

Berechnung der Eigenspannungen beim Umspritzen von Einlegeteilen mittels der Methode der Finiten Elemente

Diplomarbeit

von

Thomas Kisslinger

erstellt für die

Polymer Competence Center Leoben GmbH

durchgeführt am

**Institut für Kunststoffverarbeitung
an der Montanuniversität Leoben**



Betreuung: Dipl.-Ing. Thomas Lucyshyn
Dipl.-Ing. Dr. mont. Konrad Fischer
Begutachtung: Em. O. Univ. Prof. Dr.-Ing. Günter R. Langecker

Leoben, Jänner 2008

Danksagung

Für das Zustandekommen und die Durchsicht dieser Arbeit sowie für die kritischen Anmerkungen bei der Korrektur möchte ich dem emeritierten Vorstand des Institutes für Kunststoffverarbeitung, Herrn Em. O. Univ. Prof. Dr.-Ing. Günter R. Langecker, herzlich danken.

Für ihre Geduld, ihr Wohlwollen und ihre Unterstützung möchte ich den Betreuern dieser Arbeit, Herrn Dipl.-Ing. Dr. mont. Konrad Fischer, Herrn Dipl.-Ing. Thomas Lucyshyn, Herrn Dipl.-Ing. Artur Fertschej und Herrn Dipl.-Ing. Ivica Duretek, meinen größten Dank aussprechen.

Die vorliegende Arbeit wurde für die Polymer Competence Center Leoben GmbH im Rahmen eines K_{plus}-Projektes mit dem Titel „Durchgängigkeit der Werkzeugkonstruktion vom Bauteildesign bis zum maßgerechten Werkzeug für hochwertige Bauteile“ durchgeführt. Als Teil des Kompetenzzentren-Programms K_{plus} des Bundesministeriums für Verkehr, Innovation und Technologie unter Beteiligung der Montanuniversität Leoben, der Technischen Universität Graz, der Johannes Kepler Universität Linz, der Joanneum Research Forschungsgesellschaft mbH und der Upper Austrian Research GmbH wurde diese Arbeit mit Mitteln des Bundes und der Länder Steiermark und Oberösterreich gefördert.

Mein Dank gilt auch den Projektpartnern dieses Projektes, welche ein Zustandekommen dieser Arbeit ermöglicht haben. Den Mitarbeitern des Instituts für Kunststoffverarbeitung an der Montanuniversität Leoben und der Polymer Competence Center Leoben GmbH möchte ich für die Bereitstellung von Gerätschaften und Räumlichkeiten, ihre Unterstützung und ihr herzliches Entgegenkommen danken.

Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit werden die verbleibenden Eigenspannungen beim Umspritzen von Einlegeteilen mittels der Methode der Finiten Elemente berechnet. Als Bauteil wird ein Fitting verwendet. Der Einlegeteil besteht aus Messing und wird mit dem Kunststoff PP RA 130E umspritzt. Das wesentliche Qualitätskriterium eines Fittings ist die Dichtheit. Durch die Auswertung der Vergleichsspannungen an der Kontaktfläche zwischen Messingeinleger und dem umspritzten Kunststoff ist es möglich, Rückschlüsse auf die Dichtheit zu ziehen.

Die Berechnungen wurden mit drei unterschiedlichen Einlegergeometrien durchgeführt. Die Grundgeometrie ist ein zylindrischer Hohlkörper. Bei den ersten beiden Geometrien sind Nuten verschiedener Breite in Umfangsrichtung eingearbeitet. Bei der 3. Geometrie hingegen wurde der Mantelbereich glatt ausgeführt. In den Simulationen wurde des Weiteren der Einfluss der Masstemperatur, der Nachdruckhöhe und der Einlegertemperatur auf die Eigenspannungen untersucht.

Den größten Einfluss auf die Eigenspannungen hat das Nachdruckniveau, gefolgt von der Masstemperatur. Hoher Nachdruck führt zu niedrigeren Spannungen, da die Umfangsschwindung besser kompensiert werden kann. Die kleinere Schwindung in Umfangsrichtung führt zu niedrigeren Schrumpfspannungen an der Kontaktfläche zwischen Messingeinleger und dem umspritzten Kunststoff. Eine höhere Masstemperatur hat hingegen durch das größere Schwindungspotential höhere Vergleichsspannungen im Bereich der Kontaktfläche zur Folge. Die Vorwärmtemperatur des Einlegeteils hat nur einen geringen Einfluss auf die Spannungsergebnisse, da die Wärme durch die hohe Wärmeleitfähigkeit von Messing schnell in das Kühlsystem abgeführt wird. Daher ist der Effekt des Vorwärmens während der Nachdruck- und Kühlphase nicht mehr relevant.

Die Auswertung der Ergebnisse zeigt, dass die Vergleichsspannungen in den Nuten der ersten beiden Einlegergeometrien nur geringe Werte aufweisen. Aufgrund der niedrigen Schrumpfspannungen kann in diesen Bereichen Undichtheit auftreten. Die Vergleichsspannungsergebnisse der glatt ausgeführten Einlegergeometrie zeigen die homogenste Verteilung an der Kontaktfläche zwischen Messingeinleger und Kunststoff. Die Anpressung des Kunststoffes an den Einleger und somit auch die Dichtheit des Fittings ist mit dieser Geometrie am besten gewährleistet. Anhand dieser Ergebnisse konnte gezeigt werden, dass die einfachste Einlegergeometrie Vorteile für die Anwendung aufweist.

Inhalt

1 Einleitung und Zielsetzung	1
2 Theoretische Grundlagen	3
2.1 Umspritzen von Einlegeteilen.....	3
2.1.1 Verfahrensbeschreibung [3]	5
2.2 Spannungsentwicklung durch Schwindung und Verzug.....	7
2.2.1 Schwindung.....	7
2.2.1.1 Verarbeitungsschwindung.....	11
2.2.1.2 Nachschwindung [6].....	13
2.2.2 Verzug	13
2.2.3 Schwindung und Verzug bei Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen	14
2.3 Berechnung von Eigenspannungen mittels Simulationsrechnungen	17
2.3.1 Moldflow Plastics Insight (MPI).....	18
2.3.1.1 Midplane-Modell (2.5D).....	19
2.3.1.2 Fusion-Modell (2.5-D)	20
2.3.1.3 3D-Modell.....	21
2.3.2 ABAQUS	23
2.3.2.1 Modellierung mit ABAQUS.....	24
3 Experimentelles	26
3.1 Verwendetes Formteil	26
3.2 Versuchsplan	30
3.3 Stoffdatenermittlung für die Berechnungen.....	31
3.3.1 Viskositätsfunktion.....	32
3.3.1.1 Messungen mit dem Kegel-Platte-Rheometer	33
3.3.1.2 Messungen mit dem Hochdruckkapillarrheometer	37
3.3.2 pvT-Diagramm.....	40
3.3.3 Messung der spezifischen Wärmekapazität	44
3.3.4 Messung der Wärmeleitfähigkeit	46
4 Ergebnisse und Diskussion.....	48
4.1 Ergebnisse der Materialdatenermittlung.....	48
4.1.1 Viskositätsmessungen.....	48
4.1.1.1 Ergebnisse des Kegel-Platte-Rheometers	48
4.1.1.2 Ergebnisse des Hochdruckkapillarrheometers.....	49

4.1.1.3 Ermittlung der Viskositätsfunktion nach Cross-WLF	50
4.1.2 Ergebnisse der pvT-Messung.....	52
4.1.3 Ergebnisse der spezifischen Wärmekapazitätsmessung.....	54
4.1.4 Ergebnisse der Wärmeleitfähigkeitsmessung.....	55
4.2 Berechnungsergebnisse	56
4.2.1 Ergebnisse aus MPI	56
4.2.1.1 Temperaturverteilung.....	56
4.2.1.2 Volumetrische Schwindung.....	58
4.2.1.3 Schwindung und Verzug	62
4.2.2 Auswertung der berechneten Vergleichsspannungen mit ABAQUS	68
4.2.2.1 Qualitativer und quantitativer Vergleich der Spannungen.....	68
4.2.2.2 Vergleichsspannungen in Abhängigkeit der Prozessparameter.....	74
4.2.2.2.1 Vergleichsspannungsergebnisse des 1. Modells	74
4.2.2.2.2 Vergleichsspannungsergebnisse des 2. Modells	80
4.2.2.2.3 Vergleichsspannungsergebnisse des 3. Modells	85
4.2.2.3 Schlussfolgerungen	91
5. Zusammenfassung und Ausblick	92
6. Literatur	95
7 Anhang	97
7.1 Konstanten des Cross-WLF-Ansatzes	97
7.2 Konstanten des 9-Parameter Ansatzes nach Tait.....	97

1 Einleitung und Zielsetzung

Kunststoffe sind erst seit ungefähr 100 Jahren bekannt und damit die jüngste Werkstoffgruppe. Sie haben sich in vielen Bereichen der Technik, des Bauwesens und des täglichen Lebens einen festen Platz neben den herkömmlichen Werkstoffen wie Metall, Holz und Keramik gesichert. [1]

Spritzgießen ist das am häufigsten eingesetzte Verarbeitungsverfahren zum vollautomatischen Herstellen von Kunststoffteilen. Es wird sowohl für Massenartikel als auch für technische Formteile eingesetzt. Mit Hilfe des Spritzgießverfahrens können sowohl kleine Teile, wie Zahnräder für Uhren, als auch große Teile, wie Mülltonnen oder Stoßfänger für Kraftfahrzeuge, hergestellt werden. In den meisten Fällen ist keine Nacharbeit an den gefertigten Formteilen erforderlich. [1]

Die Konstruktion eines Spritzgießwerkzeuges ist ein komplexer Prozess, bei dem viele Faktoren berücksichtigt werden müssen. Um bestimmte Entscheidungen zu erleichtern, stehen dem Konstrukteur FEM-Programme zur Verfügung, durch die es möglich wird, Fehler in einem frühen Stadium zu erkennen und somit teure Änderungen zu einem fortgeschrittenen Zeitpunkt der Produktion zu vermeiden. [5]

Ziel dieser Arbeit ist es, die Vergleichsspannungen im Bereich der Kontaktfläche zwischen einem Metalleinlege­teil und dem umspritzten Kunststoffteil zu ermitteln. Die CAD-Modelle der drei verwendeten Einlegergeometrien waren die Ausgangsbasis für die Berechnungen. Diese Daten wurden in Moldflow Plastics Insight 6.1 Revision 1 (MPI) importiert und vernetzt. Für die Simulation wurde auch ein entsprechendes Anguss- und Kühlsystem modelliert. Da das verwendete Material (PP RA 130E) in der MPI Datenbank nicht vorhanden war, mussten die rheologischen und thermodynamischen Stoffdaten am Institut für Kunststoffverarbeitung der Montanuniversität Leoben ermittelt werden. Um die Abhängigkeit der Vergleichsspannungen von den Prozessparametern zu ermitteln, wurden drei verschiedene Massetemperaturen (200 °C, 225 °C, 250 °C), drei unterschiedliche Nachdruckhöhen in Prozent des maximalen Einspritzdruckes (40%, 65%, 90%) und

zwei Einlegertemperaturen (25 °C, 60 °C) für jedes der drei Modelle für die Simulation verwendet. Die Untersuchungen sollen ermöglichen, Empfehlungen hinsichtlich der Einlegergeometrie und der Prozessführung geben zu können.

Da das Formteil mehrere Waddickensprünge und große Waddicken aufweist, wurden alle Berechnung mittels 3D-Modell durchgeführt.

Durch die Auswertung der Vergleichsspannungen im Bereich der Kontaktfläche ist es möglich, Rückschlüsse auf die kraftschlüssige Verbindung zwischen dem Einlegeteil und dem umspritzten Kunststoff zu ziehen und somit auch auf die Dichtheit des Fittings.

2 Theoretische Grundlagen

2.1 Umspritzen von Einlegeteilen

Die Entwicklung tragender, multifunktionaler Verbunde - auf der Basis von Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen - ermöglicht neue Leichtbaustrukturen mit innovativen konstruktiven Gestaltungsmöglichkeiten. Vorgeformte metallische Einlegeteile (Bild 1) werden nach dem Einlegen ins Spritzgießwerkzeug mit zusammenhängenden Kunststoffbereichen umspritzt (Bild 2). Der Verbund beruht auf reib- und/oder formschlüssigen Verbindungen zwischen Metall- und Kunststoffkomponenten. Durch die hohe Funktionsintegration, die Einsparung von Fertigungsschritten bzw. nachfolgenden Montageschritten und eine endkonturnahe Fertigung, ist mit dieser Technologie eine deutliche Verkürzung der Prozesskette möglich. Zusatzfunktionen wie zum Beispiel Befestigungen von Antrieben, Gehäuseteilen, Lagerstellen, Schnappverbindungen und Schraubverbindungen können gleichzeitig in einem Arbeitsgang durch das Umspritzen realisiert werden. Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen können gegenüber reinen Metallkonstruktionen deutliche Kosten- und Gewichtsvorteile bieten. Diese Vorteile fallen umso größer aus, je höher der Integrationsgrad ist und je mehr Montageschritte eingespart werden. Die an die Metallprofile angespritzten Kunststoffstrukturen (zum Beispiel Verrippungen) erhöhen Stabilität und Tragfähigkeit. Die Kunststoffverstärkungen leiten die einwirkenden Kräfte optimal in das Bauteil ein und verteilen sie auf viele tragfähige Punkte der Kunststoff-Metall-Hybridstruktur. Durch die Kombination der Werkstoffe Kunststoff und Metall lassen sich elektrische, mechanische, optische und thermische Funktionen, sowie Gehäusefunktionen effektiv realisieren. Die Hybridstrukturen sind außerdem recyclebar. Beide Werkstoffe können in einem einzigen Arbeitsgang, zum Beispiel in einer handelsüblichen Hammermühle, stofflich voneinander getrennt werden. Als Anwendungsgebiete sind Konstruktionen in den Bereichen Fahrzeugbau, Maschinenbau, Stahl- und Leichtbau sowie Konstruktionen in vielen anderen Einsatzbereichen denkbar. Auch komplexe und hochbeanspruchte Teile im Automobilbereich sind damit realisierbar. [2]



Bild 1: Messingeinlege­teil für einen Fitting.

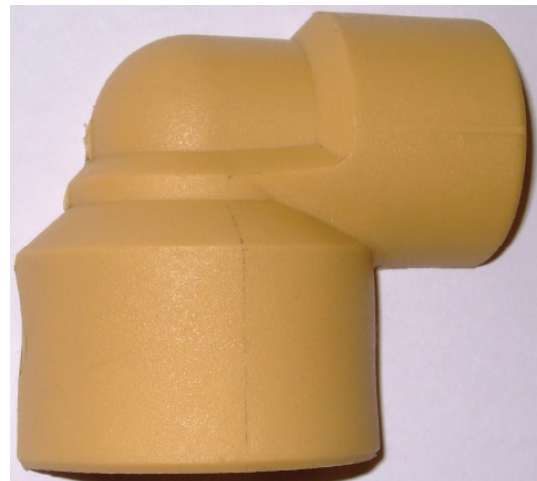
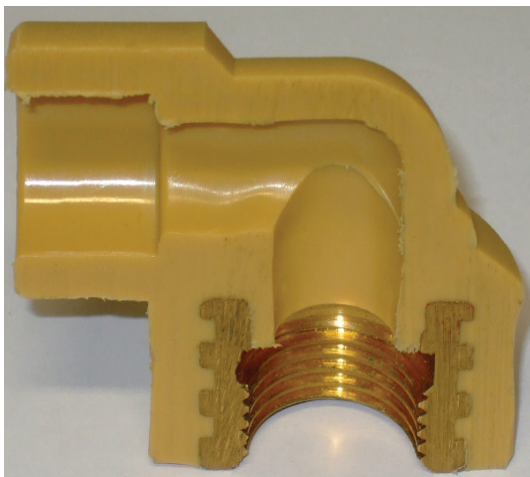


Bild 2: Durchgeschnittener Fitting mit umspritztem Messing-Einlege­teil.

Der prinzipielle Verfahrensablauf bei der Herstellung von Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen ist in Bild 3 dargestellt. [2]

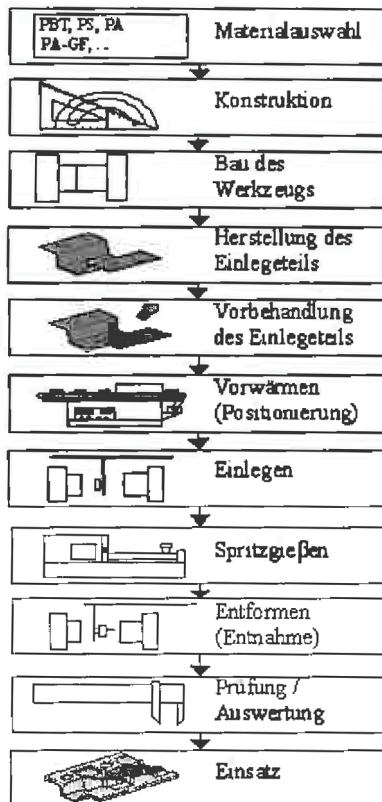


Bild 3: Prinzipieller Verfahrensablauf bei der Herstellung von Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen. [2]

2.1.1 Verfahrensbeschreibung [3]

Inserts werden in dafür speziell vorgesehene und entsprechend gestaltete Aussparungen im Spritzgießwerkzeug eingelegt. Die Inserts müssen sehr präzise gearbeitet sein, da sie häufig dichtend in einer Aussparung sitzen oder nach dem Umspritzen eine präzise Position haben müssen. Oft wird das Halten im Werkzeug, wenn einfaches Stecken in Bohrungen oder auf Stifte (Bild 4 und Bild 5) nicht ausreicht, durch Stützstifte (Bild 6), durch Schnappeinrichtungen, durch Magnete oder ein angelegtes Vakuum unterstützt. Auch unter Druck muss in der Trennebene beim Schließen des Werkzeugs eine bündige Anlage vorhanden sein, um ein Eindringen der Schmelze in den Spalt zu verhindern. Grundsätzlich müssen Metallteile von allen Ölresten oder sonstigen Verunreinigungen befreit sein. Das setzt

beim Hersteller oder beim Spritzgießer einen geeigneten Reinigungsvorgang voraus. Das Umströmen der Inserts durch einfließende Schmelze sollte fließtechnisch optimiert werden, um Bindenähte günstig zu legen und Lufteinschlüsse zu vermeiden. Diese Aufgabe löst man auch hier durch eine Computersimulation. Das Anwärmen der Inserts ist von Vorteil, da die Wärmespannungen und eine mögliche Schwächung durch eine Bindenaht minimiert werden.

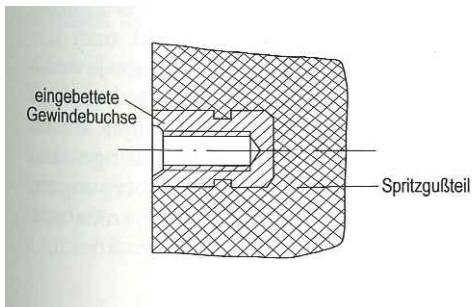


Bild 4: Eingebettete Gewindebuchse mit Ringnut, gehalten auf einem entsprechenden Stift. [3]

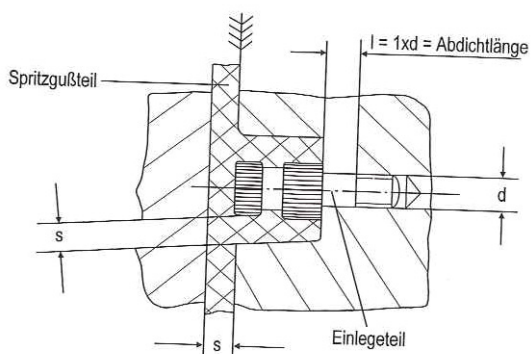


Bild 5: Eingebetteter Stift mit Rändelung und Ringnut. Der Stift selber wird vor dem Schließen des Werkzeugs in einer Werkzeugseite in einer Bohrung aufgenommen. [3]

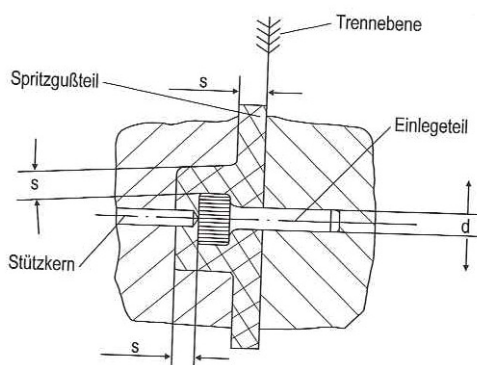


Bild 6: Rändelstift mit Stützkern. [3]

2.2 Spannungsentwicklung durch Schwindung und Verzug

Bevor näher auf die resultierenden Spannungen aufgrund von Schwindung und Verzug eingegangen wird, werden diese beiden Begriffe im Folgenden kurz erläutert.

2.2.1 Schwindung

Schwindung ist definiert als die Verringerung der Dimensionen eines Spritzgießteiles in eine beliebige Richtung, nachdem es aus dem Werkzeug ausgeworfen wurde. Die Bedingungen während der Füll-, Nachdruck- und Kühlphase beeinflussen Betrag und Richtung der Schwindung. Einerseits ist es wichtig, die gleichmäßige Schwindung zu kennen, um das Werkzeug entsprechend größer zu dimensionieren als das fertige Bauteil, außerdem führt ungleichmäßige Schwindung eines Bauteiles zum Verzug. [4]

MPI verwendet für die Berechnung der Schwindung Ergebnisse aus den einzelnen Prozessphasen. Der Ansatz, den Moldflow für die Berechnung heranzieht, unterteilt die Gesamtschwindung in einzelne Einflussgrößen, die in Summe zur resultierenden Schwindung beitragen. Die vier berücksichtigten Größen sind: [4]

- Volumenschwindung [5]

Während der Füll-, Nachdruck- und Kühlphase wird für jedes Element die Volumenschwindung auf Basis des p_vT -Verhaltens bei Gleichgewichtsbedingungen (d.h. bei nahezu konstantem Druck und konstanter Temperatur) berechnet. Dabei wird der zeitliche Verlauf von Druck und Temperatur mitberücksichtigt.

- Kristallisation [5]

Der Betrag der Schwindung hängt auch vom Kristallisationsgrad ab. Der wesentlichste Einflussfaktor auf die Kristallisation ist die Abkühlgeschwindigkeit, wobei diese einerseits von der Werkzeugtemperatur und andererseits von der

Wandstärke der Formteile abhängt. Es gilt dabei, dass eine hohe Abkühlgeschwindigkeit zu geringerer Kristallisation führt und umgekehrt.

- Geometriebedingte Behinderung der Schwindung [5]

Während das Formteil in der Form ist, wird davon ausgegangen, dass in Ebenenrichtung keine Kontraktion erfolgen kann, sondern nur in Dickenrichtung. Beim Schwinden bauen sich Spannungen im Formteil auf, vor allem in den Bereichen, in denen die Verformung behindert wird. Die Spannungen relaxieren, wobei der zeitliche Temperaturverlauf während der Füll-, Nachdruck- und Kühlphase die Geschwindigkeit der Relaxation beeinflusst.

- Orientierungseffekte [5]

Die Polymermoleküle in einer Kunststoffschmelze richten sich bei einer Scherströmung in Fließrichtung aus. Das Ausmaß der Orientierung hängt von der Schergeschwindigkeit und der Temperatur ab. Wenn das Material einfriert, bevor die Moleküle relaxieren konnten, so bleibt die Orientierung zu diesem Zeitpunkt „eingefroren“.

Die zuvor beschriebenen Faktoren werden durch verschiedene Verarbeitungsparameter beeinflusst. Bild 7 zeigt die Auswirkung verschiedener Maschineneinstellungen auf die Schwindung (Shrinkage), wobei jeweils alle anderen Parameter unverändert bleiben.

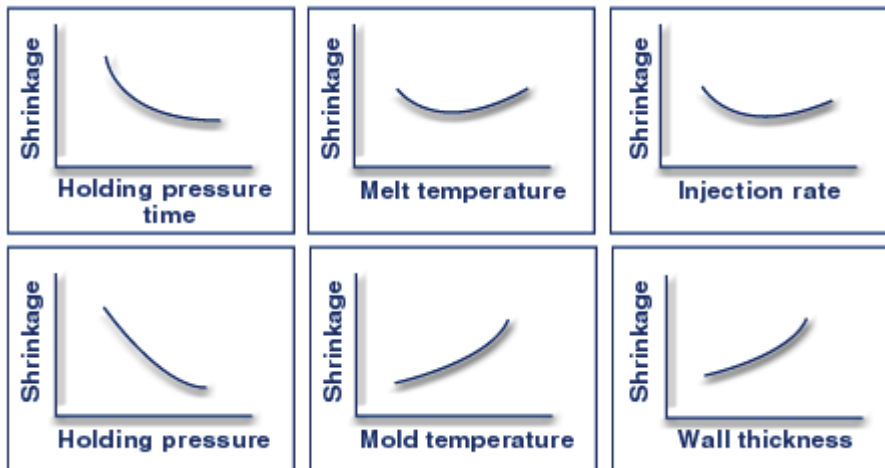


Bild 7: Einflussfaktoren für das Schwindungsverhalten. [5]

- Nachdruckzeit (Holding pressure time) [5]

Mit zunehmender Nachdruckzeit nimmt die Schwindung zunächst ab und bleibt schließlich auf einem konstanten Wert. Zuerst wird Material in die Kavität nachgedrückt, um die Volumenkontraktion aufgrund der Abkühlung im Werkzeug zu kompensieren. Ab dem Zeitpunkt, wo der Anschnitt einfriert und daher keine Schmelze mehr in die Form gelangt, bringt ein Aufrechterhalten des Nachdrucks keine Verbesserung im Schwindungsverhalten.

- Massetemperatur (Melt temperature) [5]

Bild 7 zeigt starke Schwindung bei niedrigen und bei hohen Massetemperaturen mit einem Minimum der Kurve bei mittleren Temperaturen. Bei niedriger Massetemperatur ist die Schmelzeviskosität so hoch, dass es schwierig ist, einen gleichmäßigen Nachdruck über das ganze Formteil aufzubringen. Mit zunehmender Temperatur sinkt die Viskosität, wodurch der Nachdruck besser wirken kann. Bei einem weiteren Anstieg der Massetemperatur braucht jedoch der Anschnitt immer länger zum Einfrieren. Wenn dabei die Nachdruckzeit überschritten wird, kann die thermische Schwindung nicht vollkommen kompensiert werden, was in der Kurve zum Steigen der Schwindung bei hohen Massetemperaturen führt.

- Einspritzgeschwindigkeit (injection rate) [5]

Unter der Annahme eines konstanten Nachdruckniveaus ist bei niedrigen Einspritzgeschwindigkeiten die Schwindung groß, weil die Randschichten schneller einfrieren und der Widerstand für einen gleichmäßig wirkenden Nachdruck zu groß ist. Mit zunehmender Einspritzgeschwindigkeit verringert sich der Anteil der eingefrorenen Randschicht und die Schwindung wird geringer. Bei einer weiteren Zunahme der Einspritzgeschwindigkeit kehrt sich der Effekt wieder um, weil jene Orientierungseffekte zunehmen, die eine größere Schwindung bewirken.

- Nachdruckhöhe (Holding pressure) [5]

Je höher der Nachdruck gewählt wird, umso geringer ist die resultierende Schwindung. Limitierender Faktor ist hier die Schließkraft der Spritzgießmaschine.

- Werkzeugtemperatur (Mold temperature) [5]

Zunehmende Werkzeugtemperatur wirkt sich negativ auf das Schwindungsverhalten aus. Bei gleicher Nachdruckzeit kann bei höherer Werkzeugtemperatur das Material nicht bis zum Einfrieren nachgedrückt werden, da die Abkühlrate zu gering ist. Zusätzlich wird der Effekt bei teilkristallinen Thermoplasten dadurch verstärkt, dass bei einer geringeren Abkühlrate der Kristallisationsgrad zunimmt, was zu einer weiteren Erhöhung der Schwindung führt.

- Wanddicke (Wall thickness) [5]

Die Zunahme der Schwindung mit größerer Wandstärke lässt sich mit den gleichen Effekten erklären wie bei der Werkzeugtemperatur.

In der Praxis werden zwei Arten der Schwindung unterschieden, diese sind im Nachfolgenden kurz erläutert.

2.2.1.1 Verarbeitungsschwindung

Nach DIN 16901 ist die Verarbeitungsschwindung VS als Differenz zwischen den Maßen des kalten Werkzeuges L_W ($23^\circ\text{C} \pm 2^\circ\text{C}$) und denen des Formteils L_F unmittelbar nach 16stündiger Lagerung im Normalklima ($23^\circ\text{C}/50\%$ Luftfeuchte) definiert:

$$VS = \left(1 - \frac{L_F}{L_W}\right) \cdot 100\% \quad (\text{Glg. 1})$$

Bei der Verarbeitungsschwindung nach DIN 16901 handelt es sich um eine lineare Schwindung.

Aus pvT - Diagrammen, wie jenes in Bild 8, ist der Zusammenhang zwischen Druck, spezifischem Volumen und Temperatur eines Polymerwerkstoffs im Schmelze- und Feststoffzustand zu sehen. [6]

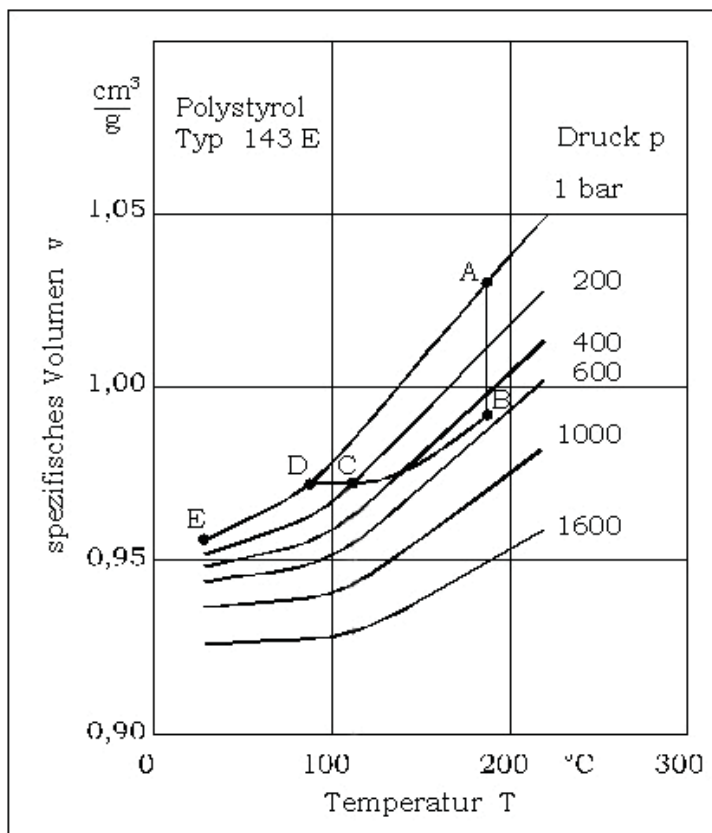


Bild 8: Der Spritzgießprozess im pvT - Diagramm [7]

In Tabelle 1 sind die einzelnen Phasen des Spritzgießzyklus anhand des pvT-Diagramms aus Bild 8 erklärt.

Tabelle 1: Verschiedene Phasen des Spritzgießzyklus. [7]

A - B	Füllphase	Der Druck steigt von 1 bar auf den maximalen Wert an (schneller Einspritzvorgang).
B - C	Nachdruckphase mit Massefluss	Der Druck und die Temperatur nehmen monoton ab. Dadurch nimmt auch das spezifische Volumen ab.
C	Siegelpunkt	Der Anschnitt ist eingefroren. Es kann kein Material mehr in die Kavität gedrückt werden.
C - D	Nachdruckphase ohne Massefluss	Der Druck fällt auf 1 bar.
D - E	Schwindungsphase	Abnahme des spezifischen Volumens.

Überträgt man den im Formnest gemessenen Druckverlauf und die mittlere Formteilmitteltemperatur in ein solches pvT-Diagramm, so erhält man unter anderem Aussagen über die Volumenschwindung. Entscheidend für das Maß der Schwindung und somit für die späteren Formteildimensionen ist Punkt D, an dem der Werkzeuginnendruck Atmosphärendruck angenommen hat. Bei weiterer Abkühlung löst sich das Formteil von der Werkzeugwand - es schwindet. [6]

Die aus dem pvT-Diagramm ermittelbare Verarbeitungsschwindung ist, im Gegensatz zur Verarbeitungsschwindung nach DIN 16901, eine Volumenschwindung.

2.2.1.2 Nachschwindung [6]

Auch nach der Abkühlung des Formteils auf Raumtemperatur ist noch ein Nachschwinden möglich. Diese Maßveränderungen sind im allgemeinen Maßverkleinerungen, die auf schnelles Abkühlen zurückzuführen sind. Die Schmelze wird unterkühlt und erstarrt bei höherem spezifischen Volumen als es der Kurve $p=1\text{bar}$ im pV -Diagramm entspricht. Besonders bei teilkristallinen Thermoplasten tritt dieser Effekt als Nachkristallisation auf. Auch formgebundene Maße mit behinderter Schwindung neigen dazu, diese Behinderung durch Nachschwindung zumindest teilweise auszugleichen.

Wenn die Erstarrung unter noch hohem Druck erfolgt, sind Maßvergrößerungen möglich. Es werden dann, bevorzugt bei amorphen Thermoplasten, Druckeigenspannungen eingefroren, die später relaxieren.

2.2.2 Verzug

Unter Verzug wird die Abweichung der Gestalt des Formteiles von jener der Kavität verstanden. Würde jedes Volumenelement des Formteiles bei der Abkühlung dieselbe Schwindung aufweisen, so wäre eine reine Verkleinerung ohne Änderung der Gestalt die Folge. Dem zufolge tritt Verzug sowohl durch lokal unterschiedliche Schwindung im Formteil als auch durch richtungsabhängige Schwindung auf. Auswirkungen des Verzuges sind das Verwölben und Verwinden von Flächen, sowie die Änderung von Winkelmaßen. Die Schwindungsunterschiede im Formteil werden durch

- lokal unterschiedliche Temperaturverhältnisse,
- lokal unterschiedliche Druckverhältnisse,
- Werkstoffanisotropie

verursacht, wobei sich die einzelnen Effekte überlagern. [4]

Für die Berechnung des Verzuges mit FEM-Simulationsprogrammen bieten sich zwei verschiedene Berechnungsansätze an, die beide in Moldflow Plastics Insight verwendet werden:

- Schwindung zufolge Restdehnung
- Schwindung zufolge Restspannung [4]

Details zu diesen Berechnungsansätzen finden sich in [5].

2.2.3 Schwindung und Verzug bei Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen

Bei der Materialauswahl von Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen muss auf Wärmespannungen und Verzug geachtet werden. Lokale Schwindungsunterschiede und Wärmespannungen können zu einem lokalen Versagen oder unerwünschtem Verzug führen. Für großflächige Hybridstrukturen sind Kunststoffe mit kleinem Wärmeausdehnungskoeffizienten, kleiner Schwindung und geringer Spannungsrissempfindlichkeit günstiger, um Eigenspannungen zu verringern und möglichen Verzug zu vermeiden. Die Schwindung des Kunststoffs kann mit Hilfe der Spritzgießsimulationen ermittelt und Eigenspannungen durch die vom Metalleinleger behinderte Schwindung abgeschätzt werden. [2]

Neben der Konstruktion und der Materialkombination hängen die Eigenschaften der Hybridstruktur von den Prozessparametern bei der Herstellung ab. [2]

Durch vorgewärmte Einlegeteile und durch erhöhte Nachdrücke kann man dem unkontrollierten Aufschwinden auf das Metallteil entgegenwirken und erhöhte Spannungen, Rissbildung und Verzug vermeiden. Der Einfluss des Vorwärmens auf die Eigenschaften der Hybridstrukturen hängt von der Gestaltung des Einlegers und des Werkzeugs, den thermischen Eigenschaften der Werkstoffe (Einlegeteil, Werkzeug und Kunststoff) und der Verweilzeit des Einlegeteils im Werkzeug bis zum Einspritzen ab. Kurze Verweilzeiten, ein schnelles Einspritzen und ein möglichst geringer Kontakt zwischen Werkzeug und Einlegeteil sind positiv zu bewerten. [1]

Die Vorwärmtemperatur des Einlegeteils und der Nachdruck entscheiden über den Verzug der Hybridstrukturen. Die Masse-, die Werkzeug- und besonders die Vorwärmtemperatur beeinflussen die Haftung zwischen Kunststoff und Metall sehr deutlich. Eine saubere fettfreie Metalloberfläche ist ebenfalls ein entscheidender Faktor für die Haftung. Um den Verzug und die Eigenspannungen zu verringern und die Haftung zwischen Metall und Kunststoff zu verbessern, sollten die Masse-, die Werkzeug-, die Vorwärmtemperatur und der Nachdruck möglichst hoch eingestellt werden, hierdurch werden jedoch die Zykluszeiten verlängert. [2]

Neben den positiven Aspekten (wie z.B. größere Steifigkeit) durch den Metalleinsatz und z.B. größere designtechnische Möglichkeiten durch die Verwendung von Kunststoffen, ergeben sich für die Verarbeitung und die Materialauswahl wichtige, zu beachtende Kriterien. Entscheidende Punkte, die bei der Materialauswahl von Metall und Kunststoff unbedingt beachtet werden müssen, stellen u.a. die

- thermischen Ausdehnungskoeffizienten,
- die Wärmeleitfähigkeit bzw. Wärmekapazität und
- die mechanischen Eigenschaften wie z.B. Zugfestigkeit in Abhängigkeit von der Zeit

dar. Die unterschiedlichen Eigenschaften der Verbundpartner haben dabei einen entscheidenden Einfluss auf den später im Bauteil vorliegenden Spannungszustand, und müssen aus diesem Grund exakt aufeinander abgestimmt werden. [13]

Bei der Auslegung eines Hybridbauteils müssen grundsätzlich die im Bild 9 dargestellten Spannungsarten Berücksichtigung finden.

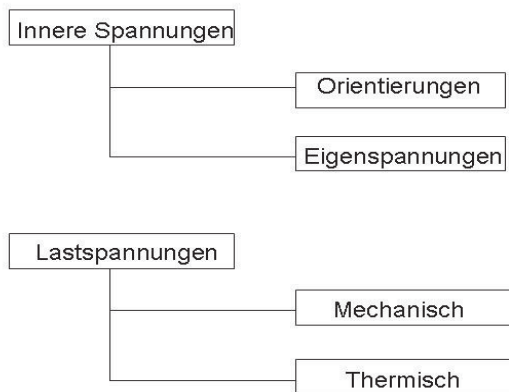


Bild 9: Zu beachtende Spannungsarten bei der Hybridbauteilauslegung. [13]

Innere Spannungen, die entweder durch Orientierungen (entropieelastischer Anteil) oder Eigenspannungen (energieelastischer Anteil) hervorgerufen werden, liegen so gut wie immer in einem Kunststoffprodukt vor. Die Orientierungen werden im Wesentlichen durch das Füllverhalten der Kavität induziert. Die Eigenspannungen resultieren unter anderem aus der für Kunststoffe typischen großen Volumenkontraktion (im Vergleich zu Metallen). Während bei der freien Schwindung der Spannungsaufbau in einem relativ kleinen Bereich stattfindet, werden bei einer gebundenen Schwindung in der Regel wesentlich höhere Eigenspannungen - bis hin zum Versagen des Bauteils durch z.B. Rissbildung - aufgebaut. Durch die Kombination eines geschlossenen Einlegers mit einer Kunststoffkomponente (Bild 10) findet in vielen Fällen eine formgebundene Abkühlung des Polymers statt, woraus hohe Eigenspannungen resultieren können. [13]

Diese Eigenspannungen entstehen auch im umgekehrten Fall, mit einer Einleger umschließenden Kunststoffkomponente.

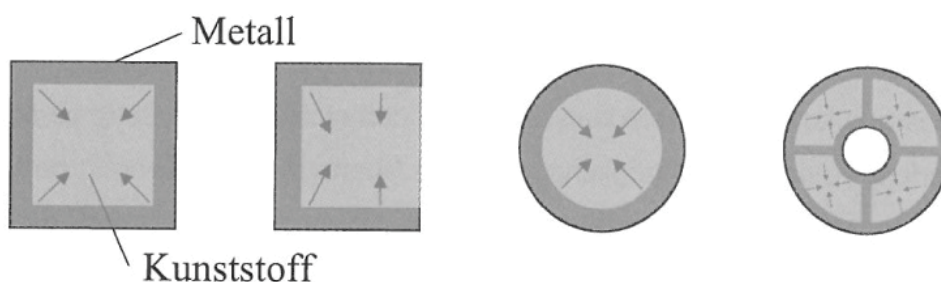


Bild 10: Beispiele einiger geschlossener Metallkonstruktionen, die hohe Eigenspannungen in der überspritzten Kunststoffkomponente begünstigen. [13]

Gründe für die Entstehung dieser inneren Spannungen sind: [13]

- Unterschiedliche Abkühlbedingungen im Spritzgießwerkzeug
- Hoher Orientierungszustand durch unterschiedliche Fließbedingungen während des Füllvorgangs
- Unausgewogenes Nachdruckprofil während der Schwindungskompensations- und Abkühlphase
- Großer Temperaturgradient entlang der Formteildicke
- Schwindungsbehinderung durch Metall-Kunststoff-Kombination

Thermische Spannungen sind auf den relativ großen Wärmeausdehnungskoeffizienten der Kunststoffe zurück zu führen. Wenn eine ungleichmäßig im Bauteilvolumen verteilte Erwärmung des Bauteils erfolgt, resultiert daraus auch eine ungleichmäßige Veränderung der Dichte. Letzteres führt dann zu einem nicht unerheblichen Spannungsaufbau, der bis zum Versagen des Bauteils führen kann. [13]

Problematisch ist es, wenn es zu einer Überlagerung der Eigenspannungen mit den Lastspannungen in dem Kunststoffkomponentenbereich kommt. Wirken alle Spannungsarten in dieselbe Richtung, können extreme Spannungsspitzen auftreten, die zu einem Bauteilversagen führen können.

2.3 Berechnung von Eigenspannungen mittels Simulationsrechnungen

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die FEM-Programme Moldflow Plastics Insight 6.1 Revision 1 und ABAQUS 6.6-1 verwendet, welche im Folgenden kurz vorgestellt werden. Die Finite-Elemente-Methode (FEM) ist ein numerisches Verfahren zur näherungsweise Lösung von Differentialgleichungen mit Randbedingungen. Sie ist ein weit verbreitetes modernes Berechnungsverfahren im Ingenieurwesen.

2.3.1 Moldflow Plastics Insight (MPI)

Moldflow Plastics Insight (MPI) der Firma Moldflow Corporation (USA) dient für die rheologische und thermische Auslegung von Spritzgießwerkzeugen.

Wenn man die Strömungsverhältnisse (Bild 11) in einem einfachen Spritzgießteil betrachtet, kann man mehrere Zustände unterscheiden. [5]

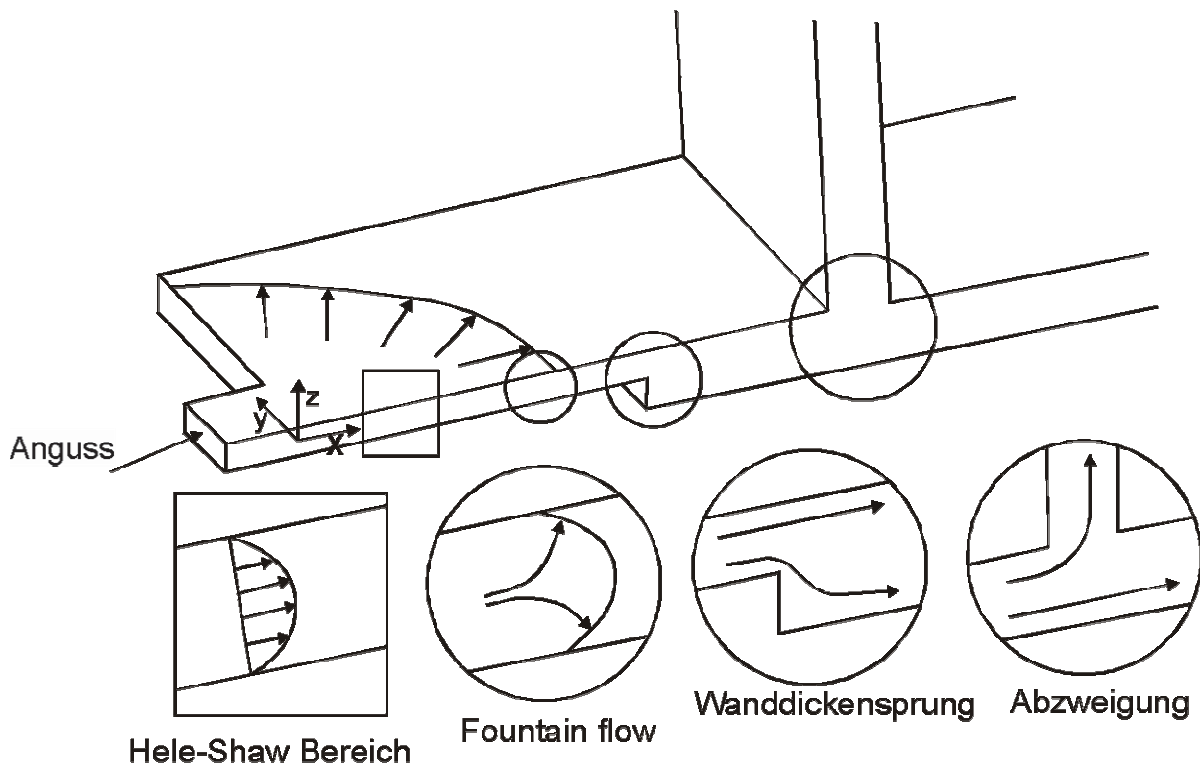


Bild 11: Strömungsverhältnisse in einer einfachen Spritzgießkavität. [5]

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 so genannten Hele-Shaw-Strömung (links im Bild 11). 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. [4]

Um die Simulationsberechnungen in MPI durchzuführen, stehen mehrere Berechnungsmodelle zur Verfügung, die in den folgenden Kapiteln kurz erläutert werden.

2.3.1.1 Midplane-Modell (2.5D)

Das Formteil wird durch zweidimensionale Ebenen beschrieben, welche jeweils die Mittelebenen der tatsächlichen Flächen darstellen. Jeder Mittelebene wird eine bestimmte Dicke h zugeordnet, die der lokalen Wanddicke des Formteils entspricht. Das Modell besteht also aus 2D-Flächen, die beliebig im Raum angeordnet werden können. Zuletzt werden diese Mittelebenen mit Dreieckselementen vernetzt.

Das so entstandene 2.5D-Modell bildet die Grundlage für die FE-Berechnung. Die Generierung dieser 2D-Flächen ist bei flächigen Bereichen des Formteiles, bei denen die Dicke h klein im Vergleich zur Breite b des Fließquerschnittes ist, ohne Probleme möglich. Für $b > 4h$ kann die Modellgenerierung mit diesen Flächenelementen ohne Einschränkung erfolgen. [5]

Die Vorgehensweise beim Aufbereiten eines Mittelflächen-Modells für MPI ist im Folgenden zusammengefasst:

- Konstruktion des Mittelflächenmodells in einem CAD-Programm
- Import des Modells in *MPI*
- Vernetzung des Flächenmodells mit 2D-Dreieckselementen
- Kontrolle des FE-Netzes (Mesh statistics)
- Bei Bedarf Korrekturen am Netz (überlappende Elemente, freie Kanten, Aspect ratio)
- Kontrolle bzw. Zuweisung der Wanddicken
- Falls notwendig, Modellierung eines Angussystems
- Orientierung des FE-Netzes (Definition einer Ober- und Unterseite der Flächen)
- Abschließende Kontrolle des FE-Netzes (Mesh statistics)

Nach diesen Schritten ist das Modell für Berechnungen aufbereitet. [5]

2.3.1.2 Fusion-Modell (2.5-D)

Die Erstellung eines Mittelflächenmodells beansprucht einen großen Zeitanteil an der Gesamtzeit für die Durchführung einer Moldflow-Analyse. Um diesen Zeitaufwand zu minimieren, hat Moldflow ein Modell entwickelt, bei dem direkt 3D-CAD-Daten verwendet werden können. Zu diesem Zweck wird die gesamte Hülle des Formteils mit ebenen Dreieckselementen vernetzt. Das Programm rechnet allerdings nicht dreidimensional, sondern verwendet gegenüberliegende Flächen, um damit die Berechnungen durchzuführen (Dual Domain™-Technology). Für die Berechnungsgrundlagen gelten somit genau die gleichen Annahmen und Vereinfachungen der 2.5D-Berechnung wie für das Mittelflächenmodell. Die Wanddicken werden automatisch durch den Abstand von gegenüberliegenden Elementen bestimmt, können aber auch für geringfügige Geometrieänderungen als Eigenschaften zugewiesen werden (z.B. bei einer Wanddickenänderung von 2 auf 2,5 mm in einem bestimmten Bereich), damit nicht bei jeder Änderung das 3D-CAD-Modell geändert werden muss. Besonders zu beachten ist der Übereinstimmungsgrad von gegenüberliegenden Elementen. Bild 12 zeigt ein Beispiel für gute und schlechte Übereinstimmung. Um brauchbare Berechnungsergebnisse zu erzielen, muss dieser Übereinstimmungsgrad („mesh matching“) deutlich über 80% liegen. Das heißt, dass mindestens 80% aller Elemente des Formteils gut abgestimmt sein müssen. Für Verzugsberechnungen bzw. für fasergefüllte Kunststoffe sollte der Wert sogar über 90% liegen. [5]

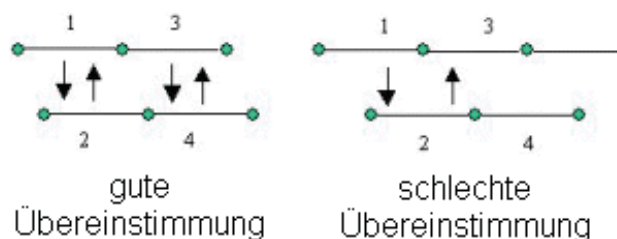


Bild 12: Übereinstimmung von Elementen in einem Fusion-Netz. [5]

Die Vor- und Nachteile des Fusion-Modells sind im Folgenden kurz gegenübergestellt:

Vorteile:

- Geringerer Zeitaufwand beim Generieren eines Berechnungsmodells
- Bessere Berücksichtigung der Wanddicken (z.B. bei kontinuierlichem Übergang)

Nachteile:

- FE-Netz ist bei gleicher Netzdichte doppelt so umfangreich wie beim Midplane-Mesh (gegenüberliegende Flächen müssen beide vernetzt werden) --> bessere Rechnerleistung erforderlich
- Instabiler Verzug (Beulen, Knicken) nicht berechenbar

Die Vorgehensweise beim Aufbereiten eines Fusion-Modells für *MPI* ist im Folgenden zusammengefasst:

- 3D-Modell in einem CAD-Programm erstellen bzw. bearbeiten
- Import des Modells (iges, stl) und Vernetzen mit MPI
- Eventuell Modellierung von Angussystem
- Kontrolle des FE-Netzes und bei Bedarf Korrekturen (analog zu Midplane-Modell)

2.3.1.3 3D-Modell

Für flächige Bauteile bietet sich das Midplane- bzw. Fusion-Modell als 2.5D-Berechnung mit genügender Genauigkeit an. Für Bauteile, die dreidimensional ausgebildet sind (z.B. mit großen Wanddickensprüngen), muss für eine genaue Beschreibung des Füllverhaltens ein 3-D-Modell verwendet werden. Das Formteil wird mit Tetraedern vernetzt. [5]

Die Anzahl der Elemente bzw. Knoten, für die die beschreibenden Differentialgleichungen gelöst werden müssen, erhöht sich dadurch dramatisch

gegenüber der 2.5D-Rechnung. Das heißt, dass für die Berechnungen sehr große Rechenleistungen gefordert sind, bzw. dass die Berechnungen sehr lange dauern. Für Standardspritzgießteile bietet dieses Verfahren keinen wesentlichen Vorteil gegenüber den 2.5D-Modellen. Es ist sogar bei sehr dünnen Teilen wesentlich ungenauer, da bei begrenzter Elementanzahl die Diskretisierung über die Dicke viel größer ist als bei der 2.5D-Rechnung. Die Begründung dafür liegt in der Forderung nach einer geringen Verzerrung (aspect ratio) der Elemente. Der aspect ratio ist im zweidimensionalen Fall durch das Verhältnis der Länge l der längsten Seite des Dreieckselements zur Höhe h auf diese Seite definiert ($A=l/h$, siehe Bild 13). Der aspect ratio gilt sowohl für 2.5D- als auch 3D-Modelle als Qualitätskriterium des FE-Netzes in MPI. Für die numerische Berechnung bereiten Elemente, deren Aspect ratio größer als 10 ist, große Probleme. [5]



Bild 13: Aspect ratio von Dreieckselementen. [5]

Für eine ausreichende Genauigkeit sollten bei 3D-Modellen mindestens sechs Elemente über die Kanalhöhe vorgesehen werden. Bei dünnen großflächigen Formteilen bedeutet diese Forderung eine sehr kurze Elementlänge über die Formteildicke. Damit die Verzerrung der Elemente in Längsrichtung des Formteils nicht zu groß wird, muss gegenüber einem Fusion- oder Mittelflächenmodell eine wesentlich höhere Elementanzahl vorgesehen werden. Aufgrund der begrenzten Rechenleistung sind solche Modelle nicht mehr berechenbar. [5]

Im Folgenden sind die charakteristischen Eigenschaften der 3D-Rechnung dargestellt.

- 3D Berechnung [5]

- Dreidimensionale Strömung (v-Komponenten in allen Raumrichtungen)
- Für Berechnung der Quellströmung, von Wanddickensprüngen, Umlenkungen und dickwandigen Formteilen ($b/h < 4$)
- Verwendung von dreidimensionalen Elementen im FE-Netz (Tetraeder)
- Großer Rechenaufwand

Da die in dieser Arbeit untersuchten Bauteilgeometrien über große Wanddicken verfügen und mehrere Wanddickensprünge aufweisen, wurden die Berechnungen ausschließlich als 3D-Berechnungen durchgeführt.

Die Ergebnisse der MPI-Berechnungen wurden dann an ABAQUS 6.6-1 übergeben.

2.3.2 ABAQUS

ABAQUS ist ein Finite-Elemente-Methode (FEM) Programm, der Firma Simulia (Dassault Systems, Frankreich), welches im Rahmen dieser Arbeit für die Berechnung der Vergleichsspannungen herangezogen wurde.

ABAQUS ist ein allgemeiner Gleichungslöser für lineare und nicht lineare statische und dynamische Fragestellungen unterschiedlichster Disziplinen. Es verfügt über eine umfassende Elementbibliothek, eine Vielzahl an Materialmodellen sowie robuste Algorithmen zur Kontaktdefinition und eignet sich somit zur Analyse einer breiten Palette von Anwendungen: [8]

- Statik
- Dynamik
- Wärmeübertragung und -strahlung
- Elektrostatik und Piezoelektrik
- Akustik
- Bruchmechanik

ABAQUS berücksichtigt auch die gegenseitigen Wechselwirkungen thermisch-mechanischer, mechanisch-akustischer und thermisch-elektrischer Belastungen. [8]

2.3.2.1 Modellierung mit ABAQUS

Im ABAQUS-Paket ist ABAQUS/CAE, welches ein Pre- und Postprozessor zum vollständigen interaktiven Aufbau von ABAQUS-Modellen und zur Auswertung von ABAQUS-Rechnungen darstellt, integriert. In ABAQUS/CAE kann die Geometrie des Modells erstellt oder importiert werden. [8]

Der nächste Schritt ist die Zuweisung der entsprechenden Materialeigenschaften (Elastizitätsmodul, spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit, Dichte, etc.). Diese Daten können als Punktwerte oder in Abhängigkeit verschiedenster Funktionen (z.B. Temperatur) angegeben werden. Dann werden die Rand- und Anfangsbedingungen sowie Interaktionen (z.B. Kontakt) zwischen den Modellgrenzen festgelegt. Zum Schluss wird das Modell mit den entsprechenden Elementen (Hexaeder, Tetraeder, etc.) mit einer ausreichenden Feinheit vernetzt. [8]

Vor dem Beginn der Berechnung muss noch die Art dieser festgelegt werden (z.B. statische, dynamische oder Wärmeübertragungsberechnung), anschließend kann die Berechnung gestartet werden. Die Berechnung kann in verschiedene Schritte unterteilt werden, um Änderungen der Randbedingungen (z.B. Temperaturänderungen, Bewegungen etc.) zu berücksichtigen. ABAQUS erstellt für jede Berechnung ein so genanntes Input-File in dem alle relevanten Informationen in Textform abgelegt sind. Weiters generiert es ein binäres CAE-File, das ebenso alle Informationen beinhaltet. [8]

Im Zuge dieser Diplomarbeit wurden diese Funktionen in ABAQUS nicht benötigt, da das Generieren des Modells, die Zuweisung der Materialeigenschaften sowie das Setzen der Randbedingungen, bereits in einem vorangegangenen Schritt in MPI durchgeführt wurden.

Nachdem MPI die Kühl-, Füll-, Nachdruck- und auch die Verzugberechnungen fertig gestellt hatte, wurden die durch lokal unterschiedliche Temperaturen und Drücke sowie durch Schwindungsbehinderung resultierenden Eigenspannungen (initial_stress) für jeden Knoten an ABAQUS übermittelt.

Die MPI-Berechnungen wurden auf Basis von isotropem Materialverhalten durchgeführt, da es sich um ein ungefülltes PP handelt. Daraus ergeben sich für die Eigenspannungen vor der Verformung in den Knoten:

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 \quad (\text{Glg. 2})$$

$$\tau_{ij} = \tau_{ji} = 0; \text{ für } i \neq j \quad (\text{Glg. 3})$$

Diese Daten werden an ABAQUS übergeben, woraus ABAQUS die Verformung berechnet. Danach werden aus den verbleibenden Restspannungen die Vergleichsspannungen nach Mises errechnet:

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x * \sigma_y - \sigma_x * \sigma_z - \sigma_y * \sigma_z + 3 * (\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \quad (\text{Glg. 4})$$

Durch die Vergleichsspannung nach Mises lassen sich die in einem Medium vorhandenen dreidimensionalen Spannungszustände auf einen eindimensionalen Spannungszustand reduzieren. Die daraus erhaltenen Spannungswerte können mit Ergebnissen aus Zugversuchen verglichen werden.

Diese Vergleichsspannungen geben Auskunft darüber, welche Spannungen durch das Aufschrumpfen des Kunststoffes auf den Messingeinleger zustande kommen. Daraus lassen sich Rückschlüsse auf die Dichtheit der verschiedenen Fitting-Modifikationen ziehen.

3 Experimentelles

3.1 Verwendetes Formteil

Für die Untersuchungen wurde ein Fitting mit einem Messingeinlege­teil verwendet (Bild 14). Das Einlege­teil wird mit Polypropylen der Type PP RA 130E (Fa. BOREALIS) umspritzt.

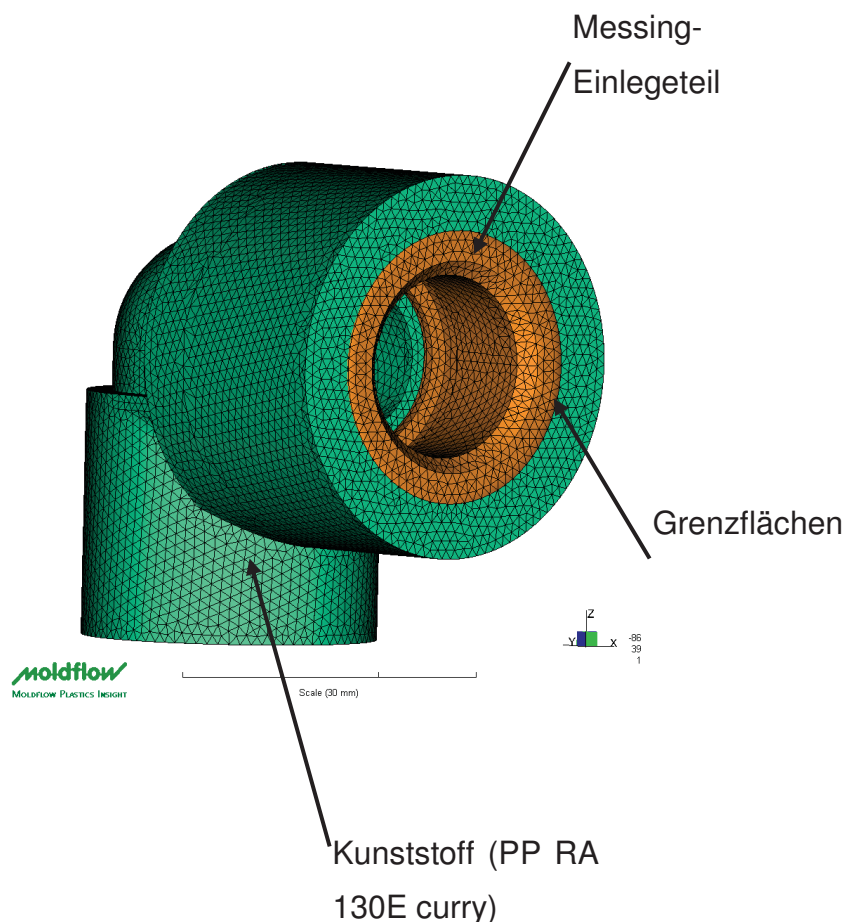


Bild 14: In MPI dreidimensionaler vernetzter Fitting.

Zuerst wurde der Fitting als CAD-Modell erstellt (Metalleinleger und Kunststoff), danach wurde dieses Modell in MPI eingelesen und anschließend mit einem geeigneten Netz von Elementen versehen. Da solche Fittings vorwiegend mit Mehrfachwerkzeugen hergestellt werden und die Simulation so genaue Ergebnisse

wie möglich liefern sollte, wurde eine Symmetriehälfte eines 6-fach- Werkzeug mit entsprechendem Kühlsystem als Berechnungsgrundlage generiert (Bild 15). Für die Berechnungen wurde nur die vom Angusssystem am weitesten entfernte Kavität verwendet, da die Anzahl der Elemente des Formteils für eine hohe Genauigkeit der Simulationsergebnisse sehr hoch gewählt werden musste.

Nachdem das gesamte Berechnungsmodell fertig gestellt war, wurden in der MPI-Datenbank die Materialien (Messing und Kunststoff) erstellt, indem die vorher gemessenen mechanischen, rheologischen und thermischen Eigenschaften in die Datenbank eingefügt wurden. Der nächste Schritt beinhaltete das Setzen der Randbedingungen. Damit die Berechnungen durchgeführt werden können, ist es nötig, den Einleger „festzuhalten“, um die Fixierung durch das Werkzeug zu berücksichtigen. Es wurde die Kante des äußeren Ringes des Metalleinlegers in allen drei Raumrichtungen translatorisch sowie rotatorisch „festgehalten“. Danach wurden Kühl-, Füll-, Nachdruck- sowie Verzugberechnungen am Bauteil durchgeführt.

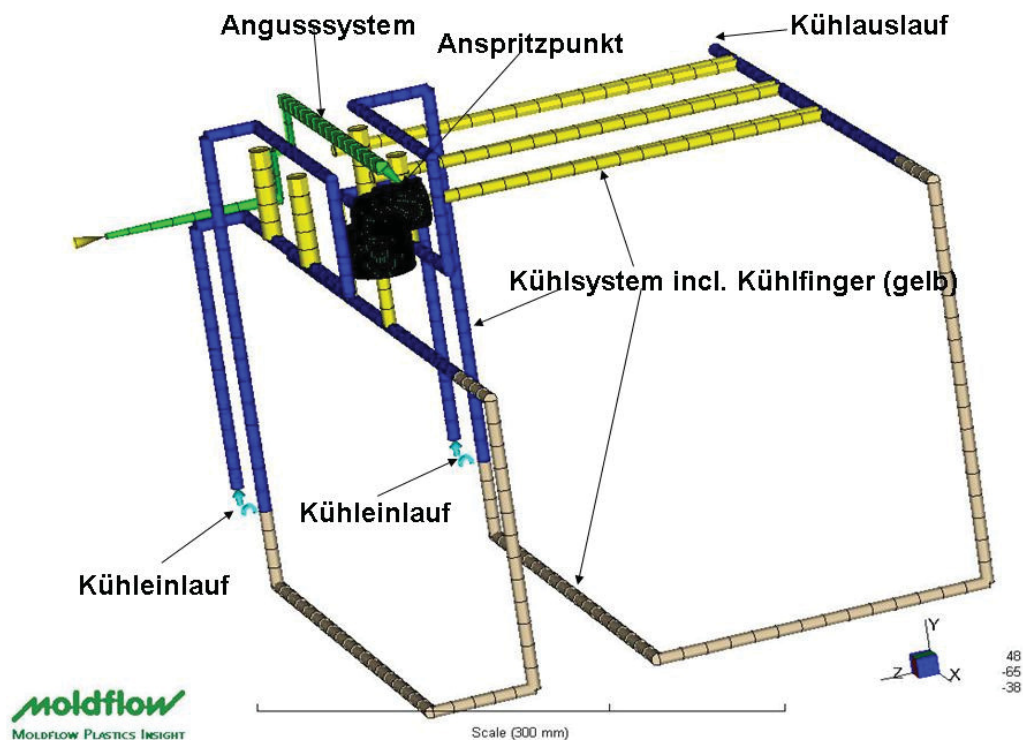


Bild 15: Gesamtes Modell inkl. Anguss- und Kühlsystem.

Um zu ermitteln, in welchem Ausmaß sich die Einlegergeometrie auf die Vergleichsspannungen auswirkt, wurden drei verschiedene Einlegergeometrien verwendet (siehe Bild 16 bis Bild 18).

Der verwendete Einleger für das 1. Modell (Bild 16) besteht aus gleich breiten Stegen und Nuten, die Verdrehsicherheit im Kopfbereich wird durch vier Schlitze realisiert.

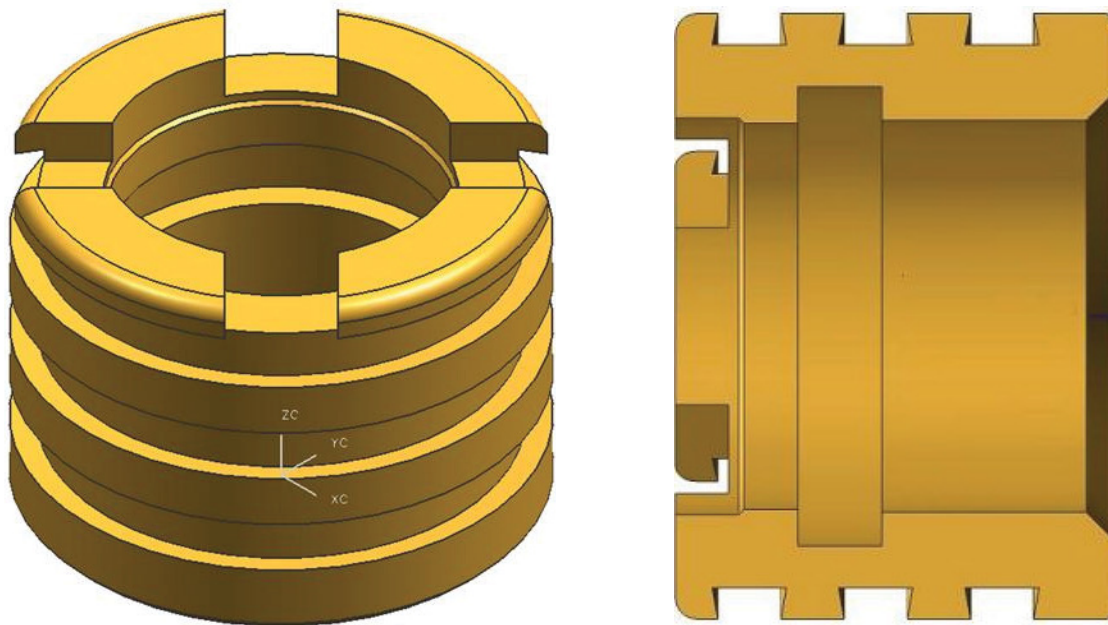


Bild 16: Verwendeter Einleger für Modell 1.

Das in Bild 17 dargestellte Einlegeteil für das Modell 2 wurde durch jeweils zwei unterschiedlich breite Stege und Nuten realisiert. Im Gegensatz zum vorher beschriebenen Einlegeteil wird bei diesem Einleger die Verdrehsicherung durch acht Schlitze verwirklicht.

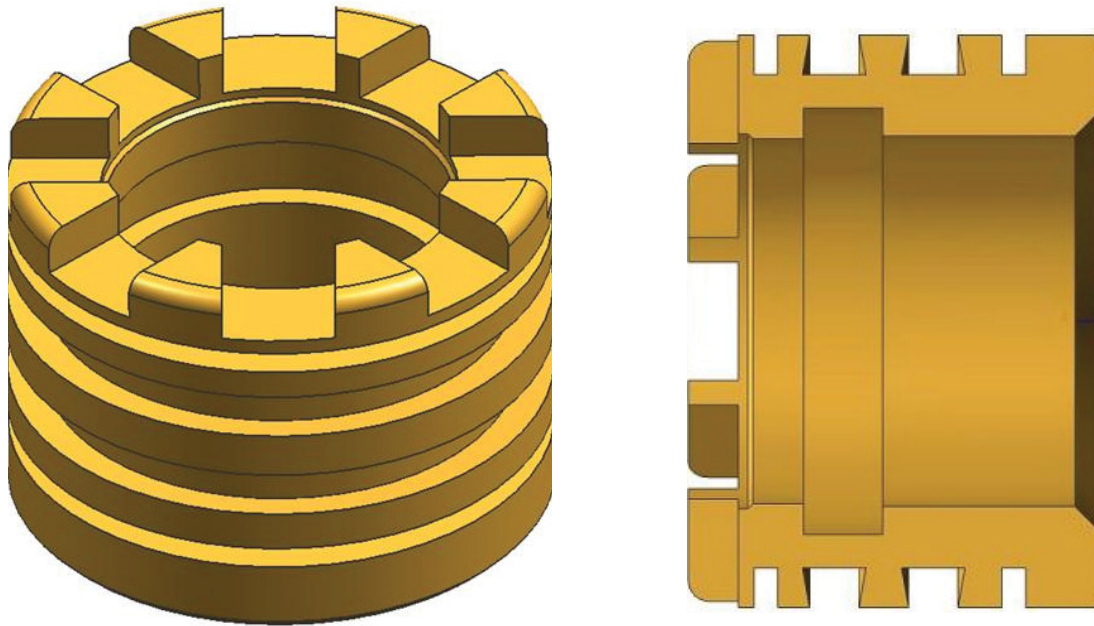


Bild 17: Verwendeter Einleger für Modell 2.

Der verwendete Einleger für das 3. Modell (Bild 18) ist der aus geometrischer Sicht einfachste Einleger. Er besitzt weder Stege noch Nuten und die Verdrehsicherung wird wie beim Einleger des 1. Modells durch vier Schlitze realisiert.

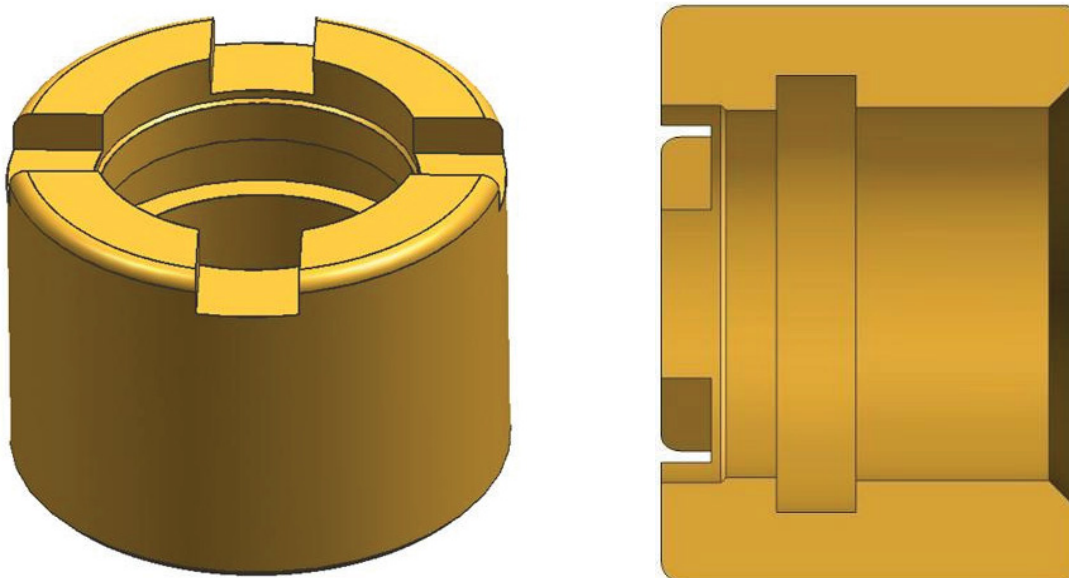


Bild 18: Verwendeter Einleger für Modell 3.

Beim Modellieren in MPI musste darauf geachtet werden, dass die gemeinsamen Flächen von Einleger und Kunststoff-Teil genau deckungsgleiche Elementknoten aufweisen, um Konvergenz zu gewährleisten.

3.2 Versuchsplan

Wie schon im vorhergehenden Kapitel erwähnt, wurden für die Berechnungen drei verschiedenen Einlegergeometrien (Modell 1, Modell 2, Modell 3) verwendet. Zusätzlich zu dieser Modifikation wurden die Berechnungen noch mit drei verschiedenen Massetemperaturen ($MT1=200\text{ °C}$, $MT2=225\text{ °C}$, $MT3=250\text{ °C}$) sowie drei unterschiedlichen Nachdruckhöhen ($N1=40\%$, $N2=65\%$, $N3=90\%$) - die jeweils in Prozent vom maximalen Einspritzdruck angegeben werden - durchgeführt. Weiters wurde im Zuge dieser Arbeit auch noch der Einfluss der Einlegertemperatur ($ET1=25\text{ °C}$, $ET2=60\text{ °C}$) ermittelt.

Dadurch ergaben sich pro Berechnungsmodell 18 unterschiedliche Modifikationen (Tabelle 2), wodurch insgesamt 54 Berechnungen auszuführen waren.

Tabelle 2: Darstellung der 18 unterschiedlichen Modifikationen

Berechnungsnummer	Massetemperatur T_M [°C]	Nachdruck p_N/p_{max} [%]	Einlegertemperatur T_E [°C]
1	200	40	25
2	200	40	60
3	200	65	25
4	200	65	60
5	200	90	25
6	200	90	60
7	225	40	25
8	225	40	60
9	225	65	25
10	225	65	60
11	225	90	25
12	225	90	60
13	250	40	25
14	250	40	60
15	250	65	25
16	250	65	60
17	250	90	25
18	250	90	60

Die sonstigen Prozessgrößen wurden für alle Berechnungen konstant gehalten (Tabelle 3).

Tabelle 3: Konstante Maschineneinstellungen

Maschineneinstellungen	
Einspritzzeit	7sec
Nachdruckzeit	25sec
Restkühlzeit	40sec
Zykluszeit	117sec
Kühlmitteltemp.	16,5°C
Umschalten Fill/Pack	99%

3.3 Stoffdatenermittlung für die Berechnungen

Da die vorhandenen Stoffdaten für das verwendete Material nicht vollständig waren, mussten die Messungen der

- Viskositätsfunktion $\eta(\dot{\gamma})$,
- Wärmekapazität c_p ,
- Wärmeleitfähigkeit λ und
- pvT-Daten

am Institut für Kunststoffverarbeitung an der Montanuniversität Leoben durchgeführt werden, um mit diesen Daten die MPI Simulation so genau wie möglich durchführen zu können. Im Folgenden sind die theoretischen Grundlagen der Stoffdatenermittlung beschrieben, die Ergebnisse dieser Messungen sind in Kapitel 4 dargestellt.

3.3.1 Viskositätsfunktion

Die Viskosität (η) ist ein Maß für die Zähigkeit eines Stoffes. Bei newtonschen Medien ist die Viskosität eine reine Stoffkonstante und nur vom Druck sowie von der Temperatur abhängig. Bei anderen Stoffen wird η von der Deformationsgeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ und der Zeit t beeinflusst. Polymere weisen zumeist ein strukturviskoses Materialverhalten auf, d.h. die Viskosität η steigt mit abnehmender Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ an, bis die sog. Nullviskosität η_0 erreicht wird (Bild 19). Bei Erreichen von η_0 führt eine weitere Senkung von $\dot{\gamma}$ zu keiner weiteren Erhöhung der Viskosität. [9]

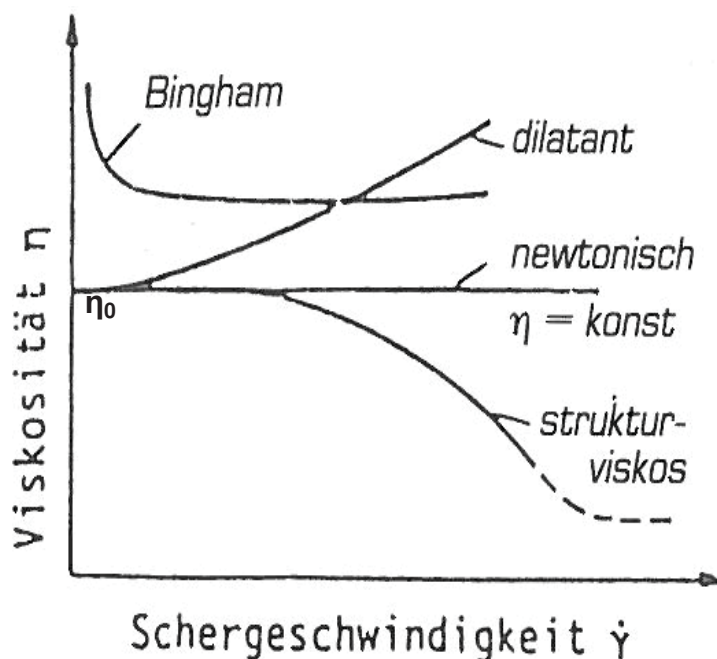


Bild 19: Viskositätskurven verschiedener Flüssigkeiten. [9]

Um zu einer vollständigen Viskositätsfunktion zu gelangen, müssen Messungen mit einem Kegel-Platte Rheometer ($10^{-2} \text{ s}^{-1} \leq \dot{\gamma} \leq 10^2 \text{ s}^{-1}$) sowie mit einem Hochdruckkapillarrheometer ($10^2 \text{ s}^{-1} \leq \dot{\gamma} \leq 10^5 \text{ s}^{-1}$) durchgeführt werden. Die beiden erhaltenen Funktionen werden zu einer Funktion zusammengefügt, um die

Viskositätsfunktion über einen möglichst großen Bereich der Deformationsgeschwindigkeit zu erhalten.

3.3.1.1 Messungen mit dem Kegel-Platte-Rheometer

Um die Viskositätsfunktion im niedrigen Schergeschwindigkeitsbereich zu ermitteln, wurden Messungen mit dem Rotationsschwingungsrheometer RMS800, Fabrikat Rheometrics Inc., Piscataway N.J., U.S.A am Institut für Kunststoffverarbeitung, durchgeführt (Bild 20).

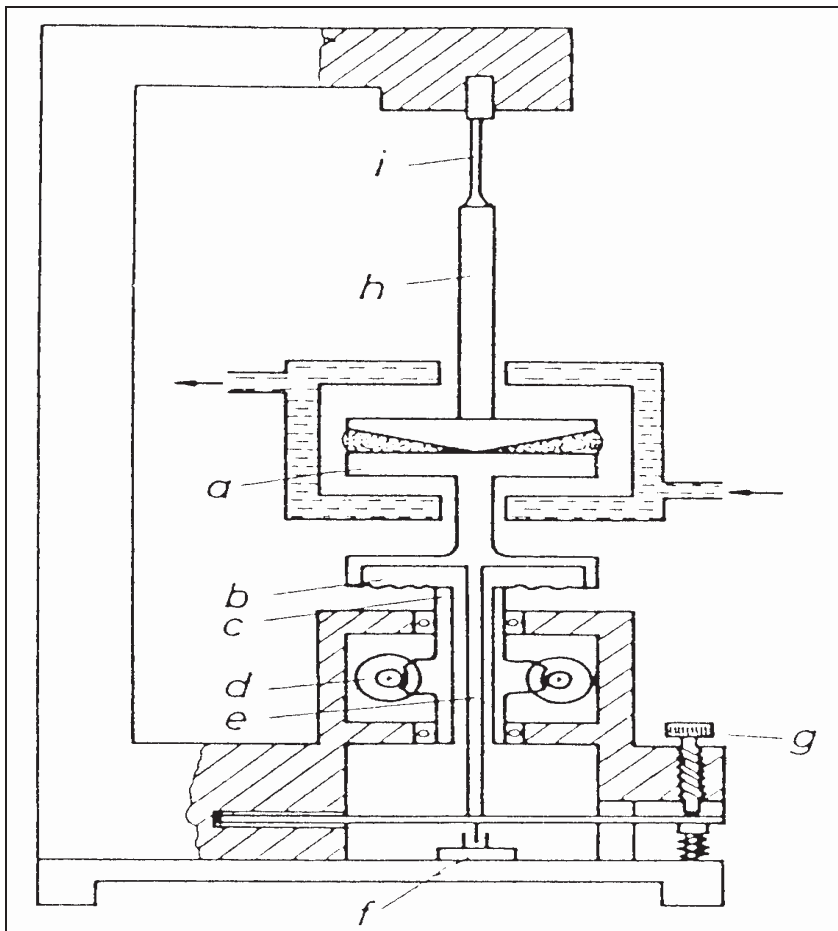


Bild 20: Prinzipieller Aufbau des Weißberg-Kegel-Platte-Rheometer. [10]

a	rotierende ($10^{-2} \text{ s}^{-1} \leq \dot{\gamma} \leq 10^2 \text{ s}^{-1}$) bzw. schwingende ($10^{-5} \leq \omega \leq 25 \text{ Hz}$) Platte
b	Membrane
c	Hohlwelle
d	Getriebe
e	Stange
f	Wegaufnehmer
i	Torsionselement

Bei dem Weißenberg-Kegel-Platte-Rheometer werden

- die Drehzahl bzw. Schwingungsfrequenz,
- das Drehmoment und
- die Axialkraft

gemessen. [10]

Das Kegel-Platte-Rheometer besteht aus einer ebenen Platte und einem stumpfen Kegel, die coaxial zueinander angeordnet sind. Die Kegelspitze liegt im Zentrum der Kreisplattenebene (Bild 21). [9]

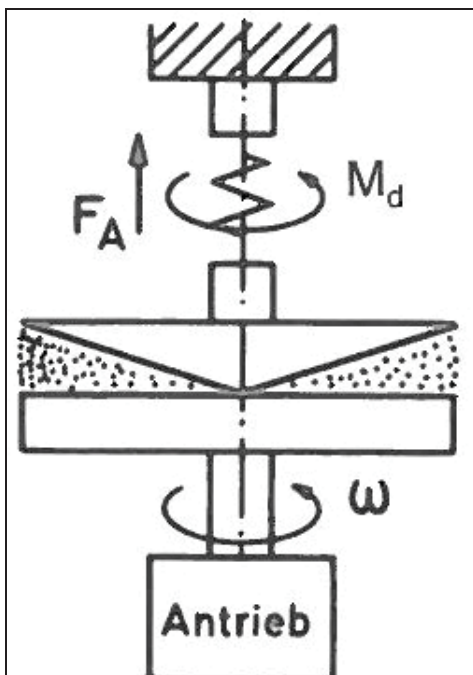


Bild 21: Scherspalt eines Kegel-Platte-Rheometers. [9]

Der verbleibende Spalt zwischen Platte und Kegel ist der Scherspalt für die Flüssigkeit. Die Spaltgeometrie wird durch den Radius R und den Öffnungswinkel α festgelegt.

Da der Öffnungswinkel nur $0,3^\circ$ beträgt, sind die Kegeloberfläche A_K und die Fläche der Platte A_P näherungsweise gleich groß. In diesem Fall sind auch die Schubspannungen an der Platte und am Kegel gleich groß, und damit stimmen die Schergeschwindigkeiten an der Plattenoberfläche mit denen an der Kegeloberfläche überein.

Bei kleinen Winkeln α stimmt die Spalthöhe $h(r)$ mit der Länge des Bogens an der Stelle r überein:

$$h(r) = r \cdot \tan \alpha \approx r \cdot \alpha \quad (\text{Glg. 5})$$

Für die Umfangsgeschwindigkeit $w_U(r)$ an der Plattenoberfläche gilt:

$$w_U(r) = r \cdot \Omega \quad (\text{Glg. 6})$$

Damit ist die Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ unabhängig vom Radius R :

$$\dot{\gamma} = \frac{\partial w_U(r)}{\partial h(r)} = \frac{w_U(r)}{h(r)} = \frac{r \cdot \Omega}{r \cdot \tan \alpha} = \frac{\Omega}{\alpha} \quad (\text{Glg. 7})$$

Unter der Voraussetzung kleiner Scherspaltöffnungen α ist die Schergeschwindigkeit immer gleich groß und damit konstant.

Wegen actio=reactio können die auftretenden Drehmomente gleich gesetzt werden:

$$M_d(\text{Platte}) = M_d(\text{Kegel}) = M_d(\text{Flüssigkeit}) \quad (\text{Glg. 8})$$

Da die Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ keine Funktion vom Radius ist, ist auch die Schubspannung τ im Spalt unabhängig vom Ort:

$$\tau(r, h) = \text{const.} \neq f(r, h)$$

$$M_d = \int r \cdot \tau dA = \int_0^R r \cdot \tau \cdot 2\pi r dr$$

$$M_d = \frac{2\pi R^3}{3} \cdot \tau \quad (\text{Glg. 9})$$

$$\tau = \frac{3}{2\pi R^3} \cdot M_d$$

Auch für nicht newtonsche Substanzen kann aus der Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ und der Schubspannung τ die Viskosität ermittelt werden:

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} = \frac{3 \cdot M_d \cdot \tan \alpha}{2 \cdot \pi \cdot R^3 \cdot \Omega} \quad (\text{Glg. 10})$$

Für die Versuchsdurchführung stehen ein stationärer sowie ein dynamischer Messmodus zur Verfügung. Bei der stationären Messung wird die Drehzahl der angetriebenen unteren Platte konstant gehalten. Durch die stufenweise Erhöhung der Drehzahl werden die Messwerte über den interessierenden Schergeschwindigkeitsbereich erhalten. Zusätzlich erfolgt die Messung der Normalkraft F_N , aus der die erste Normalspannungsdifferenz N_1 berechnet wird. Aus der Höhe dieser Normalspannungsdifferenz kann man Rückschlüsse auf Strömungsanomalien bzw. Instabilitäten der Schmelze bei bestimmten Schergeschwindigkeiten ziehen. [14]

Im dynamischen Schwingungsversuch wird bei konstanter Drehwinkelauslenkung die Kreisfrequenz ω variiert. Aus den Messdaten lassen sich die komplexe Viskosität η^* , der Speichermodul G' und der Verlustmodul G'' berechnet. [14]

Bei Gültigkeit der Cox-Merz-Regel entspricht der Betrag der komplexen Viskosität dem der stationären Scherviskosität, wenn die Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ der Kreisfrequenz ω gleichgesetzt wird. Unter dieser Voraussetzung können die im stationären und dynamischen Versuch gemessenen Werte in einem Diagramm dargestellt und somit der Bereich der Nullviskosität erweitert werden. [14]

3.3.1.2 Messungen mit dem Hochdruckkapillarrheometer

Das Hochdruckkapillarrheometer eignet sich besonders gut zur Ermittlung der Viskosität von Kunststoffschmelzen, da das Granulat bereits in der Vorkammer aufgeschmolzen wird. Die durch Scherung entstehende Wärme verlässt zum Teil mit der strömenden Substanz die Kapillare. Mit Kapillarrheometern können Viskositäten bei sehr hohen Schergeschwindigkeiten gemessen werden. Die auftretenden Drücke betragen bis zu 2000 bar. [10]

Diesem Messgerät liegt ein einfaches Messprinzip zu Grunde (Bild 22). Die Kunststoffschmelze aus dem Vorlagekanal wird mit Hilfe eines Stempels mit konstanter Vorlaufgeschwindigkeit durch eine rheologische Messdüse gedrückt. Durch die Variation der Stempelgeschwindigkeit werden die unterschiedlichen Schergeschwindigkeiten eingestellt. Bei der Auswertung für die Rundlochkapillare wird der Druck über ein „Pressure Hole“ im Vorlagekanal gemessen. [10]

Alle Messungen zur Bestimmung der Viskositätsfunktion von PP RA 130E im hohem Schergeschwindigkeitsbereich wurden an Rundlochkapillaren mit dem Rheograph 2002 der Firma Göttfert am Institut für Kunststoffverarbeitung an der Montanuniversität Leoben durchgeführt.

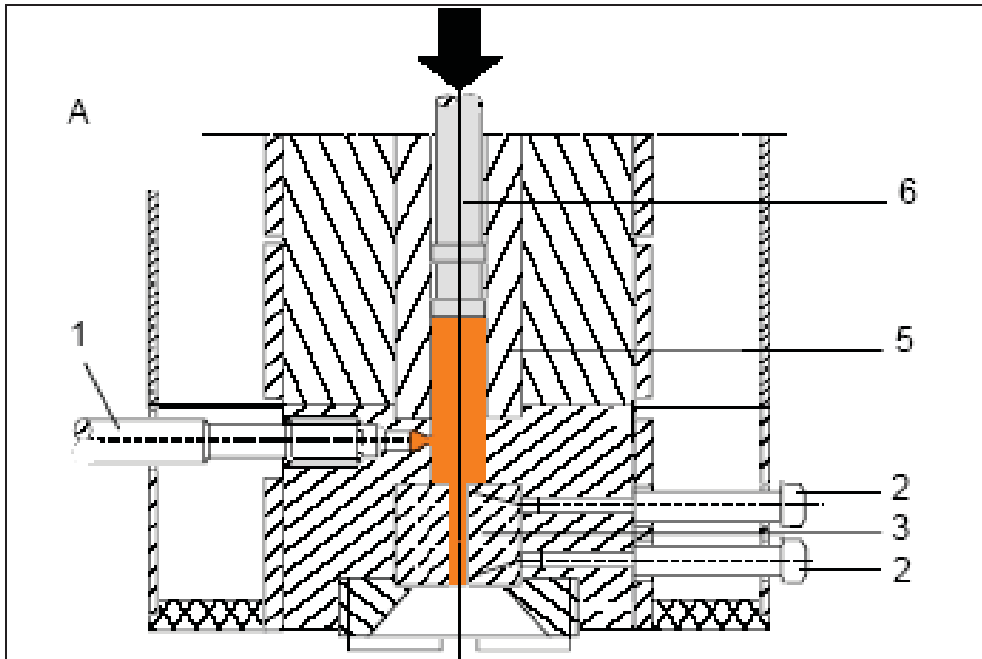
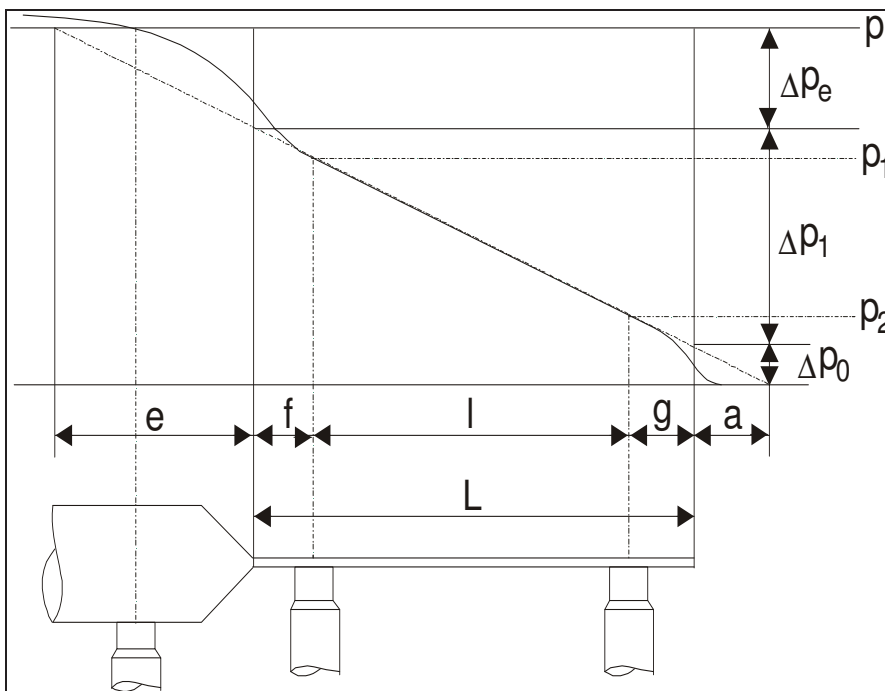


Bild 22: Querschnittsdarstellung der Prüfkammer eines HKR mit Rundlochkapillare. 1- Massedruckaufnehmer, 2-Thermoelement, 3-Rheometer-Kapillare, 5-Vorlagezylinder, 6- Stempel [7]

Durch die Wirbelbildung infolge viskoelastischer Effekte ist der Druckgradient am Ein- und Auslauf nicht konstant (Bild 23). Aus diesem Grund ist es nötig, eine Korrektur der elastischen Effekte durchzuführen.



$p...$ Druck vor dem Kapillareinlauf
 $\Delta p_e...$ Einlaufdruckverluste
 $\Delta p_1...$ theoretischer Druckverlust infolge Scherung entlang der Kapillare

Bild 23: Druckverlauf entlang einer Kapillare. [10]

Eine Korrektur der Druckverluste erfolgt über die Bagley-Gerade. Es werden die Druckabfälle von mindestens drei verschieden langen Kapillaren mit gleichem Kapillarradius und bei gleichem Volumenstrom \dot{V} (gleiche Schergeschwindigkeit) gemessen. Man trägt Δp_{Ges} über das L/R-Verhältnis auf und extrapoliert den Druckverlauf auf das Verhältnis L/R=0. Der Schnittpunkt mit der Ordinate ergibt die Druckkorrekturgröße (Einlaufdruckverlust Δp_e) (Bild 24). [10]

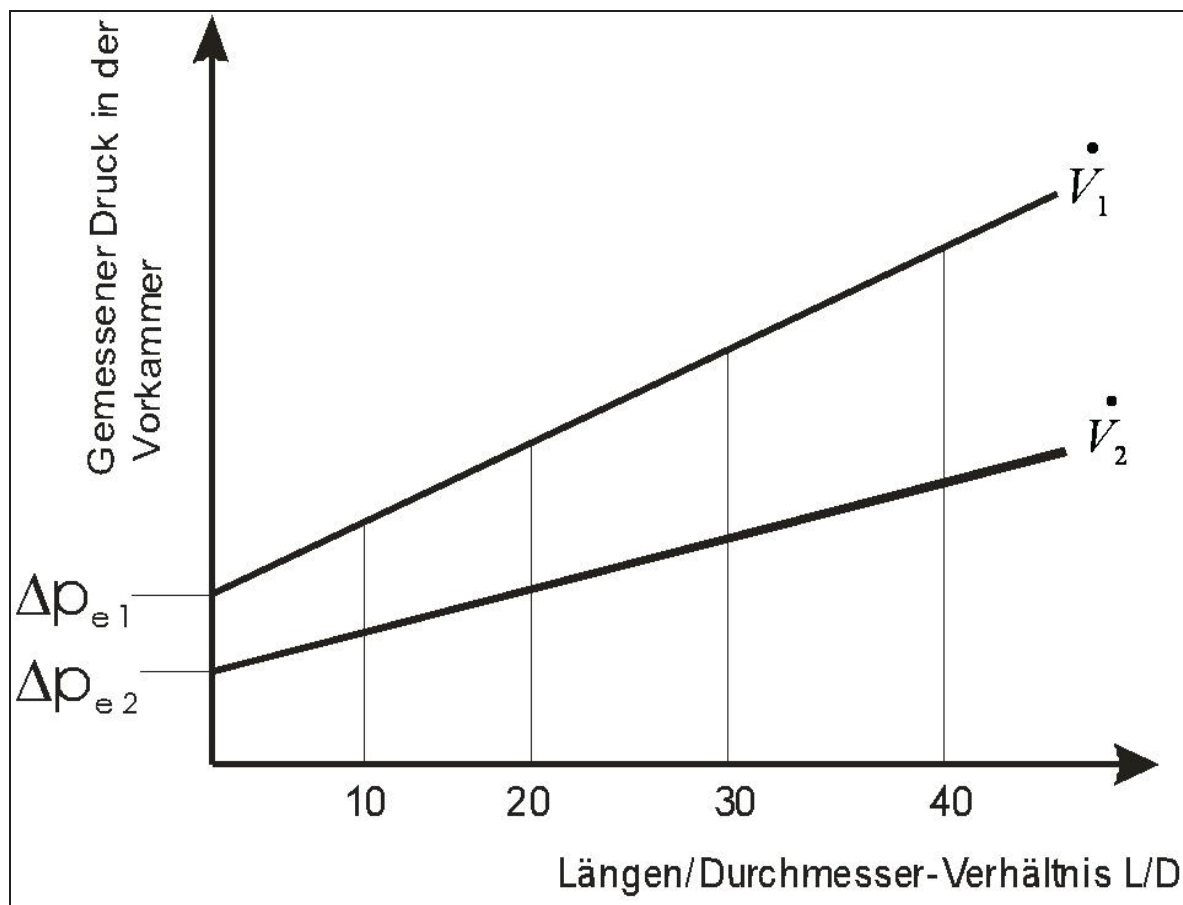


Bild 24: Bestimmung des elastischen Druckanteils Δp_e aus den Bagley-Geraden. [10]

Bei der Messung mit Rundlochkapillaren ist zu beachten, dass die Druckmessung vor der Kapillare erfolgt und deshalb der Einlaufdruckverlust Δp_e berücksichtigt werden muss. Die Schubspannung ist daher nur eine scheinbare Schubspannung. Die tatsächliche Wandschubspannung folgt aus: [10]

$$\tau_R = \frac{(p - \Delta p_e) \cdot R}{2 \cdot L} \quad (\text{Glg. 11})$$

Nur im Falle newtonscher Substanzen ist die berechnete scheinbare Wandschergeschwindigkeit $\dot{\gamma}_s$ gleich der wahren Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}_w$ an der Düsenwand.

$\dot{\gamma}_w$ kann für nicht newtonsche Substanzen nach der Weißenberg-Rabinowitsch-Korrektur aus der scheinbaren Fließkurve $\dot{\gamma}_s(\tau_w)$ berechnet werden (Bild 25).

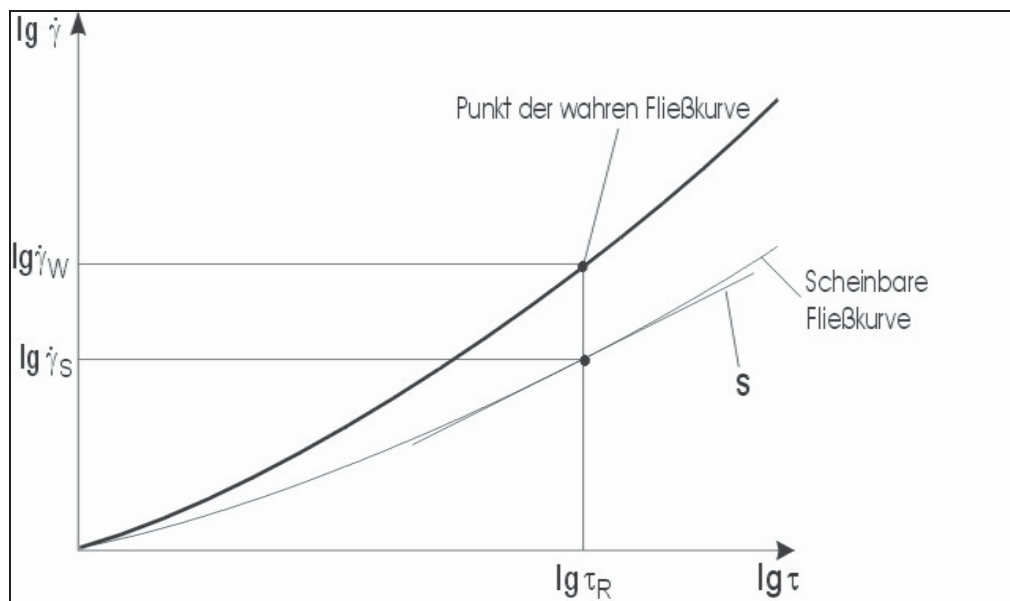


Bild 25: Vergleich zwischen wahrer- und scheinbarer Schergeschwindigkeit. [10]

Für Kreisdüsen gilt:

$$\dot{\gamma}_w = \frac{\dot{\gamma}_s}{4} \left(3 + \frac{\tau_R}{\dot{\gamma}_s} \frac{d\dot{\gamma}_s}{d\tau_R} \right) = \frac{\dot{\gamma}_s}{4} \left(3 + \frac{d \lg \dot{\gamma}_s}{d \lg \tau_R} \right) \quad (\text{Glg. 12})$$

3.3.2 pvT-Diagramm

Die thermodynamischen Zustände eines Materials in einem Spritzgießwerkzeug werden anhand von pvT-Diagrammen beschrieben, wobei die pvT-Diagramme verschiedener Materialien unterschiedliche Kurvenverläufe aufweisen. In den pvT-

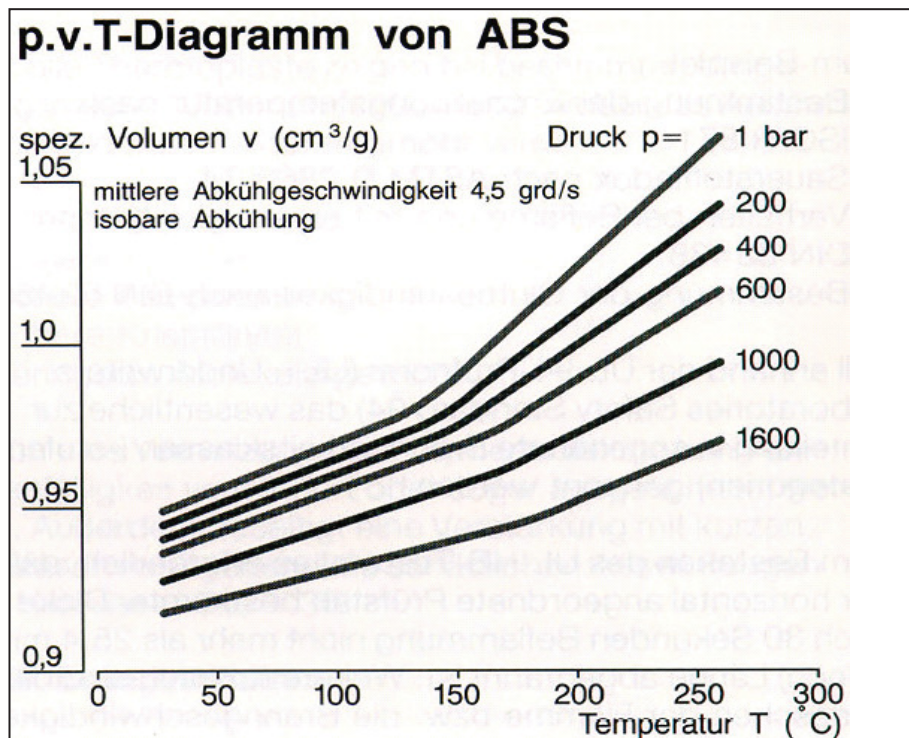


Bild 27: pvT-Diagramm eines amorphen Kunststoffes (ABS). [11]

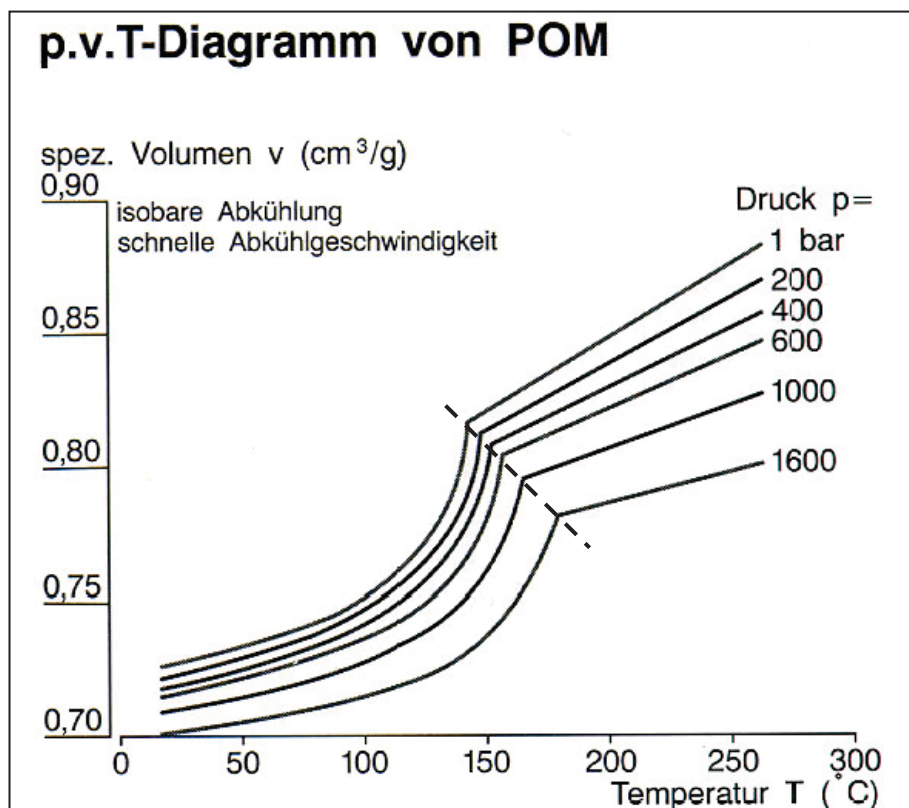


Bild 28: pvT-Diagramm eines teilkristallinen Kunststoffes (POM). [11]

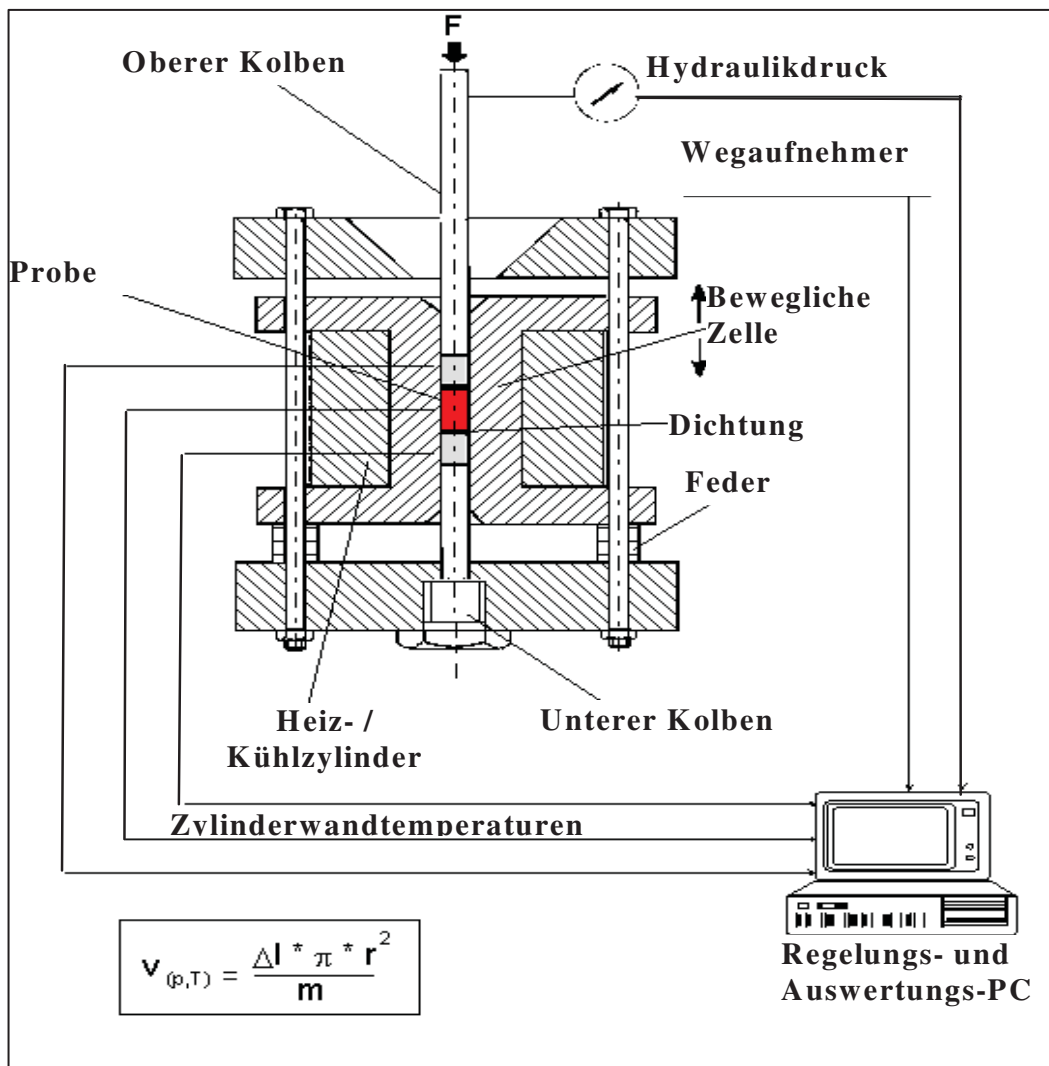


Bild 29: Schematische Darstellung des pvT-Standard-Messgeräts. [7]

In Bild 29 wird schematisch das Standard-pvT-Messgerät dargestellt. Für die Messung wird die Kunststoffprobe (rot gekennzeichnet) in Granulatform abgewogen, in die Messzelle gefüllt, verdichtet und auf Prüftemperatur erhitzt. Wenn die verdichtete Probe die Prüftemperatur erreicht hat, wird der Laststempel mit konstantem Druck belastet und die Heizungen ausgeschaltet. Die Messzelle wird danach mittels Stickstoff abgekühlt und die Wegänderung des Stempels wird gemessen. Mittels der Gleichung in Bild 29 wird das spezifische Volumen für den jeweiligen Punkt ermittelt und über der Temperatur aufgetragen. [7]

3.3.3 Messung der spezifischen Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität c_p kennzeichnet die Wärmemenge pro Kilogramm, die aufgewendet werden muss, um bei konstantem Druck die Temperatur einer Substanz um $1\text{ }^\circ\text{C}$ zu erhöhen.

Die spez. Wärmekapazität c_p ist neben anderen thermischen Materialkoeffizienten wie Wärmeleitfähigkeit λ und der Dichte ρ der Schmelze für die thermische Berechnung, im Speziellen für die Fließberechnung entscheidend. Eine Änderung der Eigenschaften wirkt sich auf die Faktoren der thermischen Diffusion und der Schererwärmung des Materials aus. Durch die exakte Kenntnis dieser Materialeigenschaften ist eine annähernd genaue Simulation der Kühlrate, Kühlzeit, Schmelztemperatur und Dicke der erstarrten Randschicht möglich. Durch den Einfluss auf die erstarrte Randschichtdicke und die Kühlrate folgt daraus eine Beeinflussung des Einspritzdruckes. [12]

Zur Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität c_p einer Substanz mittels der DSC-Methode (Bild 30) sind insgesamt drei Messungen notwendig, und zwar wie folgt:

- Messung eines leeren Tiegels
- Messung des gleichen mit Kalibriersubstanz gefüllten Proben Tiegels
- Messung eines mit Substanz gefüllten Proben Tiegels

Die Messungen erfolgen jeweils als Vergleichsmessungen zu einem Referenztiegel.

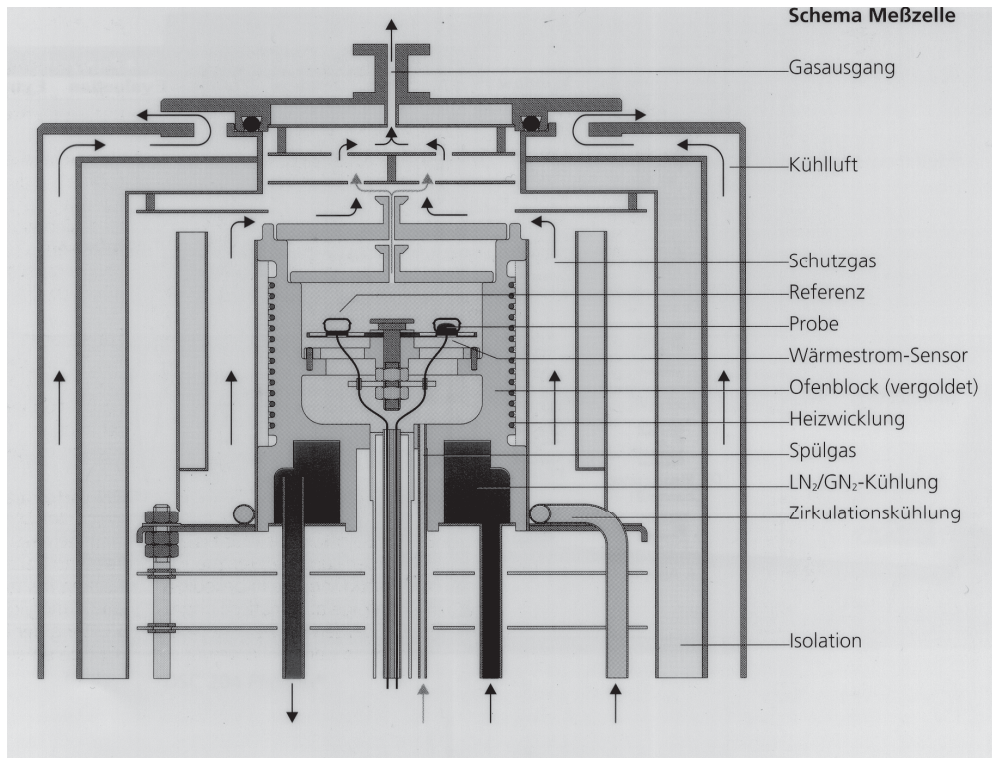


Bild 30: Schematische Darstellung einer Messzelle zur Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität [7]

Bei der Kalibrierung wird zunächst die Differenz der Wärmeströme zwischen leerem Tiegel und Kalibriersubstanz (Saphir) herangezogen. Zur Berechnung der spez. Wärmekapazität c_p der unbekannt Probe wird die Differenz der Wärmeströme zwischen leerem Tiegel und Probenmaterial verglichen. Die spez. Wärmekapazität c_p wird temperaturabhängig nach Glg. 13 bestimmt: [12]

$$c_p = \frac{[\dot{Q}_{(Probe)} - \dot{Q}_{(leererTiegel)}]}{v * m} \quad (\text{Glg. 13})$$

$\dot{Q}_{(Probe)}$ Wärmefluss der Probe [W]

$\dot{Q}_{(leererTiegel)}$ Wärmefluss des leeren Tiegels [W]

mMasse der Probe [kg]

v Heizrate [K/s]

c_p spezifische Wärmekapazität [J/kg*K]

3.3.4 Messung der Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit ist ein Maß für den Energietransport. Die Wärmeleitfähigkeit von amorphen Thermoplasten weist nur eine geringe Temperaturabhängigkeit auf. Teilkristalline Thermoplaste besitzen auf Grund der höheren Dichte und der geringeren Molekülabstände eine größere Wärmeleitfähigkeit als amorphe Kunststoffe. Dies gilt sowohl für den schmelzflüssigen als auch für den festen Zustand. Mit steigendem Druck nimmt die Wärmeleitfähigkeit zu. Eine Apparatur zur Messung der Wärmeleitfähigkeit ist in Bild 31 abgebildet. [4]

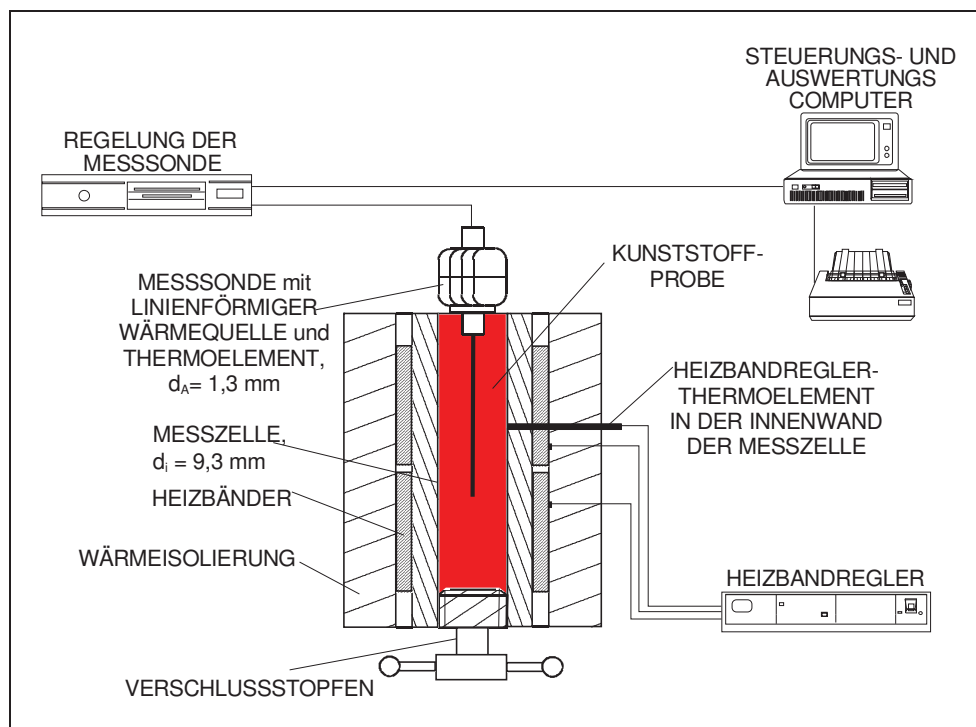


Bild 31: Schematische Darstellung einer Messzelle zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit. [7]

Durchführung der Messung: [4]

- Einfüllen der Kunststoffprobe in die Messzelle
- Temperieren der Probe mit den Heizbändern in der Messzelle
- Während einer Messzeit von 30 s wird über die Messsonde der Kunststoffprobe eine bestimmte Wärmemenge zugeführt und die Temperatur mit einem Temperatursensor in der Messsonde über der Zeit gemessen.
- Auswertung

Die durch die Messsonde erzeugte Wärmemenge wird an das umgebende Material abgegeben und bewirkt eine Temperaturverteilung. An jedem Ort hängen die Temperaturen logarithmisch von der Zeit ab. Die Temperatur wird durch einen Temperatursensor, der in der Messsonde angebracht ist, gemessen. Temperatursensor und Messsonde befinden sich in der Mitte der zylindrischen Polymerprobe. Diese befindet sich in einem Stahlzylinder, dessen Temperatur über Heizbänder geregelt werden kann.

Für einen vorgegebenen längenabhängigen Wärmestrom kann somit die Wärmeleitfähigkeit aus der zeitlichen Temperaturdifferenz bestimmt werden (Bild 32).

[4]

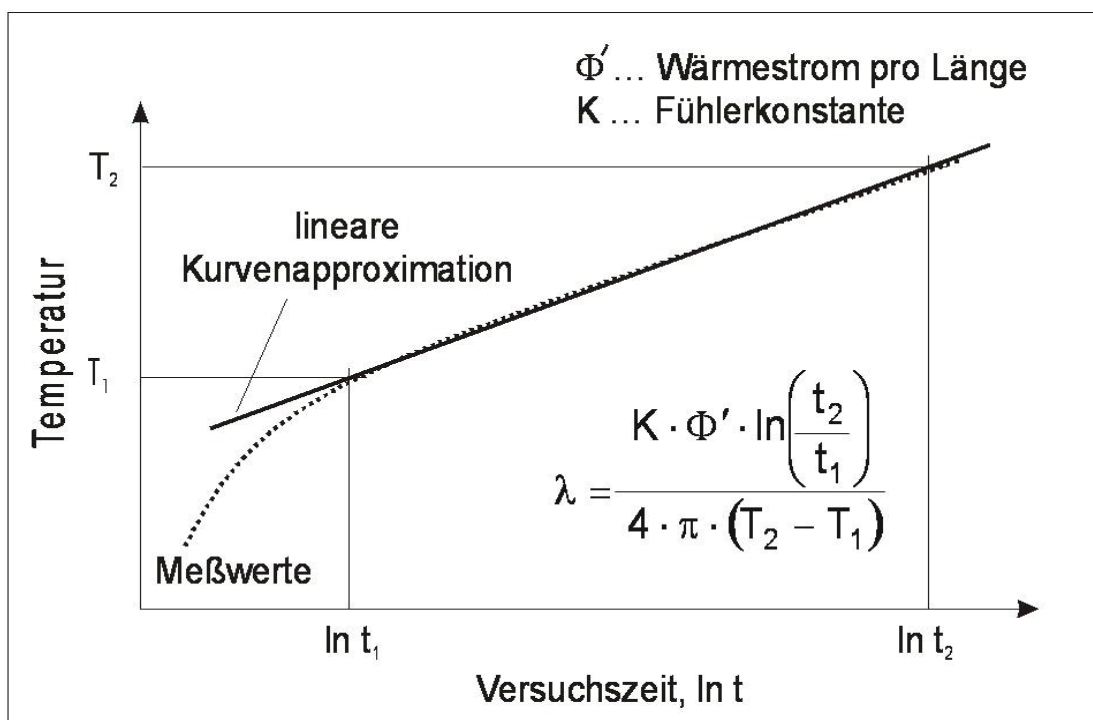


Bild 32: Zeitliche Temperaturänderung in der Messzelle bei der Messung der Wärmeleitfähigkeit. [7]

4 Ergebnisse und Diskussion

4.1 Ergebnisse der Materialdatenermittlung

4.1.1 Viskositätsmessungen

4.1.1.1 Ergebnisse des Kegel-Platte-Rheometers

Die Messungen wurden bei drei unterschiedlichen Temperaturen (200 °C, 220 °C, 240 °C) im stationären (rate sweep) als auch im dynamischen Betrieb (frequency sweep) durchgeführt. Die Ergebnisse sind im nachfolgenden Diagramm dargestellt (Bild 33).

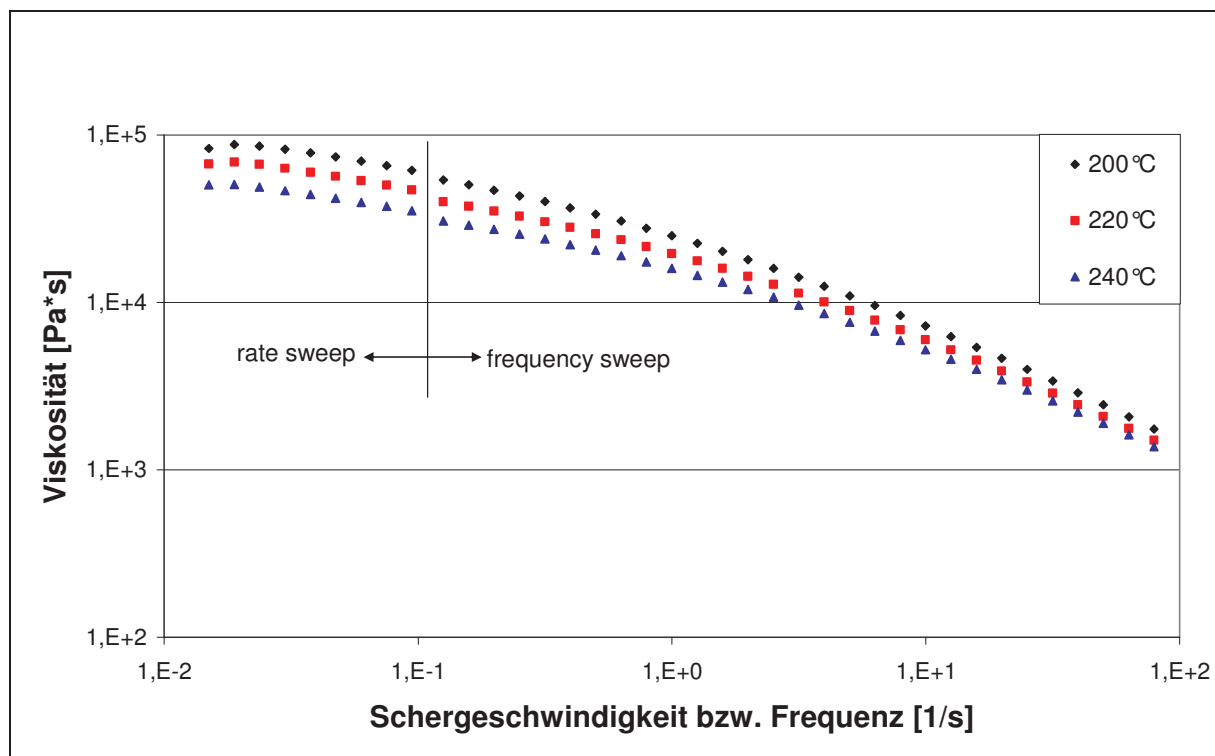


Bild 33: Am RMS 800 gemessene Viskositäten des PP RA 130E bei verschiedenen Temperaturen.

Da es mit dem Kegel-Platte-Rheometer nur möglich ist, die Viskosität bis zu einer Schergeschwindigkeit von 100 s^{-1} zu ermitteln, musste - um den Bereich höherer Schergeschwindigkeiten abzudecken - das Hochdruckkapillarrheometer zur Ermittlung der Viskositätsfunktion hinzugezogen werden.

4.1.1.2 Ergebnisse des Hochdruckkapillarrheometers

Durch die Korrektur der Druckverluste über die Bagley-Gerade und die Ermittlung der wahren Schergeschwindigkeit mittels der Weißenberg-Rabinowitsch-Korrektur wurden drei verschiedene Viskositätsfunktionen bei unterschiedlichen Temperaturen - mittels drei verschiedener Düsen - ermittelt. Der Durchmesser der Kapillaren hatte mit 1mm einen konstanten Wert, im Unterschied zum L/D-Verhältnis, das 10, 20 bzw. 30 betrug. Die Messergebnisse des Hochdruckkapillarrheometer sind im Bild 34 dargestellt.

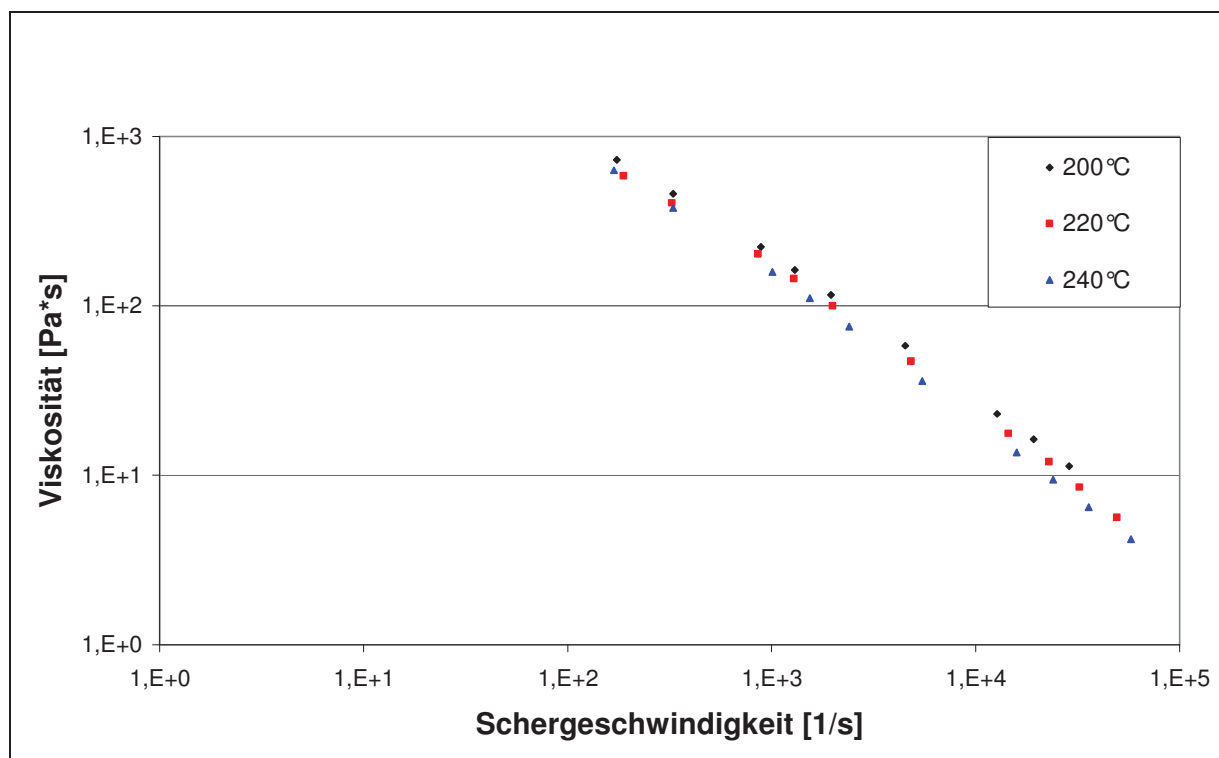


Bild 34: Mittels HKR gemessene Viskositäten des PP RA 130E bei verschiedenen Temperaturen.

4.1.1.3 Ermittlung der Viskositätsfunktion nach Cross-WLF

Durch das Zusammenlegen der Viskositätswerte vom Kegel-Platte Rheometer und vom Hochdruckkapillarrheometer konnte die Viskositätsfunktion über einen Schergeschwindigkeitsbereich von $10^{-2} \text{ s}^{-1} \leq \dot{\gamma} \leq 10^5 \text{ s}^{-1}$ ermittelt werden (Bild 35).

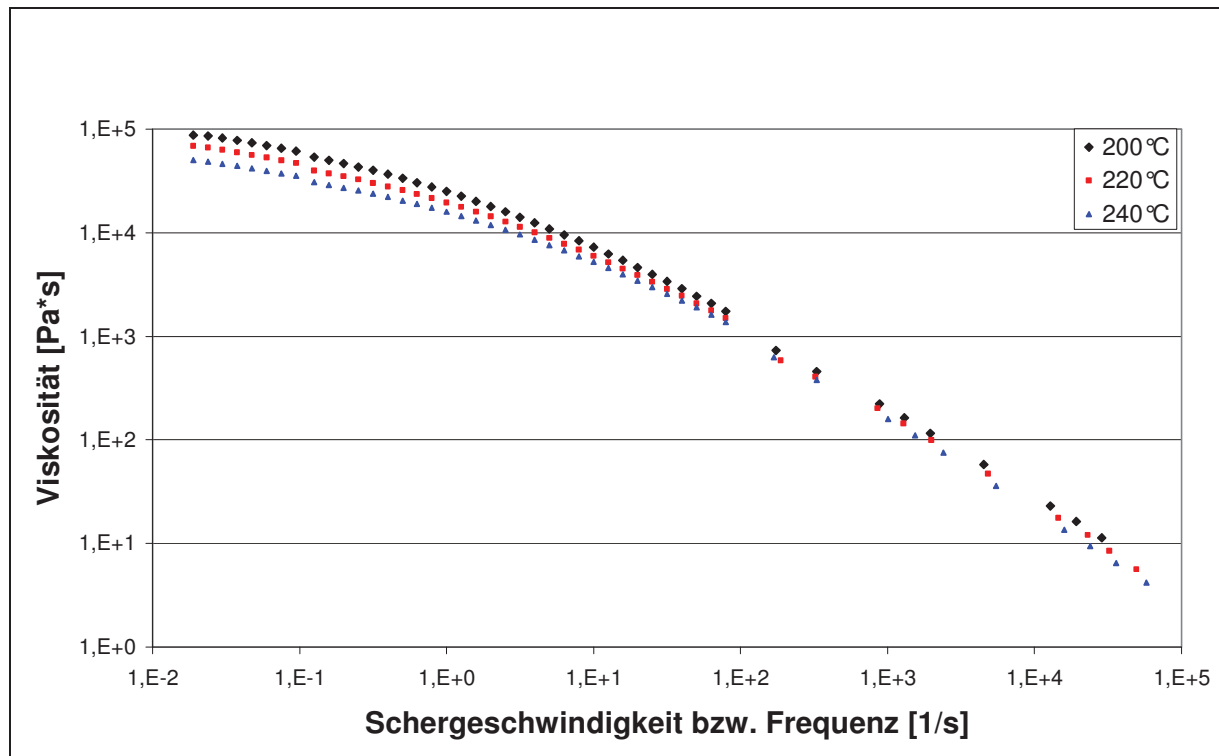


Bild 35: Viskositätsfunktionen des PP RA 130E bei verschiedenen Temperaturen, gemessen mit HKR und RMS.

Um die ermittelten Viskositätswerte in Moldflow Plastic Insight verwenden zu können, ist es notwendig einen Stoffansatz zu verwenden.

MPI verwendet den Cross-WLF-Ansatz für die Berechnung der Viskosität (Glg. 14 bis Glg. 17).

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \left(\frac{\eta_0 \cdot \dot{\gamma}}{\tau^*} \right)^{(1-n)}} \quad (\text{Glg. 14})$$

$$\eta_0 = D_1 \cdot e^{\left[\frac{-A_1 \cdot (T - T^*)}{A_2 + (T - T^*)} \right]} \quad (\text{Glg. 15})$$

$$T^* = D_2 + D_3 \cdot p \quad (\text{Glg. 16})$$

$$A_2 = \tilde{A}_2 + D_3 \cdot p \quad (\text{Glg. 17})$$

Die Erklärung der Koeffizienten ist in Tabelle 4 dargestellt.

Tabelle 4: Beschreibung der Koeffizienten des Cross-WLF-Ansatzes.

$n, D_1, D_2, D_3, A_1, \tilde{A}_2, \tau^*$gefittete Koeffizienten
τ^*Relaxationszeit des Materials
D_2Glasübergangstemperatur
pDruck
ηViskosität

Die durch den Cross-WLF-Ansatz beschriebene Viskositätsfunktion ist in Bild 36 für drei verschiedene Temperaturen dargestellt. Die zugehörigen Konstanten sind dem Anhang zu entnehmen. Da sehr langsam eingespritzt wird und das verwendete Bauteil große Wandstärken aufweist, war bei der Bestimmung der Stoffkonstanten durch den Cross-WLF-Ansatz wichtig, einen guten Fit bei einem niedrigen Schergeschwindigkeitsbereich (bis 100s^{-1}) zu erlangen.

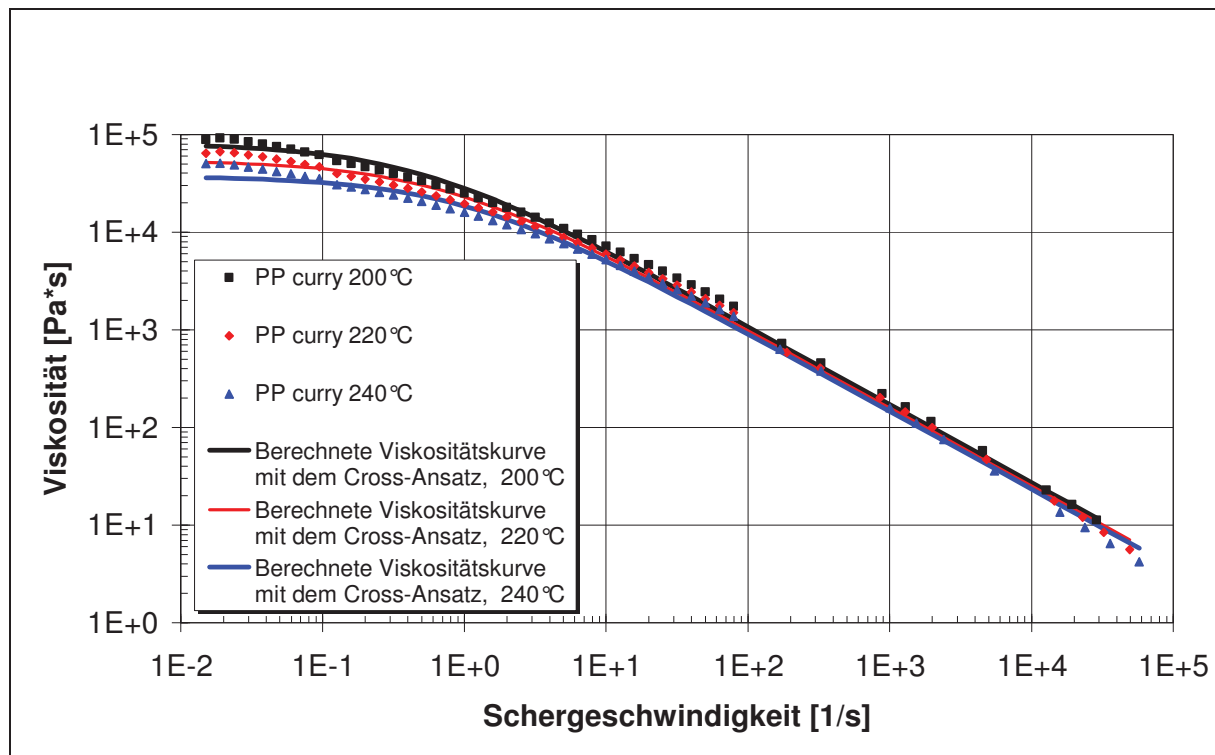


Bild 36: Viskositätsfunktionen bei verschiedenen Temperaturen, berechnet mit Cross-WLF-Ansatz.

4.1.2 Ergebnisse der pvT-Messung

Die pvT-Messungen wurden am Institut für Kunststoffverarbeitung (IKV) an der Montanuniversität Leoben, mittels pvT-100 Gerät der Firma SWO, durchgeführt. Als Isobaren wurden 200 bar, 400 bar und 800 bar gewählt.

Um die Daten in MPI verwenden zu können, mussten die gemessenen Werte mit dem 9-Parameter Ansatz nach Tait gefittet werden. Der Tait-Ansatz besteht aus drei Teilen, die jeweils einen bestimmten Bereich erfassen:

der Feststoffbereich wird nach Glg. 18 ermittelt:

$$v = [b_{1s} + b_{2s} * (T - b_5)] * \left[1 - 0,0894 * \ln \left(1 + \frac{p}{b_{3s} * e^{-b_{4s} * (T - b_5)}} \right) \right] + b_7 * e^{[b_8 * (T - b_5) - b_9 * p]} \quad (\text{Glg. 18})$$

der Übergangsbereich nach Glg. 19:

$$T = b_5 + b_6 * p \quad (\text{Glg. 19})$$

und der Schmelzbereich nach Glg. 20:

$$v = [b_{1m} + b_{2m} * (T - b_5)] * \left[1 - 0,0894 * \ln \left(1 + \frac{p}{b_{3m} * e^{-b_{4m} * (T - b_5)}} \right) \right] \quad (\text{Glg. 20})$$

mit

v spezifisches Volumen

p Druck [Pa]

T Temperatur [K]

b_i Materialkonstanten

Die gemessenen Werte und die gefitteten Kurvenverläufe sind im Bild 37 dargestellt. Die Konstanten für den Tait-Ansatz sind im Anhang angeführt.

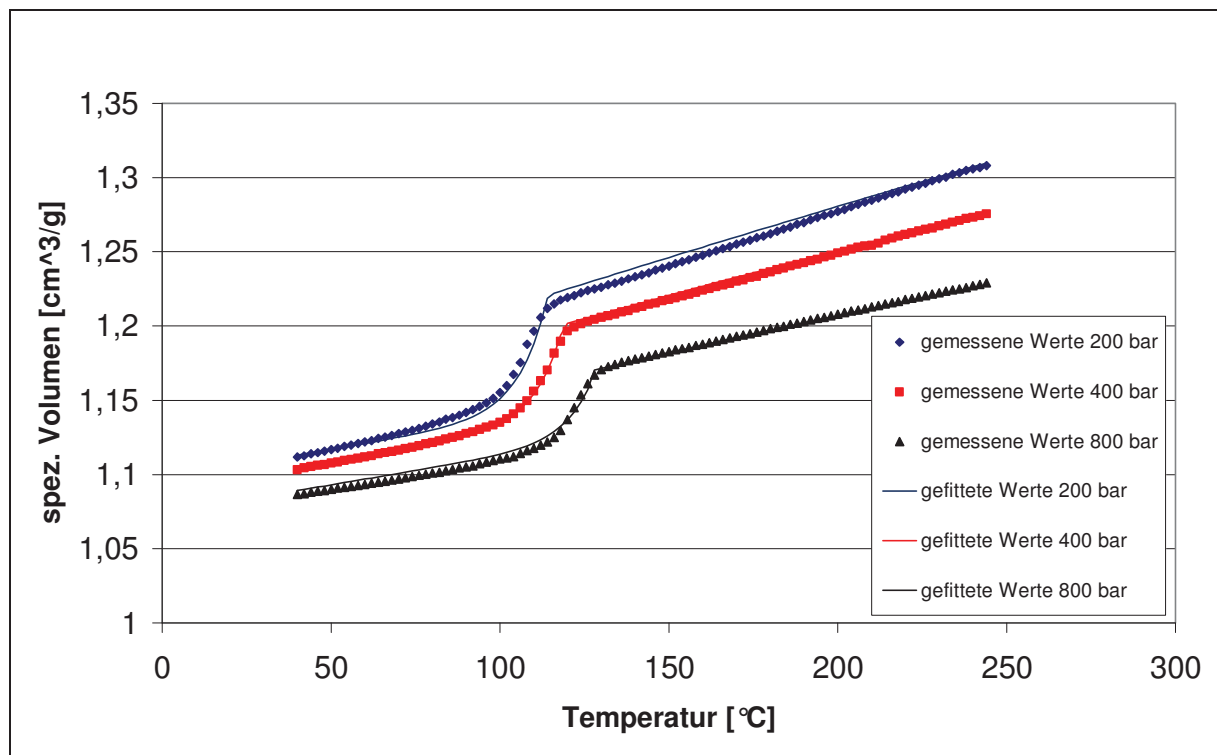


Bild 37: Gemessene und gefittete pvT-Daten für PP RA130E.

4.1.3 Ergebnisse der spezifischen Wärmekapazitätsmessung

Die Messung der spezifischen Wärmekapazität erfolgte am DSC 200 der Firma Netzsch. Die gemessene spezifische Wärmekapazität für PP RA 130E ist im Bild 38 in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt.

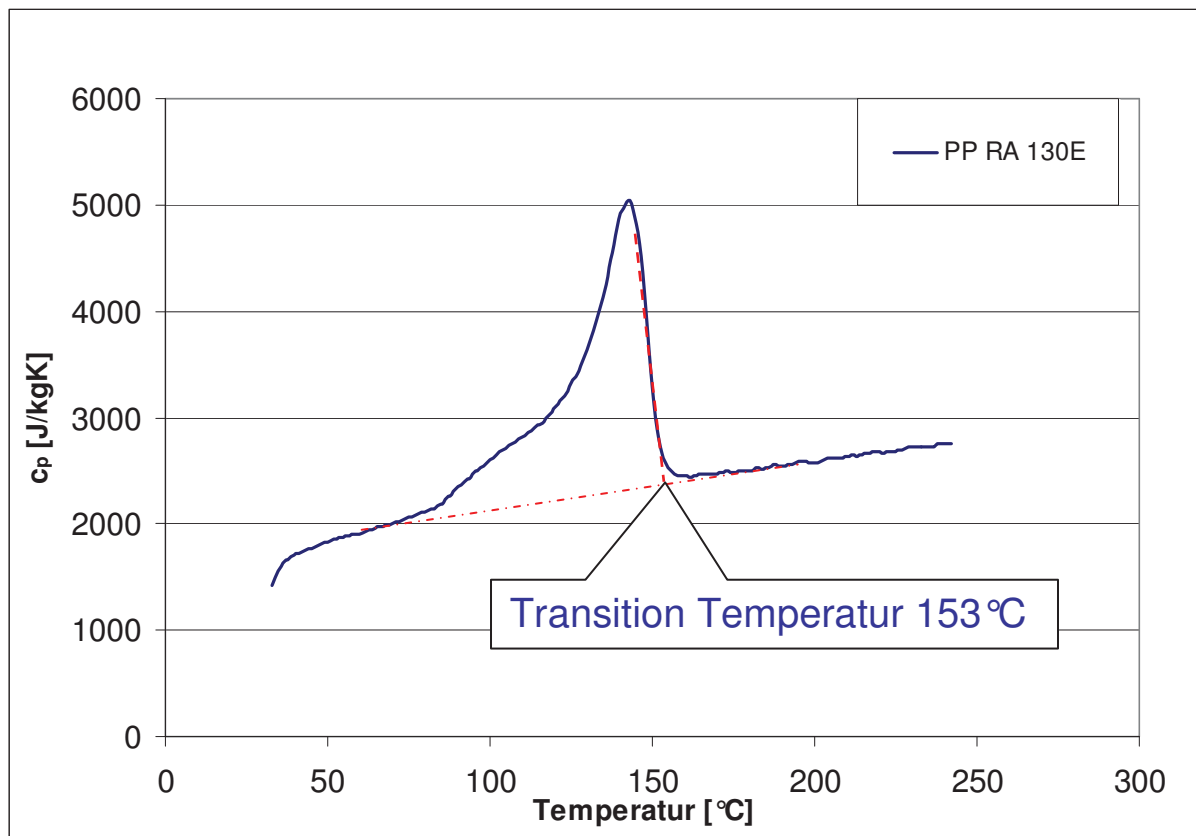


Bild 38: Spezifische Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur für PP RA 130E.

Im Bild 38 ist der für teilkristalline Thermoplaste typische „Peak“ im Wärmekapazitätsverlauf gut ersichtlich. Dieser „Peak“ befindet sich bei der Schmelztemperatur des kristallinen Bereiches und kennzeichnet den Wärmebedarf, der zum Aufschmelzen der Kristallite benötigt wird.

Aus dem Wärmekapazitätsverlauf lässt sich die „Transition-Temperatur“ ermitteln. Diese Temperatur, die früher „No-Flow-Temperatur“ genannt wurde, kennzeichnet den Temperaturwert, bei dem in MPI definiert wird, dass der Kunststoff effektiv aufhört zu fließen.

Sie ist zwar keine physikalisch exakt definierbare Größe, ist aber sehr gut geeignet, um beispielsweise den Effekt der einfrierenden Randschichten beim Füllvorgang zu beschreiben. Bei diesem Ansatz wird davon ausgegangen, dass unterhalb der Übergangstemperatur die Viskosität unendlich groß wird, was einem Festkörper entspricht. Diese Randbedingung wird mit üblichen Viskositätsmodellen verknüpft. [5]

4.1.4 Ergebnisse der Wärmeleitfähigkeitsmessung

Die Wärmeleitfähigkeit λ wurde in Abhängigkeit der Temperatur gemessen, um bei der Abkühlberechnung jeweils auf die genauen Werte zurückgreifen zu können. Die Messungen der Wärmeleitfähigkeit wurden am Institut für Kunststoffverarbeitung an der Montanuniversität Leoben am K-System II durchgeführt und zeigt den in Bild 39 dargestellten Verlauf.

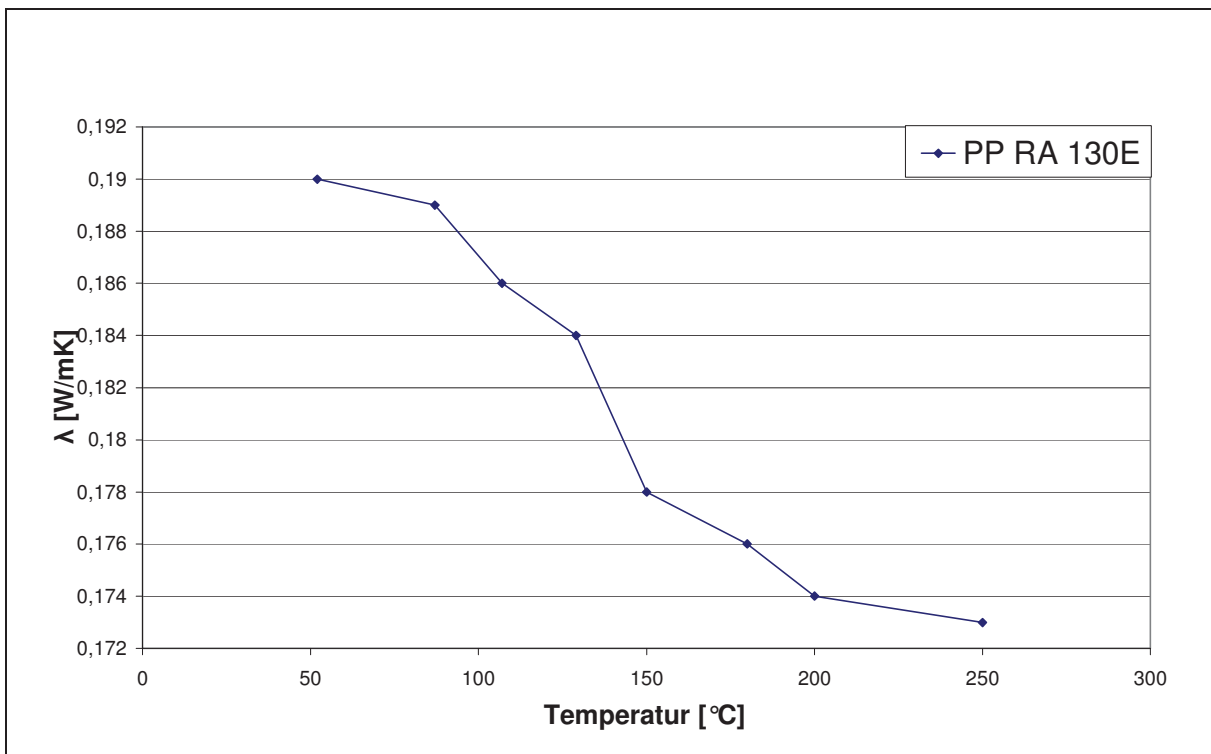


Bild 39: Wärmeleitfähigkeitsverlauf für PP RA 130E.

4.2 Berechnungsergebnisse

4.2.1 Ergebnisse aus MPI

4.2.1.1 Temperaturverteilung

In den nachfolgenden Bildern ist der Einfluss der Masstemperatur auf die Abkühlung und damit auf die entstehenden Eigenspannungen anhand der für diese Diplomarbeit verwendeten Fittings erläutert.

Die nachfolgenden Bilder (Bild 40 und Bild 41) zeigen die Temperaturverteilung zu verschiedenen Zeitpunkten im 1. Modell. Die Masstemperatur betrug 200°C bzw. 250°C, die Einlegertemperatur 25°C und die Nachdruckhöhe 40% des maximalen Einspritzdruckes.

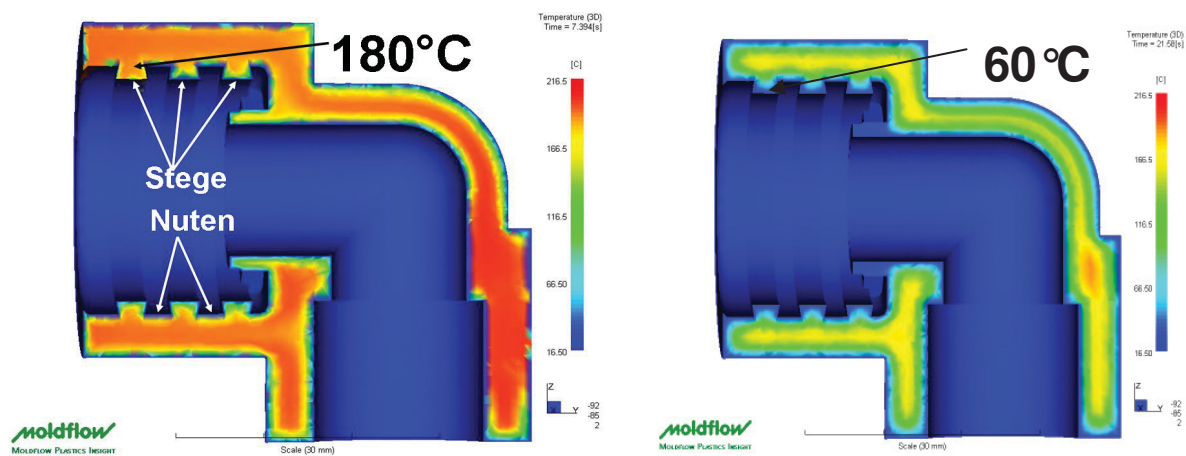


Bild 40: Darstellung der Temperaturverteilung des 1. Modells bei einer Masstemperatur von 200°C, einer Einlegertemperatur von 25°C und einer Nachdruckhöhe von 40%, links nach 7 sec., rechts nach 21sec.

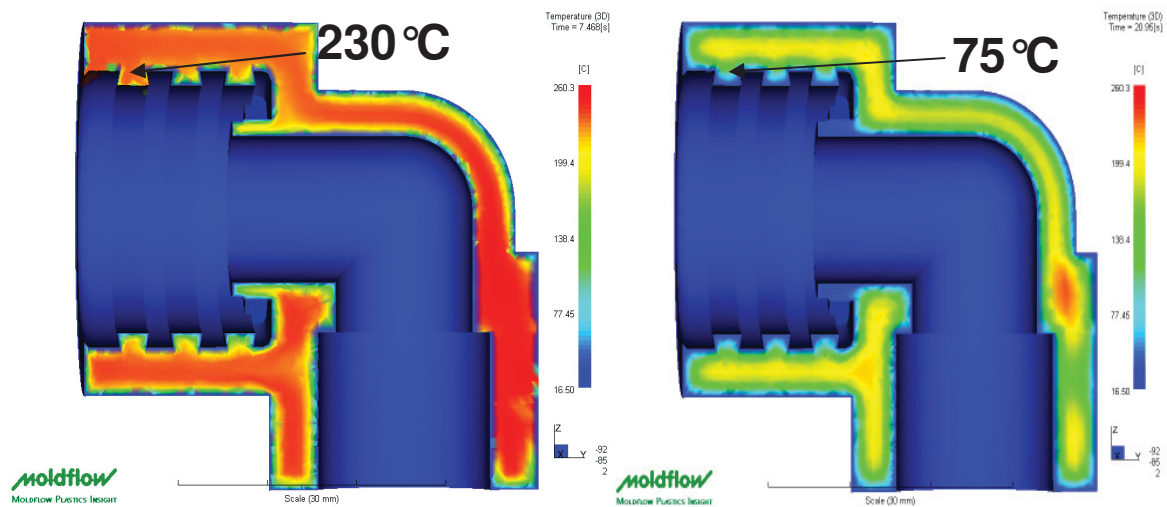


Bild 41: Darstellung der Temperaturverteilung des 1. Modells bei einer Massetemperatur von 250 °C, einer Einlegertemperatur von 25 °C und einer Nachdruckhöhe von 40%, links nach 7sec., rechts nach 21sec.

Aus Bild 40 und Bild 41 kann man deutlich erkennen, dass der Kunststoff an den Stegen viel schneller abkühlt als in den anderen Bereichen. Der Grund dafür ist, dass der Kunststoff in diesen Bereichen von drei Seiten vom kalten Einleger umschlossen wird und die Stege ein relativ geringes Volumen aufweisen. Da der Messingeinleger eine sehr hohe Wärmeleitfähigkeit besitzt und die Kühlmitteltemperatur mit 16,5 °C relativ niedrig gewählt wurde, kann die hohe Temperatur des Kunststoffes sehr gut in das Werkzeug abgeleitet werden.

Bereits nach 21 Sekunden sind die Stegbereiche so weit abgekühlt, dass das verwendete Material eingefroren ist. Die wärmsten Stellen befinden sich im Angussbereich, da dort am längsten eine heiße Schmelzströmung vorliegt.

Im nachfolgenden Bild (Bild 42) ist die Schwindungsrichtung im Bereich des Steges dargestellt.

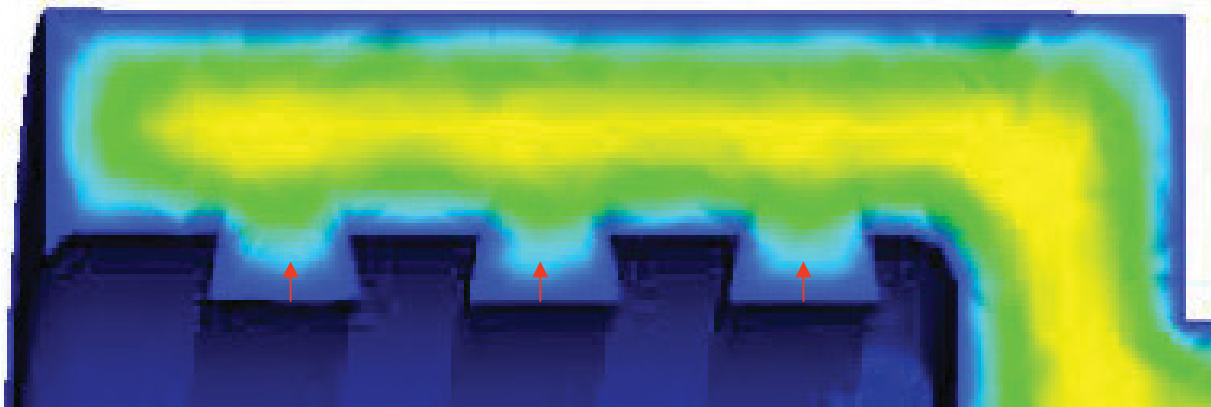


Bild 42: Schwindungsrichtung an den Stegen des Kunststoffes.

Die rasche Abkühlung im Stegbereich bewirkt eine früher eintretende Schwindung. Es kann vermutet werden, dass sich der Kunststoff vom Boden der Einlegernut abheben wird (Bild 42). Erst wenn das ganze Kunststoffvolumen zu schwinden beginnt, wird auch am Boden der Einlegernut ein Aufschrumpfen auf das Messingteil stattfinden.

Wie in späteren Ergebnissen zu sehen ist, hat dieser Effekt eine deutlich kleinere Spannung an der Kontaktfläche zwischen Einlegernut und Kunststoffsteg zur Folge. Auch bei höherer Massetemperatur (250 °C) ist dieser Effekt ersichtlich, allerdings ist die Spannung im Allgemeinen höher als bei den beiden niedrigeren Massetemperaturen.

4.2.1.2 Volumetrische Schwindung

Moldflow Plastics Insight berechnet die volumetrische Schwindung. Diese wird für jeden Knoten aus der prozentuellen Zunahme der lokalen Dichte, beginnend mit dem Ende der Nachdruckphase bis zu dem Zeitpunkt, wenn das Formteil Raumtemperatur erreicht hat, ermittelt. Das Ergebnis der volumetrischen Schwindung wird prozentuell vom Ausgangsvolumen ausgegeben. [15]

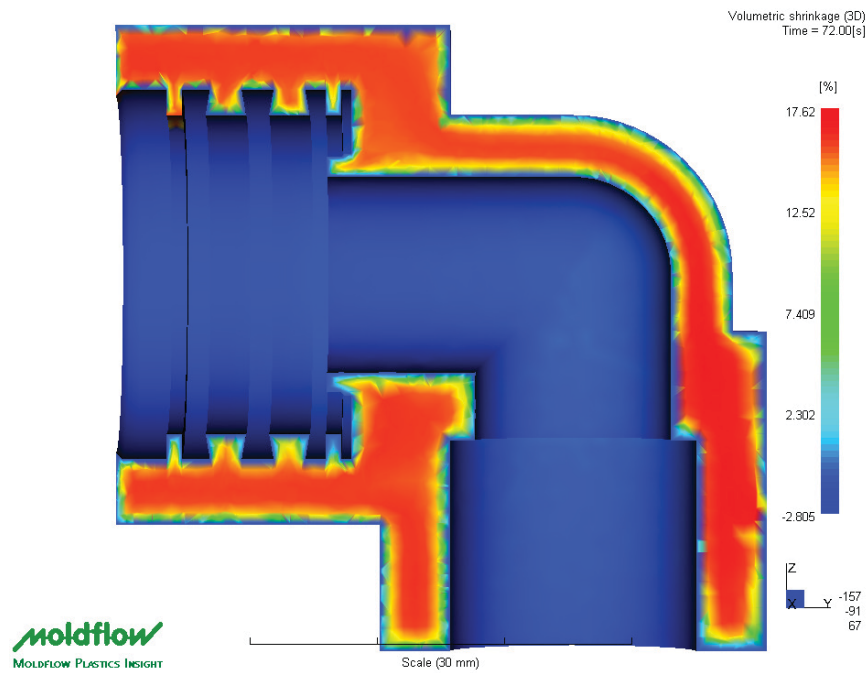


Bild 44: Berechnete volumetrische Schwindung des 2. Modells.

Das im Bild 45 dargestellte 3. Modell weist weder Stege noch Nuten auf. Das Fehlen der Stege und Nuten hat eine gleichmäßige Abkühlung des Kunststoffes durch den Einleger zur Folge. Durch diese gleichmäßige Abkühlung entsteht eine gleichmäßigere Schwindung des Kunststoffformteiles im Vergleich zu den beiden anderen Modellen.

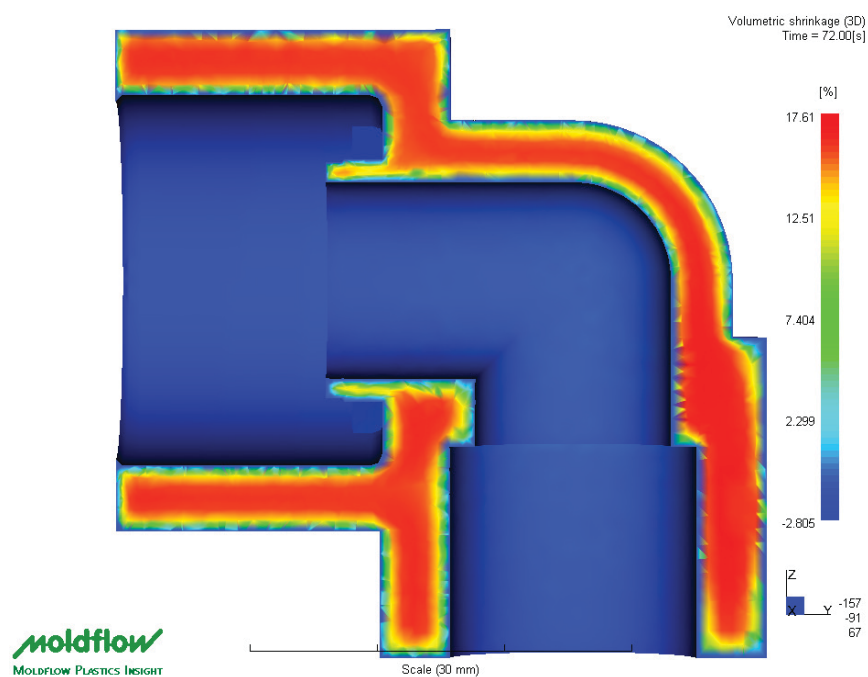


Bild 45: Berechnete volumetrische Schwindung des 3. Modells.

In Bild 43 bis Bild 45 ist zu sehen, dass die Kunststoffrandschicht an der Innen- und Außenseite negative Schwindungswerte aufweist, das heißt die Randschichtelemente werden in diesen Bereichen ihr Volumen vergrößern. Diese Volumenvergrößerung lässt sich durch das pvT-Diagramm beschreiben (Bild 46). Zu diesen Schwindungsergebnissen ist anzumerken, dass sie Hilfsgrößen für die MPI-Berechnungen darstellen. Die Interpretation negativer Schwindungswerte im Bereich der Randschicht wird im Folgenden anhand des in Bild 46 gezeigten pvT-Verlaufes schematisch erklärt.

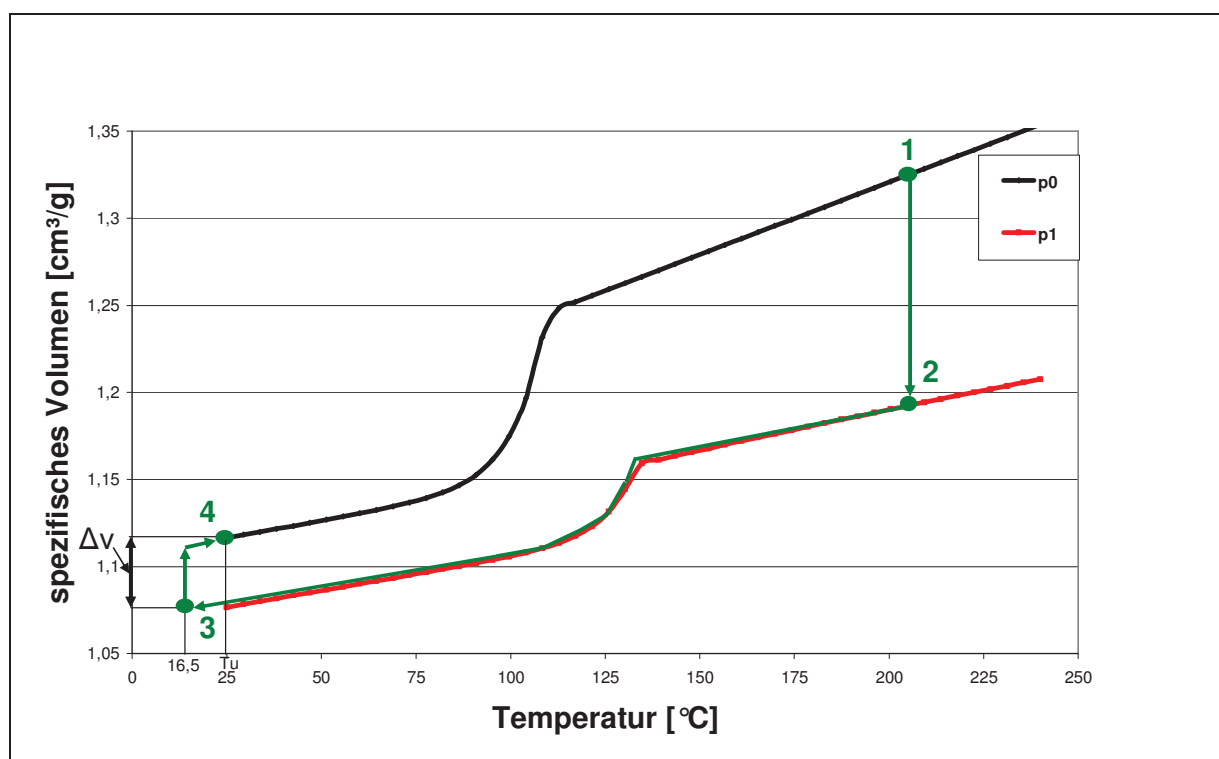


Bild 46: Beschreibung der Randschichtschwindung anhand des pvT-Diagramms des PP RA 130E.

1-2: Einspritzen

2-3: Nachdruckphase: Die Schmelze wird mit eingestelltem Druck zum Schwindungsausgleich nachgedrückt. Der Druck wird über die heiße Schmelze in die erstarrten Randschichten übertragen. Da die Randschicht am Einleger bzw. an der Werkzeugwand durch die hohe Wärmeleitfähigkeit der verwendeten Materialien sehr schnell abkühlt, erreicht der Kunststoff in diesen Bereichen während der Nachdruckphase annähernd die Kühlmitteltemperatur von $16,5^{\circ}\text{C}$.

3-4: Volumenänderung (Zunahme): Die Volumenzunahme ist darauf zurückzuführen, dass MPI die Schwindung, beginnend mit dem Ende der Nachdruckphase bis zu dem Zeitpunkt, bei dem das Formteil Raumtemperatur (25°C) erreicht hat, berechnet.

Im Inneren des Formteils existiert eine heiße plastische Seele viel länger, wodurch eine positive Schwindung (Volumenverkleinerung) entsteht (Bild 43 bis Bild 45). Diese Volumenverkleinerung ist im Kapitel 2.2.1.1 im Bild 8 dargestellt.

4.2.1.3 Schwindung und Verzug

MPI ermöglicht es, die Abweichungen (Schwindung und Verzug) des Formteils von der Ausgangsgeometrie zu betrachten. Hierbei werden die Abweichungen (in allen drei Koordinatenrichtungen) von jedem Knoten, basierend auf der „best fit“ Technik, ausgewertet. Bei der „best fit“ Technik wird die verformte Geometrie so in die Ausgangsgeometrie hineingelegt, dass die Abweichungen über das gesamte Formteil ein Minimum einnehmen.

In Bild 47 bis Bild 49 sind exemplarisch die Abweichungen von der Ausgangsgeometrie (=Werkzeuggeometrie) für jedes der drei Modelle bei einer Masstemperatur von 200°C, einer Einlegertemperatur von 25°C und einer Nachdruckhöhe von 40% des maximalen Einspritzdruckes dargestellt.

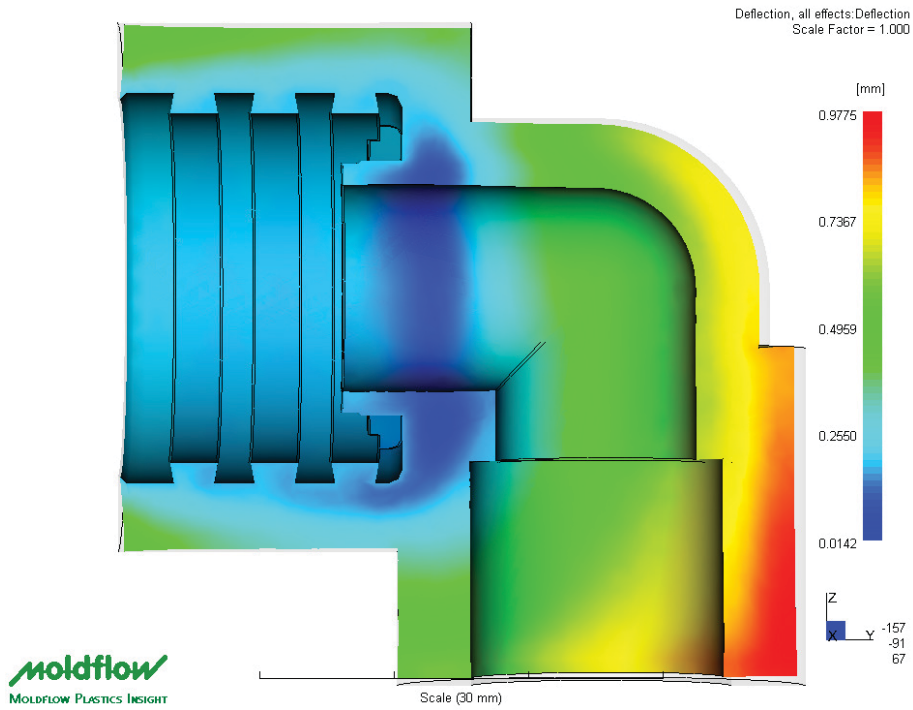


Bild 47: Abweichung von der Ausgangsgeometrie des 1. Modells.

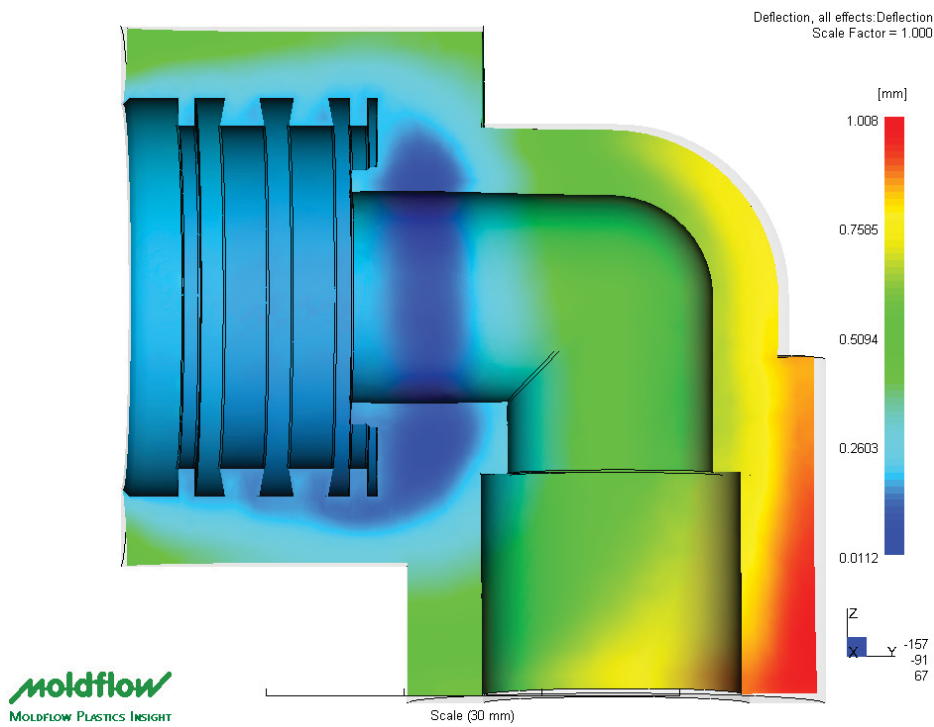


Bild 48: Abweichung von der Ausgangsgeometrie des 2. Modells.

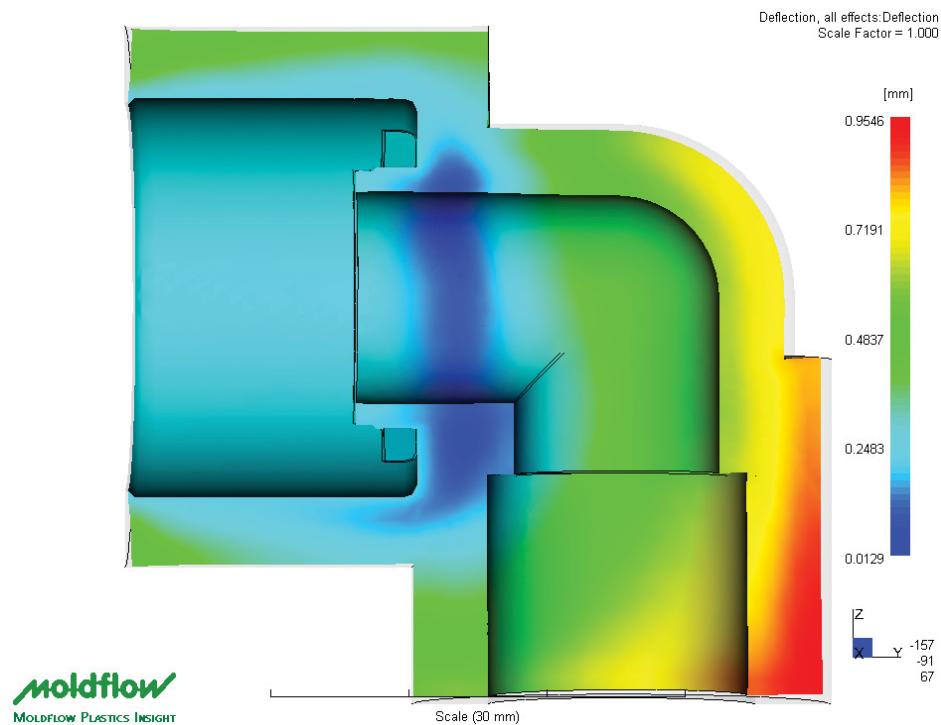


Bild 49: Abweichung von der Ausgangsgeometrie des 3. Modells.

Aus Bild 47 bis Bild 49 ist zu erkennen, dass die Abweichungen im Bereich des Einlegers deutlich geringer sind als in den übrigen Bereichen. Dieser Effekt ist auf die Verformungsbehinderung durch den Messingeinleger zurückzuführen. Die größten Abweichungen treten im Bereich des Angusses auf. Im Bereich der anderen Auslassöffnung wird durch die Verformung des Bauteils eine Ovalisierung der runden Auslassöffnung stattfinden.

In der nachfolgenden Tabelle 5 sind für alle Modelle, sowie für alle Modifikationen, die maximalen Werte der Abweichungen dargestellt, wobei die Abkürzungen wie folgt zu verstehen sind:

- MT = Massetemperatur, wobei MT1=200 °C, MT2=225 °C, MT3=250 °C
- N = Nachdruckhöhe in Prozent des maximalen Einspritzdruckes, wobei N1=40%, N2=65%, N3=90%
- ET = Einlegertemperatur, wobei ET1=25 °C, ET2=60 °C

Tabelle 5: Maximale Formteilabweichung aller Modelle und aller Modifikationen.

Modell 1	Abweichung [%]	Modell 2	Abweichung [%]	Modell 3	Abweichung [%]
MT1_N1_ET1	0,9775	MT1_N1_ET1	1,008	MT1_N1_ET1	0,9546
MT1_N1_ET2	0,9758	MT1_N1_ET2	0,9939	MT1_N1_ET2	0,9358
MT1_N2_ET1	0,8794	MT1_N2_ET1	0,8799	MT1_N2_ET1	0,8487
MT1_N2_ET2	0,883	MT1_N2_ET2	0,8894	MT1_N2_ET2	0,8494
MT1_N3_ET1	0,7206	MT1_N3_ET1	0,7342	MT1_N3_ET1	0,7039
MT1_N3_ET2	0,7189	MT1_N3_ET2	0,7287	MT1_N3_ET2	0,7048
MT2_N1_ET1	1,075	MT2_N1_ET1	1,097	MT2_N1_ET1	1,037
MT2_N1_ET2	1,067	MT2_N1_ET2	1,092	MT2_N1_ET2	1,034
MT2_N2_ET1	0,959	MT2_N2_ET1	0,9833	MT2_N2_ET1	0,9237
MT2_N2_ET2	0,9625	MT2_N2_ET2	0,9787	MT2_N2_ET2	0,9251
MT2_N3_ET1	0,8274	MT2_N3_ET1	0,8371	MT2_N3_ET1	0,8048
MT2_N3_ET2	0,8284	MT2_N3_ET2	0,8508	MT2_N3_ET2	0,8003
MT3_N1_ET1	1,153	MT3_N1_ET1	1,166	MT3_N1_ET1	1,124
MT3_N1_ET2	1,15	MT3_N1_ET2	1,18	MT3_N1_ET2	1,104
MT3_N2_ET1	1,021	MT3_N2_ET1	1,049	MT3_N2_ET1	0,9947
MT3_N2_ET2	1,016	MT3_N2_ET2	1,057	MT3_N2_ET2	0,9957
MT3_N3_ET1	0,8882	MT3_N3_ET1	0,9267	MT3_N3_ET1	0,8938
MT3_N3_ET2	0,8931	MT3_N3_ET2	0,9411	MT3_N3_ET2	0,8936

Die Tendenz der maximalen Formteilabweichungen in Tabelle 5 ist klar ersichtlich. Die Abweichungen steigen mit zunehmender Massetemperatur und nehmen mit zunehmender Nachdruckhöhe ab. Die Einlegertemperatur beeinflusst die Abweichungen nur minimal.

Um diese Tendenz zu verdeutlichen, wurden die Bilder (Bild 50 bis Bild 52) erstellt.

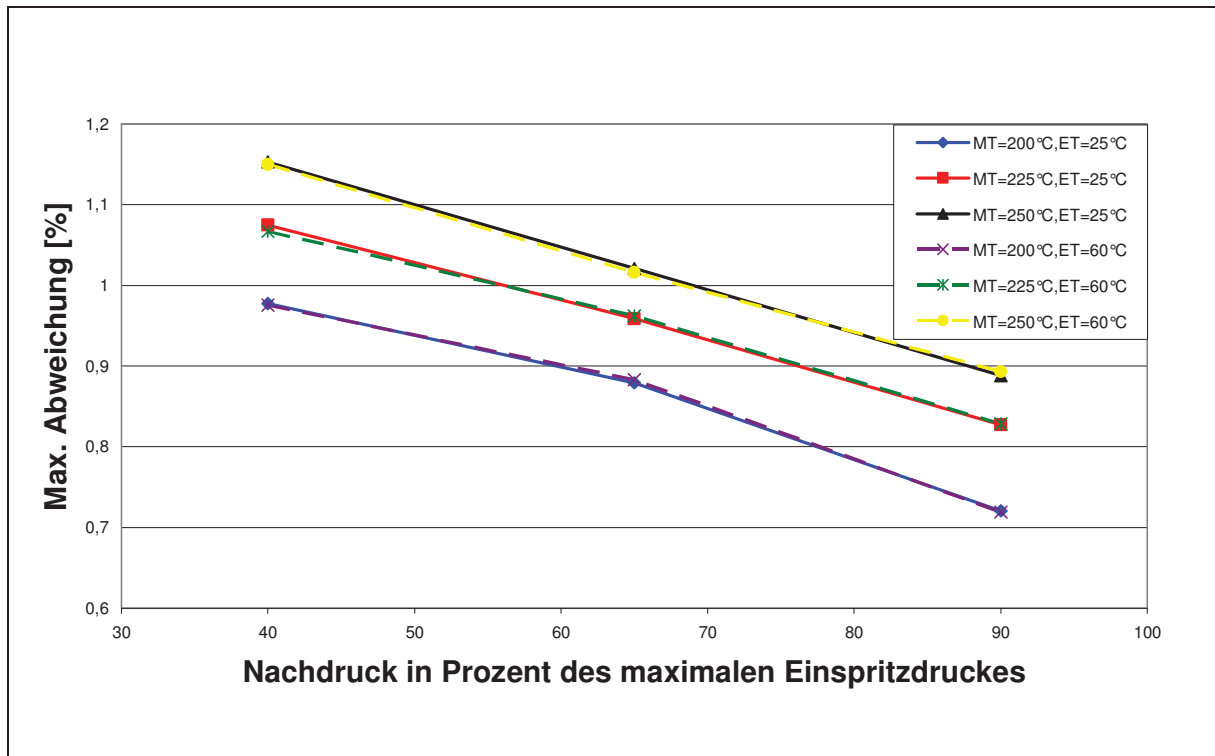


Bild 50: Darstellung der Formteilabweichungen des 1. Modells in Abhängigkeit des Nachdruckes, der Massetemperatur und der Einlegertemperatur.

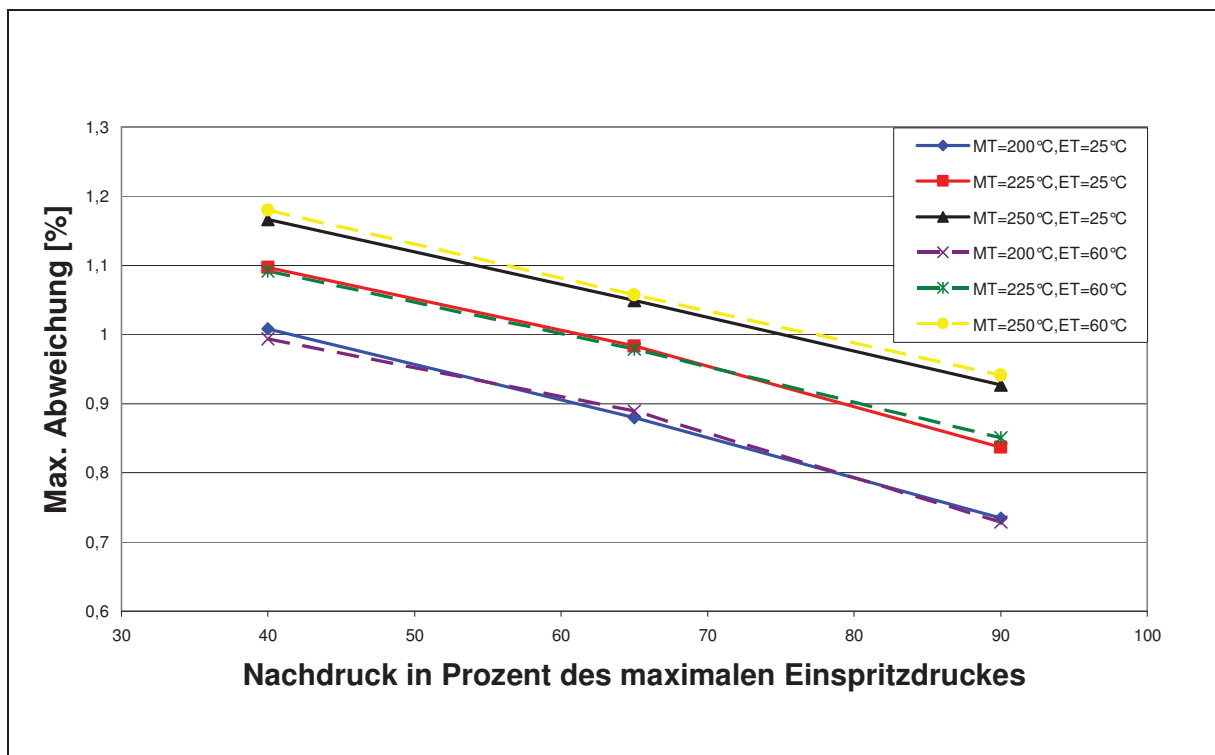


Bild 51: Darstellung der Formteilabweichungen des 2. Modells in Abhängigkeit des Nachdruckes, der Massetemperatur und der Einlegertemperatur.

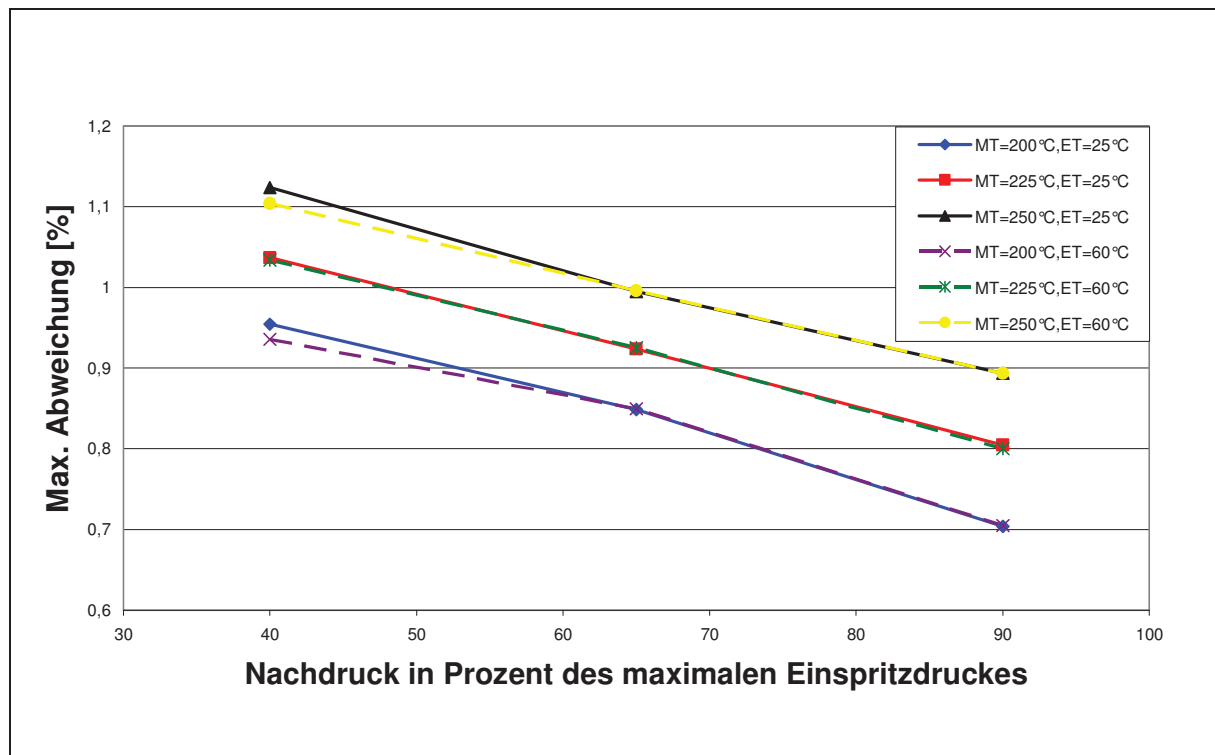


Bild 52: Darstellung der Formteilabweichungen des 3. Modells in Abhängigkeit des Nachdruckes, der Massetemperatur und der Einlegertemperatur.

Die Auswirkung der Nachdruckhöhe auf die Formteilabweichungen (Schwindung und Verzug) lässt sich leicht erklären. Je höher der Nachdruck gewählt wird, umso besser ist die Kompensation der Volumenkontraktion. Da der Verzug ein Resultat von lokal unterschiedlicher- sowie von richtungsabhängiger Schwindung ist, nimmt auch der Verzug mit zunehmender Nachdruckhöhe ab.

Dass Schwindung und Verzug mit zunehmender Massetemperatur größer werden, lässt sich dadurch erklären, dass bei einem Anstieg der Massetemperatur der Anschnitt immer länger zum Einfrieren benötigt. Wenn dabei die Nachdruckzeit überschritten wird, kann die thermische Schwindung nicht vollkommen kompensiert werden, was zu einem Anstieg der Formteilabweichungen bei höheren Massetemperaturen führt.

Der sehr kleine Einfluss der Einlegertemperatur hat folgenden Grund: Die eingestellte Einlegertemperatur ist nur ein Startwert. Da Messing ein sehr guter Wärmeleiter ist und die Kühlmitteltemperatur und somit auch die Werkzeugtemperatur auf 16,5°C gesetzt wurden, kühlt dieser Messingeinleger sehr

schnell ab. Daher spielt die vorab eingestellte Temperatur nur eine sekundäre Rolle. Bei einer Starttemperatur von 60 °C dauert diese Abkühlung länger als bei einer Starttemperatur von 25 °C, daraus folgen die leicht unterschiedlichen Ergebnisse.

4.2.2 Auswertung der berechneten Vergleichsspannungen mit ABAQUS

4.2.2.1 Qualitativer und quantitativer Vergleich der Spannungen

Wie im Kapitel 2.3 erklärt, wurde die Berechnung der Vergleichsspannungen in ABAQUS durchgeführt. Die in MPI berechneten Eigenspannungen wurden in ABAQUS überführt. ABAQUS ermittelt daraus die Verformungen, aus den verbleibenden Restspannungen die Vergleichsspannungen nach Mises.

Bei der Interpretation dieser Ergebnisse ist allerdings zu beachten, dass sie auf linear elastischer Basis beruhen. Dadurch liegen die berechneten Werte über den in der Realität auftretenden Spannungen. Genauere Ergebnisse würden hyperelastische Modelle liefern, welche die Relaxationsvorgänge des Kunststoffes berücksichtigen würden. Solche Modelle stehen aber für das verwendete Material nicht zur Verfügung. Für den qualitativen Spannungsvergleich der verschiedenen Einlegegeometrien untereinander, sowie zur Bewertung der Auswirkung verschiedener Prozessparameter ist die Verwendung eines linear elastischen Ansatzes jedoch zulässig.

Die nachfolgenden Bilder (Bild 53 und Bild 54) zeigen die Vergleichsspannungsverteilung nach Mises für das erste und zweite Modell bei einer Massetemperatur von 200 °C, einer Nachdruckhöhe von 40% des maximalen Einspritzdruckes und einer Einlegertemperatur von 25 °C.

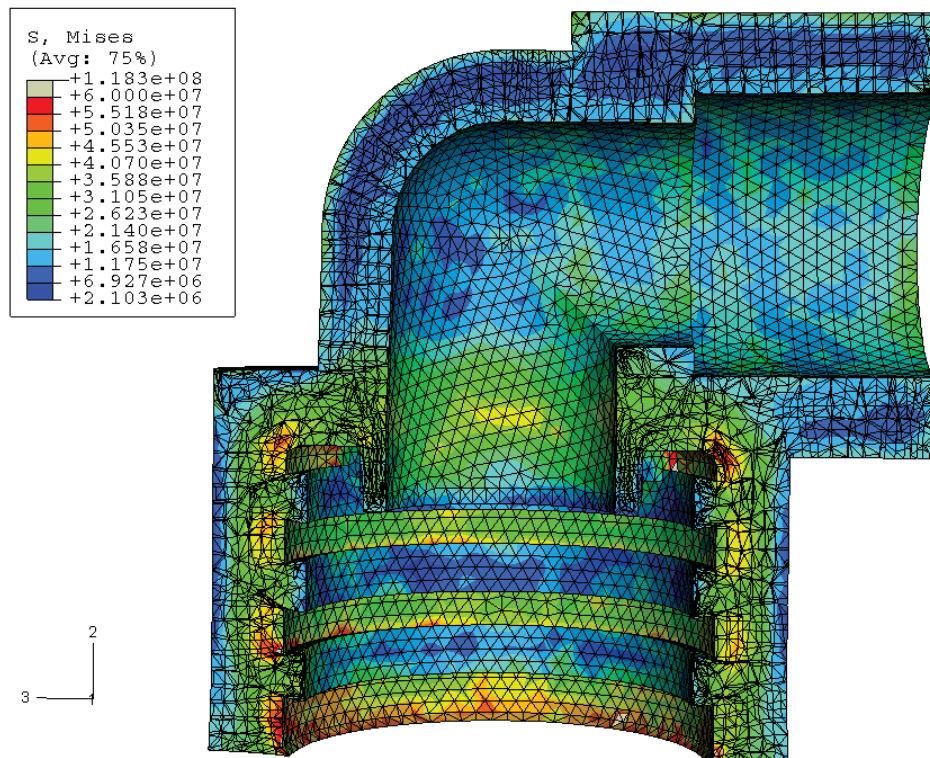
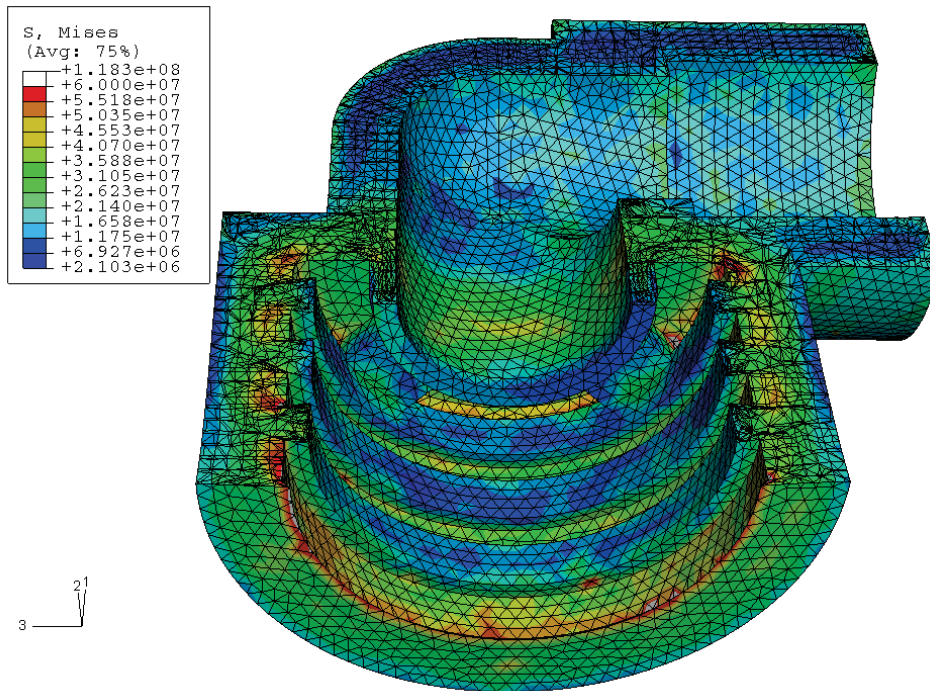


Bild 53: Darstellung der berechneten Vergleichsspannung für Modell 1 ($T_M=200\text{ }^\circ\text{C}$, $p_N=40\%$, $T_E=25\text{ }^\circ\text{C}$).

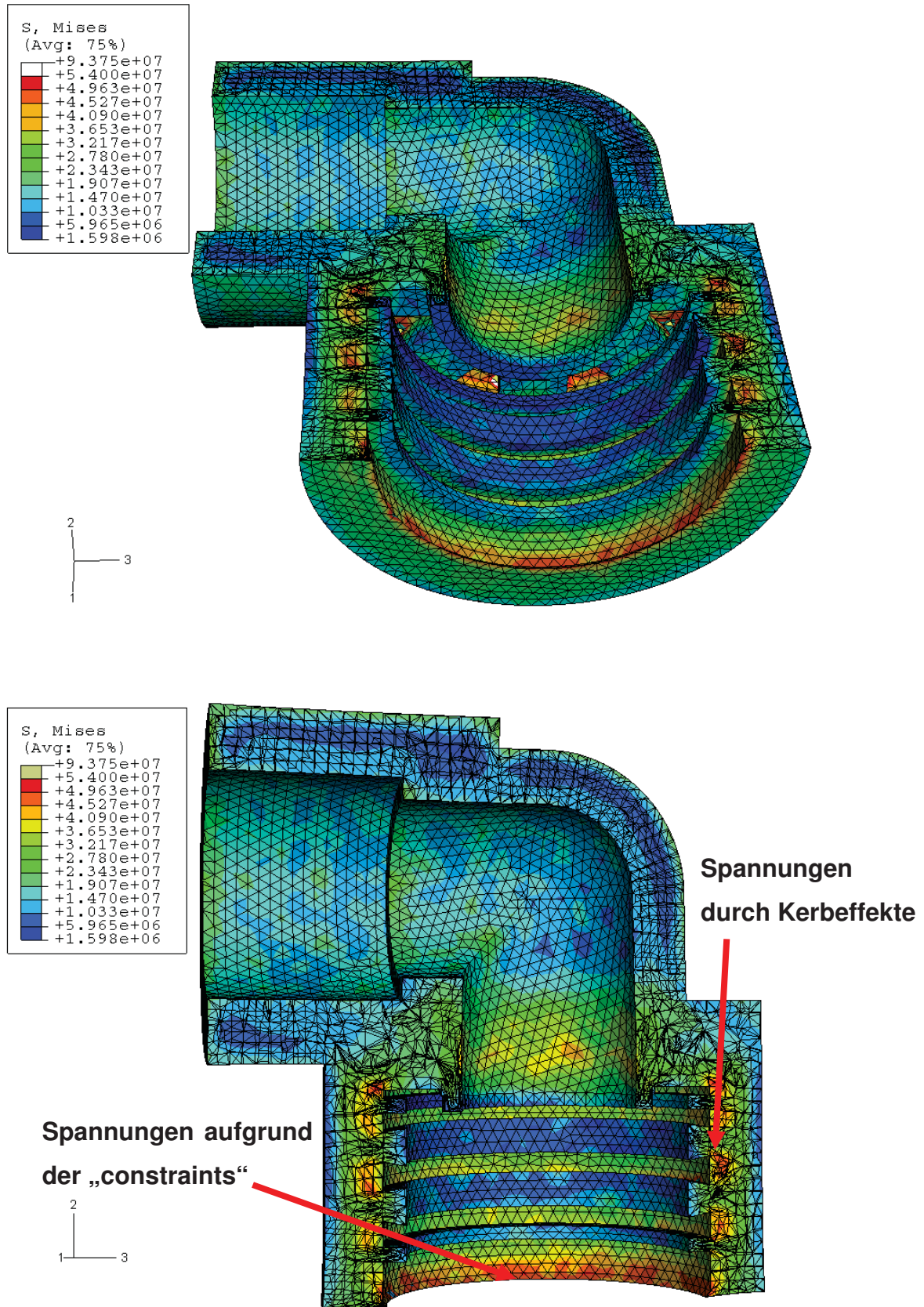


Bild 54: Darstellung der berechneten Vergleichsspannung für Modell 2 ($T_M=200^\circ\text{C}$, $p_N=40\%$, $T_E=25^\circ\text{C}$).

In Bild 53 und Bild 54 ist sehr gut zu erkennen, dass die Spannungen im Bereich des Kunststoffsteiges deutlich niedriger sind als in den Kunststoffnuten. Dieser Effekt ist auf die unterschiedlichen Schwindungsphänomene, die bereits in Kapitel 4.2.1 erläutert wurden, zurückzuführen.

Die rot gefärbten Randbereiche am Ende des Einlegers kommen durch die für die Berechnung notwendige Fixierung des Messingeinlegers zustande. Diese „constraints“ wurden am unteren Rand des Einlegeteils gesetzt (Bild 54), wodurch diese Knoten ihre Positionen nicht verändern können. Die Elemente in ihrer näheren Umgebung erfahren dadurch aber eine größere Verformung, was zur Entstehung höherer Spannungen führt.

Die Spannungsergebnisse an der kleineren Ausgangsöffnung sind bei beiden Modellen niedriger als die Spannungen im Einlegerbereich. Das ist darauf zurückzuführen, dass die Verformungsbehinderung in diesen Bereichen ausschließlich geometrischer Herkunft ist, im Gegensatz zum Einlegerbereich, wo die Verformung des Kunststoffes durch den starren Einleger behindert wird und dadurch höhere Eigenspannungen entstehen.

Die rot gefärbten Bereiche im Inneren der Kunststoffnut sind Folgen von Kerbeffekten, die zu einer Spannungserhöhung dieser Bereiche führen (Bild 54). Die maximalen Spannungen des 1. Modells betragen ca. 60 N/mm² und sind somit geringfügig höher als die des 2. Modells, welche ca. 55 N/mm² betragen.

Bild 55 zeigt die im Modell 3 vorhandenen Vergleichsspannungen nach Mises bei einer Massetemperatur von 200 °C, einer Nachdruckhöhe von 40% des maximalen Einspritzdruckes und einer Einlegertemperatur von 25 °C.

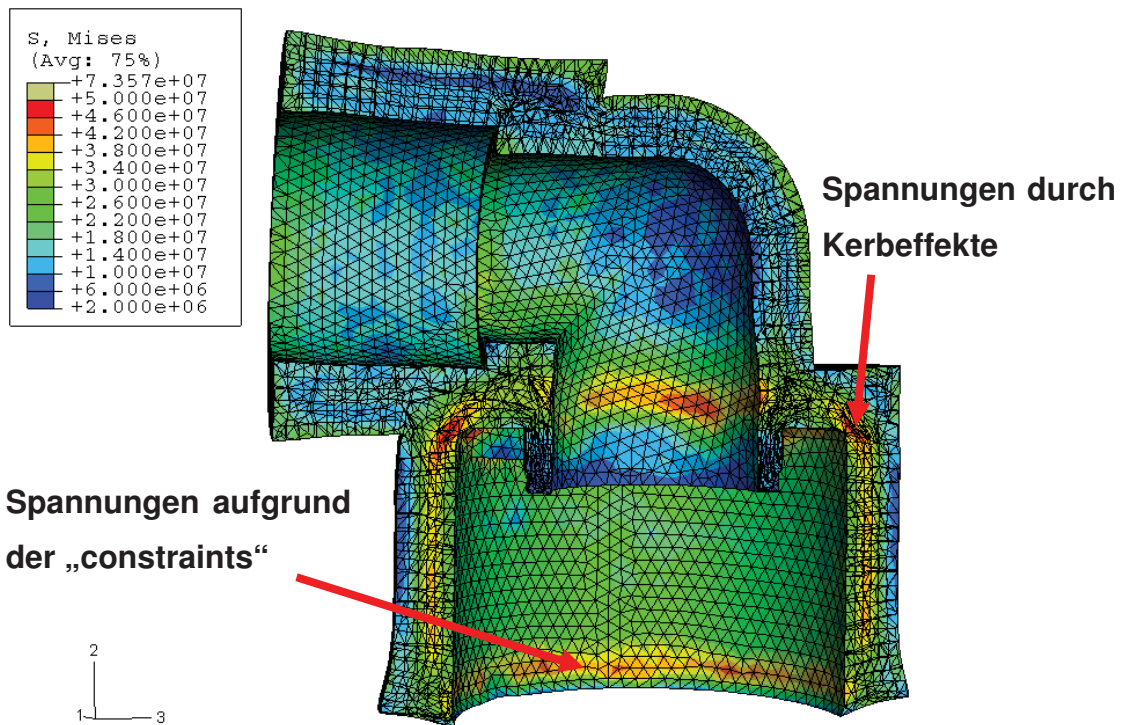
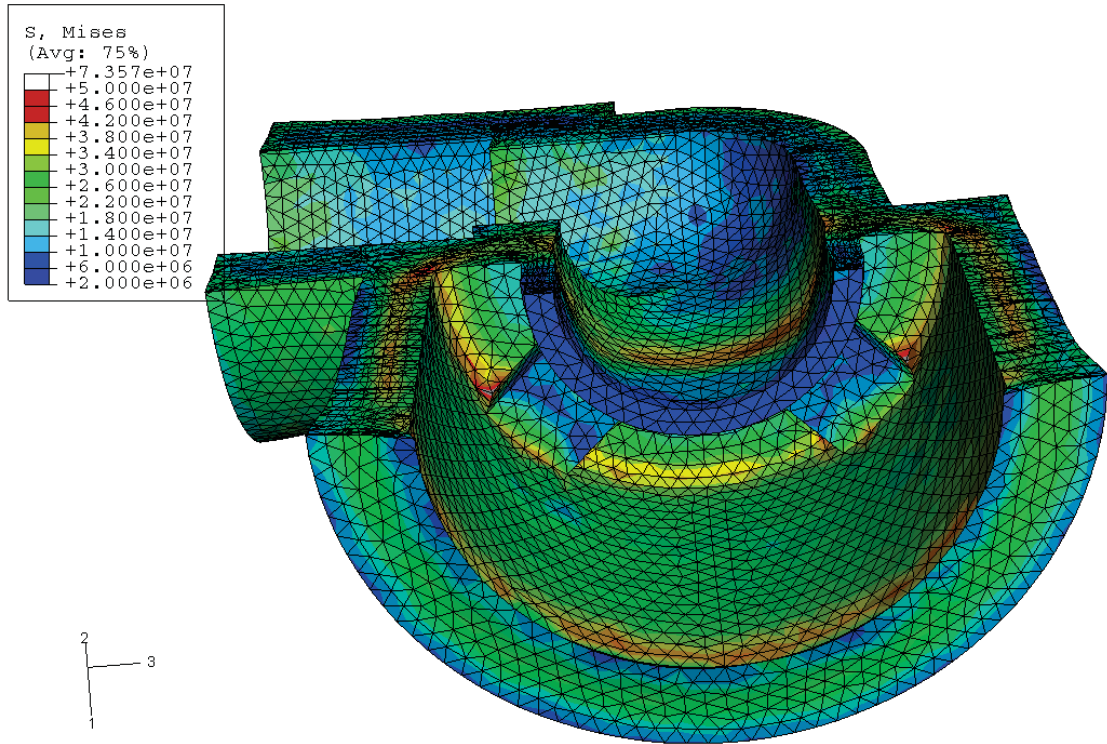


Bild 55: Darstellung der berechneten Vergleichsspannung für Modell 3 ($T_M=200^\circ\text{C}$, $p_N=40\%$, $T_E=25^\circ\text{C}$).

Die Spannungserhöhung durch Kerbeffekte und die Aufbringung von „constraints“ ist auch beim 3. Modell gut ersichtlich. In Bild 55 ist gut zu erkennen, dass die Spannungen im Bereich der Einlegerkontaktfläche annähernd homogen verteilt sind. Die Spannungen in diesen Bereichen betragen ca. 30 N/mm². Aufgrund dieser homogenen Spannungsverteilung ist eine einheitliche Anpressung an den Einleger gewährleistet und somit kann die Dichtheit des Fittings vorausgesetzt werden. Da die Gefahr des Herausdrehens des Einlegers bei der Anwendung durch die vier Stege im hinteren Teil des Kunststoffes verhindert wird, ist die einfachste Geometrie auch die Beste für diese Verwendung.

Das Problem bei dieser Geometrie ist allerdings, dass ein Herausziehen des Einlegers durch die fehlenden Stege am Mantel nicht verhindert werden kann. Eine mögliche Lösung dieses Problems ist in Bild 56 dargestellt.

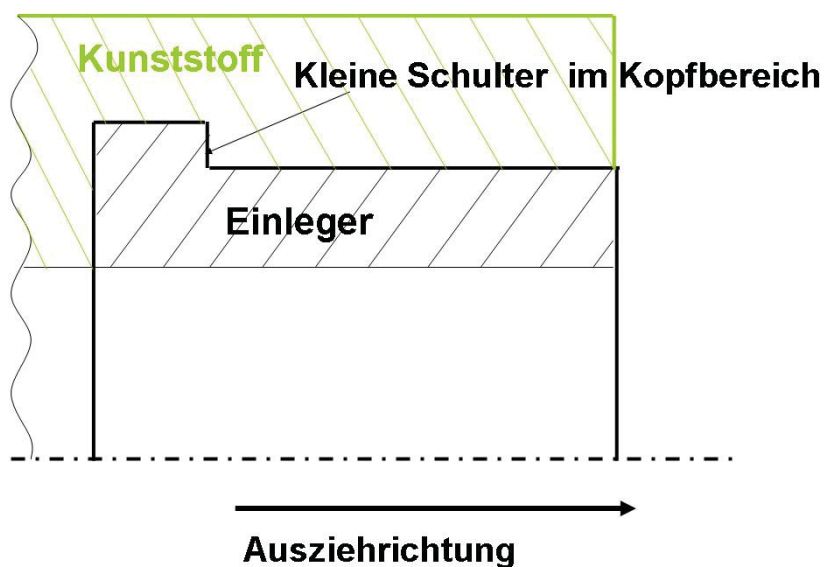


Bild 56: Empfehlung für die Ausführung einer Einlegerteil-Geometrie.

Durch die Gestaltung einer Schulter im Kopfbereich wird ein Ausziehen des Messingeinlegers verhindert.

4.2.2.2 Vergleichsspannungen in Abhängigkeit der Prozessparameter

Für die quantitative Spannungsauswertung wurden von jeder Geometrie einige repräsentative Knoten ausgewählt und die Spannungsergebnisse dieser Knoten über die veränderlichen Parameter aufgetragen.

4.2.2.2.1 Vergleichsspannungsergebnisse des 1. Modells

In Bild 57 sind die für die Auswertung der Vergleichsspannung ausgewählten Knoten des 1. Modells dargestellt. Es wurden jeweils zwei Knoten an unterschiedlichen Stegen bzw. in verschiedenen Nuten für die Darstellung der Spannungsverläufe ausgewählt.

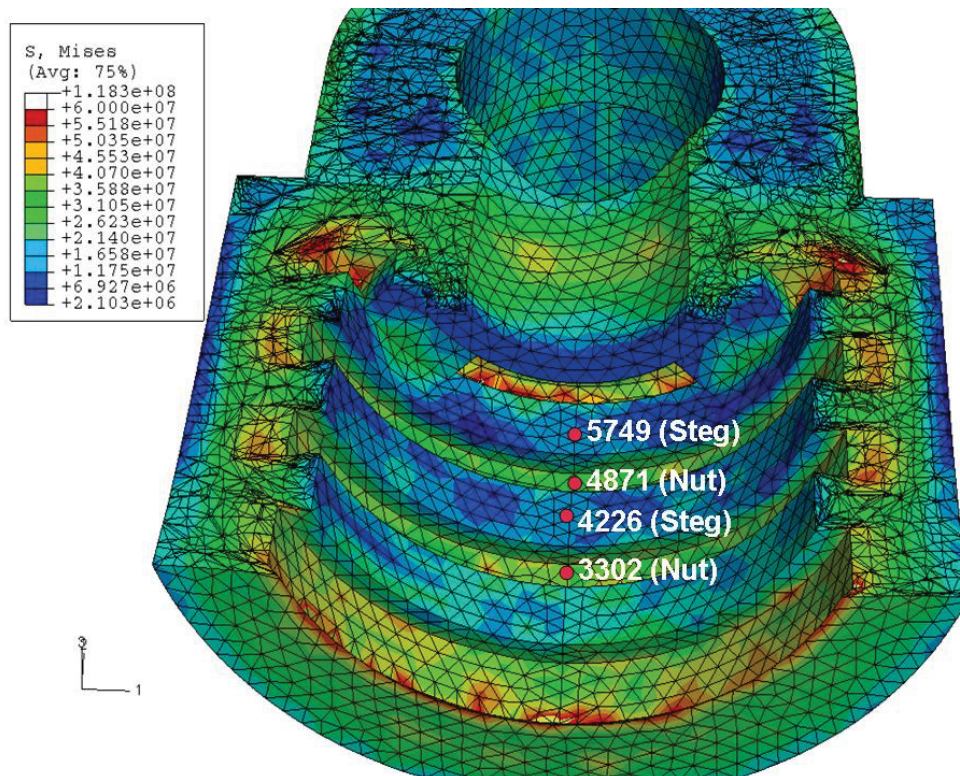


Bild 57: Für die Auswertung der Spannungsverläufe ausgewählte Knoten des 1. Modells.

In den nachfolgenden Bildern (Bild 58 bis Bild 65) sind die Ergebnisse der Mises-Vergleichsspannungen in Abhängigkeit der Nachdruckhöhe, der Masstemperatur sowie der Einlegertemperatur dargestellt.

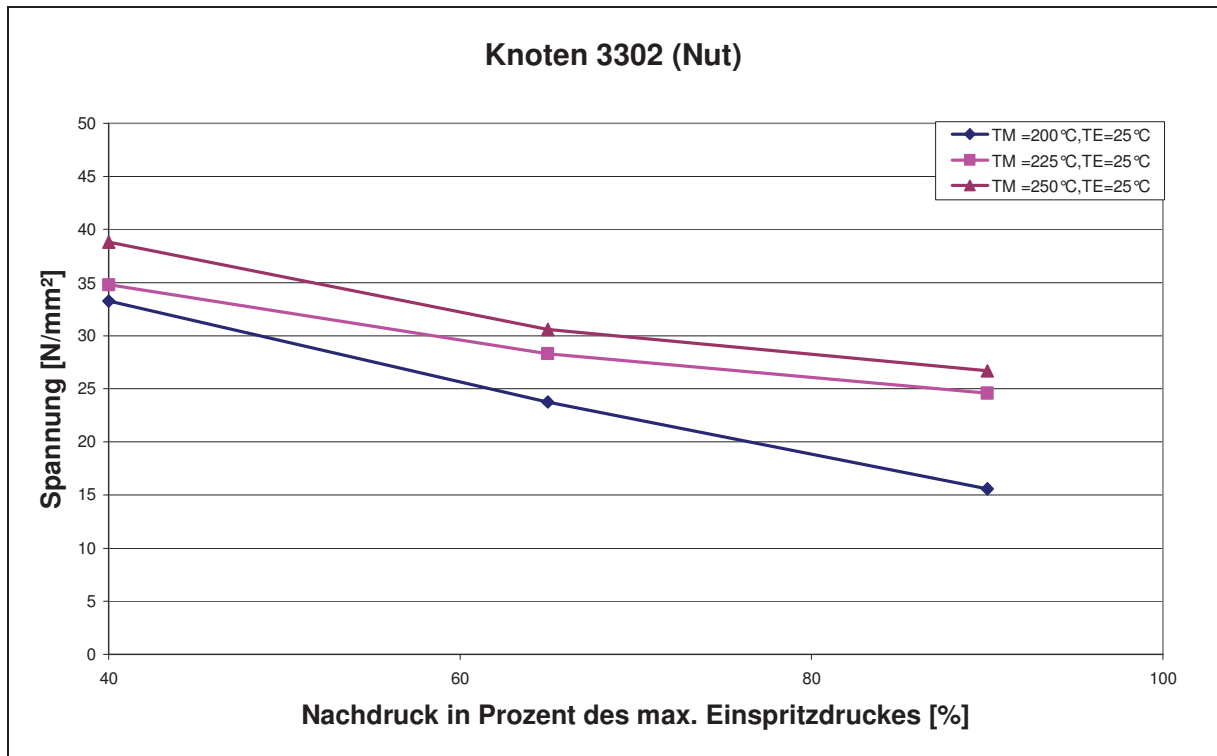


Bild 58: Spannungsverläufe im Knoten 3302 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

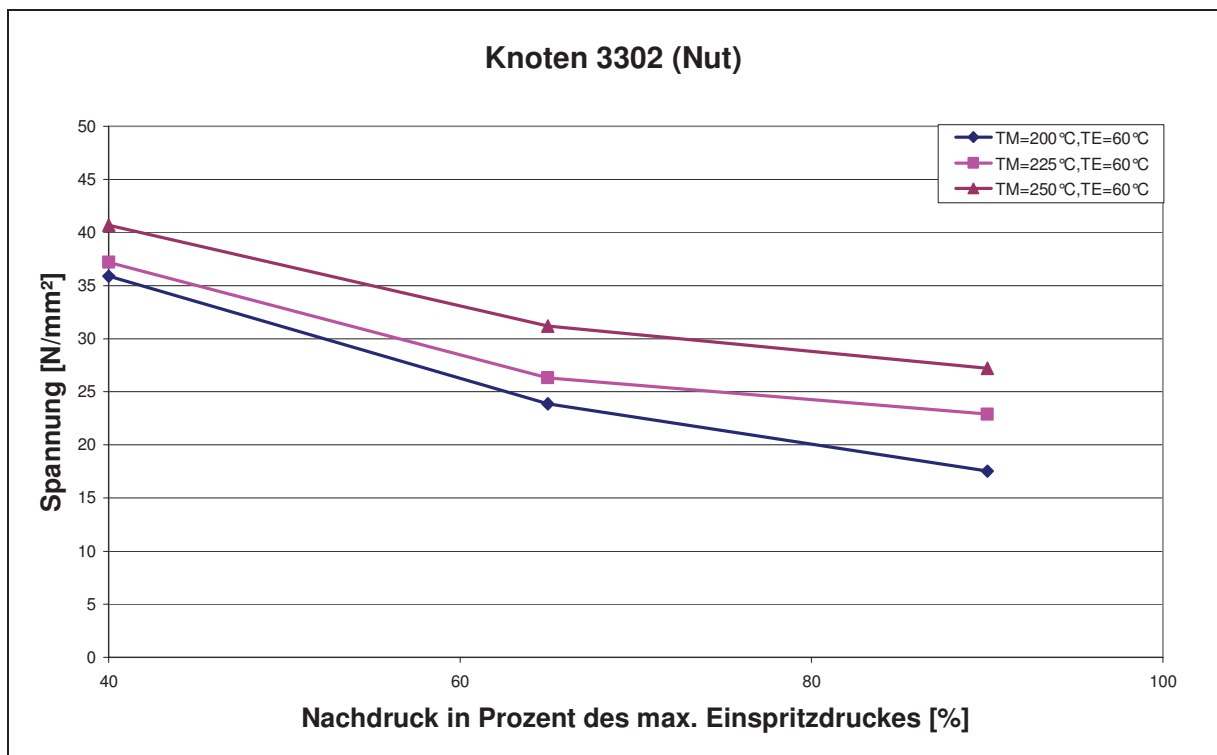


Bild 59: Spannungsverläufe im Knoten 3302 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

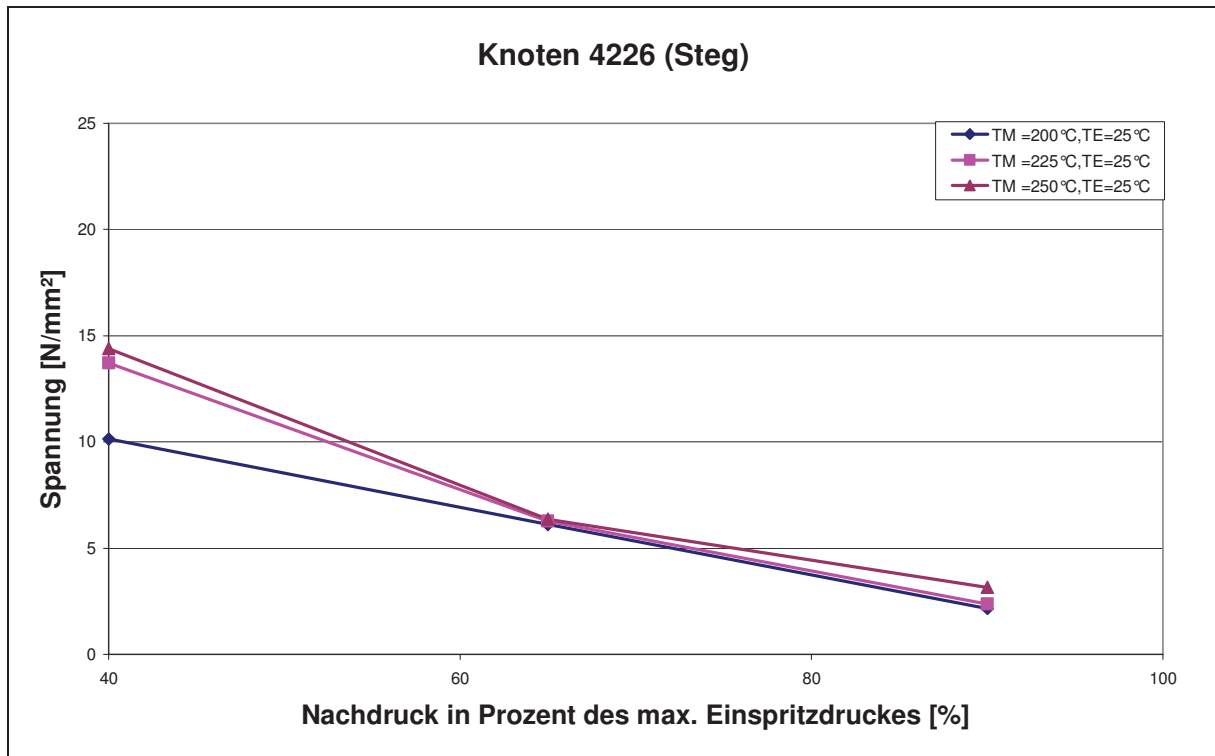


Bild 60: Spannungsverläufe im Knoten 4226 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

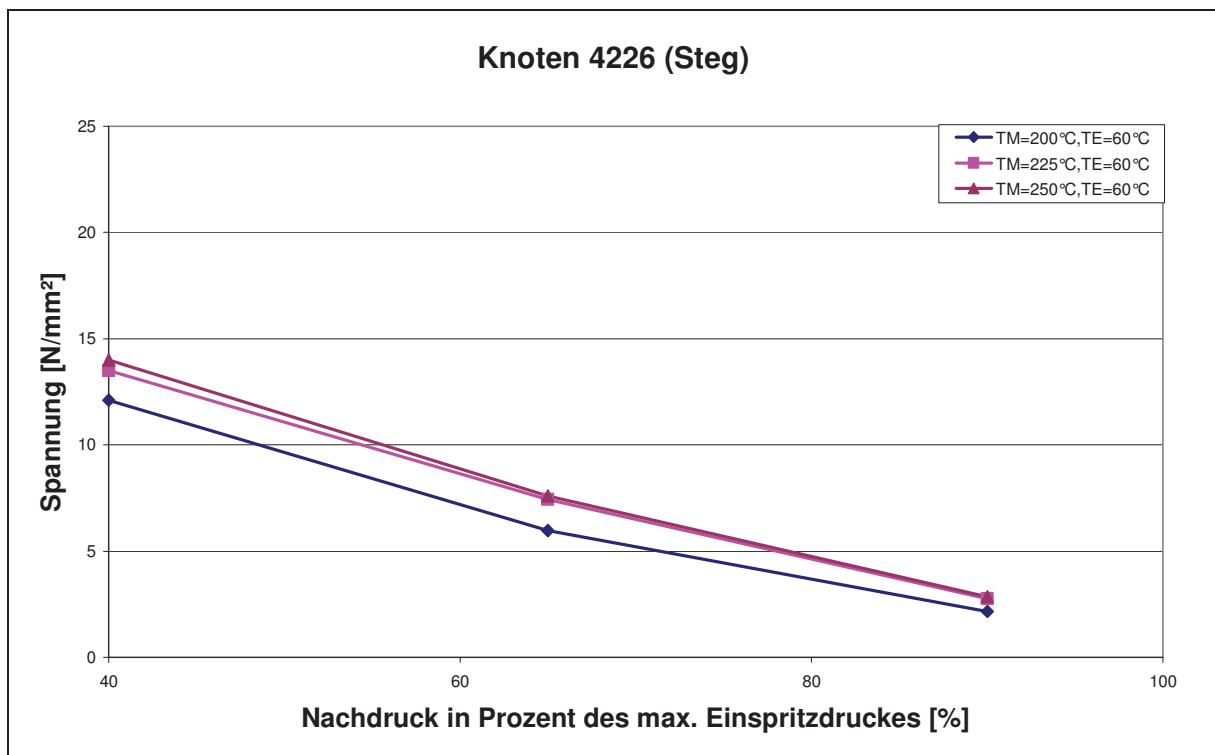


Bild 61: Spannungsverläufe im Knoten 4226 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

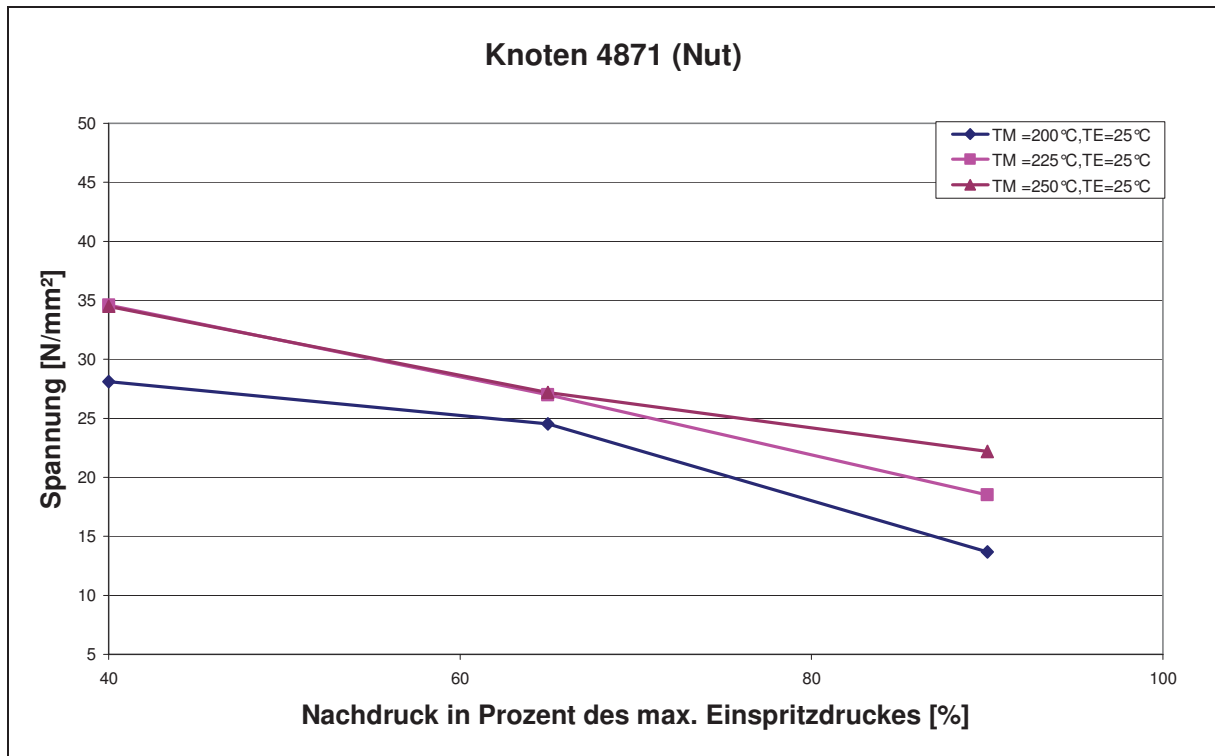


Bild 62: Spannungsverläufe im Knoten 4871 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

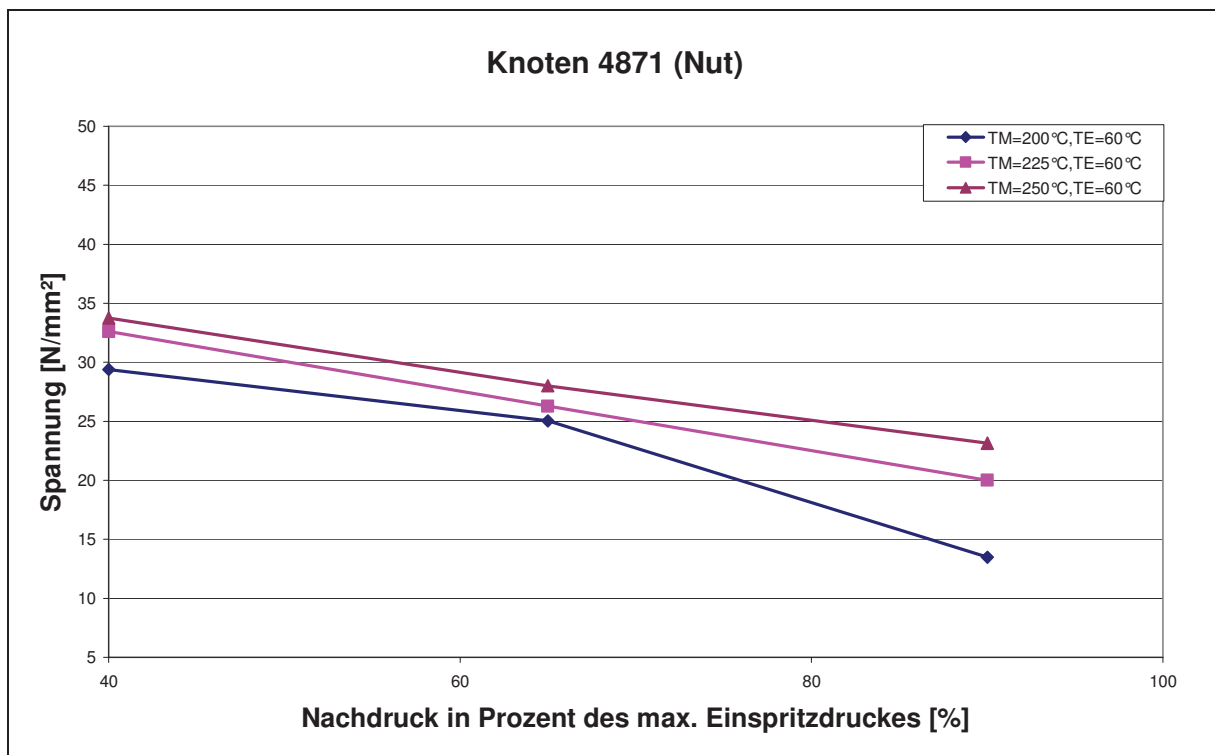


Bild 63: Spannungsverläufe im Knoten 4871 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

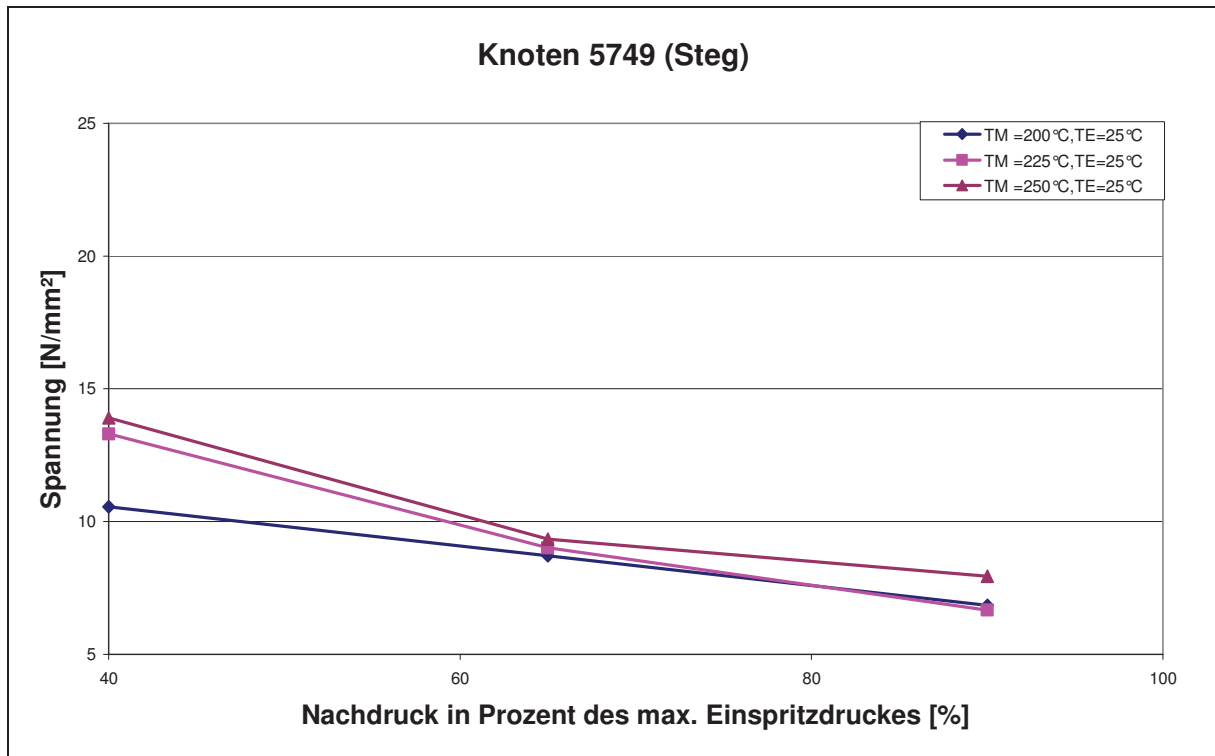


Bild 64: Spannungsverläufe im Knoten 5749 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

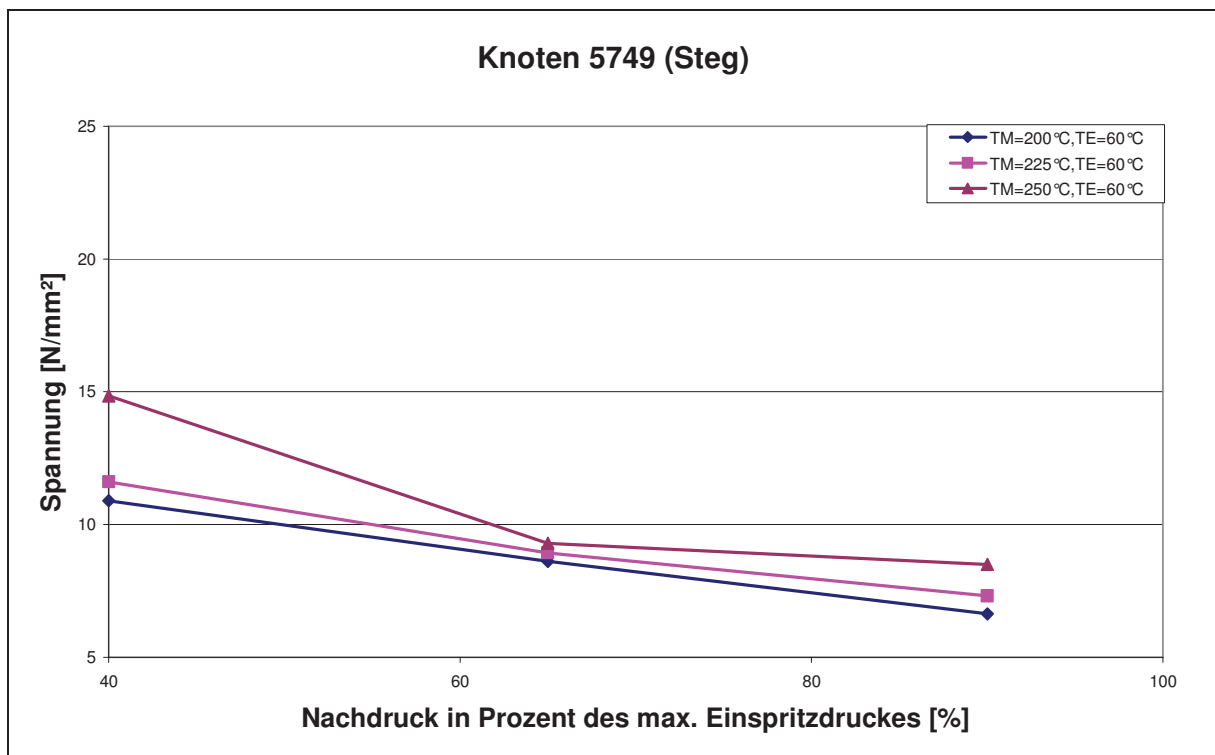


Bild 65: Spannungsverläufe im Knoten 5749 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

Die Ergebnisse zeigen eine deutliche Tendenz. Die Spannungen sinken bei abnehmender Massetemperatur sowie mit steigender Nachdruckhöhe und mit kleinerer Einlegertemperatur - wobei die Einlegertemperatur den geringsten Einfluss auf die Ergebnisse aufweist. Diese Resultate bestätigen die Ergebnisse aus Kapitel 4.2.1.3. In diesem Kapitel ist zu erkennen, dass eine höhere Massetemperatur sowie eine kleinere Nachdruckhöhe eine höhere Schwindung bzw. einen höheren Verzug zur Folge hat. Da die Schwindung und der Verzug in einem direkten Verhältnis zu den resultierenden Eigenspannungen stehen, erhöhen sich die Spannungen bei diesen Prozessparametern ebenfalls. Der geringe Einfluss der Einlegertemperatur auf die Vergleichsspannungsergebnisse lässt sich dadurch erklären, dass die eingestellte Einlegertemperatur nur ein Startwert ist. Da Messing ein sehr guter Wärmeleiter ist und die Kühlmitteltemperatur auf 16,5°C gesetzt wurde, kühlt der Messingeinleger sehr schnell ab, wodurch die vorab eingestellte Temperatur nur eine sekundäre Rolle spielt.

Aus den Bildern (Bild 58 bis Bild 65) ist ebenfalls deutlich zu erkennen, dass die Spannungen an den Stegen deutlich geringer sind als in den Nuten. Die Werte betragen nur rund ein Drittel im Vergleich zu den Spannungswerten in den Nuten. Die Gründe dafür sind anhand der in Kapitel 4.2.1.1 dargestellten Schwindungsergebnisse erklärbar. Die Randschicht des Kunststoffsteges schwindet durch die rasche Abkühlung vom Einleger weg. Erst dann, wenn das gesamte Kunststoffvolumen auf das Messingeinlegeteil aufschumpft, presst sich auch der Steg in die Einlegernut. Dadurch ergeben sich erheblich kleinere Vergleichsspannungen als in den Kunststoffnuten, wo der Kunststoff sofort auf das Messingeinlegeteil aufschumpft.

Zu den Ergebnissen ist noch anzumerken, dass die Absolutwerte der Knotenergebnisse vom Niveau her schwanken können, da sie sehr stark von der Netzqualität abhängen und daher ein Einfluss der Konvergenzbedingungen gegeben ist.

4.2.2.2 Vergleichsspannungsergebnisse des 2. Modells

In Bild 66 sind die für die Auswertung der Vergleichsspannung ausgewählten Knoten des 2. Modells dargestellt. Es wurden jeweils zwei Knoten an unterschiedlichen Stegen bzw. in verschiedenen Nuten für die Darstellung der Spannungsverläufe ausgewählt. Es ist anzumerken, dass die Stege und Nuten unterschiedliche Breiten aufweisen.

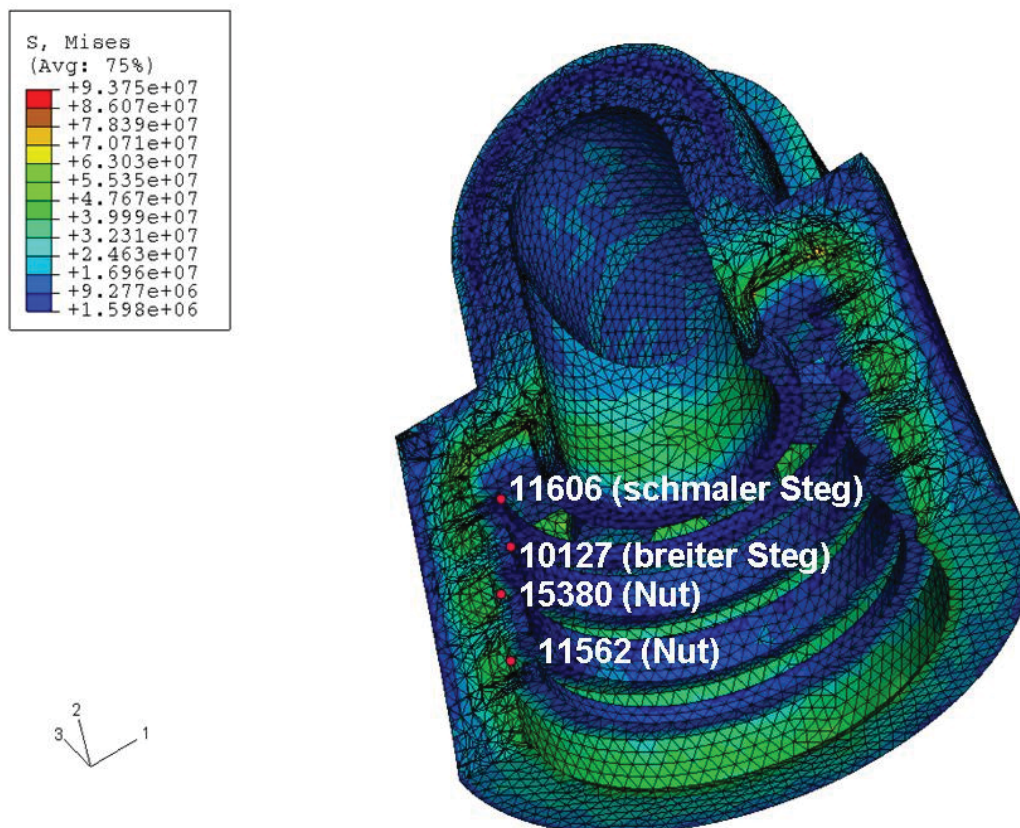


Bild 66: Für die Auswertung der Spannungsverläufe ausgewählte Knoten des 2. Modells.

In den nachfolgenden Bildern (Bild 67 bis Bild 74) sind die Ergebnisse der Mises-Vergleichsspannungen in Abhängigkeit der Nachdruckhöhe, der Massetemperatur sowie der Einlegertemperatur dargestellt.

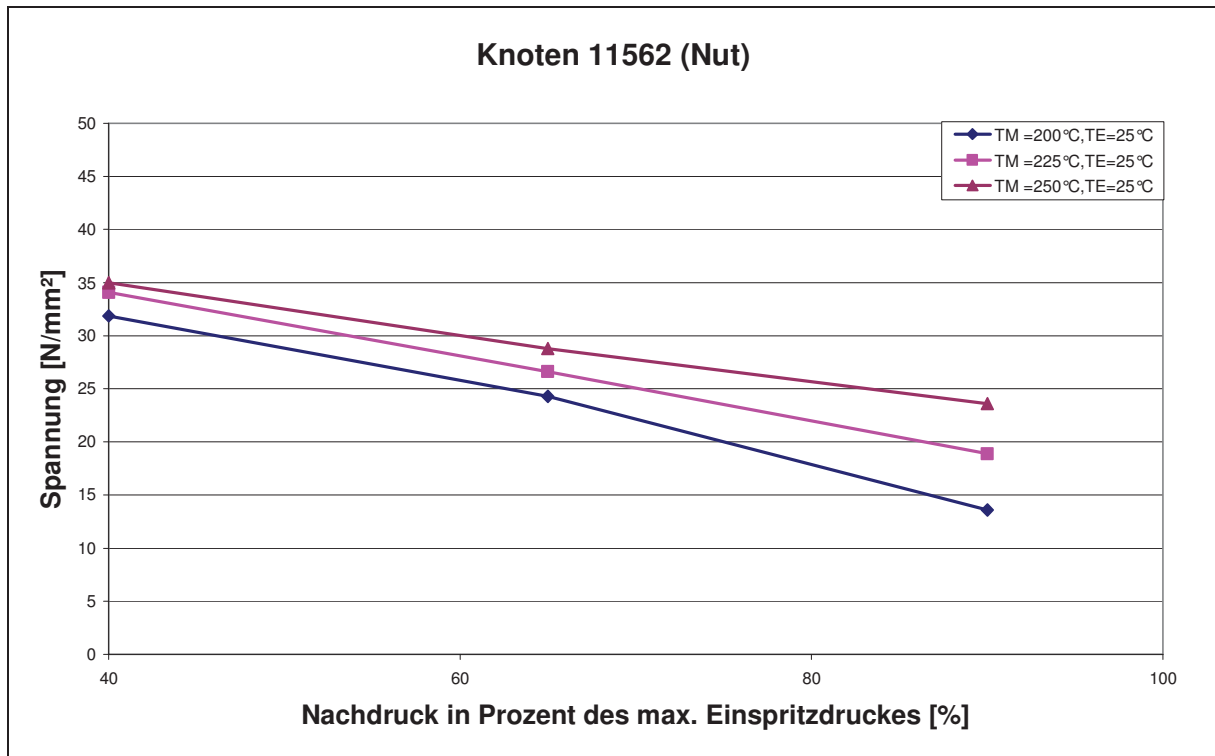


Bild 67: Spannungsverläufe im Knoten 11562 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

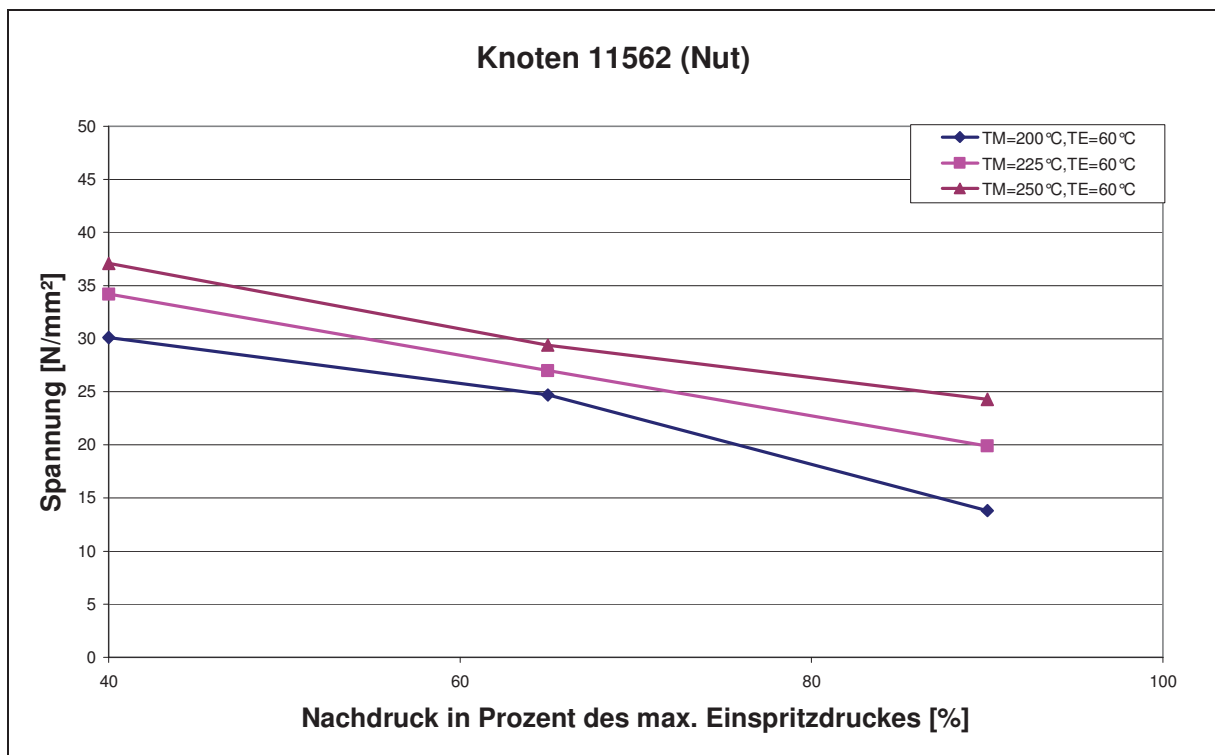


Bild 68: Spannungsverläufe im Knoten 11562 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

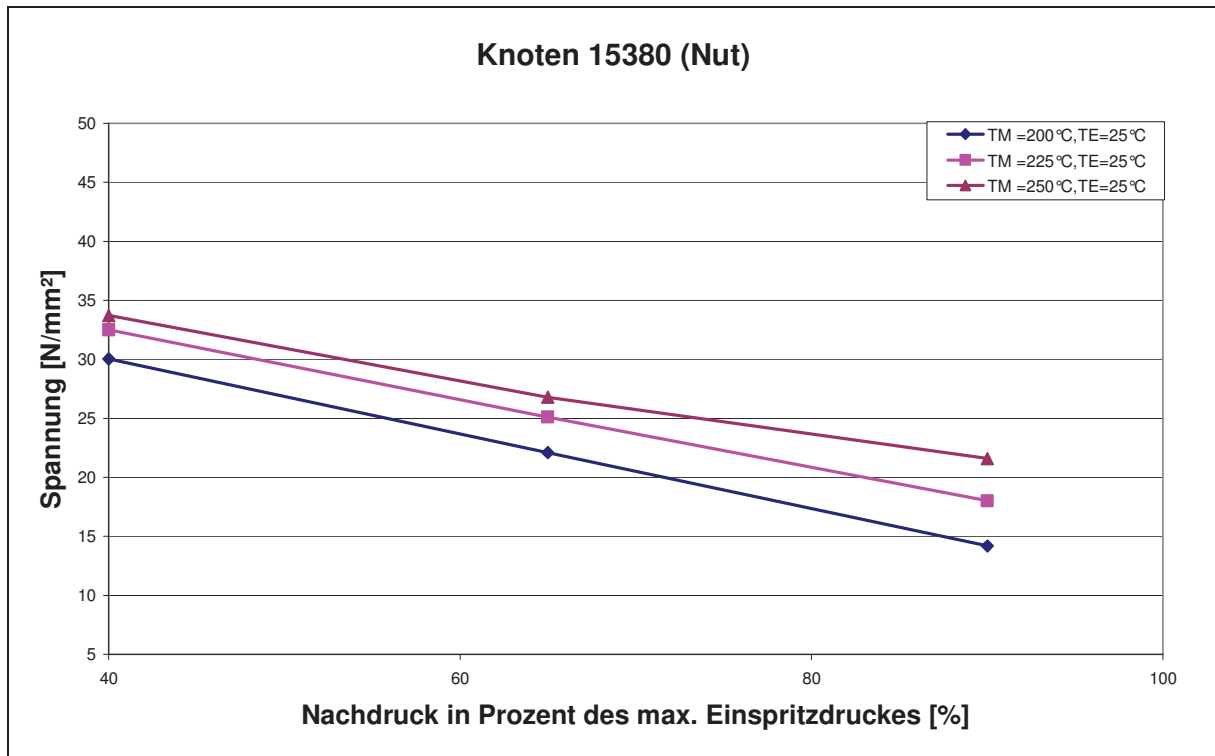


Bild 69: Spannungsverläufe im Knoten 15380 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

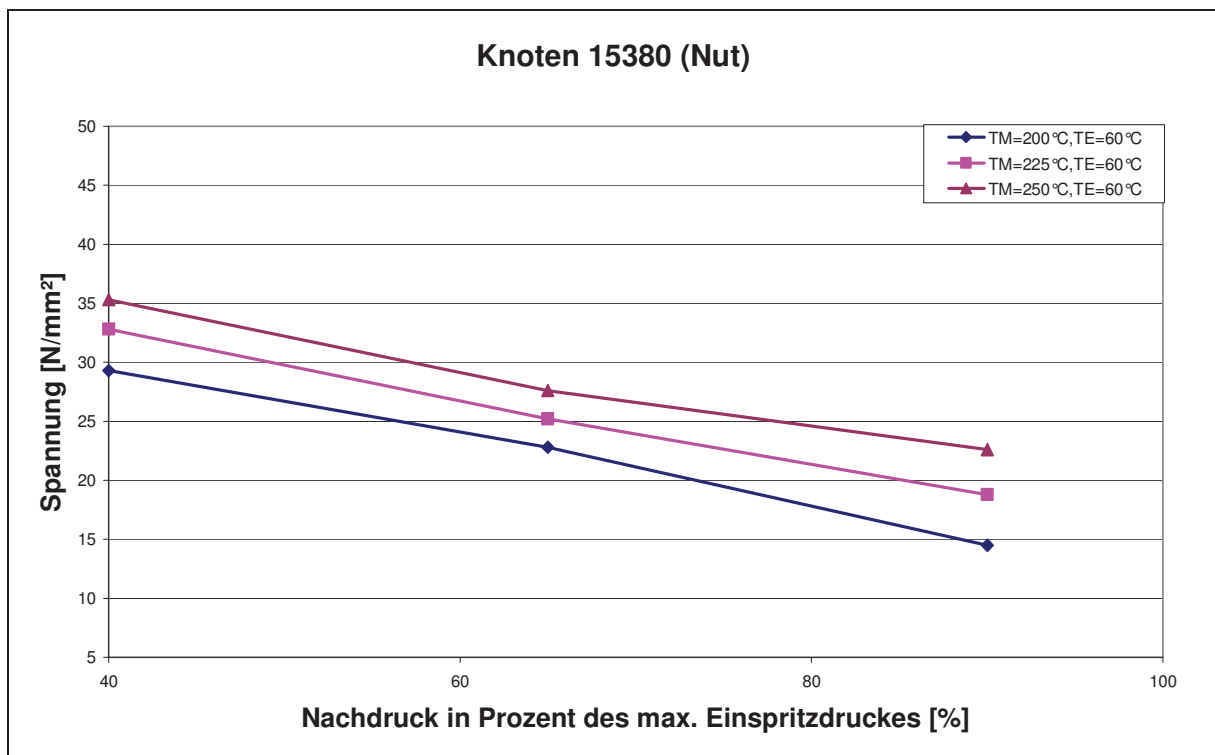


Bild 70: Spannungsverläufe im Knoten 15380 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

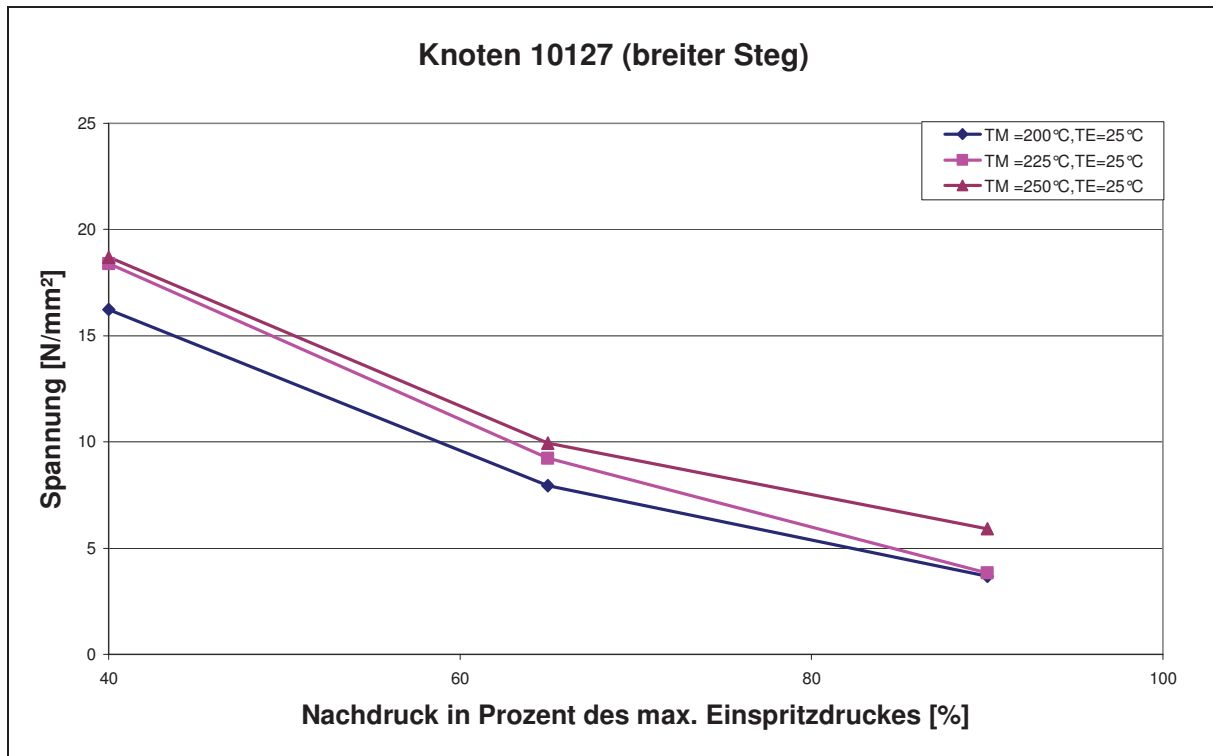


Bild 71: Spannungsverläufe im Knoten 10127 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

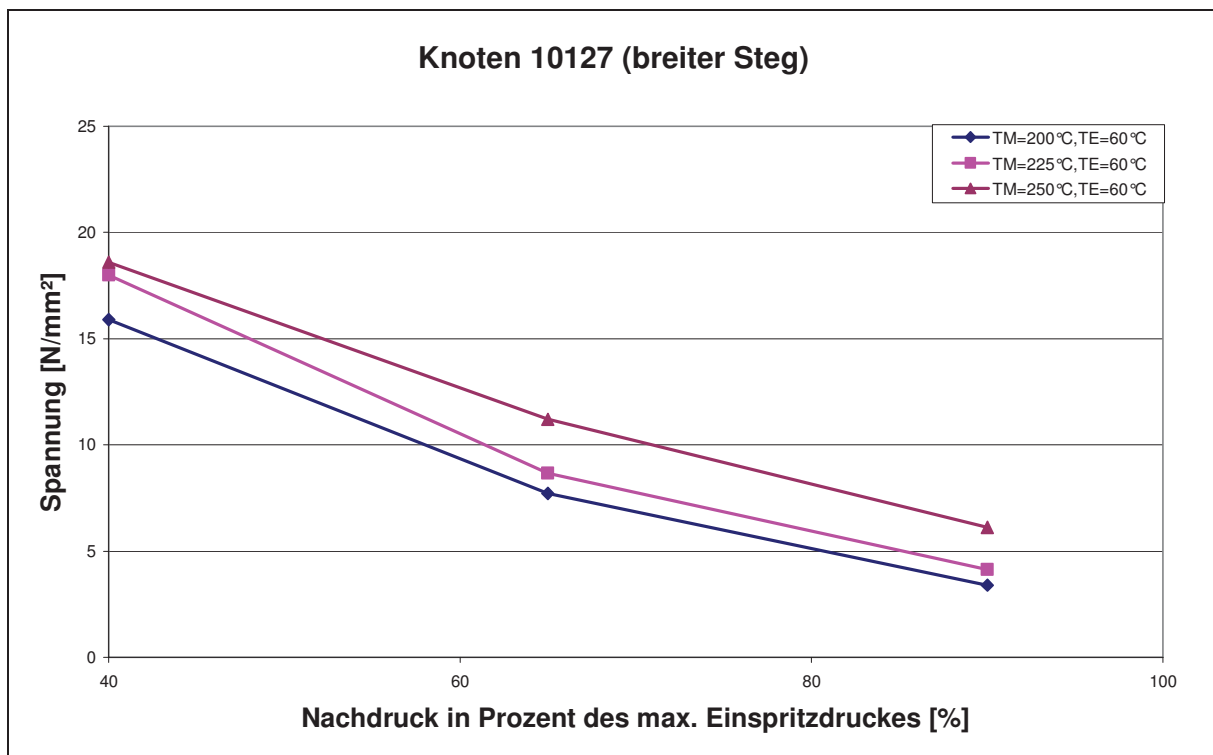


Bild 72: Spannungsverläufe im Knoten 10127 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

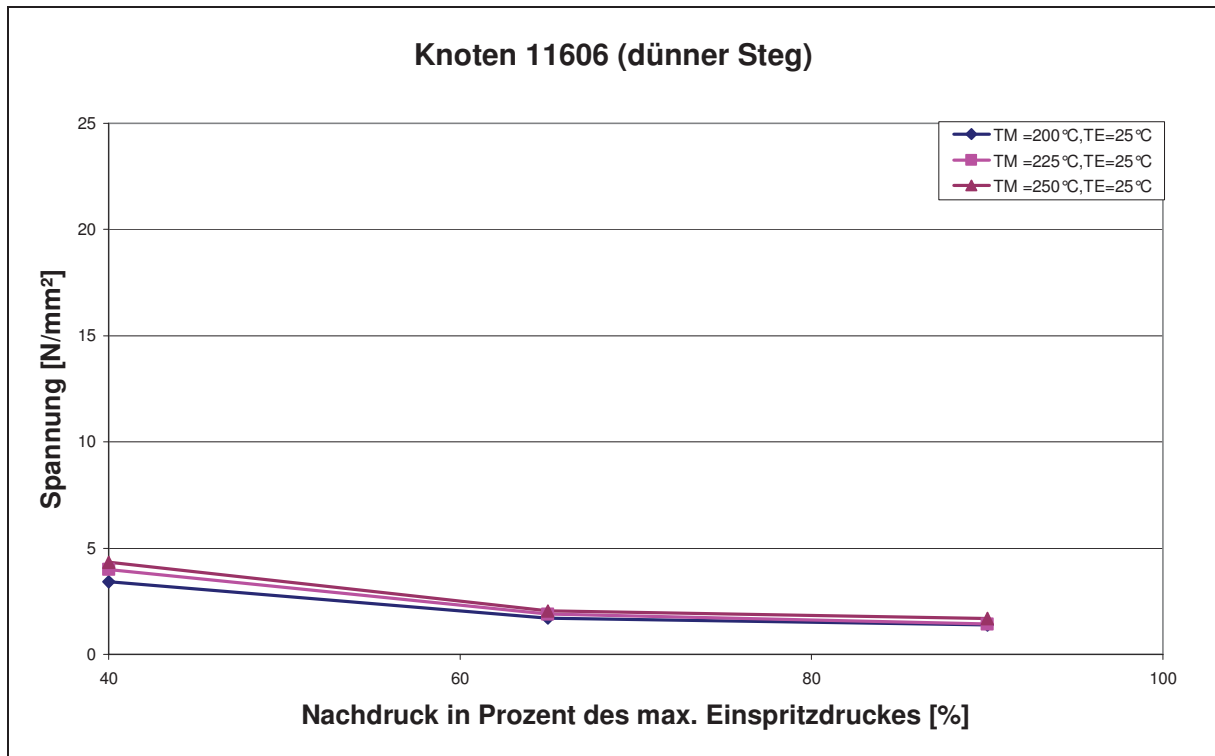


Bild 73: Spannungsverläufe im Knoten 11606 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

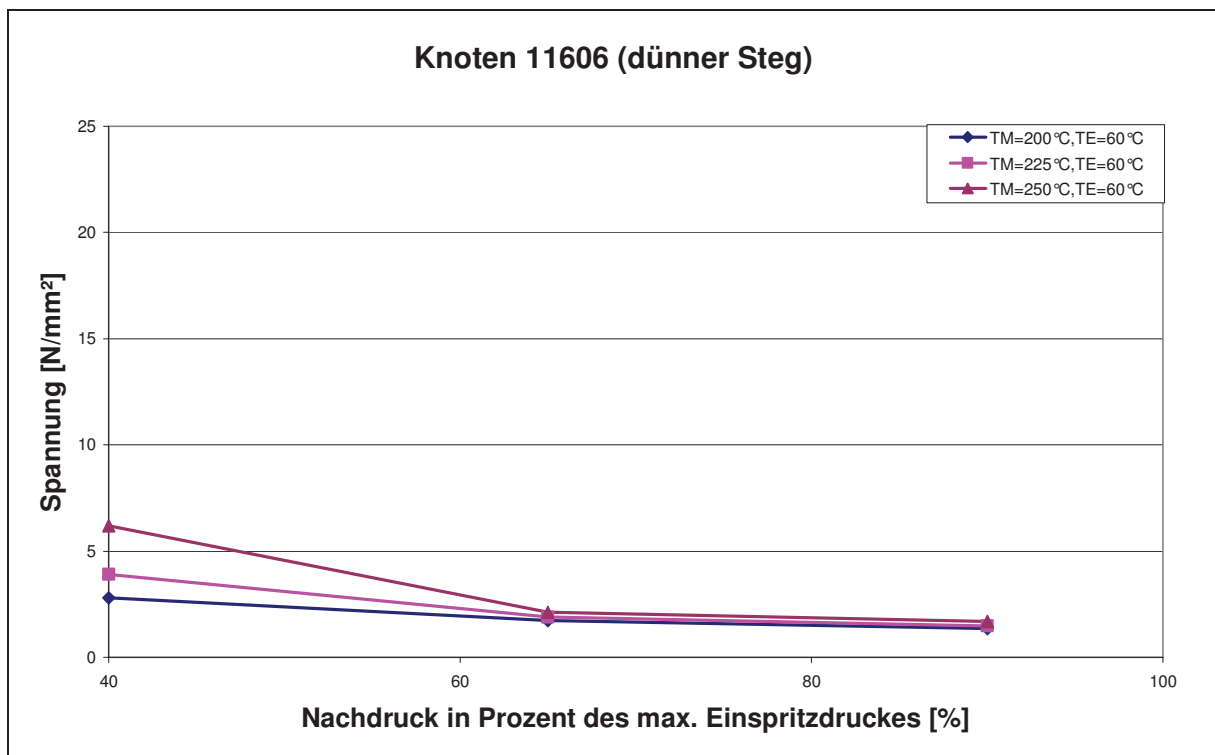


Bild 74: Spannungsverläufe im Knoten 11606 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

Die Bild 67 bis Bild 74 dargestellten Diagramme des 2. Modells weisen dieselbe Tendenz der Spannungen in Abhängigkeit der Prozessparameter auf wie die des 1. Modells. Auch die Absolutwerte der Vergleichsspannungen in den Nuten sind beinahe identisch. Die Vergleichsspannungswerte am breiteren Steg, der dieselbe Breite aufweist wie die Stege des 1. Modells, sind ebenfalls fast gleich groß. Im Unterschied dazu weisen die Ergebnisse der Spannungsberechnung des Knotens 11606 am schmalen Steg (Bild 73 und Bild 74) nur ungefähr ein Drittel der Spannungswerte des am breiteren Steg liegenden Knoten auf. Die Ergebnisse sind darauf zurückzuführen, dass das kleinere Volumen dieses Steges viel schneller abkühlt. Daraus ergibt sich bereits kurz nach dem Einspritzvorgang eine dickere erstarrte Randschicht, die beinahe das gesamte Stegvolumen einnimmt.

Durch dieses schnelle Abkühlen entstehen vorerst keine Spannungen an der Kontaktfläche zwischen der Einlegernut und dem Kunststoffsteg. Die auftretenden Spannungen entstehen erst dadurch, dass der langsam abkühlende Kunststoffmantel auf das Einlegeteil aufschwindet.

Beim breiteren Steg ist der Anteil der noch nicht eingefrorenen Bereiche größer. Diese Bereiche tragen zum Spannungsaufbau bei, wodurch die Schrumpfspannungen des aufschwindenden Kunststoffmantels besser in die Einlegernut übertragen werden können. Dadurch ergibt sich in diesen Bereichen eine deutlich höhere Vergleichsspannung an der Kontaktfläche, als in den schmalen Einlegernuten.

4.2.2.2.3 Vergleichsspannungsergebnisse des 3. Modells

In Bild 75 sind die für die Auswertung der Vergleichsspannung ausgewählten Knoten des 3. Modells dargestellt. Da dieses Modell keine Stege und dadurch auch keine Nuten aufweist, wurden vier Knotenergebnisse über die Länge der Kontaktfläche für die Spannungsauswertung herangezogen.

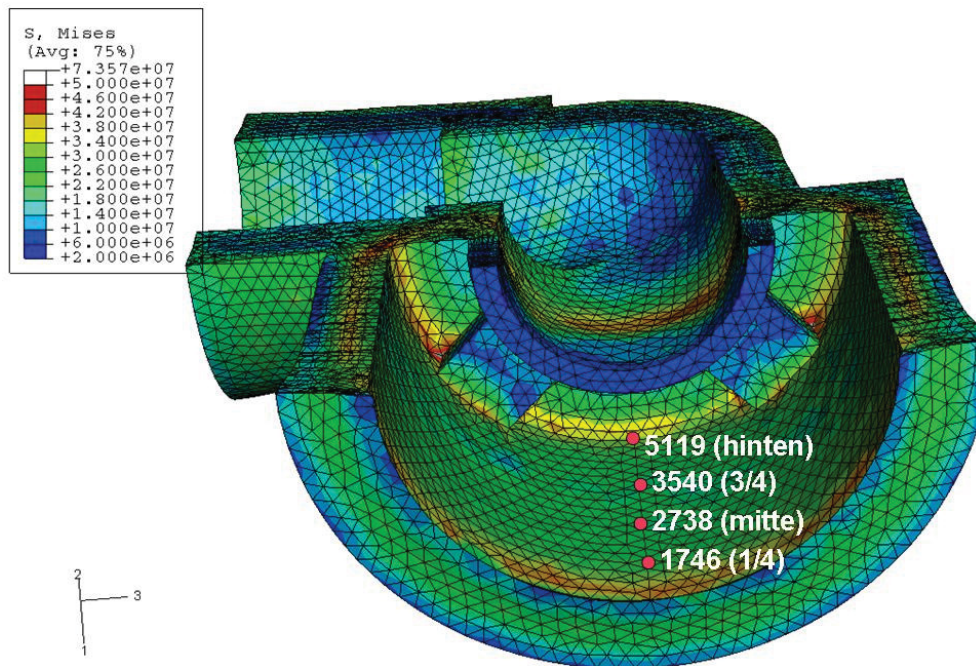


Bild 75: Für die Auswertung der Spannungsverläufe ausgewählte Knoten des 3. Modells.

In den nachfolgenden Bildern (Bild 76 bis Bild 83) sind die Ergebnisse der Mises-Vergleichsspannungen in Abhängigkeit der Nachdruckhöhe, der Massetemperatur sowie der Einlegertemperatur dargestellt.

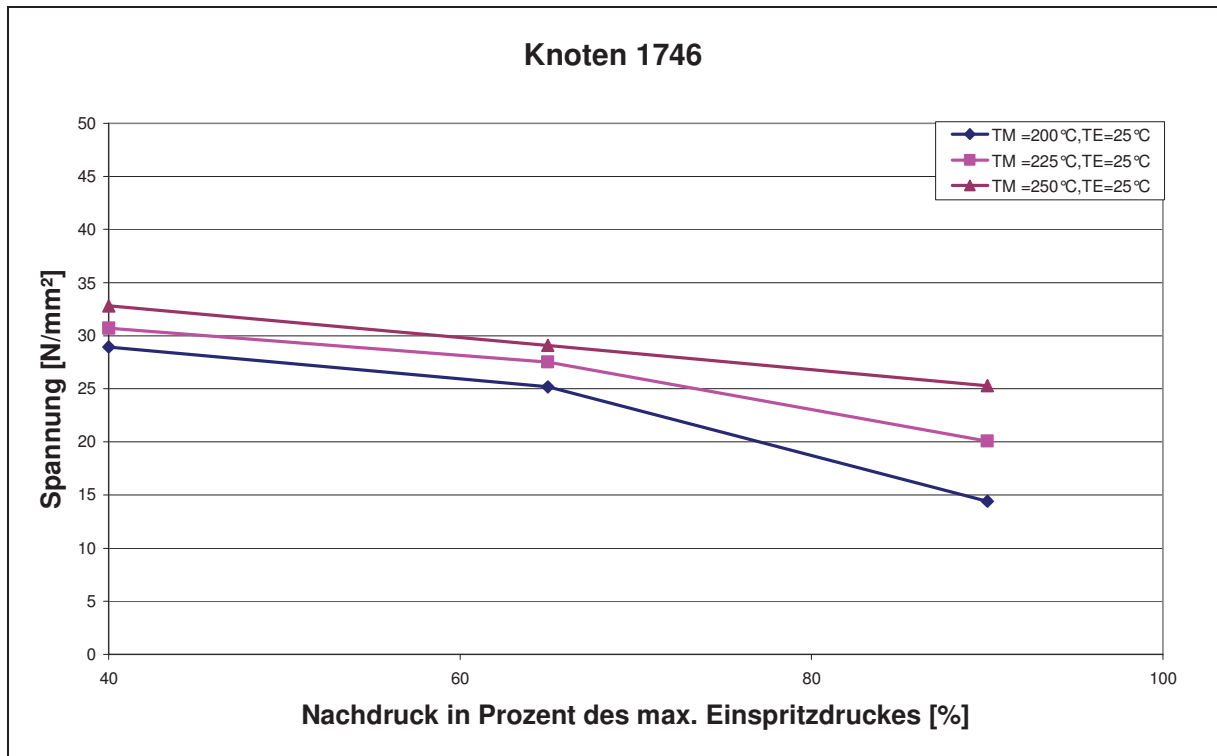


Bild 76: Spannungsverläufe im Knoten 1746 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

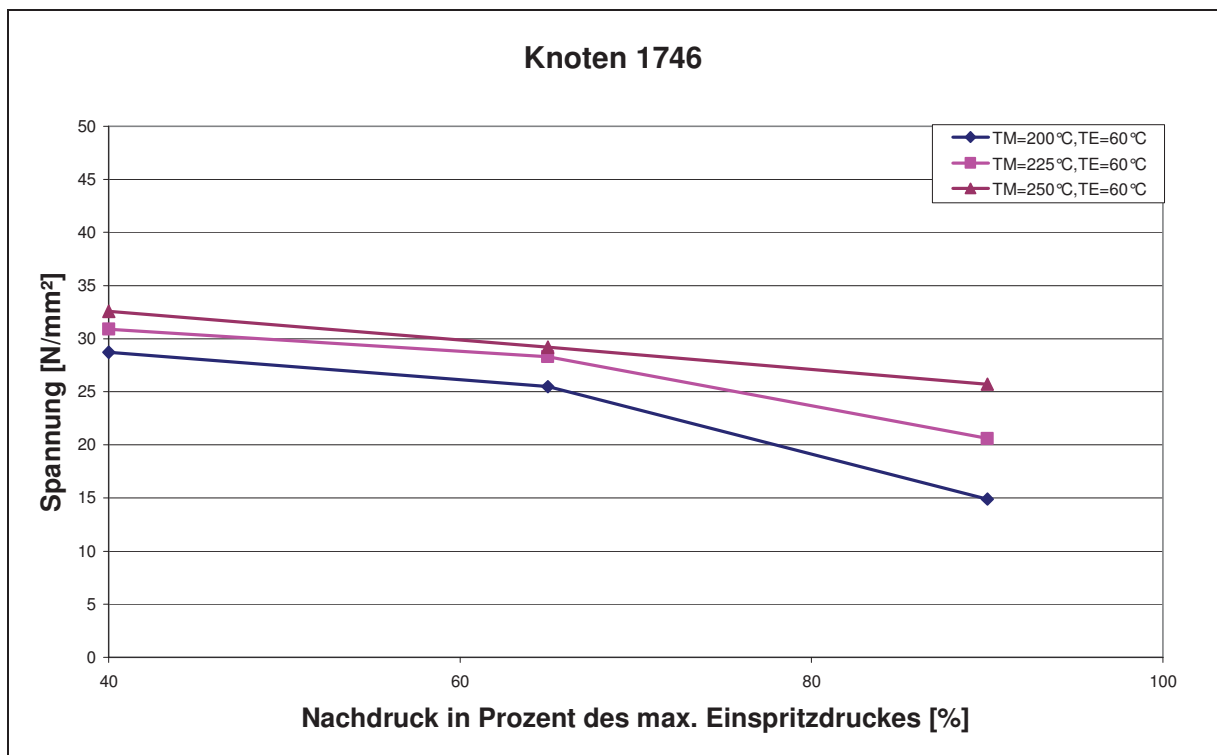


Bild 77: Spannungsverläufe im Knoten 1746 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

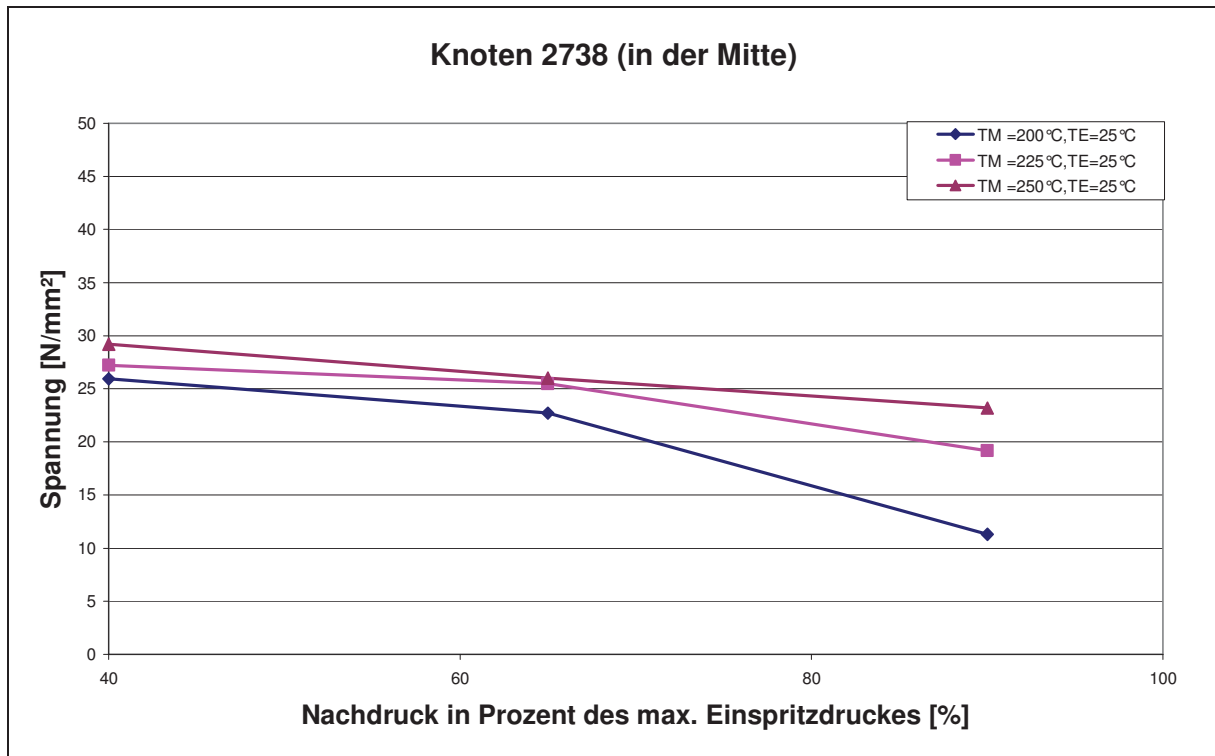


Bild 78: Spannungsverläufe im Knoten 2738 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

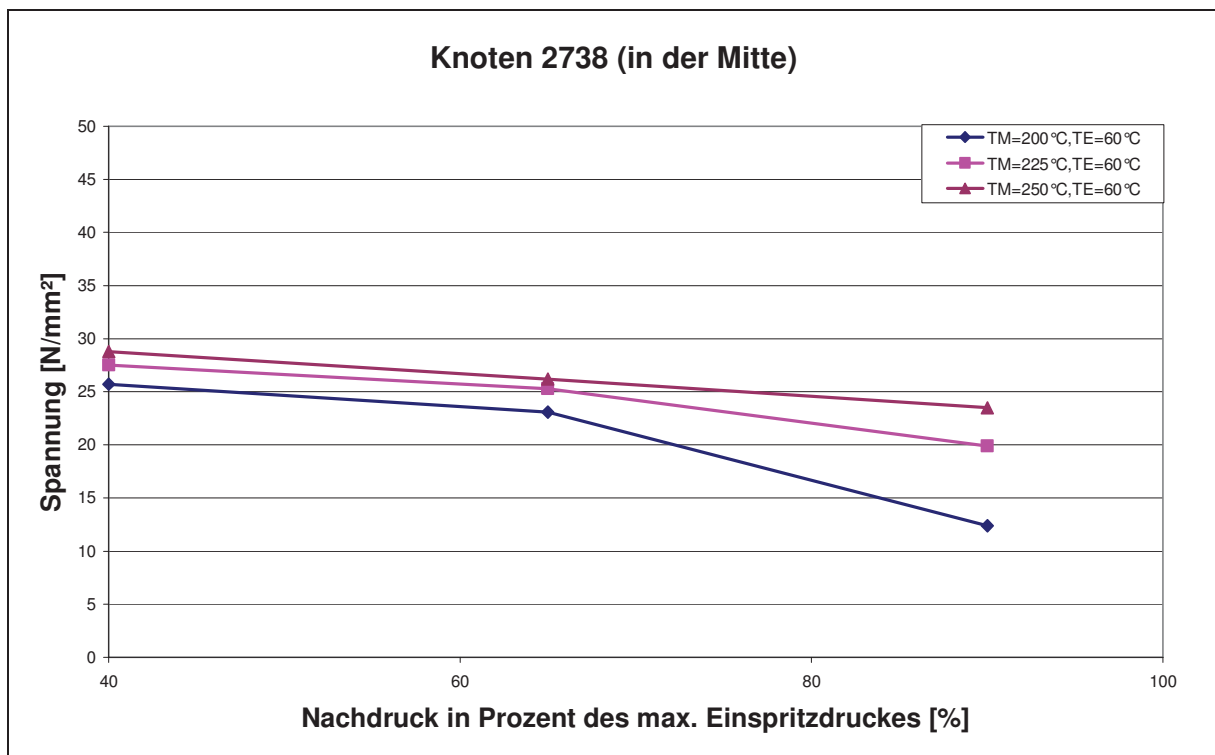


Bild 79: Spannungsverläufe im Knoten 2738 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

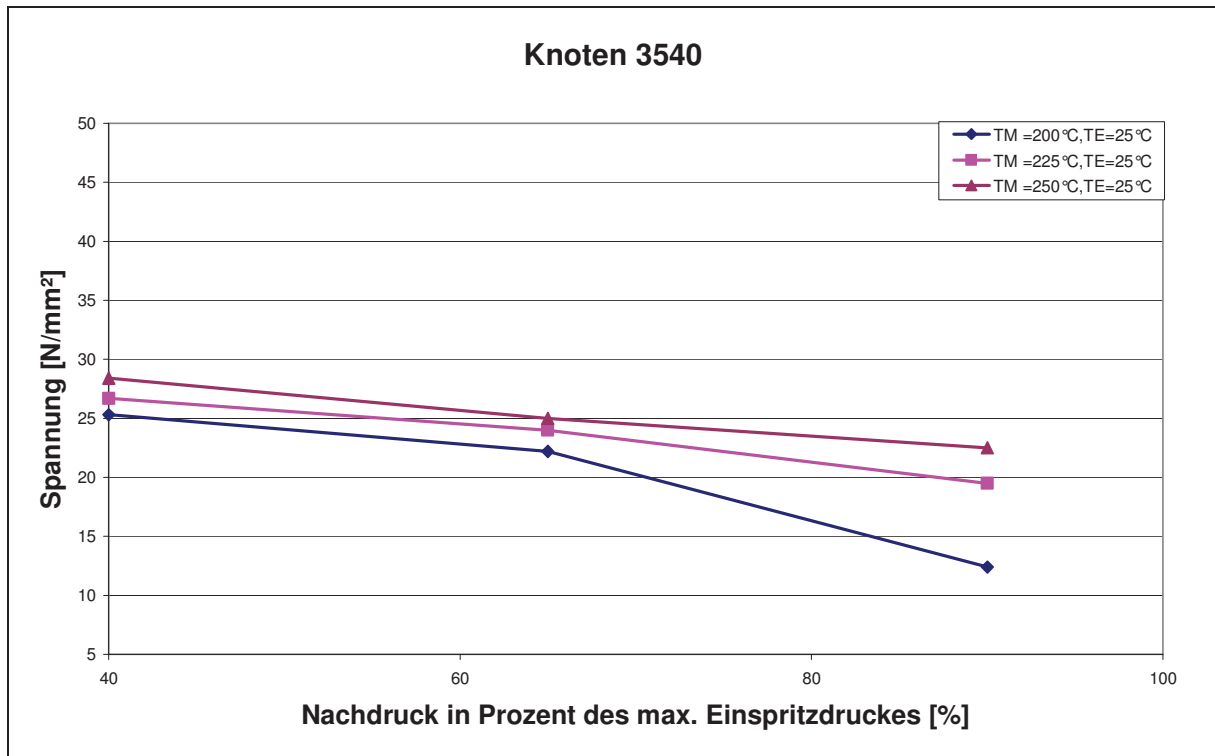


Bild 80: Spannungsverläufe im Knoten 3540 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

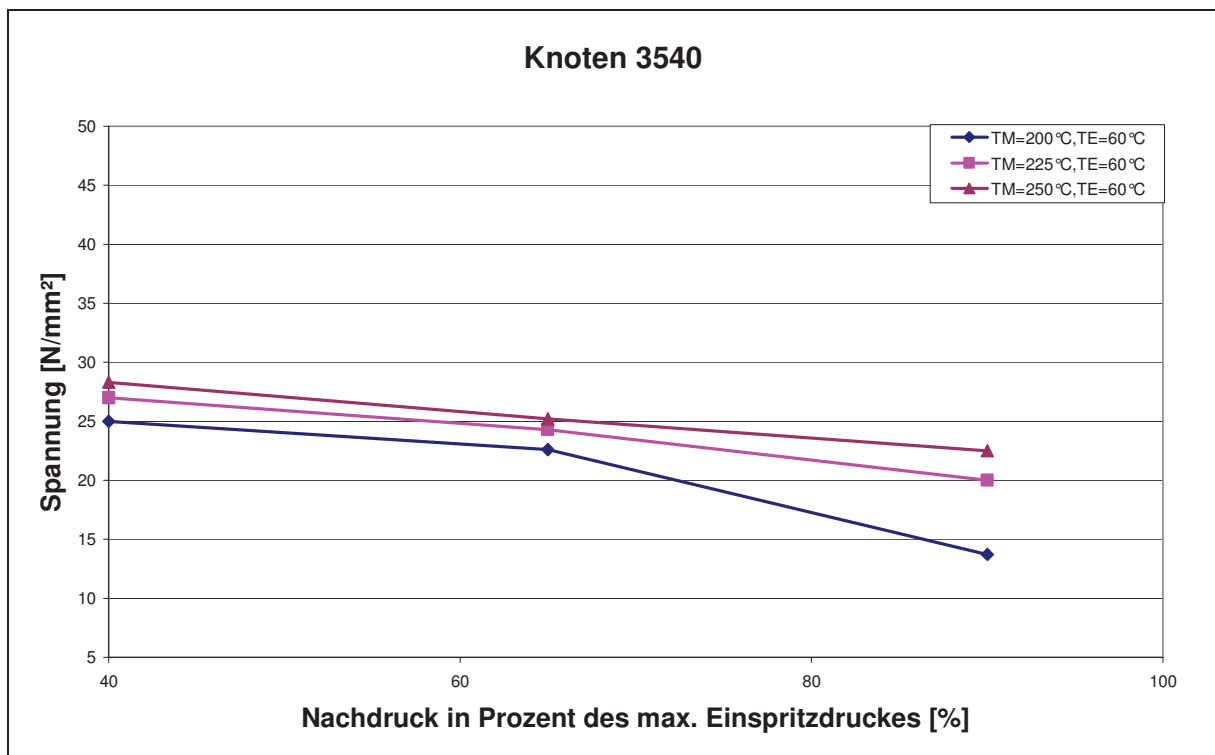


Bild 81: Spannungsverläufe im Knoten 3540 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

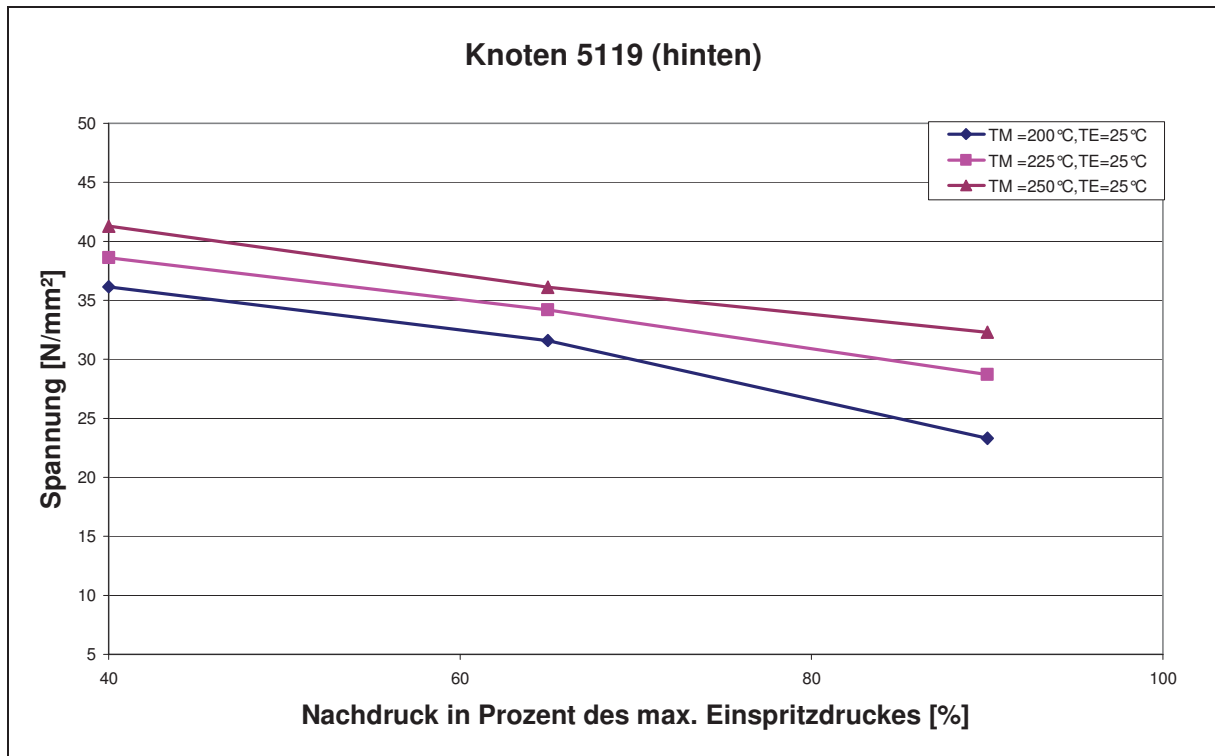


Bild 82: Spannungsverläufe im Knoten 5119 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=25°C).

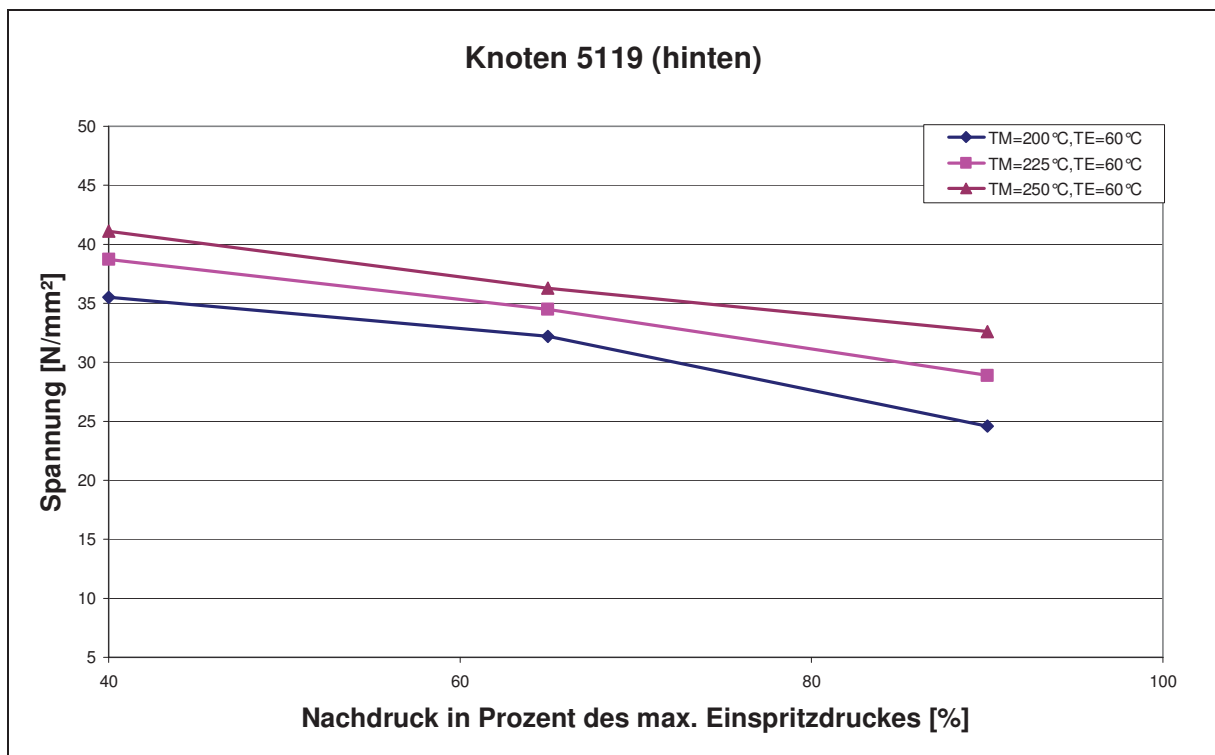


Bild 83: Spannungsverläufe im Knoten 5119 in Abhängigkeit des Nachdruckes für verschiedene Massetemperaturen (Starttemperatur des Einlegers=60°C).

Die Tendenz der Ergebnisse der ersten beiden Geometrien wurde durch das 3. Modell bestätigt (Bild 76 bis Bild 83). Wiederum hat die Nachdruckhöhe den größten Einfluss auf die Spannungsergebnisse. Der Einfluss der Einlegertemperatur, der bei den ersten beiden Modellen schon sehr gering ausfiel, war bei der dritten Geometriemodifikation kaum ersichtlich. Die Vergleichsspannungsergebnisse der ersten drei dargestellten Knoten (Bild 76 bis Bild 81) nehmen Werte im Bereich zwischen 33 N/mm² und 12 N/mm² ein. Am Knoten 5119 (Bild 82 und Bild 83) treten deutlich höhere Spannungen auf. Diese erhöhten Spannungsergebnisse sind auf Kerbeffekte im Kopfbereich des Einlegers zurückzuführen.

4.2.2.3 Schlussfolgerungen

Aus allen Darstellungen der Spannungsverläufe in Abhängigkeit der Prozessparameter ist deutlich zu erkennen, dass die Spannungen an der Kontaktfläche zwischen dem Kunststoff und dem Einlegeteil sich am besten über die Nachdruckhöhe regeln lassen. Die Höhe der resultierenden Spannungen ist der entscheidende Faktor für die Anpressung des Kunststoffes an den Einleger. Somit können aus den Vergleichsspannungswerten direkt Rückschlüsse auf die Dichtheit des Fittings gezogen werden.

Da die Spannungen an den Stegen des ersten und zweiten Modells deutlich niedriger sind als in den anderen Bereichen der Kontaktfläche, kann davon ausgegangen werden, dass die Dichtheit im Bereich dieser Stege nicht gesichert ist. Auf Grund dessen ist das 3. Modell, welches weder Stege noch Nuten enthält, auch das Beste für die Anwendung dieses Fittings. Das Problem dieses Modells ist allerdings die fehlende Ausziehsicherheit, da keine Stege im Mantelbereich vorhanden sind. Eine mögliche Lösung dieses Problems ist im Bild 56 dargestellt.

5. Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Spannungszustand an der Kontaktfläche zwischen einem Messingeinlegeteil und dem umspritzten Kunststoff mittels Simulation untersucht. Für die Simulation des Spritzgießprozesses wurde Moldflow Plastics Insight 6.1 Revision 1 verwendet. Die Berechnungen der Vergleichsspannungen wurde mit ABAQUS 6.6-1 durchgeführt.

Als Formteil diente ein Fitting mit einem Messingeinlegeteil. Das Einlegeteil wird mit dem Material PP RA 130E (Fa. BOREALIS) umspritzt. Für die Berechnungen musste ein Materialdatensatz erstellt werden. Zu diesem Zweck wurden die rheologischen und thermodynamischen Stoffdaten gemessen und mit entsprechenden Stoffansätzen gefittet. Aufgrund der großen Wandstärken und der vielen Waddickensprünge des Bauteils wurden alle Berechnungen mit einem 3D-Modell durchgeführt.

Ziel dieser Arbeit war es, die Spannungen an der Kontaktfläche zwischen Metalleinleger und Kunststoff zu ermitteln, um aus diesen Ergebnissen Rückschlüsse auf die Dichtheit zu erhalten. Es wurden drei unterschiedliche Einlegergeometrien für die Berechnungen verwendet. Dadurch war es möglich, den Einfluss dieser Geometrien auf die Spannungsergebnisse darzustellen. Um die Abhängigkeit der Vergleichsspannungen im Bereich der Kontaktfläche von den Prozessparametern zu ermitteln, wurden drei verschiedene Massetemperaturen (200 °C, 225 °C, 250 °C), drei unterschiedliche Nachdruckhöhen in Prozent des Einspritzdruckes (40%, 65%, 90%) und zwei Einlegertemperaturen (25 °C, 60 °C) für jedes der drei Modelle für die Simulation verwendet.

Die Eigenspannungen im Kunststoff entstehen in diesem Fall vor allem durch die unterschiedlichen Abkühlbedingungen im Spritzgießwerkzeug, als auch durch Schwindungsbehinderung der Metall-Kunststoff-Kombination.

Schon bei der Betrachtung der Abkühlresultate machte sich ein Trend bemerkbar: da der Kunststoff in den Einlegernuten relativ wenig Masse aufweist und dieser Bereich von drei Seiten durch den kalten Einleger umschlossen wird, kühlen die Kunststoffstege sehr schnell ab. Durch dieses schnelle Abkühlen entstehen vorerst keine Spannungen an der Kontaktfläche zwischen der Einlegernut und dem Kunststoffsteg. Die auftretenden Spannungen entstehen erst dadurch, dass der langsam abkühlende Kunststoffmantel auf das Einlegeteil aufschwindet und somit eine Druckübertragung an die Kontaktfläche stattfindet. Diese Druckübertragung ist umso größer, je größer der Anteil der noch nicht eingefrorenen Randschichten am Kunststoffsteg ist. D.h. die Vergleichsspannungen an der Kontaktfläche zwischen Einlegernut und Kunststoffsteg sind umso kleiner, je kleiner das Verhältnis zwischen Kunststoffstegvolumen zu der benetzten Oberfläche ist.

Diese Schwindungsergebnisse wurden durch die Auswertung der Mises-Vergleichsspannungen bestätigt. Die Spannungen an den Kunststoffstegen von Modell 1 und 2 betragen nur etwa ein Drittel der Spannungen in den Kunststoffnuten. Die Spannungsergebnisse des 3. Modells zeigten dagegen eine sehr homogene Verteilung an der Kontaktfläche zwischen den Messingeinleger und dem Kunststoff. Die Größe der Werte entspricht in etwa den Werten in den Kunststoffnuten der beiden anderen Modelle. Durch die durchgeführte Parameterstudie konnte folgender Trend erkannt werden: Ein höheres Nachdruckniveau, eine niedrigere Massetemperatur, sowie eine höhere Einlegertemperatur führen zu niedrigeren Spannungen. Die Größe des Einflusses entspricht der Reihenfolge der aufgezählten Prozessparameter, wobei die Einlegertemperatur eine vernachlässigbar kleine Rolle für die Spannungsergebnisse spielt. Der Grund dafür ist, dass die eingestellte Einlegertemperatur nur ein Startwert ist. Sobald das Messingeinlegeteil in das Werkzeug eingelegt wird, kühlt dieser durch seine hohe Wärmeleitfähigkeit sehr rasch auf die Werkzeugwandtemperatur ab. Bei einem Startwert der Einlegertemperatur von 60°C dauert diese Abkühlung etwas länger, daraus folgen die leicht unterschiedlichen Spannungsergebnisse. Durch die hohe Wärmeleitfähigkeit des Messings wird die Massetemperatur des Kunststoffes optimal in das Werkzeug abgeführt. Daher hat der Startwert der Einlegertemperatur nur eine sekundäre Auswirkung auf die Ergebnisse der Vergleichsspannungsberechnung.

Die Schlussfolgerung aus dieser Arbeit ist, dass ein glatter Einleger (Modell 3) eine sehr homogene Spannungsverteilung an der Grenzfläche zwischen Kunststoff und Metall ergibt, was für die Dichtheit des Fittings eine entscheidende Rolle spielt. Ebenfalls entstehen durch eine solche Einlegergeometrie erhebliche Kosteneinsparungen. Die Ausdrehsicherheit dieser Geometrie ist durch vier Schlitze im Kopfbereich gesichert. Das Problem an dieser Geometrie ist allerdings, dass keine Ausziehsicherheit des Einlegers gewährleistet werden kann. Eine mögliche Lösung ist die Einbringung einer Schulter im Kopfbereich des Einlegeteils.

Wird der Fitting gespritzt, sollte die Masstemperatur so hoch und der Nachdruck so gering als möglich eingestellt werden, sodass gerade keine negativen Auswirkungen auf andere Formteileigenschaften (Schwindung, Verzug, Einfallstellen, Lunker, etc.) entstehen. Durch diese Einstellungen erhält man die größten Vergleichsspannungen an der Kontaktfläche zwischen Einleger und Kunststoff. Diese größeren Spannungen bewirken eine stärkere Anpressung des Kunststoffes an den Messingeinleger, was der entscheidende Faktor für die Dichtheit des Fittings ist. Es ist dabei jedoch zu beachten, dass bei zu hohen Schrumpfspannungen Rissbildung auftreten kann.

Ziel ist es, in naher Zukunft auch den Einleger aus Kunststoff zu fertigen. Der Einleger muss dabei aus einem hochfesten Kunststoff (z.B. glasfaserverstärktes Polyamid) bestehen, um den Kräften beim An- und Abschrauben des Fittings widerstehen zu können. Weiters muss eine gute Haftung zwischen den beiden Komponenten vorliegen, um eine ausreichende Dichtheit zu gewährleisten. Diese Thematik soll in weiterführenden Arbeiten untersucht werden.

6. Literatur

- [1] Schwarz O., Ebeling F.W., Furth B.: Kunststoffverarbeitung, Vogel-Verlag, Würzburg, 7. Auflage 1997
- [2] Ehrenstein W. G., Kuhmann K., Zhao G.: Herstellung und Optimierung von Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen, Mehrkomponentenspritzgießen, Springer-VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf 1997,104-126
- [3] Johannaber F., Michaeli W.: Handbuch Spritzgießen, Carl Hanser-Verlag, München, 2. Auflage 2004
- [4] Kisslinger T.: Einfluss der thermischen Stoffdaten auf Berechnungsergebnisse in Moldflow Plastics Insight (MPI), Studienarbeit, Institut für Kunststoffverarbeitung, Montanuniversität Leoben, 2007
- [5] Lucyshyn T.: Computerunterstützte Auslegung von Spritzgießwerkzeugen, Vorlesungsskript, Institut für Kunststoffverarbeitung, Montanuniversität Leoben, 2006
- [6] Erhard G.: Konstruieren mit Kunststoffen, Hanser-Verlag, München, Wien, 2. Auflage 1999
- [7] Langecker G.: Skriptum zu Kunststoffverarbeitung 1, Institut für Kunststoffverarbeitung, Montanuniversität Leoben, 2005
- [8] Yilmaz A.: Studienarbeit in Arbeit, Institut für Kunststoffverarbeitung, Montanuniversität Leoben, 2007
- [9] Pahl M., Gleißle W., Laun H. M.: Praktische Rheologie der Kunststoffe und Elastomere, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1995

- [10] Langecker G.: Vorlesungsunterlagen aus Rheologie 2, Institut für Kunststoffverarbeitung, Montanuniversität Leoben, 2. überarbeitete Auflage WS 2002/2003
- [11] Lucyshyn T.: Spritzgießsimulation – Auswirkung der Stoffdaten auf die Vorhersage von Schwindung und Verzug, 19. Leobener Kunststoffkolloquium, November 2006
- [12] Ehrenstein W. G., Riedel G., Trawiel P.: Praxis der Thermischen Analyse von Kunststoffen, Carl Hanser-Verlag, München, 2.Auflage 1998
- [13] Ridder H., Schieders J.: Hybridspritzgießen- Möglichkeiten und Grenzen, Spritzgießen 2007, S 55-68, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf 2007
- [14] Duretek I.: Praktikum in Kunststoffverarbeitung 1 – Ergänzende Unterlagen zur Rheologie 1, Institut für Kunststoffverarbeitung, Montanuniversität Leoben, Oktober 2004
- [15] N.N.: Moldflow Plastics Insight 6.1 Revision 1 Programmhilfe, USA

7 Anhang

7.1 Konstanten des Cross-WLF-Ansatzes

n	0,2051	(/)
τ^*	36406	Pa
D_1	4,0405E+14	Pas
D_2	112,87	K
D_3	0	K / Pa
A_1	33,044	(/)
\tilde{A}_2	172,4	K
A_2	172,4	K
T^*	112,87	K
p	0	Pa

7.2 Konstanten des 9-Parameter Ansatzes nach Tait

$b_{1S} =$	1,15E-03	m^3/kg
$b_{2S} =$	3,95E-07	$m^3/kg \cdot K$
$b_{3S} =$	2,04E+08	Pa
$b_{4S} =$	1,97E-05	1/K
$b_5 =$	273,15	K
$b_6 =$	2,20E-07	K/Pa
$b_7 =$	1,00E-04	m^3/kg
$b_8 =$	1,19E-01	1/K
$b_9 =$	3,70E-08	1/Pa
$b_{1m} =$	1,25E-03	m^3/kg
$b_{2m} =$	8,30E-07	$m^3/kg \cdot K$
$b_{3m} =$	6,95E+07	Pa
$b_{4m} =$	3,78E-03	1/K