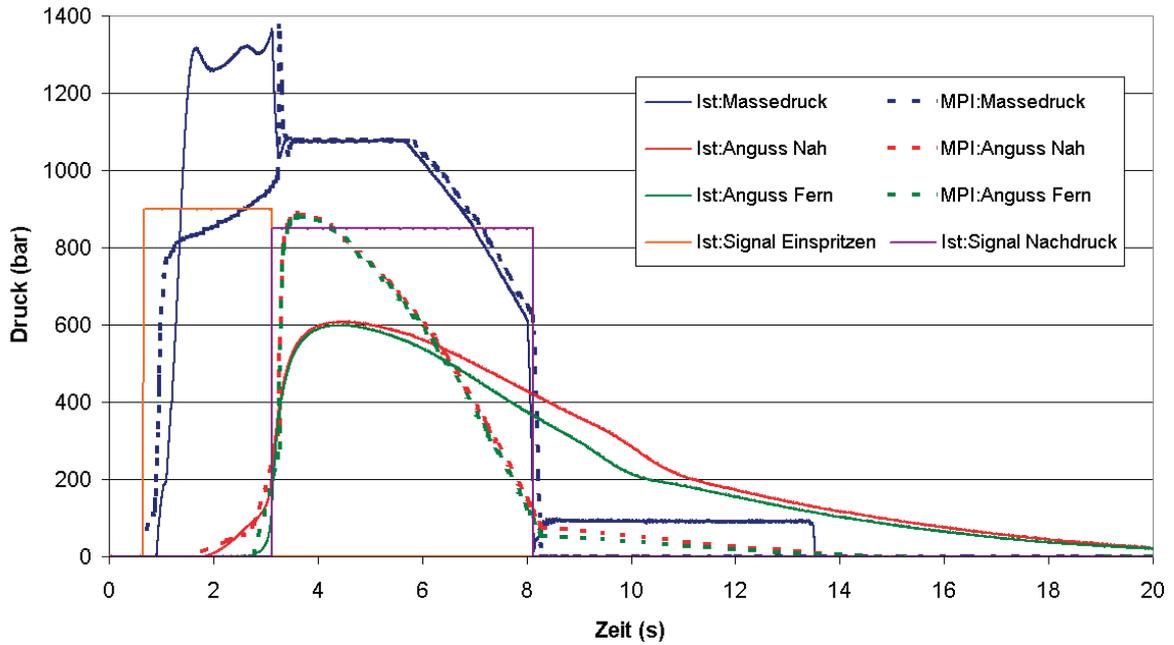


Abbildung 101: Druckverläufe: 3D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.

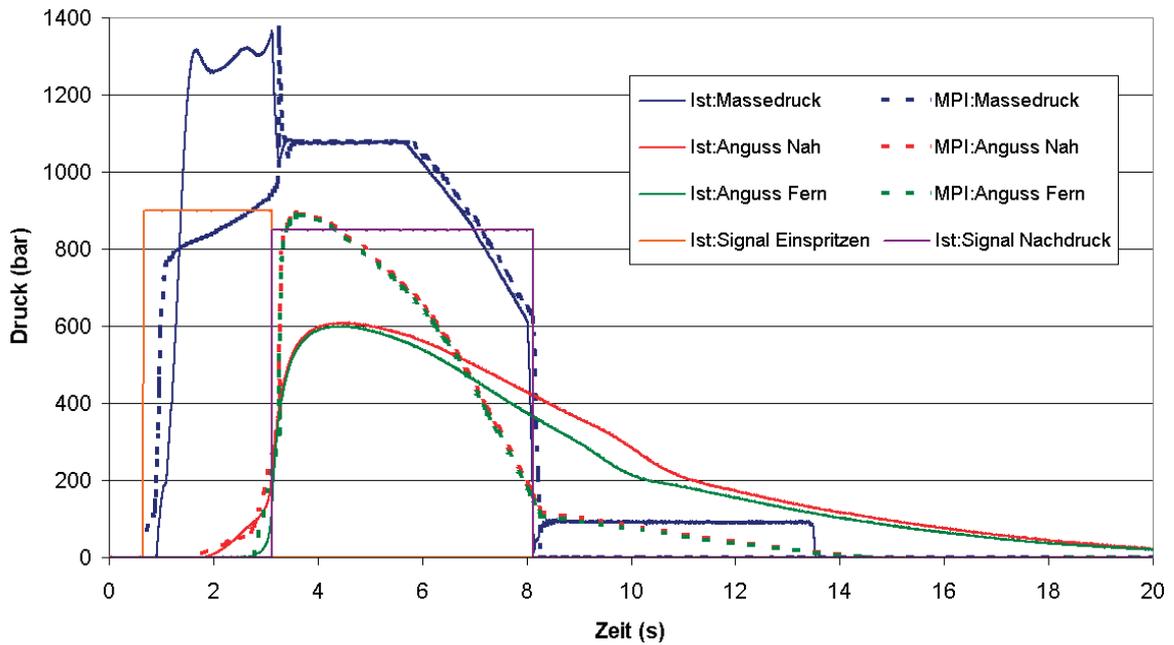


Abbildung 102: Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.

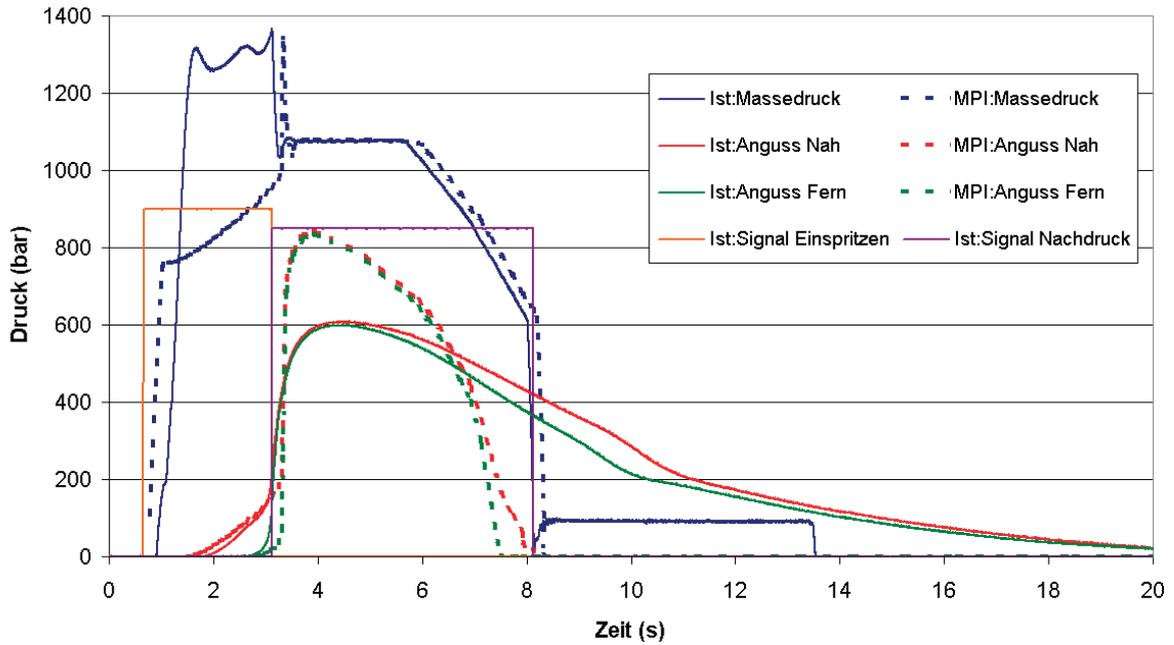


Abbildung 103: Druckverläufe: 2.5D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.

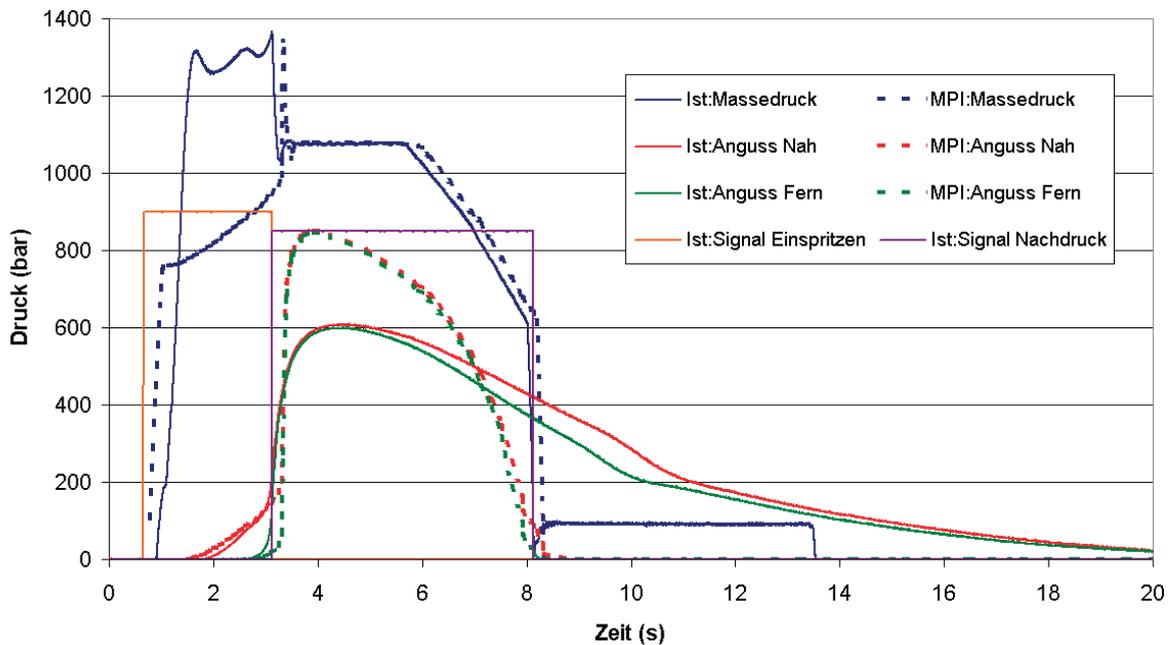


Abbildung 104: Druckverläufe: 2.5D mit c_p -Kurve $-20K/min$ und gemessene Kurven.

4.3.2 Hebelkopfaufnahme

Als Folge der rippenartigen Struktur der Hebelkopfaufnahme und der einseitigen Anbindung kommt es zu einem Bauteilverzug wie in Abbildung 105 ersichtlich ist. Aufgrund der Komplexität der Geometrie wurde auf ein 2.5D-Berechnung verzichtet. Wie beim Prüfkästchen zeigen sich auch bei der Hebelkopfaufnahme keine signifikanten Unterschiede in den Verzugsergebnissen aufgrund der unterschiedlichen c_p -Daten (Abbildungen 105 bis 107 sowie Tabelle 9). Die Skalierung reicht von 0,02 mm bis 0,68 mm. Die experimentellen Verzugsergebnisse zeigten deutlich höhere Werte als die berechneten Verzugswerte.

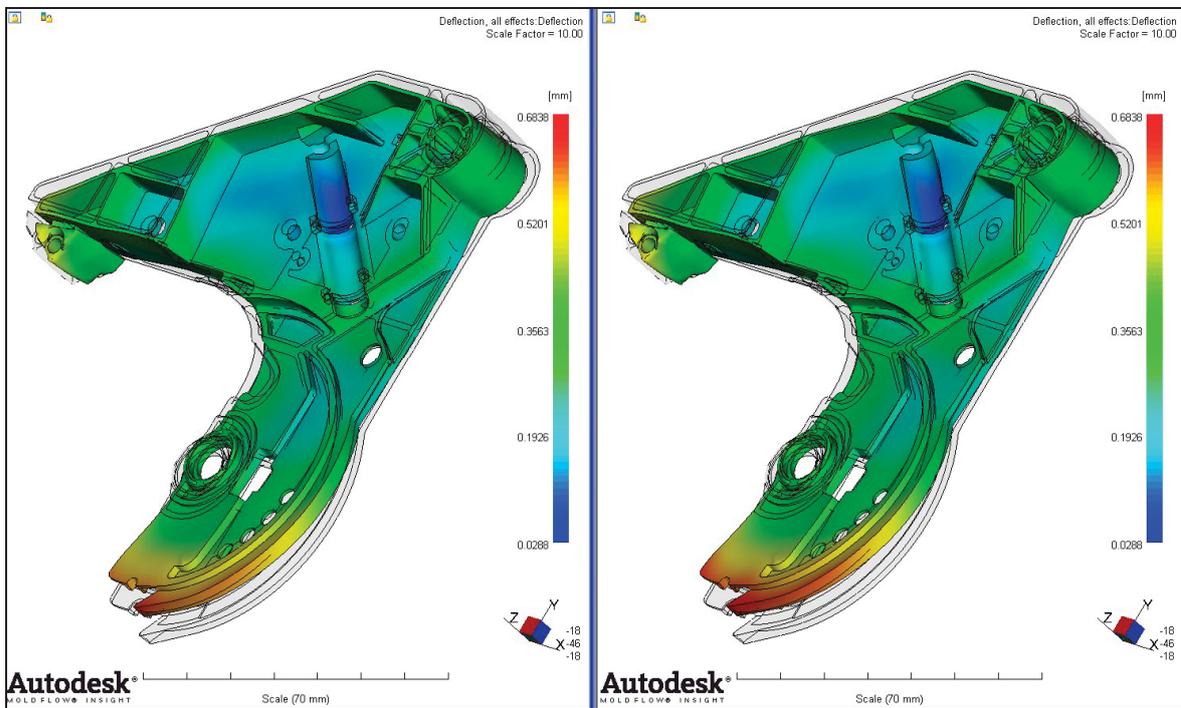


Abbildung 105: Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 10-fache Skalierung.

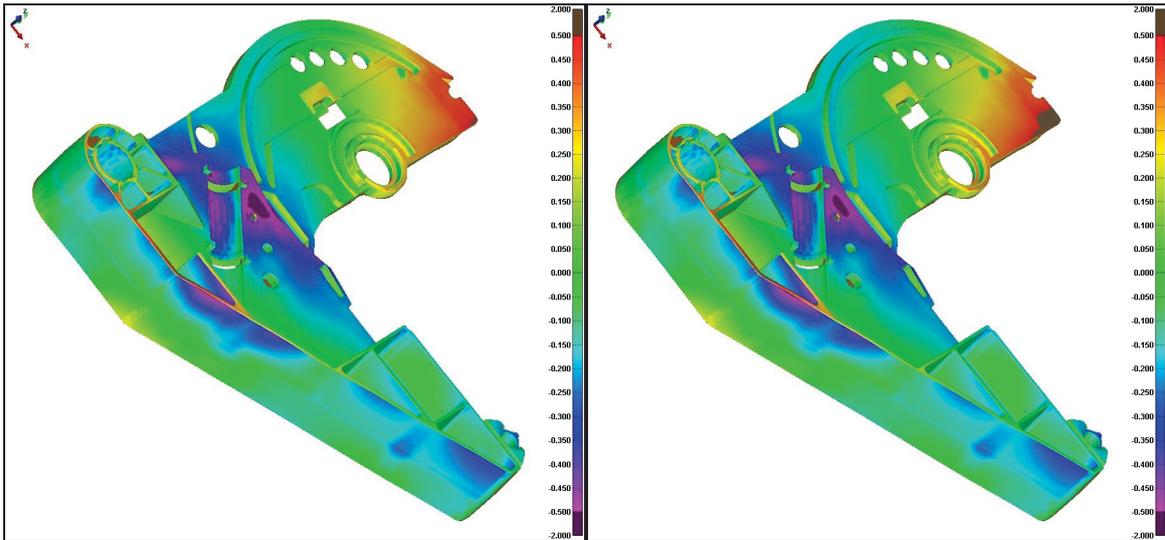


Abbildung 106: Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.

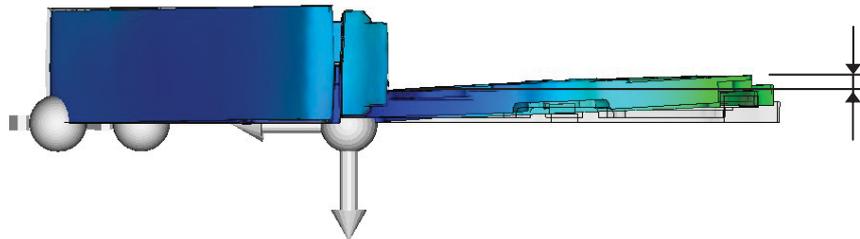


Abbildung 107: Verzugsmaß

Tabelle 13: Vergleich der Soll-Bezugsmaße mit jenen des Spritzteils (Ist) und den Maßen der Berechnungen.

	Verzugsmaß (mm)
Soll	0,00
Ist	1,55
c_p , 3D	0,63
$c_p(T)$ -20 K/min, 3D	0,60

Wie beim Prüfkästchen sind in den Abbildungen 108 bis 111 die Formteilmperatur, die Volumenschwindigkeit und die eingefrorene Randschicht

dargestellt. Die Unterschiede, die daraus erkennbar sind, zeigen keinen Einfluss auf die Verzugsergebnisse.

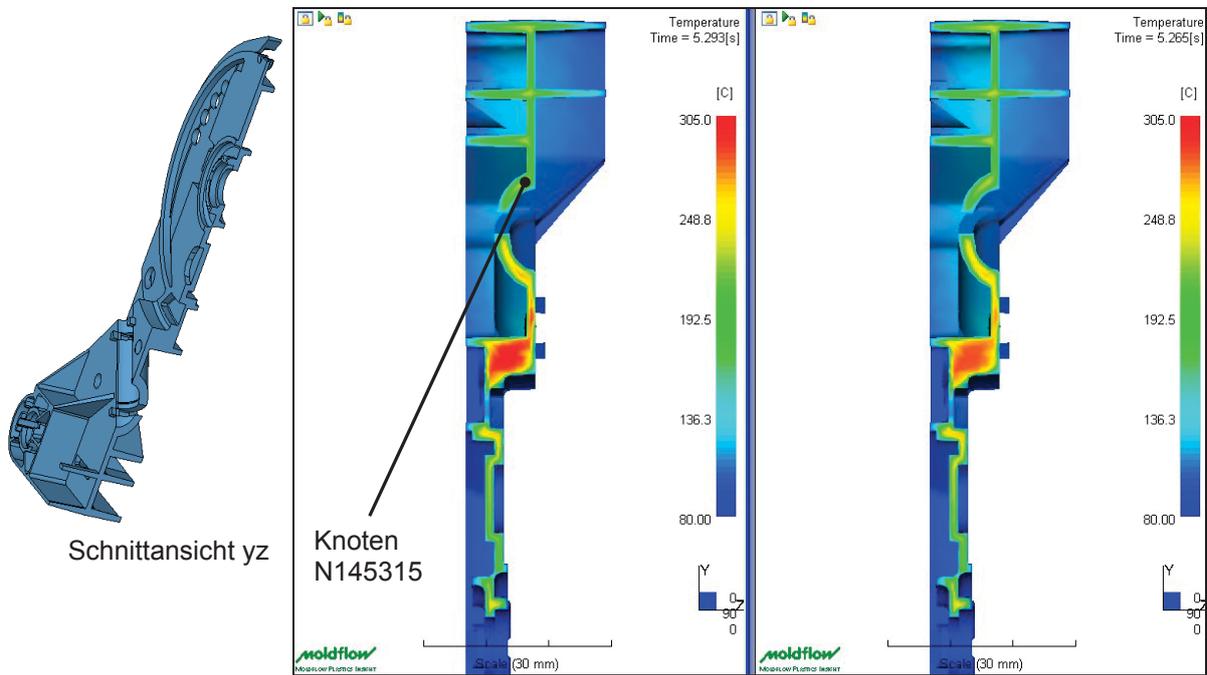


Abbildung 108: Formteilmitteltemperatur nach ca. 5,3 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 80 °C bis 305 °C.

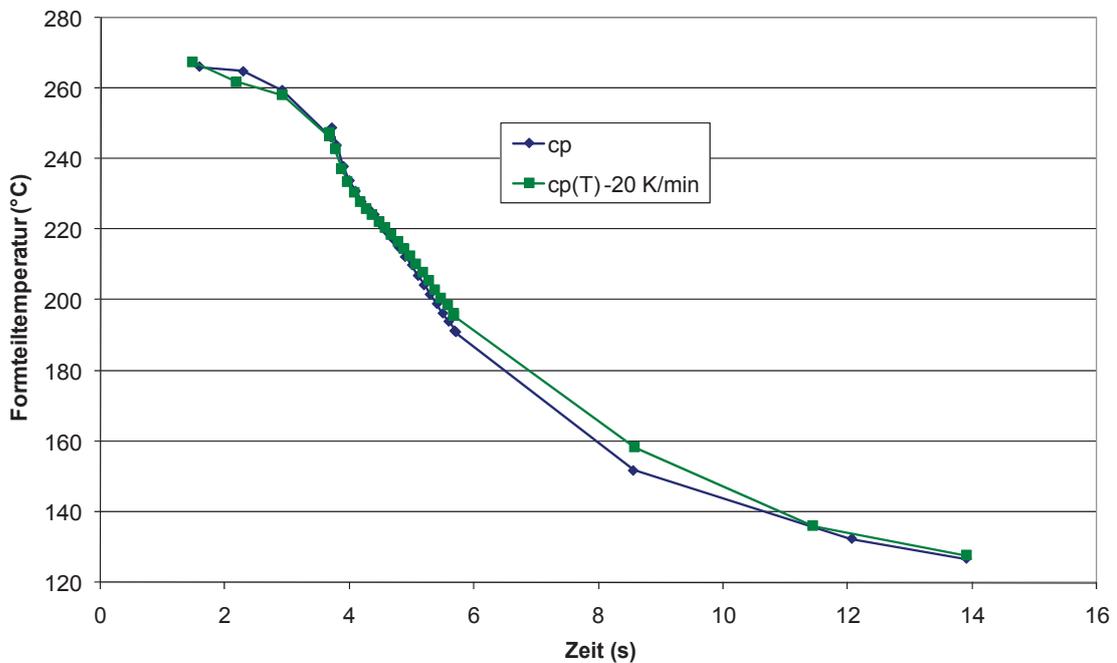


Abbildung 109: Temperaturverläufe im Knoten N145315 der 3D-Berechnungen mit den unterschiedlichen c_p -Werten.

4. Ergebnisse und Diskussion

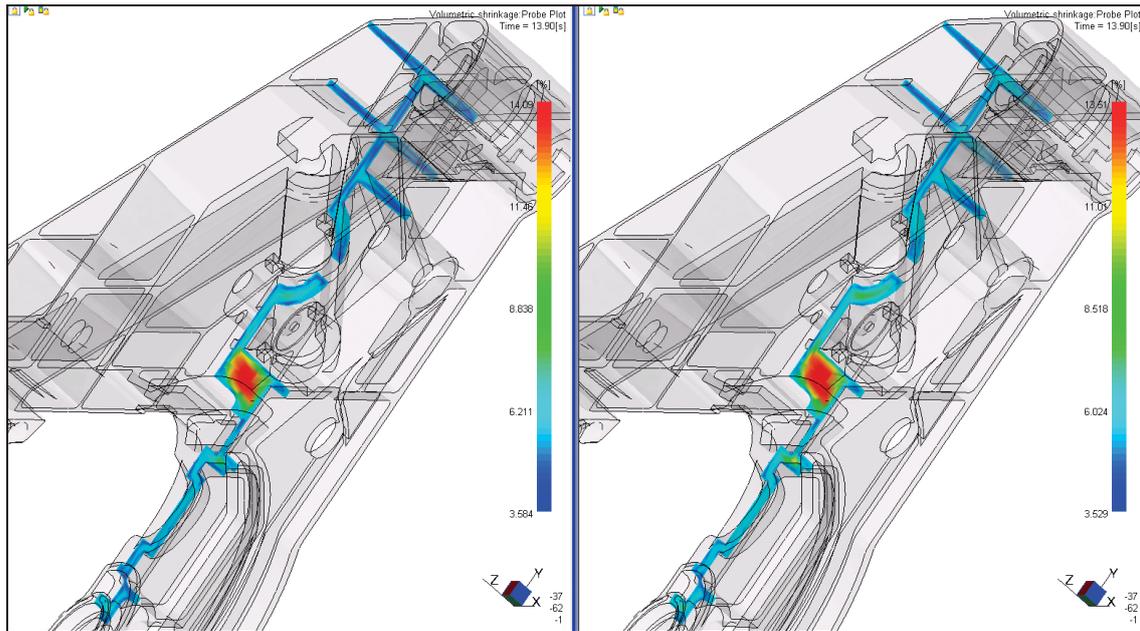


Abbildung 110: Volumenschwindung nach 13,9 s (= Entformungszeitpunkt), 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 3,5 % bis 14 %.

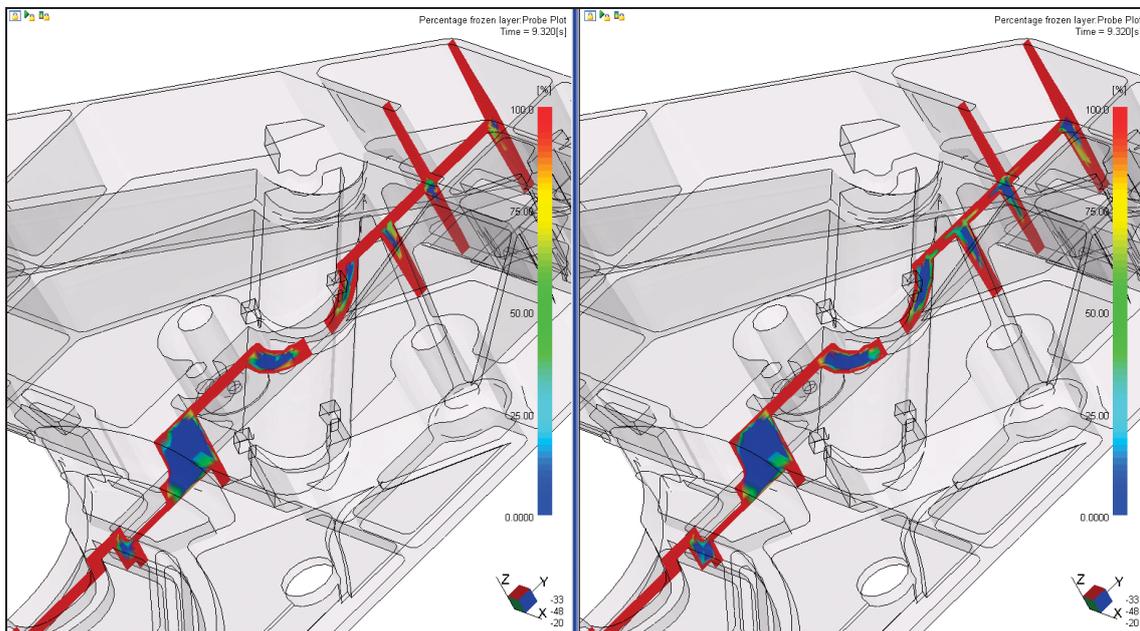


Abbildung 111: Eingefrorene Randschicht in % nach ca. 9,3 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0 % bis 100 %.

In den Abbildungen 112 und 113 sind die berechneten und experimentellen Kurven für den Massedruck an der Schneckenspitze und den Forminnendruck

dargestellt. Vergleicht man die Druckkurven der unterschiedlichen Berechnungen sind keine Unterschiede erkennbar. Die zeitlichen Verläufe der berechneten und der gemessenen Forminnendruckkurven stimmen grundsätzlich gut überein. Unterschiede in den Absolutwerten von ca. 30 % sind jedoch vorhanden.

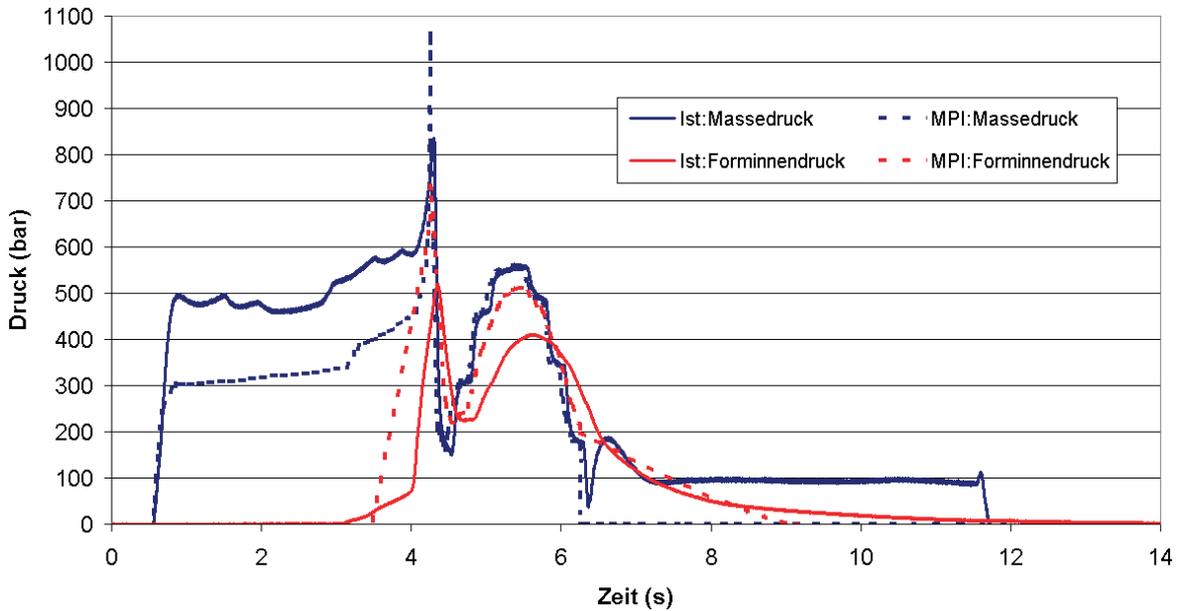


Abbildung 112: Druckverläufe: 3D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.

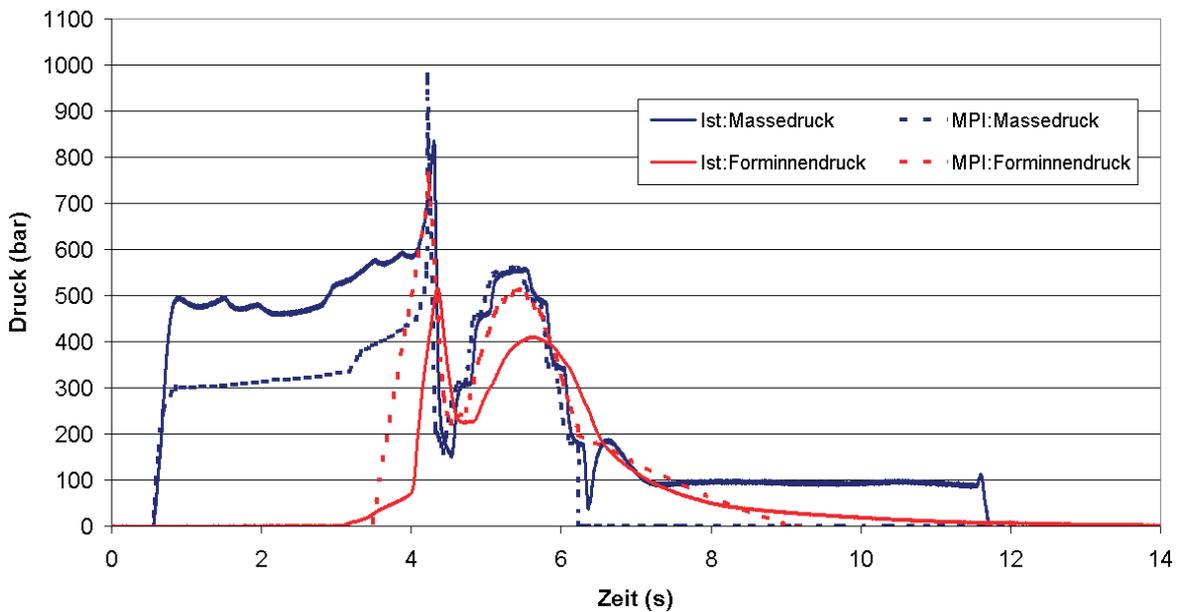


Abbildung 113: Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Untersuchungen zum Einfluss der spezifischen Wärmekapazität c_p auf die Berechnungsergebnisse in der Spritzgießsimulation durchgeführt. Im Speziellen wurden konstante und temperaturabhängige c_p -Daten miteinander verglichen, und deren Einfluss auf die Verzugsergebnisse untersucht. Die Berechnungen wurden mit dem Simulationsprogramm Moldflow Plastics Insight (MPI) 6.2 durchgeführt. Untersucht wurden die Einflüsse von c_p mit den Kunststofftypen POM, PA6 und PA6GF30. Als gemeinsamen Probekörper für die Kunststoffe wurde ein kästchenförmiges Bauteil („Prüfkästchen“) verwendet. Zusätzlich wurden die Untersuchungen an einem zweiten Probekörper durchgeführt. Hierfür kamen unterschiedliche von der Firma Blum hergestellte Bauteile je Kunststoff zum Einsatz: Bei POM handelte es sich um einen Querteiler, bei PA6 um einen Laufwagen-Kopf und beim glasfaserverstärkten Polyamid um eine Hebelkopfaufnahme.

Die Aufgaben der Masterarbeit gliederten sich in die Erstellung der MPI-Simulationsmodelle, die Bestimmungen der temperaturabhängigen c_p -Daten mittels DSC, die Simulationsberechnungen mit dem Programm MPI 6.2 und die praktischen Spritzversuche an der Spritzgießmaschine mit anschließender computertomografischer Formteilausmessung. Bei den Spritzversuchen bestand u.a. die Möglichkeit, den Forminnendruck, die Temperatur an der Werkzeugwand und den Druck im Schneckenraum zu bestimmen. Diese Daten dienten als Eingabeparameter für die Simulationsberechnungen.

Die Untersuchungen an POM ergaben, dass die Daten für die spezifische Wärmekapazität einen entscheidenden Einfluss auf die Simulationsergebnisse haben. Es zeigten sich signifikant bessere Korrelationen mit den gemessenen Formteilverzügen bei Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten in der Spritzgießsimulation. Dies ließ sich sowohl bei den Prüfkästchen-Untersuchungen wie auch bei den Untersuchungen mit dem Querteiler bestätigen. Vergleicht man die Berechnungen mit den zwei unterschiedlichen temperaturabhängigen c_p -Daten miteinander, zeigten die Berechnungen mit der niedrigeren Abkühlrate (-20 K/min) bessere Ergebnisse hinsichtlich der Verzugsgenauigkeit zu den gemessenen Bauteilen. Hinsichtlich der unterschiedlichen Berechnungsvarianten ergaben die 2.5D-Berechnungen bessere Resultate als die 3D-Berechnungen. Die Untersuchungen zeigten weiter, dass die 2.5D-Berechnung sensibler auf die unterschiedlichen c_p -Daten reagiert als die 3D-Berechnung. Auffallend war, dass die gemessene Verzugsgeometrie des Querteilers mit Farbzugabe (Masterbatch)

weniger Abweichung von der berechneten Verzugsgeometrie zeigte als die gemessene Geometrie ohne Zusatz von Masterbatch.

Anders verhielten sich die Ergebnisse beim unverstärkten sowie beim verstärkten PA6 auf die unterschiedlichen c_p -Daten. Es ergaben sich zwar Unterschiede im Ergebnis der Formteilktemperatur und den damit verbundenen Ergebnissen wie z.B. der Volumenschwindung als Folge der Berechnung mit den konstanten bzw. den temperaturabhängigen c_p -Daten. Diese Ergebnisse zeigten jedoch keine Auswirkungen auf die Verzugsergebnisse. Weder beim Prüfkästchen (PA6 und PA6GF30) noch beim Laufwagen-Kopf sowie der Hebelkopfaufnahme waren signifikante Unterschiede in den Verzugsergebnissen erkennbar. Vergleicht man die 2.5D- mit der 3D-Berechnung bei den Untersuchungen am Prüfkästchen, konnten beim PA6 bessere Ergebnisse bei der 3D-Berechnung festgestellt werden, beim PA6GF30 waren die Ergebnisse der 2.5D-Berechnung besser.

Die spezifische Wärmekapazität ist nur eine mögliche unsichere Quelle für nicht ausreichend genaue Simulationsergebnisse. Um eine gute Korrelation der Simulationsergebnisse zu den experimentellen Ergebnissen zu erhalten, müssen neben der spezifischen Wärmekapazität noch weitere Materialparameter, wie z.B. die p_vT -Daten und die Übergangstemperatur, näher betrachtet und gegebenenfalls in ihrer Genauigkeit verbessert werden. Abgesehen von der Materialseite kommt es durch die zahlreichen mathematischen Vereinfachungen bzw. Annahmen im Berechnungsalgorithmus zu unterschiedlichen Ergebnissen in der Theorie und in der Praxis.

Als Folge der Simplizität der c_p -Messungen mittels DSC ist es sinnvoll jene Materialdaten wenn möglich temperaturabhängig in das Simulationsprogramm zu implementieren. Weiters sollte die Simulation des Spritzgießprozesses so gut wie möglich der Realität entsprechen.

6 Literaturangabe

- [1] *Kennedy, P.K.*: Practical and Scientific Aspects of Injection Molding Simulation. Dissertation Technische Universiteit Eindhoven, 2008.
- [2] *www.wak-kunststofftechnik.de*: Wissenschaftlicher Arbeitskreis der Universitäts-Professoren der Kunststofftechnik, 08.01.2009.
- [3] *Rännar L.-E.*: On Optimization of Injection Molding Cooling. Dissertation Department of Engineering Design and Materials, Faculty of Engineering Science and Technology, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, 2008.
- [4] *Lucyshyn, T.*: Computerunterstützte Auslegung von Spritzgießwerkzeugen. Vorlesungsskriptum, Institut für Kunststoffverarbeitung an der Montanuniversität Leoben, 2007.
- [5] *Kuehne, S.*: Moldflow Plastics Insight 6.0, Schulungsunterlagen, 2006.
- [6] *Johannaber, F., W. Michaeli*: Handbuch Spritzgießen. Carl Hanser Verlag, München Wien, 2001.
- [7] *Tham, N.-C.*: Strömungsanalyse der Bindenahtformation beim Spritzgießen von thermoplastischen Kunststoffen. Dissertation an der Fakultät für Maschinenbau und Verfahrenstechnik der Technischen Universität Chemnitz, 2001
- [8] *Schmachtenberg, E.*: Praktikum Prozesssimulation, Spritzgießsimulation, Skriptum, Lehrstuhl für Kunststofftechnik an der Universität Erlangen-Nürnberg, 2004.
- [9] *Ehrenstein, W. G., G. Riedel, P. Trawiel*: Praxis der Thermischen Analyse von Kunststoffen, 2., völlig überarbeitete Auflage. Carl Hanser Verlag, München Wien, 2003.
- [10] *Kisslinger, T.*: Einfluss der thermischen Stoffdaten auf Berechnungsergebnisse in Moldflow Plastic Insight (MPI), Studienarbeit am Institut für Kunststoffverarbeitung, Montanuniversität Leoben, 2007.
- [11] *Menges, G., W. Michaeli, P. Mohren*: Spritzgieß-Werkzeuge, Anleitung zum Bau von Spritzgieß-Werkzeugen 5., völlig überarbeitete Auflage. Carl Hanser Verlag, München Wien, 1999.
- [12] *Moldflow Corporation*: Moldflow Plastics Insight 6.2, 2008.

- [13] *Langecker, G.:* Kunststoffverarbeitung 1. Vorlesungsskriptum, Institut für Kunststoffverarbeitung an der Montanuniversität Leoben, 2005.
- [14] *Kennedy, P.:* Flow Analysis of Injection Molds. Carl Hanser Verlag, München, Wien, New York, 1995.
- [15] *Peinhopf, W.:* Auslegung von Spritzgießwerkzeugen mittels der Methode der Finiten Elemente. Dissertation an der Montanuniversität Leoben, 2000.
- [16] *www.basf.com*, 19.01.2009.
- [17] *www.campusplastics.com*, 19.01.2009.
- [18] *www.wikipedia.org*, 08.04.2009.
- [19] *Ammar, A., V. Leo, G. Régnier:* Corner deformation of Injected Thermoplastic Parts. International journal of Forming processes, Volume 6/1, S. 53-70, 2001.
- [20] *www.vision.fraunhofer.de/de/2/projekte/281.html*, 28.11.2009.

7 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1:	Übersicht über die Arbeit.....	3
Abbildung 2:	Zeitlicher Ablauf des Spritzgießzyklus bei Verwendung einer Nadelverschlussdüse [2].	4
Abbildung 3:	pvT-Diagramm eines amorphen (oben) und eines teilkristallinen (unten) Kunststoffes bei einer Kühlrate von -2 K/min [10].	6
Abbildung 4:	Druck- und Temperaturverlauf im Werkzeug während eines Spritzgießzyklus (links), Zustandsverlauf beim Spritzgießen (rechts) [10].	6
Abbildung 5:	Viskositätsfunktion von POM Ultraform S1320 aus der MPI-Datenbank bei vier Temperaturen [12].	12
Abbildung 6:	Viskositätsmodell bei niedrigen Temperaturen, tatsächliche Viskosität und Lage der Übergangstemperatur (No-Flow Temperatur) [5].	13
Abbildung 7:	Viskositätsdaten mit der No-Flow Temperatur bei unterschiedlichen Schergeschwindigkeiten ($\dot{\gamma}_1 < \dot{\gamma}_2 < \dot{\gamma}_3$) [4].	14
Abbildung 8:	Bestimmung der Übergangstemperatur eines teilkristallinen Kunststoffes mittels DSC [1].	15
Abbildung 9:	Gemessene vs. simulierte Forminnendruckkurven bei vier unterschiedlichen Übergangstemperaturen [1].	15
Abbildung 10:	Berechnete parallele Schwindung eines Probekörpers für vier unterschiedliche Übergangstemperaturen. Der gemessene Wert beträgt 0,8 %. Temperatur in °C [1].	16
Abbildung 11:	Wärmeleitfähigkeit λ von Metallen, amorphen und teilkristallinen Kunststoffen in Abhängigkeit von der Temperatur [13].	17
Abbildung 12:	Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität c_p eines teilkristallinen (POM Ultraform S1320, oben) und eines amorphen Kunststoffes (PC Lexan, unten) [12].	18
Abbildung 13:	Strömungsverhältnisse in einer einfachen Spritzgießkavität [15].	20
Abbildung 14:	Strömung im Spalt mit der Fließfront und den eingeforenen Randschichten [3].	22
Abbildung 15:	Werkzeugoberflächentemperatur im quasistationären Zustand [3].	26

Abbildung 16:	Schema des CRIMS-Modells [4].	29
Abbildung 17:	Ablauf einer Moldflow-Berechnung [3].	30
Abbildung 18:	CT-Prozesskette beim dimensionellen Messen [20].	31
Abbildung 19:	Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität für POM Ultraform S1320 [12].	35
Abbildung 20:	Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität von PA6 Ultramid B3S HP und PA6GF30 Ultramid B3EG6.	36
Abbildung 21:	Geometrie und Abbildung des Prüfkästchens (die Maße beziehen sich auf die Werkzeugkavität).	38
Abbildung 22:	Positionen der Sensoren am Prüfkästchen und am Angusssystem.	39
Abbildung 23:	Geometrie und Abbildung des Querteilers.	40
Abbildung 24:	Geometrie und Abbildung der Hebelkopfaufnahme.	41
Abbildung 25:	Geometrie und Abbildung des Laufwagen-Kopfes.	42
Abbildung 26:	Typische Vorgehensweise bei der Spritzgießsimulation [8].	48
Abbildung 27:	Simulationsmodell des Prüfkästchens mit Angusskanal, Düsenadapter und Kühlkreisläufen.	49
Abbildung 28:	Simulationsmodell des Querteilers mit Kühlkreisläufen und Heißkanal.	51
Abbildung 29:	Detailansicht des Simulationsmodells.	52
Abbildung 30:	Simulationsmodell der Hebelkopfaufnahme mit Kühlkreisläufen, Düsenadapter, Heißkanalverteiler und Heißkanaldüsen.	52
Abbildung 31:	Detailansicht des Simulationsmodells.	53
Abbildung 32:	Simulationsmodell des Laufwagen-Kopfes mit Kühlkreisläufen und Angusssystem (Heißkanalverteiler, Kaltkanalunterverteiler).	53
Abbildung 33:	Simulationsmodell des Laufwagen-Kopfes mit Heißkanalverteiler und Kaltkanalunterverteiler.	54
Abbildung 34:	Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierfaktor 5.	58
Abbildung 35:	Gesamtverzug, 2.5D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierfaktor 5.	59
Abbildung 36:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil in Form einer Fehlerdarstellung,	

	links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.....	60
Abbildung 37:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 2.5D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil in Form einer Fehlerdarstellung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.....	60
Abbildung 38:	Definition der Bezugsmaße.	61
Abbildung 39:	Vergleich der Ergebnisse der sechs Berechnungen mit der Geometrie des Spritzteils anhand der Abweichungen von sechs definierten Maßen.	62
Abbildung 40:	Formteiltontemperatur nach ca. 7,5 s der 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.	63
Abbildung 41:	Formteiltontemperatur des Knotens N326306 bei Verwendung der unterschiedlichen c_p -Daten.	63
Abbildung 42:	Volumenschwindung nach 22,7s (= Entformungszeitpunkt) der 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.	64
Abbildung 43:	Einfrierzeit im Anschnittbereich, 3D Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.	65
Abbildung 44:	Druckverläufe: 3D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.	66
Abbildung 45:	Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -40 K/min und gemessene Kurven.	67
Abbildung 46:	Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.	67
Abbildung 47:	Druckverläufe: 2.5D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.	68
Abbildung 48:	Druckverläufe: 2.5D mit c_p -Kurve -40 K/min und gemessene Kurven.	68
Abbildung 49:	Druckverläufe: 2.5D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.	69
Abbildung 50:	Forminnendruckkurven des Knotens N5909 bei zwei verschiedenen Übergangstemperaturen der 2.5D-Berechnung unter Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten (-20 K/min).	70

Abbildung 51:	Verzugsunterschiede infolge unterschiedlicher Schwindung der 2.5D-Berechnung mit einer Übergangstemperatur von 135 °C (links) und 145 °C (rechts) bei Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten (-20 K/min), 20-fache Skalierung.	70
Abbildung 52:	Forminnendruckkurven des Knotens N5909 der 3D Berechnung bei zwei verschiedenen Übergangstemperaturen bei Verwendung der temperaturabhängigen c_p -Daten (-20 K/min).....	71
Abbildung 53:	Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 10-fache Skalierung.....	72
Abbildung 54:	Gesamtverzug, 2.5D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.	73
Abbildung 55:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem realen Spritzteil (natur), links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -40 K/min.	74
Abbildung 56:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem realen Spritzteil (seidenweiß), links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.	74
Abbildung 57:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 2.5D-Berechnung mit dem realen Spritzteil (seidenweiß), links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min	75
Abbildung 58:	Definition der Vergleichsmaße.	75
Abbildung 59:	Vergleich der Geometrie der sechs Simulationsberechnungen mit der Geometrie des Spritzteils anhand der Abweichungen von drei definierten Maßen.....	76
Abbildung 60:	Formteilmperatur nach ca. 6,8 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 90 °C bis 190 °C.....	77
Abbildung 61:	Formteilmperatur bei Verwendung der unterschiedlichen c_p -Daten im Knoten N83189.....	77
Abbildung 62:	Volumenschwindung nach 22,15 s (= Entformungszeitpunkt), 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 5,5 % bis 21 %.....	78

Abbildung 63:	Eingefrorene Randschicht in % beim Entformen, 3D Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, Mitte: c_p -Kurve -40 K/min, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0 % bis 100 %.....	78
Abbildung 64:	Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.....	80
Abbildung 65:	Gesamtverzug, 2.5D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.....	80
Abbildung 66:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.	81
Abbildung 67:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 2.5D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.	81
Abbildung 68:	Vergleich der Geometrie der vier Simulationsberechnungen mit der Geometrie des Spritzteils anhand der Abweichungen von sechs definierten Maßen.	82
Abbildung 69:	Formteiltemperatur nach ca. 6,7 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 74 °C bis 210 °C.....	83
Abbildung 70:	Temperaturverlauf im Knoten N304938 der 3D-Berechnungen mit den unterschiedlichen c_p -Daten.....	83
Abbildung 71:	Volumenschwindung nach 22,65 s (= Entformungszeitpunkt), 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0,6 % bis 15,6 %.....	84
Abbildung 72:	Eingefrorene Randschicht in % nach ca. 6 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0 % bis 100 %.....	84
Abbildung 73:	Einfrierzeit im Anschnittbereich, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0 s bis 11 s.....	85
Abbildung 74:	Druckverläufe: 3D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.....	86
Abbildung 75:	Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.....	86
Abbildung 76:	Druckverläufe: 2.5D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.....	87

Abbildung 77:	Druckverläufe: 2.5D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.....	87
Abbildung 78:	Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.....	88
Abbildung 79:	Gesamtverzug, 2.5D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.....	89
Abbildung 80:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.	89
Abbildung 81:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 2.5D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.	90
Abbildung 82:	Formteiltontemperatur nach ca. 7 s (= Entformungszeitpunkt), 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 73,8 °C bis 140 °C.....	91
Abbildung 83:	Temperaturverläufe im Knoten N31178 der 3D-Berechnungen mit den unterschiedlichen c_p -Daten.....	91
Abbildung 84:	Volumenschwindung nach 7 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0,7 % bis 18,8 %.	92
Abbildung 85:	Eingefrorene Randschicht in % nach ca. 1,9 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0 % bis 100 %.	92
Abbildung 86:	Einfrierzeit im Anschnittbereich, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0,1 s bis 6 s.	93
Abbildung 87:	Druckverläufe: 3D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.....	93
Abbildung 88:	Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.....	94
Abbildung 89:	Druckverläufe: 2.5D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.....	94
Abbildung 90:	Druckverläufe: 2.5D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.....	95
Abbildung 91:	Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 10-fache Skalierung.....	96
Abbildung 92:	Gesamtverzug, 2.5D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 5-fache Skalierung.....	96

Abbildung 93:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.	97
Abbildung 94:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 2.5D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.	97
Abbildung 95:	Vergleich der Geometrie der vier Simulationsberechnungen mit der Geometrie des Spritzteils anhand der Abweichungen von sechs definierten Maßen.	98
Abbildung 96:	Formteiltonperatur nach ca. 7,2 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 84 °C bis 210 °C.....	99
Abbildung 97:	Temperaturverläufe im Knoten N326306 der 3D-Berechnungen mit den unterschiedlichen c_p -Daten.....	100
Abbildung 98:	Volumenschwindung nach 23,45 s (= Entformungszeitpunkt) der 3D Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0,4 % bis 13,4 %.....	100
Abbildung 99:	Eingefrorene Randschicht in % nach ca. 10,2 s der 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0 % bis 100 %	100
Abbildung 100:	Einfrierzeit im Anschnittbereich der 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0,04 s bis 14 s.	101
Abbildung 101:	Druckverläufe: 3D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.....	102
Abbildung 102:	Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.....	102
Abbildung 103:	Druckverläufe: 2.5D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.....	103
Abbildung 104:	Druckverläufe: 2.5D mit c_p -Kurve -20K/min und gemessene Kurven.....	103
Abbildung 105:	Gesamtverzug, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, 10-fache Skalierung.....	104
Abbildung 106:	Vergleich der MPI-Verzugsmodelle der 3D-Berechnung mit dem gemessenen Spritzteil, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min.	105
Abbildung 107:	Verzugsmaß.....	105

Abbildung 108: Formteiltonperatur nach ca. 5,3 s, 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 80 °C bis 305 °C.....	106
Abbildung 109: Temperaturverläufe im Knoten N145315 der 3D- Berechnungen mit den unterschiedlichen c_p -Werten.....	106
Abbildung 110: Volumenschwindung nach 13,9 s (= Entformungszeitpunkt), 3D-Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 3,5 % bis 14 %.....	107
Abbildung 111: Eingefrorene Randschicht in % nach ca. 9,3 s, 3D- Berechnung, links: konstanter c_p -Wert, rechts: c_p -Kurve -20 K/min, Skalierung: 0 % bis 100 %.....	107
Abbildung 112: Druckverläufe: 3D mit konstantem c_p -Wert und gemessene Kurven.....	108
Abbildung 113: Druckverläufe: 3D mit c_p -Kurve -20 K/min und gemessene Kurven.....	108

8 Tabellenverzeichnis

Tabelle 1:	Eigenschaften und empfohlene Verarbeitungsparameter der verwendeten Kunststoffe [12,16,17].	33
Tabelle 2:	Koeffizienten des Tait-Modells und des Cross-WLF-Ansatzes, Übergangstemperatur und Wärmeleitfähigkeit der verwendeten Kunststoffe [12].	34
Tabelle 3:	Prozessparameter bzw. Maschineneinstellungen für die Spritzversuche des Prüfkästchens.	44
Tabelle 4:	Überblick über die Formteile und die Spritzgießmaschinen.	45
Tabelle 5:	Prozessparameter bzw. Maschineneinstellungen beim Spritzen der drei Blum-Formteile.	46
Tabelle 6:	Verwendung der Messdaten der Spritzversuche für die Spritzgießsimulation.	48
Tabelle 7:	Simulationsparameter für die Berechnung des Prüfkästchens.	50
Tabelle 8:	Simulationsparameter aus MPI für die Berechnung des Formteile der Firma Blum.	55
Tabelle 9:	Vergleich der Soll-Bezugsmaße mit jenen des Spritzteils (Ist-Maße) und den berechneten Maßen.	62
Tabelle 10:	Vergleich der Soll-Bezugsmaße mit jenen des Spritzteils (Ist) und den berechneten Maßen.	76
Tabelle 11:	Vergleich der Soll-Bezugsmaße mit jenen des Spritzteils (Ist) und den berechneten Maßen.	82
Tabelle 12:	Vergleich der Soll-Bezugsmaße mit jenen des Spritzteils (Ist) und den berechneten Maßen.	98
Tabelle 13:	Vergleich der Soll-Bezugsmaße mit jenen des Spritzteils (Ist) und den Maßen der Berechnungen.	105

9 Verwendete Abkürzungen

ASTM	American Society for Testing and Materials (ursprünglich)
CAD	Computer Aided Design
CRIMS	Corrected Residual In-Mold Stress
CT	Computertomographie
DLDK	Dynamische Leistungs-Differenzkalorimetrie
DSC	Differential Scanning Calorimetry
DWDK	Dynamische Wärmestrom-Differenzkalorimetrie
HDT	Heat Deflection Temperature
IGES	Initial Graphics Exchange Solution
IKV	Institut für Kunststoffverarbeitung
ISO	International Organization for Standardization
MPI	Moldflow Plastics Insight
SLPRT	Solid Part
STL	Surface Tessellation Language
SWX	SolidWorks
VST	Vicat Softening Temperature
WLF	Williams-Landel-Ferry

This document was created with Win2PDF available at <http://www.win2pdf.com>.
The unregistered version of Win2PDF is for evaluation or non-commercial use only.
This page will not be added after purchasing Win2PDF.