

# **Analyse der Fertigungs- und Prozeßeinflüsse auf die Spannungsrißbildung beim Fügen amorpher Thermoplaste mittels Heizelement**

zur Erlangung des akademischen Grades eines  
DOKTORS DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN (Dr.-Ing.)  
der Fakultät für Maschinenbau  
der Universität Paderborn

genehmigte  
DISSERTATION

von  
Dipl.-Ing. Joachim Schnieders  
aus Hörstel

Tag des Kolloquiums: 05.November.2004  
Referent: Prof. Dr.-Ing, Helmut Potente  
Korreferent: Prof. Dr.-Ing, Andreas Limper



## **Vorwort**

Diese Arbeit entstand in den Jahren 1998 bis 2002 während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Institut für Kunststofftechnik der Universität Paderborn.

Mein besonderer Dank gilt dem Institutsleiter Herrn Prof. Dr.-Ing. Potente für seine Unterstützung und das mir jederzeit entgegengebrachte Vertrauen. Für die Übernahme des Korreferates und die damit verbundene kritische Durchsicht der Arbeit danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Limper.

Allen Mitarbeitern des Instituts für Kunststofftechnik danke ich für die gute und kooperative Zusammenarbeit und die anregenden Diskussionen. Ganz besonders danken möchte ich allen studentischen Hilfskräften sowie Studien- und Diplomarbeitern, ohne deren tatkräftige Unterstützung diese Arbeit nicht entstanden wäre.

Zahlreiche interessante Hinweise erhielt ich durch die enge Kooperation mit dem Laboratorium für Technische Mechanik (LTM) in Paderborn und durch die Mitarbeiter des DVS Arbeitskreises Heizelementschweißen. Diesbezüglich möchte ich besonders Herrn Dr.-Ing. K. Linnenbrock für die Kooperations- und Diskussionsbereitschaft danken.

Die Ergebnisse der Arbeit wurden im Rahmen von Forschungstätigkeiten zusammengetragen, die dankenswerterweise von der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschung (AiF) finanziert wurden. Hierfür, sowie für die großzügige Bereitstellung von Versuchsmaschinen und –materialien, bedanke ich mich bei den Firmen BASF AG, Bayer AG, bielomatik Leutze GmbH und Degussa.

Ganz besonders und nicht zuletzt möchte ich mich für die Unterstützung meiner Frau Heidrun und die erfrischenden und ideenreichen Eskapaden meines Sohns Malte bedanken, die es mir immer wieder ermöglichten, mich von dem Thema zu lösen und mit neuen Ideen die Arbeit zu vollenden.

Joachim Schnieders

Paderborn, im Dezember 2004



## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>EINLEITUNG</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>STAND DER TECHNIK UND FORSCHUNG</b>	<b>2</b>
2.1	Grundlagen zum Schweißen mittels Heizelement	2
2.1.1	Einordnung des Verfahrens und Anwendungsgebiete	2
2.1.2	Verfahrensablauf und Prozeßphasen	3
2.2	Kenntnisstand beim Schweißen von amorphen Thermoplasten	5
2.3	Grundlagen der Spannungsrißbildung	7
2.3.1	Spannungsaufbau beim Spritzgießen und Schweißen	7
2.3.2	Einfluß physikalisch aktiver Medien	10
2.3.3	Verfahren, Prüfvorschriften und Normen zur Ermittlung der Eigenspannungen und des Spannungsrißverhaltens	14
<b>3</b>	<b>PROBLEMSTELLUNG, ZIELSETZUNG UND VORGEHENSWEISE</b>	<b>16</b>
3.1	Problemstellung	16
3.2	Zielsetzung und Vorgehensweise	17
<b>4</b>	<b>UNTERSUCHUNGEN ZUM EINFLUß DES SPRITZGIEßPROZESSES MIT HILFE DER FEM-ANALYSE</b>	<b>19</b>
4.1	Berechnungsgrundlagen	19
4.2	Versuchsdurchführung und –auswertung an einer ebenen Rechteckplatte	20
4.2.1	Diskretisierung des FE-Modells	20
4.2.2	Simulationsergebnisse zur Temperatur- und Spannungsberechnung	21
4.2.3	Simulationsergebnisse zur Bestimmung des J-Integrals	25
4.3	Versuchsdurchführung und –auswertung an einer Heckleuchtegeometrie	27
4.3.1	Diskretisierung des FE-Modells	28
4.3.2	Simulationsergebnisse zur Temperatur- und Spannungsberechnung	28
<b>5</b>	<b>EINFLUß DER PROZEßPARAMETER BEIM HEIZELEMENTSCHWEIßEN</b>	<b>31</b>
5.1	Parameterstudien mit anschließenden Benetzungstests	31

5.1.1	Grundlagen zur Vorgehensweise beim Einsatz von Benetzungstests	31
5.1.2	Versuchsauswertung zum Werkstoff Polymethylmethacrylat	34
5.1.3	Versuchsauswertung zum Werkstoff Polycarbonat	39
5.1.4	Zusammenfassung der Ergebnisse zum Benetzungstest	41
5.2	Parameterstudien mit spannungsoptischer Auswertung	41
5.2.1	Grundlagen der Spannungsoptik	42
5.2.2	Versuchsdurchführung und Auswertung	44
5.2.3	Zusammenfassung der Ergebnisse	52
5.3	Einsatz der Bohrlochmethode zur Spannungsermittlung	53
5.3.1	Grundlagen zum Einsatz der Bohrlochmethode	54
5.3.2	Versuchsdurchführung und Auswertung	56
5.3.3	Zusammenfassung der Ergebnisse	60
5.4	Theoretische Betrachtung mit Hilfe der FEM-Analyse	61
5.4.1	Simulationsergebnisse zum Einfluß der Prozeßparameter am Modell ebene Platte	61
5.4.2	Einfluß der Prozeßparameter auf das J-Integral am Modell ebene Platte	64
5.4.3	Simulationsergebnisse zum Einfluß der Prozeßparameter am Modell Heckleuchte	66
5.4.4	Zusammenfassung der Ergebnisse	67
5.5	Zusammenfassende Bewertung des Prozeßparametereinflusses und der Untersuchungsmethoden	68
<b>6</b>	<b>MODELLBETRACHTUNGEN ZUR SPANNUNGSENTWICKLUNG BEIM HEIZELEMENTSCHWEIßEN</b>	<b>70</b>
6.1	Das Schichtenmodell	70
6.1.1	Temperaturberechnung	71
6.1.2	Spannungsberechnung	78
6.2	Numerische Beschreibung der Stoffwerte	82
6.2.1	Anpassung der Wärmekennzahlen	82
6.2.2	Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte	86
6.2.3	Anpassung der Relaxationskennzahlen	88
6.3	Spannungsberechnung mit dem Schichtenmodell	89
6.3.1	Spannungsverlauf über der Prozeßzeit	89

---

6.3.2	Eigenspannungszustand in Abhängigkeit der Prozeßparameter	93
6.3.3	Einfluß der Wärmebehandlungsverfahren	96
6.3.4	Einfluß der Relaxation	97
6.4	Vergleich mit experimentellen Ergebnissen	99
6.4.1	Benetzungstests	99
6.4.2	Bohrlochmethode	102
6.4.3	FEM-Analysen	104
6.5	Kritische Betrachtung	105
<b>7</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG</b>	<b>107</b>
<b>8</b>	<b>LITERATUR</b>	<b>112</b>
<b>9</b>	<b>ANHANG</b>	<b>I</b>

## Formelzeichen und Abkürzungen

### Lateinische Formelzeichen

A	Lichtvektor
A, B	Geometrie- und Materialkonstante
$A_{1,2}$	Orthogonale Komponenten des Lichtvektors
$a_{\text{eff}}$	Effektive Temperaturleitfähigkeit
b	Größe zur Rißlängenbestimmung beim PC
B	Bestimmtheitsmaß
$b_0$	Regressionskonstante
$b_1, b_p$	Koeffizienten
$b_{\text{außen}}$	Größe zur Rißlängenbestimmung außen beim PMMA
$B_i$	Biot-Zahl
$b_{\text{mitte}}$	Größe zur Rißlängenbestimmung mitte beim PMMA
C	Konstante
d	Dicke der spannungsoptischen Probe
D	Diffusionskoeffizient
E	E-Modul
$E^0$	Kurzzeitzugmodul an Partikeln
$e_i$	Residuen
$F_{\text{rel},i}$	Relativer Fehler
G	Kurzzeitschubmodul
h	Relativer Wärmeübergangskoeffizient
$H_{1,2}$	Teilkomponenten des Lichtvektors
I	Temperaturintegral in der Schmelzeschicht
j Index	Zeitschritt
k	Konstante (Relaxation)
L	Plattenlänge
$L_0$	Schmelzeschichtdicke
$l_{\text{max}}$	statistisch größte Gefügeschwachstelle senkrecht zur Lastrichtung
M Index	Anzahl der Schichten in z-Richtung
n	Isochromatenordnung
n Index	Schicht
N Index	Anzahl der Schichten in x-Richtung
oR Index	Ohne Relaxation
p	Modul
$p_A$	Angleichdruck
$p_F$	Fügedruck
$q_K$	Konvektionswärme
$q_L$	Leitungswärme
$q_s$	Strahlungswärme
Ra	Rißlänge außen
$Ra_{\text{berechnet},i}$	Berechnete Rißlänge außen
$Ra_{\text{gemessen},i}$	Gemessene Rißlänge außen
Rm	Mittlere Rißlänge
s	Plattendicke
S	Spannungsoptische Konstante
$s_A$	Angleichweg



$s_F$	Fügeweg
$t$	Zeit
$T(x)$	Temperaturverlauf
$t^*$	kritischer Zeitpunkt in dem die höchste Zugspannung vorliegt
$T_0$	Bezugstemperatur
$t_A$	Angleichzeit
$T_A(x)$	Temperaturverlauf während des Angleichens
$T_{\text{Aufheizen}}$	Heizelementtemperatur bei der FEM-Simulation
$t_E$	Erwärmzeit
$T_E(x,t)$	Temperaturverlauf während des Erwärmens
$t_F$	Fügezeit
$T_{fl}$	Fließtemperatur
$T_{Fl}(x)$	Temperaturverlauf während des Fügens (linke Platte)
$T_{Fr}(x)$	Temperaturverlauf während des Fügens (rechte Platte)
$T_G$	Grenzflächentemperatur
$T_H$	Heizelementtemperatur
$t_K$	Kühlzeit
$T_T$	Tempertemperatur
$t_T$	Temperzeit
$T_U$	Umgebungstemperatur
$t_u$	Umkehrzeitpunkt
$t_U$	Umstellzeit
$T_{Uf}$	Fiktive Umgebungstemperatur
$T_{Um}(x,t)$	Temperaturverlauf während des Umstellens
$T_{\text{Umgebung}}$	Umgebungstemperatur bei der FEM-Simulation
$T_{\text{Werkzeug}}$	Werkzeugwandtemperatur bei der FEM-Simulation
$v$	Spez. Volumen
$v_A$	Angleichgeschwindigkeit
$v_F$	Fügegeschwindigkeit
$x, y$	Ortskoordinaten
$x_i$	Einflußgrößen bei der Regression
$\bar{y}$	Mittelwert der abhängigen Variablen
$\hat{y}_i$	Schätzwert
$y_i$	Beobachtungswerte

### Griechische Formelzeichen

$\alpha$	Temperaturausdehnungskoeffizient
$\beta$	Volumenausdehnungskoeffizient
$\delta$	Phasenverschiebung
$\delta$	Wärmeübergangskoeffizient
$\varepsilon_{\text{krit,G}}$	Grenzdehnung, bei der erste Spannungsrisse auftreten
$\varepsilon_y$	Dehnung in y-Richtung
$\varepsilon_z$	Dehnung in z-Richtung
$\varepsilon_{y,1}$	Dehnungsanteil in y-Richtung
$\varepsilon_{y,2}$	Dehnungsanteil in y-Richtung
$\varepsilon_{Q,\text{max}}$	maximale Querdehnung
$\varepsilon_{a,b,c}$	Richtungsabhängige Dehnungen

$\gamma^0$	Grenzflächenspannung an Partikeln
$\eta_0$	Dämpferviskosität
$\varphi$	Hauptspannungswinkel
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit
$\nu$	Querkontraktionszahl
$\sigma_{Q,max}$	Maximalspannung in der Probenmitte (Quellung)
$\sigma_z$	Spannung in z-Richtung
$\Delta\sigma_{rel,n,j}$	Relaxationsanteil der Schicht n zum Zeitpunkt j
$\sigma(t)$	Spannungsverlauf (Relaxation) bei konstanter Dehnung
$\sigma_{1,2}$	Hauptspannungen
$ \sigma_x - \sigma_y $	Betrag der Normalspannungsdifferenz
$\sigma_{D,max}$	Maximalspannung in der Probenmitte (Desorption)
$\sigma_{11}$	Spannung in 11 Richtung
$\sigma_{22}$	Spannung in 22 Richtung
$\sigma_{33}$	Spannung in 33 Richtung
$\sigma_I$	Hauptnormalspannung I
$\sigma_{II}$	Hauptnormalspannung II
$\sigma_x$	Spannung in x-Richtung
$\sigma_y$	Spannung in y-Richtung
$\tau$	Relaxationszeit
$\tau(T)$	Relaxationszeit in Abhängigkeit der Temperatur
$\tau_0$	Relaxationskonstante
$ \tau_{xy} $	Betrag der Schubspannung
$\tau_H$	Hauptschubspannung

Nicht aufgeführte Formelzeichen sind am Ort ihrer Verwendung erläutert bzw. erklären sich aus der entsprechenden lokalen Nutzung.

## 1 Einleitung

In der Zulieferindustrie werden von den Herstellern immer komplexere Formteile mit komplizierten Geometrien gefordert. Gleichzeitig werden immer höhere Qualitätsanforderungen in Verbindung mit strengen Prüf- und Abnahmevorschriften an die Lieferanten gestellt. Insbesondere beim Einsatz von Bauteilen bzw. Baugruppen, die durch Fügen unterschiedlicher Werkstoffe speziellen praxisorientierten Anforderungen angepaßt sind, erweist sich das unterschiedliche Materialverhalten als problematisch hinsichtlich mechanischer und insbesondere thermischer Belastung.

Voraussetzung für den erfolgreichen Einsatz eines Fügeverfahrens ist, neben Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen und der Integrierbarkeit des Verfahrens in den Fertigungsablauf, die Erfüllung der an die Verbindung gestellten Qualitätsanforderungen. Die Qualität der Verbindung hängt dabei im wesentlichen von der Wahl und Einhaltung der Fügebedingungen, der konstruktiven Gestaltung der Fügeteile, den Werkstoffeigenschaften und von der Verarbeitungsgeschichte ab [Brü99]. Dies schließt die Verarbeitungsvorgeschichte des Spritzgießens und der Lagerung, den eigentlichen Fügeprozeß, sowie die Verarbeitungsnachgeschichte der Temperung und den Einflüssen beim Gebrauch mit ein.

Ein Beispiel ist die Produktion von Kfz-Rückleuchten. Die aus Polycarbonat (PC) oder Polymethylmethacrylat (PMMA) im Spritzgießverfahren hergestellte Lichtscheibe wird mit einem Gehäuse aus Acrylnitrilbutadienstyrol (ABS) verbunden, wobei das Heizelementschweißverfahren am häufigsten Anwendung findet. Ein häufig auftretender Schadensfall ist die Bildung von Spannungsrissen. Die Rißbildung hat neben optischen Nachteilen auch das Eindringen von Feuchtigkeit zur Folge. Diese Feuchtigkeit verschlechtert die lichtoptischen Eigenschaften der Rückleuchte, so daß diese in der Regel ausgetauscht werden muß [Sch98].

Der Heizelementschweißprozeß wird heute als Hauptverursacher der Spannungsrißbildung angesehen. Das Erwärmen der Fügepartner und der unter Druck stattfindende Fügevorgang stellen Materialbelastungen dar, die Eigenspannungen in das Bauteil induzieren [PB96A]. Überlagert werden diese Eigenspannungen in der Regel durch äußere Spannungen infolge mechanischer Belastungen. Durch das Einwirken oberflächenaktiver Medien, wie z.B. Waschflüssigkeiten, entstehen in dem so beanspruchten Material umgehend Risse. Der Grund hierfür sind Diffusionsvorgänge, die eine Reduzierung der werkstoffspezifischen Streckgrenze zur Folge haben. Um die Spannungsrißempfindlichkeit von Heckleuchten zu minimieren, werden zur Zeit von den Herstellern spezielle nachgeschaltete Verfahrensschritte, wie z.B. das Tempern durchgeführt, wodurch hohe Kosten entstehen.

Eine Minimierung der Kosten für Austausch, Neuproduktion und Temperung von Bauteilen bzw. Baugruppen ist von zentraler Bedeutung für die Verarbeiter und Systemlieferanten, die sich gerade aufgrund des ständig verschärfenden Wettbewerbs einem wachsenden Kostendruck ausgesetzt sehen.

## 2 Stand der Technik und Forschung

### 2.1 Grundlagen zum Schweißen mittels Heizelement

#### 2.1.1 Einordnung des Verfahrens und Anwendungsgebiete

Das Heizelementschweißen ist ein Verfahren, bei dem die Fügeteile durch direkten Kontakt zu einem elektrisch beheizten Element erwärmt und anschließend unter Druck gefügt werden. Im Hinblick auf die zu erzielende Schweißnahtqualität gilt es als sicheres Verfahren mit hohem Qualitätsniveau. Dies ist ein Grund, daß das Verfahren seit etwa 50 Jahren in der Serienfertigung Anwendung findet.

Das Heizelementschweißen bietet eine Vielzahl an Einsatzmöglichkeiten. So lassen sich im Gegensatz zum Ultraschall- und Vibrationsschweißen auch komplizierte Geometrien und fast alle Produktgrößen realisieren [Brü98]. Selbst Bauteile mit dreidimensionalen Fügeflächen, wie sie z.B. bei Kfz-Heckleuchten vorkommen, können problemlos geschweißt werden.

Darüber hinaus eignet sich das Heizelementschweißverfahren für eine große Produktpalette von Kunststoffen. Durch die Möglichkeit, die Erwärmbedingungen an beiden Seiten des Heizelements getrennt voneinander einstellen zu können, können auch Kunststoffe mit unterschiedlichen Fließeigenschaften miteinander geschweißt werden [PG80, Brü99]. Weitere Vorteile des Verfahrens sind die Minimierung von Formteiltoleranzen, eine genaue Reproduzierbarkeit der Schweißung und die Möglichkeit, simultan mehrere Bauteile zu verarbeiten.

Ein Nachteil des Verfahrens im Vergleich zu anderen Schweißverfahren, wie dem Ultraschall- und Vibrationsschweißen, ist die längere Taktzeit. Um die Taktzeit zu minimieren, wird häufig im Hochtemperaturfeld geschweißt. Beim Hochtemperaturschweißen sind Heizelementtemperaturen bis zu 450°C möglich, wodurch sich die benötigten Erwärmzeiten drastisch reduzieren lassen. Das geschädigte Material wird durch den Fügevorgang in den Schweißwulst verdrängt und hat somit keinen oder nur geringen Einfluß auf die Schweißnahtqualität [PP75].

Der hohe Automatisierungsstand der beim Heizelementschweißen eingesetzten Maschinen ist neben den genannten Vorteilen der Grund für eine weite Verbreitung des Verfahrens in der industriellen Serienfertigung. So wird das Heizelementschweißen für eine breite Produktpalette thermoplastischer Bauteile, die in unterschiedlichsten industriellen Bereichen zu finden sind, eingesetzt [Pec82, Pec84, Pec86, NN2, Brü99].

Typische Anwendungsgebiete sind in der Automobilindustrie, in der Haushalts- und Weißgeräteindustrie, im Bereich der Sanitär- und Installationstechnik sowie in den Bereichen Medizintechnik, Elektrotechnik und in der Verpackung zu finden.

Bild 2.1 zeigt eine Auswahl der genannten Anwendungsgebiete mit schematischer Darstellung der Nahtgeometrie.

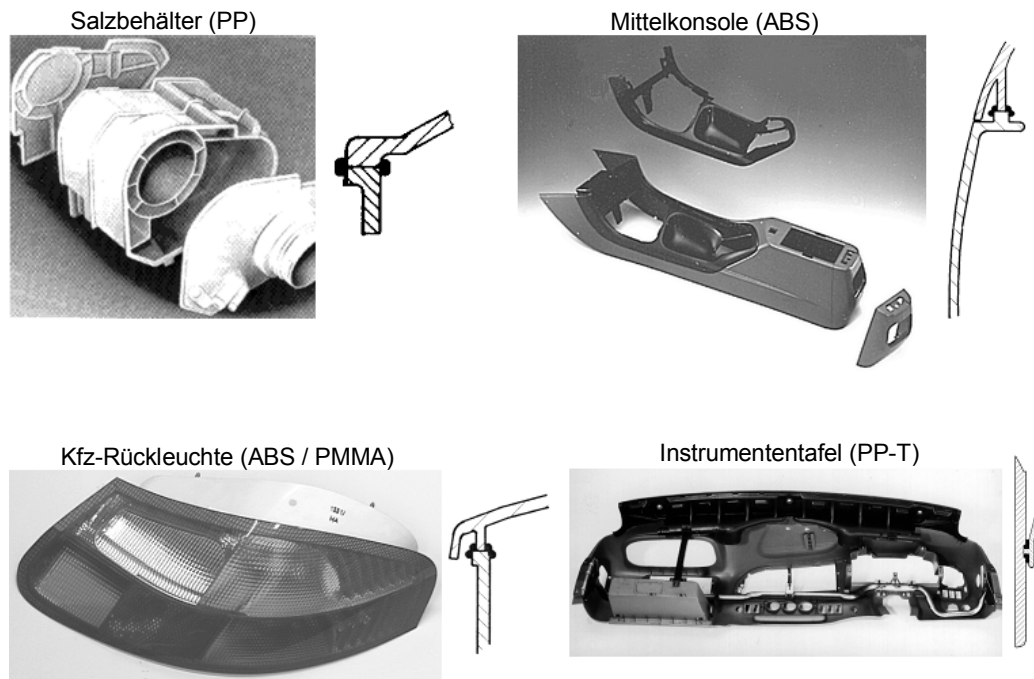


Bild 2.1: Anwendungsbeispiele für das Heizelementschweißen [NN1]

### 2.1.2 Verfahrensablauf und Prozeßphasen

Das Heizelementschweißen beruht auf dem Prinzip der Wärmeeinbringung durch Wärmeleitung mit Hilfe eines Heizelementes und dem Fügen unter Druck. Da die Erwärmungs- und Fügevorgänge zeitlich getrennt voneinander ablaufen, gehört das Heizelementschweißen aus verfahrenstechnischer Sicht zu den Mehrstufenverfahren, wobei sich folgende Prozeßphasen unterscheiden lassen:

- Angleichen und Erwärmen
- Umstellen
- Fügen und Abkühlen

Schematisch sind diese drei Phasen in Bild 2.2 dargestellt.

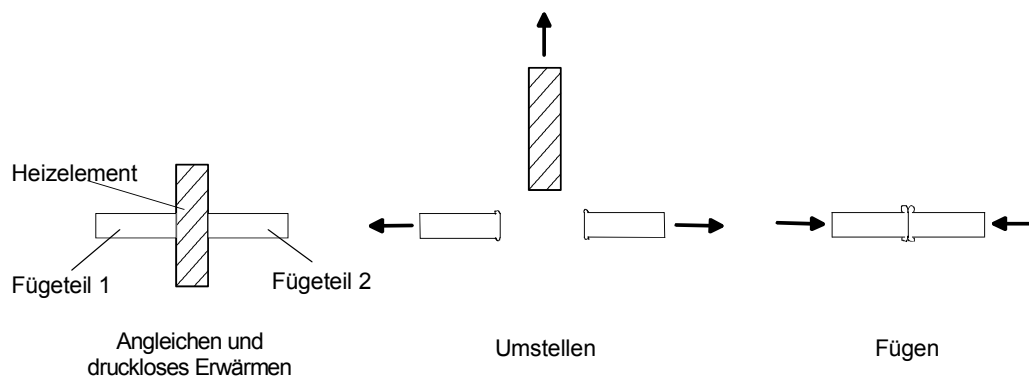


Bild 2.2: Schematische Darstellung der Phasen beim Heizelementschweißen

Während des Angleichvorganges werden die zu schweißenden Fügeteile entweder mit Kraft- und Zeitvorgabe oder mit Geschwindigkeits- und Wegvorgabe gegen das Heizelement gedrückt, bis die Fügeflächen ganzflächig am Heizelement anliegen.

Verfahrenstechnisch kann dieser Zeitpunkt an einem linearen Verlauf des Schlittenverfahrweges oder anhand einer gleichmäßigen Wulstbildung am Rand der Fügefläche festgestellt werden. Nach Erreichen der Weg- oder Zeitvorgabe schließt sich die zeitgesteuerte Erwärmphase an. Charakteristisch für diese Phase ist die drucklose Erwärmung der Fügeteile am Heizelement durch Wärmeleitung. So werden mit zunehmender Temperatureinwirkzeit auch tiefere Materialzonen erwärmt und es kommt zum Aufbau einer Schmelzeschicht, die im Gegensatz zum druckbeaufschlagten Angleichvorgang nicht in den Wulst verdrängt wird. Im Hinblick auf die spätere Fügephase stellt die Größe der erzeugten Schmelzeschicht ein entscheidendes Kriterium für die Qualität der Schweißung dar.

Vor dem Fügen erfolgt zunächst das Umstellen, d. h. das Heizelement wird aus der Fügeebene entfernt. Damit während des Umstellens aufgrund der fehlenden Wärmezufuhr keine zu große Abkühlung auftritt, sollte die Umstellzeit so kurz wie möglich sein.

Mit dem anschließenden Aufeinandertreffen der Fügeteile beginnt die Fügephase, der eigentliche Verbindungsvorgang der zu schweißenden Fügeteile. Durch den Fügevorgang wird hierbei ein ausgeprägtes Quetschfließen erzeugt, wobei der zurückgelegte Fügeweg in Korrelation zur der in der Erwärmphase erzeugten Schmelzeschichtdicke ein wichtiges Qualitätskriterium darstellt. Das Ende des Fügevorgangs ist erreicht, wenn keine wesentlichen Fließvorgänge mehr ablaufen. Ist der aufgeschmolzene Bereich genügend abgekühlt, so ist die Schweißung beendet und die Fügeteile können entnommen werden.

Ebenso wie die Angleichphase kann die Fügephase maschinentechnisch auf zwei unterschiedliche Arten durchgeführt werden. Entweder wird die Schweißung kraftgeregelt durchgeführt, d. h. es wird ein materialspezifischer Druck eingestellt, der über eine vorgegebene Zeit aufrechterhalten wird oder der Prozeß wird weggeregelt durchgeführt. Die Einhaltung des Fügeweges wird hierbei durch mechanische Anschläge oder durch maschinenseitige Wegregelung gewährleistet. Die Weg- und Kraftverläufe für die unterschiedlichen Arten der Prozeßführung sind in Bild 2.3 dargestellt.

Abhängig von der Verfahrensführung stellen sich unterschiedliche Weg-Kraftverläufe ein. In der betrieblichen Praxis wird aufgrund der maschinenseitig einfach zu realisierenden Weganschlüsse die weggeregelte Fahrweise bevorzugt. Weiterhin besteht so die Möglichkeit, geforderte Maßtoleranzbänder einzuhalten. Nachteilig ist die Belastung der Fügenaht schon während des Abkühlprozesses, da bei der weggeregelten Fahrweise die schwindungsbedingten Längenänderungen nicht nachgefahren werden. So können sich schon in der Abkühlphase Zugspannungen aufbauen, die im Hinblick auf die Schweißnahtqualität einen negativen Einfluß ausüben.

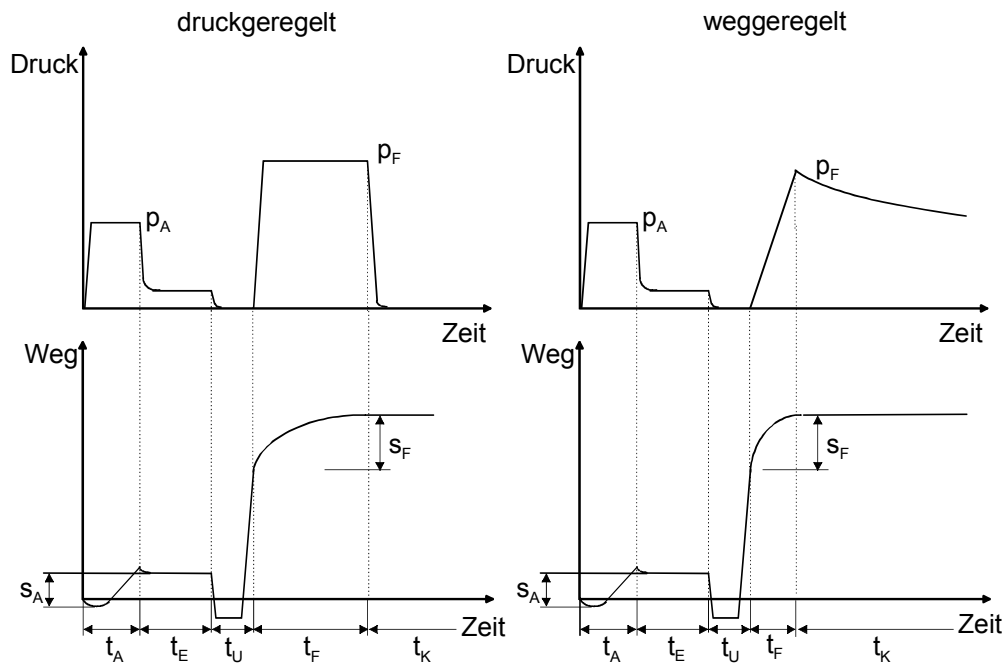


Bild 2.3: Druck- und weggeregelter Verfahrensablauf

In Tabelle 2.1 sind die prozeßbeschreibenden Parameter für die unterschiedlichen Verfahrensvarianten aufgeführt.

Tabelle 2.1: Parameter beim weg- und kraftabhängigen Heizelementschweißen

Prozeßrelevante Verfahrensparameter		
	weggeregelt	kraftgeregelt
Angleichphase	$s_A$ $v_A \leftrightarrow p_A$	$p_A$ $t_A$
drucklose Erwärmphase	$t_E$	$t_E$
Umstellphase	$t_U$	$t_U$
Fügephase	$s_F$ $t_F + t_K$ $v_F \leftrightarrow p_F$	- $t_F + t_K$ $p_F$
allgemeine Parameter	$T_H$	$T_H$

Eine ausführliche Beschreibung der einzelnen Prozeßphasen kann [Nat92] und [Brü99] entnommen werden. Auf die benötigten theoretischen und physikalischen Zusammenhänge im Hinblick auf die instationäre Temperatur- und Eigenspannungsentwicklung wird in Kapitel 6 näher eingegangen.

## 2.2 Kenntnisstand beim Schweißen von amorphen Thermoplasten

Bei heizelementgeschweißten Bauteilen aus amorphen Thermoplasten stellt die Bildung von Spannungsrissen eine nicht selten auftretende Versagensursache dar. Voraussetzung und damit Ursache der Spannungsrissbildung ist das Vorhandensein von Bauteilspannungen, die rißauslösende Werkstoffdehnungen hervorrufen. Bauteilspannungen sind auf Eigenspannungen als Folge der Verarbeitungsbedingungen, auf äußere Spannungen als Folge äußerer mechanischer Beanspruchung oder auf eine Überlagerung von beiden Spannungsarten zurückzuführen [Men90, PB96Aa-d, SS94].

Bild 2.4 zeigt eine Kfz-Heckleuchte, deren Lichtscheibe aus Polymethylmethacrylat mit einem Gehäuse aus Acrylnitrilbutadienstyrol durch Heizelementschweißen verbunden wurde. In der Ausschnittvergrößerung sind deutliche Risse erkennbar, die eine Dichtheit der Leuchte nicht mehr garantieren und daher eine Versagensursache darstellen.

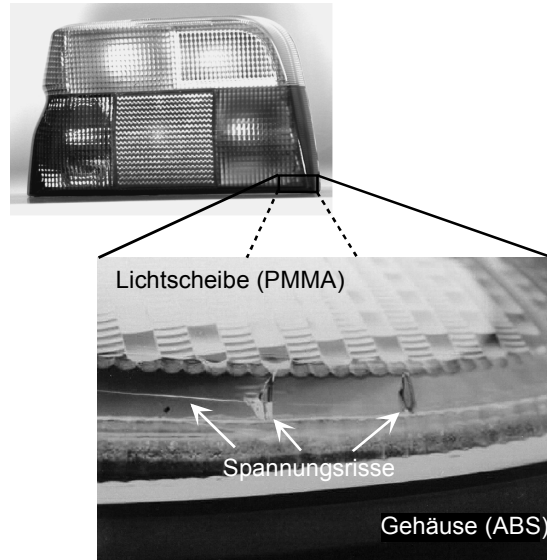


Bild 2.4: Spannungsrisse in einer heizelementgeschweißten Kfz-Heckleuchte

An Heckleuchten treten derartige Risse insbesondere dann auf, wenn die Leuchte mit spannungsrißauslösenden Medien in Kontakt kommt, wie bspw. einer Waschflüssigkeit. Infolge des eindiffundierenden Mediums werden zwischenmolekulare Kräfte verringert, wodurch die Bruchdehnung und damit das Bruchverhalten des Werkstoffs beeinflusst wird. Es kommt zu einer Verminderung der Grenzdehnung, d. h. bereits bei niedrigen Dehnungen können erste irreversible Werkstoffschädigungen in Form von Mikrorissen auftreten [Dol78, MM72a, MA72b, Püt77].

Bevor es zum eigentlichen Riß kommt entstehen Fließzonen, die in der Fachliteratur auch als „Crazes“ bezeichnet werden. Hierbei handelt es sich um rißähnlich aufgeweitete Bereiche, die durch hochverstreckte Molekülstränge zusammengehalten werden. Das Aufweiten von Crazes, das durch ein Medium infolge von Quellschpannungen beschleunigt wird, kann letztendlich zu Haarrissen, Oberflächenrissen bis hin zu durchgehenden Rissen führen [Rog82, SS94].

Von den am Fertigungsprozeß beteiligten Verfahren wird das Auftreten von Spannungsrissen allgemein dem Schweißverfahren angelastet, da die einseitige Wiedererwärmung der Füge­teile am Heizelement eine erneute Materialbelastung darstellt.

In Bild 2.5 sind drei Proben vergleichend zueinander dargestellt, die einer Lichtscheibe bzw. einer bereits geschweißten Heckleuchte partiell entnommen wurden. Die Proben wurden anschließend mit einem Gemisch aus 30% Isopropanol und 70% destilliertem Wasser befeuchtet, um die Zeitspanne bis zur Rißbildung zu verkürzen.



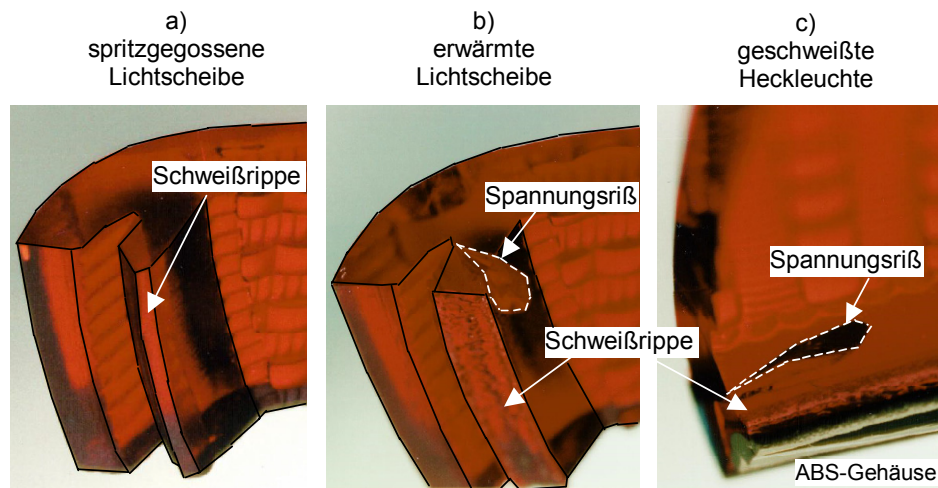


Bild 2.5: Vergleich partiell entnommener Heckleuchtenproben (a: spritzgegossen, b: am Heizelement erwärmt, c: geschweißt)

Der Vergleich zeigt, daß bei der Probe, die der rein spritzgegossenen PMMA-Lichtscheibe (a) entnommen ist, keine Rißbildung auftritt. Eine deutliche Spannungsrißbildung ist dagegen bei der Probe zu erkennen, die der bereits am Heizelement erwärmten Lichtscheibe (b) entnommen wurde. Die Probe (b), an deren oberen Ende der Schweißrippe der aufgeschmolzene Bereich zu erkennen ist, zeigt unterhalb der Fügefläche einen Spannungsriß, der sich aus der Kerbe zwischen Rippe und Abdeckung entwickelt hat. Unter dem Mikroskop ist der Spannungsriß bereits wenige Sekunden nach Aufbringen des Mediums beobachtet worden. Der gleiche Schadensverlauf ist auch an Proben beobachtet worden, die aus geschweißten Heckleuchten (c) entnommen wurden. Am unteren Ende der Probe (c) ist noch ein Teil des abgetrennten ABS-Gehäuses zu erkennen.

Aus den Untersuchungsergebnissen kann gefolgert werden, daß die einseitige Erwärmung am Heizelement zu einer Induzierung von Eigenspannungen führt, die im Fall einer Benetzung mit dem oberflächenaktiven Medium aus Isopropanol und Wasser zu einer Überschreitung der kritischen Grenzbruchdehnung führt. Aufgrund der dargestellten Versagensursache wird in bestimmten Anwendungsbereichen, wie bspw. der Leuchtenfertigung, eine hohe Beständigkeit gegen derartige Medien gefordert. Bei heizelementgeschweißten Bauteilen aus amorphen Thermoplasten wird der Eigenspannungszustand und somit die Spannungsrißempfindlichkeit zu einem wichtigen Qualitätskriterium.

## 2.3 Grundlagen der Spannungsrißbildung

### 2.3.1 Spannungsaufbau beim Spritzgießen und Schweißen

Bei den meisten technischen Thermoplast-Formteilen handelt es sich um Spritzgußteile. Besonders beim Spritzgießen ist es jedoch unvermeidlich, daß es aufgrund der dynamischen Prozesse während der Formfüll- und der Abkühlphase zu Anisotropien im Werkstoff kommt, die sich allerdings nicht in jedem Fall negativ auf die Gebrauchseigenschaften des Formteils auswirken müssen [Bac85, MW88].

Sowohl die Orientierungen als auch die Eigenspannungen werden unter anderem beim Spritzgießen durch die hohen Scherkräfte auf die Polymermoleküle und die daraus resultierenden Deformationen im molekularen Bereich verursacht. Es stellt sich ein Gleichgewicht mit rücktreibenden Kräften ein, die sich aus thermodynamischer Sicht in einen entropieelastischen und einen energieelastischen Anteil aufteilen lassen [Bac85].

Der entropieelastische Anteil (Orientierungen) begründet sich in der Konfigurationsänderung der Molekülketten, die in eine Vorzugsrichtung gedreht werden. Der energieelastische Beitrag (Eigenspannungen) beruht auf dem Bestreben der Moleküle, die gegen die zwischenatomaren Kräfte verrichtete Arbeit wieder abzugeben [Bac85]. Die aus Energie- und Entropieelastizität resultierenden Kräfte können sich in der Größenordnung stark unterscheiden. Die große Temperaturabhängigkeit der entropieelastischen Rückstellkräfte bewirkt, daß diese im eingefrorenen Zustand des Werkstoffs im Vergleich zu den energieelastischen Kräften verhältnismäßig klein sind, zu höheren Temperaturen bis hin zur Schmelztemperatur jedoch zunehmend dominieren [MW88].

Die im Gebrauchstemperaturbereich dominierenden Eigenspannungen lassen sich aus physikalischer Sicht in vier Kategorien einteilen [Pei66, KB80]:

- Eigenspannungen 1. Art in quasi-isotropen, makroskopischen Bereichen homogener Werkstoffe;
- Eigenspannungen 2. Art in kleineren Bereichen, in denen anisotropes Stoffverhalten zu berücksichtigen ist, wie z.B. Kristallbereiche;
- Eigenspannungen 3. Art in kleineren, z.B. interkristallinen Bereichen;
- Eigenspannungen 4. Art in atomaren Bereichen, z.B. Versetzungen, Valenzwinkelverbiegungen und Atomabstandsänderungen.

Die Eigenspannungen höherer Art verursachen die Eigenspannungen 1. Art, machen sich jedoch makroskopisch nicht bemerkbar und sind daher im weiteren von untergeordnetem Interesse. Der Begriff „Eigenspannungen“ soll daher in weiteren Ausführungen ausschließlich für diejenigen der 1. Art verwendet werden.

Die inneren Spannungen eines Formteils können also generell als Resultat des lokal unterschiedlichen Kontraktions- bzw. Ausdehnungsverhaltens bei instationären thermodynamischen Prozessen bezeichnet werden. Die Ursache der Eigenspannungen ist stets ein Gradient der Expansionskoeffizienten, der lokal unterschiedliche Dehnungen bewirkt [MW88].

Die meßtechnische Erfassung von Eigenspannungen in Formteilen gestaltet sich sehr schwierig und ist stark von der Formteilgeometrie und dem verwendeten Werkstoff abhängig. Um grundlegende Aussagen über die Spannungsverteilung treffen zu können, stützt man sich auf theoretische Überlegungen, die das Problem rein phänomenologisch beschreiben. Grundlage der Beschreibung sind Temperatur-, Zeit- und Druckverlauf.

Bei der Abkühlung von Spritzgußteilen werden thermische Eigenspannungen aufgrund der Temperaturunterschiede bzw. der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten durch differierende Verformungen in verschiedenen Querschnittsbereichen induziert. Von besonderem Interesse sind die Eigenspannungen des Formteils nach dem Spritzgießen. Bild 2.6 stellt die Ausbildung thermischer Eigenspannungen in einem Körper (zylindrisch oder eben) bei Abkühlung dar.

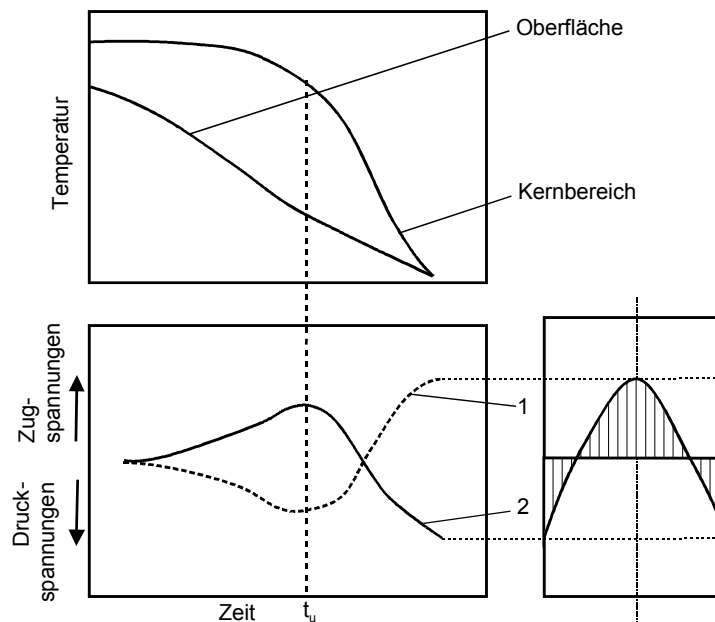


Bild 2.6: Thermische Eigenspannung bei Abkühlung eines Spritzgießformteils in Anl. an [Tie82]

Hierbei kühlt der Rand schneller ab als der Kern, so daß am Rand zunächst Zug- und im Kern Druckspannungen entstehen. Die Spannungen nehmen bis zu einem Umkehrzeitpunkt  $t_u$ , also maximale Temperaturdifferenz von Rand und Kern (Kurve 1 und 2), zu und verringern sich mit zunehmendem Temperatureausgleich. Da die Oberfläche zuerst erstarrt, verhindert sie die freie Kontraktion der inneren Zonen. Das Bauteilinnere versucht auf die Oberfläche aufzuschrumpfen, so daß sich zum Schluß Zugspannungen im Bauteilinneren und Druckspannungen an der Oberfläche einstellen [Tie82, Sch72, Ngu98].

Beim Heizelementschweißen hingegen ist die partielle Erwärmung der Bauteile am Heizspiegel während des Schweißvorganges ausschlaggebend für den Spannungsaufbau in der Schweißnaht. Die Schweißeigenspannungen entstehen hauptsächlich durch Schwindungen und behinderte Relaxationsvorgänge. Bild 2.7 und Bild 2.8 stellen die Schwindungseigenspannung in Längs- und in Querrichtung der Naht dar [Tie82]. Die Schwindung in Längsrichtung der Naht und der weiteren erwärmten Bereiche wird durch die kälteren Zonen behindert, so daß Zugspannungen ( $+\sigma_x$ ) entstehen. Die kälteren Zonen üben eine Einspannwirkung aus und werden dadurch gestaucht, wobei Druckspannungen ( $-\sigma_x$ ) entstehen. Die Schwindung in Querrichtung führt auch zu Zugspannungen ( $+\sigma_y$ ), die aber an den Nahtenden aus Gleichgewichtgründen in Druckspannungen ( $-\sigma_y$ ) übergehen. Bei längeren Nähten sind die Querspannungen ( $\sigma_y$ ) im Vergleich zu den Längsspannungen ( $\sigma_x$ ) klein. Je höher die Längsspannungen parallel zur Schweißnaht sind, desto kritischer ist der Zustand im

Hinblick auf eine Spannungsrißbildung, die in den meisten Fällen orthogonal zur Schweißnaht verläuft [PS00, LS00a, PS99].

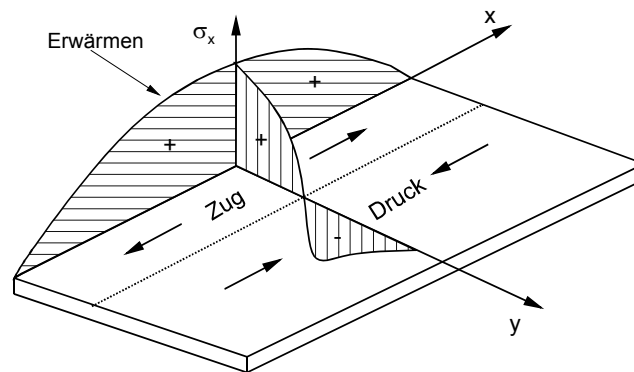


Bild 2.7: Spannungsverlauf in x-Richtung einer Rechteckplatte (symmetrisch zur Schweißnaht)

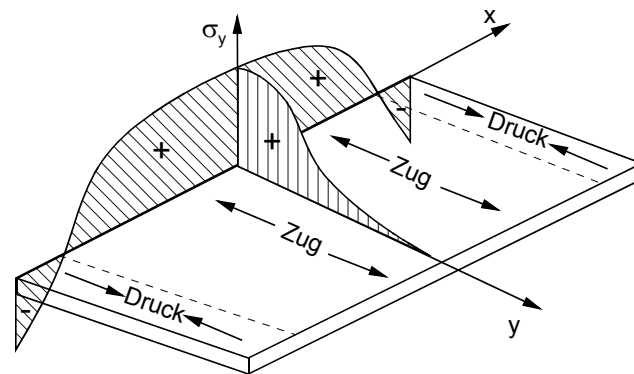


Bild 2.8: Spannungsverlauf in y-Richtung einer Rechteckplatte (symmetrisch zur Schweißnaht)

In der Realität kommt es zu einer Überlagerung der Spannungszustände nach dem Spritzgießen und nach dem Schweißen, wobei eine Superposition dieser Eigenspannungszustände aufgrund der ablaufenden instabilen thermodynamischen Prozesse nicht ohne weiteres möglich ist. So kommt es beim Erwärmen eines eigenspannungsbehafteten Formteils am Heizelement zur partiellen Relaxation der Eigenspannungen aus dem Spritzgießprozeß. Da die Erwärmung aber in einem örtlich sehr begrenzten Bereich stattfindet und die Relaxation in hohem Maße temperatur- und zeitabhängig ist, kommt es in fügenahferen Bereichen zu keinem Spannungsabbau.

### 2.3.2 Einfluß physikalisch aktiver Medien

Bei der Beurteilung der Widerstandsfähigkeit von Formteilen gegenüber Chemikalien ist zu berücksichtigen, daß ein Werkstoff ein völlig anderes Verhalten zeigen kann, wenn neben der chemischen eine mechanische Beanspruchung durch Eigenspannungen und / oder äußere Lastspannungen auftritt. Ein Werkstoff, der sich im spannungsfreien Zustand absolut beständig gegen bestimmte Medien zeigt, kann unter Zugspannung bereits nach relativ kurzer Zeit schädigende Einwirkung erfahren. Diesen Schädigungsvorgang in physikalisch aktiver Umgebung nennt man „Spannungsrißbildung“ oder „ESC“ (environmental stress crazing and cracking). Stehen Kunststoffe mit Umgebungsmedien in Berührung, gegen die sie chemisch unbeständig sind, finden chemische Reaktionen statt. Diesen Vorgang bezeichnet

man in Analogie zu metallischen Werkstoffen als „Spannungsrißkorrosion“ [Rog82, Sch92, Sch72, NN1].

Spannungsrisse können die Wand eines Kunststoffteils vollständig durchdringen und damit zu Bruchflächen werden oder sie können zur Ruhe kommen, wenn sie Zonen mit genügend niedrigen Spannungen oder mit anderer Materialstruktur erreichen [NN1]. Bei Formteilen aus spannungsrißempfindlichen Werkstoffen mit Eigenspannungen oder unter mechanischer Belastung können sich bereits an der Luft Spannungsrisse bilden [Sch92,Rog82].

Die Spannungsrißbildung ist gekennzeichnet durch die Ausbildung von Fließzonen (Crazes) im Werkstoff und ihre mögliche Weiterentwicklung zu Haarrissen, Oberflächenrissen, bis hin zu durchgehenden Rissen. Die Bildung von Crazes ist, ebenso wie der Bruchvorgang selbst, zeitabhängig; es ist eine gewisse Entwicklungs- oder Induktionszeit erforderlich. Crazes sind ebenso wie Risse planar und reflektieren Licht. Es handelt sich hierbei um rißähnlich aufgeweitete Bereiche, die durch hochverstreckte Molekülstränge zusammengehalten werden [SS94, Kam73].

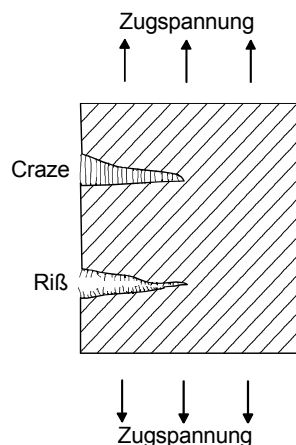


Bild 2.9: Unterschied zwischen Craze und Riß

Erwärmt man die Probe über die Glasübergangstemperatur, bilden sich die Crazes im Gegensatz zu Rissen zurück und verlieren ihre reflektierenden Eigenschaften [Sch72, WB75, Kam66, Opf78]. In Bild 2.9 ist der Unterschied zwischen Fließzone und Riß dargestellt.

Für das Auftreten und das Ausmaß der Spannungsrißbildung eines durch Zugspannungen beanspruchten Polymerwerkstoffs unter Medieneinfluß sind vor allem drei Effekte entscheidend, wenn man die in Ausnahmefällen mitwirkenden chemischen Reaktionen vernachlässigt [Men90, Rog82]:

- Senkung der Grenzflächenenergie
- Quellkräfte
- Desorption und Lösen

### 2.3.2.1 Erniedrigung der Grenzflächenenergie

In der Potentialtheorie wird der Zusammenhalt der Kunststoffpartikel durch Kohäsion erklärt. Ein oberflächenaktives Medium, das durch Diffusion in die Grenzflächen eindringt und diese benetzt, vermindert die kohäsiven Oberflächenspannungen zwischen den Partikeln. Die Gleichung (2.1) [Men90, Rog82] zur Abschätzung der kritischen Dehnungen bei linear-viskoelastischem Verhalten zeigt, daß die Grenzdehnung sinkt, wenn die die Haftungskräfte ausdrückende Grenzflächenspannung zwischen adhärierenden Partikeln durch eindringende Fremdmoleküle herabgesetzt wird [Men90].

$$\varepsilon_{\text{krit,G}} \approx C \sqrt{\frac{\gamma^0}{E^0 \cdot l_{\text{max}}}} \quad (2.1)$$

- $\varepsilon_{\text{krit,G}}$  Grenzdehnung, bei der erste Spannungsrisse auftreten
- C Konstante
- $\gamma^0$  Grenzflächenspannung an Partikeln
- $E^0$  Kurzzeitzugmodul an Partikeln
- $l_{\text{max}}$  statistisch größte Gefügeschwachstelle senkrecht zur Lastrichtung

Durch die Benetzung reduziert sich die zur Reißentstehung notwendige Spannung auf einen Wert, der unterhalb der werkstoffspezifischen Streckgrenze liegt, so daß bereits bei niedriger Dehnung Fließzonen und Mikrorisse auftreten können. Das Eindringen erfolgt entlang Zonen geringer Dichte wie bspw. Partikelgrenzen, Grenzflächen von Füllstoffen oder Fertigungsfehlern. Falls Zugspannungen vorhanden sind, kann es zu einer Aufweitung kommen. Die Wirkung des Mediums ist weder chemisch noch physikalisch lösend, sondern „benetzend“. Der Werkstoff nimmt deshalb wieder seine ursprünglichen Eigenschaften an, wenn das Medium vor einer Reißbildung entfernt wird [SS94, Men90].

### 2.3.2.2 Quellkräfte

Wird ein Umgebungsmedium von einem Polymerwerkstoff aufgenommen, entsteht eine leicht bestimmbare Gewichtszunahme und eine Volumenvergrößerung. Da diese Volumenvergrößerung von den noch nicht beeinflussten tiefer liegenden Werkstoffzonen behindert wird, erzeugt dies Quellspannungen. Sie wirken als Zugspannungen im Zentrum des Werkstoffs, wenn dieser von beiden Seiten benetzt wird. Die Anwendung der Diffusionsgesetze und die Kenntnis der Quelldehnung zwischen zwei Konzentrationszuständen sowie die Berücksichtigung der mechanischen Eigenschaften eines Polymeren lassen eine Berechnung der zeitlichen Zugspannungsverläufe nach [Püt77, Git80, Men90] zu. So gilt für die Sorption in der Probenmitte

$$\sigma_{\text{Q,max}}(t = t^*, x = 0) = 0,33 \cdot \varepsilon_{\text{Q,max}} \cdot \frac{E}{1 - \nu} \quad (2.2)$$

mit

$$t^* = \frac{0,28 \cdot s^2}{\pi^2 \cdot D} \quad (2.3)$$

$\sigma_{Q,max}$	Maximalspannung in der Probenmitte
$t^*$	kritischer Zeitpunkt, in dem die höchste Zugspannung vorliegt
$x$	Ortskoordinate
$\varepsilon_{Q,max}$	maximale Querdehnung
$\nu$	Querkontraktionszahl
$s$	Plattendicke
$D$	Diffusionskoeffizient

Formteile enthalten neben geometrisch ungünstigen Bereichen und Fertigungsfehlern in Form von Poren, Rissen oder Kratzern vor allem Eigenspannungen. Dadurch können ohne äußere Belastung gefährliche Spannungszustände vorhanden sein, die sich den Beanspruchungen aus der Flüssigkeitsaufnahme überlagern [Men90].

### 2.3.2.3 Desorption und Lösen

Rißbildung durch Desorption kann bei allen hygroskopischen Kunststoffen beobachtet werden. Ein mit Flüssigkeit gesättigter Polymerwerkstoff versucht zu schwinden, wenn von seiner Oberfläche her die Flüssigkeit abgegeben werden muß. Daran hindern ihn die tieferen noch gesättigten Schichten. Es entstehen spontan gefährliche Zugspannungen, die schnell eine Rißbildung bewirken können. Diese Spannungen (Gleichung (2.4)) können leicht dreimal größer sein als diejenigen bei der Flüssigkeitsaufnahme [Gro73, Men90]:

$$\sigma_{D,max}(x = s/2, t = 0) = \varepsilon_{Q,max} \cdot \frac{E}{1 - \nu} \quad (2.4)$$

Das Volumendefizit im Oberflächenbereich kann durch Abgabe vorher aufgenommener Flüssigkeit oder durch andere desorbierte Anteile des Werkstoffs hervorgerufen werden. Solche Anteile, die gelöst oder weggetragen werden, können Verarbeitungshilfsstoffe wie Farbmittel, Weichmacher, Stabilisatoren, Gleitmittel oder niedermolekulare Polymeranteile sein. Gefährlich sind hier vor allem die Monomeren des jeweiligen Polymeren, da deren Löslichkeitsparameter denjenigen des Polymeren nahe kommt. Es ist anzunehmen, daß diese Lösungsmittel nicht nur schnell in Werkstoffzonen niedriger Dichte eindringen und dabei eine Sprengwirkung verursachen sondern, daß sie auch vorhandene niedermolekulare Stoffe herauslösen [Men90].

Die hier kurz geschilderten Effekte lassen sich nicht scharf voneinander trennen; es können bei der Spannungsrißbildung außerdem noch andere Einflüsse eine Rolle spielen. Eine ausführliche Beschreibung der vorgestellten Effekte findet sich in [Rog82].

Das Auftreten von Spannungsrisen wird begünstigt durch Monomerreste, durch breite Molmassenverteilungen, geringe Molmasse und Zugspannungen aus Eigen-

oder Lastspannungen. Als besonders spannungsrißanfällig gelten spröde, amorphe Kunststoffe (z.B. PS und PMMA) und hochkristalline, relativ kurzkettenige Thermoplaste, wie niedermolekulares PE. Durch Tempern und geeignete Zusätze (Crazes- und Rißstopper, wie z.B. Elastomerpartikel) kann die Spannungsrißanfälligkeiit verringert werden [Sch92].

### **2.3.3 Verfahren, Prüfvorschriften und Normen zur Ermittlung der Eigenspannungen und des Spannungsrißverhaltens**

#### **2.3.3.1 Verfahren zur Ermittlung von Eigenspannungen**

Läßt man äußere Lastspannungen am Bauteil außer Betracht, so stellt es heute immer noch ein Problem dar, die für die Spannungsrißbildung ursächlichen Eigenspannungen in ihrer Größe zu bestimmen. Aus der Literatur sind eine Reihe von Verfahren bekannt, mit deren Hilfe Eigenspannungen qualitativ oder quantitativ - zumindest für einfache Formteilgeometrien - bestimmt werden können [Pei66]:

- Spannungsrißauslösung mit physikalisch aktiven Medien
- Spannungsoptik mit polarisiertem Licht
- Ultraschall
- Gitterverformungsmessungen mit Röntgenstrahlen (Reflexion und Transmission)
- Störung des inneren Kräftegleichgewichts durch mechanische Bearbeitung des Formteils und Messung der resultierenden Bauteilverformung wie z.B. beim Bohrlochverfahren

Allen diesen Verfahren ist gemeinsam, daß sie sich die im Material verursachten Veränderungen zu nutze machen, um die Eigenspannungen zu lokalisieren und teilweise auch zu quantifizieren. Bezüglich ihrer Anwendbarkeit für ein konkretes Problem unterliegen sämtliche Verfahren bestimmten Restriktionen wie z.B. Transparenz, dem Vorhandensein kristalliner Bereiche oder ebene Formteilgeometrien [MW88].

#### **2.3.3.2 Prüfvorschriften und Normen zur Ermittlung des Spannungsrißverhaltens**

Das Spannungsrißverhalten von Kunststoffen wird erheblich vom Verarbeitungszustand beeinflußt. Es ist darum mehr eine Eigenschaft des Formteils als der Formmasse [Ort83]. Zur Zeit wird eine Vielzahl von genormten und nicht genormten Prüfungen angewendet, um das Spannungsrißverhalten von polymeren Werkstoffen zu charakterisieren. Die möglichen Prüfverfahren lassen sich in drei Gruppen unterteilen: Hierbei handelt es sich um Prüfungen ohne äußere mechanische Beanspruchung, um Prüfungen mit konstanter Spannung (Kriechen) und um Verfahren mit konstanter Verformung (Relaxation).

Die Auswahl eines Prüfverfahrens sollte den Erfordernissen der Praxis angepaßt sein. Das ist nur möglich, wenn man die mechanische Belastung, das betreffende Umgebungsmedium sowie die Einsatztemperatur des Formteils kennt. Wie bei vielen Prüfungen an eigens dafür hergestellten Probekörpern, lassen sich die Ergebnisse



nicht ohne weiteres auf Fertigteile übertragen. Neben den komplexen inneren und äußeren Spannungen ist der von den Herstellbedingungen abhängige Zustand des Werkstoffs für dessen Verhalten von Bedeutung [Ort83].

#### Prüfverfahren ohne äußere mechanische Beanspruchung

Bei diesen Verfahren resultiert eine eventuelle mechanische Beanspruchung nur aus der Wirkung des Eigenspannungszustandes, der als Folge des Verarbeitungsvorganges im Formteil vorliegt. Die Wirkung dieser Eigenspannungen wird mit Hilfe von Tauchversuchen (Benetzungsversuchen) beurteilt, wobei sehr unterschiedliche Beständigkeitskriterien zur Anwendung kommen [Sch92]:

- Tauchzeit bis zum Auftreten der Rißbildung
- Art, Verlauf und Größe der auftretenden Risse
- Veränderungen mechanischer, elektrischer und optischer Kennwerte in Abhängigkeit von Tauchzeit, Tauchtemperatur und Medienkonzentration
- Medienkonzentration, bei der nach einer bestimmten Zeit Rißbildung auftritt

#### Prüfverfahren bei konstanter Verformung

Bei diesen Prüfverfahren wird die Medieneinwirkung auf einen Probekörper bei konstanter Verformung untersucht. Durch die aufgezwungene Verformung wird in der Probe ein ein- oder mehrachsiger Spannungszustand erzeugt, der nicht stabil ist und durch die Folgen der Rißbildungsvorgänge oder durch molekulare Relaxationsprozesse im Laufe der Zeit abklingt. Diese Beanspruchung dient der Beurteilung von Formteilen, die in der Praxis langfristig konstanten Verformungen unterworfen sind [SS94, Sch92, Sch72].

Die bekanntesten Verfahren sind:

- Kugeleindrückmethode (nach DIN 53449)
- Einfache Biegestreifen-Prüfung (Bell-Telephone-Test)
- Biegestreifenverfahren (nach DIN 53449)
- Bruchmechanische Rißarrest-Methode

Zur qualitativen oder quantitativen Abschätzungen von Eigenspannungszuständen sind diese Verfahren nicht geeignet, da sie den im Bauteil vorliegenden Eigenspannungszuständen weitere Prüflastspannung überlagern.

#### Prüfverfahren bei konstanter Spannung

Eine Prüfung bei konstanter Belastung hat den Vorteil, daß die Bruchzeiten verschiedener Werkstoff- / Medien-Kombinationen vergleichbar sind und die Größe der Beanspruchung exakt vorgegeben werden kann. Eine gute Reproduzierbarkeit der Prüfbedingungen ist als weiterer Vorteil zu nennen. Die Prüfung bei konstant gehaltener Spannung erfolgt in einem Zeitstandsversuch. Spannungsrißbildung kann nur bei Zugbeanspruchung auftreten, deshalb wählt man zweckmäßigerweise den in DIN 53449 genormten Zeitstand-Zugversuch [Sch92, Sch72]. Diese Prüfverfahren werden vornehmlich zur Werkstoffcharakterisierung eingesetzt. Aussagen über die Höhe der verarbeitungs-, geometrie- und werkstoffbedingten Eigenspannungen können nicht getroffen werden.

### 3 Problemstellung, Zielsetzung und Vorgehensweise

#### 3.1 Problemstellung

Ein häufig auftretender Schadensfall an heizelementgeschweißten Bauteilen ist die Bildung von Spannungsrissen. Ein Industriezweig, in der Spannungsrisse eine wesentliche Rolle spielen, ist die Leuchtenfertigung in der Automobilindustrie. Diese Schadensfälle treten häufig noch während der laufenden Fertigung auf, manchmal aber auch erst bei bereits ausgelieferten Fahrzeugen. In jedem Fall aber entstehen, sei es durch erhöhte Ausschußraten oder durch Gewährleistungsverpflichtungen seitens der Automobilhersteller, hohe Folgekosten für die Zulieferbetriebe.

Die Rißbildung in Kunststoffbauteilen ist abhängig von mehreren Faktoren. Grundsätzlich gilt, daß Spannungen, die oberhalb der werkstoffspezifischen Streckgrenze liegen, Risse im Bauteil verursachen. Durch das zusätzliche Einwirken physikalisch aktiver Medien, z.B. Waschflüssigkeit, finden Diffusionsvorgänge statt, die im Bauteil zu lokalen Volumenänderungen führen und somit durch eine Verminderung der Bruchdehnung die Belastbarkeit des Werkstoffs verringern. Das Phänomen der Spannungsrißbildung ist seit Jahren bekannt und Gegenstand umfangreicher theoretischer und experimenteller Untersuchungen [Rog82, SS94, Kam73, WB75, Kam66, Püt77, Git80, Gro73].

Auch auf dem Gebiet des Heizelementschweißens, welches aus verfahrenstechnischer Sicht ein einfaches Verfahren zum Fügen von Kunststoffen ist, wurden in der Vergangenheit bereits zahlreiche wissenschaftliche Arbeiten mit unterschiedlichsten Forschungsschwerpunkten durchgeführt [Kre87, Mic84, Mic89, Nat92, Pie75, Tap89, Zee78, Pot77].

Genauere wissenschaftliche Untersuchungen sowie fundierte Kenntnisse über die Beeinflussung der Spannungsrißempfindlichkeit durch die Prozeßführung beim Heizelementschweißen unter Berücksichtigung des vorgeschalteten Spritzgießprozesses sowie der Vor- bzw. Nachbehandlungsverfahren, wie der Warmlagerung vor dem Schweißen und der Temperung, liegen jedoch nicht vor. So fehlen klare Aussagen zur Wirkrichtung und –größe der Prozeßparameter beim Heizelementschweißen. Von besonderem Interesse sind hier die Einflüsse

- der Heizelementtemperatur,
- der Erwärmzeit,
- des Fügedrucks und
- des Fügeweges

auf den Spannungshaushalt der gefügten Bauteile. Ebenso fehlen Aussagen zum Einfluß des Spritzgießprozesses auf den Spannungshaushalt nach dem Schweißen. Der Einfluß der thermischen Vor- und Nachbehandlung sowie der Lagerung der Bauteile vor dem Schweißen ist bis jetzt ebenfalls nicht untersucht worden.

Gerade die Wärmebehandlungsverfahren zur Reduzierung des Eigenspannungshaushaltes stellen innerhalb der Produktionskette einen zusätzlichen Verfahrens-

schritt dar, der kosten- und zeitintensiv ist. Deswegen sucht man von Seiten der Verarbeiter und Systemlieferanten nach alternativen Vorgehensweisen bzw. verfahrenstechnischen Erkenntnissen, die diesen Arbeitsschritt ersetzen oder zumindest verkürzen können.

### **3.2 Zielsetzung und Vorgehensweise**

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, durch Analyse des Einflusses der Fertigungsbedingungen auf den Eigenspannungszustand eines heizelementgeschweißten Bauteils Verarbeitungshinweise herzuleiten, die zu einer Minimierung der Spannungsrißempfindlichkeit führen. Dabei gilt es, einen nicht mehr als unvermeidbaren Eigenspannungszustand zu erhalten, bei dem gegebenenfalls auf eine kostenintensive Warmlagerung, wie sie derzeit in vielen Zulieferbetrieben durchgeführt wird, verzichtet werden kann. Dies erfordert das Aufzeigen von verarbeitungsbedingten Faktoren, die zu rißfördernden Eigenspannungen führen. Insbesondere gilt es, die Ursachen der durch den Schweißprozeß eingebrachten Eigenspannungen zu klären, andererseits die Einflußnahme der Prozeßführung beim Heizelementschweißen auf die Spannungsrißempfindlichkeit zu analysieren. Ausgehend von dieser Zielsetzung stellt das qualitative und quantitative Studium der Eigenspannungsentwicklung in heizelementgeschweißten Bauteilen den Schwerpunkt dieser Arbeit dar.

Die diesbezüglich durchzuführenden Untersuchungen sollen vergleichend an verschiedenen spannungsrißgefährdeten Thermoplasten vorgenommen werden, die eine häufige industrielle Anwendung besitzen. Die Untersuchungen werden zunächst an einem einfachen, zweidimensionalen Formteil durchgeführt. Kerben und Nuten erschweren, aufgrund der Kerbspannungen im Kerbgrund und aufgrund von strukturellen und morphologischen Fehlern, die Untersuchungen in starkem Maße. Dies gilt besonders bei der Anwendung von Benetzungstests mit physikalisch aktiven Medien, die bevorzugt an Partikelgrenzen und Fehlstellen in das Bauteil eindiffundieren und hier zu Spannungsrissen führen.

Der Einfluß der Verarbeitungsbedingungen wird durch eine gezielte Variation der Prozeßparameter beim Heizelementschweißen aufgezeigt. Eine besondere Bedeutung soll dabei der Variation der Heizelementtemperatur, der Erwärmzeit und des Fügedrucks zukommen. Dabei sollen auch Formteile geschweißt werden, die nach dem Spritzgießen unterschiedlichen Warmlagerungsbedingungen unterzogen wurden bzw. vor dem Schweißen vorgewärmt wurden.

Die Beurteilung des Eigenspannungszustandes bzw. der Spannungsrißempfindlichkeit der unter verschiedenen Verarbeitungsbedingungen hergestellten Formteile soll sowohl in Anlehnung an die seitens der Automobilhersteller vorgegebenen Prüf- und Abnahmevorschriften als auch mit Hilfe der Spannungsoptik und der FEM-Analyse erfolgen. Die Spannungsoptik nutzt die doppelbrechende Eigenschaft, die durch Spannungen bzw. Verformungen im Innern eines Bauteils hervorgerufen werden und ermöglicht dadurch das Sichtbarmachen des Spannungszustandes in

qualitativer und unter bestimmten Voraussetzungen auch in quantitativer Form. Um diese Ergebnisse zu bestätigen, soll das Bohrlochverfahren angewendet werden.

Desweiteren sollen Untersuchungen an einer realen Heckleuchtengeometrie durchgeführt werden. Eine spannungsoptische Auswertung der Heckleuchtengeometrie ist aufgrund der dreidimensional geformten Oberfläche nicht oder nur mit sehr großem Aufwand möglich. So soll aus Gründen der Bewertbarkeit der Ergebnisse die FEM-Analyse eingesetzt werden, die ebenfalls Einflüsse des Spritzgießprozesses auf den Eigenspannungszustand des Bauteils aufzeigen kann.

Abschließend soll ein mathematisches Modell entwickelt werden, das zum einen die Temperaturentwicklung während des Heizelementschweißprozesses über einer Rechteckplatte beschreibt und zum anderen die daraus resultierende Spannungsbelastung verdeutlicht. Das Modell soll die experimentell ermittelten Prozeßeinflüsse wiedergeben und so den Einfluß der Prozeßparameter beim Heizelementschweißen auf den Eigenspannungszustand verdeutlichen.

## 4 Untersuchungen zum Einfluß des Spritzgießprozesses mit Hilfe der FEM-Analyse

<sup>1</sup>Die Finite-Element-Methode (FEM) wird überall dort eingesetzt, wo die Berechnungsmodelle und -verfahren komplex sind. Dabei ist die Berechnung eines Kontinuums von unendlich vielen Freiheitsgraden erlaubt. Die komplexen technischen Probleme lassen sich daher mit modernen Digitalrechnern lösen [Zie75].

Ausgehend von der Problematik der Spannungsrißbildung beim Heizelementschweißen von amorphen Thermoplasten wurden zwei unterschiedliche Versuchsschwerpunkte gelegt.

Zum einen sollte an einem ebenen Modell die Übertragbarkeit des Spritzgieß- und Heizelementschweißprozesses auf die FE-Methode untersucht werden. Aufgrund der Voruntersuchungen, die einen starken Einfluß der Erwärmphase auf den Eigenspannungshaushalt verdeutlichten, wurde in der FEM-Simulation auf die Abbildung der Fügephase verzichtet und somit nur das Angleichen und Erwärmen mit anschließender Abkühlung betrachtet.

Als zweiter Schwerpunkt wurde die Angleich-, Erwärm- und Abkühlphase des Heizelementschweißprozesses an einer realen Kfz-Heckleuchte simuliert. Die Ergebnisse sollen die Möglichkeit einer Übertragung auch auf komplexe Geometrien veranschaulichen und so Geometrieinflüsse auf den Spannungszustand einer realen Heckleuchte verdeutlichen.

### 4.1 Berechnungsgrundlagen

Die numerische Simulation wurde mit Hilfe des FEM-Programms ABAQUS durchgeführt [NN3]. Für die numerischen Berechnungen wurden Werkstoffkennwerte von PMMA verwendet. Die der FE-Berechnung zugrunde liegenden temperaturabhängigen Kennwerte, wie Wärmeausdehnungskoeffizient, Dichte, Poisson'sche Zahl, spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit, Elastizitätsmodul sowie das Spannungs-Dehnungs-Verhalten, stammen teilweise aus eigenen Messungen, teils aus der Literatur sowie aus der Extrapolation von vorhandenen Daten der Rohstoffhersteller über die angegebenen Temperaturen hinaus. Die berücksichtigten Werkstoffkennwerte sowie ihre Temperaturabhängigkeit sind im Anhang (Bild 9.1 bis Bild 9.7) dargestellt.

Da kein Austausch zwischen mechanischer und thermischer Energie stattfindet, wurde im ersten Schritt die instationäre Temperaturverteilung berechnet. Als Ansatz wurde die Fourier-Differentialgleichung verwendet. Darauf aufbauend wurden im zweiten Schritt Strukturberechnungen durchgeführt. Die aus der thermischen Belastung entstehenden Dehnungen und Spannungen wurden auf Basis der Ther-

---

<sup>1</sup> Die in diesem Kapitel dargestellten Zusammenhänge sind teilweise den Arbeiten von [Ngu98, Gog99] entnommen, auf die hier für eine ausführliche Darstellung verwiesen wird.

moelastizitätstheorie und der Plastizitätstheorie ermittelt [BK90, Gro92, Hah76, Hin93, Ric86]. Einschränkend muß gesagt werden, daß das temperatur- und zeitabhängige Relaxationsverhalten bei der Simulation nicht berücksichtigt wurde und es somit zur Berechnung von unrealistisch hohen Bauteilspannungen kommt, die aber im Vergleich eine hohe Aussagekraft in Bezug auf die Einflüsse des Spritzgieß- und Schweißprozesses besitzen.

Die Beurteilung der Spannungsrißempfindlichkeit erfolgt am Beispiel der ebenen Platte durch Generierung eines Grenzflächenrisses und der Bestimmung der J-Integralwerte in der Umgebung des Grenzflächenrisses.

Aufgrund der Verarbeitungsvorgeschichte sind die zu simulierenden Geometrien in der Praxis bereits vor dem Erwärmen am Heizelement mit Eigenspannungen behaftet [Wüb74, Wüb75]. Um die realen Verhältnisse zu simulieren, wurden zunächst die Wärmeleitungsvorgänge während der Abkühlung im Spritzgießwerkzeug und die anschließende konvektive Abkühlung an Raumtemperatur nachgebildet.

Ausgehend von einer Schmelztemperatur von 240°C erfolgte zunächst die Abkühlung im Spritzgießwerkzeug bei einer konstanten Werkzeugwandtemperatur von 80°C. Die Werkzeugwand wurde dabei nicht diskretisiert. Aus diesem Grund wurde die Wärmeübergangszahl nach mehreren Iterationsschritten so festgelegt, daß nach einer realen Kühlzeit von 40s (Herstellerangabe) im Werkzeug die Temperatur in der Rückleuchte unterhalb der Glasübergangstemperatur von 115°C lag. Für die sich daran anschließende freie Konvektion an Luft ist ein Wärmeübergangskoeffizient von 20W/(m<sup>2</sup>K) angenommen worden [Gig79].

Die sich daran anschließende Wiedererwärmung der Heckleuchtegeometrie am Heizelement wurde für die Heizelementtemperaturen 230°C, 330°C und 420°C simuliert. Auf die Ergebnisse zur Temperaturvariation wird in späteren Kapiteln eingegangen.

## **4.2 Versuchsdurchführung und –auswertung an einer ebenen Rechteckplatte**

### **4.2.1 Diskretisierung des FE-Modells**

Für die numerischen Berechnungen wurde als Modell eine Rechteckplatte mit den Abmessungen 130mm x 70mm x 3mm gewählt, das mit Hilfe des 3D-CAD-Systems I-DEAS [NN5] erstellt wurde. Anschließend wurde ein FE-Netz generiert, das im Bereich der Fügefläche sehr fein diskretisiert ist, um eine hohe Auflösung der Temperatur- und Spannungsgradienten zu erhalten.

Um aus den Ergebnissen der Temperatur- und Spannungssimulation die Spannungsrißempfindlichkeit zu beurteilen, ist in der Mitte der Fügefläche eine rosettenförmige Vernetzung vorgenommen worden, an der später ein Grenzflächenriß generiert wird. Die anderen Bereiche der Geometrie sind in einem ausreichend groben Raster diskretisiert (Bild 4.1). Insgesamt besteht das Volumenelement aus ca. 4.000 Elementen und 20.000 Knoten.

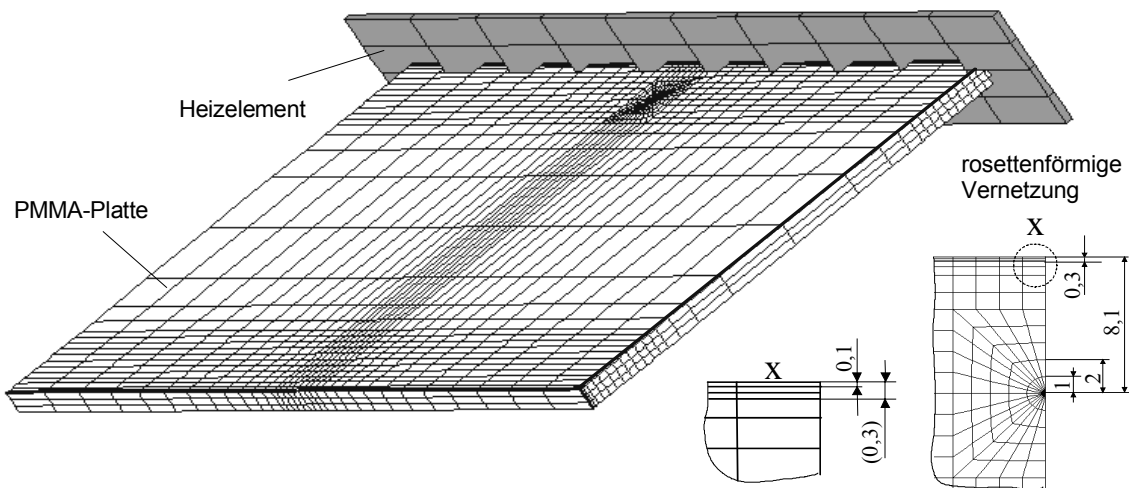


Bild 4.1: FE-Modell einer Rechteckplatte

### 4.2.2 Simulationsergebnisse zur Temperatur- und Spannungsberechnung

Um die Simulationstechnik am diskretisierten Modell zu verdeutlichen, werden die Simulationsschritte in Bild 4.2 grafisch dargestellt.

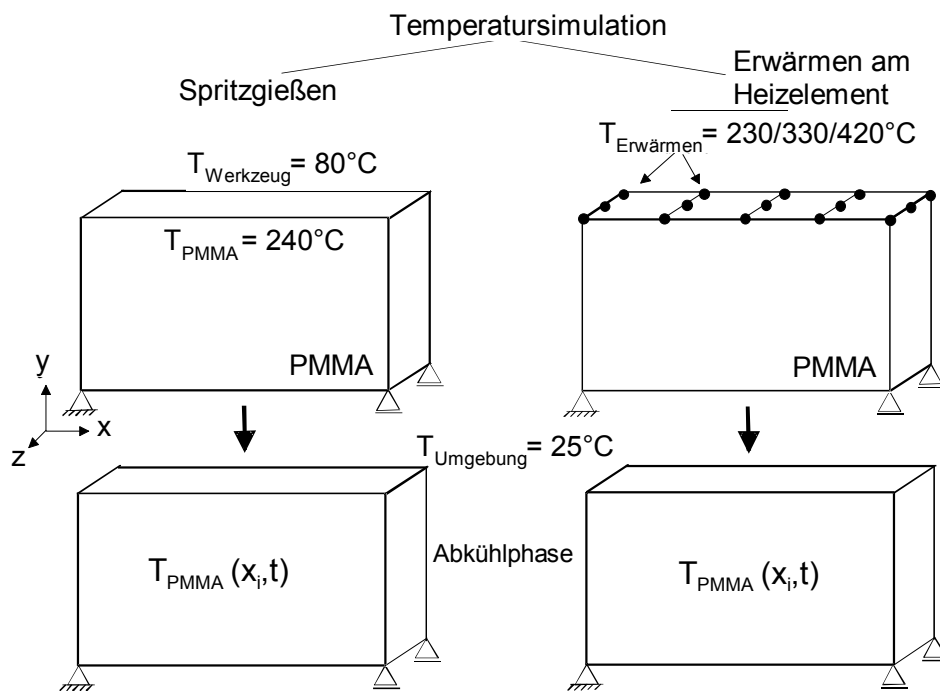


Bild 4.2: Temperatursimulation

Beim Spritzgießen werden zu Beginn der Simulation alle Knoten der PMMA-Platte mit einer Temperatur von 240°C definiert. Solange die PMMA-Masse sich im Werkzeug befindet, herrscht in der Umgebung eine Temperatur von 80°C, die die Werkzeugwandtemperatur beschreibt. Nach der Entformung aus dem Werkzeug kühlt sich die PMMA-Masse auf die Umgebungstemperatur ( $T_{Umgebung} = 25^\circ\text{C}$ ) bis zum stationären Zustand ab. Beim Aufheizen werden die Knoten der zu erhitzenden

Fläche mit einer konstanten Temperatur (230°C, 330°C und 420°C) für kurze Zeit (8s, 14s und 20s) belastet. Danach erfolgt die Abkühlung an Umgebungstemperatur. Die gesamte Abkühlzeit für die Heizelementtemperatur von 420°C liegt bei 30 Minuten.

In Bild 4.3 sind die Temperaturprofile der Erwärmphase über der Plattentiefe für  $T_H=420^\circ\text{C}$  dargestellt. Unmittelbar in der Nähe der Aufheizfläche ( $x < 2\text{mm}$ ) herrscht ein großer Temperaturgradient. Dieser nimmt aber mit zunehmender Zeit ab. Die tiefer liegenden Gebiete werden in der Realität durch die Wärmestrahlung der Heizelementplatte auf bis zu ca. 55 bis 60°C aufgewärmt, so daß alle Knoten der Platte zu Beginn der Berechnung auf 55°C bzw. 60°C gesetzt werden. Das Ergebnis der Simulation zeigt eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Werten (Bild 4.3). Auf der Grundlage der Temperatursimulation werden die Spannungsanalysen für den Spritzgieß- und Schweißprozeß durchgeführt.

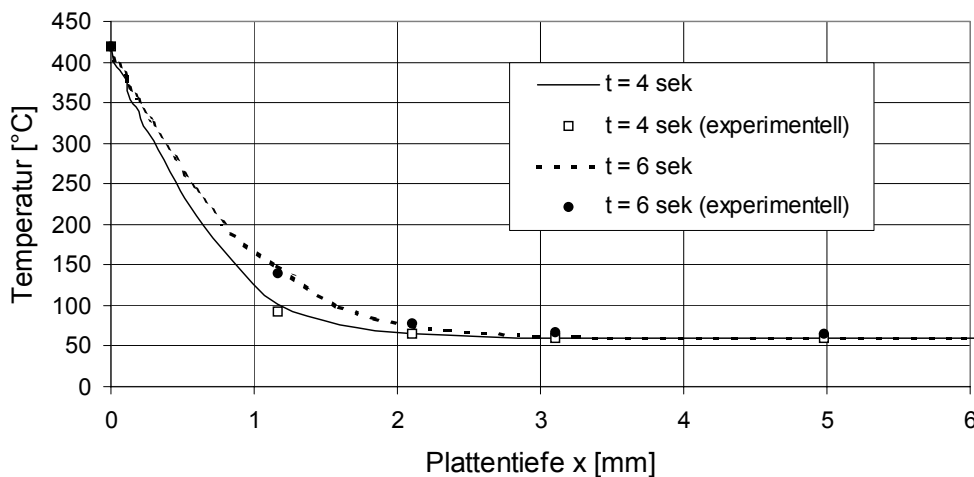


Bild 4.3: Temperaturprofil über der Plattentiefe bei  $T_H = 420^\circ\text{C}$

Die Schwindung der Platte während und nach der Abkühlung im Spritzgießwerkzeug erzeugt Eigenspannungen im Bauteil (Bild 4.4). So liegen zu einer Zeit von  $t = 8\text{s}$  (Platte befindet sich noch im Spritzgießwerkzeug) an der Oberfläche hohe Zugspannungen ( $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$ ,  $\sigma_{33}$ ) und im Kern geringe Spannungen vor. Mit Erreichen des stationären Zustands während der Abkühlung kommt es zu einer Spannungsumkehr (vgl. Bild 2.6). An der Plattenoberfläche herrschen nun Druckspannungen ( $-\sigma_{11}$ ,  $-\sigma_{22}$ ,  $-\sigma_{33}$ ) und im Inneren Zugspannungen ( $+\sigma_{11}$ ,  $+\sigma_{22}$ ). Durch die Druckspannungen an der Plattenoberfläche wird die Spannungsrißanfälligkeit vermindert. Experimentelle Untersuchungen haben bestätigt, daß PMMA-Spritzgußplatten bei Benetzung mit einer physikalisch aktiven Flüssigkeit keine Rißbildung aufweisen. Kommt es allerdings durch überlagerte äußere mechanische Beanspruchung trotz der Druckspannungen zu einer Rißbildung, wird ein Fortlaufen des Risses durch die Zugspannungen im Platteninneren begünstigt.



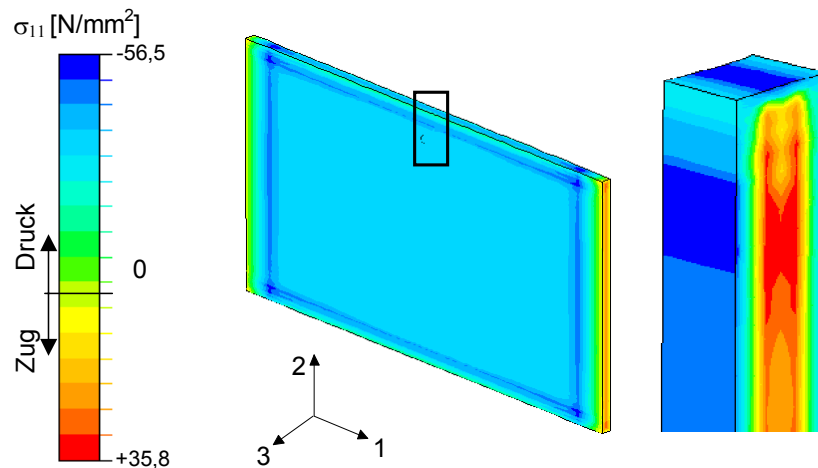


Bild 4.4: Spannung  $\sigma_{11}$  nach dem Spritzgießen

Ausgehend von den Ergebnissen der Spannungssimulation des Spritzgießprozesses, erwies sich die Simulation des Hezelementschweißprozesses, insbesondere der Angleichphase, als sehr aufwendig. Da es während des Angleichens aufgrund des Angleichdrucks zu einem ausgeprägten Quetschfließen am Hezelement (Bild 4.5) kommt, was in der Übertragung auf die FE-Methode einer extremen Knotenpunktverschiebung entspricht, ergeben sehr hohe Rechenzeiten (290CPU-Stunden).

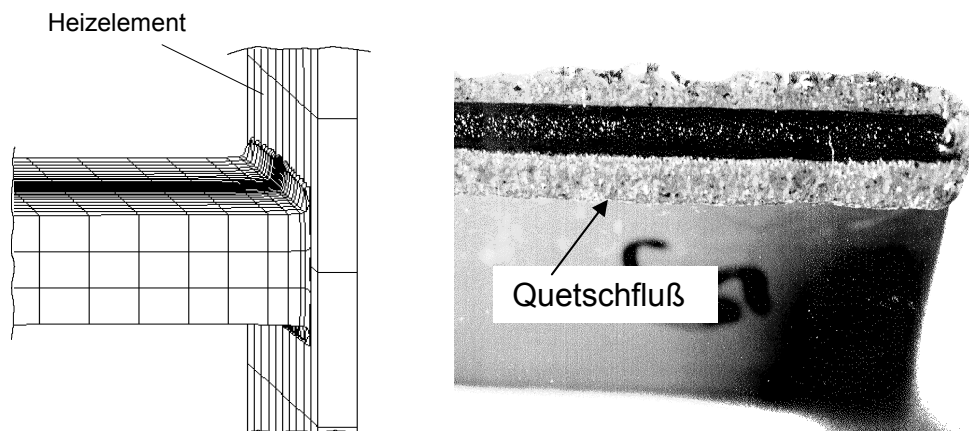


Bild 4.5: Quetschfließen beim Angleichen

Die Ergebnisse der Spannungssimulation unter Berücksichtigung des Spritzgießprozesses sowie der Erwärmung am Hezelement machen den Einfluß des Schweißprozesses deutlich.

Die aus der einseitigen Wiedererwärmung resultierenden Verformungen verursachen im Bereich der thermisch beeinflussten Zone hohe Eigenspannungen. Bild 4.6 stellt die Spannung  $\sigma_{11}$  für eine Hezelementtemperatur von  $420^\circ\text{C}$  und einer Erwärmzeit von 8s dar.

Unmittelbar an der Heizfläche sind die Spannungen in etwa gleich groß wie bei der Simulation des Schweißprozesses ohne Berücksichtigung der Spannungsverteilung nach dem Spritzgießen.

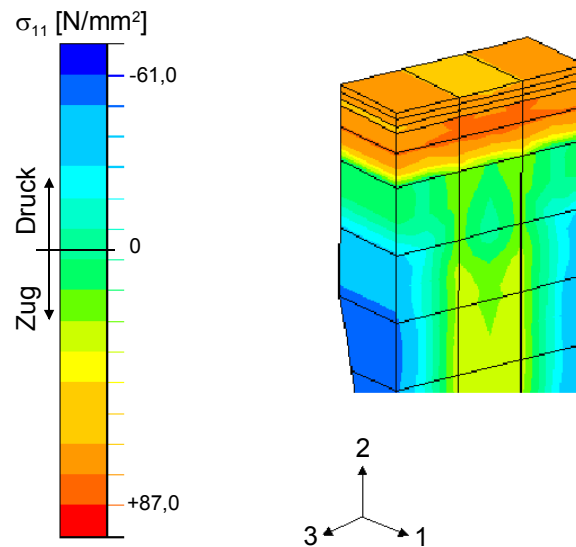


Bild 4.6: Spannungsverteilung  $\sigma_{11}$  unter Berücksichtigung des Spritzgieß- und des Schweißprozesses

Im Platteninneren dominieren aber die durch den Spritzgießprozeß erzeugten Zugspannungen, die sich aufgrund der örtlich begrenzten Temperatureinflußzone beim Schweißen nicht abbauen können. Im Vergleich hierzu liegen bei der Simulation des Schweißprozesses, ohne Berücksichtigung der Spannungsverteilung nach dem Spritzgießen, Druckspannungen in der Platte vor.

Die in Folge der Abkühlung während und nach dem Spritzgießprozeß entstandenen Druckspannungen an der Plattenoberfläche werden allerdings durch die Wiedererwärmung am Heizelement abgebaut und in Zugspannungen umgewandelt. Diese Zugspannungen begünstigen das Auftreten von Spannungsrissen.

Kommt es zur Bildung eines Grenzflächenrisses durch die Zugspannungen an der Plattenoberfläche, wirken sich die durch den Spritzgießprozeß eingebrachten Zugspannungen im Platteninneren negativ auf den weiteren Rißfortschritt aus. Dies läßt sich durch die Berechnung des J-Intergrals (Kapitel 4.2.3) belegen.

Beim Vergleich der simulierten mit den experimentell ermittelten Isochromatenbildern (Bild 4.7) zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung.

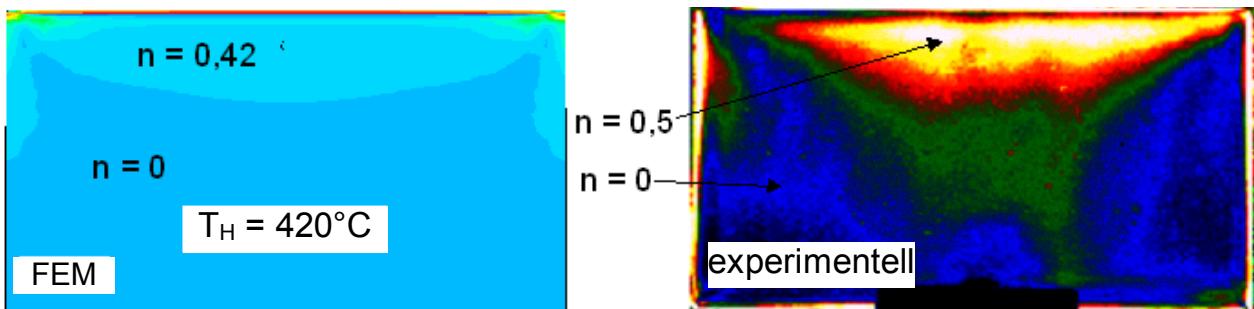


Bild 4.7: Vergleich der simulierten und der experimentell ermittelten Isochromatenbilder

Für eine Heizelementtemperatur von 420°C beträgt die Isochromatenordnung 0,42. Das experimentelle Isochromatenbild hat eine Ordnung von etwa 0,5.

Isochromaten stellen dabei Linien gleicher Hauptnormalspannungsdifferenz dar, denen eine definierte Ordnung  $n$  zugewiesen ist. Die Isochromatenverteilung kann aus der numerisch berechneten Spannungsverteilung der Finite-Element-Analyse mit Hilfe der spannungsoptischen Grundgleichung (Gl.(4.1)) bestimmt werden. Unter Berücksichtigung der Beziehungen für den Mohrschen Spannungskreis ist der Wert der Isochromatenordnung proportional zur Hauptnormalspannungsdifferenz und damit zur Hauptschubspannung.

$$2\tau_H = \sigma_I - \sigma_{II} = \frac{S}{d} n \quad (4.1)$$

### 4.2.3 Simulationsergebnisse zur Bestimmung des J-Integrals

Die oben genannten Eigenspannungen, die sich im Bereich der Heizfläche eingestellt haben, können vorerst nur eine geringe Aussage über die Rißempfindlichkeit geben. Um aber eine hinreichende Aussage über die Rißempfindlichkeit machen zu können, muß ein Riß für die Berechnung des J-Integrals erzeugt werden. Das J-Integral stellt ein dreidimensionales Flächenintegral um die Rißfront dar. Der Wert des Integrals ist ein Maß für die Größe der Rißausbreitungskraft und läßt somit eine Aussage über die Rißempfindlichkeit zu. Der numerische Weg zur Berechnung des J-Integrals kann der Literatur [Gro92, Ric68] entnommen werden. Die notwendigen Rechenroutinen werden vom FEM-Programmsystem ABAQUS für eine rosettenförmige Vernetzung um die Risspitze bereitgestellt. Aufgrund des vordefinierten rosettenförmigen Vernetzungsmusters (Bild 4.1) wird im stationären Spannungszustand ein Flächenriß mit der Länge von 8,1mm in der Mitte der Aufheizfläche geöffnet. Bild 4.8 (Rißöffnung ohne Berücksichtigung des Spritzgießprozesses) zeigt deutlich, daß sich der Riß im Fall einer Heizelementtemperatur von 420°C öffnet. Dies läßt sich dadurch erklären, daß die Zugspannungen  $\sigma_{11}$  sehr groß und für die Rißöffnung maßgeblich verantwortlich sind.

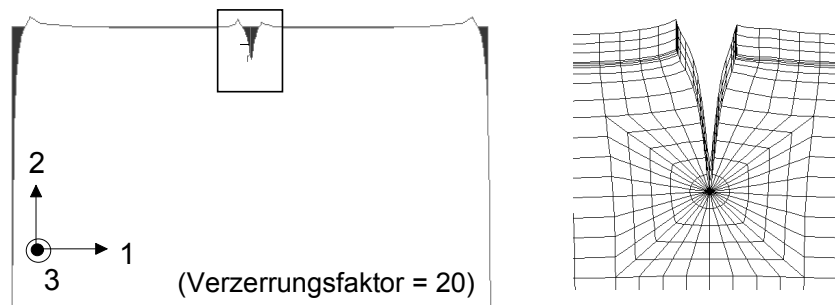


Bild 4.8: Darstellung der verzerren (weiß) und unverzerren (grau) Platte nach der Rißöffnung (rechts)

Bild 4.9 stellt die von Mises-Vergleichsspannung und die Spannung  $\sigma_{11}$  nach der Rißöffnung für eine Heizelementtemperatur von 420°C dar. Bei den dargestellten

Simulationsergebnissen wurde die Spannungsverteilung nach dem Spritzgießprozeß bei der Simulation des Schweißprozesses berücksichtigt.

Durch die Rißbildung baut sich die Spannung in der Mitte der Aufheizfläche ab (Bild 4.9). Es treten hohe Spannungskonzentrationen unmittelbar an der Rißspitze auf. Dabei sind die Spannungskonzentrationen größer als bei der Simulation des Schweißprozesses ohne Berücksichtigung des Spritzgießprozesses.

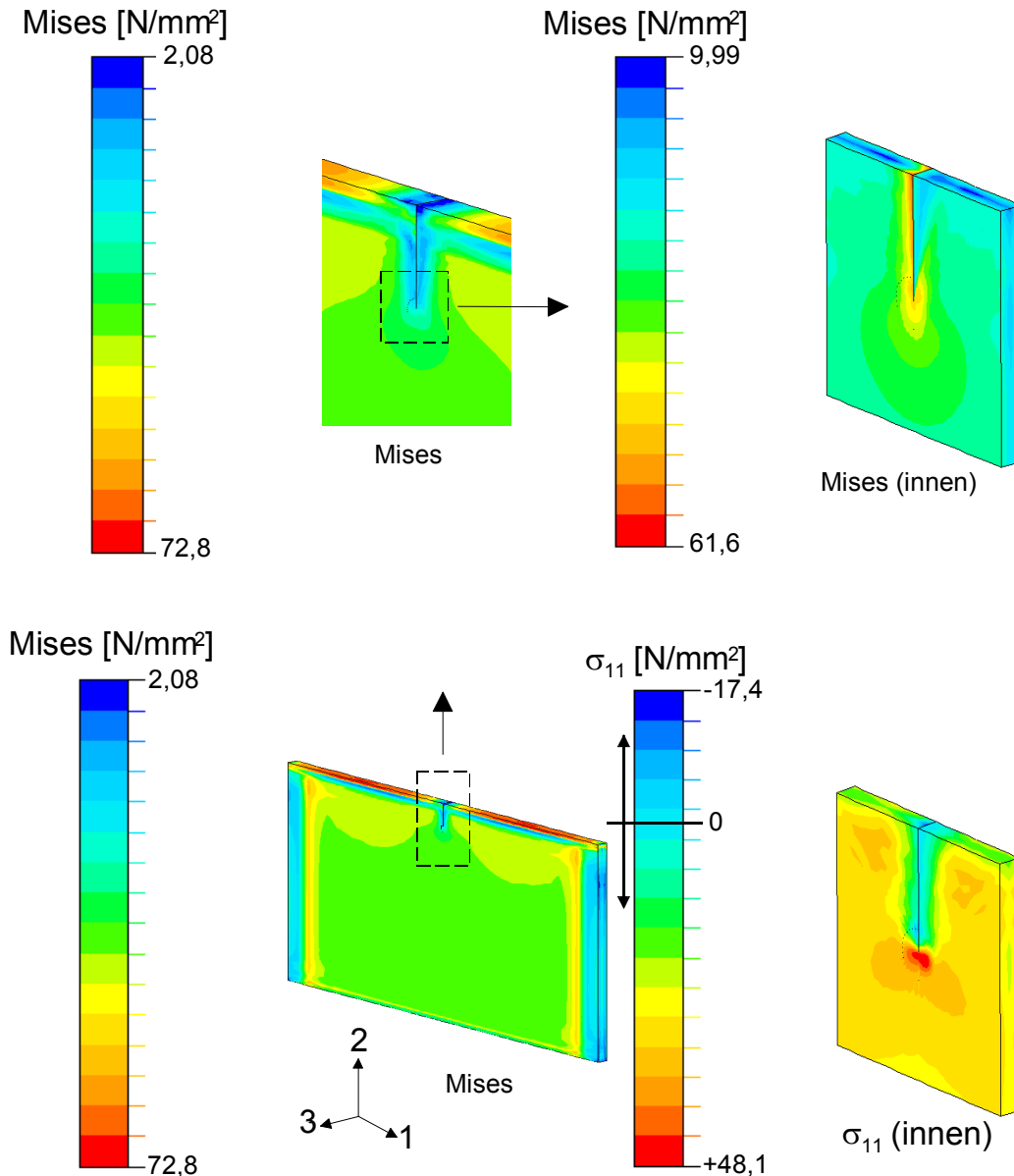


Bild 4.9: Von Mises-Vergleichsspannung und Spannung  $\sigma_{11}$  nach der Rißöffnung für  $T_H=420^\circ\text{C}$

Die höheren Spannungskonzentrationen bei der Berücksichtigung des Spritzgießprozesses lassen sich dadurch begründen, daß nach dem Spritzgießen in der Platte Zugspannungen vorliegen, die durch den simulierten Schweißprozeß aufgrund der örtlich begrenzten Temperatureinflußzone nicht abgebaut werden können. Bei der Simulation des Schweißprozesses ohne Berücksichtigung des Spritzgießens liegen

hingegen im Platteninneren Druckspannungen vor, die im Fall einer Riffnung die Spannungskonzentrationen um die Rißspitze verringern.

Aus den Spannungskonzentrationen in der Umgebung der Rißspitze lassen sich bruchmechanische Kennwerte ermitteln, die die Berechnung des J-Integrals erlauben. Der Vergleich der J-Integralwerte einer Simulation des Heizelementschweißprozesses ohne Berücksichtigung des Spritzgießprozesses, mit einer Simulation bei der sowohl der Spritzgieß- als auch der Heizelementschweißprozeß berücksichtigt wurden, zeigt, daß der vorgeschaltete Spritzgießprozeß den Wert des J-Integrals deutlicher beeinflusst als die einseitige Wiedererwärmung am Heizelement (Bild 4.10).

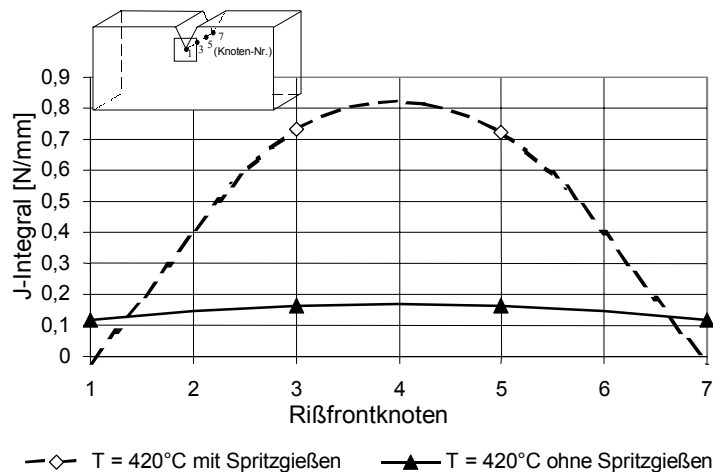


Bild 4.10: J-Integralwerte der Rifrontknoten mit und ohne Berücksichtigung des Spritzgießprozesses

Dennoch hat das Experiment gezeigt, daß die aus dem Spritzgießprozeß resultierenden Eigenspannungen nicht ausreichen, um Dehnungen zu erzeugen, die bei einer Benetzung mit einem Gemisch aus Isopropanol und Wasser zur Bildung von Spannungsrissen führen.

Zusammenfassend kann daraus geschlossen werden, daß durch den Spritzgießprozeß die Riinitiierung zwar nicht begünstigt wird, aber bei Vorhandensein eines Risses, das Fortlaufen aufgrund der Zugspannungen im Platteninneren sehr wahrscheinlich ist. Im Sinne der Spannungsrißbildung stellt die Kombination aus Spritzgieß- und Schweißprozeß einen kritischen Zustand dar. So werden beim Heizelementschweißen die rimindernden Druckspannungen an der Plattenoberfläche nachteilig in Zugspannungen umgewandelt, aber die durch den Spritzgießprozeß vorhandenen Zugspannungen im Platteninneren können aufgrund der begrenzten Temperatureinflußzone beim Schweißen nicht abgebaut werden.

### 4.3 Versuchsdurchführung und -auswertung an einer Heckleuchtengeometrie

Auf der Grundlage der Untersuchungen an einer ebenen Platte werden weitere FEM-Analysen an einer realen Heckleuchtengeometrie durchgeführt. Diese sollen zum einen die Ergebnisse der vorangegangenen Analyse stützen und durch die bertra-

gung auf eine Realgeometrie weitere Einflüsse, wie z.B. den der Geometrie, auf den Eigenspannungshaushalt aufzeigen.

#### 4.3.1 Diskretisierung des FE-Modells

Analog zu den FEM-Analysen an den ebenen Platten wurde auch in diesem Fall eine Variation der Heizelementtemperatur von 230°C über 330°C auf 420°C vorgenommen, wobei auf die Ergebnisse in späteren Kapiteln eingegangen wird. Ebenso wurde der Einfluß des Spritzgießprozesses in die Rechnung mit einbezogen und so die aus dem Abkühlvorgang des Bauteils im Werkzeug und an Luft resultierenden Eigenspannungen als Anfangsbedingung für die Simulation des Heizelementschweißprozesses genutzt, um so die Übertragbarkeit auf die Prozeßstufen in der realen Heckleuchtenfertigung zu gewährleisten. Die untersuchte Heckleuchtengeometrie ist in Bild 4.11 wiedergegeben.

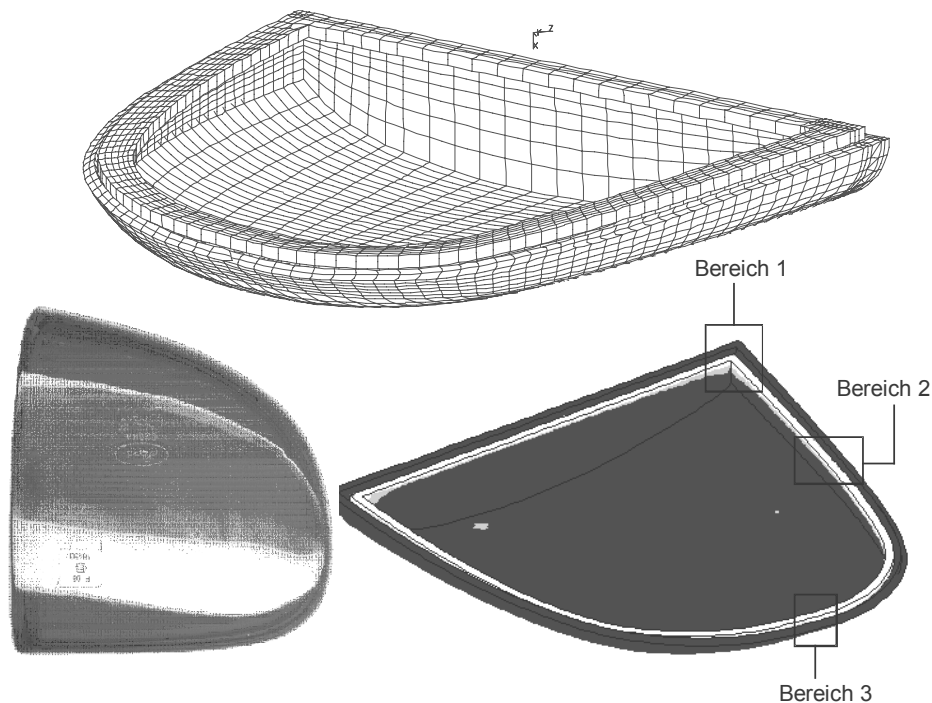


Bild 4.11: Reale Heckleuchtengeometrie und diskretisiertes FE-Modell

Gegenübergestellt sind hier die reale Geometrie sowie das FE-Modell, daß die zur Simulation benötigte Heizelementplatte beinhaltet. Zur vergleichenden Betrachtung der Ergebnisse werden drei Bereiche ausgewählt, die sich in der Praxis bei der Benetzung mit einem physikalisch aktiven Medium als kritisch herausgestellt haben. Um die hohen Temperatur- und Spannungsgradienten gut wiedergeben zu können, wird die Schweißnaht im oberen Bereich, analog zur ebenen Platte, fein diskretisiert. Das vernetzte Volumenmodell besteht aus 6.500 Elementen und 36.000 Knoten.

#### 4.3.2 Simulationsergebnisse zur Temperatur- und Spannungsberechnung

In Bild 4.12 ist die dreidimensionale Temperaturverteilung im Werkzeug nach 4s und bei der Entformung nach 40s sowie die Temperaturverteilung beim anschließenden Abkühlen an Luft nach 80s und 120s wiedergegeben.

Durch die örtlich differierenden Temperaturverteilungen kommt es somit sowohl im Werkzeug als auch bei der Abkühlung an Luft zu behinderten Schwindungen, die ein dreidimensionales Spannungsfeld im Formteil verursachen.

Betrachtet man die aus der instationären Temperaturverteilung resultierende Spannungsverteilung nach dem Spritzgießen (Bild 4.13), so wird deutlich, daß in den Bereichen der Fügeebene und der Kerbe Druckspannungen herrschen, die in diesem Fall einer Spannungsrißbildung direkt nach dem Spritzgießen entgegenwirken.

Hieraus läßt sich die Aussage ableiten, daß nicht, wie anfänglich angenommen, schon nach dem Spritzgießprozeß kritische rißauslösende Spannungen vorliegen, sondern diese erst bei der Erwärmung am Heizelement erzeugt werden.

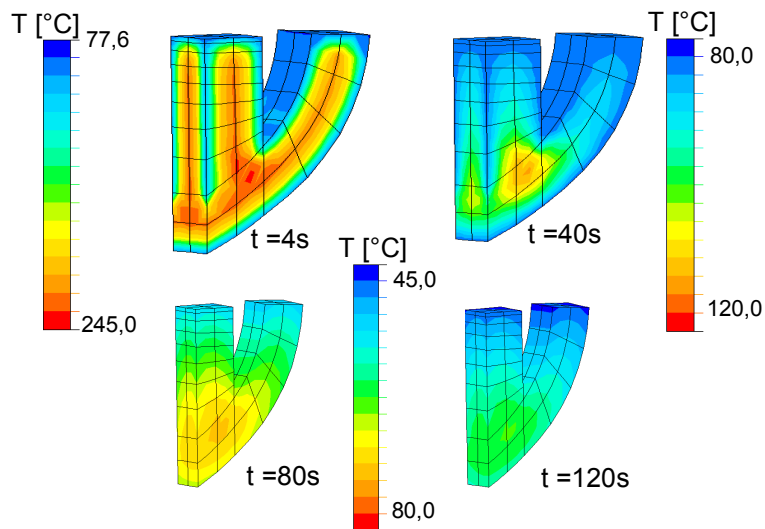


Bild 4.12: Temperaturverteilung im Spritzgießwerkzeug und während der Abkühlung an Luft, Bereich 1

Experimentell läßt sich diese Aussage durch Versuche stützen, in denen spritzgegossene Lichtscheiben einem Benetzungstest unterzogen wurden, wobei es zu keinerlei Rißbildung kam.

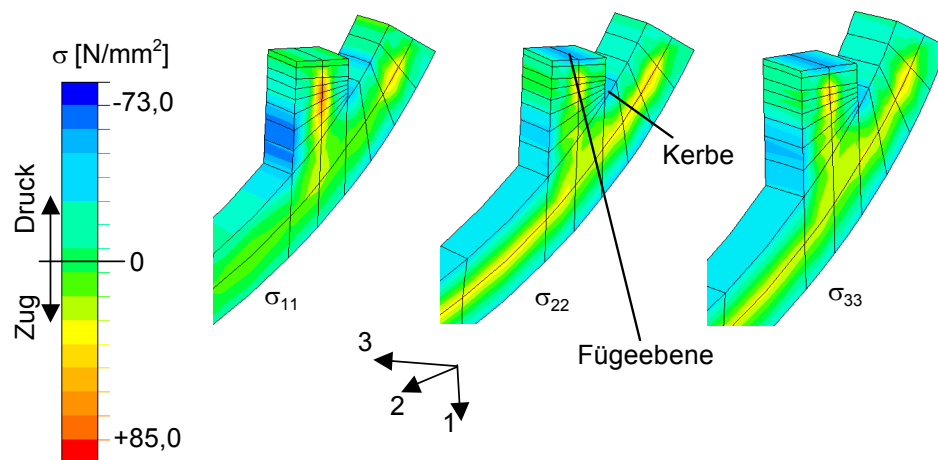


Bild 4.13: Spannungsverteilung nach dem Spritzgießen, Bereich 3

Werden die eigenspannungsbehafteten Heckleuchten am Heizelement erwärmt, so stellen sich, analog zu den simulierten Temperaturverteilungen der ebenen Platte, große Temperaturgradienten im fügeflächennahen Bereichen ein, wobei mit steigenden Heizelementtemperaturen auch in tieferen Materialschichten hohe thermische Belastungen auftreten. Durch diese örtlich und zeitlich variierenden Temperaturfelder kommt es infolge behinderter Schwindungsvorgänge zum Aufbau von Eigenspannungen (Bild 4.14), die unter Wirkung physikalisch aktiver Medien zur Spannungsrißbildung führen können.

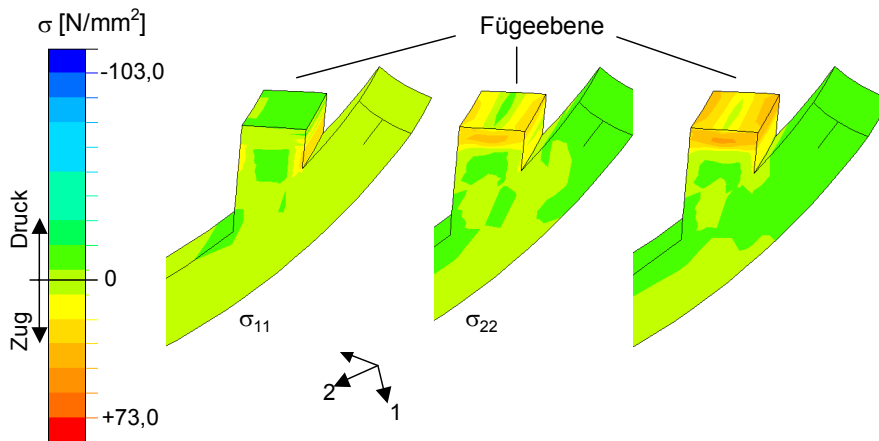


Bild 4.14: Spannungsverteilung nach dem Heizelementschweißen, Bereich 3

Bei der Gegenüberstellung der Spannungsverteilung nach dem Spritzgießen und dem Heizelementschweißen wird der Einfluß des Heizelementschweißprozesses sehr deutlich. Gegenüber der Spannungsverteilung nach dem Spritzgießen sind im Bereich der Fügenaht und der Kerbe nach dem Heizelementschweißen Zugspannungen zu erkennen. Dabei stellt die Kerbe auch im Experiment den Ausgangspunkt für die Rißbildung dar (Bild 4.15). Aufgrund der Ergebnisse wird deutlich, daß nicht nur der Heizelementschweißprozeß einen starken Einfluß auf die Spannungsrißbildung hat, sondern auch die Geometrie des Bauteils berücksichtigt werden muß, um eine Reduzierung der rißauslösenden Zugspannungen zu erreichen. So ist es sinnvoll, schon in der Konstruktionsphase eines Bauteiles FE-Rechnungen anzustellen, die Aufschluß über den Geometrieinfluß geben.

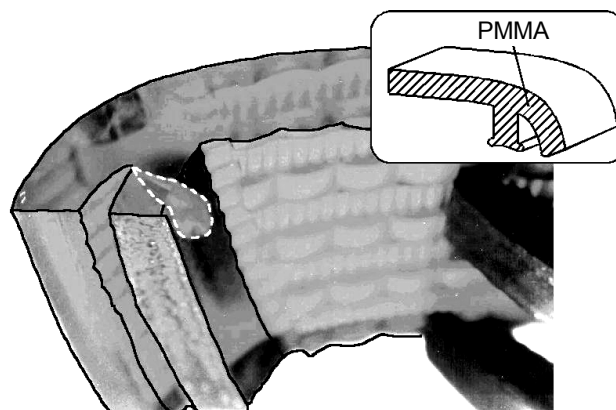


Bild 4.15: Spannungsriß ausgehend von der Kerbe in einer Heckleuchte



## 5 Einfluß der Prozeßparameter beim Heizelementschweißen

In den folgenden Unterkapiteln soll mit Hilfe unterschiedlichster Untersuchungsmethoden der Einfluß der Prozeßparameter beim Heizelementschweißen auf die Spannungsrißbildung analysiert werden. Eine gesicherte Aussage zum Einfluß der Prozeßparameter kann hierbei nur über eine zusammenfassende Bewertung der Teilergebnisse erfolgen, da die eingesetzten Analysemethoden gewissen Einschränkungen unterliegen. So kann mit Hilfe der Benetzungstests nur eine qualitative Aussage getroffen werden. Beim Einsatz der Spannungsoptik erhält man hingegen unter bestimmten Voraussetzungen quantitative Ergebnisse, wobei diese Methode nur auf spannungsoptisch aktive Materialien, wie z.B. Polycarbonat, angewendet werden kann. Die Bohrlochmethode liefert quantitative Einpunktergebnisse, die aber keinen direkten Rückschluß auf die Eigenspannungsverteilung zulassen. Über die FEM-Analyse erhält man zwar quantitative Ergebnisse, die aber aufgrund der problematischen Abbildung des hoch komplexen temperatur- und zeitabhängigen Materialverhaltens nur qualitativ bewertet werden sollten. So kann nur über die Kombination der verschiedenen Methoden eine gesicherte Bewertung der Einflüsse vorgenommen werden.

### 5.1 Parameterstudien mit anschließenden Benetzungstests

<sup>2</sup>Die durchgeführten Parameterstudien mit den anschließenden Benetzungstests orientieren sich sehr stark an der Praxis und somit an der vorgeschriebenen Prüfpezifikation der Heckleuchtenhersteller. In der Praxis bedeutet dies, daß die geschweißten Heckleuchten gemäß ihrer Anbringung im PKW mit einer physikalisch aktiven Flüssigkeit benetzt werden und das entstandene Rißbild visuell beurteilt wird. Ein Nachteil dieser Prüfmethode ist, daß die durch die komplexe dreidimensionale Gestalt der Heckleuchten vorliegenden Kerben und Nuten, gerade im Bereich der Schweißnaht, die Ergebnisse sehr stark verfälschen. Aus diesem Grund werden die Versuche an ebenen Rechteckplatten durchgeführt und das Rißbild kann ohne den Einfluß von Kerbspannungen beurteilt werden. Diese Vorgehensweise bietet die Möglichkeit, bestimmte rißbildbeschreibende Qualitätsgrößen direkt dem Einfluß der Prozeßparameter beim Heizelementschweißen zuzuordnen. Zur Beschreibung dieser Abhängigkeiten wird die multiple Regressionsanalyse eingesetzt.

#### 5.1.1 Grundlagen zur Vorgehensweise beim Einsatz von Benetzungstests

Bei den Erwärmversuchen mit den Rechteckproben werden unter Variation der Prozeßparameter weg- und druckgeregelte Versuche durchgeführt (vgl. Anhang Tabelle 9.2 und Tabelle 9.3). Für die Versuchsauswertung werden nach dem Erwärmen in jeder Rechteckplatte Risse erzeugt. Um bei allen Platten gleiche

---

<sup>2</sup> Die in diesem Kapitel dargestellten Zusammenhänge sind teilweise den Arbeiten von [Bor99, Sch98] entnommen, auf die hier für eine ausführliche Darstellung verwiesen wird.

Voraussetzungen zu schaffen, werden die erwärmten Platten grundsätzlich einen Tag später bearbeitet. Im Fall des Werkstoffs PMMA werden an vordefinierten Stellen Kerben eingebracht. Diese Kerben allein lösen aufgrund der Höhe der Eigenspannungen keine Rißbildung aus. Als spannungsrißauslösendes physikalisch aktives Medium wird Super-Bleifrei-Kraftstoff verwendet. Ergebnis dieser Beträufelung ist eine sofort einsetzende Rißbildung. Die Rißspitze wird solange beträufelt, bis kein Fortschreiten des Risses mehr erkennbar ist. Beim Werkstoff PC lassen sich die bei PMMA erzeugten einzelnen Risse nicht realisieren, da das verwendete physikalisch aktive Medium bei der Beträufelung der vordefinierten Kerben im gesamten benetzten Bereich zu einer sofortigen und undefinierten Rissbildung führt, die keine sinnvolle Auswertung erlaubt. Daher werden die PC-Platten eine halbe Stunde in ein Gemisch aus 3 Teilen n-Propanol und einem Teil Toluol eingelegt. Die erzeugten Rißbilder und charakteristischen Rißverläufe für PMMA und PC können Bild 5.1 entnommen werden.

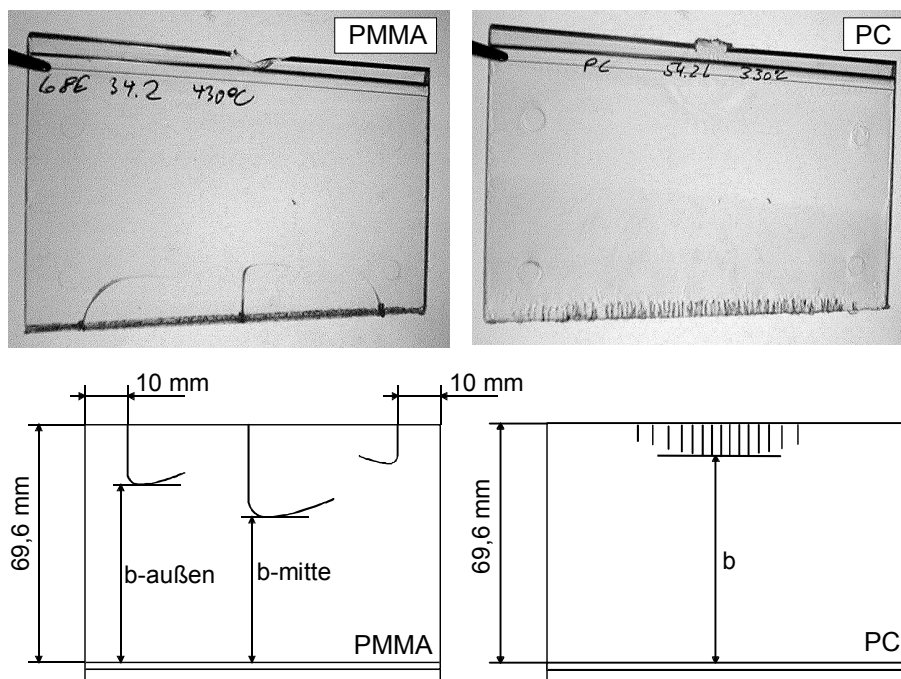


Bild 5.1: Rißbilder und charakteristischer Rißverlauf für die Werkstoffe PMMA (links) und PC (rechts)

Die experimentelle Bestimmung der Rißlängen erfolgt in diesem Fall nach:

$$\text{Rißlänge (Ra, Rm)} = \text{Plattenbreite} - \text{Angleichweg} - b \quad (5.1)$$

Eine weitere Möglichkeit, eine Bewertung der Risse vorzunehmen, ist die Klassifizierung der Rißhäufigkeit, wobei diese Methode, die in der Arbeit von [Kos95] Verwendung findet, als sehr subjektiv einzustufen ist. Zusätzlich ist es hierbei nicht möglich, eine genauere Bewertung mit Hilfe der multiplen Regressionsanalyse vorzunehmen.

### 5.1.1.1 Multiple Regressionsanalyse

Die multiple Regressionsanalyse hat das Studium des gemeinsamen Einflusses von mehreren Einflußgrößen  $x_i$  auf eine Zielgröße bzw. ein Qualitätsmerkmal  $y$  zum Inhalt. Aufgabe der Regressionsrechnung ist es, einen Zusammenhang zwischen einer Zielgröße und einer oder mehrerer Einflußgrößen rechnerisch nachzuweisen, formelmäßig zu beschreiben und durch Gütekennzahlen zu belegen [Brü98]. Das Prinzip der Regressionsrechnung beruht darauf, daß die zugrunde liegende Zielgröße durch eine mathematische Funktion der Form

$$\hat{y} = b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + \dots + b_p \cdot x_p \quad (5.2)$$

bestmöglich angenähert wird. Diese Funktion liefert somit Schätzwerte für die wahren Beobachtungswerte  $y_i$ . Die Größe  $y$  wird als Regressand bezeichnet. Die  $x_i$  stellen die unabhängigen Variablen (Einflußgrößen) dar, die als Regressoren bezeichnet werden. Die Koeffizienten  $b_i$  geben an, wie sich die abhängige Variable bei Änderung der betreffenden unabhängigen Variablen verändert. Damit die Schätzgenauigkeit des Prognosemodells möglichst groß wird, sind die Regressionskonstante  $b_0$ , die unabhängigen Variablen  $x_i$  sowie deren Regressionskoeffizienten  $b_i$  so auszuwählen, daß die als Residuen bezeichneten Abweichungen zwischen dem Beobachtungswert  $y_i$  und dem Schätzwert  $\hat{y}_i$  möglichst klein werden. Hierbei wird das Ziel verfolgt, die Summe der Residuenquadrate zu minimieren. Die Zielfunktion der Regressionsanalyse für  $n$  Beobachtungswerte lautet somit:

$$\sum_{i=1}^n e_i^2 = \sum_{i=1}^n [y_i - (b_0 + b_1 \cdot x_{i1} + b_2 \cdot x_{i2} + \dots + b_p \cdot x_{ip})]^2 \rightarrow \min \quad (5.3)$$

Die so gefundene Funktion darf nur innerhalb des beobachteten Wertebereichs der Einflußgrößen verwendet werden. Will man nichtlineare Zusammenhänge zwischen den Qualitätsmerkmalen und den Einflußfaktoren berücksichtigen, so müssen die Einflußfaktoren vor der Regressionsrechnung transformiert werden. Die standardmäßigen Transformationen sind:

- |               |            |
|---------------|------------|
| - quadratisch | - kubisch  |
| - Logarithmen | - Kehrwert |
| - Exponent    | - Wurzeln  |

Darüber hinaus besteht die Möglichkeit, auch Wechselwirkungen zwischen jeweils zwei Regressoren bei der Modellbildung zu berücksichtigen. So werden alle möglichen Produkte zweier Regressoren gebildet, wobei das Produkt wiederum wie ein Regressor behandelt wird. Um zu beurteilen, wie verlässlich der durch das Modell geschätzte Wert eines Qualitätsmerkmals ist bzw. wie gut sich die Regressionsgleichung an die empirische Punkteverteilung anpaßt, wird das Bestimmtheitsmaß  $B$  gebildet. Es ist definiert als:

$$B = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2} \quad (5.4)$$

mit  $y_i$  = Beobachtungswert  $i$  der abhängigen Variablen  
 $\hat{y}_i$  = Schätzwert  $i$  der abhängigen Variablen  
 $\bar{y}$  = Mittelwert der abhängigen Variablen

Ein Bestimmtheitsmaß von bspw. 0,94 drückt aus, daß 94% der tatsächlich im Regressand auftretenden Streuung durch das Modell erklärt werden, 6% hingegen nicht. Diese immer vorhandene Reststreuung ist auf nicht erfaßte Einflußgrößen und / oder Meßgenauigkeiten zurückzuführen.

Es bleibt anzumerken, daß die beschriebene Vorgehensweise allein auf statistischen Methoden beruht. Es ist daher unumgänglich, das Modell anhand von Sachkenntnis über die Prozeßzusammenhänge auf seine Glaubwürdigkeit hin zu überprüfen.

### 5.1.2 Versuchsauswertung zum Werkstoff Polymethylmethacrylat

Eine Bewertung der Eigenspannungsbelastung der Rechteckproben über die Auswertung von Rißlängen ist unter Berücksichtigung der Spannungsverläufe  $\sigma_x$  und  $\sigma_y$  (Bild 2.7 und Bild 2.8) möglich. Dem Spannungsverlauf  $\sigma_x$  ist zu entnehmen, daß an einem bestimmten Punkt die rißauslösenden Zugspannungen in Druckspannungen übergehen. Schon vor diesem Punkt ist kein weiteres Rißwachstum in  $x$ -Richtung mehr möglich, da bereits vorher ein Spannungsniveau unterhalb der kritischen Zugspannung für die Rißbildung erreicht wird.

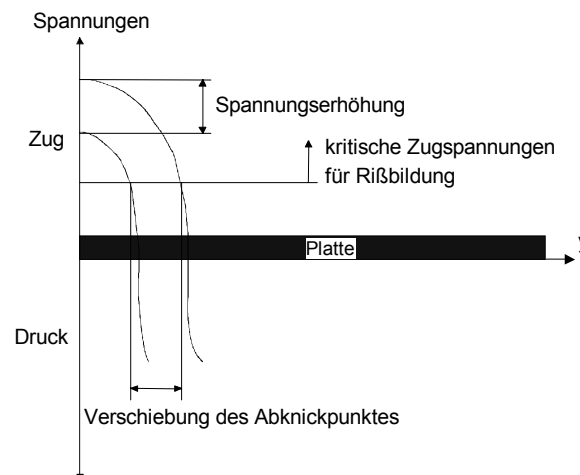


Bild 5.2: Schematische Darstellung der Zusammenhänge zwischen Abknickpunkt und Spannung

Um trotzdem weiter Energie abbauen zu können, knickt der entlang der  $y$ -Achse verlaufende Riß ab und die Zugspannungen  $\sigma_y$ , die sich noch in einer Größenordnung oberhalb der kritischen Zugspannung für Rißbildung befinden, sorgen für weiteres Rißwachstum in  $x$ -Richtung. Es ergibt sich der charakteristische Rißverlauf aus Bild 5.1. Steigen die rißauslösenden Spannungen  $\sigma_x$  aufgrund anderer

Erwärmbedingungen an, so ist davon auszugehen, daß sich der Abknickpunkt weiter in Richtung Plattenmitte verschiebt. Dieser Zusammenhang ist in Bild 5.2 anschaulich dargestellt. Somit kann anhand des Abknickpunktes der Spannungshaushalt der Platte qualitativ beurteilt werden. Größere Rißlängen bedeuten folglich stärker belastete Rechteckproben. Die Bilder 5.3 (Wegregelung) und 5.4 (Druckregelung) zeigen die gemittelten äußeren Rißlängen  $R_a$  in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur, wobei zusätzlich die Erwärmzeit variiert wurde.

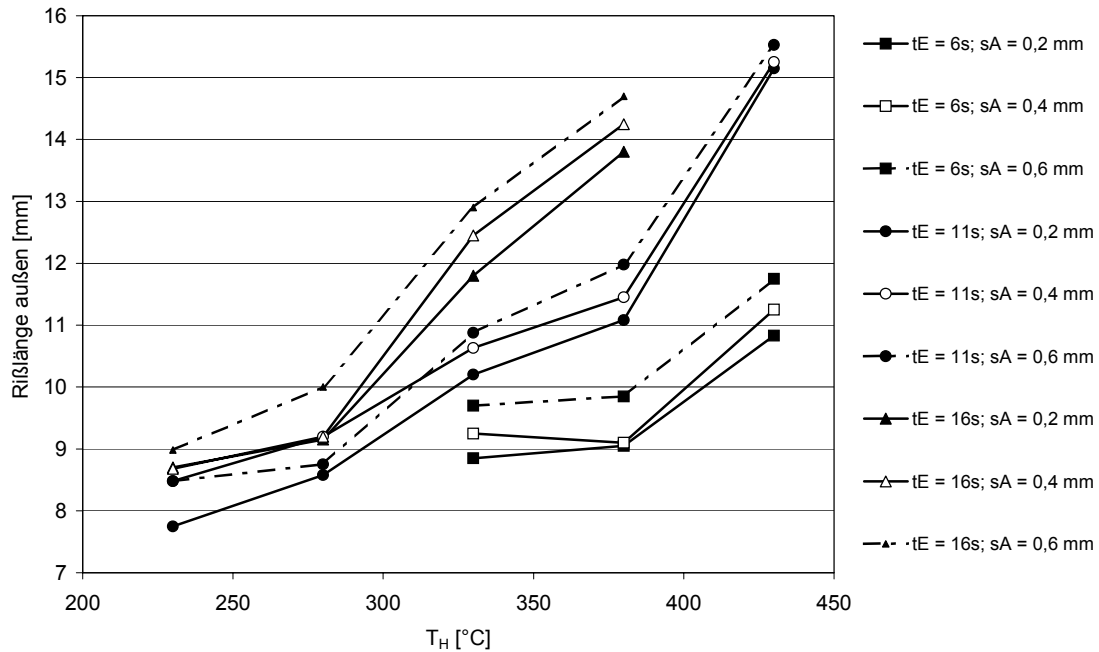


Bild 5.3: Gemittelte Meßwerte der äußeren Rißlänge als Funktion der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit, weggeregelt, PMMA

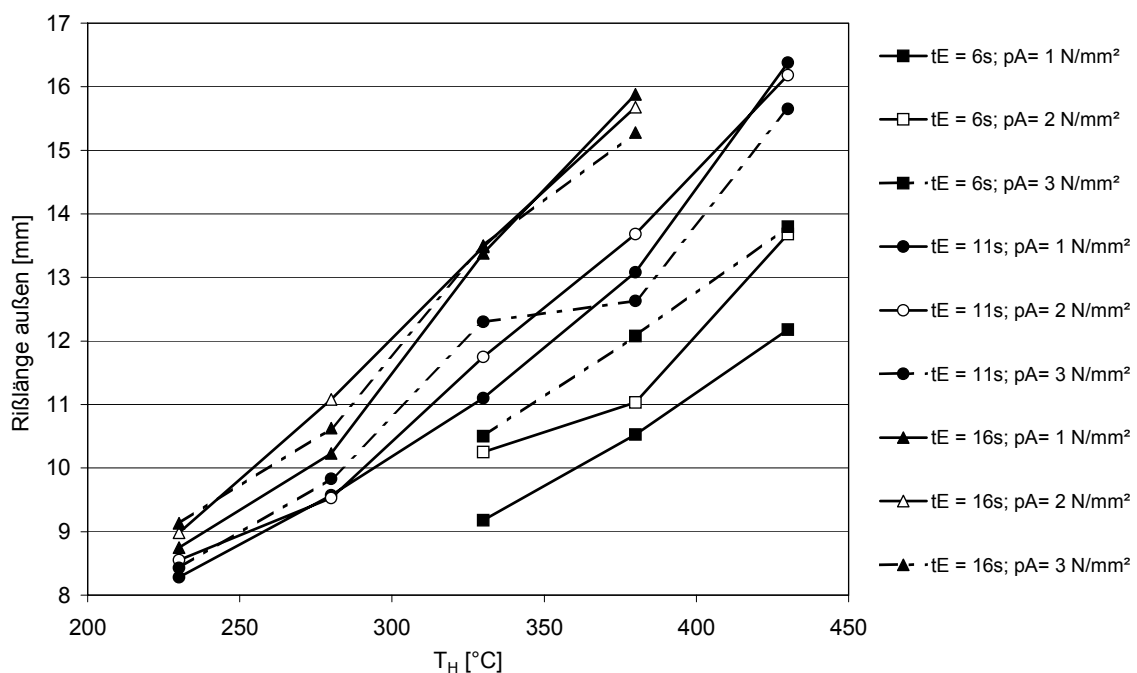


Bild 5.4: Gemittelte Meßwerte der äußeren Rißlänge als Funktion der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit, druckgeregelt, PMMA

Die Auswertung ergibt, daß die zu erkennenden Abhängigkeiten hinsichtlich des Temperatur- bzw. des Zeiteinflusses bei Weg- und Druckregelung gleich sind. Mit steigender Heizelementtemperatur erhöht sich die Rißlänge. Die gleiche Tendenz ergibt sich bei Verlängerung der Erwärmzeiten. Ferner lassen sich nur geringe Abhängigkeiten der Rißlängen vom Angleichweg bzw. vom Angleichdruck ausmachen, der in einem für die Praxis sehr großen Bereich variiert wurde. Für Rißlängen  $R_m$  in der Mitte der Proben gelten die gleichen Aussagen und Abhängigkeiten, die aus diesem Grund hier nicht näher diskutiert werden sollen.

Da der Einfluß des Angleichwegs bzw. -drucks relativ gering ist, werden diese beiden Parameter in der folgenden Modellbildung nicht berücksichtigt. Nur die Heizelementtemperatur und die Erwärmzeit werden als Einflußfaktoren in die Berechnung des Regressionsmodells mitaufgenommen. Tabelle 5.1 enthält das erstellte „weggeregelte“ Modell. Das Bestimmtheitsmaß liegt mit einem Wert von 97,06% auf einem sehr hohen Niveau.

Tabelle 5.1: Regressionsmodell für die Rißlänge außen, weggeregelt

	Parameter		Zahlenwerte/ Wertebereich	Zusätzliche Modelloptionen
Voreinstellungen	Zielgröße	Ra [mm]	8,1-16,7	
	Einflußgrößen	$T_H$ [°C]	230-430	alle Transformationen u. Wechselwirkung
		$t_E$ [s]	6-16	
				Gewichtung/Einzelbestimmtheitsmaße [%]
Modell	Modellkoeffizienten	$b_0$ [mm]	13,848	
		$b_1$ [mm/°C <sup>2</sup> ]	-0,0002	32,98
		$b_2$ [mm/°Cs]	0,0035	19,04
		$b_3$ [mm/°C <sup>3</sup> ]	$3,1 \cdot 10^{-7}$	30,91
		$b_4$ [mm/s]	-0,829	14,22
	Bestimmtheitsmaß	B [%]	97,06	
Modellgleichung	$Ra = b_0 + b_1 \cdot T_H + b_2 \cdot T_H \cdot t_E + b_3 \cdot \frac{1}{T_H} + b_4 \cdot t_E$			

Die Rißlänge nimmt mit ansteigenden Werten der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit zu. Die Gültigkeit des Modells beschränkt sich auf den Wertebereich der Einflußgrößen  $T_H$  und  $t_E$  aus Tabelle 5.1. Ein direkter Vergleich der Meßwerte von Ra mit den berechneten Werten aller Versuchspunkte für den druckgeregelten Versuchsplan ist anhand von Bild 5.5 möglich. Hier sind neben den berechneten Werten und den Meßwerten auch die relativen Fehler in % aufgeführt. Diese werden wie folgt berechnet:

$$F_{rel,i} = \frac{Ra_{gemessen,i} - Ra_{berechnet,i}}{Ra_{gemessen,i}} \cdot 100 \quad (5.5)$$

Der mittlere relative Fehler für das Modell beträgt 4,13%. Die Tatsache, daß bei lediglich zwei berücksichtigten Einflußgrößen bereits 97,95% (Bestimmtheitsmaß „druckgeregelt“) der auftretenden Streuung in den äußeren Rißlängen durch das

Modell erklärt werden, weist auf einen eindeutigen Einfluß der Parameter Heizelementtemperatur und Erwärmzeit auf die Rißlänge und somit auf den Eigenspannungshaushalt hin. Der physikalische Gehalt des berechneten Modells ist offensichtlich. Aufgrund des Erwärmvorgangs werden große Wärmedehnungen in die Probepplatten eingebracht. Der anschließende Abkühlvorgang sorgt dann infolge stark unterschiedlicher Abkühlgeschwindigkeiten am Rand der Platte und im Platteninneren für den Verbleib von Eigenspannungen in den Proben.

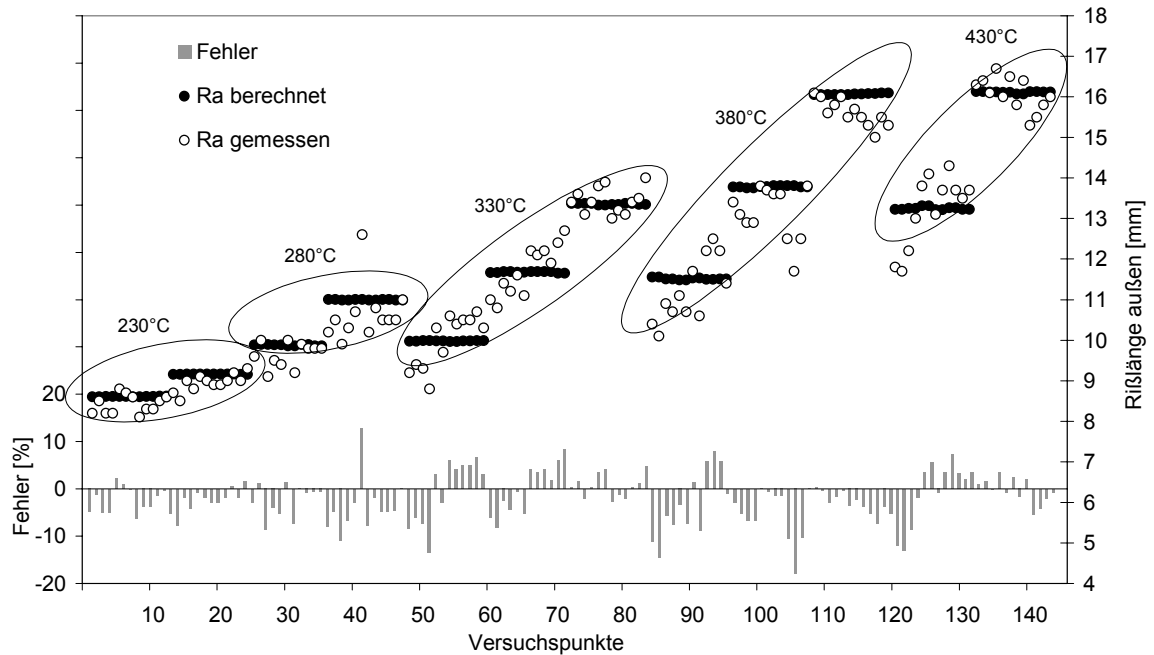


Bild 5.5: Gemessene und berechnete Rißlängen, druckregelt, PMMA

In weiteren Untersuchungen hat sich gezeigt, daß die ermittelten Rißlängen nicht nur in starkem Maße mit den Einstellparametern der Heizelementschweißmaschine korrelieren, sondern auch mit theoretisch hergeleiteten Größen, wie z.B. der Schmelzeschichtdicke und dem Integral über dem theoretischen Temperaturverlauf in der Schmelzeschicht. So erreicht man bei der Berücksichtigung der Schmelzeschichtdicke als einzige Einflußgröße in der Regressionsrechnung Bestimmtheitsmaße von 97,98%. Hierbei zeigt sich, daß mit steigender Schmelzeschichtdicke auch längere Risse erzeugt werden (Bild 5.6).

Berücksichtigt man nur das Integral über dem theoretischen Temperaturverlauf innerhalb der Schmelzeschicht nach Gleichungen (5.6), so werden ebenfalls Bestimmtheitsmaße von bis zu 98% erzielt, wobei auch hier mit ansteigenden Werten längere Risse beobachtet werden (Bild 5.7).

$$I = \int_0^{L_0} [T(x) - T_{fl}] \cdot dx$$

$$\text{mit: } T(x) = (T_G - T_U) \cdot \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2 \cdot \sqrt{a_{\text{eff}} \cdot t_E}} \right) + T_U \quad (5.6)$$

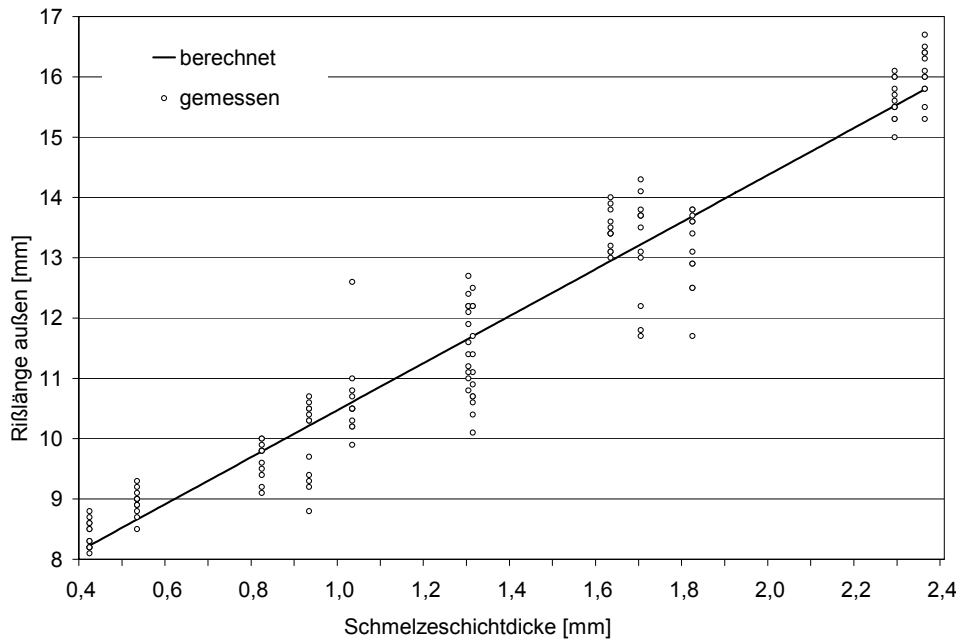


Bild 5.6: Berechnete und gemessene äußere Rißlängen in Abhängigkeit der Schmelzeschichtdicke, druckgeregelt

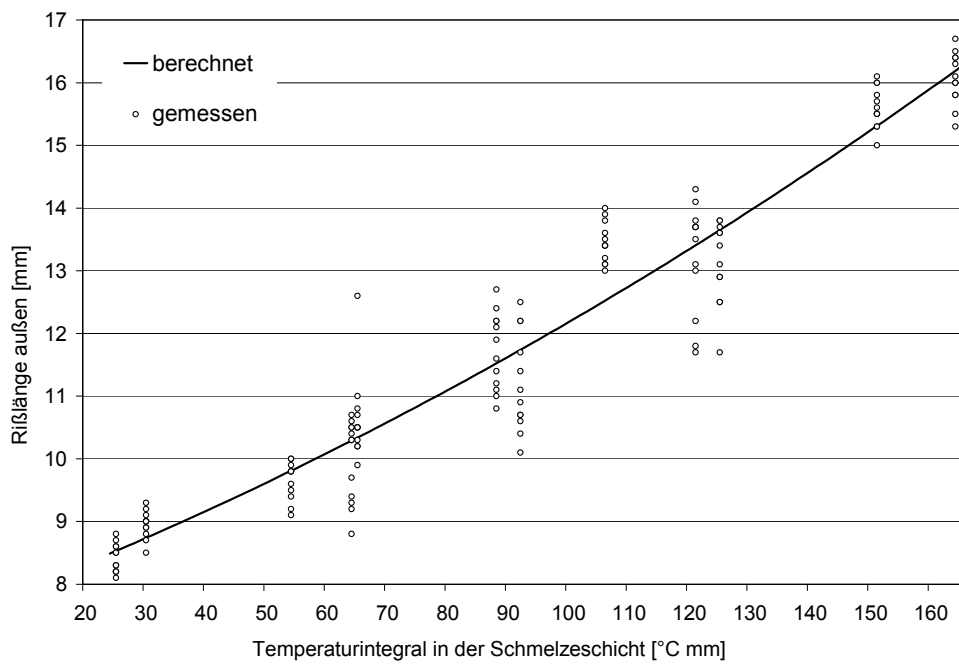


Bild 5.7: Berechnete und gemessene äußere Rißlängen in Abhängigkeit des Temperaturintegrals in der Schmelzeschicht, druckgeregelt



### 5.1.3 Versuchsauswertung zum Werkstoff Polycarbonat

Aufgrund der geringeren Rißlängen sind diese als Charakteristikum für den Eigenspannungsgehalt der PC-Proben schwerer auswertbar, da sich Meßfehler und verfahrensbedingte Ungenauigkeiten bei kleinen Rißlängen prozentual sehr viel stärker auf das Meßergebnis auswirken als bei großen Rißlängen, die innerhalb des Versuchsplans sehr viel stärker variieren. Bild 5.8 zeigt die mittleren Rißlängen  $R_m$  in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit, wobei im wesentlichen die gleichen Abhängigkeiten von  $R_m$  bezüglich der Erwärmzeit und des Angleichweges auszumachen sind wie bei den PMMA-Proben. Auffällig ist hier die Abhängigkeit der Rißlänge  $R_m$  von der Heizelementtemperatur.  $R_m$  nimmt zunächst bei 280°C bis 330°C stark zu und stagniert dann bei weiterer Temperaturerhöhung.

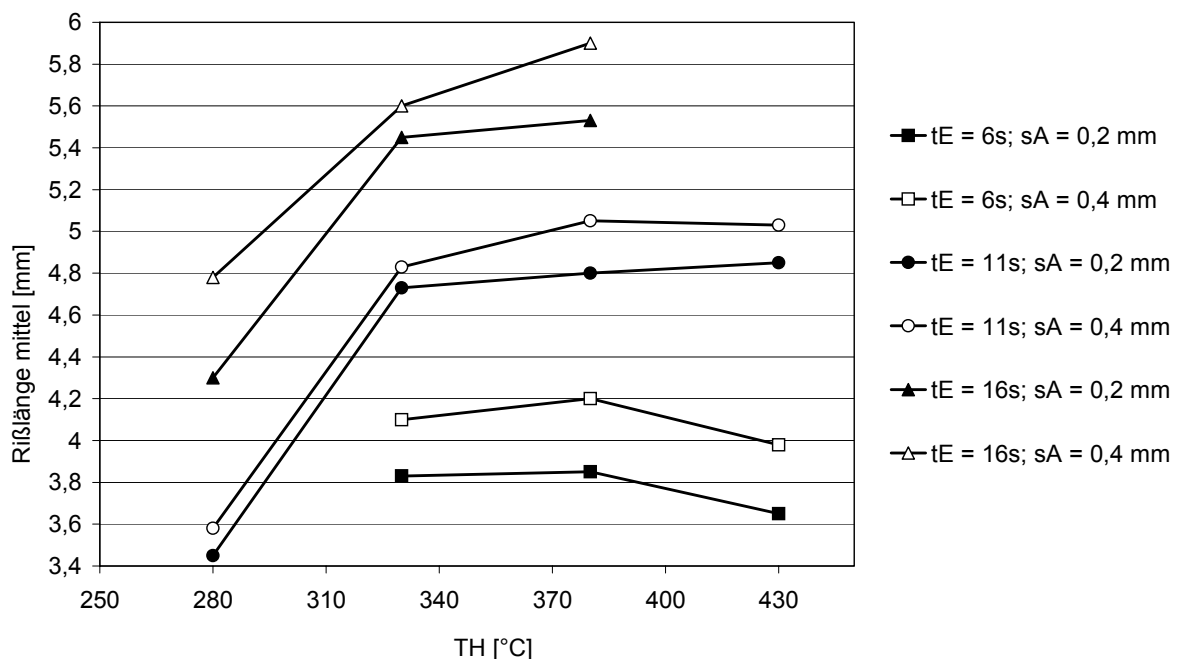


Bild 5.8: Gemittelte Meßwerte von  $R_m$  als Funktion der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit, weggeregelt, PC

Bei einer Erwärmzeit von 6s ist von 380°C bis 430°C sogar eine Abnahme von  $R_m$  zu verzeichnen. Bei den druckgeregelten Versuchspunkten ist diese Tendenz ebenfalls zu beobachten.

Bei den Regressionsrechnungen zeigen sich ähnliche Abhängigkeiten wie beim Werkstoff PMMA. Allerdings liegen die erzielten Bestimmtheitsmaße mit Werten von 88% bis 96% etwas unter denen des Werkstoffs PMMA.

Exemplarisch sind in Tabelle 5.2 die Ergebnisse der Regressionsrechnung unter Berücksichtigung der Heizelementtemperatur, der Erwärmzeit und des Angleichwegs dargestellt.

Tabelle 5.2: Regressionsmodell für die Rißlänge, weggeregelt

	Parameter		Zahlenwerte/ Wertebereich	Zusätzliche Modelloptionen
Voreinstellungen	Zielgröße	Rm [mm]	3,4-6,6	alle Transformationen u. Wechselwirkung
	Einflußgrößen	T <sub>H</sub> [°C]	280-430	
		t <sub>E</sub> [s]	6-16	
		s <sub>A</sub> [mm]	0,2-0,6	
				Gewichtung/Einzelbestimmtheitsmaße [%]
Modell	Modellkoeffizienten	b <sub>0</sub> [mm]	7,5922	
		b <sub>1</sub> [mm/°Cs]	0,00038	25,13
		b <sub>2</sub> [1/°C]	0,0029	9,12
		b <sub>3</sub> [mm/°C <sup>3</sup> ]	-0,26 · 10 <sup>-7</sup>	29,93
		b <sub>4</sub> [mm°C]	-1282,1468	27,90
	b <sub>5</sub> [mm]	0,35 · 10 <sup>-7</sup>	7,22	
	Bestimmtheitsmaß	B [%]		95,30
Modellgleichung	$Rm = b_0 + b_1 \cdot T_H \cdot t_E + b_2 \cdot T_H \cdot s_A + b_3 \cdot T_H^3 + b_4 \cdot \frac{1}{T_H} + b_5 \cdot \exp(t_E)$			

Hält man den Angleichweg in der berechneten Modellgleichung konstant auf 0,4mm zeigt sich das in Bild 5.9 dargestellte Verhalten. Der mittlere relative Fehler beträgt bei diesem Modell 5,06%.

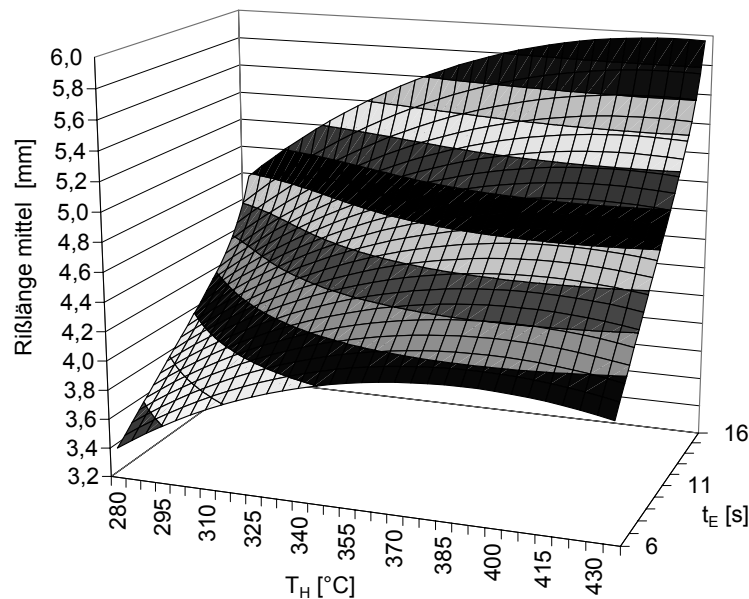


Bild 5.9: Berechnete Rißlänge über der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit, PC

Berücksichtigt man hier ebenfalls die Schmelzeschichtdicke oder das Temperaturintegral in der Schmelzeschicht als einzige Einflußgröße in der Regressionsrechnung, so lassen sich Bestimmtheitsmaße von ca. 88% erzielen, wobei mit ansteigenden Werten die Rißlängen ebenfalls zunehmen.

Auch beim Polycarbonat besitzen die Heizelementtemperatur und die Erwärmzeit den größten Einfluß auf das Spannungsrißverhalten.

#### 5.1.4 Zusammenfassung der Ergebnisse zum Benetzungstest

Abschließend soll darauf hingewiesen werden, daß die ermittelten Rißlängen in starkem Maße vom verwendeten Material, der Geometrie sowie vom eingesetzten Benetzungsmittel abhängig sind und nicht ohne weiteres auf andere Bedingungen übertragen werden können. Allerdings ist die Vergleichbarkeit innerhalb der Versuchsreihen eindeutig gegeben und die ermittelten Rißlängen machen eine Bewertung der Wirkrichtung und –größe der einzelnen Verfahrensparameter möglich.

So zeigt sich bei den Versuchsmaterialien PMMA und PC ein eindeutiger Einfluß der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit. In den Versuchen wird deutlich, daß die ermittelten Rißlängen mit steigenden Werten der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit deutlich zunehmen. Beim Werkstoff PC ist dieser Trend jedoch bei höheren Temperaturen nicht so stark ausgeprägt.

Der Einfluß der Angleichparameter, wie z.B. Angleichweg oder –druck, ist zu vernachlässigen, wenn man berücksichtigt, daß bei den großen Druckvariationen von 1 bis  $3\text{N/mm}^2$  nur geringe Auswirkungen auf die Rißlänge ermittelt werden. Dies zeigt sich auch in den Ergebnissen der Regressionsrechnungen, die bei Nichtberücksichtigen dieser Größen zu höheren Bestimmtheitsmaßen führen.

Vergleicht man die experimentell ermittelten Schmelzeschichtdicken jedes Versuchspunktes mit den erzeugten Rißlängen, so ist mit steigenden Werten von  $L_0$  ein deutlicher Anstieg der Rißlängen zu beobachten.

Ausgehend vom Einfluß der beschriebenen Größen läßt sich mit Hilfe der Regressionsrechnung ein eindeutiger Zusammenhang der Rißlänge mit dem theoretisch berechneten Temperaturintegral in der Schmelzeschicht herleiten, die so mit steigenden Werten zu größeren Rißlängen führt.

Da die in den Benetzungstests ermittelten Rißlängen in engem Zusammenhang mit den erzeugten Eigenspannungen der erwärmten Rechteckplatten stehen, lassen die hier vorgestellten Untersuchungen erste qualitative Aussagen über die Wirkung des Heizelementschweißprozesses auf die Spannungsrißbildung zu. Die getroffenen Aussagen sollen in den nächsten Kapiteln bestätigt und verifiziert werden.

#### 5.2 Parameterstudien mit spannungsoptischer Auswertung

<sup>3</sup>Die im vorangegangenen Kapitel vorgestellten Untersuchungen lassen zwar die Wirkrichtung und auch –größe einzelner Prozeßparameter beim Heizelementschweißen auf die erzeugten Rißlängen erkennen, es können aber aufgrund der starken Abhängigkeiten der Rißlängen vom Werkstoff, der Geometrie und vom verwendeten Benetzungsmittel keine quantitativen Aussagen über den Einfluß der Prozeßparameter auf den erzeugten Eigenspannungshaushalt nach dem Schweißen gemacht werden. Dieser Eigenspannungszustand nach dem Heizelementschweißen

---

<sup>3</sup> Die in diesem Kapitel dargestellten Zusammenhänge sind teilweise den Arbeiten von [Kön99, Pan00] entnommen, auf die hier für eine ausführliche Darstellung verwiesen wird.

in Kombination mit der Wirkung physikalisch aktiver Medien stellt die Ursache für die Spannungsrißbildung dar und soll mit Hilfe spannungsoptischer Methoden genauer untersucht werden.

### 5.2.1 Grundlagen der Spannungsoptik

In der experimentellen Spannungsanalyse gibt es eine Vielzahl von Methoden, den durch thermische oder mechanische Beanspruchungen hervorgerufenen Spannungszustand zu ermitteln (vgl. Kapitel 2.3.3.1). Zu den interessantesten Methoden zählen aufgrund des relativ einfachen Aufbaus und der großen Anschaulichkeit die optischen Verfahren. Die Grundlagen der ebenen Spannungsoptik werden im folgenden kurz erläutert.

Die Basis für spannungsoptische Versuche bilden transparente Modelle aus doppelbrechenden Werkstoffen, wie z. B. Polycarbonat. Diese Werkstoffe eignen sich in besonderem Maße für die Herstellung von Modellen, da sie die für die Spannungsoptik wichtigen Eigenschaften wie Isotropie, Homogenität, optische Empfindlichkeit und eine lineare Abhängigkeit zwischen Spannung, Dehnung und Isochromatenordnung aufweisen.

Ein Linearpolarisator, Bild 5.10, besteht aus einer Lichtquelle und zwei um  $90^\circ$  gegeneinander gedrehten Polarisationsfiltern, zwischen die das zu untersuchende Modell eingebracht wird. Als Lichtquelle wird überwiegend monochromatisches Licht, d.h. Licht gleicher Wellenlänge (z. B. Natriumdampfampe), verwendet.

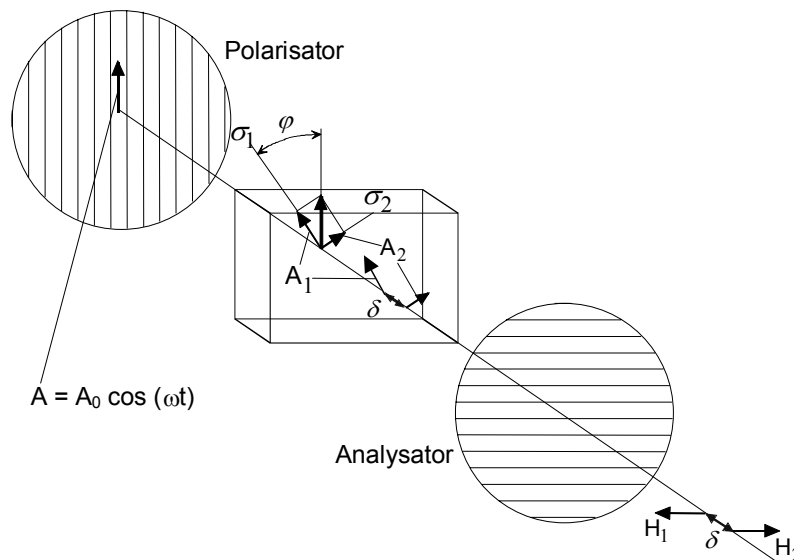


Bild 5.10: Prinzipieller Aufbau eines Linearpolarisators

Das von der Lichtquelle erzeugte Licht trifft auf den ersten Polarisationsfilter, den Polarisator. Hier werden alle Schwingungsrichtungen des Lichtes herausgefiltert, die nicht in der vom Polarisator vorgegebenen Richtung liegen.

Der auf diese Weise linear gerichtete Lichtvektor  $A$  wird beim Durchgang durch ein transparentes und belastetes Modell in zwei orthogonale Komponenten  $A_1$  und  $A_2$

zerlegt. Die Richtungen dieser Komponenten fallen mit den Richtungen der beiden Hauptspannungen  $\sigma_1$  und  $\sigma_2$  zusammen.

Die Spannungen verursachen gleichzeitig eine Veränderung der Ausbreitungsgeschwindigkeit der beiden Teilkomponenten  $A_1$  und  $A_2$ , wodurch eine Phasenverschiebung  $\delta$  hervorgerufen wird. Diese Phasenverschiebung verhält sich proportional zur Hauptspannungsdifferenz  $\sigma_1 - \sigma_2$  und zur Dicke  $d$  des Modells.

Die Polarisationsrichtung des Analysators ist um  $90^\circ$  gegen die Polarisationsrichtung des Polarisators gedreht und läßt daher nur die Teilkomponenten  $H_1$  und  $H_2$  durch. Das durch den Analysator dringende Licht hängt nur von der Phasenverschiebung  $\delta$  ab. Hierbei können zwei Extremwerte auftreten:

$\delta = 0$ : Die horizontalen Komponenten löschen sich aus.

Es entsteht ein Helligkeitsminimum (dunkler Punkt).

$\delta = \pi$ : Die horizontalen Komponenten addieren sich.

Es entsteht ein Helligkeitsmaximum (heller Punkt).

Dieser Vorgang wiederholt sich, so daß bei geraden ganzzahligen Vielfachen von  $\pi$  vollkommene Verdunklung und bei ungeraden Vielfachen von  $\pi$  vollkommene Aufhellung auftritt.

Die durch diesen Effekt hervorgerufenen Linien gleicher Lichtintensität werden Isochromaten genannt. Es handelt sich um Linien gleicher Hauptspannungsdifferenz  $\sigma_1 - \sigma_2$ . Der Zusammenhang zwischen der Hauptspannungsdifferenz  $\sigma_1 - \sigma_2$  und der Phasenverschiebung  $\delta$  wird durch das Maxwell-Gesetz (Gleichung (5.7)) beschrieben, das als Hauptgleichung der Spannungsoptik bezeichnet wird:

$$n = 2\pi\delta = (\sigma_1 - \sigma_2) \frac{d}{S} \quad (5.7)$$

mit:

$n$ :	Isochromatenordnung	$\sigma_2$ :	Hauptspannung 2
$\delta$ :	Phasenverschiebung	$d$ :	Dicke des Modells
$\sigma_1$ :	Hauptspannung 1	$S$ :	spannungsoptische Konstante

Am Modell sind im linearpolarisierten Licht neben den Isochromaten auch andere dunkle Linien sichtbar. Fällt die Polarisationsrichtung mit einer der beiden Hauptspannungsrichtungen zusammen, so wird eine der Komponenten des zerlegten Lichtvektors zu Null. Der Lichtstrahl passiert ohne Geschwindigkeitsaufspaltung das Modell und wird vom Analysator vollkommen ausgelöscht, so daß an dieser Stelle ein schwarzer Punkt entsteht. Die auf diese Weise sichtbaren Linien gleicher Hauptspannungsrichtungen werden als Isoklinen bezeichnet.

Bei der Betrachtung von Isochromaten üben die Isoklinen einen störenden Effekt aus, da sie die Isochromaten zum Teil überlagern und somit nicht immer eindeutig von diesen zu unterscheiden sind. Dieser störende Effekt läßt sich durch das Verwenden von zirkularpolarisiertem Licht unterbinden.

Die Aufnahmen und die Auswertung der im Polarisoskop erzeugten Bilder finden mit Hilfe von digitalen Bildanalysemethoden statt. Von [HM86] wurde hierzu das Phasenshiftverfahren auf die Spannungsoptik übertragen. Durch das Phasenshiftverfahren ist es möglich, mit relativ geringem Aufwand Grauwertbilder für den Betrag der Normalspannungsdifferenz  $\sigma_x - \sigma_y$  sowie für den Betrag der Schubspannung  $\tau_{xy}$  zu gewinnen. Die Lichtintensität, d.h. der Grauwert an jedem Punkt des Bildes, stellt ein Maß für die gewünschten Spannungsgrößen dar.

### 5.2.2 Versuchsdurchführung und Auswertung

Bild 5.11 zeigt den verwendeten spannungsoptischen Versuchsaufbau. Mit Hilfe dieser Versuchsanordnung ist es möglich, den Betrag der Normalspannungsdifferenz  $|\sigma_x - \sigma_y|$  sowie den Betrag der Schubspannung  $|\tau_{xy}|$  an jedem Ort der Platte zu bestimmen.

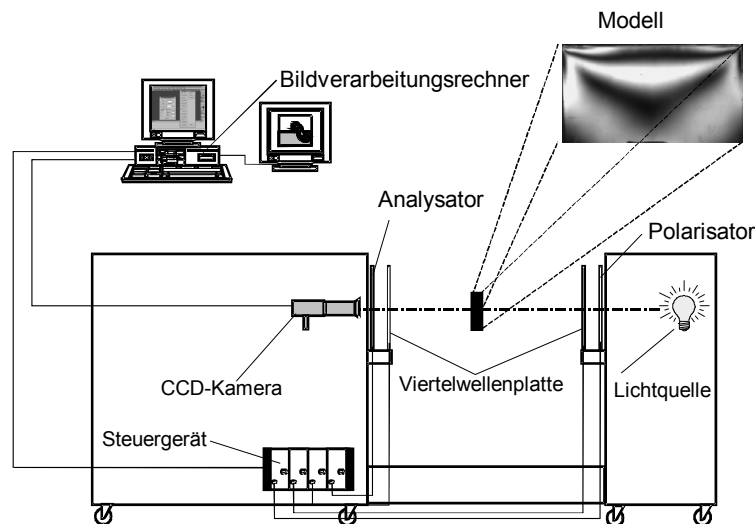


Bild 5.11: Spannungsoptischer Versuchsaufbau

Grundlage dieser Methode ist die doppelbrechende Eigenschaft des verwendeten Kunststoffes, welche von der Höhe der Belastung abhängig ist. Bei der Bestimmung der spannungsoptischen Konstanten als Maß für die doppelbrechende Eigenschaft stellte sich heraus, daß für die spannungsoptischen Untersuchungen nur der Werkstoff PC verwendet werden kann. Das Material PMMA ist zwar spannungsoptisch aktiv, kann aber aufgrund der relativ großen spannungsoptischen Konstanten nur bei Vorliegen sehr großer Belastungen spannungsoptisch ausgewertet werden. Tabelle 5.3 gibt einen Überblick über die ermittelten spannungsoptischen Konstanten.

Tabelle 5.3: Spannungsoptische Konstanten im Vergleich

Werkstoff	Spannungsoptische Konstante S [N/mm Ord]
PC	9,9268
PMMA	134,81
SAN	101,25

Berücksichtigt man Gleichung (5.7), so müßte die Hauptnormalspannungsdifferenz  $\sigma_1 - \sigma_2$  für den Werkstoff PMMA den 13-fachen Wert der Spannungsdifferenz des

Werkstoffs PC annehmen, um eine Auswertung mit Hilfe der Spannungsoptik zu gewährleisten.

### 5.2.2.1 Erwärmversuche

Analog zu den Untersuchungen in Kapitel 5.1 wurden Erwärmversuche durchgeführt. Hierzu wurden die Rechteckplatten unter Variation der Prozeßparameter am Heizelement angeglich und drucklos erwärmt. Die erwärmten Proben wurden dann mit Hilfe der Spannungsoptik untersucht, um so Aussagen über den vorliegenden Eigenspannungszustand zu machen. Die Parametervariation wurde auf der Grundlage der Versuchspläne aus Kapitel 5.1 vorgenommen.

Die Auswertung der Erwärmversuche gliedert sich in drei Schwerpunkte; so werden Untersuchungen zum Einfluß der Heizelementtemperatur, der Erwärmzeit und des Angleichdrucks und -weges durchgeführt.

#### Untersuchungen zum Einfluß der Heizelementtemperatur

Die Ergebnisse der spannungsoptischen Untersuchungen sind exemplarisch in Bild 5.12 wiedergegeben. Variiert wurde die Heizelementtemperatur von 280°C über 330°C und 380°C nach 430°C. Die Erwärmzeit und der Angleichweg sind konstant.

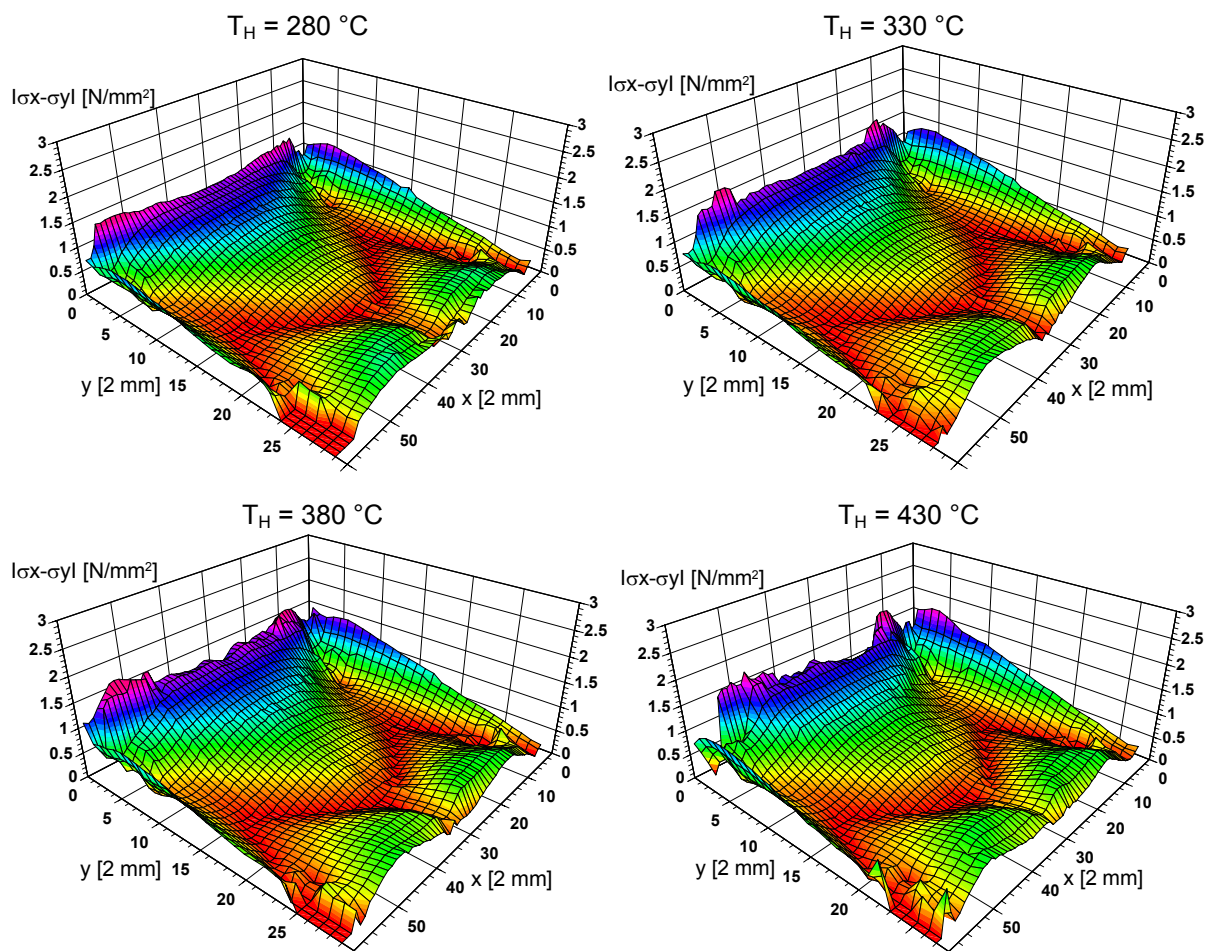


Bild 5.12: Normalspannungsdifferenzen, Polycarbonat,  $t_E=11\text{s}$ ,  $s_A=0,4\text{mm}$

In den spannungsoptischen Aufnahmen ist deutlich zu erkennen, daß sich die Erwärmung am Heizelement noch in einem Abstand von 40mm orthogonal zur Fügefläche (y-Richtung) in einer Erhöhung der Normalspannungsdifferenzen auswirkt. Die relativ großen Normalspannungsdifferenzen an den Rändern der Platte lassen sich durch die sehr hohen Temperaturgradienten, die verfahrensbedingt dort vorliegen, erklären. Für den Vergleich und die genauere Interpretation der Ergebnisse ist es sinnvoll, Schnitte in den Normalspannungsdifferenzenverlauf zu legen, um diese in Abhängigkeit der Heizelementtemperatur zu beurteilen.

In Bild 5.13 sind die Schnitte im Normalspannungsdifferenzenverlauf in einem Abstand von 8mm parallel zur Fügefläche dargestellt. Mit zunehmender Heizelementtemperatur ist ein deutlich ausgeprägteres Normalspannungsdifferenzenprofil zu erkennen, wobei es ab 380°C zu keiner weiteren Erhöhung der Spannungsdifferenzen kommt. Die Ergebnisse decken sich mit den Untersuchungen in Kapitel 5.1. Auch die Rißlänge in Abhängigkeit der Heizelementtemperatur (Bild 5.8) zeigt keinen weiteren Anstieg mit zunehmenden Temperaturen.

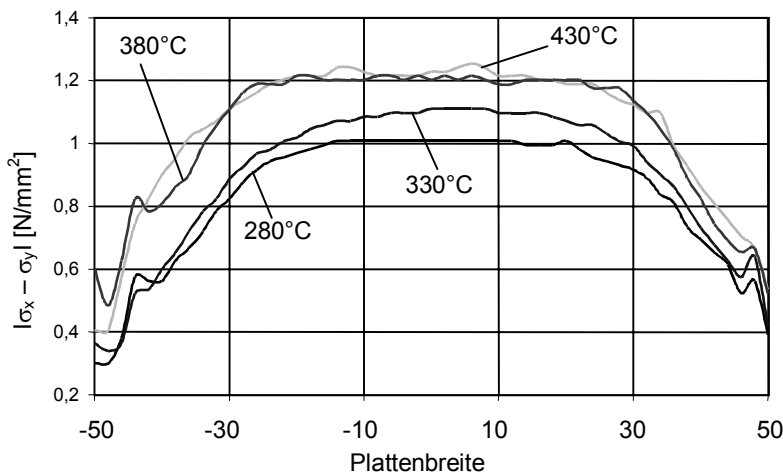


Bild 5.13: Schnitte durch den Normalspannungsdifferenzenverlauf im Abstand von 8mm zur Füge-naht,  $t_E = 11s$ ,  $s_A = 0,4mm$

Noch deutlicher wird dieser Zusammenhang, wenn man die Verläufe in Bild 5.13 anhand von Kennzahlen beurteilt. In Tabelle 5.4 sind das Integral, der Mittelwert und der Maximalwert der Kurvenverläufe in Abhängigkeit der Heizelementtemperatur wiedergegeben.

Tabelle 5.4: Kennzahlenvergleich zum Einfluß der Heizelementtemperatur

$T_H$ [°C]	Integral [N/mm]	Mittelwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Maximalwert [N/mm <sup>2</sup> ]
280	84,35	0,83	1,01
330	90,50	0,89	1,11
380	106,39	1,05	1,25
430	105,1	1,04	1,22

Beim Vergleich der Kennzahlen wird deutlich, daß das Integral, der Mittelwert und der Maximalwert mit steigender Heizelementtemperatur zunehmen. Der rückläufige Trend ist beim Vergleich der Temperaturen 380°C und 430°C zu erkennen. Hier



nehmen im Vergleich zu 380°C die Kennzahlen mit steigender Heizelementtemperatur wieder leicht ab. Die dargestellten Untersuchungsergebnisse machen den Einfluß der Heizelementtemperatur auf das Normalspannungsdifferenzenprofil deutlich. Im folgenden soll der Einfluß der Erwärmzeit diskutiert werden.

#### Untersuchungen zum Einfluß der Erwärmzeit

Analog zu den vorangegangenen Untersuchungen soll der Einfluß der Erwärmzeit auf das Normalspannungsdifferenzenprofil diskutiert werden. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind exemplarisch in Bild 5.14 wiedergegeben. Variiert wurde die Erwärmzeit von 6s über 11s nach 16s. Die Heizelementtemperatur und der Angleichweg sind konstant.

Zur genaueren Interpretation und Auswertung des Einflusses der Erwärmzeit werden wiederum Schnitte in die Normalspannungsdifferenzenverläufe gelegt und anhand von Kennzahlen beurteilt. Bild 5.15 zeigt Schnitte parallel zur Fügefläche in einem Abstand von 8mm.

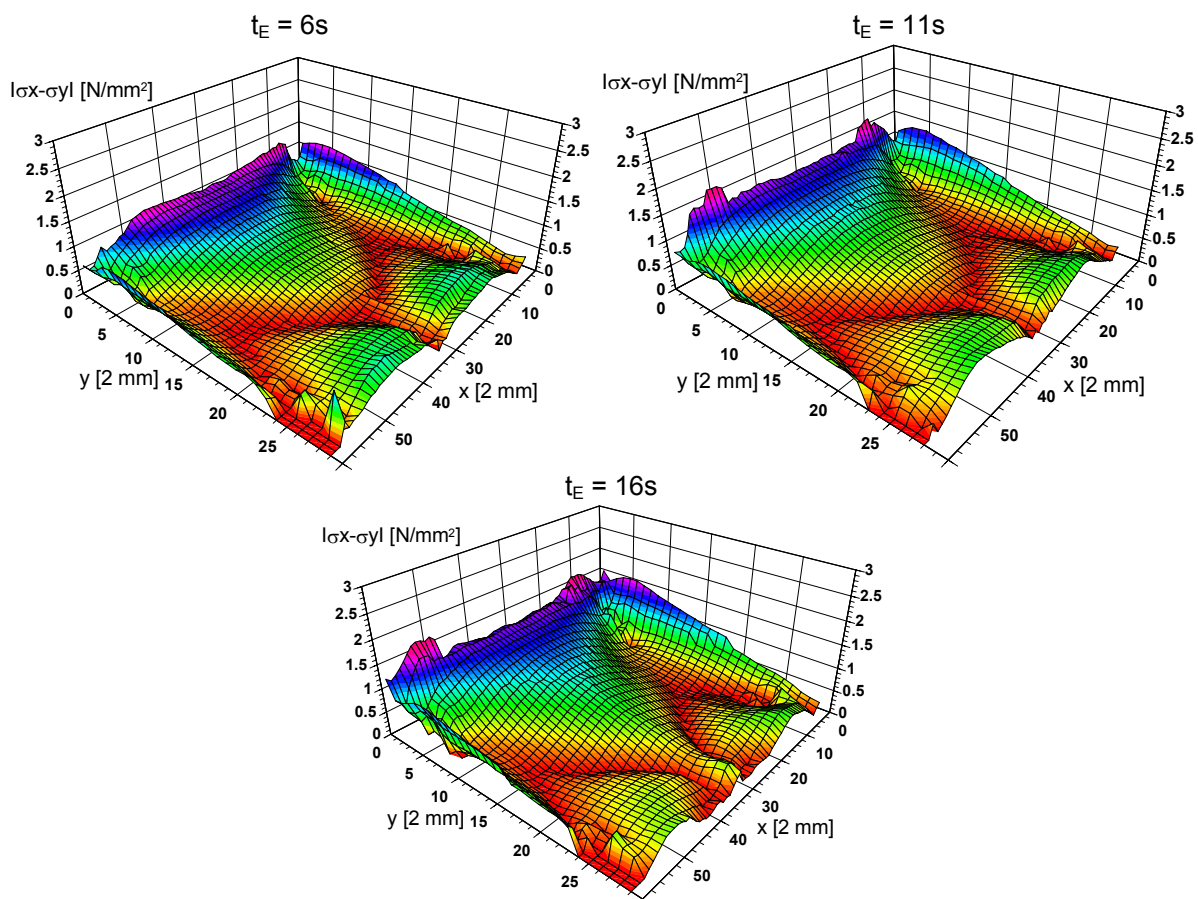


Bild 5.14: Normalspannungsdifferenzen, Polycarbonat,  $T_H = 330^\circ\text{C}$ ,  $s_A = 0,4\text{mm}$

Bei einer konstanten Heizelementtemperatur von 330°C und konstanten Angleichparametern zeigt sich, daß mit zunehmender Erwärmzeit die Normalspannungsdifferenzen deutlich zunehmen. Dieses Ergebnis bestätigt die Aussagen aus Kapitel 5.1, wo sich ein ähnlicher Einfluß der Erwärmzeit auf die Rißlänge zeigt. Tabelle 5.5 zeigt die zu Bild 5.15 zugehörigen Kennzahlen.

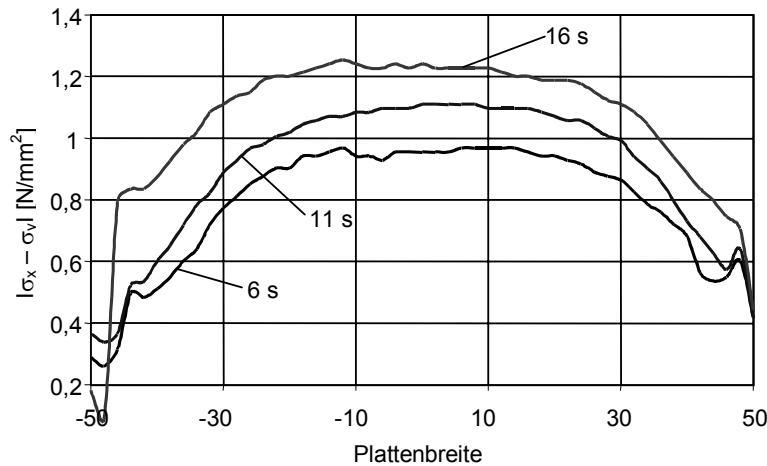


Bild 5.15: Schnitte durch den Normalspannungsdifferenzenverlauf im Abstand von 8mm zur Fügenaht,  $T_H = 330^\circ\text{C}$ ,  $s_A = 0,4\text{mm}$

Tabelle 5.5: Kennzahlenvergleich zum Einfluß der Erwärmzeit

$t_E$ [s]	Integral [N/mm]	Mittelwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Maximalwert [N/mm <sup>2</sup> ]
6	79,3	0,78	0,97
11	90,5	0,89	1,11
16	106,1	1,04	1,25

Beim Vergleich der Kennzahlen wird deutlich, daß das Integral, der Mittelwert und der Maximalwert mit steigender Erwärmzeit zunehmen. Der rückläufige Trend, wie er beim Einfluß der Heizelementtemperatur zu beobachten ist, ist hier nicht zu erkennen. Um den Einfluß der Erwärmzeit noch deutlicher zu machen, ist in Bild 5.16 ein Schnitt durch den Normalspannungsdifferenzenverlauf orthogonal zur Fügenaht dargestellt.

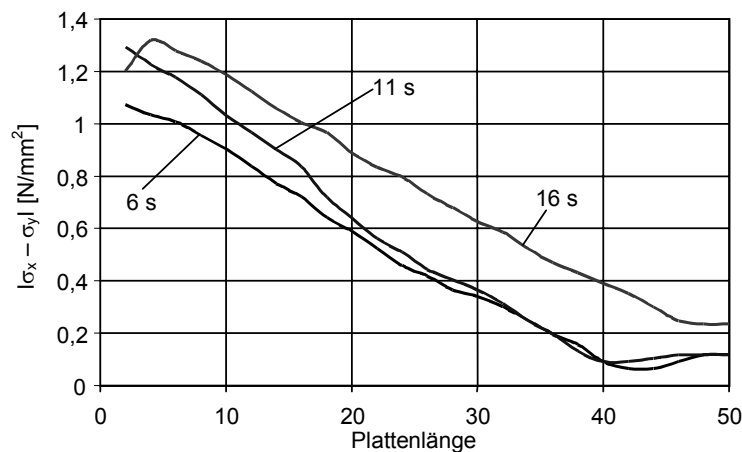


Bild 5.16: Schnitte durch den Normalspannungsdifferenzenverlauf orthogonal zur Fügefläche,  $T_H = 330^\circ\text{C}$ ,  $s_A = 0,4\text{mm}$

Auch im größeren Abstand orthogonal zur Schweißnaht ist der Einfluß der Erwärmzeiten noch deutlich zu erkennen, wobei die Normalspannungsdifferenzenverläufe für die Erwärmzeit 6s und 11s in einem Abstand von 30mm zur Fügenaht

ineinander übergehen. Der Einfluß der Erwärmzeit ist somit stärker ausgeprägt als der Einfluß der Heizelementtemperatur.

### Untersuchungen zum Einfluß des Angleichdrucks

An dieser Stelle soll nur der Einfluß des Angleichdrucks diskutiert werden, da die Untersuchungsergebnisse zum Einfluß des Angleichwegs zu ähnlichen Aussagen führen. Als Beispiel (Bild 5.17) soll hier ein Schnitt im Abstand von 8mm parallel zur Fügenaht dienen. Der Angleichdruck wurde abweichend von den Versuchsplänen in Kapitel 5.1 in einem Bereich von  $0,5\text{N/mm}^2$  über  $0,7\text{N/mm}^2$  bis zu  $1,0\text{N/mm}^2$  variiert. Die Heizelementtemperatur beträgt für alle drei Kurvenverläufe  $280^\circ\text{C}$  und die Angleich- und Erwärmzeit sind konstant auf 3s und 11s eingestellt.

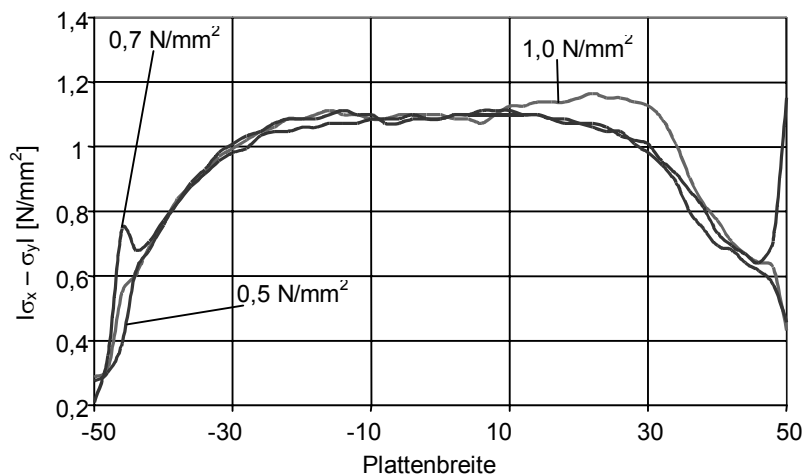


Bild 5.17: Schnitte durch den Normalspannungsdifferenzenverlauf im Abstand von 8mm zur Fügenaht,  $T_H = 280^\circ\text{C}$ ,  $t_A = 3\text{s}$ ,  $t_E = 11\text{s}$

Die Aussagen zum Einfluß des Angleichdrucks aus Kapitel 5.1 können durch die Ergebnisse der Spannungsoptik bestätigt werden. Zwar werden die Angleichdrücke in diesem Beispiel nicht in einem so großen Bereich variiert, wie es bei den Parameterstudien mit anschließenden Benetzungstests der Fall war, dafür liegen die hier vorgenommenen Variationen in einem für die Praxis üblichen Bereich. Die Ergebnisse zeigen deutlich, daß bei unterschiedlichen Angleichdrücken nur ganz geringe Unterschiede in den Normalspannungsdifferenzenverläufen zu erkennen sind. So wirkt sich eine Angleichdrucksteigerung nur in geringem Maße aus. Diese Aussagen gelten grundsätzlich auch für den Einfluß des Angleichwegs. Da die Ergebnisse der Benetzungstests in hohem Maße mit den Ergebnissen der spannungsoptischen Auswertung korrelieren und der Angleichdruck und -weg nur einen geringen Einfluß zeigen, werden diese Einflußfaktoren in den nachfolgenden Untersuchungen nicht mehr diskutiert.

#### 5.2.2.2 Schweißversuche

Neben den Erwärmversuchen, bei denen die Rechteckplatten am Heizelement erwärmt werden, wurden weitere Schweißversuche durchgeführt, um zu ermitteln, ob und inwieweit sich das Spannungsfeld durch den Fügevorgang verändert. Desweiter-

ren werden neben der Materialkombination PC mit PC, Versuche mit der Kombination ABS mit PC durchgeführt, um so Aussagen über die Veränderung des Spannungsfeldes in Abhängigkeit des verwendeten Schweißpartners zu treffen. Parallel hierzu wurden die Heizelementtemperaturen von 280°C in 50K-Schritten auf 430°C variiert. So wurden neben den Untersuchungen mit konstanter Heizelementtemperatur auch Untersuchungen mit unterschiedlicher Temperatur der beiden Fügepartner durchgeführt, um so Aussagen über einen eventuellen Spannungsausgleich machen zu können.

In Bild 5.18 ist exemplarisch der Normalspannungsdifferenzenverlauf zweier geschweißter Polycarbonat-Rechteckplatten zu erkennen. Die Heizelementtemperatur beträgt 430°C und die Erwärmzeit liegt bei 11s.

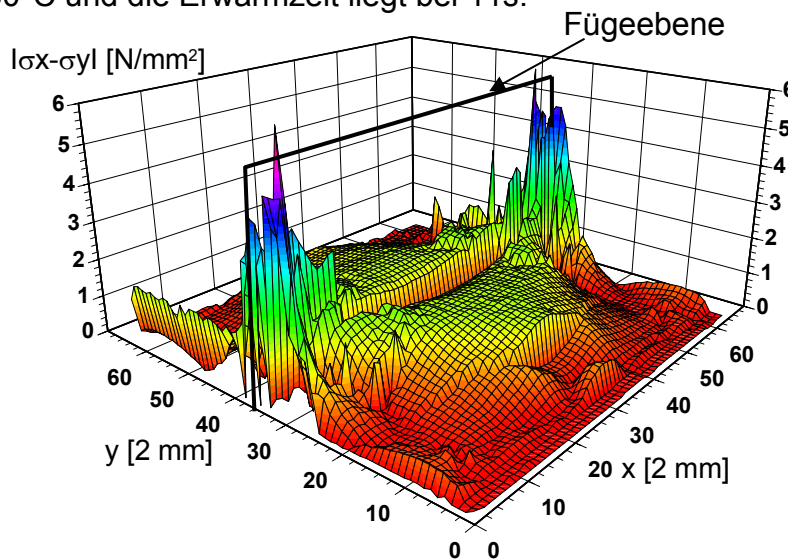


Bild 5.18: Normalspannungsdifferenzen beim Fügen, PC - PC,  $T_H = 430^\circ\text{C}$

Das Erscheinungsbild des Normalspannungsdifferenzenverlaufs ähnelt stark dem ermittelten Verlauf bei den Erwärmversuchen. Auffällig sind die großen Spannungsdifferenzenerhöhungen an den Rändern der Schweißnaht. Diese sind auf Randeffekte bei der Abkühlung zurückzuführen und lassen sich durch die unterschiedlichen Abkühlbedingungen zwischen Plattenrand und -mitte erklären.

Bild 5.19 zeigt die Schnitte der Normalspannungsdifferenzenverläufe der Fügeverbindungen aus den Materialkombinationen PC und PC. Dargestellt sind die Normalspannungsdifferenzenverläufe über dem *rechten* Fügepartner, der in allen vier Versuchen konstant mit einer Heizelementtemperatur von 280°C erwärmt wurde. Bei den zugehörigen Fügepartnern der *linken* Seite wurde die Heizelementtemperatur variiert. In den unteren beiden Kurvenverläufen beträgt die Heizelementtemperatur auf beiden Seiten 280°C (Referenzverläufe). Bei dem mit 1 gekennzeichneten Verlauf beträgt die Temperatur 380°C auf der *linken* und 280°C auf der *rechten* Seite. In der Kombination 2 liegen die Temperaturen bei 430°C *links* und bei 280°C *rechts*. Die Erwärmzeit beträgt 11s und der eingestellte Angleich- und Fügeweg liegt bei 0,2mm und 0,8mm.

Aus den Ergebnissen in Bild 5.19 läßt sich ableiten, daß die Kombination der Heizelementtemperatur auf der *linken* und *rechten* Seite den Normalspannungsdifferenzenverlauf entscheidend beeinflusst. So liegen die dargestellten Kurvenverläufe der mit 280°C erwärmten *rechten* Platten nicht auf einem Niveau, sondern werden durch die Heizelementtemperatur des Schweißpartners auf der *linken* Seite beeinflusst. Dieser Effekt läßt sich durch die Temperatursgleichungsvorgänge der Fügepartner während der Abkühlung erklären. Es zeigt sich, daß eine höhere Heizelementtemperatur auch zu höheren Normalspannungsdifferenzen führt. Ursache dieses Phänomens sind die in der Platte vorliegenden Temperaturgradienten, die zu örtlich unterschiedlichen Schwindungen und somit Spannungen führen.

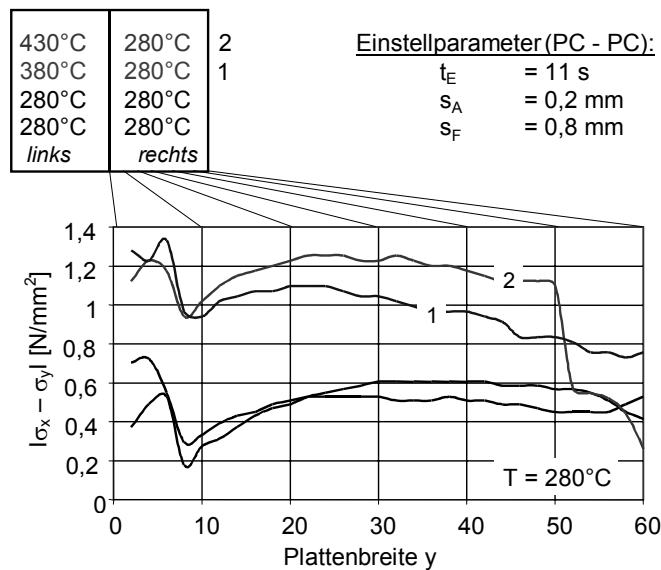


Bild 5.19: Schnitt der Normalspannungsdifferenzen orthogonal zur Fügenaht für die Fügepartner PC - PC

In Bild 5.20 ist exemplarisch der Normalspannungsdifferenzenverlauf der Materialkombination ABS - PC zu erkennen. Die Heizelementtemperatur beträgt 380°C und die Erwärmzeit liegt bei 11s.

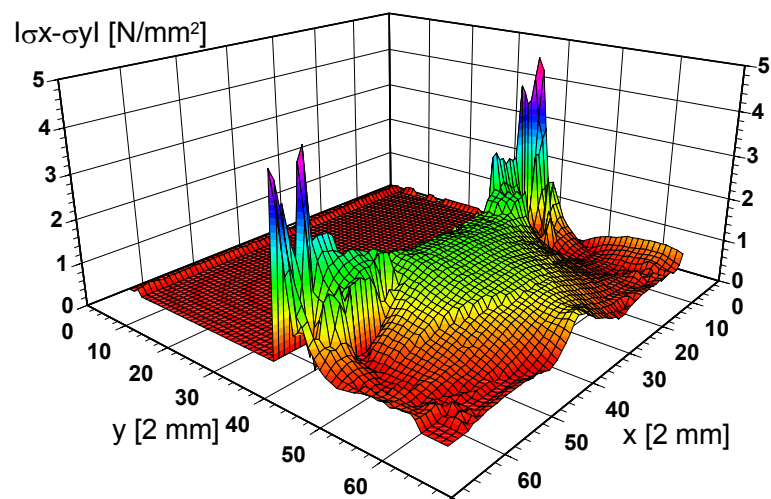


Bild 5.20: Normalspannungsdifferenzen beim Fügen, ABS - PC,  $T_H = 380^\circ\text{C}$ ,  $t_E = 11\text{s}$

Da das Material ABS aufgrund seiner Struktur nicht spannungsoptisch aktiv ist, liegen die ermittelten Normalspannungsdifferenzen des linken Fügepartners auf Nullniveau. Eine Beurteilung der Entwicklung von Eigenspannungen im ABS kann somit mit Hilfe der Spannungsoptik nicht erfolgen. Da dieser Werkstoff aufgrund der vorliegenden relativ weichen Butadienphase nicht spannungsrißanfällig ist, sollen hier nur die Auswirkungen des Schweißpartners ABS auf den Spannungshaushalt der PC-Platten untersucht werden.

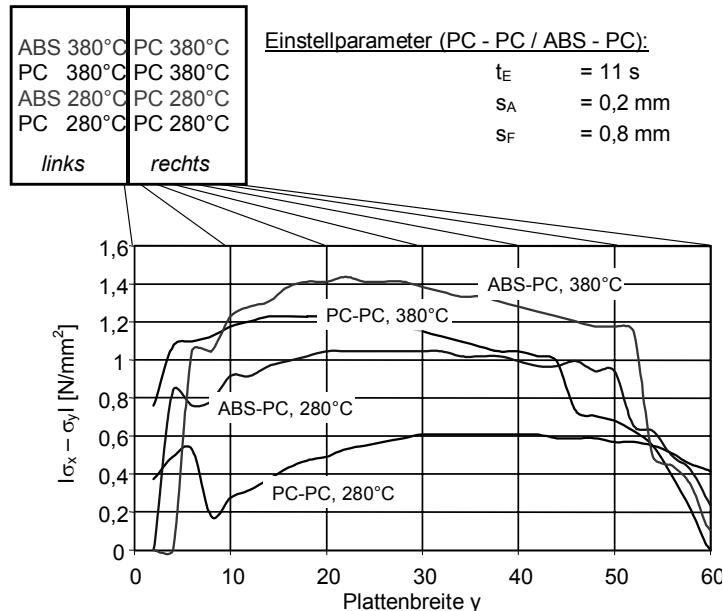


Bild 5.21: Vergleich der Normalspannungsdifferenzen der Kombinationen PC - PC mit ABS - PC

Auch hier wird deutlich, daß bei der Materialkombination ABS – PC die ermittelten Normalspannungsdifferenzen in den PC-Platten mit steigender Heizelementtemperatur zunehmen. Vergleicht man die Normalspannungsdifferenzen im PC bei der Kombination PC-PC mit der Kombination ABS-PC (Bild 5.21), so zeigt sich, daß der Schweißpartner ABS bei gleicher Heizelementtemperatur zu höheren Normalspannungsdifferenzen im PC führt.

### 5.2.3 Zusammenfassung der Ergebnisse

Bei der Ermittlung der spannungsoptischen Konstanten der verwendeten Versuchsmaterialien im Vorfeld der Untersuchungen hat sich gezeigt, daß aufgrund der geringen Spannungsdifferenzen nur der Werkstoff PC spannungsoptisch ausgewertet werden kann. Dies bedeutet nicht, daß der Werkstoff PMMA nicht spannungsoptisch aktiv ist, allerdings müßten die vorliegenden Hauptnormalspannungsdifferenzen ca. 13 mal so groß sein wie die beim PC, um eine Auswertung in der wie beim PC vorgenommenen Weise zu garantieren.

Im drei-dimensionalen Normalspannungsdifferenzenverlauf der PC-Platten zeigt sich ausgehend von der erwärmten Zone eine eindeutige Erhöhung der Normalspannungsdifferenzen. So wirkt sich eine Erwärmung am Heizelement noch in einem Abstand von 40mm orthogonal zur Schweißnaht aus. An den Rändern der

Platte liegen aufgrund der geometriebedingt dort vorliegenden hohen Temperaturgradienten große Normalspannungsdifferenzen vor.

Vergleicht man die Normalspannungsdifferenzen, so zeigt sich analog zu den Untersuchungen mit anschließender Reißauswertung ein Ansteigen der Normalspannungsdifferenzen mit zunehmender Temperatur, wobei auch hier bei hohen Temperaturen ein rückläufiger oder stagnierender Trend zu erkennen ist.

Der Einfluß der Erwärmzeit ist noch stärker. Hier zeigen sich nicht nur im Abstand von 8mm zur Fügefläche deutliche Abstufungen, auch orthogonal zur erwärmten Zone ist der Einfluß der Erwärmzeit noch in einem Abstand von 30mm klar zu erkennen. Die Ergebnisse der Benetzungstests werden in diesem Fall ebenfalls bestätigt.

Dies gilt ebenso für die Aussagen zum Einfluß des Angleichdrucks. So zeigt sich, daß bei unterschiedlichen Angleichdrücken nur ganz geringe Unterschiede in den Normalspannungsdifferenzen zu erkennen sind. Diese Aussagen gelten grundsätzlich auch für den Einfluß des Angleichwegs.

Desweiteren ist anhand der Schweißversuche PC-PC erkennbar, daß mit steigender Heizelementtemperatur die Normalspannungsdifferenzen stark ansteigen. Dies gilt auch für Schweißversuche mit unterschiedlichen Temperatureinstellungen der beiden Schweißpartner. Dieser Effekt begründet sich durch Temperatenausgleichsvorgänge während der Abkühlung.

Vergleicht man die Schweißversuche PC-PC mit den Versuchen ABS-PC, so zeigt sich, daß durch den Schweißpartner ABS höhere Normalspannungsdifferenzen in den PC-Platten erzeugt werden, als wenn es sich um eine artgleiche Schweißung handelt.

Bei unterschiedlichen Temperatureinstellungen der Schweißpartner ABS-PC kommt es hier, analog zu den Schweißversuchen PC-PC, zu Temperatenausgleichsvorgängen während der Abkühlung. Somit ist es nicht möglich, durch unterschiedliche Heizelementtemperaturen die Spannungsüberhöhungen auf den Fügepartner ABS zu verlagern, der aufgrund der Butadienphase spannungsrißbeständiger ist.

Abschließend läßt sich sagen, daß die Erwärmphase einen entscheidenden Einfluß auf den Spannungshaushalt der geschweißten Platte hat, wobei die Fügephase eher eine untergeordnete Rolle spielt.

### **5.3 Einsatz der Bohrlochmethode zur Spannungsermittlung**

<sup>4</sup>Mit Hilfe der Spannungsoptik ist es möglich, Normalspannungsdifferenzen sowie deren Verteilung innerhalb eines Werkstücks zu bestimmen. Diese Normalspannungsdifferenz gibt zwar einen ersten Überblick über die Spannungsverhältnisse

---

<sup>4</sup> Die in diesem Kapitel dargestellten Zusammenhänge sind teilweise der Arbeit von [Pan00] entnommen, auf die hier für eine ausführliche Darstellung verwiesen wird.

innerhalb eines Bauelements, sie läßt jedoch keine Rückschlüsse über die Höhe der absoluten Spannungen zu. Die Berechnung der für die Rißbildung ursächlichen Normalspannungen  $\sigma_x$  und  $\sigma_y$  aus den Ergebnissen der Spannungsoptik ist somit nicht oder nur mit sehr hohem Aufwand möglich. Eine Möglichkeit zur Ermittlung der Normalspannungen  $\sigma_x$  und  $\sigma_y$  ist der Einsatz der Bohrlochmethode.

### 5.3.1 Grundlagen zum Einsatz der Bohrlochmethode

Das Meßprinzip des Bohrlochverfahrens beruht auf einer Teilentlastung der Oberfläche durch das Bohren eines Lochs und damit auf Teilauslösung der dort vorhandenen Eigenspannungen. Die resultierenden Oberflächendehnungen werden in verschiedenen Richtungen gemessen.

Eigenspannungen in der Oberfläche von Bauteilen lassen sich mit Dehnungsmeßstreifen (DMS) nur dann ermitteln, wenn der bestehende Spannungszustand durch einen mechanischen Eingriff gestört wird. Dem Wunsch, diesen Eingriff so klein wie möglich zu halten, kommt das Bohrlochverfahren entgegen. Handelsübliche Bohrlochrosetten erfordern eine relativ kleine Bohrung. Damit kann das Verfahren als nahezu zerstörungsfrei angesehen werden [Hof87, LS00a]. Durch den Bohrvorgang dürfen keine zusätzlichen Eigenspannungen, z.B. durch plastische Verformungen oder thermisch bedingte Werkstoffumwandlungen, in die Oberfläche eingebracht werden. Die praktische Anwendung des Bohrlochverfahrens gliedert sich in zwei Phasen:

Die erste experimentelle Phase umfaßt das Bohren und Messen der dabei entstehenden Dehnungsänderungen. Um Meßfehler und die damit verbundene Fehlinterpretation der aus den verfälschten Dehnungssignalen errechneten Eigenspannungen zu vermeiden, müssen einige wesentliche Randbedingungen, vor allem bezüglich der Bauteilgröße, der Oberflächenkrümmung, des Abstands benachbarter Meßstellen sowie des Meßstellenabstands von der Bauteilberandung, eingehalten werden [LS00a].

In der zweiten Phase muß aus den gemessenen richtungsabhängigen Dehnungsänderungen ( $\varepsilon_i$ ) der vor dem Bohren vorhandene Eigenspannungszustand ( $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\varphi$ ) berechnet werden. Die dazu erforderlichen Grundlagen lassen sich mit Hilfe der Elastizitätstheorie unter Annahme bestimmter Voraussetzungen herleiten. Bei den heutigen rechnergestützten Meßwerterfassungssystemen können beide Schritte auch gleichzeitig erfolgen.

Die Berechnung der Hauptspannungen  $\sigma_1$  und  $\sigma_2$  erfolgt nach:

$$\sigma_{1,2} = -\frac{E}{4A}(\Delta\varepsilon_a + \Delta\varepsilon_c) \pm \frac{E}{4B} \sqrt{(\Delta\varepsilon_c - \Delta\varepsilon_a)^2 + (\Delta\varepsilon_a + \Delta\varepsilon_c - 2\Delta\varepsilon_b)^2} \quad (5.8)$$

mit:  $\sigma_{1,2}$  = Hauptspannungen

E = E-Modul

A, B = Geometrie- und Materialkonstanten

$\varepsilon_i$  = Richtungsabhängige Dehnungen

wobei der Hauptspannungswinkel nach folgender Gleichung berechnet wird:



$$\varphi = \frac{1}{2} \arctan \frac{\Delta \varepsilon_a + \Delta \varepsilon_c - 2\Delta \varepsilon_b}{\Delta \varepsilon_c - \Delta \varepsilon_a} \quad (5.9)$$

Die Berechnung der Normalspannungen ( $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ) erfolgt dann über:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) + (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2(90 - \varphi) \\ \sigma_y &= \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) - (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2(90 - \varphi) \end{aligned} \quad (5.10)$$

Grundlage der Auswertungen von Messungen nach dem Bohrlochverfahren ist die bereits 1898 von Kirsch durchgeführte Berechnung der Spannungsverteilung in der Umgebung eines kreisrunden Lochs. Da sich das Auswertungsverfahren für Messungen mit Bohrlochrosetten auf das Hooke'sche Gesetz stützt, dürfen zumindest im Meßbereich der Dehnungsmeßstreifen keine plastischen Deformationen auftreten [Kei95, LS00a].

### 5.3.1.1 Voruntersuchungen mit Hilfe der Spannungsoptik

Zunächst sollte ermittelt werden, ob die um die Bohrung freiwerdenden Dehnungen in ihrer Größe überhaupt ausreichen, um eine Auswertung mit Hilfe der Bohrlochmethode zu rechtfertigen. Hierzu wurden zwei Probekörper mit unterschiedlichen Temperaturen (280°C und 430°C) am Heizelement erwärmt und das Spannungsfeld in der Umgebung der erzeugten Bohrungen ausgewertet. Bild 5.22 zeigt die durch die Beanspruchung entstehenden Isochromaten in Form von dunklen Linien, sowie die Größe und Verteilung der Hauptspannungsdifferenz.

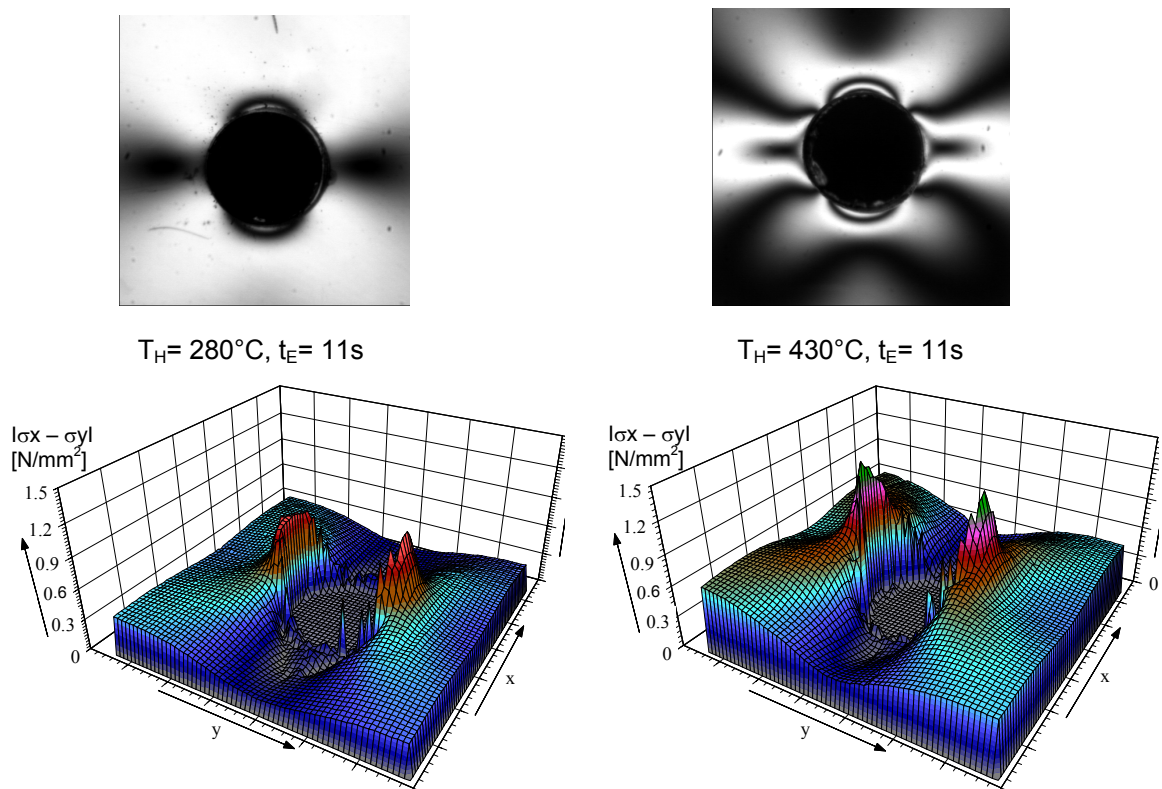


Bild 5.22: Isochromaten und Normalspannungsdifferenzverteilungen für unterschiedliche Heizelementtemperaturen

Schon beim Vergleich der Isochromaten wird deutlich, daß durch die unterschiedlichen Temperaturen des Heizelements stark unterschiedliche Spannungsfelder erzeugt werden. Vergleicht man die Normalspannungsdifferenzenverteilung in der Umgebung des Lochs, so läßt sich dieses Ergebnis bestätigen.

Grundsätzlich lassen sich mit dem Bohrlochverfahren Eigenspannungen in Kunststoffbauelementen nachweisen; dies wird eindeutig anhand der ausgewerteten Grauwertbilder sowie der Normalspannungsdifferenzenverläufe visualisiert. Um eine Möglichkeit zu finden, dieses Prüfverfahren zur Bestimmung von Eigenspannungen in Kunststoffbauteilen einzusetzen, scheint es empfehlenswert, die Ergebnisbilder der spannungsoptischen Untersuchung mit den Ergebnissen der über DMS-Bohrlochrosetten ausgewerteten Bohrlochversuche zu vergleichen, um dann konkrete Größen der vorhandenen zweiachsigen Eigenspannungen zu ermitteln.

### 5.3.2 Versuchsdurchführung und Auswertung

Aufgrund der Vergleichbarkeit zur Spannungsoptik wurden die Versuche ausschließlich an PC-Proben durchgeführt. Nachdem die PC-Probeplatten unter Variation der Prozeßparameter am Heizelement erwärmt wurden, wurde die DMS-Rosette geklebt und die Meßkette abgeglichen. Verwendet wurde eine Halbbrücke mit Temperaturkompensation. Der Abstand des Bohrlochs beträgt 14mm von der Fügefläche, so daß unter Berücksichtigung des theoretischen Spannungsverlaufs davon ausgegangen werden kann, daß eine Verminderung der für die Rißinitiierung verantwortlichen Zugspannungen  $\sigma_x$  vorliegt oder diese in Druckspannungen übergegangen sind. Der Versuchsaufbau zur Eigenspannungsermittlung nach der Bohrlochmethode ist Bild 5.23 zu entnehmen.

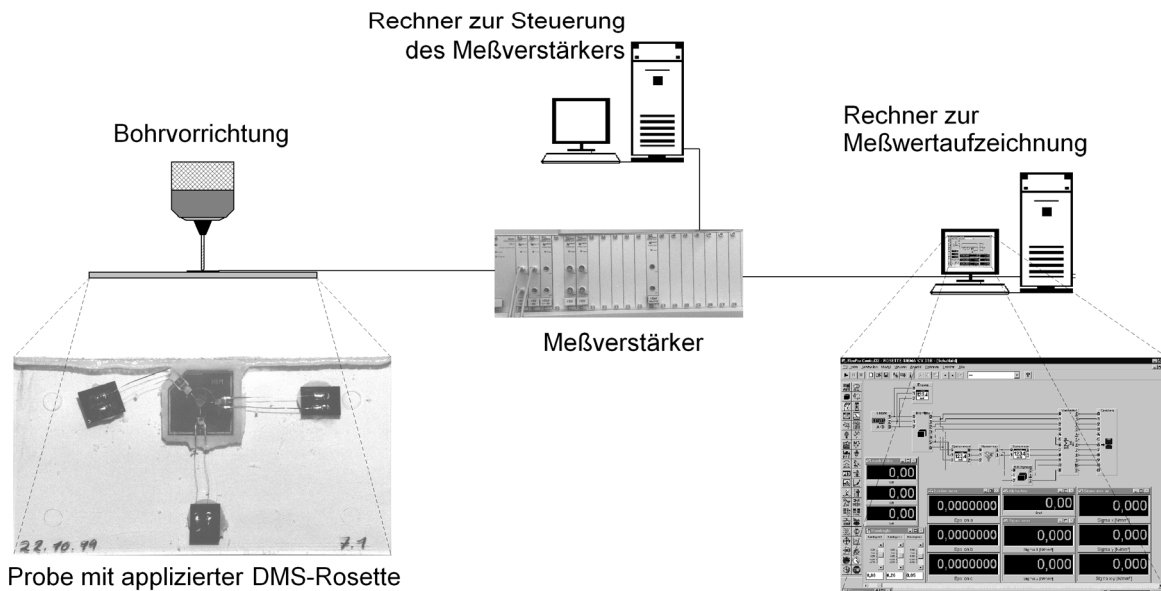


Bild 5.23: Versuchsaufbau der Bohrlochanalysen

### 5.3.2.1 Auswertung der Versuche zum Einfluß der Prozeßparameter

Während der Untersuchungen zum Einfluß der Prozeßparameter wurde die Heizelementtemperatur von 280°C in 50K Schritten auf 430°C erhöht. Parallel hierzu wurde eine Variation der Erwärmzeit von 6s über 11s nach 16s vorgenommen, um dann mit Hilfe der DMS-Rosetten die Eigenspannungen zu ermitteln.

Die aussagekräftigsten Meßwerte des Bohrlochverfahrens im Hinblick auf die Spannungsrißbildung sind die Absolutwerte der Normalspannungen. Die Normalspannung  $\sigma_x$ , (Bild 5.24), verläuft parallel zur Erwärmzone und ist ursächlich für die Rißbildung und Rißfortpflanzung orthogonal zur Erwärmzone.

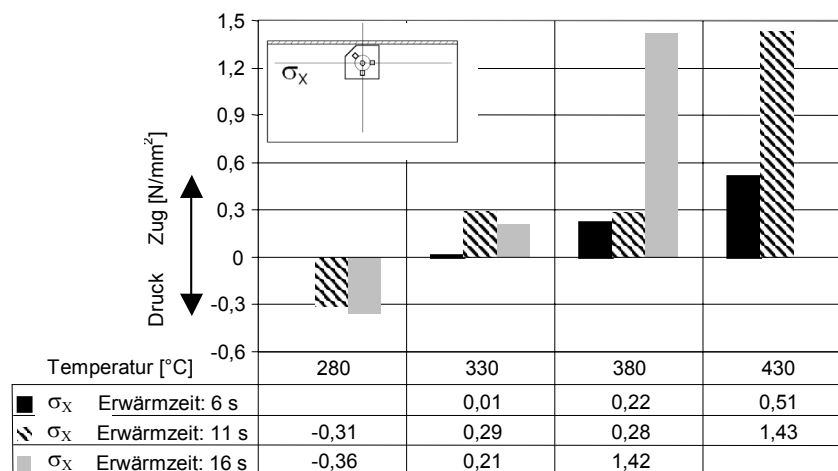


Bild 5.24: Normalspannungen  $\sigma_x$  parallel zur Fügezone

Am Meßpunkt, also im Abstand von 14mm von der Erwärmzone, herrschen bei 280°C in x-Richtung Druckspannungen. Ab 330°C liegen an diesem Punkt Zugspannungen vor, die mit steigender Temperatur größer werden. Auch die Erwärmzeit wirkt sich negativ auf das Spannungsverhältnis in x-Richtung aus. So ist bei 430°C und 11s Erwärmzeit die Zugspannung etwa dreifach so groß als bei 6s.

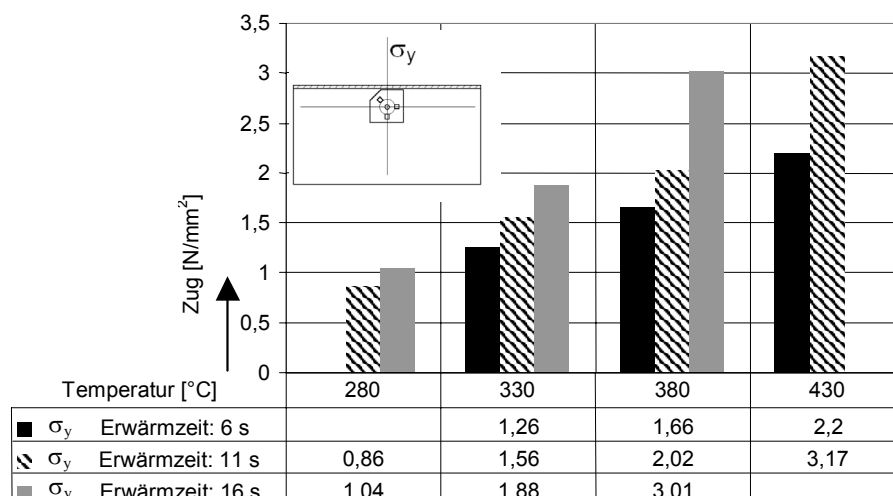


Bild 5.25: Normalspannungen  $\sigma_y$  orthogonal zur Fügezone

Die Normalspannung  $\sigma_y$  verläuft orthogonal zur Erwärmzone. Am Meßpunkt sind die Werte für  $\sigma_y$  (Bild 5.25) alle im positiven Bereich, d.h. in y-Richtung herrschen in diesem Punkt für alle geprüften Erwärmtemperaturen und -zeiten Zugspannungen.

Die Höhe der Zugspannungen korreliert, wie auch bei den zuvor dargestellten Spannungen, mit der Erwärmtemperatur und -zeit. So steigt die Zugspannung bei 11s Erwärmzeit und 430°C auf das Doppelte der vergleichbaren Werte bei 330°C.

### 5.3.2.2 Auswertung der Versuche zur thermischen Vor- und Nachbehandlung

Alternativ zu den Untersuchungen zum Einfluß der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit wurden weitere Analysen zur thermischen Vor- und Nachbehandlung vorgenommen. So wurden neben dem Referenzversuch mit der Heizelementtemperatur von 280°C die Proben vor dem Schweißen auf 100°C erwärmt. Alternativ wurde nach dem Schweißen eine Schockabkühlung in Wasser vorgenommen und desweiteren eine Temperung bei 100°C für 4 Stunden durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen zeigt Bild 5.26.

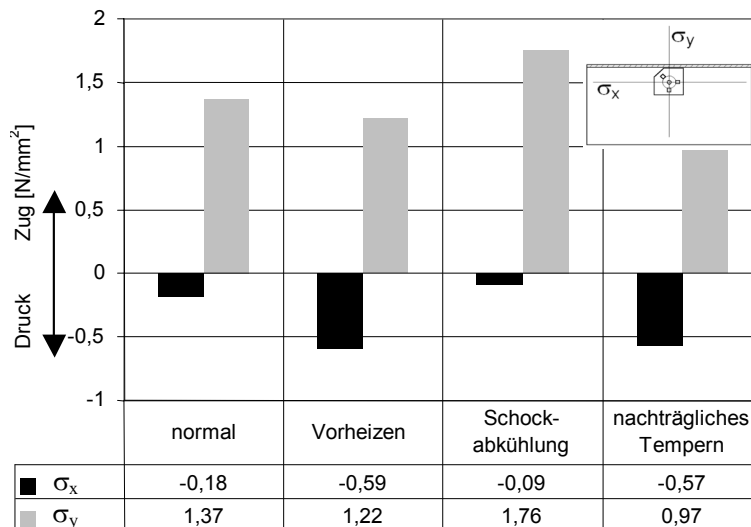


Bild 5.26: Normalspannungen zur thermischen Vor- und Nachbehandlung

Dient der Versuch mit einer Heizelementtemperatur von 280°C als Referenz, so zeigt sich, daß durch ein kurzzeitiges Vorwärmen der Proben auf 100°C vor dem Schweißen eine Reduzierung der Zugspannungen in der Fügeebene erreicht werden kann. Deutlich wird dies durch das Vorliegen hoher Druckspannungen im Abstand von 14mm zur Schweißnaht. Zu erklären ist dieser Effekt durch das Vorliegen kleinerer Temperaturgradienten in der Schweißnaht, die so zu geringen, örtlich differierenden Schwindungen führen. Die durchgeführte Schockabkühlung nach dem Schweißen führt zu negativen Ergebnissen, da hier im Meßabstand von 14mm die im Vergleich zum Referenzversuch mit 280°C vorliegenden Druckspannungen noch weiter verringert wurden. Der Grund hierfür liegt in dem schockartigen Einfrieren des Eigenspannungszustandes und somit in einer drastischen Reduzierung des Relaxationsanteils. Die nachträgliche Temperung der Probe, wie sie auch heute bei der Fertigung von Kfz-Heckleuchten vorgenommen wird, zeigt einen ähnlichen

Einfluß wie die Vorwärmung vor dem Schweißen und führt somit zur Minimierung der Spannungsrißanfälligkeit.

### 5.3.2.3 Vergleich der Bohrlochmethode mit der Spannungsoptik

Eine Gegenüberstellung der Ergebnisse der zwei Meßmethoden Spannungsoptik und Bohrlochverfahren verfolgt das Ziel der Überprüfung der Vergleichbarkeit dieser beiden Methoden. Da es sich um zwei völlig unterschiedliche Verfahren zur Spannungsermittlung handelt, kann bei gleichen Ergebnissen ein systematischer Fehler in den Messungen nahezu ausgeschlossen werden.

So werden, wie in Bild 5.27 gezeigt, die Proben vor dem Bohrlochversuch spannungsoptisch ausgewertet und die Spannungsdifferenz sowie die Ordnung der Probe an dem Punkt der späteren Bohrstelle ermittelt.

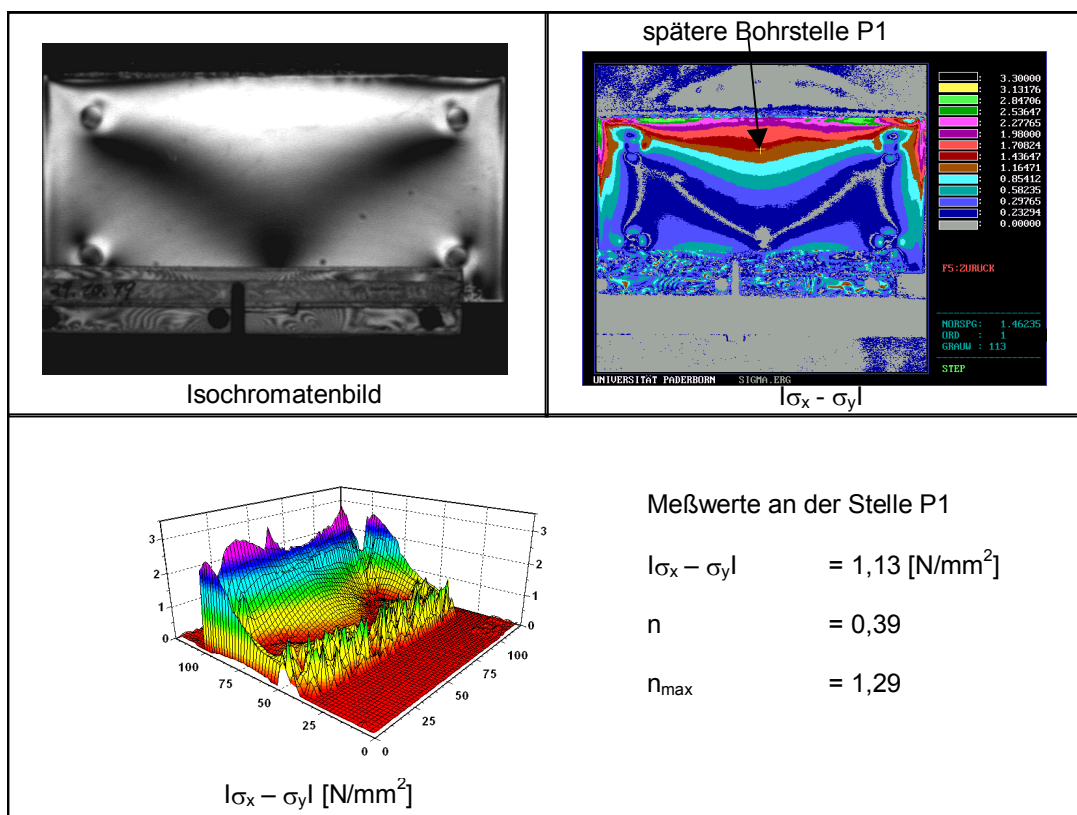


Bild 5.27: Spannungsoptische Auswertung am Beispiel einer PC-Probe, Heizelementtemperatur 280°C, Erwärmzeit 11s

Die Ergebnisse werden dann mit denen der Bohrlochmethode verglichen. Als Vergleich sollen hier die Normalspannungsdifferenzen bei einer Erwärmzeit von 11s dienen (Bild 5.28). Die maximale Differenz der beiden Meßverfahren ist bei 380°C zu beobachten und beträgt 19,5%. Dieser Wert stellt gleichzeitig die größte Abweichung im gesamten Versuchsplan dar. Vergleicht man die Normalspannungsdifferenzen bei 6 und 16-sekündiger Erwärmzeit, so zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung.

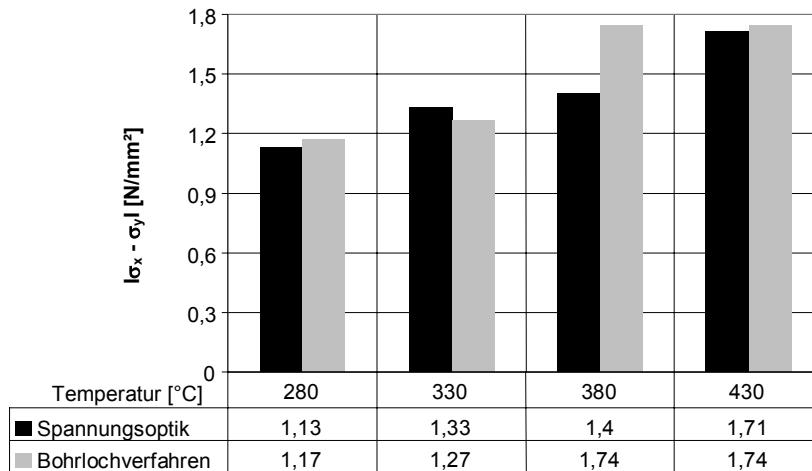


Bild 5.28: Vergleich der Normalspannungsdifferenzen bei einer Erwärmzeit von 11s

Ein größerer systematischer Fehler in einem der beiden Meßverfahren wird somit sehr unwahrscheinlich und die Ergebnisse können als reproduzierbar angesehen werden.

### 5.3.3 Zusammenfassung der Ergebnisse

In den Voruntersuchungen zum Einsatz der Bohrlochmethode zeigt sich, daß die mit Hilfe der Spannungsoptik erzeugten Isochromatenbilder deutliche Unterschiede in der Verteilung aufweisen. Dies äußert sich in einer starken Erhöhung der Spannungsdifferenzen im Umfeld des Bohrlochs, die mit steigenden Heizelementtemperaturen zunehmen.

Bei der Auswertung der Bohrungen mit Hilfe von DMS-Rosetten wird der Einfluß der Prozeßparameter auf die erzeugten Eigenspannungsfelder deutlich. So weisen die ermittelten Spannungen  $\sigma_x$  noch in einem Abstand von 14mm (Bohrlochabstand) erhebliche Unterschiede auf. Auch hier kommt es bei steigenden Heizelementtemperaturen und Erwärmzeiten zu größeren Spannungswerten  $\sigma_x$ . Die ermittelten Spannungswerte liegen zwar nur in einem Bereich von bis zu  $2\text{N/mm}^2$ , berücksichtigt man aber den Abstand des Bohrlochs von der Fügefläche, dann wird deutlich, daß im Bereich der erwärmten Fügezone weitaus höhere Spannungen vorliegen, die im Zusammenhang mit physikalisch aktiven Medien zur Spannungsrißbildung führen.

Die Höhe der ermittelten Spannungen  $\sigma_y$  orthogonal zur Schweißnaht begründet den charakteristischen Rißverlauf, der bei den PMMA-Platten ermittelt wurde. So breiten sich die Spannungsrisse zunächst orthogonal zur Schweißnaht aus, um dann aufgrund der relativ hohen Zugspannungen  $\sigma_y$  in y-Richtung abzuknicken.

Bei den Untersuchungen zur thermischen Vor- und Nachbehandlung der Proben zeigen sich deutliche Unterschiede. So wirkt sich eine nachträgliche Temperung der Proben in einer Reduzierung der Spannungen aus. Dies zeigt sich darin, daß die rißauslösenden Zugspannungen schon in einem Abstand von 14mm in Druckspannungen übergegangen sind. Allerdings kommt es bei einer Temperung erst zum nachträglichen Abbau der Spannungen. Im Gegensatz hierzu führt ein kurzes Vorwärmen der Probeplatten gar nicht erst zu einem starken Aufbau von Zugeigenspan-

nungen in der Schweißnaht, da hier aufgrund der Vorwärmung auf 100°C geringere Temperaturgradienten vorliegen, die so zu geringeren örtlich differierenden Schwindungen führen. Dieses Ergebnis spricht für eine kurze Vorwärmung der Heckleuchten vor dem Schweißen oder alternativ für die Verwendung spritzwarmer Formteile. Die kurzzeitige Vorwärmung stellt somit eine Alternative zur kosten- und zeitintensiven Temperung dar. Ein weiterer Vorteil liegt darin, daß die durch den Spritzgießprozeß erzeugten Zugspannungen im Platteninneren ebenfalls abgebaut werden können.

Beim Vergleich der ermittelten Spannungsdifferenzen der Bohrlochmethode und der Spannungsoptik zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung. Somit ist ein größerer systematischer Fehler in den beiden Meßverfahren auszuschließen.

#### 5.4 Theoretische Betrachtung mit Hilfe der FEM-Analyse

<sup>5</sup>In diesem Kapitel soll zusätzlich zu den Untersuchungen aus Kapitel 4 der Einfluß der Parametervariation beim Heizelementschweißen auf den Spannungshaushalt einer ebenen Platte und einer Heckleuchtengeometrie diskutiert werden. Die Berechnungsgrundlagen können Kapitel 4.1 entnommen werden, wobei für die Diskretisierung der FE-Modelle im Fall der ebenen Platte auf Kapitel 4.2.1 und im Fall der Heckleuchtengeometrie auf Kapitel 4.3.1 verwiesen wird.

##### 5.4.1 Simulationsergebnisse zum Einfluß der Prozeßparameter am Modell ebene Platte

Für die Untersuchungen zum Einfluß der Prozeßparameter wurden drei unterschiedliche Versuchseinstellungen mit jeweils unterschiedlichen Heizelementtemperaturen, Angleichzeiten und Erwärmzeiten am Beispiel des Materials PMMA simuliert (Tabelle 5.6). Der Einfluß des Spritzgießprozesses wird in diesem Fall nicht berücksichtigt.

Tabelle 5.6: Parameterkombination für die FE-Simulation

Heizelementtemperatur	230°C	330°C	420°C
Angleichzeit	4s	3s	2s
Erwärmzeit	16s	11s	6s

Betrachtet man die Verzerrung der Platten im stationären Zustand (Bild 5.29), wird deutlich, daß es auf der am Heizelement erwärmten Plattenseite zu starken Verformungen kommt, die indirekt den stationären Spannungszustand des Modells nach der Erwärmung am Heizelement wiedergeben. Die Verformung bei der Heizelementtemperatur  $T_H = 230^\circ\text{C}$  ist deutlich geringer als bei den anderen Temperaturen. Für  $T_H = 330^\circ\text{C}$  und  $420^\circ\text{C}$  ist kaum ein Unterschied festzustellen.

<sup>5</sup> Die in diesem Kapitel dargestellten Zusammenhänge sind teilweise den Arbeiten von [Ngu98, Gog99] entnommen, auf die hier für eine ausführliche Darstellung verwiesen wird.

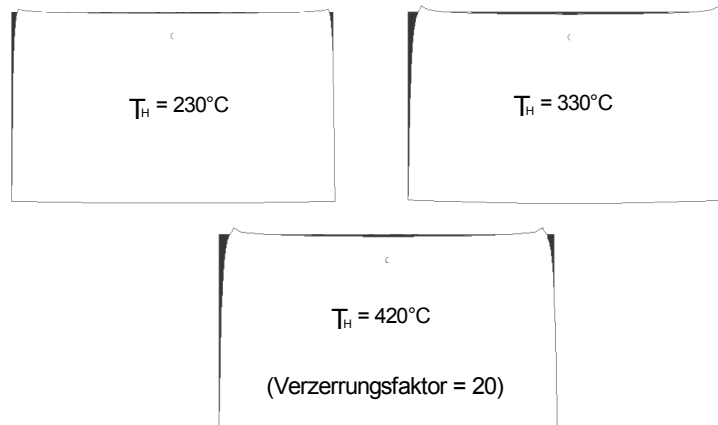


Bild 5.29: Darstellung der verzerrten Rechteckgeometrien in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur

Durch die Wärmeeinbringung am Heizelement und die anschließende Abkühlung entstehen hohe Eigenspannungen. Bild 5.30 stellt die von Mises-Vergleichsspannung dar. Je höher die Heizelementtemperatur, um so größer ist auch die Eigenspannung. Unmittelbar in der erwärmten Zone treten hohe Spannungsgredienten auf, welche die Rißbildung begünstigen. Die Wahrscheinlichkeit der Rißbildung ist groß, wenn eine Platte mit derart hohen Eigenspannungen mit einer physikalisch aktiven Flüssigkeit in Berührung kommt.

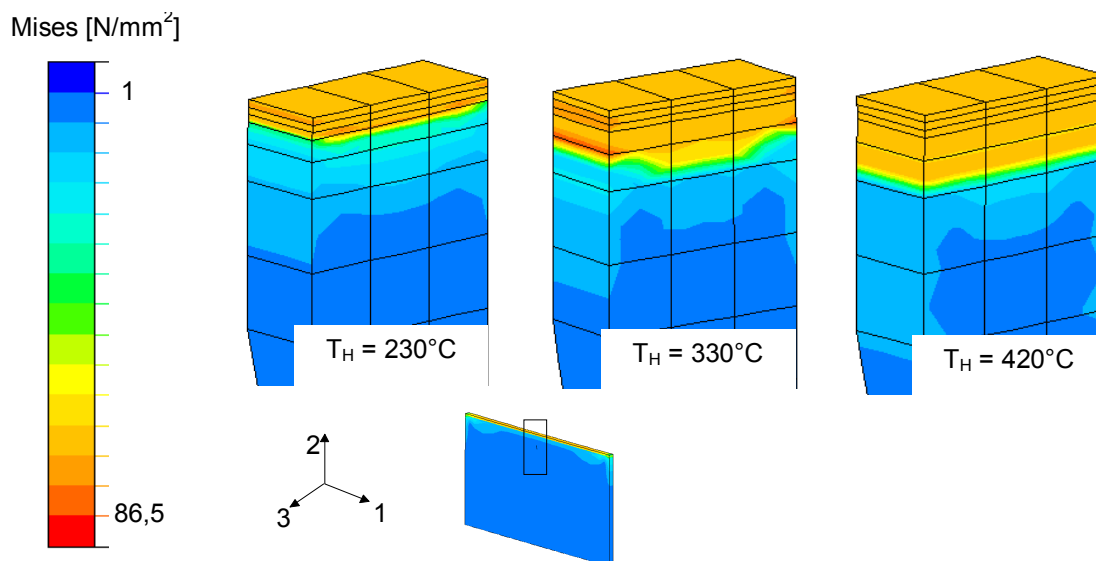


Bild 5.30: Von Mises Vergleichsspannungen im stationären Zustand bei unterschiedlichen Heizelementtemperaturen

Bild 5.31 stellt noch einmal den Spannungsverlauf von  $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$ ,  $\sigma_{33}$  sowie die von Mises-Vergleichsspannung entlang der Außenkante für die Temperaturen 230°C und 330°C in Form von Kurven dar.



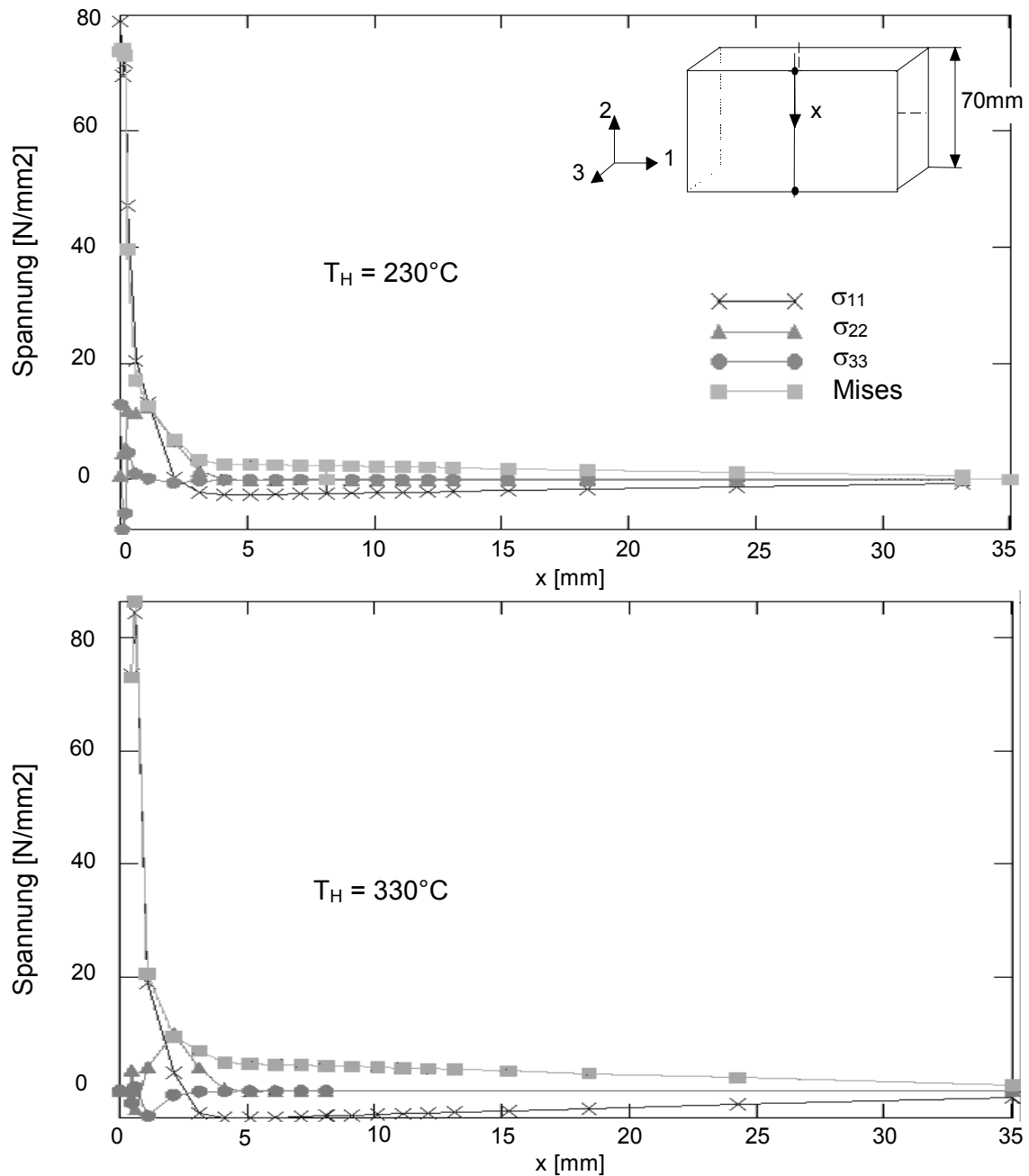


Bild 5.31: Spannungsverlauf und von Mises Vergleichsspannung bei unterschiedlichen Heizelementtemperaturen

Unmittelbar an der Heizfläche ist die Zugspannung  $\sigma_{11}$  viel größer als  $\sigma_{22}$  und  $\sigma_{33}$ . Die Zugspannung  $\sigma_{11}$  ( $+\sigma_{11}$ ) stellt sich nach relativ kurzer Entfernung ( $x \approx 2,5\text{mm}$ ) auf die Druckspannung ( $-\sigma_{11}$ ) um, die dann auf Null abklingt. Die Zugspannung  $\sigma_{22}$  zeigt eine geringe Spannungsamplitude, die dann langsam auf Null zurück geht. Die genannten Spannungsverläufe von  $\sigma_{11}$  und  $\sigma_{22}$  entsprechen somit dem in Kapitel 2.3.1 eingeführten Spannungszustand (Bild 2.7 und Bild 2.8) des Schweißprozesses. Die Ergebnisse der FEM-Simulation bestätigen die getroffenen Aussagen aus den experimentellen Untersuchungen. Bei genauerer Betrachtung fallen allerdings die sehr großen Spannungen auf, die mit ca.  $80\text{N/mm}^2$  deutlich oberhalb der Materialfestigkeit des Werkstoffs PMMA liegen. Wie eingangs erwähnt, sind diese

Werte auf die Vernachlässigung der Relaxation sowie auf die Abbildung des mechanischen Materialverhaltens mit dem Potenzansatz von Ramberg-Osgood [Ngu98] zurückzuführen. In dem Bereich der Beschreibung des temperatur- und zeitabhängigen Materialverhaltens von Kunststoffen sind in Zukunft noch weitere Modifikationen nötig, die eine genauere und realitätsnahe Abbildung der Prozesse ermöglichen.

#### 5.4.2 Einfluß der Prozeßparameter auf das J-Integral am Modell ebene Platte

Wird der Zusammenhang des Temperatureinflusses unter bruchmechanischen Gesichtspunkten betrachtet, ist es sinnvoll, die Energiefreisetzungsrate in Form des J-Integrals an der Rißspitze (vgl. Kapitel 4.2.3) zu ermitteln. Hierzu wurde die Platte um einen Riß an der erwärmten Fügefläche sehr fein diskretisiert, um so die Rißfortschrittskraft zu bestimmen. Grundsätzlich gilt die Aussage, daß mit steigenden Werten des J-Integrals die Wahrscheinlichkeit eines Rißwachstums zunimmt.

Bild 5.32 zeigt die Rißfortschrittskraft über den Rißfrontknoten in Abhängigkeit von der Parametereinstellung (vgl. Tabelle 5.6), wobei die Simulationen in diesem Fall ohne Berücksichtigung des Spritzgießprozesses durchgeführt wurden.

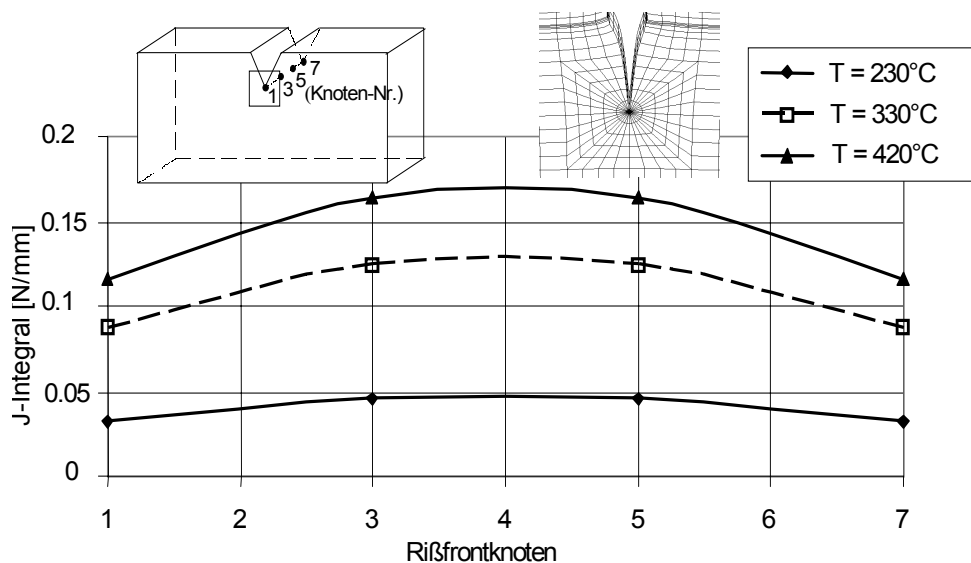


Bild 5.32: Einfluß der Parametereinstellung auf das J-Integral

Leider sind aufgrund des Versuchsplans (Tabelle 5.6) die Einflüsse der Heizelementtemperatur, der Angleichzeit und der Erwärmzeit nicht getrennt voneinander zu bewerten. Es zeigt sich jedoch, daß mit einer steigenden Heizelementtemperatur ein Anstieg der J-Integralwerte einhergeht. Die J-Integralwerte sind im Innern der Platte am größten und nehmen zu den Seitenrändern hin ab, da dort ein Spannungsabfall vorliegt.

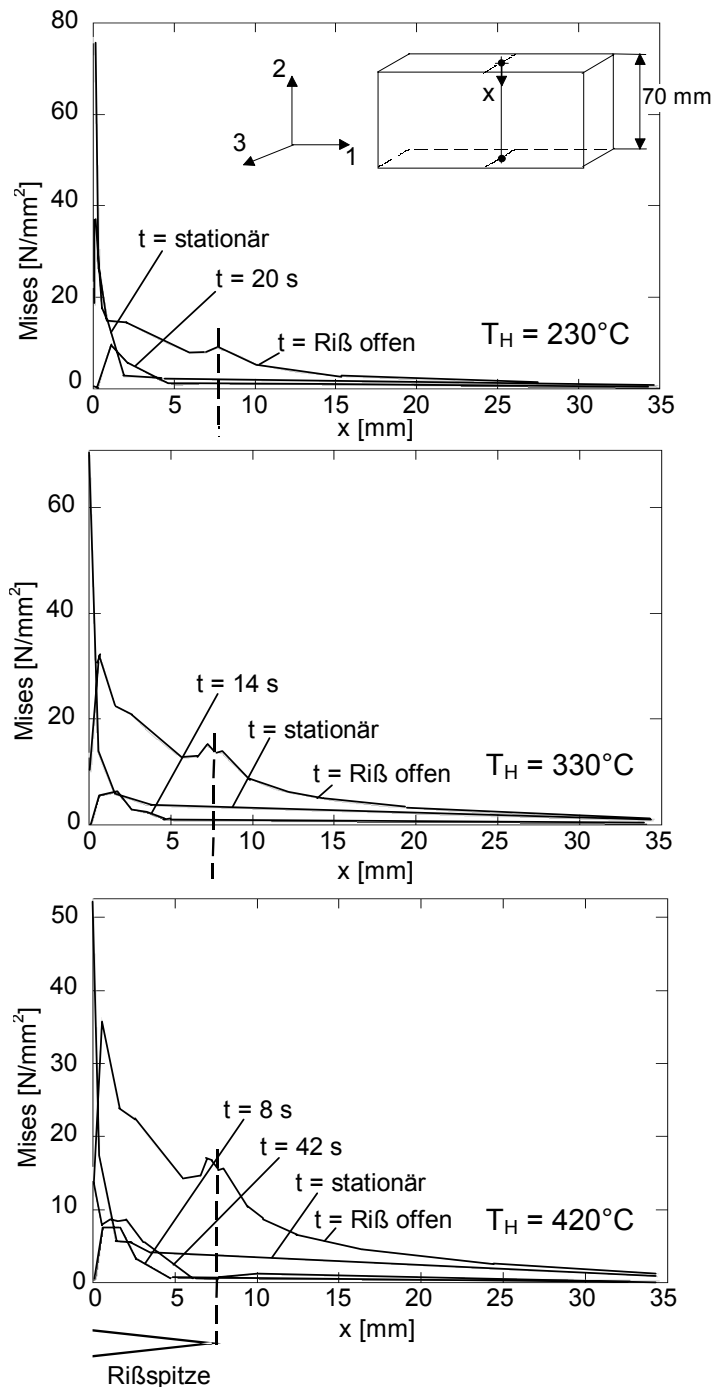


Bild 5.33: Darstellung der Vergleichsspannungen nach von Mises für unterschiedliche Zeitabstände bzw. vor und nach der Rißöffnung für unterschiedliche Heizelementtemperaturen

Die von Mises Vergleichsspannungen vor und nach der Rißöffnung sind Bild 5.33 zu entnehmen. Die Spannungen in der Mitte der Aufheizfläche werden durch Rißbildung abgebaut. Unmittelbar an der Rißspitze tritt eine hohe Spannungskonzentration auf. Sehr deutlich wird, daß die Spannungen mit zunehmender Heizelementtemperatur zunehmen. Anhand der Verläufe der Spannungskurven in Bild 5.33 erkennt man die Zunahme der Spannungen während der Abkühlung. Die Spannungen fallen erst nach Öffnung des Risses ab, wobei es zu einem Ansteigen der Vergleichs-

spannungen an der Rißspitze ( $x = 8,1\text{mm}$ ) kommt. Überträgt man diese Ergebnisse auf eine reale Platte, steigt die Wahrscheinlichkeit einer Spannungsrißbildung mit steigender Heizelementtemperatur deutlich an.

### 5.4.3 Simulationsergebnisse zum Einfluß der Prozeßparameter am Modell Heckleuchte

Die Simulationsergebnisse am Modell der realen Heckleuchte stimmen weitestgehend mit den Ergebnissen zur Rechteckgeometrie überein. Auch hier wurden die Versuchseinstellungen aus Tabelle 5.6 simuliert.

Bei der Gegenüberstellung der Spannungsverteilung nach dem Heizelementschweißen mit den Temperaturen  $230^\circ\text{C}$  und  $420^\circ\text{C}$  (Bild 5.34) und dem nachträglichen Abkühlen der Heckleuchten an Luft, wird der Einfluß der Heizelementtemperatur sehr deutlich.

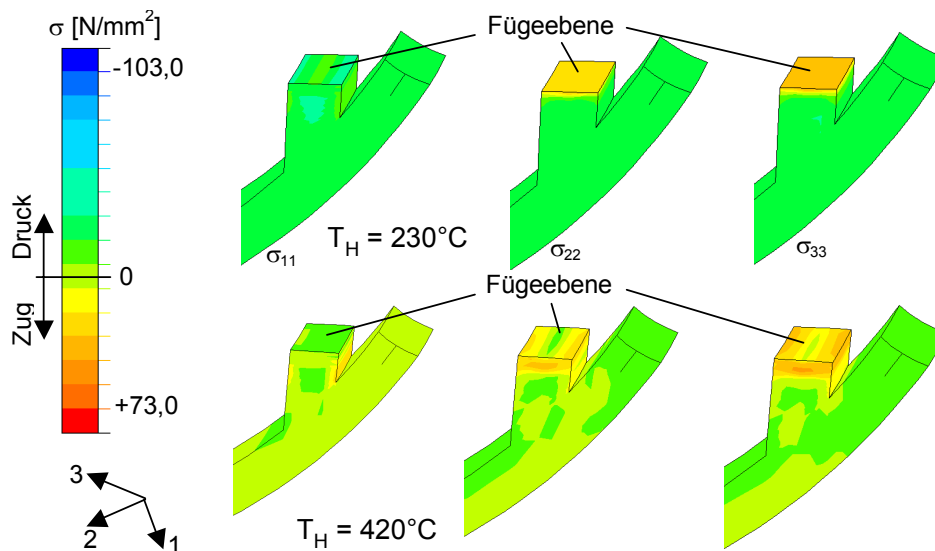


Bild 5.34: Stationäre Spannungsverteilung nach dem Erwärmen am Heizelement und der Abkühlung an Luft, Bereich 3

Gegenüber der Spannungsverteilung nach dem Spritzgießen (Bild 4.13), sind im Bereich der Fügenaht und der Kerbe Zugspannungen zu erkennen. Analog zu den Untersuchungen an der ebenen Platte (Bild 5.31) zeigt sich, daß bei steigender Heizelementtemperatur auch in tieferen Materialschichten noch Zugspannungen vorliegen, die zur Aufweitung eines Risses führen. Deutlich wird ebenfalls, daß mit zunehmender Temperatur von  $230^\circ\text{C}$  auf  $420^\circ\text{C}$  auch in der Kerbe Zugspannungen zu erkennen sind. Vergleicht man dies mit der Rißausbildung in einer realen Heckleuchte (Bild 4.15), die analog zur FE-Simulation am Heizelement erwärmt wurde, so zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation. Aufgrund der Untersuchungsergebnisse wird deutlich, daß nicht nur die Prozeßparameter beim Heizelementschweißen einen starken Einfluß auf die Spannungsrißbildung haben, sondern auch die Geometrie des Bauteils berücksichtigt werden muß, um eine Reduzierung der rißauslösenden Zugspannungen zu erreichen. Ausgehend von der guten Übereinstimmung der experimentellen Untersuchungsergebnisse mit

denen der FE-Simulationen, ist es sinnvoll, schon in der Konstruktionsphase eines Bauteiles FE-Rechnungen anzustellen, die Aufschluß über den Geometrieinfluß geben.

#### **5.4.4 Zusammenfassung der Ergebnisse**

Als Ergebnis der FE-Simulation an der ebenen Rechteckplatte läßt sich ein eindeutiger Einfluß der Verfahrensparameter auf den Spannungshaushalt erkennen.

Bei den entkoppelten Temperaturberechnungen zeigt sich, daß eine hohe Heizelementtemperatur mit zunehmender Erwärmzeit einen deutlichen Temperaturanstieg in den fügeflächennahen Zonen bewirkt, was einen steileren Temperaturgradienten zur Folge hat. Diese lokal unterschiedliche Temperaturverteilung und das dadurch bedingte unterschiedliche Abkühlverhalten bei Raumtemperatur sind verantwortlich für den in der Platte vorliegenden Eigenspannungszustand.

Es zeigt sich, daß mit zunehmender Heizelementtemperatur auch in tieferen Schichten noch hohe Zugspannungen vorliegen, die dann zur Aufweitung eines Risses führen. Die höchsten Spannungen treten dabei direkt am Rand der Fügefläche auf und sind auf die starken Schwindungsvorgänge in diesem Bereich zurückzuführen.

Bei der Ermittlung der J-Integralwerte als bruchmechanische Kenngröße wird der Einfluß der Heizelementtemperatur auf die Reißfortschrittskraft deutlich. So zeigt sich, daß mit höherer Temperatur höhere Werte für das J-Integral berechnet werden, wobei die Werte im Inneren der Platte am größten sind und zu den Seitenrändern hin abnehmen, da dort ein Spannungsabfall vorliegt. Überträgt man diese Ergebnisse auf eine reale Platte, steigt die Wahrscheinlichkeit einer Spannungsrißbildung bei steigender Heizelementtemperatur deutlich an.

Auch bei der Simulation der realen Heckleuchtegeometrie stellen sich große Temperaturgradienten in den fügeflächennahen Bereichen ein, die dann zum Aufbau von Zugeigenspannungen führen. Auch hier zeigt sich mit zunehmender Heizelementtemperatur ein deutlicher Anstieg dieser oberflächennahen Zugspannungen.

Durch einen sinnvollen Einsatz der FE-Simulation kann somit schon im Vorfeld Einfluß auf die geometriebedingte Spannungsrißbildung genommen werden.

Leider muß zu den Untersuchungen mit der FE-Methode angemerkt werden, daß es aufgrund der relativ schlechten Abbildung des realen Materialverhaltens des Werkstoffs PMMA zur Berechnung von stark überhöhten Spannungswerten kommt. Allerdings stimmen die Ergebnisse qualitativ mit den Aussagen der experimentellen Untersuchungen überein, so daß die FEM zur phänomenologischen Beschreibung der Vorgänge sinnvoll genutzt werden kann.

## 5.5 Zusammenfassende Bewertung des Prozeßparametereinflusses und der Untersuchungsmethoden

Der erste Schwerpunkt der Untersuchungen ist eine Parameterstudie mit anschließenden Benetzungstests, um so die Wirkrichtung der Prozeßparameter beim Heizelementschweißen auf die Spannungsrißanfälligkeit abzuschätzen. So zeigt sich bei den Versuchsmaterialien PMMA und PC ein eindeutiger Einfluß der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit. In den Versuchen wird deutlich, daß die gemessenen Rißlängen mit steigender Heizelementtemperatur und Erwärmzeit zunehmen. Beim Werkstoff PC ist dieser Trend gerade bei höheren Temperaturen nicht so stark ausgeprägt.

Der Einfluß der Angleichparameter, wie z.B. Angleichweg und -druck, ist zu vernachlässigen. Dies zeigt sich in den Ergebnissen der Regressionsrechnungen, die bei Nichtberücksichtigen dieser Größen zu hohen Bestimmtheitsmaßen führen.

Beim Vergleich der Schmelzeschichtdicken mit den erzeugten Rißlängen ist ein eindeutiger Einfluß erkennbar. Physikalisch läßt sich der Einfluß in der Weise deuten, daß gerade in der Schmelzeschicht die größten Temperaturgradienten vorliegen, die dann zu örtlich differierenden Schwindungsvorgängen führen und somit gerade in den fügeflächennahen Zonen hohe Spannungen in das Bauteil induzieren. So kann, ausgehend von diesen Erkenntnissen, ebenfalls ein eindeutiger Zusammenhang der Rißlänge mit dem theoretisch berechneten Temperaturintegral in der Schmelzeschicht hergeleitet werden.

In den spannungsoptischen Untersuchungen zeigt sich zunächst, daß aufgrund der spannungsoptischen Konstanten der Versuchsmaterialien nur der Werkstoff PC für diese Untersuchungen in Frage kommt. In den ermittelten drei-dimensionalen Normalspannungsdifferenzenverläufen ist, ausgehend von der erwärmten Zone, noch in einem Abstand von 40mm zum Heizelement eine eindeutige Überhöhung der Normalspannungsdifferenzen erkennbar. Desweiteren sind an den Rändern der Platte, aufgrund der geometriebedingt dort vorliegenden hohen Temperaturgradienten, große Normalspannungsdifferenzen zu erkennen. Beim Vergleich der Normalspannungsdifferenzen in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur ist mit zunehmender Temperatur ebenfalls ein Anstieg zu verzeichnen. Der Einfluß der Erwärmzeit auf die Normalspannungsdifferenzenverteilung ist noch ausgeprägter, so daß hier mit steigender Erwärmzeit ein deutlicher Unterschied der Normalspannungsdifferenzen nahezu im gesamten Bereich der Platte sichtbar wird. Auch mit Hilfe der spannungsoptischen Untersuchungen kann der geringe Einfluß des Angleichdrucks und -wegs nachgewiesen werden, der bei Variation der Angleichparameter nur zu geringen Änderungen des Normalspannungsdifferenzenfeldes führt.

Bei den durchgeführten Schweißversuchen ist erkennbar, daß die Normalspannungsdifferenzen mit zunehmender Heizelementtemperatur stark ansteigen. Dies gilt auch für Schweißungen, die mit unterschiedlichen Temperaturen der beiden Fügepartner durchgeführt werden. Somit ist es nicht möglich, durch unterschiedliche Heizelementtemperaturen der beiden Fügepartner die Spannungsspitzen auf den

Fügepartner ABS zu verlagern, der aufgrund der relativ weichen Butadienphase spannungsrißunempfindlich ist.

Beim Vergleich der Schweißversuche ABS-PC und PC-PC zeigt sich, daß der Schweißpartner ABS höhere Spannungen in das PC induziert, als dies bei einer artgleichen Schweißung der Fall wäre. Bei der Auswertung der Normalspannungsdifferenzenfelder beim Schweißen zeigt sich ebenfalls, daß der Verlauf dieser Spannungsfelder hauptsächlich durch die Erwärmphase beeinflusst wird und der eigentliche Fügevorgang nur eine untergeordnete Rolle spielt.

Beim Vergleich der mit Hilfe der Bohrlochmethode und der Spannungsoptik ermittelten Spannungsdifferenzen liegt eine sehr gute Übereinstimmung vor, so daß man systematische Fehler bei der Spannungsoptik sowie bei der Bohrlochmethode ausschließen kann.

Die Ergebnisse zum Einfluß der Verfahrensparameter Heizelementtemperatur und Erwärmzeit können durch die Bohrlochmethode voll bestätigt werden. Desweiteren läßt sich der ermittelte Rißverlauf in den PMMA-Platten durch die Ergebnisse der Bohrlochmethode physikalisch interpretieren.

Bei den Untersuchungen zur Vor- und Nachbehandlung der Proben zeigen sich deutliche Unterschiede. So wirkt sich eine nachträgliche Temperung der Proben in einer Reduzierung der Spannungen aus. Allerdings kommt es bei einer Temperung erst zum nachträglichen Abbau der Spannungen. Im Gegensatz hierzu führt ein kurzes Vorwärmen der Probepplatten gar nicht erst zum Aufbau von großen Zugeigenspannungen. Dieses Ergebnis spricht für eine kurze Vorwärmung der Formteile vor dem Schweißen oder alternativ für die Verwendung spritzwarmer Heckleuchten. Eine nach dem Schweißen durchgeführte Schockabkühlung der Formteile führt hingegen zu negativen Ergebnissen.

Auch die Ergebnisse der FE-Simulationen zeigen, daß mit zunehmender Heizelementtemperatur auch in tieferen Schichten noch hohe Zugeigenspannungen vorliegen, die dann zur Aufweitung eines Risses führen. Die höchsten Spannungen treten dabei direkt am Rand der Fügefläche auf und sind auf die starken Schwindungsvorgänge in diesem Bereich zurückzuführen. Auch die J-Integralwerte nehmen mit steigender Heizelementtemperatur deutlich zu. Überträgt man diese Ergebnisse auf eine reale Platte, dann steigt die Wahrscheinlichkeit einer Spannungsrißbildung bei zunehmender Heizelementtemperatur deutlich an.

Bei der Simulation der realen Heckleuchtengeometrie kommt es aufgrund der örtlich differierenden Temperaturverteilungen schon im Spritzgießwerkzeug und auch bei der Abkühlung an Luft zu behinderten Schwindungen, die in den kritischen Formteilbereichen Druckspannungen verursachen. Nach der simulierten Erwärmung am Heizelement wandeln sich diese Druckspannungen in Zugspannungen um. Auch hier ist mit zunehmender Heizelementtemperatur ein Anstieg der Zugspannungen in fügeflächennahen Bereichen und in den vorliegenden Kerben zu erkennen, die somit auch den Entstehungsort von Spannungsrisen darstellen.

## 6 Modellbetrachtungen zur Spannungsentwicklung beim Heizelementschweißen

### 6.1 Das Schichtenmodell

<sup>6</sup>Bei der Suche nach analytischen Ansätzen für die Berechnung der thermischen Spannungsentwicklung infolge des Schweißprozesses zeigt sich, daß für derart komplexe mehrdimensionale Probleme keine vorgefertigten Lösungen in der Fachliteratur (z.B. [BW60], [MP53], [Par59]) existieren. Die Grundgleichungen sind dort in der Regel stark vereinfacht. Beispielsweise werden die Systeme entkoppelt betrachtet, d.h. die thermische Ausdehnung der Platte wird bei der Temperaturberechnung vernachlässigt. Weiterhin bleiben dynamische Effekte unberücksichtigt. Außerdem sind die Grundgleichungen zumeist nur für rein elastisches Materialverhalten und sehr einfache Randbedingungen gelöst worden. Daher wird bei der Modellbildung auf das im folgenden beschriebene Differenzenverfahren zurückgegriffen. Die prinzipielle Vorgehensweise dabei ist [Tar77] entnommen. Im Gegensatz zur analytischen Berechnung des Spannungshaushaltes ist dieses Verfahren mathematisch unkomplizierter. Darüber hinaus ist eine genauere Modellierung möglich, beispielsweise kann das für Kunststoffe typische Spannungsrelaxationsverhalten mit in das Modell einfließen.

Beim Differenzenverfahren wird die reale Platte durch ein Schichtenmodell angenähert. Dazu wird diese längs der x-Achse in gleichgroße Schichten  $\Delta x$  unterteilt. Ebenso wird die Prozeßzeit in Intervalle zerlegt. Jeder Schicht wird nach einem Zeitschritt  $\Delta t$  eine Temperatur zugeordnet, die näherungsweise für die gesamte Schicht gelten soll. Somit ergibt sich ein zu berechnendes Temperaturschema, das je nach Größe der Intervalle aus unterschiedlich vielen Werten besteht. Alle auftretenden Temperaturen können symbolisch durch die Schreibweise  $T_{j,n}$  charakterisiert werden. Dabei bezeichnet der Index  $j$  die Anzahl der Zeitschritte und der Index  $n$  die jeweilige Schicht der Platte. Bild 6.1 zeigt das beschriebene Modell. Beispielhaft sind dort die Temperaturen zweier aufeinander folgender Zeitschritte beim Erwärmen dargestellt.

Zur Ermittlung der für das Schichtenmodell benötigten Temperaturwerte ist zunächst die Temperaturverteilung während des Schweißprozesses über der Zeit zu ermitteln. Im nächsten Schritt wird dann die daraus resultierende Spannungsverteilung berechnet. Dabei wird das System entkoppelt betrachtet.

---

<sup>6</sup> Die in diesem Kapitel dargestellten Zusammenhänge sind teilweise der Arbeit von [Bor03] entnommen, auf die hier für eine ausführliche Darstellung verwiesen wird.



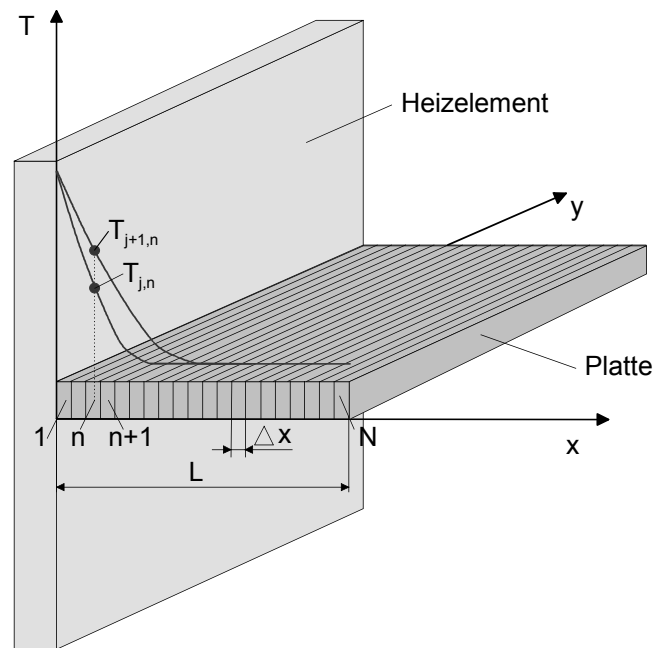


Bild 6.1: Simulation des Erwärmvorgangs mit dem Schichtenmodell

### 6.1.1 Temperaturberechnung

Bild 6.2 zeigt die auftretenden Wärmeströme und die Temperaturverläufe beim Heizelementschweißen. Für jede einzelne Prozeßphase ist nun eine geeignete Funktion zu bestimmen, die den Temperaturverlauf in Abhängigkeit von  $x$  über der Zeit möglichst realitätsnah wiedergibt. Mit diesen Funktionen können anschließend die für das Temperaturschema des Schichtenmodells benötigten Werte berechnet werden.

#### 6.1.1.1 Angleichen

Charakteristisch für den Angleichvorgang ist die Angleichgeschwindigkeit. Diese ergibt sich aus dem Verlauf des Angleichweges über der Zeit. Typisch für die Angleichgeschwindigkeit ist die Unterteilung in die instationäre Phase und die stationäre Phase. Die instationäre Phase ist dadurch gekennzeichnet, dass sich die Angleichgeschwindigkeit mit der Zeit von Null auf einen endlichen Wert verändert, der dann in der stationären Phase konstant bleibt. Bezogen auf den Prozeß bedeutet eine konstante Angleichgeschwindigkeit, daß gerade soviel Schmelze erzeugt wird, wie auch in den Wulst verdrängt wird. Die Temperaturverteilung ist mit dem Erreichen der stationären Angleichphase zeitlich konstant und nur von der Angleichgeschwindigkeit abhängig. Zur Vereinfachung der Berechnung wird die instationäre Angleichphase vernachlässigt und bereits zu Beginn von einer konstanten Angleichgeschwindigkeit ausgegangen.

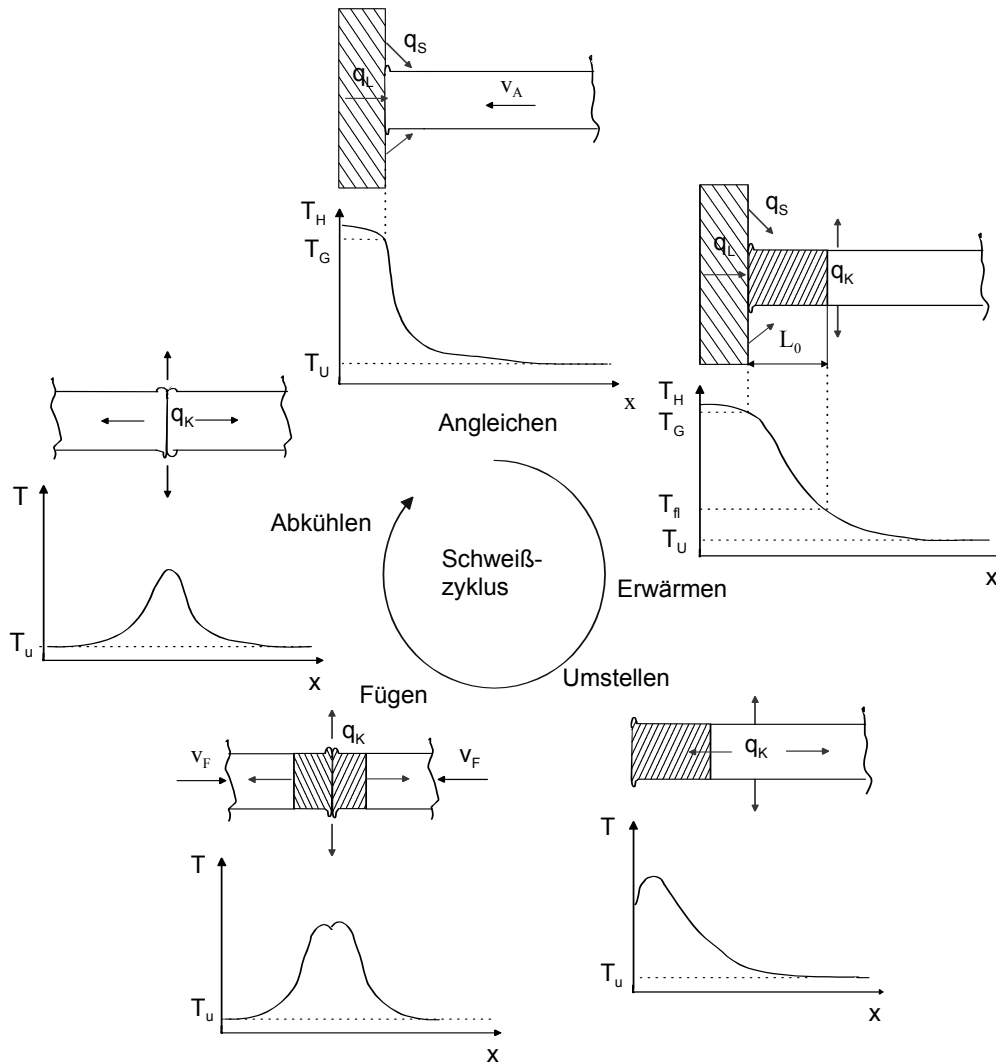


Bild 6.2: Wärmeströme und Temperaturverläufe für alle Phasen des Heizelementschweißprozesses

Beim Angleichen setzt sich die vom Heizelement in das Fügelement eingebrachte Wärme aus Wärmeleitung und Wärmestrahlung zusammen. Zunächst wird davon ausgegangen, daß bei diesem Vorgang nur Wärmeleitung stattfindet. Somit kann man das Angleichen als eindimensionalen Vorgang betrachten. Wenn man von konstanten Stoffwerten ausgeht und die sich bildende Schmelzschicht vernachlässigt, wird der Angleichvorgang durch die folgende DGL beschrieben [CJ59]:

$$a_{\text{eff}} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} - v_A \cdot \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (6.1)$$

Bei der Herleitung von Gl. (6.1) wurde mit einer effektiven Temperaturleitfähigkeit  $a_{\text{eff}}$  gerechnet. Hierunter wird ein Wert verstanden, der in gleichen Zeiten zu gleichen Temperaturerhöhungen wie beim realen Aufschmelzvorgang führt [Pot97]. In erster Näherung soll davon ausgegangen werden, daß die sich einstellende Grenzflächentemperatur  $T_G$  zwischen Heizelement und Fügelement konstant ist. Die Grenzflächentemperatur  $T_G$  entspricht der eingestellten Heizelementtemperatur  $T_H$  minus 10 K. Für das Angleichen reicht die Betrachtung eines Fügelements aus, da nur

artgleiche Schweißungen untersucht werden. Für die rechte Platte mit der Länge  $L$  und dem Angleichweg  $s_A$  ergeben sich somit folgende Randbedingungen zur Lösung von Gl. (6.1):

$$T_A(x=0) = T_G, \quad T_A(x=L-s_A) = T_U$$

Mit diesen Randbedingungen erhält man die folgende Lösung von Gl. (6.1):

$$T_A(x) = \frac{T_G \cdot \exp\left(-\frac{V_A}{a_{\text{eff}}} \cdot (L-s_A)\right) - T_U - (T_G - T_U) \cdot \exp\left(-\frac{V_A}{a_{\text{eff}}} \cdot x\right)}{\exp\left(-\frac{V_A}{a_{\text{eff}}} \cdot (L-s_A)\right) - 1} \quad (6.2)$$

### 6.1.1.2 Erwärmen

Die für das Angleichen getroffenen Annahmen gelten auch für das Erwärmen. Im Gegensatz zum Angleichen liegt beim Erwärmen jedoch keine aufgeprägte Geschwindigkeit des Fügeteils mehr vor. Somit vereinfacht sich die zu lösende DGL zu:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_{\text{eff}} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (6.3)$$

Die Randbedingungen für den Erwärmvorgang sind:

- Anfangsbedingung:  $T_E(x, t=0) = T_A(x)$  für  $0 \leq x \leq L-s_A$
- Thermische Randbedingungen:  $T_E(x=0, t > 0) = T_G$ ,  $T_E(x=L-s_A, t > 0) = T_U$

Als Lösung von Gleichung (6.3) unter den gegebenen Randbedingungen erhält man [CJ59]:

$$T_E(x, t) = T_U + (T_G - T_U) \cdot \frac{x}{L-s_A} + \frac{2}{\pi} \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \frac{T_G \cdot \cos(n \cdot \pi) - T_U}{n} \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L-s_A}\right) \cdot \exp\left(\frac{-a_{\text{eff}} \cdot n^2 \cdot \pi^2 \cdot t}{(L-s_A)^2}\right) \right\} \\ + \frac{2}{L-s_A} \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L-s_A}\right) \cdot \exp\left(\frac{-a_{\text{eff}} \cdot n^2 \cdot \pi^2 \cdot t}{(L-s_A)^2}\right) \cdot \int_0^{L-s_A} T_A(x') \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x'}{L-s_A}\right) dx' \right\} \quad (6.4)$$

### 6.1.1.3 Umstellen

Nach dem Erwärmen wird das Heizelement aus der Fügezone herausgefahren. Der nun eintretende Wärmeverlust an die Umgebung wird zur Vereinfachung nur in  $x$ -Richtung berücksichtigt. Somit ergeben sich zur Lösung von (6.3) die folgenden Randbedingungen für das Umstellen:

- Anfangsbedingung:  $T_{Um}(x, t = 0) = T_E(x, t = t_E)$  für  $0 \leq x \leq L - s_A$
- Thermische Randbedingungen:

$$x = 0: -\frac{\partial T_{Um}(x, t)}{\partial x} + h \cdot (T_{Um}(x, t) - T_U) = 0, \text{ mit } h = \frac{\delta}{\lambda}$$

$$x = L - s_A: \frac{\partial T_{Um}(x, t)}{\partial x} + h \cdot (T_{Um}(x, t) - T_U) = 0 \text{ (Randbedingungen 3. Art)}$$

Löst man nun Gleichung (6.3) mit den entsprechenden Randbedingungen, so erhält man [CJ59]:

$$T_{Um}(x, t) = \frac{T_U \cdot (2 + (L - s_A) \cdot h)}{(L - s_A) \cdot h + 2} + 2 \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \exp(-a_{eff} \cdot b_n^2 \cdot t) \cdot \frac{b_n \cdot \cos(b_n \cdot x) + h \cdot \sin(b_n \cdot x)}{(b_n^2 + h^2) \cdot (L - s_A) + 2 \cdot h} \cdot \int_0^{L-s_A} \left( T_E(x', t_E) - \frac{T_U \cdot (2 + (L - s_A) \cdot h)}{(L - s_A) \cdot h + 2} \right) \cdot (b_n \cdot \cos(b_n \cdot x') + h \cdot \sin(b_n \cdot x')) dx' \right\} \quad (6.5)$$

Hierbei steht  $b_n$  für alle Lösungen  $\neq 0$  der Gleichung:

$$\tan(b \cdot (L - s_A)) = \frac{2 \cdot h \cdot b}{b^2 - h^2} \quad (6.6)$$

#### 6.1.1.4 Fügen

Die Fügezeit ist im Vergleich zur Dauer des Gesamtprozesses sehr kurz. Daher wird zur Vereinfachung davon ausgegangen, daß während des Fügens keine Abkühlung erfolgt. Diese Vereinfachung ist dadurch zu begründen, daß während des Fügens eine Abkühlung im wesentlichen im Fügebereich der Platte erfolgt, dieser aber durch den Schweißwulst gegen Abkühlung isoliert wird. Die aus dem Umstellprozeß übernommene Temperaturkurve wird daher lediglich um den Fügeweg verschoben. Da nach dem Fügen nunmehr nur noch eine Platte vorliegt, sind auch für den Fall  $x < 0$  Randbedingungen vorzugeben. Es gilt:

- $0 \leq x \leq L - s_A - s_F: T_{Fr}(x) = T_{Um}(x + s_F, t_U)$
- $-L + s_A + s_F \leq x < 0: T_{Fl}(x) = T_{Um}(x - s_F, t_U)$

#### 6.1.1.5 Abkühlen

Im Falle des Abkühlens stellt sich heraus, daß die bei den vorherigen Prozeßphasen angewandte eindimensionale Betrachtungsweise nicht mehr zulässig ist. Der Vergleich mit realen Abkühlvorgängen zeigt, daß die gefügten Platten nicht ausreichend schnell abkühlen. Ein Grund hierfür ist, daß im Verlauf einer vergleichsweise langen Abkühlzeit besonders der Wärmeverlust an der Plattenober- und Unterseite nicht mehr vernachlässigt werden kann. Da in der Literatur für zweidimensionale Temperaturlausgleichprozesse keine einfachen analytischen

Lösungen existieren, wird zur Ermittlung der Abkühltemperaturwerte das Binder-Schmidt-Verfahren angewandt. Im folgenden wird diese Methode zunächst für den eindimensionalen Fall erläutert:

Der partielle Differenzenquotient zweiter Ordnung der Fourier-Gleichung (6.3) wird gemäß [GS90] zur Zeit  $t$  an der Stelle  $x$  durch einen "zentralen" Differenzenquotienten zweiter Ordnung angenähert, der sich als Differenz zweier "zentraler" Differenzenquotienten erster Ordnung bilden läßt. Dabei wird das für das Schichtenmodell eingeführte Temperaturschema beibehalten.

$$\left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right)_{x,t} \approx \frac{(T_{j,n+1} - T_{j,n}) / \Delta x - (T_{j,n} - T_{j,n-1}) / \Delta x}{\Delta x} = \frac{T_{j,n+1} - 2 \cdot T_{j,n} + T_{j,n-1}}{\Delta x^2} \quad (6.7)$$

Der partielle Differenzenquotient erster Ordnung nach der Zeit wird durch einen "vorderen" Differenzenquotienten bezüglich der Zeit angenähert.

$$\left( \frac{\partial T}{\partial t} \right)_{x,t} \approx \frac{T_{j+1,n} - T_{j,n}}{\Delta t} \quad (6.8)$$

Mit Einführung des Moduls  $p$

$$p = \frac{a_{\text{eff}} \cdot \Delta t}{\Delta x^2} \quad (6.9)$$

und Auflösen nach  $T_{j+1,n}$  erhält man:

$$T_{j+1,n} = p \cdot (T_{j,n+1} + T_{j,n-1}) + (1 - 2 \cdot p) \cdot T_{j,n} \quad (6.10)$$

Die beim Abkühlen gegebene Randbedingung 3. Art läßt sich ebenfalls in eine Differenzgleichung umwandeln. Man erhält für die linke Seite:

$$\lambda \cdot \left( \frac{T_{j,1} - T_{j,W}}{\Delta x / 2} \right) = \alpha \cdot (T_{j,W} - T_U) \quad (6.11)$$

Den Anschluß an das Laufschemata aus Gleichung (6.10) erreicht man am einfachsten durch die Einführung einer Hilfsschicht, die den Ortsindex 0 erhält. Hierdurch wird unterstellt, daß zwischen den Punkten 1 und 0 reine Wärmeleitung stattfindet, so daß gelten muß:

$$\frac{\lambda}{\Delta x / 2} \cdot (T_{j,W} - T_{j,0}) = \frac{\lambda}{\Delta x / 2} \cdot (T_{j,1} - T_{j,W}) \quad (6.12)$$

Wird eine spezielle Biot-Zahl gemäß

$$Bi^* = \frac{\alpha}{\lambda} \cdot \frac{\Delta x}{2} \quad (6.13)$$

eingeführt, so erhält man nach Elimination der Wandtemperatur  $T_W$  für die Temperatur in der Hilfsschicht:

$$T_{j,0} = \frac{1 - Bi^*}{1 + Bi^*} \cdot T_{j,1} + \frac{2 \cdot Bi^*}{1 + Bi^*} \cdot T_U \quad (6.14)$$

Entsprechend kann man im Falle eines beidseitigen Wärmeübergangs auf der rechten Seite verfahren. Die beschriebene Vorgehensweise wird anhand von Bild 6.3 [GS90] veranschaulicht.

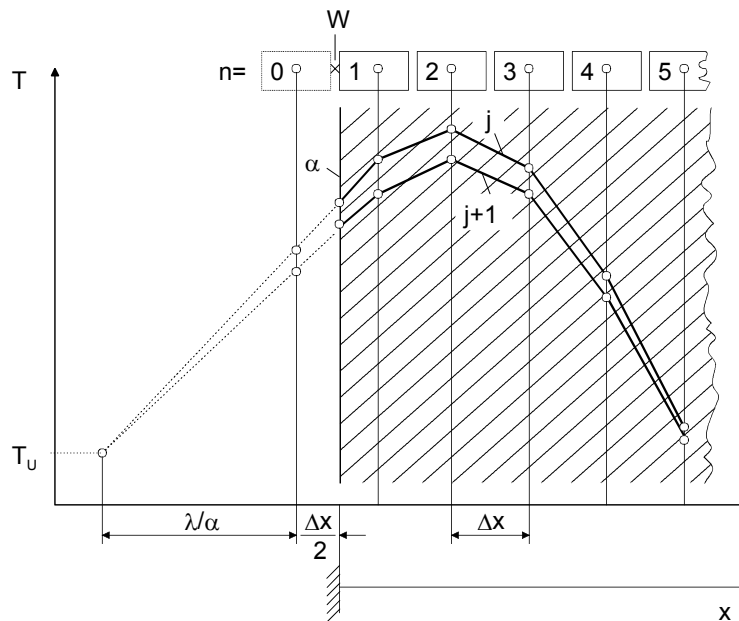


Bild 6.3: Anwendung des Binder – Schmidt - Verfahrens

Bei diesem Verfahren muß beachtet werden, daß der Modul  $p$  höchstens den Wert 0,5 annehmen darf, da für  $p > 0,5$  mit dem Auftreten negativer Koeffizienten in Gleichung (6.10)) völlige Instabilität des Verfahrens verbunden wäre. Diese Stabilitätsbedingung hat demnach zur Folge, daß bei vorgegebener Schichtdicke  $\Delta x$  für die Länge des Zeitschritts  $\Delta t$  die Obergrenze

$$\Delta t \leq \frac{1}{2} \cdot \frac{\Delta x^2}{a_{\text{eff}}} \quad (6.15)$$

nicht überschritten werden darf.

Um den Wärmeverlust an der Ober- und Unterseite der gefügten Platte in Richtung der  $z$ -Koordinate zu berücksichtigen, wird das Binder-Schmidt-Verfahren formal auf den zweidimensionalen Fall übertragen. Die Differentialgleichung der Wärmeleitung (6.3) lautet dann:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_{\text{eff}} \cdot \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (6.16)$$

Zur weiteren Berechnung wird die Platte zusätzlich längs der  $z$ -Achse (Plattendicke) in Schichten der Größe  $\Delta z$  unterteilt. Diese erhalten den Index  $m$ . Analog zur Gleichung (6.7) lautet der zentrale Differenzenquotient zweiter Ordnung bezüglich  $z$ :

$$\left( \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right)_{z,t} \approx \frac{(T_{j,m+1} - T_{j,m}) / \Delta z - (T_{j,m} - T_{j,m-1}) / \Delta z}{\Delta z} = \frac{T_{j,m+1} - 2 \cdot T_{j,m} + T_{j,m-1}}{\Delta z^2} \quad (6.17)$$

Im folgenden soll die Bedingung  $\Delta z = \Delta x$  gelten. Setzt man daraufhin die Gleichungen (6.7), (6.8) und (6.17) in die Fourierrechnung (6.16) ein, so erhält man durch Auflösen nach  $T_{j+1, n, m}$ :

$$T_{j+1, n, m} = p \cdot (T_{j, n+1, m} + T_{j, n-1, m} + T_{j, n, m+1} + T_{j, n, m-1}) + (1 - 4 \cdot p) \cdot T_{j, n, m} \quad (6.18)$$

Unter der Annahme, daß die Platte längs der x-Achse aus N Schichten und längs der z-Achse aus M Schichten besteht, folgt für die Temperaturen in den Hilfsschichten:

$$\begin{aligned} \text{Links:} \quad T_{j, 0, m} &= \frac{1 - Bi^*}{1 + Bi^*} \cdot T_{j, 1, m} + \frac{2 \cdot Bi^*}{1 + Bi^*} \cdot T_U \\ \text{Rechts:} \quad T_{j, N+1, m} &= \frac{1 - Bi^*}{1 + Bi^*} \cdot T_{j, N, m} + \frac{2 \cdot Bi^*}{1 + Bi^*} \cdot T_U \\ \text{Oben:} \quad T_{j, n, M+1} &= \frac{1 - Bi^*}{1 + Bi^*} \cdot T_{j, n, M} + \frac{2 \cdot Bi^*}{1 + Bi^*} \cdot T_U \\ \text{Unten:} \quad T_{j, n, 0} &= \frac{1 - Bi^*}{1 + Bi^*} \cdot T_{j, n, 1} + \frac{2 \cdot Bi^*}{1 + Bi^*} \cdot T_U \end{aligned} \quad (6.19)$$

Im zweidimensionalen Fall ändert sich das Stabilitätskriterium bezüglich  $\Delta t$  wie folgt:

$$\Delta t \leq \frac{1}{4} \cdot \frac{\Delta x^2}{a_{\text{eff}}} \quad (6.20)$$

Das folgende Bild 6.4 zeigt exemplarisch einen mit dem vorgestellten Verfahren berechneten Temperaturverlauf während des Abkühlprozesses.

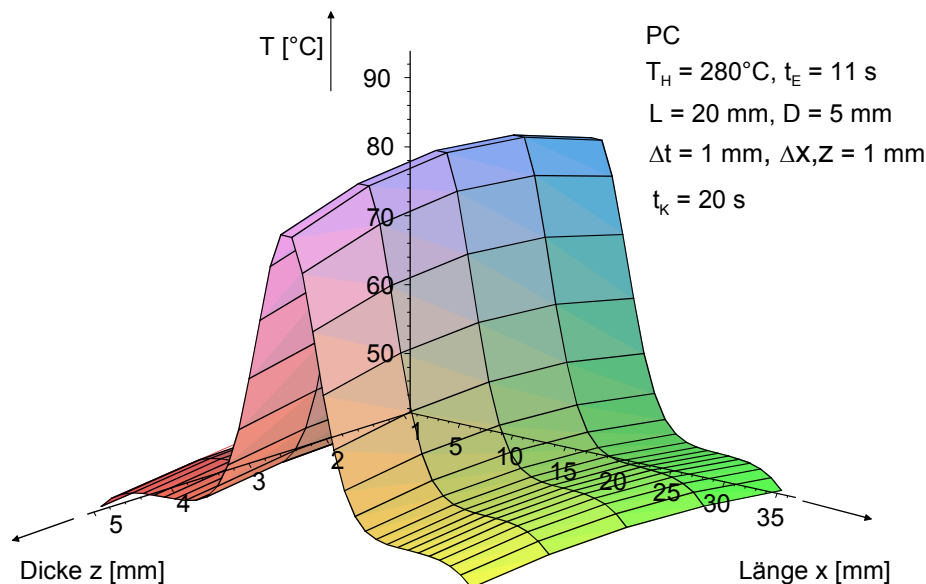


Bild 6.4: Temperaturverlauf über der Länge und Breite einer gefügten Platte während des Abkühlvorgangs

Gemäß der für das Schichtenmodell getroffenen Voraussetzungen ist für jede Schicht n genau ein Temperaturwert zu bestimmen, der näherungsweise für die

gesamte Schicht gelten soll. Daher wird für jede Schicht aus den  $M$  berechneten Temperaturen ein Mittelwert gebildet.

### 6.1.2 Spannungsberechnung

Da die rißauslösenden Spannungen  $\sigma_y$  infolge einer Dehnungs- bzw. Schwindungsbehinderung durch kältere bzw. wärmere Nachbarschichten entstehen, liegt es nahe, die Platte längs der  $x$ -Achse in Schichten zu unterteilen. Bei der nun folgenden Spannungsberechnung wird nun für jede Schicht mittels der zuvor berechneten Temperaturverteilung die thermische Spannung bestimmt. Dazu sind zunächst geeignete Randbedingungen zu wählen.

Zur Veranschaulichung dient Bild 6.5.

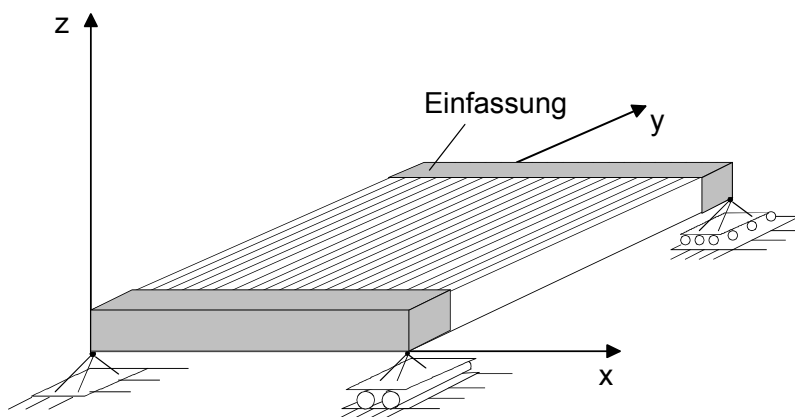


Bild 6.5: Freiheitsgrade der Schichten innerhalb des Modells

Es werden folgende Annahmen getroffen: Das Modell kann sich als Ganzes in alle Richtungen frei ausdehnen bzw. schwinden. Aufgrund der Einfassungen an den Enden der Platte wird in  $y$ - und  $z$ -Richtung jeder Schicht die gleiche Dehnung  $\varepsilon_y$  bzw.  $\varepsilon_z$  aufgeprägt, die sich aus den thermischen Dehnungen aller Schichten ergeben.

Als Folge entstehen in  $y$ - bzw.  $z$ -Richtung Normalspannungen. Im Gegensatz hierzu können sich in  $x$ -Richtung die Einzeldehnungen ungehindert aufsummieren. Folglich entstehen in  $x$ -Richtung auch keine Normalspannungen. Schubspannungen zwischen den Schichten können nicht übertragen werden. Auch innerhalb der Einzelschichten ergeben sich aufgrund der Art der Einfassungen naturgemäß keine Schubspannungen.

Die für das Schichtenmodell festgelegten Randbedingungen sowie mögliche Spannungszustände infolge einer Temperaturänderung sollen anhand von Bild 6.6 verdeutlicht werden.

Dargestellt sind hier die qualitativen Spannungsverläufe  $\sigma_y$  nach einem Erwärm- bzw. einem Abkühlvorgang. Entsprechende Spannungsverläufe  $\sigma_z$  ergeben sich in  $z$ -Richtung.



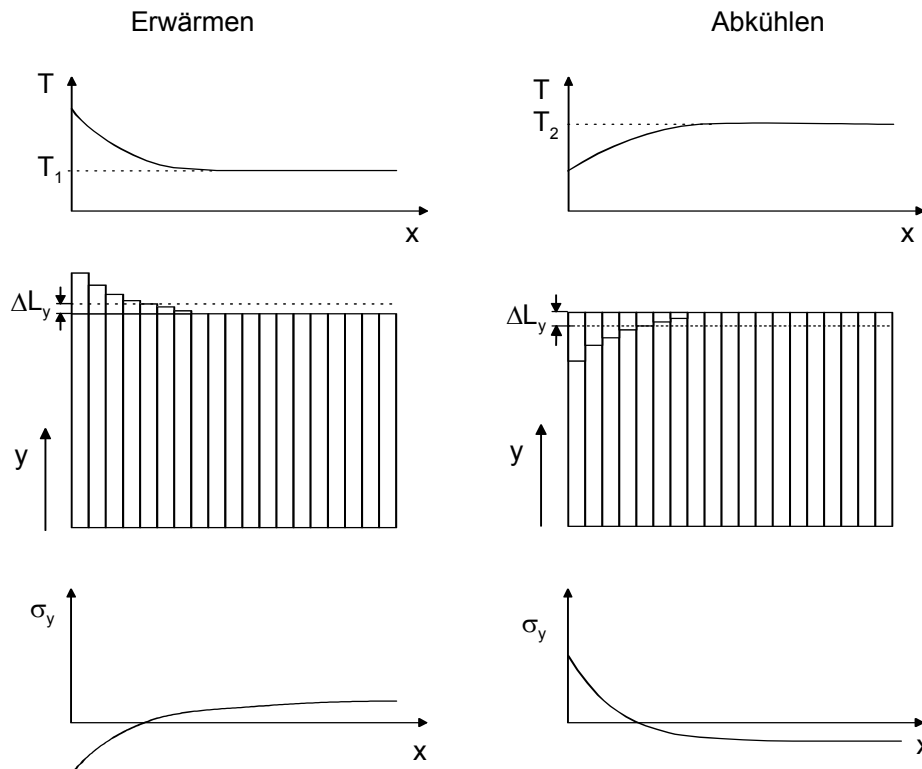


Bild 6.6: Spannungen in  $y$ -Richtung für einen Erwärm- bzw. Abkühlvorgang gemäß des zweidimensionalen Schichtenmodells

Reale Kunststoffe reagieren bei Beanspruchung zunächst elastisch bzw. viskoelastisch und oberhalb einer bestimmten Fließgrenze plastisch. Das Temperatur- und Zeitverhalten von Kunststoffen unter Belastung soll im Verlauf der Modellbildung schrittweise berücksichtigt werden. Den folgenden Herleitungen sei zunächst noch rein elastisches Verhalten vorausgesetzt. Bei dem vorliegenden Modell wird einer Schicht durch eine Längenänderung eine Dehnung aufgeprägt und verursacht im Inneren eine Beanspruchung. Kehrt man dieses Prinzip um und geht, wie erläutert, von einem zweiachsigen Spannungszustand in einer Schicht aus, so bedingt eine Spannung  $\sigma_y$  bei einer Bezugstemperatur  $T_0$  ( $T_0 < T_{fl}$ ) die Dehnung:

$$\varepsilon_{y,1} = \frac{\sigma_y}{E} \quad (6.21)$$

Berücksichtigt man Querkontraktion, so wird durch  $\sigma_z$  in  $y$ -Richtung zusätzlich die Dehnung

$$\varepsilon_{y,2} = -\nu \cdot \frac{\sigma_z}{E} \quad (6.22)$$

erzeugt. Nach dem Superpositionsprinzip ergibt sich für die Gesamtdehnung:

$$\varepsilon_y = \frac{\sigma_y}{E} - \nu \cdot \frac{\sigma_z}{E} \quad (6.23)$$

Wird die Schicht nun frei von Formzwängen auf die Temperatur  $T$  ( $T < T_{fl}$ ) aufgeheizt, so erhält man für die Gesamtdehnung:

$$\varepsilon_y = \frac{\sigma_y}{E} - \nu \cdot \frac{\sigma_z}{E} + \alpha \cdot (T - T_0) \quad (6.24)$$

Stellt man nach  $\sigma_y$  um, so folgt:

$$\sigma_y = E \cdot (\varepsilon_y - \alpha \cdot (T - T_0)) + \nu \cdot \sigma_z \quad (6.25)$$

Gleichermaßen gilt für  $\sigma_z$ :

$$\sigma_z = E \cdot (\varepsilon_z - \alpha \cdot (T - T_0)) + \nu \cdot \sigma_y \quad (6.26)$$

Da in beiden Richtungen y und z freie Längen vorliegen, die unbehindert von äußerem Formzwang schwinden können, gilt:

$$\varepsilon_y = \varepsilon_z \quad (6.27)$$

Hieraus folgt unmittelbar:

$$\sigma_y = \sigma_z \quad (6.28)$$

Somit reicht die Betrachtung einer Richtung und es gilt für die Spannung:

$$\sigma = E \cdot (\varepsilon - \alpha \cdot (T - T_0)) + \nu \cdot \sigma \quad (6.29)$$

Die Berücksichtigung von Viskoelastizität bzw. Plastizität in einer analytischen mathematischen Berechnung ist sehr komplex. Daher soll zur Vereinfachung von folgender Vorstellung ausgegangen werden. Spannungsaufbau und Spannungsrelaxation laufen nicht gleichzeitig sondern zeitlich getrennt ab. Zunächst erfolgt der Spannungsaufbau ohne Relaxation, dann die Relaxation ohne erneuten Spannungsaufbau.

Der gesamte Erwärm- bzw. Schweißvorgang wurde daher in kleine Zeitschritte  $\Delta t$  unterteilt, um den Spannungsaufbau über der Zeit sukzessive berechnen zu können. Für einen Zeitschritt  $\Delta t$  folgt aus Gleichung (6.29) unter Berücksichtigung temperaturabhängiger Stoffwerte für jede Schicht n:

$$\Delta\sigma_n = E_n \cdot (\Delta\varepsilon - \alpha_n \cdot \Delta T_n) + \nu \cdot \Delta\sigma_n \quad (6.30)$$

Zum Zeitpunkt j erhält man durch Aufsummieren dann die Spannung:

$$\sigma_{n,j} = \sigma_{n,j-1} + \Delta\sigma_{n,j} \quad (6.31)$$

Das für Kunststoffe typische Relaxationsverhalten wird nun vereinfachend berücksichtigt, indem von der Spannung ein Relaxationsanteil abgezogen wird. Es folgt:

$$\sigma_{n,j} = \sigma_{n,j-1} + \Delta\sigma_{n,j} - \Delta\sigma_{rel,n,j} \quad (6.32)$$

Zur Erläuterung der Vorgehensweise soll Bild 6.7 dienen.

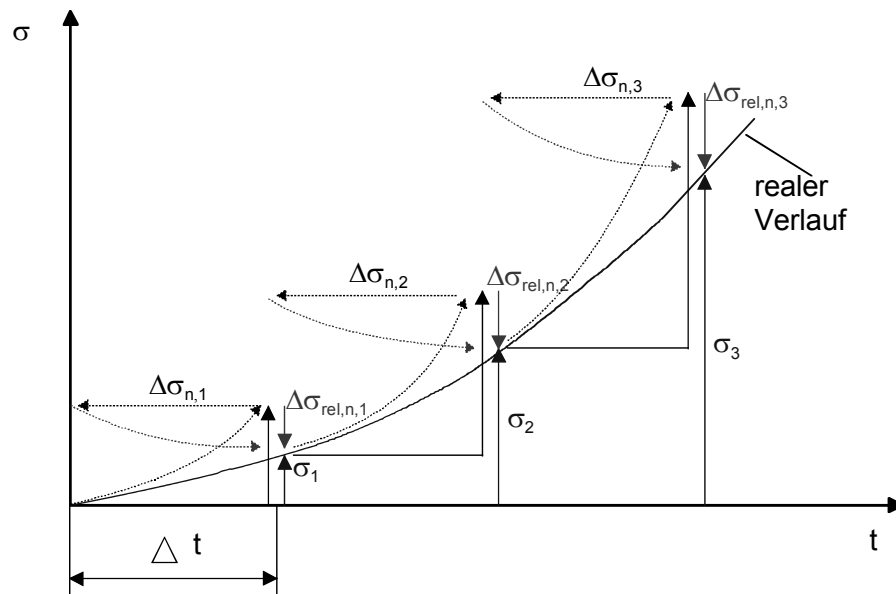


Bild 6.7: Vorgehensweise bei der Spannungsberechnung einer Schicht n über der Zeit

Die Spannung zum Zeitpunkt  $j$  ergibt sich also als Summe der während der Zeit  $\Delta t$  aufgebauten Spannung und der zuvor vorliegenden Spannung. Anschließend wird der während  $\Delta t$  relaxierte Spannungsanteil abgezogen. Je kleiner  $\Delta t$  gewählt wird, desto genauer läßt sich der Spannungsverlauf über der Zeit annähern.

Bei der Berechnung des Relaxationsanteils wird wie folgt vorgegangen. In Anlehnung an einen einfachen Relaxationsversuch soll mit Hilfe eines Maxwell-Modells, das aus der Reihenschaltung einer idealen Feder und eines idealen Dämpfers besteht, die Spannungsrelaxation simuliert werden. Hierbei wird allerdings außer Acht gelassen, daß im realen Fall die aufgeprägte Dehnung nicht konstant ist, sondern Spannung und Dehnung sich gegenseitig beeinflussen. Ferner müßte man zur genaueren Simulation auf eine Parallelschaltung vieler Maxwell-Modelle zurückgreifen.

Die Spannung  $\sigma$  verhält sich bei konstanter Dehnung  $\varepsilon_0$  nach der Funktion [Men90]:

$$\sigma(t) = E_0 \cdot \varepsilon_0 \cdot \exp\left(\frac{-t}{\tau}\right), \quad \text{mit} \quad \tau = \frac{\eta_0}{E_0} \quad (6.33)$$

Hierbei ist die Relaxationszeit  $\tau$  eine charakteristische Größe, die maßgebend für die Geschwindigkeit der Relaxation ist. Sie ist material- und temperaturabhängig. Zur Bestimmung der Relaxationszeit müssen Versuche durchgeführt werden.

Hinsichtlich der Temperaturabhängigkeit der Relaxationszeit gibt es verschiedene empirische Gleichungen, die für bestimmte Temperaturbereiche gelten. Für den festen Zustand von Kunststoffen wird gemäß [Tar77] eine Beziehung der Form

$$\tau(T) = \tau_0 \cdot 10^{-k \cdot T} \quad (6.34)$$

verwendet. Die Konstanten  $\tau_0$  und  $k$  sind hierbei mit Hilfe von experimentellen Daten an das Relaxationsverhalten anzupassen. Da für Gleichung (6.32) der Relaxationsanteil gesucht wird, folgt aus (6.33):



bei der theoretischen Temperaturberechnung ist es daher sinnvoll, die berechneten Temperaturverläufe durch eine Korrektur der Stoffgrößen an experimentelle Daten anzupassen. Im vorliegenden Fall können die in Kapitel 6.1.1 aufgestellten Funktionen über die effektive Temperaturleitfähigkeit  $a_{\text{eff}}$  und den Wärmeübergangskoeffizienten  $\delta$  angepaßt werden.

Zur Anpassung dieser Größen werden Erwärm- bzw. Schweißversuche mit PMMA- und PC-Platten durchgeführt. Tabelle 6.1 zeigt den Versuchsplan. Variiert werden die Heizelementtemperatur und die Erwärmzeit in jeweils 3 Stufen.

Tabelle 6.1: Versuchsplan der Erwärm- bzw. Schweißversuche bei der Temperaturprofilmessung

Erwärmzeit [s]	Heizelementtemperatur [°C]		
	280	330	430
6		(3)	(6)
11	(1)	(4)	(7)
16	(2)	(5)	

Mit Thermoelementen, die in unterschiedlichen Abständen zur Fügefläche angebracht sind, werden die entsprechenden Temperaturen über der Zeit aufgezeichnet. Die Thermoelemente werden dabei in y-Richtung versetzt angeordnet, um einen ungestörten Wärmefluß in x-Richtung zu gewährleisten. Die prinzipielle Anordnung der Thermoelemente ist in Bild 6.8 skizziert.

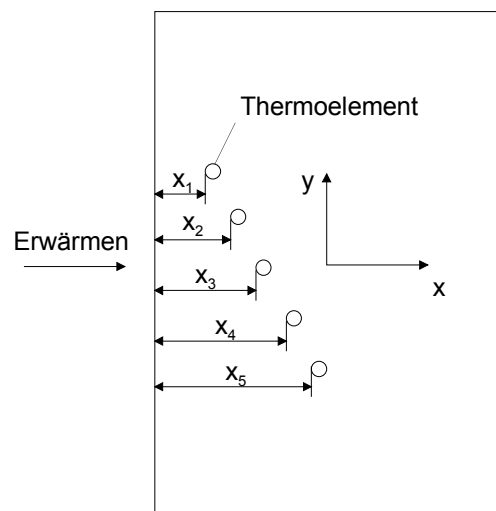


Bild 6.8: Anordnung der Thermoelemente bei der Temperaturprofilmessung

Bei der Auswertung der Versuche ist es zweckmäßig, zunächst  $a_{\text{eff}}$  an die Erwärmfunktion anzupassen und dann den Wärmeübergangskoeffizienten  $\delta$  über die Umstellfunktion bzw. die Abkühltemperaturwerte festzulegen.

Der Vergleich von berechneten Funktionsverläufen mit experimentell erfaßten Temperaturen zeigt, daß die bei der Modellbildung nicht berücksichtigte Wärmestrahlung einen erheblichen Einfluß auf den Temperaturverlauf hat (Bild 6.9).

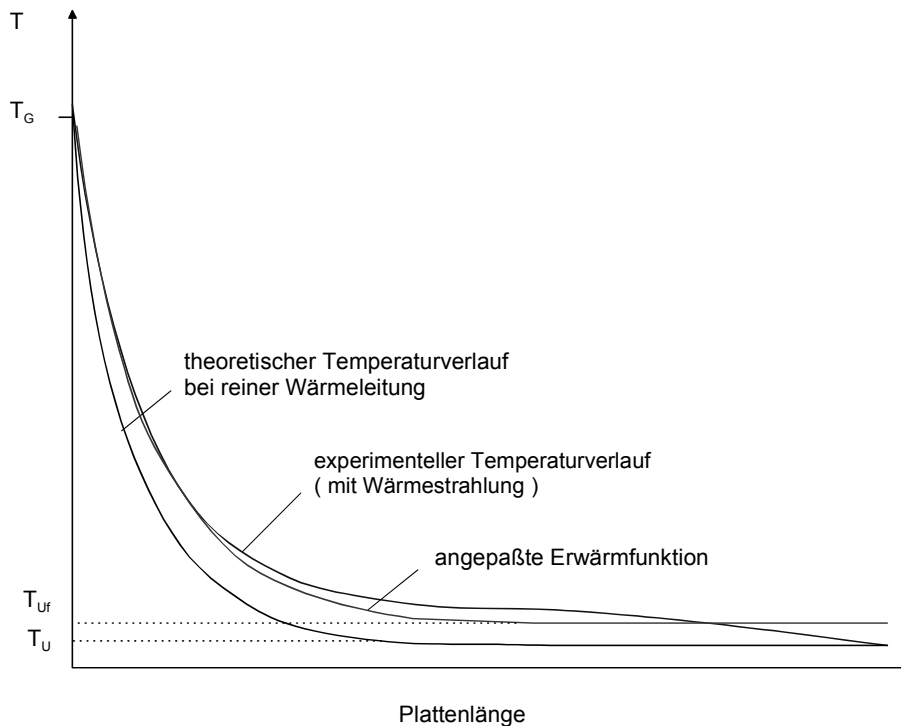


Bild 6.9: Einfluß der Temperaturstrahlung auf den Temperaturverlauf während der Erwärmphase

Dies äußert sich in einer zusätzlichen Temperaturerhöhung, die dem theoretischen Temperaturverlauf im Falle reiner Wärmeleitung überlagert ist. Die Temperaturerhöhung korreliert dabei mit der Heizelementtemperatur bzw. der Erwärmzeit. Der Strahlungseinfluß wird im vorliegenden Fall zum einen durch die Anpassung von  $a_{\text{eff}}$  berücksichtigt und zum anderen wird eine fiktive Umgebungstemperatur  $T_{\text{Uf}}$  eingeführt, um der Temperaturerhöhung über der gesamten Plattenlänge Rechnung zu tragen.

Bei der Anpassung bestätigt sich, daß die effektive Temperaturleitfähigkeit gemäß [Tap89] für amorphe Thermoplaste unabhängig von der Grenzflächentemperatur  $T_G$  ist. Bei Polycarbonat ergibt sich ein Wert von  $0,15 \text{ mm}^2/\text{s}$  für  $a_{\text{eff}}$ . Dieser Wert ist etwas größer als der vom Hersteller angegebene Wert von  $0,1 \text{ mm}^2/\text{s}$ , was jedoch, wie bereits erläutert, durch den Einfluß der Wärmestrahlung zu erklären ist. Bild 6.10 zeigt exemplarisch die angepaßten Erwärmfunktionen und die experimentell erfaßten Temperaturen für die Versuchspunkte (1) und (7).

Zu erkennen ist, daß durch die Anpassung unabhängig von der Heizelementtemperatur eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den theoretischen und den experimentellen Temperaturverläufen besteht.

Bei der Anpassung von  $\delta$  werden zunächst die experimentellen Abkühlverläufe der Erwärmversuche herangezogen. In Bild 6.11 werden diese mit den theoretischen Funktionen für den Versuchspunkt (4) verglichen.

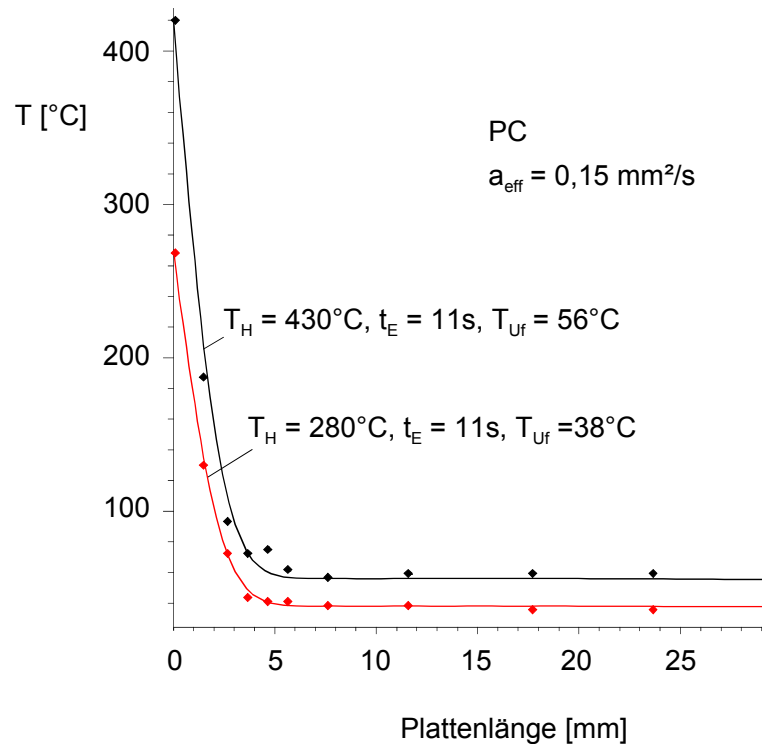


Bild 6.10: Berechnete und experimentelle Temperaturverläufe für PC beim Erwärmen

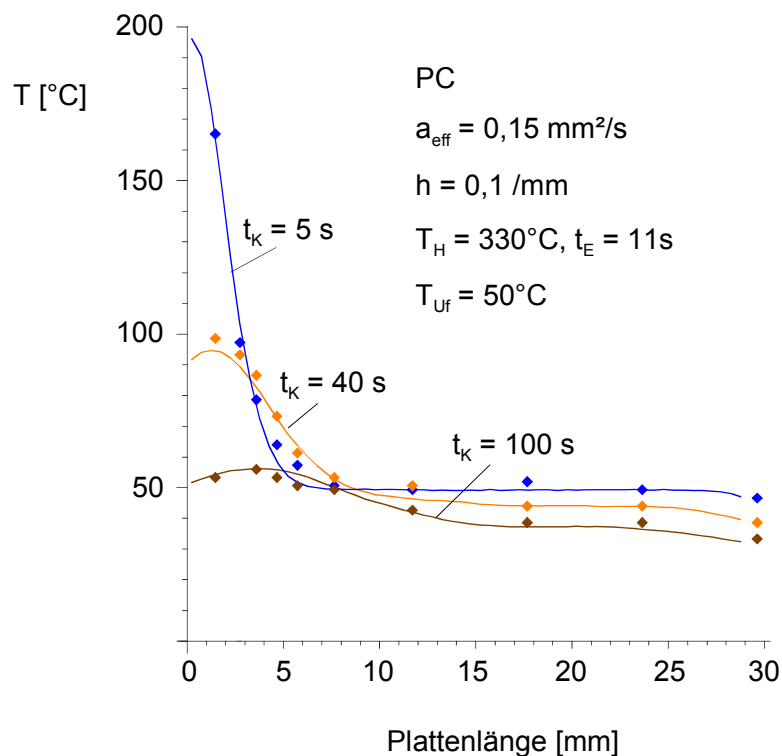


Bild 6.11: Berechnete und experimentelle Temperaturverläufe für PC beim Abkühlen (Versuchspunkt (4))

Bemerkenswert ist, daß über der gesamten Abkühlzeit eine sehr gute Übereinstimmung erzielt wird. Für die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  von PC wird gemäß Herstellerangaben ein Wert von  $0,173\text{W}/^\circ\text{Cm}$  verwendet. Somit berechnet sich ein Wärmeübergangskoeffizient  $\delta = 17,3\text{W}/^\circ\text{Cm}^2$ . Im Vergleich zu dem in [Tap89]

angegebenen Wert für den Wärmeübergangskoeffizienten von  $60\text{W}/^\circ\text{Cm}^2$  sind die angepaßten Werte für  $\delta$  relativ klein. Dies ist jedoch als Folge unterschiedlicher Berechnungsverfahren zu sehen. Bei [Tap89] wird von einem eindimensionalen Abkühlvorgang in der Umstellphase ausgegangen. In diesem Fall muß daher ein größerer Wärmeübergangskoeffizient verwendet werden, um ein annähernd gleiches Abkühlergebnis zu erzielen.

Die weitere Auswertung der Schweißversuche zeigt, daß die bei den Erwärmversuchen durchgeführte Anpassung von  $\delta$  auch für die Schweißversuche verwendet werden kann. Bild 6.12 zeigt die experimentellen Temperaturen und die zugehörigen berechneten Kurven für einen kompletten Schweißzyklus.

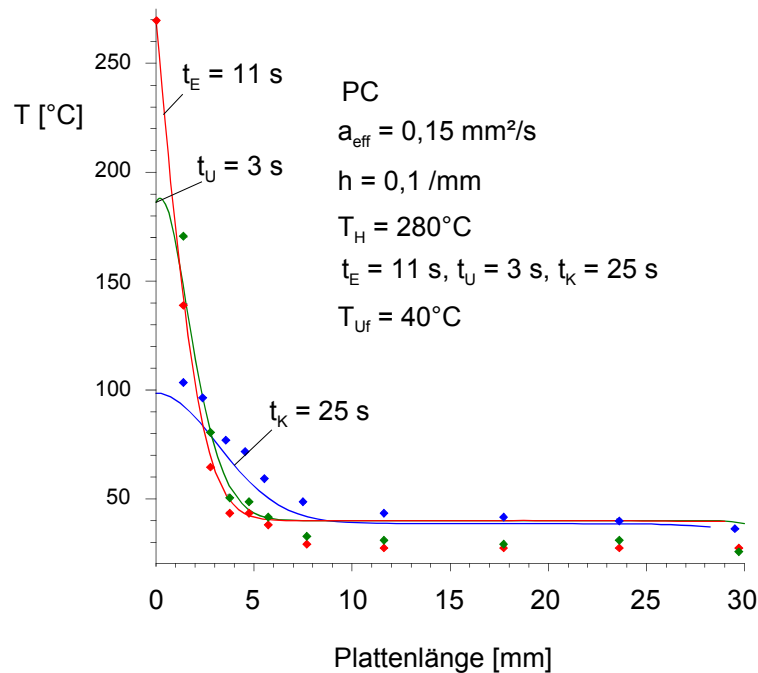


Bild 6.12: Experimentell ermittelte Temperaturen und berechnete Kurven für einen Schweißzyklus am Beispiel PC

Bei der Anpassung von  $a_{\text{eff}}$  erhält man für PMMA einen Wert von  $0,1\text{mm}^2/\text{s}$ . Für  $\delta$  berechnet sich aufgrund einer Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  von  $0,196\text{W}/^\circ\text{Cm}$  ein Wert von  $19,6\text{W}/^\circ\text{Cm}^2$ . Die Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment ist bei PMMA ebenfalls sehr gut.

### 6.2.2 Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte

Für die hergeleiteten Gleichungen in Kapitel 6.1.2 sind die Temperaturabhängigkeit des E-Moduls und des Temperatureausdehnungskoeffizienten zu berücksichtigen. Grundlegend bei der mathematischen Beschreibung des Ausdehnungskoeffizienten ist das  $p$  $v$  $T$ -Verhalten der betrachteten Kunststoffe. Das spezifische Volumen von Polycarbonat und Polymethylmethacrylat in Abhängigkeit von Temperatur und Druck liegt anhand der Datenblätter der Rohstoffhersteller vor und wird in der Modellbildung durch einfache Regressionsfunktionen angenähert. Für Polycarbonat ist dieser Verlauf in Bild 6.13 dargestellt.



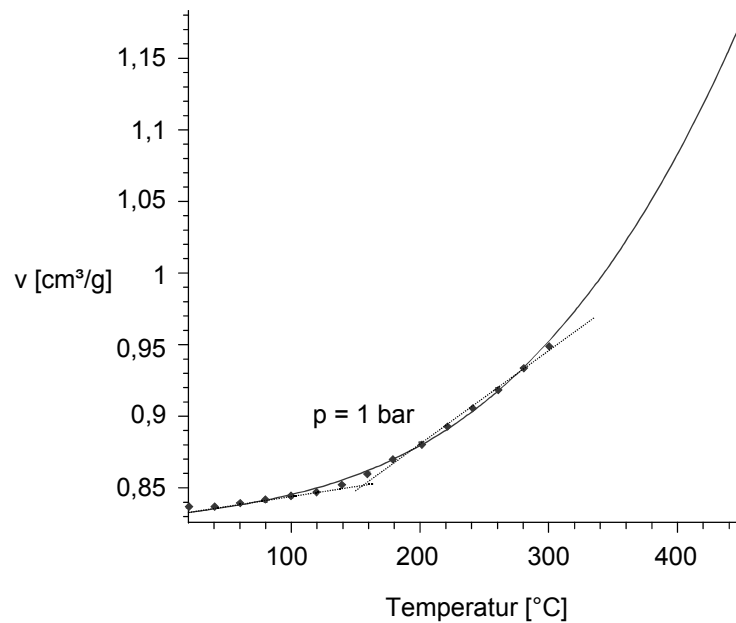


Bild 6.13: Spezifisches Volumen von PC in Abhängigkeit der Temperatur

Die Regressionsfunktionen werden, falls erforderlich, über den Bereich der Materialdaten hinaus extrapoliert.

Für den isobaren Volumenausdehnungskoeffizienten  $\beta$  gilt [Sch63]:

$$\beta = \frac{1}{v_0} \cdot \left( \frac{\partial v}{\partial T} \right)_p \quad (6.41)$$

Für geringe thermische Dehnungen kann man nach [Sch63] den Temperatureausdehnungskoeffizienten schreiben als:

$$\alpha = \frac{\beta}{3} \quad (6.42)$$

Bild 6.14 zeigt den Verlauf des Längenausdehnungskoeffizienten am Beispiel von Polycarbonat über der Temperatur.

Für die Querkontraktionszahl  $\nu$  wird gemäß der Angaben in [Sae98] ein Wert von 0,35 für beide Werkstoffe verwendet. Der Kurzzeitschubmodul  $G$  zur Bestimmung des E-Moduls ist wiederum durch eine Regressionsfunktion zu beschreiben, der die Materialdaten der Rohstoffhersteller zugrunde liegen (Bild 6.15). Der E-Modul ergibt sich nun nach folgender Gleichung [SG92]:

$$E = 2 \cdot (1 + \nu) \cdot G \quad (6.43)$$

Die in diesem Kapitel abgebildeten Verläufe der Stoffdaten in Abhängigkeit von der Temperatur sind im Anhang dieser Arbeit auch für PMMA aufgeführt (Bild 9.8 bis Bild 9.10). Die zugrunde liegenden Regressionsfunktionen für beide Materialien sind ebenfalls dort enthalten (Tabelle 9.1).

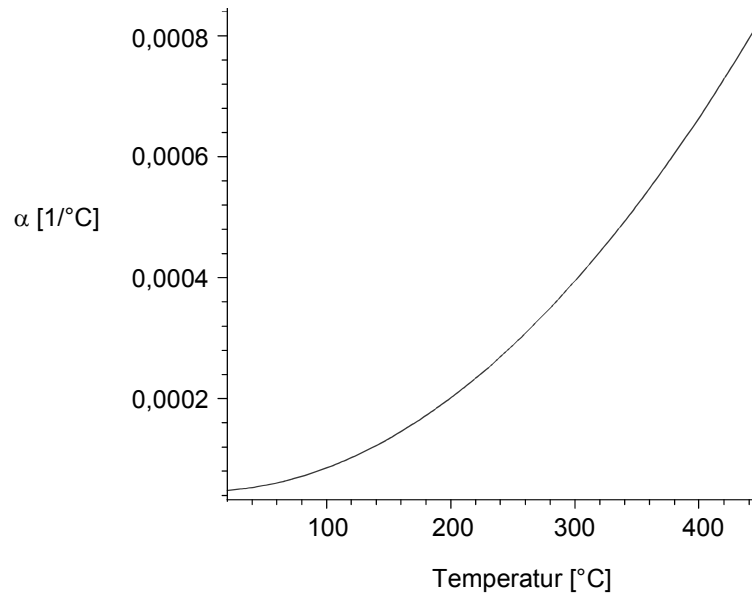


Bild 6.14: Längenausdehnungskoeffizient für PC in Abhängigkeit der Temperatur

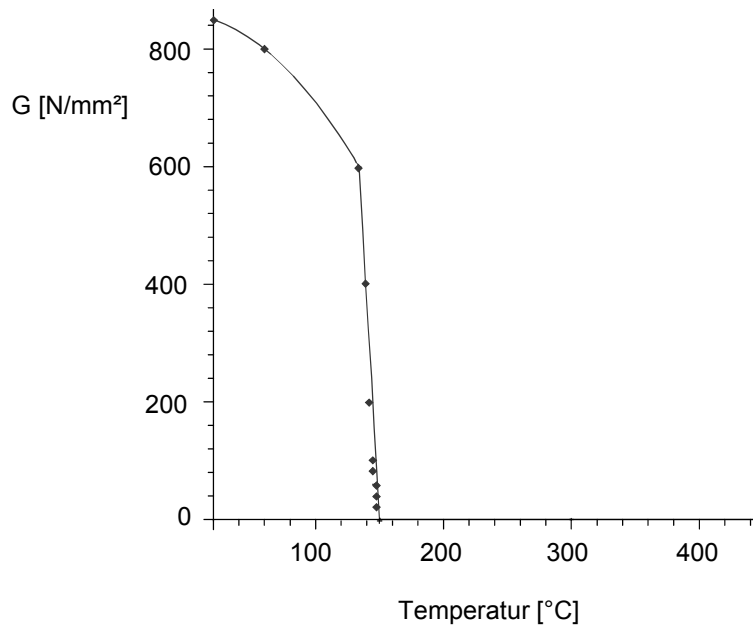


Bild 6.15: Verlauf des Schubmoduls für PC über der Temperatur

### 6.2.3 Anpassung der Relaxationskennzahlen

Die Spannungsrelaxation wird in der Modellbildung durch die Gleichungen (6.33) und (6.35) beschrieben. Für Polycarbonat und PMMA können aus der Literatur ([Sae98], [Dom98]) sog. isochrone Spannungsdehnungsdiagramme entnommen werden. Allerdings beruht die Spannungsrechnung im vorliegenden Fall auf einem Näherungsverfahren, bei dem mit sehr kleinen Zeitschritten  $\Delta t$  in der Größenordnung von unter einer Sekunde gerechnet wird. Jedoch können für kleine Zeitschritte keine experimentellen Daten aus den Spannungsdehnungsdiagrammen entnommen werden, so daß bei der Anpassung der Relaxationsfunktionen im Bereich unterhalb einer Sekunde ein Unsicherheitsfaktor bestehen bleibt. Bild 6.16 stellt diese experimentellen Verläufe den angepaßten Funktionen gegenüber. Die Relaxations-

kennzahlen für Polycarbonat berechnen sich zu  $\tau_0 = 10,8 \cdot 10^6 \text{ s}$  und  $k = 0,041 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ . Anders als in Gleichung (6.35) wird hier allerdings nicht der Spannungsanteil, sondern die Gesamtspannung dargestellt.

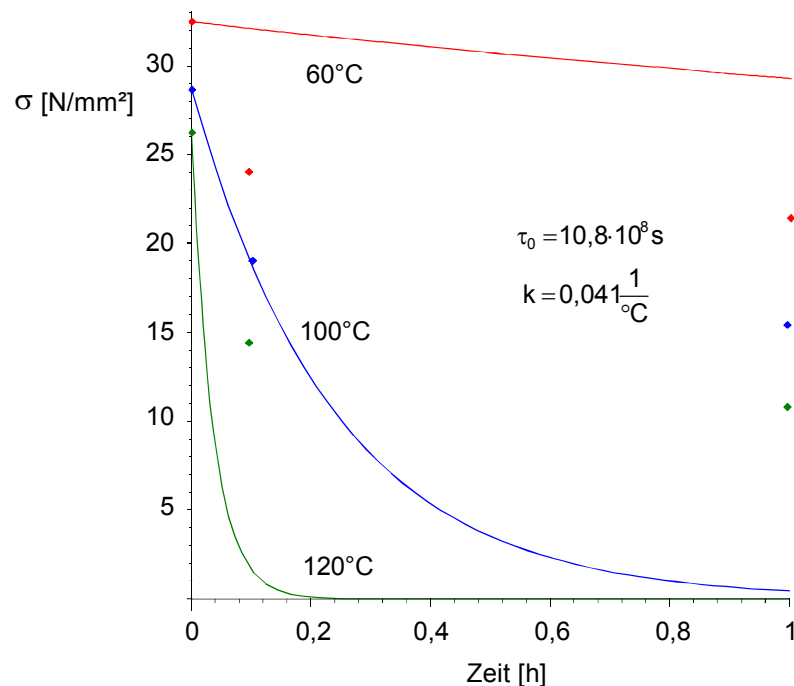


Bild 6.16: Experimentelle Werte und angepaßte Funktionen der Spannungsrelaxation von PC über der Zeit bei unterschiedlichen Temperaturen

Der Vergleich der experimentellen Datenpunkte mit den angepaßten Funktionen zeigt, daß das Relaxationsverhalten mit den Gleichungen (6.34) und (6.35) für große Zeitintervalle von einer Stunde und darüber hinaus, sowie für große Temperaturbereiche, nur sehr unzureichend beschrieben werden kann. Aus diesem Grund wird in Kapitel 6.3.4 der Einfluß der ermittelten Kennzahlen auf den berechneten Spannungsverlauf diskutiert. Die Anpassung der Relaxationskennzahlen für PMMA liefert für  $\tau_0$  und  $k$  Werte von  $10,8 \cdot 10^6 \text{ s}$  bzw.  $0,055 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ .

### 6.3 Spannungsberechnung mit dem Schichtenmodell

Da in den experimentellen Untersuchungen zu Beginn dieser Arbeit die Heizelementtemperatur und die Erwärmzeit als Haupteinflußfaktoren für die Höhe der Eigenspannungsbelastung ausgemacht wurden, werden die dargestellten Ergebnisse auf diese beiden Parameter beschränkt.

#### 6.3.1 Spannungsverlauf über der Prozeßzeit

Im folgenden wird zunächst die Spannungsentwicklung in Abhängigkeit von der Prozeßzeit für einen Erwärmversuch und einen Schweißversuch dargestellt. Abschließend wird der Fall einer simulierten Vorwärmung diskutiert. Aus Gründen der Darstellbarkeit wird die Plattenlänge auf 30mm und die Kühlzeit von ursprünglich 500s auf 100s reduziert, um den relevanten Spannungsbereich in der Fügezone besser sichtbar zu machen. Die Reduzierung der Kühlzeit auf 100s führt zu einem

ausgeprägten Druckspannungsbereich, der sich bei weiterer Abkühlung deutlich abbaut. Zusätzlich wird ebenfalls aus Gründen der Visualisierung das  $\Delta x$  für die schrittweise Berechnung auf einen Wert von 1mm gesetzt. Der Nachteil dieser Vorgehensweise ist, daß die Temperaturen und Spannungen über einen Bereich von 1mm gemittelt werden. Deutlich wird dies bei den Temperaturverläufen direkt in der Fügezone, wo aus den Darstellungen nur die gemittelten Temperaturen der ersten 1mm breiten Schicht entnommen werden können und nicht die Grenzflächentemperatur  $T_G$  direkt am Heizelement.

In Bild 6.17 ist der Temperatur- und Spannungsverlauf während eines Erwärmversuchs mit PC dargestellt.

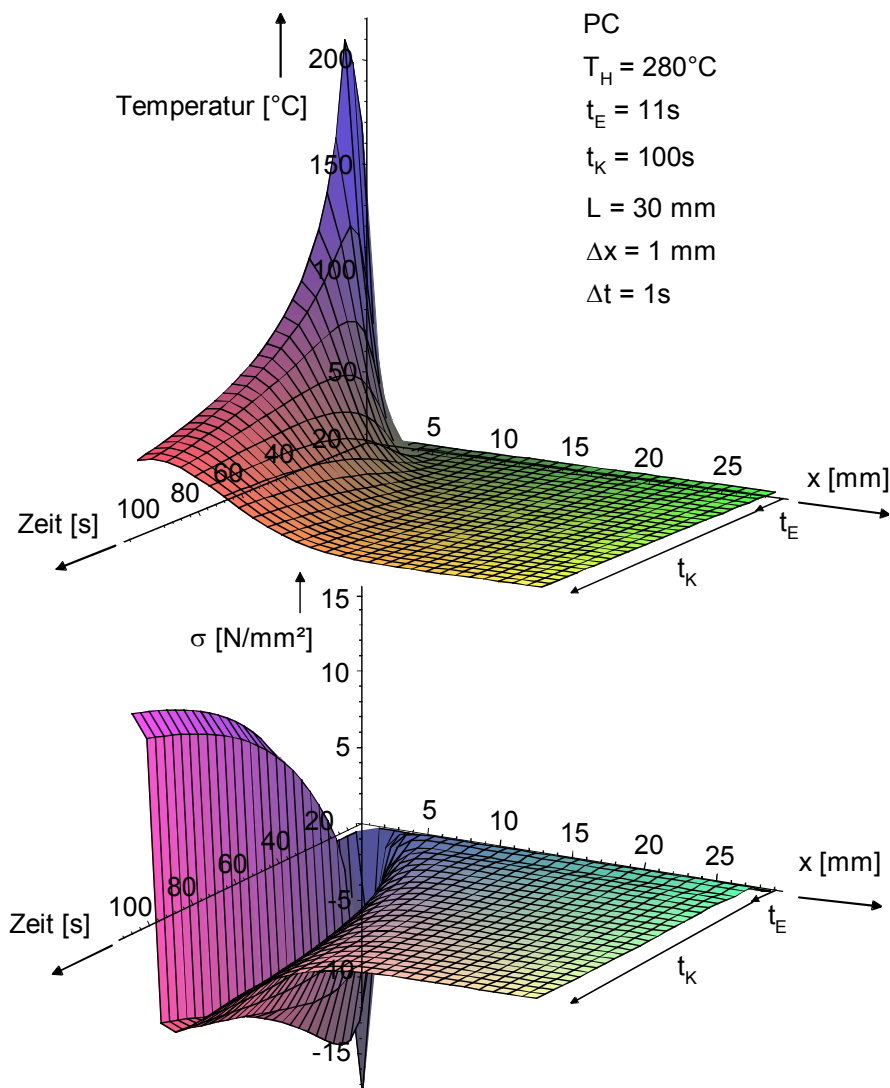


Bild 6.17: Temperatur- und Spannungsverlauf über der Zeit nach einem Erwärmversuch mit dem Werkstoff PC

Charakteristisch für den Spannungsverlauf sind die sich aufbauenden Druckspannungen in der Fügezone während der Angleich- und Erwärmphase. Diese bauen sich dann zu Beginn der Abkühlphase ab und gehen im weiteren Verlauf des Abkühlens in Zugspannungen über. Nach längerer Zeit ist die Tendenz erkennbar, daß sich die Spannungen bei fortschreitender Abkühlung nicht mehr wesentlich verändern und

sich der Druckspannungsbereich deutlich abbaut. Daher ist zu erwarten, daß ein quasistationärer Eigenspannungszustand erreicht wird, sobald die Platte auf Umgebungstemperatur abgekühlt ist.

Bei identischer Parametereinstellung zeigt sich im Falle eines Erwärmversuchs mit PMMA im Vergleich zum PC ein ähnliches Verhalten (Bild 6.18). Während sich der Temperaturverlauf von PMMA fast mit dem von PC deckt, sind im Spannungsverlauf Unterschiede erkennbar. Beispielsweise vollzieht sich der Übergang von Druckspannungen nach Zugspannungen im Fügebereich bei PMMA langsamer als bei PC.

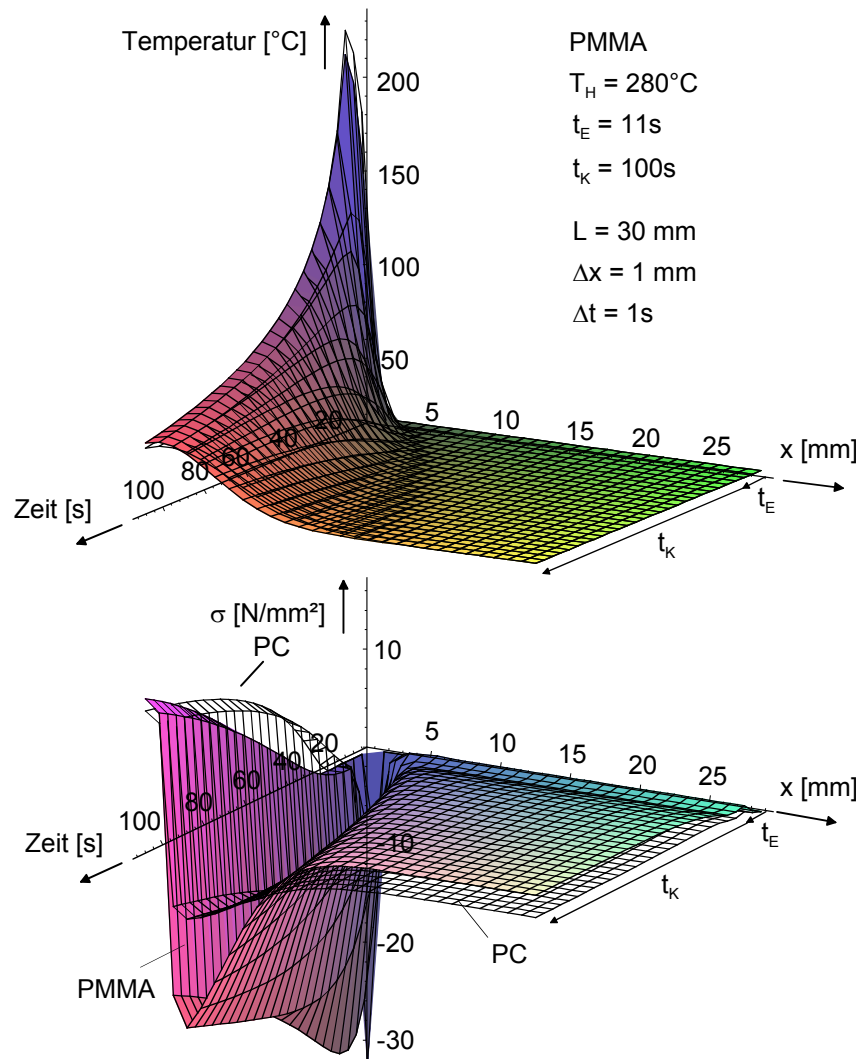


Bild 6.18: Temperatur- und Spannungsverlauf über der Zeit nach einem Erwärmversuch mit dem Werkstoff PMMA

Nach 100s Abkühlzeit zeichnen sich bei beiden Materialien ähnliche Eigenspannungsverläufe ab, die sich in der Höhe der Zug- und Druckspannungen und in der Größe der Zug- und Druckspannungsbereiche auf der  $x$ -Achse voneinander unterscheiden.

Der Temperatur- und Spannungsverlauf über der Zeit beim Schweißen von PC wird in Bild 6.19 im Vergleich zum Erwärmversuch dargestellt.

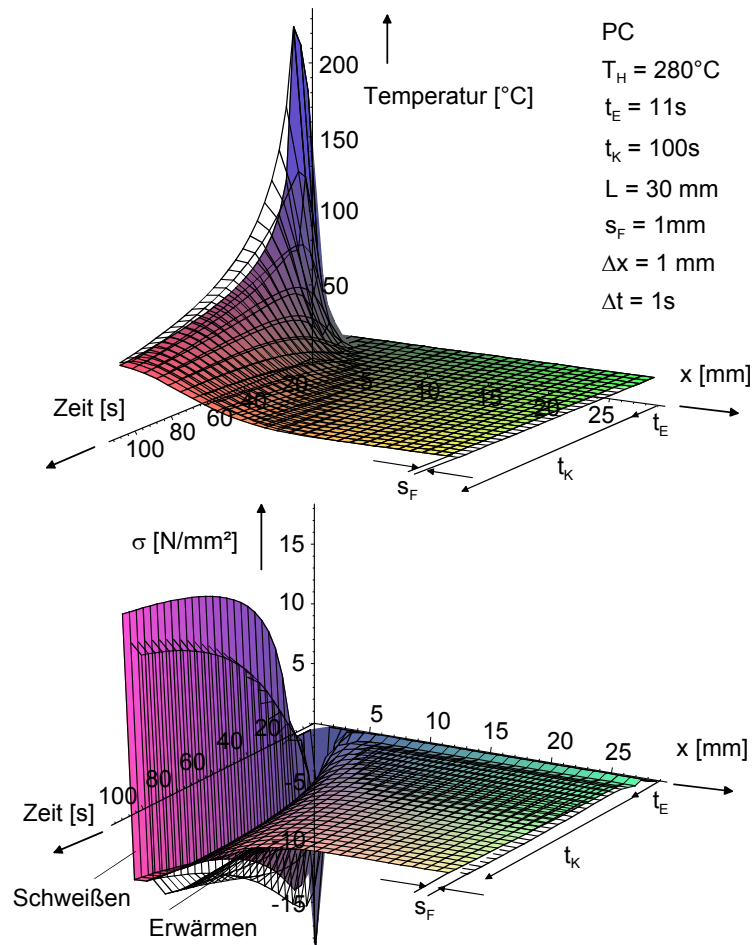


Bild 6.19: Temperatur- und Spannungsverlauf über der Zeit nach einem Schweißversuch mit dem Werkstoff PC

Man erkennt, daß der Zugspannungsbereich, der sich während des Abkühlens einstellt, kleiner ist als beim Erwärmversuch. Dies ist dadurch zu begründen, daß durch den Fügeprozeß die komplette erste Schicht in den Wulst verdrängt wird. Der Wulst wird jedoch bei der Spannungsberechnung vernachlässigt.

Wie in den experimentellen Untersuchungen mit Hilfe des Bohrlochverfahrens diskutiert, übt die Vorwärmung der Fügepartner direkt vor dem Schweißen einen positiven Effekt auf die Spannungsverteilung aus. In Bild 6.20 sind die Spannungsentwicklungen beim Erwärmen mit und ohne Vorwärmung auf eine Temperatur von  $80^\circ\text{C}$  gegenübergestellt.

Wie zu sehen ist, befindet sich die Platte zu Beginn des Angleichprozesses auf Vorwärmtemperatur. Dies führt dazu, daß die Platte im weiteren Verlauf des Prozesses über ihrer gesamten Länge abkühlt. Da der Energieinhalt der vorgewärmten Platte größer ist, steht somit auch mehr Zeit für Temperaturengleichvorgänge zur Verfügung, die sich positiv auf die Spannungsverteilung auswirken. Die Folge ist, daß sich zusätzliche Zugspannungen am Ende der Platte aufbauen. Dadurch fallen die Zugspannungen in der Fügezone geringer aus und gleichzeitig vergrößert sich der Zugspannungsbereich.

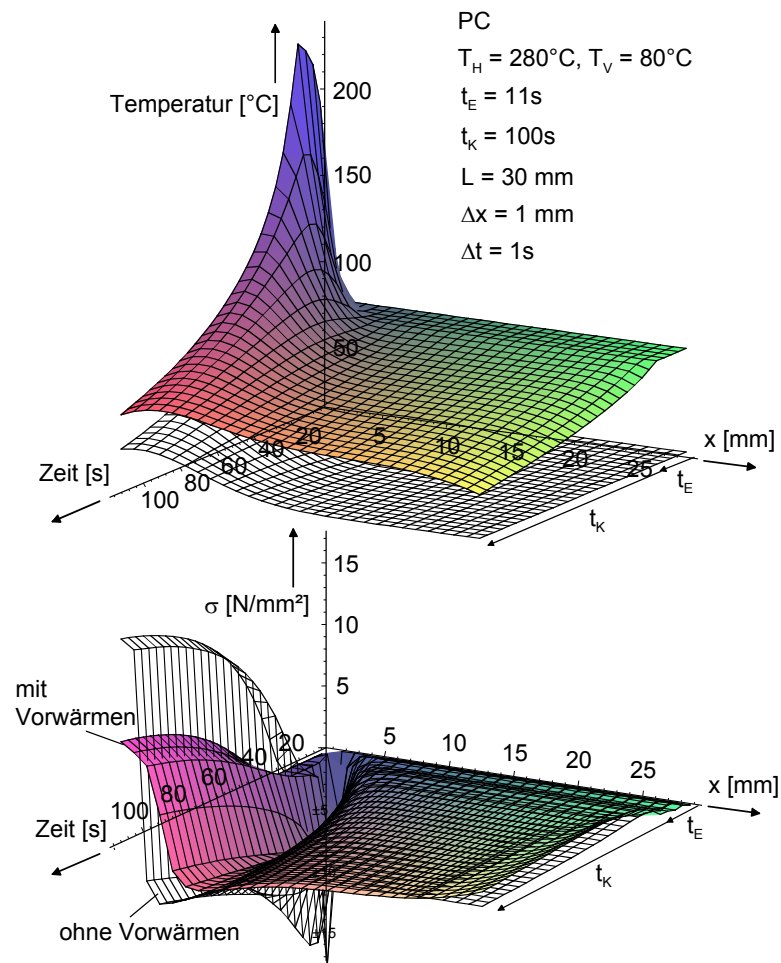


Bild 6.20: Temperatur- und Spannungsverlauf über der Zeit nach einem Erwärmversuch im Vergleich zum Vorwärmen mit dem Werkstoff PC

Die in diesem Kapitel dargestellten Ergebnisse dienen der Visualisierung des Spannungsaufbaus beim Erwärmen, Schweißen und bei der Kombination aus Erwärmversuch mit Vorwärmung. Im folgenden soll der Einfluß der Prozeßparameter diskutiert werden.

### 6.3.2 Eigenspannungszustand in Abhängigkeit der Prozeßparameter

Die berechneten Eigenspannungsverläufe weisen signifikante Abhängigkeiten von den variierten Parametern auf. Bild 6.21 zeigt die Eigenspannungen über der Erwärmzeit bei einer Heizelementtemperatur von  $280^\circ\text{C}$ .

Man erkennt, daß der Zugspannungsbereich mit zunehmender Erwärmzeit größer wird. Gleichzeitig nimmt die Höhe der Zugspannungen geringfügig ab. Diese Abhängigkeit ist bei höheren Heizelementtemperaturen ebenfalls zu beobachten. Beim Vergleich mit Bild 6.17 fällt auf, daß der Druckspannungsbereich viel weniger ausgeprägt ist, was auf die unterschiedlichen Kühlzeiten zurückzuführen ist. So wird in Bild 6.17 aus Gründen der besseren Visualisierung mit einer Kühlzeit von 100s gerechnet. In den folgenden Auswertungen wird mit einer Kühlzeit von 500s gerechnet, so daß nach dieser Zeit davon ausgegangen werden kann, daß sich ein quasistationärer Eigenspannungszustand eingestellt hat.

Trägt man die Eigenspannungsverläufe in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur bei konstanter Erwärmzeit auf, so zeigt sich ein annähernd gleiches Verhalten (Bild 6.22). Es bleibt also festzuhalten, daß mit ansteigenden Werten von Heizelementtemperatur und Erwärmzeit die Zugspannungen in der Fügezone abnehmen und gleichzeitig der Zugspannungsbereich entlang der x-Achse größer wird.

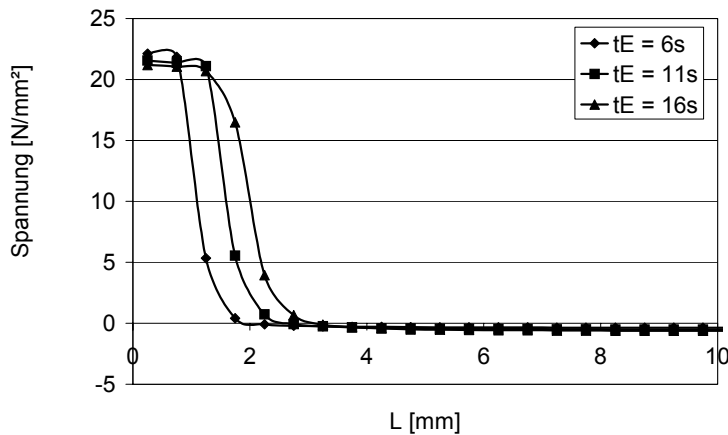


Bild 6.21: Eigenspannungsverläufe in Abhängigkeit der Erwärmzeit für den Erwärmversuch mit dem Werkstoff PC,  $T_H = 280^\circ\text{C}$

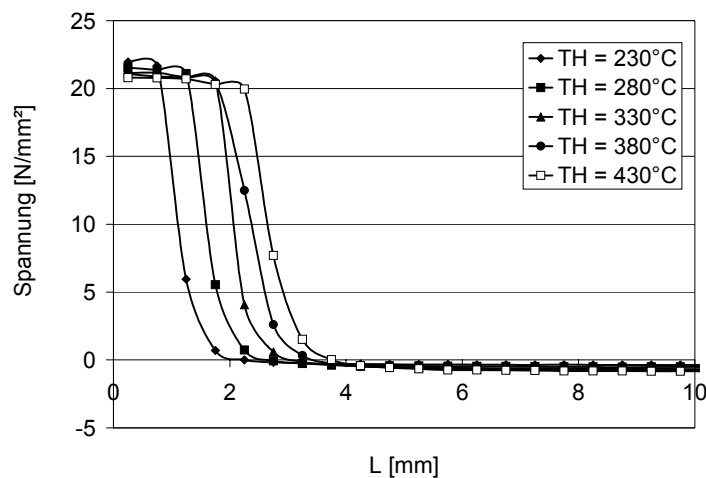


Bild 6.22: Eigenspannungsverläufe in Abhängigkeit der Heizelementtemperatur für den Erwärmversuch mit dem Werkstoff PC,  $t_E = 11\text{s}$

Als charakteristische Größen zur Kennzeichnung des Zugspannungsbereiches können die Lage des Nulldurchgangs auf der x-Achse ("Nullage") und die Höhe der Zugspannung in der ersten Schicht herangezogen werden. Trägt man diese Größen über der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit auf, so läßt sich der beobachtete Zusammenhang bezüglich  $T_H$  und  $t_E$  in allgemeiner Form für alle Versuchspunkte formulieren.

Bild 6.23 zeigt die Nullagen in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit für die Versuchsmaterialien PC und PMMA. Die aufgeführten Werte



ergeben sich als Nullstellen derjenigen Geraden, die durch lineare Interpolation zwischen dem letzten positiven und dem ersten negativen Spannungswert berechnet werden können. Man erkennt in beiden Abbildungen, daß die Nullagen sowohl beim Erwärmen als auch beim Schweißen mit der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit zunehmen. Desweiteren läßt sich feststellen, daß die Nullagen bei PC zwar kleiner sind als bei PMMA, jedoch in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit stärker zunehmen.

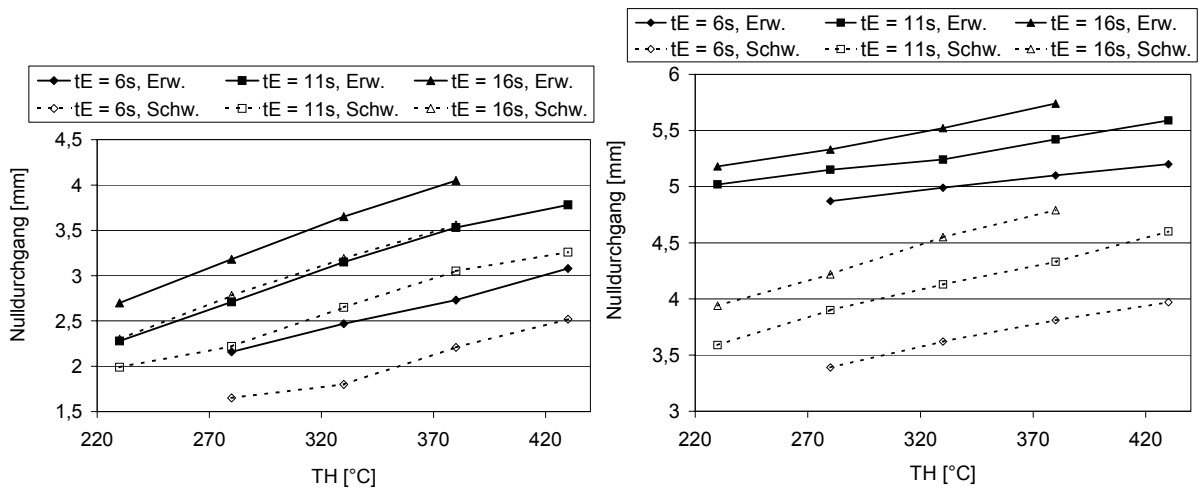


Bild 6.23: Lage des Nulldurchgangs in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit (links: PC; rechts: PMMA)

Bild 6.24 zeigt die Zugspannungen in der ersten Schicht in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit für PC und PMMA. Im Fall von PC ist sowohl beim Erwärmen als auch beim Schweißen eine Abnahme der Zugspannungen mit der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit festzustellen. Die gleichen Zusammenhänge sind beim Erwärmen von PMMA zu beobachten. Im Gegensatz zum Erwärmen nehmen die Zugspannungen jedoch beim Schweißen vom PMMA in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur leicht zu.

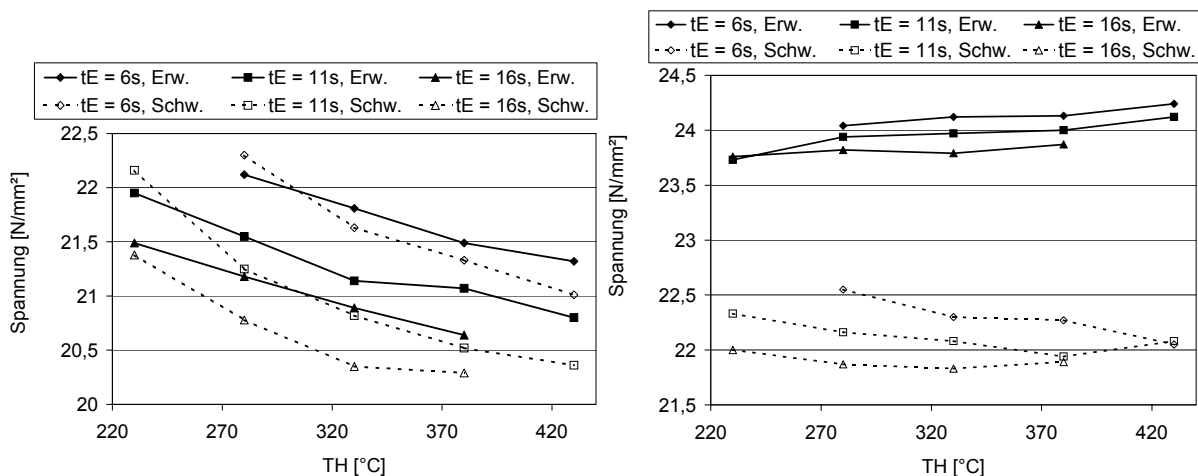


Bild 6.24: Spannungen in der ersten Schicht über der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit (links: PC; rechts: PMMA)

### 6.3.3 Einfluß der Wärmebehandlungsverfahren

Der Einfluß des Vorwärmens auf die Eigenspannungsbelastung wird am Beispiel eines Erwärmversuchs mit PC und PMMA aufgezeigt (Bild 6.25). Zunächst ist festzustellen, daß der typische Spannungsverlauf, der einen Übergang von Zug- nach Druckspannungen beschreibt, auch im Falle eines vorgeschalteten Vorwärmprozesses erhalten bleibt. Der Druckspannungsbereich ist hier ebenfalls aufgrund der Kühlzeit von 500s nicht so deutlich ausgeprägt. Durch das Vorwärmen werden jedoch die Zugspannungen in der Fügezone deutlich reduziert und die Nulllage wird sehr weit in Richtung der positiven x-Achse verschoben. Diese beiden Tendenzen nehmen mit ansteigender Vorwärmtemperatur weiter zu und sind durch die höhere innere Energie der vorgewärmten Bauteile zu begründen. Die genannten Beobachtungen gelten für unterschiedliche Versuchseinstellungen, wobei die typischen Abhängigkeiten der Verläufe bezüglich der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit auftreten.

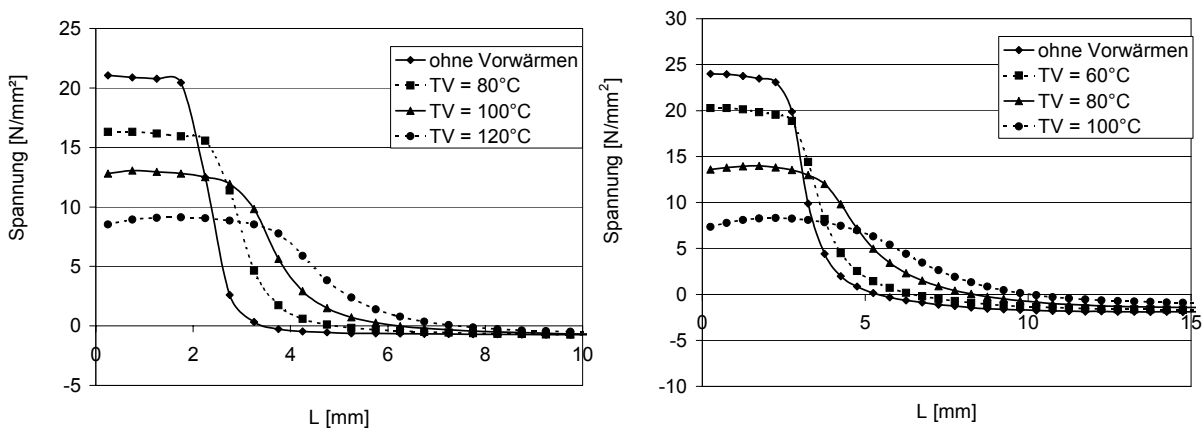


Bild 6.25: Eigenspannungsverläufe in Abhängigkeit von der Vorwärmtemperatur  $T_V$  bei  $T_H = 380^\circ\text{C}$  und  $t_E = 11\text{s}$  (links: PC; rechts: PMMA)

Das Tempern hat wie das Vorwärmen eine eindeutige Reduzierung des Eigenspannungshaushaltes zur Folge. Die Spannungen nehmen in der Fügezone mit zunehmender Temperatmosphäre ( $T_T$ ) deutlich ab (Bild 6.26 links). Der Temperprozeß hat im Gegensatz zum Vorwärmen allerdings keine Auswirkung auf den Nulldurchgang des Spannungsverlaufs. Betrachtet man den Eigenspannungsverlauf in Abhängigkeit von der Temperzeit ( $t_T$ ) bei konstanter Temperatur ( $T_T$ ), so ist ein identischer Einfluß festzustellen. Wie man in Bild 6.26 (rechts) sieht, nimmt die Höhe der Zugspannungen mit zunehmender Temperzeit ab. Für den Werkstoff PMMA zeigen sich ähnliche Abhängigkeiten (Anhang Bild 9.11).

Im Gegensatz zum Vorwärmen kommt es beim Tempern nicht zu Temperaturausgleichsvorgängen nach dem Fügen, sondern die vorhandenen Spannungen werden durch Relaxation in Abhängigkeit von der Temperatur und der Zeit abgebaut. Hierdurch ist zu erklären, daß es nicht wie beim Vorwärmen zu einer Verschiebung des Nulldurchganges kommt, sondern die Spannungen nur in ihrer Höhe verringert werden.

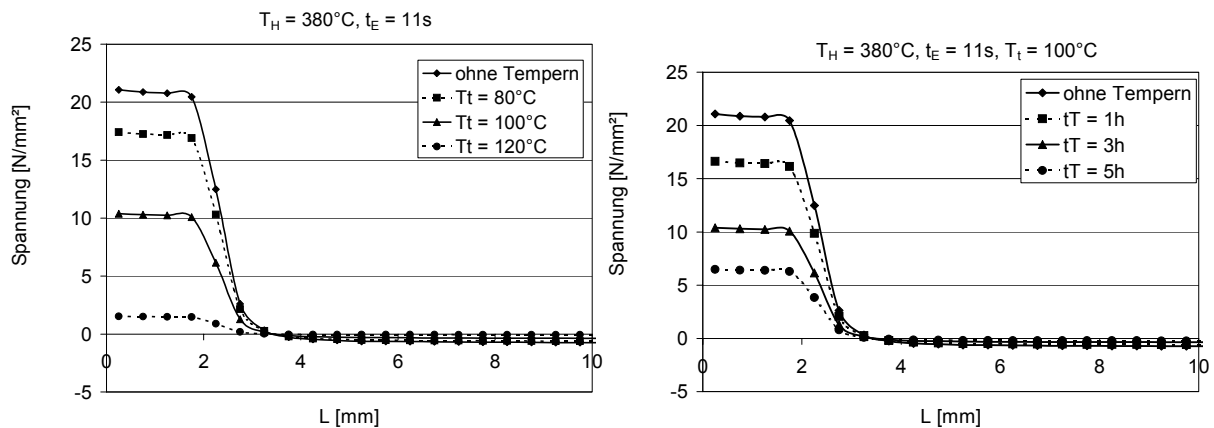


Bild 6.26: Eigenspannungsverläufe nach dem Tempern in Abhängigkeit von der Temperatur (links) und der Zeit (rechts) für den Werkstoff PC

### 6.3.4 Einfluß der Relaxation

Gewöhnlich bauen sich Eigenspannungen in Kunststoffbauteilen mit der Zeit allmählich ab. Dieser Vorgang wird als Spannungsrelaxation bezeichnet. Bei der Modellbildung wird das Relaxationsverhalten durch die Gleichungen (6.34) und (6.35) beschrieben. Um diese Gleichungen anwenden zu können, sind die Relaxationskennzahlen  $\tau_0$  und  $k$  in Kapitel 6.1.2 an experimentelle Datenpunkte angepaßt worden. Hierbei trat das Problem auf, daß für kleine Zeiten in der Größenordnung von  $\Delta t = 1$  s keine experimentellen Daten vorliegen und demzufolge die Qualität der Anpassung nicht beurteilt werden kann. Daher soll im folgenden die Auswirkung der Relaxation auf den Eigenspannungsverlauf untersucht werden, um einen möglichen Fehler abschätzen zu können. Zu diesem Zweck werden pro Versuchsmaterial drei zusätzliche Spannungsberechnungen für einen beliebigen Versuchspunkt durchgeführt, wobei die Relaxationskennzahl  $\tau_0$  bei konstantem  $k$  variiert wird. Bild 6.27 zeigt zunächst für jedes  $\tau_0$  die Relaxationsfunktion über der Temperatur und der Zeit gemäß folgender Gleichung.

$$\sigma(t) = \sigma_{t=0} \cdot \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \quad (6.44)$$

Man erkennt, daß sich für die in Kapitel 6.1.2 vorgenommene Anpassung ( $\tau_0=10800000$ s) nur bei sehr hohen Temperaturen ein sichtbarer Relaxationsanteil ergibt. Bei einer Temperatur knapp unterhalb der Fließtemperatur baut sich die Spannung nach einer Sekunde auf ca. 80% der Anfangsspannung ab. Dies führt bei der Spannungsberechnung dazu, daß sich die Relaxation im wesentlichen im Fügebereich der Platte vollzieht. Für kleinere Relaxationskennzahlen erhöht sich der Relaxationsanteil. Gleichzeitig sinkt die Temperaturgrenze, bei der ein Spannungsabbau einsetzt.

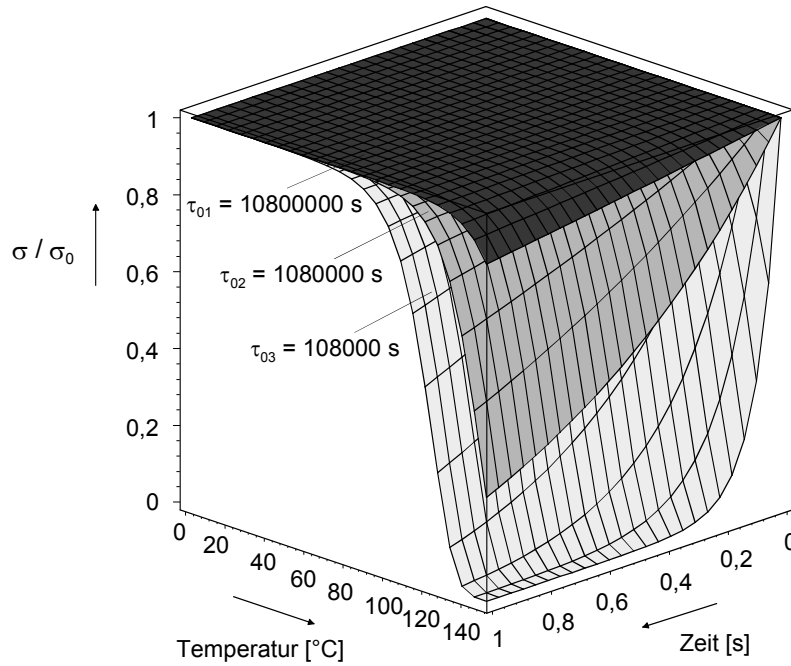


Bild 6.27: Einfluß der Relaxationskennzahl auf die Spannungsrelaxation beim Werkstoff PC

Die Auswirkungen der unterschiedlichen Relaxationskennzahlen auf den Eigenspannungsverlauf von PC nach einer Abkühlung von 500s werden in Bild 6.28 aufgezeigt. Man sieht, daß der Eigenspannungsverlauf durch die Relaxation mit den in Kapitel 6.1.2 angepaßten Kennzahlen nur geringfügig beeinflusst wird. Dies ergibt sich aus dem Vergleich mit demjenigen Eigenspannungsverlauf, bei dem keine Relaxation berücksichtigt wird.

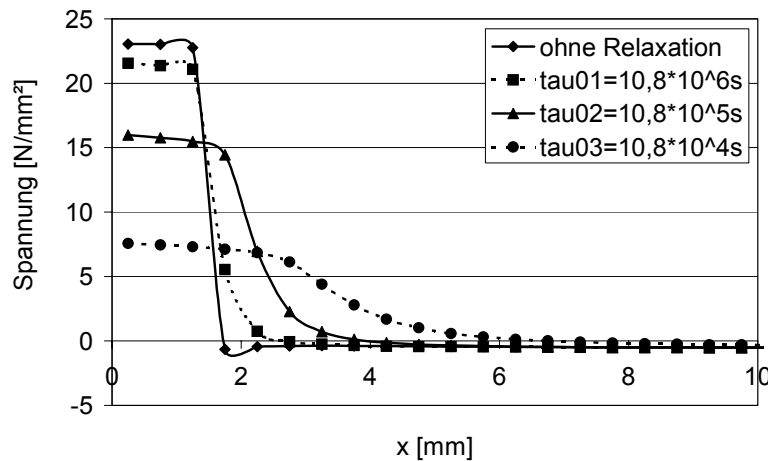


Bild 6.28: Eigenspannungsverläufe in Abhängigkeit von der Relaxationskennzahl für den Werkstoff PC

Desweiteren zeigt sich, daß der Einfluß der Relaxation auf den Eigenspannungsverlauf mit abnehmendem  $\tau_0$  größer wird. Dies macht sich anhand des Eigenspannungsverlaufs dadurch bemerkbar, daß die Höhe der Zugspannungen in der Fügezone abnimmt und gleichzeitig größere Nullagen erzielt werden. Für PMMA ergeben sich bei einer Variation von  $\tau_0$  die gleichen Zusammenhänge (Anhang Bild 9.12).

Zum Abschluß sei angemerkt, daß sich die gefundenen Tendenzen der Eigenspannungsverläufe bezüglich der Parameter  $T_H$  und  $t_E$  durch die Variation von  $\tau_0$  nicht verändern.

## 6.4 Vergleich mit experimentellen Ergebnissen

### 6.4.1 Benetzungstests

In Kapitel 5.1 wurden Untersuchung zur Spannungsrißempfindlichkeit an Rechteckplatten aus PMMA und PC vorgestellt, wobei die Platten mit einem spannungsrißauslösenden Medium benetzt und die entstehenden Risse meßtechnisch ausgewertet wurden.

Zur Beurteilung der Spannungsrißempfindlichkeit kann zum einen die Anzahl der erzeugten Risse und zum anderen die Rißlänge herangezogen werden. Die genannten Größen beeinflussen sich gegenseitig, da sich die Eigenspannungen durch die Entstehung und Ausbreitung der Risse abbauen, d.h. bei mehreren Rissen werden kürzere Rißlängen erzielt als bei nur einem Riß. Aus den Ergebnissen der Rißuntersuchungen konnten lediglich qualitative Aussagen bezüglich des Einflusses der Schweißparameter auf den Eigenspannungszustand der Platten abgeleitet werden. Ein quantitativer Zusammenhang zwischen der Rißlänge bzw. der Anzahl der Risse und dem vor der Rißinitiation vorliegenden Eigenspannungszustand in den Platten war nicht herstellbar.

Im folgenden soll untersucht werden, ob die durch die Rißuntersuchungen gewonnenen qualitativen Aussagen bzw. Tendenzen mit dem theoretischen Modell bestätigt werden können. Zunächst müssen Aussagen darüber getroffen werden, ob die Höhe der berechneten Zugspannungen ausreicht, um eine Rißbildung auszulösen. Die Spannungen liegen bei den Versuchsmaterialien PC und PMMA in einer Größenordnung von ca. 20 - 25N/mm<sup>2</sup>. Anhand der Angaben der Materialhersteller lassen sich in Abhängigkeit des Materials und des jeweils eingesetzten physikalisch aktiven Mediums Spannungsbereiche angeben, bei denen Risse entstehen. Die Benetzungstests wurden im Falle von PMMA mit Benzin und im Falle von PC mit einem 3:1 Gemisch aus n-Propanol und Toluol durchgeführt. Wenn man sich an der unteren Grenze des jeweiligen Spannungsbereiches orientiert, so ergibt sich für die Kombination PMMA - Benzin ein Wert von 5N/mm<sup>2</sup> und für die Kombination PC - n-Propanol/Toluol ein Wert von 10N/mm<sup>2</sup>, bei dem es laut Angaben der Materialhersteller zu einer Rißbildung käme. Die Zugspannungen sind sowohl bei PC als auch bei PMMA so groß, daß bei einer Benetzung mit einem spannungsrißauslösenden Medium zwangsläufig Risse entstehen.

Für die weitere Diskussion zur Vergleichbarkeit des theoretischen Modells mit den experimentellen Ergebnissen müssen geeignete Vergleichsmerkmale der berechneten Spannungsverläufe gefunden werden, die mit großer Wahrscheinlichkeit mit der Rißlänge bzw. der Anzahl der Risse in Zusammenhang stehen. In [Kos95] wurde festgestellt, daß bei den Heizelementtemperaturen 230°C und 430°C die Anzahl der Risse geringer ist als im mittleren Temperaturbereich. Diese Tatsache

läßt sich mit Hilfe des theoretischen Modells nur ansatzweise erklären. Mit zunehmender Heizelementtemperatur nimmt die Höhe der Zugspannungen in der Fügezone ab und der Zugspannungsbereich wird größer. Die Tatsache, daß im Hochtemperaturbereich von 430°C weniger Risse entstehen, kann darauf zurückgeführt werden, daß die Zugspannungen in der Fügezone mit zunehmender Heizelementtemperatur abnehmen. Dies erklärt allerdings nicht die geringe Anzahl von Rissen bei  $T_H = 230^\circ\text{C}$ . Daher muß vermutet werden, daß sich bei geringen Heizelementtemperaturen die Ausweitung des Zugspannungsbereichs stärker auf die Anzahl der Risse auswirkt als die Abnahme der Spannungen in der Fügezone.

In Kapitel 5.1 wird deutlich, daß mit zunehmender Heizelementtemperatur und Erwärmzeit größere Rißlängen erzielt werden. Die Rißlänge ist ein qualitatives Maß für die Größe des Zugspannungsbereichs, da mit größer werdendem Zugspannungsbereich längere Risse erzielt werden. Die Größe des Zugspannungsbereichs der berechneten Verläufe wird durch die Nullage charakterisiert. Ein weiteres der Nullage vergleichbares Merkmal ist die dem jeweiligen Spannungswert zugehörige Plattenlänge (L), bei der in Verbindung mit einem physikalisch aktiven Medium laut Materialhersteller Risse entstehen. Für PC werden diese beiden Größen in Bild 6.29 zusammen mit der Rißlänge über der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit dargestellt. Um Tendenzen besser sichtbar zu machen, wurden die Werte auf die jeweiligen Mittelwerte der Verläufe normiert. Die normierten Werte werden im folgenden weiter als Rißlänge bzw. Nulldurchgang bezeichnet.

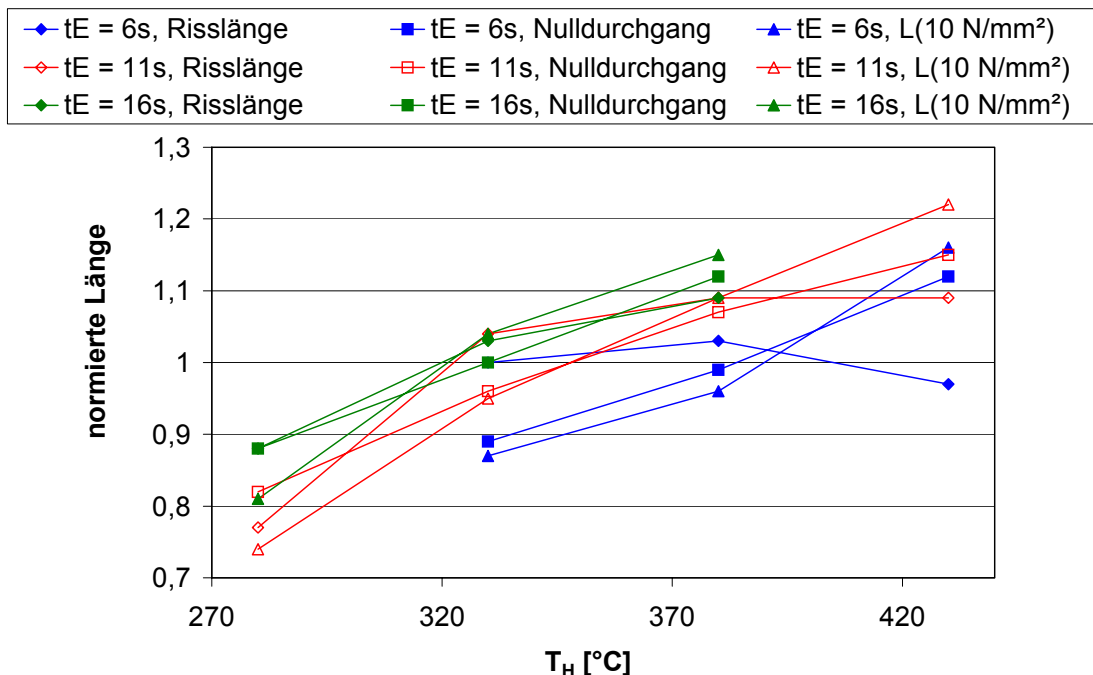


Bild 6.29: Normierte Werte der Rißlänge, Nullage und Plattenlänge L in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit für den Werkstoff PC

Es besteht hier eine gute Übereinstimmung zwischen den aufgeführten Werten. Sowohl die Nullage als auch die Länge L (10N/mm<sup>2</sup>) nehmen mit ansteigender Heizelementtemperatur bzw. Erwärmzeit zu. Zu beobachten ist, daß die Rißlänge

von 280°C bis 330°C relativ stark und von 330°C bis 380°C in geringerem Maße zunimmt. Von 380°C bis 430°C ist eine Stagnation, im Falle von  $t_E = 6\text{ s}$  sogar eine Abnahme der Rißlänge zu verzeichnen. Bis auf die Abnahme bei  $t_E = 6\text{ s}$  sind alle diese Tendenzen bei den Vergleichsmerkmalen in schwächerer Ausprägung ebenfalls vorhanden.

Trägt man im Falle von PMMA die Rißlänge und die Nullage über der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit auf (Bild 6.30), so stellt sich heraus, daß die bei PC gefundenen grundsätzlichen Übereinstimmungen, d.h. die Zunahme der Werte mit der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit, auch bei PMMA gegeben sind. Beim PMMA nimmt die Rißlänge hingegen im niedrigen Heizelementtemperaturbereich zunächst nur geringfügig zu. Im mittleren Temperaturbereich ist ein stärkeres Wachstum zu verzeichnen, das schließlich im Hochtemperaturbereich zwischen 380°C und 430°C für eine Erwärmzeit von 11 s wieder abnimmt. Diese Tendenzen lassen sich bei der Nullage nicht beobachten. Die Steigung der Kurven kann dort als nahezu konstant angesehen werden.

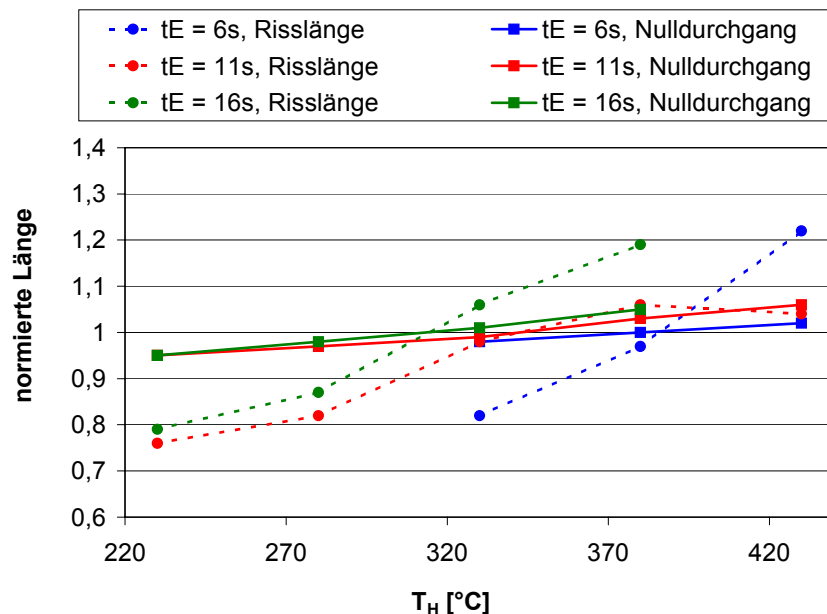


Bild 6.30: Normierte Werte der Rißlänge und der Nullage in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit für den Werkstoff PMMA

Die im Gegensatz zu PC schlechtere Übereinstimmung der Verläufe kann mehrere Gründe haben. Zum einen ist die unterschiedliche Definition der Rißlänge bei PC bzw. PMMA zu nennen. Während bei PC sehr viele Risse erzeugt wurden und die Rißlänge als Länge des Gesamtrißbildes definiert war, wurde im Fall der PMMA-Platten genau ein definierter Riß erzeugt. Zum anderen ist es möglich, daß die Nullage bei PMMA kein geeignetes Vergleichsmerkmal für die Rißlänge ist. Die Suche nach besser geeigneten Vergleichsmerkmalen blieb im Fall von PMMA erfolglos.

Zusammenfassend kann man sagen, daß die mit dem theoretischen Modell berechneten Eigenspannungsverläufe über weite Strecken vereinbar mit den aus

den Rißuntersuchungen gewonnenen Ergebnissen sind. Wie gezeigt wurde, ergeben sich Anhaltspunkte zur Beurteilung der Größe der berechneten Zugspannungen. Diese liegen in einer realen Größenordnung. Darüber hinaus läßt sich feststellen, daß die durch die Rißuntersuchungen ableitbaren qualitativen Aussagen hinsichtlich des Einflusses der Schweißparameter auf den Eigenspannungszustand durch das Modell bestätigt werden können. Dies ergibt sich aus dem Vergleich von Größen wie z.B. der Nullage des Spannungsverlaufs mit der Rißlänge.

### 6.4.2 Bohrlochmethode

In Kapitel 5.3 wurde mit Hilfe der Bohrlochmethode die Höhe der Eigenspannungen in erwärmten Platten aus PC bestimmt. Mit der Bohrlochmethode kann aus verfahrensspezifischen Gründen lediglich ein einziger Spannungswert pro Platte ermittelt werden. Außerdem muß beim Bohren, aufgrund der Anordnung der Dehnungsmeßstreifen, um die Bohrung ein Mindestabstand zum Rand der Platte eingehalten werden. Da die rißauslösenden Zugspannungen beim Schweißen bzw. Erwärmen direkt in der Fügezone anzutreffen sind, ist es sinnvoll, die Bohrung inklusive Meßanordnung genau dort anzubringen. Der kleinstmögliche Abstand zwischen Bohrung und Fügefläche betrug 14mm. Bild 6.31 zeigt die mit der Bohrlochmethode ermittelten Spannungswerte zusammen mit den entsprechenden Spannungswerten des theoretischen Modells in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit. Wie man sieht, werden die mit der Bohrlochmethode berechneten Spannungswerte mit zunehmender Heizelementtemperatur und zunehmender Erwärmzeit größer.

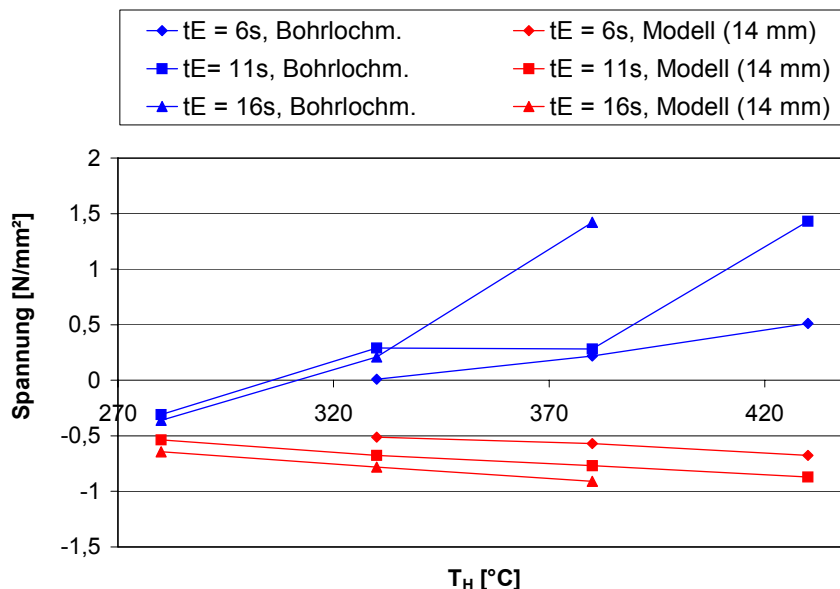


Bild 6.31: Vergleich der theoretischen und der mit der Bohrlochmethode ermittelten Spannungen in einem Abstand von 14mm zur Fügefläche für den Werkstoff PC

Im Gegensatz dazu verringern sich die mit dem Modell berechneten Spannungen mit zunehmender Heizelementtemperatur bzw. Erwärmzeit. Diese unterschiedlichen Tendenzen können mit Hilfe von Bild 6.32 erklärt werden. Wenn man den aus Bild



6.22 bekannten typischen Spannungsverlauf voraussetzt, kann man annehmen, daß die mit der Bohrlochmethode bestimmten Spannungswerte im Abstand von 14mm von der Fügefläche noch vor dem eingezeichneten Umkehrpunkt liegen. Folglich steigen die Spannungen mit zunehmender Heizelementtemperatur und Erwärmzeit an. Im Gegensatz dazu liegen die mit dem theoretischen Modell berechneten Spannungen bereits hinter dem Umkehrpunkt. Daher nehmen diese Spannungen mit zunehmender Heizelementtemperatur bzw. Erwärmzeit ab. Verkürzt man nun, im Falle des Modells, den Abstand zur Fügefläche und vergleicht die so ermittelten Spannungsverläufe mit den durch die Bohrlochmethode ermittelten Spannungsverläufen, so bestätigt sich diese Annahme. Diese Vorgehensweise ist in soweit korrekt, da die Bohrlochmethode an spritzgegossenen und gefügten Platten angewendet wurde. Da sich beim Spritzgießen im Platteninneren Zugspannungen aufbauen, die sich während der Erwärmung am Heizelement nicht abbauen können (vgl. Kapitel 4.2), verlagert sich der Zugspannungsbereich weiter in die Platte hinein. In dem hier beschriebenen theoretischen Modell wird der nach dem Spritzgießen vorliegende Spannungszustand nicht berücksichtigt, so daß der Umkehrpunkt in der Realität weiter in das Platteninnere verlagert ist. In Bild 6.33 werden die Spannungsverläufe erneut gegeneinander aufgetragen, wobei in diesem Fall der "Modellabstand" 3,25mm beträgt.

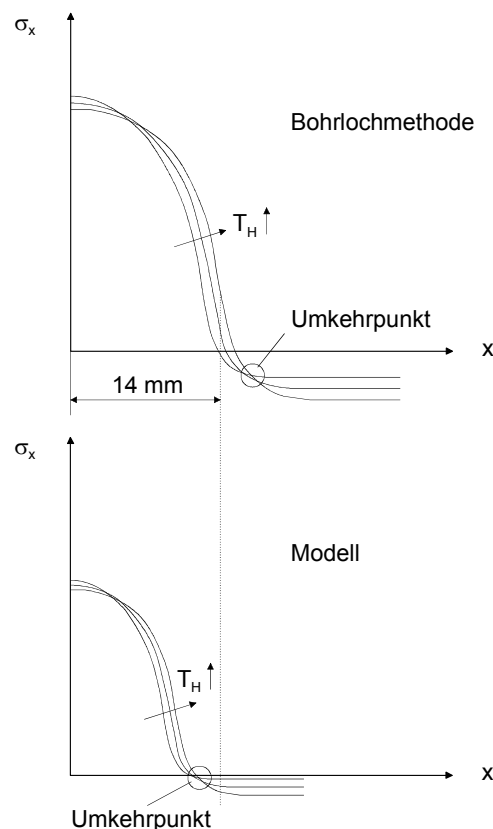


Bild 6.32: Schematischer Vergleich der Spannungsverläufe von Bohrlochmethode und theoretischem Modell über der Plattenlänge

Wie zu sehen ist, werden nun sowohl die mit der Bohrlochmethode ermittelten Spannungen als auch die mit dem Modell berechneten Spannungen mit zunehmenden

der Heizelementtemperatur bzw. Erwärmzeit größer. Auffallend ist die sehr gute Übereinstimmung der Verläufe. In beiden Fällen nehmen die Spannungen bei größeren Heizelementtemperaturen stärker zu als bei geringen Heizelementtemperaturen. Darüber hinaus werden die Spannungsverläufe mit zunehmender Erwärmzeit steiler.

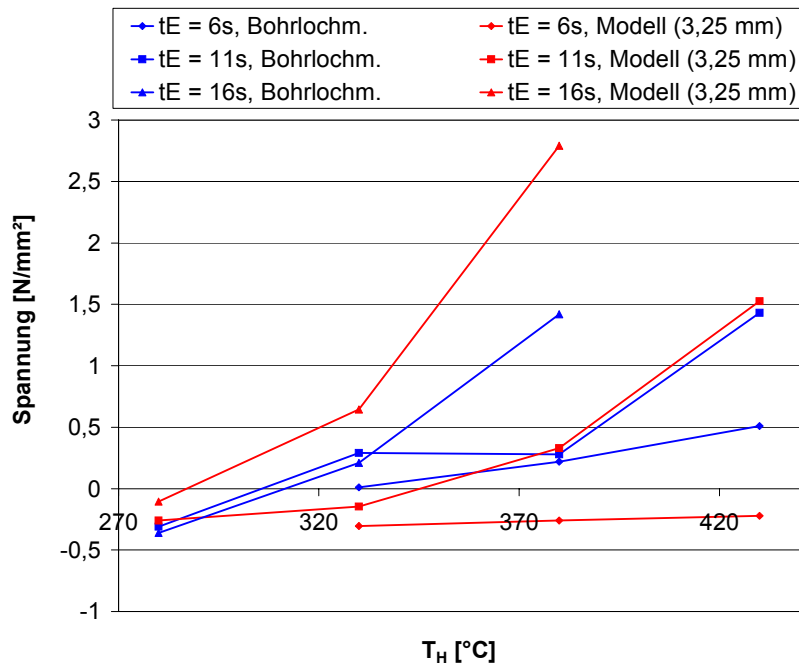


Bild 6.33: Vergleich der mittels des Modells (3,25mm) bzw. der Bohrlochmethode (14mm) bestimmten Spannungswerte für den Werkstoff PC

Der Vergleich der experimentellen mit den theoretischen Spannungswerten im Abstand von 14mm von der Fügefläche zeigt, daß der Zugspannungsbereich in der Realität wesentlich größer sein muß als durch das Modell vorhergesagt. Ein weiterer Hinweis für die Richtigkeit dieser Annahme ist die Tatsache, daß gemäß Kapitel 6.4.1 die Rißlängen in der Regel größer sind als die berechneten Nullagen. Die Spannungsverläufe in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit stimmen sehr gut überein, wenn man im Falle des theoretischen Modells den Abstand zur Fügefläche auf 3,25mm verkürzt. Da sich die Verläufe im Bereich des Nulldurchgangs befinden, erhält man hierdurch einen Anhaltswert, wie weit der Nulldurchgang in der Realität weiter nach rechts in die Platte verschoben ist. Positiv fällt auf, daß die Tendenzen der experimentellen und der theoretischen Spannungsverläufe bezüglich der Parameter Heizelementtemperatur und Erwärmzeit sehr gut übereinstimmen. Diese Eigenschaft wurde schon im Kapitel zuvor festgestellt und spricht für eine sehr gute Vorhersagegenauigkeit des Modells hinsichtlich der Auswirkung der Prozeßparameter auf die Eigenspannungsentwicklung.

### 6.4.3 FEM-Analysen

Die Vergleichbarkeit des theoretischen Modells mit den Ergebnissen der FEM-Analyse im Hinblick auf die Spannungsverteilung macht aufgrund der unterschiedlichen Berechnungsansätze wenig Sinn. So werden mit Hilfe der FEM-Analyse viel

zu hohe Spannungswerte ermittelt, was unter anderem auf die Abbildung des Materialverhaltens mit Hilfe des Potenzgesetzes von Ramberg-Osgood zurückzuführen ist. Desweiteren bleibt der Einfluß der Relaxation bei der FEM-Analyse völlig unberücksichtigt. So sind die mit der FEM berechneten Spannungen in der Fügezone ca. zwei bis drei mal so groß, wie die mit Hilfe des theoretischen Modells berechneten Werte, wobei der Abstand des Nulldurchgangs von Zugspannungen zu Druckspannung im Fall des theoretischen Modells ca. doppelt so groß ist wie bei der FEM-Analyse vorhergesagt. So muß sich der Vergleich der beiden Methoden auf die Berechnung des Temperaturprofils beschränken (Bild 6.34), wobei sich in allen Versuchspunkten eine sehr gute Übereinstimmung zeigt.

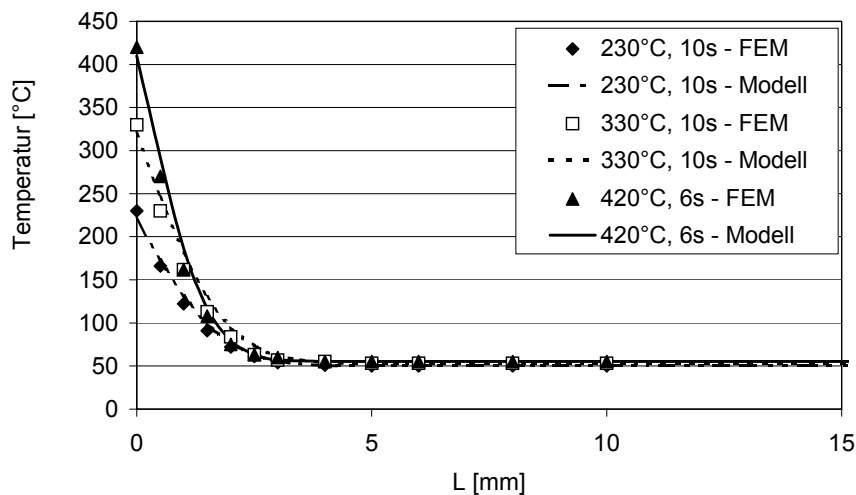


Bild 6.34: Vergleich zwischen den mit der FEM und dem theoretischen Modell berechneten Temperaturverläufen

## 6.5 Kritische Betrachtung

Die berechneten Spannungen müssen hinsichtlich ihrer Gültigkeit mit gewissen Einschränkungen betrachtet werden. Diese resultieren aus dem abweichenden Verhalten einer realen Schweißverbindung von den für die Modellbildung getroffenen Voraussetzungen. Im einzelnen sind dabei folgende Aspekte zu nennen:

- Bei der Temperaturberechnung wurde bis auf das Abkühlen von einer eindimensionalen Wärmeleitung ausgegangen. In der Realität liegen jedoch bereits beim Angleichen und Erwärmen mehrdimensionale Temperaturlausgleichprozesse vor, die in der Modellbildung keine Berücksichtigung gefunden haben. Die dadurch entstandenen Fehler sind jedoch als gering einzustufen, da durch die Anpassung der Wärmekennzahlen bereits eine Korrektur stattgefunden hat.
- Beim Schichtenmodell wird jeder Schicht genau ein Temperaturwert zugeordnet, der näherungsweise für die gesamte Schicht gelten soll. Auf diese Weise ergibt sich ein eindimensionaler Temperatur- und Spannungsverlauf. In der Realität liegt beim Erwärmen bzw. Schweißen einer Platte jedoch ein dreidimensionales Temperaturprofil und ein mehrachsiger Spannungszustand vor. Daher hat die eindim-

ensionale Sichtweise einen nicht unerheblichen Fehler zur Folge, der sich dementsprechend auf das Ergebnis der Spannungsberechnung auswirkt.

- Die angewandten Gleichungen zur Berechnung der Spannungsverteilung gehen von rein elastischem Materialverhalten aus. Da jedoch in der Realität die zu berechnenden Größen, wie beispielsweise die Dehnung, immer aus einem elastischen und einem plastischen Anteil bestehen, ist diese Annahme fehlerhaft.
- Beim Schichtenmodell wird eine für alle Schichten gleiche Dehnung angenommen. Dieses Verhalten dürfte bei einer realen Schweißsituation nicht zu erwarten sein. Vielmehr muß hier von einer ortsabhängigen Dehnung ausgegangen werden.
- Gänzlich unberücksichtigt bleiben beim theoretischen Modell Einflußgrößen, die für den Ablauf des Schweißprozesses kennzeichnend sind, wie z.B. der Angleich- bzw. Fügedruck und der Einfluß der Schweißwulstbildung auf die Eigenspannungsbelastung.
- Die Anpassung von Stoffwerten an experimentelle Daten ist in der Regel immer mit Fehlern verbunden. Zu nennen ist an dieser Stelle besonders die Anpassung der Relaxationskennzahlen.

Aus den vorstehenden Gründen kann die vorgenommene theoretische Vorgehensweise keinen Anspruch darauf erheben, eine exakte Berechnung der realen Eigenspannungen zu liefern. Es bietet aber die Möglichkeit, Tendenzen hinsichtlich des Einflusses der Schweißparameter auf die Eigenspannungsbelastung abzuschätzen und geeignete Maßnahmen zur Reduzierung der Eigenspannungen abzuleiten.

## 7 Zusammenfassung

Bei der Produktion von Kfz-Heckleuchten wird die aus Polycarbonat oder Polymethylmethacrylat hergestellte Lichtscheibe mit einem Gehäuse aus Acrylnitrilbutadienstyrol verbunden, wobei das Heizelementschweißen am häufigsten Anwendung findet. Ein häufig auftretender Schadensfall ist die Bildung von Spannungsrissen. Die Rißbildung hat neben optischen Nachteilen auch das Eindringen von Feuchtigkeit zur Folge.

Der Heizelementschweißprozeß wird als Hauptverursacher der Spannungsrißbildung angesehen. Das Erwärmen der Fügepartner und der unter Druck stattfindende Fügevorgang stellen Materialbelastungen dar, die Eigenspannungen in das Bauteil induzieren. Überlagert werden diese Eigenspannungen i.d.R. durch äußere Spannungen infolge mechanischer Belastung. Durch das Einwirken oberflächenaktiver Medien, wie z.B. Waschflüssigkeiten, entstehen in dem so beanspruchten Material umgehend Risse.

Um die Spannungsrißanfälligkeit von Heckleuchten zu minimieren, werden z.Z. von den Herstellern speziell nachgeschaltete Verfahrensschritte, wie z.B. das Tempern, durchgeführt.

Zielsetzung dieser Arbeit ist das Studium der Eigenspannungsentwicklung in heizelementgeschweißten Bauteilen. Dies erfordert das Aufzeigen von verarbeitungsbedingten Faktoren, die zu rißfördernden Eigenspannungen führen. So soll, neben dem Einfluß des Spritzgießprozesses, die Einflußnahme der Prozeßführung beim Heizelementschweißen auf den Spannungsaufbau und die Spannungsrißbildung analysiert werden, um so einen nicht mehr als unvermeidbaren Eigenspannungszustand zu erhalten, bei dem ggf. auf eine kostenintensive Warmlagerung verzichtet werden kann.

Betrachtet man die Verarbeitungsgeschichte eines geschweißten Bauteils im Hinblick auf die Spannungsrißanfälligkeit, so ist es notwendig vorgeschaltete Prozesse wie z.B. das Spritzgießen in die Untersuchungen mit einzubeziehen, um so den Einfluß der verschiedenen Prozeßschritte gegeneinander abschätzen zu können. Bei der FEM-Simulation einer Rechteckplatte kommt es schon im Spritzgießwerkzeug zu Ausbildung von Eigenspannungen. Allerdings liegen nach dem Spritzgießen in den oberflächennahen Bereichen Druckspannungen vor, die einer Spannungsrißbildung entgegenwirken. Im Platteninneren kommt es zum Aufbau von Zugspannungen. In experimentellen Untersuchungen an gespritzten Platten kann nachgewiesen werden, daß es auch durch die Benetzung mit einer physikalisch aktiven Flüssigkeit nicht zur Ausbildung von Spannungsrissen kommt, was die Ergebnisse der FEM Simulation bestätigt.

Berücksichtigt man den Spannungszustand nach dem Spritzgießen für die Simulation des Heizelementschweißprozesses, so kommt es in dem thermisch beeinflussten fügeflächennahen Bereich zu einer Spannungsumkehr und zum Aufbau von Zugspannungen, die ursächlich für die Entstehung von Rissen sind. In den

darunter liegenden Schichten bleiben die Zugspannungen aus dem Spritzgießprozeß erhalten, da diese Zonen thermisch nicht durch den Schweißprozeß beeinflusst werden und so kein Spannungsabbau stattfindet. In experimentellen Untersuchungen an geschweißten Platten kommt es aufgrund der Zugspannungen in der Oberfläche, bei der Benetzung mit einer physikalisch aktiven Flüssigkeit sofort zur Spannungsrißbildung, so daß die theoretischen Vorhersagen des FEM-Simulation bestätigt werden können.

Bei der Berechnung der Rißfortschrittskraft um eine simulierte Rißspitze mit und ohne Berücksichtigung des Spritzgießprozesses zeigt sich, daß der Spritzgießprozeß die Rißentstehung nicht begünstigt, aber daß bei Vorliegen eines Grenzflächenrisses das Rißwachstum beschleunigt wird. Dieses Phänomen ist auf die vom Spritzgießprozeß zurückgebliebenen Zugspannungen im Platteninneren zurückzuführen.

Die FEM Simulation an einer realen Heckleuchtegeometrie bestätigt die getroffenen Aussagen. So kommt es auch hier erst nach dem Schweißprozeß zur Ausbildung von Zugspannungen in fügeflächennahen Bereichen, wobei der Rißentstehungsort häufig in Nuten und Kerben zu finden ist, die durch den Schweißprozeß und aufgrund ihrer geometrischen Anordnung ebenfalls thermisch beeinflusst sind. Auch in diesen Zonen liegen aufgrund des Schweißprozesses Zugspannungen vor, die dann auch im Benetzungstest zur Ausbildung von Spannungsrissen führen.

Der erste Schwerpunkt der Untersuchungen zum Prozeßparametereinfluß beim Heizelementschweißen ist eine Parameterstudie mit anschließenden Benetzungstests, um so die Wirkrichtung der Prozeßparameter beim Heizelementschweißen auf die Spannungsrißanfälligkeit abzuschätzen. So zeigt sich bei den Versuchsmaterialien PMMA und PC ein eindeutiger Einfluß der Heizelementtemperatur und der Erwärmzeit. In den Versuchen wird deutlich, daß die gemessenen Rißlängen mit steigender Heizelementtemperatur und Erwärmzeit zunehmen. Beim Werkstoff PC ist die Zunahme der Rißlänge bei höheren Temperaturen nicht so deutlich ausgeprägt. Der Einfluß der Angleichparameter, wie z.B. Angleichweg und -druck, ist zu vernachlässigen. Dies zeigt sich in den Ergebnissen der Regressionsrechnungen, die bei Nichtberücksichtigen dieser Größen zu hohen Bestimmtheitsmaßen führen.

Beim Vergleich der Schmelzeschichtdicken mit den erzeugten Rißlängen ist ein eindeutiger Einfluß erkennbar. Physikalisch läßt sich der Einfluß in der Weise deuten, daß gerade in der Schmelzeschicht die größten Temperaturgradienten vorliegen, die dann zu örtlich differierenden Schwindungsvorgängen führen und somit in den fügeflächennahen Zonen hohe Spannungen in das Bauteil induzieren. So kann ausgehend von diesen Erkenntnissen ebenfalls ein eindeutiger Zusammenhang der Rißlänge mit dem theoretisch berechneten Temperaturintegral in der Schmelzeschicht hergeleitet werden.

Um die Parameterstudien mit den anschließenden Benetzungstests zu verifizieren und genauere Aussagen über die Spannungsverteilung in Abhängigkeit von den

Prozeßparametern machen zu können, werden spannungsoptische Untersuchungen durchgeführt.

In den ermittelten drei-dimensionalen Normalspannungsdifferenzenverläufen zeigt sich ausgehend von der erwärmten Zone noch in einem Abstand von 30mm zum Heizelement eine eindeutige Überhöhung der Normalspannungsdifferenzen. Desweiteren sind an den Rändern der Platte, aufgrund der geometriebedingt dort vorliegenden hohen Temperaturgradienten, große Normalspannungsdifferenzen zu erkennen. Beim Vergleich der Normalspannungsdifferenzen in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur ist mit zunehmender Temperatur ebenfalls ein Anstieg zu verzeichnen. Der Einfluß der Erwärmzeit auf die Normalspannungsdifferenzenverteilung ist noch ausgeprägter, so daß hier mit steigender Erwärmzeit ein deutlicher Unterschied der Normalspannungsdifferenzen nahezu im gesamten Bereich der Platte sichtbar wird. Auch mit Hilfe der spannungsoptischen Untersuchungen kann der geringe Einfluß des Angleichdrucks und –wegs nachgewiesen werden, der bei Variation der Angleichparameter nur zu geringen Änderungen des Normalspannungsdifferenzenfeldes führt.

Bei den durchgeführten Schweißversuchen ist erkennbar, daß die Normalspannungsdifferenzen mit zunehmender Heizelementtemperatur stark ansteigen. Dies gilt auch für Schweißungen, die mit unterschiedlichen Temperaturen der beiden Fügepartner durchgeführt werden. Somit ist es nicht möglich, durch unterschiedliche Heizelementtemperaturen der beiden Fügepartner die Spannungsspitzen auf den Fügepartner ABS zu verlagern, der aufgrund der relativ weichen Butadienphase spannungsrißunempfindlich ist.

Beim Vergleich der Schweißversuche ABS-PC und PC-PC zeigt sich, daß der Schweißpartner ABS höhere Spannungen in das PC induziert, als dies bei einer artgleichen Schweißung der Fall wäre. Bei der Auswertung der Normalspannungsdifferenzenfelder beim Schweißen wird deutlich, daß der Verlauf dieser Spannungsfelder hauptsächlich durch die Erwärmphase beeinflusst wird, und der eigentliche Fügevorgang nur eine untergeordnete Rolle spielt.

Da die spannungsoptischen Untersuchungen nur den Betrag der Normalspannungsdifferenz und der Schubspannung liefern, aber keine genaueren Aussagen über die Einzelspannungen gemacht werden können, werden diese in Größe und Richtung mit Hilfe der Bohrlochmethode bestimmt.

Beim Vergleich der mit der Bohrlochmethode und der Spannungsoptik ermittelten Spannungsdifferenzen liegt eine sehr gute Übereinstimmung vor, so daß man systematische Fehler bei der Spannungsoptik sowie bei der Bohrlochmethode ausschließen kann.

Die Ergebnisse zum Einfluß der Verfahrensparameter Heizelementtemperatur und Erwärmzeit können durch die Bohrlochmethode voll bestätigt werden. Desweiteren läßt sich der ermittelte Rißverlauf in den PMMA-Platten durch die Ergebnisse der Bohrlochmethode physikalisch interpretieren.

Bei den Untersuchungen zur Vor- und Nachbehandlung der Proben zeigen sich deutliche Unterschiede. So wirkt sich eine nachträgliche Temperung der Proben in einer Reduzierung der Spannungen aus. Allerdings kommt es bei einer Temperung erst zum nachträglichen Abbau der Spannungen. Im Gegensatz hierzu führt ein kurzes Vorwärmen der Probeplatten gar nicht erst zum Aufbau von großen Zugeigenspannungen. Dieses Ergebnis spricht für eine kurze Vorwärmung der Formteile vor dem Schweißen oder alternativ für die Verwendung spritzwarmer Bauteile. Eine nach dem Schweißen durchgeführte Schockabkühlung der Formteile führt hingegen zu negativen Ergebnissen.

Die Ergebnisse der FE-Simulationen zeigen, daß mit zunehmender Heizelementtemperatur auch in tieferen Schichten noch hohe Zugeigenspannungen vorliegen, die dann zur Aufweitung eines Risses führen. Die höchsten Spannungen treten dabei direkt am Rande der Fügefläche auf und sind auf die starken Schwindungsvorgänge in diesem Bereich zurückzuführen. Auch die J-Integralwerte nehmen mit steigender Heizelementtemperatur deutlich zu. Überträgt man diese Ergebnisse auf eine reale Platte, dann steigt die Wahrscheinlichkeit einer Spannungsrißbildung bei zunehmender Heizelementtemperatur an.

Bei der Simulation der realen Heckleuchtengeometrie kommt es aufgrund der örtlich differierenden Temperaturverteilungen schon im Spritzgießwerkzeug und auch bei der Abkühlung an Luft zu behinderten Schwindungen, die in den kritischen Formteilbereichen Druckspannungen verursachen. Auch hier ist mit zunehmender Heizelementtemperatur ein Anstieg der Zugspannungen in fügeflächennahen Bereichen und in den vorliegenden Kerben zu erkennen, die somit auch den Entstehungsort von Spannungsrisen darstellen.

Um die Ergebnisse aus den experimentellen Untersuchungen und den FEM-Analysen physikalisch interpretieren und nachvollziehen zu können wird ein Modell erstellt, mit dem zunächst die instationäre Temperaturverteilung während des gesamten Heizelementschweißprozesses berechnet wird. Auf dieser Grundlage wird dann unter Berücksichtigung von temperaturabhängigen Relaxationsvorgängen die Eigenspannungsverteilungen über der simulierten Rechteckgeometrie bestimmt.

Die berechneten Temperaturverläufe über den einzelnen Prozeßstufen des Heizelementschweißprozesses stimmen sehr gut mit den experimentell ermittelten Temperaturen überein, wobei sich zeigt, daß über Strahlungsvorgänge nahezu die gesamte Geometrie der Platte erwärmt wird.

Charakteristisch für den Spannungsverlauf sind die sich aufbauenden Druckspannungen in der Fügezone während der Angleich- und Erwärmphase. Diese bauen sich dann zu Beginn der Abkühlphase ab und gehen im weiteren Verlauf des Abkühlens in Zugspannungen über. Nach längerer Zeit ist die Tendenz erkennbar, daß sich die Spannungen bei fortschreitender Abkühlung nicht mehr wesentlich verändern. Daher ist zu erwarten, daß ein quasistatischer Eigenspannungszustand erreicht wird, sobald die Platte auf Umgebungstemperatur abgekühlt ist.



Beim Vergleich der berechneten Spannungsverteilungen mit den über die experimentellen Untersuchungen getroffenen Aussagen zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung.

Somit ist mit dem Modell die Möglichkeit gegeben, den Einfluß der Prozeßparameter beim Heizelementschweißen, sowie den Einfluß der vor- und nachgeschalteten Prozeßstufen, wie der Vorwärmung oder Temperung, auf die Eigenspannungsbelastung der Bauteile im Vorfeld abzuschätzen und physikalisch zu interpretieren.

Abschließend kann man sagen, daß es im Hinblick auf eine Minimierung der Spannungsrißanfälligkeit an heizelementgeschweißten Bauteilen sinnvoll ist, die Energieeinbringung in die Schweißnaht so gering wie möglich zu halten. Dieses Ziel kann durch eine Absenkung der Heizelementtemperatur und eine Verringerung der Erwärmzeit erreicht werden, die die Haupteinflußparameter für den Spannungsaufbau in der Schweißnaht darstellen.

Desweiteren ist bei der Konstruktion von zu schweißenden Bauteilen auf Rippen und Kerben in fügeflächennahen Bereichen zu verzichten oder deren Auswirkung auf den Eigenspannungsaufbau ist im Vorfeld mit Hilfe der FE-Analyse zu klären.

Eine weitere Möglichkeit der Minimierung liegt darin, die Formteile vor dem Schweißprozeß kurzzeitig auf Tempertemperaturen zu erwärmen, um den Temperaturgradienten und somit auch den Spannungsgradienten klein zu halten. Eine Alternative hierzu ist das Verwenden von spritzwarmen Formteilen.

So muß, je nach Anwendungsfall, durch experimentelle Untersuchungen nachgewiesen werden, ob die hier aufgezeigten Verarbeitungsrichtlinien zu einer ausreichenden Minimierung der Spannungsrißanfälligkeit führen oder ob im Einzelfall eine nachträgliche Temperung der geschweißten Bauteile erfolgen muß.

## 8 Literatur

- [Bac85] **Backhaus, J.:** Gezielte Qualitätsvorhersage bei thermoplastischen Spritzgussteilen. Dissertation an der RWTH Aachen, 1985
- [BK90] **Brocks, W.; Klinbeil, D.; Olschewski, J.:** Lösung der HRR-Feld-Gleichungen der elastisch-plastischen Bruchmechanik. Forschungsbericht 175, BAM, Berlin, 1990
- [Bor03] **Bornemann, M.:** Theoretisches Modell zur Berechnung von Eigenspannungen in Rechteckplatten infolge des Heizelementschweißprozesses, Diplomarbeit in Vorbereitung, Universität Paderborn, Institut für Kunststofftechnik, 2003
- [Bor99] **Bornemann, M.:** Untersuchungen zur Eigenspannungsermittlung beim Angleichen und Erwärmen von Rechteckplatten aus PMMA, PC und SAN, Diplomarbeit, Universität Paderborn, Institut für Kunststofftechnik, Paderborn 1999
- [Brü98] **Brüßel, A.:** Untersuchungen zur Schweißbarkeit von Fügeteilen aus ungefülltem und gefülltem/verstärktem Polyamid mittels Heizelement, Abschlußbericht zum AiF-Forschungsbericht Nr.: 10.691 N (DVS Nr.: 8.011), Universität Paderborn 1998
- [Brü99] **Brüßel, A.:** Fertigungstechnische und werkstoffspezifische Aspekte zum Fügen von Thermoplasten mittels Heizelement, Dissertation an der Universität Paderborn, 1999
- [BW60] **Boley, B.A.; Weiner, J.H.:** Theory of Thermal Stresses. New York: John Wiley & Sons, 1960
- [CJ59] **Carslaw, H.S.; Jaeger, J.C.:** Conduction of Heat in Solids. Second Edition. Oxford: University Press, 1959
- [Dol78] **Dolezel, B.:** Die Beständigkeit von Kunststoffen und Gummi. Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1978
- [Gig79] **Gigull, U.:** Sandner, H.: Wärmeleitung. Springer-Verlag, Berlin, 1979
- [Git80] **Gitschner, W.:** Diffusionsbedingte Verformungs- und Spannungszustände in glasfaserverstärkten Verbundwerkstoffen, Dissertation an der RWTH Aachen, 1980
- [Gog99] **Gogolok, D.:** FEM-Analyse an einer PMMA-Streulichtscheibe, Diplomarbeit, Universität Paderborn / Fachhochschule Südwestfalen, Laboratorium für Technische Mechanik, Institut für Kunststofftechnik, Paderborn 1999
- [Gro73] **Großkurth, K. P.:** Elektronenmikroskopische Untersuchungen der Struktur von Fließzonen in Polystyrol, Kautschuk und Gummi – Kunststoffe, 26 (1973) 2, S. 43 - 45
- [Gro92] **Gross, D.:** Bruchmechanik 1. Springer-Verlag, Berlin, 1992
- [GS90] **Grigull, U.; Sandner, H.:** Wärmeleitung. Berlin, Heidelberg, New York, London, Paris, Tokyo, Hong Kong: Springer Verlag, 1990

- [Hah76] **Hahn, H. G.:** Bruchmechanik. Teubner Studienbücher, Stuttgart, 1976
- [Hin93] **Hinz, O.:** Experimentelle und numerische Analyse von Rißspitzenstressfeldern mit Hilfe der digitalen Bildanalysetechnik. Dissertation an der Universität-GH Paderborn, 1993
- [HM86] **Hecker, F.W.; Morche, B.:** Computer-aided measurement of relative retardations in plane photo-elasticity; In: Wieringa, H.; Experimental Stress Analysis, S.535-542, Martinus Nijhoff Publishers, Dordrecht, Bosten, Lancaster, 1986
- [Hof87] **Hoffmann, K.:** Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmeßstreifen, Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, 1987
- [Kam66] **Kambour, R.P.:** Die Rolle des Craziing beim Bruchmechanismus von glasartigen Polymeren, Alterung und Korrosion von Kunststoffen, Korrosion 20, S. 57 – 64, Verlag Chemie, Weinheim, 1966
- [Kam73] **Kambour, R.P.:** A Review of Craziing and Fracture in Thermoplastics, Journal of Polymer Science, Macromolecular Reviews 7, (1973) 1
- [KB80] **Kleinemeier, B.; Boden, H.E.:** Das Spannungs-Dehnungsverhalten von Thermoplasten bei Stoßbeanspruchung. Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben AiF 4094, IKV Aachen, 1980
- [Kei95] **Keil, S.:** Beanspruchungsverhalten mit Dehnungsmeßstreifen, Cunens Verlag Zwingenberg an der Bergstraße, 1995
- [Kön99] **König, R.:** Anwendung von Spannungsoptik und digitaler Bildverarbeitung zur Analyse thermisch induzierter Eigenspannungen in heizelementgeschweißten Kunststoffbauelementen, Diplomarbeit, Universität Paderborn, Laboratorium für Technische Mechanik, Institut für Kunststofftechnik, Paderborn 2000
- [Kos95] **Kosel, H.:** Untersuchungen zum Einfluss des Heizelementsweißprozesses auf das Spannungsrißverhalten von PMMA / ABS Heckleuchten., Institut für Kunststofftechnik, Universität Paderborn, 1995
- [Kre87] **Kreiter, J.:** Optimierung der Schweißnahtfestigkeit von Heizelementstumpfschweißungen von Formteilen durch verbesserte Prozeßführung und Selbsteinstellung, Dissertation an der Universität Paderborn, 1987
- [LS00] **Linnenbrock, K.; Schnieders, J.; Ferber, F.; Herrmann, K.P.; Potente, H.:** Determination of Self-Stresses in Hot Plate Welded Specimen by Use of Photoelasticity and the Hole Drilling Method. 17th DANUBIA-ADRIA SYMPOSIUM on experimental methods in solid mechanics; October 2000 Prague; Czech Republic
- [LS00a] **Linnenbrock, K.; Schnieders, J.; Ferber, F.; Herrmann, K.P.; Potente, H.:** Spannungsrißbildung an amorphen Thermoplasten infolge des Heizelementsweißprozesses; DVM Deutscher Verband für Materialforschung und –prüfung e.V.; 32. Tagung „Festigkeits- und Bruchverhalten von Fügeverbindungen“; Februar 2000; Berlin

- [MA72b] **Menges, G.; Alf, E.:** Beziehungen zwischen der verformungsbedingten Spannungsrißbildung und dem Versagen von Polypropylen. *Kunststoffe* 64 (1972) 4, S. 259-267
- [Men90] **Menges, G.:** *Werkstoffkunde Kunststoffe*, 3. Auflage, Carl Hanser Verlag, München Wien, 1990
- [Mic84] **Michel, H.-J.:** Untersuchungen zur Verschweißbarkeit unterschiedlicher HD-Polyethylene mittels Heizelementstumpfschweißen, Dissertation an der RWTH Aachen, 1984
- [Mic89] **Michel, P.:** Parameteroptimierung beim Heizelementschweißen am Beispiel von HDPE, Dissertation an der Universität Paderborn, 1989
- [MM72a] **Menges, G.; Michaeli, W.; Rieß, R.:** Verformungsbedingte Spannungsrißbildung bei Polypropylen in korrosiver Umgebung. *Kunststoffberater* 10 (1972) 9, S. 791-794
- [MP53] **Melan, E.; Parkus, H.:** *Wärmespannungen infolge stationärer Temperaturfelder*. Wien: Springer Verlag, 1953
- [MW88] **Menges, G.; Weng, M.; Fölster, T.:** Der Einfluß von Eigenspannungen auf das mechanische Verhalten von Kunststoffen (Teil1). *Kunststoffberater*, Heft 10 /1988, S.: 40 - 44
- [Nat92] **Natrop, J.:** Rechnergestützte Parameteroptimierung und Qualitätssicherung in der Serienfertigung am Beispiel des Heizelementschweißens, Dissertation an der Universität Paderborn, 1992
- [Ngu98] **Nguyen v. S.:** Simulation elastisch-plastischer temperaturabhängiger Deformationszustände in heizelementgeschweißten Bauteilen unter Berücksichtigung realer Randbedingungen, Diplomarbeit, Universität Paderborn, Laboratorium für Technische Mechanik, Paderborn 1998
- [NN1] **N.N.:** DIN 53449, Teil 1-3, Prüfen von Kunststoffen, Beurteilung der Spannungsrißbildung (ESC)
- [NN2] **N.N.:** Heizelementschweißen von Formteilen aus thermoplastischen Kunststoffen in der Serienfertigung, Richtlinie DVS 2215 Teil 1, DVS-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1998
- [NN3] **N.N.:** ABAQUS User's Manual: Volume 1 and Volume 3, Version 5.6. Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc. 1996
- [NN4] **N.N.:** Degalan-(PMMA)-Formmassen. Technisches Datenblatt, Degussa, 1994
- [NN5] **N.N.:** I-DEAS Master Series™ 5.0: Mechanical CAE/CAD/CAM Software, Structural Dynamics Research Corporation, Milford Ohio, 1997
- [Obe80] **Oberbach, K.:** *Kunststoff-Kennwerte für Konstrukteure*. Carl Hanser Verlag, München, 1980
- [Opf78] **Opfermann, J.:** Untersuchungen zur Fließzonenbildung und zum Bruch von amorphen Thermoplasten, Dissertation an der RWTH Aachen, 1978
- [Ort83] **Orthmann, H.J.:** Das Spannungsrißverhalten von thermoplastischen Kunststoffen. *Kunststoffe*, Heft 2, 73 (1983) 2, S. 96 – 101

- [Pan00] **Pannek, H.:** Experimentelle Untersuchungen an heizelementgeschweißten Kunststoffformteilen – eine Synthese der Bohrlochmethode und der ebenen Spannungsoptik unter Einsatz digitaler Mess- und Bildverarbeitung, Diplomarbeit, Universität Paderborn, Laboratorium für Technische Mechanik, Institut für Kunststofftechnik, Paderborn 2000
- [Par59] **Parkus, H.:** Instationäre Wärmespannungen. Wien: Springer Verlag, 1959
- [PB96a] **Potente, H., Brüßel, A.:** Spannungsrißbildung an heizelementgeschweißten Heckleuchten, Kunststoffberater (1996), 5, S. 18 - 21
- [PB96b] **Potente, H.; Brüßel, A.:** The Problem of Stress Cracking in Heated Tool Butt Welded Tail Lights made of PMMA and ABS, 12. Annual Meeting of THE POLYMER PROCESSING SOCIETY, Sorrento (1996)
- [PB96c] **Potente, H.; Brüßel, A.:** The problem of stress cracking in heated tool butt welded tail lights made of PMMA and ABS. Handbook of the 54nd Annual Technical Conference of the Society of Plastics Engineers, Indianapolis/USA, 1996, pp. 1292-1296
- [PB96d] **Potente, H.; Brüßel, A.:** The problem of stress cracking in heated tool butt welded tail lights made of PMMA and ABS. International Institute of Welding Doc. No. XVI-694-96, Budapest/Ungarn, 1996
- [Pec82] **Pecha, E.:** Ökonomisches Heizelementschweißen komplizierter Formteile, Kunststoffberater 27 (1982) 7/8, S. 13 - 15
- [Pec84] **Pecha, E.:** Trennung auf längere Sicht ausgeschlossen, Plastverarbeiter 35 (1984) 3, S. 106 - 109
- [Pec86] **Pecha, E.:** Heizelementschweißen von Kunststoffen, Kunststoffe 76 (1986) 4, S. 318 - 323
- [Pei66] **Peiter, A.:** Eigenspannungen 1. Art – Ermittlung und Bewertung. Michael Triltsch Verlag, Düsseldorf, 1966
- [PG80] **Potente, H., Gabler, K.:** Schweißen unterschiedlicher Thermoplaste, Plastverarbeiter 31 (1980) 4, S. 203 - 207
- [Pie75] **Pieschel, D.:** Untersuchung zur Optimierung der Wärmekontakt-schweißverfahren für Plastomere, Dissertation an der RWTH Aachen, 1975
- [Pot77] **Potente, H.:** Theorie des Heizelementstumpfschweißens, Kunststoffe 67 (1977) 2, S. 98 -102
- [Pot97] **Potente, H.:** Fügen von Kunststoffen (Vorlesungsumdruck). Universität-Gesamthochschule-Paderborn, WS 1997/98
- [PP75] **Potente, H., Pieschel, D., Brinken, F.:** Heizelement-Hochtemperaturschweißen, Plastverarbeiter 27 (1975) 4, S. 189 – 192

- [PS00] **Potente, H.; Schnieders, J.; Herrmann, K.P.; Linnenbrock, K.:** Investigations Concerning the Development of Inherent Stresses During Welding by Using the Drilled-Hole Method as Well as the Fenite Element Method. IIW, International Institut of Welding; Com. XVI „Polymer Joining and Adhesive Technology“, Italy 2000
- [PS99] **Potente, H.; Schnieders, J.:** Influence of Hot Plate Welding Process on the Stress Cracking of PMMA and PC; IIW International Institut of Welding; Com XVI „Polymer Joining and Adhesive Technology“; July 1999; Lissabon
- [Püt77] **Pütz, D.:** Kunststoffe in korrosiven Flüssigkeiten, Dissertation an der RWTH Aachen, 1977
- [RF75] **Richard, V.; Franz, E.:** Polymethacrylate. Kunststoffhandbuch, Band IX. Carl Hanser Verlag, München, 1975
- [Ric68] **Rice, G. R.:** Path independent integral and the approximation analysis of strain concentrations by notches and cracks, Journal of Applied Mechanics 36, S. 379 – 385, 1968
- [Ric86] **Richard, B. H.:** Thermal Stresses I. Vol. I, 2nd. North-Holland, 1986
- [Rog82] **Rogalla, G.:** Ein Beitrag zur Erklärung der „SPANNUNGSRISSBILDUNG“ bei Kunststoffen, Dissertation, RWTH Aachen, 1982
- [Sch63] **Schmidt, E.:** Einführung in die Technische Thermodynamik. 10. Auflage. Berlin/ Göttingen/ Heidelberg: Springer-Verlag, 1963
- [Sch72] **Schreyer, G.:** Konstruieren mit Kunststoffen, Teil 2, Carl Hanser Verlag, München, 1972
- [Sch92] **Schmiedel, H.:** Handbuch der Kunststoffprüfung; Carl Hanser Verlag, München Wien, 1992
- [Sch98] **Schuldt, Th.:** Untersuchungen zur Eigenspannungsermittlung beim Angleichen und Erwärmen sowie beim Fügen von Rechteckplatten aus PMMA und PC, Diplomarbeit, Universität Paderborn, Institut für Kunststofftechnik, Paderborn 1998
- [SG92] **Schnell, W.; Gross, D.; Hauger, W.:** Technische Mechanik Bd. 2: Elastostatik. 4. Auflage. Berlin/ Heidelberg/ New York: Springer-Verlag, 1992
- [SS94] **Schmachtenberg, E.; Schöche, N.:** Das Spannungsrißverhalten von Kunststoffen –ein unterschätzter Versagensmechanismus?, Kunststoffe 84 (1994) 9, S. 1165-1170
- [Tap89] **Tappe, P.:** Modellgesetze beim Heizelementstumpfschweißen teilkristalliner Thermoplaste, Dissertation an der Universität Paderborn, 1989
- [Tar77] **Targiel, G.:** Bestimmung der Verarbeitungsschwindung und Eigenspannungsverteilung thermoplastischer Spritzgussteile. Diplomarbeit am Institut für Kunststoffverarbeitung (IKV), Rheinisch Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1977
- [Tie82] **Tiez, H.D.:** Grundlagen der Eigenspannungen. Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1982

- [WB75] **Wellinghoff, S., Baer, E.:** The Mechanism of Crazing in Polystyrene, Journal of Macromolecules Science and Physics 11 (1975) 3, S. 367 - 387
- [Wüb74] **Wübken, G.:** Einfluß der Verarbeitungsbedingungen auf die innere Struktur thermoplastischer Spritzgießteile unter besonderer Berücksichtigung der Abkühlverhältnisse. Dissertation an der RWTH Aachen, 1974
- [Wüb75] **Wübken, G.:** Eigenspannungen in Spritzgießteilen. Plastverarbeiter 19 (1975) 1, S. 17-23
- [Zee78] **De Zeeuw, K.:** Untersuchungen zur Qualitätssicherung von Kunststoffschweißnähten, Dissertation an der RWTH Aachen, 1978
- [Zie75] **Zienkiewicz, O. C.:** Methode der finiten Elemente, Carl Hanser Verlag, 1975





## 9 Anhang

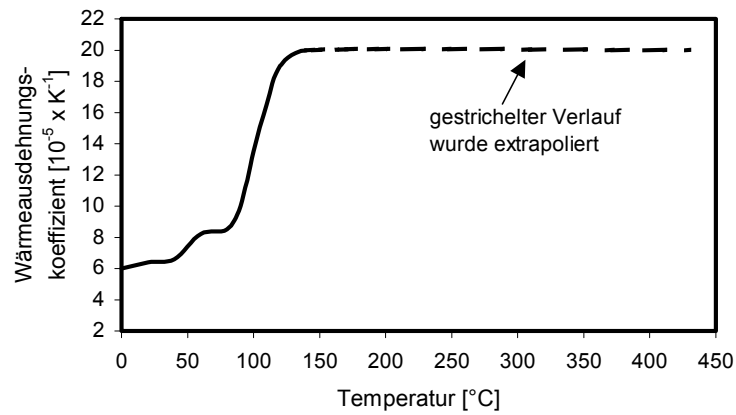


Bild 9.1: Wärmeausdehnungskoeffizient von PMMA in Abhängigkeit von der Temperatur [Obe80]

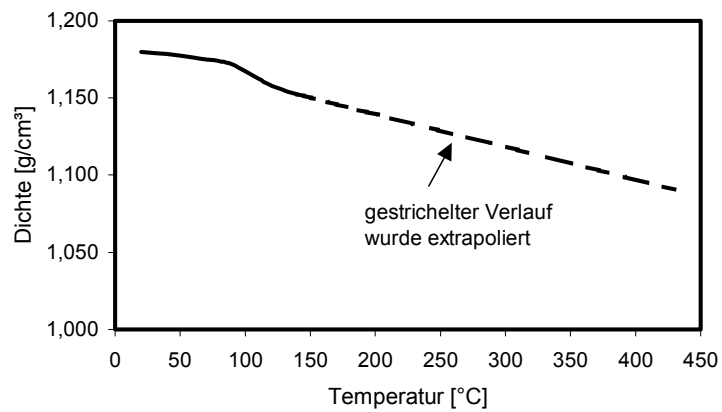


Bild 9.2: Dichte von PMMA in Abhängigkeit von der Temperatur

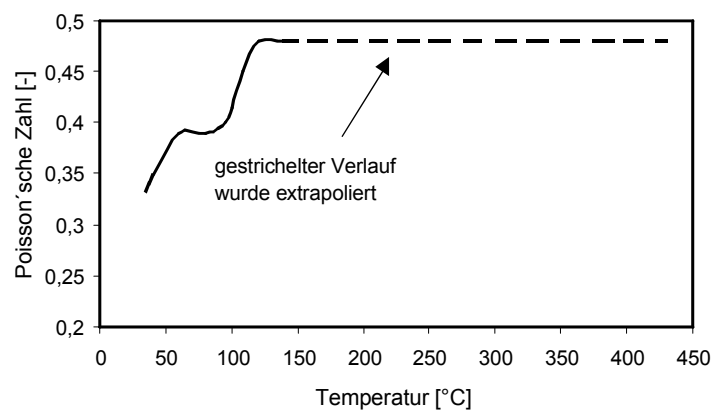


Bild 9.3: Poisson'sche Zahl von PMMA in Abhängigkeit von der Temperatur [RF75]

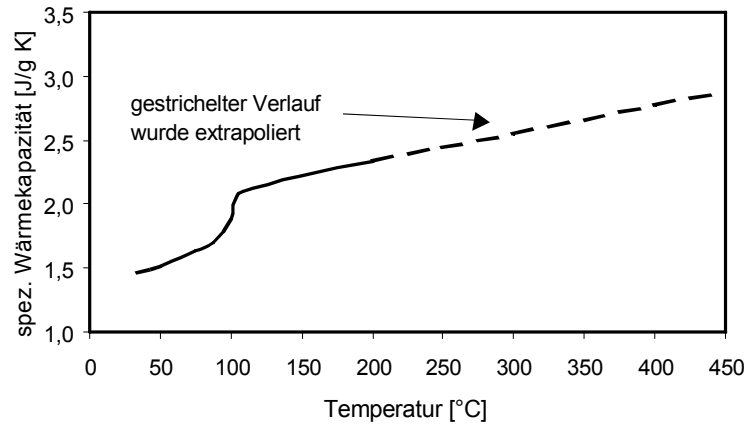


Bild 9.4: Spezifische Wärmekapazität von PMMA in Abhängigkeit von der Temperatur

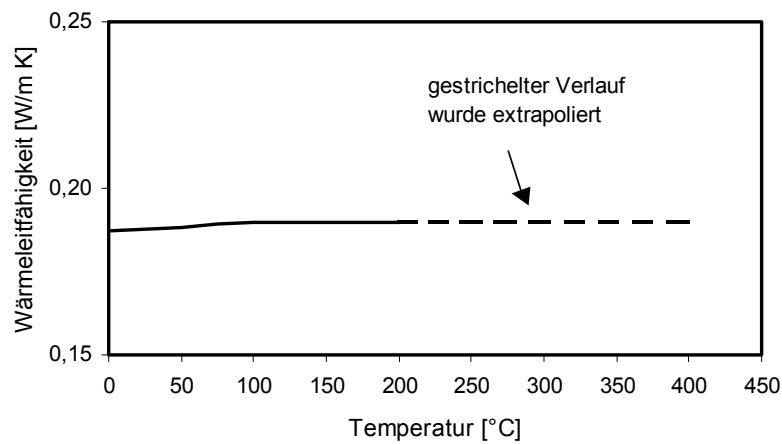


Bild 9.5: Wärmeleitfähigkeit von PMMA in Abhängigkeit von der Temperatur [Men90]

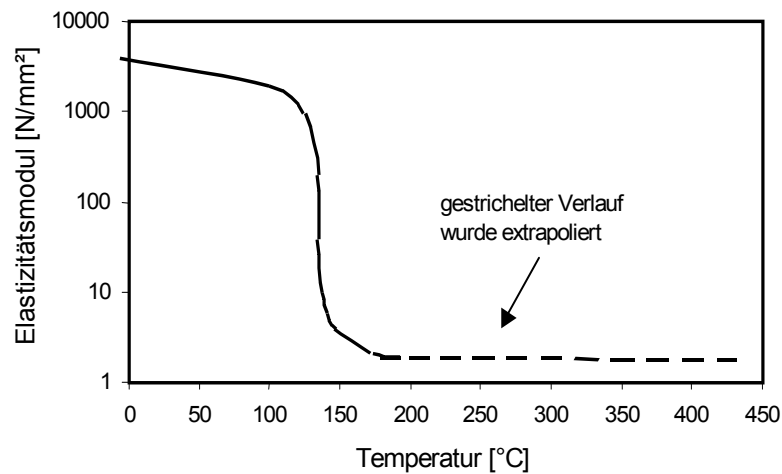


Bild 9.6: Elastizitätsmodul von PMMA in Abhängigkeit von der Temperatur [RF75]

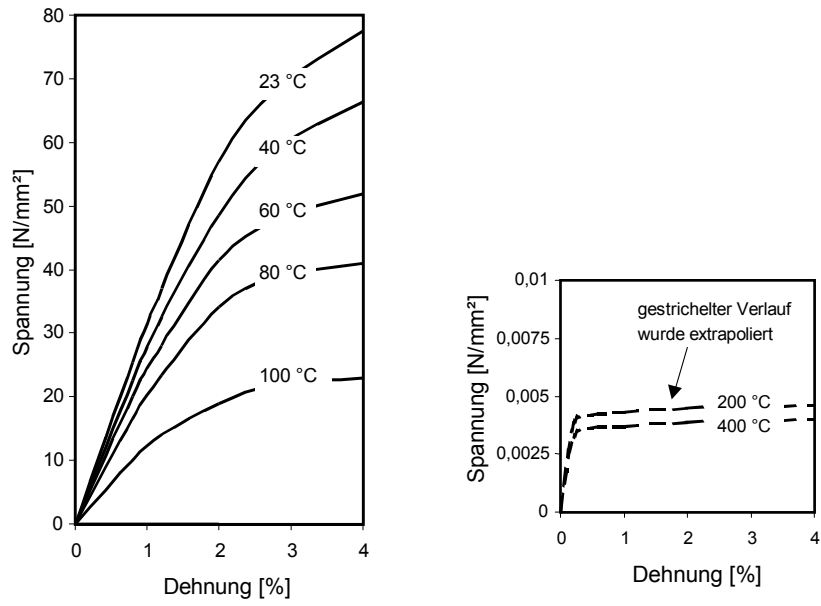


Bild 9.7: Spannungsdehnungsverhalten von PMMA in Abhängigkeit von der Temperatur [NN4]

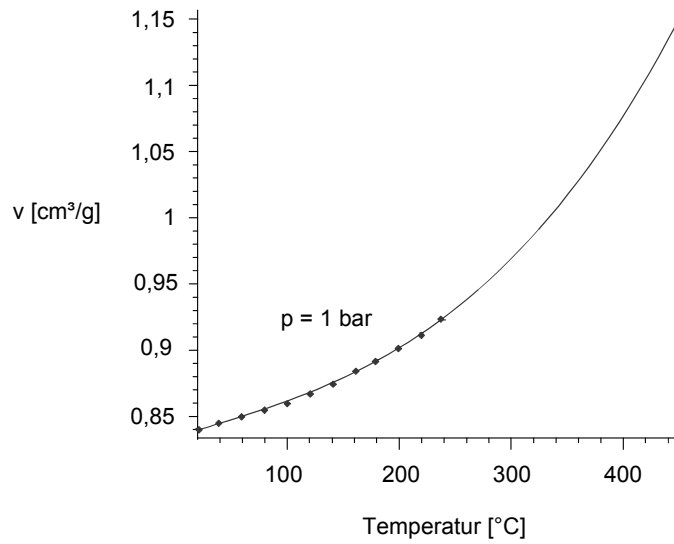


Bild 9.8: Spezifisches Volumen von PMMA in Abhängigkeit von der Temperatur

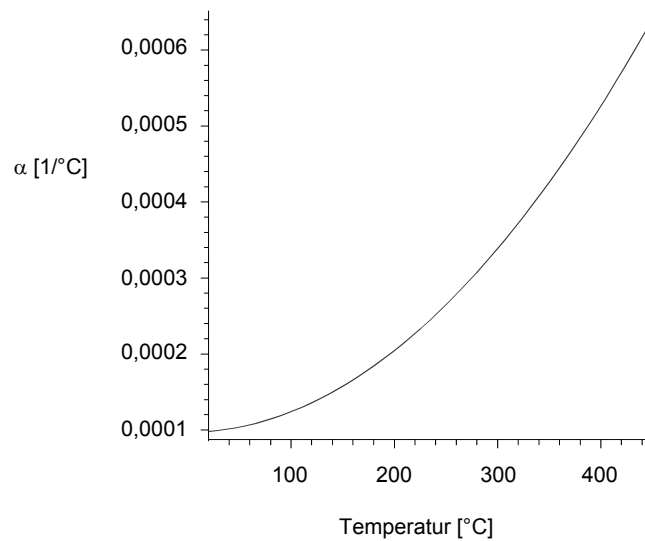


Bild 9.9: Längenausdehnungskoeffizient für PMMA in Abhängigkeit von der Temperatur

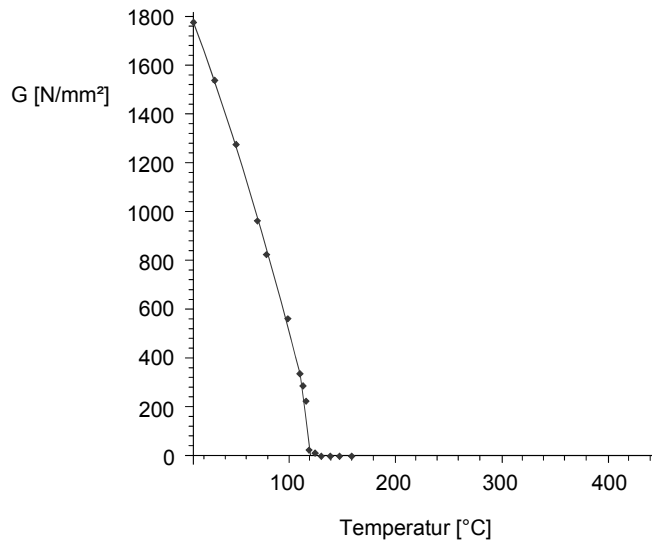


Bild 9.10: Schubmodul für PMMA in Abhängigkeit von der Temperatur

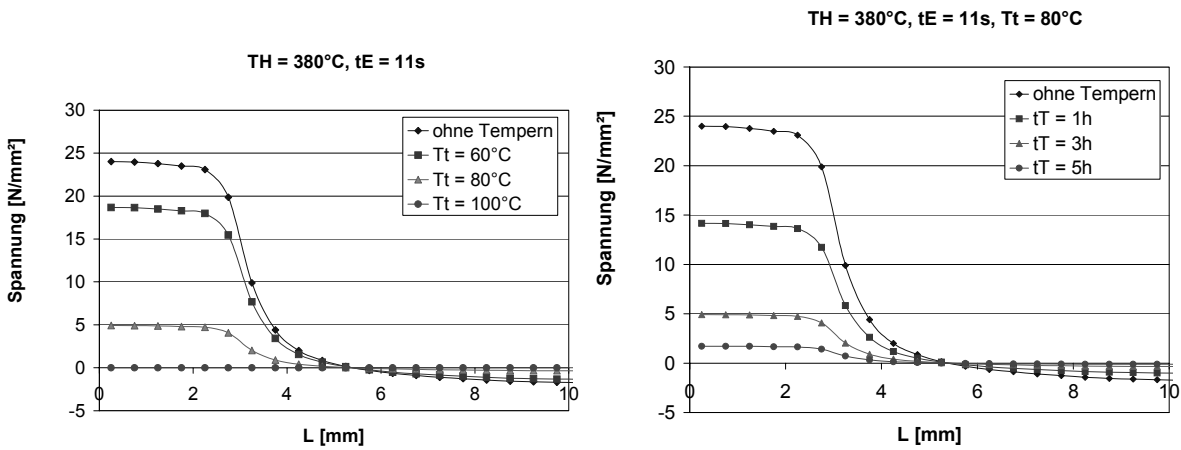


Bild 9.11: Eigenspannungsverläufe nach dem Tempern in Abhängigkeit von der Temperatur (links) und der Zeit (rechts) für den Werkstoff PMMA

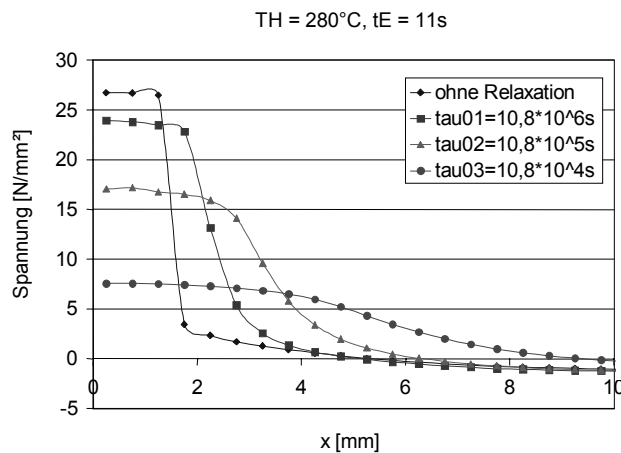


Bild 9.12: Eigenspannungsverläufe in Abhängigkeit von den Relaxationskennzahlen für den Werkstoff PMMA

Tabelle 9.1: Regressionsfunktionen für PP bzw. PMMA

PC	PMMA
$v1(T) = 0,83 + 1,17 \cdot 10^{-4} \cdot T + 0,32 \cdot 10^{-8} \cdot T^3$	$v1(T) = 0,83 + 2,44 \cdot 10^{-4} \cdot T + 0,23 \cdot 10^{-8} \cdot T^3$
$\beta(T) = 1,4 \cdot 10^{-4} + 0,12 \cdot 10^{-7} \cdot T^2$	$\beta(T) = 2,91 \cdot 10^{-4} + 0,81 \cdot 10^{-8} \cdot T^2$
$G1(T) = 859,71 - 0,23 \cdot T + 0,32 \cdot 10^{-8} \cdot T - 0,01 \cdot T^2$	$G1(T) = 1890,25 - 11,13 \cdot T - 0,03 \cdot T^2$
$G2(T) = 5625,01 - 37,5 \cdot T$	$G2(T) = 3919,99 - 32,5 \cdot T$

Tabelle 9.2: Weggeregelter Versuchsplan zur Durchführung der Benetzungstests

Heizelementtemperatur	230°C	280°C	330°C	380°C	430°C
Erwärmzeit	Angleichweg	Angleichweg	Angleichweg	Angleichweg	Angleichweg
6s			0,2 mm (13)	0,2 mm (22)	0,2 mm (31)
11s	0,2 mm (1)	0,2 mm (7)	0,2 mm (14)	0,2 mm (23)	0,2 mm (32)
16s	0,2 mm (2)	0,2 mm (8)	0,2 mm (15)	0,2 mm (24)	
6s			0,4 mm (16)	0,4 mm (25)	0,4 mm (33)
11s	0,4 mm (3)	0,4 mm (9)	0,4 mm (17)	0,4 mm (26)	0,4 mm (34)
16s	0,4 mm (4)	0,4 mm (10)	0,4 mm (18)	0,4 mm (27)	
6s			0,6 mm (19)	0,6 mm (28)	0,6 mm (35)
11s	0,6 mm (5)	0,6 mm (11)	0,6 mm (20)	0,6 mm (29)	0,6 mm (36)
16s	0,6 mm (6)	0,6 mm (12)	0,6 mm (21)	0,6 mm (30)	

Tabelle 9.3: Druckeregelter Versuchsplan zur Durchführung der Benetzungstests

Angleichzeit	4 s	4 s	3 s	3 s	2 s
Heizelementtemperatur	230 °C	280 °C	330 °C	380 °C	430 °C
Angleichdruck	Erwärmzeit	Erwärmzeit	Erwärmzeit	Erwärmzeit	Erwärmzeit
1 N/mm <sup>2</sup>			6 s (49)	6 s (58)	6 s (67)
2 N/mm <sup>2</sup>			6 s (50)	6 s (59)	6 s (68)
3 N/mm <sup>2</sup>			6 s (51)	6 s (60)	6 s (69)
1 N/mm <sup>2</sup>	11 s (37)	11 s (43)	11 s (52)	11 s (61)	11 s (70)
2 N/mm <sup>2</sup>	11 s (38)	11 s (44)	11 s (53)	11 s (62)	11 s (71)
3 N/mm <sup>2</sup>	11 s (39)	11 s (45)	11 s (54)	11 s (63)	11 s (72)
1 N/mm <sup>2</sup>	16 s (40)	16 s (46)	16 s (55)	16 s (64)	
2 N/mm <sup>2</sup>	16 s (41)	16 s (47)	16 s (56)	16 s (65)	
3 N/mm <sup>2</sup>	16 s (42)	16 s (48)	16 s (57)	16 s (66)	



## Lebenslauf

privat: Joachim Schnieders  
Lange Trift 5  
33100 Paderborn  
Tel.: 05293/931078

dienstl.:  
Verein zur Förderung der Kunststofftechnologie  
Warburger Straße 100  
Tel.: 05251/603936

geboren am 19.05.1970 in Hörstel  
verheiratet, 1 Kind  
deutsch

### **SCHULAUSSBILDUNG**

---

8/76 – 6/80                      Kath. St.-Antonius Grundschule in Hörstel / Bevergern  
8/80 – 6/86                      Anne Frank Realschule in Ibbenbüren

### **BERUFSAUSSBILDUNG**

---

8/86 – 1/89                      Ausbildung zum Kunststoff-Formgeber  
Firma SEG Kunststofftechnik in Dreierwalde  
Hans-Böckler Berufsschule in Münster  
Abschluß: Facharbeiter

### **BERUFLICHE TÄTIGKEIT**

---

2/89 – 6/89                      Facharbeiter in der Firma SEG Kunststofftechnik

### **FACHBEZOGENE SCHULAUSSBILDUNG**

---

8/89 – 6/90                      Fachoberschule Technik in Ibbenbüren  
Abschluß: Fachhochschulreife

### **STUDIUM**

---

9/90 – 8/94                      Studium der Hochleistungswerkstofftechnik an der  
Fachhochschule Osnabrück  
6/92                                  Erhalt des Vordiploms  
3/93 – 7/93                      Praxissemester in der Firma Engel Maschinenbau  
in Schwertberg / Österreich  
8/94                                  Fachhochschulabschluß: Diplom-Ingenieur, Note: 1,2  
mit Auszeichnung  
10/94 – 12/97                    Ergänzungsstudiengang Maschinenbau, Universität  
Paderborn, Schwerpunkt Kunststofftechnik  
Hochschulabschluß: Diplom-Ingenieur, Note: 1,8

### **WISSENSCHAFTLICHE / BERUFLICHE TÄTIGKEIT**

---

1/98 – 12/02                    Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Kunst-  
stofftechnik, Universität Paderborn  
Arbeitsgebiet: Schweißen von Kunststoffen  
seit 1/03                          Angestellter des Vereins zur Förderung der Kunststoff-  
technologie e.V. Paderborn

Paderborn, im Dezember 2004