



Masterarbeit

**Reale und virtuelle Prozessoptimierung
einer Spiegelantriebskomponente**

verfasst von

Hans-Jürgen Luger, BSc



Lehrstuhl für Spritzgießen von Kunststoffen
Leiter: Univ.-Prof. Dr. mont. Walter Friesenbichler
Montanuniversität Leoben

Betreuer: Dipl.-Ing. Dr. mont Gerald R. Berger
Dipl.-Ing. Markus Battisti

Leoben, August 2013

Eidesstattliche Erklärung

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

Affidavit

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

Leoben, 1. September 2013

Hans-Jürgen Luger

Danksagung

Für das Zustandekommen und die Begutachtung meiner Masterarbeit möchte ich mich bei Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Walter Friesenbichler, Leiter des Lehrstuhls für Spritzgießen von Kunststoffen an der Montanuniversität Leoben, herzlichst bedanken.

Im Besonderen möchte ich meinem Betreuer, Herrn Dipl.-Ing. Dr. mont Gerald R. Berger, für die Zusammenarbeit, für seine fachliche Unterstützung und für die konstruktive Kritik beim Erstellen dieser Arbeit danken.

Weiters gilt mein Dank allen Kollegen des Departments für Kunststofftechnik, die mich im Zuge dieser Arbeit unterstützt und wertvolle Anregungen gegeben haben. Ich möchte an dieser Stelle Dipl.-Ing. Florian Müller, Dipl.-Ing. Markus Battisti, Dipl.-Ing. Leonhard Perko, Dipl.-Ing. Michael Fasching, Dipl.-Ing. Martin Burgsteiner, Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Thomas Lucyshyn und Eduard Leitner nicht unerwähnt lassen, da diese mit ihren Hilfestellungen bzw. Denkanstößen eine große Hilfe während dieser Arbeit waren und mich dadurch auch immer wieder neu motiviert haben. Für ihre Hilfe bei der Messung der Materialdaten für die Simulation möchte ich mich bei Ing. Anja Wallner, Ing. Nina Krempl und Dipl.-Ing. Ivica Duretek bedanken.

Für die Finanzierung dieser Arbeit möchte ich mich beim cornet-Projekt „Advanced PartSim“ bedanken. Für die Betreuung dieser Arbeit bei Magna Auteca möchte ich Frau Dipl.-Ing. Dr. mont. Irmgard Beytollahi danken. In besonderer Weise möchte ich mich bei Herrn Josef Koller und Herrn Michael Kogler von Magna Auteca für ihren Arbeitseinsatz und ihre Hilfe bei den praktischen Versuchen bedanken.

Meinen Studienkollegen Manuel Berger, Raimund Fritz, Michael Kessler, Patrick Pazour und Philipp Pühringer gilt ein herzliches Dankeschön für eine schöne gemeinsame Studienzeit, für abwechslungsreiche Stunden als Bürokollegen, für gemeinsame Mittagessen und für ihre wertvollen Hilfestellungen (z.B. bei \LaTeX) bzw. moralischen Beistand. Ich möchte mich grundsätzlich bei allen Freunden bedanken, die mich während meiner Studienzeit begleitet haben.

Abschließend gilt mein besonderer Dank meinen Eltern, die mir mein Studium ermöglicht und mich stets moralisch sowie finanziell unterstützt haben. Ich danke meinen Eltern und meinem Bruder, dass sie während meiner Studiendauer immer für mich da waren und immer ein offenes Ohr für meine Anliegen sowie Probleme hatten.

Kurzfassung

Ziel dieser Arbeit war die Durchführung einer realen und virtuellen Optimierung des schon in Serie laufenden Spritzgießprozesses für eine Spiegelantriebskomponente im KFZ-Bereich, hergestellt von Magna Auteca AG, Weiz, Österreich. Die Optimierung sollte hinsichtlich Zykluszeit, Bauteilgewicht und definierten Abmessungen (acht Durchmesser, acht Ebenheitswerte, sechs gemittelte Durchmesser) mittels statistischer Versuchsplanung erfolgen (Varimos®) und eine robuste Prozesseinstellung ergeben. Dabei wurden die Werkzeugtemperatur, die Massetemperatur, der Staudruck, die Einspritzgeschwindigkeit, die Nachdruckhöhe, die Nachdruckzeit und die Restkühlzeit nach einem D-optimalen Versuchsplan an der Produktionsmaschine und in der Simulation variiert. Die Auswertung der Messergebnisse erfolgte mit dem Programm CQC® (Teil von Varimos®), wobei mittels multipler linearer Regression mathematische Zusammenhänge zwischen den Maschineneinstellgrößen und den Bauteilmerkmalen berechnet wurden.

Für die Messung der Abmessungen wurde eine Koordinatenmessmaschine verwendet. Während für das Bauteilgewicht ein sehr gutes mathematisches Modell ($R^2=99,40\%$) in CQC® berechnet wurde, wurden bei sieben Durchmessern und drei Ebenheiten nur unzureichende mathematische Modelle ($R^2<75\%$) ermittelt. Auf Grund der hohen Messwertstreuungen und der damit verbundenen unzureichenden Messmittelfähigkeit konnte mit diesen Modellen keine reale Optimierung durchgeführt werden.

Deshalb wurden alle im Versuchsplan hergestellten Bauteile vier Monate später mit einer Messvorrichtung, die bei Magna Auteca in der Statistischen Prozesskontrolle (SPC) verwendet wird, vermessen. Mit diesen Messdaten wurde in CQC® für zwei festgelegte Durchmesser ein Bestimmtheitsmaß R^2 von 84,81 % bzw. 86,56 % errechnet. Die maximale relative Abweichung zwischen den durch die Prozessmodelle berechneten Durchmessern für die Serieneinstellung und den gemessenen Durchmessern selbst betrug lediglich 0,005 %. Durch die anschließende Optimierung konnte die Zykluszeit um mehr als 2 s (13 %) im Vergleich zum bisherigen Serienprozess verringert werden.

In Cadmould®, welches als Spritzgießsimulationssoftware in Varimos® verwendet wird, wurde ein Finite-Elemente-Modell des Werkzeugs samt Anguss- und Temperiersystem erstellt. Darüber hinaus war es notwendig, die Materialdaten des verwendeten Kunststoffes PET (Viskosität, pvT-Verhalten, Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität) für die Simulation zu messen. Die Simulation der Zentralpunktseinstellung

ergab für die beiden Durchmesser der SPC im Vergleich zur Realität eine maximale Abweichung von unter 0,21 %. Das virtuelle Optimum unterschied sich dennoch klar vom realen. Jedoch im Vergleich zur Serieneinstellung könnte mit dem virtuellen Optimum 1 s Zykluszeit eingespart werden.

Abstract

The aim of this work was to perform a real and virtual optimization of the serial production of an injection molded automotive part. The part, a mirror drive component, was produced by Magna Auteca AG, Weiz, Austria. The cycle time, part weight and various defined dimensions (eight diameters, eight planarities, six average diameters) had to be optimized using DoE (design of experiments) software to find robust process parameter settings. The mold temperature, the melt temperature, the back pressure, the injection speed, the holding pressure, the holding time and the cooling time were varied on the production machine and in injection molding simulation according to a D-optimal experimental design. For planning and interpretation of the experiments the software package CQC[®], part of Varimos[®], was used. With CQC[®] it is possible to conduct statistical analysis on the results and to build mathematical models by multiple linear regression. These mathematical models relate the part qualities to the parameter settings.

For the component weight a very accurate mathematical model was obtained ($R^2 = 99.40\%$). For measuring the dimensions a coordinate measuring machine was used. For seven diameters and three planarities mathematical models with coefficients of determination R^2 lower than 75% were achieved due to the high deviations in the measurements and poor measuring system capability. With these unsatisfactory models, the process optimization in real experiments was not possible.

Therefore, every part, that was produced in the DoE, was remeasured four months later by a GAGE-proved gauge, which is used by Magna Auteca in the SPC. Using this data, CQC[®] calculated R^2 of 84.81% and 86.56% for two defined diameters. The maximum relative deviation between the diameter's model predictions at the serial production parameter settings and the real part measurements was 0.005%. By the optimization the cycle time could be reduced by more than 2s (13%) compared to the serial production.

In the injection molding simulation software Cadmould[®] a detailed FE-model of the mold, including hot runner and cooling system, was created. Moreover, it was necessary to remeasure the material data of the used PET (viscosity, pvT-data, thermal conductivity and specific heat capacity) for the simulations. Regarding the two diameters, the deviations between simulation results for the center point parameter setting and real measurement results were less than 0.21%. However, the virtual optimum

differed clearly from the real one. But even in the simulated optimum, the cycle time could be reduced by 1 s compared to the serial production.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Theoretische Grundlagen	3
2.1	Kunststoffe und ihre Eigenschaften	3
2.1.1	Aufbau und Einteilung von Kunststoffen	3
2.1.2	Physikalische und morphologische Strukturen	4
2.1.3	pvT-Verhalten	13
2.1.4	Bestimmung des pvT-Verhaltens	16
2.1.5	Wärmeleitfähigkeit	19
2.1.6	Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit	20
2.1.7	Spezifische Wärmekapazität	22
2.1.8	Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität	23
2.1.9	Rheologische Eigenschaften	26
2.1.10	Bestimmung der rheologischen Eigenschaften	30
2.1.11	Mechanische Eigenschaften	33
2.2	Spritzgießen	35
2.2.1	Maschinenbau	36
2.2.2	Prozessablauf	39
2.2.3	Maschinen- und Prozessparameter	42
2.2.4	Bauteilqualität von spritzgegossenen Bauteilen	48
2.3	Spritzgießsimulation mit Cadmould® 3D-F	53
2.3.1	Vernetzen in Cadmould® 3D-F	54
2.3.2	Materialdaten für die Simulation	56
2.3.3	Auslegung der Füll-, Nachdruck- und Kühlphase mit Cadmould® 3D-F	58
2.4	Statistische Versuchsplanung	60
2.4.1	Grundbegriffe, Ziele und Prinzipien	60
2.4.2	Vollfaktorielle Versuchspläne	65
2.4.3	Teilfaktorielle Versuchspläne	70
2.4.4	Regressionsanalyse	71
2.4.5	D-optimale Versuchspläne	75
2.5	Varimos®	76

3	Spritzgießexperimente	83
3.1	Vorgehensweise	83
3.2	Bauteil und Qualitätsmerkmale	84
3.3	Versuchsplan für die realen Versuche	92
3.4	Zusätzliche Experimente zur Untersuchung der Streuung in den Messwerten	97
3.5	Ergebnisse der Spritzgießexperimente	98
3.5.1	Optimierung der mit der Koordinatenmessmaschine gemessenen Merkmale	98
3.5.2	Untersuchung der Messmittel und Vergleich	103
3.5.3	Experimente zur Entformung	108
3.5.4	Optimierung der mit der SPC-Messvorrichtung bestimmten Merkmale	112
3.5.5	Verifikation der Optimierung	117
3.5.6	Attributive Merkmale	120
3.6	Diskussion der Ergebnisse	120
4	Simulation	123
4.1	Vorgehensweise	123
4.2	Modellierung des Werkzeugs	124
4.2.1	Vernetzen des Bauteils	124
4.2.2	Modellierung des Angusses	125
4.2.3	Modellierung des Temperiersystems	128
4.3	Definition der Qualitätsmerkmale	131
4.4	Materialdaten und deren Messung	131
4.4.1	Messung der Viskosität	132
4.4.2	Messung der pvT-Daten	135
4.4.3	Messung der Wärmeleitfähigkeit	136
4.4.4	Messung der Wärmekapazität	138
4.5	Versuchsplan für die Simulationen	139
4.6	Ergebnisse der Simulationen	142
4.6.1	Einfluss der Materialdaten auf Berechnung von Schwindung und Verzug	142
4.6.2	Optimierung in der Simulation	144
4.6.3	Vergleich mit der Realität	146
4.7	Diskussion der Ergebnisse	151

5 Zusammenfassung	155
Literaturverzeichnis	XIII
Verzeichnis der Abkürzungen und Symbole	XIX
Abkürzungsverzeichnis	XIX
Symbolverzeichnis	XXI
Tabellenverzeichnis	XXIX
Abbildungsverzeichnis	XXXIII
Anhang A	A 1
A.1 Messwerte für die einzelnen Bauteilmerkmale	A 1
A.2 Vergleich zwischen dem realem Modell und den real gemessenen Durch-	
messern	A 16
A.3 Optimierte Parametereinstellung für die Realität	A 17
Anhang B	B 1
B.1 Materialdaten für die Simulation	B 1
B.2 Effektvergleich zwischen realen und virtuellen Prozessmodellen	B 7

1 Einleitung

Spritzgieß-Bauteile sind immer größer werdenden Qualitätsanforderungen unterworfen. Zudem kommen Kostendruck und kürzer werdende Produktentwicklungszeiten. In diesem Kontext ist es wichtig, bei der Entwicklung von Bauteilen systematisch vorzugehen und frühzeitig mögliche Fehler anzusprechen sowie zu vermeiden. Deshalb werden Spritzgießsimulationsprogramme, wie z.B. Cadmould® der Firma simcon kunststofftechnische Software GmbH, Würselen, Deutschland, heutzutage standardmäßig schon in frühen Entwicklungsstadien eingesetzt.

Zusammen mit Cadmould® bildet „Continuous Quality Control (CQC®)“ der Firma Dr. Gierrth Ing.-GmbH, Aachen, Deutschland, das kommerziell erhältliche Paket „Virtual And Real Injection Moulding Optimisation System (Varimos®)“, welches als Unterstützung in der systematischen Bauteilentwicklung von Spritzgießbauteilen fungieren soll. Im Sinne des zuvor beschriebenen „Front-loading“ wird die Spritzgießsimulation in Kombination mit den Methoden der statistischen Versuchsplanung in den frühen Phasen der Bauteilentwicklung als Unterstützung in der Bauteil- und Werkzeugkonstruktion und zu ersten Vorhersagen von günstigen Prozessparametern eingesetzt. Durch reale Abmusterungsversuche, ebenfalls mit Hilfe von statistischer Versuchsplanung, wird schlussendlich ein Optimum der Maschineneinstellungen hinsichtlich der erforderlichen Bauteilqualität und Toleranzen ermittelt. CQC® dient dabei als Software zur Erstellung von Versuchsplänen, Auswertung und Messung von Prozessgrößen direkt an der Spritzgießmaschine.

Das Ziel dieser vorliegenden Masterarbeit ist die Anwendung des Pakets Varimos® zur Optimierung eines bereits in Serie laufenden Spritzgießprozesses zur Herstellung einer Spiegelantriebskomponente im KFZ-Bereich, hergestellt von Magna Auteca AG, Weiz, Österreich. Die Optimierung hinsichtlich Zykluszeit, Bauteilgewicht und definierten Abmessungen soll einerseits virtuell, d.h. in der Simulation, als auch real durch Experimente an der Produktionsmaschine erfolgen. Als Abmessungen wurden im Vorfeld der Arbeit acht Durchmesser, sechs gemittelte Durchmesser und acht Ebenheitswerte, die es zu optimieren gilt, definiert.

In Vorversuchen soll zunächst ausgehend vom bestehenden durch Magna Auteca optimierten Prozess mit bereits sehr kurzer Zykluszeit ein Versuchsraum definiert werden. Variiert werden sollen die Vorlauftemperatur, die Zonen- und Heißkanaltemperaturen, der Staudruck, die Einspritzgeschwindigkeit, der Nachdruck, die Nachdruckzeit und

die Restkühlzeit. Mit diesen sieben Parametern soll in CQC[®] ein D-optimaler Versuchsplan erstellt werden und Bauteile gemäß diesem Versuchsplan auf der Produktionsmaschine bei Magna Auteca hergestellt werden. Die Vermessung der Bauteile soll über eine Koordinatenmessmaschine mit einer für das Bauteil angefertigten Halterung, welche von Magna Auteca zur Verfügung gestellt wird, erfolgen. Aus den Messdaten sollen in CQC[®] mathematische Prozessmodelle für die Abhängigkeit der Merkmale von den Maschinenparametern berechnet werden. Auf Basis dieser Modelle soll die Optimierung vorgenommen werden. Dabei soll versucht werden, alle Merkmale in die Mitte ihres Toleranzfeldes zu bringen. Anschließend soll die Optimierung verifiziert und mit der bisherigen Serieneinstellung verglichen werden.

Für die virtuelle Optimierung soll zunächst ein detailliertes FE-Modell des Werkzeugs samt Anguss- und Temperiersystem erstellt werden. Mit vom Materialhersteller bzw. von Magna Auteca zur Verfügung gestellten Materialdaten soll der reale Versuchsplan in der Simulation nachgebildet werden. Analog zu den realen Experimenten soll ein Optimum der Einstellgrößen bestimmt und mit den realen Ergebnissen verglichen werden.

2 Theoretische Grundlagen

2.1 Kunststoffe und ihre Eigenschaften

2.1.1 Aufbau und Einteilung von Kunststoffen

Kunststoffe bestehen aus **Makromolekülen**, welche synthetisch oder durch die Umwandlung von Naturprodukten hergestellt werden. Unter Makromolekülen sind Ketten aus zahlreichen wiederkehrenden organischen Monomereinheiten zu verstehen. Abhängig davon, ob ein Polymer aus nur einem oder mehreren verschiedenen Polymeren besteht, spricht man von einem Homo- oder Copolymer [11].

Die Monomereinheiten sind kovalent aneinander gebunden. Zwischen den einzelnen Makromolekülen bilden sich jedoch auch physikalische Bindungen aus. Daher setzt sich der Zusammenhalt in einem polymeren Werkstoff durch chemische und physikalische Bindungen zusammen. Abhängig vom chemischen Aufbau und von den sich ausbildenden Bindungskräften können die Makromoleküle in linearer, verzweigter, vernetzter oder auch verschlauerter Struktur vorliegen (siehe Abbildung 2.1) [11].

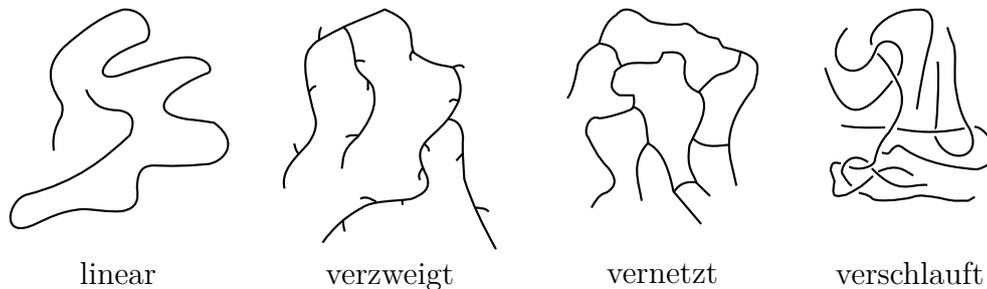


Abbildung 2.1: Polymerstruktur: Makromoleküle im linearen, verzweigten, vernetzten und verschlauften Zustand [11].

Die **Einteilung von Polymeren** kann nach ihrer Herkunft und Herstellung erfolgen [65]:

- natürliche Polymere (z.B.: Polysaccharide) sowie
- synthetische Polymere.

Synthetische Polymere können bzgl. ihrer Polymerstruktur (Abbildung 2.1) weiter in folgende Gruppen unterteilt werden [1, 65]:

- Thermoplaste (amorph oder teilkristallin, lineare und/oder verzweigte Makromoleküle),
- Duromere (amorph, eng vernetzte Makromoleküle) und
- Elastomere (amorph, weitmaschig vernetzte Makromoleküle).

In diese Einteilung fließen die **Ordnungszustände** der molekularen Struktur von Polymeren ein [15, 57]:

- Amorph: Die Moleküle liegen im unvernetzten, verschlauften und verhakten Zustand vor, jedoch ohne Ordnung.
- Teilkristallin: Das Polymer besteht aus kristallinen und amorphen Bereichen.
- Stark und schwach vernetzte Zustände: Die Makromoleküle sind untereinander kovalent verbunden.
- Flüssig-kristalline Zustände: Es liegen bereits im Schmelzzustand kristalline Domänen vor.

Die Abbildung 2.2 zeigt die Unterschiede in den molekularen Ordnungszuständen von Thermoplasten, Duromeren und Elastomeren.

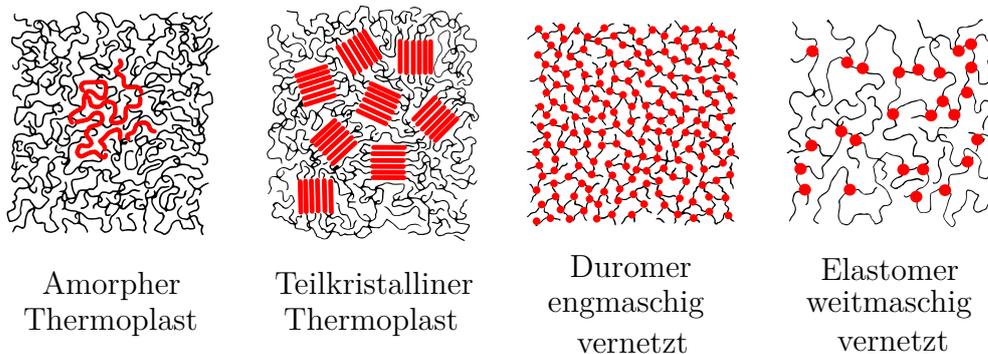


Abbildung 2.2: Anordnung der Makromoleküle in Thermoplasten, Duromeren und Elastomeren [29].

2.1.2 Physikalische und morphologische Strukturen

Unter den **physikalischen und morphologischen Strukturen** versteht man alle unveränderlichen und veränderlichen molekularen und übermolekularen Ordnungszu-

stände von polymeren Werkstoffen. Diese werden einerseits vom chemischen Aufbau als auch von der Verarbeitung des Polymers beeinflusst. Somit ergeben sich komplexe Zusammenhänge zwischen dem chemischen Aufbau, der Verarbeitung und den Umgebungsbedingungen bzw. Belastungen, denen der Werkstoff ausgesetzt ist (siehe Abbildung 2.3). All diese Faktoren bestimmen schlussendlich die Eigenschaften eines Kunststoffbauteils.

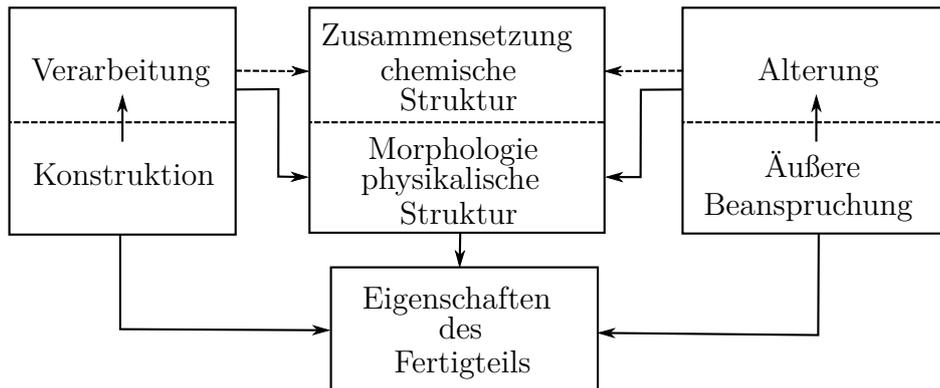


Abbildung 2.3: Einflüsse auf die Eigenschaften eines Kunststoffbauteils [11, 67].

Bzgl. der Eigenschaften und der Charakterisierung von Polymeren kann zwischen unveränderlichen und veränderlichen Strukturparametern unterschieden werden [1].

Unveränderliche Strukturparameter beschreiben den chemischen Aufbau (Konstitution und Konfiguration). Diese können nach der Synthese des Polymers nicht mehr beeinflusst werden, sofern keine Abbaureaktionen durch Umwelteinflüsse ausgelöst werden. Dazu zählt man [1]:

- chemischer Aufbau der Monomere,
- mittlere Molmasse und Molmassenverteilung,
- Verzweigungen: Grad und Art,
- Taktizität,
- Anzahl der Vernetzungspunkte,
- chemischer Aufbau von Additiven und
- Anordnung der verschiedenen Monomere in einem Copolymer.

In der Synthese entstehen unterschiedlich lange Ketten, aus denen sich der polymere Werkstoff zusammensetzt. Daher besitzen die Makromoleküle keine einheitliche Mol-

masse, was zu einer **Molmassenverteilung** (Abbildung 2.4) führt. Diese Verteilung kann unterschiedlichste Formen annehmen (z.B.: eng, breit, bimodal) und bestimmt das Materialverhalten sowohl im schmelzförmigen als auch im festen Zustand grundlegend [1, 11].

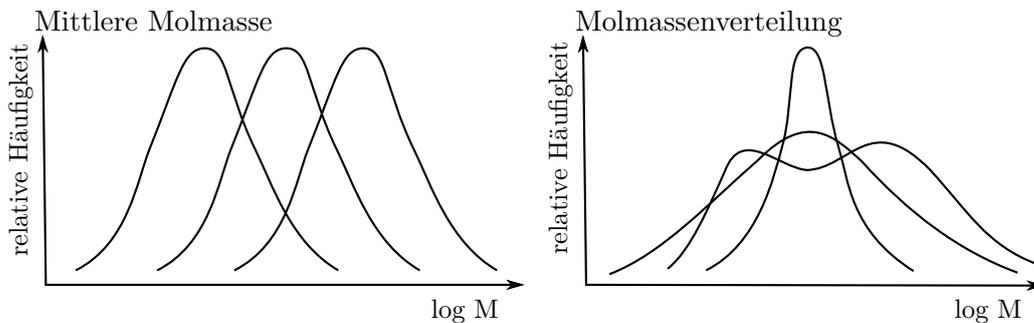


Abbildung 2.4: Molmassenverteilung [53].

Verzweigungen (siehe Abbildung 2.1) wirken sich ebenfalls auf die mechanischen und rheologischen Eigenschaften aus. Polymere mit keinen oder nur kurzen Seitenketten weisen grundsätzlich einen höheren Kristallinitätsgrad auf. Dadurch steigt die Festigkeit, während die Zähigkeit sinkt [1, 11].

Die **Taktizität** beschreibt die räumliche Anordnung der Seitengruppen. Man unterscheidet zwischen ataktischer (unregelmäßig), isotaktischer (regelmäßig gleichseitig) und syndiotaktischer (regelmäßig alternierend) Anordnung. Die verschiedenen Arten der Taktizität sind in Abbildung 2.5 am Beispiel Polypropylen dargestellt. Als Beispiel für die Auswirkung der Taktizität kann hier ebenfalls die Kristallisation genannt werden. Im Allgemeinen kristallisieren isotaktische und syndiotaktische Polymere gut, ataktische nahezu gar nicht [1, 11, 29].

Die **Anzahl der Vernetzungspunkte** ergibt sich aus der Anzahl der zur Vernetzung notwendigen reaktiven Stellen (z.B. Doppelbindungen) in der Polymerkette und aus der Führung der Vernetzungsreaktion in Kombination mit dem Vernetzungsmittel. Neben dem chemischen Aufbau der Makromoleküle spielt auch die Zusammensetzung von Additiven eine Rolle in Bezug auf die Werkstoffeigenschaften. Da in **Copolymeren** mehrere unterschiedliche Arten von Monomeren zu einem Makromolekül polymerisieren können, ergeben sich verschiedene Möglichkeiten der Anordnung, was sich auf das schlussendliche Verhalten des Materials auswirkt [1, 11].

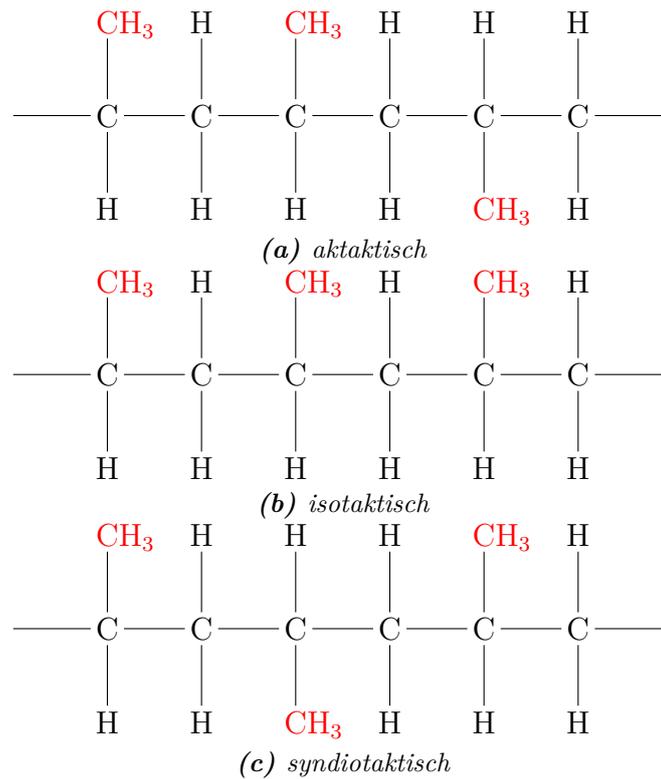


Abbildung 2.5: Taktizität bei Polypropylen [29].

Den unveränderbaren Strukturparametern können die veränderlichen gegenübergestellt werden. Diese können sowohl durch die Verarbeitung des Werkstoffs als auch durch Umwelteinflüsse bzw. Beanspruchungen jeglicher Art im Einsatz beeinflusst werden. Beispiele für **veränderbare Strukturparameter** sind [1]:

- Konformation,
- Leerstellenanteil („freies Volumen“),
- Orientierungen,
- Eigenspannungen,
- Kristallinität und kristalline Überstrukturen sowie
- Additivierung.

Die **Konformation** bezeichnet die räumliche Gestalt eines Makromoleküls. Diese kommt auf Grund der Drehbarkeit und des Umklappens der Bindungsachsen in einem Makromolekül zustande [1, 11]. Im Schmelzzustand liegen die Makromoleküle im amorphen Zustand vor. Das Volumen der Schmelze setzt sich aus dem Partialvolumen der Moleküle (Schwingungsausdehnungsvolumen) und dem Partialvolumen der

Leerstellen zusammen [28]. In Abhängigkeit von Abkühlgeschwindigkeit und Druck verringern sich beide Volumina bei Abkühlung der Schmelze. Beim Übergang in den glasartigen (festen) Zustand wird dabei ein bestimmtes **Leerstellenvolumen** eingefroren. Dieses Verhalten muss bei der Verarbeitung und auch bei der späteren Anwendung von Kunststoffbauteilen berücksichtigt werden. Auf das Abkühlverhalten bzw. pvT-Verhalten wird in Abschnitt 2.1.3 näher eingegangen.

In der Verarbeitung von Polymerschmelzen werden Deformationen (Scherung, Dehnung) in das molekulare Netz eingebracht. Die dabei entstehende Ausrichtung der Molekülketten in eine Vorzugsrichtung wird mit **Orientierung** bezeichnet. Da es sich bei Orientierungen aus Sicht der Thermodynamik um eine Abnahme der Entropie handelt, können diese bei ausreichender Beweglichkeit der Molekülketten auch wieder retardieren. Daher befindet sich bspw. das Verarbeitungsverfahren „Spritzgießen“ in diesem Spannungsfeld. Durch die Füllung der Kavität werden Orientierungen eingebracht, retardieren teilweise während des Erstarrens der Schmelze und werden abhängig von den Prozessbedingungen eingefroren. Die Abbildung 2.6 soll an Hand der Geschwindigkeitsverteilung in einem Werkzeugquerschnitt beim Spritzgießen die Einbringung der Orientierungen veranschaulichen. Die Fließfront bewegt sich mit konstanter Geschwindigkeit über dem Querschnitt vorwärts. An der kühlen Werkzeugwand bildet sich eine erstarrte Randschicht. Am Übergang von dieser Randschicht zur noch flüssigen Masse treten auf Grund der Wandhaftung die größten Geschwindigkeitsgradienten und somit auch starke Orientierungen auf. In der Mitte werden durch das sich ergebende Geschwindigkeitsprofil nur geringe Orientierungen eingebracht. Zusätzlich muss berücksichtigt werden, dass die Abkühlgeschwindigkeit im Inneren ebenfalls geringer als am Rand ist und dadurch Orientierungen besser retardieren können. Durch die Geschwindigkeitsverteilung ergibt sich an der Fließfront auch eine Strömung in Dickenrichtung, eine sogenannte Querströmung. Die schon etwas abgekühlte „Haut“ wird dadurch verstreckt und diese Orientierungen werden bei Kontakt mit der Werkzeugwand eingefroren. Dadurch ergeben sich die in Abbildung 2.7 dargestellten Orientierungsverteilungen über den Querschnitt. Orientierungen nehmen mit zunehmender Entfernung vom Einspritzpunkt ab, da die Durchströmungszeit und die Randschichtdicke ebenfalls abnehmen [11, 28, 68].

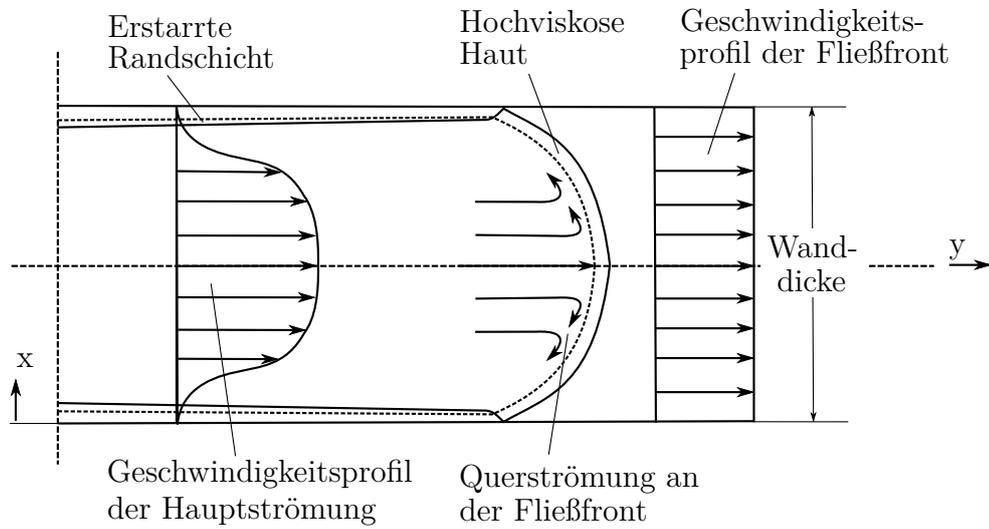


Abbildung 2.6: Geschwindigkeitsverteilungen bei Füllung einer Spritzgießkavität [28].

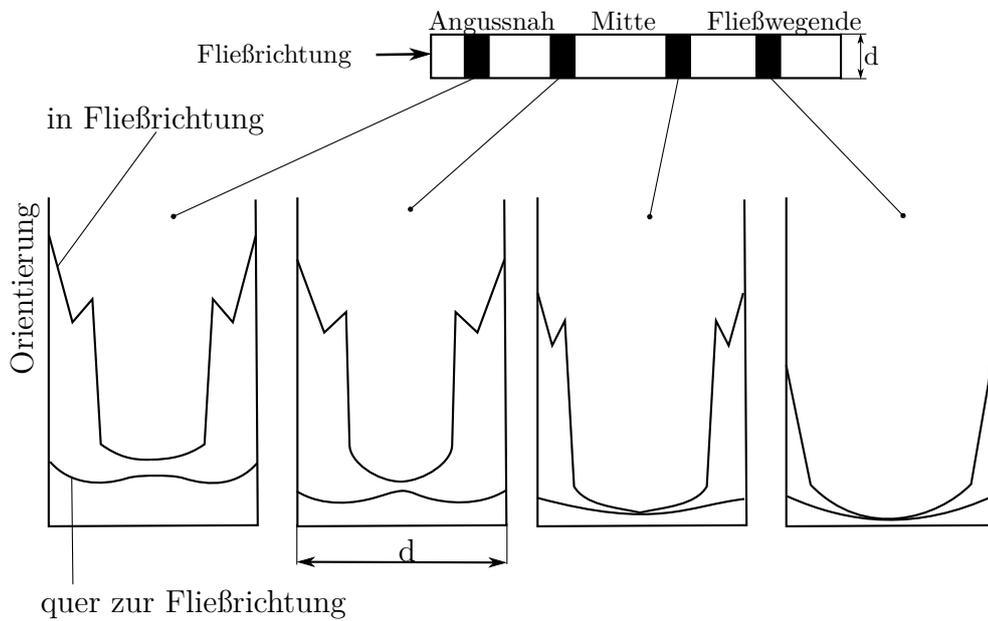


Abbildung 2.7: Schematische Orientierungsverteilungen in einer Spritzgießkavität [28].

Beim Spritzgießen hat die Prozessführung in der Nachdruckphase ebenfalls einen Einfluss auf die Ausbildung von Orientierungen. Die Tabelle 2.1 zeigt die Zusammenhänge zwischen Orientierungen und den wesentlichen Einflussgrößen beim Spritzgießen.

Tabelle 2.1: Einfluss von Maschineneinstellgrößen auf Orientierungen [28].

Erhöhen der Maschineneinstellgröße	Veränderung der Orientierung		
	in Formteilmittle	am Formteilerand	gesamt
Massetemperatur	↓	↓	↓
Werkzeugtemperatur	↓	↓	↓
Einspritzgeschwindigkeit	↓	↑	↓
Nachdruckhöhe	↑	–	↑

Die Ausbildung von Orientierungen beeinflusst wesentlich die physikalischen und mechanischen Eigenschaften eines Bauteils [14, 28].

[11] definiert **Eigenspannungen** als Spannungen, die in einem Bauteil wirken, ohne dass äußere Kräfte auf diesem anliegen. Die durch die Eigenspannungen entstehenden Kräfte und Momente müssen sich im statischen Gleichgewicht befinden. Ist dies nicht der Fall, so führt dies zur Verformung des Bauteils (Verzug). Eigenspannungen können zu Mikrorissen führen und somit kann das Bauteilversagen bei geringeren Lasten auftreten [11, 68].

Beim Spritzgießen können folgende Ursachen für die Entstehung von Eigenspannungen unterschieden werden [68]:

- Abkühleigenspannungen,
- Eigenspannungen durch Expansion des Formteils nach der Entformung und
- strömungsbedingte Eigenspannungen.

Abkühleigenspannungen entstehen durch Behinderung der thermischen Kontraktion eines Formteils. Während die äußeren Schichten eines Formteils schnell abkühlen und sich dadurch der E-Modul erhöht, bleibt das Innere länger „flüssig“, wobei es durch die äußeren Schichten bei seiner Kontraktion behindert wird. Dadurch entstehen im Inneren Zug- und außen Druckspannungen. Expansionseigenspannungen entstehen, wenn das Formteil unter Druck entformt wird. Dabei liegen im Inneren Druckspannungen und außen Zugspannungen vor. Bei der Füllung des Formteils führt die Dehnströmung an der Fließfront zu Normalspannungen, die bei Kontakt mit der „kalten“ Werkzeugwand eingefroren werden können. Diese führen zu Zugeigenspannungsspitzen knapp

unter der Formteilerfläche. Die Abbildung 2.8 zeigt schematisch die Verteilungen der unterschiedlich induzierten Eigenspannungen. Weiters sind die Überlagerungen einzelner Verläufe dargestellt. Beim Spritzgießen überlagern sich meist Abkühlleigenspannungen und strömungsbedingte Eigenspannungen, da grundsätzlich versucht wird, drucklos zu entformen [68].

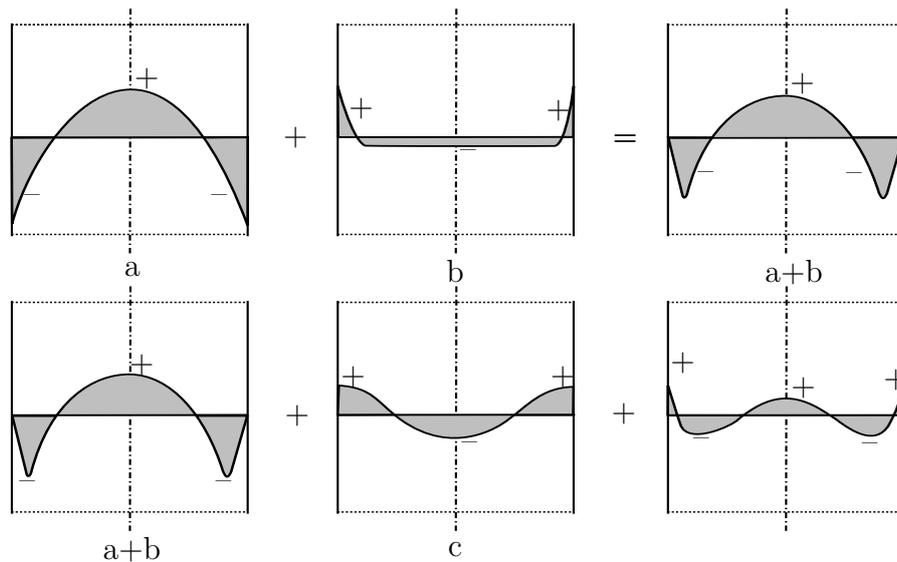


Abbildung 2.8: Eigenspannungsverläufe und deren Überlagerungen: a) Abkühlleigenspannungen, b) Strömungsbedingte Eigenspannungen, c) Eigenspannungen durch Expansion [68].

Teilkristalline Thermoplaste unterscheiden sich, wie bereits beschrieben, in ihrer morphologischen Struktur von den amorphen. Beim Abkühlen der Schmelze tritt ein Kristallisationsvorgang auf, d.h. Polymerketten legen sich dicht aneinander. Die **Kristallisation** kann aus thermodynamischen Gründen erst unterhalb der Schmelztemperatur unter der Bedingung, dass sich stabile Keime mit einer gewissen Mindestgröße gebildet haben, beginnen. Im mikroskopischen Bereich bilden sich Kristalllamellen, welche sich durch beinahe perfekte Ordnung auszeichnen. Durch aus der Oberfläche herausragende Kettenenden bzw. Schlaufen entstehen amorphe Bereiche außerhalb der Lamellen. Im makroskopischen Bereich können sich abhängig von den thermodynamischen Randbedingungen und vom Polymertyp an sich kristalline Überstrukturen wie Sphärolithe und Shish-Kebab-Strukturen ausbilden. Sphärolithe sind kugelförmige Strukturen, welche aus vielen Lamellenpaketen und amorphen Zwischenphasen bestehen. Shish-Kebab-Strukturen bilden sich durch Kristallisation einer Schmelze unter mechanischer Spannung, z.B. bei Scherung. Während der Kristallisation kann es parallel zu einer Nachkristallisation in den amorphen Bereichen des noch wachsenden Sphärolithen kommen.

Der Kristallinitätsgrad hat eine große Auswirkung auf verschiedenste Eigenschaften. Mit steigender Kristallinität ist u.a. ein Anstieg der Dichte, des E-Moduls, der Härte und der Wärmeleitfähigkeit zu erwarten [28, 41, 68].

Somit kann die Kristallisation in drei Phasen unterteilt werden [28]:

1. Keimbildung,
2. Kristallwachstum (primäre Kristallisation) sowie
3. Nachkristallisation (sekundäre Kristallisation).

Die verschiedenen Strukturen sind in der Abbildung 2.9 schematisch dargestellt.

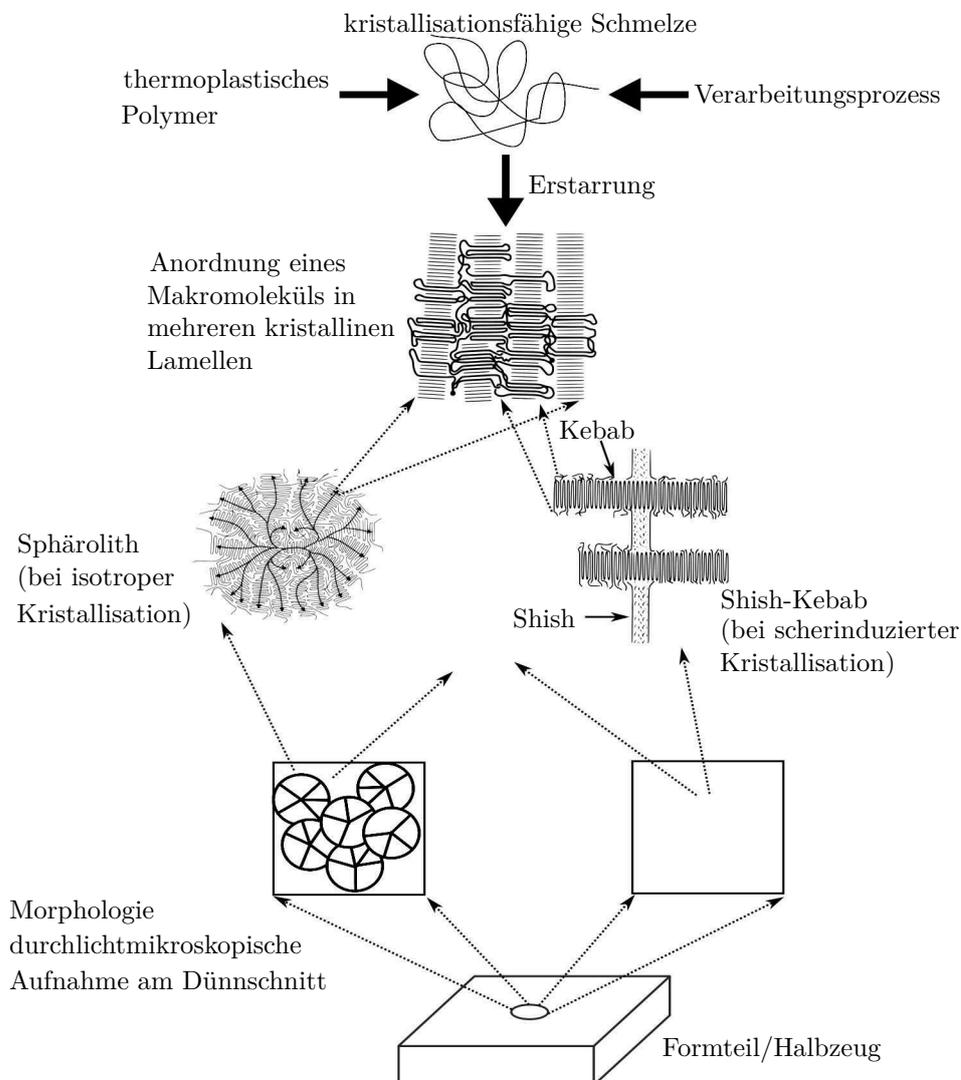


Abbildung 2.9: Kristallinität und kristalline Überstrukturen in einem teilkristallinen Kunststoffbauteil [18].

Mit **Additiven** ist es möglich die Eigenschaften von Kunststoffen in verschiedenster Weise zu ändern. Diese können u.a. als Verarbeitungshilfsmittel, zur Eigenschaftsmodifizierung oder als Extender eingesetzt werden. Bspw. ist es möglich die Anzahl der Keime zur Kristallbildung durch sogenannte Nukleierungsmittel zu erhöhen, um somit ein feineres Kristallgefüge zu erhalten [1, 41].

2.1.3 pvT-Verhalten

Das spezifische Volumen v entspricht per Definition (Gleichung (Glg.) 2.1) dem Kehrwert der Dichte ρ .

$$v = 1/\rho \quad (2.1)$$

Ungefüllte Kunststoffe besitzen eine Dichte im Bereich von $0,8 \text{ g/cm}^3$ bis $2,3 \text{ g/cm}^3$ [42]. Die Dichte bzw. das spezifische Volumen sind von Druck und Temperatur abhängig. Diese Abhängigkeit wird üblicherweise in pvT-Diagrammen dargestellt (siehe Abbildung 2.10). Bei amorphen Thermoplasten kann das pvT-Diagramm in zwei Bereiche unterteilt werden, den Schmelzbereich und den Glaszustand. Die Trennung erfolgt über die Einfrierlinie, welche die Glasübergangstemperatur T_g beschreibt. Durch steigenden Druck wird die Glasübergangstemperatur zu höheren Temperaturen verschoben. Die Steigung der Kurven ist im Schmelzbereich größer als im Glaszustand und wird mit zunehmendem Druck flacher. Beim Glasübergang wird das freie Volumen „eingefroren“ und ändert sich somit kaum im Glaszustand. Bei teilkristallinen Thermoplasten tritt beim Übergang von flüssig zu fest die Kristallisation auf. Dies geschieht jedoch nicht bei einer definierten Temperatur, sondern in einem bestimmten Temperaturbereich. Dadurch tritt der nichtlineare Verlauf in diesem Übergangsbereich unterhalb der Erstarrungslinie auf (siehe Abbildung 2.10, rechts). Der Knick ist die Kristallisationstemperatur T_K .

Zur mathematischen Beschreibung der pvT-Kurven gibt es verschiedenste Ansätze. Zu den gebräuchlichsten zählen der **IKV(Schmidt)-Ansatz** und der **Tait-Ansatz**. Beide führen eine Trennung zwischen Schmelzestand (engl. melt) und Feststoffzustand (engl. solid) durch. Dieser wird durch die Übergangstemperatur (engl. transition) beschrieben (siehe Glgn. 2.4 und 2.7) [38, 46, 44, 59].

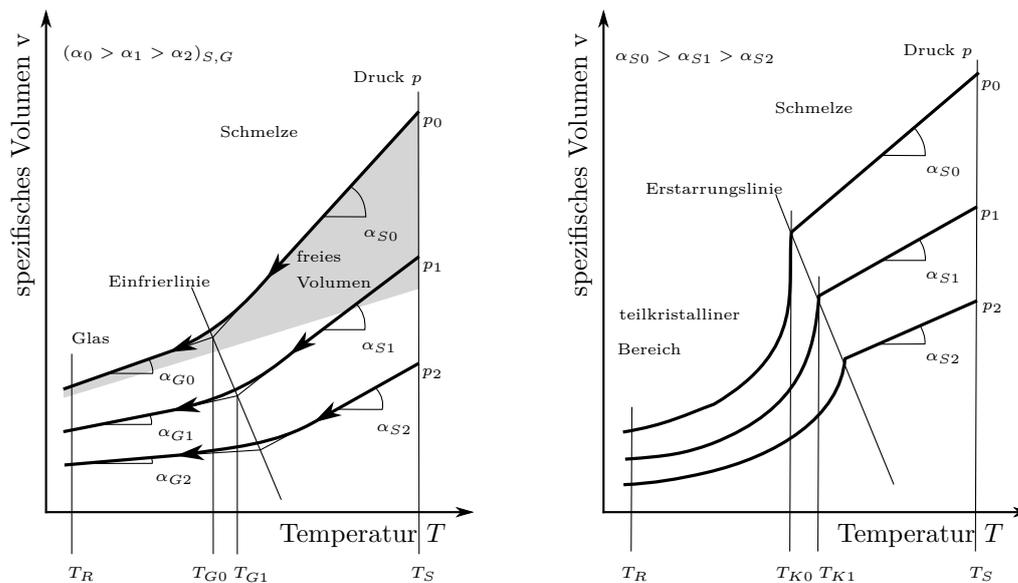


Abbildung 2.10: pvT -Diagramm (links:amorph; rechts:teilkristallin) [69].

IKV-Ansatz

Der IKV-Ansatz beschreibt die Abhängigkeit des spezifischen Volumens im Schmelzezustand v_m von Temperatur T und Druck p mit vier Konstanten (siehe Glg. 2.2) [38, 44, 59]. Im Feststoffzustand (v_s) sind es sieben, wobei es davon abhängt, ob es sich um ein amorphes oder ein teilkristallines Material handelt. Auf Grund des linearen Verlaufs im Schmelzezustand (siehe Abbildung 2.10) kann der exponentielle Teil der Glg. 2.3 Null gesetzt werden.

Im Schmelzezustand ($T > T_{trans}$) gilt Glg. 2.2.

$$v_m = \frac{P_{m1}}{P_{m4} + p} + \frac{P_{m2}}{P_{m3} + p} \cdot T \quad (2.2)$$

v_m spezifisches Volumen im Schmelzezustand
 P_{m1} bis P_{m4} Konstanten

Im Feststoffzustand ($T < T_{trans}$) gilt Glg. 2.3.

$$v_s = \underbrace{\frac{P_{s1}}{P_{s4} + p} + \frac{P_{s2}}{P_{s3} + p} \cdot T}_{\text{teilkristallin}} + \underbrace{P_{s5} \cdot e^{(P_{s6} \cdot T - P_{s7} \cdot p)}}_{\text{amorph}} \quad (2.3)$$

v_s spezifisches Volumen im Festkörperzustand
 P_{m1} bis P_{m7} Konstanten

Die Übergangstemperatur wird durch Glg. 2.4 beschrieben.

$$T_{trans} = P_{trans1} + P_{trans2} \cdot p \quad (2.4)$$

T_{trans} Übergangstemperatur
 P_{trans1} Konstante
 P_{trans2} Konstante

Tait-Ansatz

Der Tait-Ansatz setzt sich wie in den Glgn. 2.5 bis 2.7 dargestellt zusammen [46, 38].

Im Schmelzezustand ($T > T_{trans}$) gilt Glg. 2.5.

$$v_m = [b_{1m} + b_{2m} \cdot (T - b_5)] \cdot \left[1 - 0,0894 \cdot \ln \left(1 + \frac{p}{b_{3m} \cdot e^{-b_{4m} \cdot (T - b_5)}} \right) \right] \quad (2.5)$$

v_m spezifisches Volumen im Schmelzezustand
 b_{1m} bis b_{4m} Konstanten
 b_5 Konstante

Im Feststoffzustand gilt ($T < T_{trans}$) Glg. 2.6.

$$v_s = \underbrace{[b_{1s} + b_{2s} \cdot (T - b_5)]}_{\text{teilkristallin}} \cdot \underbrace{\left[1 - 0,0894 \cdot \ln \left(1 + \frac{p}{b_{s3} \cdot e^{-b_{4s}(T-b_5)}}\right)\right]}_{\text{amorph}} + \underbrace{+ b_7 \cdot e^{[b_8 \cdot (T-b_5) - b_9 \cdot p]}}_{\text{teilkristallin}} \quad (2.6)$$

v_s	spezifisches Volumen im Festkörperzustand
b_{1s} bis b_{4s}	Konstanten
b_5 bis b_9	Konstanten

Die Übergangstemperatur wird durch Glg. 2.7 beschrieben.

$$T_{trans} = b_5 + b_6 \cdot p \quad (2.7)$$

T_{trans}	Übergangstemperatur
b_5	Konstante
b_6	Konstante

2.1.4 Bestimmung des pvT-Verhaltens

Für die Ermittlung des pvT-Verhaltens stehen grundsätzlich zwei unterschiedliche Messprinzipien zur Verfügung [12, 36]:

- das Kolbenprinzip (siehe Abbildung 2.11a) und
- das Sperrflüssigkeitsprinzip (siehe Abbildung 2.11b).

Kolbenprinzip

Wie in Abbildung 2.11 schematisch dargestellt, wird die Probe bei dieser Messanordnung in eine zylindrische Kammer zwischen zwei Dichtungen eingebracht, aufgeschmolzen und mit einem Stempel komprimiert. Die Änderung der Temperatur führt unter gleichzeitiger Druckbeaufschlagung zur Ausdehnung bzw. zum Schrumpfen der Probe.

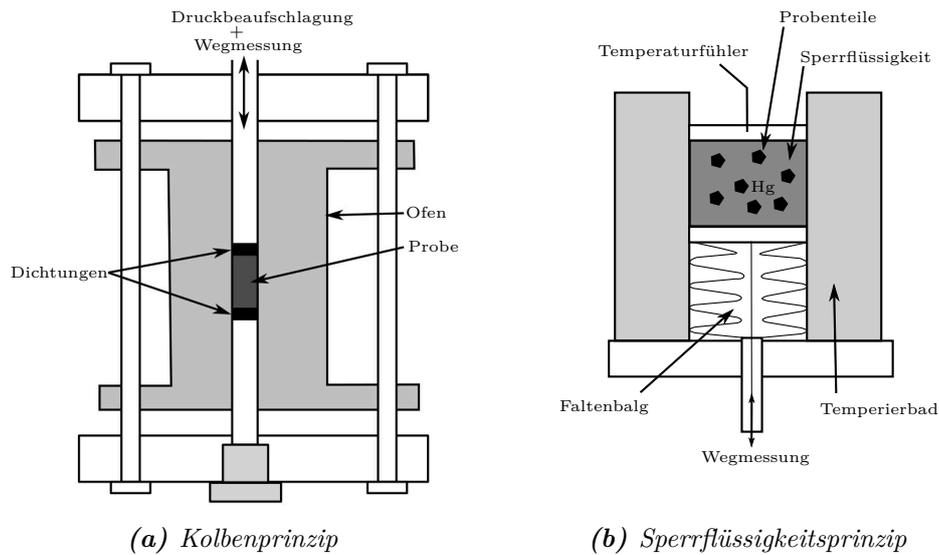


Abbildung 2.11: Messprinzipien für das pvT -Verhalten [12].

Dadurch erfolgt eine Verschiebung der Kolbenstange Δl , welche induktiv gemessen wird. Daraus kann mittels Glg. 2.8 die Änderung des spezifischen Volumens Δv in Abhängigkeit von Druck p und Temperatur T berechnet werden. Grundsätzlich kann die Messung isotherm oder isobar bzw. im Aufheiz- oder im Abkühlmodus erfolgen. Üblicherweise wird die Messung isobar durchgeführt, da dies den nicht-isothermen Verhältnissen beim Spritzgießen am ehesten entspricht. Die Kunststoffprobe wird unter konstantem Druck von einer vorgegebenen Temperatur im Schmelzbereich auf die gewünschte Endtemperatur abgekühlt [12, 36, 40].

$$\Delta v(p, T) = \frac{\Delta l(p, T) \cdot \pi \cdot r^2}{m} \quad (2.8)$$

r Radius der zylindrischen Kammer

m Probenmasse

[12] gibt folgende Schritte bei der Vorgehensweise der Messung an:

- Probenpräparation (z.B. schonende Granulierung),
- Bestimmung der Einwaage,
- Vorkomprimierung der Dichtungen,
- Einbringen der Probe in das Messgerät,
- Vortemperieren und Komprimieren der Probe,
- Wahl eines geeigneten Messprogramms und
- Auswaage der Probe nach der Messung.

Der wesentliche Nachteil dieser Messmethode ist, dass im Feststoffbereich des Kunststoffes kein hydrostatischer Druckzustand in der Probe hergestellt werden kann [40]. Darüber hinaus kann die bei der Bewegung des Stempels auftretende Reibung zu Messverfälschungen führen [56].

Sperrflüssigkeitsprinzip

Bei dieser Messmethode befindet sich die Probe gemeinsam mit einer Sperrflüssigkeit (meistens Quecksilber) in einer temperierten Messzelle (siehe Abbildung 2.11b). Über ein Öl und dem an der Unterseite der Messzelle befindlichen Faltenbalg wird Druck ausgeübt, welcher durch die Sperrflüssigkeit hydrostatisch auf die Probe bzw. die Probenstücke wirkt. Durch Aufheizen oder Abkühlen verändert sich das Volumen der Probe und der Flüssigkeit. Diese Änderung wird über den Faltenbalg übertragen und mit einem induktiven Wegaufnehmer gemessen. Somit muss das pV/T -Verhalten der Sperrflüssigkeit auch bekannt sein. Dazu wird eine Kalibrierung des Messgeräts bei vollständig mit Sperrflüssigkeit gefüllter Messzelle durchgeführt. Dadurch kann die Volumenänderung des Fluids bei der Datenauswertung rechnerisch subtrahiert werden. Der größte Vorteil dieser Methode ist die hydrostatische Druckübertragung und das Wegfallen von Reibungseffekten des Stempels. Weiters können unterschiedliche Probenformen verwendet werden. Nachteil ist, dass mit giftigen Flüssigkeiten wie Quecksilber hantiert werden muss [12, 36, 40, 56].

Neben diesen beiden Methoden existieren auch weitere, mit welchen bspw. höhere Kühlraten realisiert werden können. Hierbei sei auf die weiterführende Literatur [22, 36] verwiesen.

2.1.5 Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit λ ist eine Materialeigenschaft, die die Fähigkeit eines Materials Temperaturunterschiede auszugleichen und somit Wärmeenergie zu transferieren beschreibt. Diese ist bei „reinen“ Kunststoffen zwischen $0,15 \text{ W}/(\text{mK})$ und $0,5 \text{ W}/(\text{mK})$ und ist somit wesentlich geringer als jene von Metallen [42]. Amorphe Thermoplaste zeigen nur eine geringe Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit. Durch die dichte Packung in den kristallinen Bereichen weisen teilkristalline Thermoplaste eine wesentlich höhere Wärmeleitfähigkeit auf. Im Feststoffbereich sinkt meistens die Wärmeleitfähigkeit mit steigender Temperatur und fällt bei der Schmelztemperatur auf Grund des Aufschmelzens der Kristallite ab. Im flüssigen Zustand kann die Wärmeleitfähigkeit durch die höhere Beweglichkeit der Ketten mit steigender Temperatur wieder etwas ansteigen (siehe Abbildung 2.12). Darüber hinaus ist Wärmeleitfähigkeit von weiteren Parametern wie Druck, Kristallinitätsgrad, Orientierungen und Füllstoffen abhängig [41].

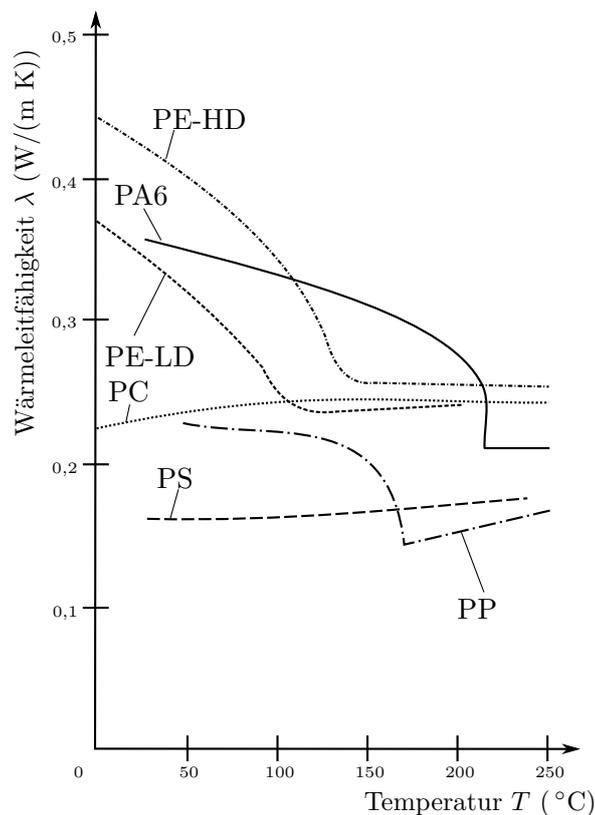


Abbildung 2.12: Wärmeleitfähigkeit verschiedener Thermoplaste [42].

2.1.6 Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit

Für die Messung stehen grundsätzlich stationäre, quasistationäre und instationäre Prüfverfahren zur Verfügung [21]. Im Weiteren wird auf die **instationäre (transiente) Messung mit einer linienförmigen Wärmequelle** (engl. „transient line source method“) eingegangen. Für andere Messverfahren sei auf die Literatur [4, 13, 21, 49] verwiesen.

Die linienförmige Wärmequelle wird bei dieser Messmethode durch eine Nadel, welche ein Konstantan-Heizelement beinhaltet, realisiert (siehe Abbildung 2.13). In dieser Nadel ist weiters ein Thermoelement eingebaut. Diese Messsonde wird in einen mit aufgeschmolzenem Material gefüllten Zylinder eingebracht (siehe Abbildung 2.14). Der Zylinder wird durch Heizbänder auf einer bestimmten Temperatur gehalten. Vor Beginn muss sichergestellt werden, dass die Massetemperatur, welche durch ein weiteres Thermoelement in der Innenwand der Messzelle gemessen wird, konstant ist, d.h. dass thermisch gesehen ein stationärer Zustand vorliegt. Die Messung startet mit der Einbringung einer definierten Wärmemenge. Durch das Thermoelement in der Messsonde wird der Temperaturverlauf in einer Messzeit von 10 s bis 20 s gemessen [35].

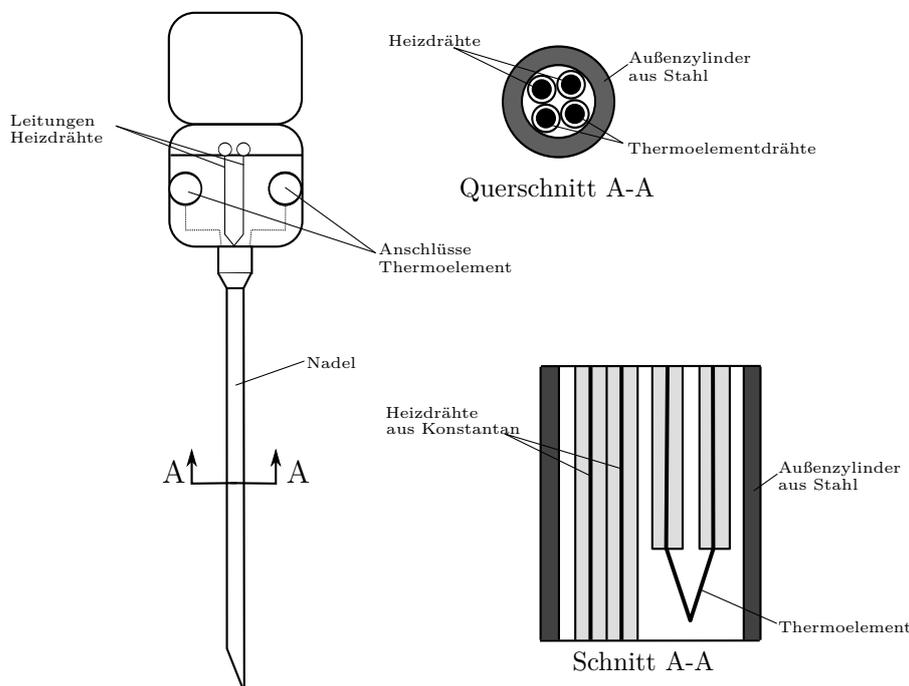


Abbildung 2.13: Aufbau der linienförmigen Wärmequelle [35].

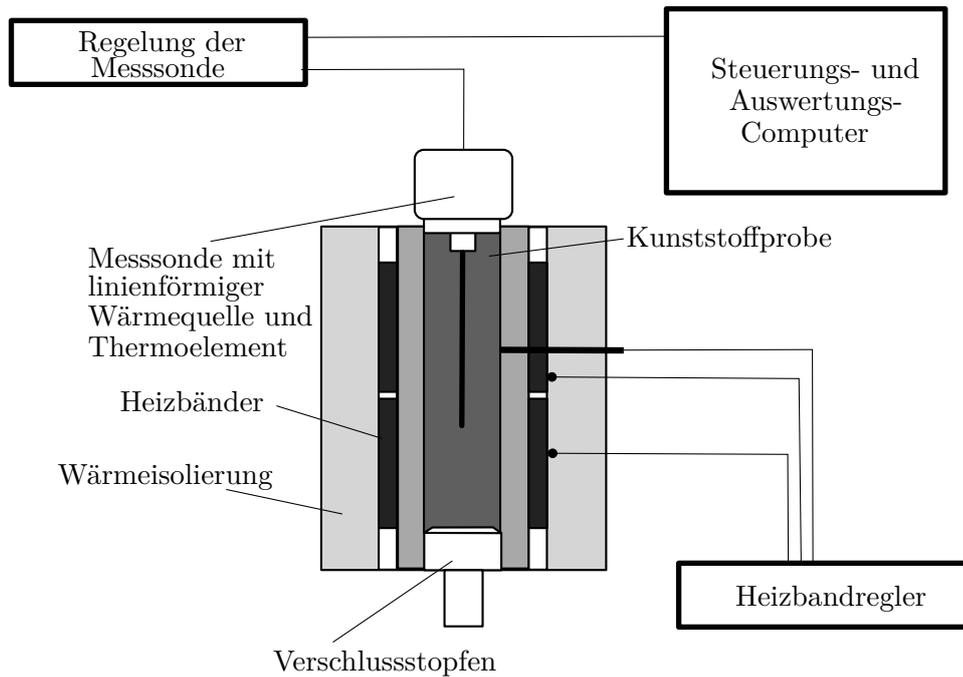


Abbildung 2.14: Schematische Darstellung der Messung mit linienförmiger Wärmequelle [35, 37].

Die Berechnung der Wärmeleitfähigkeit erfolgt über die Temperatur zu Beginn und am Ende der Messzeit nach Glg. 2.9. Aus der Energiegleichung kann diese Glg. unter Annahme eines unendlich langen Zylinders mit infinitesimaler Wärmequelle entlang der Zylinderachse hergeleitet werden [35]. Grundsätzlich beschreibt die Glg. die Temperaturerhöhung ($T_2 - T_1$) in Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit λ und des eingebrachten Wärmestroms bezogen auf die Länge der Wärmequelle Φ' innerhalb der betrachteten Messzeit t_1 bis t_2 . Auf Grund der getroffenen Vereinfachungen und des thermischen Kontaktwiderstands ist es notwendig, die Kalibrierkonstante K einzuführen. Die Kalibrierung erfolgt mit einem Referenzmaterial bekannter Wärmeleitfähigkeit [35].

$$\lambda = \frac{K \cdot \Phi' \cdot \ln\left(\frac{t_2}{t_1}\right)}{4 \cdot \pi \cdot (T_2 - T_1)} \quad (2.9)$$

Für die Auswertung wird der zeitliche Verlauf der Temperatur über der logarithmierten Zeit aufgetragen (siehe Abbildung 2.15). Dadurch ergibt sich gemäß Glg. 2.9 ein linearer Verlauf der Messwerte, welcher leicht approximiert werden kann. Die Steigung dieser Gerade korreliert direkt mit der Höhe der Wärmeleitfähigkeit. Wird nur eine geringe Temperaturerhöhung gemessen und fällt die Steigung somit vergleichsweise

gering aus, bedeutet dies, dass die Wärme „schnell“ von der Wärmequelle abtransportiert wird und somit die Wärmeleitfähigkeit hoch ist.

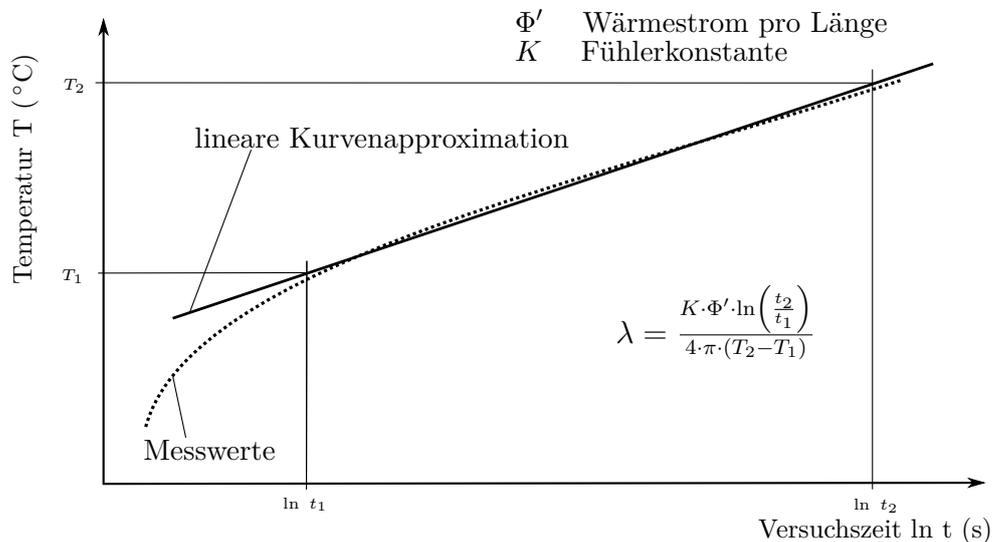


Abbildung 2.15: Temperatur in Abhängigkeit von der Zeit bei der Messung der Wärmeleitfähigkeit [37].

[35] gibt an, dass die Messung im Zylinder bei Materialien im Festkörperzustand, sprich unter der Schmelztemperatur, nicht geeignet sei, da es durch Schwindung beim Abkühlen aus dem Schmelzzustand zu Inhomogenitäten kommen kann. [35] schlägt hierzu bspw. vor, Phiolen mit schmelzflüssiger Probe und platzierter Messsonde herzustellen und die Messungen in einem temperierten Ölbad vorzunehmen.

Als Zylinder für die Probe kann bspw. auch die Messzelle für die Messung von pvT-Daten (Stempelprinzip, vgl. Abschnitt 2.1.4) verwendet werden [7]. Mit diesem Aufbau kann die Wärmeleitfähigkeit auch in Abhängigkeit des Drucks gemessen werden.

2.1.7 Spezifische Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität c_p beschreibt wie viel Energie notwendig ist, um 1 kg eines Materials um 1 °C zu erwärmen. Bei amorphen Thermoplasten steigt die spezifische Wärmekapazität mit höheren Temperaturen und zeigt beim Glasübergang einen stufenförmigen Anstieg. Bei teilkristallinen Thermoplasten ist dieser Anstieg beim Glasübergang auf Grund der kristallinen Anteile nicht so stark ausgeprägt. Das Aufschmelzen der Kristallite kennzeichnet einen Phasenübergang, welcher Schmelzwärme benötigt. Dadurch kommt es zu einem Peak in der c_p -Kurve. In Abbildung 2.16 sind

die c_p -Kurven für amorphe bzw. teilkristalline Thermoplaste und Duromere dargestellt [42].

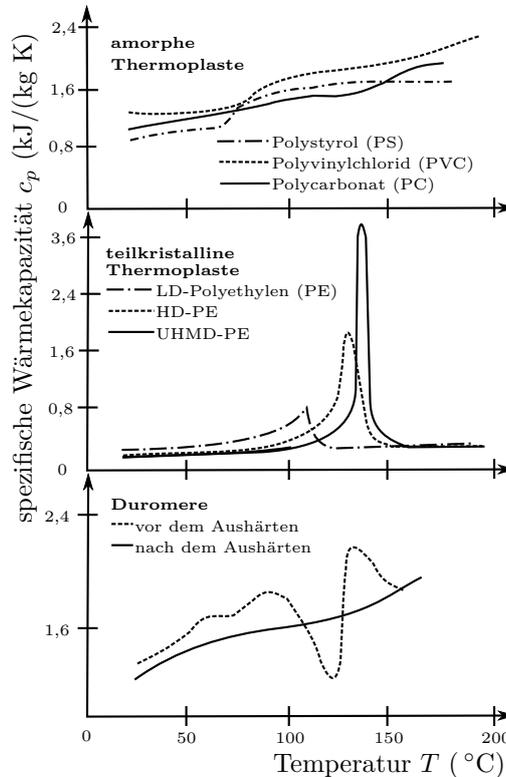


Abbildung 2.16: Spezifische Wärmekapazität von amorphen bzw. teilkristallinen Thermoplasten und Duromeren [42].

2.1.8 Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität c_p und ihre Abhängigkeit von der Temperatur kann mit Hilfe der **Dynamischen Differenzkalorimetrie** (engl. Differential Scanning Calorimetry (DSC)) bestimmt werden. Das Grundprinzip der DSC beruht auf der Messung von kalorischen Effekten im Vergleich zu einer inerten Referenz bzw. Vergleichsprobe. Grundsätzlich wird bei der DSC der Wärmestrom \dot{Q} beim Aufheizen bzw. Abkühlen des Probenmaterials gemessen. Es können endotherme und exotherme Effekte auftreten, welche in einer sogenannten DSC-Kurve dargestellt werden (siehe Abbildung 2.17) [12, 19, 50, 51].

Der in der DSC bezogen auf die Probenmasse m ermittelte Wärmestrom \dot{Q} steht gemäß Glg. 2.10 bei konstanter Heiz- bzw. Abkühlrate \dot{T} in einem direkt proportionalen Zusammenhang mit der spezifischen Wärmekapazität c_p [12, 19].

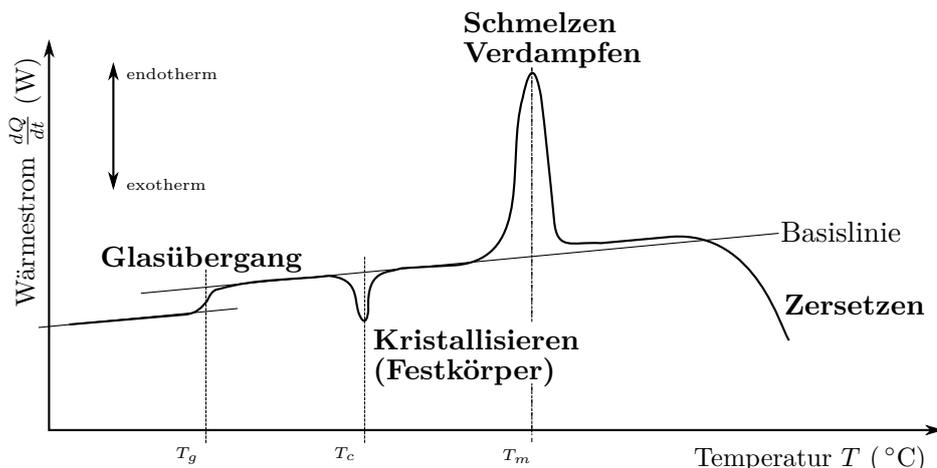


Abbildung 2.17: Schematische Darstellung einer DSC-Kurve mit möglichen thermischen Effekten [19].

$$\frac{\dot{Q}}{m} = \dot{T} \cdot c_p \quad (2.10)$$

Es kann zwischen zwei Messprinzipien unterschieden werden [12, 19, 50]:

- Dynamische Wärmestrom-Differenzkalorimetrie (DWDK) und
- Dynamische Leistungs-Differenzkalorimetrie (DLDK).

Die beiden unterschiedlichen Messaufbauten sind in den Abbildungen 2.18a und 2.18b dargestellt. Bei der DWDK befinden sich Referenzmaterial mit bekannter Wärmekapazität (temperaturabhängig) und Probe in einem Ofen, der nach einem definierten Temperaturprogramm aufgeheizt bzw. abgekühlt wird. Die Probe und die Referenz sind dabei über eine Metallscheibe verbunden. Der Ofenraum wird zumeist mit einem Inertgas, wie z.B. Stickstoff, gespült, um oxidative Reaktionen der Probe zu unterbinden. Es wird sowohl die Temperatur der Probe T_P als auch die des Referenzmaterials T_R gemessen. Wird eine Temperaturdifferenz ΔT gemessen, so ist dies gleichbedeutend mit einer Differenz zwischen dem Wärmestrom vom Ofen zur Probe $\Delta\dot{Q}_{OP}$ und jenem vom Ofen zur Referenz $\Delta\dot{Q}_{OR}$. Somit tritt bei einer Änderung der spezifischen Wärmekapazität c_p bei einer bestimmten Temperatur eine Wärmestromänderung $\Delta\dot{Q}$ der Probe auf, welche durch ΔT erfasst wird. Ein wesentlicher Vorteil dieser Methode ist die robuste Bauart. Die gemessenen Kurven weisen eine stabile Basislinie auf und ermöglichen eine klare Messung von Glasübergängen [12, 18, 19, 50].

Bei der DLDK befinden sich Probenziegel und Referenzziegel in einem eigenen Ofen. Beide Öfen werden nach einem vordefinierten Programm aufgeheizt bzw. abgekühlt,

wobei die Heizleistungen P_P und P_R getrennt voneinander geregelt werden. Ziel der Leistungsregelung ist es, die gemessene Temperaturdifferenz ΔT zwischen Probenofen und Referenzofen auf Null auszugleichen. Aus der Leistungsdifferenz ΔP , welche der der Wärmestromänderung $\Delta \dot{Q}$ entspricht, wird die Wärmekapazität c_p der Probe bestimmt. Diese Methode hat bei schnell ablaufenden Reaktionen klare Vorteile, da die Temperaturregelung sehr rasch abläuft [12, 50].

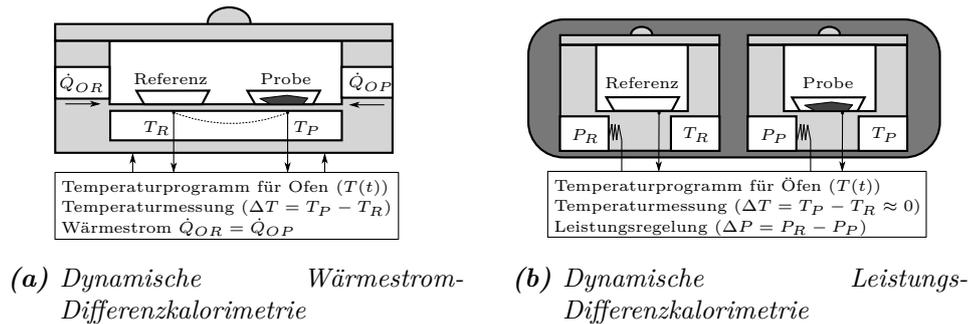


Abbildung 2.18: Messprinzipien der DSC [12].

Grundsätzlich besteht die Messung der Wärmekapazität aus drei unterschiedlichen Messungen [51]:

- einer Blindwertmessung (Leertiegel),
- einer Kalibriermessung (Kalibriersubstanz im Probeniegel) und
- einer Messung an der unbekanntem Substanz.

Für die mathematischen Berechnungsformeln zur Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität sei auf die Norm [51] verwiesen.

Wesentliche Einflussfaktoren auf die Messung sind [12]:

- Probenvorbehandlung,
- Start-/Endtemperatur der Messung,
- Referenzsubstanz,
- Spülgas/-strom,
- Heiz-/Kühlrate und
- Einwaage.

Wichtig ist, dass bei DSC-Messungen die Start- und Endtemperatur an das jeweilige Probenmaterial und die untersuchte Eigenschaft angepasst werden. Selbiges gilt

für die Heiz- bzw. Kühlrate [19]. Für die Messung der spezifischen Wärmekapazität gibt die Norm [51] eine Heiz- bzw. Kühlrate von 5 K/min oder 10 K/min an. Die Vorgeschichte des Materials hat ebenfalls einen erheblichen Einfluss auf aufgenommene DSC-Kurven. Deshalb wird die spezifische Wärmekapazität meistens erst nach einem ersten Aufheizen und darauffolgenden Abkühlen bestimmt. Abbildung 2.19 zeigt die DSC-Kurven und auftretenden Effekte bei zweimaligen Aufheizen und zwischenzeitlichen Abkühlen eines „amorphen“ PET (bspw. aus einer Getränkeflasche entnommen). Für weitere Erläuterungen bzgl. Einflüsse und DSC im Allgemeinen sei auf die Fachliteratur [12, 18, 19] verwiesen.

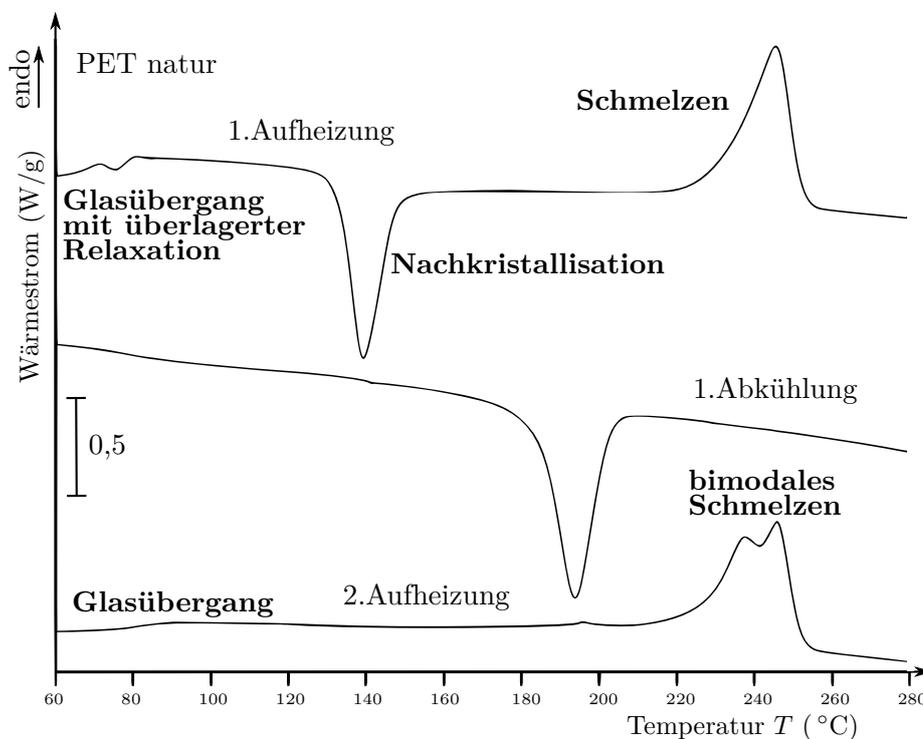


Abbildung 2.19: DSC-Kurven eines amorphen PET bei einer Kühlrate von 20 K/min und N_2 als Spülgas; Unterschiede zwischen 1. Aufheizen, 1. Abkühlung und 2. Aufheizen [19].

2.1.9 Rheologische Eigenschaften

Die Rheologie beschäftigt sich mit den Fließeigenschaften von Materialien. Die Viskosität spielt hierbei als Materialeigenschaft eine zentrale Rolle. Sie beschreibt die Zähigkeit des fließfähigen Materials und ist ein Maß für den inneren Widerstand gegen die Verformung durch eine von außen auf die Flüssigkeit wirkende Kraft [42]. In

Kunststoffverarbeitungsmaschinen wird die Schmelze meist geschert, es tritt eine laminaire Scherströmung auf. Dieser Belastungsfall (ebene stationäre Schichtenströmung) wird für grundlegende Überlegungen als Abziehen einer beweglichen von einer festen Platte mit dazwischenliegendem Flüssigkeitsfilm vereinfacht (siehe Abbildung 2.20).

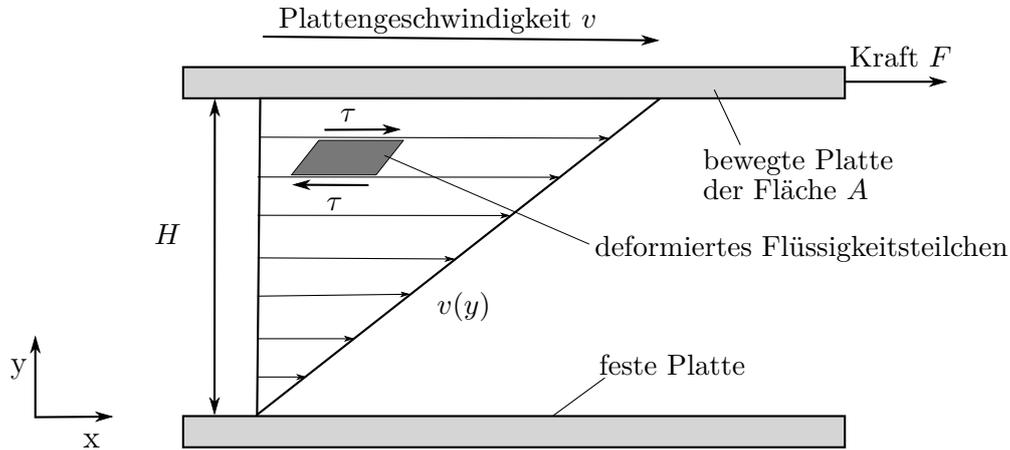


Abbildung 2.20: Laminare Scherströmung beim Abziehen einer Platte [42].

Die Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ ist, abgeleitet aus der Abbildung 2.20, nach Glg. 2.11 definiert.

$$\dot{\gamma} = \frac{\partial v(y)}{\partial y} = \frac{v}{H} \quad (2.11)$$

- $\dot{\gamma}$ Schergeschwindigkeit
- v Geschwindigkeit in x-Richtung
- y y-Koordinate
- H Höhe, Plattenabstand

Die Viskosität η stellt eine Proportionalität zwischen der auftretenden Schubspannung τ und der Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ her, welche im Fall einer **newtonschen Flüssigkeit** ($\eta = \text{const.}$) linear ist.

$$\tau = \eta \cdot \dot{\gamma} \quad (2.12)$$

Kunststoffschmelzen zeigen jedoch ein **strukturviskoses Verhalten**, wodurch sich folgender Zusammenhang ergibt:

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \neq \text{const.} \quad (2.13)$$

Die Abbildung 2.21 zeigt schematisch die Viskositätskurven ($\eta = f(\dot{\gamma})$) verschiedener Flüssigkeiten.

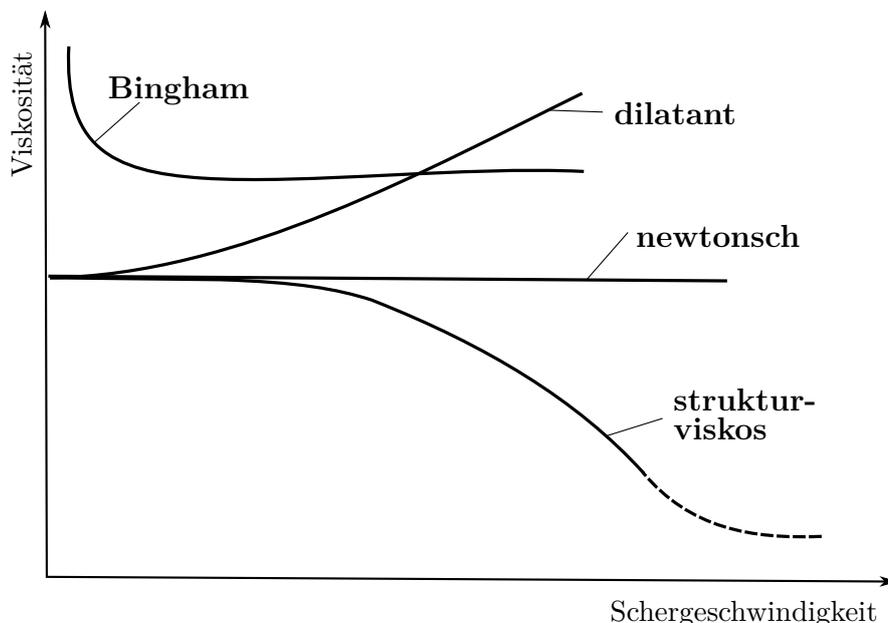


Abbildung 2.21: Viskositätskurven verschiedener Flüssigkeiten [53].

Abgesehen von der Schergeschwindigkeit ist die Viskosität ebenfalls von anderen Parametern, wie Temperatur und Druck, abhängig. Die Abbildung 2.22 zeigt die Auswirkung von verschiedenen Parametern auf die Verschiebung einer Viskositätskurve.

Viskositätskurven können durch verschiedene mathematische Ansätze beschrieben werden. Eine Möglichkeit ist der **Bird-Carreau-Yasuda-Ansatz** [52], welcher den Verlauf der Viskosität über einen weiten Schergeschwindigkeitsbereich gut approximiert. Die Glg. 2.14 zeigt diesen Ansatz in einer von Menges, Wortberg und Michaeli modifizierten Schreibweise, welche die Temperaturabhängigkeit bzw. -verschiebung der Viskositätskurven mit dem Verschiebungsfaktor a_T (Glg. 2.15) nach dem WLF-Ansatz berücksichtigt [5, 38, 44, 52]. Dazu dienen die Konstanten T_S und T_0 sowie die Temperatur T , zu welcher die Kurve verschoben werden soll. Die rheologischen Konstanten P_1 bis P_4 beschreiben die Form und die Lage der Viskositätskurve (siehe Abbildung 2.23), wobei P_1 der Nullviskosität und P_4 der Viskosität bei $\dot{\gamma} \rightarrow \infty$ entspricht. In der üblichen Schreibweise des von Menges, Wortberg und Michaeli modifizierten Bird-Carreau-

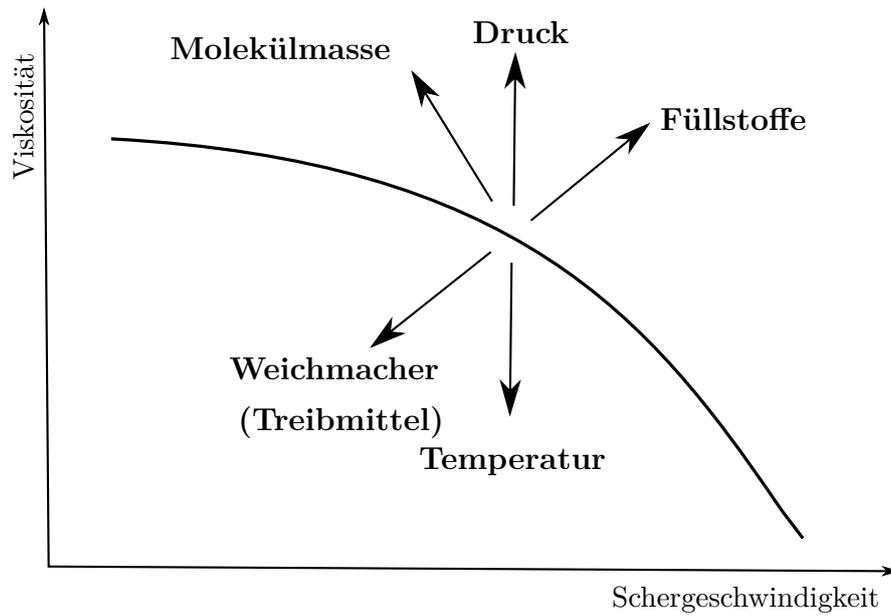


Abbildung 2.22: Einfluss auf eine Viskositätskurve [41].

Yasuda-Ansatz wird die Konstante P_4 nicht angeführt, sprich 0 gesetzt [52]. Mit dem Faktor f_p kann die Druckabhängigkeit berücksichtigt werden.

$$\eta = P_4 \cdot a_T + \frac{P_1 \cdot a_T}{(1 + \dot{\gamma} \cdot P_2 \cdot a_T)^{P_3}} \quad (2.14)$$

$$\log a_T(T, p) = \frac{8,86 \cdot (T_0 - T_S)}{101,6 + (T_0 - T_S)} - \frac{8,86 \cdot (T - T_S - f_p \cdot p)}{101,6 + (T - T_S)} \quad (2.15)$$

Der **Cross-WLF-Ansatz**, welcher in den Gln. 2.16 bis 2.18 dargestellt ist, bietet eine weitere Approximationsmöglichkeit. Details hierzu sind in [6, 30] zu finden.

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \left(\frac{\eta_0 \cdot \dot{\gamma}}{\tau^*}\right)^{1-n}} \quad (2.16)$$

$$\eta_0 = D_1 \cdot e^{\left(-\frac{A_1 \cdot (T - T^*)}{A + D_3 \cdot p + (T - T^*)}\right)} \quad (2.17)$$

$$T^* = D_2 + D_3 \cdot p \quad (2.18)$$

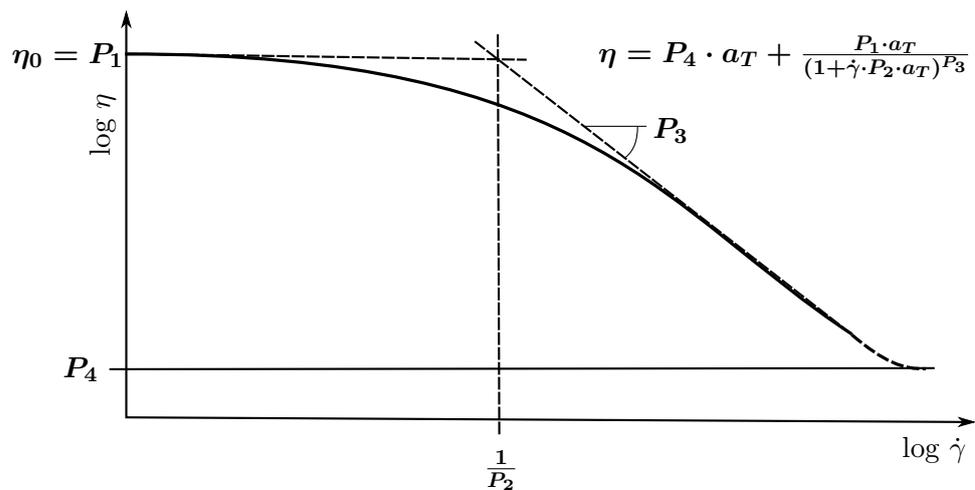


Abbildung 2.23: Beschreibung der Viskositätskurve mit dem Bird-Carreau-Yasuda-Ansatz (modifiziert durch Menges, Wortberg und Michaeli) [38].

2.1.10 Bestimmung der rheologischen Eigenschaften

Zur Bestimmung des Fließverhaltens von Kunststoffschmelzen stehen verschiedenste Messgeräte (Rheometer) zur Verfügung. Als wichtigste Vertreter wird hier auf das Kegel-Platte- bzw. Platte-Platte-Rheometer und das Hochdruckkapillarrheometer eingegangen.

Kegel-Platte- bzw. **Platte-Platte-Messsysteme** zählen zu den Rotationsrheometern. Bei diesen Anordnungen (siehe Abbildung 2.24) wird die Kunststoffprobe in den Scherspalt zwischen einer feststehenden Bodenplatte und einem beweglichen Kegel bzw. einer beweglichen Platte eingebracht. Die bewegliche Seite kann rotatorisch oder auch oszillatorisch betrieben werden. Während rotatorische Messungen zur Bestimmung der Viskosität dienen, können bei oszillatorischen Messungen zusätzlich viskoelastische Eigenschaften der Schmelze bestimmt werden. Bei den Prüfungen werden das Drehmoment für die Bestimmung der Schubspannungen und die Drehzahl bei Rotation bzw. die Frequenz der Schwingung bei Oszillation für die Berechnung der Schergeschwindigkeit gemessen. Neben der Vielfalt der zu bestimmenden Schmelzeigenschaften ist ein wesentlicher Vorteil dieser Messsysteme, dass nur geringe Probenmengen benötigt werden. Weiters eignen sich Rotationsrheometer i.A. für Messungen in einem niedrigen Schergeschwindigkeitsbereich (10^{-2} s^{-1} bis 10^2 s^{-1}). Bei zu hohen Schergeschwindigkeiten würde sich die Probe auf Grund der Dissipation zu sehr erwärmen. Dies hätte möglicherweise einen Abbau des Materials oder zumindest eine Verfälschung der Messung zur Folge. Weiters können Einschnürungen am Messspalt-

rand auftreten und das Material aus dem Messspalt austreten und somit die Schubspannungsübertragung verringert werden [19, 41, 42, 53].

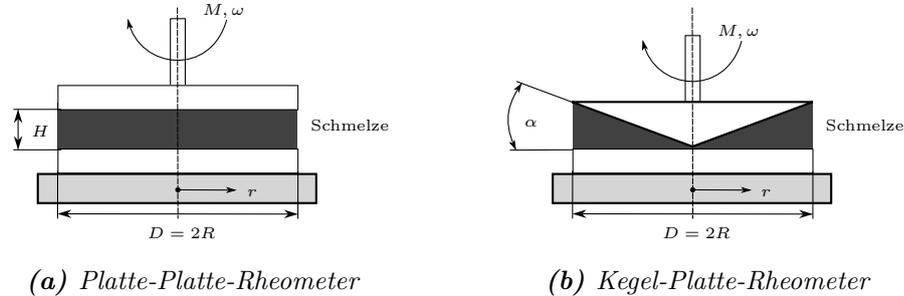


Abbildung 2.24: Messaufbauten für Rotationsrheometer [19].

Für die Auswertung der Messungen mit Rotationsrheometer, genauere Ausführungen der Messaufbauten und Beschreibung anderer Rotationsrheometer (z.B. Couette-Rheometer) sei auf die Fachliteratur [19, 21, 53] verwiesen.

Kapillarrheometer ermöglichen Messungen der Viskosität in einem Bereich von 10^1 s^{-1} bis 10^5 s^{-1} , welcher in der Verarbeitung von Kunststoffen relevant ist [19]. Es liegt ein großes Spektrum an verschiedenen Bauarten von Kapillarrheometern (vgl. [53]) vor. An dieser Stelle wird näher auf das Hochdruckkapillarrheometer (HKR) eingegangen.

Die Abbildung 2.25 zeigt den Aufbau eines **HKR**. Es besteht aus einem temperierten Zylinder, in welchen das Probenmaterial, meist in Granulatform, eingebracht und aufgeschmolzen wird. Der Stempel drückt anschließend die Schmelze mit einer definierten Geschwindigkeit durch eine Kapillare. Diese kann entweder einen Kreisquerschnitt (Rundlochdüse) oder einen Rechteckquerschnitt (Schlitzdüse) aufweisen. Im Gegensatz zu Rotationsrheometern wird beim HKR somit eine Druckströmung und keine Schlepplströmung erzeugt. Durch die Realisierung verschiedener Stempelgeschwindigkeiten und somit unterschiedlichen Volumenströmen bzw. der Messung des sich einstellenden Drucks können mehrere Punkte der Viskositätskurve abgebildet werden. Bei einer Rundlochdüse wird der Druckabfall vom Messpunkt zur Umgebung mit einem Druckaufnehmer vor der Düse gemessen. Bei Schlitzdüsen ist es möglich, zwei Druckaufnehmer in die Kapillare einzubauen. Dies hat den Vorteil, dass der Druckabfall direkt in der Kapillare ohne zusätzliche Verluste gemessen wird und zur Auswertung herangezogen werden kann [19, 41, 42, 53].

Bei Rundlochdüsen werden auf Grund der Messung des Drucks vor der Kapillare sogenannte Einlaufdruckverluste ebenfalls erfasst. Diese entstehen durch elastische De-

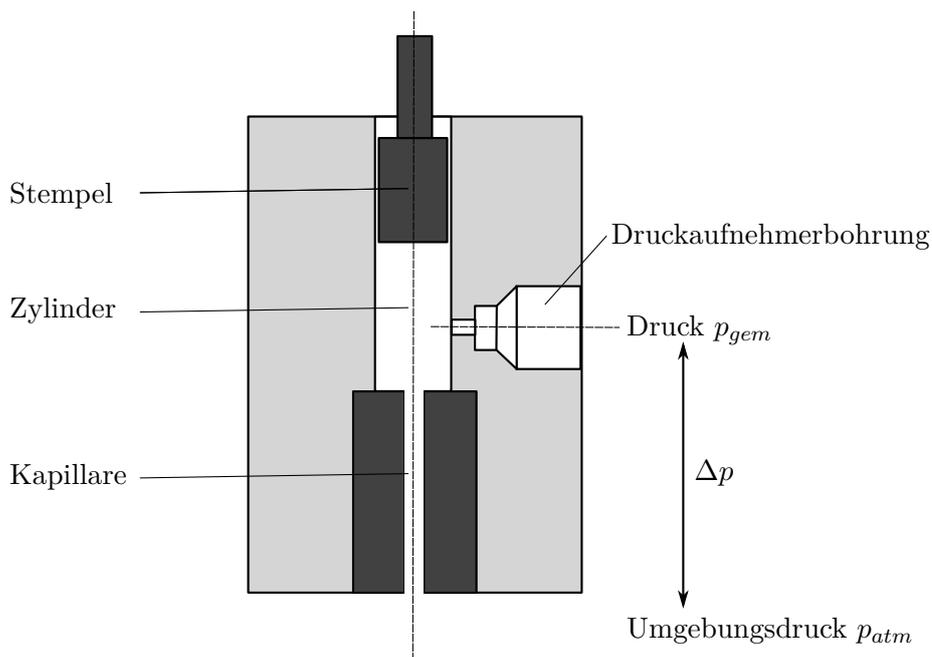


Abbildung 2.25: Schematischer Aufbau des Hochdruckkapillarrheometer mit Rundlochdüse [19, 41].

formation der Schmelze und Sekundärwirbel im Einlaufbereich. Um diese Verluste zu bestimmen, wird die sogenannte Bagley-Korrektur durchgeführt. Es werden Messungen mit mindestens zwei Düsen mit unterschiedlichem L/D -Verhältnis (Längen-Durchmesser-Verhältnis), wobei meist nur die Länge verändert wird, bei konstanter Schergeschwindigkeit durchgeführt. Wie in Abbildung 2.26 dargestellt, werden die gemessenen Druckverluste Δp_{gem} über dem L/D -Verhältnis aufgetragen. Durch Extrapolation wird der Ordinatenabschnitt bei $L/D = 0$ bestimmt, welcher dem Einlaufdruckverlust Δp_e entspricht. Dieser steigt mit steigender Schergeschwindigkeit an. Für die Berechnung der Viskosität wird der um Δp_e korrigierte, viskose Druckverlust der ausgeprägten Kapillarrohrströmung verwendet (Glg. 2.19) [41, 42, 53].

$$\Delta p_v = \Delta p_{gem} - \Delta p_e \quad (2.19)$$

Mit dem korrigierten Druckverlust Δp_v , dem Radius der Kapillare r , der Länge L und dem durch die Stempelgeschwindigkeit vorgegebenen Volumenstrom \dot{V} werden bei der Auswertung für eine Rundlochdüse gemäß Glgn. 2.20 und 2.21 die Wandschubspannung τ_w und die scheinbare Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}_s$ berechnet [53].

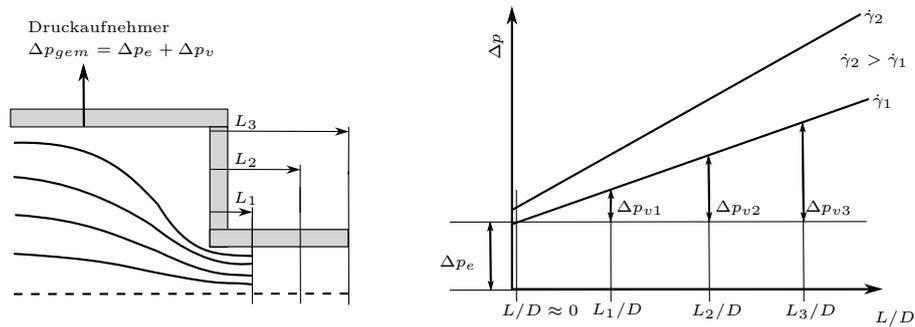


Abbildung 2.26: Ermittlung des Einlaufdruckverlusts mit Hilfe der Bagley-Korrektur [41].

$$\tau_w = \frac{R \cdot \Delta p_v}{2 \cdot L} \quad (2.20)$$

$$\dot{\gamma}_s = \frac{4 \cdot \dot{V}}{\pi \cdot R^3} \quad (2.21)$$

Die Glgn. 2.20 und 2.21 gehen jedoch von einem newtonschen Schmelzeverhalten aus. Um nun die wahre Viskosität von strukturviskosen Kunststoffschmelzen zu berechnen, gibt es zwei Korrekturmethode[n] [53]:

- Korrekturverfahren nach Weißenberg-Rabinowitsch sowie
- Korrekturverfahren nach Schümmer (Konzept der repräsentativen Viskosität).

Beim Korrekturverfahren nach Weißenberg-Rabinowitsch wird die wahre Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}_w$ nach Glg. 2.22 berechnet [53].

$$\dot{\gamma}_w = \frac{3}{4} \dot{\gamma}_s + \frac{1}{4} \tau_w \frac{d\dot{\gamma}_s}{d\tau_w} \quad (2.22)$$

Für das Korrekturverfahren nach Schümmer sei auf die Fachliteratur [41, 42, 53] verwiesen.

2.1.11 Mechanische Eigenschaften

Kunststoffe zeichnen sich bei mechanischer Belastung durch verschiedene Materialverhaltensweisen aus, welche überlagert auftreten. Es lassen sich für die Beschreibung des

mechanischen Verhaltens folgende Grundtypen durch vereinfachte Annahmen definieren [21]:

- Elastizität,
- Viskosität,
- Viskoelastizität sowie
- Plastizität.

Unter **Elastizität** versteht man ein Materialverhalten, das auf eine mechanische Beanspruchung spontan und zeitunabhängig reagiert. Darüber hinaus ist die Reaktion des Materials vollständig reversibel, d.h. es muss ein eindeutiger und umkehrbarer Zusammenhang zwischen Spannungs- und Deformationszustand vorliegen. Es wird zwischen Energieelastizität und Entropieelastizität unterschieden. Man spricht von Energieelastizität, wenn die elastische Verformung und somit auch die Rückstellkräfte auf Abstandsänderungen der Atome und Valenzwinkelstreckungen zurückzuführen sind. Bei der Entropieelastizität beruhen die elastischen Rückstellkräfte auf der Zunahme der Entropie, wenn die Makromoleküle nach Streckung durch mechanische Belastungen wieder in ihren Knäuelzustand zurückkehren [21].

Viskoses Verhalten zeichnet sich durch die Irreversibilität der Deformationsprozesse aus. Auf molekularer Ebene kommt dies auf Grund der Relativverschiebung benachbarter Struktureinheiten zustande. Auf das viskose Materialverhalten und dessen Beschreibung wird in Abschnitt 2.1.9 eingegangen. Viskosität und Elastizität sind charakteristisch für das mechanische Verhalten von Flüssigkeiten und Festkörpern bei niedermolekularen Materialien [21].

Kunststoffe sind stark vom sogenannten **viskoelastischen Materialverhalten** geprägt. Dabei tritt eine verzögerte und somit zeitabhängige Materialreaktion auf mechanische Belastungen auf. Jedoch ist diese Reaktion auch reversibel. Es kommt zu sogenannten Relaxations- und Retardationserscheinungen. Relaxation beschreibt den zeitabhängigen Abbau von Spannungen, wenn eine bestimmte Deformation vorgegeben wird. Bei Retardation wird eine Spannung vorgegeben und es erfolgte eine verzögerte Verformungsreaktion. Darüber hinaus kann die lineare und nichtlineare Viskoelastizität unterschieden werden. Bei linearer Viskoelastizität sind die mechanischen Eigenschaften von Zeit und Temperatur abhängig, nicht aber von der Deformationshöhe. Im Fall der nichtlinearen Viskoelastizität besteht eine Abhängigkeit von allen drei Parametern [21].

Nach Überschreiten der Fließgrenze σ_f eines Materials tritt **plastisches Materialverhalten** auf. Dies bedeutet eine vollständig irreversible Deformation.

Die Abbildung 2.27 soll an Hand des komplexen Moduls E^* , welcher bei dynamischer Beanspruchung bestimmt wird und sich aus Speichermodul E' und Verlustmodul E'' zusammensetzt, die Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von teilkristallinen und amorphen Thermoplasten veranschaulichen. Zusätzlich sind die beschriebenen Mechanismen des Materialverhaltens dargestellt und Temperaturbereichen, in denen diese auftreten, zugeordnet.

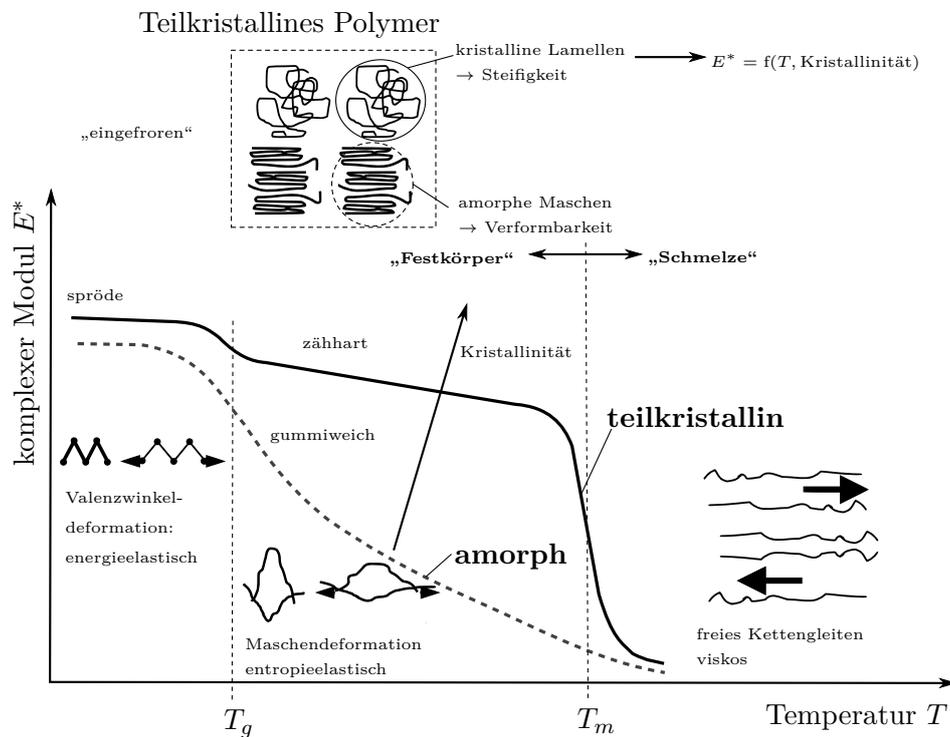


Abbildung 2.27: Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von amorphen und teilkristallinen Thermoplasten [19].

2.2 Spritzgießen

Das Spritzgießen ist ein Verarbeitungsverfahren, in dem das zu verarbeitende Material (meist in Granulat- oder Pulverform) zuerst aufgeschmolzen (plastifiziert) wird, dann in eine Form (Kavität, Formnest) eingespritzt wird, dort auskühlt und erstarrt [26]. Nach der Erstarrung kann das feste Bauteil entnommen werden. In dieser Art und

Weise werden thermoplastische Kunststoffe spritzgegossen. Im Spritzgießprozess kann jedoch eine Vielzahl an weiteren Materialien wie Duomere, Elastomere oder auch Metallfeedstocks verarbeitet werden. Die Prozessführung (z.B.: Temperaturführung) und der Maschinenaufbau werden dementsprechend an das zu verarbeitende Material angepasst.

Die weiteren Ausführungen dieser Arbeit beschäftigen sich mit dem Spritzgießen von Thermoplasten.

2.2.1 Maschinenaufbau

Die Funktion einer Spritzgießmaschine ist gemäß DIN 24450 die diskontinuierliche Herstellung von Formteilen aus vorzugsweise makromolekularen Formmassen, wobei die Formteilerstellung durch Urformen unter Druck geschieht [9].

Im Wesentlichen besteht eine Spritzgießmaschine aus folgenden Baugruppen (siehe Abbildung 2.28):

- Maschinenbett,
- Plastifizieraggregat,
- Schließeinheit,
- Werkzeug,
- Regel- oder Steuereinheit und
- Temperieraggregat bzw. Kühlaggregat für das Werkzeug.

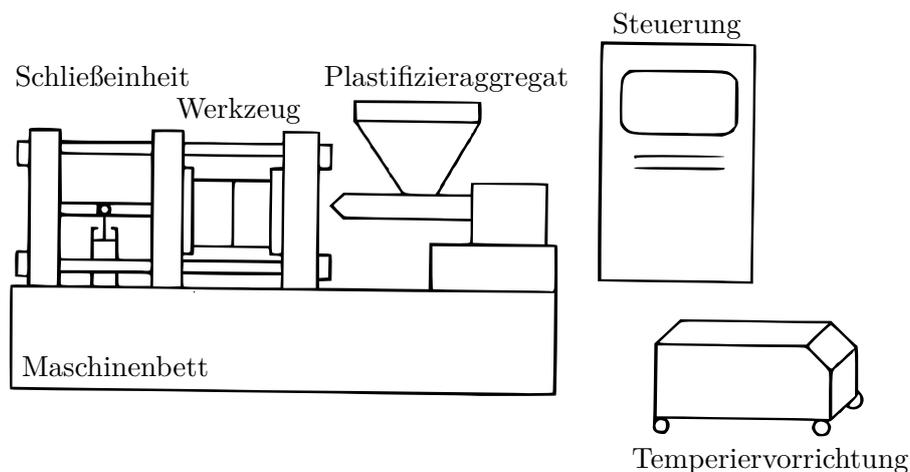


Abbildung 2.28: Maschinenaufbau einer Spritzgießmaschine [42].

Das Maschinenbett trägt die Plastifiziereinheit und die Schließeinheit und kann außerdem Elemente der Hydraulik oder der Elektronik der Spritzgießmaschine beinhalten.

Die Plastifiziereinheit besteht aus einem beheizten Zylinder, einer Schnecke, einem Schneckenantrieb und dem Zylinderkopf mit der Düse (siehe Abbildung 2.29). Hauptaufgaben der Plastifiziereinheit sind [42]:

- Plastifizieren,
- Fördern,
- Homogenisieren,
- Dosieren,
- Speichern sowie
- Einspritzen.

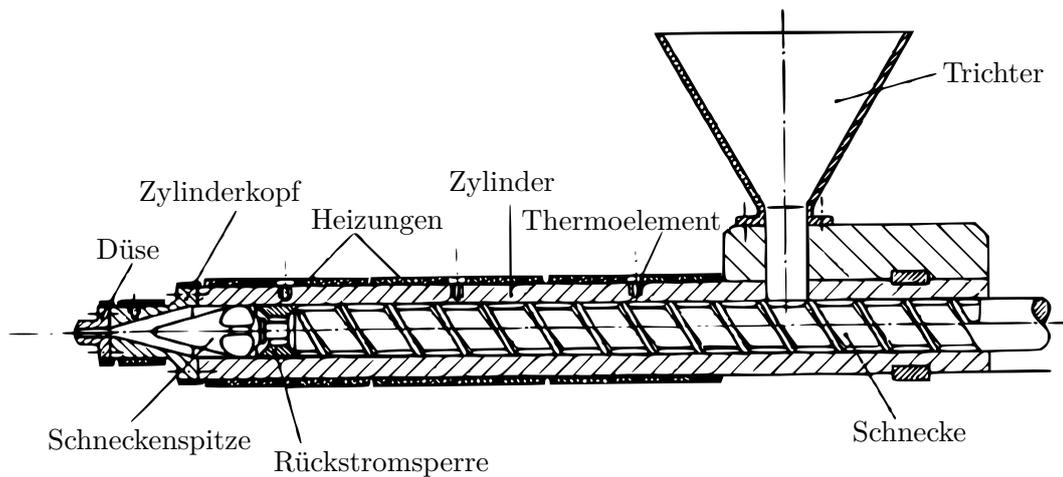


Abbildung 2.29: Aufbau der Plastifiziereinheit [20].

Der Antrieb der Plastifiziereinheit kann hydraulisch oder elektrisch ausgeführt sein. Als Schnecken werden größtenteils 3-Zonen-Schnecken (Einzugszone, Kompressionszone, Meteringzone), aber auch Barrierschnecken sowie 3-Zonen-Schnecken mit Scher- und Mischteilen verwendet, welche an der Spitze häufig mit einer Rückstromsperre ausgestattet sind. Dadurch wird verhindert, dass Schmelze beim Einspritzen zwischen den Schneckenstegen und der Zylinderwand zurückfließt. Die Düsen können als offene Düsen oder Verschlussdüsen ausgeführt sein. Als Beispiel für eine Verschlussdüse sei hier die fremdbetätigte Nadelverschlussdüse angeführt (siehe Abbildung 2.30).

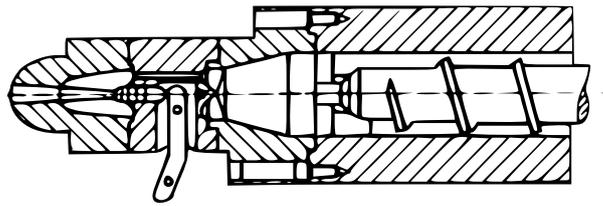


Abbildung 2.30: Nadelverschlussdüse (fremdbetätigt) [42].

Durch die Schließenheit wird das Öffnen und Schließen des Werkzeuges sowie die Aufbringung der Schließkraft realisiert. Die Schließkraft verhindert, dass die beiden Werkzeughälften durch den in der Einspritz- und Nachdruckphase (siehe 2.2.2) herrschenden Druck in der Kavität auseinandergedrückt werden. [42] gibt folgende Typen an Schließenheiten an:

- vollhydraulische,
- mechanische (durch nur einen Hydraulikzylinder angetrieben),
- hydraulisch-mechanische und
- vollelektrische Schließenheiten.

Unter mechanischen Systemen sind bspw. Kniehebelkonstruktionen zu verstehen.

Das Werkzeug ist das Herzstück im Spritzgießprozess. Hauptaufgabe ist die Ausformung des Bauteils. Dies geschieht in der Kavität. Im Wesentlichen besteht ein Werkzeug aus folgenden Elementen [42]:

- Aufspannplatten,
- Formplatten,
- Formeinsätzen,
- Temperiersystem (z.B.: Kühlbohrungen),
- Angussystem (Kaltkanal, Heißkanal),
- Führungen sowie
- Auswerfersystem.

Die Verbindung zwischen der Düse und dem Anschnitt des Formteils wird durch das Angussystem hergestellt. Auf die unterschiedlichen Anschnittarten wird an dieser Stelle nicht genauer eingegangen. Im Gegensatz zum Kaltkanal wird der Heißkanal beheizt, wodurch die Kunststoffschmelze während der Nachdruck- und Kühlphase

(siehe 2.2.2) im Angusskanal nicht einfriert. Vorteil eines Heißkanalsystems ist der niedrigere Druckverbrauch und dass kein Anguss mitentformt werden muss. Somit fällt dieser nicht als Abfall an.

Auf Grund der vielen unterschiedlichen Konstruktionsvarianten von Spritzgießwerkzeugen wird hier nicht genauer auf die weiteren Elemente eingegangen.

Die durch die heiße Kunststoffmasse in die Kavität eingebrachte Wärmemenge muss über das Werkzeug und das Temperiersystem abgeführt werden. Die Werkzeugtemperatur muss beim konventionellen Spritzgießen unter der Erstarrungstemperatur des Kunststoffes gehalten werden. Dazu können externe oder auch in die Maschine integrierte Temperiergeräte verwendet werden. In den meisten Fällen wird Wasser in einem Kreislauf durch die Kühlbohrungen des Werkzeuges gepumpt.

Die Steuerung koordiniert und überwacht die einzelnen Bewegungen der Plastifizier- und Schließeinheit.

2.2.2 Prozessablauf

In diesem Abschnitt wird auf den Ablauf eines Spritzgießzyklusses eingegangen. Der Zyklus, welcher sich periodisch wiederholt, kann in folgende vier Phasen unterteilt werden:

1. Einspritzphase,
2. Nachdruckphase,
3. Kühlphase/Plastifizierphase sowie
4. Entformungsphase.

In Abbildung 2.31 sind die oben angeführten Schritte des Spritzgießzyklus skizziert. Der erste Schritt ist das **Einspritzen** der Schmelze durch die Düse und den Anguss in das Formnest, wobei das Werkzeug zuvor geschlossen wird. Zudem kommt, dass je nach Ausführung die Spritzeinheit im Zyklus mit der Düse von der Angussbuchse absetzt, um den Energieverlust in den restlichen Maschinenaufbau zu verringern. In diesem Fall müsste die Spritzeinheit vor dem Einspritzen nach vorne fahren und andocken. Darüber hinaus wird vorausgesetzt, dass das benötigte Spritzvolumen im vorangegangenen Zyklus aufdosiert wurde. Beim Einspritzen wird die nicht rotierende Schnecke durch einen hydraulischen oder durch einen elektromechanischen Antrieb nach vorne bewegt. Diese Bewegung erfolgt zumeist geschwindigkeitsgeregelt. Dabei

wirkt die Schnecke als Kolben und bewegt die aufdosierte Schmelze durch die Düse ins Werkzeug. Die Rückstromsperre verhindert, dass Masse zurück in die Gänge der Schnecke bzw. über die Schneckenstege fließt [27, 42, 57].

Das Ende der Einspritzphase ist durch den **Umschaltzeitpunkt** definiert. Dieser markiert somit auch das Ende der Einspritzzeit t_e und den Beginn der Nachdruckzeit t_N . Dabei schaltet die Maschinensteuerung von Geschwindigkeitsregelung auf Druckregelung um, wobei das Umschalten zeitabhängig, schneckenwegabhängig, hydraulikdruckabhängig als auch werkzeuginnendruckabhängig erfolgen kann. Zum Umschaltzeitpunkt ist die Kavität nahezu vollständig gefüllt. Sobald die Form vollständig gefüllt ist, wird die Masse in der Form durch den anliegenden **Nachdruck** komprimiert. Hauptziel der Nachdruckphase ist die Kompensation der Volumenschwindung, welche durch das Abkühlen und Erstarren des thermoplastischen Kunststoffes bewirkt wird (vgl. Abschnitt 2.1.3) [26, 42].

Nach dem Einfrieren des Angusses, d.h. dem Erreichen des **Siegelpunkts**, kann keine Schmelze mehr in die Kavität gedrückt werden. Dies ist jedoch auch von der Bauteilgeometrie abhängig. So können dünnwandige Abschnitte im Bauteil bereits früher einfrieren und somit dahinterliegende dickwandige Bereiche frühzeitig von der Schmelzezufuhr trennen, was zu übermäßigen Einfallstellen und Verzug führen kann. Mit dem Erreichen des Siegelpunkts und dem Ende der Nachdruckzeit t_N beginnt die **Restkühlphase**, in der kein Nachdruck mehr aufgebracht wird. Das Bauteil muss in der Restkühlzeit t_{Rk} , welche vom Ende der Nachdruckzeit bis zum Öffnen des Werkzeugs dauert, auf die Entformungstemperatur abkühlen, da ansonsten die Formteilstabilität für die Entformung meistens nicht ausreicht. Unter der Gesamtkühlzeit t_K versteht man die Zeit von Beginn des Einspritzvorgangs bis zum Öffnen des Werkzeugs. Zugleich wird in der Spritzeinheit Masse für den nächsten Zyklus aufdosiert (**Dosier-/Plastifizierphase**). Dies geschieht durch Rotation und Rückwärtsbewegung der Schnecke. Dabei wird das Material durch Friktionswärme bzw. durch über die Heizbänder am Zylinder eingebrachte Wärme aufgeschmolzen und zur Schnecken spitze gefördert. Meist wird in Abhängigkeit vom verarbeiteten Material die Schnecke bei der Rückwärtsbewegung während des Dosierens mit dem sogenannten Staudruck p_{St} beaufschlagt. Dies bewirkt eine bessere Homogenisierung der Masse und verhindert Lufteinschlüsse. Bei einer offenen Düse wird die Schnecke nach dem Dosieren um den Dekompressionshub zurückgezogen, um somit den Druck im Schneckenorraum abzubauen und ein Ausfließen der Masse durch den Angusskanal nach Entformen des Bauteils zu verhindern. Erst nach dem Dekompressionshub kann ggf. die Pla-

stifiziereinheit mit der Düse von der Angussbuchse abgesetzt werden. Im Falle einer Verschlussdüse kann dies durch die Verschießbarkeit der Düse bereits nach Ende des Nachdrucks geschehen [28, 42, 57].

Die letzte Phase ist die **Entformungsphase**, in welcher das Werkzeug öffnet und das Bauteil mit den entsprechenden Entformungsmechanismen ausgeworfen wird. Danach wird das Werkzeug wieder geschlossen und die Spritzeinheit fährt ggf. wieder vor. Somit kann der Zyklus mit dem Einspritzen von Neuem beginnen.

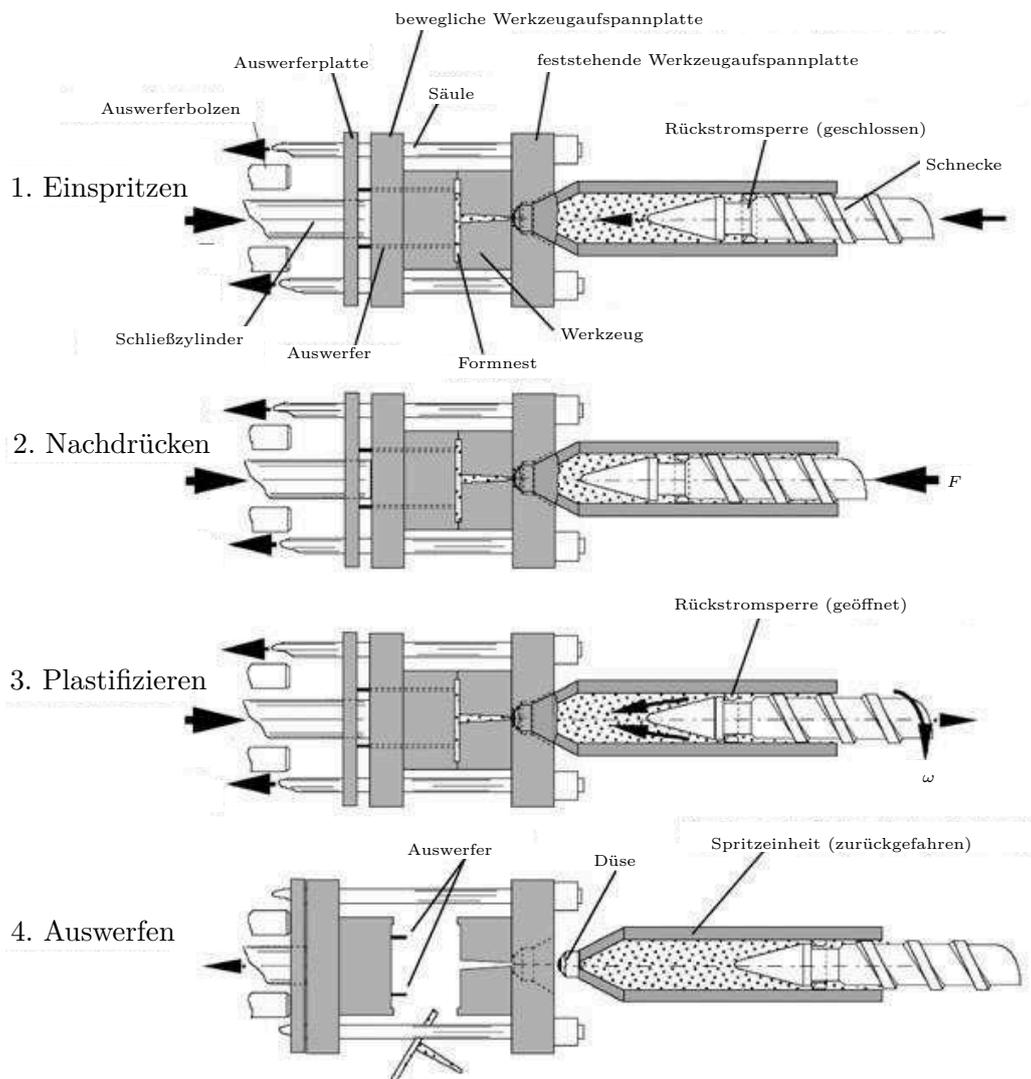


Abbildung 2.31: Ablauf eines Spritzgießzyklus [57].

2.2.3 Maschinen- und Prozessparameter

Für die Einrichtung der Spritzgießmaschine und die Beeinflussung der Bauteilqualität stehen verschiedenste Einstellgrößen an der Maschine zur Verfügung. In der Literatur wird hier oft keine genaue Unterscheidung zwischen Maschinen- und Prozessparametern getroffen. [28] bezeichnet alle Einstellwerte der Spritzgießmaschine und der Peripheriegeräte als „Maschinenparameter“, wogegen sich „Prozessparameter“ aus den Maschinenparametern in Kombination mit der Formteilgeometrie, dem verwendeten Material und der Maschinenkonfiguration an sich ergeben. Die Tabelle 2.2 gibt eine Übersicht über die wichtigsten Maschinen- und Prozessparameter einer Spritzgießmaschine. Dabei sind die Abhängigkeiten der verschiedenen Prozessparameter von den Maschinenparametern berücksichtigt. So wird die Massetemperatur bspw. sowohl von den Zylindertemperaturen als auch von der Düsentemperatur beeinflusst (vgl. Zeile 1 und 2 in Tabelle 2.2).

Tabelle 2.2: Maschinen- und Prozessparameter und deren Abhängigkeiten [20].

Maschinenparameter	Prozessparameter
Zylindertemperaturen	Massetemperatur
Düsentemperatur	
Schneckendrehzahl	(beeinflusst Massetemperatur, Homogenität)
Staudruck	(beeinflusst Massetemperatur, Homogenität)
Temperiermittel (Temperatur und Umlaufmenge)	Werkzeugtemperatur
Einspritzgeschwindigkeit	Fließfrontgeschwindigkeit
Einspritz- und Nachdruck	Forminnendruckverlauf
Umschaltkriterium	Forminnendruckverlauf
Eingestellte Zeiten	Füllzeit, Siegelzeit, Zykluszeit
Eingestellte Wege	Restmassepolster
Zuhaltekraft	

In weiterer Folge wird auf einige für diese Arbeit relevante Parameter näher eingegangen. Bzgl. der anderen Parameter sei auf die Literatur [26, 28, 42, 61] verwiesen.

Werkzeugtemperatur

Die Werkzeugtemperatur beeinflusst die Bauteileigenschaften auf Grund der sich einstellenden Abkühlbedingungen für das Bauteil maßgeblich. Es werden nicht nur die

Abmaße, sondern auch u.a. die inneren Strukturen wie bspw. Kristallinität oder Eigenspannungen durch die Werkzeugtemperatur bestimmt [28]. Weiters hat die Werkzeugtemperatur Auswirkungen auf den Einspritz- und Nachdruckverlauf [28]. Abhängig von u.a. der Geometrie der Temperierkanäle, der Eigenschaften des Temperiermittels, der Temperiermitteldurchflussrate bzw. der Temperiermitteltemperatur sowie den Eigenschaften des Werkzeugmaterials stellt sich eine (zeitabhängige) Temperaturverteilung im gesamten Werkzeug ein. Für die Bauteilqualität an sich ist die Werkzeugwandtemperatur auf Grund des Kontakts mit der Kunststoffmasse von größter Bedeutung. Über den Spritzgießzyklus ist die Temperaturverteilung innerhalb eines Zyklus nicht konstant, wobei die größten Temperaturunterschiede an der Werkzeugwand auftreten. Wie in Abbildung 2.32 dargestellt, liegt an der Werkzeugwand zu Beginn des Zyklus die minimalste Temperatur T_{min} vor. Mit dem Einspritzen der „heißen“ Kunststoffschmelze erfolgt ein kurzzeitiges Aufheizen unter Einstellung einer Kontakttemperatur T_K . Bei konstanten Prozessbedingungen verändert sich dieses Profil nicht [28, 61]. In der Literatur wird zumeist in der Variablenbezeichnung nicht genau zwischen der „Werkzeugwandtemperatur“ und einer „Werkzeugtemperatur“ unterschieden. [28] gibt an, dass der Mittelwert des zuvor beschriebenen Verlaufs als Werkzeugwandtemperatur T_W zu bezeichnen ist, oft aber auch nur als Werkzeugtemperatur angeführt wird.

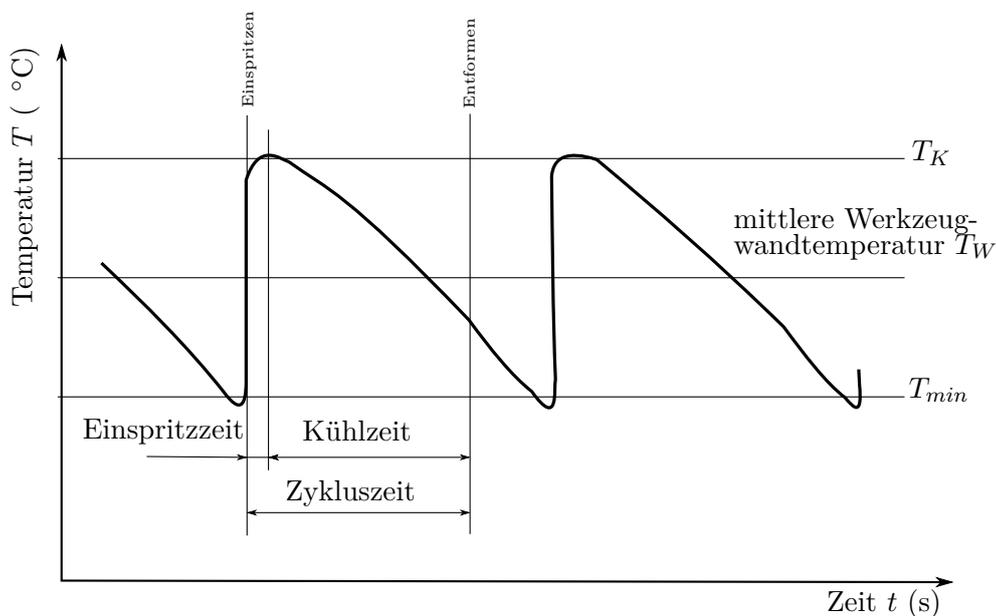


Abbildung 2.32: Temperaturverlauf der Werkzeugwandtemperatur (Formnestoberfläche) während des Spritzgießzyklus [61].

Massetemperatur

Als „Massetemperatur T_M “ wird zumeist die Temperatur der eingespritzten Schmelze bezeichnet. Daher bezieht sich diese Temperatur auf jene der aufdosierten Schmelze im Schneckenorraum der Spritzeinheit, wobei [28] grundsätzlich, wie in Abbildung 2.33 dargestellt, zwischen „Formmassetemperatur“ und „Schmelzetemperatur“ unterscheidet. In der Praxis wird jedoch oft Schmelze- bzw. Massetemperatur mit der vorderen Zylindertemperatur gleichgesetzt [28]. Die Massetemperatur ergibt sich aus der Friktionswärme bei der Rotation der Schnecke während des Dosierens, aus dem Staudruck und den eingestellten Zylindertemperaturen [58]. Die Temperierung des Zylinders erfolgt meistens mit vier oder fünf Heizbändern. Üblicherweise wird ein zur Schnecken- spitze hin ansteigendes Temperaturprofil eingestellt (siehe Abbildung 2.33) [28].

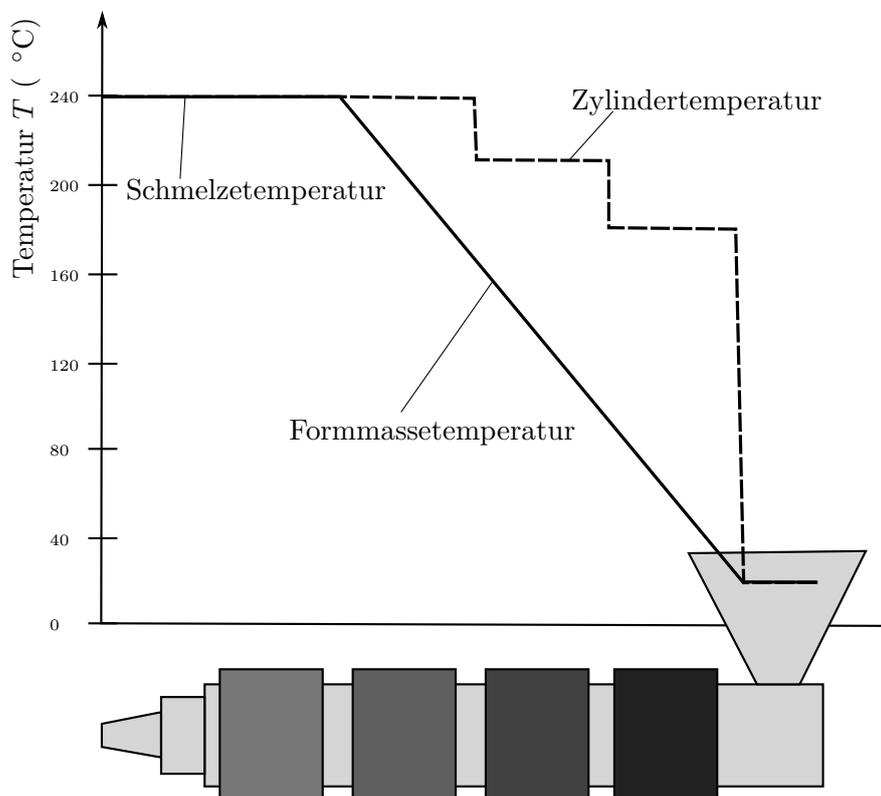


Abbildung 2.33: Schematische Darstellung der Zylindertemperaturen und Masse- bzw. Schmelzetemperatur in der Spritzeinheit [28].

Die Darstellung in der Abbildung 2.33 ist jedoch nur schematisch, da z.B. [58] angibt, dass die Schmelzetemperatur im Schneckenorraum auf Grund von adiabater Kom-

pression und des axialen Temperaturprofils der Schmelze über dem Dosierweg nicht konstant über der Länge ist.

Weiters beeinflusst das gesamte Angussystem die Massetemperatur der in die Form gespritzten Schmelze. Besonders Heißkanalsysteme dürfen bei dieser Betrachtung nicht außer Acht gelassen werden, wobei an dieser Stelle auf die Literatur [66] verwiesen wird.

Thermodynamische Eigenschaften von Kunststoffen hängen wie u.a. in Abschnitt 2.1 dargestellt von der Temperatur ab. Durch Änderungen der Viskosität, der Enthalpie und des spezifischen Volumens hat die Massetemperatur somit einen erheblichen Einfluss in der Einspritz- und Nachdruckphase. Die Erhöhung der Temperatur bewirkt bspw. eine Senkung der Viskosität, wodurch der Einspritzdruck sinkt und die Nachdruckwirksamkeit in der Nachdruckphase steigt. Dies wirkt sich unmittelbar auf Schwindung und Verzug (siehe Abschnitt 2.2.4) des Bauteils aus.

Spezifischer Einspritzdruck

Für das Einspritzen wird in der Regel der Einspritzvolumenstrom \dot{V}_e oder die Füllzeit t_F vorgegeben und daraus ergibt sich der spezifische Einspritzdruck p_e . Dieser beschreibt den Druck im Schneckenorraum und ist während des Einspritzens nicht konstant. Im Falle einer hydraulischen Spritzeinheit wird p_e über das Verhältnis der Fläche des Hydraulikzylinders A_h zur Querschnittsfläche der Schnecke A_s und dem gemessenen Hydraulikdruck p_H berechnet (Glg. 2.23) [42].

$$p_s = \frac{A_h}{A_s} \cdot p_H \quad (2.23)$$

Forminnendruck

Im Allgemeinen eignen sich die verschiedenen Drücke und Druckkurven einer Spritzgießmaschine sehr gut zur Überwachung des Spritzgießzyklus [28]. Mittels Forminnendrucksensoren ist es möglich, den Druck direkt in der Kavität zu messen. Für die Prozessüberwachung sind diese Druckverläufe sehr gut geeignet, da sie im Gegensatz zu Hydraulikdruckverläufen Ergebnisse direkt aus der Kavität liefern. Die Abbildung 2.34 zeigt eine Forminnendruckkurve bei optimal gesetztem Umschaltzeitpunkt im Vergleich zum Hydraulikdruck. Beim Start des Einspritzvorgangs (1) wird im Gegensatz zum Hydraulikdruck kein Forminnendruck gemessen, da die Schmelze den Sensor noch nicht passiert hat. Der Knick bei (2) markiert die vollständige Füllung der Kavität. An diesem Punkt erfolgt das Umschalten auf Nachdruck. Auf Grund der Kompressibilität

der Schmelze baut sich erst später bei (3) das Maximum des Forminnendrucks auf. Die Stärke des Druckabfalls nach dem Maximum ist davon abhängig, ob ein teilkristalliner oder ein amorpher Thermoplast verarbeitet wird. Bei amorphen Kunststoffen bewirkt die Abkühlung eine starke Viskositätserhöhung und somit eine schlechtere Druckübertragung, wodurch die Forminnendruckkurve stärker abfällt. Bei teilkristallinen Thermoplasten liegt bis zum Erreichen der Kristallisationstemperatur ein hohes Druckniveau vor, ehe die Kristallisation zu einer starken Volumenkontraktion und somit zum Druckabfall führt. Der leichte Knick bei (4) deutet auf das Erreichen des Siegelpunkts hin. Danach fällt der Druck auf den Atmosphärendruck ab [26, 28].

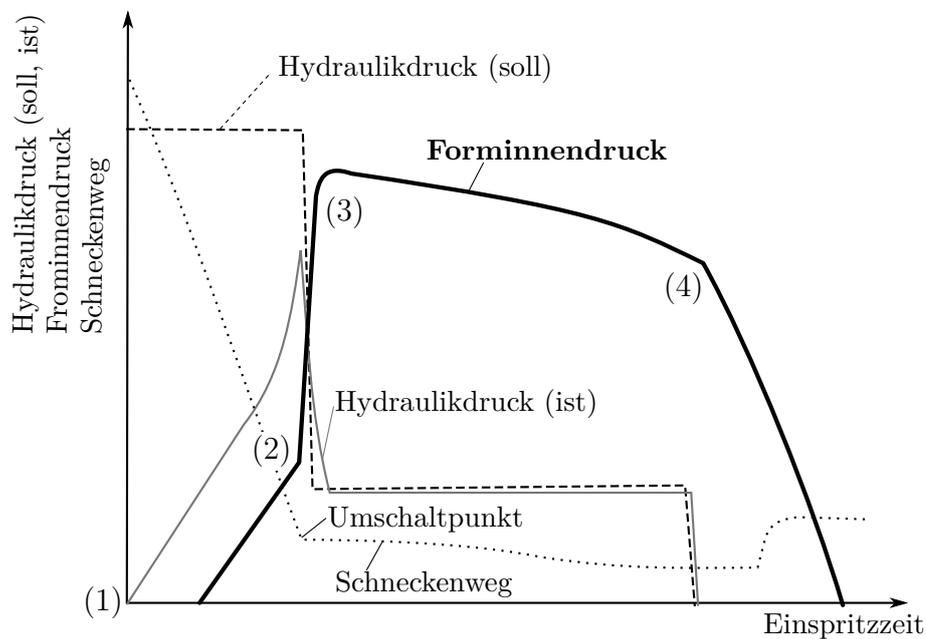


Abbildung 2.34: Optimaler Forminnendruckverlauf beim Spritzgießen eines teilkristallinen Kunststoffs im Vergleich zum Hydraulikdruckverlauf [26].

Die Forminnendruckkurve (siehe Abbildung 2.35) gibt Aufschluss, ob der Umschaltzeitpunkt richtig oder falsch gesetzt ist. Zu frühes Umschalten führt zu einem Einknicken des Forminnendrucks, während zu spätes Umschalten eine Druckspitze bewirkt, was ebenfalls vermieden werden soll.

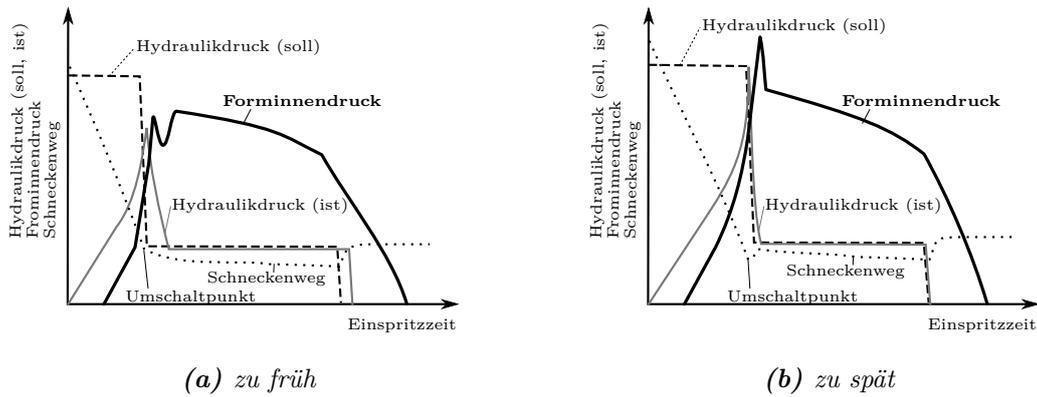


Abbildung 2.35: Forminnendruckkurven bei falsch gesetztem Umschaltzeitpunkt [26].

Weiters ist die Forminnendruckkurve auch von der Position des Messensors im Werkzeug abhängig. Dies veranschaulicht Abbildung 2.36.

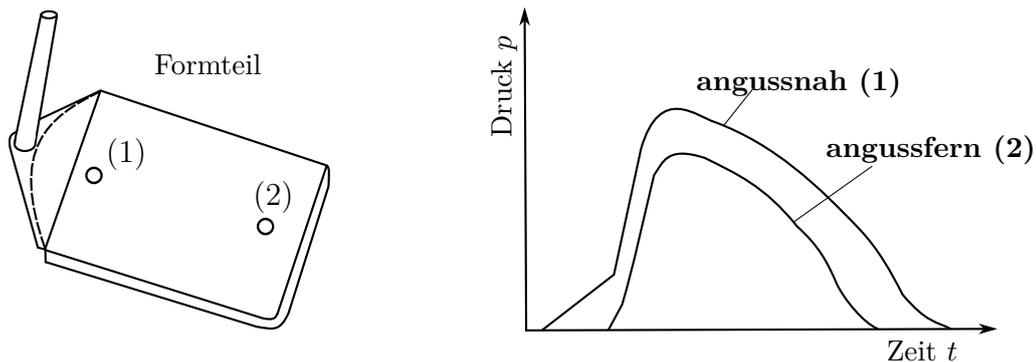


Abbildung 2.36: Unterschied zwischen angussnah und angussfern gemessenem Forminnendruck in einer Platte [42].

Auf Basis der Forminnendruckkurve können auf vielzählige Fehler und Vorgänge des Spritzgießprozesses Rückschlüsse getroffen werden. Hier sei auf die Fachliteratur, wie z.B. [28], verwiesen.

Nachdruckzeit

Die Nachdruckzeit t_N sollte gleich der Siegelzeit, bei der der engste Querschnitt des Angusses eingefroren ist, sein [26]. In der Praxis wird dies üblicherweise mit der Erstellung einer Siegelkurve (siehe Abbildung 2.37) sichergestellt. Dabei wird das Bauteilgewicht in Abhängigkeit von der Nachdruckzeit aufgetragen und jene Zeit grafisch ermittelt, bei der sich das Bauteilgewicht nicht mehr wesentlich ändert.

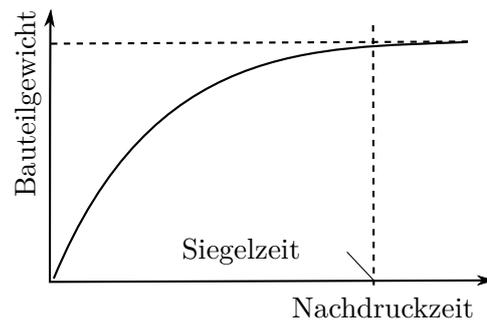


Abbildung 2.37: Bestimmung der geringstmöglichen Nachdruckzeit durch eine Siegelkurve [26].

Kühlzeit

Die gesamte Kühlzeit t_K beginnt im Spritzgießzyklus mit dem Einspritzen und dauert bis zur Entformung. Bei der Entformung muss gewährleistet sein, dass das Bauteil die für die Entformung nötige mechanische Stabilität besitzt. Die Kühlzeit kann für dünnwandige Bauteile durch Glg. 2.24 abgeschätzt werden [58].

$$t_K = \frac{s^2}{\pi^2 a} \cdot \ln \left(\frac{8}{\pi^2} \cdot \frac{T_M - T_W}{\bar{T} - T_W} \right) \quad (2.24)$$

- t_K Kühlzeit
- s Plattendicke
- a Temperaturleitfähigkeit des Kunststoffes
- T_M Massetemperatur
- T_W Werkzeugwandtemperatur (vgl. Abbildung 2.32)
- \bar{T} mittlere Bauteiltemperatur beim Entformen

2.2.4 Bauteilqualität von spritzgegossenen Bauteilen

Schwindung und Verzug

Die Maßhaltigkeit von Kunststoffbauteilen ist ein wesentliches Qualitätsmerkmal. Dabei ist in der Verarbeitung durch Spritzgießen auf die Abmessungsänderungen in Folge der Abkühlung, welche als „Schwindung“ bezeichnet wird, zu achten. Schwindung entsteht durch die Kompressibilität und Wärmedehnung von Kunststoffen und ist somit neben der Prozessführung bzw. der Formnestgeometrie von den Materialeigenschaften

ten abhängig. Darüber hinaus wirken sich Mechanismen, wie die Ausbildung von Eigenspannungen, Kristallisation oder eine mechanische Schwindungsbehinderung durch z.B. Formzwang auf die Schwindung aus [69].

Die Kompressibilität und das thermische Materialverhalten im Spritzgießzyklus kann in einem p v T -Diagramm veranschaulicht werden. Dies zeigt Abbildung 2.38. Der Zyklus startet bei Punkt (0), bei welchem die Schmelze nahezu drucklos vorliegt. Durch den Einspritzvorgang steigt der Druck bis zu (1) und die Schmelze wird anschließend komprimiert (2). Die Temperatur ändert sich auf Grund der kurzen Zeit des Einspritzens kaum. Der Verlauf von (2) zu (3) markiert die Nachdruckphase, an deren Ende das Bauteil auf Grund der Abkühlung versiegelt vorliegt (3). Der nahezu horizontale Linienabschnitt von (3) zu (4) kennzeichnet die Phase des isochoren Druckabbaus nach dem Siegelpunkt, in welcher sich das spezifische Volumen nur mehr gering ändert und der Druck auf die 1 bar-Linie zurückgeht. Entlang dieser Linie erfolgt bis (6) die weitere Abkühlung des Bauteils, wobei zwischendurch die Entformungstemperatur (5) erreicht wird. Diese Volumenänderung bewirkt die Schwindung des Bauteils [26, 41].

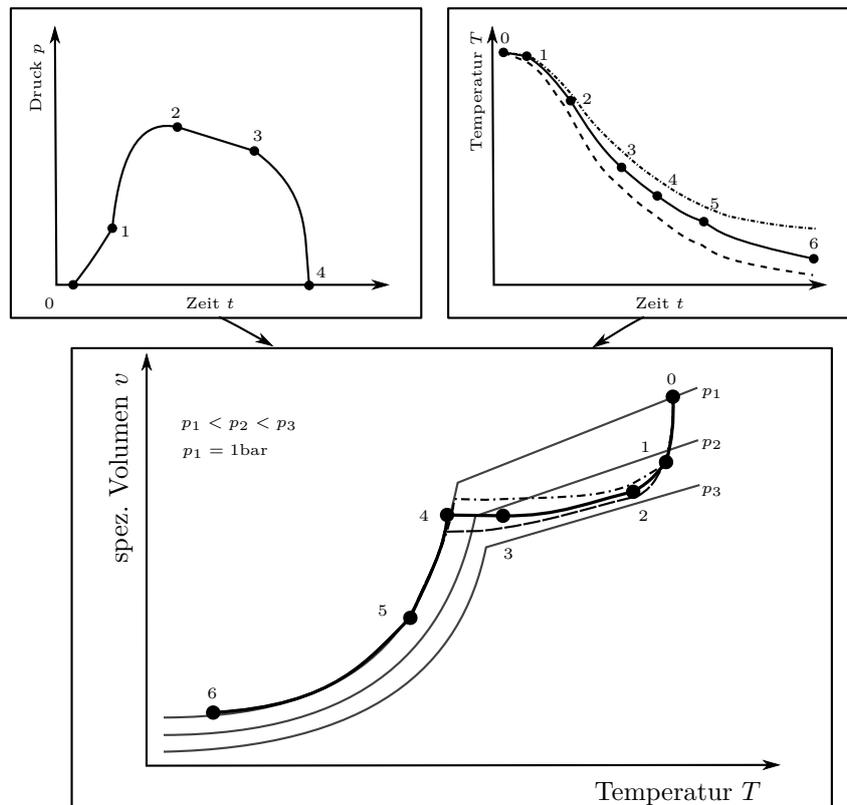


Abbildung 2.38: Schematische Darstellung des Spritzgießzyklus im p v T -Diagramm eines amorphen Thermoplasten [41].

Auf Grund des Spritzgießverfahrens und der Kunststoffeigenschaften können drei Schwindungsarten unterschieden werden [26]:

- Entformungsschwindung S_E ,
- Verarbeitungsschwindung S_{Ver} und
- Nachschwindung S_N .

[25] gibt weiters auch noch die selten vorkommende Schwindung im Werkzeug vor dem Entformen des Bauteils an. Die Entformungsschwindung S_E wird direkt nach dem Entformen gemessen und die Verarbeitungsschwindung S_{Ver} wird streng genommen nach 16-stündiger Auslagerung im Normklima lt. DIN 16901 bestimmt [8, 69]. Diese wird nach Glg. 2.25 aus der Differenz zwischen dem Werkzeugmaß in kaltem Zustand und dem Bauteilmaß bestimmt. Die Nachschwindung S_N , die durch z.B. Nachkristallisation oder Relaxieren von Eigenspannungen verursacht wird, wird nach längerer Lagerung nach Glg. 2.26 ermittelt. Die Gesamtschwindung setzt sich somit aus der Verarbeitungsschwindung und der Nachschwindung zusammen [69].

$$S_{Ver} = \frac{l_W - l_{F1}}{l_W} \quad (2.25)$$

$$S_N = \frac{l_{F1} - l_{F2}}{l_W} \quad (2.26)$$

S_{Ver}	Verarbeitungsschwindung
l_W	kaltes Werkzeugmaß
l_{F1}	Bauteilmaß vor Nachschwindung
l_{F2}	Bauteilmaß nach Nachschwindung

Die Abbildung 2.39 stellt den Einfluss von verschiedenen Verarbeitungsparametern auf die Schwindung dar. Eine längere Nachdruckzeit bzw. eine größere Nachdruckhöhe verringern die Schwindung. Die Erhöhung der Werkzeug- bzw. Werkzeugwandtemperatur führt zu einer Erhöhung der Schwindung. Einerseits wirkt sich die Werkzeugwandtemperatur auf die Nachdruckwirksamkeit und andererseits auf die Abkühlgeschwindigkeit aus. Diese beeinflusst bei teilkristallinen Thermoplasten wiederum die Kristallisation und somit das Potential zur Nachschwindung. Eine höhere Werkzeugwandtemperatur bringt eine geringere Abkühlgeschwindigkeit und somit einen höheren Kristallisationsgrad mit sich. Dadurch ist zwar die Verarbeitungsschwindung größer, jedoch das

Nachschwindungspotential sehr stark verringert. Bei der Schmelzetemperatur liegen zwei konkurrierende Effekte (A und B) vor. Eine erhöhte Schmelzetemperatur führt zu einem höheren thermischen Kontraktionspotential (Erhöhung der Schwindung, A). Gleichzeitig erniedrigt sich aber die Schmelzeviskosität, was zu einer besseren Druckübertragung und dadurch zu einer Schwindungsverringerung führt (B). In den meisten Fällen überwiegt der Effekt B, die Verringerung der Schwindung. Die Einspritzgeschwindigkeit besitzt so gut wie keinen Einfluss auf die Schwindung. Eine geringe Entformungstemperatur entspricht einer langen Kühlzeit, was sich durch einen längeren Formzwang im Werkzeug auf die Schwindung erniedrigend auswirkt [69].

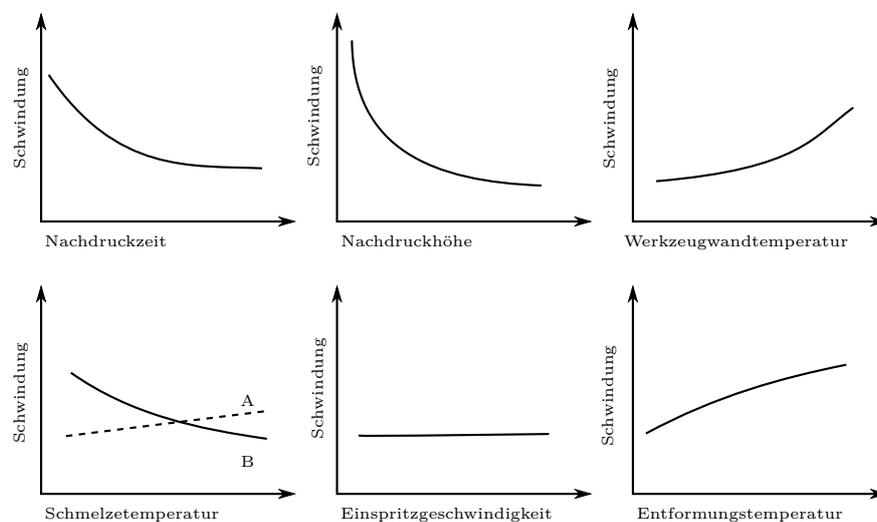


Abbildung 2.39: Einfluss von verschiedenen Verarbeitungsparametern im Spritzgießen auf die Schwindung [69].

Als „Verzug“ werden Deformationen des Bauteils bezeichnet, welche durch Schwindungsunterschiede im Bauteil entstehen. Diese Schwindungsdifferenzen können bspw. durch

- unterschiedliche Wanddicken,
- lokale Unterschiede in den Werkzeugwandtemperaturen,
- lokale Unterschiede in der Nachdruckwirksamkeit oder
- anisotropes Materialverhalten durch Faserorientierung (bei faserverstärkten Kunststoffen)

entstehen [69].

Bauteilgewicht

Das Bauteilgewicht ergibt sich aus der Dichte des Kunststoffes und aus dem in die Kavität eingebrachten Volumen. Es ist ein sehr einfach zu bestimmendes Bauteilmerkmal, welches als Indikator für Prozessschwankungen herangezogen werden kann. Das Gewicht kann hauptsächlich durch die Prozessparameter in der Nachdruckphase beeinflusst werden. Hinzu kommen Auswirkungen auf das Gewicht auf Grund von durch den Spritzgießprozess beeinflussten Materialstrukturen, wie z.B. Kristallite und Orientierungen [28]. [28] gibt an, dass folgende Parameter erhöhend auf das Gewicht wirken:

- hoher Nachdruck,
- hohe Massetemperatur,
- niedrige Werkzeugtemperatur und
- ein hohes Forminnendruckintegral.

Nach Meinung des Autors muss eine niedrige Werkzeugtemperatur nicht zwangsläufig zu einem hohen Bauteilgewicht führen.

Spritzfehler

Durch falsche Prozessführung, Verschleiß bzw. Defekte in der Spritzgießmaschine oder das verwendete Material kann es zu verschiedensten Spritzfehlern am Bauteil kommen. Auf Grund der Fülle wird hier nur auf einige wenige eingegangen. Es sei auf die Literatur [28, 26, 57] verwiesen.

Einfallstellen sind als Vertiefungen auf der Oberfläche erkennbar. Diese entstehen auf Grund von Masseanhäufungen im Bauteil, wodurch die Erstarrung länger braucht, oder durch eine zu geringe wirksame Nachdruckzeit. Dies sind auch Gründe für die Entstehung von Lunkern, welche Hohlräume im Inneren des Bauteils darstellen. Dadurch, dass sich eine erstarrte Randschicht ausbildet und sich der flüssige Kern noch weiter kontrahiert, entstehen diese Hohlräume mit Vakuum. Sind am Bauteil im Bereich des Fließwegendes schwarze Brandstellen zu erkennen, so spricht man vom „Dieseeffekt“. Beim Einspritzen wird dabei Luft auf Grund von schlechter Werkzeugentlüftung eingeschlossen und derart stark komprimiert, dass sie sich auf über 800 °C erhitzt und dies eine thermische Schädigung des Kunststoffes bewirkt [28].

2.3 Spritzgießsimulation mit Cadmould© 3D-F

Cadmould© 3D-F (Firma Simcon kunststofftechnische Software GmbH, Würselen, Deutschland) ist eine kommerziell erhältliche Software zur Modellierung und Simulation der Vorgänge während des Spritzgießzyklus. Auf Grund der steigenden Anforderungen an die Bauteilqualität und des hohen Zeit- bzw. Kostendrucks im Produktentwicklungsprozess selbst stellt die Simulation in Produktentwicklungsphasen wie z.B. der Machbarkeitsstudie, dem Bauteildesign, der Materialauswahl, dem Werkzeugdesign bzw. -optimierung und der Prozessoptimierung ein unentbehrliches Werkzeug dar. Somit kann Spritzgießsimulation im Sinne des sogenannten „Frontloadings“ verwendet werden. Unter „Frontloading“ versteht man eine Verschiebung des Ressourceneinsatzes in einem Produktentwicklungsprozess hin zu frühen Stadien [64], wodurch Kosten und Zeit eingespart werden sollen.

Grundsätzlich bieten Programme zur Spritzgießsimulation wie Cadmould© Möglichkeiten zur

- Auslegung der Füllphase,
- Auslegung der Nachdruck- und der Kühlphase,
- Berechnung von Schwindung und Verzug und
- thermischen Auslegung des Werkzeugs [44].

Die allgemeine Vorgehensweise bei Spritzgießsimulationen deckt sich mit jener von Strukturmechanikberechnungen mit Finite Elemente Methode (FEM)-Programmen. Zu Beginn jeder Simulation muss eine CAD-Geometrie des Bauteils erstellt werden. Im sogenannten „Pre-Prozessor“ wird ein FE-Netz erstellt und Materialdaten bzw. -modelle sowie Randbedingungen werden definiert. Der Solver berechnet Lösungen für die implementierten Gleichungssysteme mittels numerischer Verfahren und speichert diese ab [62].

Die der Simulationen zugrunde liegenden Gleichungen sind:

- die Kontinuitätsgleichung,
- die Impulserhaltungsgleichung,
- die Energiegleichung sowie
- die Stoffgesetze.

Damit lassen sich u.a. Geschwindigkeits-, Spannungs- und Temperaturverteilungen

von strömenden Fluiden berechnen. Als weiterführende Literatur sei auf [31, 52, 63] verwiesen.

Im „Post-Prozessor“ können die Ergebnisse graphisch dargestellt und auch ausgewertet werden. Somit ist es durch eine Verkettung von Verfahren, Algorithmen und Methoden möglich, die nicht-diskreten Vorgänge im Spritzgießprozess mathematisch anzunähern und Vorhersagen zu treffen [62].

2.3.1 Vernetzen in Cadmould[®] 3D-F

Für Problemstellungen, die analytisch eben nicht mehr gelöst werden können, wird auf eine Unterteilung der Geometrie in kleine diskrete Bereiche zurückgegriffen. Dies bedeutet, dass die Geometrie des Bauteils durch ein Netz von kleinen Unterbereichen beschrieben wird. Weiters werden die Berechnungen, d.h. das Lösen der Gleichungssysteme, in diesen Unterbereichen durchgeführt. Je nach Anwendung stehen verschiedene Verfahren zur Diskretisierung zur Verfügung, wie z.B. [61]:

- Finite Elemente Methode (FEM),
- Finite Differenzen Methode (FDM),
- Boundary Element Methode (BEM) und
- Finite Volumen Methode (FVM).

Für die Beschreibung der einzelnen Verfahren sei auf die Literatur [61, 62, 52] verwiesen.

Cadmould[®] 3D-F verwendet das Konzept der 2,5-D-Vernetzung. Dabei wird die Oberfläche des Bauteils mit einem FE-Netz aus Dreiecken versehen, wobei als Ausgangspunkt die CAD-Geometrie als Stereolithographie (STL)-File dient. Im STL-Format ist die Oberfläche bereits in ebene Dreiecke unterteilt, jedoch muss diese für die Spritzgießsimulation noch weiter aufbereitet werden, um eine gleichmäßige Größenverteilung der Dreiecke zu erhalten (siehe Abbildung 2.40). Dabei kann die Größe der Dreieckselemente, d.h. der Abstand zwischen zwei Knoten absolut oder relativ vorgegeben werden. Die relative Elementgröße bezieht sich dabei auf einen prozentuellen Anteil der größten Diagonale eines das Bauteil umschreibenden Quaders (siehe Abbildung 2.41). Cadmould[®] verwendet demnach ein Oberflächenmodell zur FE-Vernetzung.

Darüber hinaus gibt es das sogenannte Mittelflächenmodell, bei dem nur die Mittelfläche vernetzt wird und jedem Knoten eine Dicke zugewiesen wird, und das 3D-

Volumenmodell, in welchem das gesamte Bauteilvolumen mit Knoten und Elementen versehen ist. Vorteil der 3D-Vernetzung ist, dass die gesamte Geometrie sehr gut abgebildet wird und v.a. die physikalischen Effekte im Inneren genauer berechnet werden können. Nachteil gegenüber der 2D-Vernetzung ist jedoch die große Anzahl an Elementen und die damit verbundene Steigerung des Rechenaufwands [44].

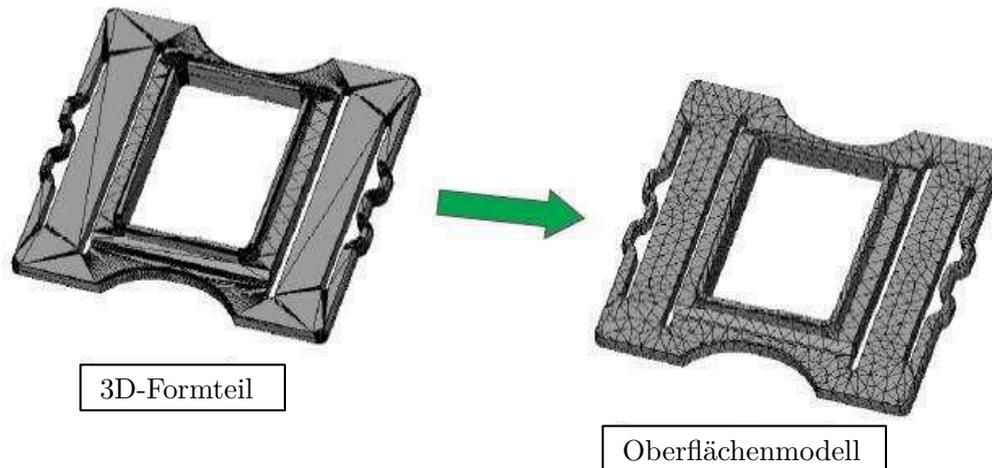


Abbildung 2.40: Erstellung des FE-Oberflächennetzes aus dem STL-Format [44].

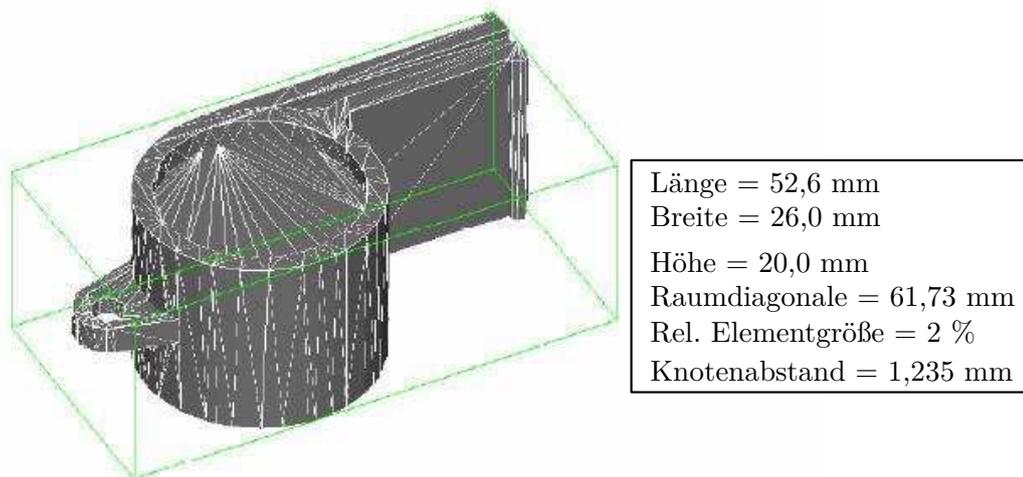


Abbildung 2.41: Bestimmung der relativen Elementgröße beim Vernetzen [44].

Um trotz einer 2D-Vernetzung der Oberfläche Informationen über bspw. den Verlauf von Geschwindigkeit und Temperatur über der Bauteildicke bei der Füllung des Bauteils zu erhalten, wird in Cadmould© die FE-Methode mit der Finite Differenzen

Methode (FDM) kombiniert. Bei dieser sogenannten 2,5D-Vernetzung wird das Bauteil über der Dicke in mehrere Schichten unterteilt, in welchen ebenfalls Berechnungen durchgeführt werden, und die Ergebnisse mit den Knoten der Oberfläche verknüpft. Kühl- und Angusskanäle werden in Cadmould[®] mit der Boundary Element Methode (BEM) vernetzt. Diese werden durch Linien zwischen definierten Knoten mit zugeordnetem Durchmesser beschreiben. Weiters wird durch Unterteilung in Schichten (durch Zylinderschalen) dem Geschwindigkeitsprofil der Rohrströmung Rechnung getragen [44, 61].

Die 2,5D-Vernetzung setzt voraus, dass es sich bei der im Spritzgießbauteil auftretenden Strömung um eine Hele-Shaw-Strömung, d.h. um eine ebene Strömung ohne Geschwindigkeitskomponenten normal dazu, handelt. Dies soll Abbildung 2.42 veranschaulichen. In der Praxis treten jedoch in Bauteilen auch andere Strömungssituationen auf, wie eine Quellströmung (Fountain Flow) oder Strömungen bei Wanddickensprüngen oder Abzweigungen. In solchen Fällen kann eine 3D-Vernetzung zu wesentlich genaueren Ergebnissen führen.

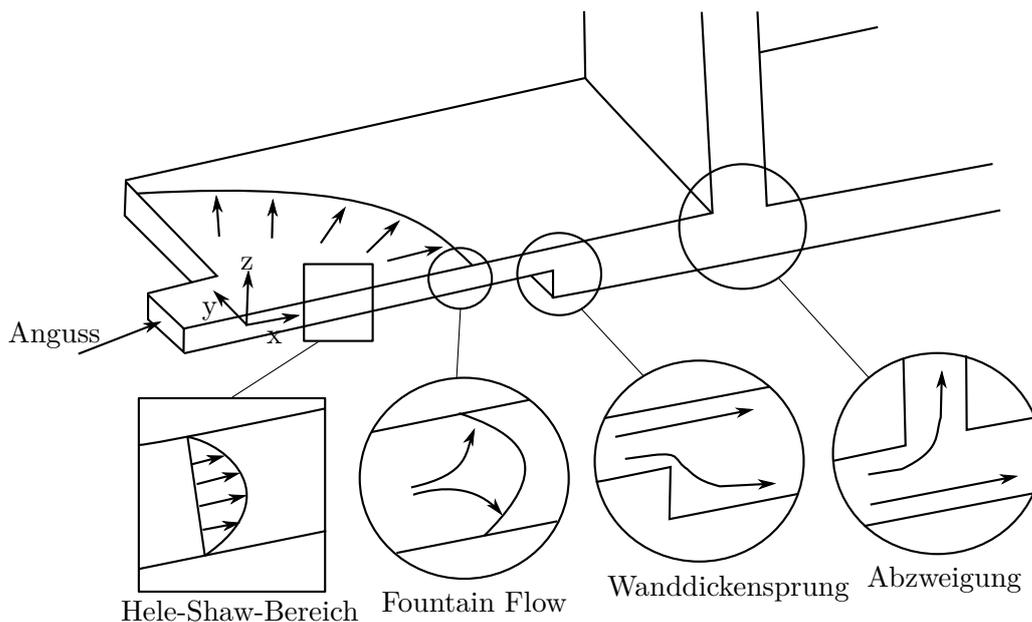


Abbildung 2.42: Mögliche auftretende Strömungen in einem Spritzgießbauteil [54].

2.3.2 Materialdaten für die Simulation

Neben den Material- und den Berechnungsmodellen spielen die Materialdaten, welche in die Simulation implementiert werden, eine entscheidende Rolle für die Qualität der

Ergebnisse. Die Abbildung 2.3 zeigt die für die einzelnen Phasen im Spritzgießprozess nötigen Materialdaten in Cadmould© 3D-F.

Für die Beschreibung des rheologischen Verhaltens, d.h. jenes der Viskosität in Abhängigkeit von Temperatur und Schergeschwindigkeit, werden die Ansätze nach Cross-WLF oder nach Carreau-WLF (siehe Abschnitt 2.1.9) verwendet. Weiters ist es auch möglich, die Druckabhängigkeit der Viskosität zu berücksichtigen [44]. Bzgl. des Einflusses der druckabhängigen Viskosität auf die Berechnungen sei auf [17] verwiesen.

Als thermische Daten werden die Wärmeleitfähigkeit λ und die spezifische Wärmekapazität c_p (siehe Abschnitt 2.1.5 und 2.1.7) gemeinsam mit der Dichte ρ benötigt. Diese können auch temperaturabhängig eingegeben werden [44].

Die Fließgrenztemperatur ist eine essentielle Materialkenngröße für die Simulation. Diese Temperatur, oft auch als „No-Flow-Temperatur“ oder „Transition-Temperatur“ bezeichnet, beschreibt den Zeitpunkt der Erstarrung der Schmelze. Unterhalb dieser Temperatur ist die Schmelze nicht mehr fließfähig [44]. Als weiterführende Literatur sei auf [34, 39] verwiesen.

Die Verarbeitungstemperaturen (Werkzeugwandtemperatur, Massetemperatur) geben nur den für das Material empfohlenen Verarbeitungsbereich an [44].

Für die Berechnung von Schwindung und Verzug sind die pvT-Daten von essentieller Bedeutung. Hier besteht die Möglichkeit verschiedene Ansätze der Approximation zu verwenden (siehe Abschnitt 2.1.3).

Während die Schwindung durch die pvT-Daten berechnet wird, werden für die Berechnung des Verzugs weitere (mechanische) Materialdaten benötigt, da der Verzug auf Basis der während des Abkühlens entstehenden und außerhalb des Werkzeugs abgebauten inneren Spannungen berechnet wird. Für die Berechnung des Verzugs werden folglich der u.U. temperaturabhängige Elastizitätsmodul (E-Modul) als auch die Querkontraktionszahl benötigt. Für Schwindung und Verzug ist auch der lineare Ausdehnungskoeffizient erforderlich, welcher aber bei nicht-faserverstärkten Materialien aus dem pvT-Diagramm programmintern berechnet wird [44].

Tabelle 2.3: Erforderliche Materialdaten für Berechnungen in der Füll- bzw. Nachdruckphase sowie Schwindung und Verzug (S&V) [44].

Materialdaten	Parameter	erforderlich für die Berechnung von		
		Füllung	Nachdruck	S&V
rheologische Daten	Carreau-WLF	ja	ja	ja
thermische Daten	Wärmeleitfähigkeit der Schmelze	ja	ja	ja
	Dichte der Schmelze	ja	ja	ja
	Wärmekapazität der Schmelze	ja	ja	ja
	Fließgrenztemperatur	ja	ja	ja
	Entformungstemperatur	ja	ja	ja
	Massetemperatur	ja	ja	ja
	Werkzeugwandtemperatur	ja	ja	ja
pvT-Daten	7-Koeffizienten-(IKV)-Ansatz	nein	ja	ja
mechanische Daten	E-Modulverlauf	nein	nein	ja
	Querkontraktionszahl	nein	nein	ja
	lin. Wärmeausdehnungskoeffizient	nein	nein	ja

Für die Wandtemperaturanalyse (siehe Abschnitt 2.3.3) werden noch weitere Stoffdaten zum Werkzeugmaterial (z.B. Wärmeleitfähigkeit) und zum Temperiermedium (z.B. Wärmeleitfähigkeit, Viskosität) benötigt.

2.3.3 Auslegung der Füll-, Nachdruck- und Kühlphase mit Cadmould[®] 3D-F

Die Abbildung 2.43 zeigt die praktische Vorgehensweise bei der Durchführung einer Simulation. Für das vernetzte Formteil wird ein Angussystem erstellt und der Anspritzpunkt damit definiert. Bei mehreren Formteilen wird ein Verteilersystem erstellt. Weiters besteht die Möglichkeit, Messpunkte am Formteil zu setzen, um die Deformationen durch Schwindung und Verzug an diesen Stellen auszuwerten. Es folgt die Auswahl des Materials und der Prozessparameter, mit denen simuliert werden soll. Unter „Beschreibung“ ist das Abspeichern und Kennzeichnen der jeweiligen Simulation zu verstehen. Darüber hinaus bietet Cadmould[®] die Möglichkeit einer Wandtemperaturanalyse, in welcher das Temperiersystem modelliert und die Temperaturverteilung der Werkzeugwand berechnet wird. Diese Verteilung fließt als Randbedingung in die Simulation der Füll- und Nachdruckphase sowie der Schwindungs- und Verzugsberechnung

ein [44]. Die Abbildung 2.44 stellt die Eingabe der für die Wandtemperaturanalyse benötigten Daten dar. Basis dieser Berechnungen ist eine Wärmestrombilanz der in die Kavität eingebrachten und aus der Kavität abgeführten Wärme. Es sei hier auf die Literatur [44] verwiesen.

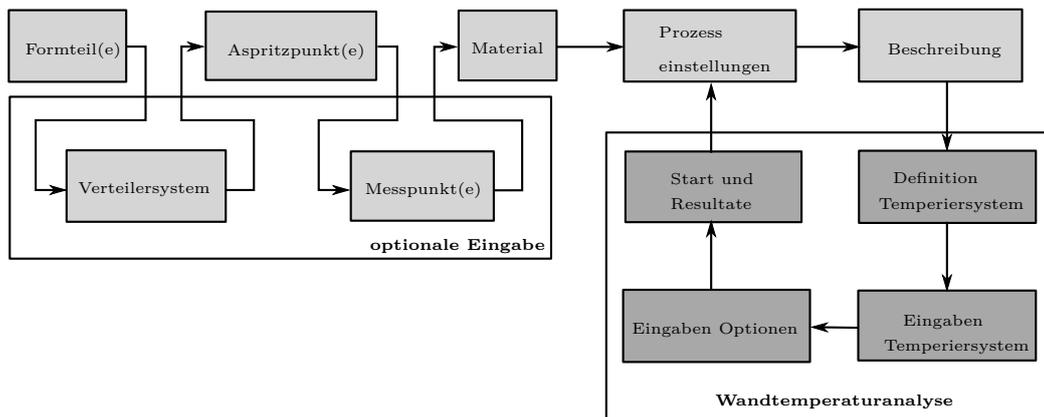


Abbildung 2.43: Grundsätzliche Vorgehensweise bei der Durchführung einer Simulation in Cadmould© 3D-F [44].

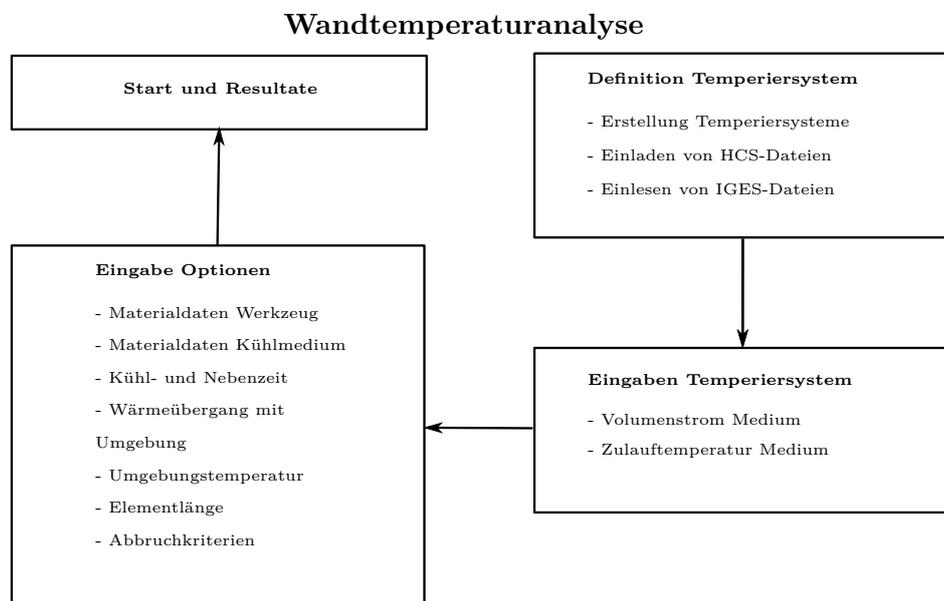


Abbildung 2.44: Vorgehensweise und Eingabe der Daten bei der Wandtemperaturanalyse in Cadmould© 3D-F [44].

Somit bietet Cadmould® die Möglichkeit einer thermischen Werkzeugauslegung, um u.a. folgende Ziele zu verfolgen [44]:

- eine für die Bauteilqualität optimale mittlere Werkzeugwandtemperatur,
- eine gleichmäßige Verteilung der Werkzeugwandtemperatur und
- eine möglichst kurze Kühlzeit.

Durch die Simulation der Füllphase kann auf folgende Problemstellungen eingegangen werden [44]:

- Ausbalancierung des Angussystems und der Füllung des Bauteils,
- Geometrieoptimierung des Angusskanals,
- Berechnung des benötigten Druckbedarfs,
- Vermeidung von Bindenähten und Lufteinschlüssen sowie
- Vermeidung von für das Material schädigenden Schergeschwindigkeiten.

Hauptziele in der Nachdruck- und Kühlphase sind die Berechnung der Siegel- und Entformungszeit sowie die Optimierung von Schwindung und Verzug des Bauteils [44].

2.4 Statistische Versuchsplanung

2.4.1 Grundbegriffe, Ziele und Prinzipien

Die statistische Versuchsplanung wurde bereits um 1930 für die Planung und Auswertung von Versuchen in der Landwirtschaft entwickelt, zeichnet sich aber dadurch aus, dass sie in beinahe allen Bereichen der Technik, wie z.B. der Kunststoffverarbeitung durch Spritzgießen, eingesetzt werden kann [23, 60]. Mit Design of Experiments (DoE) sollen Versuche so geplant und durchgeführt werden, dass zuverlässige Ergebnisse bei einem Minimum an Zeit und Kosten erreicht werden [23, 33]. Geplante Versuche werden systematisch auf Basis von vordefinierten Schemata (Versuchspläne) durchgeführt und mit Hilfe von statistischen Methoden ausgewertet.

Zunächst wird auf die Grundbegriffe der Versuchsplanung eingegangen. In der Versuchsplanung wird ein System mit definierten Systemgrenzen, bspw. die Herstellung eines Produkts oder ein Prozess, betrachtet [60]. Dieses System liefert eine oder mehrere Zielgrößen (auch als Ausgangsgrößen bezeichnet, vgl. [60]), welche als Ergebnis

des Versuchs von den Einflussgrößen (auch als Eingangsgrößen bezeichnet, vgl. [60]) abhängen. Zielwerte können gemessene Werte als auch aus diesen Werten errechnete Werte sein [23, 33, 60]. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird die Notation nach [33] verwendet.

Bei Einflussgrößen kann in weiterer Folge zwischen Steuergrößen und Störgrößen unterschieden werden. Diese Unterscheidung stellt auch die Grenze des Systems dar. Steuergrößen, welche zum System gezählt werden, können gezielt auf einen Wert eingestellt werden und beeinflussen so die Ausgangsgrößen. Außerhalb des Systems liegen Störgrößen, welche nicht gezielt verändert werden können oder nicht bekannt sind. Diese können entweder auf das System (Prozess, Produkt) an sich oder auf die Steuergrößen wirken und somit die Ergebnisse verändern [23, 33, 60]. Bezogen auf das Spritzgießverfahren sind Maschinenparameter wie bspw. Zylindertemperaturen, Einspritzgeschwindigkeit sowie Nachdruck- und Kühlzeit, Steuergrößen. Die Merkmale des Spritzgießbauteils wie bspw. Abmessungen und Gewicht repräsentieren die Ausgangsgrößen. Als Störgrößen sind bspw. Verschleißerscheinungen der Spritzgießmaschine oder Materialchargenschwankungen zu betrachten.

Auf Grund von Zeit und Kosten muss die Anzahl der Steuergrößen für die Versuchsdurchführung in der Regel auf eine begrenzte Anzahl reduziert werden. Die in den Versuch miteinbezogenen Einflussgrößen werden als Faktoren bezeichnet. Für die systematische Durchführung werden anschließend Niveaus, d.h. definierte Werte der Faktoren, festgelegt, welche als Faktorstufen bezeichnet werden. Weiters besteht die Möglichkeit abhängig von der Art des Faktors quantitative oder qualitative Faktorstufen für die Versuchsdurchführung zu verwenden. Bei quantitativen Stufen werden diesen Zahlenwerte zugeteilt, während qualitative Stufen durch einen Namen, eine Bezeichnung oder eine Beschreibung definiert werden [33]. Ein Beispiel aus dem Spritzgießprozess für qualitative Stufen wären Versuche mit unterschiedlichen Materialien.

Die zuvor beschriebene Einschränkung der Einflussgrößen ist ein wesentliches Ziel der Versuchsplanung, d.h. es sollen die für die Qualität eines Produktes oder Prozesses einflussreichsten Parameter ermittelt werden. Durch die systematische Vorgehensweise und die statistischen Methoden sollen darüber hinaus Informationen über den Prozess erhalten werden, damit eine Vorhersage für die optimale Einstellung der Einflussgrößen

zur Erlangung der geforderten Qualität ermöglicht wird [23]. Es können nach [33] grundsätzlich folgende Untersuchungsziele verfolgt werden:

- Optimale Lage des Mittelwerts,
- Robustheit (Reduzierung der Streuung) sowie
- Erkennen wichtiger Störgrößen.

Beim ersten angeführten Punkt zielen die Versuche auf Optimierung von einer oder mehreren Zielgrößen auf einen bestimmten Sollwert ab, wobei dazu deren Abhängigkeiten von den Faktoren ermittelt werden müssen. Aus statistischen Gründen wird jeweils der Mittelwert aus mehreren Versuchswiederholungen als eine Zielgröße herangezogen [33].

Für die Fertigung von Bauteilen werden jedoch nicht nur Sollwerte sondern auch Toleranzen für Bauteilmerkmale definiert. Somit ist nicht nur die Lage des Mittelwerts innerhalb des vorgegebenen Toleranzbereiches, sondern auch die Streuung der Messwerte von mehreren Versuchen relevant. Als statistische Zielgröße wird hierzu die Standardabweichung herangezogen [33]. In den 1980er-Jahren hat Genichi Taguchi Methoden zur Untersuchung der Streuung entwickelt. Grundlage dieser Methoden ist ein neuartiges Toleranzverständnis, welches in Abbildung 2.45 dargestellt ist. Aus ökonomischer Sicht entsteht durch jede Abweichung vom Zielwert ein Verlust, auch wenn sich das Qualitätsmerkmal noch im Toleranzbereich befindet. Diese stetige Verlustfunktion steht im Gegensatz zum vorherigen Verlustverständnis, bei welchem erst bei Verlassen des Toleranzbereiches Verlust generiert wird [2].

Ziel dieser Methoden ist es, einen Prozess zur Herstellung eines Produkts „robust“ einzustellen, d.h. es sollen nicht nur Einstellungen ermittelt werden, bei denen die Lage des Mittelwerts optimal ist, sondern auch die Streuung möglichst gering ist (siehe Abbildung 2.46). Somit definiert Taguchi einen robusten Prozess als einen Prozess, bei dem die Steuergrößen so eingestellt sind, dass der Einfluss von Störgrößen möglichst gering ist [33].

Für den Aufbau und die Durchführung von Versuchsplänen nach Taguchi sei auf die Literatur [3, 33] verwiesen. [3] beschäftigt sich hierbei mit der Anwendung dieser Methoden in der Spritzgießtechnik.

Das gezielte Erkennen der wichtigsten Störgrößen kann ebenfalls ein Untersuchungsziel der Versuchsplanung sein. Hier sind die Methoden nach Dorian Shainin zu erwähnen, welcher eine Strategie zur Ermittlung der wichtigsten Einfluss- und Störgrößen ent-

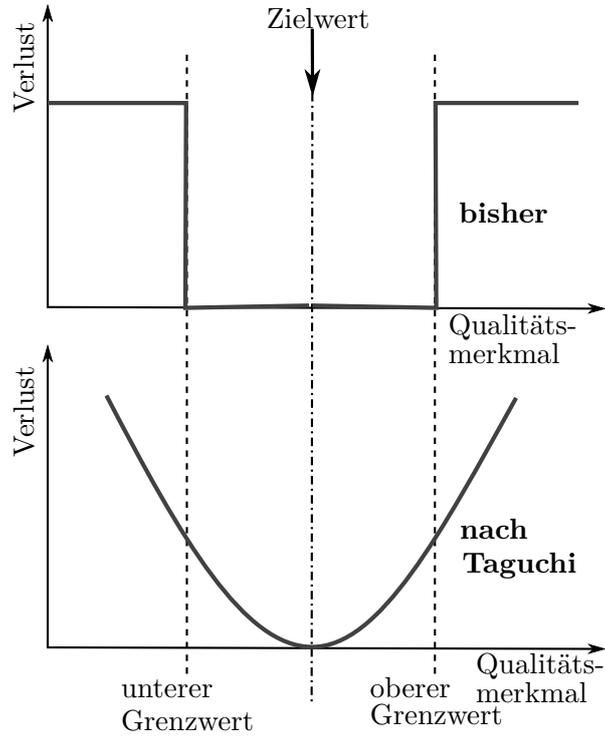


Abbildung 2.45: Toleranz- und Verlustverständnis nach Taguchi [2].

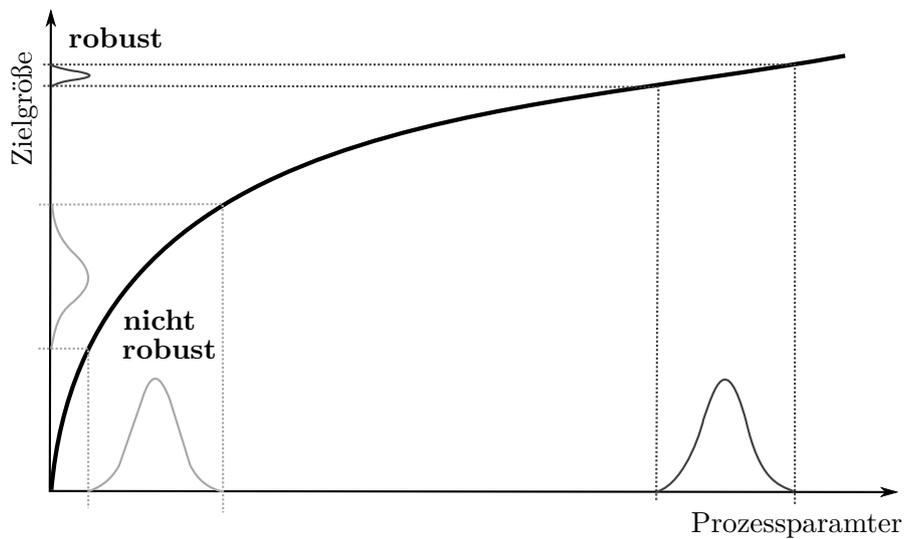


Abbildung 2.46: Vergleich der Streuung eines robusten und eines nicht-robusten Prozesses [2].

wickelt hat. Diese Strategie beinhaltet ein Kompendium verschiedenster Methoden, woraus die für die Problemstellung geeigneten ausgewählt werden [33]. An dieser Stelle sei auf die weiterführende Literatur [32, 33] verwiesen.

Als grundlegende Prinzipien der Versuchsplanung gelten [55, 60]:

- Wiederholung,
- Randomisierung und
- Blockbildung.

Das Prinzip der Wiederholung besagt, dass Versuche zu wiederholbaren Ergebnissen führen sollen [33]. Dazu sollen die gesamten Versuche, nicht nur einzelne Messungen, wiederholt werden, um eine höhere Aussagekraft zu erhalten [60]. Randomisierung bedeutet, dass die Versuche in zufälliger Reihenfolge durchgeführt werden. Dadurch soll vermieden werden, dass während der Versuche auftretende Störgrößen bzw. sich verändernde Störgrößen das Ergebnis verfälschen [33]. Unter Blockbildung versteht man das Zusammenfassen von Einzelversuchen in Gruppen (Blöcke). Dadurch sollen systematisch auftretende Fehler, welche bekannt sind, aber nicht kontrolliert werden können, reduziert werden [60]. Ein Beispiel, welches auch im Spritzgießen auftreten könnte, wäre eine Blockbildung auf Grund von mehreren Chargen des Materials. Ist eine Materialcharge nicht ausreichend für die Durchführung von allen geplanten Einzelversuchen, so ist eine Blockbildung empfehlenswert [33, 60].

Die Optimierung von Prozessen bzw. Produkten mittels statistischer Versuchsplanung läuft im Prinzip nach folgenden Schritten ab (nach [23]):

1. Analyse des Systems und Zielsetzung definieren,
2. Versuchsplan aufstellen,
3. Versuche durchführen,
4. Versuche auswerten und
5. Bestätigung der Optimierungsergebnisse.

Die klassische Versuchsplanung beinhaltet lt. [23] die Methoden der ein-, voll- und teilfaktoriellen Versuche. Bei einfaktoriellen Versuchen wird pro Versuch nur eine Einflussgröße verändert, alle anderen werden konstant gehalten. Der Erkenntnisgewinn erfolgt dabei zufällig und es werden zumeist keine Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Einflussgrößen erkannt [23]. Dies ist ein wesentlicher Vorteil der voll- und

teilkfaktoriellen Versuchspläne der statistischen Versuchsplanung, welche in den folgenden Abschnitten näher erläutert werden.

2.4.2 Vollfaktorielle Versuchspläne

Wie bereits ausgeführt gibt ein Versuchsplan ein Schema für die Durchführung von Versuchen vor. Dieses Schema richtet sich nach der zuvor festgelegten Anzahl der Faktoren k und der Faktorstufen n_f , welche meist mit + und - oder (1) und (-1) bezeichnet werden. Bei vollfaktoriellen Versuchen setzt sich der Versuchsplan aus allen möglichen Faktorstufenkombinationen m zusammen. Somit berechnet sich die Anzahl der Versuche nach Glg. 2.27.

$$m = n_f^k \quad (2.27)$$

- m Faktorstufenkombinationen
- n_f Anzahl der Faktorstufen
- k Anzahl der Faktoren

In weiterer Folge beschränken sich die Ausführungen auf 2^k -faktorielle Versuchspläne. Ein 2^3 -faktorieller Versuchsplan ergibt nach Glg. 2.27 acht Versuche mit drei untersuchten Faktoren auf je zwei Stufen. Die Abbildung 2.4 zeigt einen solchen vollfaktoriellen Versuchsplan in der üblichen tabellarischen Darstellung. Dieses Schema stellt zugleich ein Gleichungssystem mit acht Gleichungen und sieben Unbekannten dar. Jede Zeile stellt einen Versuch dar, in welchen die mit A , B und C bezeichneten Faktoren gemäß der Vorgabe auf die Plus-Stufe (+) oder Minus-Stufe (-) eingestellt werden, so dass jede mögliche Kombination einmal realisiert wird. Aus diesen Vorzeichenspalten für die Faktoren werden die Vorzeichenspalten der Wechselwirkungen (Begriffsdefinition folgt später) AB , AC , BC und ABC durch Multiplikation der jeweiligen Spalten miteinander, wie an Hand von Glg. 2.28 für die erste Zeile exemplarisch veranschaulicht, berechnet. In der rechten Spalte ist die Zielgröße y der Versuche angeführt, wobei es natürlich mehrere Zielgrößen geben kann. Die Auswertung erfolgt schließlich für jede Zielgröße separat nach der gleichen Vorgehensweise [60].

$$AB = A \cdot B = -1 \cdot -1 = +1 \tag{2.28}$$

A Faktor A

B Faktor B

AB Wechselwirkung der Faktoren A und B

Tabelle 2.4: Vorzeichenspalten eines 2^3 -vollfaktoriellen Versuchsplans (2FWW...Zwei-Faktor-Wechselwirkungen, 3FWW...Drei-Faktor-Wechselwirkungen) [60].

Effekt			2FWW			3FWW	Zielgröße
A	B	C	AB	AC	BC	ABC	y
-	-	-	+	+	+	-	y ₁
+	-	-	-	-	+	+	y ₂
-	+	-	-	+	-	+	y ₃
+	+	-	+	-	-	-	y ₄
-	-	+	+	-	-	+	y ₅
+	-	+	-	+	-	-	y ₆
-	+	+	-	-	+	-	y ₇
+	+	+	+	+	+	+	y ₈

Effekt

Die Berechnung des sogenannten „Effekts“ (oder auch „Haupteffekts“) zählt zu den grundlegenden Auswertemethoden und Ergebnissen eines Versuchsplans. Dieser quantifiziert die Auswirkung der Änderung eines Faktors auf die Zielgröße. Dazu wird die Differenz aus den Mittelwerten der Zielgröße y für den jeweiligen Faktor auf der (+)-Stufe und der (-)-Stufe berechnet. Für einen 2^3 -vollfaktoriellen Versuchsplans kann dies an Hand eines Würfels graphisch veranschaulicht werden (siehe Abbildung 2.47). Die Ergebnisse eines Versuchs (y_1 bis y_8) bilden die Eckpunkte und stehen auch für jeweils eine Faktorenstufenkombination. Der jeweilige Effekt berechnet sich folglich aus der Differenz zwischen dem Mittelwert der blauen und dem Mittelwert der roten Eckpunkte [60].

Mit der Anzahl der Faktorenstufenkombinationen m und den entsprechenden Vorzeichen aus der Vorzeichentabelle ergibt sich die Glg. 2.29 für die Berechnung eines Effekts

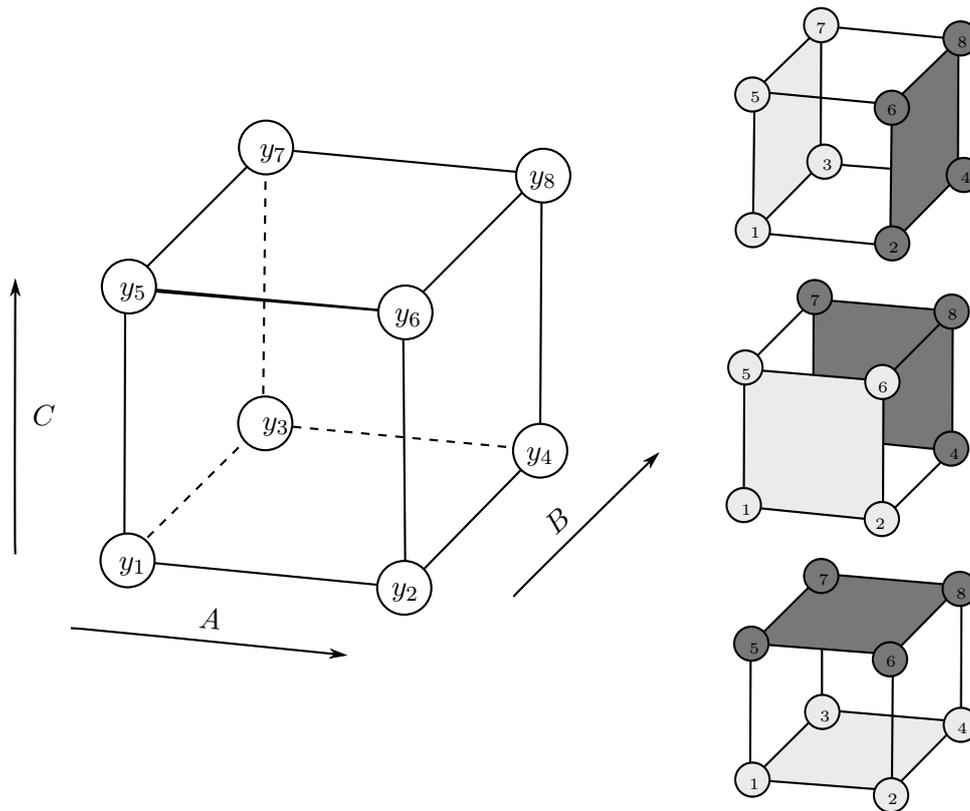


Abbildung 2.47: Veranschaulichung der Effektberechnung für einen 2^3 -vollfaktoriellen Versuchsplan [60].

(nach [33]). Werden bei einer Versuchskombination mehrere Versuche durchgeführt, so werden diese Ergebnisse gemittelt.

$$\text{Effekt } E = \frac{2}{m} \cdot \sum_{i=1}^m (\text{Vorzeichen} \cdot \bar{y}_i) \quad (2.29)$$

E Effekt

\bar{y}_i Mittelwert der Ergebnisse von Zielgröße y bei Faktorenstufenkombination i

Graphisch können Effekte in einem sogenannten Effektdiagramm wie in Abbildung 2.48 dargestellt werden. Dabei werden die Mittelwerte der Versuchsergebnisse für den jeweiligen Faktor auf der (-)- und (+)-Stufe aufgetragen und miteinander verbunden. Die Steigung der Linie charakterisiert die Stärke eines Effekts. Eine positive Steigung der Effektlinie von (-) auf (+) bedeutet, dass der Haupteffekt positiv ist, d.h. dass eine Erhöhung des Faktors auch zu einer Erhöhung des Merkmalwerts führt. Die strichlier-

te Linie gibt den Gesamtmittelwert an und muss von allen Effektlinien in der Mitte geschnitten werden [60].

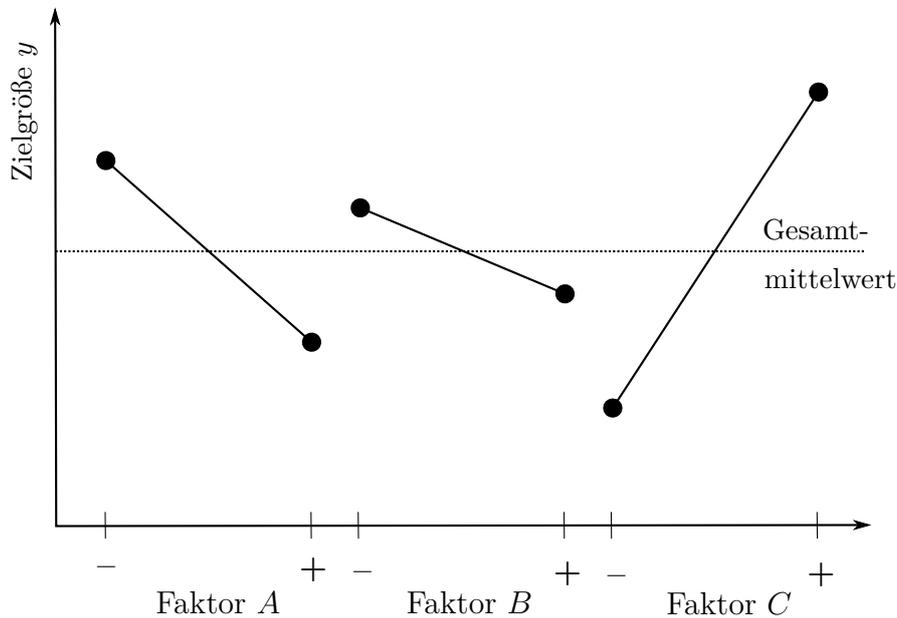


Abbildung 2.48: Effektdiagramm für die Faktoren A, B und C [60].

Wechselwirkung

Neben einer direkten Beeinflussung der Zielgröße durch einen Faktor ist es in einem System auch möglich, dass zwei oder mehrere Faktoren interagieren und sich dies auf die Zielgröße auswirkt. Man spricht somit von einer Wechselwirkung bzw. einem Wechselwirkungseffekt, wenn der Effekt eines Faktors davon abhängt, welchen Wert ein anderer Faktor einnimmt. Die Berechnung erfolgt unter Berücksichtigung der Vorzeichen aus der für die entsprechende Wechselwirkung erstellten Vorzeichenspalte (siehe Abbildung 2.4) mit Glg. 2.29. In einem 2^3 -vollfaktoriellen Versuchsplan treten drei Zwei-Faktor-Wechselwirkungen (2FWW) und eine Drei-Faktor-Wechselwirkung (3FWW) auf, welche ebenfalls an Hand eines Würfels dargestellt werden können. In der Abbildung 2.49 sind die Eckpunkte, welche mit dem gleichen Vorzeichen für die Wechselwirkungsberechnung besetzt sind, in der gleichen Farbe markiert. Bei 2FWW sind diese Eckpunkte durch die Raumdiagonalen verbunden und bei 3FWW bilden diese einen Tetraeder [33, 60].

Analog zu den Haupteffektdiagrammen können auch Wechselwirkungsdiagramme erstellt werden. Auf der y-Achse wird dabei wieder die Zielgröße und auf der x-Achse ein Faktor aufgetragen. Schließlich werden in dieses Diagramm die Mittelwerte des ersten

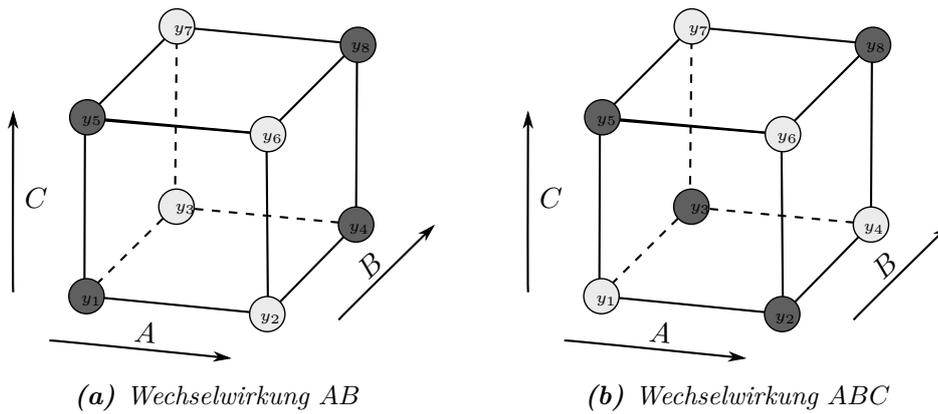


Abbildung 2.49: Veranschaulichung der Wechselwirkungsberechnung für einen 2^3 -vollfaktoriellen Versuchsplan [60].

Faktors jeweils auf der (-) und (+)-Stufe des Faktors in Abhängigkeit der Stufe des zweiten Faktors eingezeichnet. Wie in Abbildung 2.50 dargestellt, werden die Punkte, bei denen der zweite Faktor auf derselben Stufe ist, verbunden. Die punktierte Linie stellt zum Vergleich den Haupteffekt des Faktors A dar. Da die Linien auseinander gehen, liegt in diesem Fall eine positive Wechselwirkung vor. Würden diese parallel sein, so wäre keine Wechselwirkung vorhanden. Bei einer negativen Wechselwirkung würden die Linien bei Erhöhung von Faktor A auf die (+)-Stufe zueinander laufen [60].

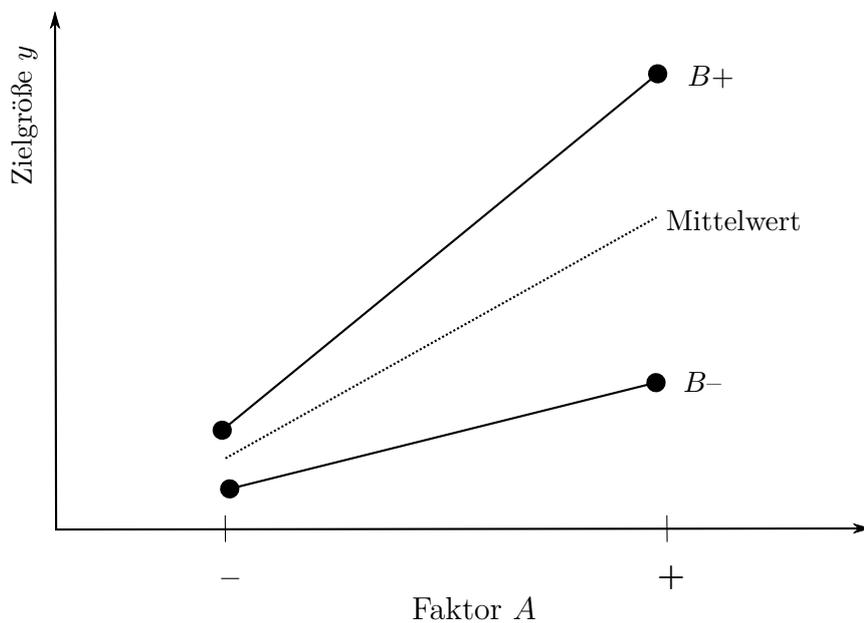


Abbildung 2.50: Wechselwirkungsdiagramm für die Wechselwirkung von AB mit positiver Wechselwirkung [60].

2.4.3 Teilfaktorielle Versuchspläne

Mit einer höheren Anzahl an Faktoren k steigt die Anzahl der Faktorstufenkombinationen m und somit der durchzuführenden Versuche bei vollfaktoriellen Versuchsplänen sehr stark an ($m = 2^k$). Deshalb sind diese nur bei einer geringen Anzahl an zu untersuchenden Faktoren wirtschaftlich gesehen sinnvoll. Sollen jedoch viele Einflussfaktoren untersucht werden, so werden meist sogenannte „Screening-Versuchspläne“ verwendet. Dies ist bspw. der Fall, wenn über ein System noch wenig bekannt ist und die Haupteinflussfaktoren, mit denen anschließend ein vollfaktorieller Versuchsplan durchgeführt wird, ermittelt werden sollen. Zu den Screening-Versuchsplänen zählen z.B. teilfaktorielle Versuchspläne (auch als „fraktionelle faktorielle Versuchspläne bezeichnet), welche hier an Hand eines 2^{4-1} -teilfaktoriellen Versuchsplans erläutert werden sollen [33, 60].

Die Grundlage dafür bildet ein 2^3 -vollfaktorieller Versuchsplan, welcher acht Faktorstufenkombinationen, drei Zwei-Faktor-Wechselwirkungen und eine Drei-Faktor-Wechselwirkung aufweist (siehe Abbildung 2.51). Unter der Annahme, dass die Wechselwirkung ABC vernachlässigbar klein ist, wird diese durch einen neuen Faktor D ersetzt. Dadurch können vier Faktoren mit acht Versuchen untersucht werden [33].

Ausgangspunkt ist
der vollständige
faktorielle
 2^3 -Plan

Nr.	Faktoren/Effekte						
	A	B	C	AB	AC	BC	ABC
1	+	-	-	+	+	-	-
2	+	+	-	+	-	-	-
3	+	+	+	-	-	-	-
4	+	+	+	-	-	-	-
5	+	+	+	-	-	-	-
6	+	+	-	+	-	-	-
7	+	+	+	-	-	-	-
8	+	+	+	+	+	+	+



mit der Zuordnung
 $ABC \rightarrow D$
entsteht daraus der
neue 2^{4-1} -Plan

Nr.	Faktoren/Effekte			
	A	B	C	AB
1	+	-	-	+
2	+	+	-	+
3	+	+	+	-
4	+	+	+	-
5	+	+	+	-
6	+	+	-	+
7	+	+	+	-
8	+	+	+	+

Abbildung 2.51: Konstruktion eines 2^{4-1} -teilfaktoriellen Versuchsplans [33].

Aus den in Abbildung 2.51 angeführten Vorzeichenspalten lassen sich diese für die Wechselwirkungen analog zum vollfaktoriellen Versuchsplan durch Multiplikation berechnen. Dabei sind jedoch jeweils zwei Spalten gleich. Dies ist in Abbildung 2.5 dargestellt. Identische Effekte bzw. Wechselwirkungen sind in derselben Spalte angeführt. Bspw. ist der Effekt A mit der Wechselwirkung BCD vermengt, was bedeutet, dass in der Auswertung nicht mehr zwischen den beiden unterschieden werden kann. Für die Vier-Faktor-Wechselwirkung (4FWW) ergibt für alle acht Versuche $ABCD = +1$ und daher ist diese mit dem Mittelwert vermengt. Diese 4FWW $ABCD$ wird auch als „Identität I “ bezeichnet. Für die Vermengung ist in der Literatur auch der Begriff „Alias(-struktur)“ zu finden [33].

Tabelle 2.5: Vermengungs- bzw. Aliasstruktur eines 2^{4-1} -teilmultiplikativen Versuchsplans [33].

A	B	AB	C	AC	BC	ABC	y
BCD	ACD	CD	ABD	BD	AD	D	
-	-	+	-	+	+	-	y_1
+	-	-	-	-	+	+	y_2
-	+	-	-	+	-	+	y_3
+	+	+	-	-	-	-	y_4
-	-	+	+	-	-	+	y_5
+	-	-	+	+	-	-	y_6
-	+	-	+	-	+	-	y_7
+	+	+	+	+	+	+	y_8

Eine Bewertung der Aliasstruktur erfolgt durch die sogenannte „Auflösung“. Hier sei auf die Literatur [33, 60] verwiesen.

2.4.4 Regressionsanalyse

Für die Auswertung von Versuchsplänen stehen nicht nur die Berechnung der Effekte, sondern andere Methoden wie die Varianzanalyse und die Regressionsanalyse zur Verfügung. Die Varianzanalyse, auf welche hier nicht näher eingegangen wird, beurteilt die Signifikanz von berechneten Effekten. Es sei auf die Literatur [33, 60] verwiesen.

Ziel der Regressionsanalyse ist es, ein möglichst genaues mathematisches Modell zwischen den Faktoren und den Zielgrößen herzustellen. Da in einem Versuchsplan mehrere Einflussgrößen untersucht werden, wird folglich auf die multiple lineare Regression

eingegangen. Grundlage für die Regressionsanalyse bilden N Messergebnisse für die Zielgröße y aus Versuchen, in Fall der Versuchsplanung gemäß dem Versuchsplan. Es soll die Abhängigkeit der zuvor bestimmten Anzahl k an Faktoren, ausgedrückt durch die Variablen x_1, x_2, \dots, x_k , nach der Modellgleichung 2.30 bestimmt werden (vgl. [16]). [60] gibt an, dass es auf Grund der Übersichtlichkeit üblich ist, die Werte der Einflussfaktoren zu normieren, d.h. bei einem zweistufigen Versuchsplan wird dem niedrigen Niveau der Wert -1 und dem hohen Niveau der Wert $+1$ zugeteilt.

$$y_i = \beta_0 + \beta_1 x_{i1} + \dots + \beta_k x_{ik} + \varepsilon_i, \quad i = 1, \dots, N \quad (2.30)$$

- y_i Wert der Zielgröße bei Versuch i
- x_{ik} normierter Messwert für Faktor k bei Versuch i
- β_k Regressionskoeffizient für Faktor k
- ε_i zufälliger Fehler

Werden die Regressionskoeffizienten β_k durch deren Schätzwerte b_k ersetzt, so ist Glg. 2.31 [60] gültig.

$$y_i = b_0 + b_1 x_{i1} + \dots + b_k x_{ik} + \varepsilon_i, \quad i = 1, \dots, N \quad (2.31)$$

- y_i Wert der Zielgröße bei Versuch i
- x_{ik} normierter Messwert für Faktor k bei Versuch i
- b_k Schätzwert für den Regressionskoeffizient β_k
- ε_i zufälliger Fehler

Die Glgn. 2.32 bis 2.35 (nach [60]) beschreiben dieses Gleichungssystem in Matrizen-schreibweise. Dazu wird die sogenannte Designmatrix \underline{X} definiert.

$$\underline{y} = \underline{X} \underline{b} + \underline{\varepsilon} \quad (2.32)$$

$$\underline{y} = (y_1, \dots, y_N)^T \quad (2.33)$$

$$\underline{b} = (b_0, \dots, b_k)^T \quad (2.34)$$

$$\underline{X} = \begin{pmatrix} 1 & x_{11} & \cdots & x_{k1} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & x_{1N} & \cdots & x_{kN} \end{pmatrix} \quad (2.35)$$

Mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate (vgl. [16, 60]) können die gesuchten Schätzwerte für die Regressionskoeffizienten nach Glg. 2.36 berechnet werden.

$$\underline{b} = (\underline{X}^T \underline{X})^{-1} \underline{X}^T \underline{y} \quad (2.36)$$

\underline{b} Vektor der Schätzwerte b

\underline{X} Designmatrix

\underline{y} Vektor der Messwerte y_i

Die berechneten Koeffizienten werden schließlich in den Ansatz eingesetzt, wodurch man die Schätzfunktion \hat{f} , d.h. die Regressionsgerade, für die Zielgröße erhält (Glg. 2.37) [16].

$$\hat{f}(x_1, \dots, x_k) = \hat{y} = b_0 + b_1 x_1 + \dots + b_k x_k \quad (2.37)$$

\hat{f} Schätzfunktion

\hat{y} Schätzung für den Erwartungswert von y

x_k normierter Wert für Faktor k

b_k Schätzwert für den Regressionskoeffizient β_k

Bestimmtheitsmaß

Um nun zu beurteilen, wie gut die Messdaten durch die berechnete Regressionsgerade approximiert werden, steht das Bestimmtheitsmaß R^2 zur Verfügung. Es ist definiert als das Verhältnis der erklärten Streuung zu der Gesamtstreuung. R^2 kann Werte zwischen 0 und 1 annehmen ($0 \leq R^2 \leq 1$), wobei hohe Werte von R^2 auf eine hohe Güte des Modells hinweisen. Die Wurzel aus R^2 wird als der Korrelationskoeffizient R bezeichnet [24].

Zusammenhang zwischen den Regressionskoeffizienten und den Effekten

Wie [33, 60] in ihren Büchern ausführen, kann gezeigt werden, dass die berechneten Regressionskoeffizienten bei orthogonalen zweistufigen Versuchsplänen durch die Glg. 2.38 zusammenhängen. Die Glg. 2.38 stellt die Beziehung, welche nur bei Normierung der Variable x_1 gültig ist, für auf den mit A bezeichneten Einflussfaktor dar.

$$b_1 = \frac{E_A}{2} \quad (2.38)$$

b_1 Regressionskoeffizient für die Variable x_1 (d.h. Faktor A)

E_A Effekt von Faktor A

Somit gelangt man sowohl über die Berechnung der Effekte als auch der Regressionsgerade zu derselben mathematischen Beschreibung der Abhängigkeiten der Zielgröße von den Einflussgrößen, sofern nur Haupteffekte berücksichtigt werden. Wird ein vollfaktorieller Versuchsplan ausgewertet, so kann eine mathematische Beschreibung des Versuchsraums direkt mit den berechneten Effekten und Wechselwirkungen wie Glg. 2.39 für einen 2^3 -vollfaktoriellen Versuchsplan [60] aufstellt werden. [60] berücksichtigt in dieser mathematischen Beschreibung jedoch nicht die 3FWW.

$$\hat{y} = \bar{y} + \frac{E_A}{2}x_1 + \frac{E_B}{2}x_2 + \frac{E_C}{2}x_3 + \frac{E_{AB}}{2}x_1x_2 + \frac{E_{AC}}{2}x_1x_3 + \frac{E_{BC}}{2}x_2x_3 \quad (2.39)$$

\hat{y} Vorhersage für die Zielgröße y

\bar{y} Mittelwert für die Zielgröße y

E_A, E_B, E_C Effekte

E_{AB}, E_{AC}, E_{BC} Wechselwirkungen

x_1, x_2, x_3 Variablen der Einflussfaktoren in normierter Form

Nichtlineare Zusammenhänge

Viele Abhängigkeiten zwischen Einflussgrößen und Zielgrößen sind nichtlinear. Dafür stehen in der Regressionsanalyse verschiedenste nichtlineare Ansätze zur Verfügung, wobei für die sinnvolle Bestimmung der dadurch vorkommenden höheren Terme auch geeignete Eingangsdaten benötigt werden. Deswegen gibt es für die Untersuchung von nichtlinearen Zusammenhängen Versuchspläne, die bspw. drei Faktorstufen oder zusätzliche Punkte im Versuchsraum verwenden. Die Abbildung 2.52 zeigt hier als Beispiel einen 2^3 -vollfaktoriellen Versuchsplan mit einem Zentralpunkt (violett) und Sternpunkten (orange). Die Zentralpunktstufe wird in der Literatur meist mit (0) bezeichnet. Für Weiteres sei auf die Fachliteratur [33, 60] verwiesen.

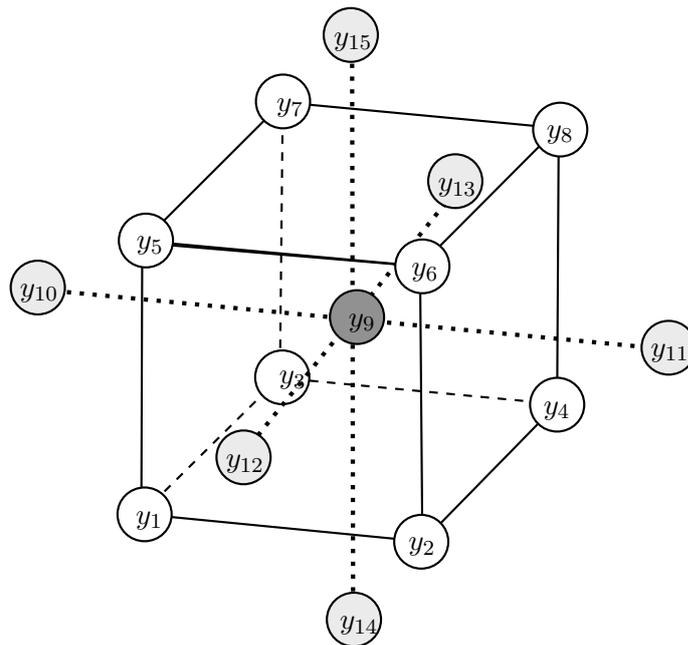


Abbildung 2.52: Design eines 2^3 -vollfaktoriellen Versuchsplans mit Zentralpunkt (dunkelgrau) und Sternpunkten (hellgrau) zur Ermittlung nichtlinearer Zusammenhänge [60].

2.4.5 D-optimale Versuchspläne

Optimale Versuchspläne bieten dem Anwender die Möglichkeit den Plan an seine Bedürfnisse anzupassen. Ausgangspunkt ist meist ein vollfaktorieller Versuchsplan, aus welchen geeignete Faktorenstufenkombinationen ausgewählt werden. Zusätzlich ist es möglich, sogenannte „Kandidaten“, d.h. nicht im Versuchsplan enthaltene Einstellungen wie z.B. einen Zentralpunkt, hinzuzufügen. Weiters wird im Vorhinein das mathematische Modell, welches auf Basis der Ergebnisse berechnet werden soll, festgelegt. Optimale Versuchspläne werden meist unter Zuhilfenahme von Statistikprogrammen erstellt, in welchen neben dem Modell und der Anzahl der Versuche das Kriterium zur Auswahl der Faktorenstufenkombinationen festgelegt werden. Gute Versuchspläne können hier meistens nur durch Vorwissen über ein System erstellt werden. Ist dies der Fall, so bietet dies dem Anwender den Vorteil, dass er durch im Vergleich zu vollfaktoriellen Versuchsplänen geringeren Versuchsaufwand ebenfalls gute Ergebnisse für das untersuchte System erhält [33, 60].

Sehr verbreitet sind D-optimale Versuchspläne, welche sich u.a. durch den geringsten Rechenaufwand auszeichnen. Basis für das Auswahlverfahren der D-optimalen Ver-

suchspläne sind die Glgn. 2.32 und 2.36 aus der multiplen linearen Regressionsanalyse. Die Designmatrix \underline{X} beinhaltet die Faktorstufenkombinationen eines vollfaktoriellen Versuchsplans. Für einen D-optimalen Versuchsplan soll als Kriterium die Determinante von der sogenannten „Informationsmatrix“ ($\underline{X}^T \underline{X}$) minimal werden, um so die maximale Information aus dem Versuchsplan herausholen zu können [60]. [33] und [60] definieren somit einen D-optimalen Versuchsplan als einen, der das Volumen des gemeinsamen Vertrauensbereichs der Regressionskoeffizienten bzw. des Vektors \underline{b} minimiert.

[33] führt zusammenfassend folgende Vorteile eines D-optimalen Designs an:

- frei wählbarer Versuchsraum,
- Ergebnisse aus bereits durchgeführten Versuchen können miteinbezogen werden,
- frei wählbarer Modellansatz,
- qualitative und quantitative Merkmale können untersucht werden,
- mehr als zwei Stufen möglich,
- frei wählbare Anzahl der Einzelversuche.

Als Nachteile gibt [33] an, dass diese Versuchspläne nicht mehr orthogonal sind, wobei die Abweichungen gering seien. Weiters ist es oft schwer im Vorhinein zu beurteilen, welcher Modellansatz für ein System richtig ist.

2.5 Varimos[®]

Das Paket Varimos[®] (Virtual And Real Injection Moulding Optimisation System) beinhaltet das Spritzgießsimulationsprogramm Cadmould[®], Firma simcon kunststoff-technische Software GmbH, Würselen, Deutschland, und CQC[®] (Continuous Quality Control), Firma Dr. Gierrth Ing.-GmbH, Aachen, Deutschland. Es findet während des gesamten Produktentwicklungsprozesses (siehe Abbildung 2.53) Anwendung und dient vom Bauteildesign bis hin zur Serienproduktion zur Optimierung des Produkts und des Spritzgießprozesses. Diese Optimierungen können sowohl real, sprich an der Spritzgießmaschine, als auch virtuell, d.h. in der Simulation, vorgenommen werden.

Der Einsatz von Spritzgießsimulation in der Bauteilentwicklung ist heutzutage Standard, um Probleme früh zu erkennen, diese in der CAD-Geometrie zu ändern und somit spätere kostenintensive Änderungen des Werkzeugs zu vermeiden. Meist wird in der

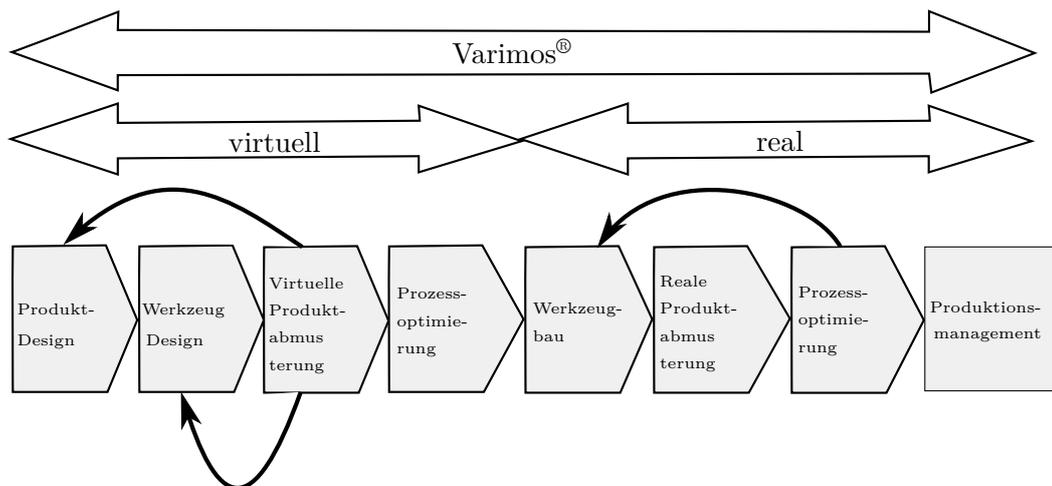


Abbildung 2.53: Anwendung von Varimos® in den Produktentwicklungsphasen [48].

Simulation ebenso wie in der realen Produktabmusterung iterativ vorgegangen, um ein optimales Ergebnis bzw. Produkt zu erhalten. Varimos® bedient sich der Methoden der statistischen Versuchsplanung, wodurch garantiert werden soll, dass ein absolutes Optimum gefunden wird. Die Abbildung 2.54 zeigt den Ablauf dieser virtuellen Optimumssuche. Die Simulationen werden mit den Einstellungen eines automatisiert erstellten Versuchsplans in Cadmould® durchgeführt und die Ergebnisse werden in dem Programm CQC® ausgewertet. Dabei werden für definierte Bauteilmerkmale, wie z.B. Abmessungen oder Wandstärken, mathematische Modelle mittels Regression berechnet und durch weitere numerische Verfahren ein Optimum der Prozesseinstellungen berechnet. Somit ist es möglich, wie in Abbildung 2.53 durch die Pfeile angedeutet, das Bauteil- oder Werkzeugdesign vor dem Bau des realen Werkzeugs im Sinne einer spritzgießgerechten Konstruktion auszulegen und zu optimieren.

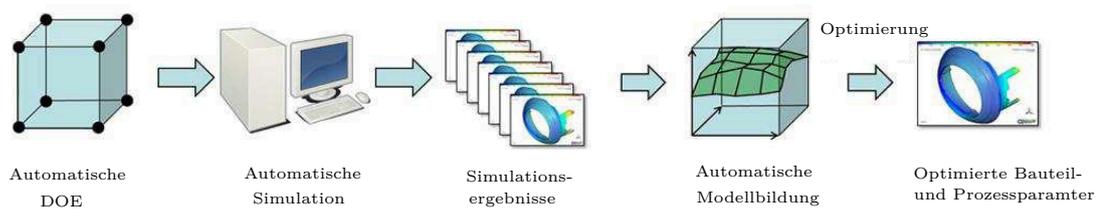


Abbildung 2.54: Ablaufschritte von Varimos® virtuell [48].

„Varimos® real“ soll in weiterer Folge als Unterstützung in der Bauteilabmusterung an der Spritzgießmaschine und der Prozessüberwachung dienen. Durch die Simulation mit „Varimos® virtuell“ soll ein Maschinenparametersatz vorausberechnet werden, bei

welchem die Qualitätsmerkmale am realen Bauteil bereits nahe am Sollwert liegen. Ziel der realen Prozessoptimierung durch den Einsatz von CQC[®] ist es schlussendlich, die Prozesseinstellungen für die Serienproduktion zu bestimmen. Dabei soll ein robuster Prozess, d.h. Prozesseinstellungen, bei denen sich alle Bauteilmerkmale in der Mitte ihres Toleranzfeldes befinden, bei gleichzeitiger geringer Zykluszeit gewährleistet werden. Dafür wird, analog zur virtuellen Prozessoptimierung, ein Versuchsplan erstellt. Anschließend werden Versuche gemäß diesem Versuchsplan und Messungen zur Bestimmung der Bauteilmerkmale durchgeführt. CQC[®] berechnet auf Basis dieser Ergebnisse die Abhängigkeiten zwischen Maschineneinstellparametern und den Bauteilmerkmalen und nimmt auch die mehrdimensionale Optimierung vor (siehe Abbildung 2.55). Durch die Messung von Prozessparametern, wie z.B. Forminnendruck, während der Versuche ist es auch möglich, dass CQC[®] mathematische Zusammenhänge zwischen diesen und den Merkmalen berechnet, welche später für die Prozessüberwachung genutzt werden können.

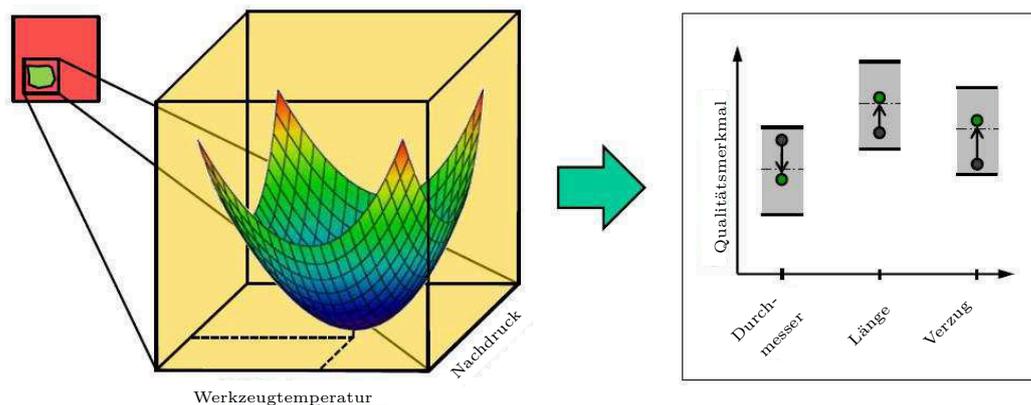


Abbildung 2.55: Modellbildung und Zentrierung von Bauteilmerkmalen in Varimos[®] [48].

Zusammengefasst beinhaltet die Vorgehensweise in „Varimos[®] real“ folgende Schritte [48]:

1. Prozesswissen erfassen,
2. Bemusterung planen,
3. Bemusterung durchführen,
4. Bemusterung analysieren,
5. optimale Maschineneinstellung berechnen und
6. Prozessüberwachung konfigurieren.

Als Versuchspläne werden in CQC® D-optimale Versuchspläne mit einer zusätzlichen Zentralpunkteinstellung zu Beginn und am Ende des Versuchsplans verwendet. Die Versuche in den Plänen sind so sortiert, dass in der ersten Spalte am seltensten die Einstellung des Parameters verstellt wird und in der letzten Spalte am häufigsten. Zusätzlich wird keine Randomisierung vorgenommen. Es werden immer eine bestimmte Anzahl an Teilen mit der gleichen Einstellung nacheinander hergestellt. Die mathematischen Modelle werden mittels multipler linearer Regression berechnet, wobei das primäre Ziel das Erreichen eines möglichst hohen Bestimmtheitsmaßes R^2 ist. Es stehen u.a. lineare und quadratische mathematische Modelle zur Verfügung. Die Messergebnisse für die Bauteilmerkmale werden in das Programm eingegeben und können dort auch graphisch dargestellt werden. Die Abbildung 2.56 zeigt ein solches Diagramm. Auf der y-Achse wird der Wert für das Bauteilmerkmal und auf der x-Achse die Teile- bzw. Zyklusnummer dargestellt. Die grüne Linie markiert den Sollwert und die beiden roten Linien begrenzen den vorher definierten Toleranzbereich. Die roten Punkte stehen für die gemessenen Werte und die blauen für die durch das Modell berechneten Werte der jeweiligen Prozesseinstellung. Schwarze Punkte gelten als Ausreißer, welche vom Anwender selbst bestimmt werden können, und werden nicht in die Modellbildung miteinbezogen.

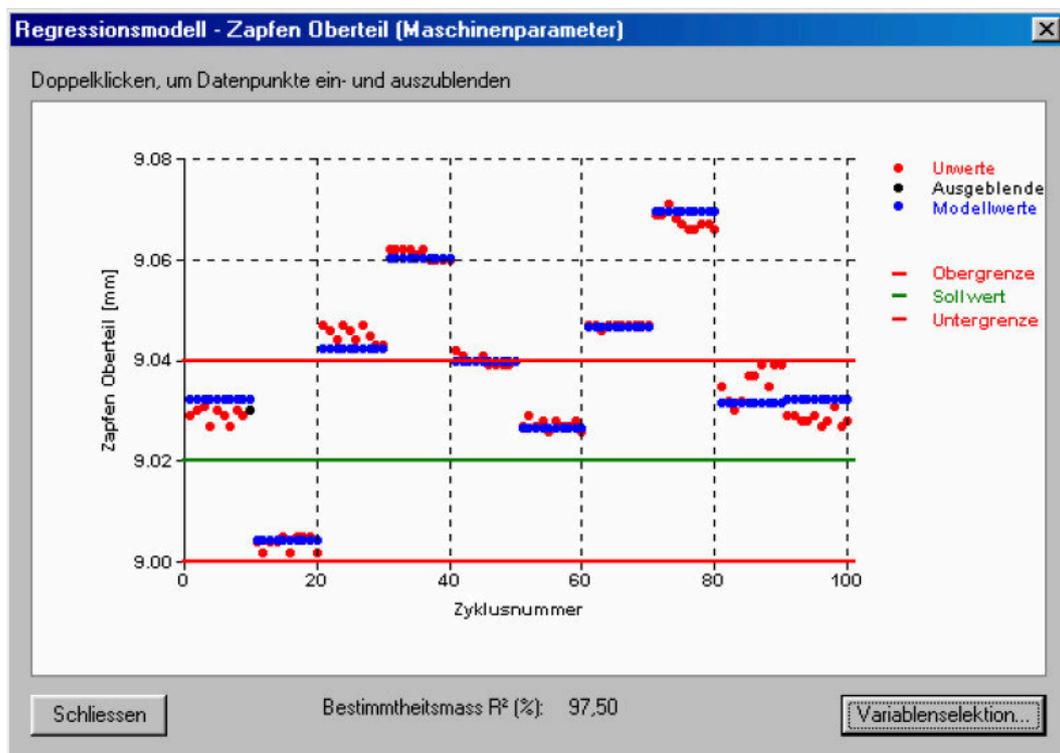


Abbildung 2.56: Messwert- und Modelldarstellung in CQC® [45].

Die Darstellung der Optimierungsergebnisse wird in Abbildung 2.57 erläutert. Die Programmmaske „Optimierung und Simulation“ teilt sich in zwei Bereiche. Im ersten (Abbildung 2.57 oben) wird die optimale Maschineneinstellung für das jeweilige Bauteilmerkmal grün in einem Schieberegler eingezeichnet. Weiters kann der Anwender auch andere Einstellungen vornehmen, um zu sehen, wie sich eine solche Änderung auf die Merkmale auswirkt. Diese Änderungen werden durch die mathematischen Modelle im Hintergrund berechnet. Der zweite Teil ist die Darstellung der Merkmale, welche an Hand eines Merkmals exemplarisch (Abbildung 2.57 unten) dargestellt wird. Sofern sich das Bauteilmerkmal innerhalb der definierten Toleranz befindet, erscheint dessen Bezeichnung in grüner Schrift, ansonsten in roter. Der blaue Balken bildet den Toleranzbereich ab und links bzw. rechts davon stehen die Werte für die Grenzen. Der schwarze Punkt und der dazugehörige Wert in blau bezeichnen den Sollwert. An dieser Stelle kann der Anwender auch im Nachhinein eingreifen und einen vom Sollwert abweichenden Zielwert für die Optimierung, welcher gelb dargestellt wird, definieren. Weiters hat der Anwender die Möglichkeit, durch eine Gewichtung von Bauteilmerkmalen die Optimierung zu beeinflussen (unten links). In grüner Schrift wird der durch das mathematische Modell bei der gewählten oder optimierten Einstellung vorhergesagte Wert für das Bauteil angegeben. Durch den grünen Punkt wird die Lage im Toleranzfeld veranschaulicht. Der rechteckige grüne Balken zeigt den Streubereich von $\pm 3\sigma$ an.

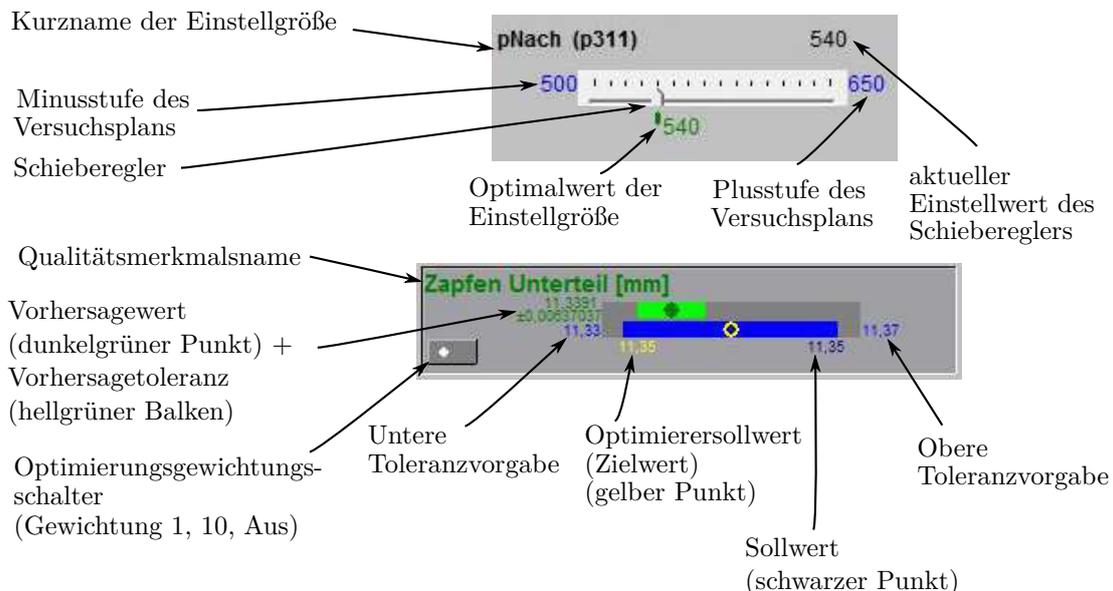


Abbildung 2.57: Darstellung der Optimierungsergebnisse in CQC® [45].

Wie in Abschnitt 2.4.4 erläutert können unter gewissen Voraussetzungen die Regressionskoeffizienten und die Effekte ineinander umgerechnet werden. CQC® berechnet aus den Regressionskoeffizienten die Effekte. Weiters wird die sogenannte „relative Einflussstärke“ aus den Effekten nach Glg. 2.40 berechnet. Diese Größe ist vorzeichenbehaftet, d.h. sie gibt an, ob eine Erhöhung der Einflussgröße eine Erhöhung oder eine Verringerung des Merkmals ergibt. Diese Größe gibt an, wie viel % der im Versuchsraum maximal möglichen Veränderung des Werts eines Merkmals durch das Verstellen der jeweiligen Einstellgröße von der Plus- zur Minus-Stufe oder auch umgekehrt erreicht wird. Die relativen Einflussstärken der einzelnen Parameter für ein Merkmal werden in von CQC® automatisiert erstellten Berichten in Diagrammen, wie sie in später Abschnitt 3.5 zu sehen sind, dargestellt.

$$\text{relative Einflussstärke von A} = \frac{\text{Effekt A}}{\sum |\text{aller Effekte}|} \quad (2.40)$$

3 Spritzgießexperimente

3.1 Vorgehensweise

In den realen Experimenten zur Optimierung des untersuchten Spritzgießbauteils wurde nach folgenden Punkten vorgegangen:

- Definition Qualitätsmerkmale und Messmittel,
- Definition der zu untersuchenden Parameter,
- Erstellung Versuchsplan,
- Systematische Versuche an der Spritzgießmaschine,
- Vermessung der Bauteile,
- Auswertung und Optimierung sowie
- Verifikation der Ergebnisse.

Zu Beginn wurden die zu untersuchenden Qualitätsmerkmale, wie z.B. Abmessungen, definiert und geeignete Messmittel zur Bestimmung ausgewählt. Darauf wird im Abschnitt 3.2 näher eingegangen.

Die Optimierung wurde mit Hilfe von statistischer Versuchsplanung durchgeführt, wodurch zunächst für die Aufstellung eines Versuchsplans die zu variierenden Parameter festgelegt werden mussten. In Bezug auf die Bauteilqualität wurden folgende sieben Parameter als am einflussreichsten erachtet und deshalb ausgewählt:

- Vorlauftemperatur (T_W),
- Zylinder- und Heißkanaltemperaturen (T_M),
- Einspritzvolumenstrom (v_e),
- Staudruck (p_{St}),
- Nachdruckhöhe (p_N),
- Nachdruckzeit (t_N) sowie
- Restkühlzeit (t_{Rk}).

Alle anderen Parameter, wie z.B. das Umschalt- oder Dosiervolumen, wurden bei allen Versuchen nicht verändert.

Für das Versuchsplandesign (siehe Abschnitt 3.3) und in weiterer Folge für die Auswertung der Ergebnisse wurde die Software CQC[®] (CQC Office V4.04.076. 2, Dr. Giertl Ing.-GmbH, Aachen, Deutschland) verwendet. Die Versuche an der Spritzgießmaschine gemäß dem Versuchsplan wurden am selben Tag durchgeführt. Die Vermessung der Bauteile erfolgte in der darauffolgenden Woche.

3.2 Bauteil und Qualitätsmerkmale

Beim untersuchten Spritzgießbauteil (Abbildung 3.1), produziert von Magna Auteca AG, Weiz, Österreich, handelt es sich um eine Komponente eines Außenspiegelantriebs für den KFZ-Bereich. Wie in Abbildung 3.1 eingezeichnet, besitzt das Bauteil einen Anspritzpunkt. Die Produktion des Bauteils erfolgte auf der Spritzgießmaschine „E-VC 80/60“ der Firma Engel, Schwertberg, Österreich, welche somit auch für die Spritzgießexperimente verwendet wurde. Diese verfügte über eine Schließkraft von 60 t. Die servoelektrisch ausgeführte Spritzeinheit beinhaltet eine Schnecke mit 22 mm Durchmesser und besitzt eine Spritzdruckbegrenzung von 2000 bar.



Abbildung 3.1: Bauteil „Antriebsschale“.

Für die Herstellung wurde ein Prototypenwerkzeug verwendet, welches als 1-fach-Werkzeug ausgeführt ist. Die Abbildung 3.2 zeigt eine CAD-Ansicht des schließsei-

tigen Formeinsatzes mit dem Kern (hellgrün) und der Einspritzdüse der Düsenseite (dunkelgrün). Das Werkzeug wurde über zwei getrennte Kühlkreisläufe, welche über zwei Temperiergeräte (HB-Therm Series 5 HB-160Z1, HB Therm AG, St. Gallen, Schweiz) gespeist wurden, temperiert. Ein Temperiergerät versorgte dabei jeweils eine Mischbatterie (siehe Abbildung 3.3). Dadurch wurde der Temperiermittelstrom auf zwei weitere Kreisläufe aufgeteilt, wodurch das Werkzeug somit durch vier Kreisläufe durchströmt wurde. Darüber hinaus war der Anguss als offener Heißkanal (Firma Mold-Masters Handelsges.m.b.H, Schlierbach, Österreich) ausgeführt. Eine nähere Beschreibung des Werkzeugs erfolgt im Zuge der Beschreibung des Modellaufbaus in der Simulation (siehe Abschnitt 4).

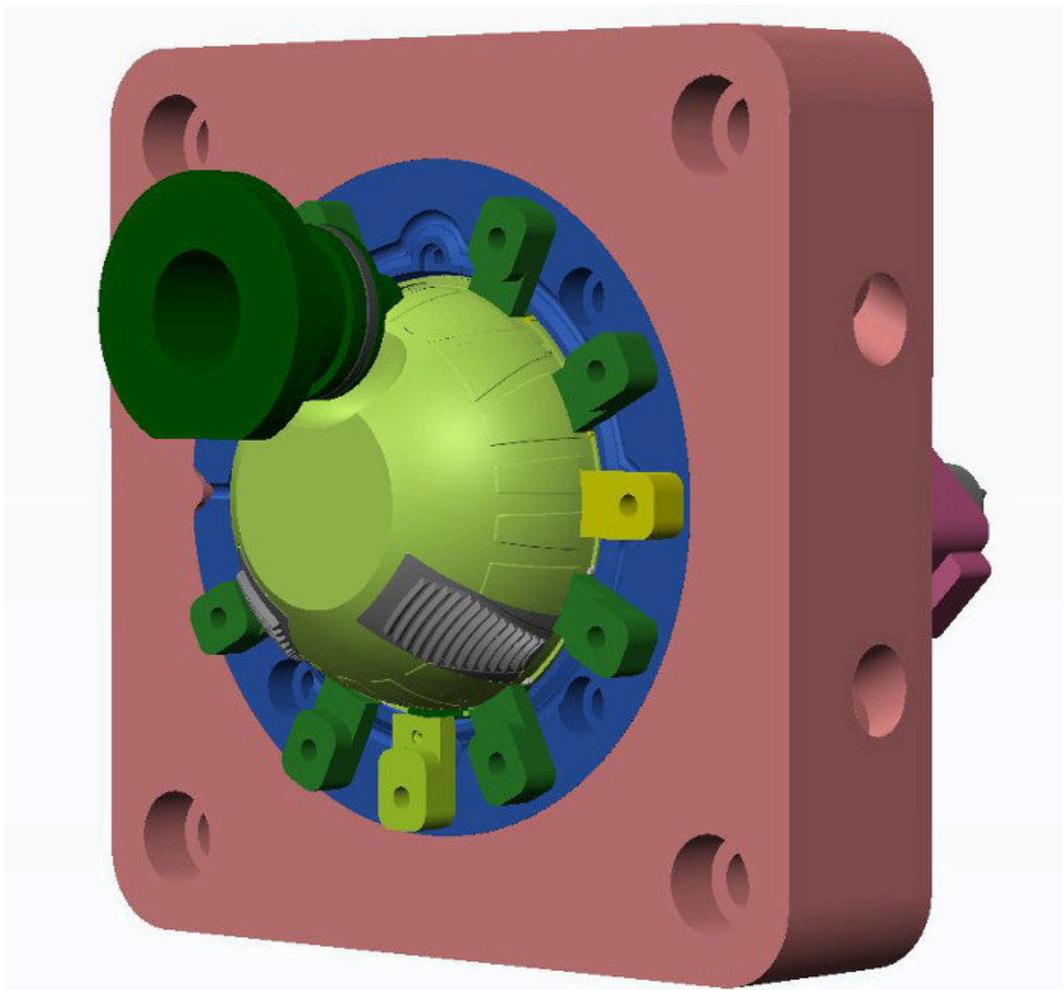


Abbildung 3.2: CAD-Ansicht des schließseitigen Formeinsatzes mit Kern (hellgrün) und düsenseitiger Einspritzdüse (dunkelgrün).

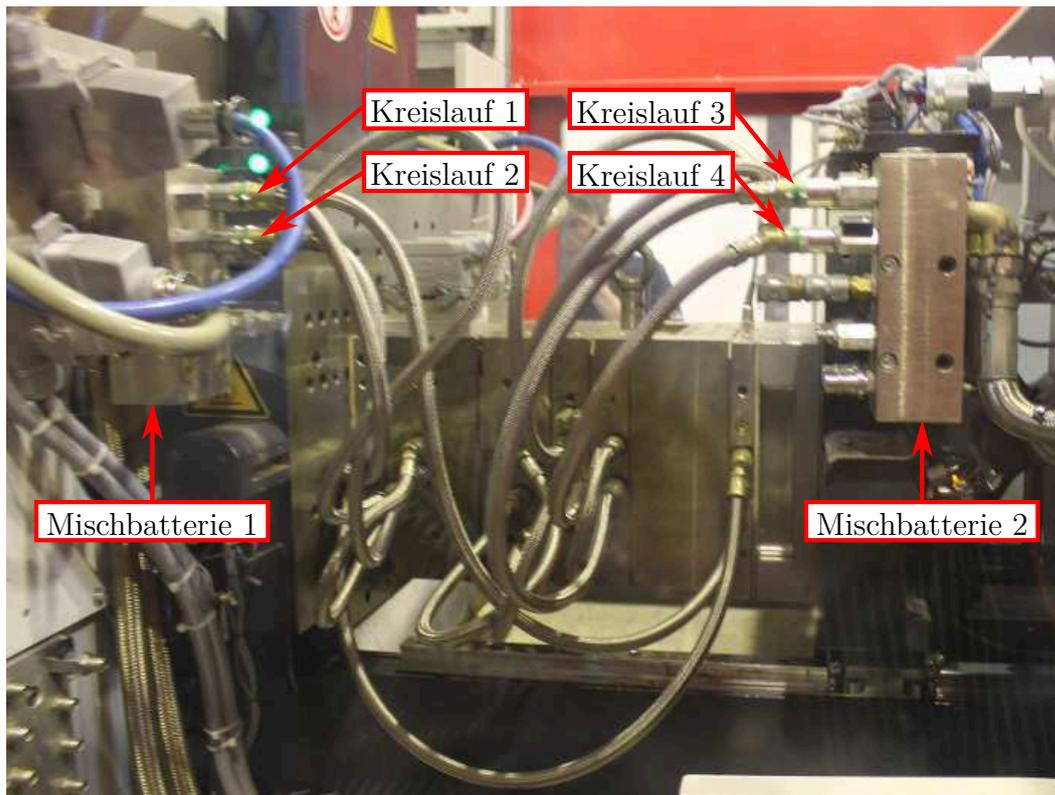


Abbildung 3.3: Seitenansicht des Werkzeugs; Kühlsituation.

Das Bauteil wurde aus PET Arnite® AV2 370 XT, DSM Engineering Plastics, Heerlen, Niederlande, gefertigt. Dieses mit 35 % Glasfasern verstärkte Material ist speziell für Anwendungen mit sehr engen Toleranzen konzipiert und muss vor der Verarbeitung getrocknet werden [47]. Der Hersteller gibt die in Tabelle 3.1 angeführten Verarbeitungstemperaturen an.

Tabelle 3.1: Herstellerangabe für die Verarbeitungstemperaturen von PET Arnite® AV2 370 XT [47].

Parameter	Einheit	Empfohlene Einstellung
Massetemperatur	°C	270 - 290
Werkzeugtemperatur	°C	130 - 140

Neben der Zykluszeit für die Herstellung des Bauteils wurden verschiedene Merkmale als Qualitätsmerkmale für die Optimierung definiert. Als sehr einfach zu bestimmendes Merkmal wurde das Bauteilgewicht, welches mit der Waage „Kern PRS 320-3“ der Firma Kern&Söhne, Bablingen, Deutschland (Messgenauigkeit=0,001 g) gemessen wurde, definiert.

Darüber hinaus wurden die hergestellten Bauteile mit der Koordinatenmessmaschine (KMM) Crysta-Apex C, Mitutoyo Corporation, Takatsu-ku, Japan, vermessen (Messgenauigkeit=0,005 mm). Die Koordinatenmessmaschine und die Einspannvorrichtung wurden von Magna Auteca AG, Weiz, Österreich zur Verfügung gestellt. Die Abbildung 3.4 zeigt die für die Messung der Abmessungen angefertigte Einspannvorrichtung und den Messkopf sowie die Messspitze der Koordinatenmessmaschine. Das Bauteil wird bei der Messung an drei Punkten mit kleinen Schrauben in der Einspannung befestigt. Das Messprogramm, welches ebenfalls von Magna Auteca erstellt wurde, startet mit einer Ausrichtung des zur Auswertung der Abmessungen benötigten Koordinatensystems am eingespannten Bauteil. Wie in Abbildung 3.5 dargestellt, werden drei um jeweils 120° versetzte Punkte am inneren Ring des Bauteils bestimmt. Dieser innere Ring definiert gleichzeitig die 0-Ebene (vgl. Abbildung 3.6). Mit einem Normalabstand von 0,50 mm und 18,10 mm zur 0-Ebene sind die Messebene 1 (ME1) und Messebene 2 (ME2) definiert.

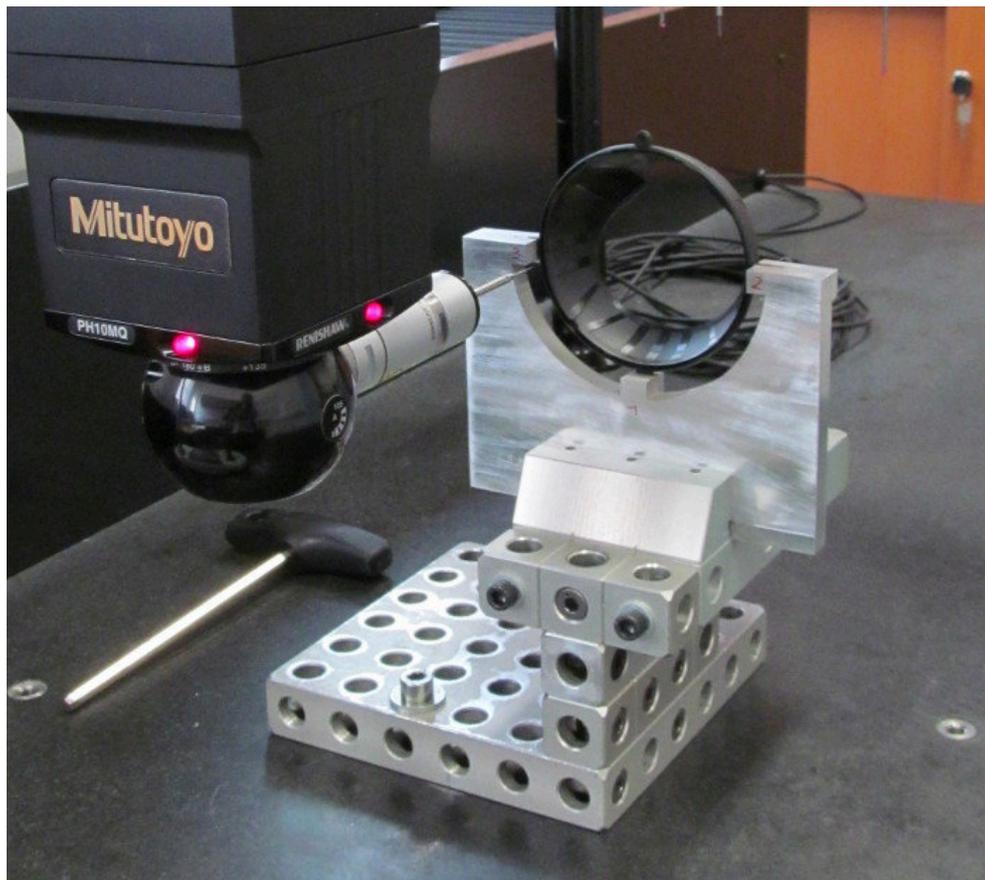


Abbildung 3.4: Messaufbau bei der Vermessung der Bauteile mit der Koordinatenmessmaschine.

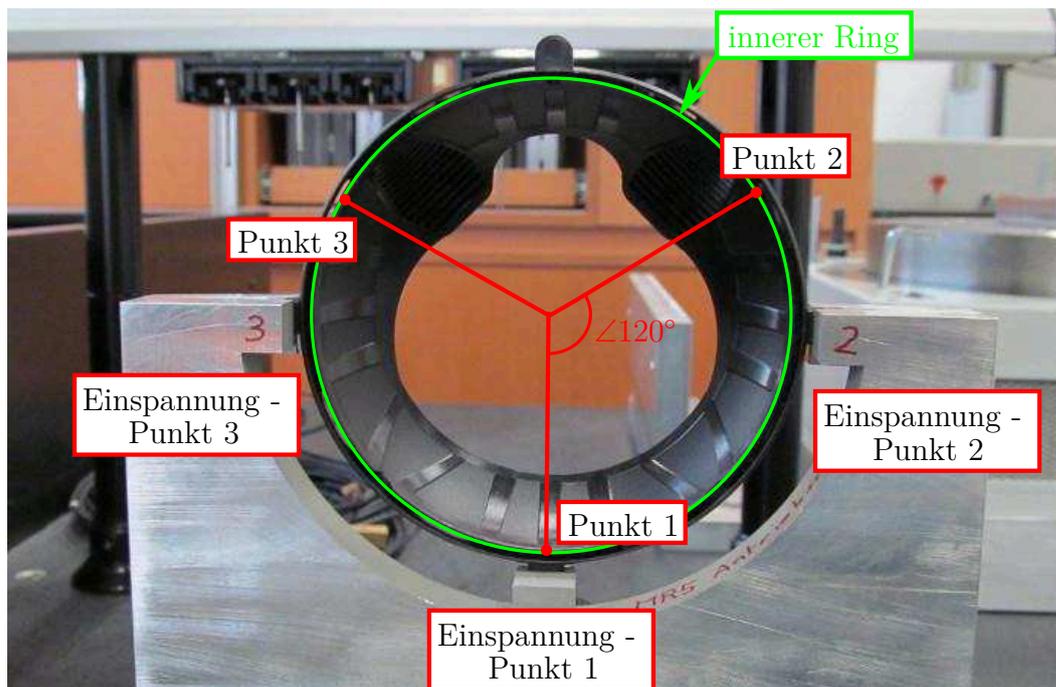


Abbildung 3.5: *Einspannung des Bauteils bei der Vermessung mit der Koordinatenmessmaschine und Ausrichtung des Koordinatensystems für die Auswertung.*

In den beiden Messebenen wurden jeweils vier Durchmesser ($D_{ME1,1}$ - $D_{ME1,4}$, $D_{ME2,1}$ - $D_{ME2,4}$) gemessen (siehe Abbildungen 3.6 und 3.7). Darüber hinaus wurde der Normalabstand von acht Punkten (E_A - E_H) an der Oberseite des äußeren Rings des Bauteils zur 0-Ebene bestimmt (siehe Abbildungen 3.6 und 3.7).

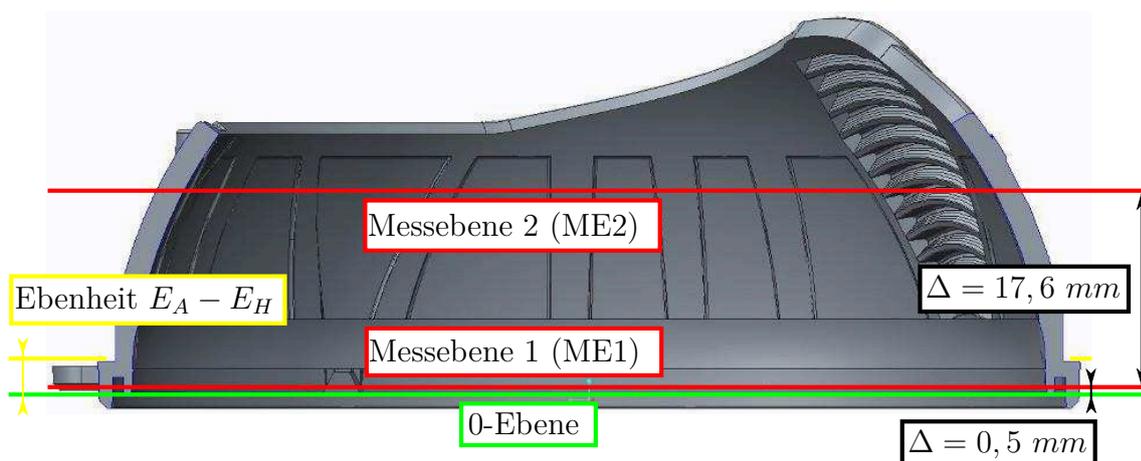


Abbildung 3.6: *Schnittansicht; Definition der 0-Ebene, der beiden Messebenen für die Durchmesser und die Messebene für die Ebenheit.*

Die Abbildung 3.7 zeigt eine Draufsicht auf das Bauteil mit den definierten Durchmessern in den beiden Messebenen und die Messpositionen für die Bestimmung der Ebenheit (Normalabstände zur 0-Ebene). Darüber hinaus sind die Sollwerte für diese Abmessungen angeführt. Zu beachten ist, dass in der ME2 auf Grund der am Bauteil vorhandenen Rippen keine kreisrunde Außenkontur vorliegt. Dadurch besitzen die Abmessungen in dieser Ebene unterschiedliche Sollmaße.

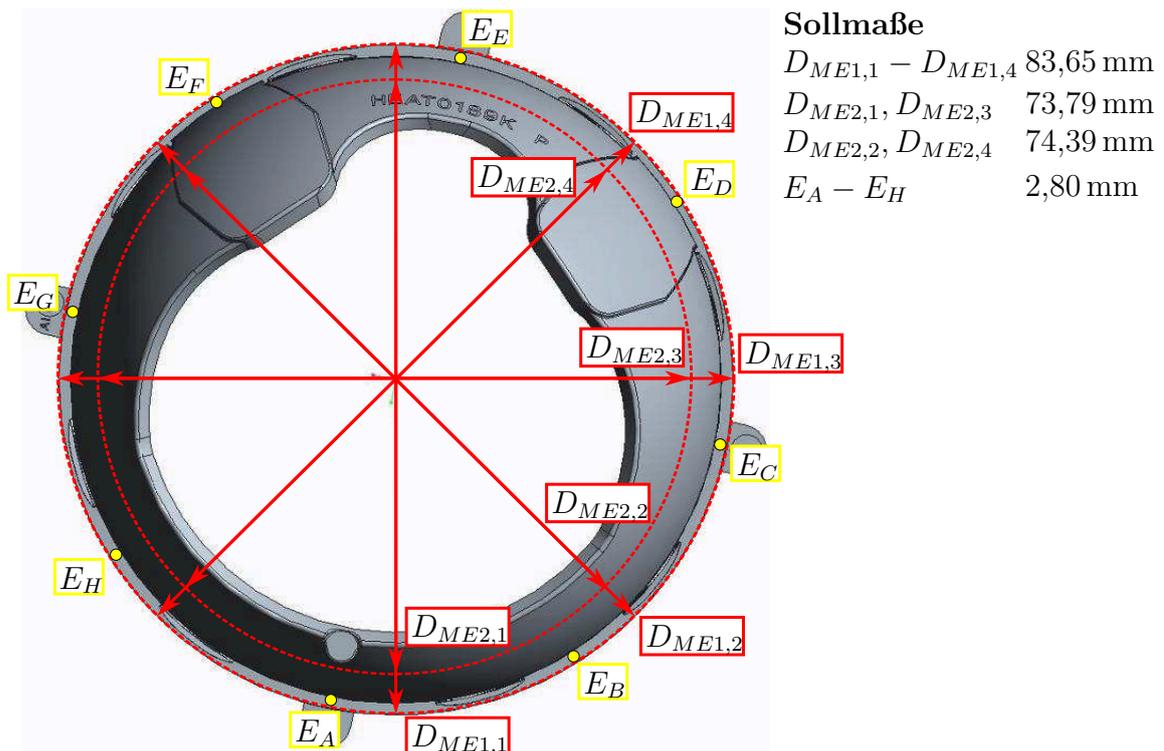


Abbildung 3.7: Definition der Durchmesser in den beiden Messebenen und der Messpunkte für die Ebenheit.

Bei den Messungen wurde die gesamte Kontur des Außendurchmessers des Bauteils in beiden Messebenen gemessen, wodurch als Qualitätsmerkmale auch gemittelte Durchmesser herangezogen werden konnten. Aus diesen Messdaten wurden die gemittelten Durchmesser nach Gauß ($D_{ME1,Gauss}$, $D_{ME2,Gauss}$), Pferch ($D_{ME1,Pferch}$, $D_{ME2,Pferch}$) und Hüll ($D_{ME1,Huell}$, $D_{ME2,Huell}$) [43] berechnet. Der Gauß-Durchmesser ist ein Mittelwert aller gemessenen Durchmesser. Der Pferch-Durchmesser entspricht dem Mittelwert der drei kleinsten Durchmesser und der Hüll-Durchmesser dem der drei größten Durchmesser.

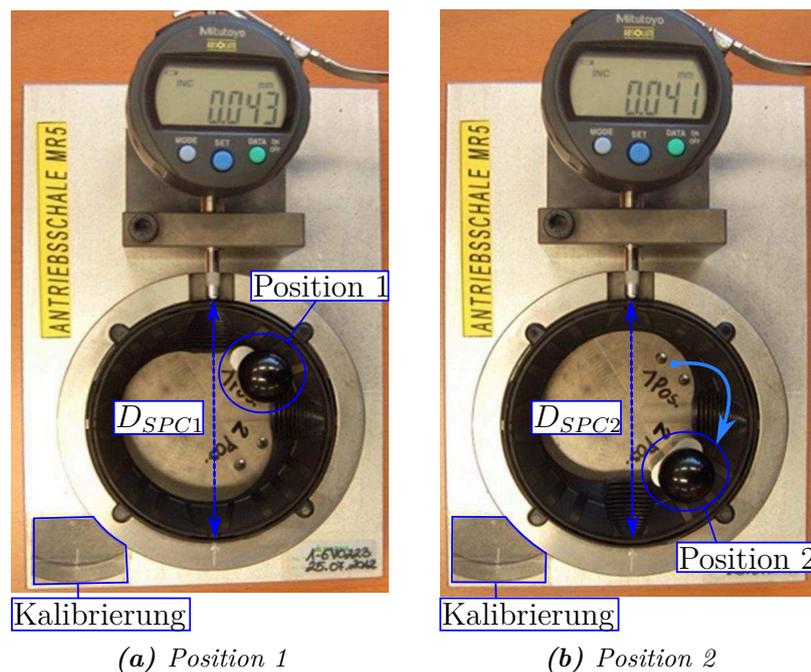


Abbildung 3.8: Messpositionen der SPC-Messvorrichtung.

Weiters wurde von Magna Auteca die für die interne Prozesskontrolle (SPC) verwendete Messvorrichtung (siehe Abbildung 3.8) zur Verfügung gestellt. Damit kann der Durchmesser an zwei Positionen ($D_{SPC,1}$ und $D_{SPC,2}$) mit einer Messuhr (Absolute ID-C112XB, Mitutoyo Corporation, Takatsu-ku, Japan, Messgenauigkeit=0,01 mm) gemessen werden. Das Bauteil hat drei Auflagerpunkte in der Vorrichtung und wird durch die Ausnehmungen für die Laschen sowie durch die Fixierung in der Mitte (in Abbildung 3.8 durch den blauen Ring markiert) positioniert. Für diese Fixierung gibt es zwei Positionen, wodurch das Bauteil gedreht wird und die beiden Durchmesser definiert werden. Vor der Messung wird die Messuhr durch Einlegen einer Metallscheibe mit einem Durchmesser von 83,75 mm auf 0 kalibriert. Bei den Vermessungen der Bauteile wird somit die Abweichung von Soll Durchmesser 83,75 mm ermittelt. Zu beachten ist, dass diese Bestimmungsmethode den Durchmesser in der Trennebene des Bauteils misst. Das Bauteil besitzt am äußeren Ring zudem eine Entformungsschräge, wodurch das Sollmaß in der definierten ME1, welche sich unterhalb der Trennebene befindet, nicht 83,75 mm, sondern 83,65 mm beträgt.

In den Vorversuchen traten bei extremen Einstellungen Probleme mit der Füllbarkeit des Bauteils bzw. mit Einfallstellen am Fließwegende auf. Da in den Versuchen nicht völlig sichergestellt werden kann, dass diese Spritzfehler nur bei einzelnen Faktorkombinationen vorliegen, wurden diese als attributive Merkmale in die Optimierung

mit einbezogen. Die Abbildung 3.9 zeigt ein Bauteil mit Einfallstellen. Da diese nicht im Bereich von definierten Durchmessern auftraten, konnten diese die Messungen der Dimensionen für die Optimierung nicht beeinflussen. Bei den Bauteilen mit Füllproblemen wurde die dem Angusspunkt gegenüberliegende Lasche nicht vollständig gefüllt (Abbildung 3.9, vorne). Dies konnte die Messung der Durchmesser nicht beeinträchtigen.



Abbildung 3.9: Bauteil mit Einfallstellen.

Die Sollmaße und Toleranzen für die einzelnen Merkmale wurden aus der Konstruktionszeichnung von Magna Auteca entnommen. Die Tabelle 3.2 fasst die gesamten Merkmale mit deren Sollmaßen, Toleranzen und Messmitteln zusammen. Die Zykluszeit wurde dem Prozessdatenprotokoll der Spritzgießmaschine (SGM) entnommen. Ziel war es, diese zu minimieren. Für die Zykluszeit wird keine Toleranz definiert. Aus dem Versuchsraum des Versuchsplans ergibt sich jedoch eine untere und obere Grenze der möglichen Zykluszeit. Das Bauteilgewicht wurde zur Überwachung herangezogen. Es wurde daher nur vorgegeben, dieses zu minimieren. Deshalb wurden auch keine Toleranzen festgelegt. Durch die Verzahnung und den dadurch vorhandenen Bereich dickerer Wandstärke ergeben sich in der ME2 unterschiedliche Sollmaße an den Positionen. Dies beeinflusst jedoch auch den Sollwert für die gemittelten Durchmesser. Für den Pferch-Durchmesser (aus den drei kleinsten Durchmessern berechnet) wurde daher das kleinere und für den Hüll-Durchmesser (aus den drei größten Durchmessern berechnet) der größere Durchmesserwert in der ME2 als Sollmaß bestimmt. Für den Gaußdurchmesser wurde die Kontur des CAD-Modells in der ME2 vermessen und

daraus über die Kreisumfangsformel ein mittlerer Durchmesser von 73,92 mm berechnet. Für alle Durchmesser wurde eine Toleranz von $\pm 0,15$ mm definiert. Das Sollmaß und die Toleranz für den Abstand der Ebenheitspunkte zur Nullebene wurden aus der Konstruktionszeichnung entnommen.

Tabelle 3.2: Definierte Bauteilmerkmale mit Sollwerten, Toleranzen und Messmittel (SGM...Spritzgießmaschine, KMM...Koordinatenmessmaschine).

Merkmal	Einheit	Sollwert	Toleranz	Messmittel
Zykluszeit t_{Zykl}	s	minimal	–	SGM
Bauteilgewicht	g	minimal	–	Waage
$D_{ME1,1}$	mm	83,65	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME1,2}$	mm	83,65	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME1,3}$	mm	83,65	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME1,4}$	mm	83,65	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME2,1}$	mm	73,79	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME2,2}$	mm	74,39	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME2,3}$	mm	73,79	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME2,4}$	mm	74,39	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME1,Pferch}$	mm	83,65	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME2,Pferch}$	mm	73,79	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME1,Gauss}$	mm	83,65	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME2,Gauss}$	mm	73,92	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME1,Huell}$	mm	83,65	$\pm 0,15$	KMM
$D_{ME2,Huell}$	mm	74,39	$\pm 0,15$	KMM
E_A	mm	2,80	- 0; + 0,05	KMM
E_B	mm	2,80	- 0; + 0,05	KMM
E_C	mm	2,80	- 0; + 0,05	KMM
E_D	mm	2,80	- 0; + 0,05	KMM
E_E	mm	2,80	- 0; + 0,05	KMM
E_F	mm	2,80	- 0; + 0,05	KMM
E_G	mm	2,80	- 0; + 0,05	KMM
E_H	mm	2,80	- 0; + 0,05	KMM
$D_{SPC,1}$	mm	83,75	$\pm 0,15$	SPC-Vorrichtung
$D_{SPC,2}$	mm	83,75	$\pm 0,15$	SPC-Vorrichtung
Einfallstellen	–	nein	–	optische Beurteilung
Vollständige Formfüllung	–	ja	–	optische Beurteilung

3.3 Versuchsplan für die realen Versuche

Auf Basis der vorhandenen Prozesseinstellungen für die Serie und unter Mithilfe des Maschineneinstellers von Magna Auteca wurden die Variationsbreiten der zu variie-

renden Parameter, d.h. die Minus-Stufen (-) und Plus-Stufen (+), in Vorversuchen bestimmt. Die Serieneinstellungen sind in Tabellen 3.3 und 3.4 aufgelistet. Bzgl. der Massetemperatur T_M sind die Temperaturen aller Zonen angeführt. Als Referenzwert wird die Temperatur in der Heißkanalspitze (Heißkanal 1) verwendet. Für die Einspritzgeschwindigkeit v_e ist das gesamte Einspritzprofil angegeben. Die cm^3 -Angaben geben die Positionen des Umschaltens der Geschwindigkeit an. Hier dient ebenfalls der erste Wert (zu Beginn des Einspritzens) als Referenz. Selbiges gilt für das Nachdruckprofil, bei dem die Zeiten für die Änderung von der einen auf die nächste Druckstufe angeführt sind. Die einzelnen Druckstufen sind dabei gleichmäßig über die Nachdruckzeit verteilt.

Die Tabelle 3.4 fasst die konstanten Parameter der Serieneinstellung zusammen, welche auch während der Variationen und in den Einstellungen des Versuchsplans nicht geändert wurden bzw. nicht geändert werden mussten.

Ausgehend von der Serieneinstellung wurden zunächst die Variationsbreiten der beiden Temperaturen festgelegt, da deren Veränderung die meiste Zeit benötigt. Aus demselben Grund stehen diese Parameter an erster und zweiter Stelle in der Reihenfolge der Parameter im Versuchsplan, da das Versuchsplanschema hier die wenigsten Änderungen der Faktorenstufen aufweist.

Auf Basis der Erfahrungen des Maschineneinstellers wurde die minimale Vorlauftemperatur auf 130°C und die maximale auf 150°C festgelegt. Anschließend wurde auf der (-)-Stufe der Vorlauftemperatur die (-)-Stufe der Zylindertemperaturen festgelegt. Dabei wurde jeder Wert des Profils (siehe Tabelle 3.3) um den gleichen Betrag abgesenkt. Die Kriterien bei der Bestimmung der (-)-Stufe waren, dass die Druckgrenze für die Einspritzgeschwindigkeit nicht überschritten wird bzw. das Bauteil vollständig gefüllt wurde. Die Versuche zeigten, dass es nicht möglich war, Gutteile mit Massetemperaturen unter jener der Serieneinstellung zu produzieren. Die (+)-Plusstufe wurde anschließend bei auf der (+)-Stufe gesetzter Vorlauftemperatur bestimmt. Um bzgl. der Merkmale bei unterschiedlichen Einstellungen des Versuchsplans auch Unterschiede zu messen, wurde versucht, eine möglichst große Variationsbreite zu realisieren. Zu beachten ist, dass die höheren Massetemperaturen zu keiner Gratbildung oder Materialschädigung führen dürfen. Bei einer eingestellten Temperatur von 315°C in der Heißkanalspitze (Profil daran angepasst) wurden Gutteile produziert, obwohl dies über den vom Hersteller empfohlenen Verarbeitungstemperaturen liegt. Höhere Temperaturen wurden vom Maschineneinsteller als kritisch betrachtet. Anschließend wurde überprüft, ob die höhere Massetemperatur zu einer kritischen Verschiebung des Um-

schaltpunkts und somit zum Überspritzen führte. Da dies nicht der Fall war, konnte das Umschaltvolumen für alle Versuche konstant gehalten werden.

Veränderungen des Staudrucks sollten zu keinen Problemen beim Dosieren sowie zu ausreichender Homogenisierung des Materials führen. Lt. den Aussagen des Maschineneinstellers sollte der Staudruck nicht unter 70 bar gesetzt werden. Als Variationsbreite wurden in den Versuchen 20 bar festgelegt. Bei der Einspritzgeschwindigkeit wurde die Serieneinstellung als Zentralstufe herangezogen und eine Variationsbreite von $10 \text{ cm}^3/\text{s}$ definiert. Die Variationsbreite wurde bei minimaler Werkzeug- und Masstemperatur bestimmt. Bei der Einspritzgeschwindigkeit auf der (-)-Stufe musste die Füllbarkeit des Bauteils gewährleistet sein und auf der (+)-Stufe durfte die Spritzgrenze nicht überschritten werden.

Beim Nachdruck wurde die Serieneinstellung ebenfalls als Zentralstufe angenommen. Bei den Temperaturen auf der (+)-Stufe wurden 400 bar als (-)-Stufe festgelegt, da es ansonsten zu Einfallstellen kam. Bei der sich daraus ergebenden (+)-Stufe von 800 bar wurde keine Gratbildung detektiert. Zur Bestimmung der Nachdruckzeit wurde eine Siegelkurve bei der Serieneinstellung aufgenommen, welche eine Siegelzeit von 9 s ergab. Da dies über der Nachdruckzeit der Serieneinstellung lag, diese jedoch auch im Versuchsraum liegen hätte sollen, wurde beschlossen, die Nachdruckzeit der Serieneinstellung als (-)-Stufe und die Siegelzeit als Zentralstufe zu definieren. Um bzgl. der Zykluszeit im Versuchsraum eine Minimierung zu ermöglichen, wurde die Zentralstufe der Restkühlzeit auf die Serieneinstellung von 7 s mit einer Variationsbreite von 2 s gesetzt.

Die Tabelle 3.5 fasst die Zentralstufen der Faktoren und die Variationsbreiten zusammen. Bei den Profilen der Zylindertemperaturen, der Einspritzgeschwindigkeit und des Nachdrucks sind nur die Referenzwerte (erster Wert des Profils) angegeben. Jeder Profilverwert wurde bei einer Einstellung um die Variationsbreite erhöht bzw. erniedrigt. Weiters wurde das Nachdruckprofil entsprechend an die jeweilige Nachdruckzeit angepasst. Die Umschaltzeitpunkte auf die nächste Druckstufe wurden analog zur Serieneinstellung gleichmäßig über die Nachdruckzeit verteilt. Die restlichen Einstellparameter (Tabelle 3.4) wurden konstant gehalten.

Die Versuche zur Optimierung wurden schließlich gemäß einem mit CQC[®] erstellten Versuchsplan durchgeführt (Tabelle 3.6). Mit (0) wird die Zentral-Stufe, mit (-) die Minus-Stufe und mit (+) die Plus-Stufe bezeichnet.

Tabelle 3.3: Serieneinstellung der zu variierenden Parameter sowie Zykluszeit.

Bezeichnung	Abkürzung	Einheit		Einstellwert	
Vorlauftemperatur	T_W	°C		130	
Zonentemperaturen/ Zonenbezeichnung	T_M	°C	–	300	Heißkanal 1
				295	Heißkanal 2
				295	Zylinder - Düse
				290	Zylinder 2
				285	Zylinder 3
				280	Zylinder 4
Staudruck	p_{St}	bar		80	
Einspritzvolumenstrom/ Einspritzvolumen bei Umschaltung	v_e	cm ³ /s	cm ³	30,4	19,77
				28,5	17,57
				26,6	15,37
				24,7	13,18
				20,9	10,98
				19,0	8,79
				17,1	6,59
				15,2	4,39
				13,3	2,20
				11,1	0,00
Nachdruckhöhe/ Änderungszeit der Druckstufe	p_N	bar	s	800	0,00
				750	0,67
				725	1,33
				700	2,00
				675	2,67
				650	3,33
				625	4,00
				600	4,67
				550	5,33
				500	6,00
Nachdruckzeit	t_N	s		6	
Restkühlzeit	t_{Rk}	s		7	
Zykluszeit	t_{Zykl}	s		17,61	

Tabelle 3.4: Serieneinstellung der konstanten Parameter.

Bezeichnung	Einheit	Einstellwert
Umschaltvolumen	cm ³	3,42
Dosiervolumen	cm ³	17,87
Dosierverzögerungszeit	s	0,0
Dosiergeschwindigkeit	cm ³ /s	0,233
Kompressionsentlastung vor Dosieren	cm ³	0,00
Kompressionsentlastung nach Dosieren	cm ³	1,90
Entlastungsgeschwindigkeit nach Dosieren	cm ³ /s	13,3
Spritzdruckgrenze	bar	2000
Schließkraft	kN	500

Tabelle 3.5: Faktoren mit Variationsbreite.

Bezeichnung	Abkürzung	Einheit	Zentral-Stufe	Variation
Vorlauftemperatur	T_W	°C	140	± 10
Zonentemperaturen	T_M	°C	307,5	± 7,5
Staudruck	p_{St}	bar	90	± 20
Einspritzgeschwindigkeit	v_e	cm ³ /s	30,4	± 10
Nachdruckhöhe	p_N	bar	600	± 200
Nachdruckzeit	t_N	s	9	± 3
Restkühlzeit	t_{RK}	s	7	± 2

Tabelle 3.6: CQC[®]-Versuchsplan.

Einstellung	T_W	T_M	p_{St}	v_e	p_N	t_N	t_{RK}
1	0	0	0	0	0	0	0
2	-	-	-	-	-	-	-
3	-	-	-	+	+	+	+
4	-	+	+	+	+	-	-
5	-	+	+	-	-	+	+
6	+	+	-	-	+	+	-
7	+	+	-	+	-	-	+
8	+	-	+	+	-	+	-
9	+	-	+	-	+	-	+
10	0	0	0	0	0	0	0

3.4 Zusätzliche Experimente zur Untersuchung der Streuung in den Messwerten

Da die Messwerte, welche mit der Koordinatenmessmaschine an den Bauteilen des Versuchsplans aufgenommen wurden, für die Optimierung zu große Streuungen aufwiesen (vgl. Abschnitt 3.5.1 und Anhang A.1) wurden zusätzliche Untersuchungen zur Detektierung möglicher Störgrößen durchgeführt.

Als mögliche Störgröße wurde das Messmittel an sich erachtet. Deswegen wurden bei der Koordinatenmessmaschine Versuche zur Beurteilung des Prüferinflusses, der Wiederholbarkeit der Messungen und des Einflusses der Einspannung durchgeführt. Zudem wurde anschließend ein Vergleich mit der Messvorrichtung aus der SPC angestellt. Die Details und Ergebnisse sind im Abschnitt 3.5.2 zu finden.

Neben dem Messmittel können auch Störgrößen im Prozess die schlussendlichen Abmessungen beeinflussen. Bei Betrachtung des Prozessdatenprotokolls der Versuche des Versuchsplans und des Bauteilgewicht waren jedoch keine auffälligen Prozessschwankungen zu erkennen. Um dennoch auszuschließen, dass die Streuungen prozessbedingt sind, wurde eine größere Stichprobe (24 Teile) aus der Serienproduktion entnommen. Dadurch kann davon ausgegangen werden, dass sich der Prozess in einem stationären Zustand befand. Darüber hinaus wurde vermutet, dass die Entformung des Bauteils eine Störgröße darstellt. Deswegen wurden 24 Bauteile nach Einbringung eines Trennmittels in die Kavität entnommen. Zur Einbringung musste der Prozess natürlich unterbrochen werden. Da das Bauteil beim Abkühlen auf den Kern aufschumpft, wurde vermutet, dass das Trennmittel das Entformen erleichtern bzw. mögliche Deformationen verringern könnte. Als weitere mögliche Störgröße wurde die freifallende Entformung erachtet. Die Bauteile, welche noch eine Temperatur von über 100 °C besitzen, fallen nach dem Abstreifen aus ungefähr 1,5 m Fallhöhe in einen Auffangtrichter und anschließend in eine Kiste. Deswegen wurden in einer Versuchsreihe 20 Bauteile hergestellt, welche nach der Entformung von einem Schaumstoff aufgefangen wurden, welcher unter dem Werkzeug platziert wurde (Fallhöhe ungefähr 30 cm). In einem letzten Experiment wurden 24 Bauteile produziert und von einem Roboterentnahmesystem (siehe Abbildung 3.10) entnommen und abgelegt. Dadurch verlängerte sich jedoch die Entformungszeit bzw. die Nebenzeit im Prozess um ungefähr 4 s.

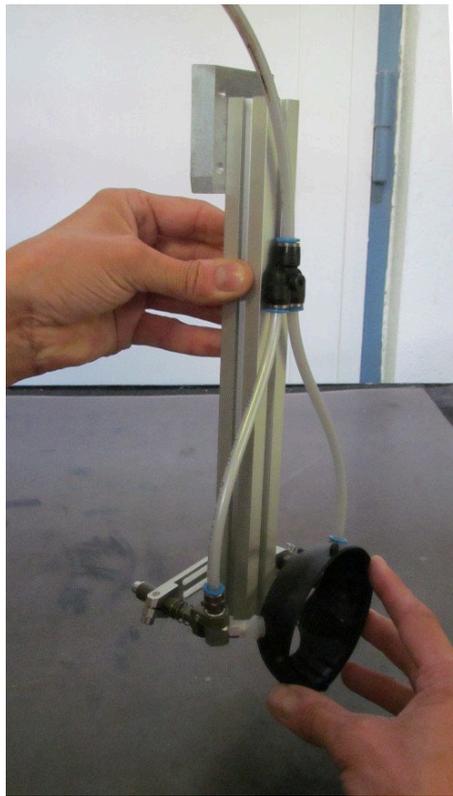


Abbildung 3.10: Entnahmeverrichtung zu den Versuchen mit der Roboterentnahme (ohne Roboterarm).

3.5 Ergebnisse der Spritzgießexperimente

3.5.1 Optimierung der mit der Koordinatenmessmaschine gemessenen Merkmale

Nach der Vermessung der Bauteile wurde die Daten in das Programm CQC[®] zur Auswertung importiert. Basis für die Optimierung der Prozesseinstellungen sind mathematische Modelle, welche die Abhängigkeiten der Qualitätsmerkmale von den Faktoren beschreiben. Ziel dieser Berechnungen ist die Erreichung eines hohen Werts für das Bestimmtheitsmaß R^2 . Für die ersten Auswertungen wurden lineare Modelle verwendet.

Wie bereits im vorherigen Abschnitt angeführt war es nicht möglich, für die mit der Koordinatenmessmaschine gemessenen Qualitätsmerkmale eine Optimierung vorzunehmen. Grund dafür war, dass keine ausreichend hohen R^2 -Werte erzielt werden konnten. CQC[®] setzt als Minimum ein R^2 von 75% voraus. Dies wurde nur bei einem Durchmesser ($D_{ME2,1}$), bei fünf Ebenheitswerten (E_A, E_B, E_C, E_G, E_H), bei

einem Pferch-Durchmesser sowie bei beiden Gauß-Durchmessern erreicht. Die Tabelle 3.7 fasst die ermittelten R^2 -Werte zusammen. Zum Vergleich ist ebenfalls jener des Bauteilgewichts angeführt. Die gesamten Messdaten sind in grafischer Form im Anhang A.1 zu finden.

Tabelle 3.7: Bauteilgewicht sowie mit der Koordinatenmessmaschine gemessene Bauteilmerkmale und deren R^2 -Werte.

Merkmalsname	Einheit	Bestimmtheitsmaß R^2	$R^2 \geq 75\%$
$D_{ME1,1}$	%	3,58	
$D_{ME1,2}$	%	26,78	
$D_{ME1,3}$	%	36,04	
$D_{ME1,4}$	%	24,44	
$D_{ME2,1}$	%	79,69	ja
$D_{ME2,2}$	%	64,58	
$D_{ME2,3}$	%	24,47	
$D_{ME2,4}$	%	64,63	
$D_{ME1,Pferch}$	%	5,91	
$D_{ME2,Pferch}$	%	80,68	ja
$D_{ME1,Gauss}$	%	95,38	ja
$D_{ME2,Gauss}$	%	92,96	ja
$D_{ME1,Huell}$	%	38,32	
$D_{ME2,Huell}$	%	22,70	
E_A	%	94,25	ja
E_B	%	83,77	ja
E_C	%	78,29	ja
E_D	%	62,89	
E_E	%	62,96	
E_F	%	62,96	
E_G	%	83,14	ja
E_H	%	84,10	ja
Bauteilgewicht	g	99,40	ja

Wie in Abschnitt 3.2 erläutert und im Anhang A.1 (Abbildungen A.27 und A.28) traten auch während den Versuchen gemäß dem Versuchsplan bei den Einstellungen E02, E05, E07 und E08 Probleme mit Einfallstellen und/oder der Füllbarkeit auf. Diese Probleme konnten jedoch nicht die Ursache für die geringen R^2 -Werte sein, da

in den Messdaten bei diesen Einstellungen keine besonderen Auffälligkeiten, wie z.B. eine verhältnismäßig große Streuung, auftraten. Dies zeigen auch die Abbildungen 3.11 bis 3.13.

Für die näheren Betrachtungen an dieser Stelle werden die Abmessungen $D_{ME1,1}$, $D_{ME1,2}$ und $D_{ME1,Gauss}$ herangezogen. Zur Verdeutlichung der Streuungen wurden für diese Merkmale Boxplots angefertigt, welche eine bessere Beurteilung der Verteilung der Messpunkte in grafischer Form ermöglichen (Abbildungen 3.11 bis 3.13). Bei dieser Darstellungsform wird die Verteilung an Hand einer Box (Rechteck) illustriert. Es wurde der in der Literatur [10, 24] übliche Aufbau verwendet. Die Box gibt dabei den Bereich von 50 % der Daten an, wobei eine Begrenzung durch das sogenannte untere bzw. obere Quartil erfolgt. D.h., dass 25 % der Daten kleiner als die untere Begrenzung und 75 % kleiner als die obere Begrenzung der Box sind. Zusätzlich wird der Median eingezeichnet, wodurch eine Aussage über die Symmetrie der Verteilung getroffen werden kann. Ferner werden die sogenannten „Whiskers“ eingezeichnet, welche unterhalb und oberhalb der Box bis zum äußersten Datenpunkt reichen, sofern dieser nicht mehr als 1,5 Boxlängen von der unteren bzw. oberen Begrenzung entfernt ist. Alle Datenpunkte außerhalb dieses Bereichs werden gesondert als Punkt dargestellt und sind statistisch als Ausreißer zu betrachten.

In Abbildung 3.11 ist zu erkennen, dass die verschiedenen Einstellungen des Versuchsplans zu unterschiedlichen Medianen in den Messwerten von $D_{ME1,1}$ führten, jedoch die Verteilungen so breit sind, dass keine wesentlichen Unterschiede zwischen den Einstellungen zu erkennen sind. Darüber hinaus fällt bei Betrachtung der Mediane auf, dass sehr unsymmetrische Verteilungen vorliegen. Es ist ersichtlich, dass die verschiedenen Einstellungen auch unterschiedliche Breiten in den Messwertverteilungen hervorriefen, jedoch kann auf keine Regelmäßigkeit geschlossen werden. Weiters kann auf Basis dieser Abbildung gesagt werden, dass die Toleranzvorgabe von $D_{ME1,1}$ im Versuchsraum nicht gehalten werden kann, da kein Median im Toleranzbereich ist und die oberen Whisker sowie Quartile die untere Toleranzgrenze nur leicht oder gar nicht überschreiten.

Für den Durchmesser $D_{ME1,2}$ ist dies schon der Fall, wie an Hand von Abbildung 3.12 zu sehen ist. Im Vergleich zu $D_{ME1,1}$ traten bei $D_{ME1,2}$ zumeist geringere Breiten in den Verteilungen auf. Zu beachten ist, dass $D_{ME1,1}$ angussnahe (vgl. Abschnitt 3.2) und $D_{ME1,2}$ im Bereich der Verzahnung platziert ist. Der Vergleich der Durchmesser zeigt, dass die Bauteile nicht rund produziert werden konnten, sondern dass die Kontur in der ME1 einer „Schmetterlingsform“ gleicht.

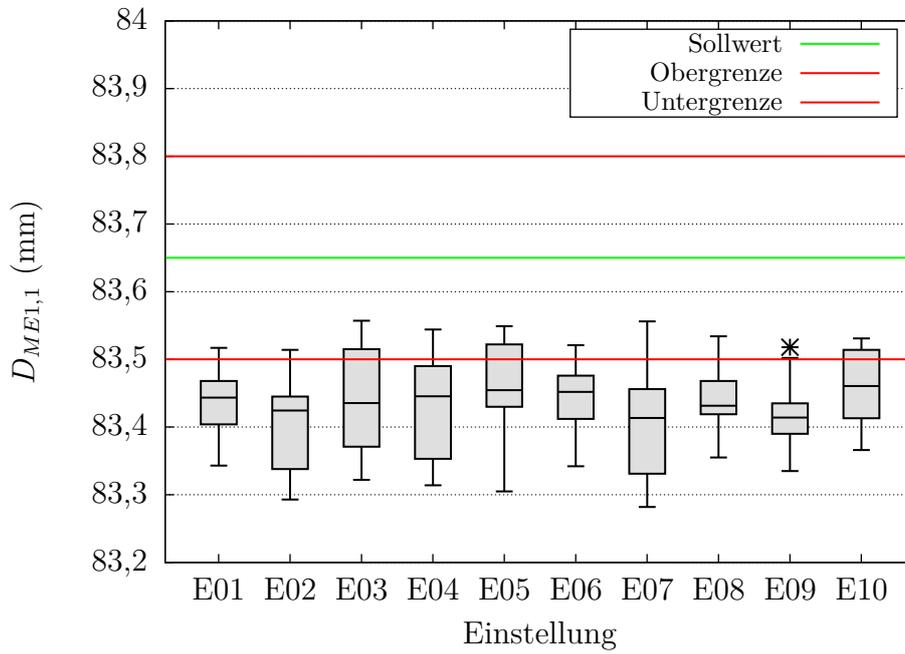


Abbildung 3.11: Boxplot für „ $D_{ME1,1}$ “; $R^2=3,58\%$.

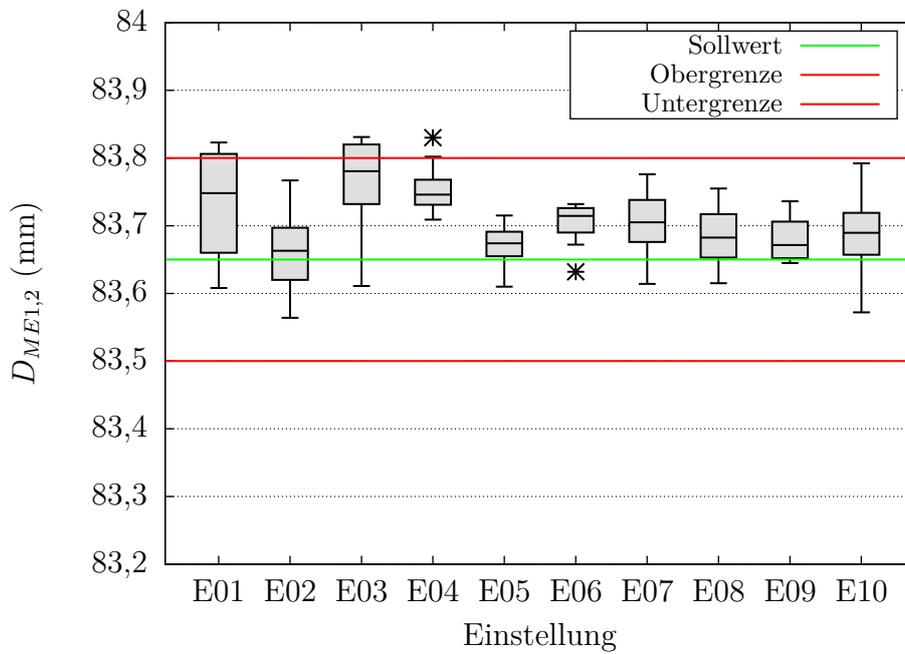


Abbildung 3.12: Boxplot für „ $D_{ME1,2}$ “; $R^2=26,78\%$.

Diese Ergebnisse werfen zwei Fragen auf.

1. Könnte es sein, dass die gewählten Variationsbreiten nicht groß genug waren, um signifikante Unterschiede in den Bauteilen hervorzurufen?
2. Wodurch wurden die hohen Streuungen bewirkt?

Die erste Frage lässt sich an Hand der Ergebnisse für das Bauteilgewicht (Abbildung A.2) und für den gemittelten Durchmesser $D_{ME1,Gauss}$ (siehe Abbildung 3.13) beantworten. Diese zeigten klare Unterschiede zwischen den Versuchseinstellungen und auch geringe Streuungen. Durch die Mittelung des Durchmessers bei $D_{ME1,Gauss}$ fallen anscheinend alle Unterschiede zwischen den Bauteilen der gleichen Einstellung nicht so stark ins Gewicht. Darüber hinaus zeigten die Vorversuche, dass mit diesem Material keine größeren Variationsbreiten in den Faktoren möglich sind. Die zweite Frage wurde im vorherigen Abschnitt bereits aufgeworfen. Auf Grund der geringen Streuungen im Gewicht und auch im gemittelten Durchmesser $D_{ME1,Gauss}$ muss davon ausgegangen werden, dass der Prozess an sich bei jeder Versuchseinstellung stabil war und keine Störgröße darstellt. Die Ergebnisse zu den Untersuchungen der Streuungen werden in den nächsten beiden Kapiteln dargelegt.

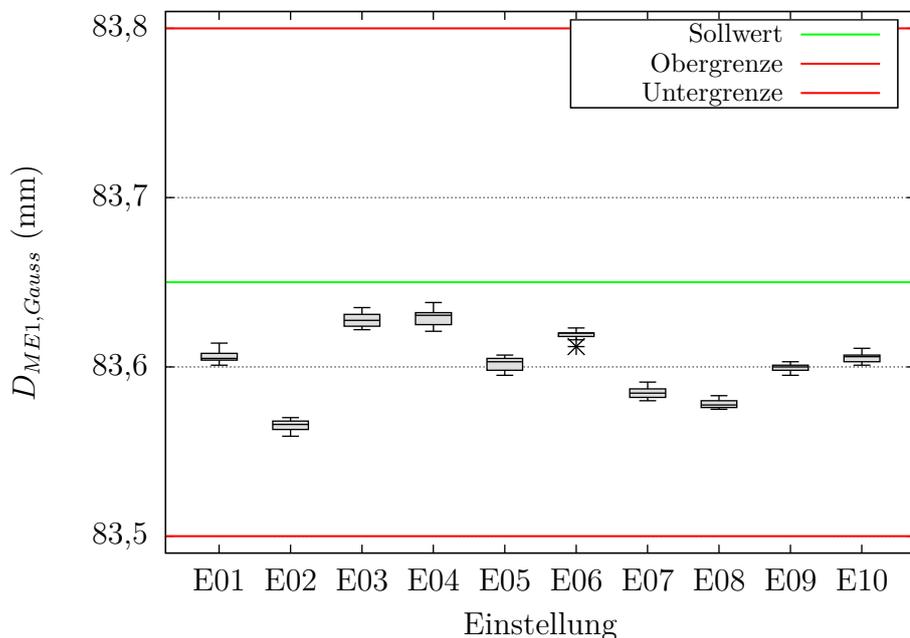


Abbildung 3.13: Boxplot für „ $D_{ME1,Gauss}$ “; $R^2=95,38\%$.

3.5.2 Untersuchung der Messmittel und Vergleich

Koordinatenmessmaschine

Die Tabelle 3.8 beinhaltet die Spannweiten für die Messwerte der Durchmesser der ME1 und der Ebenheitswerte, welche bei jeweils drei Wiederholungsmessungen von fünf Bauteilen durch zwei unterschiedliche Prüfer von Magna Auteca auftraten. Die Spannweite ist die Differenz zwischen dem größten und kleinsten Messwert. Es wurde das Minimum und das Maximum aus den Messungen von beiden Prüfungen für jedes Teil ermittelt und daraus die Differenz gebildet, da bei beiden Prüfern Spannweiten im gleichen Größenbereich auftraten. Die maximal auftretende Spannweite beträgt 0,030 mm. Dies liegt deutlich über der Messgenauigkeit der Koordinatenmessmaschine (0,005 mm).

Tabelle 3.8: Maximale erzielte Spannweite bei dreimaliger Vermessung von fünf Bauteilen durch zwei Prüfer mit der Koordinatenmessmaschine.

Merkmal	Einheit	Spannweite					Maximale Spannweite
		Teil 1	Teil 2	Teil 3	Teil 4	Teil 5	
$D_{ME1,1}$	mm	0,011	0,018	0,018	0,012	0,024	0,024
$D_{ME1,2}$	mm	0,020	0,030	0,010	0,030	0,029	0,030
$D_{ME1,3}$	mm	0,012	0,018	0,019	0,015	0,020	0,020
$D_{ME1,4}$	mm	0,017	0,024	0,014	0,023	0,034	0,034
E_A	mm	0,007	0,013	0,004	0,006	0,007	0,013
E_B	mm	0,013	0,019	0,008	0,020	0,015	0,020
E_C	mm	0,007	0,014	0,006	0,015	0,009	0,015
E_D	mm	0,008	0,005	0,009	0,007	0,007	0,009
E_E	mm	0,003	0,004	0,012	0,008	0,010	0,012
E_F	mm	0,006	0,008	0,006	0,006	0,004	0,008
E_G	mm	0,009	0,013	0,010	0,011	0,007	0,013
E_H	mm	0,007	0,014	0,014	0,007	0,015	0,015

Es wurde vermutet, dass die Einspannvorrichtung einen wesentlichen Beitrag zur Messungenauigkeit beiträgt. Das Bauteil wird an drei Stellen eingespannt und mit Schrauben befestigt. Versuche durch die Messtechniker von Magna Auteca zeigten, dass bei

Einhaltung der folgenden Punkte während der Messungen der Einfluss der Einspannung verringert werden kann.

- Das Bauteil wird ohne große Kraftaufbringung in die Vorrichtung gegeben, sollte am besten „hineinfallen“.
- Die Schrauben werden immer in der gleichen Reihenfolge angezogen.
- Die Schrauben werden nicht fest angezogen, nur ganz leicht.

Zusätzlich wurden Schrauben mit spitzen Enden verwendet, um die Auflagefläche zu verringern. Beim Einlegen der Bauteile musste jedoch meistens eine kleine Kraft aufgewendet werden, da sich die Bauteile in den Nuten der Einspannung leicht verklemmten. Wurde ein Bauteil aus der Vorrichtung herausgenommen und ein zweites Mal eingelegt, so fielen diese meistens von selbst in die Vorrichtung. Daher musste davon ausgegangen werden, dass durch das Einspannen eine kleine Deformation der Bauteile vorgenommen wurde.

In weiteren Messungen wurde dasselbe Bauteil mehrmals vermessen und dabei ergab sich eine Spannweite von maximal 0,019 mm bei den Durchmessern der ME1 und von maximal 0,017 mm bei der Ebenheit. Diese Ergebnisse wurden auch bei Messungen durch die Messtechniker von Magna Auteca erreicht.

Um den Einfluss der Einspannung zu verdeutlichen wurden Messungen gemacht, bei denen die Schrauben sehr stark angezogen wurden. Dabei ergab sich eine maximale Spannweite der Messwerte von 0,064 mm bei den Durchmessern und 0,114 mm bei der Ebenheit.

Weiters wurde ein Bauteil eingespannt und dreimal hintereinander ohne Ausspannen gemessen. Bei den Durchmessern der ME1 betrug die Spannweite 0,002 mm, bei jenen der ME2 maximal 0,023 mm und bei der Ebenheit maximal 0,058 mm. Verwunderlich war, dass bei den Ebenheiten dennoch sehr hohe Spannweiten auftraten. Möglicherweise unterscheidet sich die Antastkraft bei der Vermessung der Ebenheiten von jener bei der Bestimmung der Durchmesser. Ferner, könnte es sein, dass die Einspannvorrichtung eine gute Fixierung in Umfangsrichtung gewährleistet, jedoch ein Spiel in der Längsrichtung ermöglicht.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die Einspannung einen Einfluss auf die Messwerte hat. Durch die Veränderungen und Vorgaben bzgl. der Messmethodik konnte eine leichte Verbesserung der Genauigkeit auf $\pm 0,010$ mm erzielt werden.

Um nun abschätzen zu können, ob diese Verbesserungen in der Messmethodik zu

Ergebnissen mit ausreichend geringer Streuung für eine Optimierung der Merkmale führen, wurden die Bauteile der Einstellung E01 des Versuchsplans im Rahmen der Untersuchungen der Messmittel, welche vier Monate nach der Herstellung der Bauteile gemäß dem Versuchsplan durchgeführt wurden, neu mit der Koordinatenmessmaschine vermessen. In der Abbildung 3.14 werden die Messergebnisse für die Durchmesser in der ME1 der „neuen“ Vermessung mit jenen der ursprünglichen Messung in Form eines Boxplots verglichen. In dieser Abbildung ist gut zu erkennen, dass die Bauteile keine runde Außenkontur in der Messebene besitzen. Zu beachten ist, dass sich die Bauteile während der viermonatigen Lagerung verändern hätten können. Beispielsweise könnten in dieser Zeit Spannungen relaxieren oder das Material kann Feuchtigkeit aufnehmen, was zu Veränderungen der Geometrie führen kann. Bei Betrachtung der Lage der Mediane fällt auf, dass sich diese bei der erneuten Vermessung angenähert haben. Daraus kann der Schluss gezogen werden, dass die Bauteile „runder“, sprich die Differenzen zwischen den über dem Umfang verteilten Durchmessern, geringer geworden sind. Die Veränderung der Durchmesser liegt im Bereich von 0,05 mm. In Bezug auf die Messwertstreuungen ist an Hand der „Boxes“ ersichtlich, dass diese bei den neuen Messungen geringer sind. Es befinden sich somit mehr Messwerte innerhalb des ersten und dritten Quartils. Dies bestätigt, dass durch die Veränderungen der Messmethodik leichte Verbesserungen erzielt werden konnten. Jedoch ist an Hand der „Whisker“ zu erkennen, dass die Spannweite der Messdaten kaum verbessert wurde. Daher wurde eine erneute Vermessung aller Bauteile des Versuchsplans als nicht zielführend erachtet, um geringe Streuungen in den Messdaten und somit möglicherweise höhere R^2 -Werte zu erhalten.

SPC-Messvorrichtung

Zunächst wurden grundsätzliche Untersuchungen zur Messmethodik und zum Messaufbau dieser Vorrichtung durchgeführt. Die Messuhr wird mit einer Metallscheibe mit 83,75 mm Durchmesser kalibriert bzw. die Messuhr auf 0,000 mm gesetzt. Dies ist sehr gut reproduzierbar, lt. Anzeige auf $\pm 0,001$ mm genau. Dies wurde durch mehrmaliges Ein- und Ausspannen der Scheibe festgestellt. Weiters wurde die Scheibe auch leicht gedreht, um mögliche Abweichungen bei der Kalibrierung zu sehen. Problematisch ist das Einlegen der Bauteile. Das Bauteil hat drei Auflagerpunkte (in Abbildung 3.15 rot markiert). Grün markiert sind die Laschen des Bauteils. Es ist zu erkennen, dass diese nicht exakt fixiert sind und ein geringes Spiel aufweisen. Dadurch kann das Bauteil in der Vorrichtung leicht gedreht und auch gekippt werden. Damit können die Messwerte in einer Spannweite von 0,030 mm beeinflusst werden. Weiters besteht die

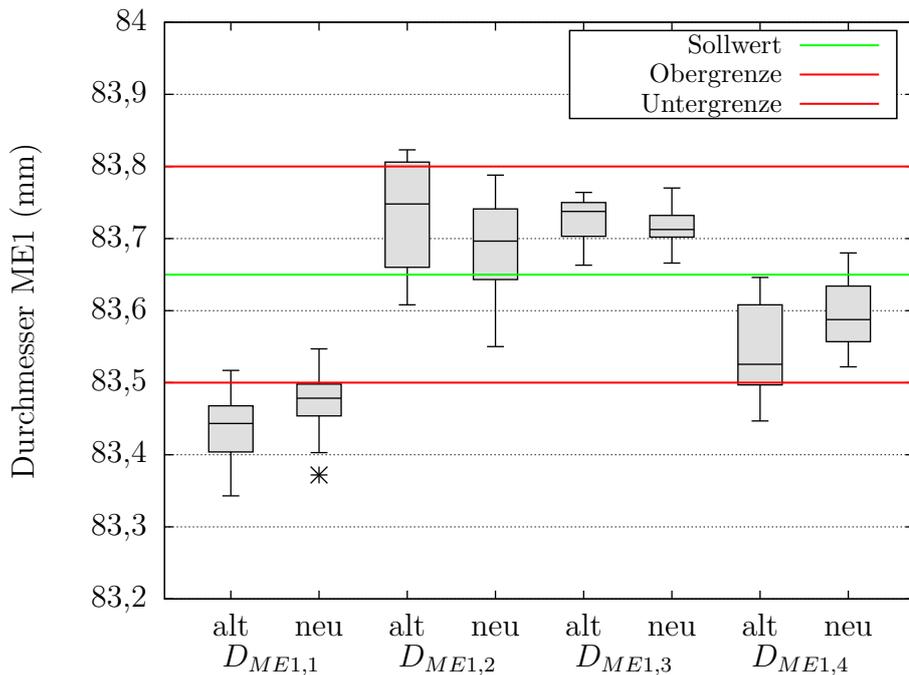


Abbildung 3.14: Vergleich zwischen alten und neuen Messungen der Bauteile der Einstellung E01.

Möglichkeit, dass das Bauteil in der Vorrichtung durch den Stempel der Messuhr leicht deformiert wird. Auf Basis dieser Feststellungen musste davon ausgegangen werden, dass diese Messmethode nicht fähig sein sollte für die hohen Ansprüche der Messgenauigkeit, welche für die Berechnung der mathematischen Modelle notwendig ist. Für alle Messungen wurde deshalb versucht, nach dem gleichen Schema vorzugehen und die Schale möglichst zentral in die Vorrichtung zu geben bzw. immer möglichst gleich einzuspannen.

Vergleich zwischen den beiden Messmitteln

Da sich die Messpositionen der SPC-Messvorrichtung von jenen der Koordinatenmessmaschine unterscheiden, war es schwer direkte Vergleiche zwischen den beiden Messmitteln anzustellen. An Hand der bisher dargelegten Messdaten (Abbildung 3.14 und Abschnitt A.1) ist zu erkennen, dass die Streuung auch positionsabhängig war. Deshalb wurden aus den Messdaten der Konturen von den 24 Bauteilen aus dem Versuch 4 (vgl. Abschnitt 3.5.3), welche mit der Koordinatenmessmaschine vermessen wurden, die Durchmesser an den Positionen der SPC-Vorrichtung (vgl. Abbildung 3.8) bestimmt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.9 und Abbildung 3.16 zusammengefasst. Bei Vergleich der Mittelwerte bzw. Mediane ist ersichtlich, dass die Messvorrichtung um in etwa 0,15 mm größere Messwerte als die Koordinatenmessmaschine lieferte.

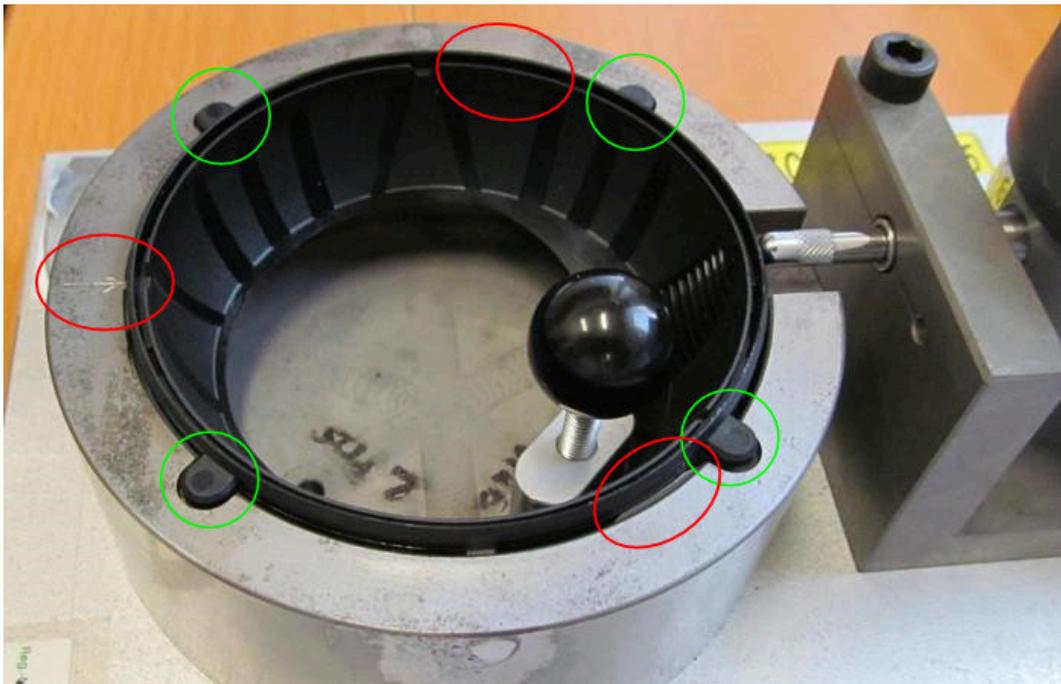


Abbildung 3.15: SPC-Messvorrichtung mit rot markierten Auflagerpunkten und grün markierten Laschen zur Fixierung.

Der Grund für diese Abweichung ist die Messposition. Die Messvorrichtung misst den Durchmesser genau in der Trennebene, d.h. den größtmöglichen Durchmesser, während die Koordinatenmessmaschine in der definierten ME1 misst. Auf Grund der Entformungsschräge ist hier der Durchmesser geringer, was jedoch durch die Anpassung des Toleranzfeldes berücksichtigt wurde. Dabei wurde der Toleranzbereich zwar um nur um 0,10 mm auf Basis einer Vermessung des CAD-Modells durchgeführt. Dass in der Realität der Unterschied etwas größer ist, muss am am Bauteil vorhandenen Grat in der Trennebene liegen, welcher bei der Messung mit der SPC-Messvorrichtung mitgemessen wird. Zudem ist zu beachten, dass die Messwertstreuung eine genaue Aussage über den Unterschied zwischen Trennebene und ME1 bei den realen Bauteilen erschwert. Zusätzlich war an den Bauteilen zu erkennen, dass in der Trennebene ein leichter Grat vorlag, welcher mit der Messuhr mitgemessen wurde. Die ermittelten Spannweiten und Standardabweichungen zeigen, dass bei den Messungen mit der SPC-Messvorrichtung wesentlich geringere Streuungen vorliegen, was auch durch den Boxplot veranschaulicht wird. Mit der SPC-Messvorrichtung wurden, grob gesagt, um 2/3 kleinere Spannweiten und Standardabweichungen als mit der Koordinatenmessmaschine erreicht.

Tabelle 3.9: Vergleich der Messungen mit der Koordinatenmessmaschine und der SPC-Messvorrichtung an den Messpositionen 1 und 2 der SPC.

	Einheit	Koordinatenmessmaschine		SPC-Messvorrichtung	
		Position 1	Position 2	Position 1	Position 2
Mittelwert	mm	83,73	83,69	83,87	83,85
Minimum	mm	83,70	83,65	83,86	83,84
Maximum	mm	83,77	83,71	83,89	83,86
Spannweite	mm	0,075	0,061	0,025	0,023
Standardabweichung	mm	0,017	0,016	0,007	0,006

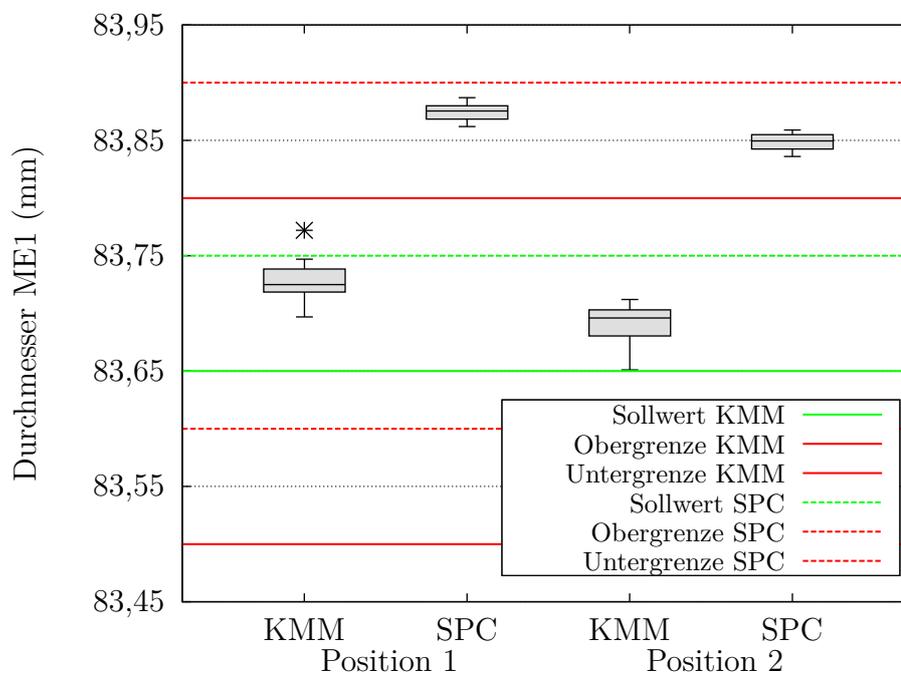


Abbildung 3.16: Boxplot zum Vergleich der Messungen mit der Koordinatenmessmaschine (KMM) und der SPC-Messvorrichtung an den Messpositionen 1 und 2 der SPC.

3.5.3 Experimente zur Entformung

Die Tabelle 3.10 fasst die betreffend der Entformung durchgeführten Versuche mit den verwendeten Abkürzungen zusammen.

Tabelle 3.10: Versuche zum Störgrößeneinfluss „Entformung“.

	Abkürzung	Beschreibung
Versuch 1	V1	Entnahme von 24 Teilen aus der Serienproduktion.
Versuch 2	V2	Herstellung von 24 Teilen nach Einbringung eines Trennmittels in die Kavität.
Versuch 3	V3	Herstellung von 20 Teilen, die nach der Entformung von einem Schaumstoff unter dem Werkzeug aufgefangen wurden (Fallhöhe 30 cm).
Versuch 4	V4	Herstellung von 24 Teilen mit Entnahme durch ein Robotersystem.

Zunächst wird an dieser Stelle auf die Ergebnisse von „Versuch 2“ eingegangen. Die Abbildung 3.17 zeigt die Messwerte für die 24 Bauteile. Diese sind zeitlich gemäß ihrer Herstellung gereiht. Es muss davon ausgegangen werden, dass das Trennmittel nur etwa fünf Schuss lang in der Kavität ist bzw. dort wirkt. Bei Vergleich der ersten fünf Bauteile zu den restlichen ist jedoch kein Trend hin zu einer geringeren Streuung zu erkennen. Generell tritt bei diesem Versuch eine vergleichsweise sehr hohe Streuung auf, wie die anderen Versuche zeigen werden. Die maximale Spannweite bei den Durchmessern der ME1 beträgt 0,57 mm. Dies liegt sicher daran, dass die Spritzgussmaschine bei Einbringung des Trennmittels angehalten werden muss und daher beim Anfahren kein stationärer Zustand vorliegt, was die Effekte des Trennmittels überdeckt. Leider kann aus diesem Versuch nicht gesagt werden, ob z.B. eine Beschichtung des Kerns für eine leichtere Entformung zu einer Reduktion in der Streuung der Bauteilabmaße führen würde.

Im Weiteren werden die Ergebnisse der Versuche 1, 2 und 4 dargestellt. Die hergestellten Bauteile wurden sowohl mit der Koordinatenmessmaschine als auch mit der SPC-Messvorrichtung vermessen. Die Tabelle 3.12 zeigt, dass von V1 über V2 hin zu V3 eine merkliche Verbesserung der Spannweiten bzw. Standardabweichungen vorliegt. Die Ausnahme bilden jedoch die Ebenheitswerte E_A , E_B und E_H . Es konnte für diese Trendumkehr keine logische Erklärung gefunden werden. Die Abbildungen 3.18 und 3.19 stellen die Ergebnisse in grafischer Form dar.

Die Bauteile wurden auch mit der SPC-Messuhr vermessen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.11 dargestellt. Das zweite Messmittel detektiert ebenfalls, dass bei V3 und V4 eine Verringerung der Streuung vorliegt. Darüber hinaus weist die SPC-Messvorrichtung i.A. geringere Streuungen auf, wie bereits in Abschnitt 3.5.2 ausgeführt.

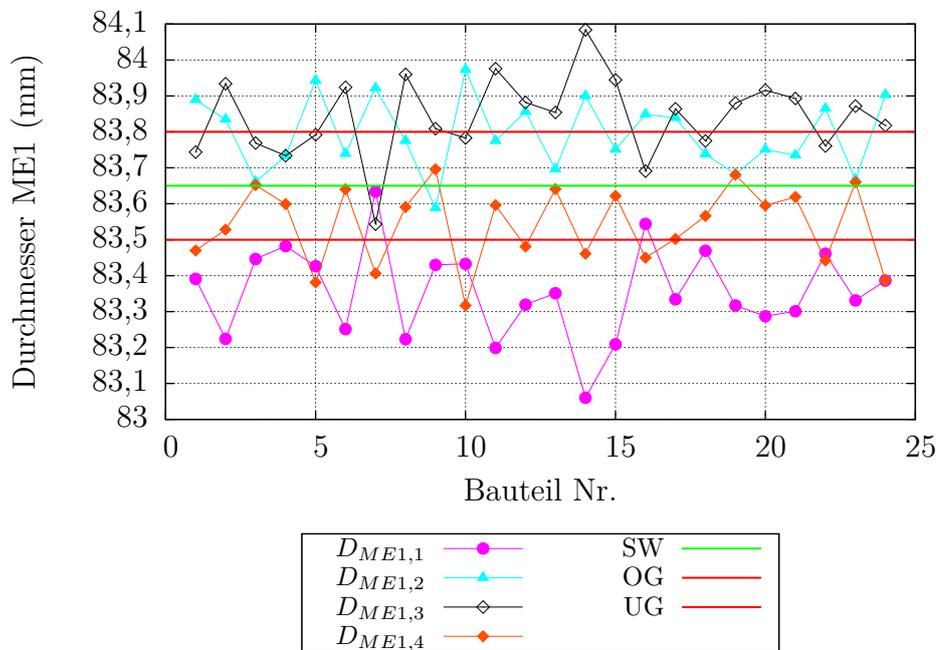


Abbildung 3.17: Streudiagramm für Versuch 2 (Einbringung Trennmittel).

Tabelle 3.11: Vergleich der Spannweiten und der Standardabweichungen aus den Versuchen 1, 2 und 4 (gemessen mit der SPC-Messvorrichtung).

Merkmal	Einheit	Spannweite			Standardabw. σ		
		V1	V3	V4	V1	V3	V4
$D_{SPC,1}$	mm	0,045	0,033	0,025	0,012	0,009	0,007
$D_{SPC,2}$	mm	0,041	0,033	0,023	0,012	0,009	0,006

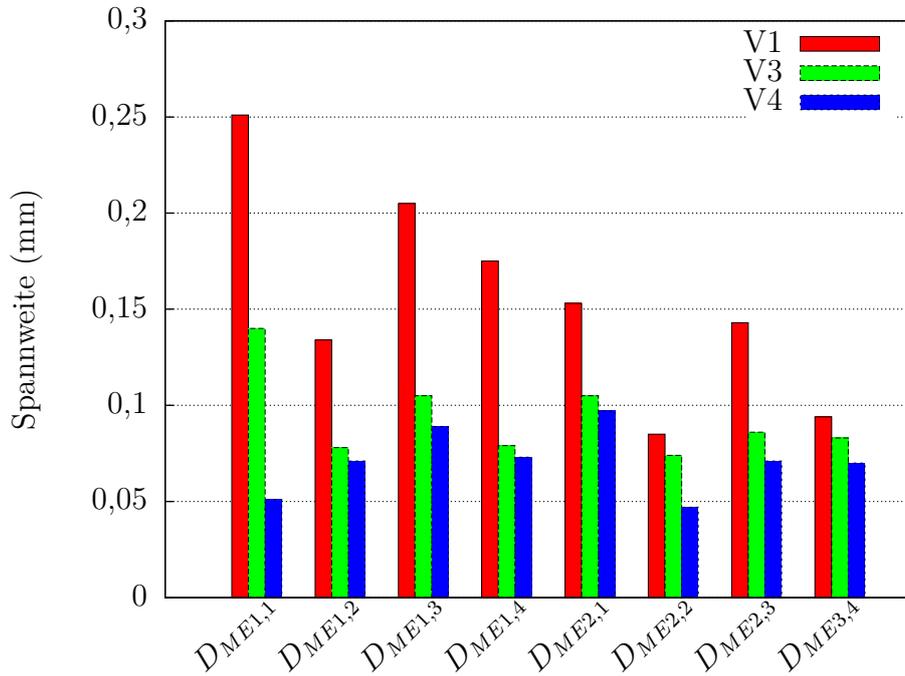


Abbildung 3.18: Vergleich der Spannweiten der Durchmesser in der ME1 aus den Versuchen 1, 2 und 4 (gemessen mit der Koordinatenmessmaschine).

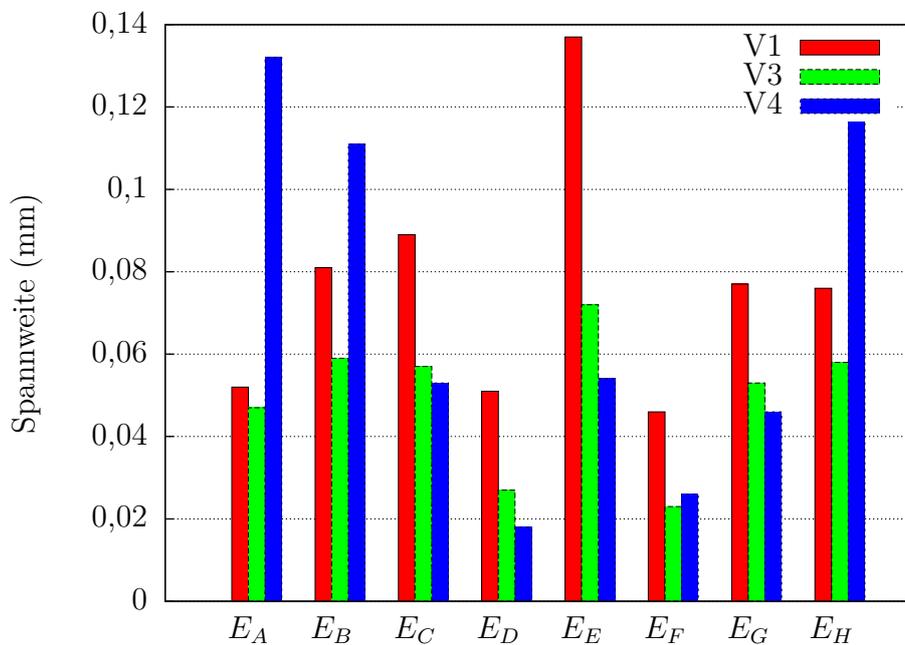


Abbildung 3.19: Vergleich der Spannweiten der Ebenheitswerte aus den Versuchen 1, 2 und 4 (gemessen mit der Koordinatenmessmaschine).

Tabelle 3.12: Vergleich der Spannweiten und der Standardabweichungen aus den Versuchen 1, 2 und 4 (gemessen mit der Koordinatenmessmaschine).

Merkmal	Einheit	Spannweite			Standardabw. σ		
		V1	V3	V4	V1	V3	V4
$D_{ME1,1}$	mm	0,25	0,14	0,05	0,06	0,04	0,02
$D_{ME1,2}$	mm	0,13	0,08	0,07	0,03	0,02	0,02
$D_{ME1,3}$	mm	0,20	0,11	0,09	0,05	0,03	0,02
$D_{ME1,4}$	mm	0,17	0,08	0,07	0,03	0,02	0,02
$D_{ME2,1}$	mm	0,15	0,10	0,10	0,04	0,03	0,02
$D_{ME2,2}$	mm	0,09	0,07	0,05	0,02	0,02	0,01
$D_{ME2,3}$	mm	0,14	0,09	0,07	0,03	0,02	0,01
$D_{ME2,4}$	mm	0,09	0,08	0,07	0,02	0,02	0,01
E_A	mm	0,05	0,05	0,13	0,01	0,01	0,03
E_B	mm	0,08	0,06	0,11	0,02	0,01	0,02
E_C	mm	0,09	0,06	0,05	0,02	0,01	0,01
E_D	mm	0,05	0,03	0,02	0,01	0,01	0,00
E_E	mm	0,14	0,07	0,05	0,03	0,02	0,01
E_F	mm	0,05	0,02	0,03	0,01	0,01	0,01
E_G	mm	0,08	0,05	0,05	0,02	0,01	0,01
E_H	mm	0,08	0,06	0,12	0,02	0,02	0,02

3.5.4 Optimierung der mit der SPC-Messvorrichtung bestimmten Merkmale

Da die Untersuchungen zu den Messmitteln zeigten, dass mit der SPC-Messvorrichtung geringere Spannweiten in den Messwerten erreicht wurden, wurden die Bauteile aus den Versuchen gemäß dem Versuchsplan vier Monate nach Herstellung ebenfalls mit der Messuhr vermessen. Die Messergebnisse sind im Anhang A.1 zu finden. Die Messdaten wurden in CQC Office V4.04.076 importiert und dort mit linearen Modellen approximiert. Es wurden R^2 -Werte von 77,70% für $D_{SPC,1}$ bzw. 78,78% für $D_{SPC,2}$ erreicht. Bei Betrachtung der Messwerte fiel auf, dass einzelne Messpunkte stark von den anderen derselben Einstellung abweichen. Durch „händische“ Eliminierung solcher Ausreißer (vgl. Abbildungen A.3 und A.4) konnte das Bestimmtheitsmaß R^2 auf 84,81% für $D_{SPC,1}$ bzw. 86,56% für $D_{SPC,2}$ verbessert werden.

Die Abbildungen 3.20 und 3.21 zeigen in Diagrammen für die relative Einflussstärke, welcher variiertes Maschinenparameter den größten Einfluss auf das jeweilige Bauteilmerkmal besitzt. Die Effekte werden durch CQC[®] aus den Regressionsparametern berechnet. Weiters wird die Summe der Absolutwerte aller Effekte berechnet und dar-

aus werden die relativen Effekte ermittelt. Die Richtung des Einflusses ist durch das Vorzeichen des Effektes gegeben. Die Werte sind in Tabelle 3.13 zusammengefasst.

Beide Merkmale zeigen i.A. das gleiche Verhalten bzgl. der Einflussstärken. Wesentlicher Unterschied zwischen den beiden ist, dass für $D_{SPC,1}$ ein negativer Einfluss der Einspritzgeschwindigkeit detektiert wird. Die größte relative Einflussstärke besitzt der Nachdruck p_N . Für den Staudruck wird kein Einfluss auf die Durchmesser gefunden, was jedoch auch zu erwarten war. I.A. werden keine unerwarteten Einflüsse detektiert. Mit steigender Werkzeugtemperatur sinken die Durchmesser auf Grund des erhöhten Schwindungspotentials. Eine höhere Massetemperatur hat eine bessere Nachdruckwirksamkeit zur Folge, wodurch die Durchmesser steigen. Die Erhöhung von Nachdruck und Nachdruckzeit bewirkt durch die höhere Schwindungskompensation ebenfalls eine Erhöhung der Durchmesser. Durch eine längere Restkühlzeit bleibt der Formzwang länger erhalten, woraus ebenfalls Bauteile mit einem höheren Durchmesser resultieren.

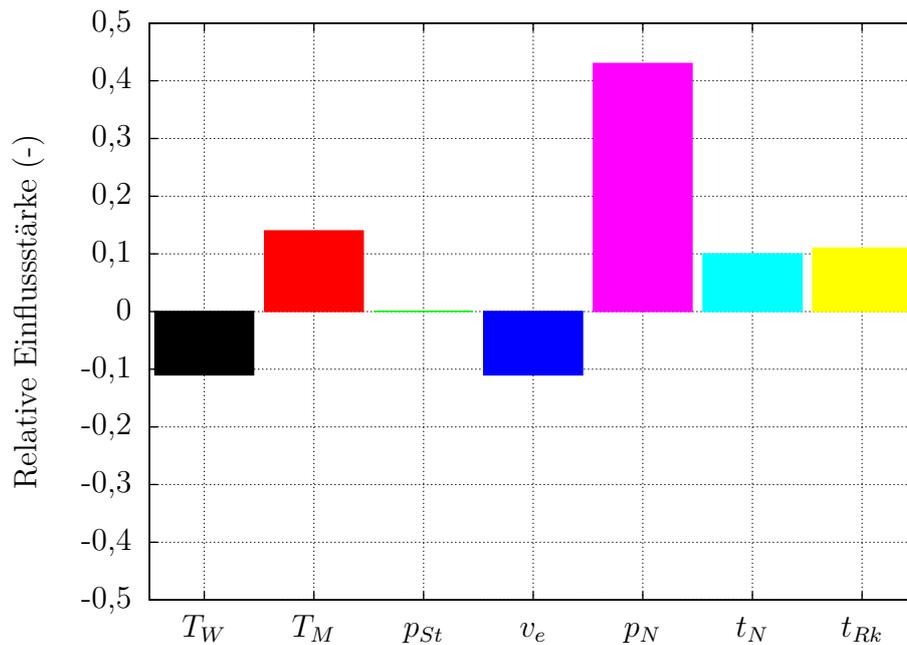


Abbildung 3.20: Relative Einflussstärke $D_{SPC,1}$

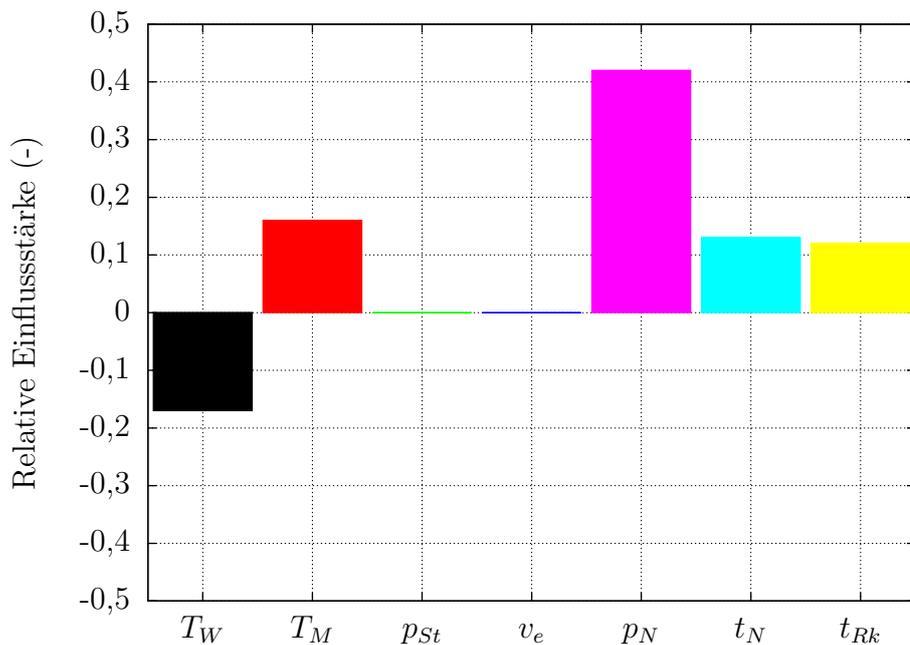


Abbildung 3.21: Relative Einflussstärke $D_{SPC,2}$

Tabelle 3.13: Relative Einflussstärken der variierten Parameter auf $D_{SPC,1}$ und $D_{SPC,2}$

Faktor	Rel. Einflussstärke (-)	
	$D_{SPC,1}$	$D_{SPC,2}$
T_W	-0,11	-0,17
T_M	0,14	0,16
p_{St}	0,00	0,00
v_e	-0,11	0,00
p_N	0,43	0,42
t_N	0,10	0,13
t_{Rk}	0,11	0,12

Mit den erhaltenen Modellen wurde die Optimierung in CQC[®] vorgenommen. Dabei wurden nur die Zykluszeit und die beiden Durchmesser der SPC als zu optimierende Qualitätsmerkmale miteinbezogen (siehe Tabelle 3.15 und Abbildung 3.22). Bei der Zykluszeit wurde die Gewichtung auf „hoch“ gesetzt, um in Puncto Wirtschaftlichkeit das Maximum herausholen zu können. Die Tabelle 3.14 zeigt die berechneten optimalen Einstellungen der Parameter und vergleicht diese mit der bisherigen Serieneinstellung (mit „Serie“ bezeichnet). Es werden nur die Referenzwerte für die Profile angeführt, die gesamte Auflistung der optimierten Parameter ist im Anhang A.3 zu finden. Im

Vergleich zur Serieneinstellung werden von CQC[®] höhere Werte für die Werkzeug- und Massetemperatur vorgeschlagen. Die Einspritzgeschwindigkeit sollte ebenfalls leicht erhöht werden. Im Gegenzug gibt die Optimierung jedoch vor, den Nachdruck zu verringern. Die Optimierung gibt die gleiche Nachdruckzeit als in der Serieneinstellung aus. Diese ist jedoch auch die geringstmögliche im Versuchsraum. Die Optimierung ergibt, dass in der Restkühlzeit 2 s eingespart werden können.

Tabelle 3.14: Gefundenes Optimum der Einstellgrößen.

Einstellgröße	Einheit	Minimum	Maximum	Serie	Optimum
T_W	°C	130	150	130	140
T_M	°C	300	315	300	307
p_{St}	bar	70	110	80	110
v_e	cm ³ /s	20,4	40,4	30,4	34,0
p_N	bar	400	800	800	550
t_N	s	6,0	12,0	6,0	6,0
t_{Rk}	s	5,0	9,0	7,0	5,0

Die Tabelle 3.15 zeigt, welche Werte für die beiden Durchmesser die mathematischen Modelle bei den gefundenen optimalen Einstellungen vorhersagt. Zusätzlich ist der von CQC[®] berechnete Fehler (dreifache Standardabweichung 3σ) angeführt. Auffällig ist, dass für die Zykluszeit ein sehr hoher Fehler berechnet wurde. Die Abbildung A.1 im Anhang zeigt, dass die Approximation der Zykluszeit nicht sehr gut ist, wodurch diese Abweichungen zu Stande kommen. Die Daten für die Zykluszeit wurden dem Prozessdatenprotokoll zu den Versuchen gemäß dem Versuchsplan entnommen. Die Zykluszeit in der Serienproduktion beträgt 17,71 s und CQC[®] berechnet im ermittelten Optimum eine Zykluszeit von $16,27 \pm 0,92$ s. Da die Restkühlzeit im Optimum um 2 s verringert wird, muss die korrekte optimierte Zykluszeit im Bereich von unter 15,71 s liegen. Durch die Erhöhung der Einspritzgeschwindigkeit im Vergleich zur Serie muss die Zykluszeit somit um 1 s geringer als die vom Modell vorhergesagte Zeit bei 15,27 s liegen.

Tabelle 3.15: Vorgaben und Ergebnis hinsichtlich verschiedener Bauteilmerkmale in der realen Prozessoptimierung.

Merkmal	Einheit	Sollwert	Toleranz	Zielwert	Modellvorhersage	3 σ
Zykluszeit	s	16,27	-0, +9,89	16,27	16,42	0,92
$D_{SPC,1}$	mm	83,75	$\pm 0,15$	83,75	83,77	0,040
$D_{SPC,2}$	mm	83,75	$\pm 0,15$	83,75	83,75	0,040
Bauteilgew.	g	–	–	–	20,25	0,034

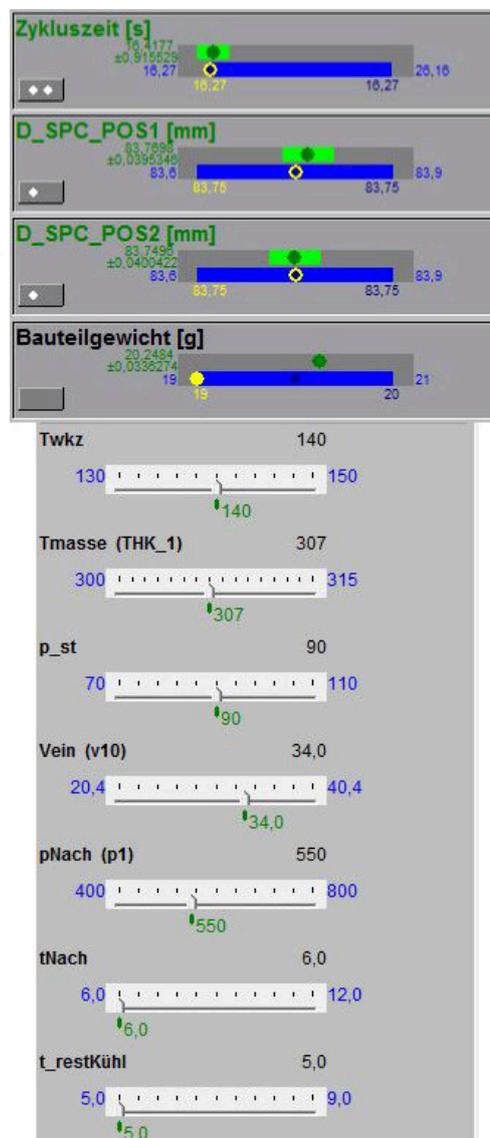


Abbildung 3.22: CQC®-Screenshot; Optimierung.

3.5.5 Verifikation der Optimierung

Eine erste Validierung der Ergebnisse kann über das Bauteilgewicht erfolgen. Am Tag der Versuche nach dem Versuchsplan wurde von zehn Bauteilen, welche mit der Serieneinstellung hergestellt wurden, das Bauteilgewicht ebenfalls bestimmt. Das Bauteilgewicht beträgt $22,441 \pm 0,012$ g. Das mathematische Modell berechnet für die Serieneinstellung ein Bauteilgewicht von $22,466 \pm 0,034$ g und zeigt somit eine sehr gute Übereinstimmung mit dem real gemessenen Bauteilgewicht.

Zur Validierung der Durchmesser stehen mehrere Stichproben zur Verfügung, welche in Abbildung 3.23 verglichen werden. Zunächst sind die Mittelwerte und Fehler ($\pm 3\sigma$) für $D_{SPC,1}$ sowie $D_{SPC,2}$ von drei unterschiedlichen Stichproben an Bauteilen, welche mit der Serieneinstellung produziert wurden, aufgetragen. Die erste Stichprobe („Serie V1“) sind jene 24 Bauteile, welche im Zuge der Experimente zur Entformung (vgl. Abschnitt 3.5.3) in Versuch 1 mit der Serieneinstellung hergestellt wurden. Die zweite aufgetragene Stichprobe („Serie VP“) an zehn Bauteilen wurde, wie zuvor beim Bauteilgewicht erwähnt, am Tag der Versuchsplanversuche gezogen. Darüber hinaus wurden von Magna Auteca die Messdaten der SPC von 62 Tagen im Zweitraum von Mitte Mai 2012 bis Mitte Juli 2012 zur Verfügung gestellt („Serie SPC“). Es ist zu erkennen, dass die Modellvorhersage für die Serie („Serie Modell“) eine sehr gute Übereinstimmung mit der zweiten und dritten Stichprobe zeigt. Die erste Stichprobe weicht etwas davon ab.

Weiters ist die Modellvorhersage für die ermittelten optimalen Einstellungen („Optimum Modell“) im Diagramm 3.23 ersichtlich. Mit diesen Einstellungen wurden von Magna Auteca 24 Bauteile produziert und ebenfalls vermessen. Die Ergebnisse sind unter „Optium real“ eingezeichnet. Leider zeigen diese Messwerte keine Übereinstimmung mit den vorhergesagten Werten. Durch die Einstellungen im Optimum hätten die beiden Durchmesser lt. Modell besser zentriert werden sollen, d.h. näher an den Sollwert (grüne Linie) und somit in die Mitte des Toleranzfelds gebracht werden sollen. Die Versuche mit den Optimumseinstellungen brachten jedoch den gegenteiligen Effekt hervor. Die Tabelle 3.16 beinhaltet die dazugehörigen Zahlenwerte.

Die Abbildungen 3.24 und 3.25 zeigen die Modellvorhersagen und die gemessenen Durchmesser für $D_{SPC,1}$ und $D_{SPC,2}$ für die einzelnen Einstellungen. E01 und E10 (Zentralpunktseinstellungen) wurden zusammengefasst. Auf Grund der größeren Stichprobenmenge (20 Bauteile) ergibt sich dadurch eine geringere Standardabweichung. Diese Abbildungen sollen zeigen, wie gut das Modell die Realität in den Eckpunkten

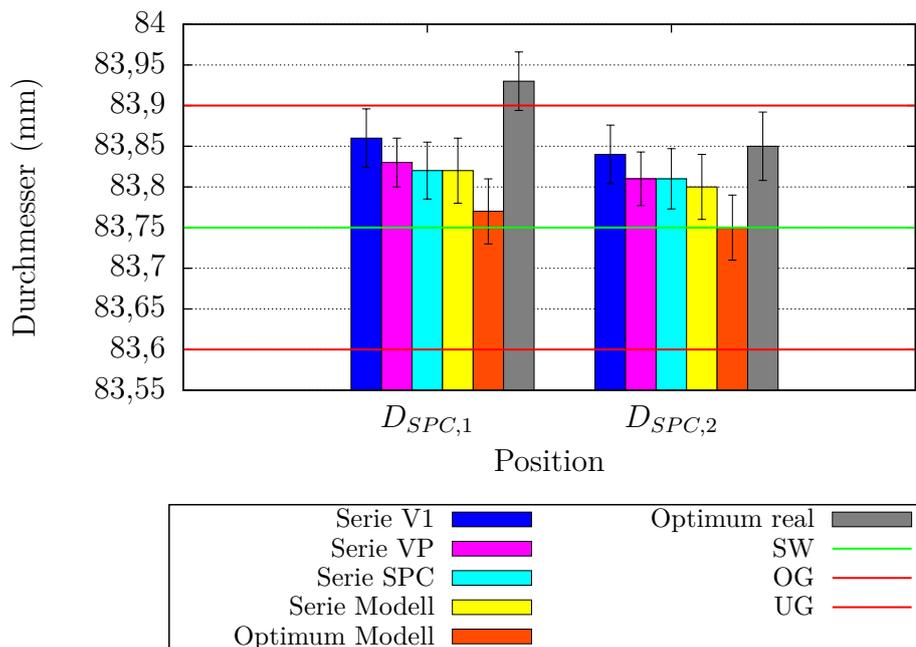


Abbildung 3.23: Verifikation der Ergebnisse

Tabelle 3.16: Validierung der berechneten mathematischen Modelle für $D_{SPC,1}$ sowie $D_{SPC,2}$ bzw. der Einstellungsoptimierung.

Merkmal	Serie V1	Serie VP	Serie SPC	Serie Modell	Optimum Modell	Optimum real
$D_{SPC,1}$ in mm	83,86 $\pm 0,036$	83,83 $\pm 0,030$	83,82 $\pm 0,035$	83,82 $\pm 0,040$	83,77 $\pm 0,040$	83,93 $\pm 0,036$
$D_{SPC,2}$ in mm	83,84 $\pm 0,036$	83,81 $\pm 0,033$	83,81 $\pm 0,037$	83,80 $\pm 0,040$	83,75 $\pm 0,040$	83,85 $\pm 0,042$

des Versuchsraums vorhersagt. Es ist ersichtlich, dass das Modell die Veränderung der Durchmesser auf Grund der verschiedenen Einstellungen sehr gut abbildet. Dies unterstreicht, dass gute Modelle mit physikalisch sinnvollen und der Realität gut entsprechenden Regressionsparametern bzw. Effekten berechnet wurden. Die maximal auftretende Abweichung beträgt 0,035 mm bei $D_{SPC,1}$ und E09. Somit ist es umso mehr unerklärlich, warum die Versuche mit der optimierten Einstellung nicht die vom Modell vorhergesagten Durchmesser hervorbrachten. Die Werte zu den beiden Abbildungen sind im Anhang A.2 angeführt.

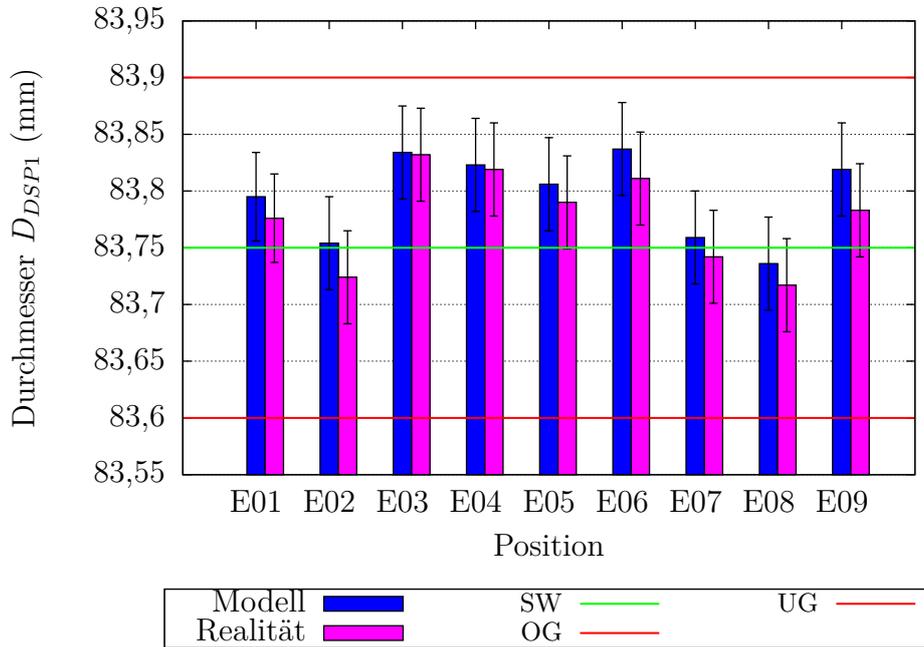


Abbildung 3.24: Verifikation der Ergebnisse von D_{DSP1} durch Vergleich bei den Einstellungen E01 bis E09 des Versuchsplans.

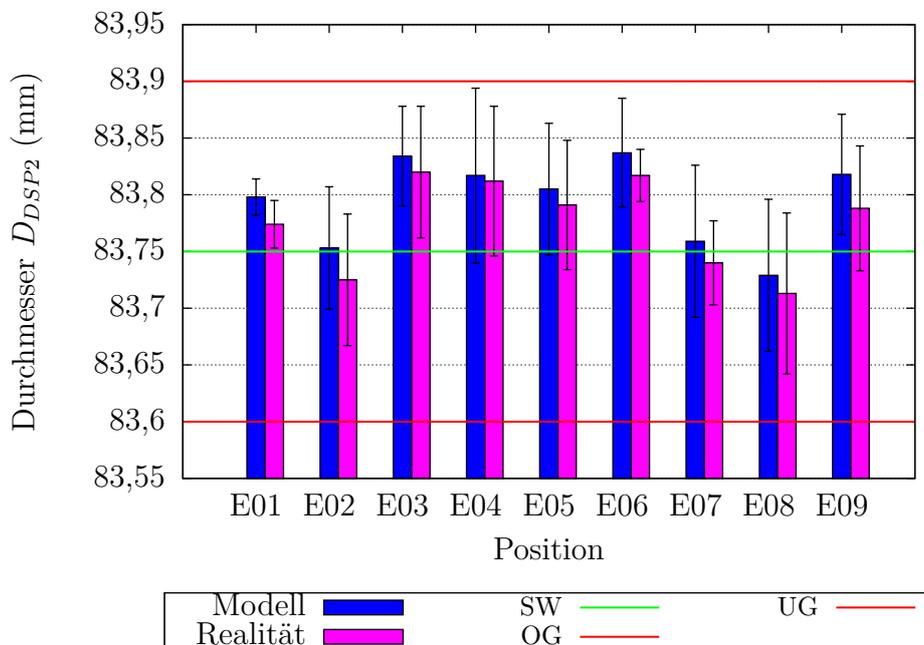


Abbildung 3.25: Verifikation der Ergebnisse von D_{DSP2} durch Vergleich bei den Einstellungen E01 bis E09 des Versuchsplans.

3.5.6 Attributive Merkmale

Für die attributiven Merkmale wurden Werte von über 80 % für das Bestimmtheitsmaß R^2 erreicht (siehe Anhang A.1). Es ist jedoch an der Auftragung der Messwerte und Modellwerte zu erkennen, dass sich die mathematische Modellbildung für attributive Merkmale als schwierig und oft nicht sehr genau erweist.

Im berechneten Optimum wird für das Merkmal „Einfallstellen“ ein Wert von $0,52 \pm 0,53$ berechnet, für das Merkmal „Vollständige Formteilkfüllung“ $0,82 \pm 0,27$. An den hohen Werten für die Fehler ist eben zu sehen, dass die Modelle nicht sehr präzise sind. Es kann daraus nur geschlossen werden, dass es bei den vorhergesagten optimalen Einstellungen mit hoher Sicherheit zu keinen Füllproblemen kommen wird. Einfallstellen könnten bei dieser Einstellung auftreten. In den Versuchen mit den optimierten Einstellungen traten diese beiden Probleme nicht auf.

3.6 Diskussion der Ergebnisse

Die realen Experimente zeigten auf, dass es für eine Optimierung durch Versuchsplanung unbedingt notwendig ist, dass im Sinne der SPC bzw. des Qualitätsmanagements stabile (beherrschte) und fähige Prozesse vorliegen. Dazu müssen die Streuungen der Merkmalswerte so gering sein, dass Unterschiede in den Merkmalswerten zwischen den Versuchsplaneinstellungen nicht überdeckt werden. Nur somit kann gewährleistet werden, dass aussagekräftige mathematische Prozessmodelle zur Beschreibung eines Merkmals im Versuchsraum in Abhängigkeit der Maschinenparameter berechnet werden können. Daher ist es bei der Aufstellung des Versuchsplans und des Versuchsraums wichtig, diesen möglichst groß zu definieren. Prozessstreuungen können nicht beseitigt werden, es kann jedoch versucht werden, den Einfluss von Störgrößen, wie z.B. Materialchargenschwankungen, zu minimieren.

In den Versuchen V1 bis V4 (vgl. Abschnitt 3.5.3 zeigte sich, dass die Entformung als Störgröße einen Einfluss auf die Streuung der Messwerte hat. Im Vergleich zur freifallenden Entformung wurde die Standardabweichung bei Entnahme mit einem Roboter-Entnahmesystem um bis zu 2/3 verringert. Wodurch die Streuungen im Entformungsschritt entstehen, konnte im Rahmen dieser Versuche nicht geklärt werden. Dass beim Rückziehen des Kerns und beim Abstreifen der Bauteile Deformationen eingebracht werden, konnte im Versuch 2 nicht nachgewiesen werden. Das eingebrachte Trennmittel zeigte keine Auswirkungen. Hinzu kommt aber, dass die Spritzgießma-

schine für das Einbringen angehalten werden musste und somit zu Beginn der Versuche kein stationärer Zustand vorlag. Vielmehr kann vermutet werden, dass durch das 1,5 m tiefe Fallen und Aufprallen im Auffangzylinder Deformationen eingebracht werden. Zudem kommt, dass die relativ heißen Teile in einer Box gesammelt werden und dort weiter Abkühlen. Durch die unklaren thermischen Verhältnisse in der Box könnte auch dies eine Störgröße sein. V3 und V4 zeigten die geringsten Streuungen. Bei V3 (30 cm auf Schaumstoff) müsste dies mit der verringerten Fallhöhe zusammenhängen. Bei V4 (Roboter-Entnahme) kommt hinzu, dass die Entformungszeit im Zyklus verlängert werden musste. Dadurch, dass das Werkzeug länger offen steht, kann auch die Oberflächentemperatur geringer werden. Zusätzlich kann der Kern nicht so schnell zurückgezogen werden, wodurch hier eine „sanftere“ Entformung vorliegt. Außerdem wurden die Bauteile definiert abgelegt und konnten somit gleichmäßig bei Hallentemperatur abkühlen. Dies könnte erklären, warum in V4 die geringsten Streuungen in den Messwerten gemessen wurden.

Die Versuche haben darüber hinaus gezeigt, dass das Messmittel ebenfalls fähig sein muss. Dabei muss jedoch der gesamte Messaufbau bzw. die -methodik betrachtet werden. Von der Messgenauigkeit her müsste die Koordinatenmessmaschine für die benötigten Zwecke ausreichend sein. Jedoch war klar zu erkennen, dass die Einspannung einen wesentlichen Einfluss auf die Messung besitzt. Es muss davon ausgegangen werden, dass die Fixierung eines Bauteils in der Einspannvorrichtung nicht präzise und reproduzierbar genug war. Dies wurde nicht durch die jeweilige Ausrichtung des Koordinatensystems am Bauteil selbst ausgemerzt. Möglicherweise wirken sich hier kleine Abweichungen sehr stark in den gemessenen Dimensionen aus. Die wesentlich simplere und nach ersten Einschätzungen ungenauere Messmethode (Messvorrichtung der SPC) lieferte viel geringere Streuungen bei Vermessung der gleichen Bauteile. Ein Vorteil dieser Methode könnte der „große“ Messstempel sein. Dadurch wirken sich vielleicht Ungenauigkeiten in der Fixierung nicht so stark aus.

Für die Berechnung der mathematischen Modelle für $D_{SPC,1}$ und $D_{SPC,2}$ auf Basis der mit der SPC-Messvorrichtung gemessenen Daten, wurden einzelne „Ausreißer“ eliminiert, um höhere Werte für das Bestimmtheitsmaß R^2 zu erhalten. Dies birgt jedoch ein gewisses Risiko, da hier das Modell zum Schlechten, aber auch zum Guten beeinflusst werden kann. Bzgl. der Modelle ist auch zu beachten, dass die Messdaten erst vier Monate nach der Herstellung der Bauteile generiert wurden. Trotz dieser Einflüsse wurden mit den Modellen sehr gute Vorhersagen für die Durchmesser $D_{SPC,1}$ und $D_{SPC,2}$ bei Serieneinstellung getroffen. Dies bestätigt die Güte der Modelle. Warum die realen

Versuche mit den optimierten Prozesseinstellungen deutlich abweichende Ergebnisse als erwartet lieferten, ist schwer zu sagen, da die Versuche von Magna Auteca durchgeführt worden sind. Wie bereits in Abschnitt 3.5.4 ausgeführt, liefern die Modelle physikal sinnvolle und nachvollziehbare Effekte. Da eine sehr gute Übereinstimmung mit den SPC-Daten vorliegt und diese von verschiedensten Prüfern gemessen wurden, ist der Prüferinfluss beinahe ausgeschlossen. Es kann sein, dass die Bauteile zu früh nach der Herstellung gemessen wurden und dadurch Effekte wie Nachschwindung noch zum Tragen kommen. Ferner, kann es sein, dass es in der Zeit zwischen den Versuchsplanexperimenten und der Verifizierung Veränderungen im Prozess gegeben hat. Bspw. könnten es sein, dass durch Verschleißerscheinungen im Werkzeug, an der Rückstromsperre oder an der Schnecke eine Prozessveränderung stattgefunden hat. Im Prinzip wären für eine endgültige Verifizierung weitere Versuche notwendig, welche den zeitlichen Rahmen dieser Arbeit sprengen würden. Für weitere Untersuchungen wäre es empfehlenswert, eventuell auf andere Messmittel zur Bestimmung der Abmessungen, z.B. optische, zurückzugreifen.

4 Simulation

4.1 Vorgehensweise

In den Simulationen zur virtuellen Optimierung des untersuchten Spritzgießbauteils wurde nach folgenden Punkten vorgegangen:

- Modellierung des Werkzeuges, d.h.
 - Vernetzen des Bauteils,
 - Modellierung des Angussystems,
 - Modellierung des Temperiersystems,
- Definition der Qualitätsmerkmale,
- Auswahl der Materialdaten,
- Simulation gemäß Versuchsplan,
- Auswertung der Ergebnisse und Optimierung sowie
- Verifikation der Ergebnisse.

Die Spritzgießsimulationen wurden mit Cadmould® 3D-F Version 6.0.0.20 der Firma simcon kunststofftechnische Software GmbH, Würselen, Deutschland durchgeführt. Die virtuelle Versuchsplanerstellung und -auswertung erfolgte mit CQC Office V4.06.012, Dr. Gierth Ing.-GmbH, Aachen, Deutschland. Diese Version ist eine Weiterentwicklung zu jener in den realen Versuchen verwendeten Version und für die Verwendung gemeinsam mit Cadmould® für die virtuelle Prozessoptimierung adaptiert. Ziel der Simulationen war, die realen Experimente nachzubilden, und somit eine Aussage über die Vorhersagequalität der Simulation hinsichtlich der definierten Qualitätsmerkmale zu erhalten. Dazu wurde ein detailliertes Modell des Werkzeuges erstellt, die Materialdaten gemessen, ein Versuchsplan simuliert und daraus ein Optimum der Parametereinstellungen berechnet. Die Verifikation erfolgte über den Vergleich zwischen Simulation und Realität.

4.2 Modellierung des Werkzeugs

4.2.1 Vernetzen des Bauteils

Vor dem Import in Cadmould[®], musste eine STL-Datei des CAD-Modells erstellt werden. Dies erfolgte mit Creo Parametric[®], Version 1.0, der Firma PTC, Needham, USA, unter Verwendung der in Tabelle 4.1 angeführten Parameter. Wichtig ist hierbei, dass die Elementgröße möglichst klein ist, um die Geometrie möglichst genau abzubilden. Gleichzeitig sollte die Anzahl der Elemente hinsichtlich Rechnerleistung und Rechenzeit nicht zu groß werden. Die Abbildung 4.1 zeigt das Bauteil samt Netz vor dem Vernetzen und Abbildung 4.2 zeigt es nach der Vernetzung mit einer relativen Elementgröße von 0,1 %.

Tabelle 4.1: Parameter beim STL-Export aus Creo Parametric.

Parameter	Wert
Sehnenhöhe	0,07
Winkelstreuung	0,03
Schrittweite	2
Anzahl der Dreiecke	37180

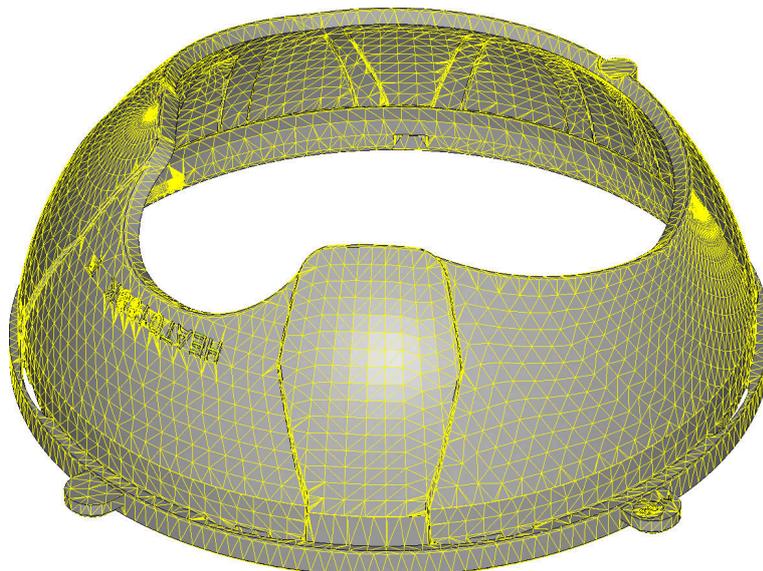


Abbildung 4.1: Bauteilnetz vor der Vernetzung.

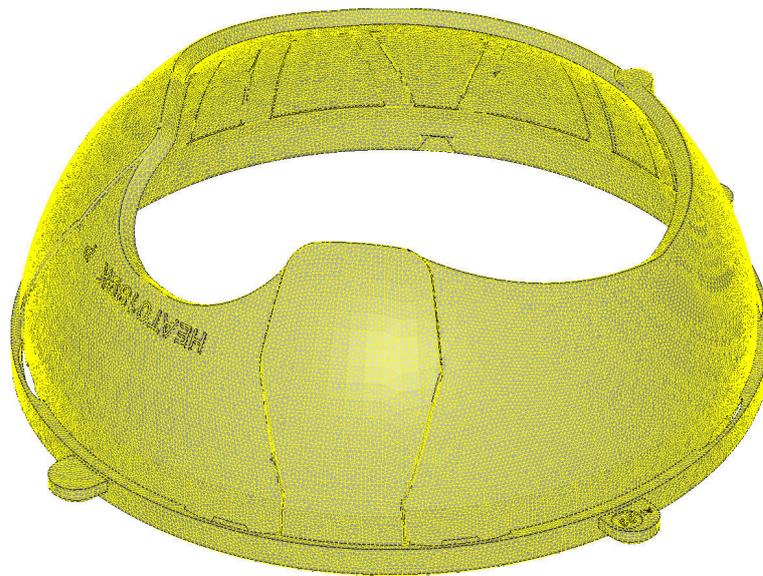


Abbildung 4.2: Bauteilnetz nach der Vernetzung.

4.2.2 Modellierung des Angusses

Das Werkzeug verfügt über einen Heißkanal ohne Verschlussdüse und das Bauteil wird über einen Punktanguss angespritzt. Die Abbildung 4.3 zeigt eine Schnittansicht des Heißkanals aus Creo Parametric[®]. Der Volumenstrom teilt sich im vorderen Bereich des Heißkanals auf drei Kanäle auf und wird über einen „Schirm“ wieder zusammengeführt.

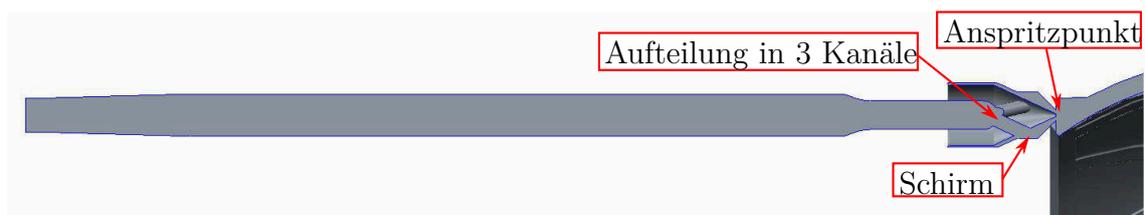


Abbildung 4.3: Schnittansicht des Heißkanals.

Es wurden drei verschiedene Varianten der Heißkanal-Modellierung ausprobiert, welche in den Abbildungen 4.4 bis 4.6 dargestellt sind. In der ersten Variante wurde der gesamte Heißkanal mit Beam-Elementen mit Cadmould[®] erstellt. Die Abmessungen dafür wurden aus der CAD-Geometrie des Werkzeugs ermittelt. Der „Schirm“ wurde hierbei aus Abschnitten mit Kreisringquerschnitten in Cadmould[®] nachgebildet. Aus dem Innen- und Außendurchmesser wird dabei ein hydraulischer Durchmesser errechnet, welcher als Basis für die Berechnungen dient. Die Aufteilung der Schmelze vor

dem „Schirm“ wurde über virtuelle Kanäle (in Abbildung 4.4 gelb-weiß) realisiert. Diese teilen die Schmelze auf, es wird jedoch kein Druckverlust berechnet.

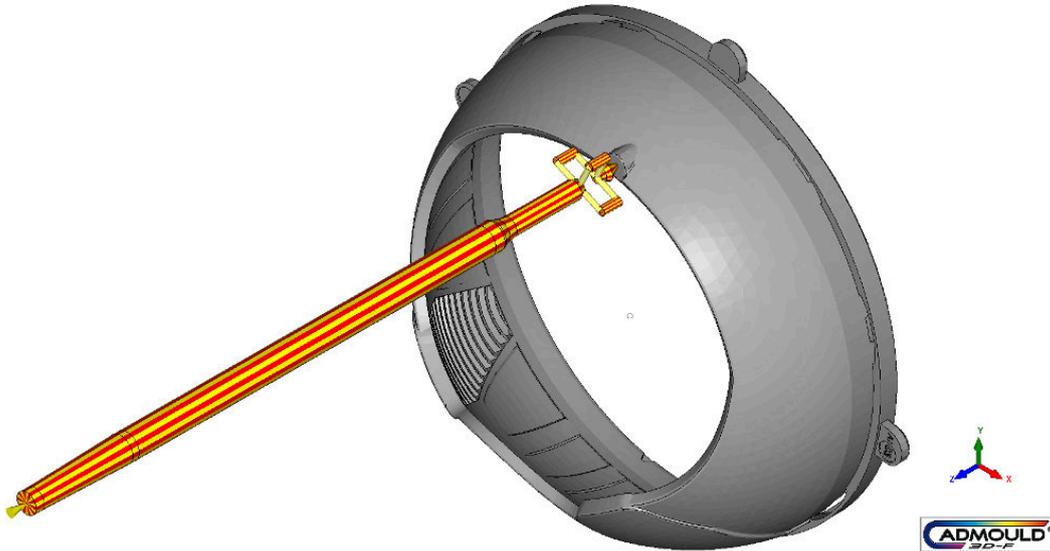


Abbildung 4.4: Modellierung des Angusses mittels Beam-Elementen.

Es wurde befürchtet, dass die Modellierung der Heißkanal-Spitze nicht genau genug sein wird. Deswegen wurde diese in Creo Parametric[®] erstellt, auf das Bauteil gesetzt und mit dem Bauteil im STL-Format exportiert. In Cadmould[®] wurde die Spitze mit dem Bauteil vernetzt, die Netzelemente der Spitze wurden jedoch undefiniert, damit Cadmould[®] diese als Teil des Angusses sieht.

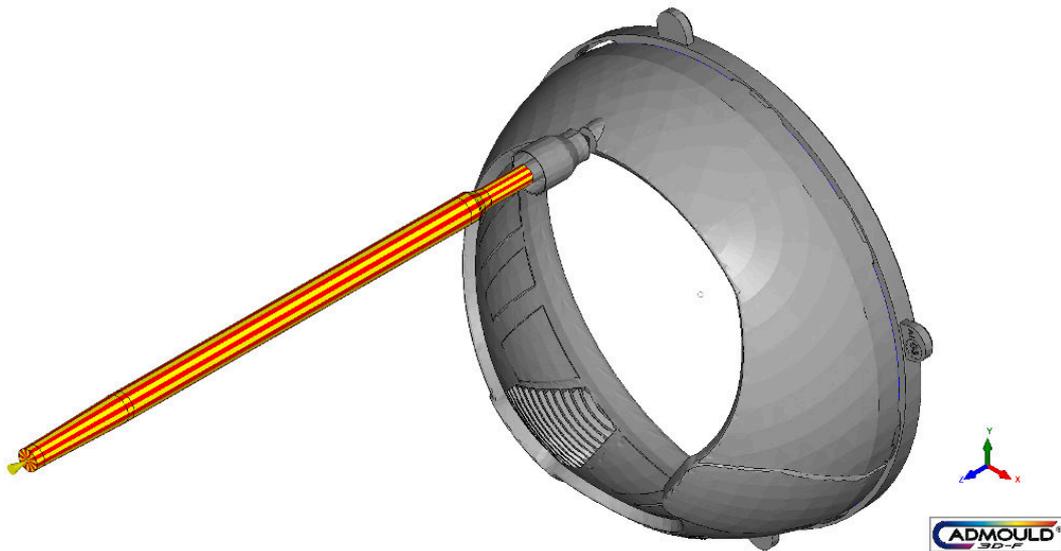


Abbildung 4.5: Modellierung der Heißkanalspitze als Teil des Bauteils und des Rest mittels Beam-Elementen.

Als letzte Variante wurde der gesamte Heißkanal mit dem Bauteil im STL-Format importiert.

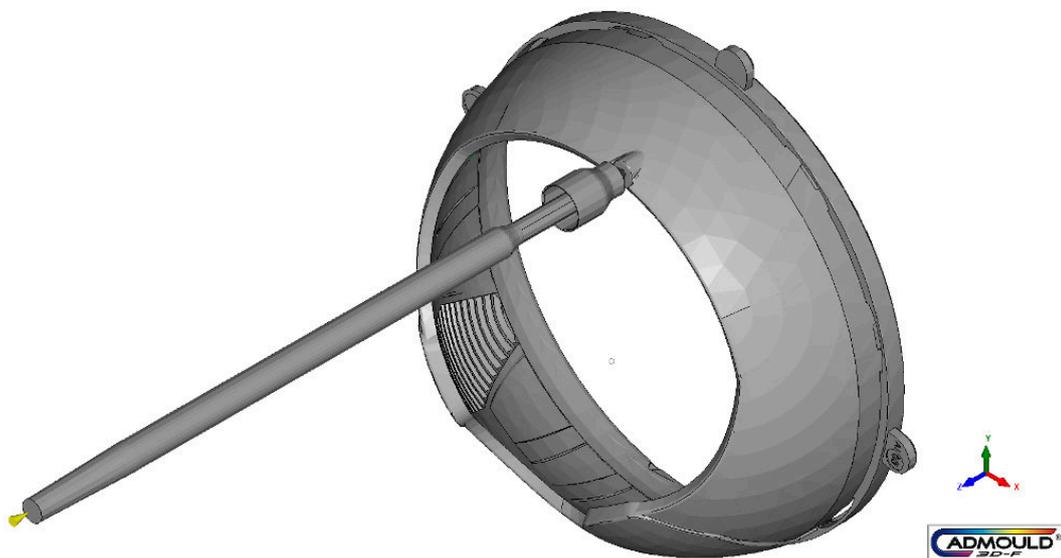


Abbildung 4.6: Modellierung des Angusses als Teil des Bauteils.

In den Ergebnissen der Simulationen mit den drei unterschiedlichen Angussvarianten wurden keine signifikanten Unterschiede im Einspritzdruck festgestellt. Da die Modellierung mit Beam-Elementen in Sachen Rechenzeit auf Grund der geringeren

Netzelementanzahl den übrigen überlegen ist, wurde diese Variante für die weiteren Simulationen verwendet. Zudem kommt, dass die 2,5D-Vernetzung in Cadmould für flächige Geometrien besser geeignet ist, d.h. für die Zylindergeometrie nicht zwangsläufig zu genaueren Ergebnissen als die 1D-Vernetzung der Beam-Elemente führen muss.

4.2.3 Modellierung des Temperiersystems

Die Abbildung 4.7 zeigt das Bauteil und den Anguss mit dem modellierten Kühlsystem. Die Geometriedaten für die Kühlkanäle, d.h. die Mittellinien der Bohrungen, wurden dem CAD-Werkzeugmodell entnommen. Dabei wurden die Daten der Mittellinien aus Creo Parametric[®] in eine IGS-Datei exportiert. Diese wurde in Cadmould[®] importiert und den Mittellinien wurde ein Durchmesser von 8 mm zugewiesen. Wie in Abbildung 3.3 aus Abschnitt 3.1 dargestellt, wird das reale Werkzeug mit zwei Temperiergeräten versorgt, wobei jedes davon eine Mischbatterie, von der zwei weitere Kreisläufe weggehen, zwischengeschaltet hat. Eine Mischbatterie wurde in der Simulation durch zwei kleine T-Stücke, eines für den „Eingang“ und eines „für den Ausgang“, realisiert. Diese wurden sehr kurz ausgeführt, um hier Wärmeverluste gering zu halten. Darüber hinaus wurden diese in weiter Entfernung vom Werkzeug platziert, um keine Beeinflussung der Bauteilkühlung zuzulassen. Durch Schläuche wurde die Versorgung der Bohrungen sichergestellt und die am realen Werkzeug vorliegende Kühlkreislaufsituation nachgebildet. Die Abbildung 4.8 zeigt die vier resultierenden Kreisläufe in unterschiedlichen Farben, abhängig vom resultierenden Volumenstrom im Kreislauf. Auf der linken Seite (düsenseitig) erfolgt die Aufteilung des Volumenstroms etwa im Verhältnis 3:2, auf der rechten Seite (auswerferseitig) etwa 1:2. Ob dies in der Realität auch der Fall ist, kann nicht gesagt werden, da für die einzelnen Kreisläufe keine Durchflussmessung vorliegt. Die Kühlsituation im Kern wurde durch eine Bohrung mit „Sprudler“ ($\varnothing 14$ mm) und drei mit „Trennblechen“ ($\varnothing 11,5$ mm) modelliert. Das gesamte Temperiersystem wurde mit einer Elementlänge von 5 mm vernetzt.

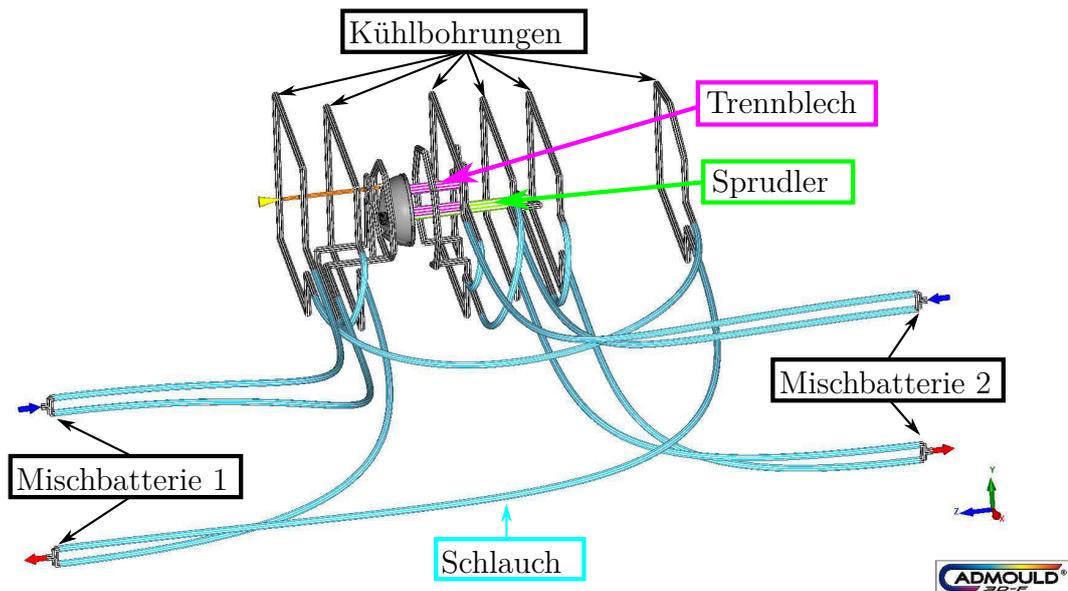


Abbildung 4.7: Modellierung des Temperiersystems.

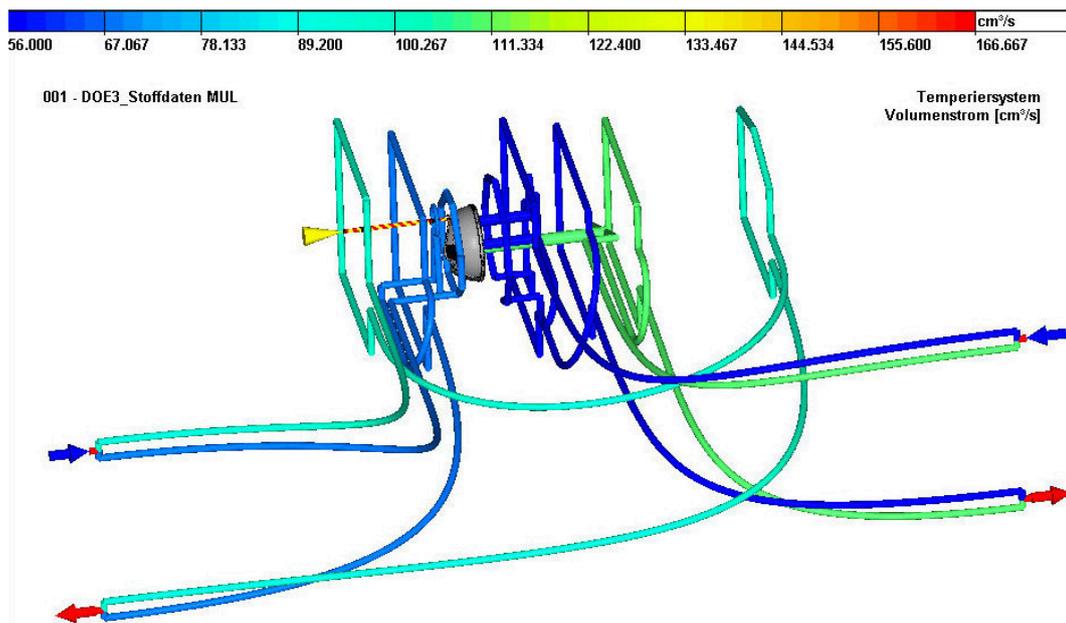


Abbildung 4.8: Volumenströme in den einzelnen Kreisläufen des Temperiersystems.

Für die Berechnung der Wandtemperaturen und der Abkühlung des Bauteils muss das Werkzeugmaterial definiert werden. Die einzelnen Platten und Elemente des Werkzeugs bestehen aus unterschiedlichen Stählen. An Hand der von Magna Auteca zur Verfügung gestellten Stückliste des Werkzeugs wurde der in Tabelle 4.2 aufgelistete Stahltyp ausgewählt. Aus diesem Material sind die Formplatten. Zusätzlich bietet

Cadmould die Möglichkeit „Einsätze“ zu definieren. Dies bedeutet, dass Segmente des Kühlsystems und Netzelemente des Formteils in eine Objektgruppe zusammengefasst werden. Dies ermöglicht, dass für die Berechnung des Wärmestroms zwischen diesen Elementen und den Kühlsystemsegmenten die Materialdaten eines anderen ausgewählten Materials herangezogen werden können. In diesem Fall wurde der Stahl „1.2343“ gewählt, da aus diesem Material die Formeinsätze (sowohl düsen- als auch schließseitig) gefertigt worden sind.

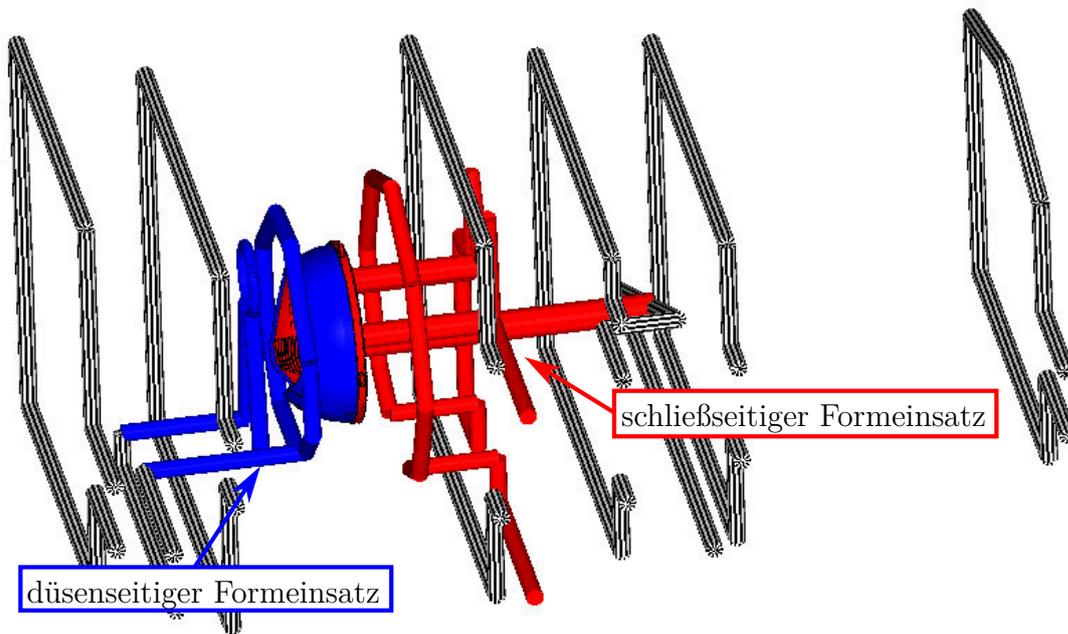


Abbildung 4.9: Definition der Formeinsätze hinsichtlich Werkzeugstahl.

Tabelle 4.2: Definition Werkzeugmaterial.

	Stahl	Dichte g/cm ³	Wärmeleitf. W/(mK)	Wärmekap. J/(kgK)
Düsenseitiger Einsatz	1.2343	7,8	25,3	460
Schließseitiger Einsatz	1.2343	7,8	25,3	460
Restl. Werkzeug	1.2312	7,8	35,7	460

4.3 Definition der Qualitätsmerkmale

Zur Optimierung in der Simulation wurden bis auf die gemittelten Durchmesser und die attributiven Merkmale dieselben Merkmale wie in den realen Experimenten herangezogen (vgl. Abschnitt 3.2). Die Positionierung der Messpunkte erfolgte analog zum Messprogramm der Koordinatenmessmaschine. Es wurden die drei Punkte am „inneren“ Ring des Bauteils definiert, welche die 0-Ebene ausrichten und darin das Koordinatensystem zur Bauteilvermessung aufspannen. Anschließend wurden an den jeweiligen Positionen Messpunkte für die Merkmale gesetzt.

4.4 Materialdaten und deren Messung

Für die Simulationen wurde ein Materialdatensatz vom Materialhersteller für PET Arnite® AV2 370 XT, DSM Engineering Plastics, Heerlen, Niederlande, zur Verfügung gestellt. Die Tabelle 4.3 zeigt die Ergebnisse der Simulationen hinsichtlich der Durchmesser in der ME1 und dem berechneten maximalen Einspritzdruck für die Zentralpunktseinstellung E01 des Versuchsplans. Der Vergleich mit den Ergebnissen aus den realen Versuchen zeigt, dass die Simulation in der ME1 um ungefähr 0,50 mm kleinere Durchmesser berechnet. Die maximale relative Abweichung beträgt 0,7 %, was hinsichtlich der engen Toleranzgrenzen zu groß ist. Es wurden alle Einstellungen des Versuchsplans aus den realen Ergebnissen (vgl. Abschnitt 3.3 und 4.5) simuliert und eine erste virtuelle Optimierung in CQC® vorgenommen. Dabei konnte keine Einstellung berechnet werden, in welcher die Toleranzbereiche für die Durchmesser der ME1 erreicht werden. Bei Vergleich der berechneten Durchmesser für E01 fällt jedoch auf, dass die Simulation analog zur Realität den gleichen Trend der Durchmesser über dem Umfang ausgibt. Bzgl. der real gemessenen Durchmesser ist zu beachten, dass diese mit der Koordinatenmessmaschine bestimmt wurden und deshalb so hohe Standardabweichungen aufweisen. Trotz dieser Messunsicherheit ist noch immer eine gravierende Abweichung zwischen Simulation und Realität in Relation zu den Toleranzvorgaben zu erkennen.

Beim in der Simulation berechneten Einspritzdruck tritt eine noch große Abweichung von rund 900 bar auf.

Tabelle 4.3: Ergebnisse der Simulation von E01 des Versuchsplans mit den Materialdaten des Herstellers und Vergleich mit den realen Ergebnissen.

Merkmal	Einheit	UTG	OTG	SW	Simulation	Realität
$D_{ME1,1}$	mm	83,60	83,90	83,75	82,90	83,44
$\pm 3\sigma$					–	0,166
$D_{ME1,2}$	mm	83,60	83,90	83,75	83,09	83,73
$\pm 3\sigma$					–	0,246
$D_{ME1,3}$	mm	83,60	83,90	83,75	83,28	83,73
$\pm 3\sigma$					–	0,100
$D_{ME1,4}$	mm	83,60	83,90	83,75	83,03	83,54
$\pm 3\sigma$					–	0,199
p_e	bar	–	–	–	692	1632
$\pm 3\sigma$					–	25

Auf Grund dieser für die virtuelle Optimierung nicht zufriedenstellenden Ergebnisse wurde versucht, die Vorhersagegenauigkeit der Simulation zu erhöhen. Deshalb wurden Materialdatenmessungen an der Montanuniversität Leoben (MUL), Leoben, Österreich, durchgeführt. Dabei wurden die Viskosität, das pvT-Verhalten, die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität gemessen.

4.4.1 Messung der Viskosität

Die Viskositätsmessungen wurden bei drei Temperaturen (270 °C, 280 °C und 290 °C) mit dem Hochdruckkapillarrheometer „Rheograph 2002“ der Firma Göttfert Werkstoff-Prüfmaschinen GmbH, Buchen, Deutschland durchgeführt. In einer zuvor durchgeführten DSC-Messung wurde festgestellt, dass sich das Material ab 290 °C zu zersetzen beginnt. Daher wurde als Obergrenze für alle Materialdatenmessungen 290 °C festgesetzt, obwohl das Material im Versuchsplan bei Heißkanaltemperaturen zwischen 300 °C und 315 °C verarbeitet wird.

Bei jeder Temperatur wurden Messungen mit drei unterschiedlichen Kapillaren durchgeführt ($L/D=10, 20, 30$). Das Material wurde in einem Vakuumtrockenschrank 15 h bei 80 °C vorgetrocknet. Eine Feuchtigkeitsbestimmung ergab eine Restfeuchtigkeit von 0,0212 %. Lt. Herstellerangaben wurde bei deren Viskositätsmessungen ein Feuchtigkeitsgrad von 0,0044 % erreicht. Daher wurde das Material für den zweiten Tag der Messungen 6 h bei 110 °C (gemäß den Empfehlungen des Herstellers) getrocknet

und danach auf 80 °C gehalten. Dies ergab jedoch keine wesentliche Änderung in der scheinbaren Viskositätskurve, wie die Abbildung 4.10 zeigt. Die Messungen 1 bis 9 wurden nach der Vortrocknung bei 80 °C, die Messungen 10 bis 13 nach Vortrocknung bei 110 °C durchgeführt. Vergleicht man die Kurven 1 und 11, so muss man zu dem Schluss kommen, dass die höhere Temperatur bei der Vortrocknung die Viskositätsmessungen nicht wesentlich beeinflusst bzw. keine Veränderung der Restfeuchtigkeit ergeben hat.

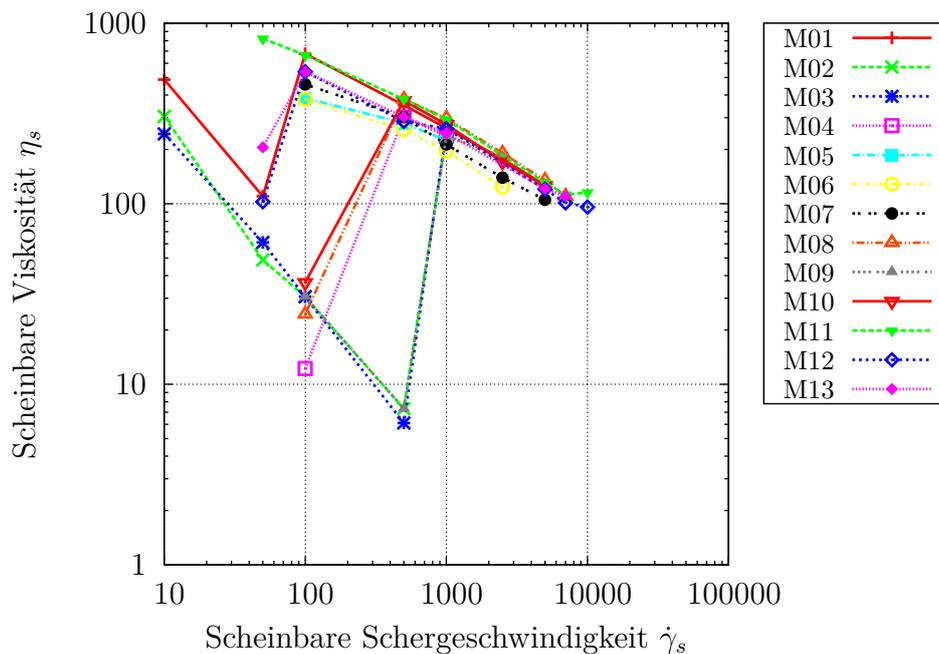


Abbildung 4.10: Messungen der scheinbaren Viskosität η_s bei 280 °C; $L/D = 20$.

Die Abbildung 4.10 zeigt zugleich die Problematik der Messungen. Die einzelnen Messungen ergaben teilweise extrem unterschiedliche scheinbare Viskositätswerte. Die Messung des Drucks vor der Kapillare zeigte so große Schwankungen, dass es oft sehr lange dauerte, bis das Messprogramm einen Messpunkt bei einer Stempelgeschwindigkeit aufnahm. Daher gab es Messungen, wo nur 1 oder 2 Messpunkte aufgenommen wurden. Aus diesem Grund wurden viele Messpunkte manuell gesetzt. Die Messungen bei niedrigen Schergeschwindigkeiten ($\leq 500 \text{ s}^{-1}$) waren hier besonders problematisch. Hier ist die scheinbare Viskosität auch vom Druck, der vor Beginn der Messung (d.h. am Ende der Aufschmelzzeit) gemessen wird, abhängig. Es wurde versucht, dass dieser im Bereich von 5 bis 10 bar liegt. Es wurde nach mehreren Versuchen probiert, bei allen Düsen und Temperaturen Messpunkte (ungefähr 8) in einem Schergeschwindigkeitsbereich von 100 s^{-1} bis 7000 s^{-1} zu erhalten.

Um die Schwankungen in den Messwerten zu minimieren, wurde versucht, die Messungen unter möglichst konstanten Bedingungen durchzuführen. Das Material wurde während der Messungen immer im Trockenschrank unter Vakuum bei 80 °C aufbewahrt. Es wurde nur so viel Material, wie für eine Messung nötig, entnommen. Das Befüllen und Stopfen des Zylinders wurde möglichst rasch durchgeführt, damit das Material keine Feuchtigkeit aus der Luft aufnimmt. Trotzdem kann es im Zylinder zu einem thermo-oxidativen Abbau des Materials kommen, wodurch möglicherweise die Messschwankungen zustande kommen. Um einen größeren Schergeschwindigkeitsbereich abzudecken, wurden für Schergeschwindigkeiten über 1000 s⁻¹ bzw. 2500 s⁻¹ eigene Messungen durchgeführt.

Für die Auswertung wurden aus den aufgenommenen Kurven die repräsentativsten ausgewählt. Dabei wurde ebenfalls darauf geachtet, dass die Bagley-Korrektur physikalisch sinnvolle Werte ergibt, d.h. dass die Einlaufdruckverluste positiv sind und dass diese mit steigender Stempelgeschwindigkeit größer werden. Jedoch konnten diese Bedingungen nicht bei allen Messpunkten erfüllt werden.

Die Abbildung 4.11 zeigt die gemessenen Viskositätskurven nach der Bagley-Korrektur. Die vom Hersteller gemessenen und schon mit dem WLF-Cross-Ansatz approximierten Viskositätskurven sind für 270 °C bzw. 290 °C eingezeichnet. Es ist klar zu erkennen, dass die Auswertung der Messungen bei 270 °C geringere Viskositätswerte als bei 280 °C ergab. Dabei ist aber anzumerken, dass sich die Messungen bei 270 °C am schwierigsten gestalteten, v.a. bei der Düse $L/D = 10$. Es mussten sehr viele Messpunkte manuell gesetzt werden, wobei die gemessenen Drücke sehr schwankten. Weiters beeinflusst die Auswertung, d.h. die Wahl der repräsentativsten Viskositätskurven, das Ergebnis. Weitere, andere Auswertungen brachten aber keine besseren Ergebnisse.

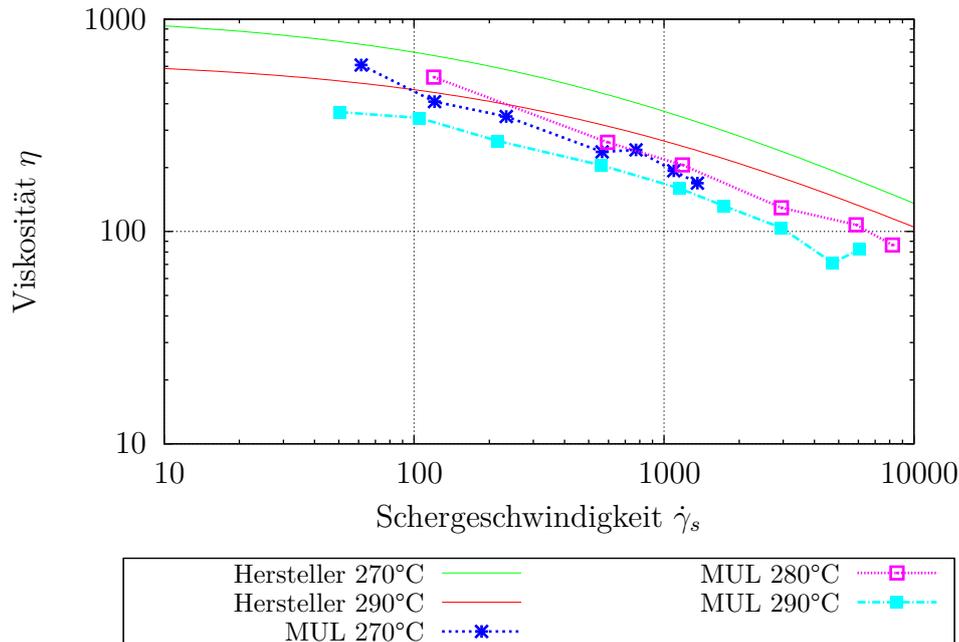


Abbildung 4.11: Vergleich der vom Hersteller zur Verfügung gestellten Viskositätskurven (Cross-WLF-Approximation) und der gemessenen Viskositäten.

Da der berechnete Druckverlust in den Simulation zu gering ist, wurde eine höhere Viskosität erwartet. Die Messungen ergaben jedoch wesentlich geringe Viskositätswerte. Eine Approximation der gemessenen Daten ist auf Grund der Messdaten bei 270 °C wenig sinnvoll. Eine Approximation der Messdaten bei 280 °C und 290 °C ist möglich, jedoch ist die Korrektheit der berechneten Temperaturverschiebung anzuzweifeln. Die Messungen zeigten jedoch, dass die vom Hersteller zur Verfügung gestellten Viskositätsdaten nicht der Grund für die hohe Abweichung des berechneten Einspritzdrucks vom real gemessenen sind. Deshalb wurden die Daten des Herstellers für die weiteren Simulationen verwendet.

4.4.2 Messung der pvT-Daten

Die pvT-Messungen wurden mit dem Messgerät „pvT 100“ der Firma SWO Polymertechnik (heute: Thermo Electron GmbH), Karlsruhe, Deutschland durchgeführt. Es wurden Isobaren bei 200 bar, 400 bar, 800 bar, 1200 bar und 1600 bar gemessen. Die höchste Messtemperatur betrug 290 °C. Die Approximation wurde mit dem Solver des Simulationsprogramms Sigmasoft, SIGMA Engineering GmbH, Aachen, Deutschland durchgeführt. Die Koeffizienten zur ermittelten Approximation sind im Anhang A.3

zu finden. In Abbildung 4.12 werden die approximierten pvT-Kurven der Herstellerdaten und der an der Montanuniversität Leoben (MUL) gemessenen Daten aufgetragen und verglichen. Wie in Abbildung 4.12 erkennbar, wurde bei den Messungen ein von den Herstellerdaten sehr stark abweichendes pvT-Verhalten ermittelt. Zum Einen zeigen die Messungen wesentlich geringere Steigungen sowohl im Feststoff- als auch im Schmelzbereich und zum Anderen tritt ein anderes Verhalten im Übergangsbereich auf.

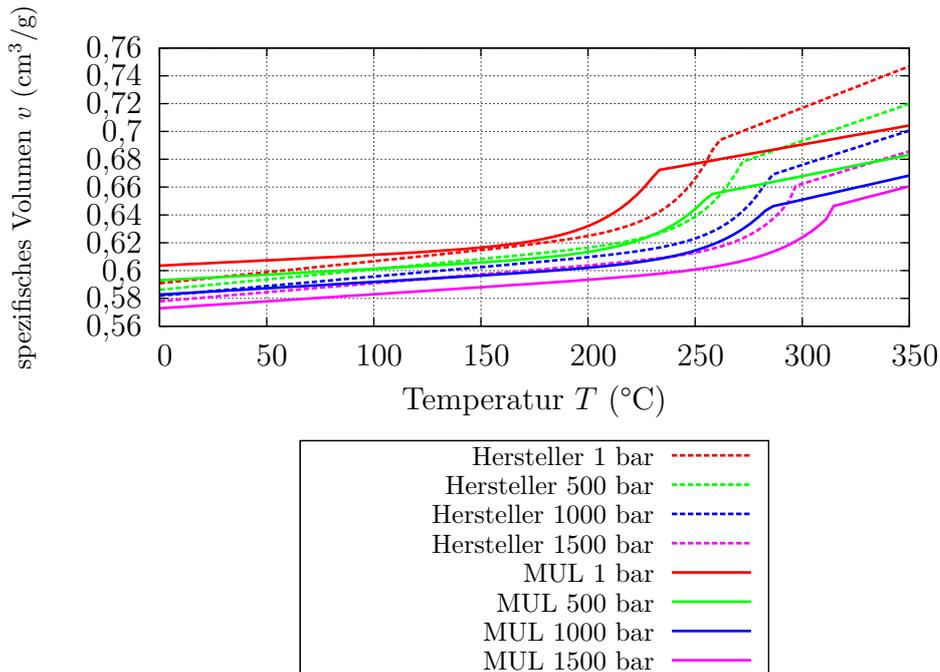


Abbildung 4.12: Vergleich der Approximationen der vom Hersteller zur Verfügung gestellten pvT-Daten und der gemessenen pvT-Daten.

Für die weiteren Simulationen wurden die an der Montanuniversität Leoben (MUL) gemessenen pvT-Daten verwendet.

4.4.3 Messung der Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit wurde mit dem Messgerät „K-System II“ der Firma Advanced CAE Technology INC., Iowa, USA durchgeführt. Dabei wurde die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit in einem Bereich von der Raumtemperatur bis zu 290 °C in drei unabhängigen Messungen ermittelt. Es wurde versucht, drei Punkte im Schmelzbereich (≥ 260 °C) und unter 230 °C in 50 °C-Schritten zu messen. In der DSC-Messung (vgl. Abschnitt 4.4.4) ist ersichtlich, dass zwischen 230 °C und 260 °C der Kristal-

lisationsbereich bzw. der Kristallitaufschmelzbereich liegt. In diesem Bereich wurde vermieden zu messen, da hier durch die Kristallisationseffekte große Streuungen in den Messwerten auftreten.

Die Abbildung 4.13 zeigt die Ergebnisse der drei Messungen. In der ersten Messung wurde im „Abkühlmodus“ gemessen. Da bei dieser Messung eine für ein teilkristallines Material ungewöhnliche Temperaturabhängigkeit, sprich mit der Temperatur ansteigende Wärmeleitfähigkeit und kein Abfall im Schmelzbereich auftrat, wurde eine zweite Messung im „Aufheizmodus“ durchgeführt. Dabei wurde der Zylinder bei 290 °C befüllt und anschließend die Heizung ausgeschaltet, d.h. der Zylinder abgekühlt. Es wurde vermutet, dass es bei Messung im „Abkühlmodus“ zu starkem Materialabbau kommt. Bei der zweiten Messung wurde nach der letzten Messung bei 290 °C noch einmal eine Messung bei 270 °C gemacht. Diese Messung ergab eine geringe Wärmeleitfähigkeit als bei der ersten Messung bei dieser Temperatur. Bei Betrachtung der Probe fiel auf, dass diese, wie Abbildung 4.14 zeigt, Hohlräume v.a. im oberen Bereich aufwies. Diese mussten beim Abkühlen entstanden sein oder waren ein Indiz auf Materialabbau. Das Problem der Messung ist, dass die Kompaktierung des Materials während der Schwindung beim Abkühlen auf Grund des ansteigenden E-Moduls und des geringen Gewichts (damit die Messlanze nicht beschädigt wird) nicht ausreichend gewährleistet sein kann. Es wurde vermutet, dass diese Hohlräume die Wärmeleitfähigkeitsmessung verfälschen, sprich dass dadurch die Wärmeleitfähigkeit im Feststoffbereich so gering sei. Deswegen wurde eine dritte Messung im „Aufheizmodus“ durchgeführt, bei der das Gewicht beim Abkühlen nach dem Stopfen erhöht wurde. Zusätzlich wurde bei 270 °C und nicht bei 290 °C gestopft, um die Zeit für einen möglichen Materialabbau zu verkürzen. Diese Messung zeigte im Feststoffbereich eine leichte Abweichung zu Messung 2, jedoch aber denselben Trend und dasselbe Verhalten im Schmelzbereich. In dieser Probe waren nur mehr sehr kleine und nur noch vereinzelt Hohlräume zu entdecken. Ansteigende Wärmeleitfähigkeit im Feststoffbereich ist für PET in der Literatur [13, 7] ebenfalls zu finden. Deshalb wurden die Werte aus der Messung 3 für die Simulationen herangezogen. Vom Materialhersteller wurde nur ein Punktwert (0,195 W/(m K)) zur Verfügung gestellt, welcher im Bereich der Messungen im Feststoffbereich liegt.

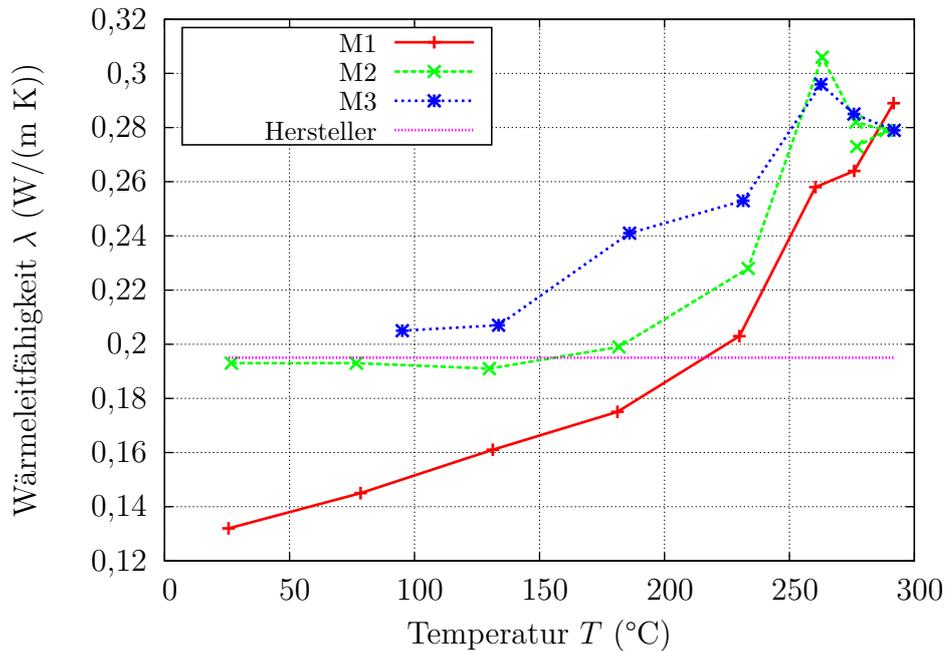


Abbildung 4.13: Messungen der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit.



Abbildung 4.14: Probe mit Hohlräumen bei Messung 2.

4.4.4 Messung der Wärmekapazität

Die Wärmekapazität wurde mit dem Wärmestrom-Differenzkalorimeter DSC1 der Firma Mettler-Toledo GmbH, Greifensee, Schweiz durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.15 graphisch dargestellt und die dazugehörigen Messwerte sind im Anhang B.1 zu finden. Zusätzlich ist die Bestimmung der Fließgrenztemperatur für die Simulation dargestellt. Da bei der pvT-Messung ein zum ursprünglichen Material-

datensatz verändertes Übergangsverhalten zwischen Feststoff- und Schmelzbereich festgestellt wurde, wurde entschieden, die Fließgrenztemperatur zusätzlich mit Hilfe der DSC zu bestimmen (siehe Abschnitt 4.6.1).

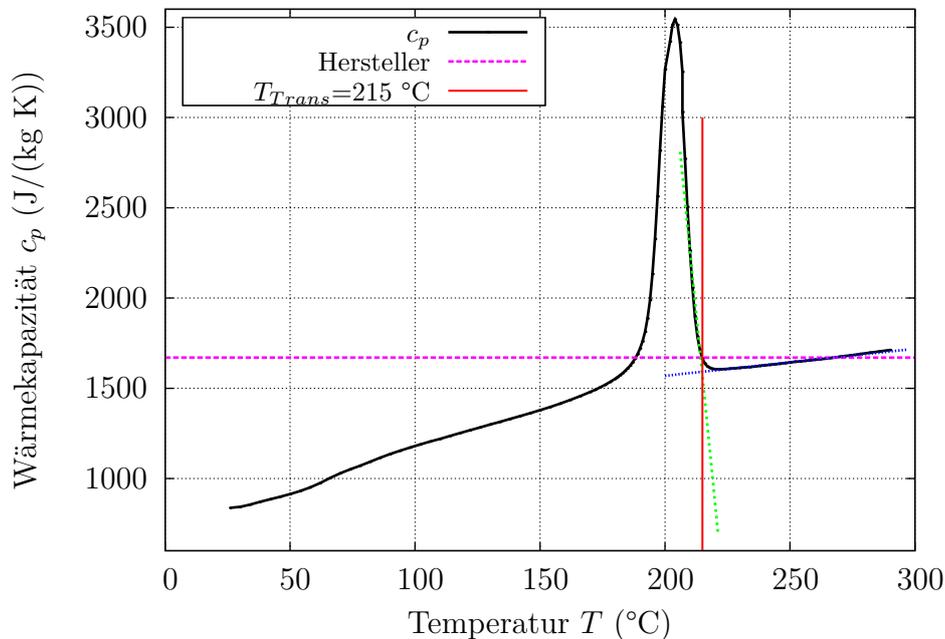


Abbildung 4.15: Messung der temperaturabhängigen Wärmekapazität c_p und Bestimmung der Fließgrenztemperatur T_{Trans} .

4.5 Versuchsplan für die Simulationen

Ziel der Simulationen war es, den Versuchsplan der realen Versuche nachzubilden. Da der Staudruck in der Simulation nicht berücksichtigt werden kann, wird die Anzahl der Parameter von sieben auf sechs reduziert. Diese sechs Parameter wurden in neun Versuchen nach dem Schema in Tabelle 4.4 variiert. Die Zentralpunktseinstellung wird am Ende des Versuchsplans in der Simulation nicht mehr durchgeführt, da keine Abweichung zu erwarten ist.

Tabelle 4.4: CQC[®]-Versuchsplan für die Simulation.

Einstellung	T_W	T_M	v_e	p_N	t_N	t_{RK}
1	0	0	0	0	0	0
2	-	-	-	-	-	-
3	-	-	+	+	+	+
4	-	+	+	+	-	-
5	-	+	-	-	+	+
6	+	+	-	+	+	-
7	+	+	+	-	-	+
8	+	-	+	-	+	-
9	+	-	-	+	-	+

In der Simulationssoftware müssen die einzelnen Maschinenparameter dementsprechend „übersetzt“ werden. Die Zentraleinstellung ist in Tabelle 4.5 angeführt. Bei der Vorlauftemperatur werden beide Kreisläufe bei gleicher Temperatur mit 10l/min gespeist. Bzgl. der Massetemperatur können die Heißkanaltemperatur und die Schmelzetemperatur vorgegeben werden. Dabei wurde für den Heißkanal eine einheitliche Temperatur eingestellt, obwohl dieser real aus zwei Zonen besteht. Die Schmelzetemperatur wurde der realen Temperatur an der Düse gleichgesetzt. Das Einspritzgeschwindigkeitsprofil muss in Cadmould[®] entweder zeitabhängig oder in Abhängigkeit des Füllstands vorgegeben werden. Es wurde die zweite Variante gewählt. Für die Umrechnung wurde als Füllvolumen die Differenz von Dosiervolumen und Umschaltvolumen aus den realen Experimenten angenommen. Aus dem „realen“ Profil sind auch die Volumina bekannt, bei denen auf die nächste Geschwindigkeit umgeschaltet wird. Daraus wurde der Füllstand in % für das Umschalten auf die jeweilige Geschwindigkeit berechnet. Es wurden alle Stufen eingegeben, bis Camould[®] keine mehr zuließ. Der Umschaltpunkt wurde gemäß einer eigenen Eingabe auf 99% Füllstand gesetzt. Dadurch bestimmt Camould[®] den Umschaltpunkt im Profil. Bzgl. Kühlzeit ist zu beachten, dass in Camould[®] nur die Gesamtkühlzeit vorgegeben werden kann. In den realen Versuchen wurde die Restkühlzeit variiert. Um den Versuchsraum der realen Versuche abzudecken, wurde die Zentralstufe der Gesamtkühlzeit auf 16s gesetzt, was der Gesamtkühlzeit des Zentralpunkts des realen Versuchsplans entspricht. Die Variationsbreite wurde auf 3,99s gesetzt, da es sonst möglich wäre, dass die Gesamtkühlzeit kleiner als die Nachdruckzeit ist.

Tabelle 4.5: Zentraleinstellung und Variationsbreiten in der Simulation.

Bezeichnung	Einheit		Zentral		Variationsbreite
Vorlauftemperatur T_W	°C		140		± 10
Volumenstrom Temperiermittel	l/min		10		
Heißkanaltemperatur T_{HK}	°C		307,5		$\pm 7,5$
Schmelzetemperatur T_M	°C		302,5		$\pm 7,5$
Einspritzvolumenstrom $v_e/$	cm ³ /s	%	30,4	0	± 10
Einspritzvolumen bei			28,5	13,5	
Umschaltung			26,6	26,9	
			24,7	40,3	
			20,9	53,8	
			19,0	62,2	
			17,1	80,6	
			15,2	94,1	
			13,3	100	
			11,1	–	
Nachdruckhöhe p_N	bar	s	800	0,00	± 300
Änderungszeit der			500	0,67	
Nachdruckstufe			725	1,33	
			700	2,00	
			675	2,67	
			650	3,33	
			625	4,00	
			600	4,67	
			550	5,33	
			500	6,00	
Nachdruckzeit t_N	s		9		± 3
Gesamtkühlzeit t_K	s		16		$\pm 3,99$

4.6 Ergebnisse der Simulationen

4.6.1 Einfluss der Materialdaten auf Berechnung von Schwindung und Verzug

Um den Einfluss der Materialdaten zu veranschaulichen, werden in diesem Abschnitt die Ergebnisse von Simulationen mit den Parametereinstellungen von Zentralpunkt-Einstellung E01 des Versuchsplans mit den verschiedenen Materialdatensätzen verglichen. Exemplarisch werden hier die Ergebnisse für die Durchmesser der ME1 und der SPC dargelegt.

Die Abbildung 4.16 zeigt die Ergebnisse der Simulationen mit dem Materialdatensatz des Herstellers und jene mit den an der Montanuniversität Leoben gemessenen Materialdaten („MD MUL“). Durch Unachtsamkeit wurde für erste Simulationen die Fließgrenztemperatur nicht angepasst, sondern auf dem Wert von 258 °C des Herstellers belassen. Der Materialhersteller müsste diese Temperatur an Hand des „Knicks“ der 1 bar-Linie im pvT-Diagramm (vgl. Abbildung 4.12), sprich dem Übergang von Schmelze- zum Feststoffbereich, bestimmen haben. Wird dies an Hand der neu gemessenen Daten durchgeführt, so ergibt sich eine T_{Trans} von 230 °C. Neben der Bestimmung aus dem pvT-Diagramm kann auch die DSC-Kurve herangezogen werden (vgl. Abbildung 4.15). Daraus ergibt sich eine T_{Trans} von 215 °C. Es wurden, wie in Abbildung 4.16 dargestellt, Simulationen mit allen drei Fließgrenztemperaturen im Materialdatensatz „MD MUL“ durchgeführt. Es ist deutlich zu erkennen, dass die neu gemessenen Materialdaten zu genaueren Berechnungen der Durchmesser führen. Mit sinkender Fließgrenztemperatur verringern sich zudem die Abweichungen, d.h. dass die in der DSC bestimmte T_{Trans} die geringsten Abweichungen zeigt. Zu beachten ist jedoch, dass die Durchmesser in den realen Versuchen mit der Koordinatenmessmaschine bestimmt wurden und deshalb größere Streuungen aufweisen.

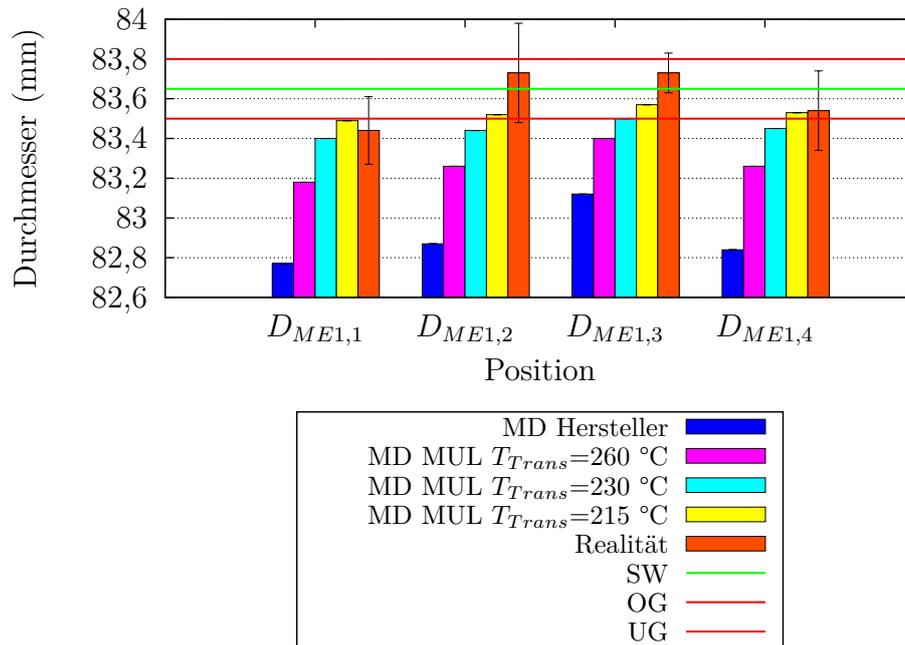


Abbildung 4.16: Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Durchmessern der ME1 für verschiedenen Materialdatensätzen mit den Ergebnissen aus den realen Versuchen (E01) (MD...Materialdaten).

Auf Grund der hohen Messstreuungen der Koordinatenmessmaschine werden in Abbildung 4.17 die Durchmesser der SPC betrachtet. Es ist analog zu den Durchmessern der ME1 zu erkennen, dass die neu gemessenen Materialdaten näher an der Realität liegen. Es bleibt jedoch ein „Offset“ von ungefähr 0,20 mm bei Verwendung des „MD MUL“ mit der Fließgrenztemperatur $T_{Trans}=215\text{ °C}$. Die maximale Abweichung tritt mit 0,18 mm bei $D_{SPC,1}$ auf, was einer relativen Abweichung von 0,21 % entspricht.

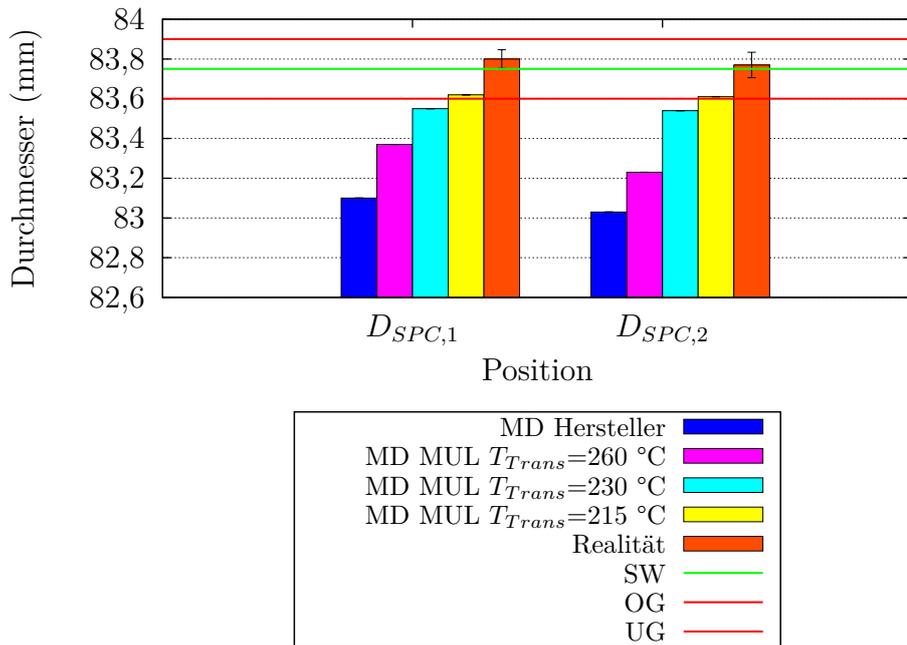


Abbildung 4.17: Vergleich der Simulationsergebnisse für die Durchmesser der SPC mit verschiedenen Materialdatensätzen mit den Ergebnissen aus den realen Versuchen (E01) (MD...Materialdaten).

Tabelle 4.6: Vergleich der Simulationsergebnisse für die Durchmesser der SPC mit verschiedenen Materialdatensätzen mit den Ergebnissen aus den realen Versuchen (E01).

Merkmal	MD Hersteller	MD MUL $T_{Trans}=260\text{ °C}$	MD MUL $T_{Trans}=230\text{ °C}$	MD MUL $T_{Trans}=215\text{ °C}$	Realität
$D_{SPC,1}$ in mm	83,10	83,37	83,55	83,62	83,80 $\pm 0,047$
$D_{SPC,2}$ in mm	83,03	83,23	83,54	83,61	83,77 $\pm 0,064$

Auf Basis dieser Ergebnisse wurden die Simulationen gemäß dem Versuchsplan mit dem Materialdatensatz „MD MUL“ mit der Fließgrenztemperatur von 215 °C durchgeführt.

4.6.2 Optimierung in der Simulation

In der virtuellen Optimierung wurden die gleichen Vorgaben als in der realen getroffen (vgl. Abschnitt 3.5.4). Die zu optimierenden Merkmale waren die beiden Durchmesser

der SPC und die Zykluszeit mit der höchsten Gewichtung. Für die Zykluszeit und die Durchmesser wurden R^2 -Werte von über 99%, für das Bauteilgewicht von knapp über 97% berechnet. Die Zykluszeit setzt sich aus der in Cadmould® berechneten Füllzeit sowie der Gesamtkühlzeit der jeweiligen Einstellung und einer mit 4s festgelegten Nebenzeit zusammen.

Die virtuelle Optimierung gibt eine vom realen Optimum doch beträchtlich abweichende Parametereinstellung aus (siehe Tabelle 4.7). Jedoch stimmen diese Einstellungen größtenteils mit der bisherigen von Magna Auteca ermittelten Serieneinstellungen überein. Für die Werkzeug- und Zonentemperaturen ergibt die Optimierung Werte auf der (-)-Stufe und für Nachdruck sowie Nachdruckzeit auf der (+)-Stufe des Versuchsplans. Die Einspritzgeschwindigkeit könnte lt. virtueller Optimierung erhöht werden. Bei der Gesamtkühlzeit muss beachtet werden, dass für das Aufdosieren im Zyklus Zeit bleiben muss. Daher ist das von CQC® berechnete virtuelle Optimum nicht realisierbar. Daher muss „manuell“ ein realisierbares Optimum auf Basis der mathematischen Modelle ermittelt werden. Um die Zykluszeit nicht zu erhöhen und dennoch Zeit zum Aufdosieren aufzubehalten, wurde zunächst in CQC® mit Hilfe der „Schieberegler“ die Nachdruckzeit verringert. Bei einer Nachdruckzeit von 6s sagen die Modelle noch immer Durchmesser innerhalb der Toleranz bzw. nah am Sollwert voraus ($D_{SPC,1}=83,73$ mm und $D_{SPC,1}=83,71$ mm). Dadurch kann diese Einstellung als die in der virtuellen Optimierung beste bezeichnet werden.

Tabelle 4.7: Gefundenes Optimum der Einstellgrößen in der Simulation und Vergleich mit der realen Optimierung.

	Einheit	Min.	Max.	Serie	Optimum real	Optimum Sim.
T_W	°C	130	150	130	140	130
T_M	°C	300	315	300	307	300
p_{St}	bar	70	110	80	110	—
v_e	cm ³ /s	20,4	40,4	30,4	34,0	39
p_N	bar	400	800	800	550	800
t_N	s	6,0	12,0	6,0	6,0	12,0 (6,0)
t_K	s	12,01	19,99	13,0	11,0	12,01

Tabelle 4.8: Vorgaben und Ergebnis hinsichtlich verschiedener Bauteilmerkmale in der virtuellen Prozessoptimierung.

Merkm ^{al}	Einheit	Sollwert	Toleranz	Zielwert	Modell Opt. CQC ($t_N = 12s$)	Modell Opt. „manuell“ ($t_N = 6s$)
Zykluszeit	s	16,41	-0, +8,81	16,41	16,46	16,46
$D_{SPC,1}$	mm	83,75	$\pm 0,15$	83,75	83,76	83,73
$D_{SPC,2}$	mm	83,75	$\pm 0,15$	83,75	83,74	83,71
Bauteilgew.	g	–	–	–	21,79	21,48

4.6.3 Vergleich mit der Realität

In Abschnitt 4.6.1 wurde gezeigt, dass mit den gemessenen Materialdaten bei Einstellung E01 eine gute Übereinstimmung der Vorhersage von $D_{SPC,1}$ und $D_{SPC,2}$ mit den realen Ergebnissen gefunden wurde. In diesem Abschnitt werden nun die mathematischen Modelle der virtuellen und realen Optimierung miteinander verglichen. Dazu sind in Tabelle 4.9 und Abbildung 4.18 die Modellvorhersagen für die Serieneinstellung angeführt. Es ist analog zu den Simulationen mit E01 zu erkennen, dass die Simulation um einen konstanten Wert (0,10 mm) von den realen Messwerten, welche eine sehr gute Übereinstimmung mit den Vorhersagen aus dem realen Modell zeigen, abweicht.

Tabelle 4.9: Vergleich der mathematischen Modelle an Hand der Vorhersagen für $D_{SPC,1}$ sowie $D_{SPC,2}$ bei Serieneinstellung.

Merkm ^{al}	Serie VP	Serie Modell real	Serie Modell virtuell
$D_{SPC,1}$ in mm	83,83 $\pm 0,030$	83,82 $\pm 0,040$	83,73
$D_{SPC,2}$ in mm	83,81 $\pm 0,033$	83,80 $\pm 0,040$	83,71

Um die Gründe für die Unterschiede in den Optima der virtuellen und realen Versuche näher zu beleuchten, wurden aus den vorhandenen Messdaten der beiden Versuchspläne Effektdiagramme (Abbildungen 4.19 bis 4.23) für den Durchmesser $D_{SPC,1}$ erstellt. Diese bieten sich an, da die zugrundeliegenden mathematischen Modelle linear sind. Sie verdeutlichen den Einfluss der Veränderung einzelner Einflussparameter. Die Dia-

gramme zeigen, dass sich die Einflussrichtungen und -stärken für die Parameter T_W , v_e und t_N in der Simulation und Realität sehr gut decken. Wie bereits festgestellt liegt jedoch ein „Offset“ zwischen Simulation und Realität vor. Bei der Massetemperatur T_M zeigt sich, dass die Simulation eine leicht andere Einflussrichtung aufweist. Beim Nachdruck stimmen die Richtungen überein, jedoch ist die Steigung, d.h. die durch Erhöhung des Nachdrucks erreichbare Verringerung der Schwindung, viel größer als jene in der Realität. Im Anhang B.2 ist eine zusammenfassende Tabelle der Effekte enthalten.

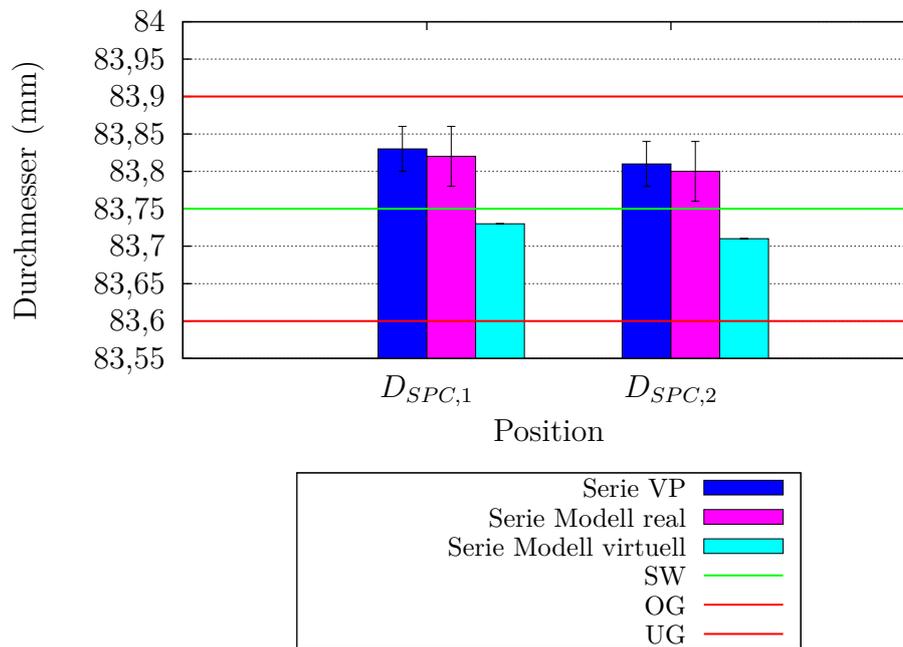


Abbildung 4.18: Vergleich der mathematischen Modelle an Hand der Vorhersagen für $D_{SPC,1}$ sowie $D_{SPC,2}$ bei Serieneinstellung

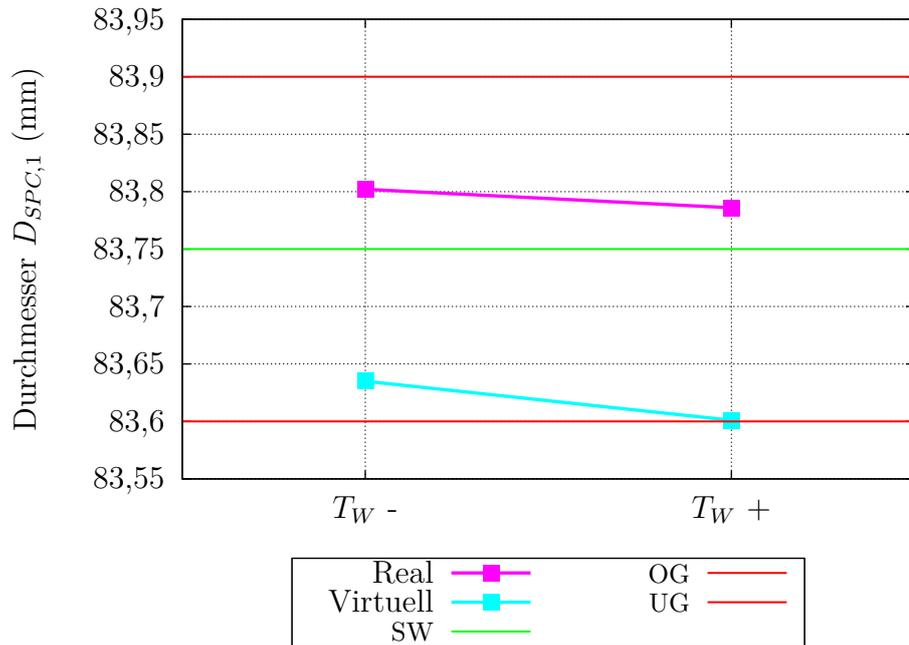


Abbildung 4.19: Effektendiagramm $D_{SPC,1}$ für die Werkzeugtemperatur; Vergleich zwischen Simulation und realen Messwerten.

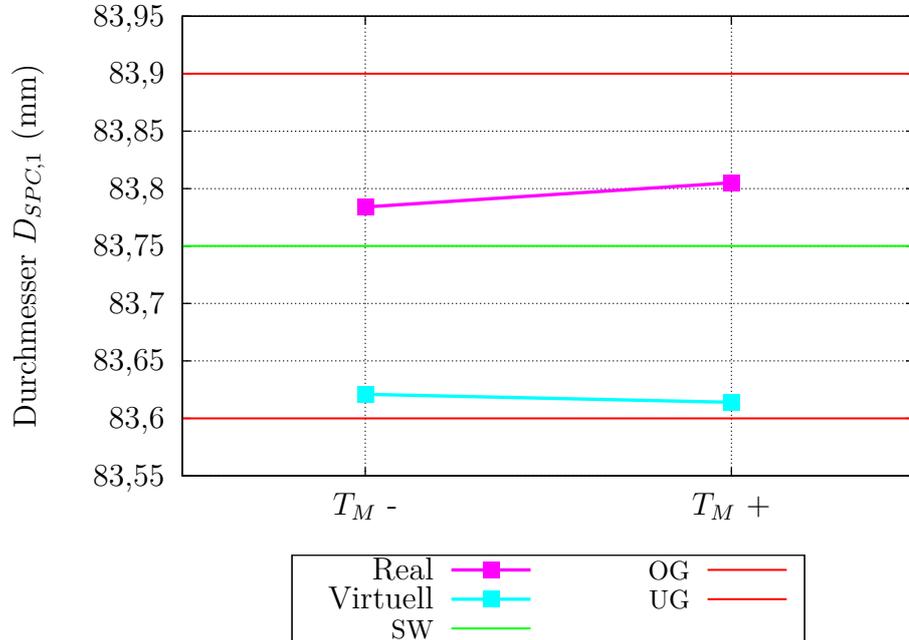


Abbildung 4.20: Effektendiagramm für die Massetemperatur; Vergleich zwischen Simulation und realen Messwerten.

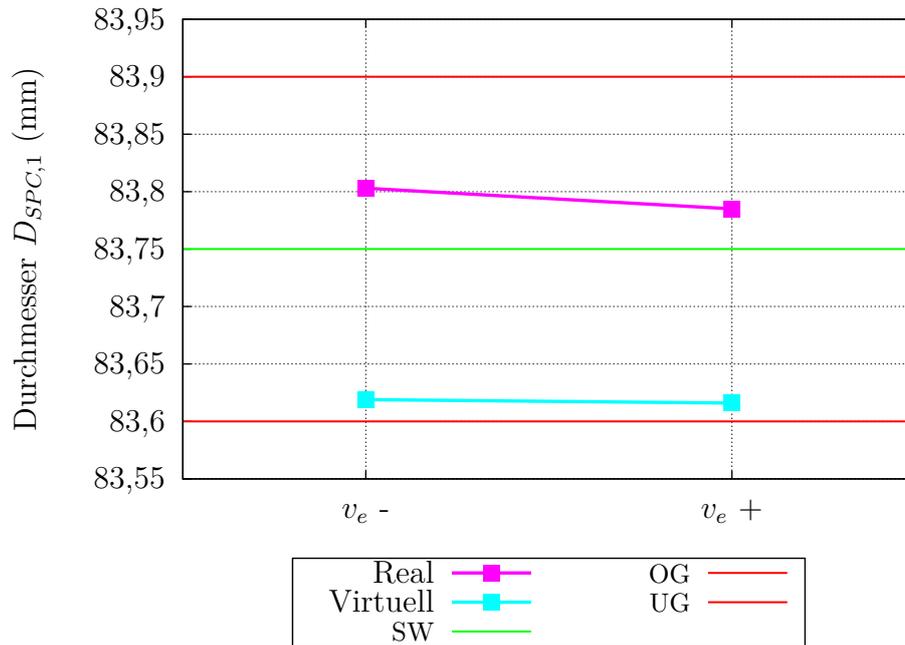


Abbildung 4.21: Effektendiagramm für die Einspritzgeschwindigkeit; Vergleich zwischen Simulation und realen Messwerten.

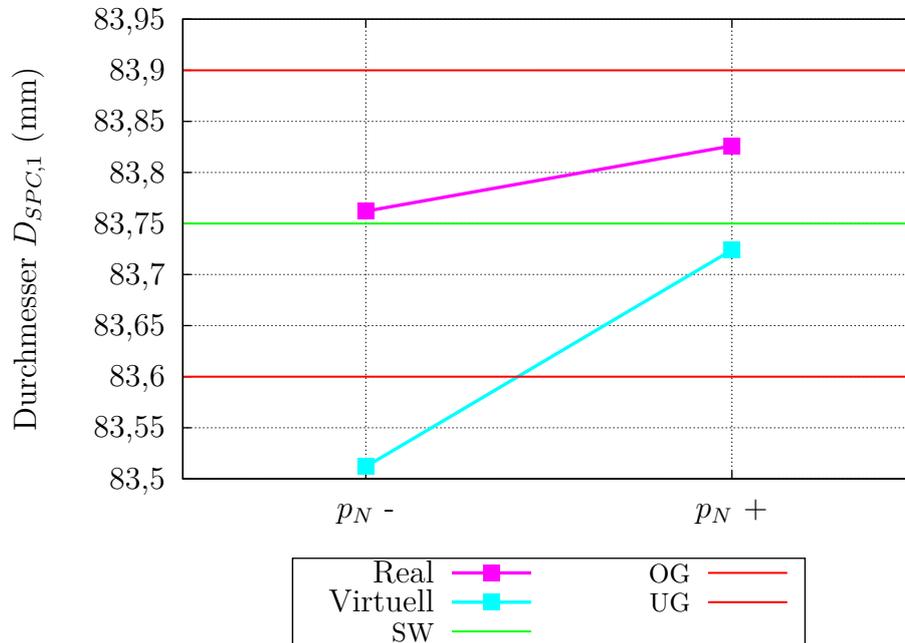


Abbildung 4.22: Effektendiagramm für den Nachdruck; Vergleich zwischen Simulation und realen Messwerten.

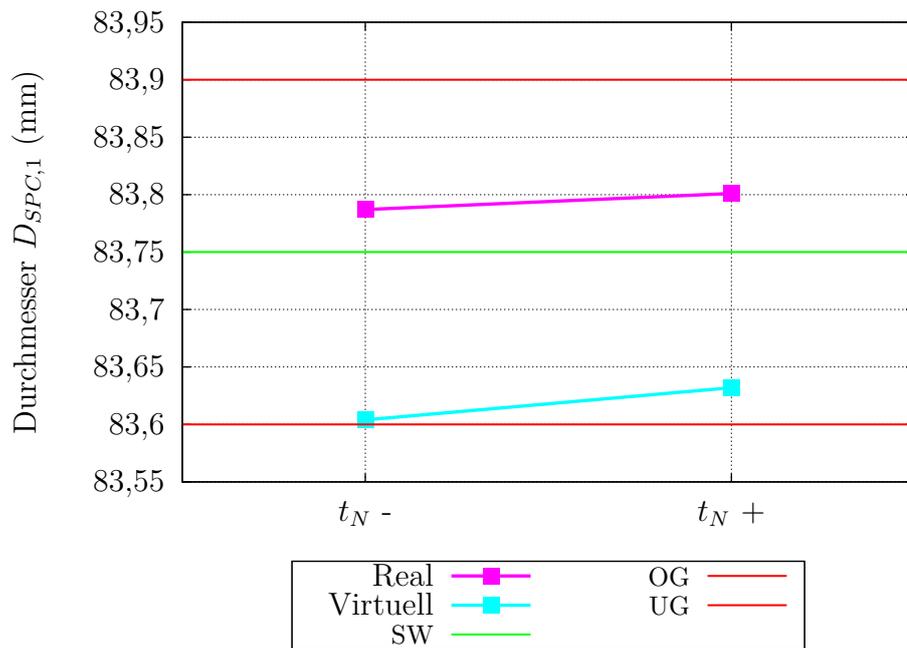


Abbildung 4.23: Effektendiagramm für die Nachdruckzeit; Vergleich zwischen Simulation und realen Messwerten.

Durch die neuen Messungen der Materialdaten konnte keine Verbesserung in der Berechnung des Einspritzdrucks erreicht werden (siehe Abschnitt 4.4). Als Ursache für die hohen Unterschiede wurde schlussendlich das Einfrieren der Heißkanalspitze detektiert. Beim Einspritzen steigt der Druck dadurch sehr stark an und erreicht bereits vor der Formteilfüllung sein Maximum, um den kalten Propfen aus der Spitze herausdrücken zu können. Dies bestätigten Druckkurven an der Spritzgießmaschine (siehe Abbildung 4.24).

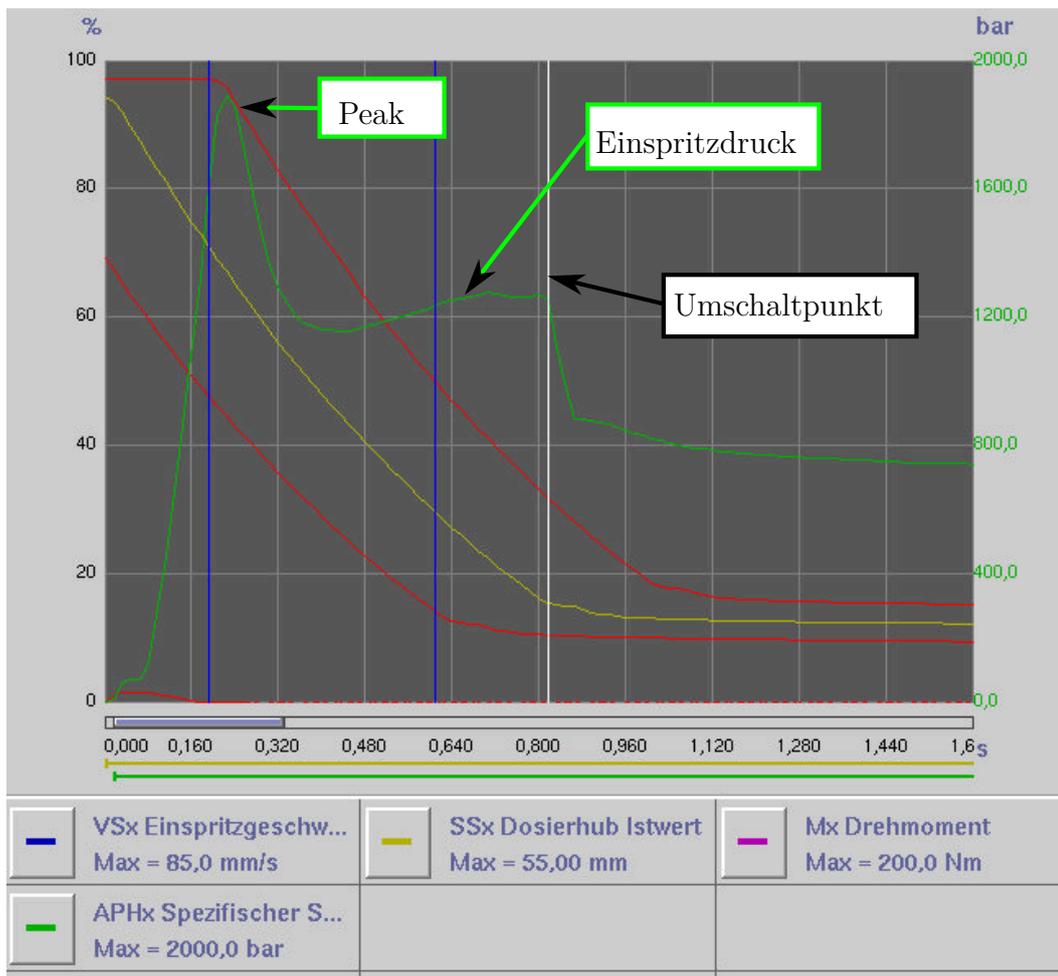


Abbildung 4.24: Screenshot des Einspritzdruckverlaufs von der Spritzgießmaschine.

4.7 Diskussion der Ergebnisse

Die Ergebnisse haben gezeigt, dass mit präzise gemessenen Materialdaten und genauer Werkzeugmodellierung sehr gute Vorhersagen für die Bauteilmaße getroffen werden können.

Die Ergebnisse der Viskositätsmessungen waren unzufriedenstellend. Hierzu wären weitere Messungen bzw. Untersuchungen notwendig, um auch die Viskosität genau zu bestimmen. Dies war jedoch im zeitlichen Rahmen der Masterarbeit nicht möglich. Um den thermooxidativen Abbau zu verhindern, gibt es beispielsweise Aufbauten, welche mit Stickstoff arbeiten. Bei weiteren Untersuchungen müsste auch der Materialabbau genauer untersucht werden. In einem einfachen Versuch könnte der Zylinder gefüllt werden und der Stempel in regelmäßigen Zeitabständen einen bestimmten Weg

mit konstanter, immer gleicher Geschwindigkeit nach unten fahren, wodurch der gemessene Druck bei jeder Messung gleich sein sollte. Weichen Druckwerte ab, so muss vom Beginn des Materialabbaus ausgegangen werden. Man könnte auch versuchen, ein anderes Rheometer, z.B. ein Spritzgießmaschinenrheometer, auszuprobieren. Um für die Bagley-Korrektur physikalisch sinnvolle Werte für die Einlaufdruckverluste zu erhalten, könnte bspw. eine Lochblende verwendet werden.

Bei Vergleich der gemessenen pvT-Daten und jenen des Herstellers fällt auf, dass die gemessenen Kurven sowohl im Schmelze- als auch im Feststoffbereich flacher verlaufen. Dies resultiert auch in einer geringeren Schwindung, wodurch die näher an der Realität gelegenen Ergebnisse in der Simulation zu Stande kommen. Durch die hin zu niedrigeren Temperaturen verschobene Fließgrenztemperatur erfolgt ebenfalls eine Schwindungsreduktion in der Simulation. Durch den späteren Übergang liegt die Masse in der Kavität länger als Schmelze vor und kann sich somit auch bewegen, wodurch der Nachdruck länger wirken kann.

Bzgl. der Ergebnisse der Wärmeleitfähigkeitsmessungen kann gesagt werden, dass dieses Verhalten nicht typisch für ein teilkristallines Material ist. Beim verwendeten Material muss jedoch auch beachtet werden, dass es mit Glasfasern gefüllt ist. Zur Überprüfung dieses temperaturabhängigen Verhaltens könnten bspw. Versuche mit anderen Messgeräten und -methodiken (z.B. Hot Disk [49]) angewandt werden.

Die Simulationen ergaben, dass mit der aus der DSC bestimmten, niedrigsten Fließgrenztemperatur die besten Ergebnisse erzielt werden konnten. Dies liegt wohl daran, dass in der DSC höhere Kühlraten als bei der pvT-Messung realisiert werden können, welche den realen Verhältnissen im Werkzeug eher entsprechen.

Die Abweichungen zwischen den realen Messergebnissen für die Durchmesser der SPC und den in der Simulation vorhergesagten Durchmessern sind auf Vereinfachungen, die in der Simulation getroffen werden, zurückzuführen. Bspw. wird das Werkzeug in Cadmould® nicht 3D-ernetzt und somit auch keine Temperaturverteilung im Werkzeug, sondern nur an der Oberfläche, berechnet. Darüber hinaus lagen keine genauen Durchflussraten für die einzelnen Kreisläufe vor. Zusätzlich können die Kühlkanäle im realen Werkzeug verkalken, wodurch der Wärmeübergang verschlechtert wird. In Punkto Materialdaten könnten bspw. druckabhängige Messungen von Wärmeleitfähigkeit und Viskosität die Vorhersagegenauigkeit erhöhen.

An Hand der Effektdiagramme ist zu erkennen, dass sich die Effekte der Parameter in der Simulation, bis auf den Nachdruck und die Massetemperatur, gut mit jenen der

realen Versuche decken. Beim Nachdruck könnte es sein, dass in der Realität der Angussbereich oder die Heißkanalspitze schneller einfriert und dadurch die Wirksamkeit, sprich der Effekt, verringert wird. Bei der Massetemperatur zeigt sich in der Realität, dass die Erhöhung eine bessere Nachdruckwirksamkeit bewirken muss und dadurch der Durchmesser steigt. In der Simulation muss der Effekt des erhöhten Schwindungspotentials überwiegen und somit sinkt der Durchmesser bei Erhöhung der Massetemperatur. Durch diese Unterschiede in den Effekten und dem allgemeinen „Offset“ ist es offensichtlich, dass die virtuelle Optimierung bei gleichen Sollwerten und Toleranzen wie in der realen ein anderes Optimum berechnet.

5 Zusammenfassung

Ziel dieser Masterarbeit war die Durchführung einer realen und virtuellen Optimierung des schon mit einem 1-fach-Werkzeug in Serie laufenden Spritzgießprozesses für eine Spiegelantriebskomponente im KFZ-Bereich, hergestellt von Magna Auteca AG, Weiz, Österreich. Die Optimierung sollte hinsichtlich Zykluszeit, Bauteilgewicht und definierten Abmessungen (acht Durchmesser, acht Ebenheitswerte, sechs gemittelte Durchmesser) mittels statistischer Versuchsplanung erfolgen. Als zu variierende Maschineneinstellgrößen wurden die Vorlauftemperatur, die Zonen- und Heißkanaltemperaturen, der Staudruck, die Einspritzgeschwindigkeit, der Nachdruck, die Nachdruckzeit und die Restkühlzeit definiert. Für die Versuchsplanung und Auswertung wurde das Softwarepaket Varimos[®], bestehend aus CQC[®] und Cadmould[®] verwendet.

Die Spritzgießexperimente zur realen Optimierung wurden bei Magna Auteca in Weiz auf der Produktionsmaschine des Bauteils durchgeführt. In Vorversuchen an der Spritzgießmaschine wurde ein möglichst großes Prozessfenster der Maschineneinstellgrößen ermittelt. Auf dieser Basis wurde mit CQC[®] ein D-optimaler Versuchsplan mit den sieben Parametern in je zwei Stufen in zehn Versuchseinstellungen erstellt. Mit diesen Einstellungen wurden jeweils zehn Bauteile hergestellt. Die Bauteile, welche alle an einem Tag hergestellt wurden, wurden mit einer von Magna Auteca zur Verfügung gestellten Koordinatenmessmaschine samt eigens für die Fixierung hergestellten Halterung vermessen. Das Bauteilgewicht wurde mit einer Waage bestimmt, die Zykluszeit aus dem Prozessdatenprotokoll entnommen. Mit den Messdaten wurden in CQC[®] mittels multipler linearer Regression mathematische Prozessmodelle zwischen den Bauteilmerkmalen und den Maschineneinstellgrößen berechnet. Während für das Bauteilgewicht ein sehr gutes mathematisches Modell ($R^2 = 99,40\%$) in CQC[®] berechnet wurde, wurden bei den Durchmessern nur an einer Position und bei den Ebenheiten nur an fünf von acht ausreichend gute mathematische Modelle ($R^2 \geq 75\%$) ermittelt. Mit diesen Modellen war keine allgemeine Optimierung möglich.

Grund für die schlechten R^2 -Werte waren die hohen Streuungen in den Messwerten. Es wurde vermutet, dass diese entweder durch das Messmittel an sich oder durch die freifallende Entformung als Störgrößen zu Stande kommen. Obwohl die Koordinatenmessmaschine an sich eine ausreichende Genauigkeit für diese Anwendung gewährleistet, liefert der gesamte Messaufbau keine fähigen Werte. In Versuchen zeigte sich, dass die Einspannung die wesentliche Störgröße ist. Weitere Versuche zeigten, dass

die Standardabweichung der Messwerte durch das Auffangen der Bauteile mit einem Schaumstoff unter dem Werkzeug oder durch eine Roboterentnahme im Vergleich zur Serie um bis zu 2/3 verringert werden konnte.

Da mit der Koordinatenmessmaschine keine Optimierung möglich war, wurden alle im Versuchsplan hergestellten Bauteile vier Monate später mit einer Messvorrichtung, die bei Magna Auteca in der SPC verwendet wird, erneut vermessen. Diese besteht aus einer Halterung mit drei Auflagerpunkten für das Bauteil und einer Messuhr. Mit diesen Messdaten wurde in CQC[®] für zwei Prüfdurchmesser ein Bestimmtheitsmaß R^2 von 84,81 % für $D_{SPC,1}$ bzw. 86,56 % für $D_{SPC,2}$ errechnet.

Die Güte der beiden Prozessmodelle wurde an Hand der Vorhersagen für die Serieneinstellung überprüft. Die Vorhersagen zeigten eine sehr gute Übereinstimmung (maximale relative Abweichung von 0,005 %) mit den Stichproben aus den realen Versuchen.

Daraufhin wurde eine Optimierung der beiden Durchmesser und der Zykluszeit durchgeführt. Die Optimierung schlug im Vergleich zur Serie einige Änderungen vor. Durch diese konnte die Zykluszeit um mehr als 2 s im Vergleich zum bisherigen Serienprozess verringert werden. Leider konnte die vorgeschlagene Optimierung in den Verifizierungsversuchen nicht bestätigt werden. Diese ergaben größere Durchmesser als die Serieneinstellung, obwohl lt. Modell geringere Durchmesser zu erwarten gewesen wären. Es ist daher zu erwarten, dass inzwischen eine Änderung im Prozess oder auch im Material stattgefunden hat.

Im Spritzgießsimulationsprogramm Cadmould[®] wurde ein Modell des Werkzeugs samt Anguss- und Temperiersystem erstellt. Es wurden Simulationen mit den gleichen Versuchsplaneinstellungen als in den realen Versuchen durchgeführt und nach gleicher Vorgehensweise ausgewertet. Lediglich der Staudruck kann in der Simulation als Maschinenparameter nicht berücksichtigt werden. Ferner wurde ein Vergleich zwischen den mathematischen Modellen der realen Versuche und jenen der Simulation durchgeführt.

Da erste Simulationsergebnisse mit dem vom Materialhersteller erhaltenen Materialdatensatz weit von der Realität entfernt waren, wurden Viskosität, pvT-Verhalten, Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität neu gemessen.

Mit den neuen Materialdaten ergaben sich im Großen und Ganzen gute Übereinstimmungen zu den realen Messwerten. Die Abweichungen in den untersuchten Abmessungen liegen punktuell im Bereich von unter 0,24 %. In der realen und virtuellen Optimierung wurde keine exakte Übereinstimmung gefunden, was zu erwarten war,

da Simulation und Realität eine typische Abweichung der Abmaße von 0,1 mm zeigten. Jedoch liegt das Optimum der Simulation sehr nahe am Serienprozess, dessen Einstellungen durch Versuch und Irrtum zeitaufwändig durch Magna Auteca selbst ermittelt wurden.

Literaturverzeichnis

- [1] BECKER, G. W. ; BRAUN, D. ; CARLOWITZ, B. : *Kunststoff Handbuch*. Neuausgabe. München Wien : Hanser, 1990.
- [2] BENES, G. ; GROH, P. : *Grundlagen des Qualitätsmanagements: Mit 45 Tabellen*. München : Hanser, 2011.
- [3] BOURDON, R. : *Zur Optimierung der Prozeßrobustheit beim Spritzgießen*. Erlangen, Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 1994.
- [4] CAMIRAND, C. P.: Measurement of thermal conductivity by differential scanning calorimetry. In: *Thermochimica Acta* 417 (2004), Nr. 1, S. 1–4.
- [5] CARREAU, P. J.: *Rheological equations from molecular network theories*. Madison (USA), University of Wisconsin, Dissertation, 1968.
- [6] CROSS, M. M.: Rheology of non-Newtonian fluids: A new flow equation for pseudoplastic systems. In: *Journal of Colloid Science* 20 (1965), Nr. 5, S. 417–437.
- [7] DAWSON, A. ; RIDES, M. ; NOTTAY, J. : The effect of pressure on the thermal conductivity of polymer melts. In: *Polymer Testing* 25 (2006), Nr. 2, S. 268–275.
- [8] DIN 16901: *Kunststoff-Formteile; Toleranzen und Abnahmebedingungen für Längenmaße*. Berlin, 1982.
- [9] DIN 24450: *Maschinen zum Verarbeiten von Kunststoffen und Kautschuk; Begriffe*. Berlin, 1987.
- [10] DOLIĆ, D. : *Statistik mit R: Einführung für Wirtschafts- und Sozialwissenschaftler*. Oldenbourg Wissenschaftsverlag, 2004.
- [11] EHRENSTEIN, G. W.: *Polymer-Werkstoffe: Struktur - Eigenschaften - Anwendung*. 3.Auflage. Hanser, 2011.
- [12] EHRENSTEIN, G. W. ; RIEDEL, G. ; TRAWIEL, P. : *Praxis der thermischen Analyse von Kunststoffen*. 2.Auflage. München : Hanser, 2003.
- [13] EIERMANN, K. ; HELLWEGE, K.-H. ; KNAPPE, W. : Quasistationäre Messung der Wärmeleitfähigkeit von Kunststoffen im Temperaturbereich von -180°C bis $+90^{\circ}\text{C}$. In: *Kolloid-Zeitschrift* 174 (1961), Nr. 2, S. 134–142.

- [14] ENGELS, T. A. P. ; GOVAERT, L. E. ; MEIJER, H. E. H.: The Influence of Molecular Orientation on the Yield and Post-Yield Response of Injection-Molded Polycarbonate. In: *Macromolecular Materials and Engineering* (2009), S. 821–828.
- [15] EYERER, P. ; HIRTH, T. ; ELSNER, P. : *Polymer Engineering*. Berlin Heidelberg : Springer, 2008.
- [16] FAHRMEIR, L. ; KNEIB, T. ; LANG, S. : *Regression*. Heidelberg : Springer, 2009.
- [17] FASCHING, M. : *Simulation eines Schachtelformteiles unter Berücksichtigung der druckabhängigen Viskosität und Vergleich mit dem Experiment*. Leoben, Montanuniversität Leoben, Bachelorarbeit, 2011.
- [18] FRICK, A. ; STERN, C. : *DSC-Prüfung in der Anwendung*. München Wien : Hanser, 2006.
- [19] FRICK, A. ; STERN, C. : *Praktische Kunststoffprüfung*. München : Hanser, 2011.
- [20] FRIESENBICHLER, W. : *Vorlesungsunterlagen zu Spritzgießen I*. Leoben, WS 2012.
- [21] GRELLMANN, W. ; SEIDLER, S. : *Kunststoffprüfung*. 2. Auflage. München : Hanser, 2011.
- [22] HAN, S. ; WANG, K. K.: Use of the fast-cool pVT data for shrinkage analysis in injection molding. In: *International polymer processing* 17 (2002), Nr. 1, S. 67–75.
- [23] HERRMANN, J. ; FRITZ, H. : *Qualitätsmanagement: - Grundlagen - Prinzipien - Beispiele*. München : Hanser, 2011.
- [24] JANN, B. : *Einführung in die Statistik*. 2.Auflage. München : Oldenbourg Wissenschaftsverlag, 2005.
- [25] JANSEN, K. M. B. ; DIJK, D. J. ; HUSSELMAN, M. H.: Effect of processing conditions on shrinkage in injection molding. In: *Polymer Engineering & Science* 38 (1998), Nr. 5, S. 838–846.
- [26] JAROSCHEK, C. : *Spritzgießen für Praktiker*. 2.Auflage. München : Hanser, 2008.
- [27] JOHANNABER, F. : *Kunststoff-Maschinen-Führer*. 4.Auflage. München Wien : Hanser Verlag, 2004.

- [28] JOHANNABER, F. ; MICHAELI, W. : *Handbuch Spritzgiessen*. München Wien : Hanser, 2002.
- [29] KAISER, W. : *Kunststoffchemie für Ingenieure: Von der Synthese bis zur Anwendung*. 3.Auflage. München : Hanser, 2011.
- [30] KAZMER, D. O.: *Injection mold design engineering*. München : Hanser, 2007.
- [31] KENNEDY, P. K.: *Practical and scientific aspects of injection molding simulation*. Endhoven (Niederlande), Dissertation, 2008
- [32] KLEIN, B. : *Versuchsplanung - DoE: Einführung in die Taguchi/Shainin-Methodik*. München : Oldenbourg Wissenschaftsverlag, 2007.
- [33] KLEPPMANN, W. : *Taschenbuch Versuchsplanung: Produkte und Prozesse optimieren*. 7.Auflage. München Wien : Hanser, 2011.
- [34] KNAPP, G. : *Ermittlung der Transition-Temperature bei verschiedenen Kühlraten und deren Einfluss auf die Vorhersage von Schwindung und Verzug in der Spritzgussimulation*. Leoben, Montanuniversität Leoben, Diplomarbeit, 2010.
- [35] LOBO, H. ; COHEN, C. : Measurement of thermal conductivity of polymer melts by the line-source method. In: *Polymer Engineering and Science* 30 (1990), Nr. 2, S. 65–70.
- [36] LUCYSHYN, T. : *Messung von pvT-Daten bei prozessnahen Abkühlraten und deren Einfluss auf die Simulation von Schwindung und Verzug mit Moldflow Plastics Insight*, Montanuniversität Leoben, Dissertation, 2009.
- [37] LUCYSHYN, T. : *Vorlesungsunterlagen: Kunststoffverarbeitung I*. Leoben, SS 2012.
- [38] LUCYSHYN, T. : *Vorlesungsunterlagen: Übung zu Spritzgießen I*. Leoben, WS 2011.
- [39] LUCYSHYN, T. ; KNAPP, G. ; KIPPERER, M. ; HOLZER, C. : Determination of the transition temperature at different cooling rates and its influence on prediction of shrinkage and warpage in injection molding simulation. In: *Journal of Applied Polymer Science* 123 (2012), Nr. 2, S. 1162–1168.
- [40] LUYÉ, J.-F. ; RÉGNIER, G. ; LE BOT, P. ; DELAUNAY, D. ; FULCHIRON, R. : PVT measurement methodology for semicrystalline polymers to simulate injection-molding process. In: *Journal of Applied Polymer Science* 79 (2001), S. 302–311.

- [41] MENGES, G. ; HABERSTROH, E. ; MICHAELI, W. ; SCHMACHTENBERG, E. : *Werkstoffkunde Kunststoffe*. 5.Auflage. Hanser, 2002.
- [42] MICHAELI, W. : *Einführung in die Kunststoffverarbeitung*. 6.Auflage. München : Hanser, 2010.
- [43] N.N. ; NEUHAUS, M. (Hrsg.): *Grundlagen der Koordinatenmesstechnik*. <http://www.michaelneuhaus.de/cmm/koordinatenmesstechnik.htm>. Version: 05.01.2013, Abruf: 07.08.2013.
- [44] N.N. ; SIMCON KUNSTSTOFFTECHNISCHE SOFTWARE GMBH (Hrsg.): *Cadmould-Handbuch: simcon kunststofftechnische Software GmbH*. 2005.
- [45] N.N. ; DR. GIERTH ING.-GMBH (Hrsg.): *Handbuch-CQC-Überwachen.4.04.002*. 2007.
- [46] N.N. ; AUTODESK (Hrsg.): *2-domain Tait pvT model, Autodesk Wikihelp*. <http://wikihelp.autodesk.com/Moldflow/enu/2013/Help/5Communicator/0493-Material493/0532-Simulati532/0533-2-domain533>. Version: 2012, Abruf: 10.04.2013.
- [47] N.N. ; DSM ENGINEERING PLASTICS (Hrsg.): *Datenblatt "PET Arnite AV2 370XT"*. Heerlen (Niederlande), 2012.
- [48] N.N. ; SIMCON KUNSTSTOFFTECHNISCHE SOFTWARE GMBH (Hrsg.): *Einführung in VARIMOS: Präsentation simcon kunststofftechnische Software GmbH*. 2012.
- [49] N.N. ; HOT DISK AB (Hrsg.): *Hot Disk AB - Testing Thermal Conductivity*. <http://www.hotdiskinstruments.com/>. Version: 2013, Abruf: 03.07.2013.
- [50] ÖNORM EN ISO 11357-1: 2010 03 01: *Kunststoffe - Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC) - Teil 1: Allgemeine Grundlagen*. 01.03.2013.
- [51] ÖNORM EN ISO 11357-4:2013 03 01: *Kunststoffe - Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC) - Teil 4: Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität*. 01.03.2013.
- [52] OSSWALD, T. A. ; HERNÁNDEZ-ORTIZ, J. P.: *Polymer Processing: Modeling and Simulation*. München : Hanser, 2006.
- [53] PAHL, M. ; GLEISSLE, W. ; LAUN, H.-M. : *Praktische Rheologie der Kunststoffe und Elastomere*. 4.Auflage. Düsseldorf : VDI-Verlag, 1995.

- [54] PEINHOPF, W. : *Auslegung von Spritzgießwerkzeugen mittels der Methode der finiten Elemente*. Leoben, Montanuniversität Leoben, Dissertation, 2000.
- [55] RASCH, D. ; VERDOOREN, L. R. ; GOWERS, J. I.: *Planung und Auswertung von Versuchen und Erhebungen*. München : Oldenbourg Wissenschaftsverlag, 2007.
- [56] RUDOLPH, N. ; LÖHNER, M. ; DRUMMER, D. ; OSSWALD, T. : High precision in shrinkage simulation of thick-walled plastic parts due to improved material data. In: POLYMER PROCESSING SOCIETY (Hrsg.): *Proceedings of the Polymer Processing Society 28th Annual Meeting*, 2012.
- [57] SAECHTLING, H. ; BAUR, E. : *Saechtling-Kunststoff-Taschenbuch*. 30.Auflage. München : Hanser, 2007.
- [58] SARHOLZ, R. ; BEESE, U. ; HENGESBACH, H. A. ; WÜBKEN, G. : *Spritzgiessen. Verfahrensablauf, Verfahrensparameter, Prozessführung*. München Wien : Hanser, 1979.
- [59] SCHMIDT, T. W.: *Zur Abschätzung der Schwindung*. Aachen, RWTH Aachen, Dissertation, 1986.
- [60] SIEBERTZ, K. ; BEBBER, D. van ; HOCHKIRCHEN, T. : *Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments (DoE)*. Berlin Heidelberg : Springer, 2010.
- [61] STEINKO, W. : *Optimierung von Spritzgießprozessen*. München : Hanser, 2008.
- [62] STOMMEL, M. ; KORTE, W. ; STOJEK, M. : *FEM zur Berechnung von Kunststoff- und Elastomerbauteilen*. München : Hanser, 2011.
- [63] TADMOR, Z. ; GOGOS, C. G.: *Principles of polymer processing*. 2.Auflage. Hoboken N.J. (USA) : Wiley-Interscience, 2006.
- [64] THOMKE, S. ; FUJIMOTO, T. : The Effect of Front-Loading Problem-Solving on Product Development Performance. In: *Journal of Product Innovation Management* 17 (2000), Nr. 2, S. 128–142.
- [65] TIEKE, B. : *Makromolekulare Chemie: Eine Einführung*. 2.Auflage. Weinheim New York Chichester Brisbane : Wiley-VCH, 2012.
- [66] UNGER, P. : *Heisskanaltechnik*. München Wien : Hanser, 2004.
- [67] WILLIAMS, D. : *Polymer science and engineering*. Upper Saddle River (New Jersey USA) : Prentice-Hall, 1971.

- [68] WÜBKEN, G. : *Einfluss der Verarbeitungsbedingungen auf die innere Struktur thermoplastischer Spritzgussteile unter besonderer Berücksichtigung der Abkühlverhältnisse*. Aachen, RWTH Aachen, Dissertation, 1974.
- [69] ZÖLLNER, O. : *Grundlagen zur Schwindung von thermoplastischen Kunststoffen*.
<http://plastics.bayer.com/plastics/emea/de/docId-1179/A1120.pdf>,
Abruf: 10.07.2012.

Verzeichnis der Abkürzungen und Symbole

Abkürzungsverzeichnis

2FWW	Zwei-Faktor-Wechselwirkung
3FWW	Drei-Faktor-Wechselwirkung
4FWW	Vier-Faktor-Wechselwirkung
BEM	Boundary Element Methode
bspw.	beispielsweise
bzgl.	bezüglich
bzw.	beziehungsweise
CAD	rechnerunterstütztes Konstruieren (engl. computer-aided design)
CQC®	Continuous Quality Control
d.h.	das heißt
DLDK	Dynamische Leistungs-Differenzkalorimetrie
DoE	Design of Experiments (dt. Statistische Versuchsplanung)
DSC	Differential Scanning Calorimetry, dt. Dynamische Differenzkalorimetrie
dt.	deutsch
DWDK	Dynamische Wärmestrom-Differenzkalorimetrie
E-Modul	Elastizitätsmodul
E01	Versuchseinstellung 1 des CQC®-Versuchsplans
E02	Versuchseinstellung 2 des CQC®-Versuchsplans
E03	Versuchseinstellung 3 des CQC®-Versuchsplans
E04	Versuchseinstellung 4 des CQC®-Versuchsplans
E05	Versuchseinstellung 5 des CQC®-Versuchsplans

E06	Versuchseinstellung 6 des CQC®-Versuchsplans
E07	Versuchseinstellung 7 des CQC®-Versuchsplans
E08	Versuchseinstellung 8 des CQC®-Versuchsplans
E09	Versuchseinstellung 9 des CQC®-Versuchsplans
E10	Versuchseinstellung 10 des CQC®-Versuchsplans
engl.	englisch
FDM	Finite Differenzen Methode
FE	Finite Elemente
FEM	Finite Elemente Methode
FVM	Finite Volumen Methode
ggf.	gegebenenfalls
Glg.	Gleichung
HKR	Hochdruckkapillarrheometer
i.A.	im Allgemeinen
KFZ	Kraftfahrzeug
KMM	Koordinatenmessmaschine
lt.	laut
ME1	Messebene 1
ME2	Messebene 2
MUL	Montanuniversität Leoben
OTG	Obere Toleranzgrenze
PET	Polyethylenterephthalat
SGM	Spritzgießmaschine
SPC	Statistical Process Control (dt. Statistische Prozess- kontrolle)
STL	Stereolithographie

SW	Sollwert
u.a.	unter anderem
u.U.	unter Umständen
UTG	Untere Toleranzgrenze
v.a.	vor allem
V1	Versuch 1 zur Untersuchung der Störgröße „Entformung“
V2	Versuch 2 zur Untersuchung der Störgröße „Entformung“
V3	Versuch 3 zur Untersuchung der Störgröße „Entformung“
V4	Versuch 4 zur Untersuchung der Störgröße „Entformung“
Varimos [®]	Virtual And Real Injection Moulding Optimisation System
vgl.	vergleiche
z.B.	zum Beispiel

Symbolverzeichnis

β_k	Regressionskoeffizient für Faktor k
ε_i	zufälliger Fehler
η	Viskosität
η_s	scheinbare Viskosität
$\dot{\gamma}$	Schergeschwindigkeit
$\dot{\gamma}_s$	scheinbare Schergeschwindigkeit
$\dot{\gamma}_w$	wahre Schergeschwindigkeit
λ	Wärmeleitfähigkeit
ν	Querkontraktionszahl
ν_0	Konstante zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit der Querkontraktionszahl
ν_1	Konstante zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit der Querkontraktionszahl

ν_2	Konstante zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit der Querkontraktionszahl
ν_3	Konstante zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit der Querkontraktionszahl
Φ'	Wärmestrom pro Länge
ρ	Dichte
σ	Standardabweichung
σ_f	Fließgrenze
τ	Schubspannung
τ_w	Wandschubspannung
A	Faktor A eines Versuchsplans
a	Temperaturleitfähigkeit
AB	Wechselwirkung der Faktoren A und B eines Versuchsplans
ABC	Wechselwirkung der Faktoren A, B und C eines Versuchsplans
AC	Wechselwirkung der Faktoren A und C eines Versuchsplans
A_h	Fläche des Hydraulikzylinders für die Vor- und Rückwärtsbewegung der Schnecke
A_s	Fläche der Schnecke
a_T	Temperaturverschiebungsfaktor
B	Faktor B eines Versuchsplans
\underline{b}	Vektor der Schätzwerte b_i
b_1	Regressionskoeffizient für die Variable x_1 (d.h. Faktor A)
b_{1m}	Konstante des Tait-Ansatzes im Schmelzbereich
b_{1s}	Konstante des Tait-Ansatzes im Festkörperbereich
b_{2m}	Konstante des Tait-Ansatzes im Schmelzbereich
b_{2s}	Konstante des Tait-Ansatzes im Festkörperbereich
b_{3m}	Konstante des Tait-Ansatzes im Schmelzbereich
b_{3s}	Konstante des Tait-Ansatzes im Festkörperbereich
b_{4m}	Konstante des Tait-Ansatzes im Schmelzbereich
b_{4s}	Konstante des Tait-Ansatzes im Festkörperbereich
b_5	Konstante des Tait-Ansatzes

b_6	Konstante des Tait-Ansatzes
b_7	Konstante des Tait-Ansatzes
b_8	Konstante des Tait-Ansatzes
b_9	Konstante des Tait-Ansatzes
BC	Wechselwirkung der Faktoren B und C eines Versuchsplans
b_k	Schätzwert für den Regressionskoeffizient β_k
C	Faktor C eines Versuchsplans
c_p	spezifische Wärmekapazität
D	Durchmesser
$D_{ME1,Gauss}$	Gauß-Durchmesser der Messebene 1
$D_{ME2,Gauss}$	Gauß-Durchmesser der Messebene 2
$D_{ME1,Huell}$	Hüll-Durchmesser der Messebene 1
$D_{ME2,Huell}$	Hüll-Durchmesser der Messebene 2
$D_{ME1,1}$	Durchmesser 1 der Messebene 1
$D_{ME1,2}$	Durchmesser 2 der Messebene 1
$D_{ME1,3}$	Durchmesser 3 der Messebene 1
$D_{ME1,4}$	Durchmesser 4 der Messebene 1
$D_{ME2,1}$	Durchmesser 1 der Messebene 2
$D_{ME2,2}$	Durchmesser 2 der Messebene 2
$D_{ME2,3}$	Durchmesser 3 der Messebene 2
$D_{ME2,4}$	Durchmesser 4 der Messebene 2
$D_{ME1,Pferch}$	Pferch-Durchmesser der Messebene 1
$D_{ME2,Pferch}$	Pferch-Durchmesser der Messebene 2
$D_{SPC,1}$	Durchmesser an der Position 1 aus der SPC
$D_{SPC,2}$	Durchmesser an der Position 2 aus der SPC
E	Effekt
E'	Speichermodul
E''	Verlustmodul
E^*	Komplexer Modul
E_0	Konstante zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit des E-Moduls
E_1	Konstante zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit des E-Moduls
E_2	Konstante zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit des E-Moduls

E_3	Konstante zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit des E-Moduls
E_A	Effekt von Faktor A
E_A	Ebenheit an der Position A (Normalabstand zur 0-Ebene)
E_{AB}	Wechselwirkung AB
E_{AC}	Wechselwirkung AC
E_B	Effekt von Faktor B
E_B	Ebenheit an der Position B (Normalabstand zur 0-Ebene)
E_{BC}	Wechselwirkung BC
E_C	Effekt von Faktor C
E_C	Ebenheit an der Position C (Normalabstand zur 0-Ebene)
E_D	Ebenheit an der Position D (Normalabstand zur 0-Ebene)
E_E	Ebenheit an der Position E (Normalabstand zur 0-Ebene)
E_F	Ebenheit an der Position F (Normalabstand zur 0-Ebene)
E_G	Ebenheit an der Position G (Normalabstand zur 0-Ebene)
E_H	Ebenheit an der Position H (Normalabstand zur 0-Ebene)
l_{F1}	Bauteilmaß vor Nachschwindung
l_{F2}	Bauteilmaß nach Nachschwindung
f_p	Konstante für die Druckabhängigkeit im Carreau-WLF-Ansatz
\hat{f}	Schätzfunktion
H	Höhe
I	Identität
K	Kalibrierkonstante
k	Anzahl der Faktoren in einem faktoriellen Versuchsplan
L	Länge
Δl	Wegänderung

l_W	kaltes Werkzeugmaß
m	Anzahl der Faktorenstufenkombinationen in einem faktoriellen Versuchsplan
m	Probenmasse
N	Anzahl der Wertepaare für die Einfluss- und Zielgrößen aus einem Versuchsplan
n_f	Anzahl der Faktorenstufen in einem faktoriellen Versuchsplan
ΔP	Leistungsdifferenz
p	Druck
P_1	Konstante des Carreau-WLF-Ansatzes (Nullviskosität)
P_2	Konstante des Carreau-WLF-Ansatzes
P_3	Konstante des Carreau-WLF-Ansatzes
P_4	Konstante des Carreau-WLF-Ansatzes
Δp_e	Druckverlust auf Grund elastischer Einlaufeffekte
p_e	Einspritzdruck
Δp_{gem}	Gemessener Druckverlust
p_H	Hydraulikdruck im Spritzzylinder
P_{m1}	Konstante des IKV-Ansatzes im Schmelzebereich
P_{m1}	Konstante des IKV-Ansatzes im Festkörperbereich
P_{m2}	Konstante des IKV-Ansatzes im Schmelzebereich
P_{m2}	Konstante des IKV-Ansatzes im Festkörperbereich
P_{m3}	Konstante des IKV-Ansatzes im Schmelzebereich
P_{m3}	Konstante des IKV-Ansatzes im Festkörperbereich
P_{m4}	Konstante des IKV-Ansatzes im Schmelzebereich
P_{m4}	Konstante des IKV-Ansatzes im Festkörperbereich
P_{m5}	Konstante des IKV-Ansatzes im Festkörperbereich
P_{m6}	Konstante des IKV-Ansatzes im Festkörperbereich
P_{m7}	Konstante des IKV-Ansatzes im Festkörperbereich
p_N	Nachdruckhöhe
P_P	Heizleistung des Probenofens
P_R	Heizleistung des Referenzofens
p_e	spezifischer Spritzdruck
p_{St}	Staudruck

P_{trans1}	Konstante zur Berechnung der Übergangstemperatur des IKV-Ansatzes
P_{trans2}	Konstante zur Berechnung der Übergangstemperatur des IKV-Ansatzes
Δp_v	Druckverlust auf Grund viskosen Fließens
$\Delta \dot{Q}$	Wärmestromdifferenz
\dot{Q}	Wärmestrom
$\Delta \dot{Q}_{OP}$	Wärmestrom vom Ofen zur Probe
$\Delta \dot{Q}_{OR}$	Wärmestrom vom Ofen zur Referenz
R	Korrelationskoeffizient
r	Radius der Kapillare
r	Radius
R^2	Bestimmtheitsmaß
s	Dicke einer Platte
S_E	Entformungsschwindung
S_N	Nachschwindung
S_{Ver}	Verarbeitungsschwindung
\dot{T}	zeitliche Temperaturänderung, Heiz- bzw. Abkühlrate
\bar{T}	mittlere Temperatur
T	Temperatur
ΔT	Temperaturdifferenz
t	Zeit
T_0	Konstante des Carreau-WLF-Ansatzes
t_e	Einspritzzeit
t_F	Füllzeit
T_g	Glasübergangstemperatur
T_{HK}	Heißkanaltemperatur
T_K	Kontakttemperatur
T_K	Kristallisationstemperatur
t_K	Gesamtkühlzeit
T_M	Massetemperatur
t_N	Nachdruckzeit
T_P	Temperatur der Probe
T_R	Temperatur des Referenzmaterials
t_{Rk}	Restkühlzeit

T_S	Konstante des Carreau-WLF-Ansatzes
T_{Trans}	Fließgrenztemperatur (Transition Temperature, No-Flow-Temperature)
T_{trans}	Übergangstemperatur des IKV-/Tait-Ansatzes
T_W	Werkzeugwandtemperatur (auch Werkzeugtemperatur)
t_{Zykl}	Zykluszeit
\dot{V}	Volumenstrom
Δv	Änderung des spezifischen Volumens
v	Geschwindigkeit
v	spezifisches Volumen oder Geschwindigkeit
\dot{V}_e	Einspritzvolumenstrom
v_e	Einspritzgeschwindigkeit
v_m	spezifisches Volumen im Schmelzezustand
v_s	spezifisches Volumen im Festkörperzustand
\underline{X}	Designmatrix
x_{ik}	normierter Messwert für Faktor k bei Versuch i
x_k	normierter Wert für Faktor k
\underline{y}	Vektor der Messwerte y_i
\hat{y}	Schätzung für den Erwartungswert von y
\bar{y}	Mittelwert von y
y	Zielgröße in einem Versuchsplan
y	Ortskoordinate y
\bar{y}_i	Mittelwert der Ergebnisse von Zielgröße y bei Faktorstufenkombination i
y_i	Wert der Zielgröße bei Versuch i

Tabellenverzeichnis

2.1	Einfluss von Maschineneinstellgrößen auf Orientierungen [28].	10
2.2	Maschinen- und Prozessparameter und deren Abhängigkeiten [20]. . . .	42
2.3	Erforderliche Materialdaten für Berechnungen in der Füll- bzw. Nachdruckphase sowie Schwindung und Verzug (<i>S&V</i>) [44].	58
2.4	Vorzeichenspalten eines 2^3 -vollfaktoriellen Versuchsplans (2FWW...Zwei-Faktor-Wechselwirkungen, 3FWW...Drei-Faktor-Wechselwirkungen) [60].	66
2.5	Vermengungs- bzw. Aliasstruktur eines 2^{4-1} -teilmfaktoriellen Versuchsplans [33].	71
3.1	Herstellerangabe für die Verarbeitungstemperaturen von PET Arnite® AV2 370 XT [47].	86
3.2	Definierte Bauteilmerkmale mit Sollwerten, Toleranzen und Messmittel (SGM...Spritzgießmaschine, KMM...Koordinatenmessmaschine). . . .	92
3.3	Serieneinstellung der zu variierenden Parameter sowie Zykluszeit. . . .	95
3.4	Serieneinstellung der konstanten Parameter.	96
3.5	Faktoren mit Variationsbreite.	96
3.6	CQC®-Versuchsplan.	96
3.7	Bauteilgewicht sowie mit der Koordinatenmessmaschine gemessene Bauteilmerkmale und deren R^2 -Werte.	99
3.8	Maximale erzielte Spannweite bei dreimaliger Vermessung von fünf Bauteilen durch zwei Prüfer mit der Koordinatenmessmaschine.	103
3.9	Vergleich der Messungen mit der Koordinatenmessmaschine und der SPC-Messvorrichtung an den Messpositionen 1 und 2 der SPC.	108
3.10	Versuche zum Störgrößeneinfluss „Entformung“.	109
3.11	Vergleich der Spannweiten und der Standardabweichungen aus den Versuchen 1, 2 und 4 (gemessen mit der SPC-Messvorrichtung).	110

3.12	Vergleich der Spannweiten und der Standardabweichungen aus den Versuchen 1, 2 und 4 (gemessen mit der Koordinatenmessmaschine).	112
3.13	Relative Einflussstärken der variierten Parameter auf $D_{SPC,1}$ und $D_{SPC,2}$ 114	
3.14	Gefundenes Optimum der Einstellgrößen.	115
3.15	Vorgaben und Ergebnis hinsichtlich verschiedener Bauteilmerkmale in der realen Prozessoptimierung.	116
3.16	Validierung der berechneten mathematischen Modelle für $D_{SPC,1}$ sowie $D_{SPC,2}$ bzw. der Einstellungsoptimierung.	118
4.1	Parameter beim STL-Export aus Creo Parametric.	124
4.2	Definition Werkzeugmaterial.	130
4.3	Ergebnisse der Simulation von E01 des Versuchsplans mit den Materialdaten des Herstellers und Vergleich mit den realen Ergebnissen. . . .	132
4.4	CQC [®] -Versuchsplan für die Simulation.	140
4.5	Zentraleinstellung und Variationsbreiten in der Simulation.	141
4.6	Vergleich der Simulationsergebnisse für die Durchmesser der SPC mit verschiedenen Materialdatensätzen mit den Ergebnissen aus den realen Versuchen (E01).	144
4.7	Gefundenes Optimum der Einstellgrößen in der Simulation und Vergleich mit der realen Optimierung.	145
4.8	Vorgaben und Ergebnis hinsichtlich verschiedener Bauteilmerkmale in der virtuellen Prozessoptimierung.	146
4.9	Vergleich der mathematischen Modelle an Hand der Vorhersagen für $D_{SPC,1}$ sowie $D_{SPC,2}$ bei Serieneinstellung.	146
A.1	Verifikation der Ergebnisse von D_{DSP1} und D_{DSP2} durch Vergleich bei den Einstellungen E01 bis E09 des Versuchsplans	A 16
A.2	Serieneinstellung und optimierte Einstellung der zu variierenden Parameter sowie Zykluszeit t_{Zykl} (reale Optimierung).	A 17

B.1	„MD-Hersteller“ PET Arnite [®] AV2 370 XT; Viskosität, Cross-WLF-Ansatz.	B 2
B.2	„MD-Hersteller“ PET Arnite [®] AV2 370 XT; pvT-Daten, IKV-Ansatz. . .	B 2
B.3	„MD-Hersteller“ PET Arnite [®] AV2 370 XT; Fließgrenztemperatur und Entformungstemperatur.	B 2
B.4	„MD-Hersteller“ PET Arnite [®] AV2 370 XT; Wärmeleitfähigkeit λ und spezifische Wärmekapazität c_p	B 3
B.5	„MD-Hersteller“ PET Arnite [®] AV2 370 XT; Konstanten der Approximationen der mechanischen Kennwerte	B 3
B.6	„MD-Hersteller“ PET Arnite [®] AV2 370 XT; mechanische Kennwerte . .	B 4
B.7	„MD-MUL“ PET Arnite [®] AV2 370 XT; pvT-Daten, IKV-Ansatz. . . .	B 5
B.8	„MD-MUL“ PET Arnite [®] AV2 370 XT; temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit λ	B 5
B.9	„MD-MUL“ PET Arnite [®] AV2 370 XT; temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität c_p	B 6
B.10	„MD-MUL“ PET Arnite [®] AV2 370 XT; Fließgrenztemperatur und Entformungstemperatur.	B 7
B.11	Vergleich der Effekte aus der Realität und der Simulation für D_{SPC1} .	B 7

Abbildungsverzeichnis

2.1	Polymerstruktur: Makromoleküle im linearen, verzweigten, vernetzten und verschlauften Zustand [11].	3
2.2	Anordnung der Makromoleküle in Thermoplasten, Duromeren und Elastomeren [29].	4
2.3	Einflüsse auf die Eigenschaften eines Kunststoffbauteils [11, 67].	5
2.4	Molmassenverteilung [53].	6
2.5	Taktizität bei Polypropylen [29].	7
2.6	Geschwindigkeitsverteilungen bei Füllung einer Spritzgießkavität [28].	9
2.7	Schematische Orientierungsverteilungen in einer Spritzgießkavität [28].	9
2.8	Eigenspannungsverläufe und deren Überlagerungen: a) Abkühlspannungen, b) Strömungsbedingte Eigenspannungen, c) Eigenspannungen durch Expansion [68].	11
2.9	Kristallinität und kristalline Überstrukturen in einem teilkristallinen Kunststoffbauteil [18].	12
2.10	pvT-Diagramm (links:amorph; rechts:teilkristallin) [69].	14
2.11	Messprinzipien für das pvT-Verhalten [12].	17
2.12	Wärmeleitfähigkeit verschiedener Thermoplaste [42].	19
2.13	Aufbau der linienförmigen Wärmequelle [35].	20
2.14	Schematische Darstellung der Messung mit linienförmiger Wärmequelle [35, 37].	21
2.15	Temperatur in Abhängigkeit von der Zeit bei der Messung der Wärmeleitfähigkeit [37].	22
2.16	Spezifische Wärmekapazität von amorphen bzw. teilkristallinen Thermoplasten und Duromeren [42].	23
2.17	Schematische Darstellung einer DSC-Kurve mit möglichen thermischen Effekten [19].	24
2.18	Messprinzipien der DSC [12].	25

2.19 DSC-Kurven eines amorphen PET bei einer Kühlrate von 20 K/min und N ₂ als Spülgas; Unterschiede zwischen 1.Aufheizen, 1.Abkühlung und 2.Aufheizen [19].	26
2.20 Laminare Scherströmung beim Abziehen einer Platte [42].	27
2.21 Viskositätskurven verschiedener Flüssigkeiten [53].	28
2.22 Einfluss auf eine Viskositätskurve [41].	29
2.23 Beschreibung der Viskositätskurve mit dem Bird-Carreau-Yasuda-Ansatz (modifiziert durch Menges, Wortberg und Michaeli) [38].	30
2.24 Messaufbauten für Rotationsrheometer [19].	31
2.25 Schematischer Aufbau des Hochdruckkapillarrheometer mit Rundlochdüse [19, 41].	32
2.26 Ermittlung des Einlaufdruckverlusts mit Hilfe der Bagley-Korrektur [41].	33
2.27 Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von amorphen und teilkristallinen Thermoplasten [19].	35
2.28 Maschinenaufbau einer Spritzgießmaschine [42].	36
2.29 Aufbau der Plastifiziereinheit [20].	37
2.30 Nadelverschlussdüse (fremdbetätigt) [42].	38
2.31 Ablauf eines Spritzgießzyklus [57].	41
2.32 Temperaturverlauf der Werkzeugwandtemperatur (Formnestoberfläche) während des Spritzgießzyklus [61].	43
2.33 Schematische Darstellung der Zylindertemperaturen und Masse- bzw. Schmelzetemperatur in der Spritzeinheit [28].	44
2.34 Optimaler Forminnendruckverlauf beim Spritzgießen eines teilkristallinen Kunststoffs im Vergleich zum Hydraulikdruckverlauf [26].	46
2.35 Forminnendruckkurven bei falsch gesetztem Umschaltpunkt [26].	47
2.36 Unterschied zwischen angussnah und angussfern gemessenem Forminnendruck in einer Platte [42].	47
2.37 Bestimmung der geringstmöglichen Nachdruckzeit durch eine Siegelkurve [26].	48

2.38	Schematische Darstellung des Spritzgießzyklus im pvT-Diagramm eines amorphen Thermoplasten [41].	49
2.39	Einfluss von verschiedenen Verarbeitungsparametern im Spritzgießen auf die Schwindung [69].	51
2.40	Erstellung des FE-Oberflächennetzes aus dem STL-Format [44].	55
2.41	Bestimmung der relativen Elementgröße beim Vernetzen [44].	55
2.42	Mögliche auftretende Strömungen in einem Spritzgießbauteil [54].	56
2.43	Grundsätzliche Vorgehensweise bei der Durchführung einer Simulation in Cadmould [®] 3D-F [44].	59
2.44	Vorgehensweise und Eingabe der Daten bei der Wandtemperaturanalyse in Cadmould [®] 3D-F [44].	59
2.45	Toleranz- und Verlustverständnis nach Taguchi [2].	63
2.46	Vergleich der Streuung eines robusten und eines nicht-robusten Prozesses [2].	63
2.47	Veranschaulichung der Effektberechnung für einen 2 ³ -vollfaktoriellen Versuchsplan [60].	67
2.48	Effektdiagramm für die Faktoren <i>A</i> , <i>B</i> und <i>C</i> [60].	68
2.49	Veranschaulichung der Wechselwirkungsberechnung für einen 2 ³ -vollfaktoriellen Versuchsplan [60].	69
2.50	Wechselwirkungsdiagramm für die Wechselwirkung von <i>AB</i> mit positiver Wechselwirkung [60].	69
2.51	Konstruktion eines 2 ⁴⁻¹ -teilmfaktoriellen Versuchsplans [33].	70
2.52	Design eines 2 ³ -vollfaktoriellen Versuchsplans mit Zentralpunkt (dunkelgrau) und Sternpunkten (hellgrau) zur Ermittlung nichtlinearer Zusammenhänge [60].	75
2.53	Anwendung von Varimos [®] in den Produktentwicklungsphasen [48].	77
2.54	Ablaufschritte von Varimos [®] virtuell [48].	77
2.55	Modellbildung und Zentrierung von Bauteilmerkmalen in Varimos [®] [48].	78
2.56	Messwert- und Modelldarstellung in CQC [®] [45].	79
2.57	Darstellung der Optimierungsergebnisse in CQC [®] [45].	80

3.1	Bauteil „Antriebsschale“	84
3.2	CAD-Ansicht des schließseitigen Formeinsatzes mit Kern (hellgrün) und düsenseitiger Einspritzdüse (dunkelgrün).	85
3.3	Seitenansicht des Werkzeugs; Kühlsituation.	86
3.4	Messaufbau bei der Vermessung der Bauteile mit der Koordinatenmess- maschine.	87
3.5	Einspannung des Bauteils bei der Vermessung mit der Koordinaten- messmaschine und Ausrichtung des Koordinatensystems für die Aus- wertung.	88
3.6	Schnittansicht; Definition der 0-Ebene, der beiden Messebenen für die Durchmesser und die Messebene für die Ebenheit.	88
3.7	Definition der Durchmesser in den beiden Messebenen und der Mess- punkte für die Ebenheit.	89
3.8	Messpositionen der SPC-Messvorrichtung.	90
3.9	Bauteil mit Einfallstellen.	91
3.10	Entnahmevorrichtung zu den Versuchen mit der Roboterentnahme (oh- ne Roboterarm).	98
3.11	Boxplot für „ $D_{ME1,1}$ “; $R^2=3,58\%$	101
3.12	Boxplot für „ $D_{ME1,2}$ “; $R^2=26,78\%$	101
3.13	Boxplot für „ $D_{ME1,Gauss}$ “; $R^2=95,38\%$	102
3.14	Vergleich zwischen alten und neuen Messungen der Bauteile der Ein- stellung E01.	106
3.15	SPC-Messvorrichtung mit rot markierten Auflagerpunkten und grün markierten Laschen zur Fixierung.	107
3.16	Boxplot zum Vergleich der Messungen mit der Koordinatenmessmaschi- ne (KMM) und der SPC-Messvorrichtung an den Messpositionen 1 und 2 der SPC.	108
3.17	Streudiagramm für Versuch 2 (Einbringung Trennmittel).	110
3.18	Vergleich der Spannweiten der Durchmesser in der ME1 aus den Ver- suchen 1, 2 und 4 (gemessen mit der Koordinatenmessmaschine).	111

3.19	Vergleich der Spannweiten der Ebenheitswerte aus den Versuchen 1, 2 und 4 (gemessen mit der Koordinatenmessmaschine).	111
3.20	Relative Einflussstärke $D_{SPC,1}$	113
3.21	Relative Einflussstärke $D_{SPC,2}$	114
3.22	CQC [®] -Screenshot; Optimierung.	116
3.23	Verifikation der Ergebnisse	118
3.24	Verifikation der Ergebnisse von D_{DSP1} durch Vergleich bei den Einstellungen E01 bis E09 des Versuchsplans.	119
3.25	Verifikation der Ergebnisse von D_{DSP2} durch Vergleich bei den Einstellungen E01 bis E09 des Versuchsplans.	119
4.1	Bauteilnetz vor der Vernetzung.	124
4.2	Bauteilnetz nach der Vernetzung.	125
4.3	Schnittansicht des Heißkanals.	125
4.4	Modellerierung des Angusses mittels Beam-Elementen.	126
4.5	Modellerierung der Heißkanalspitze als Teil des Bauteils und des Rest mittels Beam-Elementen.	127
4.6	Modellerierung des Angusses als Teil des Bauteils.	127
4.7	Modellierung des Temperiersystems.	129
4.8	Volumenströme in den einzelnen Kreisläufen des Temperiersystems.	129
4.9	Definition der Formeinsätze hinsichtlich Werkzeugstahl.	130
4.10	Messungen der scheinbaren Viskosität η_s bei 280 °C; $L/D = 20$	133
4.11	Vergleich der vom Hersteller zur Verfügung gestellten Viskositätskurven (Cross-WLF-Approximation) und der gemessenen Viskositäten.	135
4.12	Vergleich der Approximationen der vom Hersteller zur Verfügung gestellten pvT-Daten und der gemessenen pvT-Daten.	136
4.13	Messungen der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit.	138
4.14	Probe mit Hohlräumen bei Messung 2.	138

4.15	Messung der temperaturabhängigen Wärmekapazität c_p und Bestimmung der Fließgrenztemperatur T_{Trans}	139
4.16	Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Durchmessern der ME1 für verschiedenen Materialdatensätzen mit den Ergebnissen aus den realen Versuchen (E01) (MD...Materialdaten).	143
4.17	Vergleich der Simulationsergebnisse für die Durchmesser der SPC mit verschiedenen Materialdatensätzen mit den Ergebnissen aus den realen Versuchen (E01) (MD...Materialdaten).	144
4.18	Vergleich der mathematischen Modelle an Hand der Vorhersagen für $D_{SPC,1}$ sowie $D_{SPC,2}$ bei Serieneinstellung	147
4.19	Effektdiagramm $D_{SPC,1}$ für die Werkzeugtemperatur; Vergleich zwischen Simulation und realen Messwerten.	148
4.20	Effektdiagramm für die Massetemperatur; Vergleich zwischen Simulation und realen Messwerten.	148
4.21	Effektdiagramm für die Einspritzgeschwindigkeit; Vergleich zwischen Simulation und realen Messwerten.	149
4.22	Effektdiagramm für den Nachdruck; Vergleich zwischen Simulation und realen Messwerten.	149
4.23	Effektdiagramm für die Nachdruckzeit; Vergleich zwischen Simulation und realen Messwerten.	150
4.24	Screenshot des Einspritzdruckverlaufs von der Spritzgießmaschine.	151
A.1	Bauteilmerkmal „Zykluszeit“; Messwerte; $R^2=98,78\%$	A 2
A.2	Bauteilmerkmal „Gewicht“; Messwerte; $R^2=99,40\%$	A 2
A.3	Bauteilmerkmal „ $D_{SPC,1}$ “; Messwerte; $R^2=84,81\%$	A 3
A.4	Bauteilmerkmal „ $D_{SPC,2}$ “; Messwerte; $R^2=86,56\%$	A 3
A.5	Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,1}$ “; Messwerte; $R^2=3,58\%$	A 4
A.6	Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,2}$ “; Messwerte; $R^2=26,78\%$	A 4
A.7	Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,3}$ “; Messwerte; $R^2=36,04\%$	A 5
A.8	Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,4}$ “; Messwerte; $R^2=24,44\%$	A 5

A.9	Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,1}$ “; Messwerte; $R^2=79,69\%$.	A 6
A.10	Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,2}$ “; Messwerte; $R^2=64,58\%$.	A 6
A.11	Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,3}$ “; Messwerte; $R^2=24,47\%$.	A 7
A.12	Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,4}$ “; Messwerte; $R^2=64,63\%$.	A 7
A.13	Bauteilmerkmal „ E_A “; Messwerte; $R^2=94,25\%$.	A 8
A.14	Bauteilmerkmal „ E_B “; Messwerte; $R^2=83,77\%$.	A 8
A.15	Bauteilmerkmal „ E_C “; Messwerte; $R^2=78,29\%$.	A 9
A.16	Bauteilmerkmal „ E_D “; Messwerte; $R^2=62,89\%$.	A 9
A.17	Bauteilmerkmal „ E_E “; Messwerte; $R^2=62,96\%$.	A 10
A.18	Bauteilmerkmal „ E_F “; Messwerte; $R^2=62,96\%$.	A 10
A.19	Bauteilmerkmal „ E_G “; Messwerte; $R^2=83,14\%$.	A 11
A.20	Bauteilmerkmal „ E_H “; Messwerte; $R^2=84,10\%$.	A 11
A.21	Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,Pferch}$ “; Messwerte; $R^2=5,91\%$.	A 12
A.22	Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,Pferch}$ “; Messwerte; $R^2=80,68\%$.	A 12
A.23	Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,Gauss}$ “; Messwerte; $R^2=95,38\%$.	A 13
A.24	Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,Gauss}$ “; Messwerte; $R^2=92,96\%$.	A 13
A.25	Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,Huell}$ “; Messwerte; $R^2=38,32\%$.	A 14
A.26	Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,Huell}$ “; Messwerte; $R^2=22,70\%$.	A 14
A.27	Bauteilmerkmal „Einfallstellen“; Messwerte; $R^2=83,33\%$.	A 15
A.28	Bauteilmerkmal „Vollständige Formteifüllung“; Messwerte; $R^2=93,75\%$.	A 15

Anhang A

A.1 Messwerte für die einzelnen Bauteilmerkmale

In den folgenden Abbildungen sind die gemessenen Werte für die jeweiligen Bauteilmerkmale graphisch dargestellt. Auf der x-Achse ist die Zyklusnummer aufgetragen. Diese ist durchlaufend von Beginn des Versuchsplans bis zum Ende. Es wurden insgesamt 100 Bauteile vermessen, jeweils zehn einer Einstellung, d.h. 10 aufeinanderfolgende Teile sind mit der gleichen Einstellung hergestellt worden, wobei darauf geachtet wurde, dass nach Änderung der Einstellgrößen stationäre Verhältnisse vorlagen, bevor die jeweiligen zehn Teile entnommen wurden. Auf der y-Achse ist das Bauteilmerkmal aufgetragen. Zusätzlich sind der festgelegte Sollwert (grüne Linie) und die Toleranzgrenzen (rote Linien) eingezeichnet. Die gemessenen Werte sind mit roten Punkten eingezeichnet, die Approximation durch das mathematische Modell durch blaue. Schwarz markierte Messpunkte (schwarz) wurden als abnormale Abweichungen zu den anderen Messwerten eingestuft und nicht in die Modellberechnung miteinbezogen. In der Bildunterschrift wird zusätzlich das Bestimmtheitsmaß R^2 angegeben, welches die Berechnung der mathematischen Modelle in CQC[®] ergab und ein Maß für die Modellgüte ist. Es wurden lineare Modelle verwendet. Für die attributiven Merkmale wird der Bewertung „nein“ der Wert 0 und der Bewertung „ja“ der Wert 1 zugeschrieben. Somit kann auch ein mathematisches Modell für attributive Merkmale erstellt werden.

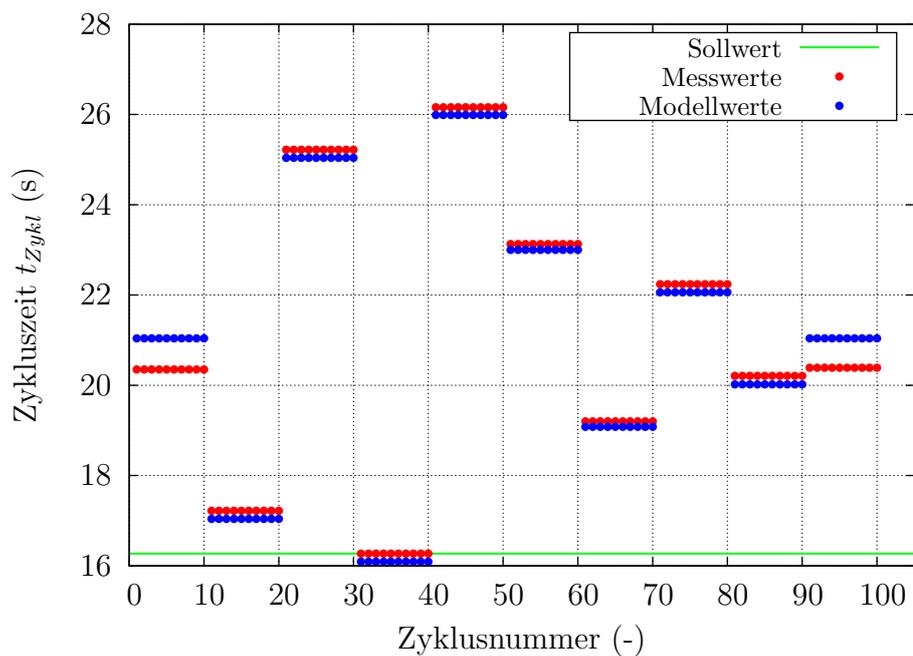


Abbildung A.1: Bauteilmerkmal „Zykluszeit“; Messwerte; $R^2=98,78\%$.

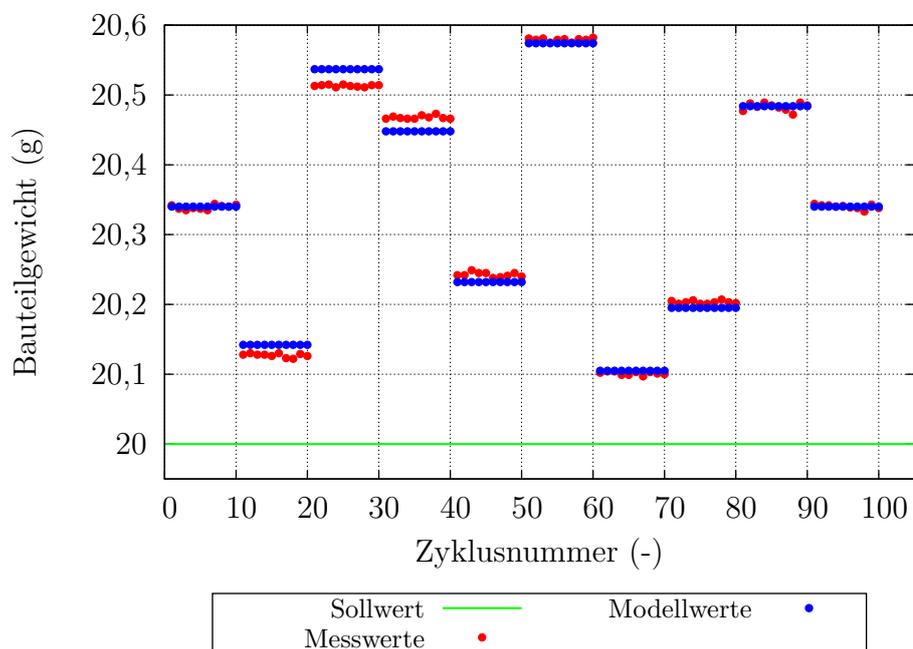


Abbildung A.2: Bauteilmerkmal „Gewicht“; Messwerte; $R^2=99,40\%$.

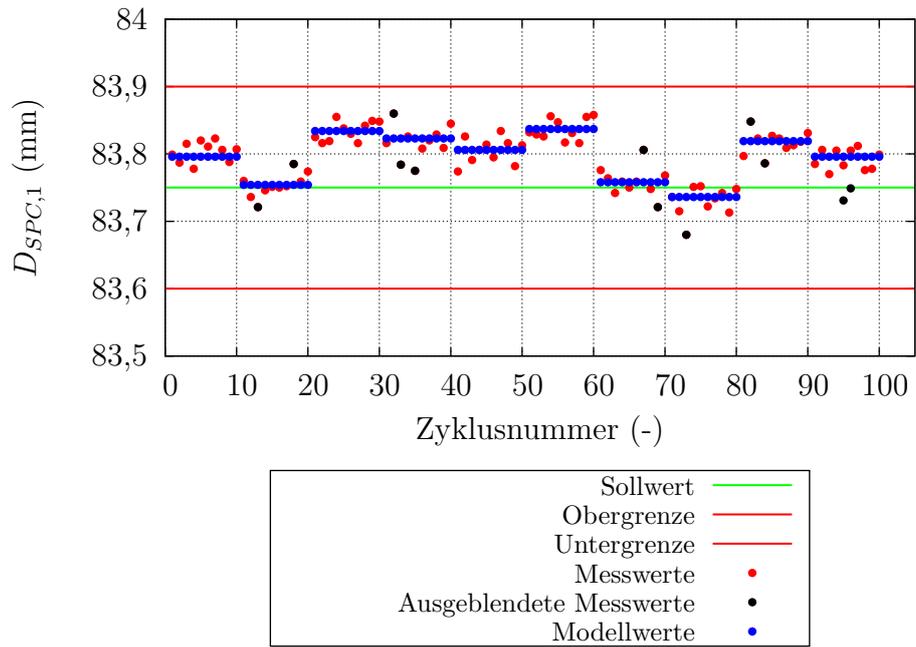


Abbildung A.3: Bauteilmerkmal „ $D_{SPC,1}$ “; Messwerte; $R^2=84,81\%$.

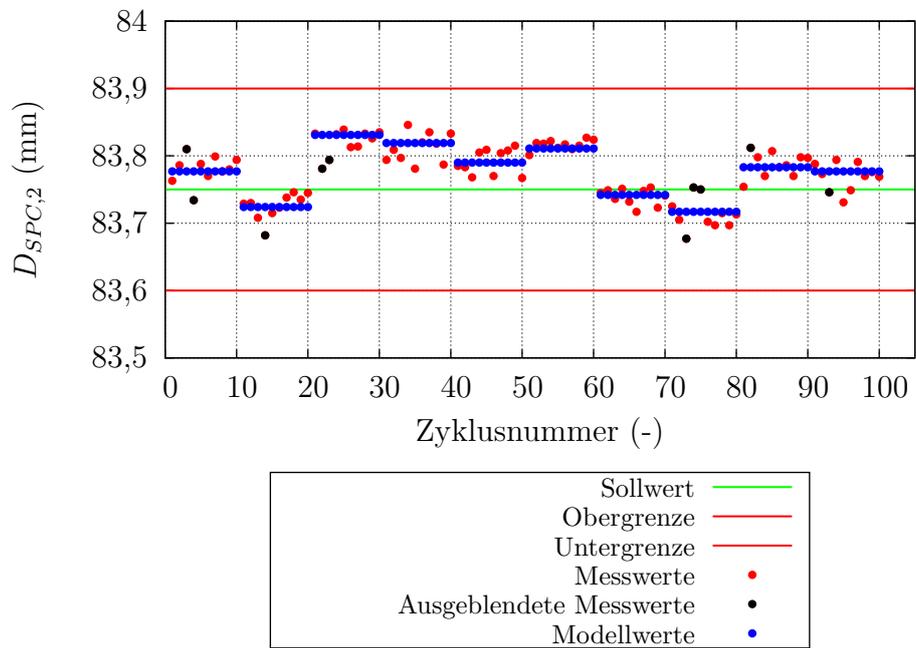


Abbildung A.4: Bauteilmerkmal „ $D_{SPC,2}$ “; Messwerte; $R^2=86,56\%$.

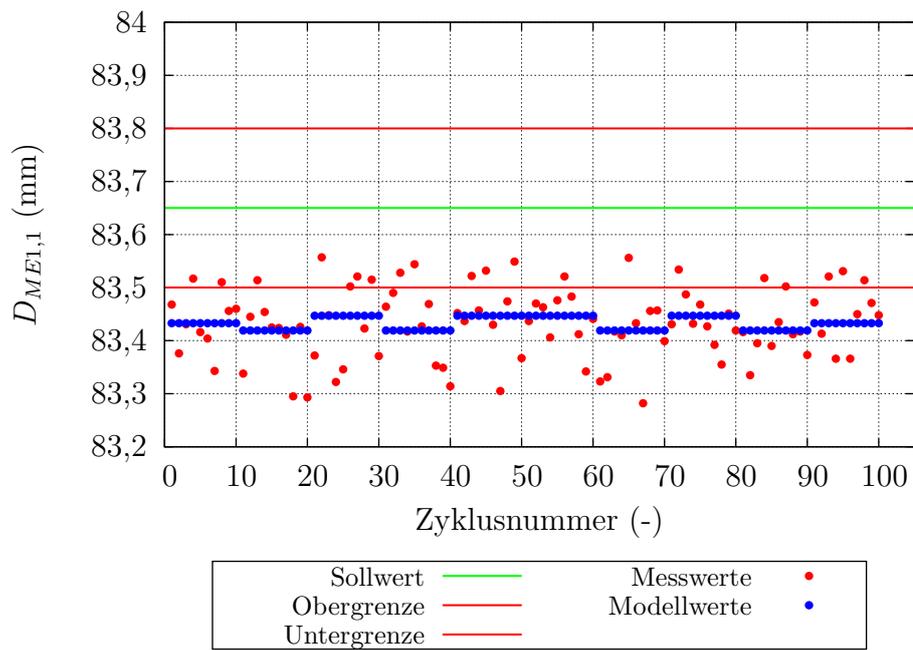


Abbildung A.5: Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,1}$ “; Messwerte; $R^2=3,58\%$.

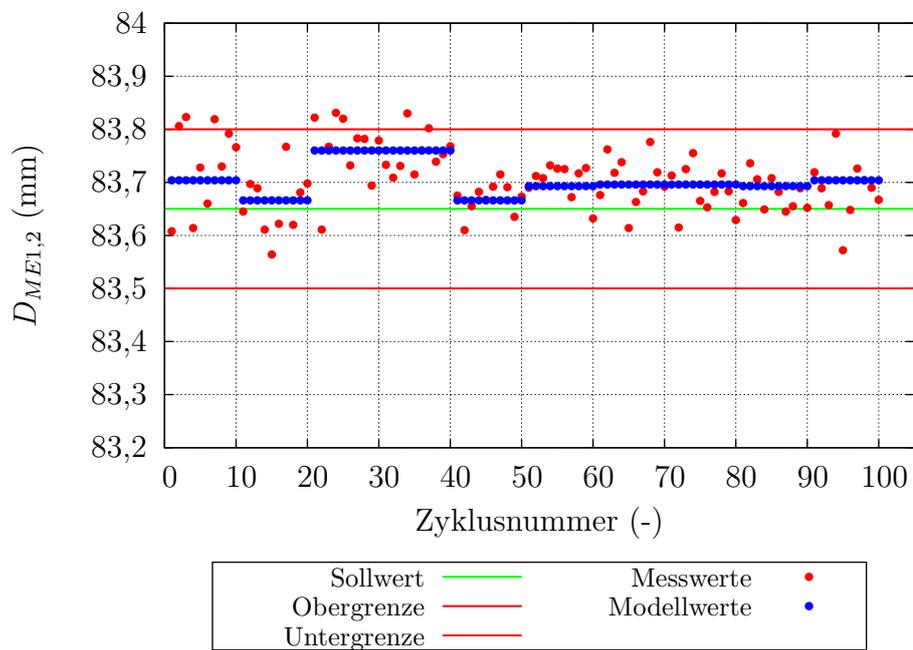


Abbildung A.6: Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,2}$ “; Messwerte; $R^2=26,78\%$.

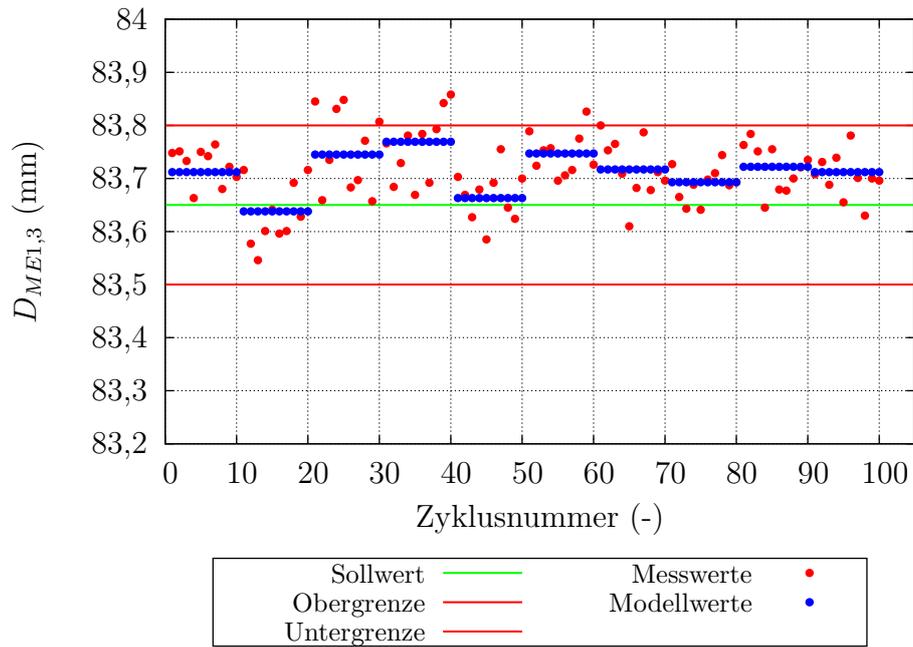


Abbildung A.7: Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,3}$ “; Messwerte; $R^2=36,04\%$.

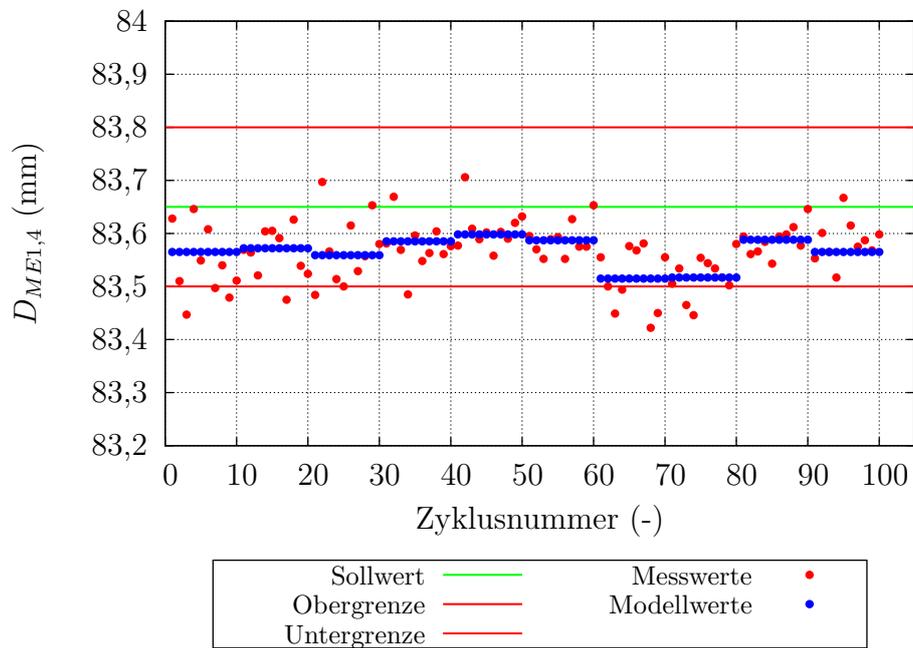


Abbildung A.8: Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,4}$ “; Messwerte; $R^2=24,44\%$.

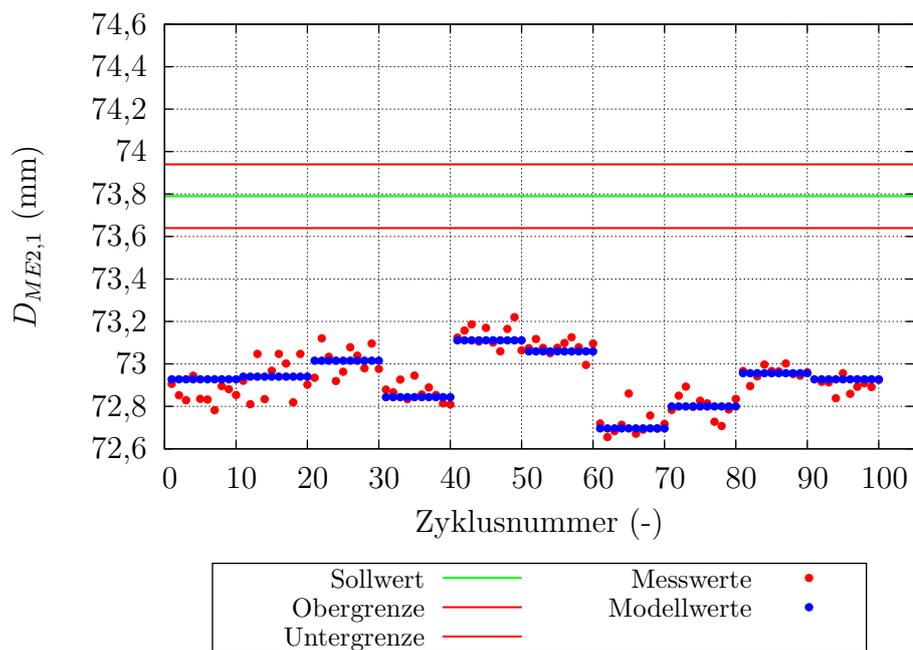


Abbildung A.9: Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,1}$ “; Messwerte; $R^2=79,69\%$.

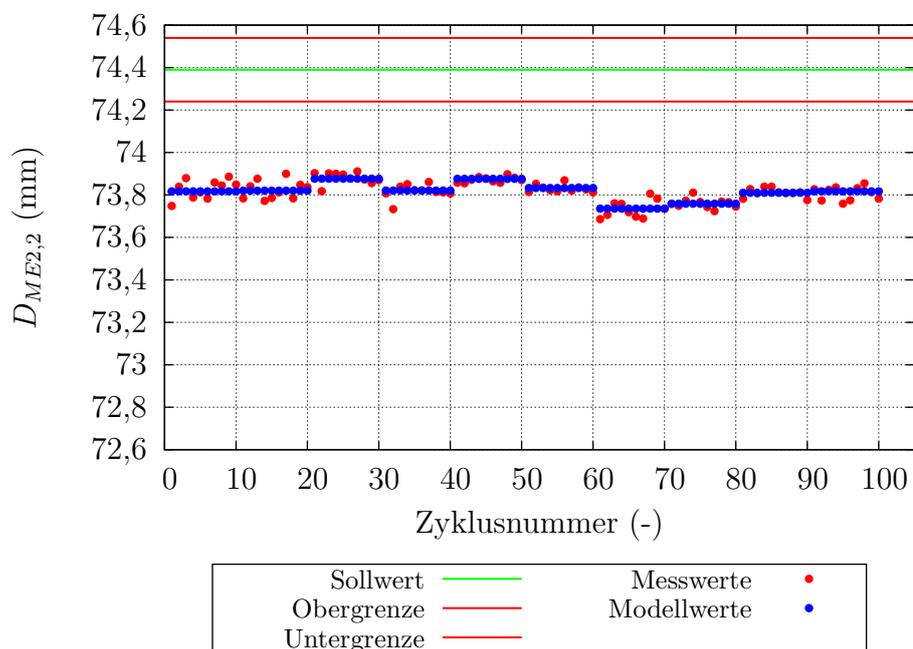


Abbildung A.10: Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,2}$ “; Messwerte; $R^2=64,58\%$.

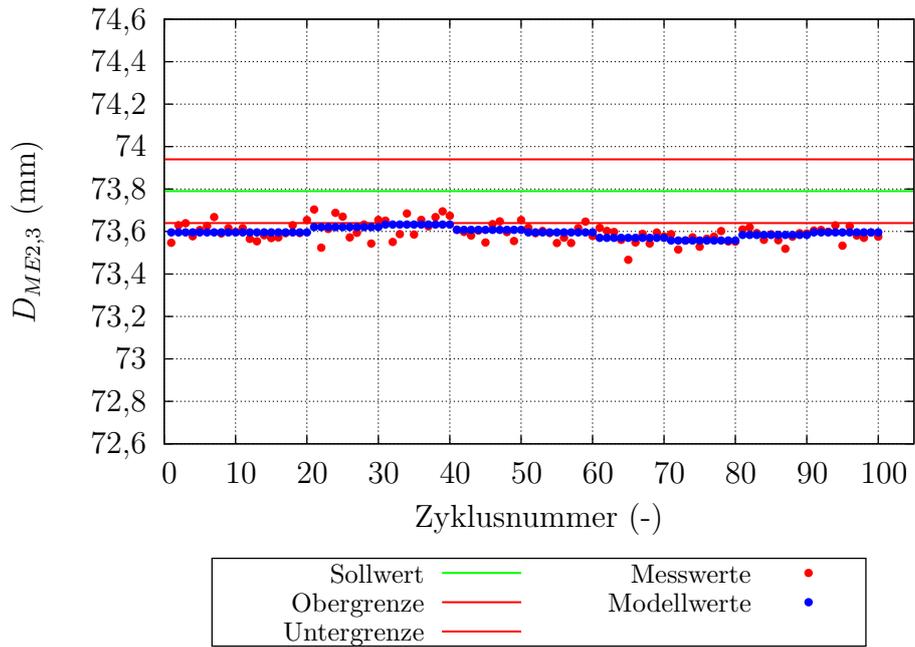


Abbildung A.11: Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,3}$ “; Messwerte; $R^2=24,47\%$.

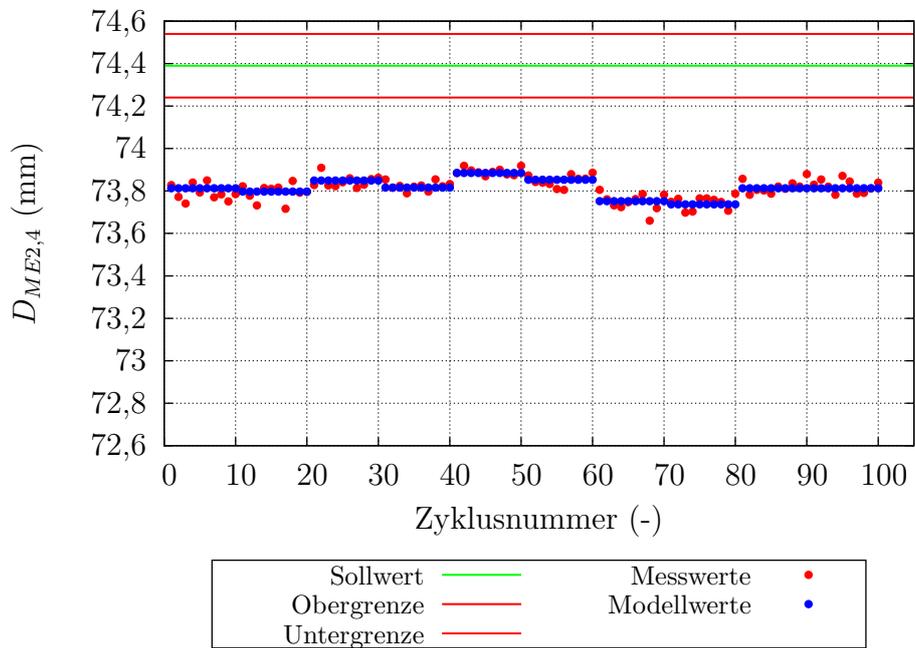


Abbildung A.12: Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,4}$ “; Messwerte; $R^2=64,63\%$.

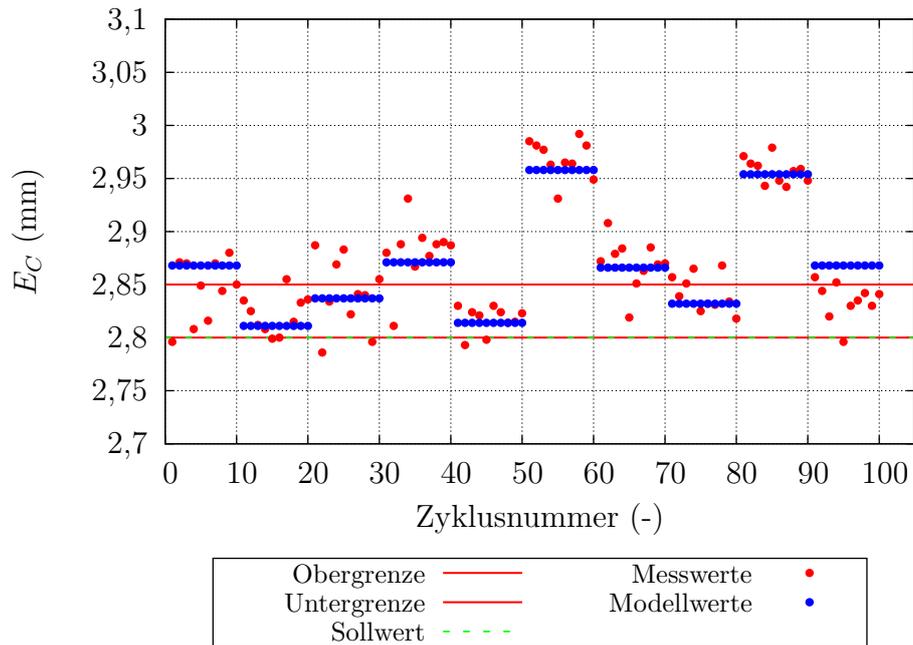


Abbildung A.15: Bauteilmerkmal „ E_C “; Messwerte; $R^2=78,29\%$.

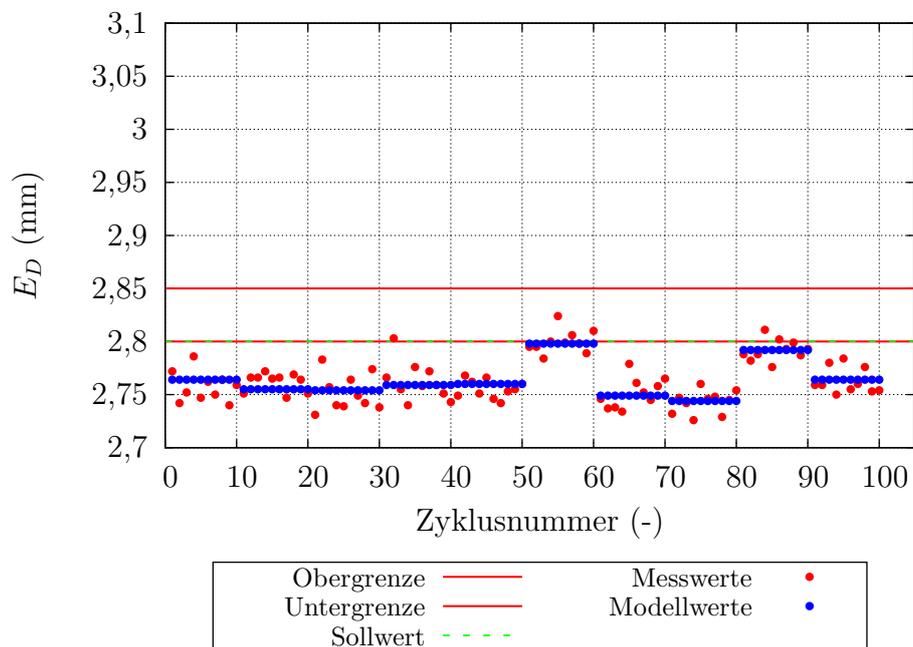


Abbildung A.16: Bauteilmerkmal „ E_D “; Messwerte; $R^2=62,89\%$.

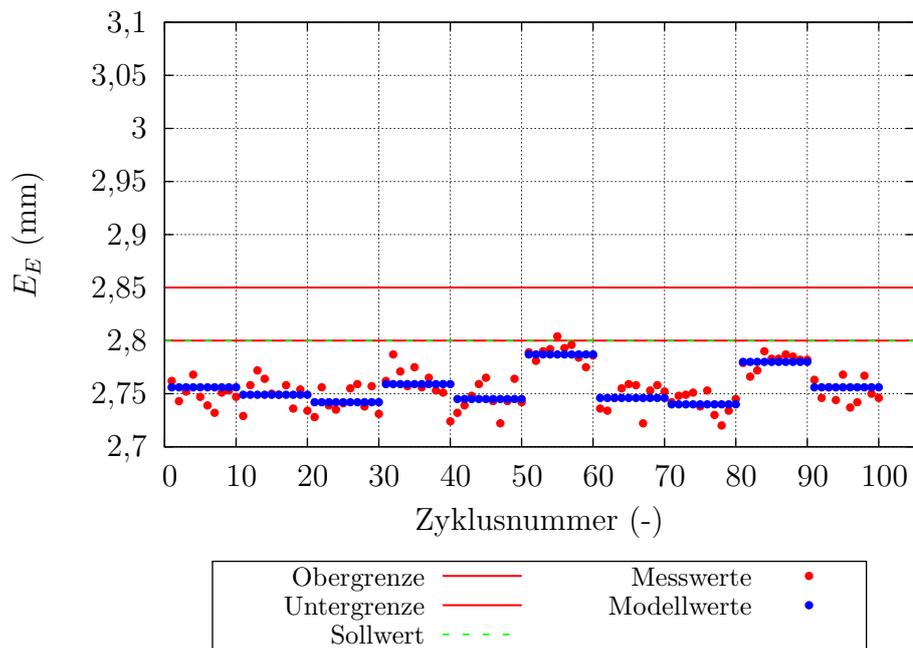


Abbildung A.17: Bauteilmerkmal „ E_E “; Messwerte; $R^2=62,96\%$.

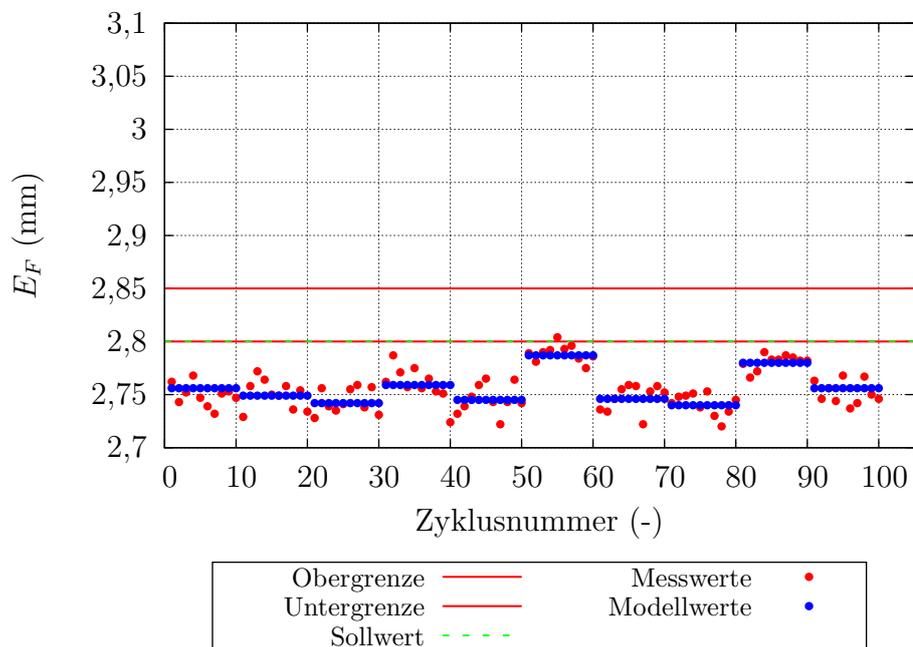


Abbildung A.18: Bauteilmerkmal „ E_F “; Messwerte; $R^2=62,96\%$.

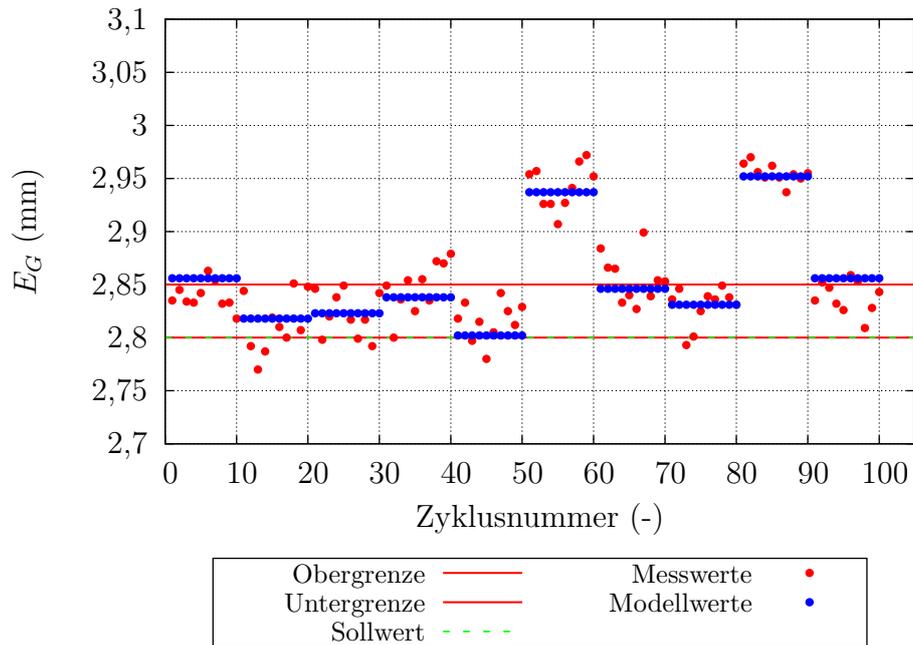


Abbildung A.19: Bauteilmerkmal „ E_G “; Messwerte; $R^2=83,14\%$.

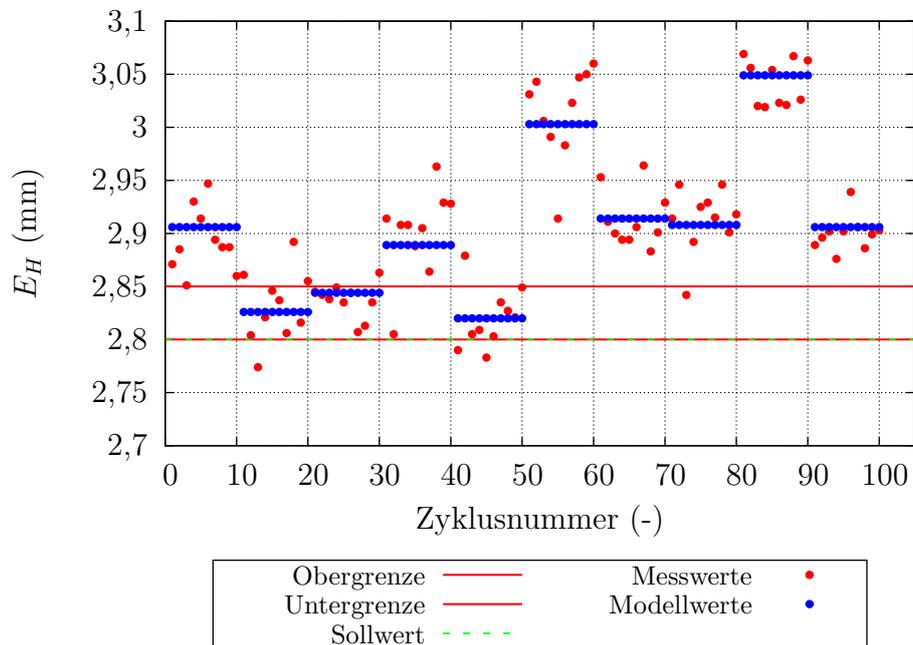


Abbildung A.20: Bauteilmerkmal „ E_H “; Messwerte; $R^2=84,10\%$.

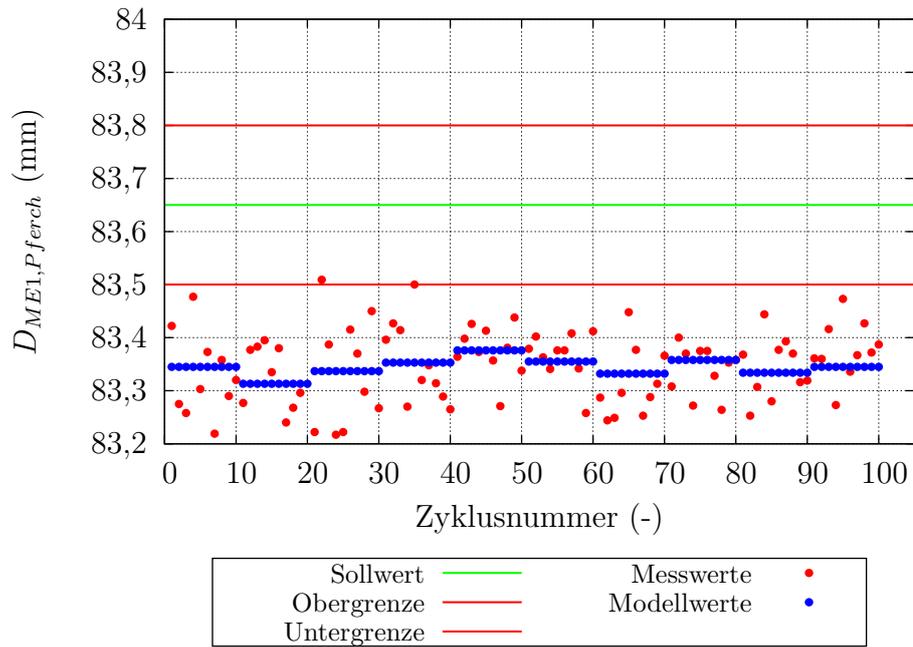


Abbildung A.21: Bauteilmerkmal „ $D_{ME1, P_{ferch}}$ “; Messwerte; $R^2=5,91\%$.

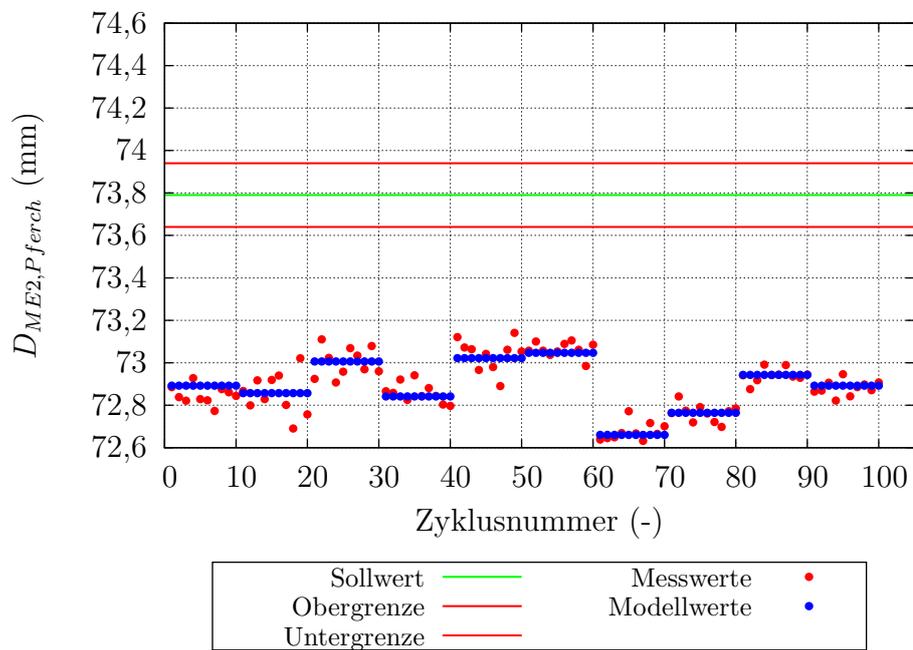


Abbildung A.22: Bauteilmerkmal „ $D_{ME2, P_{ferch}}$ “; Messwerte; $R^2=80,68\%$.

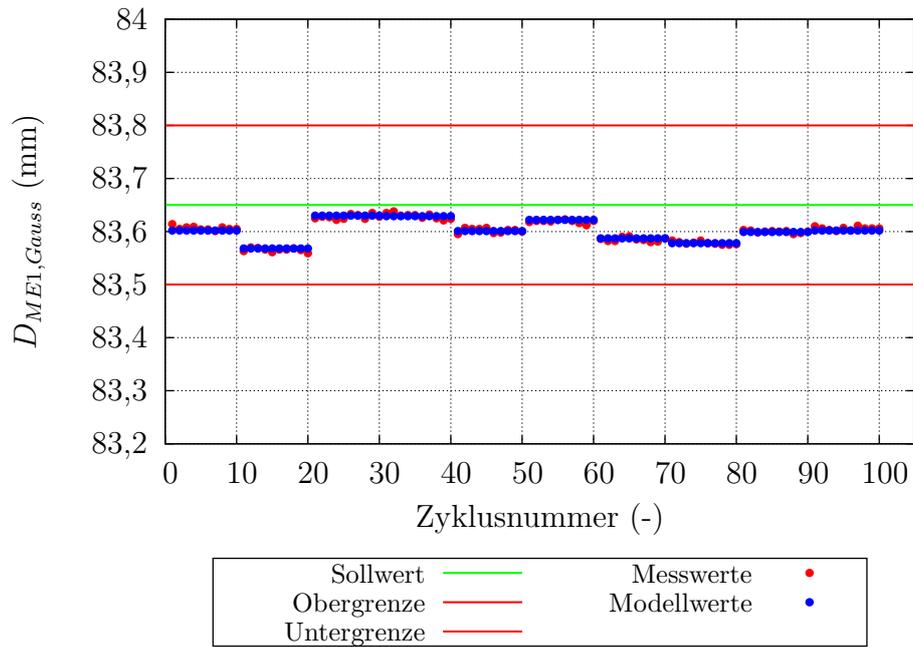


Abbildung A.23: Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,Gauss}$ “; Messwerte; $R^2=95,38\%$.

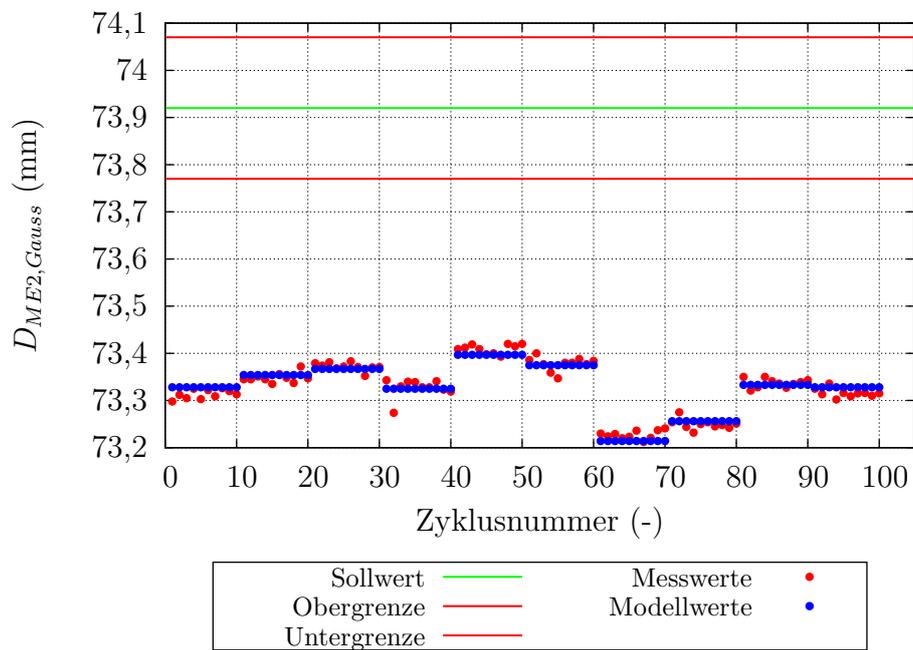


Abbildung A.24: Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,Gauss}$ “; Messwerte; $R^2=92,96\%$.

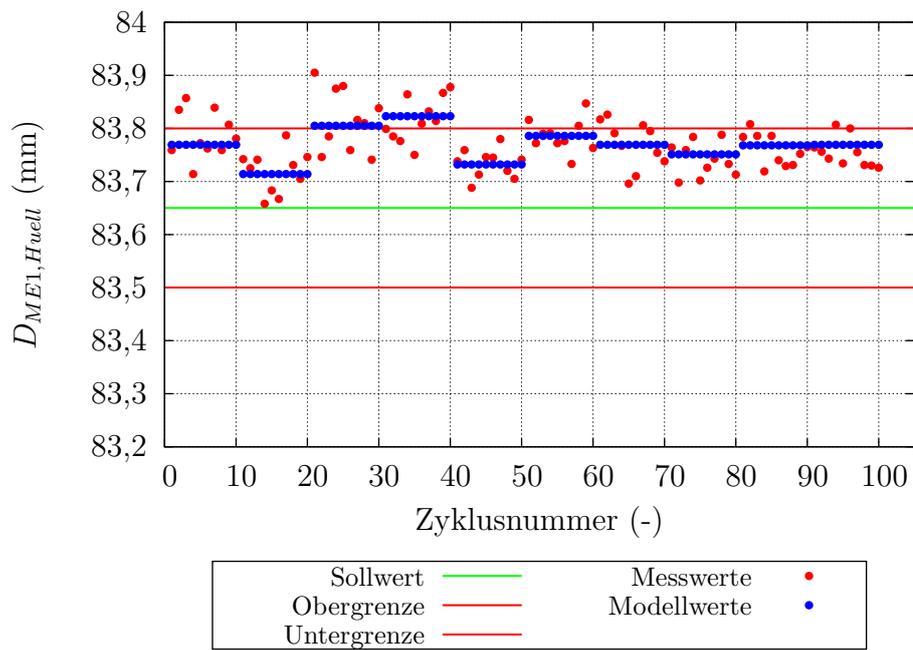


Abbildung A.25: Bauteilmerkmal „ $D_{ME1,Huell}$ “; Messwerte; $R^2=38,32\%$.

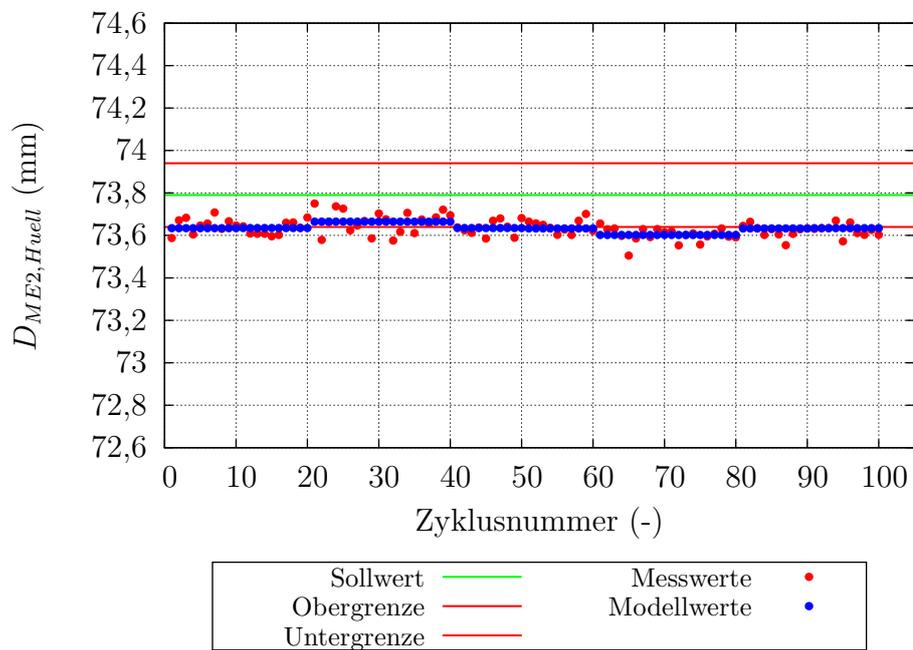


Abbildung A.26: Bauteilmerkmal „ $D_{ME2,Huell}$ “; Messwerte; $R^2=22,70\%$.

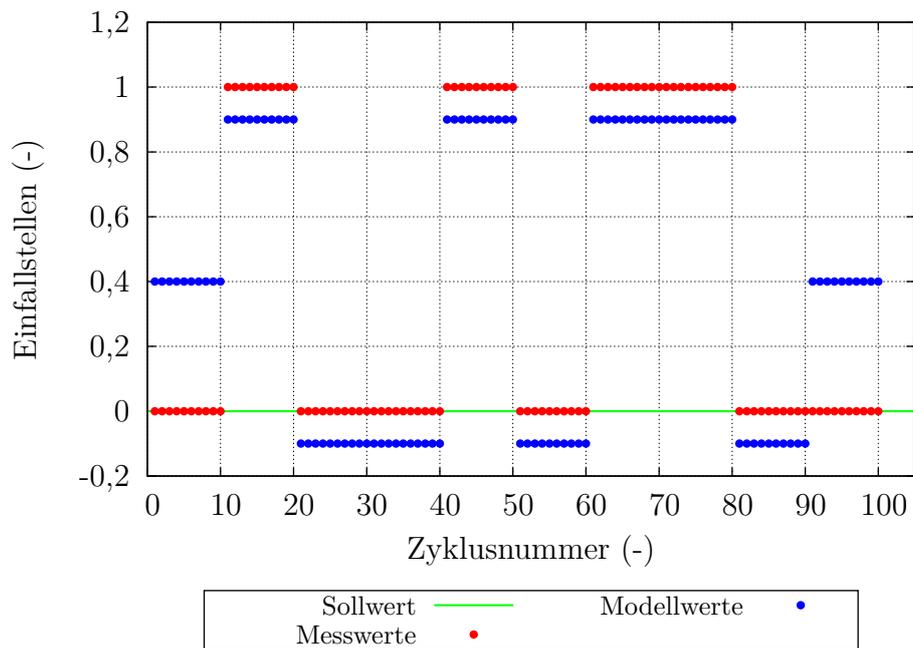


Abbildung A.27: Bauteilmerkmal „Einfallstellen“; Messwerte; $R^2=83,33\%$.

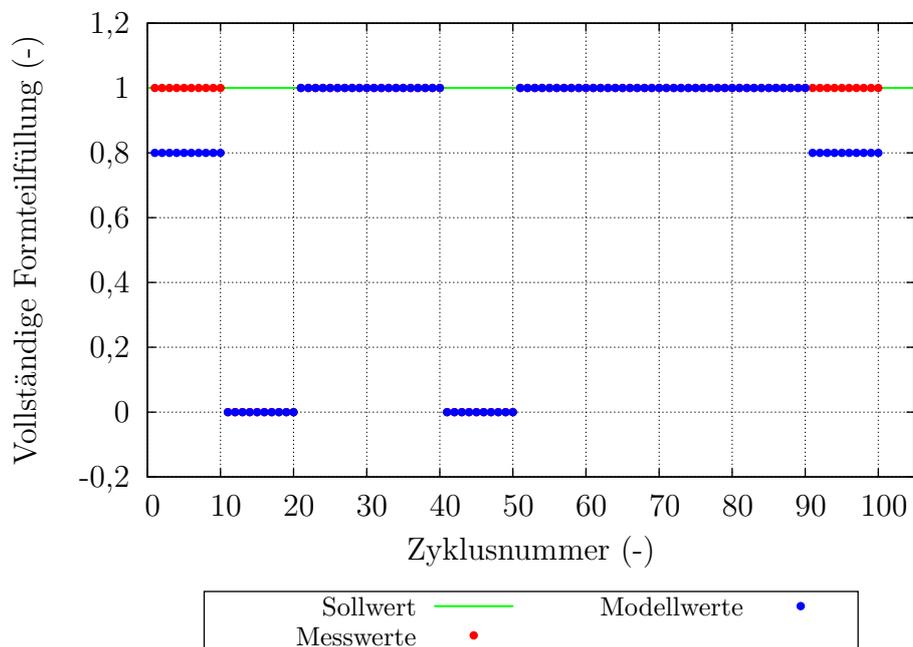


Abbildung A.28: Bauteilmerkmal „Vollständige Formteilfüllung“; Messwerte; $R^2=93,75\%$.

A.2 Vergleich zwischen dem realem Modell und den real gemessenen Durchmessern

Tabelle A.1: Verifikation der Ergebnisse von D_{DSP1} und D_{DSP2} durch Vergleich bei den Einstellungen E01 bis E09 des Versuchsplans .

Merkmal	$D_{SPC,1}$ in mm			$D_{SPC,2}$ in mm		
	Modell	Real	Differenz	Modell	Real	Differenz
E01	83.80	83.78	0.02	83.80	83.77	0.02
$\pm 3\sigma$	0.04	0.04		0.02	0.02	
E02	83.75	83.72	0.03	83.75	83.73	0.03
$\pm 3\sigma$	0.04	0.04		0.05	0.06	
E03	83.83	83.83	0.00	83.83	83.82	0.01
$\pm 3\sigma$	0.04	0.04		0.04	0.06	
E04	83.82	83.82	0.00	83.82	83.81	0.01
$\pm 3\sigma$	0.04	0.04		0.08	0.07	
E05	83.81	83.79	0.02	83.81	83.79	0.01
$\pm 3\sigma$	0.04	0.04		0.06	0.06	
E06	83.84	83.81	0.03	83.84	83.82	0.02
$\pm 3\sigma$	0.04	0.04		0.05	0.02	
E07	83.76	83.74	0.02	83.76	83.74	0.02
$\pm 3\sigma$	0.04	0.04		0.07	0.04	
E08	83.74	83.72	0.02	83.73	83.71	0.02
$\pm 3\sigma$	0.04	0.04		0.07	0.07	
E09	83.82	83.78	0.04	83.82	83.79	0.03
$\pm 3\sigma$	0.04	0.04		0.05	0.06	

A.3 Optimierte Parametereinstellung für die Realität

Tabelle A.2: Serieneinstellung und optimierte Einstellung der zu variierenden Parameter sowie Zykluszeit t_{Zykl} (reale Optimierung).

Bezeichnung		Einheit		Serie		Optimum	
T_W /Zone		°C		130		140	
T_M	°C	–	300	Heißkanal 1	307	Heißkanal 1	
			295	Heißkanal 2	302	Heißkanal 2	
			295	Zyl.-Düse	302	Zyl.-Düse	
			290	Zylinder 2	297	Zylinder 2	
			285	Zylinder 3	292	Zylinder 3	
			280	Zylinder 4	287	Zylinder 4	
			p_{St}	bar		80	
v_e /Einspritzvolumen bei Umschaltung	cm ³ /s	cm ³	30,4	19,77	34,0	19,77	
			28,5	17,57	32,1	17,57	
			26,6	15,37	30,2	15,37	
			24,7	13,18	28,3	13,18	
			20,9	10,98	24,5	10,98	
			19,0	8,79	22,6	8,79	
			17,1	6,59	20,7	6,59	
			15,2	4,39	18,8	4,39	
			13,3	2,20	16,9	2,20	
			11,1	0,00	14,7	0,00	
p_N /Änderungszeit der Druckstufe	bar	s	800	0,00	550	0,00	
			500	0,67	750	0,67	
			725	1,33	475	1,33	
			700	2,00	450	2,00	
			675	2,67	425	2,67	
			650	3,33	400	3,33	
			625	4,00	375	4,00	
			600	4,67	350	4,67	
			550	5,33	300	5,33	
			500	6,00	250	6,00	
t_N	t_{Rk}	s	6	7	6	5	
t_{Zykl}		s	17,61		15,27		

T_W	Vorlauftemperatur
T_M	Heißkanal- und Zonentemperaturen
p_{St}	Staudruck
v_e	Einspritzgeschwindigkeit
p_N	Nachdruck
t_N	Nachdruckzeit
t_{Rk}	Restkühlzeit
t_{Zykl}	Zykluszeit

Anhang B

B.1 Materialdaten für die Simulation

In diesem Abschnitt sind die in den Simulationen verwendeten Materialdaten aufgelistet. Es wurden zwei verschiedene Materialdatensätze mit den Bezeichnungen

- Materialdatensatz 1: „MD-Hersteller“ sowie
- Materialdatensatz 2: „MD-MUL“

verwendet. Der erste wurde vom Hersteller des Materials zur Verfügung gestellt. Beim zweiten wurden die pvT-Daten, die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität durch an der Montanuniversität Leoben gemessene Daten ersetzt. Darüber hinaus wurde die Transition Temperature durch die DSC-Messung bestimmt.

Die Temperaturabhängigkeit des E-Moduls E wird mit den Konstanten E_0 bis E_3 nach Glg. B.1 und die der Querkontraktionszahl ν mit den Konstanten ν_0 bis ν_3 nach Glg. B.2 beschrieben [44]. Die Glgn. zu den anderen Approximationen sind in den Abschnitten 2.1.3 und 2.1.9 erläutert.

$$E(T) = E_0 + E_1 \cdot T + E_2 \cdot T^2 + E_3 \cdot T^3, T \text{ in } ^\circ\text{C} \quad (\text{B.1})$$

$$\nu(T) = \nu_0 + \nu_1 \cdot T + \nu_2 \cdot T^2 + \nu_3 \cdot T^3, T \text{ in } ^\circ\text{C} \quad (\text{B.2})$$

In allen Simulationen wurden die gleichen Daten für das Temperiermedium „Wasser“ verwendet. Für das Temperiermedium „Wasser“ wurden die Daten aus der Cadmould®-Datenbank verwendet. Diese werden hier nicht explizit angeführt.

„MD-Hersteller“

Tabelle B.1: „MD-Hersteller“ PET Arnite® AV2 370 XT; Viskosität, Cross-WLF-Ansatz.

Konstante	Einheit	Wert
n	-	0,4412
τ	Pa	3,40753E5
$D1$	Pa s	3,84695E14
$D2$	K	340,15
$D3$	K/Pa	0
$A1$	-	33,378
$A2$	K	51,6

Tabelle B.2: „MD-Hersteller“ PET Arnite® AV2 370 XT; pvT -Daten, IKV-Ansatz.

Konstante	Einheit	Wert
b5	K	533,15
b6	K/Pa	$2,38E - 07$
b1m	m ³ /kg	6,93E-4
b2m	m ³ /(kg K)	6,00E-07
b3m	Pa	1,22E8
b4m	1/K	0,00224
b1s	m ³ /kg	6,32E-4
b2s	m ³ /(kg K)	1,58E-07
b3s	Pa	3,29E8
b4s	1/K	0,00187
b7	m ³ /kg	6,1E-5
b8	1/K	0,0535
b9	1/Pa	1,58E-8

Tabelle B.3: „MD-Hersteller“ PET Arnite® AV2 370 XT; Fließgrenztemperatur und Entformungstemperatur.

	Einheit	Wert
Fließgrenztemperatur	°C	258
Entformungstemperatur	°C	190

Für Wärmeleitfähigkeit λ und spezifische Wärmekapazität c_p waren nur Punktwerte im Materialdatensatz „MD-Hersteller“ vorhanden.

Tabelle B.4: „MD-Hersteller“ PET Arnite® AV2 370 XT; Wärmeleitfähigkeit λ und spezifische Wärmekapazität c_p .

Eigenschaft	Einheit	Wert
Wärmeleitfähigkeit λ	W/(m K)	0,195
spezifische Wärmekapazität c_p	J/(kg K)	1670

Für die mechanischen Kennwerte wurden reine Messwerte (Tabelle B.6), keine Approximationen verwendet.

Tabelle B.5: „MD-Hersteller“ PET Arnite® AV2 370 XT; Konstanten der Approximationen der mechanischen Kennwerte

	Einheit	E-Modul
E_0	MPa	0
E_1	MPa/K	0
E_2	MPa/K ²	0
E_3	MPa/K ³	0
	Einheit	Querkontraktionszahl
ν_0	-	0,35
ν_1	1/K	0
ν_2	1/K ²	0
ν_3	1/K ³	0

Tabelle B.6: „MD-Hersteller“ PET Arnite® AV2 370 XT; mechanische Kennwerte

Temperatur °C	E-Modul in Faserrichtung MPa	E-Modul quer zur Faserrichtung MPa
20	13000,4	5213,2
23	13000,4	5213,2
30	13000,4	5213,2
40	13000,4	5213,2
50	12976,4	5192,9
60	12879,7	5111,5
70	12581,7	4866,4
80	11945,1	4371,9
90	11150,0	3808,5
100	9360,9	2744,4
110	7777,8	2004,5
120	6812,8	1629,4
130	6305,1	1451,6
140	5897,6	1317,8
150	5691,6	1252,9
160	5538,5	1205,9
170	5237,2	1116,2
180	5042,1	1060
190	4865,9	1010,5
200	4726,7	972,2
210	4508,4	913,5
220	4422,6	890,9
230	4309,6	861,6
240	3640,5	696,2
250	2504,9	445,7
260	720,5	115,4

„MD-MUL“

Tabelle B.7: „MD-MUL“ PET Arnite® AV2 370 XT; p_vT -Daten, IKV-Ansatz.

Konstante	Einheit	Wert
P_{m1}	bar cm ³ /g	5414,1011
P_{m2}	bar cm ³ /(g K)	-1,3057
P_{m3}	bar	-4767,7251
P_{m4}	bar	8897,54
P_{s1}	bar cm ³ /g	16867,7031
P_{s2}	bar cm ³ /(g K)	-0,4444
P_{s3}	bar	-5897,186
P_{s4}	bar	27946,4414
P_{s5}	cm ³ /g	3,6109E-06
P_{s6}	1/K	0,0411
P_{s7}	1/bar	0,002452
P_{trans1}	°C	230,3098
P_{trans2}	K/bar	0,055

Tabelle B.8: „MD-MUL“ PET Arnite® AV2 370 XT; temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit λ .

Temperatur °C	Wärmeleitfähigkeit λ W/(m K)
95	0,205
134	0,207
186	0,241
232	0,253
263	0,296
276	0,285
292	0,279

Tabelle B.9: „MD-MUL“ PET Arnite® AV2 370 XT; temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität c_p .

T °C	c_p J/(kg K)						
26	838	154	1396	204	3543	250	1643
30	843	158	1415	205	3512	252	1647
34	856	162	1435	206	3415	254	1649
38	871	166	1456	207	3253	256	1652
42	885	170	1479	207	3030	258	1655
46	899	172	1492	208	2771	260	1658
50	914	174	1505	209	2505	262	1661
54	931	176	1519	210	2262	264	1664
58	951	178	1535	211	2057	266	1668
62	975	180	1552	212	1898	268	1671
66	1003	181	1562	213	1786	270	1675
70	1029	182	1572	214	1711	272	1679
74	1051	183	1584	215	1664	274	1682
78	1071	184	1596	216	1637	278	1690
82	1093	185	1610	217	1621	282	1697
86	1115	186	1625	218	1613	286	1705
90	1136	187	1643	219	1608	290	1712
94	1154	188	1664	220	1606		
98	1172	189	1689	222	1606		
102	1189	190	1720	224	1607		
106	1205	191	1760	226	1609		
110	1220	192	1813	228	1611		
114	1236	193	1887	230	1613		
118	1252	194	1989	232	1616		
122	1268	195	2133	234	1618		
126	1283	196	2327	236	1621		
130	1299	197	2563	238	1624		
134	1314	198	2817	240	1627		
138	1330	199	3060	242	1630		
142	1346	200	3266	244	1633		
146	1362	202	3420	246	1636		
150	1379	203	3513	248	1640		

Tabelle B.10: „MD-MUL“ PET Arnite® AV2 370 XT; Fließgrenztemperatur und Entformungstemperatur.

	Einheit	Wert
Fließgrenztemperatur	°C	215
Entformungstemperatur	°C	190

Die mechanischen Kennwerte sind gleich wie in „MD-Hersteller“.

B.2 Effektvergleich zwischen realen und virtuellen Prozessmodellen

Tabelle B.11: Vergleich der Effekte aus der Realität und der Simulation für D_{SPC1}

	Einheit	Realität				
		T_W	T_M	v_e	p_N	t_N
Mittelwert bei (-)	mm	83,802	83,784	83,803	83,762	83,787
Mittelwert bei (+)	mm	83,786	83,805	83,785	83,826	83,801
Effekt	mm	-0,017	0,021	-0,018	0,065	0,014
		Simulation				
Mittelwert bei (-)	mm	83,635	83,621	83,619	83,512	83,604
Mittelwert bei (+)	mm	83,601	83,614	83,616	83,724	83,632
Effekt	mm	-0,034	-0,007	-0,003	0,212	0,028