

MONTANUNIVERSITÄT LEOBEN

Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau

Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Wilfried Eichlseder

Doktorarbeit

Einfluss der Porosität auf die Betriebsfestigkeit
von Al-Druckgussbauteilen

Dipl.-Ing. Dawid Powązka

Rigorosum: 20.03.2009

Begutachtung Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Wilfried Eichlseder
Univ.Prof. Dr.-Ing. habil. Jerzy Kaleta

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit in der Abteilung „Betriebsfestigkeit und Werkstoffe“ der BMW Group in München.

Ich möchte mich an der Stelle sehr herzlich bei allen bedanken, die mich bei der Anfertigung dieser Arbeit freundlich aufgenommen und mit ihrem Fachwissen und ihrer Erfahrung unterstützt haben.

Dabei gilt ein besonderer Dank Herrn Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.-techn. Wilfried Eichlseder, dem Leiter des Lehrstuhls für Allgemeinen Maschinenbau an der Montanuniversität Leoben, für die Förderung und gründliche wissenschaftliche Betreuung meiner Arbeit.

Herrn Univ.Prof. Dr.-Ing. habil. Jerzy Kaleta vom Institut für Materialkunde und Angewandte Mechanik der Technischen Universität Breslau danke ich für das Interesse an die Arbeit und die bereitwillige Übernahme der Zweitbegutachtung sowie die damit verbundene Mühe.

Meinem Betreuer für diese Arbeit, Herrn Dr.-Ing. Helge Oppermann, danke ich recht herzlich für die eingeräumte Freiheit bei der Ausgestaltung meiner Forschung, zahlreiche und wertvolle Vorschläge, sowie für das Korrekturlesen meiner Dissertation.

Ebenfalls sehr herzlich möchte ich mich bei Herrn Dr.-Ing. Martin Brune bedanken, Leiter der Numerischen Simulation, der mir die Arbeit an der Promotion in seiner Abteilung ermöglicht und immer gerne mit seinem Fachwissen geholfen hat, sowie bei allen Kollegen, die für ein angenehmes Klima in der Arbeit sorgten.

Besonders danke ich auch meiner Familie und meiner Frau Ania für die Unterstützung während des Studiums. Ohne deren Verständnis wäre die Erstellung der Arbeit nicht denkbar gewesen.

München, im Dezember 2008
Dawid Powązka

Eidesstattliche Erklärung

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

München, im Dezember 2008

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	7
1. Einleitung	10
1.1 Motivation	10
1.2 Ziel der Arbeit	11
2. Theoretische Grundlagen	13
2.1 Werkstoffkundliche und mechanische Grundlagen	13
2.1.1 Aluminium im Fahrzeugbau	13
2.1.2 Aluminiumdruckgießen	14
2.1.3 Charakterisierung der Gießfehler	18
2.1.3.1 Gasporosität	18
2.1.3.2 Schwindungsporosität	19
2.1.3.3 Porositätsverteilung	19
2.1.4 Identifizierung der Gießfehler	20
2.1.4.1 Metallographische Untersuchungen	20
2.1.4.2 Microfocus Computertomographie (CT)	20
2.1.4.3 Röntgenprüfung- Radiographie und Radioskopie	23
2.1.4.4 Konfokalmikroskopie	24
2.1.4.5 Rasterelektronenmikroskopie (REM)	24
2.1.4.6 Hochfrequenzultraschall	25
2.1.4.7 Ausblick	26
2.1.5 Schwingfestigkeit	26
2.1.6 Rechnerische Lebensdauerabschätzung	28
2.1.6.1 Konzepte zur Lebensdauerberechnung	28
2.1.6.2 Schadensakkumulation	30
2.1.6.3 Multiaxiale Belastung	31
2.1.6.4 Software zur Lebensdauerberechnung- FEMFAT	32
2.2 Gießsimulation	32
3. Berücksichtigung der Porosität bei der Abschätzung der Lebensdauer- Stand der Forschung	35
3.1 Spannungsmechanische Betrachtung der Porosität nach Zhang und Sonsino	35
3.2 Einfluss der Porosität auf die Lebensdauer von Al-Legierungen nach Wang	38
3.3 Einfluss der Porosität auf die Lebensdauer von Al-Legierungen nach Gao	39
3.4 Berechnung der Wöhlerlinie porenfreier Randschicht nach Fagschlunger	40
3.5 Berechnung der Wöhlerlinie porenfreier Randschicht nach Oberwinkler	41
3.6 Prognose der Schwingfestigkeit von porösem Gusstahl nach Hardin und Beckermann	42

3.7	Probabilistisches Modell für die Bestimmung der Schwingfestigkeit in Abhängigkeit von der Porosität nach Zhu	43
3.8	Betrachtung der Porosität nach Ries und Taxer	45
3.9	Zusammenfassung des Standes der Forschung	46
4.	Vorgehensweise	47
5.	Experimentelle Bestimmung des Einflusses der Porosität auf die Schwingfestigkeit von Al-Druckgusslegierungen	49
5.1	Werkstoff	49
5.2	Probengeometrie	50
5.3	Vorbereitung von Proben mit unterschiedlichen Porositäten	51
5.4	Untersuchung zur Porositätsverringerung durch Hippen	53
5.5	Porositätsauswertung	55
5.6	Gefügeanalyse	57
5.7	Schwingfestigkeitsuntersuchungen	60
5.8	Ursachenanalyse der Abweichung bei den Werkstoffkennwerten	62
5.8.1	Abweichung bei der Legierungszusammensetzung	62
5.8.2	Härteunterschiede	65
5.9	Diskussion der Ergebnisse	66
6.	Entwicklung eines Modells zur Abschätzung des Porositätseinflusses auf die Schwingfestigkeit	67
6.1	Spannungsmechanische Betrachtung	67
6.2	CT- Untersuchungen	67
6.2.1	Vergleich zwischen metallographischen und Computertomographie-Untersuchungen	70
6.2.2	Ergebnisse der Computertomographie des untersuchten Stabes	70
6.2.3	Aus den CT-Untersuchungen abgeleitete statistische Korrelationen	73
6.2.4	Vorschlag für die Abschätzung der lokalen Porosität bei fehlender statistischer Absicherung	76
6.3	Vorschlag für ein Modell zur Berechnung der Wöhlerlinie in Abhängigkeit von der lokalen Porosität	79
6.3.1	Rechnerische Bestimmung der Kerbformzahl in Abhängigkeit von der Porosität	81
6.3.1.1	Porosität, Porengröße und Porenform	82
6.3.1.2	Lage der Pore/ Abstand von der Oberfläche	86
6.3.1.3	Porennumfeld/ Nachbarschafteffekt	87
6.3.2	Bestimmung der Stützwirkung	88
6.3.3	Definition des Berechnungsalgorithmus	89
6.4	Diskussion	91

7	Anwendung des Berechnungsmodells auf Kokillengussbauteile	93
7.1	Kokillengießprozess	94
7.2	Werkstoff, Probenfertigung und Probengeometrie	94
7.3	Porositätsauswertung und Gefügeanalyse	95
7.4	Schwingversuche	97
7.5	Diskussion der Ergebnisse	98
8	Verifizierung des Berechnungsmodells auf Basis verschiedener Al-Legierungen	99
8.1	AlMg5Si2Mn	99
8.2	AlSi10MgMnFe	100
8.3	AlSi9Cu3	101
8.4	Diskussion der Ergebnisse	102
9	Rechnerische Lebensdauerabschätzung in der Auslegungsphase unter Berücksichtigung der lokalen Porosität	103
9.1	Bestimmung der Porositätsverteilung in der Auslegungsphase	103
9.2	Bestimmung der lokalen Wöhlerlinie mit dem Berechnungsmodell	107
9.3	Rechnerische Lebensdauerabschätzung im Vergleich zum Versuch	108
10	Zusammenfassung und Ausblick	111
11	Literaturangaben	113
	Kurzfassung	123
	Summary	124
	Anzahl Bilder	100
	Anzahl Tabellen	14

Abkürzungsverzeichnis

A	Fläche
A	Probenoberfläche
A_{defect}	Gebiet des Fehlers auf der Bruchfläche
A_0	Probenoberfläche der Referenzprobe
$A_{90\%}$	90%- Oberfläche einer Pore
$A_{90\%,\text{ges}}$	90%- Oberfläche aller Poren
$A_{090\%}$	90%- Oberfläche der Probe
A_5	Bruchdehnung
A_p	Projizierte Porenfläche
a	größerer Radius der Ellipse
α	Empfindlichkeitsfaktor
b	Schwingfestigkeitsexponent
b	kleinerer Radius der Ellipse
b	Probenbreite
c	Duktilitätsexponent
D	Gesamtschädigung (Schadensumme)
D	Detektorbreite
D	Bruchauslösende Porengröße
DAS	Dendritenarmabstand
D_{max}	Durchmesser der maximalen Pore im Schliff
ΔD_i	Schadungsbeitrag eines Schwingspiels (Teilschädigung)
d	Probendurchmesser
d	Abstand vom Kerbgrund
d; d_p	Porendurchmesser
d_e	äquivalenter Porendurchmesser
d_k	Korngröße
E	Elastizitätsmodul
ϵ	Dehnung
ϵ_a	Dehnungsamplitude
ϵ_f'	Duktilitätskoeffizient
F	Kraft
FDA	Focus Detektor Abstand
FOA	Focus Objekt Abstand
$f_{d,\text{DAS}}$	Einflussfaktor auf die Dauerfestigkeit
HBS	Werkstoffhärte nach Brinell (Stahlkugel)
HBV	Werkstoffhärte nach Brinell (Hartmetallkugel)
HV	Werkstoffhärte nach Vickers
K	Spannungsintensitätsfaktor (SIF)
K'	zyklischer Verfestigungskoeffizient
K_D	Exponent für nichtlinearen Zusammenhang zwischen der Dauerfestigkeit und dem Spannungsgradient
K_f	Kerbwirkungszahl
$K_{f,\text{Pore}}$	Kerbwirkungszahl des porösen Werkstoffes
$K_{f,\text{Pore,Ref}}$	Kerbwirkungszahl des porösen Referenzwerkstoffes

$K_{f,PF}$	Kerbwirkungszahl des porenfreien Werkstoffes
K_g	Gesamtkerbformzahl
K_t	Kerbformzahl
$K_{t,max}$	maximale Kerbformzahl
ΔK_{th}	Schwellwert des Spannungsintensitätsfaktors
$K_{t,Pore}$	Kerbformzahl der Pore
$K_{t,Pore,Ausdehn,2D}$	Kerbformzahl der ausgedehnte Pore bei der 2D Annäherung
$K_{t,Pore,Ausdehn,3D}$	Kerbformzahl der ausgedehnte Pore bei der 3D Annäherung
$K_{t,Pore,Oberfl.Abw}$	Kerbformzahl der Pore mit unregelmäßiger Oberfläche
$K_{t,P0}$	Kerbformzahl der Pore weit unter der Oberfläche
K_σ	spannungsbezogene Kerbformzahl
K_ϵ	dehnungsbezogene Kerbformzahl
k	Neigung der Wöhlerlinie/ Zeitfestigkeitslinie
k_2	Neigung der Wöhlerlinie bei $N > 2 \cdot 10^6$
κ	Weibull- Exponent
M	geometrische Vergrößerung
M_{Max}	maximale geometrische Vergrößerung
N	Schwingspielzahl
N_i	Teilkollektiv
N_K	Knickpunkt der Wöhlerlinie
N_f	Bruchschwingspielzahl
n	Stützzahl
n'	zyklischer Verfestigungsexponent
n_i	Schwingspiele pro Teilkollektiv
n_{Pore}	Stützzahl des porösen Werkstoffes
n_χ	Stützzahl nach Eichseder
χ	Spannungsgradient
χ'	relativer Spannungsgradient
χ'_b	relativer Spannungsgradient einer Biegeprobe
P	Porositätsgrad
P_{Ref}	Porositätsgrad des Referenzwerkstoffes
P	Größe der Detektorpixel
PB	Index für porenbehaftete Proben
PF	Index für porenfreie Proben
P_a	Ausfallwahrscheinlichkeit
$P_{\bar{u}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit
p	Gasporendruck
p_0	gesunkener Gasporendruck
p_G	Gasporendruck beim Erstarren der Schmelze
p_P	Gasporendruck im erkalteten Gussstück
R	Spannungsverhältnis
R	Radius
R_m	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	Streckgrenze
r	Kerbradius
ρ	Dichte eines Mediums
ρ	Krümmungsradius der Ellipse
S	Nennspannung

SDAS	Sekundärdendritenarmabstand
S_a	Nennspannungsamplitude
$S_{a,k}$	Nennspannungsamplitude am Knickpunkt der Wöhlerlinie
S_g	Gleitschichtdicke
S_u	Bruchfestigkeit
σ	Spannung
σ_a	Spannungsamplitude
σ_a	örtliche elastisch-plastische Spannungsamplitude (Ramberg-Osgood)
σ_{aD}	dauerfest ertragbare Spannungsamplitude einer ungekerbten Probe
σ_{aDK}	dauerfest ertragbare Spannungsamplitude einer gekerbten Probe
$\sigma_{a,k}$	Spannungsamplitude am Knickpunkt der WL (Probenoberfläche A)
σ_{aK0}	Spannungsamplitude am Knickpunkt der WL (Probenoberfläche A_0)
$\sigma_{a,PB}$	Schwingfestigkeit des porenbehafteten Werkstoffes
$\sigma_{a,PB,Ref}$	Schwingfestigkeit des porenbehafteten Referenzwerkstoffes
$\sigma_{a,PF}$	Schwingfestigkeit des porenfreien Werkstoffes
σ_{bw}	Biegewechselfestigkeit
σ_{zdw}	Zug-Druckwechselfestigkeit
σ_D	Langzeitfestigkeit
σ_f'	Schwingfestigkeitskoeffizient
σ_K	Spannung am Knickpunkt der Wöhlerlinie
σ_{Kerb}	Kerbspannungsamplitude
σ_{lokal}	lokale Spannung
σ_m	Mittelspannung
σ_{max}	Spannungsmaximum
$\sigma_{max, Kerbe}$	lokales Spannungsmaximum durch Kerbe
$\sigma_{max, Pore}$	lokales Spannungsmaximum durch Pore
σ^∞	Spannung in großer Entfernung zur Kerbe
t	Zeit
t	Tiefe der Ellipse ($t=a$)
t	Abstand von der Oberfläche
T	Temperatur
T_R	Raumtemperatur
x	Abstand
Δx	kritischer Abstand einer Pore zur Oberfläche
Y	Geometriefaktor
V	Auflösung
V_p	Porenvolumen
V_L	Lunkervolumen

1. Einleitung

Werkstoffe stellen eine wesentliche Grundlage zur Erfüllung der Funktionsanforderungen an ein Bauteil dar. Die Werkstoffforschung liefert ständig neue Antworten auf die Frage nach dem geeignetsten Material. Die Lösungen sind jedoch nie endgültig und müssen entsprechend den neuen Entwicklungen angepasst werden.

Bei Fahrzeugen ist die Verbrauchsreduzierung bzw. erhöhte Wirtschaftlichkeit dabei nur ein Gesichtspunkt, der dem Kunden zum Kauf eines Fahrzeugs animieren soll. Inzwischen genauso wichtig sind jedoch Aspekte des Umweltschutzes vor dem Hintergrund der globalen Erwärmung, da die Reduzierung des Kraftstoffverbrauchs auch zur Verminderung des Ausstoßes an umweltschädlichen Abgasen wie z.B. Kohlendioxid (CO₂) führt. Aus Sicht des einzelnen Kunden mag das zwar keine weltbewegende Menge sein - bei Millionen jährlich produzierter und verkaufter Fahrzeuge mit sparsamerem Verbrauch ergibt das jedoch einen signifikanten Beitrag zum Schutz des Erdklimas. Und dafür muss der Ausstoß der so genannten Treibhausgase definitiv reduziert werden, da die Konsequenzen des fortschreitenden Klimawandels für die Menschheit erheblich sind [57, 65].

Eine Möglichkeit zur Reduzierung des Bauteilgewichts liefert die Substitution von Stahl durch Aluminium unter Berücksichtigung einer werkstoffgerechten Konstruktion. Aluminiumgusslegierungen halten deshalb im Automobilbau schon seit längerem immer mehr Einzug, insbesondere in den Bereichen Fahrwerk, Antriebsstrang und Karosserie, da sie neben erheblichen Gewichtsvorteilen auch das Abgießen von komplexen Formen ermöglichen. Die Gießereitechnologie ist dabei sehr wichtig, da der Gewichtsvorteil des Aluminiums neben seiner geringeren Dichte ebenfalls in der Fähigkeit liegt, eine komplexe Geometrie zu erzeugen, die in der Lage ist, in einem einzelnen Bauteil mehrere Funktionen zu realisieren.

1.1 Motivation

Das Schwingfestigkeitspotenzial von Aluminiumguss kann jedoch nicht voll ausgenutzt werden, da Al-Gussbauteile eine Vielzahl von schwingfestigkeitsmindernden Inhomogenitäten wie z.B. Poren und Lunker aufzeigen. Besonders problematisch ist dabei, dass die Übertragung von an Proben oder Bauteilen gewonnenen Werkstoffkennwerten nicht ohne weiteres möglich ist, da der Einfluss des lokalen Porositätszustandes bisher noch nicht klar quantifiziert wurde. Deshalb werden nach dem heutigem Stand der Technik in Ermangelung von zutreffenden Werkstoffkennwerten für die Lebensdauerberechnung die Werkstoffkennwerte aus Normen und Datenbanken verwendet. Die lokale Porosität o.ä. sind darin jedoch nicht berücksichtigt.

Eine bessere Ausnutzung des Leichtbaupotenzials von Aluminiumguss setzt also voraus, bereits in der Auslegungsphase die lokalen Werkstoffeigenschaften bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung berücksichtigen zu können. Denn in dieser Phase kann sowohl die Bauteilkonstruktion als auch die Konstruktion des Gießwerkzeuges ohne größeren Zeit- und Kostenaufwand optimiert werden. Diese Änderungen an der Bauteilgeometrie beeinflussen einerseits die lokale Beanspruchung, andererseits die Verteilung der Fertigungsinhomogenitäten im Bauteil und damit die lokale Festigkeit. Problematisch ist dabei, dass in der Auslegungsphase noch keine Prototypen zur experimentellen Bestimmung der Verteilung

der Fertigungsinhomogenitäten und der davon abhängigen Festigkeitskennwerte zur Verfügung stehen.

Eine genauere Ermittlung der Lebensdauer bereits in der Auslegungsphase bedarf daher einerseits einer Methode zur Abschätzung der Porositätsverteilung, andererseits einer Methode zur Bestimmung der Abhängigkeit der lokalen Schwingfestigkeit von der zuvor abgeschätzten lokalen Porosität.

Die Porositätsverteilung kann aufgrund des Bauteils aus einem Vorgängermodell oder aufgrund eines ähnlichen Bauteils bestimmt werden. Dies ist jedoch nicht immer möglich und stellt lediglich eine gewisse Annäherung dar. Die Zukunft gehört daher der numerischen Simulation des Druckgussprozesses.

Im Anschluss daran sind die lokalen Festigkeitsdaten, d.h. die der Festigkeitsberechnung zugrunde gelegten Wöhlerlinien ebenfalls an die lokale Porosität anzupassen. Die in Normen oder Datenbanken zur Verfügung stehenden Werkstoffkennwerte sind nur für einen bestimmten Porositätszustand festgestellt worden und bedürfen daher einer Modifikation. Die Modifikation der aus der Datenbank bzw. Normen entnommenen Werkstoffdaten in Abhängigkeit von dem lokalen Porositätszustand ist jedoch dadurch erschwert, dass die Poren nicht homogen über den Bauteilquerschnitt verteilt sind. Während die Bauteilrand-schicht nahezu porenfrei ist, nimmt die Porosität zur Bauteilmitte hin zu. Sowohl Größe, Form und Lage der einzelnen Pore als auch die Lage der Poren zueinander beeinflussen die Schwingfestigkeit. Zum Verständnis der Wirkung dieser Einflüsse sind diese systematisch zu variieren und zu bewerten. Die Bewertung der Porosität in einem Bauteil ist letztlich aber nur statistisch möglich, weil eine exakte Vorhersage der o.g. Einflussgrößen einzelner Poren nicht möglich ist.

Das Porositätsphänomen sowie dessen Einwirkung auf die Schwingfestigkeit wurde von mehreren Autoren beschrieben. Die Details dazu sind im Abschnitt 3 dargestellt. Trotz der gewonnenen Erkenntnisse ist es aber bis jetzt nicht gelungen, ein Modell zur Abschätzung der Schwingfestigkeit in Abhängigkeit von der Porosität zu definieren.

1.2 Ziel der Arbeit

Wie oben bereits erwähnt, erfordert eine bessere Ausschöpfung des Leichtbaupotenzials von Aluminiumguss einerseits eine Methode zur Abschätzung der Porosität (Größe und Verteilung), und andererseits eine Methode zur Bewertung der lokalen Schwingfestigkeit in Abhängigkeit der abgeschätzten Porosität. Während die Bestimmung der Porosität eine Aufgabe für die numerische Simulation des Gießprozesses darstellt, ist die Entwicklung einer Methode zur Abschätzung der Schwingfestigkeit in Abhängigkeit der Porosität **das primäre Ziel der vorliegenden Arbeit.**

Es soll die These bewiesen werden, dass es mit Hilfe der Kerbformzahl K_t möglich ist, den Einfluss der unterschiedlichen Porositätszustände auf die lokalen Spannungskonzentrationen zu beschreiben, was die Abschätzung einer porositätsbedingten Schwingfestigkeit von Al-Gusslegierungen zulässt.

Das abzuleitende Modell soll dabei möglichst unkompliziert aufgebaut sein und als Input einfach zu ermittelnde Daten benötigen. Die Definition des Berechnungsmodells erfordert hierzu neben experimentellen Untersuchungen der Schwingfestigkeit auch eine genaue Charakterisierung der einzelnen Poren sowie des gesamten Porositätszustandes. Hierfür

werden Computertomographie-Untersuchungen durchgeführt, die wegen ihrer großen Genauigkeit für die Ziele dieser Arbeit besonders geeignet sind.

Für die Entwicklung der Methode zur Berechnung von Schwingfestigkeitskennwerten in Abhängigkeit von der lokalen Porosität des Aluminiumgusses sind folgende Arbeitsschritte erforderlich:

1. Analyse des Werkstoffes, des Fertigungsprozesses sowie der entstehenden Gießfehler als grundsätzlichen Informationen für weitere Untersuchungen des Einflusses der Porosität auf die Lebensdauer.
2. Studie der Verfahren für die Identifizierung der Gießfehler, um das für die erforderlichen Untersuchungen am besten geeignete Verfahren auszuwählen.
3. Erarbeitung des Erkenntnisstandes zum Porositätseinfluss auf die Schwingfestigkeit.
4. Durchführung von systematischen Schwingfestigkeitsuntersuchungen zur Feststellung der Korrelation zwischen Porosität und Schwingfestigkeit.
5. Untersuchung des Dendritenarmabstandes, der Legierungszusammensetzung sowie der Werkstoffhärte als weiteren möglichen Ursachen der Abweichung beim WL-Verlauf.
6. Durchführung der detaillierten zweidimensionalen und dreidimensionalen Porositätsidentifizierung mit Hilfe der Mikrofokus-Computertomographie sowie die Bearbeitung der für die jeweiligen Porositäten repräsentativen statistischen Korrelationen.
7. Realisierung von FEM-Berechnungen für die für bestimmte Porositätszustände repräsentativen Porengeometrien, die aufgrund von statistischen Korrelationen festgestellt wurden.
8. Definition eines Berechnungsmodells zur Beschreibung der Abhängigkeit der Schwingfestigkeit von Aluminiumguss von der lokalen Porosität.
9. Verifikation des abgeleiteten Berechnungsmodells auf Basis diversen Al-Legierungen
10. Rechnerische Lebensdauerabschätzung in der Auslegungsphase unter Berücksichtigung der lokalen Porosität.

Die vorliegende Arbeit soll durch die Verbesserung der Genauigkeit der rechnerischen Lebensdauerabschätzung von Aluminiumgussbauteilen letztlich einen Beitrag zur Verkürzung der Entwicklungszeiten, zur Reduzierung der Hardwareschleifen und zur Ausnutzung des Leichtbaupotenzials verbunden mit der Reduzierung des Kraftstoffverbrauchs leisten.

2. Theoretische Grundlagen

2.1 Werkstoffkundliche und mechanische Grundlagen

In den folgenden Abschnitten werden zunächst die für den Fahrzeugbau relevanten Eigenschaften von Aluminium dargestellt. Es schließen sich die Beschreibung der Gießverfahren von Aluminium für die Fahrzeugindustrie und die Charakterisierung der häufigsten Gießfehler sowie die aktuellen Möglichkeiten ihrer Identifizierung an. Dieses Kapitel abschließend werden die Grundlagen der rechnerischen Lebensdauerabschätzung vorgestellt, und der Stand der Technik zur Berücksichtigung von Gießfehler bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung beschrieben.

2.1.1 Aluminium im Fahrzeugbau

Das Fahrzeuggewicht ist mitentscheidend für den Treibstoffverbrauch. Um möglichst leicht zu bauen und damit Treibstoff zu sparen, wird zunehmend auch Aluminium im Automobilbau eingesetzt. Die Dichte des Werkstoffes ist 3-fach geringer im Vergleich zu Stahl und beträgt $\rho=2,7 \text{ g/cm}^3$. Obwohl Aluminium das häufigste Metall und dritthäufigste Element in der Erdkruste ist, wurde es erst im 19. Jahrhundert entdeckt. Heute wird mehr als ein Viertel des jährlich geförderten Aluminiums für Konstruktionen im Bereich Verkehr eingesetzt. Vor allem im Fahrzeugbau werden eine Vielzahl von Bauteilen in Fahrwerk, Karosserie und Antriebstrang aus Aluminium gefertigt. Der Anteil am Gesamtgewicht eines durchschnittlichen PKW beträgt heute schon weit über 100 kg. Die Gewichtsersparnis beträgt dabei im Vergleich zu traditionellen Werkstoffen ebenfalls mehr als 100 kg [80, 130].

Zunehmend Eingang im Fahrzeugbau findet auch gegossenes Aluminium. Typische gegossene Aluminiumbauteile aus dem Automobilbau sind Kühler, Querlenker, Motorkolben, ABS-Gehäuse, Hauptbremszylinder, Ölwannen und tragende Karosserieteile wie z.B. Federstützen. Nachteile von Aluminium sind die schlechtere Schweißbarkeit das Vorhandensein von Werkstoffinhomogenitäten in Gussbauteilen, die die Festigkeit insbesondere unter schwingender Belastung nachhaltig beeinflussen und letztlich die gegenüber Stahl deutlich höheren Materialkosten [11-12, 125]. Die Grundeigenschaften von Aluminium sind in Tabelle 2-1 zusammengestellt.

Tabelle 2-1: Eigenschaften des Aluminiumwerkstoffes [67]

Eigenschaft	Wert
Schmelzpunkt	660°C
Siedepunkt	2740°C
Kristallstruktur	kubisch flächenzentriert
Massenanteil an der Erdhülle	7,57%
Günstige Festigkeitseigenschaften	-
Gute Umformbarkeit und Spannbarkeit	-
Zugfestigkeit von puren Aluminium	49 MPa

Aluminiumlegierungen zeichnen sich durch eine sehr gute Gießbarkeit aus, was schnelles und preisgünstiges Abgießen von komplexen Strukturen in Großserien ermöglicht. Zu den typischen Legierungskomponenten gehören Silizium, Magnesium, Kupfer und Zink sowie Mangan und Nickel. Diese Elemente bauen zusammen mit dem Aluminium unterschiedliche Legierungssysteme, wie in der Abbildung 2-1 gezeigt:

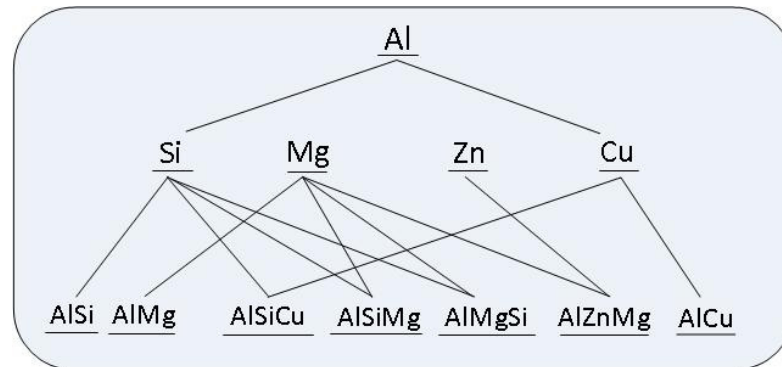


Abbildung 2-1: Beispielweise Kombinationen des Aluminiums mit den Legierungskomponenten [32]

Die Eigenschaften der Legierungssysteme sind durch die jeweiligen Konfigurationen bedingt, und werden abhängig vom Anwendungsbereich festgelegt. Die Festigkeitseigenschaften von Aluminiumlegierungen liegen über denen von reinem Aluminium und erreichen in etwa folgende Werte:

- | | |
|--|-------------|
| - Zugfestigkeit R_m | 150-420 MPa |
| - Streckgrenze $R_{p0,2}$ | 70-320 MPa |
| - Biegewechselfestigkeit σ_{bw} | 50-110 MPa |
| - Bruchdehnung A_5 | 0,1-18% |
| - Elastizitätsmodul | 68-76 GPa |

Die Korrosionsbeständigkeit der Aluminiumlegierungen ist normalerweise geringer als bei reinem Aluminium. Mit dem Legierungselement Mangan können jedoch die Korrosionseigenschaften verbessert werden. Das meistverbreitete Legierungselement ist Silizium, das die Gießbarkeit verbessert und das Gefüge verfeinert. Magnesium hat einen positiven Einfluss auf die Warmfestigkeit, und der vergrößerte Anteil von Kupfer erhöht die Festigkeit bei gleichzeitig günstigerer Dehnung [76].

2.1.2 Aluminiumdruckgießen

Die Fertigungstechnologie des Gießens findet breite Anwendung in vielen Bereichen der Technik. Das Anwendungsspektrum reicht vom Maschinenbau über den Computerbau bis hin zu der Bildbauerkunst oder Schmuckherstellung. Die Gussteile können eine Masse von wenigen Gramm bis zu mehreren Tonnen erreichen. Durch Gießen können sowohl sehr einfache als auch komplizierte Bauteilgeometrien erzeugt werden. Als Gusswerkstoff für hochbelastete Bauteile im Verkehrswesen etablieren sich wegen ihrer Gewichtsvorteile neben Eisengusswerkstoffen zunehmend Aluminium und Magnesium. Die Eigenschaften dieser Werkstoffe sind von der Legierungszusammensetzung und vom Gefüge abhängig. Das

Gefüge hängt insbesondere von der Abkühlgeschwindigkeit ab. Al-Gussbauteile können als Sandguss, Kokillenguss oder Druckguss ausgeführt werden [37, 54].

Das Aluminiumdruckgießen ist ein Gießverfahren, bei dem flüssiges Aluminium unter hohem Druck in die metallische Form gepresst wird. Druckgießen hat seinen Anfang ca. 1820 mit einem Gerät für das Abgießen von individuellen Druckbuchstaben genommen. Gegen 1850 waren schon Anlagen bekannt, die mit einer Geschwindigkeit von 10 Zyklen pro Minute arbeiten konnten. Anfangs wurden insbesondere Blei-, Zink- und Zinnlegierungen als Werkstoffe für Druckgießen angewendet. Die ersten Versuche, eine Aluminiumlegierung abzugießen, sind dagegen fürs Jahr 1900 datiert. Die Schmelze wurde damals mit Luftdruck ohne Kammer in die Form gedrückt, da erste Kaltkammerdruckguss-Maschinen erst gegen 1930 entstanden sind. Der breiteren Anwendung von Druckguss stand schon damals die hohe Porosität der abgegossenen Bauteile entgegen. Damals standen die Technologien zur Begrenzung der Porosität wie Mehrphasensystemen und Multiplikatoren noch nicht zur Verfügung. Interessant ist dennoch, dass schon um 1915 Gray bemerkt hat, dass die Anwendung von herabgesetztem Luftdruck in der Form eine Möglichkeit für die Porositätsverringerung darstellt. Seitdem ist die die Druckgussproduktion stetig angestiegen und zwar hauptsächlich in der Automobilindustrie. Die konstante Weiterentwicklung des Verfahrens ist dabei mehr durch die allgemeine Entwicklung der Hydraulik und Elektronik stimuliert worden und weniger durch die Entwicklung der Technologie an sich, deren Prinzip seit 180 Jahren nahezu gleich ist [7, 116].

Druckguss wird hauptsächlich für dünnwandige Bauteile mit komplexer Geometrie eingesetzt. Das Verfahren arbeitet mit niedrigen Taktzeiten, wodurch kostengünstig produziert werden kann. Hohe Formkosten und lange Vorbereitungszeit machen das Verfahren vor allem für die Großserie interessant. Ein typischer Zyklus des Druckgießverfahrens ist in der Abbildung 2-2 gezeigt [27, 47] (vgl. Abb. 2-4).

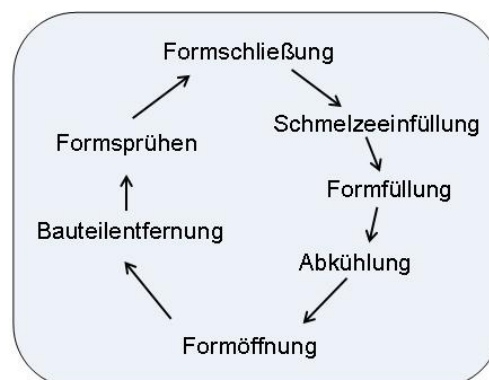


Abbildung 2-2: Standardzyklus des Druckgießverfahrens

Formfüllung

Generell ist zwischen zwei Verfahrensschritten zu unterscheiden: der Formfüllung und der Nachverdichtung des erstarrenden Gussstücks (Abb. 2-3). Die Formfüllung dauert insgesamt deutlich weniger als eine Sekunde, wobei die Strömungsgeschwindigkeit mehr als 100m/s erreichen kann. Der am Anfang konstante Druck steigt am Ende der Formfüllung an, so dass der Enddruck ungefähr doppelt so hoch ist und dadurch eine optimale Nachverdichtung erreicht. Es ist sehr wichtig, dass schon beim Dosieren die richtige Schmelzemenge in die

Druckgusskammer eingebracht wird, denn überschüssige Schmelze tritt beim Öffnen der Form wieder aus und verschiebt den Umschaltzeitpunkt der zweiten Phase [13].

Der Gießvorgang beginnt durch den Vorlauf des Kolbens, der sich am Anfang sehr langsam bewegt, um eine Verwirbelung der Schmelze mit der Luft zu ermöglichen. Dann beschleunigt der Gießkolben im Füllhub, um die Schmelze durch den Anschnitt zu pressen. Die hohe Strömungsgeschwindigkeit verursacht Lufterwirbelungen, die Gasporosität erzeugen. Wenn die Formfüllung abgeschlossen ist, fällt die Kolbengeschwindigkeit auf null ab. Anschließend erfolgt die Nachverdichtungsphase, bei der der Gießdruck bis 200-300 MPa rasch anwachsen muss, um die Formausfüllung und die mechanischen Eigenschaften zu verbessern, die Erstarrungsporosität teilweise zu schließen und die Gasporosität zu verdichten [7].

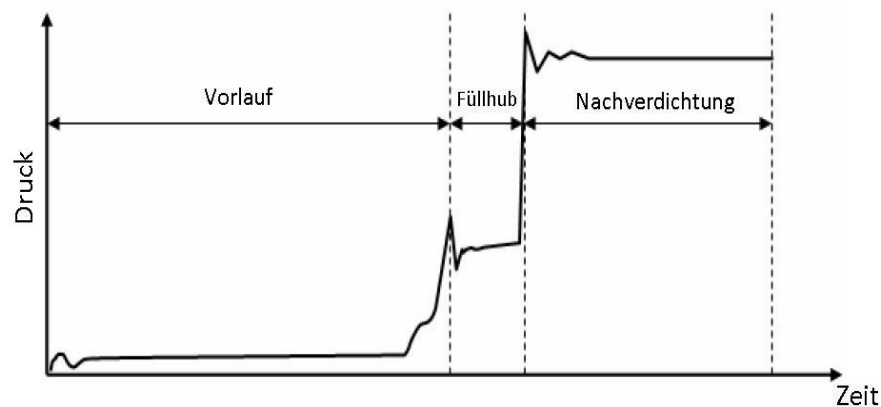


Abbildung 2-3: Kolbendruck einer Druckgussmaschine über die Zeit [6]

Dabei soll die Füllzeit einerseits so kurz wie möglich sein, um die Erstarrung der Schmelze während des Gießens zu verhindern und andererseits aber so lang sein, damit die Gasblasen über die Entlüftungskanäle entfernt werden. Der Prozess ist jedoch so dynamisch, dass es mit den heutigen technischen Möglichkeiten schwer ist, ihn theoretisch zu beschreiben.

Grundlagen auf dem Gebiet der Formfüllung wurden von L. Frommer, H. Barton, W. Brandt, W. Köster und K. Göhring bereits in den Jahren 1930-1950 erarbeitet. Dies hat zur Entstehung von zwei Grundtheorien geführt: Die Rücklauffüllungstheorie von Frommer und die Vorwärtsfüllungstheorie von Brandt. Die Theorie von Frommer erklärt, dass einspritzendes Metall auf die gegenüberliegende Formwand schlägt, sich teilt und zurückfließt entlang der Formwände. Dagegen besagt die Theorie von Brandt, dass die Form konstant vom Anschnitt vorwärts gefüllt wird. Die späteren Arbeiten von Köster, Göhring und Barton zeigen, dass die Beschreibung von Frommer besser der Wirklichkeit entspricht. Allerdings ist die Theorie von Brandt nicht ganz von der Hand zu weisen. Ob es zur Rücklauffüllung oder Vorwärtsfüllung kommt, hängt nämlich stark davon ab, wie groß die kinetische Energie der Schmelze und der Strömungswiderstand des Formhohlraumes ist und es deshalb während der Formfüllung zur Abwechslung der beiden Füllvorgänge kommen kann [7].

Druckgussmaschinen

Druckgussbauteile werden im Warmkammer- oder Kaltkammer-Gießverfahren hergestellt. Beim Warmkammerverfahren befindet sich das Gießaggregat in der Schmelze und bildet mit ihr eine Einheit. Man verwendet das Verfahren für Blei, Zink, Zinn manchmal auch für

Magnesiumlegierungen. Die Bauteile aus Aluminium werden dagegen hauptsächlich auf Kaltkammer-Druckgießmaschinen produziert. Druckgussmaschine und Warmhalteofen für die Schmelze sind in dem Fall getrennt. Die Schmelze, die in die Form eingedrückt werden soll, wird zuvor nach Entnahme aus dem Ofen in die kalte Druckgusskammer eingefüllt (Abb. 2-4). Man unterteilt die Maschinen weiterhin danach, ob die Kammer vertikal oder horizontal positioniert ist. Die Geräte haben zwar nicht die Leistung von Warmkammer-Maschinen, arbeiten jedoch meistens vollautomatisch und liefern glatte Flächen und Kanten ohne Verschmutzungen [21].

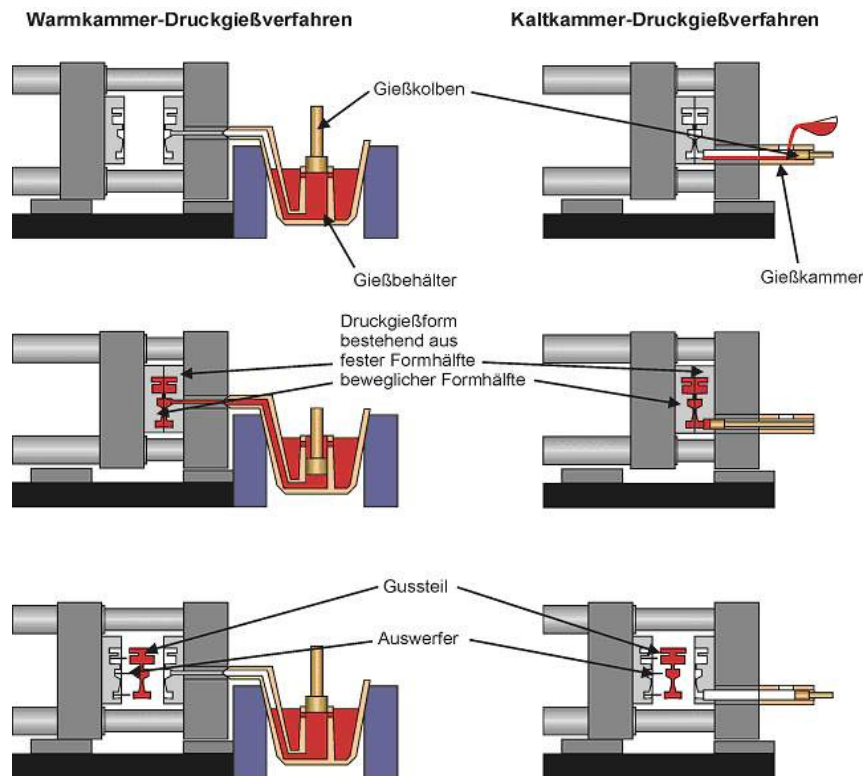


Abbildung 2-4: Schematische Darstellung der Druckgießverfahren [17]

Druckgusseigenschaften

Mit dem Druckgießen wird ein Bauteil von hoher Qualität, guter Messgenauigkeit mit möglichst geringer Porosität in dünnwandigen Bereichen und guter Oberfläche erzeugt. Die Qualität ist eine Funktion von hydrodynamischen Einflüssen und der Temperaturverläufe während der Formfüllung und der Nachverdichtung. Die optimale Anpassung von Gießparametern, welche alle Anforderungen an einen Anguss erfüllt, ist schwer erreichbar, da nicht selten die Parameter gegenläufige Auswirkungen auf die Erfüllung der Anforderungen haben. Die Folge sind letztlich Fehlstellen, z.B. Poren, im Bauteilinneren.

Druckgusserzeugnisse weisen prinzipiell einen inhomogenen Gefügebau auf, beginnend bei einem sehr feinen Gefüge an der Oberfläche (aufgrund der hohen Abkühlrate) bis hin zu einem gröberen in der Bauteilmitte. Wegen der prinzipiell sehr schnellen Abkühlung ist das Gefüge jedoch feinkörniger als bei den Sand- oder Kokillengussbauteilen, was höhere Festigkeitskennwerte bedeutet. Die theoretisch idealen Randbedingungen, welche eine optimale

Strukturausbildung ermöglichen, sind jedoch schwer einzuhalten, was zu Festigkeitsreduzierenden Fehlstellen, z.B. Poren, führt. Prinzipiell ist zwischen Gas- und Erstarrungsporosität zu unterscheiden, wobei die erstgenannte typischerweise bei Druckgusserzeugnissen auftritt. Die Anwesenheit von Gasporosität beeinflusst z.B. den Widerstand gegen hohe Temperaturen sowie die Schwingfestigkeit nachteilig. Die Nachverdichtung während des Gießprozesses drückt die im Gussteil geschlossenen Gasporositäten zu. Aufgrund der Verringerung des Volumens steigt der innere Gasdruck der Poren. Bei der späteren Aufwärmung des Gussteils steigen die plastischen Eigenschaften, was in Verbindung mit dem hohen inneren Gasdruck zu Plastifizierungen auf den oberflächennahen Bereichen führt, die auf der Abgussdecke kleine Beulen verursachen. Deshalb kann man traditionelle Druckgussbauteile normalerweise nicht erwärmen, was die Möglichkeit der Wärmebehandlung und der Anwendung bei höheren Temperaturen beschränkt (vgl. Kap. 5.4) [8, 21].

Druckgießen ist besonders für Bauteile mit dünnwandigen Bereichen geeignet. Nach H.K. Barton [z.B. 8] fließt die Aluminiumschmelze in Bereichen mit einer Wandstärke kleiner als 2 mm zweidimensional, weshalb die Annahmen der Frommerschen Theorie [s.o.] in diesem Bereich nicht mehr gültig sind. In solchen Fällen ist die normalerweise für Al-Druckgusslegierungen charakteristische porenfreie Randschicht nicht mehr so deutlich abgebildet.

2.1.3 Charakterisierung der Gießfehler

Alle Gussbauteile beinhalten Defekte, deren Art und Ursache unterschiedlich sind. Als Defekt wird die Abweichung der Materialeigenschaften der Gefüge sowie deren mechanische Attribute von den gültigen Anforderungen bezeichnet. Das Vakuum (Hohlraumanteil), das über die Materialdichte entscheidet, nennt man Porosität. In der gießtechnischen Anwendung gemäß der Entstehungsursache und der damit in Zusammenhang stehenden, geometrischen Ausprägungsform wird zwischen der Gasporosität und der Schwindungsporosität unterschieden, die bei Druckgussteilen verfahrensbedingt immer auftreten. Diese Porositätsarten sind neben Maßabweichungen und Oberflächenfehlern eine der häufigsten Ausschussursachen, wobei Ausmaß und Ort der Porosität von verschiedenen Faktoren abhängig sind. Zudem sollte die lokale Verteilung von Gießmängeln nicht außer Acht gelassen werden [10, 19, 62, 77, 121].

2.1.3.1 Gasporosität

Gasporosität entsteht hauptsächlich durch während der Formfüllung mitgerissene und eingewirbelte Luft (strömungsmechanisch bedingt). Außerdem verursachen das Verdampfen von Trenn- und Schmiermittel sowie die unterschiedliche Lösungsvermögen (vornehmlich H_2 , O_2 , N_2 , Cl_2 , CO) von Schmelze und erstarrtem Aluminium ebenfalls die Porositätsbildung (thermodynamisch bedingt). Diese zeichnet sich durch eine kugelförmige Form aus und kann mit metallographischen Untersuchungen leicht identifiziert werden (Abb. 2-5). Die Lufteinflüsse können durch entsprechende Optimierung der Gießkolbengeschwindigkeit und der Entlüftungskanäle eingeschränkt werden. Daneben kann das Gasvolumen durch die Nachdruckphase zusätzlich komprimiert werden.

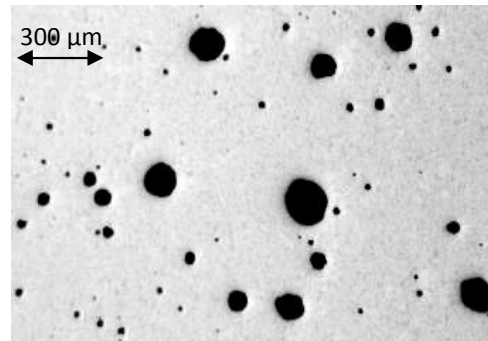


Abbildung 2-5: Gasporosität in einer AlMg Legierung

2.1.3.2 Schwindungsporosität

Schwindungsporosität entsteht dadurch, dass es mit der abnehmenden Temperatur während der Erstarrung zur Volumenkontraktion des flüssigen Materials kommt. Diese gliedert sich in: flüssige Schwindung (oberhalb der Liquidustemperatur), Erstarrungsschrumpfung (zwischen Liquidus- und Soliduslinie) sowie feste Schwindung (unterhalb der Solidustemperatur). Die Art der Porosität charakterisiert sich durch kantige Konturen, die ebenfalls mit metallographischen Untersuchungen erkennbar sind (Abb. 2-6). Diese sind nur über die Nachpressung der Schmelze zu verdichten. Deshalb muss nach abgeschlossener Formfüllung schnellstmöglich ein sehr hoher Nachdruck aufgebaut werden (Nachverdichtungsphase Abb. 2-3).

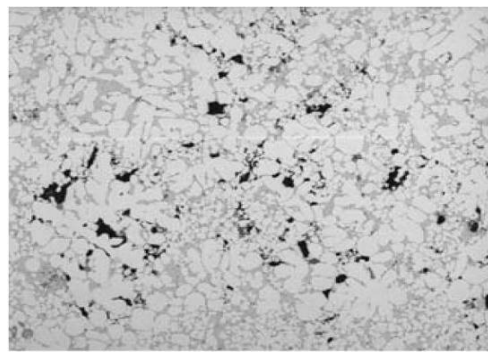


Abbildung 2-6: Erstarrungsporosität in einer AlMg-Legierung [121]

Die bei Druckgusserzeugnissen entstehende Porosität stellt dabei ein Zusammenspiel aus Schwindung- und Gasporosität dar, wobei je nach Gießbedingungen eine der beiden Formen dominiert [62].

2.1.3.3 Porositätsverteilung

Aufgrund ihrer Geometrie verhalten sich die Poren im Bauteil wie innere Kerben. Die Kerben beeinflussen die Schwingfestigkeit nachteilig, wobei der genaue Einfluss auch davon abhängig ist, wo sich eine Pore befindet [1]. Hier muss sowohl der Abstand von der Oberfläche als auch die Lage der Poren zueinander berücksichtigt werden. Dabei ist hier (wie in [121] erwähnt) zwischen systematischer und statistischer Verteilung zu unterscheiden. Während die systematische Verteilung z.B. mit der Gießsimulation vorhersagbar sein soll, stellt die statistische Verteilung eine Unsicherheit dar, die jedoch bei der Bauteilbemessung nicht außer Acht gelassen werden darf. Al-Druckgussbauteile weisen wegen ihrer sehr raschen

Abkühlung eine porenfreie Randschicht auf, was sich positiv auf das Festigkeitsverhalten auswirkt. Eine Besonderheit ist außerdem, dass die Porosität im Grundmaterial je nach Bereich unterschiedlich ist.

2.1.4 Identifizierung der Gießfehler

Es gibt unterschiedliche Prüfverfahren, welche die Identifizierung von Gefügefehlern erlauben und abhängig davon anwendbar sind, was für eine Eigenschaft des Defekts zu beschrieben ist. Deren Auswahl stellt normalerweise den üblichen Kompromiss zwischen Anforderungen, Möglichkeiten und Kosten dar. Der allgemeine Porositätszustand wird normalerweise mit dem Porositätsgrad ausgedrückt, der nach ASTM normiert ist, jedoch nur die Poren größer als $d=0,3\text{mm}$ berücksichtigt [2]. Deshalb wird bei kleineren Poren der so genannte Porenanteil angewendet, welcher dem prozentuellen Anteil von Poren an der Gesamtfläche einer Werkstoffprobe entspricht, vgl. [114].

Man unterscheidet hier prinzipiell zwischen zerstörenden und zerstörungsfreien Prüfmetho- den. Beide haben ihre Vor- und Nachteile, welche jeweils das Entscheidungskriterium bei der Auswahl darstellen. Die meistverbreiteten sind die metallographischen Untersuchungen und die Röntgenprüfung. Zum Einsatz kommen jedoch ebenfalls Rastelektronenmikroskop, Hochfrequenzultraschallprüfung und Konfokalmikroskopie. Darüber hinaus gewinnt aufgrund steigender Rechnerkapazitäten auch die Microfocus- Computertomographie immer mehr an Bedeutung, vgl. [129].

2.1.4.1 Metallographische Untersuchungen

Die metallographischen Untersuchungen stellen das kostengünstigste und sicherste Werkzeug dar, um einen Einblick in das Gefüge und die Porosität eines Bauteils zu bekommen. Dadurch kann der Porositätsgrad gut in der betrachteten Ebene bestimmt werden. Aussagen über die dreidimensionale Porenverteilung können damit aber nicht getroffen werden. Die Untersuchungen werden an sog. Schliffen durchgeführt, also an Proben mit einer Fläche bis $25 \times 50 \text{ mm}$ und Höhe von $10\text{-}20 \text{ mm}$. Der Prozess umfasst Trennen, Einbetten, Schleifen, Polieren und Mikroskopie [31, 64].

Aufgrund der Kontrastunterschiede zwischen dem Werkstoff und den Poren, die im Lichtmikroskop als dunklere Flächen erscheinen, ermöglichen solche Untersuchungen, die porösen Gefüge mit digitalen Bildbewertungsverfahren im Detail darzustellen und quantitativ zu bewerten. Hier sind standardmäßig Vergrößerungen bis $1000 \times$ erreichbar. Abbildung 2-6 zeigt ein Beispiel einer metallographischen Untersuchung.

2.1.4.2 Microfocus Computertomographie (CT)

Die Computertomographie (CT) ist seit der ersten Anwendung am Menschen im Jahr 1971 ein mehr und mehr gängiges, zerstörungsfreies Prüfverfahren, das die innere Struktur von Bauteilen oder Werkstoffen in drei Dimensionen darstellt. Ein industrieller Microfocus Computertomograph zeichnet sich im Gegensatz zu einem in der Medizin verwendeten durch höheren Kontrast, bessere Auflösung und Röntgenstrahlen höherer Energie aus, um insbesondere metallische Werkstoffe untersuchen zu können. Gemeinsam mit der steigenden Rechenleistung ermöglicht das die Erzeugung von Tomogrammen - also

Schnittbildern, ohne das Bauteil zu zerstören. Diese Untersuchungsmethode hängt nicht von dem zu prüfenden Material ab, kann also sowohl bei metallischen bzw. keramischen Werkstoffen als auch bei Kunststoffen und Verbundwerkstoffen eingesetzt werden. Die Microfocus Tomographie ermöglicht es, kleine Fehler darzustellen, und ist deshalb für die Identifizierung von Werkstoffinhomogenitäten wie Poren, Lunkern und Einschlüssen gut geeignet. Bis jetzt war das zerstörungsfrei nur sehr eingeschränkt (für Porosität > 1,5% [63]) über die Wägung nach dem archimedischen Prinzip möglich. Damit ergeben sich nun jedoch neue Möglichkeiten für zukünftige Entwicklungen.

Die Anzahl unterschiedlicher CT-Systeme, die auf dem Markt zur Verfügung stehen, ist sehr groß- von großen Geräten, die in der Lage sind, bis zu 300 mm Dicke Stahlstücke zu durchstrahlen bis zum akkuraten Systemen, die eine Auflösung im Bereich von einem Mikrometer erreichen. Die Auflösung hängt im Wesentlichen von der Probengröße ab, wobei als Faustregel angenommen wird, dass etwa 1 Promille des größten Objektdurchmessers aufgelöst werden kann [9].

Der grundsätzliche Unterschied im Vergleich zu konventionellen Röntgenbildern ist hierbei, dass die abgebildeten inneren Werkstoffinhomogenitäten nicht überlagert und auf einer Ebene aufeinander projiziert werden. Die Strukturen bilden ebenfalls die genaue Position und Dichte des Fehlers in 3D ab. Um die dreidimensionalen Bilder zu erzeugen, muss zuerst eine Serie von zweidimensionalen Bildern der drehenden Probe aufgenommen werden. Aufgrund des auf diese Art gesammelten Datensatzes wird numerisch ein Volumen rekonstruiert. Der resultierende Datensatz kann im Endeffekt als dreidimensionale Ansicht visualisiert oder in Form von Tomogramm- Querschnittsbildern dargestellt werden [35, 45].

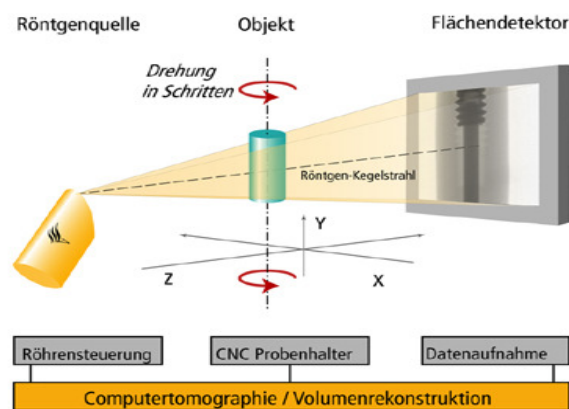


Abbildung 2-7: Prinzipieller Aufbau des Mikrofokus-Röntgen-Tomographiesystems [86]

Prinzipiell kann jede Probe tomografiert werden, deren größter Durchmesser kleiner als die effektive Detektorbreite ist (Abb. 2-7). Die Auflösung (V) ist hier die Voxelgröße des rekonstruierten Volumendatensatzes. Sie ist durch die Größe (P) der Detektorpixel gegeben, dividiert durch die geometrische Vergrößerung (M):

$$V = P/M \quad (\text{Gl. 2-1})$$

M ist das Verhältnis von Focus-Detektor-Abstand und Fokus-Objekt-Abstand (Abb. 2-8)

$$M = \text{FDA}/\text{FOA} \quad (\text{Gl. 2-2})$$

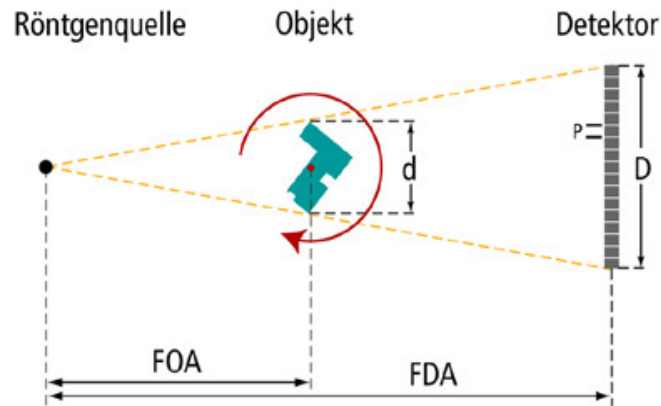


Abbildung 2-8: Voraussetzung für die Computertomographie-Untersuchungen [89]

Die Größen, die Einfluss auf die geometrische Vergrößerung haben, sind der größte Probendurchmesser (d) und die Detektorbreite (D).

$$M_{\max} = D/d \quad (\text{Gl. 2-3})$$

Dadurch die kleinste mögliche Voxelgröße ist

$$V = P/M = P \cdot (d/D) \quad (\text{Gl. 2-4})$$

Für kleine Objekte können sehr hohe Vergrößerungen erzielt werden, so dass die Vergrößerung nur noch durch die Größe der Röntgenquelle beschränkt ist [79, 99]. Die dreidimensionale Struktur einer Pore von CT entsteht als Struktur der einzelnen Elemente (*.stl), aus denen jedoch eine Oberfläche erzeugbar ist, was die Anwendung in CAD-Systemen zulässt. Es ist also möglich, sowohl das Modell der Pore zu verfeinern bzw. zu modifizieren als auch, es mit anderen Geometrien zu verbinden um die gewünschte FE-Analysen zu ermöglichen (Abb. 6-3, 6-22) [36, 43].

Abbildung 2-9 zeigt einen direkten Vergleich zwischen fotografiertem und durch Computertomographie dargestellter Bruchfläche einer Aluminiumlegierung mit bruchauslösender Pore. Eine sehr gute Übereinstimmung ist hier deutlich zu sehen, mit dem Vorteil, dass die *.stl Datei die Möglichkeit einer vollen Überarbeitung in CAD-Systemen ermöglicht [78, 104].

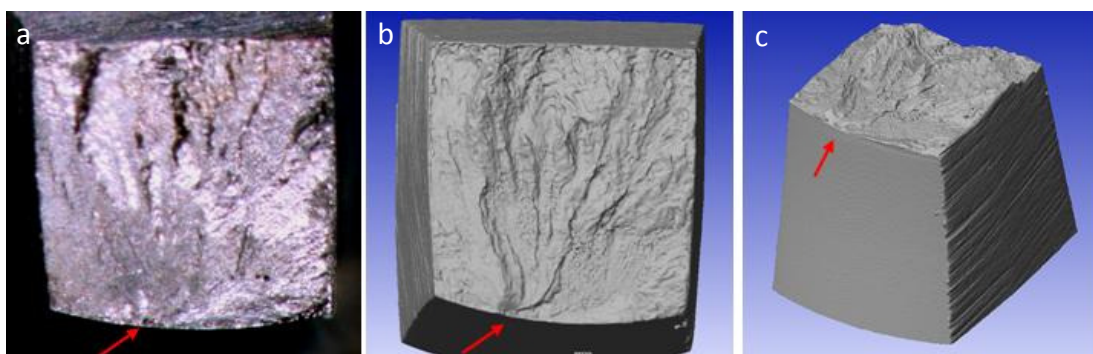


Abbildung 2-9: a- Fotografierte Bruchfläche einer Aluminiumlegierung mit bruchauslösender Pore
b,c- mit Hilfe der Micromerfocus- Computertomographie erzeugte Bruchfläche

2.1.4.3 Röntgenprüfung- Radiographie und Radioskopie

Die Röntgenprüfung ist die meist verbreitete Behandlungsweise bei der Qualitätsprüfung, weil sie eine schnelle und zerstörungsfreie Abschätzung großer Lunker ermöglicht (Abb. 2-11). Bei der seit 1895 bekannten Methode wird hochenergetische Bremsstrahlung erzeugt, mit der die zu untersuchende Probe durchgestrahlt wird. Diese Strahlung wird durch das Material, abhängig von dessen Dichte, abgeschwächt. Poren und Lunker verringern die Materialdichte, weshalb auf dem Röntgenbild die Fehlstellen als Signalerhöhungen erscheinen, die eine Visualisierung der Defekte ermöglichen. Abhängig davon, ob die Auswertung der Röntgenprüfung mit einem röntgenstrahlenempfindlichen Film oder digital erfolgt, wird zwischen Radiographie bzw. Radioskopie unterscheiden.

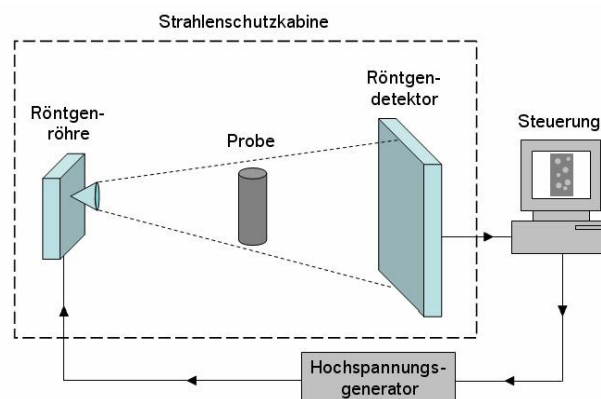


Abbildung 2-10: Schematische Darstellung der Röntgenprüfung [27]

Die Radioskopie gewinnt immer mehr an Bedeutung, da damit die langen Belichtungszeiten von Röntgenfilmen verkürzt werden können. Hinzu kommen die Verringerung der Archivierungskosten und - ökologisch korrekt – der Wegfall von Verbrauchsmaterialien. Die digitalen Detektor-Arrays (DDAs) sind seit ca. 10 Jahren im Einsatz und dienen als Ersatz für Filmsysteme. Die am Anfang nur medizinische Qualität ist erst seit kurzem verbessert worden und ermöglicht heutzutage die Anfertigung von Röntgenbildern, deren Qualität klassische Filmsysteme überfordern würde.

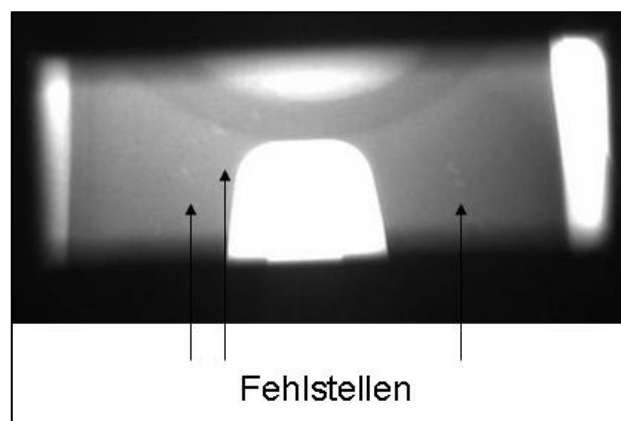


Abbildung 2-11: Qualitätsbewertung der Serienbauteil aufgrund der Röntgenprüfung

Wie in der Abbildung 2-10 gezeigt, erfolgt die Prüfung von Proben/Bauteilen automatisch. Aufgrund der schädlichen Wirkung von Röntgenstrahlen entnehmen die Roboter bei der

Qualitätsprüfung die Bauteile aus der Fertigung und halten diese in dem Strahlenkorridor. Die Porositätsuntersuchung mit Hilfe des Röntgenfilms ist für Al-Gussbauteile in ASTM E155:2005 und ISO 9915:1992 normiert worden, die Untersuchung von Druckgusserzeugnisse zusätzlich in ASTM E505:2001 und unter Verwendung digitaler Detektoren in ASTM E2422:2005 [4, 27].

2.1.4.4 Konfokalmikroskopie

Die Konfokalmikroskopie stellt eine Variante des Lichtmikroskops dar und zeichnet sich durch einen vergrößerten Kontrast und eine höhere Auflösung aus, sowie durch eine Möglichkeit, die Objekte dreidimensional zu betrachten. Das Funktionsprinzip beruht im Vergleich zur klassischen Mikroskopie auf der Abschottung des Lichtes am Detektoreingang, das von außerhalb der Fokussierungsfläche kommt und bei der klassischen Mikroskopie übernommen wird. Dafür wird ein zusätzliches Diaphragma mit einer speziellen Öffnung verwendet, die vor dem Detektor liegt.

Bei der traditionellen Mikroskopie ist die Probe mit dem Gesamtlicht beleuchtet, das reflektiert und vom Objektiv übernommen wird. Das Objektiv nimmt das Licht von dem gesamten Bereich auf, was den Hintergrund im Vergleich zum Fokussierungssignal erhöht und den Kontrast dadurch verringert. Die Blende mit einer geringen Öffnung vor dem Detektor schaltet das Signal aus, das nicht aus der Fokussierungsfläche kommt, was den Kontrast und die Qualität des Bildes deutlich erhöht.

Im letzten Schritt wird die dreidimensionale Fläche rekonstruiert, was die Möglichkeit bietet, die aufgrund der metallographischen Untersuchungen erzeugte Porosität sowohl in 2D als auch in 3D zu betrachten und im Detail bewerten zu können (Abb. 2-12). Vorteilhaft ist dabei, dass die Messung sehr schnell durchführbar ist [42, 108, 110].

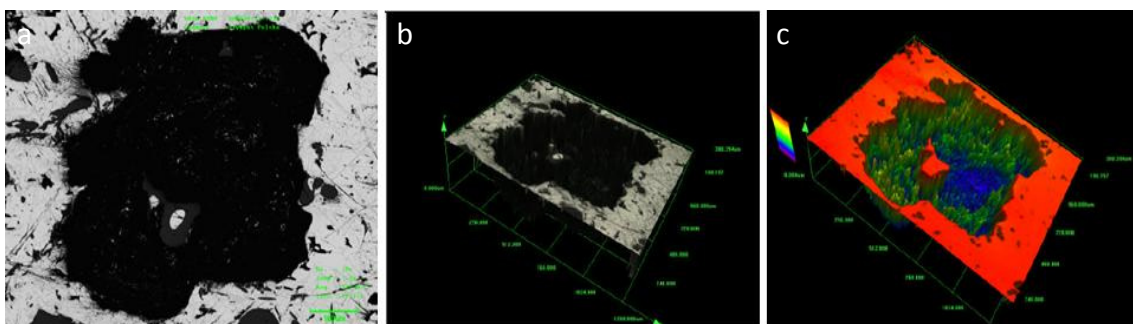


Abbildung 2-12: Porositätsidentifizierung mit Hilfe der Konfokalmikroskopie:
a- 2D Porenausblick; b- 3D Porenausblick; c- 3D farbige Porenausblick,
der ermöglicht die Bestimmung der Porenparameter [44]

2.1.4.5 Rasterelektronenmikroskopie (REM)

Das Rasterelektronenmikroskop bietet ebenfalls die Möglichkeit, die aufgrund der metallographischen Untersuchungen bestimmte Porosität zu charakterisieren. Obwohl diese Technologie seit 1931 bekannt ist, folgte erst im Jahr 1965 das erste kommerzielle REM von Cambridge Scientific Instruments. Im Endeffekt handelt es sich um ein Elektronenmikroskop, bei dem ein Elektronenstrahl über das zu untersuchte Objekt gerastert wird. Die Bilder

werden aufgrund der Wechselwirkung zwischen Elektronen und dem Objekt erzeugt. Dadurch ist es möglich, die Oberfläche des Objektes mit einer hohen Schärfentiefe abzubilden. Im Gegensatz zur Vergrößerung eines Lichtmikroskops (max. 1 000-fach), kann durch das Rasterelektronenmikroskop eine bis zu 100 000-fache Vergrößerung erreicht werden. Daneben sind hier auch die Informationen über die chemische Zusammensetzung der betrachteten Oberfläche zu erhalten.

Im REM können nur leitende Oberflächen dargestellt werden, die absolut wasserfrei sind. Deshalb erfordern die Proben eine spezielle Präparationstechnologie. Um die nicht-metallischen Proben leitend zu machen, wird auf deren Oberfläche ein Metallfilm (z.B. Gold) aufgedampft. Dieser Film darf dabei nicht zu dick sein, um die feinen Oberflächenstrukturen nicht abzudecken. Zu den Nachteilen des REM gehören der große apparative und präparative Aufwand sowie die Begrenzung auf nur Schwarz-Weiß-Bilder. Abbildung 2-13 zeigt ein Beispiel der Identifizierung des Porositätszustandes mit Hilfe eines Rasterelektronenmikroskops [27, 33].

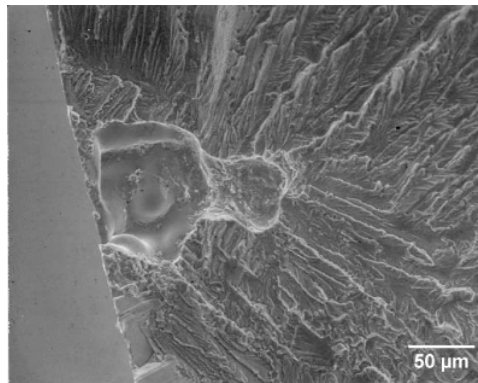


Abbildung 2-13: Porositätsidentifizierung mit dem Rasterelektronenmikroskop [126, 128]

2.1.4.6 Hochfrequenzultraschall

Mit den hochfrequenten Ultraschallrückstreusignalen können fertigungsbedingte Poren und Lunker detektiert werden, die sich auf der oberflächennahen Zone bis ca. 2mm Tiefe befinden. Die Ultraschallstreuung verursacht an porösen Werkstoffen eine Schwächung der Schallwellen in Laufrichtung. Diese ermöglicht mit den Amplituden der Streuwellen die Materialcharakterisierung sowie die Detektion von Fehlern.

In porösen Werkstoffen wird Ultraschall an Korngrenzen und Poren sowie Hohlräumen gestreut (Abb. 2-14). Aufgrunddessen überlagern sich die von dort kommenden Streuwellen in den Druckgusskomponenten mit der Kornstreuung (Gefügerauschen). Die Poren sind dann zu entdecken, wenn ihre Streusignale deutlich größer als Gefügerauschen sind und daher in dem Gefügerauschen nicht verschwinden. Um eine entsprechende Kopplung zu erzeugen, muss das zu untersuchende Bauteil im Wasser versenkt werden. Mit den hochfrequenten Ultraschallen sind im Aluminiumdruckguss Poren ab einem Durchmesser von ca. 10 μm detektierbar [61].

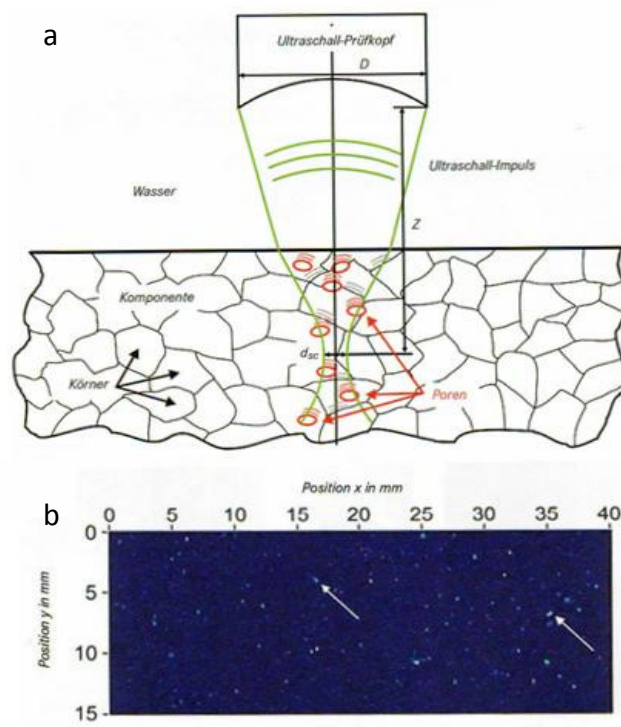


Abbildung 2-14: Porositätsprüfung durch Hochfrequenzultraschall.

- a) Ultraschallrückstreuung an Poren und Korngrenzen;
 b) Bereiche erhöhter Streuamplitude (hell), die durch Poren verursacht wurden [61]

2.1.4.7 Ausblick

Wie oben gezeigt, gibt es für die Identifizierung der Werkstoffinhomogenitäten unterschiedliche Verfahren, die abhängig davon zu verwenden sind, welche Eigenschaft der Inhomogenität zu beschreiben ist und welche technischen und finanziellen Mittel zur Verfügung stehen. Erstens wird hier zwischen zerstörenden und zerstörungsfreien Prüfmethoden unterschieden, zweitens zwischen Verfahrensweisen, die in der Lage sind, zweidimensionale oder dreidimensionale Bilder des Fehlers zu erzeugen. Außerdem gibt es auch viele zielbezogenen Behandlungsweisen, wie z.B. die in [117] vorgestellte Methode zur getrennten Bestimmung des Gasporen- und Lunckeranteils, die ebenfalls die Unterscheidung zwischen verschiedenen Werkstofffehlern und deren Quantifizierung ermöglichen.

In der vorliegenden Arbeit werden die Poren mit traditionellen metallographischen Untersuchungen sowie Microfocus Computertomographie experimentell charakterisiert.

2.1.5 Schwingfestigkeit

Bereits im 19. Jahrhundert wurde erkannt, dass auch wiederholt aufgebrachte Lasten unterhalb der Zugfestigkeit zur Ermüdung von Werkstoffen bzw. zum Bauteilversagen durch Bruch führen. Für die Bemessung schwingend belasten Bauteile mussten daher neue Bemessungskonzepte entwickelt werden. Unter Schwingfestigkeit versteht man das Verformungsverhalten von Werkstoffen bei zyklischer Beanspruchung, was zum ersten Mal 1858 von Wöhler systematisch untersucht wurde [131]. Seitdem nimmt die Ermüdungsfestigkeit

für die Industrie an Bedeutung zu, was sich z.B. in der Anzahl an Veröffentlichungen abbildet, die von weniger als 100 im 19. Jahrhundert auf mehr als 100 000 im 20. Jahrhundert gestiegen sind [18]. Die Schwingfestigkeit lässt sich nach dem in Abb. 2-15 gezeigten Schema einteilen.

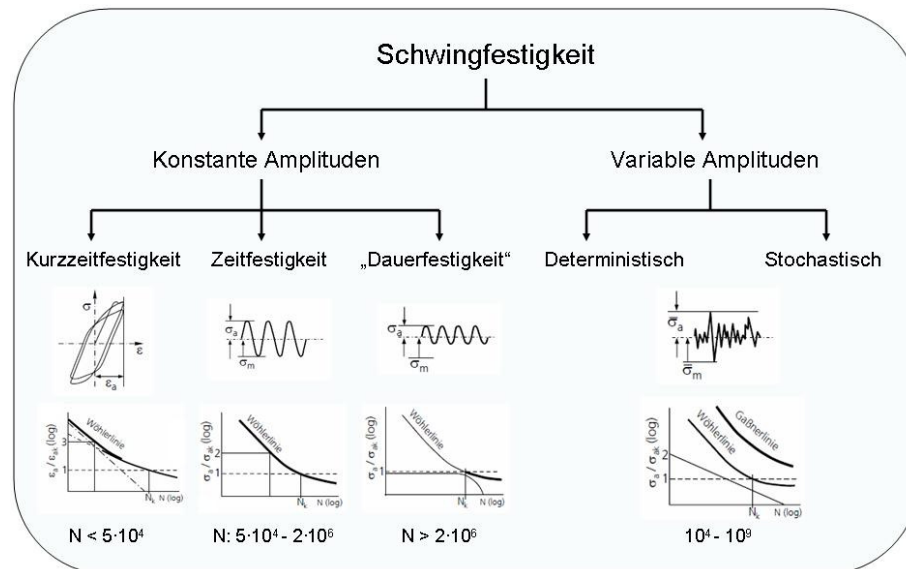


Abbildung 2-15: Einteilung der Schwingfestigkeit [113]

Während die Arbeiten von Wöhler lediglich den Einfluss des **Werkstoffes** identifizieren, ist für die Lebensdauer neben dem Werkstoff auch die **Geometrie** des Bauteils sowie dessen **Belastung** entscheidend [41, 119]. Bedeutend sind also geometrische und fertigungsbedingte Kerben, die Beanspruchungsart, die Mittelspannung, sowie Oberfläche, Größeneinfluss, Eigenspannungen, Korrosion und Temperatur. Diese Einflussgrößen sind in ihrer Einwirkung auf die Schwingfestigkeit miteinander eng gekoppelt.

Es würde den Rahmen dieser Arbeit übersteigen, die Vielzahl aller Einflüsse zu nennen und zu beschreiben. Im Schwerpunkt wird hier der Einfluss der Porosität auf die Schwingfestigkeit von Aluminiumdruckgussbauteilen und deren Berücksichtigung bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung untersucht.

Poren in Aluminiumdruckgussbauteilen sind fertigungsbedingte geometrische Kerben, die unter der äußeren Belastung örtlich zu Spannungskonzentrationen und zu einer Absenkung der Schwingfestigkeit führen. Der Einfluss von Kerben auf die Dauerfestigkeit wird durch die Kerbwirkungszahl K_f beschrieben. Die Kerbwirkungszahl ist definiert als Verhältnis der dauerhaft ertragbaren Spannungsamplitude einer ungekerbten Probe σ_{aD} ($K_t=1$) zur Nennspannungsamplitude im kritischen Querschnitt der gekerbten Probe σ_{aDK} ($K_t>1$) z.B. [23].

$$K_f = \frac{\sigma_{aD}}{\sigma_{aDK}} \quad (\text{Gl. 2-6})$$

Aufgrund der Stützwirkung ist die Kerbwirkungszahl K_f kleiner als die Formzahl K_t . Der Zusammenhang zwischen diesen beiden Werten kann mit Hilfe der Stützzahl n beschrieben werden:

$$n = \frac{K_t}{K_f} \quad (\text{Gl. 2-7})$$

wobei

$$1 \leq K_f \leq K_t \quad \text{und} \quad 1 \leq n \leq K_t \quad (\text{Gl. 2-8})$$

$n=1$ wenn Werkstoff voll kerbempfindlich ist ($K_f = K_t$) und
 $n=K_t$ wenn Werkstoff voll kerbunempfindlich ist ($K_f = 1$)

Die Stützzahl ist vom Werkstoff, von der Form der Kerbe und vom Spannungsverlauf abhängig (vgl. Kap 6.3).

2.1.6 Rechnerische Lebensdauerabschätzung

Rechnerische Lebensdauerabschätzung verkürzt die Entwicklungszeiten und trägt gleichzeitig zur Ausnutzung des Leichtbaupotenzials wesentlich bei. Zur Bewertung der Schwingfestigkeit sind Beanspruchung und Beanspruchbarkeit, z.B. in Form von Wöhlerlinien, gegenüberzustellen. Entscheidende weitere Einflussfaktoren auf die Beanspruchbarkeit sind Umwelt und Fertigung. Wie im Folgenden gezeigt wird, beeinflusst z.B. die Porosität von Al-Druckgussbauteilen die Schwingfestigkeit erheblich und muss daher bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung von Bauteilen berücksichtigt werden.

2.1.6.1 Konzepte zur Lebensdauerberechnung

Die Lebensdauerabschätzung kann nach verschiedenen Konzepten durchgeführt werden. Man unterscheidet zwischen Nennspannungskonzept, Kerbgrundkonzept (auch als lokales oder örtliches Konzept genannt), örtlichem Spannungskonzept, Strukturspannungskonzept und Rissfortschrittskonzept. Da eine ausführliche Beschreibung der Berechnungskonzepte z.B. in [14, 23, 48, 50, 94] zu finden ist, werden im Folgenden für die jeweiligen Konzepte nur die primären Annahmen kurz vorgestellt.

Nennspannungskonzept

Beim Nennspannungskonzept sind die im kritischen Querschnitt der Kerbe herrschenden Nennspannungen für die Schadensakkumulationsrechnung entscheidend. Diese rechnet man nach Gleichungen der elementaren Festigkeitslehre. Die gestaltbedingte Abweichung der tatsächlichen Spannungsverteilung des Nennspannungsverlaufs ist hier durch die Festigkeits- und Betriebsdauerwerte zu berücksichtigen. Wegen des geringen Berechnungsaufwands und einfachen Ablaufschemas erfolgt die Auslegung für viele unkomplizierte Bauteile wie z.B. Stäbe und Wellen nach Nennspannungen. Das Konzept stößt leider an Grenzen, wenn die Nennquerschnitte aufgrund geometrischer Komplexität nicht definierbar sind. Die Streuung der Lebensdauer vorhersage ist hierbei relativ gering gegenüber anderen Verfahren und kann – gestützt auf entsprechende Erfahrungswerte - eine korrekte Lebensdauerabschätzung liefern.

Örtliches Dehnungskonzept

Beim örtlichen Konzept, das manchmal als lokales Konzept bzw. Kerbgrundkonzept bezeichnet wird, berücksichtigt man den an der kritischen Stelle eines Bauteils herrschenden

örtlichen Spannungs-Dehnungs-Zustand. Im Vergleich zum Nennspannungskonzept erfordert die Berechnung erweiterte Vorkenntnisse und einen wesentlich höheren Rechenaufwand als das Nennspannungskonzept. Die Berechnung basiert auf einem zyklischen Spannungsdehnungs-Diagramm sowie einer Dehnungswöhlerlinie, die an kleinen glatten Werkstoffproben ermittelt werden. Die Berechnung im überelastischen Bereich führt man mit Näherungslösungen nach Neuber, Finite Elemente-Rechnungen oder Messungen im Kerbgrund durch. Die anschließende Schadensakkumulationsrechnung erfolgt meist linear nach der Palmgren-Miner-Regel. Trotz der Komplexität des örtlichen Dehnungskonzeptes ist die Treffsicherheit der Lebensdauerabschätzung leider nicht höher als die nach dem Nennspannungskonzept.

Örtliches Spannungskonzept

Die örtlichen Spannungskonzepte wurden für geometrisch komplexe Bauteile entwickelt, bei denen es nicht möglich ist, den nachzuweisenden Konstruktionsquerschnitt festzulegen, was die Anwendung des Nennspannungskonzeptes erschwert. In diesem Fall wird durch die Finite Elemente-Analyse oder ein anderes Verfahren die Spannungsverteilung im Bauteil bestimmt. Dabei werden alle Einflussgrößen wie z.B. geometrische Kerben nachgebildet. Die ermittelten Spannungskonzentrationen werden schließlich den lokalen Werkstoffkennwerten gegenübergestellt. Die FE-basierte Berechnung stellt dabei den Vorteil dieses Verfahrens dar, da es eine Berücksichtigung der komplizierten Bauteilgeometrie mit der lokalen Bauteilwöhlerlinie ermöglicht. Die Genauigkeit der errechneten Spannungen in den kritischen Bereichen hängt im wesentlichen von der Elementewahl und dem Diskretisierungsgrad ab. Die darauf basierte Lebensdauerberechnung wird mit Hilfe einer speziellen Software durchgeführt.

Strukturspannungskonzept

Das Strukturspannungskonzept stellt eine Kombination von Nennspannungskonzept und örtlichem Dehnungskonzept dar, da dieses sowohl die Methoden der Spannungsermittlung aus dem örtlichen Konzept als auch Gestaltfestigkeitswerte aus dem Nennspannungskonzept anwendet. Dabei erfolgt die globale Ermittlung der Spannungen z.B. durch FE-Analyse mit relativ großen Elementen (meist Schalen), was zu geringeren Rechenzeiten führt. Zur Ermittlung der örtlichen Spannungen werden dagegen die Gestaltfestigkeitswerte aus dem Nennspannungskonzept verwendet. Ein typisches Beispiel sind hier die Schweißkonstruktionen, für die die globale Struktur - ohne detaillierte Erfassung der Schweißnähte - mit relativ großen Elementen nachgebildet wird. Die Spannungen in der Naht werden aus den Spannungen der benachbarten Strukturen bestimmt, mit der Annahme, dass in der Kerbe ein linear extrapolierter Spannungsanstieg gilt.

Rissfortschrittskonzept

Das Rissfortschrittskonzept ist ein Absicherungskonzept, bei dem eine Aussage über die Restlebensdauer für einen fortschreitenden Riss getroffen wird. Dieses findet besonders im Luftfahrtbereich Anwendung, wo ein sofortiger Austausch von angerissenen Bauteilen nicht möglich ist. Dabei wird die Schädigung durch die Risslänge beschrieben und eine Rissausbreitungsgeschwindigkeit für einen bestimmten Betriebszustand geschätzt.

2.1.6.2 Schadensakkumulation

Die in realen Konstruktionswerkstoffen unter Schwingbelastung ablaufenden Schädigungsmechanismen sind sehr kompliziert und bis heute nur in Ansätzen bekannt. Geschlossene mathematische Lösungen zu deren Beschreibung existieren nicht. Es bedarf daher einer Hypothese zur Beschreibung der Schädigung der Schwingbelastungen. Die bekannteste dieser Hypothesen ist die lineare Schadensakkumulation nach Palmgren und Miner. Die Hypothese besagt, dass jedes Schwingspiel gleicher Größe unabhängig davon, zu welchem Zeitpunkt es in der Belastungsgeschichte auftritt den gleichen Schädigungsbeitrag liefert. Wird bei der Addition der Teilschädigungen der Wert „Eins“ erreicht, tritt Bauteilversagen ein. Mit dieser Hypothese können Lastkollektive im Hinblick auf die Lebensdauer in einfacher Weise bewertet werden. Obwohl seit langem bekannt ist, dass die Reihenfolge unterschiedlich großer Amplituden in einem Last-Zeit-Verlauf die Schwingfestigkeit nachhaltig beeinflusst, haben sich auf dieser Erkenntnis basierende Schadensakkumulationshypothesen bis heute nicht entscheidend durchgesetzt.

Ausgehend von der Erkenntnis, dass auch Beanspruchungsamplituden unterhalb der Dauerfestigkeit in einem Lastablauf mit Amplituden oberhalb der Dauerfestigkeit zur Werkstoffschädigung beitragen [48], wurden für das Miner-Regel Modifikationen entwickelt, die in Abbildung 2-16 dargestellt sind.

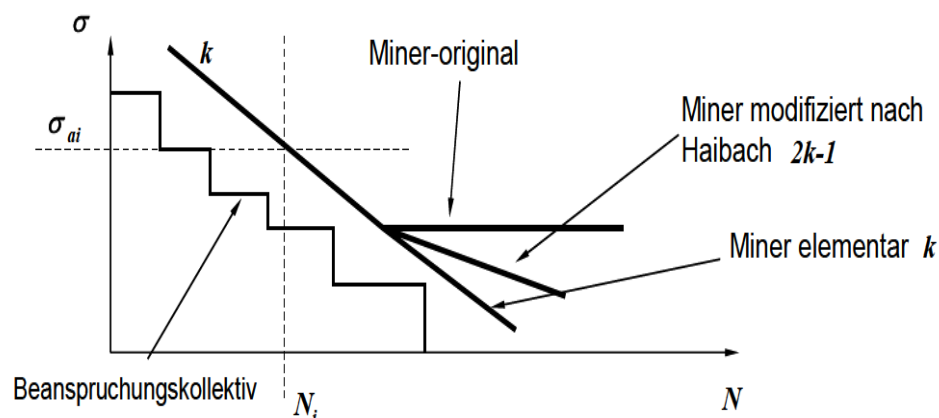


Abbildung 2-16: Modifikationen der Miner-Verfahren [48]

Wie in Abbildung 2-16 zu sehen, ist hier zwischen der Palmgren-Miner-Regel in der Originalform, bzw. in der elementaren Form sowie modifiziert nach Haibach zu unterscheiden. Bei der Palmgren-Miner-Regel in der Originalform wurde angenommen, dass nur die Belastungen im Zeitfestigkeitsbereich die Lebensdauer schädigen können und die Belastungen, die kleiner sind als die Dauerfestigkeit (Festigkeit am Abknickpunkt [112]), keinen schädigenden Einfluss haben. Die Berechnungen nach dem Miner-Original führen deshalb meistens zur Überschätzung der Lebensdauer, da in der Realität die Belastungen unter Dauerfestigkeit ebenfalls zur Lebensdauererminderung beitragen, s. oben [51, 81, 88].

Demgegenüber steht die Palmgren-Miner-Regel in der elementaren Form, bei der die Zeitfestigkeitsgerade der Wöhlerlinie über die Dauerfestigkeit hinaus ohne Änderung der Neigung verlängert wird. Diese Annahme liefert gute Ergebnisse, z.B. unter Einfluss korrosiver Medien, also in solchen, wenn kein ausgeprägter Dauerfestigkeitsbereich existiert. Andernfalls unterschätzt diese Vorgehensweise der tatsächlichen Lebensdauer.

Die nach Haibach modifizierte Miner-Regel gibt die Neigung der Wöhlerlinie mit $2k-i$ an ($i=1$ für Knetwerkstoffe und $i=2$ im Gusszustand) [50].

Darüber hinaus gibt es noch eine weitere interessante Modifikation der Wöhlerlinie nach Liu und Zenner. Hierbei wird die Neigung abhängig von der Rissfortschrittswöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich vergrößert und die Dauerfestigkeit halbiert.

2.1.6.3 Multiaxiale Belastung

An schwingbruchkritischen Stellen eines Bauteils liegt sehr oft ein multiaxialer Beanspruchungszustand vor. Dieser entsteht durch eine Überlagerung von mehreren Kräften bzw. Momenten, kann aber auch durch die geometrische Form eines einachsigen belasteten Bauteils verursacht werden und nimmt meistens sehr komplexe Erscheinungsformen an.

Für die rechnerische Überprüfung der Auslegung von mehraxial belasteten Bauteilen kommen unterschiedliche Festigkeitshypothesen zum Einsatz. Diese ermöglichen eine Bewertung des mehraxialen Beanspruchungszustandes mit den unter einachsiger Belastung gewonnenen Werkstoffkennwerten. Der vorhandene Spannungszustand wird dabei üblicherweise auf einen Spannungsskalar umgerechnet, was eine direkte Gegenüberstellung ermöglicht. Eine anschließende Schadensakkumulationsrechnung führt dann zur Lebensdauerprognose [23].

Die Lebensdauerabschätzung von mehraxial belasteten Bauteilen ist jedoch deutlich aufwendig und die Rechenzeiten um ein Vielfaches größer als bei uniaxialen Fällen. Die Berechnung erfolgt auf Basis einer Spannungsanalyse an den kritischen Stellen des Bauteils, die mit einem FE-Modell bzw. einer Dehnungsmessung erfolgt. Um solche Berechnungen durchführen zu können, werden im Allgemeinen nur die Knoten auf der Oberfläche betrachtet, da der Schaden normalerweise von der Oberfläche ausgeht.

Die verbreitetsten Hypothesen zur Bewertung der Mehrachsigkeit sind die schnittebenenbezogenen Hypothesen. Ein Beispiel stellt hier das Verfahren der kritischen Schnittebene dar. Der Grundgedanke dieses Verfahrens besteht darin, dass man für eine endliche Anzahl von Schnittebenen (12 bis 36) eines betrachteten Punktes eine so genannte Vergleichsspannung berechnet [66]. Für jede Schnittebene wird danach eine Rainflow-Zählung der Vergleichsspannung durchgeführt und daraus die Schadenssumme bestimmt. Dabei zählt die Ebene mit der größten Schadenssumme als maßgeblich. Laut [66] verläuft die mehrachsiale Lebensdauerberechnung in folgenden Schritten:

1. Ermittlung des örtlich mehrachsigen Spannungszustandes mit den zugehörigen zeitlichen Verläufen der Spannungskomponenten des allgemeinen ebenen Spannungszustandes.
2. Berechnung der Spannungskomponenten in den Schnittebenen.
3. Anwendung einer Festigkeitshypothese in den Schnittebenen durch Berücksichtigung der Beanspruchungskomponenten zur Ermittlung einer Vergleichsgröße.
4. Zählung der Schwingspiele der Vergleichsgröße, wobei die Definition eines Schwingspiels bei nichtproportionaler Beanspruchung ein Problem darstellt.
5. Schadensakkumulationsrechnung gegen eine geeignete Wöhlerlinie (linear nach Miner) und Ermittlung der Schadenssumme D in jeder Schnittebene.
6. Bewertung der Schadenssummen.
7. Ausgabe einer Lebensdauer, bzw. Anzahl von Wiederholungen des Zeitverlaufes.

2.1.6.4 Software zur Lebensdauerberechnung- FEMFAT

Die in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Lebensdauerberechnungen werden mit dem kommerziellen Lebensdauerberechnungsprogramm FEMFAT (Finite Element Methode for FATigue) für das Versagenskriterium technischer Anriss durchgeführt. In FEMFAT kommt ein örtliches Spannungskonzept (Einflussgrößenverfahren) zur Anwendung. Zur Bewertung der lokalen Spannungen wird für jeden Knoten der FEM-Bauteilstruktur generierte zutreffende örtliche Bauteilwöhlerlinie gegenübergestellt. Als Ergebnis erhält man für jeden Knoten die Bauteilschädigung für ein gegebenes Belastungskollektiv und eine bestimmte Werkstoffkonfiguration z.B. [30, 122].

2.2 Gießsimulation

Numerische Fertigungsprozesssimulationen gewinnen im Rahmen der Bauteilauslegung und Optimierung sowie der Beurteilung von Fertigungseinflüssen zunehmend an Bedeutung. Die Simulationsmethoden des Gießprozesses von Bauteilen sind bereits weit fortgeschritten. Konkret kann die Gießsimulation unter anderem die effizienteste Positionierung der Luftkanäle, sowie die Temperierung der Form und Gestaltung des Anschnittes vorhersagen. Weiterhin wird heute zum Teil bereits mit Erfolg, mit Hilfe der Gießsimulation die mechanischen Eigenschaften des Bauteils und die auftretende Gießfehler vorhergesagt.

Um den Druckgießprozess numerisch zu behandeln, ist es erforderlich, die Geometrie, den Prozess, den Werkstoff sowie die im Gießzyklus herrschende Randbedingungen zu beschreiben. Dazu zählen beispielweise die Temperatur der Schmelze, die Kolbengeschwindigkeit in den beiden Gießphasen bzw. die Werkzeugtemperatur, die alle die Formfüllung beeinflussen. Die Materialkennwerte wie Dichte, Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und die Wärmeübergangskoeffizienten sind dabei temperaturabhängig anzugeben.

Die Berechnung wird in drei Bereiche aufgeteilt:

Die Bestimmung des Wärmehaushalts im Gießzyklus, die Formfüllung und die Berechnung der Erstarrung. Aus der Erstarrungsberechnungen, unter Angabe des Gasgehaltes in der Schmelze können für mehrere Werkstoffe Poren und Lunker abgeschätzt werden; und aus der Formfüllung lassen sich die Kaltfließstellen vorhersagen, was zusammen eine vernünftige Basis darstellt, um die mechanischen Eigenschaften des Bauteils abschätzen zu können. Die Berechnungen beruhen auf dem FEM-Prinzip und beschreiben die physikalischen Vorgänge durch partielle Differentialgleichungen. Die Simulationsprozesse erfolgen in 3 Schritten:

Preprocessing, in dem die Zerlegung der Geometrie in endliche Elemente, sowie die Bestimmung der Randbedingungen erfolgt. Anschließend das Mainprocessing, in dem aufgrund der Randbedingungen die Grundgrößen wie Formfüllung und Erstarrung simuliert werden. Durch Kenntnis der Formfüllung können die Fließwege, also die Verteilung der Schmelze in der Form analysiert werden. Um den Berechnungsaufwand zu verringern, wird bei der Analyse nur der Fluidfront berücksichtigt. Dadurch wird für jeden Knotenpunkt der Front die Geschwindigkeit bestimmt, die eine Basis für eine neue Frontberechnung darstellt. Danach folgt die Erstarrungssimulation [16, 55].

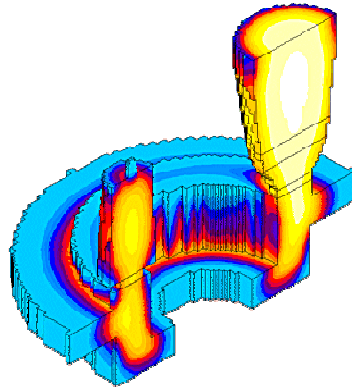


Abbildung 2-19: Die Momentaufnahmen der Erstarrung bei der Gießsimulation [72]

Nachdem die gewünschten Prozesse in Mainprocessing simuliert worden sind, muss das Postprocessing- genauso wie bei der FE-Analyse – eine vernünftige Darstellung der Ergebnisse für weitere Interpretationen ermöglichen. Wie in Abbildung 2-19 zu sehen ist, können mit Hilfe des Postprocessings Momentaufnahmen während der Erstarrung angezeigt werden. Während hier die blaue Farbe bereits erstarrte Bereiche anzeigt, zeigt die gelbe Farbe noch weitgehend flüssige Gebiete. In der Gießsimulation können neben Formfüllung folgende Zusatzkriterien berechnet werden [58, 60, 75, 101, 121]:

Porosität

Als Ergebnis ist hier das Volumendefizit einer Zelle in Prozent zu erhalten. Die Menge der Lufteinschlüsse im Bauteil wird aufgrund der Kontaktzeit des Schmelzevolumens mit der Luft bestimmt. Deshalb wird während der Formfüllung analysiert, wie lange sich ein Schmelzevolumen an der Schmelzbadoberfläche befindet. Damit kann berechnet werden, wieviel Gas die flüssige Legierung absorbiert und wohin sich dieses Volumen bewegt. Die in der Schmelze eingeschlossene Luft führt normalerweise zu einem Druckanstieg, der das Zusammenfallen der Luftblasen verursachen kann. Dadurch werden die Bereiche identifiziert, in denen einhöherer Luftanteil zu erwarten ist.

Abkühlgeschwindigkeit

Durch die Abkühlgeschwindigkeit wird der zeitliche Temperaturabfall für jede Zelle gleich oberhalb der lokalen Liquidustemperatur ausgedrückt. Mit der Abkühlgeschwindigkeit kann die Gefügeausbildung sowie die Menge des ausgeschiedenen Wasserstoffs vorhergesagt werden.

Erstarrungszeit

Die Erstarrungszeit drückt die Zeit aus, bis die Schmelze die Solidustemperatur erreicht und hängt direkt mit der Abkühlgeschwindigkeit zusammen. Der Unterschied ist hier jedoch nicht so ganz ohne Bedeutung, da die Erstarrungszeit den gesamten Verlauf darstellt, während die Abkühlgeschwindigkeit nur eine Momentaufnahme liefert.

Luftgedruck

Der Luftgedruck ist ein wichtiges Kriterium, z.B. für die Bestimmung der Porosität. Wenn die durch hohe Geschwindigkeiten während der Formfüllung komprimierte Luft keine Entlüftungskanäle erreicht, löst sie sich in der Schmelze zwischen Primärkristallen und erhöht die lokale Porosität erheblich.

Fließlänge

Die Fließlänge stellt den Weg der Schmelze während der Formfüllung dar. Die Abkühlung der Schmelze hängt von der Fließlänge ab, die dadurch zur Bildung von Einschlüssen und Kaltläufen beiträgt.

Die in [59] beschriebene und in Abbildung 2-20 angezeigten Untersuchungen bestätigen, dass die Gießsimulation realitätsnahe Ergebnisse liefert. Der Vergleich der experimentellen und der rechnerischen Teilfüllung, die dort dargestellt wird, bestätigt eine zufriedenstellende Übereinstimmung.

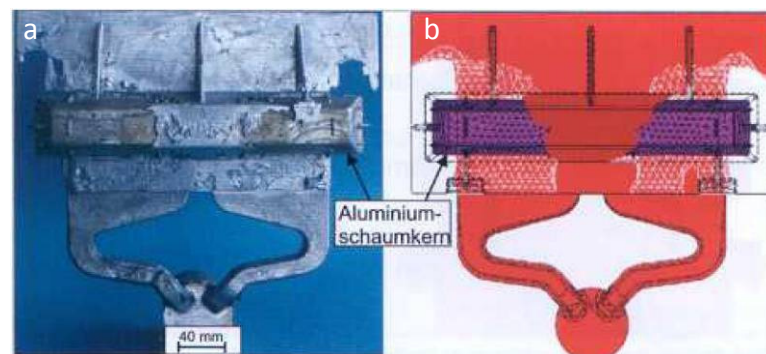


Abbildung 2-20: Der Vergleich der experimentellen und numerischen Teilfüllversuchs [59]

Wie oben bereits erwähnt wurde, führt die Simulation der Erstarrungszeiten z.B. zur Identifizierung von Gießfehlern, was dem Konstrukteur schon in der Auslegungsphase hilfreiche Informationen über potenzielle Schwachstellen liefert und ihm somit die Möglichkeit zu deren Beseitigung gibt.

3. Berücksichtigung der Porosität bei der Abschätzung der Lebensdauer- Stand der Forschung

Wie oben bereits erwähnt, tritt die Porosität verfahrensbedingt bei Druckgussbauteilen grundsätzlich auf. Der Einfluss der Poren auf die Schwingfestigkeit hängt von deren Größe, Form und Lage ab. Außerdem ist die Tatsache, dass Al-Druckgussbauteile eine porenarme Randschicht aufweisen, ebenfalls von entscheidender Bedeutung. Diese Einflussparameter sind schon seit langem bekannt, jedoch wurde deren Einwirkung trotz vieler Untersuchungen bis jetzt noch nicht zufrieden stellend geklärt. Im Folgenden werden die wichtigsten aktuellen Forschungsergebnisse zum Einflusses der Porosität auf die Schwingfestigkeit vorgestellt.

3.1 Spannungsmechanische Betrachtung der Porosität nach Zhang und Sonsino

In einer ungekerbten, porenfreien und axial belasteten Probe ist der Spannungszustand konstant und homogen. Infolge der Spannungskonzentrationen an den Poren geht die Homogenität verloren. Die in [132, 133] beschriebene FE-Studie zeigt, wie groß die durch die Poren verursachte lokale Spannungserhöhung ist. Wenn die Form der Pore ideal kugelförmig ist und sich die im Vergleich zu Bauteilabmessung kleinen Poren in einem entsprechend großen Abstand zur Oberfläche befinden, liegt der Kerbfaktor bei $K_{t,Pore}=2,05$. Unter dieser Annahme spielt deren absolute Größe eine geringe Rolle und wirkt sich nur auf den Spannungszustand in der direkten Nachbarschaft der Pore aus. Aus der Abbildung 3-1, die die Ergebnisse der FE-Berechnung zeigt, ist zu entnehmen, dass die Spannung innerhalb des Abstandes von $x=2d_p$ vollständig abklingt. Der absolute Abstand x ist also vom Durchmesser abhängig, denn die durch überhöhte Spannungen belastete Werkstofffläche ist umso breiter, je größer eine Pore ist (Abb. 3-1)

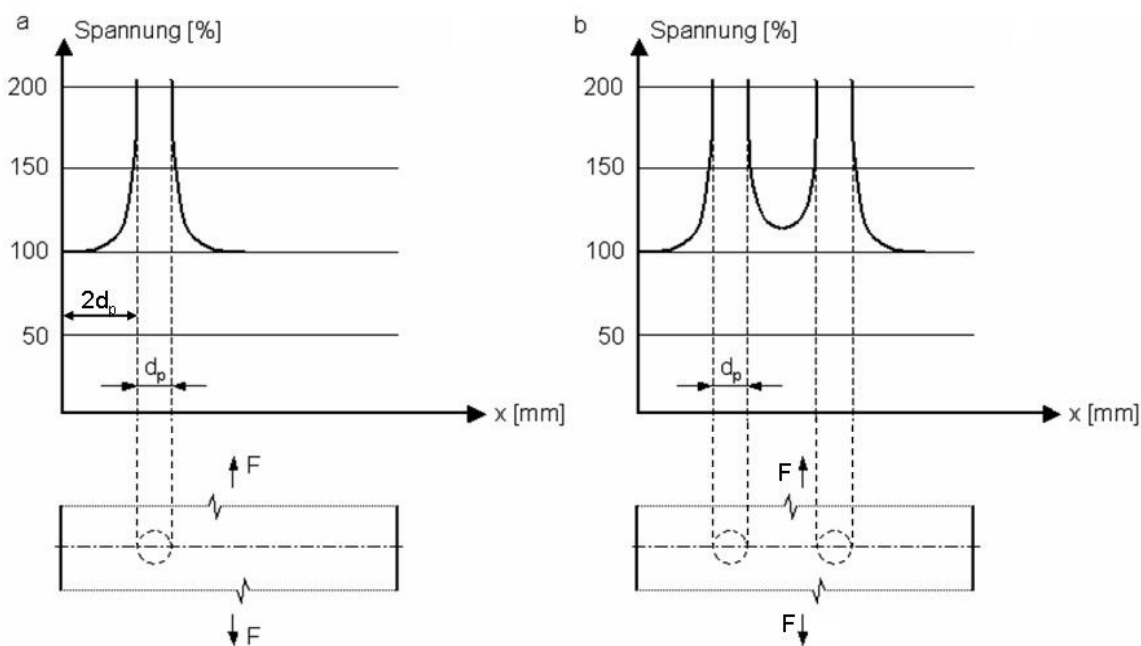


Abbildung 3-1: Kerbspannungsverlauf: a- bei Einzelporen; b- bei Doppelporen [27, 132]

Im Fall des Porenfeldes zeigt die Abbildung 3-1b, dass zwei Poren im Inneren eines Bauteils nur dann die lokale Spannungskonzentration weiter erhöhen, wenn der Abstand zwischen den beiden ebenfalls kleiner als $2d_p$ ist, was in etwa den Aussagen des Prinzips von St. Venant entspricht, bei dem $x \approx 2d_p - 3d_p$ [120]. Diese Aussagen gelten dabei für Poren, die sich in der Bauteilmitte befinden. Je näher eine Pore am Rand liegt, desto größer ist die lokale Spannungserhöhung, deren genaue Berechnung mit der FE-Methode sowie verifizierende metallographische Analyse in [27] durchgeführt wurden (Abb. 3-2).

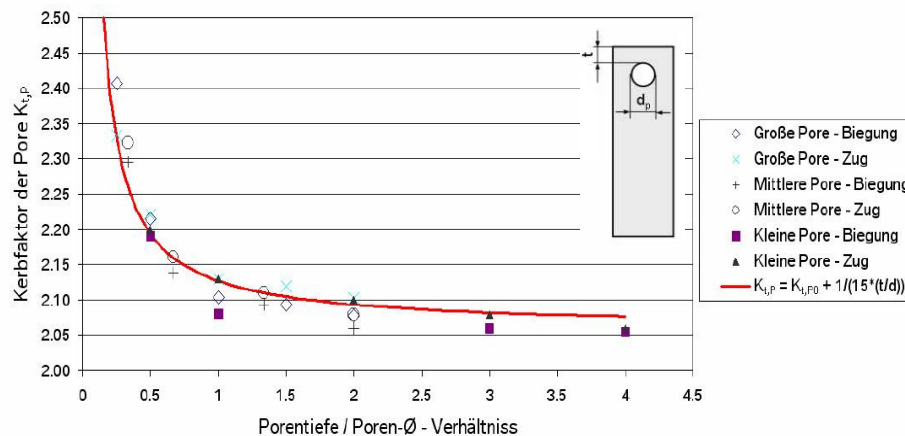


Abbildung 3-2: Kerbfaktor der Pore in Abhängigkeit vom Verhältnis Tiefe/Durchmesser [27]

Die oben vorgestellten Überlegungen gelten nur für Proben und Bauteile, die ohne Poren einen homogenen Spannungszustand aufweisen. Die Erfahrung zeigt jedoch, dass solche Fälle bei realen Bauteilen sehr selten auftreten und für die praktische Anwendung die Beschreibung des Verhaltens einer Pore in einem inhomogenen Spannungsfeld weit bedeutender ist. Eine Pore verursacht immer eine Spannungserhöhung; es kann aber nicht angenommen werden, dass sich im inhomogenen Spannungszustand eine Pore immer dort befindet, wo die maximalen Spannungen herrschen. Dieser Fall tritt sehr selten auf. Wenn eine kugelförmige Pore in einem gewissen Abstand zur Oberfläche liegt, erhöhte diese nicht zwangsläufig die maximalen Spannungen am Rand, sondern die lokalen Spannungen im Bereich der Pore (Abb. 3-3).

Wie in dem Beispiel in Abbildung 3-3 zu sehen, ist ab einem bestimmten Abstand die Pore nicht mehr lebensdauerrelevant, weil das lokale Spannungsmaximum der Pore kleiner ist als die durch die Bohrung verursachte Spannungserhöhung an der Bauteiloberfläche. Dieses Erkenntnis ist für Aluminium-Druckgussbauteile von großer Bedeutung, da bei diesem wegen der schnellen Abkühlung oft eine porenfreie Randschicht entsteht. Die Poren unter der porenfreien Randschicht verdoppeln zwar die lokalen Spannungen, trotzdem sind sie oft kleiner als die lokalen Spannungen an der Bauteiloberfläche.

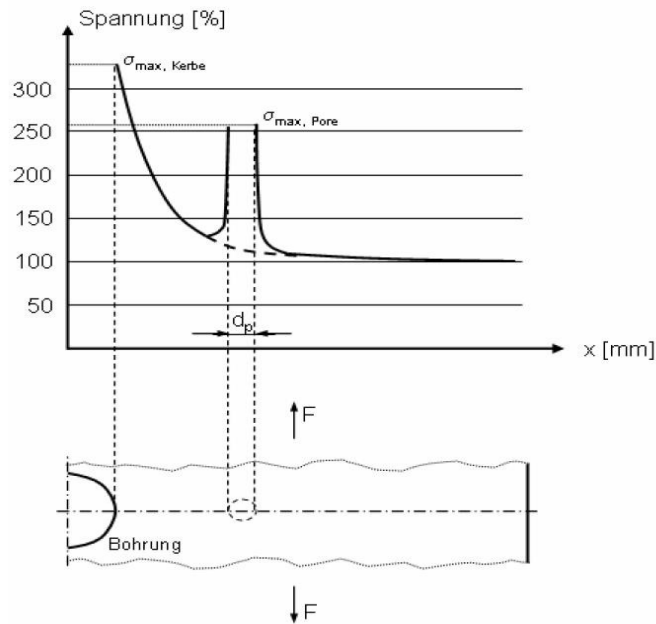


Abbildung 3-3: Spannungsverlauf in einer gelochten Probe mit einer Pore [27, 132]

Laut [132, 133] ist es möglich, den kritischen Abstand einer Pore zur konstruktiven Kerbe zu errechnen, ohne deren Maximalspannung durch die lokale Spannung der Pore zu überhöhen (Gl. 3-1).

$$\Delta x = \frac{(1 - K_{t,Pore})}{K_{t,Pore} \cdot \chi'} \quad (\text{Gl. 3-1})$$

dabei ist χ' der relative Spannungsgradient am Lochrand, der wie in Gl. 3-2 definiert ist.

$$\chi' = \frac{1}{\sigma_{max}} \frac{d\sigma}{dx} \quad (\text{Gl. 3-2})$$

Daraus ergibt sich, dass sich mit steigendem Spannungsgradient der kritische Abstand Δx verringert.

Zusammenfassend ist nach [132, 133] anzunehmen, dass ideal kugelförmige Poren lokal die Spannung um den Faktor 2 erhöhen. Diese Formzahl gilt für Poren, die sich in einem Abstand von der Oberfläche befinden, der größer als der Durchmesser ist. Der Durchmesser direkt ist für die lokale Spannungserhöhung nicht relevant, jedoch hängt von der Porengröße die Materialfläche ab, die durch überhöhte Spannungen belastet wird, da die Kerbwirkung erst in einem Abstand von $2d_p$ abklingt (Abb. 3-1).

Bei einer durch die äußere Last bedingte homogene Spannungsverteilung sind die Poren immer entscheidend für die Schwingfestigkeit unabhängig von deren Lage. Der Einfluss ist jedoch unterschiedlich, abhängig vom Abstand der Poren von der Oberfläche (Abb. 3-2). Bei einem inhomogenen Spannungszustand ist dagegen die Dicke der porenfreien Randschicht, und die Porenlage entscheidend, ob die maximalen Spannungen des inhomogenen Spannungszustandes durch Poren weiter erhöht werden (Abb. 3-4). Wenn doch die Pore das globale Spannungsmaximum darstellt, sollte nicht vergessen werden, dass das Maximum

eine Kombination von $K_{t,Pore}$ ($\sigma_{max,Pore}$) und lokalen Spannungswert $\sigma_{lokal,Kerbe}$ ist (Abb. 3-4) und nicht die Kombination von $K_{t,Pore}$ und $\sigma_{max,Kerb}$ (Abb. 3-4c). Das ist der Grund für die nicht selten in Gusswerkstoffen erscheinende Kerbunempfindlichkeit.

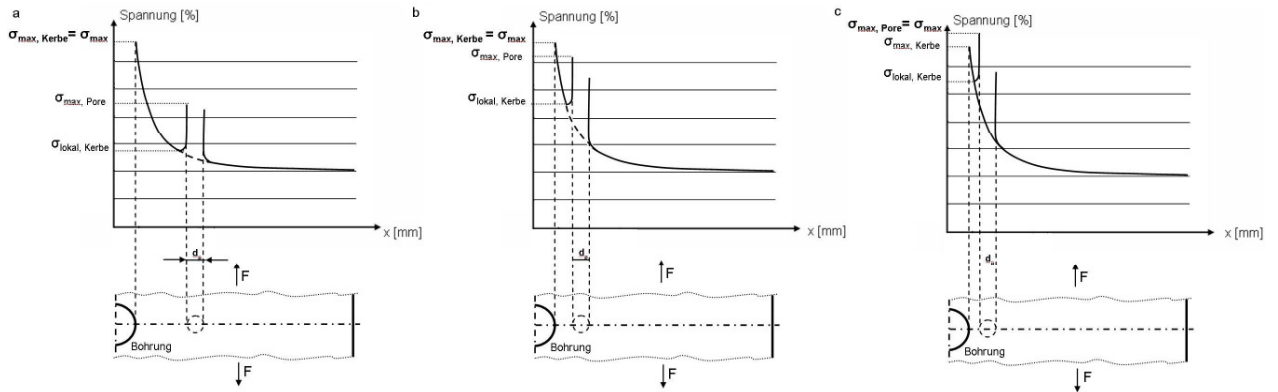


Abbildung 3-4: Spannungsverlauf in einer gelochten Probe mit einer Pore: a-Tief im Grundmaterial; b- im oberflächennahen Bereich; c- an der Oberfläche

3.2 Einfluss der Porosität auf die Lebensdauer von Al-Legierungen nach Wang

Wang zeigt, dass neben Werkstofffehlern auch die Gefügeausprägung einen Einfluss auf die Schwingfestigkeit hat. Die in [126, 127] beschriebenen Untersuchungen wurden auf Basis der Aluminiumlegierung AlSi7Mg durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass die Schwingspielzahl von der Porengröße abhängig ist, und das sowohl wenn die Dendritenarmabstände (DAS) im Bereich 20-25 μm liegen als auch, wenn die DAS größer als 70 μm sind (Abb. 3-5).

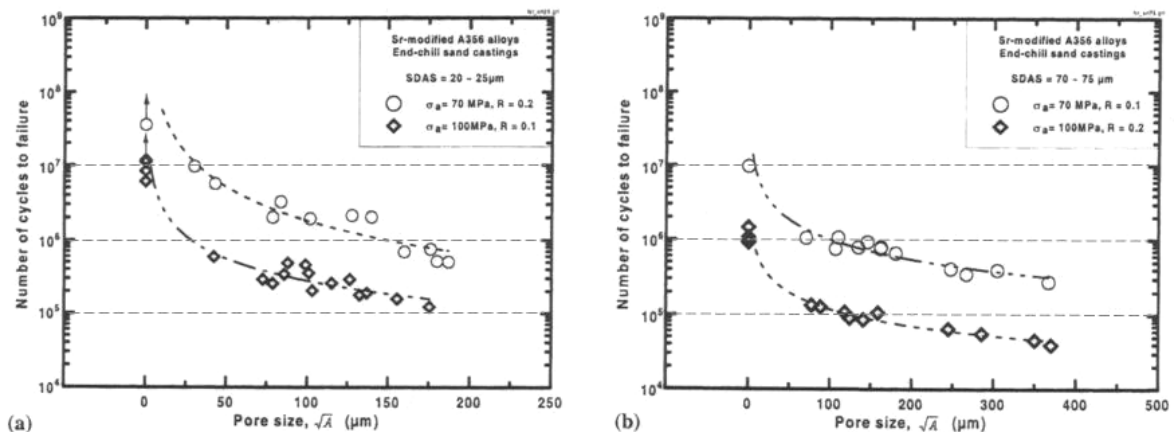


Abbildung 3-5: Schwingspielzahl N von AlSi7Mg Legierung als Funktion der Porengröße: a- DAS 20-25 μm ; b- DAS 70-75 μm [128]

Dies bedeutet, dass die reduzierte Porengröße unabhängig von anderen Werkstoffeigenschaften immer vorteilhaft für die Lebensdauer erscheint. Wang analysiert ebenfalls weitere Gussfehler wie z.B. Oxidhäute und definiert einen Zusammenhang zwischen Lebensdauer und der Größe des kritischen Defekts. Dabei stellt er fest, dass diese Größe u.a. von Gefüge und Belastungsbedingungen abhängt. Im Fall des Einflusses des Dendritenarmabstandes auf die Schwingfestigkeit wurde hier auch eine Korrelation vorgestellt, die besagt, dass mit

zunehmenden DAS ab 30 μm die Schwingfestigkeit abnimmt – und zwar bis ca. 60 μm . Ab dieser Größe verringert sich die Schwingfestigkeit nicht mehr. Diese Aussagen werden in [82] zum großen Teil bestätigt.

3.3 Einfluss der Porosität auf die Lebensdauer von Al-Legierungen nach Gao

Von Gao wurde in [38] eine Betrachtungsweise vorgestellt, die bei den FE-Berechnungen die 2D-Form einer Pore berücksichtigt. Um die Berechnung durchzuführen, wurde zuerst ein Bild der Pore mit Hilfe des Rasterelektronenmikroskops erzeugt. Auf der Grundlage des zweidimensionalen REM-Bildes wurde das FEM-Modell aufgebaut, mit feiner Vernetzung des kritischen Bereiches. Es wurde gezeigt, dass die durch Poren verursachten lokalen Spannungserhöhungen laut linear-elastischer FE-Berechnungen den Faktor 7 - abhängig von der Porenform - erreichen können. Die Berücksichtigung von Plastifizierungen bei der Spannungsberechnung verringert den durch die Poren verursachten Kerbfaktor auf 2,1. Dies ist ein Hinweis darauf, dass die Abweichung der Porenform von der idealen Kugelförmigkeit nicht besonders kritisch sein muss.

In dem in [38] vorgestellten Modell, das die Berechnung von der ertragbaren Schwingzahl abhängig von der Spannung ermöglicht, wird zunächst ein Gesamtkerbfaktor K_g berechnet. Der Gesamtfaktor wird nach Gl. 3-3 aus dem spannungsbezogenen Kerbfaktor K_σ und Kerbfaktor der Dehnung K_ϵ abgeleitet.

$$K_g = \sqrt{K_\sigma K_\epsilon} \quad (\text{Gl. 3-3})$$

Um die Berechnung zu vereinfachen, wird im nächsten Schritt ein äquivalenter Durchmesser definiert, der die tatsächliche Porenabmessung ersetzen soll (Gl. 3-4).

$$d_e = \frac{4\sqrt{A_p}}{\pi} \quad (\text{Gl. 3-4})$$

A_p bezeichnet in diesem Fall die projizierte Fläche der Pore. Der äquivalente Durchmesser d_e wird danach mit dem Gesamtkerbfaktor K_g nach Gleichung 3-5 korreliert, der aus einer Reihe von Porengeometrien mittels FEM berechnet wurde.

$$K_g = K_0 + K_1 \frac{d_e}{d_0} + K_2 \left(\frac{d_e}{d_0} \right)^2 \quad (\text{Gl. 3.5})$$

Die ertragbare Schwingzahl für einen porenbehafteten Werkstoff wird schließlich mit Hilfe der Basquin-Gleichung errechnet, die den Porositätsgrad durch entsprechende Umrechnung der Spannung berücksichtigt. Dafür wird, wie in Gl. 3-6 gezeigt, statt der Nennspannung σ^∞ die durch Porosität beeinflusste Spannung $(1 + \alpha (K_g - 1) \sigma^\infty)$ einführt.

$$N = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma^\infty}{\sigma_K} \right)^{\frac{1}{k}} = \frac{1}{2} \left(\frac{[1 + \alpha \cdot (K_g - 1)] \cdot \sigma^\infty}{\sigma_K} \right)^{\frac{1}{k}} \quad (\text{Gl. 3.6})$$

Dabei stellt α einen Empfindlichkeitsfaktor dar, der vom Porositätsgrad abhängt. Der Empfindlichkeitsfaktor α kann zwischen 0 und 1 variieren, wobei 0 vollständige Porenempfindlichkeit und 1 vollständige Porenempfindlichkeit bedeutet. Dieser Zusammenhang zeigt für Al-Legierung AlSi7Mg eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen.

3.4 Berechnung der Wöhlerlinie porenfreier Randschicht nach Fagschlunger

Das unter anderem in [27-29, 69] beschriebene Berechnungsmodell nach Fagschlunger ermöglicht eine iterative Abschätzung der Wöhlerlinie des porenfreien Materials auf Basis der Wöhlerlinie des porenbehafteten Materials.

Der Berechnungsalgorithmus ist eine Modifikation des Modells von Liu und Zenner [73-74], das in ursprünglicher Form die Berechnung von der Wöhlerlinie gekerbter Bauteile auf Basis der Wöhlerlinie der ungekerbten Probe unter Berücksichtigung der statistischen und der spannungsmechanischen Stützzahl ermöglicht. Die in Gl. 3-7 dargestellte Formel basiert auf der Ramberg-Osgood-Beziehung, der Neuber-Hyperbel und der Wöhlerliniengleichung.

$$S_a = \frac{\sigma_{aK0}}{K_{t,PO}} \left(\frac{A_{o90\%}}{A_{90\%,ges}} \right)^{\frac{1}{k}} \left(\frac{N_K}{N} \right)^{\frac{1}{k}} \left[1 + EK' \frac{1}{n'} \sigma_{aK0}^{\frac{1}{n'}-1} \left(\frac{A_{o90\%}}{A_{90\%,ges}} \right)^{\frac{1}{k} \left(\frac{1}{n'}-1 \right)} \left(\frac{N_K}{N} \right)^{\frac{1}{k} \left(\frac{1}{n'}-1 \right)} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{Gl. 3-7})$$

Die Ableitung der Gleichung wurde in [27] ausführlich beschrieben. Anzumerken ist hierbei, dass das Modell auf den Fall poröser Proben übertragen wurde, weil die porenfreie Probe als eine Referenzprobe bei Liu und Zenner und die porenbehaftete Probe als eine gekerbte Probe betrachtet werden kann. Demzufolge können die Werte A und A_0 bei Liu und Zenner [73-74], die entsprechend die Probenoberfläche und Probenoberfläche der Referenzprobe bezeichnen, mit $A_{90\%}$ und $A_{o90\%}$ substituiert werden. Die Werte entsprechen der Oberfläche der Pore bzw. der Probe, an der zwischen 90 und 100% der maximalen Spannungen herrschen. Diese beiden Flächen können mit Hilfe der FE-Berechnung ermittelt werden (Abb. 3.6).

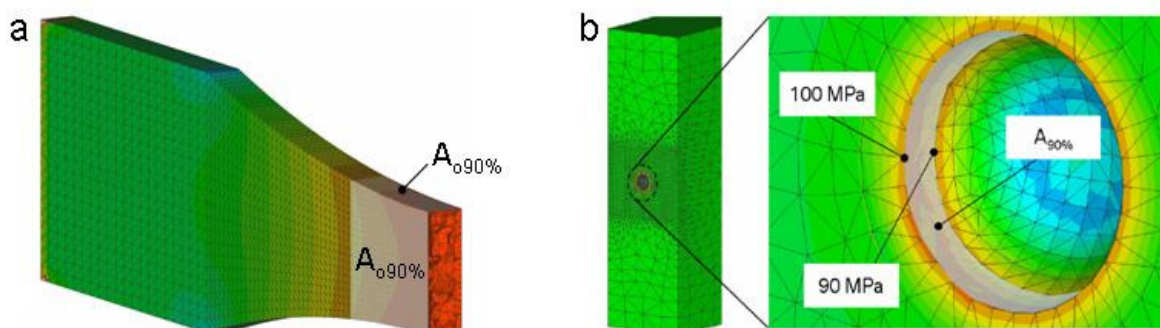


Abbildung 3-6: Bestimmung der $A_{o90\%}$ (a) und $A_{90\%}$ (b) mittels FE-Berechnung [27]

Da der $A_{90\%}$ -Wert nur für eine einzelne Pore gilt und das Modell die gesamte hochbeanspruchte Fläche der Poren erfordert ($A_{90\%,ges}$), muss diese durch die Anzahl der Poren multipliziert werden, die aus der metallographischen Untersuchungen unter bestimmten statistischen Annahmen für das ganze Volumen festgelegt werden kann.

Letztendlich kann mit der Gleichung 3-7 die ertragbare Nennspannungsamplitude einer porenbehafteten Probe für eine bestimmte Schwingspielzahl berechnet werden. Die Oberfläche $A_{90\%,ges}$ entspricht der kritischen Oberfläche aller Poren, auf der mindestens 90% der Maximalspannungen herrschen, $A_{o90\%}$ der kritischen Oberfläche der Probe mit mindestens 90% der Maximalspannung, und $K_{t,PO}=2,05$ stellt den Kerbfaktor kugelförmiger Poren dar. Für die Durchführung der Berechnung sind außerdem die Wöhlerlinienparameter wie die Lastspielzahl beim Abknickpunkt (N_k), die Festigkeit beim Abknickpunkt (σ_{ak0}), und die Neigung (k) erforderlich sowie der zyklische Verfestigungsexponent (n'), der zyklische Verfestigungskoeffizient (K') und der Weibull-Exponent (κ). Für den Erfolg der Berechnung sollen die gesuchten Kennwerte des porenfreien Zustandes σ_{ak0} und k so ausgewählt werden, dass die bekannten Werkstoffkennwerte zutreffend zu berechnen sind. Unter der Annahme, dass übliche Parameter wie $A_{o90\%}$, $A_{90\%,ges}$, n' , K' , $K_{t,PO}$ etc. richtig bestimmt wurden, sollten die angenommenen Ausgangsparameter der Wöhlerlinie des porenfreien Werkstoffes der Wirklichkeit entsprechen [27-29].

Der in [27] vorgestellte Vergleich zwischen Versuchs- und Berechnungsergebnissen für zwei ausgewählte Werkstoffe zeigt eine gute Annäherung der Wöhlerlinie des ungekerbten Werkstoffes, die auf Basis der Wöhlerlinie der gekerbten Probe geschätzt wurde. Nachteilig ist hier ein im Allgemeinen großer Berechnungsaufwand sowie eine Vielzahl von Inputparametern, zwischen den die aufgrund lichtmikroskopischer Untersuchungen erfolgte Ermittlung von $A_{90\%,ges}$, besonders aufwändig zu bestimmen ist.

3.5 Berechnung der Wöhlerlinie porenfreier Randschicht nach Oberwinkler

Das Modell basiert auf der von Fagschlunger [27] durchgeführten Interpretation des Modells von Liu und Zenner, die für poröse Werkstoffe übertragen worden ist und in Kapitel 3.4 dargestellt wurde. Die Verfeinerung des Modells ist in [71, 87] vorgestellt. Das veränderte Modell beruht auf den gleichen Annahmen, da es sich letztendlich um das gleiche Modell handelt. Das Neue ist jedoch, dass statt der konstanten Formzahl $K_{t,PO}=2,05$ eine variable Formzahl der Poren einkalkuliert wird. Der variable Kerbfaktor berücksichtigt den Abstand der Pore von der Oberfläche, der - wie bereits in [27] erwähnt - sehr große Werte erreichen kann, wenn sich eine Pore knapp unter der Oberfläche befindet. Durch eine solche Modifikation kann im Fall der Al-Druckgusslegierungen eine bessere Übereinstimmung der errechneten Wöhlerlinie mit der versuchstechnisch ermittelten erzielt werden. Während die Berechnung mit einem konstanten Kerbfaktor für den Beispiel-Werkstoff in Abb. 3-7 um ca. 17% vom Versuchsergebnis abweicht, liefert der Einsatz einer variablen Formzahl einen Unterschied kleiner 3%. Wenn man berücksichtigt, dass sowohl die Dicke als auch die Werkstoffkennwerte der porenfreier Randschicht sehr oft entscheidend für die rechnerische Lebensdauerabschätzung sind, gewinnt diese Modifikation an Bedeutung.

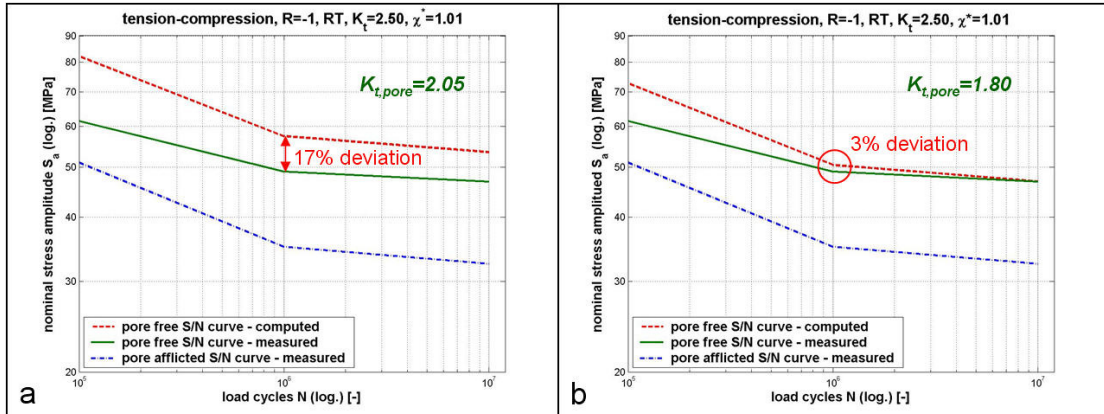


Abbildung 3-7: Berechnung der Wöhlerlinie einer porenfreien Randschicht: a- Berücksichtigung der konstanten Formzahl; b- Berücksichtigung der variablen Formzahl [87]

3.6 Prognose der Schwingfestigkeit von porösem Gussstahl nach Hardin und Beckermann

Die in [52-53] beschriebene Methodik zeigt eine Möglichkeit der Berechnung der Schwingfestigkeit von porösen Gussstählen. Da es sich um einen Gussstahl handelt, wird hier nur auf die Vorgehensweise zur Beschreibung von Poren eingegangen. Der Beitrag klärt u.a., ob die in Kap. 2.1.4.2 beschriebene Computertomographie eine Identifizierung der Poren ermöglicht.

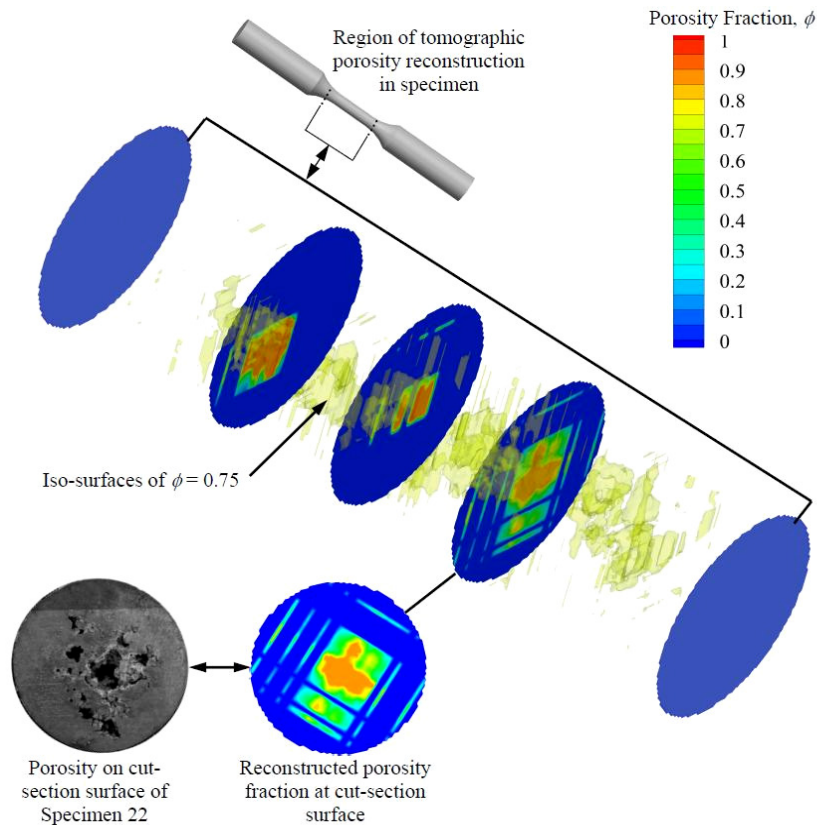


Abbildung 3-8: Ein Beispiel der Porositätsverteilung im hochbeanspruchten Bereich der Zug-Druckprobe, die mit Hilfe der Mikrotomografie identifiziert wurde [52]

Der in der Abbildung 3-8 dargestellte Vergleich zwischen einer der Querschnittflächen des tomographierten Porositätszustandes und der auf der gleichen Tiefe ausgeschnittenen Ebene der Probe, die unter dem Rasterelektronenmikroskop untersucht wurde, zeigt eine befriedigende Übereinstimmung. Berücksichtigt man dabei, dass in diesem Fall bei der CT lediglich zwei Röntgenbilder aufgenommen wurden, ist davon auszugehen, dass die in Kapitel 2.1.4.2 dargestellte Mikrofokus-Computertomographie in der Lage ist, eine detaillierte dreidimensionale Porenform zu rekonstruieren.

Aus der Abbildung 3-8 ist ebenfalls zu ersehen, dass es möglich ist, den mit Hilfe dieses Verfahrens rekonstruierten Porositätszustand in die FE-Analyse eines Bauteils oder einer Probe zu implementieren. Dadurch kann der genaue Spannungszustand abhängig von der Porositätsverteilung berechnet werden, wobei sogar die Porenform berücksichtigt werden kann. Dabei ist aber zu beachten, dass der Diskretisierungsgrad hier von entscheidender Bedeutung ist und die Kantenlänge der finiten Elemente mindestens 2,5-mal kleiner als der Durchmesser sein sollte, um eine entsprechende Pore überhaupt identifizieren zu können [52].

Hardin und Beckermann zeigen eine ganze Reihe von Korrelationen auf. Das sind z.B. Zusammenhänge zwischen Porositätsgrad und Porengröße bzw. zwischen Größe und Anzahl der Poren, wobei die Kenntnis dieser Werte sehr wichtig für die Bestimmung des Einflusses der Poren auf die Lebensdauer ist. Daneben schlägt Hardin zusammen mit Sigl vor, dass der Einfluss mit der Kerbwirkungszahl K_f beschrieben werden kann. Wie in Gleichung 3-8 dargestellt, wird die K_f auf Basis der maximalen Formzahl der Pore $K_{t,max}$, sowie des Kerberadius r [mm] und der Bruchfestigkeit S_u (Gl. 3-9) ausgedrückt.

$$K_f = 1 + \frac{K_{t,max} - 1}{1 + a/r} \quad (\text{Gl. 3-8})$$

$$a = 0,0254 \cdot \left(\frac{2070}{S_u} \right)^{1,8} \quad (\text{Gl. 3-9})$$

3.7 Probabilistisches Modell für die Bestimmung der Schwingfestigkeit in Abhängigkeit von der Porosität nach Zhu

Die in [134-135] beschriebenen Studien zeigen, dass die Topologie der Poren im Prinzip so unregelmäßig ist, dass die genaue Beschreibung ihrer geometrischen Eigenschaften auf der Basis von einfachen Parametern nicht möglich ist. Ähnlich wie bei Gao und Murakami [38, 83] wird hier angedeutet, dass eher die Größe der Fehler als die Fehlerform zu einem Bauteilausfall beiträgt. Dabei wird die Porengröße D nach Murakami nicht als der aufgrund 2D-metallographischer Untersuchungen festgestellter Durchmesser d , sondern als

$D = \sqrt{\frac{4}{\pi}} \cdot A_p$ definiert, bei dem A_p die Porenfläche darstellt, die auf dem metallographischen

Schliff festgestellt wurde. Die Untersuchungen von Zhu bestätigen, dass neben der Größe auch die Lage der Pore die Lebensdauer beeinflusst, da im großen Teil der Fälle die „Oberflächeporen“ die Ursache für Bruchinitiierung sind. Dagegen sind die inneren Poren,

die zum Bauteilversagen führen, wesentlich größer, was den allgemeinen Annahmen der spannungsmechanischen Betrachtung der Porosität (Kap. 3.1) entspricht. Wie in Abbildung 3.9 zu sehen, versagen im Bereich der untersuchten Spannungsamplitude alle Proben, wenn die bruchauslösende Pore größer als 500 µm ist.

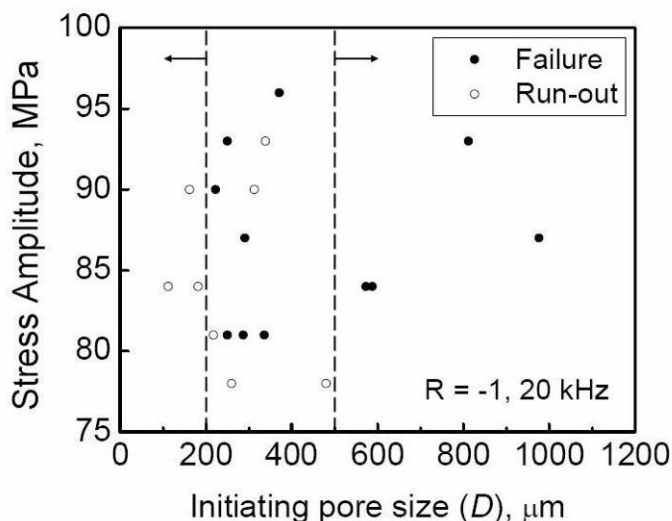


Abbildung 3-9: Die Korrelation zwischen der Größe von bruchauslösender Pore und Spannungsamplitude; schwarz: Bruch, weiß: Überlauf [134]

Andererseits kommt es nicht zum Bruch, wenn die Poren kleiner als 200 µm sind, was bestätigt, dass die Größe der Pore die entscheidende Einflussgröße auf die Schwingfestigkeit darstellt.

Das probabilistische Modell für die Bestimmung der Schwingfestigkeit, abhängig von der Porosität nach Zhu, basiert auf der Formel von Murakami (Gl. 3-10), die eine Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors (SIF) K ermöglicht [135].

$$K_I = Y \cdot \sigma \sqrt{\pi \sqrt{A_{\text{defect}}}} \quad (\text{Gl. 3-10})$$

Dabei ist σ die Spannung, A_{defect} das Gebiet der Fehler auf der Bruchfläche, Y der Geometriefaktor mit dem Wert $Y=0,65$ für die Oberfläche, und $Y=0,5$ für Innenfehler. Mit „Oberflächepore“ ist die Pore gemeint, deren Verhältnis Durchmesser/Abstand des Porenmittelpunktes von der Oberfläche $\geq 1,6$ ist und umgekehrt. Das auf bestimmten Annahmen [135] beruhende Modell ermöglicht eine Vorhersage der Schwingfestigkeit mit Hilfe der so genannten Treppen-Prozedur, die in dem Fall im MatLAB modelliert wurde.

In der Treppen-Prozedur wird am Anfang ein zufälliger Porositätszustand generiert, bei dem jeder Pore eine Größe und Lage nach Log-Normalverteilung zugewiesen wird. Für jede Pore, die entweder als Oberflächenpore ($Y=0,65$) oder als innere Pore ($Y=0,5$) eingeordnet ist, wird dann ΔK nach Gleichung 3-10 berechnet. Der maximale ΔK wird im nächsten Schritt mit ΔK_{th} (Schwellenwert, der den Beginn einer Rissausbreitung bedeutet [50]) verglichen, was die Probe als Ausfall ($\Delta K > \Delta K_{\text{th}}$) oder Überlauf klassifiziert. Bei Ausfall wird in der nachfolgenden Simulation wieder ein zufälliger Porositätszustand erzeugt und individuell die ΔK für jede Pore mit einer um eine Stufe niedrigeren Spannung berechnet, beim Überlauf in der

nachfolgenden Simulation ΔK mit einer um eine Stufe höheren Spannung. Der Prozess wird so oft wiederholt, bis eine bestimmte Anzahl von Simulationen erreicht ist. Die auf diese Weise erzeugten Ergebnisse werden dann nach dem Dixon-Modus statistisch ausgewertet. Die im [135] vorgestellte Verifizierung zeigt eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse der Treppen-Prozedur mit den Versuchergebnissen. Das Modell gibt also eine Möglichkeit der Simulation von porositätsbedingten Schwingfestigkeitseigenschaften, wenn der Porositätszustand in der Probe abschätzbar ist.

3.8 Betrachtung der Porosität nach Ries und Taxer

Ries und Taxer untersuchen den Einfluss der Porosität auf elasto-plastisches Materialverhalten von Gusslegierungen [98, 118]. Interessant ist dabei die Verwendung der Microfocus-Computertomographie für die genaue Charakterisierung von morphologischen und topologischen Eigenschaften der Poren. Die erreichbare Auflösung liegt beim $7 \mu\text{m}$, was eine sehr genaue Identifizierung der inneren Struktur von Bauteilen in 3D ermöglicht. Diese Untersuchungen geben neben der Charakterisierung von individuellen Poren ebenfalls einen Überblick über die Porositätsverteilung.

Für die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften poröser Werkstoffe wird hier ein mit CT identifizierter Beispiellunker in eine Würfelform eingebaut und mit der FEM Analysiert (Abb. 3-10).

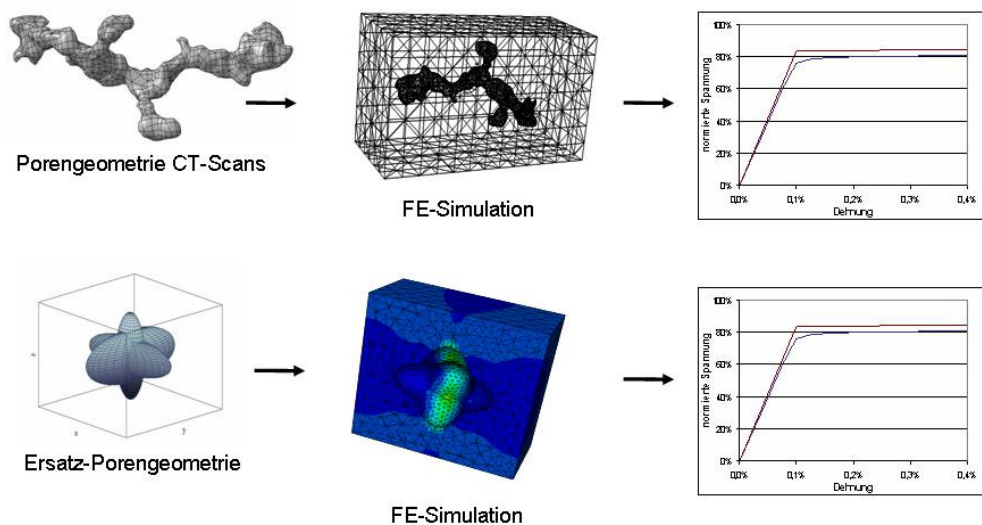


Abbildung 3-10: Mit der Computertomographie generierte Porenform und die Erzeugung entsprechender Ersatzgeometrie mittels FEM [118]

Diese Betrachtung liefert die Abschätzung der Spannungsverteilung eines porösen Werkstoffs. Das ermöglicht eine Definition der Ersatzgeometrie der Pore, was z.B. die Analyse der Anordnung von mehreren Poren mit deutlich reduziertem Rechenaufwand ermöglicht (Abb. 3.10).

Diese Methodik zeigt in allgemein, genauso wie die Untersuchungen von Hardin und Beckermann (Kap. 3.6), dass die CT ein Hilfsmittel darstellt, das bei der Identifizierung der Einflüsse der Porosität auf die Lebensdauer behilflich sein kann.

3.9 Zusammenfassung des Standes der Forschung

Alle vorgestellten Literaturstudien zeigen, dass die Porosität einen großen Einfluss auf die Lebensdauer von Al-Legierungen aufweist. Es ergibt sich die Notwendigkeit deren Einfluss in geeigneter Weise zu beschreiben und bei der Bauteilauslegung bzw. in numerischen Lebensdauersimulationen zu berücksichtigen.

Größe, Lage und Form der Pore sind die entscheidenden die Schwingfestigkeit beeinflussenden Größen und führen lokal im Porenfeld zu Spannungserhöhungen. Diese Größen werden mit metallographischen Untersuchungen nicht ausreichend beschrieben und können daher adäquat in der rechnerischen Lebensdauersimulation nicht berücksichtigt werden. Mit der Mikrofokus-Computertomographie steht heute ein geeignetes Hilfsmittel zur genaueren Beschreibung dieser Einflussgrößen zur Verfügung.

4. Vorgehensweise

Das Ziel dieser Arbeit ist es, den Einfluss der Poren in Aluminiumgussbauteilen zu quantifizieren und einen Berechnungsalgorithmus zu definieren, der die Berücksichtigung dieser Einflüsse bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung ermöglicht.

Dazu werden experimentelle Untersuchungen durchgeführt, die den Einfluss der Poren auf die Schwingfestigkeit für einen Beispiel-Aluminium-Werkstoff aufzeigen. Dabei wird analysiert, in wieweit neben der Porosität weitere Parameter die Schwingfestigkeit beeinflussen (Kap. 5). Weiterhin wird eine Methode zur Berücksichtigung der Porosität bei der Lebensdauerberechnung entwickelt, die für Druckguss und Kokillenguss anwendbar sein soll (Kap. 6). Basis für den Berechnungsalgorithmus sind die Ergebnisse aus den Schwingfestigkeitsversuchen, die aus der CT abgeleiteten statistischen Korrelationen und die FE-Berechnungen (Abb. 4.1). Der Berechnungsalgorithmus wird abschließend verifiziert (Kap. 8-9).

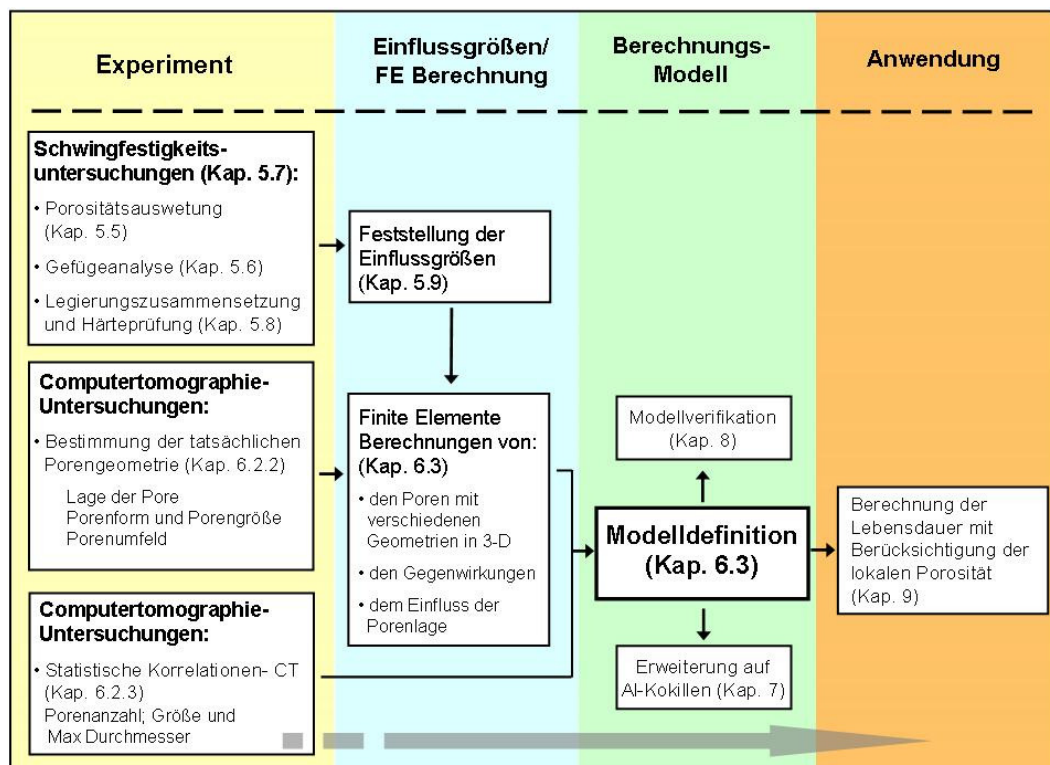


Abbildung 4-1: Vorgehensweise bei der Entwicklung eines Berechnungsmodells

Zur Untersuchung der Einwirkung unterschiedlicher Porositätszustände auf die Schwingfestigkeit werden Proben aus verschiedenen Bereichen des ausgewählten Serien-Bauteils und aus dessen Anguss entnommen (Kap. 5.3). In den Kapiteln 5.5 - 5.7 werden für die entnommenen Proben Gefügeanalysen, Porositätsauswertungen und Schwingfestigkeitsuntersuchungen durchgeführt. In einem weiteren Schritt wird geklärt, ob neben den Poren andere Gefügemerkmale wie Legierungszusammensetzung und Härteänderungen in der inhomogenen Gefügestruktur die Schwingfestigkeit maßgebend (Kap. 5.8).

Bei der Modellentwicklung wird von der spannungsmechanischen Betrachtung der Porosität ausgegangen. Um den Einfluss eines nichthomogenen Spannungszustandes als Folge der Porosität auf die Schwingfestigkeit bewerten zu können, müssen für bestimmte Porositätsgrade, die charakteristische Lage, Größe und Form der Poren identifiziert werden. Dazu wird die detaillierte Mikrofokus-Computertomographie (CT) eingesetzt (Kap. 6.2). Des Weiteren werden auf Basis der CT-Untersuchungen für gewisse Porositäten die für den Modellaufbau notwendigen statistischen Korrelationen abgeleitet (Kap. 6.2.3). Ausgehend davon wird eine FE- Berechnungsstudie durchgeführt, die zur Bestimmung der durch die Poren verursachten lokalen Spannungserhöhungen führt. Zu diesem Zweck wird die Form der Poren gezielt variiert, ausgehend von ideal kugelförmigen Poren bis hin zu realen dreidimensionalen Porengeometrien, die ebenfalls aus CT-Untersuchungen identifiziert werden. Zudem werden auch die Lage der Poren sowie das Poren Umfeld (Nachbarschaftseffekt) analysiert. Aus den Erkenntnissen wird ein Modell entwickelt, das den Poreneinfluss bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung einkalkuliert (Kap. 6.3).

Demnächst wird die Möglichkeit der Erweiterung des Berechnungsmodells auf Kokillengussbauteile überprüft (Kap. 7) und verifizierende Abschätzungen der Schwingfestigkeit auf Basis diverser Al-Legierungen durchgeführt (Kap. 8)

Abschließend wird dieses Modell auf die Lebensdauerberechnung einer aus dem Vorderwagen einer PKW-Karosserie ausgewählten Federstütze angewendet und die rechnerischen Lebensdauerwerte mit den Versuchsergebnissen verglichen. Dabei wird überprüft, ob mit dem heutigen Stand der Gießsimulation die Porosität in Aluminiumdruckgussbauteilen hinreichend vorhergesagt werden kann.

5. Experimentelle Bestimmung des Einflusses der Porosität auf die Schwingfestigkeit von Al-Druckgusslegierungen

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit sind experimentelle Untersuchungen durchzuführen, die den Einfluss der Porosität auf die Schwingfestigkeit quantifizieren. Dazu werden Al-Guss-Proben mit unterschiedlicher Porosität vorbereitet und einer zyklischen Belastung ausgesetzt.

Um Versuchsreihen mit verschiedenen Porositätsgraden zu erhalten, müssen die Proben aus unterschiedlichen Bereichen eines Bauteils entnommen oder durch einen entsprechend modifiziertem Gießprozess erzeugt werden. Das birgt die Gefahr in sich dass neben der Porosität auch andere schwingfestigkeitsbeeinflussende Größen wie z.B. Dendritenarmabstände (DAS) oder die lokale Legierungszusammensetzung verändert werden. Es ist deswegen zu prüfen, ob diese unerwünschten Veränderungen tatsächlich auftreten, und wie groß deren Einfluss auf die Schwingfestigkeit ist.

5.1 Werkstoff

Der Einfluss der Porosität auf die Schwingfestigkeit wird in der vorliegenden Arbeit auf der Basis einer untereutektischen Mehrstofflegierung AlMg5Si2Mn (Magsimal 59) untersucht. Der Werkstoff gewinnt im Automobilbau immer mehr an Bedeutung, weil er sich im Gusszustand durch eine hohe Festigkeit und Dehnung sowie gute Fließeigenschaften auszeichnet. Das Anwendungsspektrum reicht von dünnwandigen, geometrisch relativ einfachen Ölwanne bis hin zu geometrisch wesentlich komplexeren Federstützen [97]. Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffs siehe Tabelle 5-1.

Tabelle 5-1: Chemische Zusammensetzung von AlMg5Si2Mn

	Si [%]	Fe [%]	Cu [%]	Mn [%]	Mg [%]	Zn [%]	Ti [%]
Soll [96]	1,8-2,6	max 0,2	max 0,05	0,5-0,8	5,0- 6,0	max 0,08	0,1-0,2
Untersuchte Proben	2,2-2,3	0,09-0,12	<0,01	0,66-0,70	5,0-5,3	<0,01	0,1-0,12

Die mechanischen Eigenschaften dieser Aluminiumlegierung (s. Tabelle 5-2) sind von den Erstarrungsbedingungen, also von der Wanddicke abhängig, denn der Erstarrungsprozess beeinflusst die Dendritenarmabstände (DAS), die sich direkt in den mechanischen Eigenschaften abbilden.

Tabelle 5-2: Mechanische Eigenschaften von AlMg5Si2Mn im Gusszustand [96].

Wanddicke [mm]	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_5 [%]
< 2	> 220	> 300	10-15
2-4	160-220	310-340	12-18
4-6	140-170	250-320	9-14
6-12	120-145	220-260	8-12

Es fällt auf, dass die Festigkeiten des Werkstoffs in Abhängigkeit der Wandstärke stark streuen. Die sich durch eine steigende Wandstärke verringernde Dehngrenze kann durch eine T5-Wärmebehandlung des Gußstücks noch erhöht werden [96]. Abbildung 5-1 zeigt eine typische Gefügeausbildung der AlMg5Si2Mn-Legierung. Bei der metallographischen Gefügeanalyse der Legierung sind typischerweise α -Mischkristalle, Eutektikum sowie Al_6Mn und AlSi-Phasen zu erkennen.

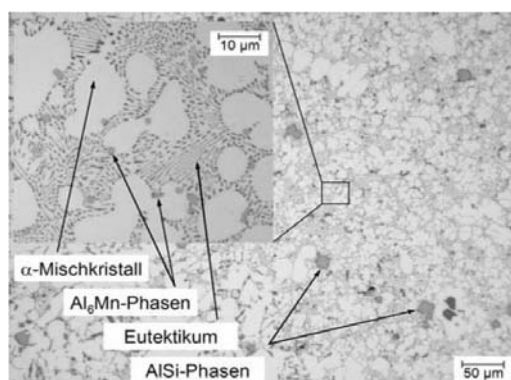


Abbildung 5-1: Mikrostruktur der Aluminiumdruckgusslegierung AlMg5Si2Mn (Magsimal 59) [121]

Der Magnesiumgehalt ist auf 5% begrenzt, um die Neigung der Legierung zur interkristallinen Korrosion und zur Spannungsrisskorrosion zu vermindern [102].

Für die Anwendung der Al-Legierung Magsimal 59 in der Automobilindustrie spricht neben Gewichtsvorteilen auch die wirtschaftliche Fertigung von komplexen Bauteilen, wobei sich eine Vielzahl von Funktionen in ein dünnwandiges Bauteil integrieren lassen [103].

5.2 Probengeometrie

Die Schwingfestigkeit des Werkstoffes mit unterschiedlichen Porositätsgraden wird auf der Basis von Probenreihen mit gleicher Geometrie ermittelt. Es handelt sich hier um eine in Abb. 5-2 dargestellte ungekerbte Flachprobe mit einer Prüffläche von 9,5 x 3mm. Diese Probengeometrie wird für alle Wöhlerversuche verwendet.

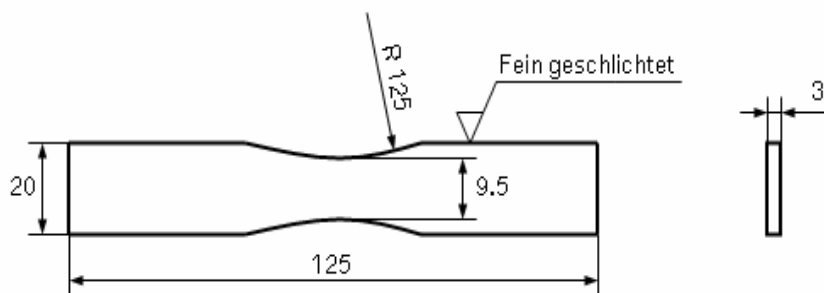


Abbildung 5-2: Ungekerbte Flachprobe [27]

Die Geometrie entspricht den in [22] vorgeschlagenen Normen. Diese wurde bei allen Versuchsreihen konstant gehalten, um einen direkten Vergleich der Versuchsergebnisse zu ermöglichen.

5.3 Vorbereitung von Proben mit unterschiedlichen Porositäten

Um die Einflüsse der unterschiedlichen Porositätsgrade auf die Schwingfestigkeit von Al-Druckgussbauteilen zu untersuchen, wurden aus folgenden Bauteilen Proben entnommen: eine Federstütze aus dem Vorderwagen einer PKW-Karosserie, deren Anguss und ein extra gefertigtes bauteilähnliches H-Profil. Ein „porenfreier“ Zustand ist in der Praxis kaum zu realisieren. Aus diesem Grund wurden die Stäbe zur Entnahme „porenfreier“ Proben unter Bewahrung druckgussähnlicher Prozessparameter und einer speziellen Schmelzereinigung im Kokillenguss hergestellt [27]. Der für diese Elemente eingesetzte Werkstoff ist die oben genannte Al-Druckgusslegierung Magsimal 59.

Im Ergebnis sind im Rahmen der Arbeit sechs Probenreihen mit jeweils unterschiedlichen Porositäten vorbereitet worden. Wie in Abbildung 5-3 zu sehen, wurden drei davon aus dem Federstützenanguss ausgeschnitten. Während aufgrund der Fließ- und Erstarrungsbedingungen die Probenentnahmeposition 1 und 2 stärker porenbehaftet ist, sollte die Stelle 3 hinsichtlich der Porosität weniger kritisch sein, da die Erstarrung in diesem Bereich laut Gießsimulation rascher abläuft (Abb. 5-4).



Abbildung 5-3: Federstützenanguss; Probenentnahmeposition 1, 2 und 3

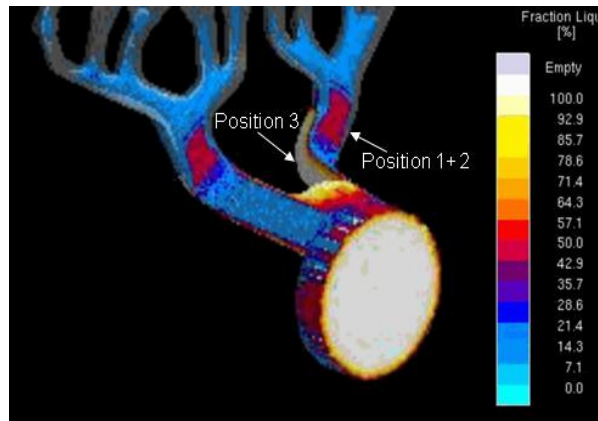


Abbildung 5-4: Mit der Gießsimulationssoftware Magmasoft errechnete Erstarrungsreihenfolge im Federstützeanguss: blau/grau - bereits erstarrte Bereiche, gelb - flüssige Gebiete

Die vierte Probenreihe wurde vom Bauteil selbst entnommen (Abb. 5-5). Wie die in Bild 5-6 dargestellte Erstarrungssimulation zeigt, geht die Abkühlung aufgrund der sehr geringen Wandstärke in dem Bereich sehr schnell vor sich. Daher kann angenommen werden, dass der Porositätszustand hier sehr kleine Werte erreicht.



Abbildung 5-5: Federstütze; Probenentnahmeposition 4

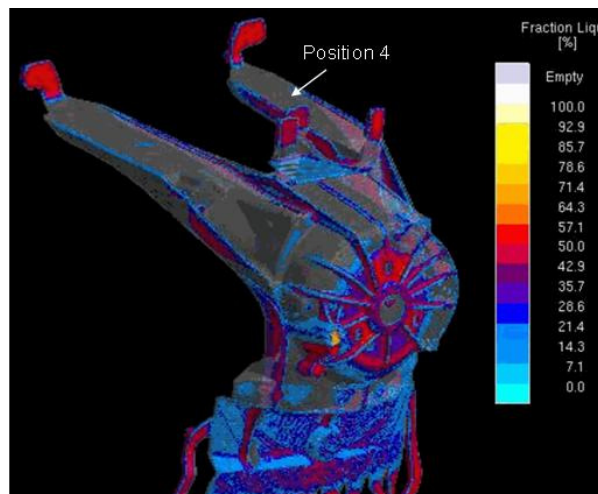


Abbildung 5-6: Mit der Gießsimulationssoftware Magmasoft errechnete Erstarrungsreihenfolge in den Federstützearmen: blau/grau - bereits erstarrte Bereiche, gelb - flüssige Gebiete

Die Entnahme der vier Probenreihen aus demselben Bauteil (Federstütze) und dessen Anguss lässt einerseits die Vermutung zu, dass der Werkstoff genau die gleiche Legierungszusammensetzung aufweist. Andererseits bedingen die unterschiedlichen Wandstärken unterschiedliche Erstarrungsbedingungen, was möglicherweise die Gefügeausprägung und die lokale Legierungszusammensetzung beeinflusst. Deshalb werden diese Einflussgrößen im Folgenden genauer überprüft.

Die fünfte Wöhlerlinie wird mittels porenbehafteter Proben erzeugt, die aus dem bauteil-ähnlichen H-Profil entnommen wurden, und die Wöhlerlinie des porenfreien Zustandes aufgrund von Proben aus gesondert gefertigten Stäben (Abb. 5-7) [27].

Das H-Profil ist ein Musterbauteil in Form einer Stufenplatte. Diese wurde im horizontalen Kaltkammer-Druckgussverfahren hergestellt und ermöglicht die Entnahme von Proben mit unterschiedlichen Wandstärken (hier 3 mm).

Die Stäbe dagegen sind unter Bewahrung einer speziellen druckgussähnlichen Gießprozedur im Kokillenguss hergestellt, die die Erzeugung eines porenfreien Zustandes ermöglicht. Diese Prozedur umfasst eine zusätzliche Schmelzereinigung durch s.g. Rotationsentgasung und die Zugabe von Krätzeausschmelzsalz sowie eine besonders schnelle Abkühlung. Selbstverständlich sind auch in diesen Fällen die Abweichungen in der Gefügeausprägung zu überprüfen.

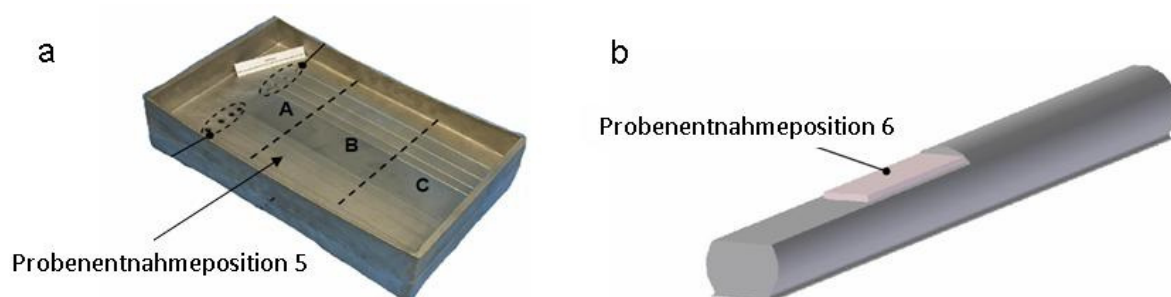


Abbildung 5-7: a) H-Profil - Probenentnahmeposition 5 [27, 121];
b) Probenentnahmeposition 6 - extra gefertigte Stäbe für die Entnahme porenfreier Proben [27]

5.4 Untersuchung zur Porositätsverringering durch Hippen

Eine weitere Möglichkeit der Reduzierung der Porosität in der Al-Legierung stellt das so genannte HIP-Verfahren dar. Das Hippen (heiß isostatisches Pressen) ist ein Verfahren, das in der Lage ist, neben anderen die Porosität zu verringern. Das Bauteil wird dabei bei Temperaturen nahe der Schmelztemperatur und bei Drücken von 100-200 MPa unter Schutzgas verdichtet. Der Gasdruck wirkt so von allen Seiten auf das Werkstück, so dass das Bauteil isotrope Eigenschaften erhält. Im Fall der Erstarrungsporosität, die hauptsächlich bei Kokillengussbauteilen auftritt, kann das Hippen die Porosität sogar eliminieren und dadurch einen porenfreien Zustand erzeugen, wenn die HIP-Bedingungen für einen bestimmten Werkstoff optimal angepasst wurden.

Diese Prozedur ist jedoch im Fall der Al-Druckgusslegierungen nicht erfolgreich. Das ist darauf zurückzuführen, dass in den Al-Druckgusslegierungen überwiegend die Gasporosität

vorhersehend ist. Schematisch in Abbildung 5-8 dargestellt sind die geschlossenen Gasporen in Folge der beim Druckgießen üblichen Nachverdichtung (Abb. 2-3).

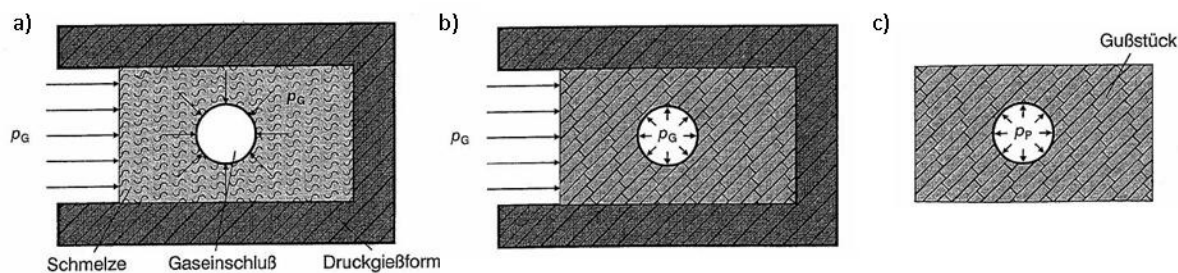


Abbildung 5-8: Bildung eines Überdrucks in Poren beim Druckgießen: a - Gasdruck p_G in der Schmelze (Gieß-Nachdruck) ; b - Gasdruck p_G beim Erstarren der Schmelze in der Form; c - unter Druck p_p stehende Gasporen im erkalteten Gussstück [117]

Der nach dem Hippen auftretende Druck ist oft geringer als bei der Nachverdichtungsphase des Druckgießens, deshalb wird mit dem Hippen beim Al-Druckguss der gegenteilige Effekt erzielt. Die im Laufe der Nachverdichtung beim Gießen zusammengepressten Gasporen können sich infolge der Erhöhung der Temperatur und nicht ausreichendem Druck ausdehnen, wodurch ein ähnlicher Effekt wie bei der Wärmebehandlung entsteht. Die sich in der Nähe der Oberfläche befindlichen Poren erscheinen im Ergebnis als Oberflächenbeulen (Abb. 5-9).

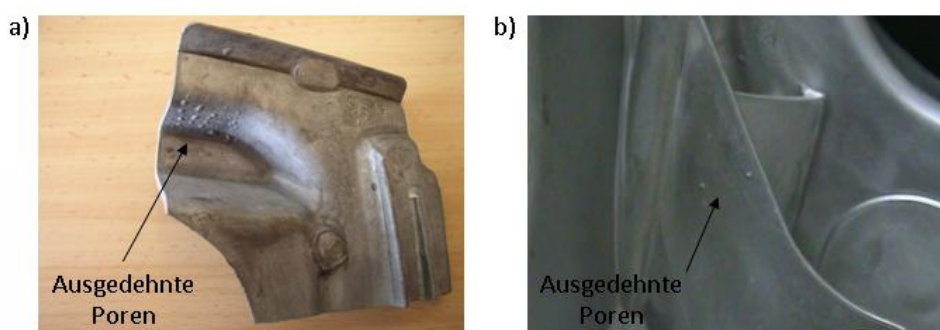


Abbildung 5-9: Effekte der Aufwärmung von Al-Druckguss: a- Blistertest [103], b- Wärmebehandlung

Wie das im Detail verläuft, ist in Abbildung 5-10 beschrieben. Unter der Voraussetzung, dass durch Diffusionsprozesse im Laufe der Zeit nur ein geringer Überdruck in den Poren aufgebaut wird, nimmt der Gasdruck p_p mit steigender Temperatur bei am Anfang gleich bleibendem Porenvolumen V_p zu. Danach erreicht der Gasdruck bei der Temperatur T_1 die 0,2%-Dehngrenze. Beim weiteren Aufheizen bis zur Temperatur T_2 (unterhalb der Solidustemperatur) vergrößert sich das Volumen V_p durch plastische Verformung bei sinkendem Gasdruck. Bei der darauf folgenden Wiederabkühlung bleibt der Gasdruck auf dem Niveau p_0 bei gleichzeitig vergrößertem Volumen V_2 .

Abbildung 5-10 zeigt gleichzeitig den Verlauf für Lunker an, bei denen sich anfangs nur eindfundierende Gase unter sehr niedrigem Druck befinden, was es ermöglicht, mit dem HIP-Verfahren weit bessere Resultate zu erzielen.

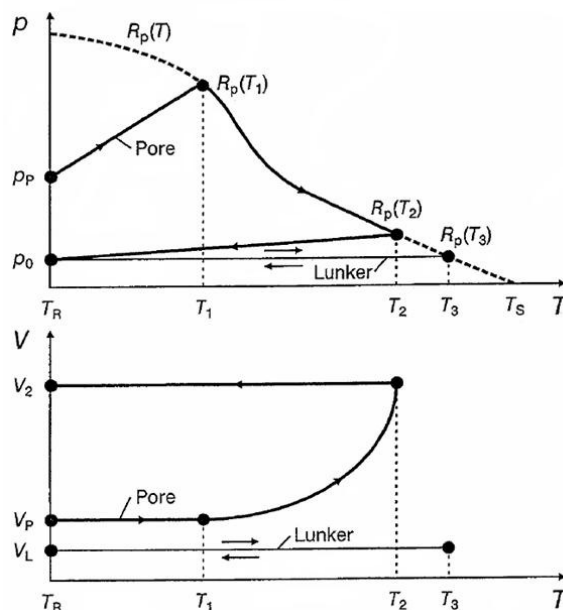


Abbildung 5-10: Verlauf des Gasdrucks und des Porenvolumens in Poren und Lunkern beim Erhitzen des Gusstückes von Raumtemperatur T_R auf die Temperatur T_2 und Wiederabkühlung auf T_R (T_S - Solidustemperatur) [117]

Die Gasporen in der Al-Druckgusslegierung können durch Hippen höchstens zusammengesprengt und nicht komplett eliminiert werden, was die Berücksichtigung weiterer Effekte bei der Bestimmung des Einflusses auf die Schwingfestigkeit erfordert. Eine zusammengedrückte Pore bildet bei der Auswertung lokal einen kleineren Porositätszustand ab. Diese kleinere Pore kann jedoch aufgrund der Richtung Riss gehenden Geometrie des Fehlers einen deutlich nachteiligeren Einfluss auf die Festigkeit haben als die größere Ausgangspore, die näherungsweise Rundförmig ist, vgl. [15].

5.5 Porositätsauswertung

Die Porosität wurde nach Durchführung der Schwingversuche ermittelt. Weil diese lokal eine sehr große Streuung aufweist, wurde bei der Bestimmung des lokalen Porositätszustandes diejenige Fläche bewertet, die beidseitig 5 mm von der Bruchfläche in Probenlängsrichtung entfernt ist. Bei Durchläufen wurde die hochbeanspruchte Fläche ($A_{090\%}$ nach Sonsino z.B. [132]) ausgewertet (Abb. 5-11).

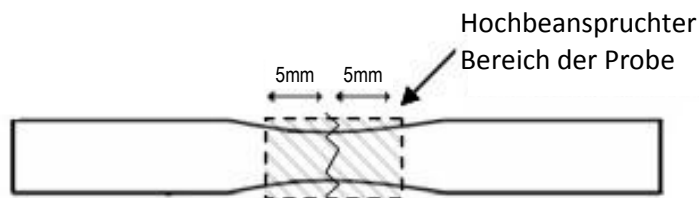


Abbildung 5-11: Bei der Auswertung berücksichtigter hochbeanspruchter Bereich der Probe

Den größten Aufwand bei der metallographischen Bestimmung der Porosität erforderte die Probenpräparation: Trennen, Einbetten, Schleifen und Polieren. Die anschließende Auswertung der Porosität erfolgte dagegen automatisch mit Hilfe der Bildanalysesoftware ‚a4i Analysis‘ der Firma Aquinto. In Abbildung 5-12 wird eine Beispielauswertung gezeigt, die

neben dem Porositätsgrad weitere Größen, wie z.B. die Anzahl der Poren bzw. deren Durchmesser, liefert.

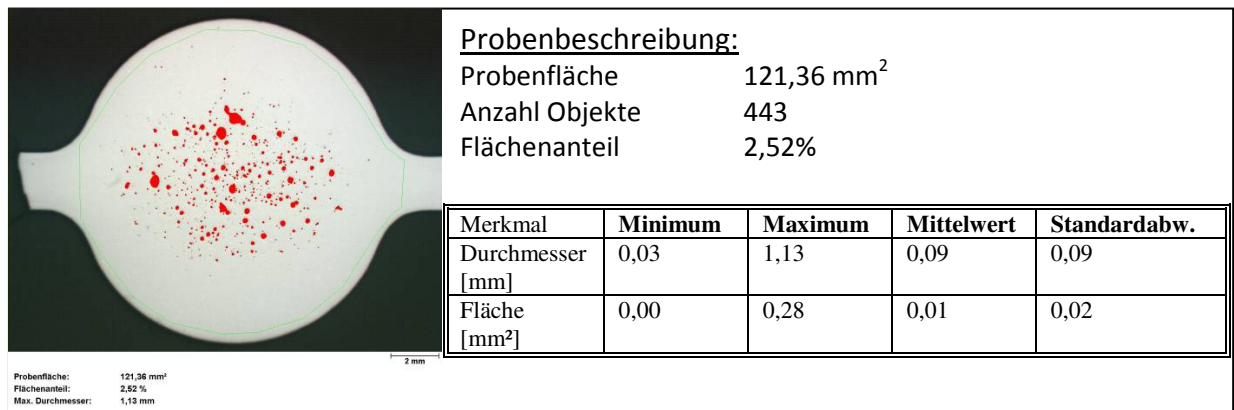


Abbildung 5-12: Charakterisierung des Porositätszustandes mit Hilfe der Auswertungssoftware

Bei der automatischen Porositätsermittlung sind die dunkleren Flächen des Schliffs als Poren klassifiziert, deren dargestellte Größe jedoch von Beleuchtung, Filtern sowie Programmeinstellungen abhängig ist. Diese Größen können die ausgewertete Porosität um $\pm 15\%$ ändern, was mit bloßem Auge jedoch nicht zu erkennen ist (Abb. 5-13). Um einen objektiven Vergleich zu gewährleisten, ist es daher erforderlich, die Auswertung immer mit den gleichen Beleuchtungseinstellungen sowie mit den gleichen Programmeinstellungen und möglichst durch dieselbe Person durchzuführen. Dabei sollten die auszuwertenden Schliffe immer mit einer homogenen Präparationsprozedur vorbereitet werden, um vergleichbar aussehende Oberfläche zu erzeugen.

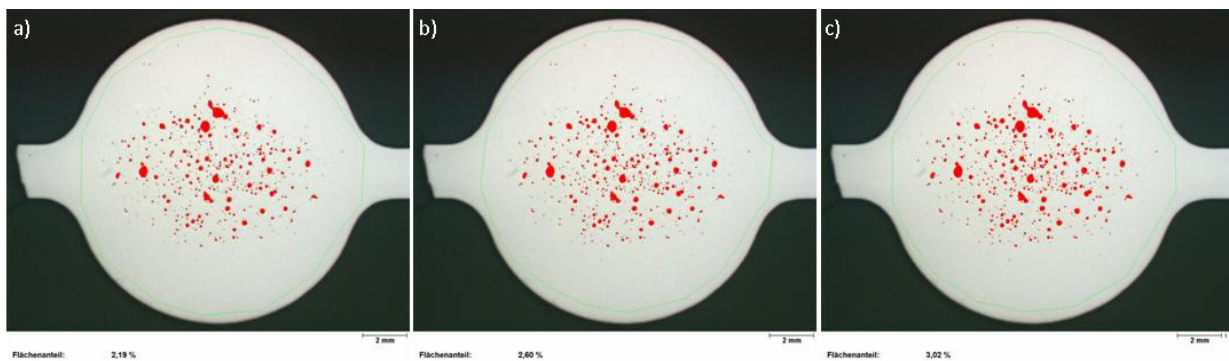


Abbildung 5-13: Beispiel für die Abweichung bei der Bestimmung der Porosität aufgrund des Schliffbildes: a - P=2,19%; b - P=2,60%; c - P=3,02%

Wie bereits erwähnt, wurden insgesamt 6 Probenreihen bezüglich der Porosität ausgewertet (Ergebnisse der Auswertung: s. Tabelle 5-3). Alle Proben wurden mit den gleichen Einstellungen untersucht, um die Wahrscheinlichkeit einer zufälligen Abweichung zu minimieren (Abb. 5-13). Dabei sei an dieser Stelle angemerkt, dass die Streuspanne der ermittelten Porosität innerhalb einer Versuchsreihe im Durchschnitt ca. 30% des ausgewerteten Porositätsgrades beträgt.

Tabelle 5-3: Ermittelte Porosität in den untersuchten Probenreihen

	Reihe 1	Reihe 2	Reihe 3	Reihe 4	Reihe 5 [27]	Reihe 6 [27]
Entstehung der Probe (Kap. 5-3)	Anguss	Anguss	Anguss	Federstütze	H-Profil	Kokillenstab
Probenanzahl	8	22	20	26	16	16
Mittlere Porosität	7,50 %	5,90 %	0,39 %	0,21 %	0,31 %	0,00 %

Abbildung 5-14 stellt eine repräsentative Porositätsausbildung in einer Entfernung 5 mm von der Bruchfläche vor (vgl. Abb. 5-11), für ermittelte durchschnittliche Porositätsgraden der untersuchten Probenreihen.

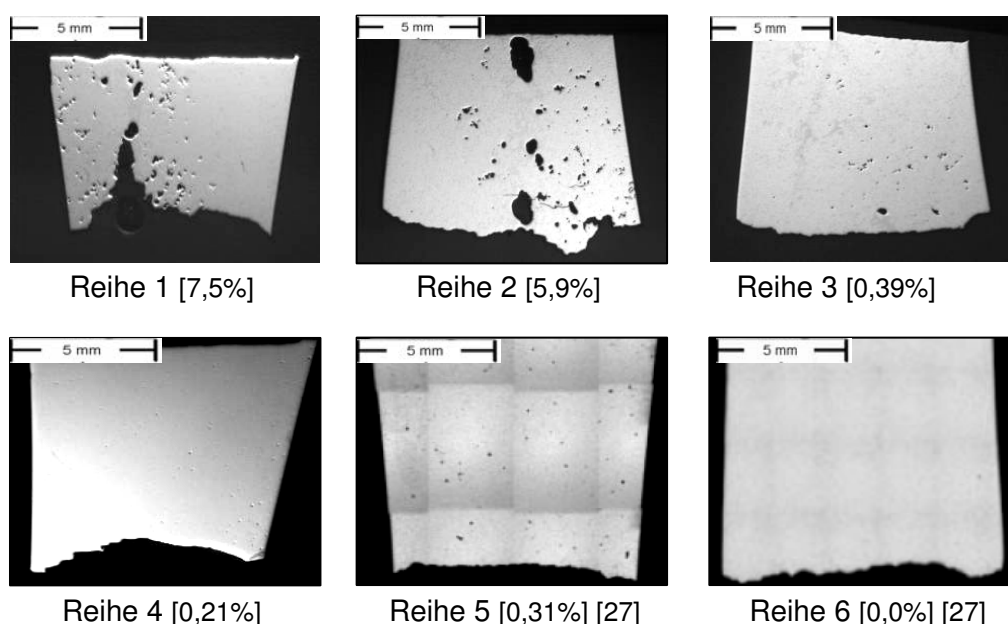


Abbildung 5-14: Beispiel Schlichtbilder der Al-Legierung Magsimal 59, Porositätszustände, Reihe 1 bis 6

5.6 Gefügeanalyse

Der in der Gefügeanalyse feststellbare Dendritenarmabstand (DAS) ist ein Bewertungsmerkmal für die Schwingfestigkeit. Wie in Abbildung 5-15 zu sehen ist, hat laut Minichmayr z.B. [82, 25] erst der DAS größer als 30 μm einen nachteiligen Einfluss auf die Schwingfestigkeit, der ab 30 μm mit einer linearen Korrelation beschrieben werden kann. Einflüsse auf die Schwingfestigkeit bei $\text{DAS} \leq 30 \mu\text{m}$ können vernachlässigt werden. Das Modell wurde auf der Basis der Schwingfestigkeit bei $N=10^7$ Lastwechsel (LW) erstellt und auf einen DAS von 30 μm normiert. Diese Aussage wurde auch in der Arbeit von Wang (Kap. 3.2 [126-127]) bestätigt.

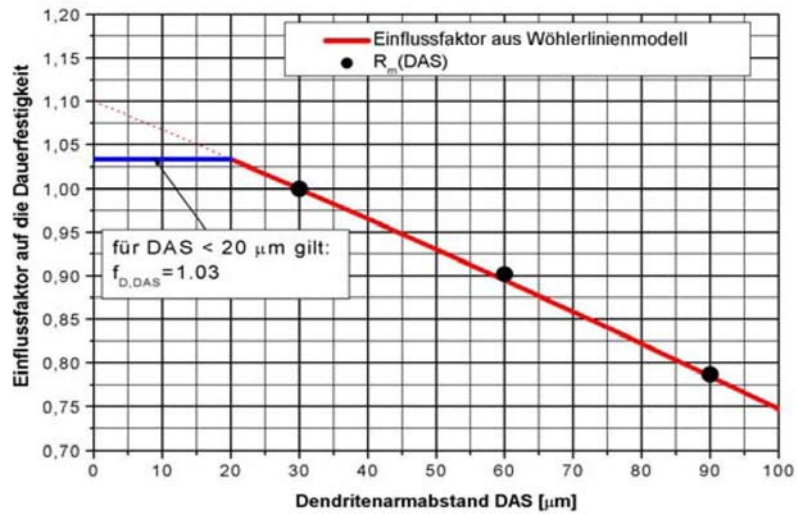


Abbildung 5-15: Einfluss des Dendritenarmabstandes [μm] auf die Dauerfestigkeit [-] [82]

In den Abbildungen 5-16 bis 5-20 wird der Gefügebau der sechs untersuchten Probenreihen gegenübergestellt, die aus unterschiedlichen Bauteil- und Angussbereichen entnommen bzw. extra im Kokillenguss gegossen wurden. Die Proben weisen unterschiedliche Porositätszustände auf. Die Gefügefinesse ist in etwa umgekehrt proportional zur Erstarrungszeit.

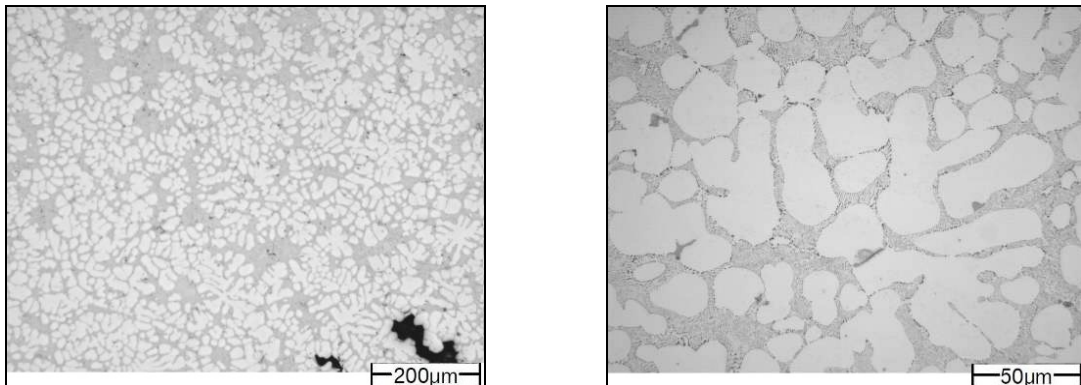


Abbildung 5-16: Magsimal 59, Anguss, Probenentnahmeposition 1 und 2, Porosität 5,9% und 7,5%.

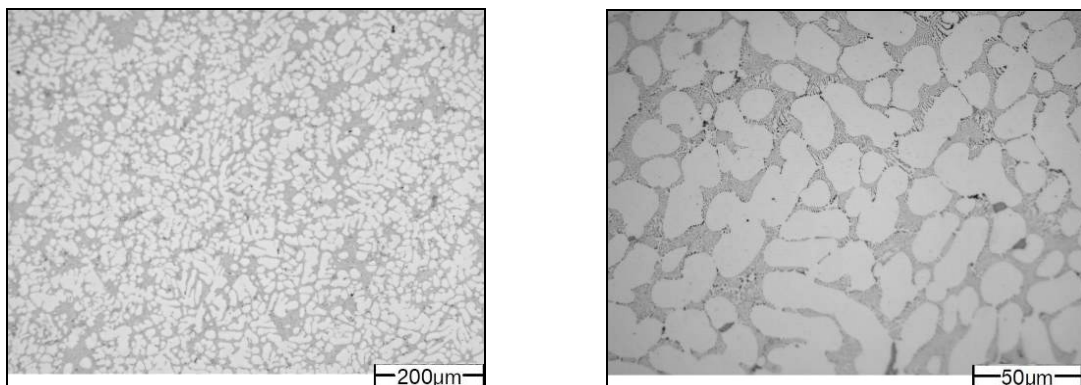


Abbildung 5-17: Magsimal 59, Anguss, Probenentnahmeposition 3, Porosität 0,39%.

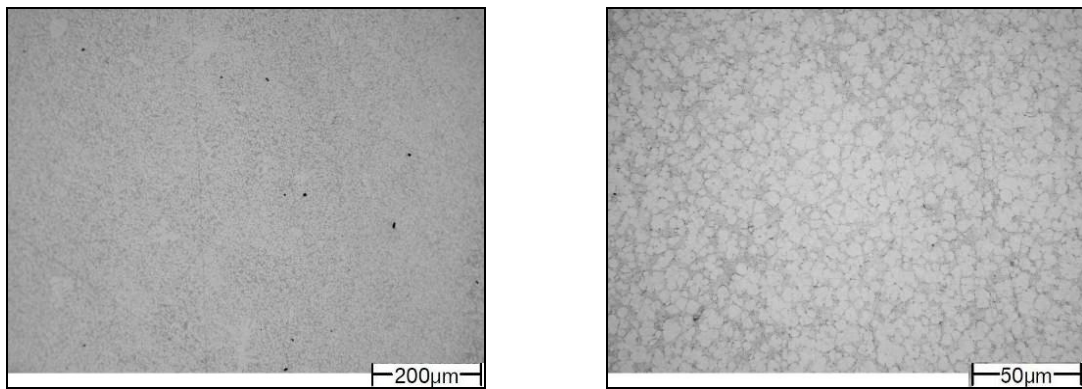


Abbildung 5-18: Magsimal 59, Federstütze, Probenentnahmeposition 4, Porosität 0,21%.

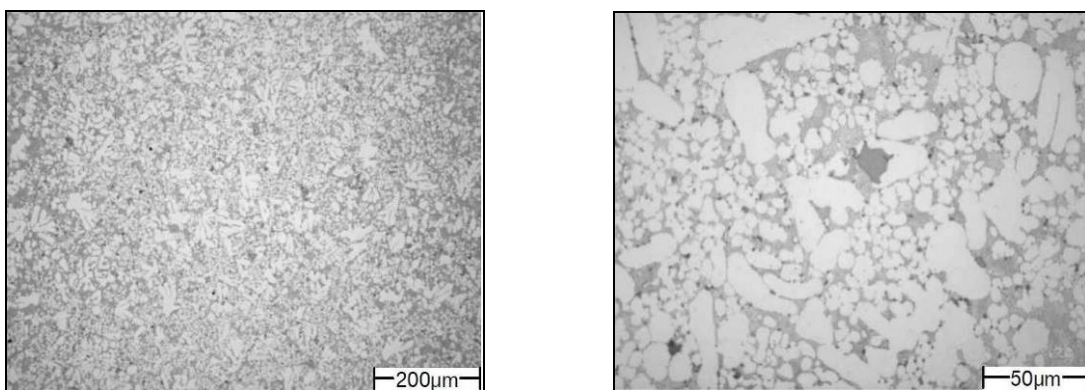


Abbildung 5-19: Magsimal 59, Proben aus H-Profil, Probenentnahmeposition 5, Porosität 0,31 [27].

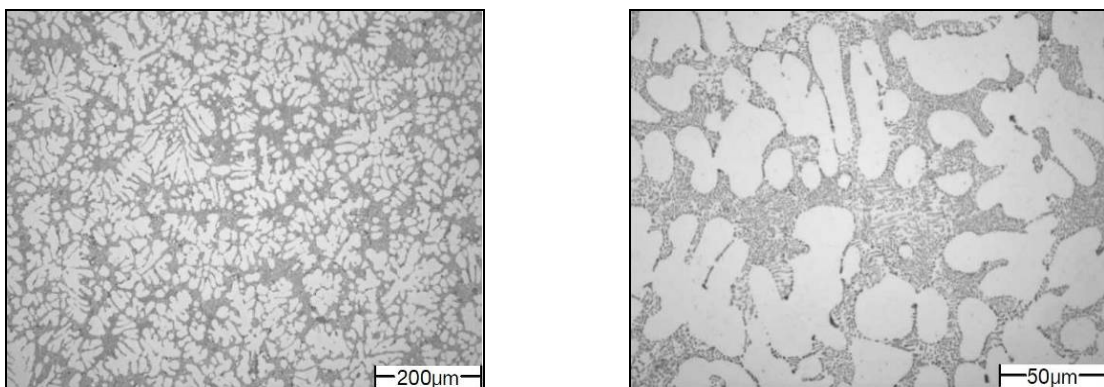


Abbildung 5-20: Magsimal 59, Extra gegossene Proben im Kokillenguss, Probenentnahmeposition 6, porenfrei [27].

Das Gefüge der Reihen 1, 2, 3 und 6 zeigt einen ähnlichen, relativ groben Aufbau. Reihe 1, 2 und 3 sind aus dem dickwandigen Angussbereich entnommene Proben (längere Erstarrungszeit). Dabei weist die Versuchsreihe 3 etwas feinere Gefüge als Reihe 1 und 2 auf, entsprechend der aus der Gießsimulation gewonnenen Erstarrungsreihenfolge (Abb. 5-4). Reihe 6 sind die „porenfreien“ Proben aus extra im Kokillenguss hergestellten Stäben. Man muss hier berücksichtigen, dass der porenfreie Zustand, der nur unter Bewahrung druckgussähnlicher Prozessparameter hergestellt wurde, kein „echter“ Druckguss ist, weshalb die Erstarrungszeiten in diesem Fall trotz verstärkter Kühlung geringer sind als im dünnwandigen Druckgussbereich. Bei Reihe 4 handelt es sich um Proben, die aus dem äußerst dünnwandigen Federstützenbereich ausgeschnitten wurden. Wie erwartet ist das Gefüge sehr fein. Reihe 5

stellt schließlich die aus dem H-Profil entnommenen Proben dar, deren Dicke etwas größer ist als jene von Reihe 4.

Wie in den Bildern 5-16 bis 5-20 zu sehen, sind die Dendritenarmabstände in allen Probenreihen geringer als 30 μm . Aus diesem Grund kann laut [25, 82, 126-127] angenommen werden, dass die Gefügeausprägung keinen signifikanten Einfluss auf die Schwingfestigkeit hat. Diese Aussage belegt der Vergleich der Versuchsergebnisse z.B. von der Reihen 3 und 4 direkt. Obwohl sich die Dendritenarmabstände in beiden Fällen zueinander sehr deutlich unterscheiden (Abb. 5-17 und 5-18), ist die Porosität bei den untersuchten Proben ungefähr gleich, was bedeutet, dass die Wöhlerlinien ebenfalls dicht beieinander liegen sollten (vgl. Abb. 5-22). Die Versuchsreihe 6 bedarf dagegen einer individuellen Betrachtung. Deren Proben sind zwar porenfrei und haben die gleiche Legierungszusammensetzung wie die der anderen Versuchsreihen, wurden jedoch mit einer speziellen Gießprozedur in den Kokillen hergestellt und weisen dadurch gröberes Gefüge auf. Im Ergebnis ist hier also ein porenfreier Zustand mit größeren DAS erzeugt worden, was in Wirklichkeit nicht zustande kommt, da die porenfreie Zone im Druckguss am Bauteilrand immer ein sehr feines Gefüge aufweist (Abb. 5-21). Deshalb bleibt die Frage offen, ob dieses sehr feine Gefüge in Verbindung mit einem porenfreien Zustand nicht doch eine Festigkeitssteigernde Wirkung hat.

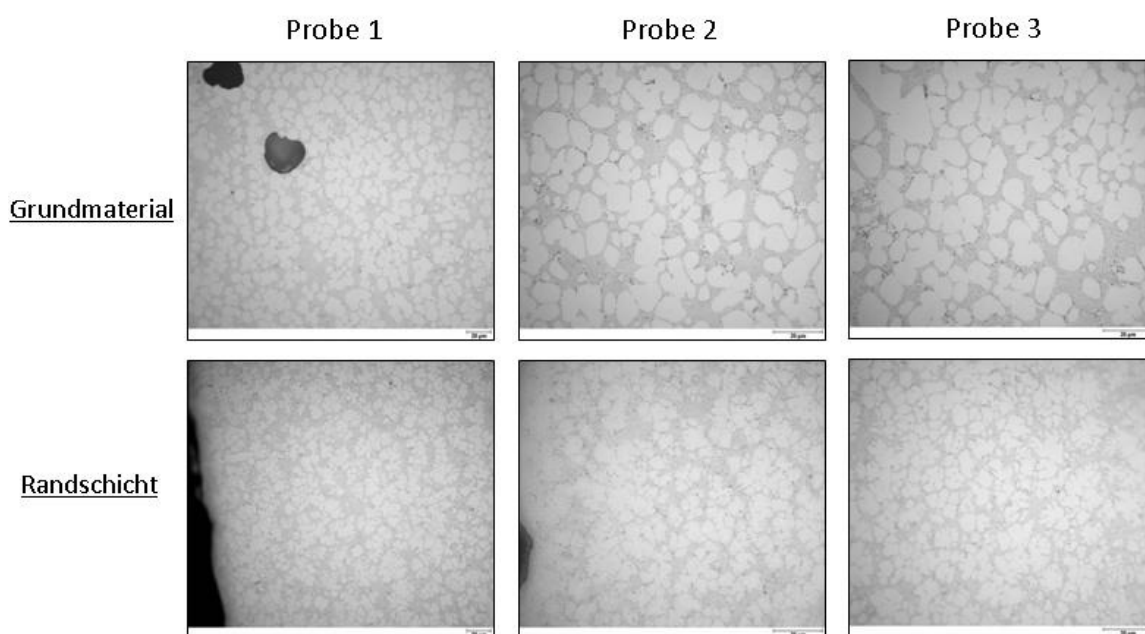


Abbildung 5-21: Gefügeausprägung in der Bauteilmitte (gröber) sowie in der porenfreien Randschicht (feiner) auf Basis einer dünnwandiger Federstütze

5.7 Schwingfestigkeitsuntersuchungen

Wöhlerversuche für alle sechs zu untersuchenden Porositätszustände wurden unter nahezu schwellerer sinusförmiger Zugbelastung (Spannungsverhältnis $R=0,1$) bei einer Prüffrequenz von 40 Hz auf einer servohydraulischen Prüfmaschine mit einer dynamischen Nennkraft von ± 40 kN durchgeführt. Bei den bei Raumtemperatur durchgeführten Untersuchungen wurde hauptsächlich der Zeitfestigkeitsbereich zwischen $N=10^4$ LW und $N=2 \cdot 10^6$ LW berücksichtigt. Die Versuche wurden an ungekerbten Flachproben mit der in Kap. 5.2 vorgestellten Geometrie durchgeführt.

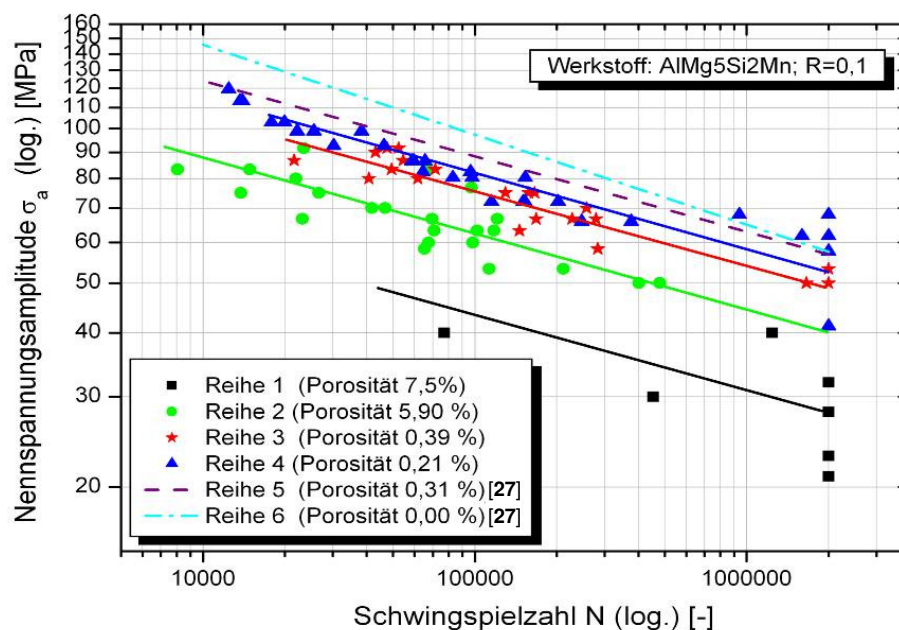


Abbildung 5-22: Zeitfestigkeitslinie für Magsimal 59- AlMg5Si2Mn mit $P_{\bar{u}}=50\%$ (unterschiedliche Entnahmestellen) [92]

In Abbildung 5-22 sind die ermittelten Wöhlerlinien mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{u}}=50\%$ für unterschiedliche Porositäten in doppellogarithmischer Darstellung zusammengestellt. Die Wöhlerlinien wurden mittels des Perlschnurverfahrens [23] berechnet. Der Abknickpunkt der Wöhlerlinie wurde für eine Schwingspielzahl von $N=2 \cdot 10^6$ LW angenommen, ein Kompromiss zwischen hohen Untersuchungskosten und den benötigten Ergebnissen [111]. Die Neigung k im Zeitfestigkeitsbereich ($N < 2 \cdot 10^6$ LW) stellt sich für alle Wöhlerlinien mit $k=6,8$ konstant dar. Dagegen wird die Neigung k_2 im „Dauerfestigkeitsbereich“ ($N > 2 \cdot 10^6$ LW) nach Leitner [68] auf $k_2 = 5 \cdot k$ festgelegt. Bedingt durch die begrenzte Probenanzahl mit größerer Porosität und die in etwa gleiche Neigung für die bisherigen Versuchsreihen sind für die Versuchsreihe mit dem Porositätsgrad 7,5% hauptsächlich geringere Amplituden untersucht worden, um einen Vergleich bei $2 \cdot 10^6$ LW zu ermöglichen.

Trotz gleichen Gefüges weisen die Versuchsreihen 1, 2, 3 und 6 unterschiedliche Wöhlerlinien auf. Die Wöhlerlinien 4 und 5 liegen knapp unter 6, obwohl die Gefügestruktur bei den eindeutig feiner ist (geringere DAS). Der Unterschied zwischen den Wöhlerlinien der Reihen 1 und 5 erklärt sich aus der stark differierenden Porosität. Zwischen den Reihen 3, 4 und 5 ist der Unterschied der Porosität nicht mehr so groß; trotzdem liegen die Wöhlerlinien nicht dicht zusammen. Nur Versuchsreihe 6, bei der extra im Kokillenguss hergestellte porenfreie Proben untersucht wurden, entspricht nicht der allgemeinen Tendenz. Die Wöhlerlinie verläuft ähnlich wie die Wöhlerlinie für Porosität $P=0,31\%$. Das kann dadurch erklärt werden, dass die untersuchte Probenreihe kein „echter“ Druckguss ist und das Gefüge vergleichsweise zum Druckguss deutlich gröber erscheint, als das normalerweise in der porenfreien Randschicht der Fall ist.

Trägt man die Schwingfestigkeit aus den Wöhlerversuchen bei $2 \cdot 10^6$ über der Porosität auf, so kann durch die Versuchspunkte ein kontinuierlicher Kurvenverlauf gezeichnet werden (Abb. 5-23).

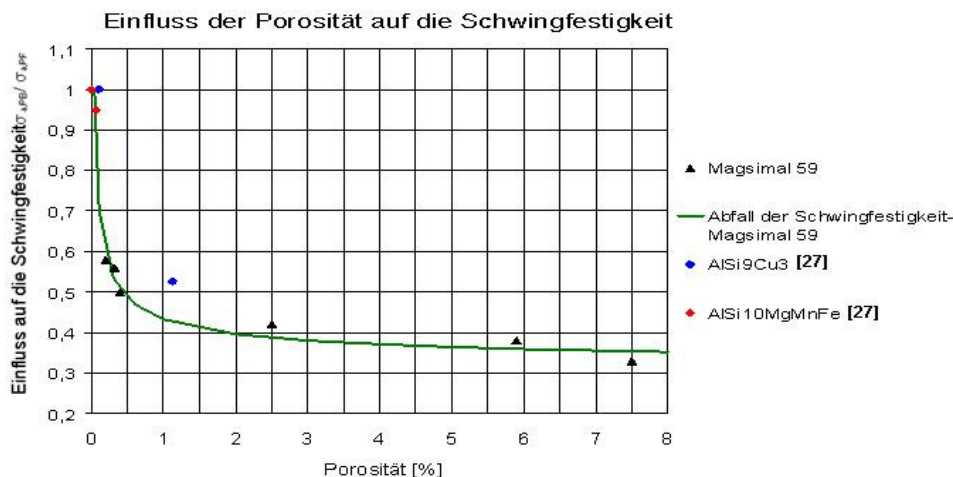


Abbildung 5-23: Einfluss der Porosität [%] auf die Schwingfestigkeit [-] für Al-Druckgusslegierung Magsimal 59 bei $2 \cdot 10^6$ LW

Dabei wurde der im Kokillenguss hergestellte porenfreie Zustand (Reihe 6) in der Auswertung nicht berücksichtigt. Der Verlauf ist normiert auf die Schwingfestigkeit von 100 MPa dargestellt, die mit großer Wahrscheinlichkeit dem porenfreien Zustand entspricht. Im Diagramm sind zusätzlich die Zeitfestigkeitswerte bei $2 \cdot 10^6$ LW aus der Literatur [27] von zwei weiteren Al-Legierungen - jeweils für zwei unterschiedliche Porositätszustände - eingetragen. Diese bestätigen, dass der Schwingfestigkeitsabfall nicht linear vom Porositätszustand abhängt und im Porositätsfenster 0-1,5% weit stärker abfällt als zwischen 2 und 7%. Gleichzeitig ist aus diesem Grund anzunehmen, dass der in Abbildung 5-23 dargestellte Verlauf relativ universell ist und deshalb ebenso auf andere Al-Druckgusslegierungen angewendet werden kann.

Prinzipiell kann aufgrund der durchgeführten Schwingfestigkeitsuntersuchungen festgestellt werden, dass die Porosität sich weit stärker als die Gefügeausbildung auf die Schwingfestigkeit auswirkt, solange der DAS kleiner als $30 \mu\text{m}$ bleibt. Zu beantworten ist jedoch noch die Frage, wie die anderen Werkstoffeigenschaften wie Legierungszusammensetzung oder Werkstoffhärte innerhalb des Bauteils streuen und sich deshalb entsprechend bei den Festigkeitswerten abbilden können.

5.8 Ursachenanalyse der Abweichung bei den Werkstoffkennwerten

Um zu überprüfen, ob die besseren Schwingfestigkeitseigenschaften des Werkstoffes in der Randschicht von Al-Druckgussbauteilen nur aufgrund von Porositätsunterschieden entstehen, wird im Folgenden untersucht, inwieweit sich auch die Legierungszusammensetzung sowie die Härte des Werkstoffes am Rand und in der Bauteilmitte voneinander unterscheiden.

5.8.1 Abweichung bei der Legierungszusammensetzung

Die Abweichungen bei der Legierungszusammensetzung zwischen der porenfreien Randschicht und dem Bauteilinneren wurden an der oben beschriebenen Federstütze untersucht. In diesem Bauteil wurde eine Stelle identifiziert, an der reproduzierbar sowohl die porenfreie Randschicht als auch stark porenbehaftete Grundmaterial entstehen. Wie in

Abbildung 5-24c zu sehen, konzentrieren sich die Poren in der Bauteilmitte, wobei der Übergang zum porenfreien Bereich sehr scharf ist (vgl. Abb. 6-2).

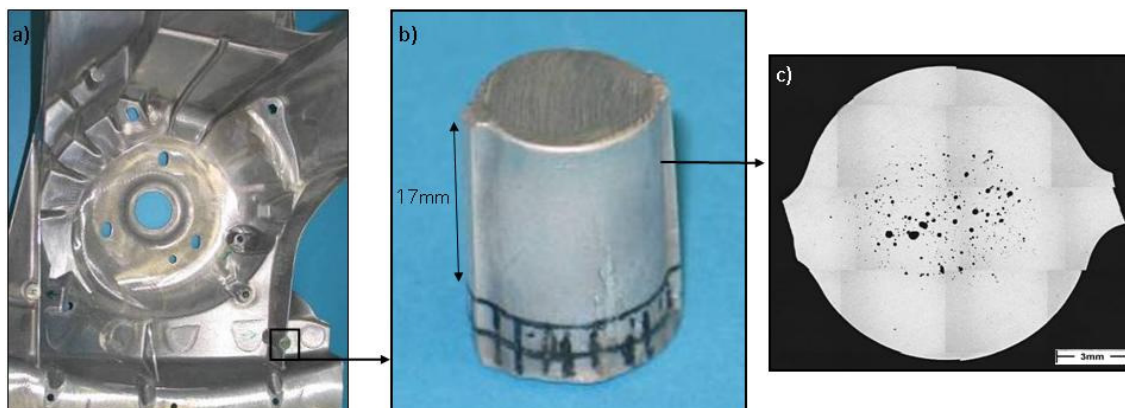


Abbildung 5-24: a - Federstütze; b - zur Untersuchung ausgewählter Bereich;
c - metallographische Untersuchung des ausgewählten Bereichs

Zur Überprüfung der Legierungszusammensetzung wurden in der ersten Reihe mehrere metallographische Untersuchungen durchgeführt, um die Porositätsverteilung an konkreten Proben genau zu identifizieren. Anschließend wurden vier Proben ausgewählt, von denen je zwei für die Charakterisierung der Legierungsablage im Grundmaterial bzw. am Rand verwendet wurden.

Die Identifizierung der Legierung erfolgte durch eine chemische Auflösung in einer Säure. Die Legierungszusammensetzung kann dabei nur bei einer komplett aufgelösten Probe festgestellt werden. Dafür müssen die beiden Porositätszustände als getrennte Proben geliefert werden- mit einer Masse größer als 1 g. Die Genauigkeit dieser Untersuchung liegt bei $\pm 5\%$ bei der Feststellung von größeren und $\pm 10\%$ bei der Feststellung von kleineren Legierungskomponenten. Um eine porenfreie Probe zu erhalten (s. Abb. 5-25), wurde in dem porenbehafteten Bereich der gesamte Probe (Abb. 5-24b) eine Bohrung zur Entfernung des porösen Bereichs vorgenommen.

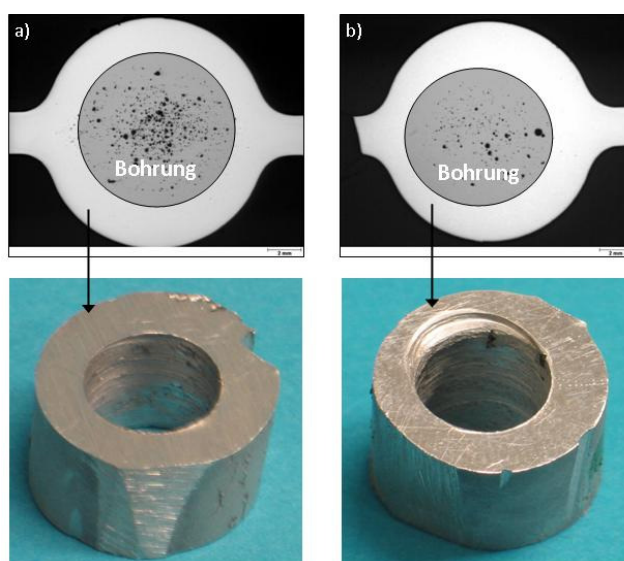


Abbildung 5-25: Porenfreie Proben für die Bestimmung der Legierungszusammensetzung

Zur Untersuchung des porösen Teil bezüglich der Legierungszusammensetzung wurde die porenfreie Randschicht abgeschliffen (Abb. 5-26).

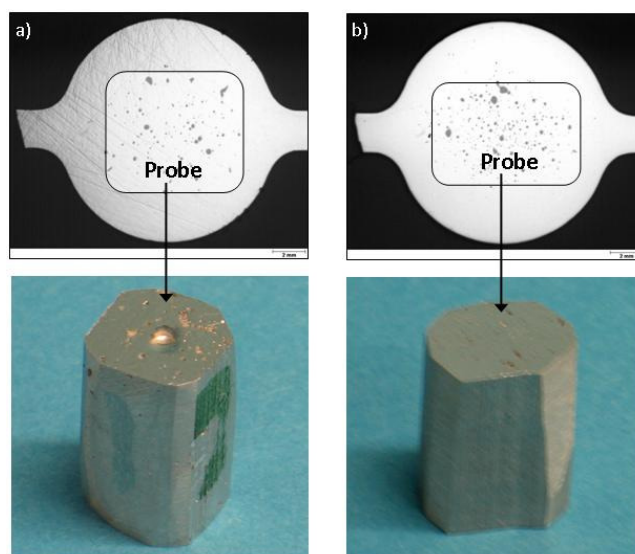


Abbildung 5-26: Porenbehaftete Proben für die Bestimmung der Legierungszusammensetzung

Die metallographischen Untersuchungen zeigen, dass die wegen der sehr schnellen Abkühlung in den oberflächennahen Bereichen eines Al-Druckgussteils entstandene porenfreie Randschicht die gleiche Legierungszusammensetzung aufweist wie das porenbehaftete Grundmaterial. Die detaillierten Ergebnisse sind in Tabelle 5-4 zusammengestellt. Der einzige Unterschied ist die geringe Abweichung bei Magnesium vom Sollzustand im porenbehafteten Teil sowie des Titans in der porenfreien Randschicht. Die geringen Abweichungen sind jedoch mit der allgemeinen Streuung der Legierungsbestandteile begründbar. Ein Einfluss der Legierungszusammensetzung auf die Schwingfestigkeiten von porenfreier Randschicht und porenbehaftetem Inneren ist damit auszuschließen.

Tabelle 5-4: Legierungszusammensetzung der untersuchten Proben

Parameter	Soll	Porenfrei		Porenbehaftet	
		Probe a	Probe b	Probe a	Probe b
Si	2 - 2,5	2,4	2,3	2,2	2,2
Fe	max. 0,15	0,10	0,10	0,09	0,08
Cu	max. 0,05	< 0,01	< 0,01	< 0,01	< 0,01
Mn	0,65 - 0,8	0,67	0,68	0,66	0,65
Mg	5,3 - 5,7	5,3	5,4	5,1	4,7
Zn	max. 0,8	< 0,01	< 0,01	< 0,01	< 0,01
Ti	0,1 - 0,2	0,08	0,08	0,09	0,10

5.8.2 Härteunterschiede

Die Abweichungen der Werkstoffhärte zwischen der Randschicht und dem inneren Teil der Al-Druckgusslegierung wurden an der gleichen Stelle wie die Legierungszusammensetzung untersucht (Abb. 5-24).

Es gibt unterschiedliche Verfahren zur Härteprüfung. Am häufigsten werden die Methoden nach Brinell, Rockwell und Vickers eingesetzt. Die Härtemessungen der porenfreien und porenbehafteten Zustände sind in der vorliegenden Arbeit mit der Methode nach Brinell und Vickers durchgeführt worden.

Um die Messung nach Brinell durchzuführen, wird eine Kugel in den zu untersuchenden Werkstoff eingedrückt. Die Brinellhärte errechnet sich aus dem Quotienten von Prüfkraft und Oberfläche des bleibenden Kugeleindrucks. In Abhängigkeit davon, ob die Versuche mit einer Stahlkugel oder einer Hartmetallkugel durchgeführt werden, bezeichnet man die Ergebnisse entsprechend als HBS-Härte bzw. HBV-Härte in den Einheiten N/mm^2 . Diese Art der Härteprüfung kann nur für weichere Werkstoffe bis 450HB angewendet werden.

Die Methode nach Vickers funktioniert analog zum Brinellverfahren, nur dass anstatt einer Kugel hier eine Pyramide eingesetzt wird. Die Vickers-Härte wird aus dem Quotienten von Prüfkraft und Oberfläche des bleibenden Pyramideneindrucks errechnet. Die Ergebnisse bezeichnet man als HV-Härte [5].

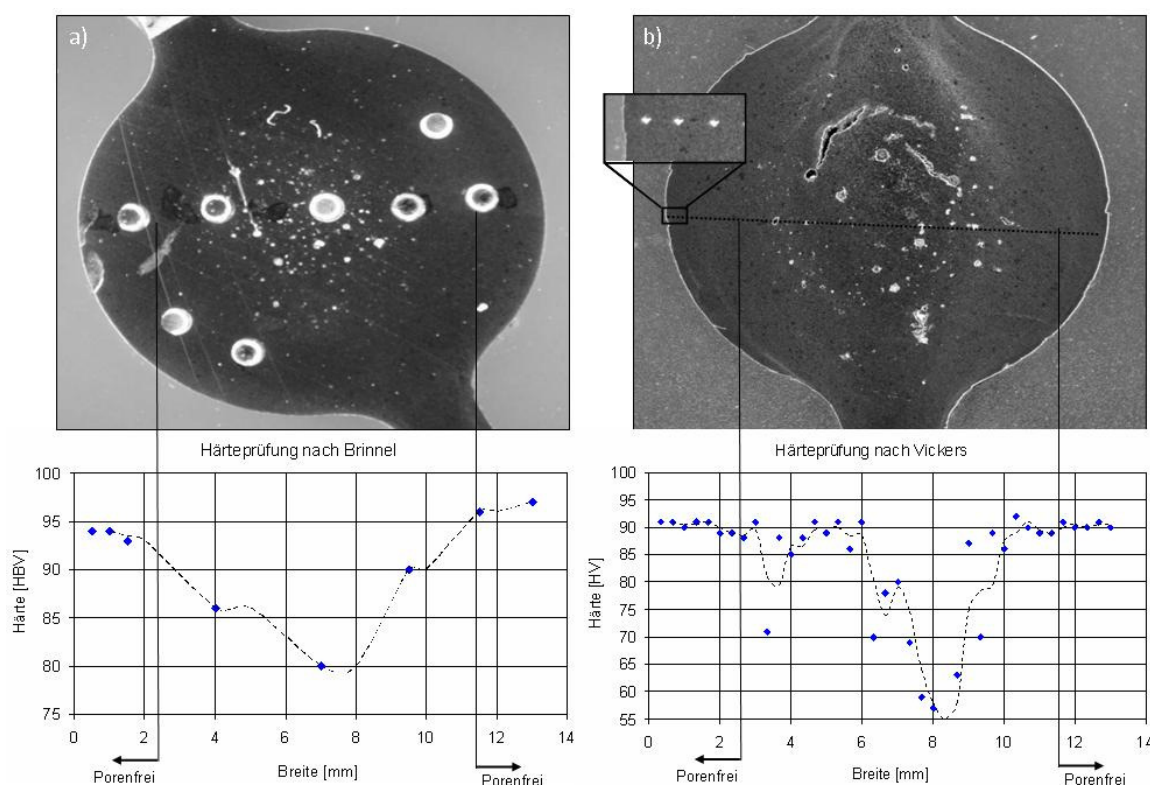


Abbildung 5-27: Härtemessung im porenfreien sowie porenbehafteten Bereich:
a - Brinellhärte; b - Vickershärte

Abbildung 5-27 stellt die durchgeführten Härtemessungen dar. Bei der Brinell-Härte ist der Kugeleindruck größer als der Pyramideneindruck bei Vickers, was bei den untersuchten Proben unter Berücksichtigung des Soll-Abstands zwischen zwei nachfolgenden Messungen

von mindestens 2x Eindruckdurchmesser nur wenige Eindrücke zulässt. Diese gestatten jedoch die Annahme, dass die Härte mit den Poren korreliert und die Abweichungen keine Werkstoffeigenschaften darstellen. Das Verfahren nach Vickers ermöglicht dagegen deutlich mehr Messungen über die Probendicke (Abb. 5-27b). Der ausgewertete Härteverlauf zeigt eine ausgeprägte Abhängigkeit von der Porosität. Die Härtewerte sind immer dann deutlich geringer, wenn die Vickers-Pyramide auf eine Pore trifft. Dort, wo im Bauteilinneren keine Porosität vorhanden ist, werden die gleichen Härtewerte wie in der Randschicht gemessen. Das bestätigt, dass die besseren Festigkeitseigenschaften des Werkstoffs am Rand nicht durch Änderungen der Werkstoffhärte bedingt sind.

5.9 Diskussion der Ergebnisse

Die in Abschnitt 5 vorgestellten Untersuchungen haben gezeigt, dass die lokalen Festigkeitseigenschaften des Al-Gusswerkstoffes durch die Porosität stark beeinflusst werden. Dabei wirken sich Porositätsunterschiede bei geringen Porositäten deutlich stärker auf die Schwingfestigkeit aus als bei größeren Porositäten, was der spannungsmechanischen Betrachtung der Porosität entspricht, s. die detaillierte Beschreibung in Kapitel 6.3. Gleichzeitig sei an dieser Stelle bemerkt, dass die Erzeugung porenfrei gegossener Proben ohne zusätzliche, die Schwingfestigkeit beeinflussende Modifikationen des Werkstoffes, grundsätzlich nicht möglich ist. Weiters wurde durch die Untersuchungen festgestellt, dass keine Unterschiede im Gefüge, in der Legierungszusammensetzung und der Gefügehärte zwischen Randschicht und porenbehaftetem Bauteilinneren bestehen. Somit ist der Schwingfestigkeitsabfall von der Randschicht zum Bauteilinneren allein auf das Vorhandensein der Poren zurückzuführen.

6. Entwicklung eines Modells zur Abschätzung des Porositätseinflusses auf die Schwingfestigkeit

Ziel ist es, ein Berechnungsmodell zu definieren, das eine Abschätzung der die Wöhlerlinie beschreibenden Schwingfestigkeitskennwerte in Abhängigkeit vom lokalen Porositätszustand ermöglicht. Das Modell soll in der Lage sein, die im Abschnitt 5.7 dargestellte nichtlineare Korrelation zwischen der Porosität und der Schwingfestigkeit abzubilden, die im Rahmen der experimentellen Vorarbeit ermittelt wurde. Es soll auf unterschiedliche Al-Legierungen anwendbar zu sein - bei möglichst geringerem erforderlichem Input. Dabei wird auf zahlreiche statistische Korrelationen, die auf Basis von CT-Untersuchungen festgestellt wurden, sowie auf FE-Berechnungen zurückgegriffen.

6.1 Spannungsmechanische Betrachtung

Die Entwicklung eines Berechnungsmodells zur Abschätzung des Einflusses der Porosität auf die Schwingfestigkeit setzt die Kenntnis des lokalen Spannungszustandes an den Poren voraus. Dies erfordert eine sehr genaue Identifizierung der Porentopologie, die mit Hilfe der Microfocus Computertomographie (CT) erfolgt. Mit der Computertomographie kann weiters auch eine zweidimensionale Darstellung des Porositätszustandes gewonnen werden, die der Festlegung von für den Aufbau des Berechnungsmodells notwendigen statistischen Korrelationen dient.

Ausgehend davon werden die Eigenschaften wie Lage der Pore und derer Größe sowie Porenform und ihr Umfeld (Nachbarschaftseffekt) mit der Finite Elemente Methode (FEM) detailliert untersucht. Im Endeffekt soll die durch die Poren verursachte lokale Spannungserhöhung als Funktion der Porosität definiert werden, die entscheidend ist für die Entwicklung eines Berechnungsmodells vgl. [3, 124].

6.2 CT- Untersuchungen

Wie oben bereits erwähnt, hängt der Einfluss der Porosität auf den lokalen Spannungszustand sowohl von Größe und Lage als auch von der Form der Pore ab. Während die Einwirkung von Größe und Lage mit Hilfe modellierter Ersatzgeometrien untersucht werden kann, erfordert die Untersuchung des Porenformeinflusses deren genaue Identifizierung. Dies kann in geeigneter Weise mit der Computertomographie durchgeführt werden.

Um die Porosität mit der Computertomographie zu charakterisieren, ist die gleiche Stelle der Federstütze ausgewählt worden, die bereits der Bestimmung der Legierungszusammensetzung diente (Abb. 5-24). Es handelt sich hier um die Al-Druckgusslegierung Magsimal 59. Der untersuchte Bereich ist von Bedeutung, weil sich die ausgeprägte porenfreie Randschicht deutlich vom porenbehafteten Inneren abhebt. Neben der Möglichkeit, diese beiden Werkstoffbereiche zu identifizieren, bietet die CT die Möglichkeit, den Übergangsbereich zwischen den beiden dreidimensional zu beschreiben. Die erreichbare Auflösung ist im Wesentlichen durch die Querschnittgröße der Probe bestimmt und liegt bei Verwendung

von Mikrofokus-Röntgenröhren im Bereich von wenigen Mikrometern. Im ersten Schritt wurde der Gesamtbereich tomographiert (Abb. 6-1).

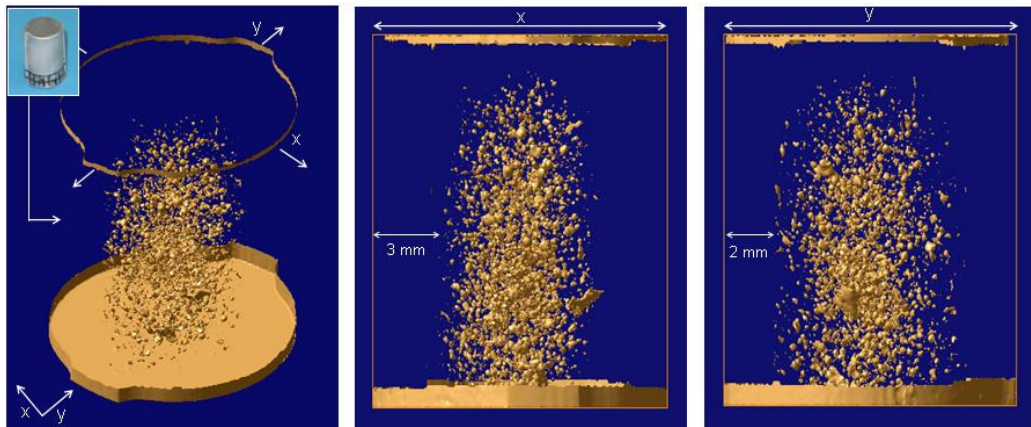


Abbildung 6-1: Tomographierter Bereich der Federstütze;
x-Sicht quer zu Überlaufrippen, y-Sicht entlang der Überlaufrippen

Die CT liefert einen sehr detaillierten dreidimensionalen Einblick in die innere Struktur der Probe. Die aufgrund der metallographischen Untersuchungen festgestellte porenfreie Randschicht (Abb. 5-24) ist hier in 3D sehr deutlich zu erkennen, ebenso das stark porenbehaftete Grundmaterial in der Mitte. Interessant ist hierbei, dass die Dicke des Randbereiches über den Umfang nicht konstant ist und zwischen 3 mm in x-Richtung quer zu den Überlaufrippen und 2 mm in der y-Richtung entlang der Überlaufrippen variiert (s. Abb. 6-1).

Das ist ein weiterer Beweis dafür, dass die Randschichtdicke mit der Erstarrungsgeschwindigkeit zusammenhängt, da die Überlaufrippen die Abkühlung in y-Richtung verringern. Außerdem ist in Abbildung 6-1 zu erkennen, dass der Übergang zwischen porenfreiem und porenbehaftetem Zustand in x-Richtung, bei dem die Abkühlung rascher vor sich ging, „schärfer“ verläuft und den Übergangsbereich einschränkt, der in der y-Richtung deutlicher zu sehen ist. In oberen Teil der Probe liegt die Randschichtdicke ebenfalls bei ca. 2 mm, was auf gleiche Abkühlung zurückzuführen ist.

Diese mit der CT erzeugte innere Bauteilstruktur kann in CAD-Systemen visualisiert und weiter bearbeitet werden. Es wäre also ideal, das in Abbildung 6-1 mit CATIA V5 dargestellte Modell komplett zu vernetzen und mit Hilfe der Finiten Elemente Methode zu analysieren. Das ist jedoch nicht möglich, da eine so große Porenanzahl eine äußerst große Anzahl von finiten Elementen erfordern würde, was selbst für heutige Hochleistungsrechner nicht zu bewältigen wäre. Daneben gewährleistet die in diesem Fall erzeugte Auflösung von ca. 30 μm keine wirklich ausreichende Abbildung der echten dreidimensionalen Porenform.

Wie im Kapitel 2.1.4.2 erwähnt, ist die größte erreichbare Auflösung neben anderen Einflussfaktoren auch von der Probengröße abhängig. Deshalb wurde der Untersuchung des Gesamtbereichs im nächsten Schritt ein Stab mit dem Ausmaß von 2,5 x 2,5 x 13 mm zur Erzeugung größerer Auflösungen tomographiert. Der Stab wurde aus dem vorher untersuchten Bereich ausgeschnitten, und wie in Abbildung 6-2 zu sehen, enthält er sowohl die Inhomogenitäten aus dem mittleren Bereich als auch eine porenfreie Zone am Rand.

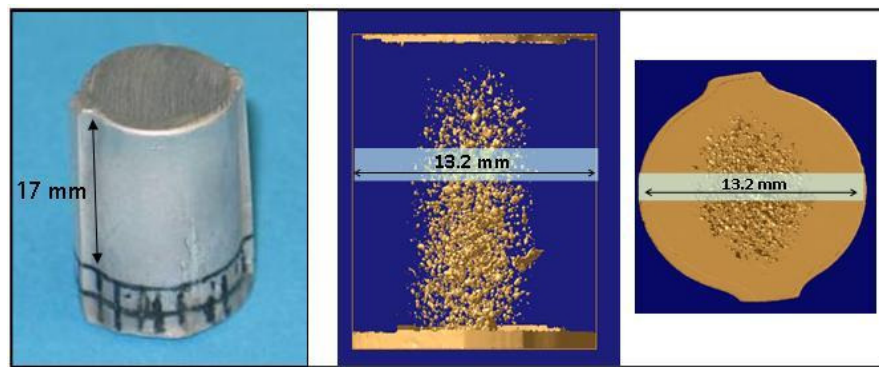


Abbildung 6-2: Probenentnahmeposition des Stabes für detaillierte CT-Untersuchungen

Um größte Auflösungen zu erzeugen, sollten die tomographierten Bereiche möglichst kugelförmig bzw. quadratisch sein, da der breiteste Querschnitt der Probe über die Auflösung entscheidet. Deshalb wurde die Tomographie des 13 mm langen Stabes in 5 Fragmente aufgeteilt, deren 3D-Visualisierung nach der Untersuchung mit der CAD Software ANSA in einen Stab zusammengefasst wurde. Dabei ist die Anmerkung wichtig, dass die Übergänge zwischen den einzelnen tomographierten Fragmenten gut miteinander übereinstimmen und dadurch nicht kritisch sind.

Mit der tomographischen Untersuchung des ausgeschnittenen Stabes wurde schließlich eine detaillierte dreidimensionale Porengeometrie identifiziert (Abb. 6-3c). Die minimale Porengröße liegt hier bei $10\ \mu\text{m}$, obwohl die detaillierte Geometrie erst bei Poren ab ca. $60\ \mu\text{m}$ charakterisiert werden konnte. Neben der dreidimensionalen Porengeometrie wurde mit der CT ebenfalls eine Ebenenansicht in Form von Querschnitten erzeugt, die ähnlich aussehen wie aus traditionellen metallographischen Analysen stammende Schlifffbilder (Abb. 6-3b). Vorteilhaft ist dabei, dass mit dieser Auflösung mehr als hundert derartige 2D-Ebenen pro 1 mm Probentiefe ausgewertet werden können. Im Vergleich zur Metallographie mit maximal drei zu analysierenden Ebenen pro 1 mm liefert die CT die Möglichkeit der detaillierten Untersuchung des Porositätszustandes, was traditionell so tief nicht erreichbar ist.

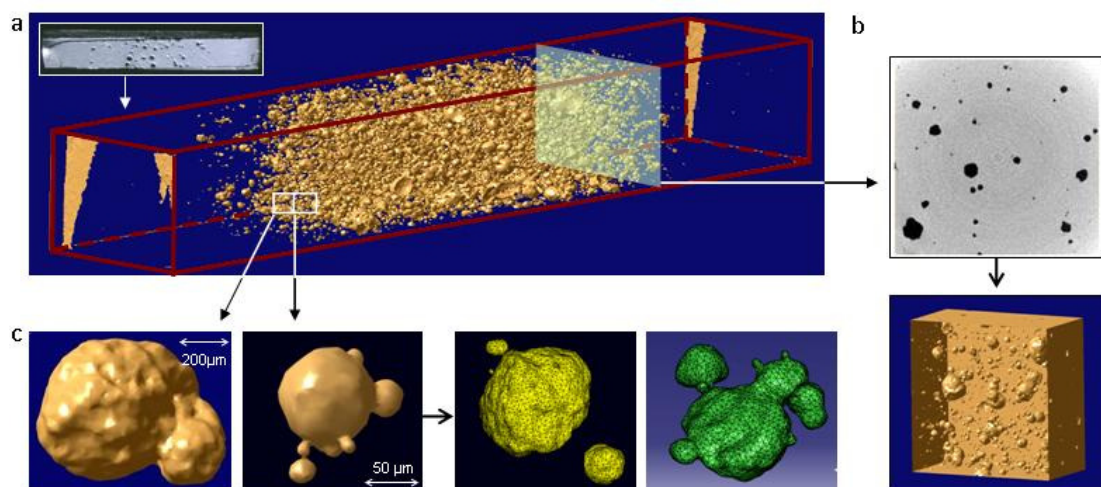


Abbildung 6-3: Aus den CT-Untersuchungen erzeugte Informationen:
 a - Gesamtbild des tomographierten Stabes; b - zweidimensionale Querschnittsbilder;
 c - detaillierte dreidimensionale Porengeometrie und deren Vernetzung

6.2.1 Vergleich zwischen metallographischen und Computertomographie-Untersuchungen

Wie oben erwähnt, können aus den zweidimensionalen Querschnittsbildern von CT denkbar viele statistische Zusammenhänge abgeleitet werden, sobald eine Möglichkeit zur detaillierten Porositätsbeobachtung über die Probentiefe besteht. Um solche Korrelationen zu analysieren, ist es jedoch notwendig, zuvor einen Vergleich durchzuführen, der besagt, ob die zweidimensionale Ebenenbilder von CT (Abb. 6-3b) gleiche Ergebnisse wie die traditionellen Untersuchungen liefert. Erst wenn das der Fall ist, können diese Querschnitte mit den selben Methoden wie bei metallographischen Schliffen ausgewertet werden [90].

Um diese Frage zu beantworten, wurde die durchleuchtete Probe noch einmal eingebettet und auf mehreren Ebenen traditionell untersucht (Kap. 2.1.4.1). Die in Abbildung 6-4 präsentierten Ergebnisse zeigen prinzipiell eine sehr gute Übereinstimmung. Ein kleiner Unterschied wird dadurch verursacht, dass die tomographierten und geschliffenen Ebenen zueinander nicht ideal parallel sind; bereits 5 μm Abweichung bewirken einen deutlichen Unterschied (Abb. 6-4c).

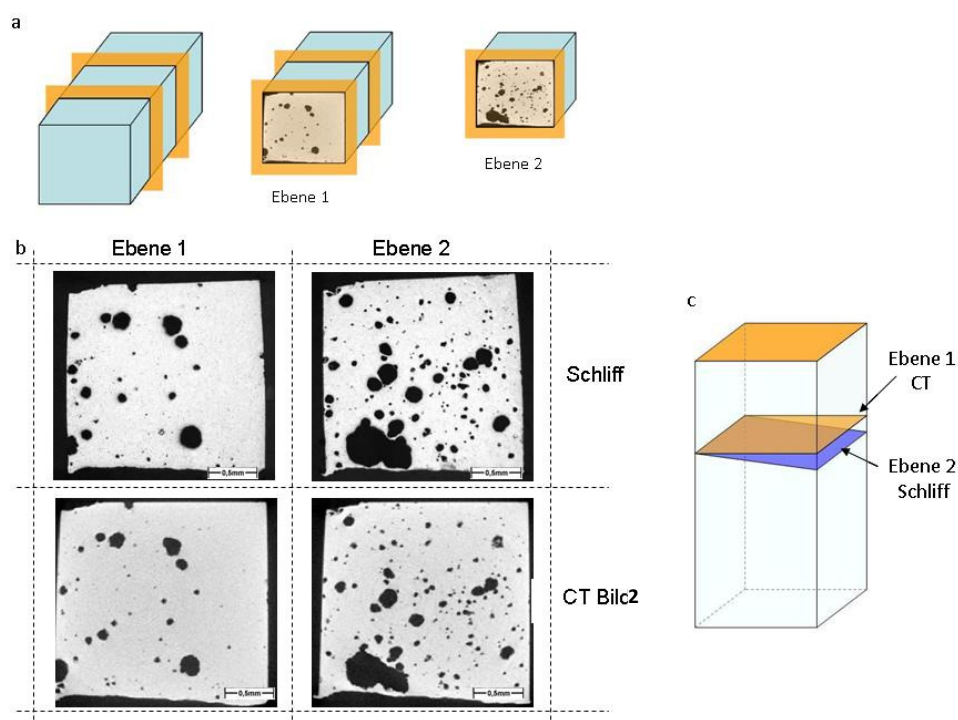


Abbildung 6-4: Vergleich zwischen metallographischen Untersuchungen und CT: a - schematische Darstellung der untersuchten Ebenen; b - Ebenenvergleich; c - nicht übereinstimmende Querschnitte

6.2.2 Ergebnisse der Computertomographie des untersuchten Stabes

Sobald die CT die gleiche Querschnittsansicht wie traditionelle metallographische Untersuchungen identifiziert (Abb. 6-4), können die durch CT angefertigten Bilder mit denselben Methoden wie bei der Metallographie ausgewertet werden (Abb. 5-12). Die Auswertung kann dabei schrittweise in Abständen von 10 μm erfolgen, was bei einem 13 mm langen Stab über 1 000 Querschnittsbilder bedeutet, die auszuwerten sind. Deshalb sollte zur Optimierung von Untersuchungsdauer und Kosten vorab geklärt werden, ob eine derartige Genauigkeit erforderlich ist.

Um das zu verifizieren, wurde der Porositätsverlauf in einem Würfel in drei Varianten ausgewertet. Die Auswertung erfolgte in Abständen von

- 10 μm - 100 Ebenen pro 1 mm;
- 50 μm - 20 Ebenen pro 1 mm;
- 100 μm - 10 Ebenen pro 1 mm;

Dabei ist hier anzumerken, dass sogar ein Abstand von 100 μm im Vergleich zur Metallographie sehr genau ist. Bei der Metallographie liegt die minimal erreichbare Entfernung von zwei Ebenen bei ca. 0,3 mm, da 0,3 mm die geringste Werkstofftiefe ist, die bei der Probenvorbereitung weggeschliffen werden muss.

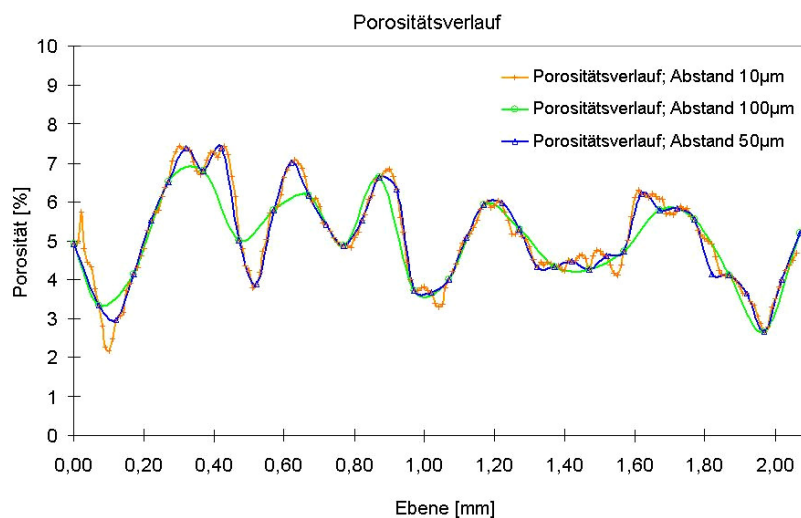


Abbildung 6-5: Varianten der Auswertungsgenauigkeit des Porositätsverlaufes in einem Würfel

Wie in Abbildung 6-5 zu sehen, liefert die Auswertungsgenauigkeit von 20 Ebenen pro 1 mm (blau) sehr ähnliche Informationen wie die Ausgangsauswertung von 100 Ebenen (orange). Denn der Abstand von 50 μm (20 Ebenen) garantiert die Berücksichtigung aller Poren, die über die lokalen Spitzen entscheiden, also mit einem Durchmesser größer als 150 μm . Die Poren mit dem Durchmesser kleiner als 100 μm besitzen dagegen unabhängig von lokaler Porosität ungefähr die gleiche Verteilung und beeinflussen dadurch das Endergebnis nicht. Diese Eigenschaft in Verbindung mit der Tatsache, dass die Porositätsauswertung von 20 Ebenen 5mal schneller ist als die Auswertung von 100 Ebenen, macht diese Erkenntnis sowohl für vorliegende als auch zukünftige Anwendungen sehr bedeutsam.

Eine weitere Vergrößerung des Auswertungsprozesses bis zu 10 Ebenen pro 1 mm (grün) ergibt eine relativ große Vereinfachung des Porositätsverlaufes, weshalb sich das Potenzial der Computertomographie in dem Bereich nicht ausnutzen lässt (Abb. 6-5).

Sobald die Berücksichtigung von 20 Ebenen pro 1 mm ähnliche Informationen ergab wie die Porositätsauswertung von 100 Flächen, wurde der 13 mm lange Stab aufgrund von 20 Querschnitten pro 1 mm ausgewertet. Dabei wurde neben der Porosität jeweils die Anzahl der Poren auch deren maximaler und mittlerer Durchmesser ausgewertet (Abb. 6-6).

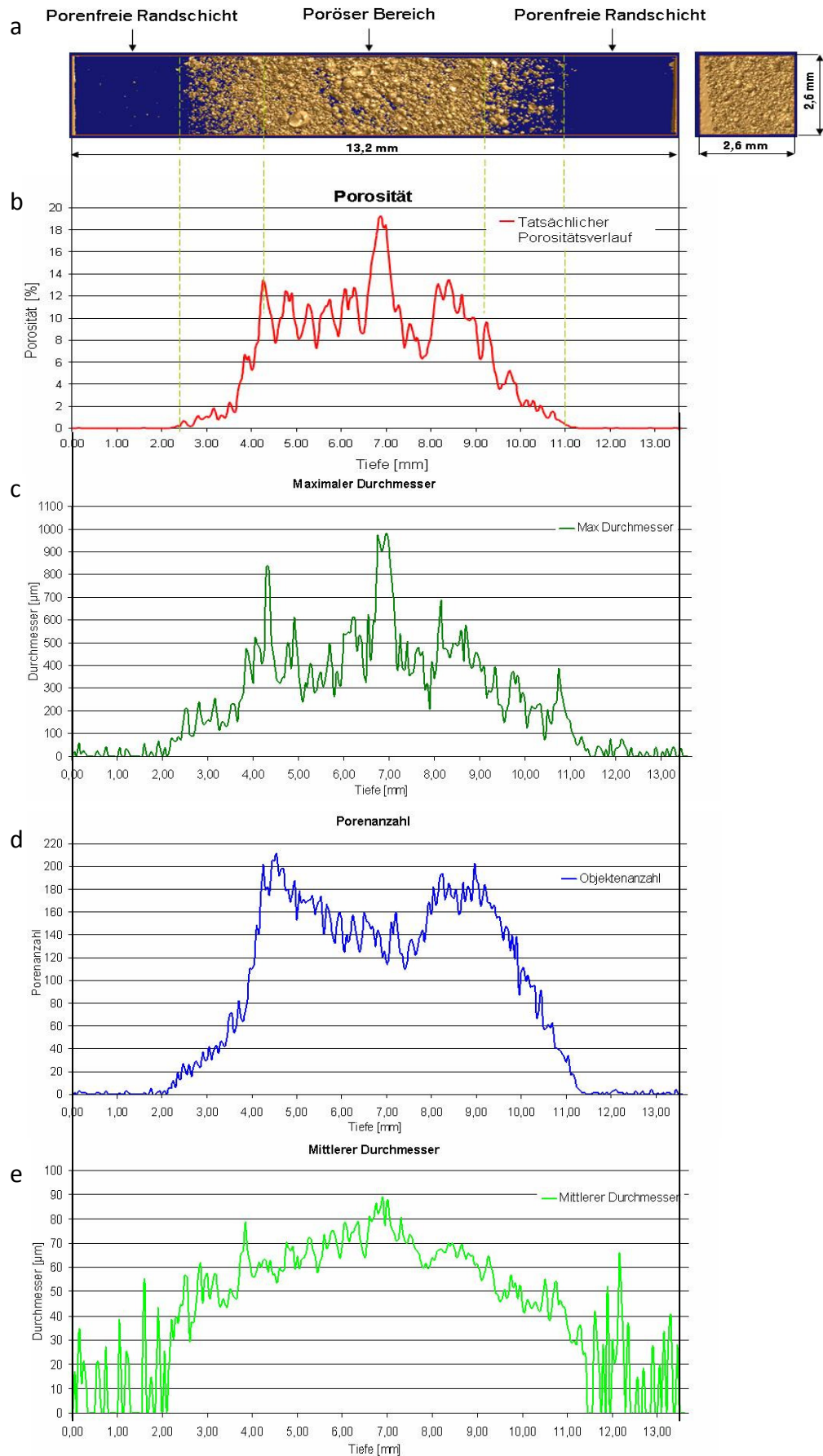


Abb. 6-6: Auswertung des Porositätszustandes mit der CT: a - der tomographierte Stab in 3D; b, c, d, e - Verlauf der Porosität, maximaler Durchmessers, Porenanzahl und mittlerer Durchmesser

Es ist anzumerken, dass hier der spezifische Verlauf der Porosität im porenbehafteten Teil regelmäßig zwischen 8 und 13% streut und an einer Stelle sogar 19 % erreicht, obwohl der mittlere Zustand bei 10,9% liegt, vgl. [53, 71, 118]. Gleichzeitig kann festgestellt werden, dass der Porositätsverlauf mit dem Verlauf des Durchmessers der größten Pore auf einer Ebene übereinstimmt (Abb. 6-7).

Zum Teil passt die Porosität ebenfalls mit der Porenanzahl zusammen, die sich bei extrem großen Porositätsgraden verringert. Der Verlauf des mittleren Durchmessers scheint dagegen keine eindeutige Korrelation zu dem Porositätsgrad zu haben. Sobald die meisten Poren im Schliff den gleichen Durchmesser aufweisen, müssen die Änderungen des Porositätszustandes durch die Anzahl der Poren, bzw. einzelne, weit größere Poren verursacht werden.

Interessant ist außerdem der Übergangsbereich zwischen porenfreier Randschicht und porenbehafteten Grundmaterial, der - genauso wie in dem Abbildung 6-1 zu sehen - sehr scharf verläuft und nicht als eine Extrazone abgesondert werden kann.

6.2.3 Aus den CT-Untersuchungen abgeleitete statistische Korrelationen

Um genau zu überprüfen, ob der Porositätsverlauf mit dem Verlauf des maximalen Durchmessers korreliert, sind die beiden Verläufe für einen Beispielwürfel übereinander gelegt worden. Wie in Abbildung 6-7 zu sehen, besteht der gleiche Zusammenhang über die gesamte Würfeltiefe. Erreicht der Porositätsgrad über der Tiefe das lokale Maximum, wird auch lokal der größte Porendurchmesser erreicht.

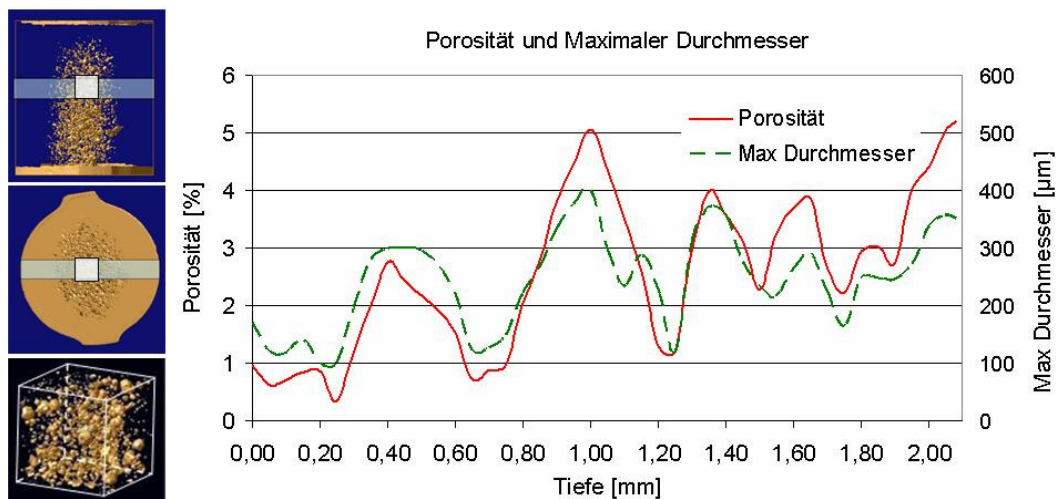


Abbildung 6-7: Verlauf der Porosität [%] und des maximalen Durchmessers [µm] in einem Würfel

In Abbildung 6-8 sind dagegen die zweidimensionalen Querschnittsbilder angezeigt, die die Entwicklung des Porositätszustandes (das Wachstum der größten Pore) an einer Stelle im Stab zwischen 6,5 mm und 7,5 mm aufzeigen (Abb. 6-6b). Diese Stelle wurde explizit wegen des sehr großen Porositätssprungs von 8 - 19% ausgewählt.

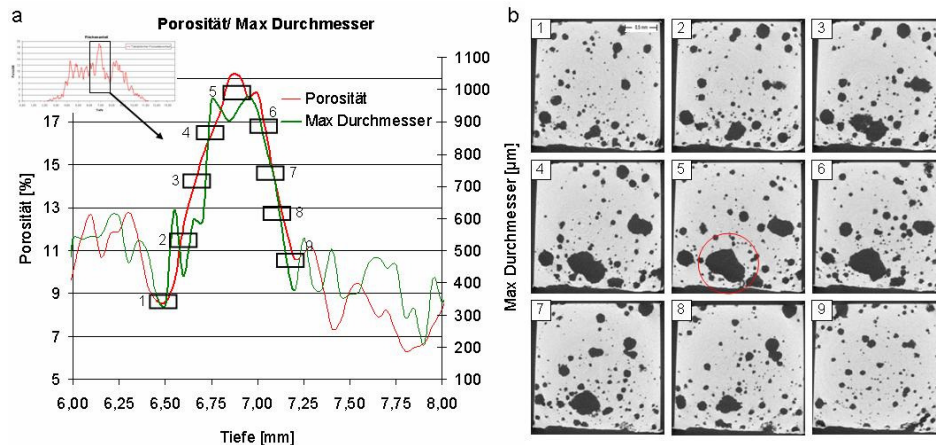


Abbildung 6-8: Lokale Porositätserhöhung im Stab im Bereich zwischen 6,5 mm und 7,5 mm:
 a- übereinander gelegter Verlauf der Porosität [%] und des Durchmessers der größten Pore [µm];
 b- Aus der CT erzeugte Querschnittsbilder an der Stelle

Abbildung 6-8a bestätigt noch einmal, dass die lokale Porositätserhöhung mit dem Durchmesser der maximalen Pore korreliert. Dieser Zusammenhang ist auch direkt auf den Querschnittsbildern zu sehen (Abb. 6-8b). Die Bilder sind in Abständen von ca. 60 µm aufgenommen und zeigen ein deutliches Wachstum des Durchmessers der größten Pore von 350 bis 1 000 µm, das mit dem Porositätsverlauf von 9 - 19% übereinstimmt (Querschnitte 1-5). Nachdem die Pore das Maximum erreicht hat (Querschnitt 5), fällt der Porositätsgrad mit sinkendem Porendurchmesser ab (Querschnitt 5-9).

Abbildung 6-9 stellt ein weiteres Beispiel für derartige lokale Porositätssprünge im Bereich der geringeren Porosität zwischen 4 und 13% dar.

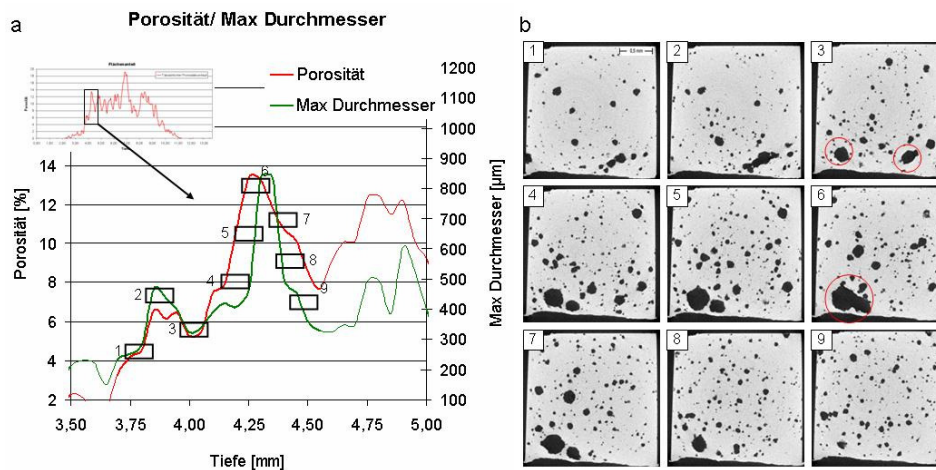


Abbildung 6-9: Lokale Porositätserhöhung im Stab im Bereich zwischen 3,7 mm und 4,5 mm:
 a - aufeinander aufgelegter Verlauf der Porosität [%] und des Durchmessers der größten Pore [µm];
 b - aus der CT erzeugte Querschnittsbilder an dieser Stelle

Die Analyse in Abbildung 6-9 startet beim Porositätsgrad 4% und bereits der zweite Querschnitt zeigt das erste Maximum auf. Danach ist auf der dritten Ebene eine Übergangsphase zu sehen, bei der die größte Pore aus dem zweiten Querschnitt abnimmt. Gleichzeitig jedoch fängt eine weitere Pore an zu wachsen, die ihr Maximum im Querschnitt 6 erreicht. Genau wie im vorherigen Beispiel bleibt der Porositätszustand des Querschnittes außerhalb dieser Pore in etwa konstant.

Mit Hilfe einzelner Beispiele wurde aufgezeigt, dass der Porositätszustand mit dem maximalen Porendurchmesser auf einer Schliffebene korreliert. Um diese Korrelation mathematisch zu beschreiben ist es notwendig, den Porositätsgrad als Funktion des Durchmessers darzustellen.

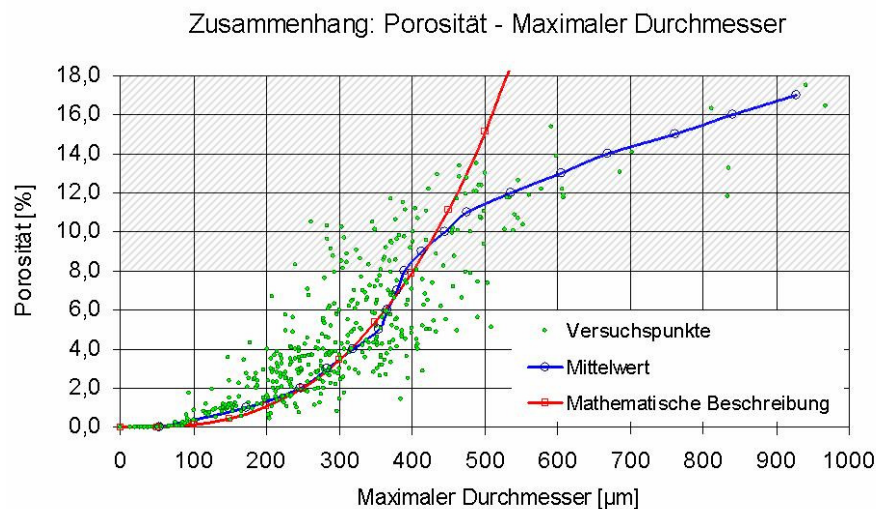


Abbildung 6-10: Zusammenhang zwischen Porosität [%] und maximalem Durchmesser [µm]

Der in Abbildung 6-10 dargestellte Zusammenhang zwischen Porosität und Durchmesser der größten Pore vgl. [62, 85, 105, 132] zeigt, dass der mittlere Verlauf der Korrelation mit einer mathematischen Formel als $P = f(D_{\max})$ ausgedrückt werden kann:

$$P = 2,2 \cdot 10^{-6} \cdot (D_{\max})^{2,5} \quad (\text{Gl. 6-1})$$

Dabei bezeichnet P die Porosität in [%] und D_{\max} den Durchmesser der größten Pore auf einer Ebene in [µm].

Der mit der Formel 6-1 errechnete Zusammenhang korreliert mit dem aus der Untersuchung gewonnenen Mittelwert, wenn die Porosität geringer als 8% ist. Die beiden Werte können aber nur bis zu diesem Porositätsgrad bzw. bis zu einem maximalen Durchmesser von 400 µm verglichen werden, da bei der Porosität größer als 9% die größte gemessene Pore meistens keine einzelne Pore mehr ist, sondern eine Struktur von mehreren verbundenen Poren. Diese Aussage findet in Abbildung 6-11 ihre Bestätigung. Daraus ist zu entnehmen, dass mit dem Porositätswachstum die Anzahl der Poren nur bis zu einem bestimmten Niveau ansteigt. Dieses erreicht ein Maximum und nimmt danach trotz weiter ansteigendem Porositätsgrad sogar ab, weil sich die Poren miteinander verbinden.

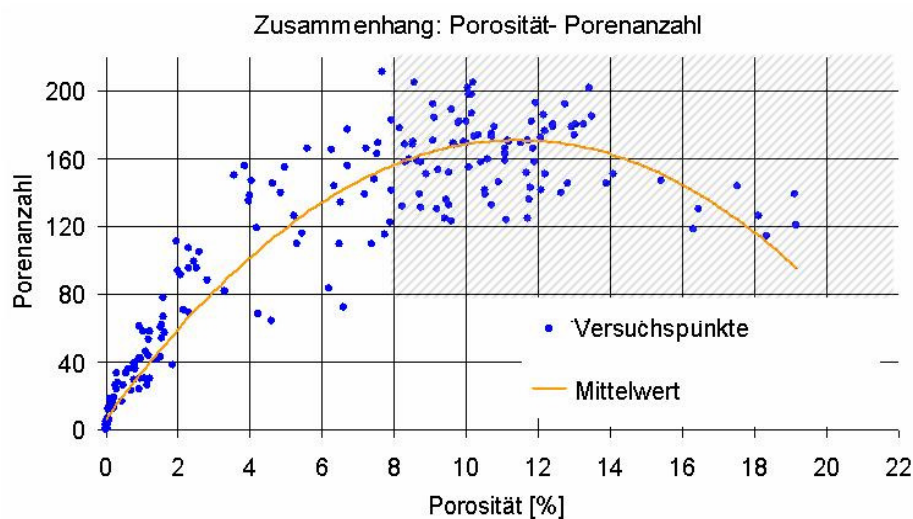
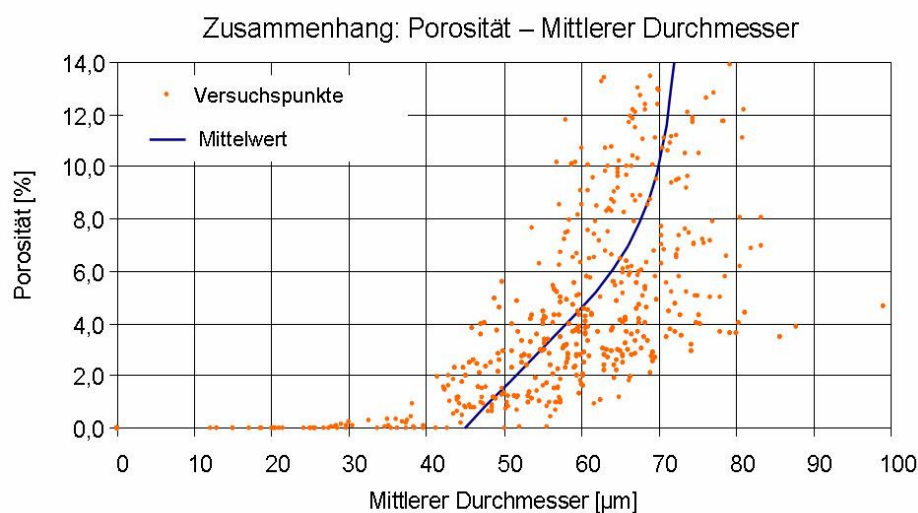


Abbildung 6-11: Zusammenhang zwischen Porosität [%] und Anzahl der Poren [-]

Daneben ist auch der in Abbildung 6-12 dargestellte Zusammenhang zwischen der Porosität und dem mittleren Porendurchmesser sehr interessant. Der Durchmesser der durchschnittlichen Pore liegt bei $50\ \mu\text{m}$ für eine Porosität von 0,5% und steigt lediglich um ca. $10\ \mu\text{m}$ pro 2% Porositätswachstum. Das bestätigt einerseits, dass der lokale Porositätszustand eher mit der Porenanzahl in Zusammenhang steht und erklärt andererseits ebenfalls die Korrelation zwischen Porositätsgrad und größtem Porendurchmesser.

Abbildung 6-12: Zusammenhang zwischen der Porosität [%] und dem mittleren Durchmesser [μm]

6.2.4 Vorschlag für die Abschätzung der lokalen Porosität bei fehlender statistischer Absicherung

Wie die Abbildungen 6-5 und 6-6b aufzeigen, weist der Verlauf der Porosität eine sehr große Streuung um den Durchschnittswert auf. Problematisch ist, wenn nur ein einzelner Schliff vorliegt, da in einem solchen Fall immer die Gefahr besteht, ein lokales Maximum bzw.

Minimum zu erhalten. Der Fehler bei der Porositätsabschätzung kann dabei sehr groß sein – bereits bei einer Tiefeänderung von 0,25 mm können deutliche Porositätsabweichungen auftreten. Derartige Unterschiede in der Tiefe sind im Rahmen der Schleifgenauigkeit durchaus möglich. Die Überprüfung von mehreren Proben begrenzt das Problem der Zufälligkeit und gewährleistet eine sich an den Mittelwert annähernde Abschätzung der Porosität an einer bestimmten Stelle. Um den damit zusammenhängenden Aufwand zu minimieren, wäre deshalb eine Methode wünschenswert, die in der Lage ist, eine der Realität entsprechende Abschätzung des Porositätszustandes aufgrund eines einzelnen Schliffs zu liefern.

Wie in Abbildung 6-7 bereits dargestellt, hängt die Porosität mit dem maximalen Porendurchmesser zusammen. Berücksichtigt man dabei, dass der mittlere Durchmesser sich nicht so dynamisch in Abhängigkeit von der Porosität ändert (Abb. 6-12), sollte das relative Verhältnis maximaler Durchmesser / mittlerer Durchmesser ebenfalls mit dem Porositätsverlauf korrelieren. Dieser Zusammenhang, dargestellt in Abbildung 6-13, liefert damit eine Gelegenheit für die genauere Abschätzung des Porositätszustandes aufgrund eines einzelnen Schliffs.

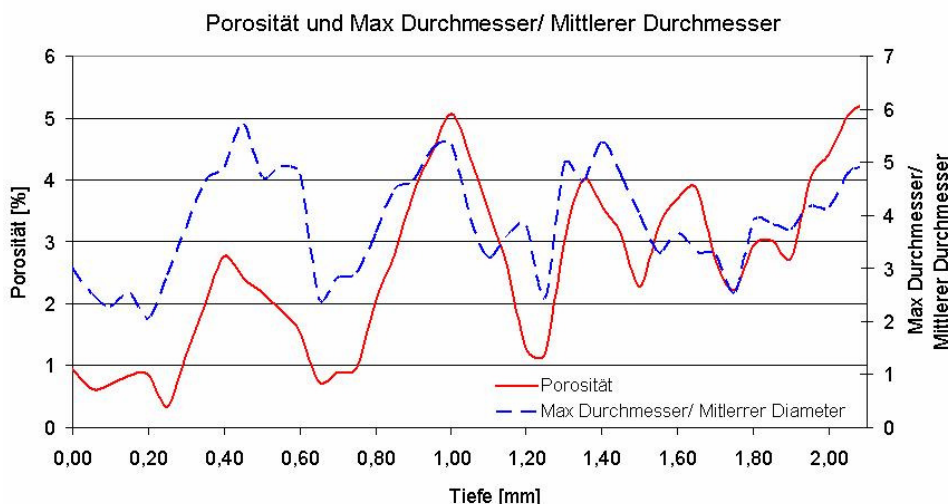


Abbildung 6-13: Verlauf der Porosität [%] und des Verhältnisses Max Durchmesser/ Mittlerer Durchmesser [-] in einem Würfel

Wie in Bild 6-5 bis 6-9 gezeigt, ist der Porositätsverlauf über der Tiefe sehr unregelmäßig. Der Porositätsverlauf stimmt jedoch mit dem Verlauf des Verhältnisses Max Durchmesser/ Mittlerer Durchmesser (Abb. 6-13) qualitativ überein. Aus Abbildung 6-13 ist darüber hinaus zu entnehmen, dass die Porosität auf einer Fläche das lokale Maximum nicht erreicht, wenn der Durchmesser der maximalen Pore auf dieser Ebene nicht deutlich größer ist als der mittlere Durchmesser (weniger als 4mal größer). Die örtliche Porosität liegt in diesem Fall beim Mittelwert bzw. sinkt zum lokalen Minimum hin ab. Andererseits nähert sich die lokale Porosität dem örtlichen Maximum, wenn das Verhältnis Max. Durchmesser/ Mittlerer Durchmesser größer als 4 ist.

Also um die lokale Porosität nicht zu überschätzen, wenn nur ein einzelner Schliff vorliegt, sollte die größte Pore auf dem Schliff (die laut dessen automatischen Auswertung mindestens 4mal größer ist als der Mittelwert) bei der Porositätsermittlung nicht berücksichtigt werden. Andererseits wenn alle Poren im Schliff in etwa gleich groß sind (Max. Durchmesser/ Mittlerer Durchmesser < 3), ist der tatsächliche Porositätsgrad i.d.R. größer als der abgeschätzte.

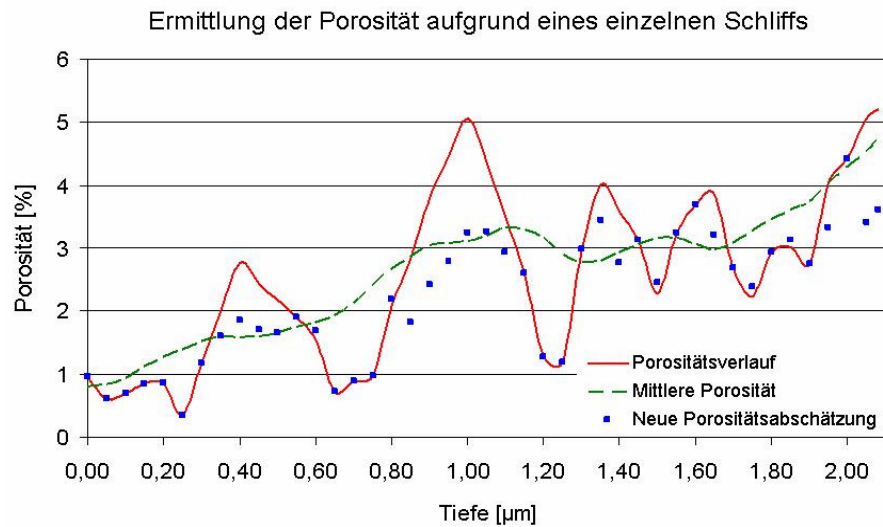


Abbildung 6-14: Verlauf der lokalen Porosität und mittleren Porosität [%] sowie der aufgrund des einzelnen Schliffs abgeschätzten Porosität [%]

Die blauen Punkte in Abbildung 6-14 zeigen eine Porositätsermittlung im untersuchten Würfel ohne Berücksichtigung der größten Pore unter der Vorgabe, dass das Verhältnis Max. Durchmesser/ Mittlerer Durchmesser größer ist als 4. Hier ist deutlich zu erkennen, dass die lokale Porosität nicht überschätzt worden ist und im Bereich des Mittelwerts liegt.

In Abbildung 6-15 sind zweidimensionale Porositätsbilder einer CT dargestellt, aufgenommen in einem Abstand von weniger als 0,2 mm. In der 1. Ebene wird ein lokales Minimum mit der Porosität 0,4% erreicht und in der 2. Ebene ein lokales Maximum mit der Porosität 2,7%. Da bei der maximalen Porosität das Verhältnis Max. Durchmesser/ Mittlerer Durchmesser bei 6 liegt, wurde die Porosität zudem mit oben beschriebener Methode abgeschätzt. Damit wird ein Porositätsgrad von 1,6% abgeschätzt, der dem Mittelwert sehr nahe kommt.

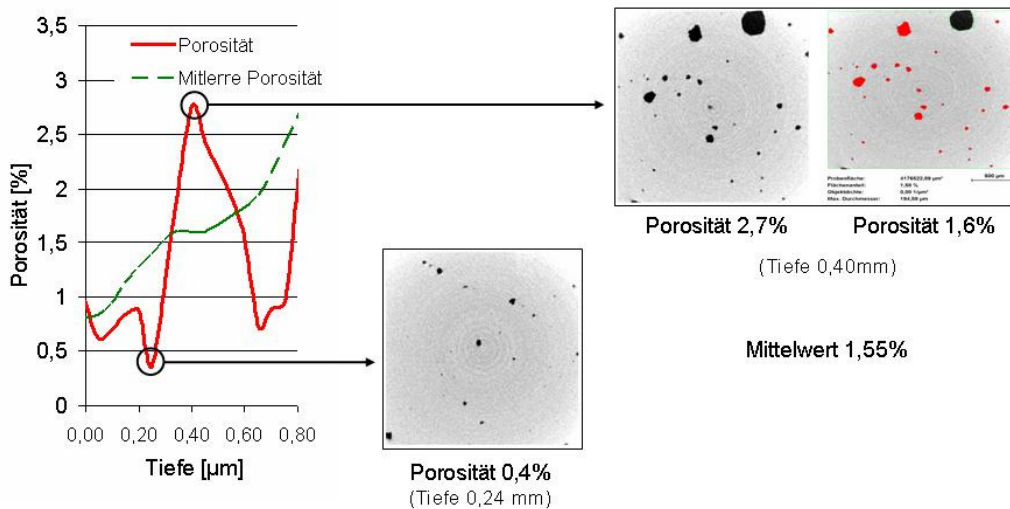


Abbildung 6-15: Unterschied bei der Ebenenporositätsermittlung in einem Abstand von 170 µm

6.3 Vorschlag für ein Modell zur Berechnung der Wöhlerlinie in Abhängigkeit von der lokalen Porosität

Ziel der Arbeit ist die Entwicklung eines Modells, mit dem in einfacher Weise die Abschätzung einer Wöhlerlinie in Abhängigkeit der Porosität als Eingang für die rechnerische Lebensdauerabschätzung möglich wird. Um den Einfluss der Porosität auf die Wöhlerlinie zu bestimmen wurden Schwingfestigkeitsversuche an einem Al-Gusswerkstoff mit unterschiedlichen Porositätszuständen durchgeführt. Die Ergebnisse, die im Detail in Kapitel 5 beschrieben sind, zeigen einen nichtlinearen Einfluss der Porosität auf die Schwingfestigkeit (Abb. 5-23).

Poren sind mikroskopische Fehlstellen im Werkstoffgefüge und können als geometrische Kerben betrachtet werden, die die Bauteilschwingfestigkeit durch Erhöhung der lokalen Spannungen in Porennähe absenken. Für die Bewertung des Porositätseinflusses auf die Schwingfestigkeit bietet sich daher Kerbwirkungszahl K_f an, ursprünglich definiert als das Verhältnis der dauerhaft ertragbaren Spannungsamplitude einer ungekerbten Probe $\sigma_{a,D}$ zur Nennspannungsamplitude im kritischen Querschnitt der gekerbten Probe $\sigma_{a,DK}$ (Gl. 2-6) z.B. [23, 94]. Die durch Porosität verursachte Kerbwirkungszahl $K_{f,Pore}$ wird hier analogisch definiert als das Verhältnis der ertragbaren Spannungsamplitude der porenfreien Probe $\sigma_{a,PF}$ (ungekerbter Zustand) zur Spannungsamplitude der porenbehafteten Probe $\sigma_{a,PB}$ (gekerbter Zustand):

$$K_{f,Pore} = \frac{\sigma_{a,PF}}{\sigma_{a,PB}} \quad (\text{Gl. 6-2})$$

Dies ist der Kehrwert des in Abbildung 5-23 dargestellten Schwingfestigkeitsabfalls porenbehafteter Proben. Die für die Al-Druckgusslegierung Magsimal 59 experimentell bestimmten Werte für $K_{f,Pore}$ sind gemeinsam mit einer für diese Legierung gefundenen empirischen Näherungsformel in Abbildung 6-16 dargestellt; vgl. [52-53]

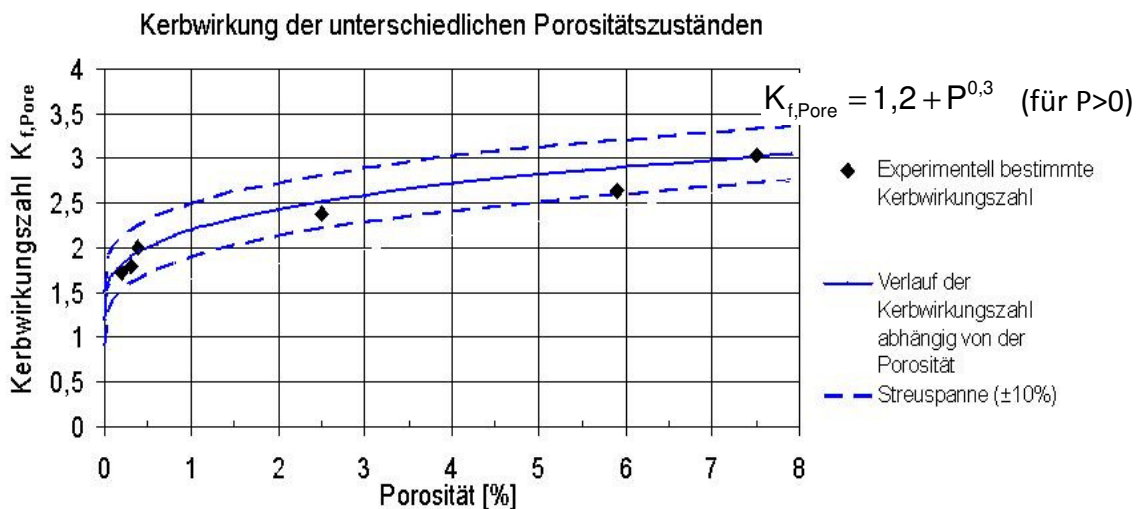


Abbildung 6-16: Einfluss der Porosität P auf die Kerbwirkungszahl $K_{f,Pore}$ für die Legierung Magsimal 59

Es ist zu erkennen, dass die Näherung

$$K_{f,Pore} = 1,2 + P^{0,3} \quad (Gl. 6-3)$$

für $P > 0$, die Versuchswerte mit einer Genauigkeit von $\pm 10\%$ wiedergibt. Dabei bezeichnet P die Porosität. Die Kerbwirkung steigt im Porositätsbereich von 0,0% - 0,2% sehr schnell von $K_{f,Pore}=1$ bis $K_{f,Pore}=1,8$ an, was sehr gut mit den Annahmen der spannungsmechanischen Betrachtung der Porosität übereinstimmt, da selbst eine einzige Pore den homogenen Spannungszustand in der Probe im besten Fall um mindestens $K_t=2$ vergrößert (vgl. Kap. 3). Die als Funktion der Porosität definierte Kerbwirkungszahl $K_{f,Pore}$ liefert dabei die Möglichkeit der Schwingfestigkeitsabschätzung abhängig von der Porosität, wenn eine beliebige Referenzwöhlerlinie $\sigma_{a,PB,Ref}$ zur Verfügung steht. Die aus der Gln. (2-6) und (6-2) abgeleitete Ausgangsformel (Gl. 6-4) zeigt die allgemeinen Annahmen des Berechnungsmodells.

$$\sigma_{a,PB} \cdot K_{f,Pore} = \sigma_{a,PB,Ref} \cdot K_{f,Pore,Ref} \quad (Gl. 6-4)$$

Unter der Annahme gleichbleibender Grundfestigkeit des Referenzmaterials $\sigma_{a,PB,Ref}$ folgt aus den Gl. (6-4) die Schwingfestigkeit $\sigma_{a,PB}$ des Materials mit Kerbwirkungszahl $K_{f,Pore}$ aus der Schwingfestigkeit des Referenzmaterials $\sigma_{a,PB,Ref}$ mit Kerbwirkungszahl $K_{f,Pore,Ref}$ zu:

$$\sigma_{a,PB} = \sigma_{a,PB,Ref} \cdot \frac{K_{f,Pore,Ref}}{K_{f,Pore}} \quad (Gl. 6-5)$$

Damit kann die Schwingfestigkeit für eine beliebige Porosität abgeschätzt werden aufgrund der Wöhlerlinie für irgendeinen Referenzzustand, der zur Verfügung steht. Gl. (6-5) gestattet auch die Abschätzung der Schwingfestigkeit des porenfreien Zustandes, wenn der Nenner auf $K_{f,Pore}=1$ gesetzt wird ($K_{f,Pore} = K_{f,PF} = 1$). Für die experimentell untersuchte Legierung Magsimal 59 (Abschnitt 5.7) folgt aus den Gln. 6-3 und 6-5 entsprechend die Korrelation:

$$\sigma_{a,PB} = \sigma_{a,PB,Ref} \cdot \frac{1,2 + P_{Ref}^{0,3}}{1,2 + P^{0,3}} \quad (Gl. 6-6)$$

Für eine breitere Anwendung wird jedoch im Folgenden dieses empirische Modell erweitert und dahingehend verallgemeinert, dass die Kerbwirkungszahl $K_{f,Pore}$ durch die Kerbformzahl $K_{t,Pore}$ (den elastischen Spannungskonzentrationsfaktor) und die Stützzahl n_{Pore} abgeschätzt werden kann, z.B. [20, 23, 94]:

$$K_{f,Pore} = \frac{K_{t,Pore}}{n_{Pore}} \quad (Gl. 6-7)$$

Zur Berechnung der porositätsabhängigen Kerbwirkungszahl $K_{f,Pore}$ sind sowohl die porositätsbedingte Formzahl $K_{t,Pore}$ als auch die material- und porositätsbedingte Stützwirkung n_{Pore} zu charakterisieren. Die Lösungswege zur deren Charakterisierung sind im Folgenden genauer beschrieben.

6.3.1 Rechnerische Bestimmung der Kerbformzahl in Abhängigkeit von der Porosität

Um den Einfluss der Porosität auf die lokale Spannungserhöhung zu beschreiben (s. Abb. 6-17), ist es notwendig, sowohl Größe und Form der Pore als auch den Abstand von der Oberfläche sowie die Lage der Poren zueinander zu berücksichtigen. Im Folgenden wird aufgezeigt, wie sich die einzelnen Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeit auswirken. Im Ergebnis wird die durch Poren bestimmte Kerbformzahl als Funktion des Porositätszustandes definiert. Sie stellt ein entscheidendes Element beim Aufbau des Berechnungsmodells dar. Abb. 6-17 stellt den Lösungsweg zur Ermittlung der Kerbformzahl als Flussbild dar.

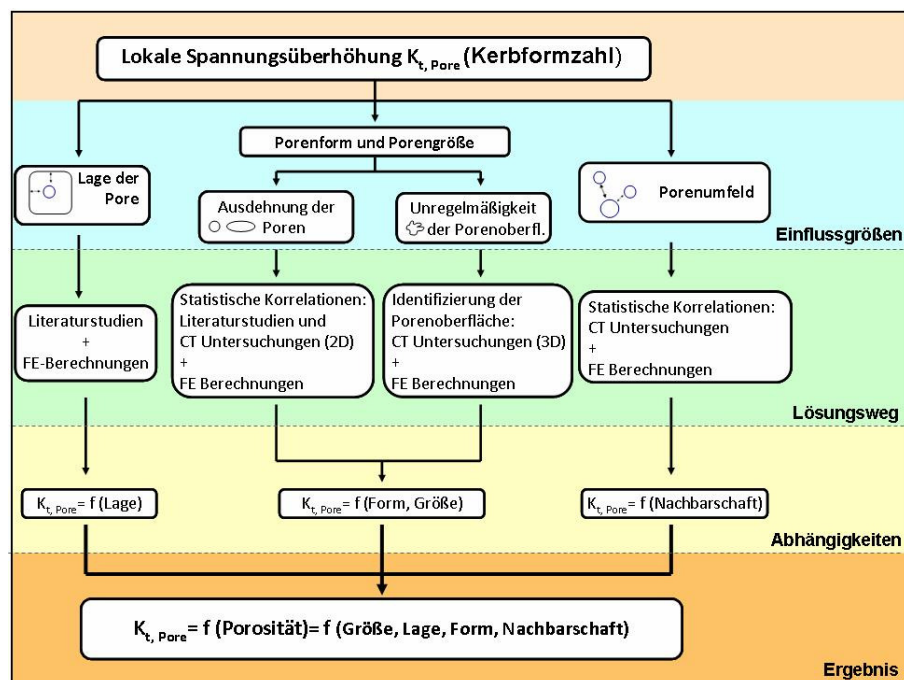


Abbildung 6-17: Einflussgrößen auf die porenbedingte Kerbformzahl

Zu Beginn wird die Porosität unter dem Aspekt von Größe und Form der Poren analysiert. Die Form der Pore korreliert mit ihrer Größe und hat entscheidenden Einfluss auf die lokale Spannungsverteilung. Deshalb erstreckt sich diese Untersuchung auf die Analyse der longitudinalen Porenausdehnung sowie der Unregelmäßigkeit der Porenoberfläche. Hierzu wird auf diesbezügliche Literaturstudien sowie Computertomographie-Untersuchungen (CT) zurückgegriffen, die in Verbindung mit FE-Berechnungen die Kerbformzahl als Funktion der Porenform und Porengröße liefern sollen.

Zunächst wird die Lage der Pore untersucht, bei welcher der Abstand von der Oberfläche über die Höhe der lokalen Spannungen entscheidet. Hier wird ebenfalls auf eine Literaturstudie für kugelförmige Näherung der Poren aufgebaut, die mit Hilfe der FE-Berechnungen für unregelmäßige Poren erweitert wird.

Schließlich wird das Porenumfeld erforscht, also die lokale Spannungserhöhung, die mehreren Poren verursachen, die sich in einem geringen Abstand zueinander befinden.

6.3.1.1 Porosität, Porengröße und Porenform

Aufgrund von „hineinwachsenden“ Dendriten (z.B. Abb. 2-12a) sowie einer gestreckten Form weisen die Poren Abweichungen von der idealen Kugelgestalt auf. Sowohl Literaturangaben als auch im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführte statistische Auswertungen der Porosität lassen erkennen, dass einerseits die Form einer Pore sehr stark mit ihrem Durchmesser korreliert [105], andererseits der Durchmesser der größten Poren eine deutliche Abhängigkeit von der lokalen Porosität aufweist (Abb. 6-10 [91]). Über diese beiden Zusammenhänge lässt sich eine Zuordnung der Abweichung von der Kugelform zur Porosität vornehmen.

Wie aus Abb. 6-17 zu ersehen, wurde die Studie der Porengröße und Porenform auf eine separate Untersuchung der longitudinalen Porenausdehnung und der Unregelmäßigkeit der Porenoberfläche abhängig von dem Durchmesser aufgeteilt.

Porenausdehnung

Einen Überblick über die gestreckte Porenform gibt Schindelbacher [105]. Er trägt über dem gemessenen äquivalenten Porendurchmesser das vierfache Flächen-/Umfang-Verhältnis auf (Abb. 6-18). Diese Darstellungsweise ist abgeleitet aus der Definition des Rundheitsfaktors, bei der absolute runde Poren auf einer 45°-Linie liegen. Je gestreckter die Form einer Pore ist, desto größer ist die Abweichung von der 45°-Linie, da in diesem Fall das Flächen-/Umfangs-Verhältnis abnimmt.

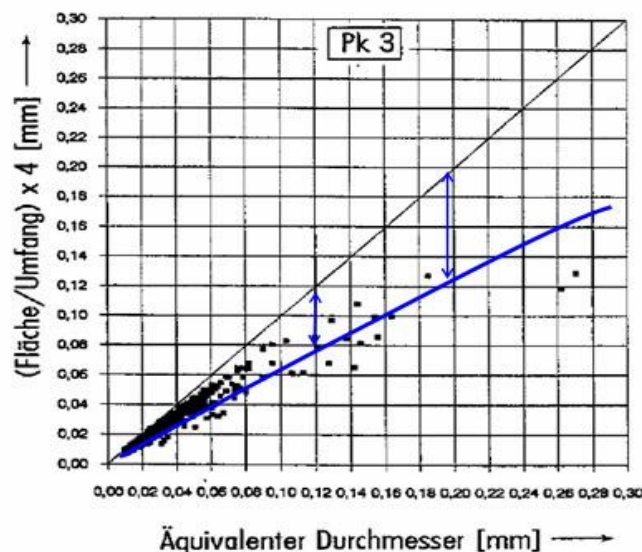


Abbildung 6-18: Größen- und Rundheitsverteilung der Poren nach Schindelbacher [105]

Wie sich das aus der Abb. 6-18 ergibt, nimmt die Abweichung von der Kugelförmigkeit mit steigendem äquivalentem Porendurchmesser zu, vgl. [62]. Umso größer ist Abweichung der Pore von der Rundheit (je größer ist die longitudinale Ausdehnung), desto kritischer erscheint diese für die Lebensdauer, weil die lokale Spannungskonzentration in der Nähe der ausgedehnten Pore zunimmt. Das bedeutet, dass immer die größte Pore an einer bestimmten Stelle über die Schwingfestigkeit entscheidet. Dadurch gewinnt der in Abb. 6-10 dargestellte Zusammenhang zwischen Porosität [%] und maximalem Porendurchmesser [μm] sowie die Gl. 6-1 in diesem Fall stark an Bedeutung.

Um die gestreckte Form der Poren bei der Bestimmung der porositätsbezogenen Spannungserhöhung zu berücksichtigen, muss zuerst für jeden Porositätsgrad die repräsentative maximale Porengröße festgelegt werden, was die Formel 6-1 ermöglicht. Zunächst wird für die für jeden Porositätszustand repräsentative Porengröße die longitudinale Porenausdehnung laut [105] (Abb. 6-18) ermittelt.

Im nächsten Schritt werden aus dem Verhältnis des äquivalenten Durchmessers und dem vierfachen Fläche-/Umfang-Verhältnis die beiden Ellipsenradien berechnet (s. Abb. 6-18), die die gestreckte Form abbilden.

$$\frac{\text{Äquivalenter_Durchmesser}}{\frac{\pi \cdot a \cdot b}{\pi \cdot \left(3 \cdot \left(\frac{a+b}{2}\right) - \sqrt{ab}\right)} \cdot 4} = \text{Abweichung nach [105]} \quad (\text{Gl. 6-8})$$

Der größere Ellipsenradius „a“ wird als Hälfte des festgestellten äquivalenten Porendurchmessers angenommen und der Radius „b“ danach aus der Gl. (6-8) bestimmt. Wenn die für bestimmte Porositätszustände charakteristische Porenausdehnung mit entsprechenden Ellipsenradien bekannt ist, kann diese den FE-Analysen gegenübergestellt werden.

Die FE-Berechnungen sind für mehrere unterschiedlich ausgedehnte Formen sowohl in 2D als auch in 3D durchgeführt worden unter Annahme linearelastischen Materialverhaltens [106, 115]. Eine Determinante bei der Analyse der Porengestalt ist das Tiefe-/Radius-Verhältnis, das dem Verhältnis von Quadraten der Ellipsenradien entspricht ($t/\rho = a^2/b^2$).

Abb. 6-19 stellt einen Zusammenhang zwischen zweidimensional modellierten längslaufenden Porenausdehnung und lokaler Kerbformzahl dar, der mit Hilfe der FEM-Berechnungen bestimmt wurde. Wie in der o.g. Abbildung zu sehen, korreliert dieser Verlauf ideal mit dem analytisch berechneten Zusammenhang nach Neuber für eine Bohrung in der breiten Scheibe, z.B. [84, 94].

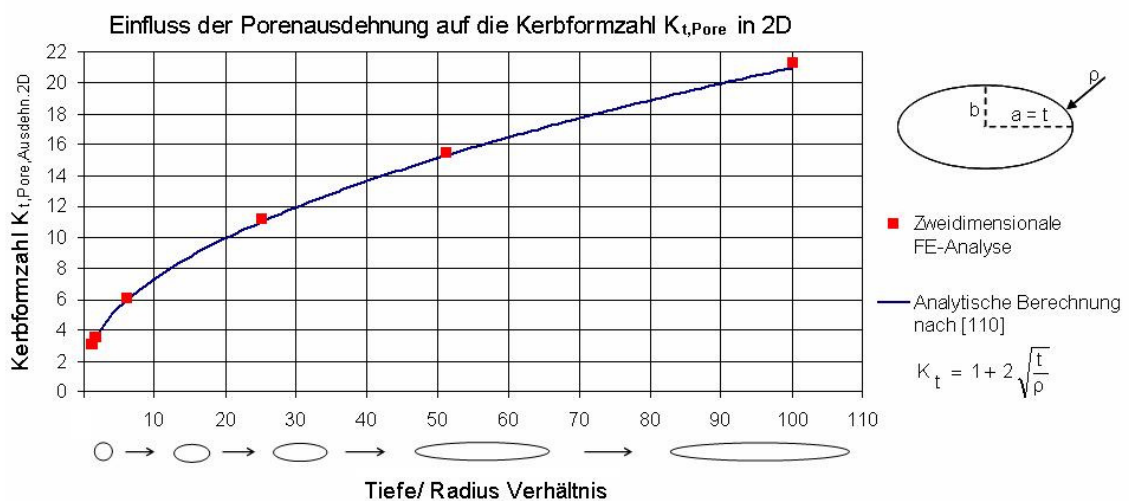


Abbildung 6-19: Kerbformzahl in Abhängigkeit von der Porenausdehnung nach zweidimensionalen FE-Analysen

Die elastisch errechneten Kerbformzahlen erreichen für longitudinal ausgedehnte Poren sehr hohe Werte, die z.B. in den Arbeiten von Gao oder Beckermann [38, 52] Bestätigung finden.

Die vereinfachte zweidimensionale Modellierung der Poren entspricht jedoch der Modellierung einer Bohrung und ist deshalb nicht in der Lage die korrekte Spannungskonzentration einer Pore abzubilden. Aus diesem Grund wurden zunächst die FE-Analysen für eine geschlossene dreidimensionale gestreckte Gestalt durchgeführt, die durch Drehung der 2D Ellipse um 180° entsteht.

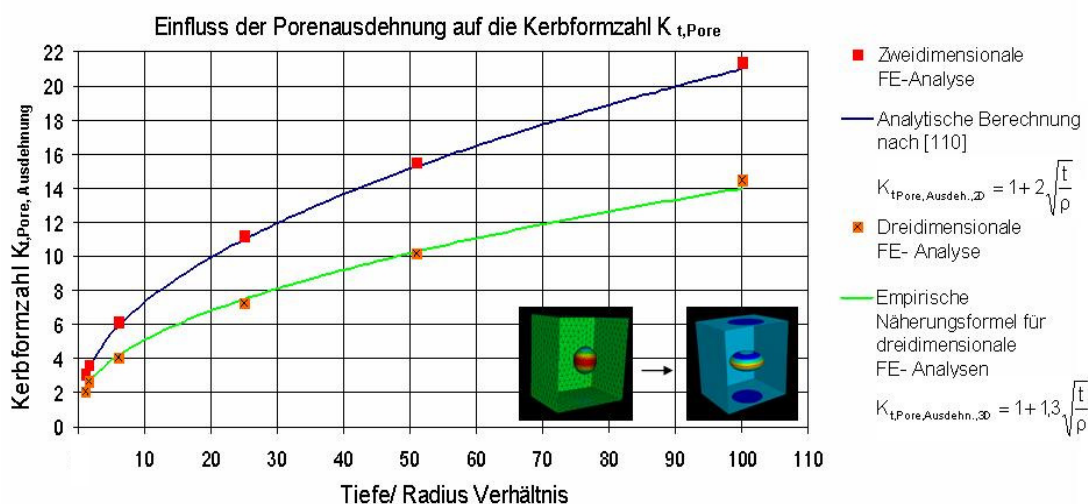


Abbildung 6-20: Kerbformzahl in Abhängigkeit von der longitudinalen Porenausdehnung nach zweidimensionalen und dreidimensionalen FE-Analysen

Wie in Abb. 6-20 zu sehen, verläuft die Kerbformzahl für die dreidimensionalen Poren in Abhängigkeit von der Porenausdehnung qualitativ gleich wie bei der zweidimensionalen Betrachtung, weil diese ebenfalls von dem Verhältnis Tiefe/Krümmungsradius (t/ρ) abhängig ist. Da es sich hier aber nicht um eine Bohrung handelt, sondern um eine geschlossene Form, muss der vor der Wurzel stehende Faktor in der Formel nach [84] (Abb. 6-19) auf 1,3 modifiziert werden (Gl. 6-9).

$$K_{t,Pore,Ausdehn,3D} = 1 + 1,3 \sqrt{\frac{t}{\rho}} \quad (\text{Gl. 6-9})$$

Die Kombination der Gl. (6-9) mit den Gln. (6-1) und (6-8) stellt dabei einen Zusammenhang zwischen dem Porositätsgrad und der lokalen Kerbformzahl her, die die gestreckte Porenform berücksichtigt. Neben der ausgedehnten Form ist jedoch auch die unregelmäßige Porenoberfläche zu beachten (s. z.B. Abb. 6-3c). Die FE-Berechnungen zeigen dabei, dass diese durch Dendriten eingedrückten Oberflächen die lokalen Spannungserhöhungen ebenfalls beeinflussen, wobei die Stärke des Einflusses mit dem Porendurchmesser korreliert.

Um den Einfluss der irregulären Porenoberflächen genau zu beschreiben, wurden mit Hilfe der FE-Methode über 50 durch die Computertomographie identifizierte, näherungsweise kugelförmige (nicht gestreckte) Gasporen mit einem Durchmesser zwischen 50 und 350 μm analysiert (Abb. 6-21).

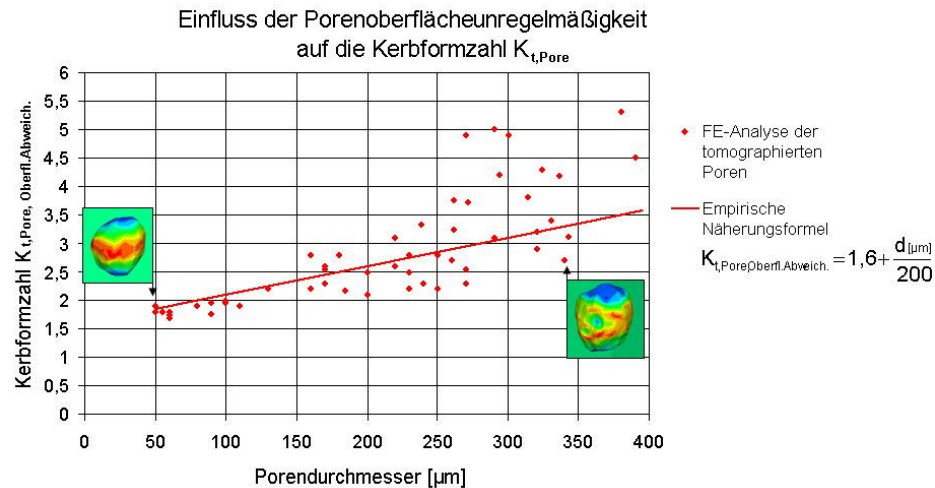


Abbildung 6-21: Durch die Porenflächenunregelmäßigkeit beeinflusste Kerbformzahl in Abhängigkeit vom Porendurchmesser für tomografierte näherungsweise kugelförmige Poren [92]

Wie in Abbildung 6-21 zu sehen, ist mit zunehmenden Porendurchmesser trotz relativ großer Streuung eine Tendenz zu einer deutlicheren Spannungserhöhung aufgrund der Unregelmäßigkeit der Porenoberfläche zu erkennen, obwohl bei den Berechnungen ausschließlich nicht gestreckte Poren berücksichtigt wurden, die in etwa kugelförmig sind. Diese Tendenz kann näherungsweise mit Gl. 6-10 beschrieben werden.

$$K_{t,Pore,Oberfl. Abweich.} = 1,6 + \frac{d_{[\mu m]}}{200} \quad (\text{Gl. 6-10})$$

Sobald hier keine gestreckte Formen und keine Verbundstrukturen (zusammengesetzt aus mehreren Poren - z.B. Abb. 6-3c) untersucht wurden sondern nur in etwa kugelförmige, bedeutet dies, dass diese nicht ideal flache Oberfläche der Poren die lokale Kerbformzahl ebenfalls bestimmt.

An dieser Stelle ist wichtig anzumerken, dass die in den Abb. 6-20 und 6-21 dargestellten Korrelationen aufgrund dreidimensionaler Modelle festgestellt wurden, wobei jeweils maximal bis 2 Poren in einem Würfel modelliert wurden, um einen optimalen Diskretisierungsgrad zu erreichen. Dabei variiert die Diskretisierung vom „sehr feinen“ an der Inhomogenitätsoberfläche (in der Bauteilmitte), auf der sich die Spannungen konzentrieren, bis zur relativ groben Richtung freien Oberfläche des Bauteils, die sich in einem gewissen Entfernung von hochbeanspruchten Bereichen befindet (Abb. 6-22).

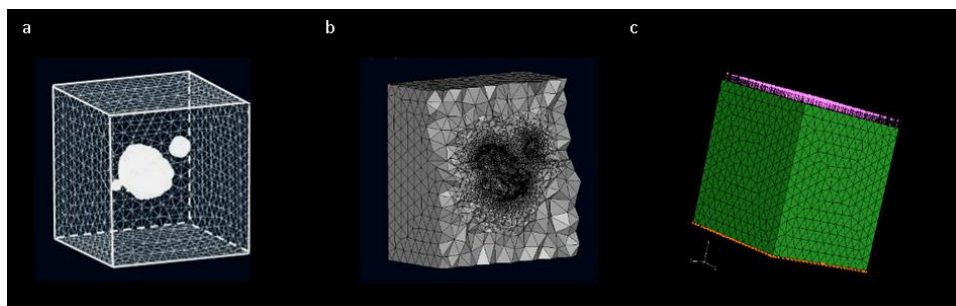


Abbildung 6-22: FE Modell zur Berechnung der Spannungsverteilung:
a - Porenmodell im Würfel geschlossen; b - Volumennetz; c - Einspannungszustand

Die mit der FE-Analyse festgestellte Korrelation (Gl. 6-9) und die in Abb. 6-18 gezeigte longitudinale Porenausdehnung (Gl. 6-8) ermöglicht es, einen Zusammenhang zwischen dem maximalen Porendurchmesser und der durch Ausdehnung verursachten Kerbformzahl abzubilden. Wird dieser schließlich nach der Korrelation aus Abb. 6-21 (Gl. 6-10) modifiziert und zugleich als Funktion des Porositätsgrades an Stelle des Porendurchmessers (Abb. 6-10, Gl. 6-1) umgerechnet, ist eine Verknüpfung der lokalen Kerbformzahl mit der Porosität entsprechend Gl. (6-11) möglich.

$$K_{t,Pore} = 1 + 5 \cdot P^{0,3} \quad (Gl. 6-11)$$

die sowohl die Porenausdehnung als auch die Unregelmäßigkeit der Porenoberfläche einkalkuliert

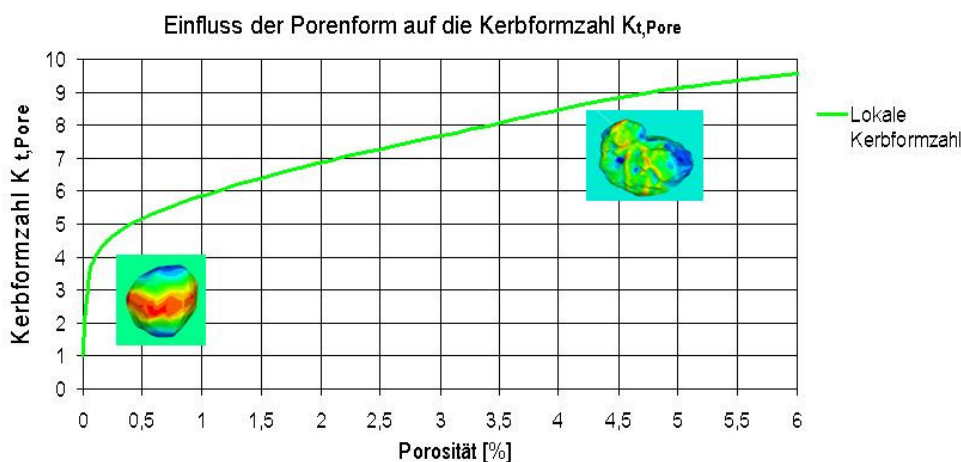


Abbildung 6-23: Kerbformzahl der Pore in Abhängigkeit von der Porosität [%]

Diese Approximation bestätigt die Erkenntnisse von Zhu [135], die besagen, dass mit der Porengröße die Wahrscheinlichkeit zunimmt, dass es zu einem früheren Versagen kommt (Abb. 3-8). Wie die vorliegende Analyse zeigt, ist dies jedoch nicht durch die Größe selbst, sondern durch die sich mit der Größe verändernden Porenausdehnung und derer Oberflächenunregelmäßigkeit verursacht. Dabei ist wichtig anzumerken, dass die Veränderung des Bauteilnettoquerschnitts mit der zunehmenden Porosität bei den vorliegenden Überlegungen nicht berücksichtigt wurde. Würde dies berücksichtigt, verlief die Kurve in Abb. 6-23 lediglich im Bereich $P > 3\%$ etwas flacher.

6.3.1.2 Lage der Pore/ Abstand von der Oberfläche

Die Abhängigkeit der Kerbformzahl von der Porenlage wurde für kugelförmige Poren bereits in mehreren Untersuchungen nachgewiesen (z.B. [27, 87]). Näherungsweise erhöht sich nach [27] bei einer im Abstand t von der freien Oberfläche liegenden Pore mit dem Durchmesser d die Kerbformzahl um etwa:

$$K_{t,Pore} - K_{t_0,Pore} = \frac{1}{15 \frac{t}{d}} \quad (Gl. 6-12)$$

im Vergleich zu einer tief im Probeninneren liegenden Pore (von Oberfläche unbeeinflusst). Das bedeutet, dass erst der Abstand t von der Oberfläche kleiner als der Porendurchmesser

d einen signifikanten Einfluss auf die lokale Spannungskonzentration hat, der ab $t < 0,5d$ nicht mehr zu vernachlässigen ist (Abb. 6-24).

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Berechnungen belegen, dass die aufgezeigte Abhängigkeit auch bei unregelmäßigen Poren ihre Gültigkeit hat. Abb. 6-24 zeigt beispielhaft den berechneten Spannungsverlauf einer kugelförmigen und einer unregelmäßigen Pore mit $K_{t,p0}=3,20$ als Funktion des Abstandes von der Oberfläche. Obwohl die Spannungskonzentration im bauteilinneren für die hier analysierte unregelmäßige Pore um 50% größer ist als bei der Kugel, kommt es erst zu einer merklichen Spannungserhöhung, wenn der Abstand von der Oberfläche kleiner als der äquivalente Porendurchmesser ist.

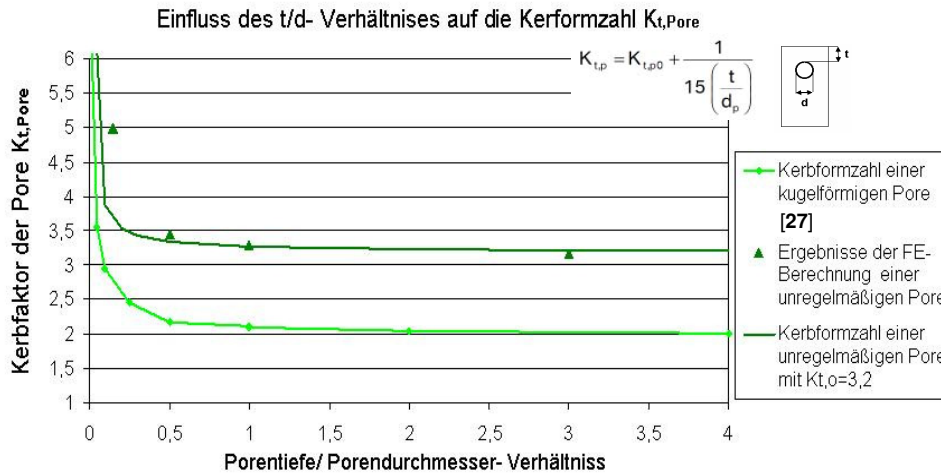


Abbildung 6-24: Kerbfzahl in Abhängigkeit vom Tiefe-/Durchmesser-Verhältnis

6.3.1.3 Porenfeld/ Nachbarschaftseffekt

Bei der Ermittlung der Spannungskonzentration, d.h. der Kerbfzahl, ist neben der Porenform sowie deren Abstand von der freien Oberfläche auch der Einfluss benachbarter Poren zu berücksichtigen, die sich in einem geringen Abstand zueinander befinden („Nachbarschaftseffekt“).

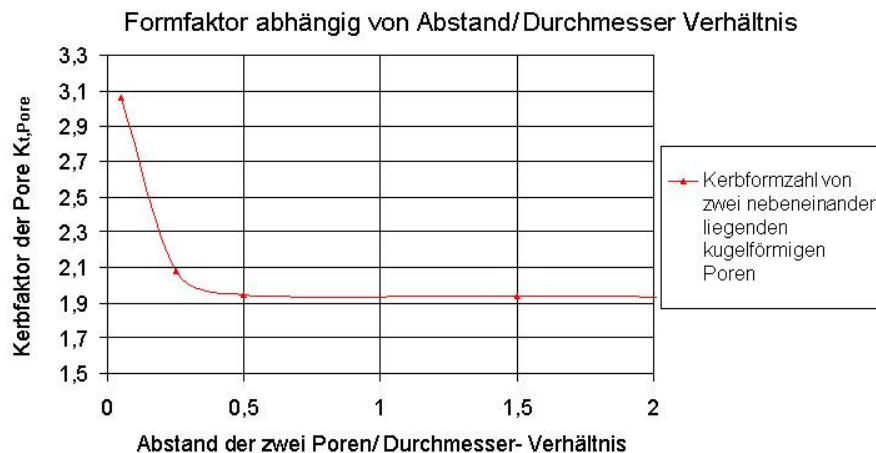


Abbildung 6-25: Kerbfzahl in Abhängigkeit vom Porenabstand/Durchmesser-Verhältnis [93]

Die in Abb. 6-25 dargestellten Ergebnisse der FE-Berechnungen zeigen, dass es zu einer zusätzlichen Spannungserhöhung kommt, wenn der Abstand zwischen den Poren kleiner als die Hälfte des Porendurchmessers ist. Allerdings deuten Analysen der zweidimensionalen Querschnittsbilder von Computertomographien darauf hin, dass auch bei großen Porositätsgraden eine solche Konfiguration nur sehr selten auftritt.

Zusammenfassend kann daher festgehalten werden, dass bei der Bestimmung der porositätsbedingten Kerbformzahl vor allem die Form (Abb. 6-23) und in besonderen Fällen auch die Lage (Abb. 6-24), aber nicht zwingend benachbarte Poren (Abb. 6-25) zu berücksichtigen sind.

6.3.2 Bestimmung der Stützwirkung

Um die Kerbwirkungszahl abhängig von der Porosität zu definieren, ist neben der Kerbformzahl $K_{t,Pore}$ auch die Stützwirkung η_{Pore} zu bestimmen. Diese hängt grundsätzlich vom Spannungsgradient und Werkstoff ab. Es existiert eine ganze Reihe von Ansätzen zur Bestimmung der Stützzahl, von denen hier einige wichtige näher beschrieben werden. Dazu gehören z.B. eine klassische Annäherungsformel von Siebel und Stieler (1929) [z.B. 94], eine Formel von Bollenrath und Troost, die auf der Bruchfestigkeit basiert (1951) [z.B. 95], oder eine Annäherung von Hück (1981) [z.B. 95]. Ein neuerer Ansatz stammt von Eichseder (1989) [24- 26] der in der vorliegenden Arbeit genauer besprochen wird.

Die Abschätzung der Stützwirkung nach Eichseder erfolgt nach der Gleichung:

$$\eta_x = 1 + \left(\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}} - 1 \right) \cdot \left(\frac{\chi'}{2/b} \right)^{K_D} \quad (\text{Gl. 6-13})$$

Dabei kann der relative Spannungsgradient χ' aus der Gleichung $\chi' = 2/r$, d.h. aus dem Porenhalbmesser r näherungsweise analytisch bestimmt werden, vgl. z.B. [39-40] bzw. durch die FE-Methode abgeschätzt werden. Für elliptische Poren kann anstelle des Halbmessers der Krümmungsradius verwendet werden. Da mit steigender Porosität die Exzentrizität der Poren und die Porengröße in ungefähr gleichem Maße zunehmen, ändert sich der kleinste Krümmungsradius kaum. Der Spannungsgradient kann somit unabhängig von der Porosität als konstant angenommen werden. Für die vorliegenden Berechnungen wurde als durchschnittlicher Porenradius $r = 200 \mu\text{m}$ angenommen, da dieser in etwa dem Mittelwert der maximalen Durchmesser entspricht und mit Aussagen von z.B. [105, 135] übereinstimmt, die andeuten, dass erst Poren $> 100 \mu\text{m}$ als bruchauslösend angesehen werden sollen.

Bei der Berücksichtigung des Werkstoffes im Modell nach Eichseder wird von zwei Schwingfestigkeitswerten ausgegangen: der Dauerfestigkeit eines ungekerbten Stabes unter Zug-/Druckbelastung σ_{zdw} mit dem relativen Spannungsgradienten $\chi' = 0$ und der Dauerfestigkeit einer ungekerbten Biegeprobe σ_{bw} mit der Dicke b und dem Spannungsgradienten $\chi' = \frac{2}{b}$. Der Exponent K_D berücksichtigt die nichtlineare Abhängigkeit der Stützzahl vom Spannungsgradienten.

Die Abschätzung der Stützwirkung nach Siebel und Stieler [z.B. 94] erfolgt nach der empirische Formel:

$$n = 1 + \sqrt{\chi' \cdot S_g} \quad (\text{Gl. 6-14})$$

Dabei wird der Spannungsgradient χ' ebenso wie bei der Berechnung der Stützwirkung nach Eichlseder auf Basis des Porenhalbmessers r näherungsweise analytisch bestimmt, kann aber auch aus FE-Berechnungen gewonnen werden. Der Werkstoff dagegen wird hier durch die Gleitschichtdicke S_g beschrieben, die von dessen Festigkeit abhängt. Die Gleitschichtdicke korreliert dabei mit dem mittleren Korndurchmesser d_k relativ gut. Für die Aluminiumlegierung Dural beträgt beispielsweise bei einem $d_k=0,10$ mm $S_g=0,075$ mm [94].

In der Formel von Bollenrath und Troost [z.B. 95] wird die Stützwirkung basierend auf der Bruchfestigkeit berechnet:

$$n = \frac{1}{1 - \frac{154/R_m}{\frac{1}{1 + R_m/1370} + \frac{\rho}{10}}} \quad (\text{Gl. 6-15})$$

die prinzipiell jedoch für Werkstoffe mit Bruchfestigkeit größer als 400 MPa angewendet werden sollen. Neben der Bruchfestigkeit erfordert diese Formel lediglich der Kerbradius [z.B. 95].

Hück [z.B. 95] schlägt dagegen eine sehr einfache Annäherungsformel für die Abschätzung der Stützwirkung n vor, die auf dem Spannungsgradient basiert:

$$n = (1 + 0,45 \cdot \chi'^{0,3}) \quad (\text{Gl. 6-16})$$

Da der Vorschlag von Eichlseder als einziger die Schwingfestigkeitskennwerte berücksichtigt, kann davon ausgegangen werden, dass dieser zuverlässigere Ergebnisse liefert als die anderen hier genannte Annäherungsformeln.

6.3.3 Definition des Berechnungsalgorithmus

Die Kerbwirkungszahl $K_{f,Pore}$ ergibt sich nun aus der Kombination von Gl. (6-7) (Definition der Stützzahl) mit der Kerbformzahl $K_{t,Pore}$ (Gln. (6-11) und (6-12)) sowie aus der Stützwirkung n_{Pore} (Gl. (6-13) bis Gl. (6-16)). Berechnet man diese nach Eichlseder, ergibt sich:

$$K_{f,Pore} = \frac{K_{t,Pore}}{n_{Pore}} = \frac{(1 + 5 \cdot P^{0,3}) + \frac{1}{15 \cdot \frac{t}{d}}}{1 + \left(\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}} - 1 \right) \cdot \left(\frac{\chi'}{2/b} \right)^{K_D}} \quad \text{für } P > 0,04\% \quad (\text{Gl. 6-17})$$

Unter der Annahme, dass sich keine Poren direkt unter der Oberfläche befinden und unter Zugrundelegung eines konstanten Spannungsgradienten für $r = 0,2$ mm, kann diese Formel für die betrachteten Al-Druckgusslegierungen weiter vereinfacht werden zu:

$$K_{f,Pore} = \frac{K_{t,Pore}}{n_{Pore}} = \frac{1 + 5 \cdot P^{0,3}}{5 \cdot \frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}} - 4} \quad \text{für } P > 0,04\% \quad (\text{Gl. 6-18})$$

Nach Verknüpfung dieser Formel mit der Gl. 6-5 (sowohl für $K_{f,Pore}$ als auch für $K_{f,Pore,Ref}$) kann die Schwingfestigkeit für eine beliebige Porosität abgeschätzt werden, die größer als 0,04% ist. Für Porositäten kleiner 0,04% soll die Kerbwirkungszahl $K_{f,Pore} = 1$ bzw. $K_{f,Pore,Ref} = 1$ angenommen werden.

Soll dagegen die Stützwirkung nach Siebel und Stieler angenähert werden, ist die Kerbwirkungszahl eine Kombination der Gln. (6-7) (Definition der Stützzahl) mit der Kerbformzahl $K_{t,Pore}$ (6-11) und (6-12), jedoch diesmal mit der Gl. (6-14), die die Stützwirkung nach Siebel und Stieler ausdrückt:

$$K_{f,Pore} = \frac{K_{t,Pore}}{n_{Pore}} = \frac{(1 + 5 \cdot P^{0,3}) + \frac{1}{15 \cdot \frac{t}{d}}}{1 + \sqrt{X' \cdot S_g}} \quad (\text{Gl. 6-19})$$

Auch in dem Fall kann diese Formel unter der Annahme, dass sich keine Poren direkt unter der Oberfläche befinden und unter Zugrundelegung eines konstanten Spannungsgradienten für $r = 0,2 \text{ mm}$ vereinfacht werden:

$$K_{f,Pore} = \frac{K_{t,Pore}}{n_{Pore}} = \frac{1 + 5 \cdot P^{0,3}}{1 + \sqrt{10 \cdot S_g}} \quad (\text{Gl. 6-20})$$

Analog kann auch die Stützwirkung nach Hück oder Bollenrath und Troost zur Bestimmung der Kerbwirkungszahl eingesetzt werden. Abb. 6-26 zeigt eine Gegenüberstellung der berechneten und gemäß Abb. 6-16 experimentell bestimmten Kerbwirkungszahl.

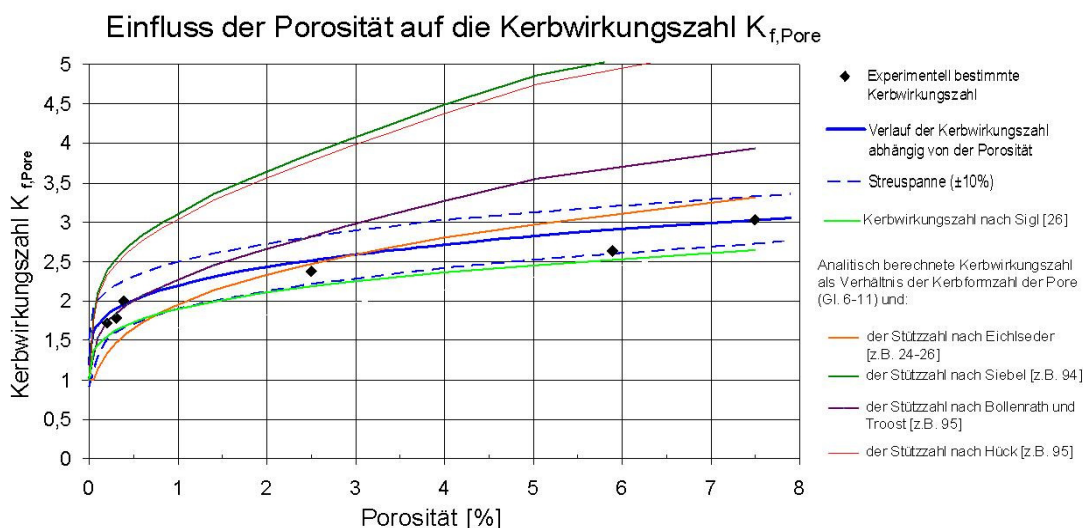


Abbildung 6-26: Gegenüberstellung der experimentell und analytisch ermittelten Kerbwirkungszahl K_f für die Legierung Magsimal 59

Für den untersuchten Werkstoff Magsimal 59 stellt die mit der Stützzahl nach Eichlseder berechnete Kerbwirkungszahl (Gl. 6-17) eine sehr gute Übereinstimmung mit den

experimentell bestimmten Kerbwirkungszahlen dar. Dabei sind die Werkstoffkennwerte aus [32] entnommen worden. Hingegen wird die Kerbwirkungszahl mit der nach Siebel und Stieler berechneten Stützzahl überschätzt. Dies kann möglicherweise daran liegen, dass die Berechnung mit der aus der Literatur [94] entnommenen Gleitschichtdicke $S_g = 0,075$ erfolgte, die für die Aluminiumlegierung Dural aber möglicherweise nicht für die untersuchte Druckgusslegierung Magsimal 59 repräsentativ ist, vgl. [70].

In Abb. 6-26 ist außerdem die Kerbwirkungszahl $K_{f,Pore}$ dargestellt, die mit dem Vorschlag von Sigl [109] berechnet wurde, in die jedoch ebenso die im Rahmen der Arbeit abgeleitete porositätsbedingte Kerbformzahl $K_{t,Pore}$ involviert ist (Gl. 6-21 bis 6-23) (vgl. Kap. 3.6):

$$K_f = 1 + \frac{K_{t,max} - 1}{1 + \alpha/r} \quad (\text{Gl. 6-21})$$

$$\alpha = 0,0254 \cdot \left(\frac{2070}{S_u} \right)^{1,8} \quad (\text{Gl. 6-22})$$

Dabei bezeichnet $K_{t,max}$ die maximale Formzahl für einen bestimmten Kerbzustand im Kerbgrund, r den Kerbradius und S_u die Bruchfestigkeit des Werkstoffes. Nach Verbindung mit der Gl. 6-11 ergibt sich schließlich folgende Formel:

$$K_f = 1 + \frac{5 \cdot P^{0,3}}{1 + \alpha/r} \quad (\text{Gl. 6-23})$$

Laut [96] liegt die Bruchfestigkeit für die Al-Legierung Magsimal 59 mit einer Wandstärke von 2 mm bei einem Wert von 300 MPa, der in die Formel (6-22) eingesetzt wurde. Wie in Abb. 6-26 zu sehen, zeigt der mit diesen Gleichungen berechnete Zusammenhang ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen.

Die Kerbwirkung des Porositätszustandes kann nach mehreren Methoden abhängig von den verfügbaren Input-Daten abgeschätzt werden. Diejenigen Methoden, die auch Festigkeitskennwerte des Werkstoffes berücksichtigen sind dabei besonders zuverlässig.

Die oben abgeleitete Gleichungen dienen dabei sowohl der Berechnung der Kerbwirkungszahl des gesuchten Porositätszustandes $K_{f,Pore}$, als auch der Referenzkerbwirkungszahl $K_{f,Pore,Ref}$. Eine Implementierung der beiden Formzahlen in die Gleichung (6-5) ermöglicht die Abschätzung der Schwingfestigkeit in Abhängigkeit von der Porosität.

6.4 Diskussion

Im Abschnitt 6 ist ein Vorschlag für ein Modell zur Berechnung der Wöhlerlinie in Abhängigkeit von der lokalen Porosität präsentiert worden. Dort sind mehrere Möglichkeiten zur schnellen Bestimmung der Kerbwirkungszahl $K_{f,Pore}$ und $K_{f,Pore,Ref}$ - abhängig von unterschiedlichen Inputdaten – vorgestellt, die der Ermittlung von porositätsbedingten Wöhlerlinien dienen. Alle Varianten gehen von der spannungsmechanischen Betrachtung der Porosität aus, und ermitteln die gesuchte Wöhlerlinie mit Hilfe der analytisch bestimmten Kerbformzahl $K_{t,Pore}$ bzw. $K_{t,Pore,Ref}$ und der Stützwirkung n . Beide Parameter wurden als Funktion der

Porosität bzw. des Werkstoffes auf Basis von Ergebnissen aus Computertomographie-Untersuchungen charakterisiert (Kap. 6-2).

Der in Abbildung 6-26 dargestellte Vergleich von Versuchs- und Berechnungsergebnissen zeigt, dass die mit Gl. (6-17) bis (6-23) vorgestellten Berechnungsalgorithmen eine ausreichend genaue Abschätzung der Kerbwirkungszahl in Abhängigkeit von dem lokalen Porositätszustand ermöglichen. Die Kerbformzahl wird mit Gl. 6-11 berechnet. Empfehlenswerter Weise wird die Stützzahl mit der Biegewechselfestigkeit σ_{bw} und der Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_{zdw} nach Eichseder berechnet. Die Kerbwirkungszahl kann aber auch nach Sigl unter Berücksichtigung der Bruchdehnung und des Kerbradius zuverlässig abgeschätzt werden. Diese Modellen ermöglichen eine sehr schnelle und unkomplizierte Abschätzung der lokalen Schwingfestigkeit. Dabei ist als Input-Datensatz neben wenigen, allgemein zugänglichen Werkstoffkennwerten lediglich die Kenntnis des lokalen Porositätszustandes erforderlich, der zukünftig mit der Gießsimulation abschätzbar sein wird [93].

Die erarbeitete Methode wird in folgenden Abschnitten auf weiteren Al-Legierungen verifiziert.

7 Anwendung des Berechnungsmodells auf Kokillengussbauteile

Das Kokillengießen, auch als Schwerkraftgießen bekannt, ist ein Dauerformverfahren, bei dem das flüssige Metall in die als Kokille bezeichnete Gießform gegossen wird. Das Verfahren wurde bereits im Altertum angewendet - z.B. für das Gießen von Bronzewaffen, da dieses schon damals eine sehr große Maßgenauigkeit garantierte. Aufgrund teurerer Kokillenformen, die sehr schwer modifizierbar sind, kommt dieser Gießprozess heutzutage hauptsächlich bei mittleren und großen Serien zur Anwendung.

Als Vorteile des Kokillengießens gelten insbesondere die geringe Oberflächenrauheit, die hohe Maßgenauigkeit, kleine Bearbeitungszugaben, die relativ große Produktivität sowie der hohe Automatisierungsgrad. Demgegenüber stehen als Nachteil die hohen Herstellkosten der Kokillen und die Schwierigkeit, dünnwandige Gussstücke zu fertigen. Nach Angabe des Gesamtverbandes Deutscher Metallgießereien nimmt die Fertigung von Aluminiumteilen in Kokillen ca. 36% der gesamten Aluminiumproduktion ein, wogegen 53% als Aluminium-Druckgussteile entstehen [5, 46].

Da der im Abschnitt 6 abgeleitete Berechnungsalgorithmus auf statistischen Korrelationen basiert, die u.a. durch CT-Untersuchungen in einer Al-Druckgusslegierung ermittelt wurden, ist die Frage zu beantworten, ob dieses Berechnungsmodell ebenfalls für die porositätsbedingte Modifizierung der Werkstoffkennwerte in Kokillengussbauteilen Anwendung finden kann. Hierzu soll neben der Untersuchung des Porositätseinflusses analysiert werden, wie die lokalen Unterschiede bei der Porositätsverteilung im Kokillenbauteil aussehen. Zunächst muss jedoch der Einfluss der Dendritenarmabstände untersucht werden, die in den Kokillengussbauteilen aufgrund langsamerer Abkühlung weit größer sind als in den Druckgusslegierungen.

Diese Untersuchungen werden an Proben durchgeführt, die zum einen direkt in 3 Varianten gegossen und zum anderen aus den in dieser Arbeit untersuchten Kokillengussbauteilen, Radträger und Gussknoten (Abb. 7-1), entnommen wurden. Es handelt sich in allen Fällen um die Kokillengusslegierung AlSi7Mg mit T64-Wärmebehandlung.

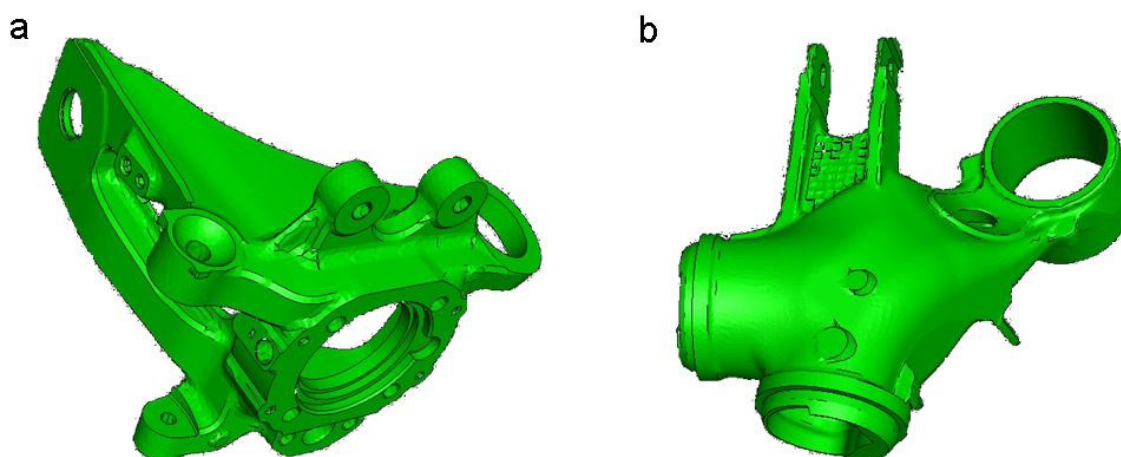


Abbildung 7-1 a- Radträger; b- Gussknoten

7.1 Kokillengießprozess

Das Kokillengießen erfolgt lediglich unter Wirkung der Schwerkraft. Daher ist die Einfüllgeschwindigkeit geringer als 1m/s. Die hohe Wärmeleitfähigkeit der Kokille beschleunigt die Abkühlung der erstarrenden Schmelze im Vergleich zum Sandguss. Dadurch zeichnen sich die Kokillengussteile grundsätzlich durch ein feinkörniges und dichtes Gefüge aus, jedoch gröber als in Druckgussbauteilen. Auch ist die für Al-Druckgussbauteile typische porenfreie Randschicht bei den Kokillenlegierungen aufgrund der zu langsamen Erstarrung schwer zu finden. Die Kokillenformen bestehen normalerweise aus Stahl, Gusseisen oder wärmefesten legierten Stählen. Da das Abgießen mit Hilfe der Schwerkraft erfolgt, ist die optimale Konstruktion der Kokillenform entscheidend, um ein Bauteil von guter Qualität zu erzeugen. Diese Formen werden normalerweise mehrteilig gefertigt. Sowohl das Gefüge als auch die mechanischen Eigenschaften können hier durch den Sekundärdendritenarmabstand (DAS) charakterisiert werden [5, 107].

7.2 Werkstoff, Probenfertigung und Probengeometrie

Der Einfluss der Porosität und des Dendritenarmabstandes auf die Schwingfestigkeit von Kokillengussbauteilen wurde ähnlich wie bei der Druckgusslegierungen in fünf Probenreihen untersucht. Tabelle 7-1 zeigt die Legierungszusammensetzung sowie die wichtigsten mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes.

Tabelle 7-1: Mechanische Eigenschaften und Legierungszusammensetzung von AlSi7Mg [1, 32, 49]

AlSi7Mg							
Mechanische Eigenschaften	$R_{p0,2}$ [MPa]		R_m [MPa]	A_5 [%]	σ_{bw} [MPa]	E-Modul [GPa]	
	180-200		220-250	2-4	80-90	68-74	
Soll Legierungszusammensetzung	Si [%]	Fe [%]	Cu [%]	Mn [%]	Mg [%]	Zn [%]	Ti [%]
	6,5-7,5	max 0,19	max 0,05	max 0,1	0,25-0,45	max 0,07	0,08-0,25

Von den drei gegossenen Probenvarianten wurde die erste ohne zusätzliche Bearbeitung gefertigt, die zweite nach der Fertigung zur Verringerung der Porosität zusätzlich gehippt (vgl. Kap. 5.4). Die dritte Versuchsreihe wurde beim Österreichischen Gießereinstitut in Leoben mit einem speziellen Verfahren hergestellt, um einen porenfreien Zustand zu erzeugen. Dabei erfolgte nach dem Aufschmelzen eine Schmelzereinigung durch eine Rotationsentgasung und durch Zugabe eines Krätzeausschmelzsalzes [123].

Während die zwei aus Bauteilen entnommenen Probenreihen die in Abb. 5-2 dargestellte Geometrie aufweisen (Kapitel 5), sind die gegossenen Proben als Rundproben hergestellt, siehe die Geometrie in Abb. 7-2.

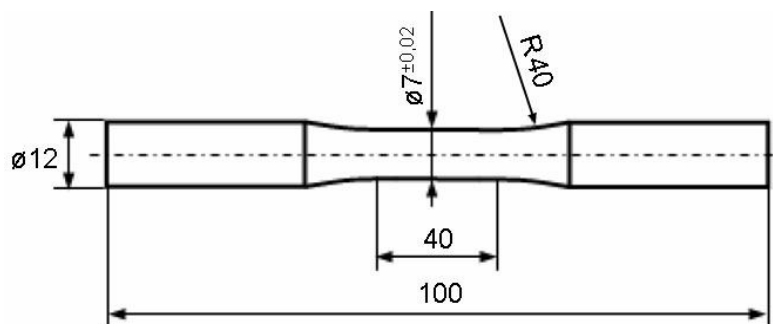


Abbildung 7-2: Ungekerbte Rundprobe

7.3 Porositätsauswertung und Gefügeanalyse

Zur Charakterisierung des Gefüges hinsichtlich der Schwingfestigkeit eignet sich für den Kokillenguss sehr gut der Sekundärdendritenarmabstand (DAS). Dendriten wachsen normalerweise ausgehend von einem einzelnen Keim, der ein Fremdpartikel oder ein Fragment eines anderen Kornes sein kann. Ein Gusskorn kann aus verschiedenen Dendriten des gleichen Ursprungs aufgebaut sein. Während die Korngröße von der Zahl der vorhandenen Keime abhängt, wird der DAS nur durch die lokale Abkühlgeschwindigkeit bzw. Erstarrungszeit beeinflusst. Neben den Dendritenarmabständen besitzen jedoch auch Größe und Verteilung der Porosität einen Einfluss auf die Schwingfestigkeit, der nicht zu vernachlässigen ist, was in mehreren Untersuchungen bestätigt wurde z.B. [28, 82, 114]. Im Folgenden werden sowohl die Porosität als auch der DAS in fünf untersuchten Probenreihen genau ausgewertet und deren Einfluss auf die Schwingfestigkeit quantifiziert.

Die Porosität wurde - analog zu den Druckgusslegierungen - nach Durchführung der Schwingversuche metallographisch an Hand von Schliffen ermittelt (vgl. Kap. 5.5) und zwar durch die Auswertung derjenigen Fläche, die beidseitig nicht mehr als 5 mm von der Bruchfläche entfernt ist (Abb. 7-3).

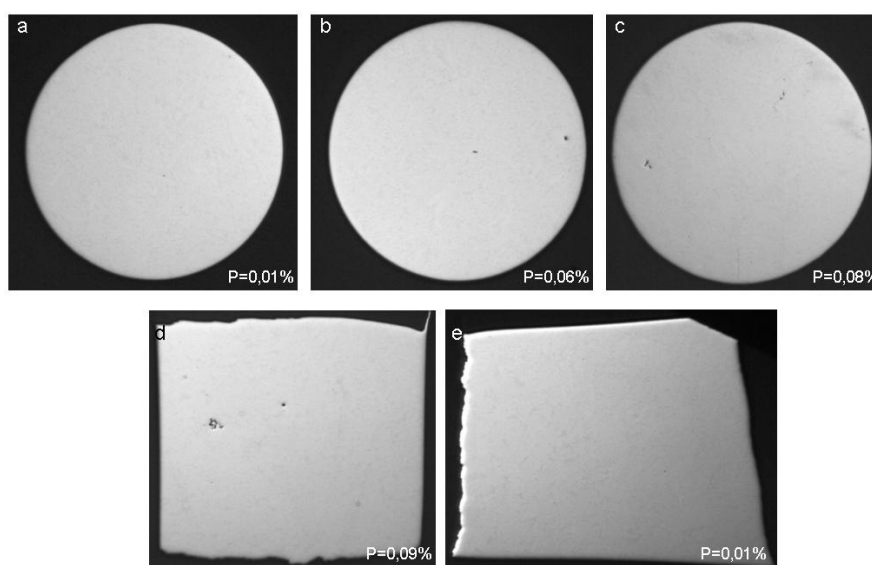


Abbildung 7-3: Beispiel Schliffbilder der Legierung AlSi7Mg: a - Versuchsreihe 1; b - Versuchsreihe 2; c - Versuchsreihe 3; d - Versuchsreihe 4; e - Versuchsreihe 5

Alle Proben wurden mit den gleichen Einstellungen ausgewertet. Dabei wurden jeweils 10 zufällig ausgewählte Proben pro Versuchsreihe untersucht. Die in Abbildung 7-2 dargestellten Schliffe weisen eine optische Übereinstimmung mit dem geschätzten Mittelwert auf. Wie auf dem Bild zu sehen, können alle untersuchten Proben grundsätzlich als porenarm bezeichnet werden, die Versuchsreihen 1 und 5 sind sogar beinahe porenfrei. Die Reihen 2 bis 4 sind hinsichtlich ihrer Porosität ähnlich. Ihr Porositätsgrad beträgt zwischen $P=0,06$ und $P=0,09\%$.

Wie bereits erwähnt, stellt der DAS das Kriterium zur Beurteilung des Einflusses auf die Schwingfestigkeit bei Kokillengussbauteilen dar (vgl. Kap. 5.6). Deshalb wurde in Abb. 7-4 der Gefügebau der fünf untersuchten Probenreihen gegenübergestellt, die aus unterschiedlichen Bauteilbereichen entnommen bzw. extra gegossen wurden.

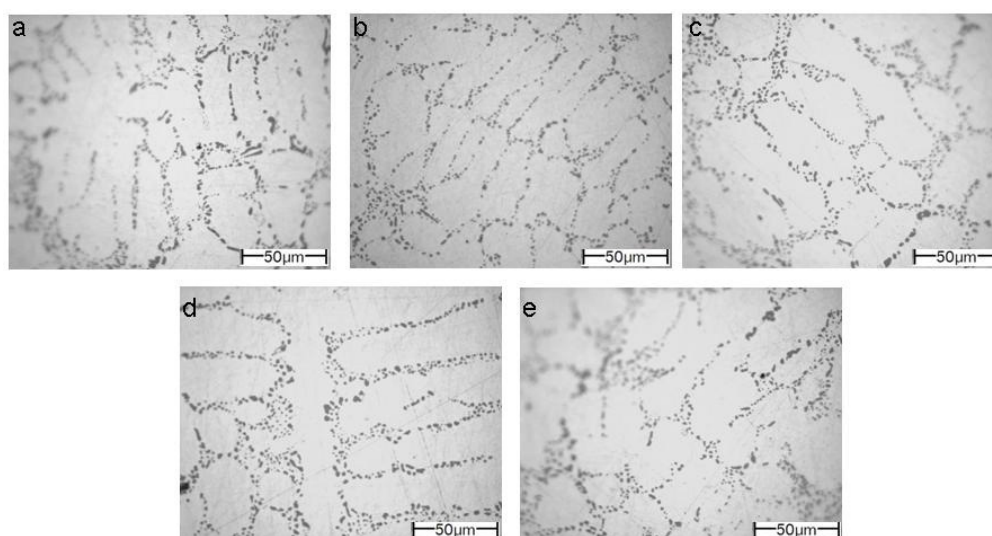


Abbildung 7-4: Gefügebau von AlSi7Mg: a - Versuchsreihe 1; b - Versuchsreihe 2; c - Versuchsreihe 3; d - Versuchsreihe 4; e - Versuchsreihe 5

Die Abb. 7-3 und 7-4 zeigen, dass der Gefügebau wie auch der Porositätszustand in den untersuchten Proben in etwa gleich ist. Zwar ist eine geringe Vergrößerung des Gefüges in Reihe 3 und 5 im Vergleich zu 1, 2 und 4 zu erkennen, der max. Unterschied im DAS beträgt jedoch nur $12\ \mu\text{m}$ (vgl. Tab. 7-2), was laut Minichmayr [38] einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Schwingfestigkeit hat (Abb. 5-15).

Tabelle 7-2: Ermittelte Porosität und DAS in den untersuchten Probenreihen

	Reihe 1	Reihe 2	Reihe 3	Reihe 4	Reihe 5
Herstellung der Probe	Extra hergestellte porenfreie Proben beim ÖGI	Nach Gießen gehippte Proben	Gegossene Proben	Proben von Gussknoten	Proben von Radträger
Probenanzahl	10	10	10	10	10
Mittlere Porosität [%]	0,01	0,06	0,08	0,09	0,01
Abgeschätzter DAS [μm]	27	25	37	27	33

7.4 Schwingversuche

Wöhlerversuche für alle zu untersuchenden Porositätszustände wurden unter nahezu schwelender sinusförmiger Zugbelastung (Spannungsverhältnis $R=0,1$) bei einer Prüffrequenz von 40 Hz auf servohydraulischen Prüfmaschinen durchgeführt. Dabei wurde der Schwingspielzahlbereich zwischen $N=10^4$ und $N=10^7$ untersucht. Die Versuchsergebnisse sind in Abb. 7-5 zusammengestellt.

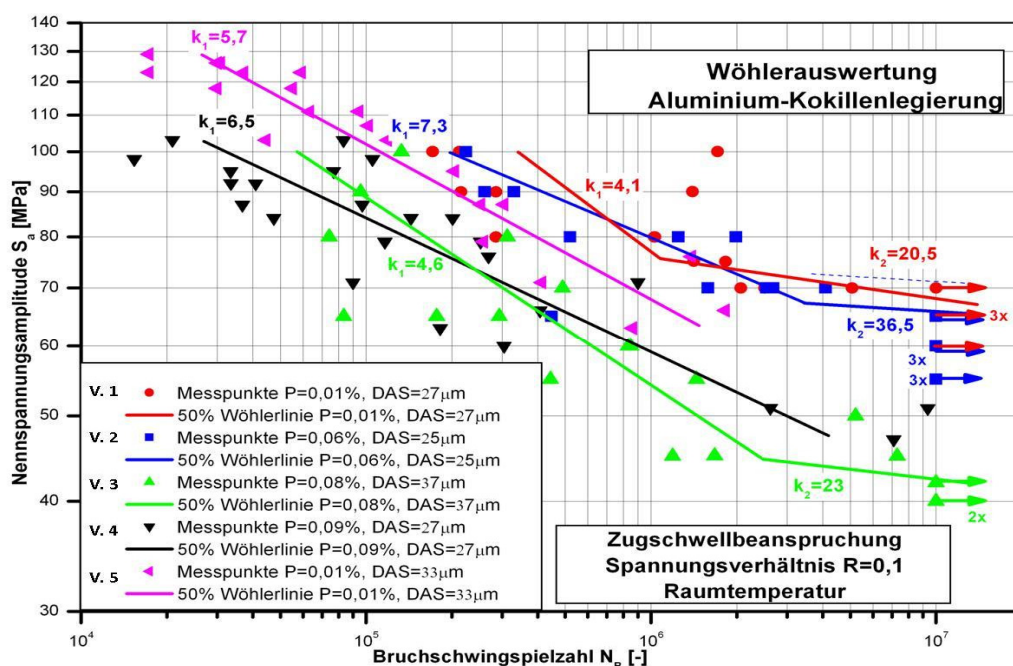


Abbildung 7-5: Wöhlerlinie für die Aluminiumlegierung AlSi7Mg (Kokillenguss) für $P_u=50\%$; $R=0,1$ (verschiedene Entnahmestellen)

Die in Abbildung 7-5 dargestellten Wöhlerlinien liegen auseinander, obwohl die Gefügeausprägung und der Porositätszustand der untersuchten Proben zueinander sehr ähnlich sind. Die Versuchsreihe 1 mit geringster Porosität ($P=0,01\%$) und mittlerem DAS von $27 \mu m$ weist die höchste Beanspruchbarkeit auf. Nur wenig darunter liegt die Versuchsreihe 2 mit der Porosität $P=0,06\%$ und dem DAS von $25 \mu m$. Die Wöhlerlinie der Versuchsreihe 5 mit der Porosität $P=0,01\%$ und etwas größerem DAS (vgl. Tab. 7-2) liegt nicht weit unter den Reihen 1 und 2. Dabei ist jedoch die Streuung sehr gering, zurückzuführen auf einen niedrigen Porositätsgrad. Dagegen ist die Schwingfestigkeit der Versuchsreihen 3 und 4 deutlich geringer im Vergleich zu den vorher genannten, bei gleichzeitig größerer Streuung der Versuchspunkte, was auf höhere Porosität und den größeren DAS zurückzuführen ist.

7.5 Diskussion der Ergebnisse

Aufgrund der durchgeführten Untersuchungen kann kein eindeutiger Zusammenhang zwischen Porosität und Schwingfestigkeit festgestellt werden. Die Porosität bzw. die Porositätsunterschiede der untersuchten Versuchsreihen sind sehr klein. Trotz geringer Porositätsunterschiede und in etwa konstanten DAS ist das Niveau der Wöhlerlinien jedoch nicht gleich (s. Abb. 7-5). Die Ursachen der Abweichung beim Wöhlerlinienverlauf können in dem Fall durch abweichenden Herstellungsverfahren oder Geometrieunterschiede verursacht werden bzw. auch dadurch, dass die Schwingfestigkeitsuntersuchungen nicht an demselben Prüfstand durchgeführt wurden.

Darüber hinaus ist jedoch aufgrund der vorgestellten Untersuchungen anzumerken, dass die Porosität in Kokillenlegierungen aufgrund des nicht so rasch verlaufenden Gießprozesses geringer und regelmäßiger ist. Dabei ist es sehr unwahrscheinlich, dass die Porosität in einem Kokillenbauteil in dem Abstand von einem Millimeter von 0 auf 7% zunimmt, was bei Druckgussbauteilen, wegen deutlich abgedrückter porenfreien Randschicht sehr oft auftritt. Dementsprechend erfordert die Lebensdauerberechnung von Kokillengussbauteilen nicht zwingend eine lokale Berücksichtigung der Porosität. Weit bedeutend ist in dem Fall der DAS, der wie z.B. in [82] beschrieben, bei Al- Kokillen deutlich unterschiedlich sein kann.

8 Verifizierung des Berechnungsmodells auf Basis verschiedener Al-Legierungen

Das in Abschnitt 6 abgeleitete Berechnungsmodell wurde auf der Basis von drei Al-Druckgusslegierungen verifiziert, für die die Werkstoffkennwerte für jeweils zwei unterschiedliche Porositäten ermittelt wurden. Dabei wurde jeweils die Wöhlerlinie für einen der beiden bekannten Porositätszustände als Referenz genommen und die zweite für den abweichenden Porositätsgrad berechnet. Die untersuchten Werkstoffe sind:

- AlMg5Si2Mn [92],
- AlSi10MgMnFe [27],
- AlSi9Cu3 [27].

Die Berechnung erfolgt mit dem in Abschnitt 6 abgeleiteten Berechnungsmodell, wobei die Kerbwirkungszahl einmal als Kombination der in der Arbeit abgeleiteten Kerbformzahl für unterschiedliche Porositätszustände und Stützwirkung nach Gradientenkonzept von Eichseder abgeschätzt wird (Gl. 6-18 ‚Berechnung 1‘) und einmal mit der Kerbwirkungszahl nach Sigl; jedoch ist hier ebenfalls die ermittelte Kerbformzahl implementiert (Gl. 6-23 ‚Berechnung 2‘). Der sonstige zur Berechnung erforderliche Inputdatensatz wird von [32] entnommen und jeweils als konstant für beide Porositätszustände angenommen. Da die Stützwirkung nach Siebel und Stieler, Hück sowie Bollenrath und Troost weit abweichende Kerbwirkungszahlen liefern (vgl. Abb. 6-26), wurden diese Formeln bei der Verifizierung nicht berücksichtigt.

8.1 AlMg5Si2Mn

Die Al-Legierung AlMg5Si2Mn ist bereits in Abschnitt 5 genauer beschrieben worden, deshalb sind im Folgenden lediglich die Ergebnisse der Wöhlerlinienabschätzung dargestellt. Außer der Referenzporosität erfordert die Berechnung nur die Schwingfestigkeitskennwerte σ_{bw} und σ_{zdw} (Berechnung 1) bzw. die Zugfestigkeit R_m , wenn die Kerbwirkung mit dem Vorschlag nach Sigl (Berechnung 2) abgeschätzt wird.

Tabelle 8-1: Gegenüberstellung von Berechnungs- und Versuchsergebnissen für AlMg5Si2Mn-Legierung

	Porosität [%]	Versuch $S_{a,k}$ [MPa]	Berechnung 1 $S_{a,k}$ [MPa]	Berechnung 2 $S_{a,k}$ [MPa]	Abweichung $S_{a,k}$ [%] „B1/B2“
AlMg5Si2Mn; P=0,21% Berechnet auf Basis der Referenzwöhlerlinie für die Porosität P=0,39%	0,21	61	59,7	55,7	2,1/ 8,7
AlMg5Si2Mn; P=0,39% Berechnet auf Basis der Referenzwöhlerlinie für die Porosität P=0,21%	0,39	51,7	52,8	56,6	2,1/ 9,4

Wie in Tab. 8-1 zu sehen, liefert das Modell für die Druckgusslegierung AlMg5Si2Mn mit einer maximalen Abweichung von 9,4% eine präzise Abschätzung der Schwingfestigkeit für $2 \cdot 10^6$ LW. Dabei ist sowohl die Berechnung für einen größeren Porositätszustand im Bezug auf die Porosität der Referenzwöhlerlinie möglich als auch für eine geringere Porosität.

8.2 AlSi10MgMnFe

Zur Verifizierung des Berechnungsmodells wurde auch die Druckgusslegierung AlSi10MgMnFe verwendet. Aufgrund ihres großen Siliziumsanteils, das im Eutektikum die Dehnung herabsetzende kantige Kristalle aufbaut, zeichnet sich dieses Material durch eine hohe Festigkeit sowie ein gutes Fließ- und Formfüllungsvermögen aus. Abb. 8-1 zeigt die für zwei gering unterschiedliche Porositätszustände ermittelten Wöhlerlinien. Bei Porosität $P=0,0\%$ beträgt die ertragbare Spannungsamplitude $\sigma_a=78$ MPa, bei Porosität $P=0,06\%$ beträgt sie $\sigma_a=73$ MPa. Trotz geringer Porositätsabweichung ist ein erkennbarer Schwingfestigkeitsunterschied feststellbar, was den Erkenntnissen aus Abschnitt 5 entspricht, wonach die Wirkung von Porositätsunterschieden bei geringen Porositätsgraden größer ist als bei höheren Porositätsgraden.

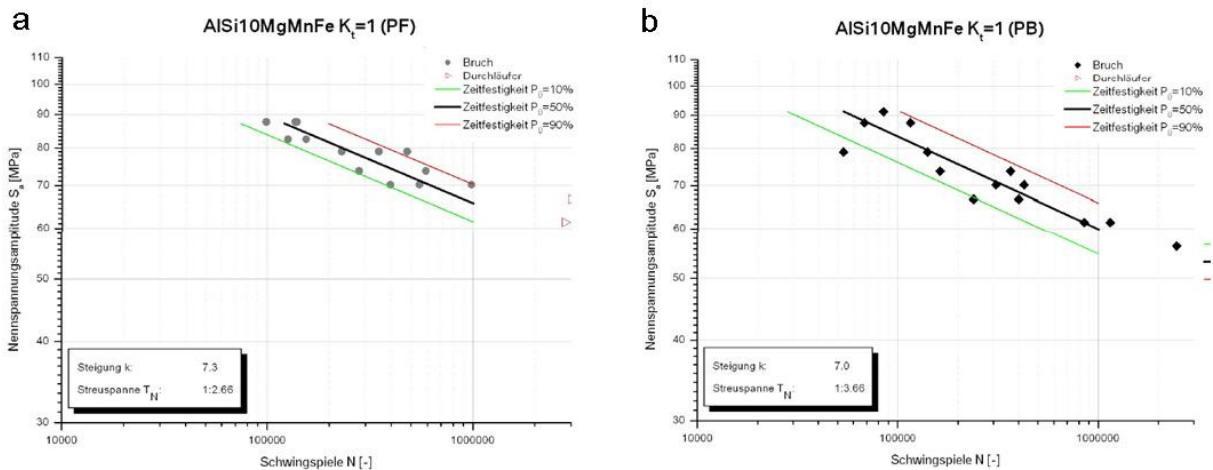


Abbildung 8-1: Wöhlerlinien für unterschiedliche Porositäten der AlSi10MgMnFe-Legierung: a) $P=0,00\%$; b) $P=0,06\%$ [1], beide $R=0,1$

Auch in diesem Fall wurde die Schwingfestigkeit in Abhängigkeit von der Porosität für beide Porositäten rechnerisch mit den Gleichungen (6-18) und (6-23) abgeschätzt (Tab. 8-2). Für beide wurden hier für $P < 0,04\%$ die Kerbwirkungszahl $K_f=1$ angenommen.

Tabelle 8-2: Gegenüberstellung von Berechnungs- und Versuchsergebnissen für AlSi10MgMnFe-Legierung

	Porosität [%]	Versuch $S_{a,k}$ [MPa]	Berechnung 1 $S_{a,k}$ [MPa]	Berechnung 2 $S_{a,k}$ [MPa]	Abweichung $S_{a,k}$ [%] „B1/B2“
AlSi10MgMnFe; $P=0,0\%$ Berechnet auf Basis der Referenzwöhlerlinie für die Porosität $P=0,06\%$	0,00	66	62,6	76,9	5,2/ 16,5
	0,001			70,5	6,8
AlSi10MgMnFe; $P=0,06\%$ Berechnet auf Basis der Referenzwöhlerlinie für die Porosität $P=0,0\%$	0,06	60	63,2	51,4	5,3/ 14,3
				55,7	7,2

,Berechnung 1' liefert unter Annahme der Kerbwirkungszahl von $K_f = 1$ für $P < 0,04\%$ ausreichend genaue Ergebnisse mit einer Abweichung kleiner als 5,3%. Dagegen schätzt ,Berechnung 2' weniger genaue Werte ab; die Abweichung beträgt bis 16,5%. Methode ,Berechnung 2' reagiert bei kleinen Porositätsgraden auf geringe Porositätsunterschiede sehr empfindlich. Unter der Annahme, dass die untersuchten Proben nicht ideal porenfrei sind, sondern die sehr geringe Porosität von z.B. $P=0,001\%$ aufweisen, würde ,Berechnung 2' eine geringere ertragbare Spannungsamplitude prognostizieren, die Abweichung zum Versuchsergebnis würde in diesem Fall nur noch 7,2% betragen. Ein derart geringer Porositätsunterschied ist aber nicht auflösbar.

8.3 AlSi9Cu3

Die Druckgusslegierung AlSi9Cu3 wurde als letzter Werkstoff für die Verifizierung der abgeleiteten Berechnungsmodelle ausgewählt. Es handelt sich hierbei um einen Gusszustand ohne Wärmebehandlung, dessen genaue Beschreibung in [27] zu finden ist. Diese Legierung wird hauptsächlich für nicht geschweißte Bauteile wie z.B. Pumpen, Getriebegehäuse sowie verschiedene Halterungen verwendet.

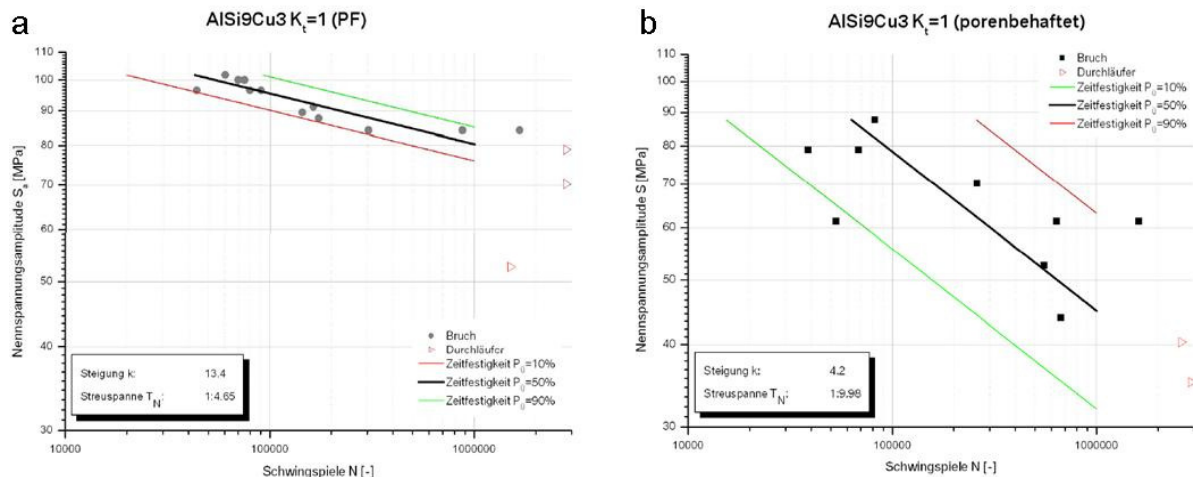


Abbildung 8-2: Wöhlerlinien für unterschiedliche Porositäten der AlSi9Cu3-Legierung: a) $P=0,00\%$; b) $P=1,13\%$ [1], beide $R = 0,1$

Abb. 8-2 stellt die Wöhlerlinien des Werkstoffes im porenfreien Zustand sowie im porenbehafteten Grundmaterial mit der Porosität $P = 1,13\%$ dar. Die bei 10^6 LW ertragbaren Spannungsamplituden betragen $\sigma_a = 81$ MPa und $\sigma_a = 45$ MPa (Ergebnisse der Wöhlerlinienmodifizierung: s. Tab. 8-3).

Tabelle 8-3: Gegenüberstellung von Berechnungs- und Versuchsergebnissen für AlSi9Cu3-Legierung

	Porosität [%]	Versuch $S_{a,k}$ [MPa]	Berechnung 1 $S_{a,k}$ [MPa]	Berechnung 2 $S_{a,k}$ [MPa]	Abweichung $S_{a,k}$ [%] „B1/B2“
AlSi9Cu3; P=0,0% Berechnet auf der Referenzwöhlerlinie für Basis der Porosität P=1,13%	0,0	81	92,3	73,5	13,9/ 9,3
AlSi9Cu3; P=1,13% Berechnet auf der Referenzwöhlerlinie für Basis der Porosität P=0,0%	1,13	45	39,7	49,6	11,8/ 10,2

Die in Tabelle 8-3 dargestellten Abschätzungen für die AlSi9Cu3-Legierung liefert mit beiden Berechnungsmethoden eine ähnliche Abweichung, die bei ca. 11% liegt. Dabei muss jedoch eine sehr große Streuung der Versuchspunkte beim porösen Werkstoff berücksichtigt werden (Abb. 8-2b), sowie eine geringe Anzahl der Proben, die genaue Abschätzung der Spannungsamplitude bei 10^6 LW nicht zulässt. Andererseits ist die Streuung der Versuchspunkte von porenfreien Proben sehr klein, weshalb anzunehmen ist, dass der hier als porenfrei klassifizierte Werkstoff absolut porenfrei ist.

8.4 Diskussion der Ergebnisse

Im Kapitel 8 wurde die rechnerische Abschätzung der bei $2 \cdot 10^6$ LW ertragbaren Spannungsamplituden für drei verschiedene Al-Druckgusslegierungen in jeweils 2 Porositätsgraden vorgenommen. Dabei wurde bei der Berechnung eine der ermittelten Wöhlerlinien mit entsprechender Porosität als Referenz betrachtet und die zweite auf dieser Basis abgeschätzt und umgekehrt.

Wie die Vergleiche der Schwingfestigkeiten aus Versuch und Rechnung in den Tab. 8-1 bis 8-3 zeigen, liefert die Lebensdauerabschätzung unter Berücksichtigung der Porosität mit den zwei in Abschnitt 6.3 abgeleiteten Berechnungsverfahren generell eine gute Übereinstimmung.

Die Methode 1, die die Schwingfestigkeit mit Berücksichtigung der Stützwirkung nach Gradientenkonzept rechnet, liefert dabei im Durchschnitt bessere Ergebnisse, was darauf zurückzuführen ist, dass sich diese auf die Schwingfestigkeitskennwerte wie σ_{bw} und σ_{zdw} bezieht. Deshalb ist sie empfehlenswert. Die Berücksichtigung des Siglvorschlages bei der Abschätzung der lokalen Wöhlerlinie ist jedoch bei Ermangelung von Schwingfestigkeitskennwerte ebenfalls nicht wegzudenken, da diese als Input lediglich die Bruchfestigkeit erfordert und damit eine relativ gut übereinstimmende Abschätzung liefert.

9 Rechnerische Lebensdauerabschätzung in der Auslegungsphase unter Berücksichtigung der lokalen Porosität

Die rechnerische Lebensdauerabschätzung hat insbesondere in der Auslegungsphase große Bedeutung, da in dieser Phase die Bauteile ohne größeren Zeit- und Kostenaufwand virtuell optimiert und modifiziert werden können. Änderungen an der Bauteilgeometrie beeinflussen einerseits die lokale Beanspruchung, andererseits die Verteilung der Fertigungsinhomogenitäten im Bauteil (Porosität, Gushäute, Lunker o.ä.) und damit die lokale Festigkeit. Problematisch ist dabei, dass in der Auslegungsphase noch keine Prototypen zur experimentellen Bestimmung der Verteilung der Fertigungsinhomogenitäten und der davon abhängigen Festigkeitskennwerte zur Verfügung stehen. Nach dem heutigen Stand der Technik werden in Ermangelung von Bauteildaten für die Lebensdauerberechnung Werkstoffkennwerte aus Normen und Datenbanken verwendet, die an Proben mit standardisierter Beschaffenheit ermittelt wurden. Kennwerte wie die lokale Porosität o.ä. sind darin nicht berücksichtigt. Eine genauere Abschätzung der Lebensdauer bereits in der Auslegungsphase bedarf daher einerseits einer Methode zur Abschätzung der Porositätsverteilung, andererseits einer Methode zur Bestimmung der Abhängigkeit der lokalen Schwingfestigkeit von der zuvor abgeschätzten lokalen Porosität.

Die für die Lebensdauerberechnung erforderliche Porositätsverteilung kann beispielsweise an einem Vorgängerbauteil oder einem „ähnlichen“ Bauteil bestimmt werden. Dieses Vorgehen stellt jedoch nur eine Annäherung dar. Ziel ist, die Porosität, charakterisiert in den Abschnitten 2.3 und 9.1, mit Hilfe der Gießsimulation numerisch zu bestimmen. Im Anschluss daran sind die lokalen Festigkeitsdaten, d.h. die porositätsabhängigen lokalen Wöhlerlinien, die der Lebensdauerberechnung zugrunde gelegt werden, zu bestimmen. Hierzu werden die in Normen oder Datenbanken zur Verfügung stehenden Werkstoffkennwerte für bestimmte Porositäten mit Hilfe der in dieser Arbeit vorgestellten ingenieurmäßigen Methoden umgerechnet, siehe Kapitel 6.

In den folgenden Abschnitten werden die erarbeiteten Methoden zur Berechnung von Wöhlerlinien von Aluminiumdruckguss unter Berücksichtigung der Porosität beispielhaft auf ein Bauteil angewendet, eine Lebensdauerabschätzung für das Bauteil vorgenommen und das Berechnungsergebnis mit Versuchsergebnissen verglichen.

9.1 Bestimmung der Porositätsverteilung in der Auslegungsphase

In diesem Abschnitt wird der heutige Stand der Gießsimulation bzgl. Abschätzung der Porosität in Aluminiumdruckgussbauteilen dargestellt. Die Gießsimulation ist ein etabliertes Werkzeug zur Auslegung und Optimierung der Gießtechnik und der Fertigungsparameter. Im Druckguss geht es dabei vorrangig um die Vermeidung von Kaltläufen, Lufteinschlüssen und Schwindungsporositäten [34, 56].

Gießfehler wie z.B. Porositäten sind neben den Gefügen die Hauptfaktoren, die die mechanischen Eigenschaften eines Gussteils bestimmen. Diese entstehen neben anderen aufgrund der geringeren Wasserstofflöslichkeit des erstarrten Aluminiums im Vergleich zur Schmelze. Während der Erstarrung wird der Wasserstoff ausgeschieden und bildet den Keim für eine

Pore. Aufgrund der Dichteunterschiede in der inhomogenen, abkühlenden Schmelze beginnen die Poren zu wachsen. Da das Ausscheiden des Wasserstoffs und das Wachstum der Gasporen Zeit benötigt, zeigen Bauteilbereiche, in denen die Schmelze sehr schnell erstarrt, keine oder nur sehr wenige, kleine Gasporen. Langsam abgekühlte Bereiche weisen mehr und größere Gasporen auf. Ein sehr schnell abkühlender Bauteilbereich ist dabei z.B. die Randschicht eines Gussteils. Diese ist häufig nur 0,5 mm bis 2 mm dick und nahezu porenfrei.

Zur Vorhersage der porenfreien Randschicht wird für jedes Element der Zeitpunkt ermittelt, zu dem dort der Schmelzedruck abfällt. Dieser wird erreicht, wenn umliegende Bereiche bereits erstarrt sind, so dass das Element vom Gießdruck abgeschnitten wird. Für diesen Zeitpunkt wird der Temperaturverlauf normal zur Oberfläche berechnet und daraus die porenfreie Randschicht abgeleitet. Die Schichtdicke kann mit Hilfe des Moduls MAGMALink auf das für die Betriebsfestigkeitsberechnung verwendete FE-Netz übertragen und damit in die Bauteilauslegung integriert werden. Das Modell wurde auf das bereits dargestellte Serien-Druckgussteil Federstütze angewendet und verifiziert (z.B. Abb. 5-5).

Im ersten Schritt wird eine Simulation des Gießprozesses durchgeführt. Dazu werden die CAD-Modelle für Gussteil, Anguss und Überläufe, Heiz- bzw. Kühlkreisläufe sowie die des Werkzeugs in MAGMASOFT importiert (Abb. 9-1). Für die Berechnung wird anschließend das komplette Geometriemodell automatisch vernetzt.

In der Simulation werden alle relevanten Prozessbedingungen wie Schusskurve, Gieß-, Temperier- und Formtemperatur sowie der zeitliche Verlauf des Gießzyklus berücksichtigt. Da die Simulation den stationären Gießprozess abbilden soll, wird das Werkzeug wie in der Praxis über einige Zyklen „warmgefahren“. Anschließend werden Formfüllung und Erstarrung des Gussteils simuliert. Basierend auf den berechneten Temperatur- und Druckverteilungen werden wie oben beschrieben die lokalen Randschichtdicken ermittelt.

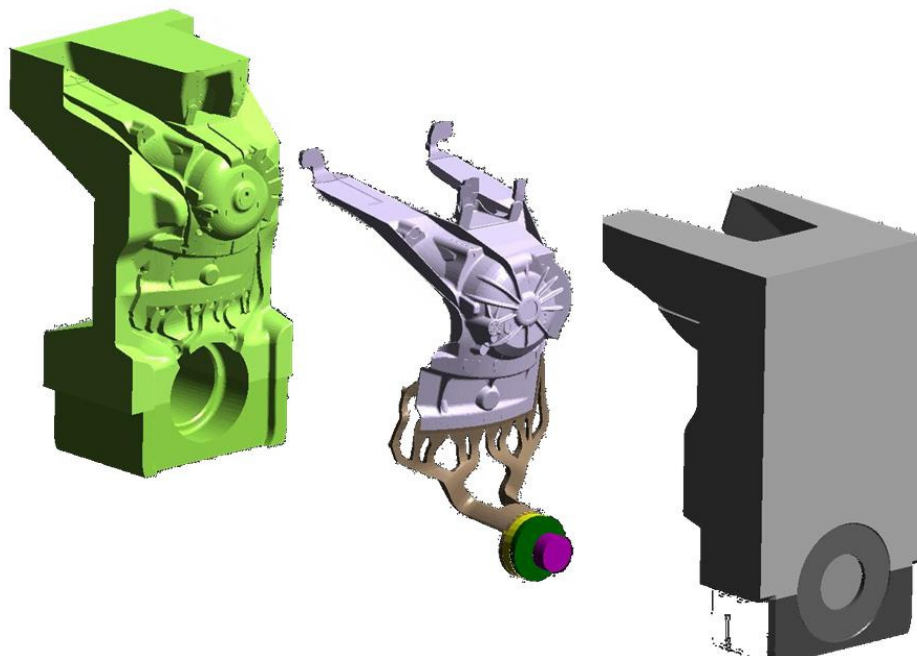


Abbildung 9-1: Aufbau des Geometriemodells am Beispiel einer Federbeinstütze [93]

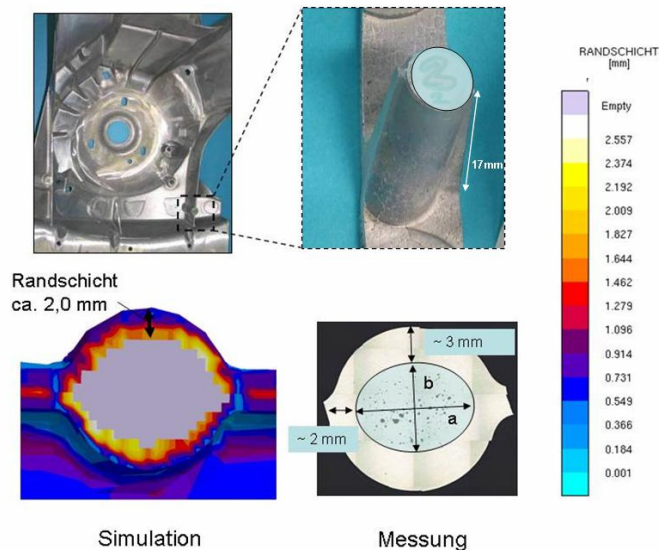


Abbildung 9-2: Vergleich von berechneter und gemessener Randschichtdicke für Messstelle 1. Im Simulationsbild sind die grauen Bereiche porositätsbehaftet, die davor liegenden farbigen Elemente geben die Schichtdicke an [93]

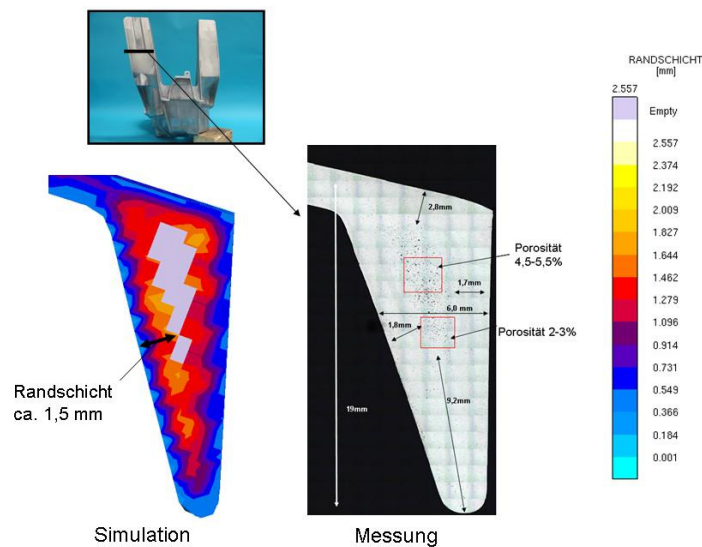


Abbildung 9-3: Vergleich von berechneter und gemessener Randschichtdicke für Messstelle 2. Im Simulationsbild sind die grauen Bereiche porositätsbehaftet, die davor liegenden farbigen Elemente geben die Schichtdicke an [93]

Die Abb. 9-2 und 9-3 zeigen exemplarisch die berechnete Randschichtdicke für zwei ausgewählte Stellen der Federbeinstütze sowie die zugehörigen Schlibfbilder mit den gemessenen Porositäten. Die daraus abgeleiteten Randschichtdicken von ca. 2,5 mm (Abb. 9-2) bzw. 1,8 mm (Abb. 9-3) korrelieren gut mit der berechneten von ca. 2 mm (Abb. 9-2) bzw. 1,5 mm (Abb. 9-3). Die lokale porenfreie Randschichtdicke kann zumindest für dieses Bauteil und die dort ausgewerteten Messstellen mit guter Genauigkeit vorhergesagt werden.

Die Berechnung der porenfreien Randschichten bezieht sich auf Gasporosität, die aufgrund der unterschiedlichen Wasserstofflöslichkeit von Schmelze und erstarrtem Aluminium entstehen. Die aufgrund von Verwirbelungen der Schmelze eingeschlossene Luft, die ebenfalls zu Gasporosität führen kann, wird mit diesem Modell nicht vorhergesagt. Auch

können mit diesem Modell keine Aussagen über die Größe der Poren und ihre räumliche Verteilung getroffen werden. Für diese Vorhersagen sind noch weitere Entwicklungsarbeiten erforderlich [93].

Aus diesem Grund muss die Porositätsverteilung von Al-Druckgussbauteilen in der Auslegungsphase heutzutage immer noch traditionell aufgrund des Bauteils aus einem Vorgängermodell oder aufgrund eines ähnlichen Bauteils bestimmt werden, was die Gefahr einer zusätzlichen Ungenauigkeit der Berechnung in sich birgt.

Weil für die Verifizierung der Methode das ausgewählte Bauteil eine Serienkomponente ist, wurde in diesem Fall die Porositätsverteilung durch metallographische Untersuchungen direkt am Bauteil ermittelt. Bei der Lebensdauerberechnung kommt vor allem der Porositätsverteilung im versagenskritischen Bauteilbereich eine entscheidende Rolle zu. Daher ist es notwendig, den Bereich genau zu charakterisieren. Um diese Stellen zu ermitteln, ist vorab eine FE-Berechnung der Spannungsverteilung (s. Abschnitt 9.3) durchgeführt worden. Die Berechnung deutet darauf hin, dass in der Federstütze bei dem beschriebenen Belastungsfall die Rippen als kritisch erscheinen (Abb.9-4).

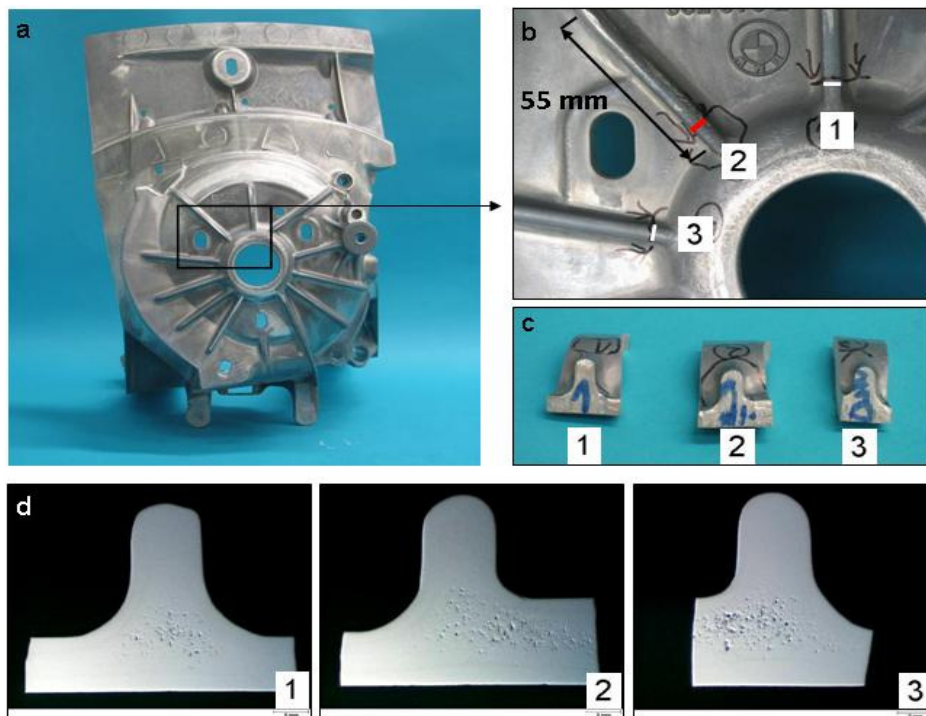


Abbildung 9-4: Porosität der Federstütze: a) Gesamtbereich; b) Kritische Rippen; c) für Metallographie vorbereitete Proben; d) Schliffbilder

Abbildung 9-4 stellt die metallographischen Schliffe der kritischen Rippen vor. Wie in Abb. 9-4 d zu sehen, zeichnen sich diese durch eine porenfreie Randschicht sowie stark porenbehaftetes Grundmaterial aus. Während das Grundmaterial eine in etwa konstante Porosität von 5% aufweist, ist der obere Teil der Rippe porenfrei. Die porenfreie Randschicht im unteren Teil variiert zwischen 1 und 2 mm. Die im Abschnitt 5 dargestellten Untersuchungen deuten darauf hin, dass eine solche örtliche Abweichung bei der lokalen Porosität die Schwingfestigkeitskennwerte wesentlich verändern kann. Deshalb ist es bei der Lebensdauerberechnung notwendig, die für die lokale Porosität zutreffende Wöhlerlinie zu berücksichtigen.

9.2 Bestimmung der lokalen Wöhlerlinie mit dem Berechnungsmodell

Wie bereits erwähnt, ermöglicht das im Abschnitt 6.3.3 dargestellte Berechnungsmodell eine schnelle Umrechnung von Wöhlerlinien in Abhängigkeit von der Porosität.

Im vorliegenden Fall liegt die Referenz-Schwingfestigkeit einer porösen Al-Druckgusslegierung mit der Porosität $P=0,21\%$ bei $\sigma_D=61$ MPa für $2 \cdot 10^6$ LW. Da die Porosität in Aluminium-Druckgussbauteilen üblicherweise zwischen 0 und sehr oft sogar mehr als 10% streut, muss für die Lebensdauerberechnung auf lokalen Wöhlerlinien, die die jeweiligen lokalen Porositätsgrade im Bauteil berücksichtigen aufbauen. Die Ermittlung von Porositätsverteilungen an Hardwareteilen ist mit hohem Aufwand verbunden. Wenn in die Gießsimulation soweit ertüchtigt ist, dass zukünftig eine Abschätzung der Porositätsverteilung numerisch erfolgen kann, wird der damit verbundene Aufwand deutlich reduziert.

Im untersuchten Bauteil wurde an der kritischen Stelle (Abb. 9-4) eine im Durchschnitt 1,3 mm dicke porenfreie Randschicht sowie stark porenbehaftetes Grundmaterial mit der Porosität $P = 5\%$ identifiziert. Dementsprechend wurde mit den in Abschnitt 6 abgeleiteten Formeln (6-18) und (6-5) die Referenzwöhlerlinie, Porosität $P = 0,21\%$, umgerechnet. Die restlichen für die Berechnung notwendigen Daten wurden von [32] genommen. Die sich ergebenden Schwingfestigkeiten sind in Tab. 9-1 dargestellt.

Tabelle 9-1: Ermittelte Wöhlerlinienparameter für porenbehaftetes Grundmaterial und porenfreie Randschicht

	Porosität [%]	$\sigma_{a,k}$ [MPa]	k [-]	N [-]
Magsimal 59 Referenzwöhlerlinie	0,21	63	6,8	$2 \cdot 10^6$
Magsimal 59 Grundmaterial	5,00	29	6,8	$2 \cdot 10^6$
Magsimal 59 Randschicht	0,00	87	6,8	$2 \cdot 10^6$

Wie in der Tabelle 9-1 zu sehen, ändert sich die Schwingfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ LW an der versagenskritischen Stelle von ca. 30 MPa im porenbehafteten Grundmaterial auf ca. 90 MPa in der porenfreien Randschicht, also in einem Abstand von einem Millimeter zueinander (Abb. 9-4). Dabei liegt die Referenz-Schwingfestigkeit bei 63 MPa. Abbildung 9-5 stellt den Unterschied beim Wöhlerlinienverlauf in Abhängigkeit von der Porosität dar.

Berechnete Wöhlerlinie für porenfreie Randschicht und porenbehaftetes Grundmaterial

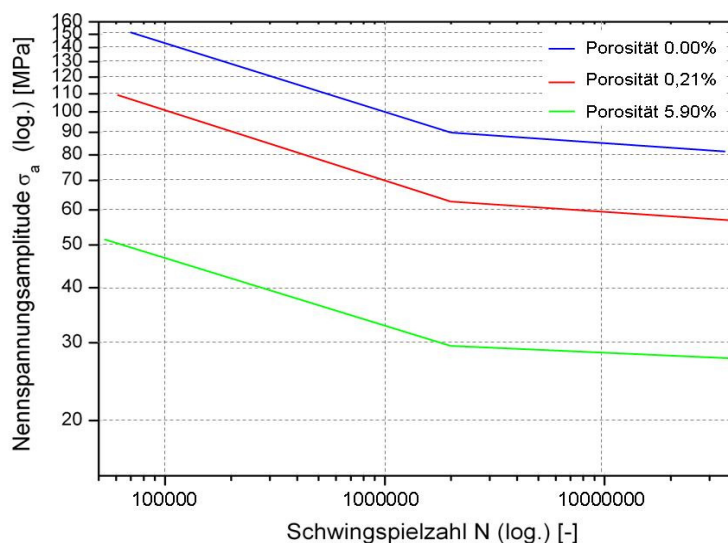


Abbildung 9-5: Gegenüberstellung der Wöhlerlinie für porenbehafteten und porenfreien Werkstoff: rot – Referenzwöhlerlinie; blau - berechnete Wöhlerlinie für porenfreie Randschicht; grün - berechnete Wöhlerlinie für porenbehaftetes Grundmaterial

9.3 Rechnerische Lebensdauerabschätzung im Vergleich zum Versuch

Die in Abschnitt 9.2 berechneten Wöhlerlinien sind Basis für die Lebensdauerberechnung der Federstütze. Die Spannungsberechnung erfolgte mit dem FE-Paket ABAQUS unter der Annahme linearelastischen Materialverhaltens. Die anschließende Lebensdauerberechnung wurde mit der Betriebsfestigkeitssoftware FEMFAT durchgeführt (vgl. Abschnitt 2.1.6.4). Die Belastung der Federstütze in der Lebensdauerberechnung entspricht der Versuchsbelastung. Abb. 9-6 zeigt den Versuchsaufbau.

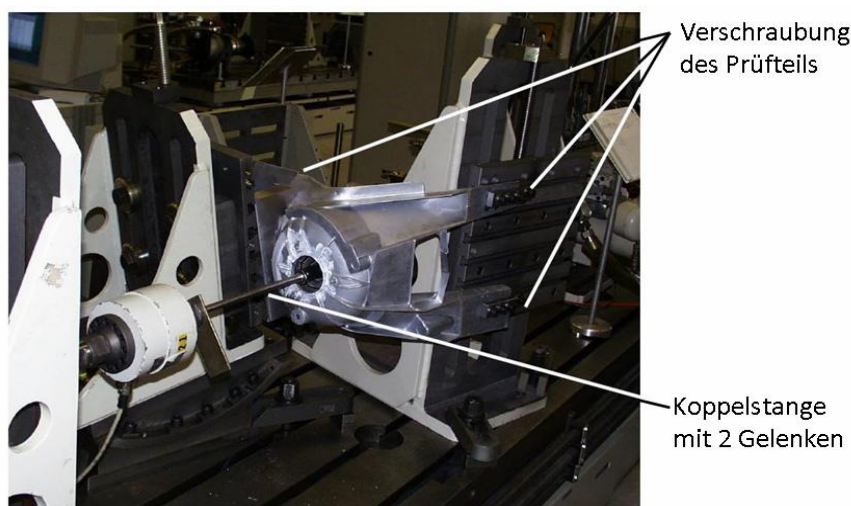


Abbildung 9-6: Prüfaufbau für Einkomponenten-Ersatzversuche

Der untere Teil der Federstütze ist fest mit dem Prüfstand verschraubt, der obere Teil wird über einem servohydraulischen Zylinder belastet. Die Krafteinleitung erfolgt über Federteller, Beilagscheibe und Stützlager. Regelgröße ist die Vertikalkraft. Abb. 9-7 zeigt das FE-Modell, das dem Versuchsaufbau (Abb. 9-6) entspricht.

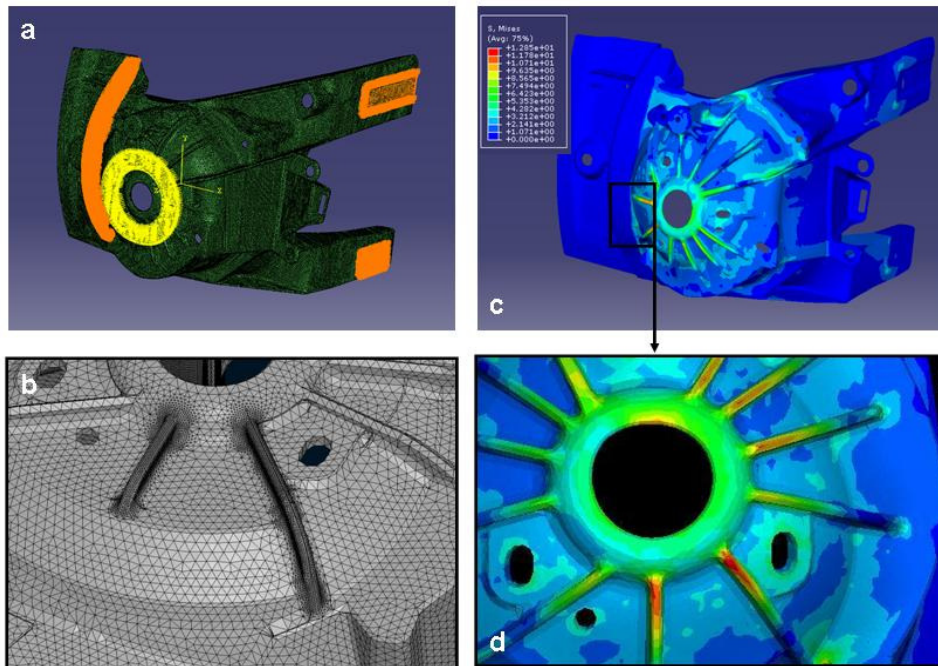


Abb. 9-7: Dem Versuchsaufbau angepasstes FE-Modell: a - Bauteilverfestigung; b - fein vernetzte kritische Rippen; c, d - mit der FEM ermittelte Spannungsverteilung

Wie auf dem Bild zu sehen, sind die Rippen fein vernetzt worden, um die Spannungskonzentration an der kritischen Stelle möglichst genau abzubilden (Abb. 9-7b). Für die Überprüfung der Modellierungsgenauigkeit wurden die lokalen Dehnungen mittels Dehnmessstreifen (DMS) im Versuch gemessen (Abb. 9-8).

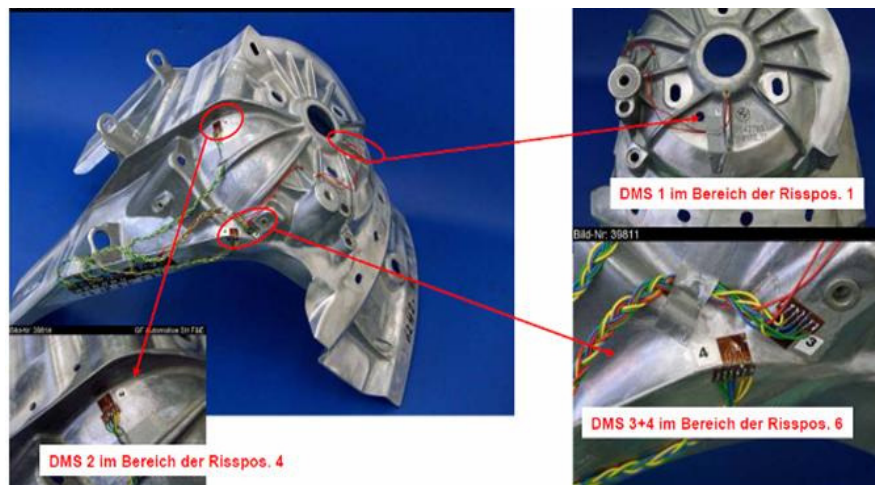


Abbildung 9-8: DMS-Messung zur Überprüfung der Genauigkeit des FE-Modells

Der in Tabelle 9-2 dargestellte Vergleich von DMS-Messungen und der mit FE-Berechnung ermittelten Dehnungen zeigt eine gute Übereinstimmung von Rechnung und Messung, was die Richtigkeit der Modellierung bestätigt.

Tabelle 9-2: DMS-Messung zur Überprüfung der Genauigkeit des FE-Modells

	DMS 1	DMS 2 (H1)	DMS 2 (H2)	DMS 3 (H1)	DMS 3 (H2)	DMS 4 (H1)	DMS 4 (H2)
Messung [%]	0,19	0,02	-0,1	1,1	0,035	0,039	0,006
Berechnung [%]	0,14	0,02	-0,053	0,09	0,004	-0,004	0,003

Die Lebensdauerberechnung wurde in 2 Schritten durchgeführt. Im ersten Schritt wurde für die Lebensdauerberechnung für das gesamte Bauteil die in Abschnitt 9.2 dargestellte Referenzwöhlerlinie mit dem Porositätsgrad $P = 0,21\%$ verwendet. In diesem Fall wurde mit FEMFAT die Schädigung nach Miner für das gegebene Belastungskollektiv (Tabelle 9-3) mit $D = 4,5$ berechnet, entsprechend einer beinahe fünffachen Unterschätzung der im Versuch erreichten Lebensdauer.

Tabelle 9-3: Angegebenes Lastkollektiv

Reihenfolge	Oberspannung [kN]	Lastwechsel [-]
1.	15,5	10000
2.	18,5	3000
3.	20,5	2000
4.	25	29000

Im zweiten Schritt wurden in der Lebensdauerberechnung die abgeschätzte Wöhlerlinie für die porenfreie Randschicht sowie für das porenbehaftete Innere die Wöhlerlinie der versagenskritischen Stelle, s. Tab. 9-1 eingesetzt. Die Wiederholung der Berechnung mit den modifizierten Wöhlerlinien ergibt eine Schädigung nach Miner von $D = 1,4$. Diese liegt deutlich näher am Versuchsergebnis, was die Notwendigkeit der Berücksichtigung der lokalen Porosität bei der Lebensdauerberechnung bestätigt (Abb. 9-9).

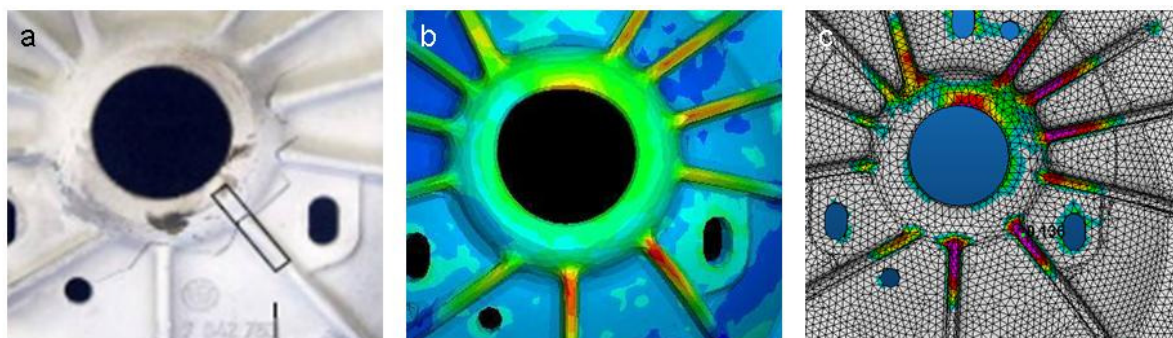


Abbildung 9-9: Kritische Stelle: a- Versuch; b- Spannungsverteilung; c- Lebensdauerberechnung

10 Zusammenfassung und Ausblick

Der zunehmende Wettbewerbsdruck im Entwicklungsprozess von Serienbauteilen zwingt die Unternehmen zu einer Reduzierung des Versuchsaufwands und führt bei gleichzeitiger Betonung der erhöhten Ausnutzung des Leitbaupotenzials von Werkstoffen zu einer verstärkten Anwendung numerischer Simulationsmethoden. Die Simulationen sollen eine möglichst vollständige virtuelle Bewertung der Bauteilfunktionen ermöglichen, die Auslegung beschleunigen und kostengünstiger machen.

Die Gefügeimperfectionen (Poren) in Al-Gussbauteilen beeinflussen die Lebensdauer bekanntermaßen nachhaltig, konnten aber bisher bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung in Ermangelung zuverlässiger Bewertungsmethoden nicht berücksichtigt werden.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit zeigen, dass der Einfluss der porositätsbedingte lokale Spannungskonzentration auf die Schwingfestigkeit mit Hilfe der Kerbformzahl beschrieben werden kann. **Dadurch wurde die These der Arbeit bewiesen sowie das Ziel erreicht.** Hierauf aufbauend wurde ein Berechnungsalgorithmus entwickelt, der es ermöglicht, auf der Basis von vorhandenen Wöhlerlinien mit bekannter Porosität Wöhlerlinien mit beliebiger Porosität abzuschätzen. Die Ergebnisse der Arbeit sind im Folgenden zusammengefasst:

Der Einfluss der Porosität auf die Schwingfestigkeit von Al-Gussbauteilen wurde experimentell quantifiziert. Die festgestellten Schwingfestigkeitsunterschiede sind ausschließlich bedingt durch Unterschiede im Porositätszustand. Durch gezielte Untersuchungen konnte ausgeschlossen werden, dass die Abweichungen der Dendritenarmabstände, der Werkstoffhärte sowie der Legierungszusammensetzung bei den untersuchten Probenreihen sich signifikant auf die Schwingfestigkeit auswirken.

Die Computertomographie ist ein geeignetes Hilfsmittel zur Identifizierung von Lage, Größe, Form und Verteilung der Poren in Al-Gussbauteilen. Die ebene Darstellung der Poren durch Computertomographie stimmt mit der durch metallographische Schlitze erzeugten gut überein.

Aus Computertomographieanalysen können die statistischen Eigenschaften zur Beschreibung des Porositätszustandes abgeleitet werden. Dazu gehören u.a. die Korrelationen zwischen Porosität, maximalem Durchmesser, mittlerem Durchmesser und Porenanzahl.

Aufgrund der CT-Untersuchungen wurde eine Methode für die genauere Auswertung der Porosität abgeleitet, aufgrund eines einzelnen Schliffs.

Die porositätsbedingte Kerbformzahl wurde auf Basis von FEM-Analysen unterschiedlicher Porengeometrien definiert. Aus den FEM-Analysen, Literaturangaben sowie aus den statistischen Zusammenhängen des Porositätszustandes aus Computertomographie-Untersuchungen wurde ein Zusammenhang zwischen Formzahl und Porosität abgeleitet. Hierzu wurden die Poren gezielt variiert, ausgehend von ideal kugelförmigen, ellipsenförmigen bis hin zu realen dreidimensionalen Geometrien. Bei der Bestimmung der Kerbformzahl sind zudem neben der Porenform auch Größe, Lage sowie Porenumfeld berücksichtigt worden.

Auf Basis der definierten Kerbformzahl wurden ingenieurmäßige Methoden zur Berechnung der Schwingfestigkeit abgeleitet, mit denen eine schnelle Umrechnung gegebener Wöhlerlinien mit definierter Porosität auf eine beliebige Porosität möglich ist.

Die Verifizierung der Methoden, die mit mehreren Al-Gusslegierungen durchgeführt wurde, zeigt eine gute Korrelation mit den im Versuch ermittelten Festigkeitswerten.

Die im Rahmen der Arbeit durchgeführte rechnerische Lebensdauerabschätzung für ein Serien-Al-Druckgussteil unter Berücksichtigung der lokalen Porosität zeigt eine weit bessere Übereinstimmung der Ergebnisse mit der Realität auf als die bisher übliche Abschätzung mit den für das ganze Bauteil pauschal angenommenen Werkstoffkennwerten.

Im Hinblick auf die numerische Bestimmung der Porositätsverteilung zeigt die vorliegende Arbeit, dass mit Hilfe der Gießsimulation die Dicke der porenfreien Randschicht nicht jedoch der lokale Porositätsgrad berechnet werden kann.

Aus den Ergebnissen der vorliegenden Arbeit leiten sich zukünftige Aufgabestellungen ab:

Für eine breitere Anwendung bzw. Verfeinerung des Berechnungsalgorithmus sind Schwingfestigkeitsuntersuchungen an weiteren Al-Gusslegierungen bzw. für weitere Porositätszustände durchzuführen.

Weiterhin muss geprüft werden, ob die Neigung der Wöhlerlinie und deren Abknickpunkt bei unterschiedlich porösen Werkstoffzuständen gleich ist.

Um die Effizienz der Lebensdauerabschätzung von Al-Gussbauteilen weiter zu steigern, sind Forschungsaktivitäten zur numerischen Simulation der Porositätsverteilung (Gießsimulation) erforderlich.

Für den Einsatz des vorgestellten Berechnungsmodells im Entwicklungsprozess muss dieses in eine Lebensdauerberechnungssoftware implementiert werden.

11 Literaturangaben

- [1] Aluminium Fischer: Mechanische Eigenschaften bei Raumtemperatur. http://www.aluminium-fischer.de/Kokillengu_%20Legierungen.pdf, 06.2008
- [2] ASTM Designation E 155-79: Standard Reference Radiographs for Inspection of Aluminium and Magnesium Castings. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1977
- [3] Battaglia J.L., Rozot J.M.: A predictive model for the micro-porosity quantitative in Al-Si alloy. Conference FEMLAB, 2005
- [4] Bavendiek K, Zscherpel U.: Die Grenzen der radiographischen Prüfung: Eine neue Hochkontrastempfindlichkeitstechnik Beispiele und systemtheoretische Analyse. ZfP- Zeitung 105, 07.2007
- [5] Beitz k., Grote K-H.: Dubbel- Taschenbuch für den Maschinenbau. Springer- Verlag Berlin, Heidelberg, ISBN 3-540-62467-8, Berlin 1997
- [6] Biallas G., Maier H.J., Essert M., Gall K.A.: Ausbreitungsverhalten kurzer Risse in Magnesiumwerkstoffen, Materialprüfung, Heft 7-8, 2004, S. 384-389
- [7] Białobrzęski A.: Odlewnictwo Ciśnieniowe. WNT, ISBN 83-204-1265-X, Warszawa 1972
- [8] Białobrzęski A., Słowik P.: Opracowanie konstrukcyjno-technologiczne stanowiska dla odlewania ciśnieniowego w atmosferze gazów aktywnych. Praca programowa nr 1017/I. Krakow, Instytut Odlewnictwa, ISBN 83-88408-50-X, 1985
- [9] Bischoff U., Hansen F., Jeltsch F., Smith C., Lincolnshire R.: Anwendung der 2-D- Computertomographie in einer Al-Gießerei. Giesserei Nr. 2, 2007, S. 30-35
- [10] Bonderek Z., Rządkosz S.: The Phenomena of Porosity in Castings Made of Aluminium and Magnesium Alloys. Solidification of Metals and Alloys, Vol. 2, Bok 43, 2000
- [11] Brungs D., Fuchs H.: Leichtmetalle im Automobilbau - Trends und Zukünftige Anwendungen Sonderheft: Werkstoffe im Automobilbau, Automobiltechnische Zeitschrift, 1998, S. 50-53
- [12] Brungs D., Mertz A.: Innovationen bei Gusswerkstoffen – Gussteile aus Aluminium- und Magnesiumwerkstoffen. Giesserei, Band 87, Heft 9, 2000, S. 34-39
- [13] Brunnhuber E.: Praxis der Druckgussfertigung. Schiele & Schöne- Verlag, Berlin 1991
- [14] Buxbaum O.: Betriebsfestigkeit. Stahleisen Verlag, Düsseldorf, 1992
- [15] Campbell, J.: Castings. Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, 1991
- [16] Carlson K.D., Lin Z., Beckermann Ch., Mazurkiewich G., Schneider M.C.: Modelling of Porosity Formation in Aluminium Alloys. The Minerals, Metals & Materials Society, 2006, S. 627-634
- [17] Centre of Competence for Casting and Thixoforging, Universität Stuttgart, Institut für Umformtechnik, <http://www.cct-bw.de>, 07.2008

- [18] Chergui A.: Beitrag zur ermüdungsgerechten Auslegung Stanzgenieteteter Aluminium-Leichtbaukonstruktionen. Dissertation, Universität Paderborn, 2004
- [19] Cook R.: Grain Refinement of Aluminium-Silicon Foundry Alloys. London and Scandinavian Metallurgical Co limited, 2000
- [20] Dannbauer H., Eichlseder W., Steinwender G., Unger B.: Rechnerische Kerbmodelle- Anwendung auf nicht geschweißte metallische Bauteile. DVM Bericht 127, Koblenz, 2000, S. 121-133
- [21] Dańko J.: Maszyny i Urządzenia do Odlewania pod ciśnieniem. AGH-Kraków, ISBN 83-88408-50-X, Kraków 2000
- [22] DIN 50125, Prüfung metallischer Werkstoffe- Zugproben. 01.2004
- [23] Eichlseder W.: Betriebsfestigkeit I+II, Vorlesungskriptum. Institut für Allgemeinen Maschinenbau, Montanuniversität Leoben, 2005
- [24] Eichlseder W.: Fatigue analysis by local stress concept based on finite elements results. Computers and Structures, 80, 2002, S. 2109-2113
- [25] Eichlseder W.: Lebensdauervorhersage auf Basis von Finite Elemente Ergebnissen Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Vol. 34, Nr. 9, 2003, S. 843-849
- [26] Eichlseder W., Leitner H.: Fatigue Life Prediction Based on Gradient S/N-Curves of Al-Alloys-Components. Fatigue 2002
- [27] Fagschlunger Ch.: Schwingfestigkeit von Al-Druckgusslegierungen unter Berücksichtigung fertigungsprozessbedingter Werkstoffinhomogenitäten. Dissertation, Montanuniversität Leoben, 2005
- [28] Fagschlunger Ch., Eichlseder W., Pötter K.: Abschätzung der Schwingfestigkeit von porenfreien Randschichten in Al-Gussbauteilen. MP Materialprüfung, Jahrg. 48, Nr. 4, 2006, S. 142-151
- [29] Fagschlunger Ch., Eichlseder W., Pötter K., Brune M.: Schwingfestigkeit von Al-Druckgussbauteilen unter Berücksichtigung fertigungsbedingter Werkstoffinhomogenitäten. Giesserei Nr. 5, 2007, S. 42-50
- [30] FEMFAT, Theorie Grundmodul. User Manuals, FEMFAT Homepage: <http://www.femfat.com>. 07.2008
- [31] Fin I.: Herstellung von Dünnschliffen. Universität Heidelberg, Mineralogisches Institut, 2000
- [32] FKM-Forschungsheft: Festigkeitsnachweis Aluminium- Rechnerische Festigkeitsnachweis für Bauteile aus Aluminiumwerkstoff. FKM Vorhaben, Nr. 209, Heft 241, Frankfurt, 1999
- [33] Fleger S.L., Heckman J.W. Jr., Klomprens K.: Elektronenmikroskopie- Grundlagen, Methoden, Anwendung, Spektrum Akademischer Verlag, 1995, ISBN 3860253417
- [34] Flender E., Hartmann G.: Modellierung und Simulation im Druckguss. Gießerei 92, Nr. 3, 2005, S. 38-49

- [35] Flisch A.: Computertomographie zur 3-D-Volumenerfassung und Defektanalyse. Giesserei, Nr. 08.2006, S. 27-30
- [36] Flisch A., Thierry R., Wyss P.: Industrielle Computertomographie zur 3-D-Volumenerfassung und Defektanalyse. 50. Österreichische Gießereitagung, 04, 2006
- [37] Fritz A. H., Schulze G.: Fertigungstechnik. Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg, 2006
- [38] Gao, Y.X., Yi J.Z., Lee P.D., Lindley T.C.: The effect of porosity on the fatigue life of cast aluminium-silicon alloys. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Nr. 27/7, 2004, S.559-570
- [39] Gänser H.-P.: Some notes on gradient, volumetric and weakest link concepts in fatigue. Computational Materials Science, in Druck
- [40] Gänser H.-P., Leitgeb A., Eichlseder W.: Synthesis of Fracture Mechanics and Stress Based Methods for Dimensioning against the Endurance Limit, in Druck
- [41] Gassner E.: Festigkeitsversuche mit wiederholter Beanspruchung im Flugzeugbau. Luftwissen 6, S. 61-64, 1939
- [42] Gawdzinska K.: Analiza i klasyfikacja wad struktury odlewow z metalowych kompozytow nasycanych, Dissertation, TU Szczecin, 2002
- [43] Gawdzinska K., Wojnar L.: Application of the microtomography in the detection and quantification of defects in cast composites. IX International Scientific Conference Foundry 2008, Wroclaw, 05.2008
- [44] Gawdzinska K., Yatsunenko S., Przetakiewicz W.: Confocal microscopy by the description of porosity in cast composites. IX International Scientific Conference Foundry 2008, Wroclaw, 05.2008
- [45] Geier G., Pabel T., Schindelbacher G.: Computertomographie- Möglichkeiten, Erwartungen und Grenzen in der Praxis. Giesserei, Nr. 09.2007, S. 35-41
- [46] Gesamtverband Deutscher Metallgießereien; <http://www.gdm-metall-guss.de>. 09.2008
- [47] Grov N.: Möglichkeiten des Aluminiumdruckgießens, Anwendungen dieser Technologie im Grenzbereich. Giesserei Nr. 7, 2003
- [48] Gudehus H., Zenner H.: Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung- Empfehlung zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen. Stahleisen Verlag, Düsseldorf, 2004
- [49] GWP AG, Aluminiumlegierungen für Kokillenguss. <http://www.gwp-ag.com/download.htm>, 07.2008
- [50] Haibach E.: Betriebsfestigkeit- Verfahren und Daten zur Bauteilrechnung. VDI-Verlag, Düsseldorf, 2002
- [51] Haibach E.: Modifizierte lineare Schadensakkumulation zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit fortschreitender Schädigung, Techn. Mitt. Nr. TM 50/70, Labor für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1970

- [52] Hardin R.A., Beckermann Ch.: Prediction of Fatigue Life of Cast Steel in the Presence of Porosity. Department of Mechanical and Industrial Engineering The University of Iowa, 61st Technical and Operating Conference of the of the Steel Founders, Society of America, Chicago, 12.2007
- [53] Hardin R.A., Beckermann Ch.: Simulation of the Mechanical Performance of Cast Steel with Porosity. Department of Mechanical and Industrial Engineering, The University of Iowa, Iowa, 2007
- [54] Hartmann A.: Fertigungstechnik I. Technische Universität Dresden, 10.2003
- [55] Hartmann G., Busch G., Petkovic i.: Autonome rechnerische Speiseroptimierung für komplexe Modelle im Eisenguss; die zweite Generation der Gießsimulation. Deutscher Gießereitag, 06.2004
- [56] Hartmann G., Gerschwinat R.: Fertigungsoptimierung von Aluminium-Strukturbauteilen, Druckgusspraxis, Nr. 3, 2005, S. 90-94
- [57] Hauck H.: CO₂ und teurer Strom- Berlin muss die Weichen richtig stellen. Giesserei, Nr. 9, 2007, S. 24-25
- [58] Heinrich F., Körner C., Singer F.: Herstellung flächiger Leichtbauteile durch Umgießen von Aluminium schäumen in Druckgießverfahren. Material- Wissenschaft und Werkstofftechnik, 31, 2000, 428-431
- [59] Hilbinger R.M., Singer R.F.: Prozesssimulation für den Druckguss. Simulation im Druckgießprozess, Druckgusspraxis, 01.2004, S. 43-46
- [60] Hilbinger M., Köpf J., Lohmüller A., Scharrer M., Hartmann M., Singer R.F.: Vermeidung von Gussfehlern und Prognose von Eigenschaften durch Modellierung. Numerische Simulation: Verarbeitungsprozesse und Prozessgerechte Bauteilgestaltung- Fokus Metalle, Fürth, 11.2004
- [61] Hirsekorn S., Rabe U., Bruche D., Grov N., Kinzler T., Arnold W.: Porositätsprüfung von NE- Metall- Druckguss durch Hochfrequenzultraschall. Giesserei, Nr. 9, 2007, S. 28-33
- [62] Institut für Festkörpermechanik (TU Dresden), Institut für Werkstoffkunde (TU Darmstadt). Forschungsvorhaben Nr. 271: Übertragbarkeit von Magnesium-Werkstoffdaten auf Bauteile unter komplexen Betriebsbeanspruchungen, Abschlussbericht 2008
- [63] Jackowski J.: Porosity in the Castings made of Metal-Matrix Composites with Saturated Reinforcement. TU-Poznan Verlag, Poznan, 2004
- [64] Jähmig W.: Metallographie der Gusslegierungen. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1971
- [65] Kerz P.: Gießen- eine Möglichkeit zur CO₂- Reduktion. Giesserei, Nr. 12, 2007
- [66] Kley M.: Einflüsse auf die Lebensdauer von Bus- Automatgetriebegehäusen. Dissertation, Institut für Maschinenkonstruktion und Getriebbau, Universität Stuttgart, 2004
- [67] Lehnert W., Drossel G.: Aluminium- Taschenbuch. Aluminium-zentrale e.V., Düsseldorf, 15. Auflage, 1999

- [68] Leitner H.: Simulation des Ermüdungsverhaltens von Al-Gusslegierungen. Dissertation, Montanuniversität Leoben, 2001
- [69] Leitner H., Eichlseder W., Fagschlunger Ch.: Lebensdauerberechnung von Aluminiumkomponenten: Von der Probe zum komplexen Bauteil. Giesserei-Praxis, Nr. 3, 2006, S. 70-76
- [70] Leitner H., Fröschl J., Eichlseder W.: Der technologische Einfluss des Schmiedens und der Wärmebehandlung auf die Schwingfestigkeit. BHM, 149, heft 9, 2004, S. 325-332
- [71] Leitner H., Oberwinkler C.: Optimierte Lebensdauerberechnung von Aluminium-Gusskomponenten. MAGMA Expertenforum, Berechenbarer Guss in der Automobilentwicklung, Aachen, 02.2008
- [72] Linn J.: Unterstützung von Gießereien beim Einsatz von Simulationssoftware im Betrieb. Fraunhofer ITWM, 2008
- [73] Liu J., Zenner H.: Berechnung von Bauteilwöhlerlinien unter Berücksichtigung der statistischen und spannungsmechanischen Stützziffer. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Vol. 26, 1995, S. 14-21
- [74] Liu J., Zenner H.: Dauerschwingfestigkeit und zyklisches Werkstoffverhalten. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Vol. 20, 1989, S. 327- 332
- [75] Magma: Simulation von Lufteinschlüssen und der Gefahr von Oxidbildung. Giesserei, 08.2007, S. 124
- [76] Maly Poradnik Mechanika. Tom I i II. Wydawnictwa Naukowo technicze WNT, ISBN 83-204-2063-6, Warszawa, 1994
- [77] Mao H., Brevick J., Mobley C., Chandrasekar V.: Effects of Section Size and Microstructural Features on the Mechanical Properties of Die Cast AZ91D and AM60B Magnesium Alloy, Test Bars, SAE Technical Paper Series, 1999, 1999-01-0927
- [78] Markowski T., Markowska O., Kudasik, T, Miechowicz, S.: An Application of Computer Tomography and Rapid Prototyping Techniques for otolaryngology. IX International Scientific Conference Foundry 2008, Wroclaw, 05.2008
- [79] Maziuk B., Roth, H.: What You Cant't See Can Hurt You. Quality Test & Inspection, 05.2003
- [80] Messner Ch.: Werkstoffe für Motoren und Antriebssysteme. Lehrstuhl für Werkstoffkunde und Werkstoffmechanik, Technische Universität München, 2007
- [81] Miner M.A.: Cumulative Damage in Fatigue. Journal of Applied Mechnics, Vol 59, 1937
- [82] Minichmayr R., Eichlseder W., Lebensdauerberechnung von Gussbauteilen unter Berücksichtigung des lokalen Dendritenarmabstandes und der Porosität. Giesserei 90, Nr. 5, 2003, S. 70-75
- [83] Murakami Y., Endo M.: Effects of Defects, Inclusions and Inhomogenities on fatigue Strength Fatigue, Vol. 16, 1994, S. 163-182
- [84] Neuber H.: Kerbspannungslehre, Theorie der Spannungskonzentration, Genaue Berechnung der Festigkeit. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1985

- [85] Nicoletto, G., Baicchi, P., Konecna, R.: Fatigue Life Prediction of Al-Si Alloys with Casting Defects. 2nd Fatigue Symposium Leoben, 04.2008, S. 2-11
- [86] Nier E., Roth H.: Innere Strukturen sichtbar machen- Zerstörungsfreie Analyse von Crimpverbindungen durch Mikrofocus- Computertomographie. Werkstoffprüfung, Carl Hanser Verlag, München, QZ Jahrgang 51, 2006
- [87] Oberwinkler Ch., Leitner H.: Influence of Casting Inhomogenities on the Dynamic Strength of Aluminium High Pressure Die Cast (HPDC) Components. 2nd Fatigue Symposium, Leoben, 04.2008
- [88] Palmgren A.: Die Lebensdauer von Kugellagern. VDI- Zeitschrift, Vol. 68, 1924, S. 339-341
- [89] Phoenixlx-ray, Technologies, <http://www.phoenix-xray.com>, 06.2008
- [90] Powązka D., Brune M., Eichlseder W., Leitner H., Oppermann H.: Computed Tomography for the Evaluation of the Influence of Porosity on Stress Distribution. IX International Scientific Conference Foundry 2008, Wrocław- Szklarska Poręba, 05.2008, S. 291-295, ISSN 1897-3310
- [91] Powązka D., Brune M., Eichlseder W., Leitner H., Oppermann H.: Computed Tomography- an Alternative and Complement to Traditional Metallographic Investigations of porosity in Cast Aluminium. 2nd Fatigue Symposium Leoben, 04.2008, S. 51-67, ISBN 978-3-902544-0
- [92] Powązka D., Brune M., Oppermann H., Eichlseder W., Leitner H.: Fertigungsbedingte Einflüsse auf die Schwingfestigkeit von Al-Gussbauteilen- Neue Erkenntnisse für Druckgusslegierungen. Giessereirundschau 55, Heft 5/6, 2008
- [93] Powązka D., Gänser H.-P., Egner-Walter A., Brune M., Eichlseder W., Oppermann H.: Berücksichtigung lokaler Porosität bei der Lebensdauerberechnung von Aluminium-Druckgussbauteilen. VDI Tagung Berechnung und Simulation im Fahrzeugbau 2008, Baden-Baden, 11.2008
- [94] Radaj D.: Ermüdungsfestigkeit, Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau. Springer-Verlag, Berlin 1995
- [95] Reggiani B., Freddi A.: Effetto supporto, tensione locale e gradiente relativo di tensione nella predizione della vita a fatica. Frattura ed Integrità Strutturale, 4, 2008, 2-11, DOI: 10.3221/IGF-ESIS.04.01
- [96] Rheinfelden Aluminium GmbH: Die innovative Druckgusslegierung Magsimal®-59 und ihre Anwendung. Druckguss- Praxis- Special, 2003
- [97] Rheinfelden Aluminium: Die innovative Druckgusslegierung Magsimal-59 und ihre Anwendung. <http://www.alurheinfelden.com>, 07.2008
- [98] Ries M., Kremaszky Ch., Hadler B., Werner E.: The Influence of Porosity on the Elastoplastic Behavior of High Performance Cast Alloys. Proceedings in Applied Mathematics and Mechanics, 10.2007
- [99] Roth H.: Automated offline inspection of solder joints. Circuit Europe 4-th Quarter, 2001

- [100] Roth H.: 3-D or 2-D Choosing with Today's Technology. The Magazine for Electronics Assembly, No 5, 2001
- [101] Sannes S., Gjestland H., Westengen H., Laukli H. I: Magnesium Die Castings for High Performance. DGM 6th international conference on magnesium alloys and their applications, Wolfsburg, 11.2003, S. 725-731
- [102] Schaumann H., Öttel H.: Metallographie. Wiley- VCH Verlag GmbH, Weinheim, 2004
- [103] Scheibner S., Tragl W., Treitler R., Vrablicz R.: Schweißbarer Aluminium-Druckguss. Türinnenrahmen der Mercedes-Benz S-Klasse. ATZ Automobiltechnische Zeitschrift, Nr. 9, 2006
- [104] Schillinger T.: Erstbemusterung durch Computertomographie. Giesserei, Nr. 09.2006, S. 78-79
- [105] Schindelbacher G.: Einfluß unterschiedlicher Porosität auf die mechanischen Eigenschaften der Legierung GD- AlSi9Cu3 . Gießerei-Praxis Nr. 19-1993
- [106] Schlüter H-J., Haas A., Shala D., Weißenborn C.: Finite Elemente Methode. Vorlesungsskript. Institut für Schiffstechnik Duisburg, Gerhard Mercator Universität, 10.1999
- [107] Senkel T.: Aluminium im Bau von Leichtfahrzeugen. Proceedings of the Third European Seminar on Velomobile design, Roskilde technical school, 08.1998, S. 189-196, ISBN 87-987188-0-0
- [108] Shotton D.: Electronic Light Microscopy- Techniques in Modern biomedical Microscopy, Wiley-Liss, 1993, S. 351 ISBN 0-471-56077-4
- [109] Sigl K.M., Hardin R.A., Stephens R.I., Beckermann C.: Fatigue of 8630 cast steel in the presence of porosity. International Journal of Cast Metals Research, Vol. 17, Nr. 3, 2004, S. 130-146
- [110] Slater E.M., Slater H.S.: Light and Electron Microscopy. Cambridge University Press, 1993
- [111] Sonsino C.M.: Versuchszeitverkürzung in der Betriebsfestigkeitsprüfung. MP Materialprüfung, Jahrg. 45, Nr. 4, 2003
- [112] Sonsino C.M.: Dauerfestigkeit- Eine Fiktion. Konstruktion, Nr. 4, 2005, S. 87-92
- [113] Sonsino C.M., Berg-Pollack A., Grubisic V.: Betriebsfestigkeitsnachweis von Aluminium-Sicherheitsbauteilen – zum Stand der Technik. Fraunhofer Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, Bericht Nr. FB-225 (2004)
- [114] Sonsino C.M., Dietrich K.: Einfluss der Porosität auf das Schwingfestigkeit- Verhalten von Aluminium-Gusswerkstoffen. Bericht aus dem Fraunhoferinstitut für Betriebsfestigkeit in Gießereiforschung, LBF, Darmstadt, 1990
- [115] Steinke P.: Finite- Elemente- Methode rechnergestützte Einführung. Springer Verlag, Berlin, 2004
- [116] Street A.: The Diecasting Book. Portcullis Press, 1972

- [117] Strope H., Vovk V., Taran V.: Methode zur getrennten Bestimmung des Gasporen- und Lunkeranteils in Druckgussteilen. *Giessereiforschung* 52, Nr. 4, 2000, S. 154-156
- [118] Taxer T., Ries M., Esslinger J., Smarsly W.: Computational Material Engineering für Gussbauteile. Bayern Innovativ Cluster Forum- Simulation in der Werkstofftechnik, Nürnberg 05.2008
- [119] Thum A, Bautz W.: Die Gestaltfestigkeit. *Stahl und Eisen*, 55, S. 1025-1029, 1935
- [120] Timoshenko S.: *Theory of Elasticity*. Columbus: McGraw Hill College Div, 3 Auflage, 1970
- [121] Treitler R.: Vom Gießprozess zur Festigkeitsberechnung am Beispiel einer Aluminium-Magnesium- Silizium- Druckgusslegierung. Dissertation, Universität Karlsruhe, 2005
- [122] Unger B., Dannbauer H.: Neue Trends in den virtuellen Methoden der Bauteilentwicklung. DVM- Bericht 133, Steyr, 2006, S. 9-11
- [123] Untersuchungsbericht Nr. 46.183. Österreichisches Gießereinstitut, 2006
- [124] Verein Deutscher Gießereifachleute. Forschungsvorhaben: Entwicklung und Integration von Beurteilungskriterien zur Qualitätssicherung und Bauteilberechnung unter Berücksichtigung des Einflusses von Poren auf die Schwingfestigkeit von Aluminium- Gussteilen. Düsseldorf, 2007
- [125] Wallentowitz H.: Final Report Lightweight potential of an Aluminium intensive Vehicle. Forschungsgesellschaft Kraftfahrwesen GmbH Aachen, 12.2002
- [126] Wang Q.G., Apelian D., Lados D.A.: Fatigue behaviour of A356-T6 aluminium cast alloys. Part I. Effect of casting defects. *Journal of Light Metals* 1, 2001, S. 73-84
- [127] Wang Q.G., Apelian D., Lados D.A.: Fatigue behaviour of A356-357 aluminium cast alloys. Part II. Effect of microstructutral constituents. *Journal of Light Metals* 1, 2001, S. 85-97
- [128] Wang Q., Apelian D.: Porosity and Fatigue Performance Interactions in Aluminium Cast Alloys. Advanced Casting Research Center, Metal Processing institute, <http://www.wpi.edu/Academics/Research/ACRC/Research/14.html>, 07.2008
- [129] Wendt H., Sülfow F., Eisenberg S.: Methoden zur Porositätsprüfung an Gussteilen- Beurteilung unterschiedlicher Verfahren, *Giesserei*, Nr. 9, 2002
- [130] Wener A.: Pkw-Leichtbau gibt dem Aluminium künftig mehr Gewicht. *VDI-Nachrichten*, Nr. 15, 04.2002, S. 23
- [131] Wöhler A.: Bericht über Versuche, welche auf der Königl. Niederschlesisch-Märkischen Eisenbahn mit Apparaten zum Messen der Biegung und Verdrehung von Eisenbahnachsen während der Fahrt aufgestellt wurden. *Z. Bauwesen*, 8, 1858
- [132] Zhang G., Sonsino C.M.: Einfluss der Porosität auf die Schwingfestigkeit von Proben und Bauteilen aus Aluminiumdruckguss. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Vol. 35, Nr. 3, 2004, S. 125-134
- [133] Zhang G., Sonsino C.M.: Porosität und Schwingfestigkeit von Proben und Bauteilen aus Aluminiumdruckguss. Betriebsfestigkeit- Neue Entwicklungen bei der Lebensdauerberechnung von Bauteilen- DVM- Bericht. 2003, S. 81-93

- [134] Zhu X.: Ultrasonic Fatigue of E319 Cast Aluminium Alloy in the long Lifetime Regime. Dissertation, The University of Michigan, 2007
- [135] Zhu X., Yi J.Z., Jones J.W., Allison J.E.: A Probabilistic Model of Fatigue Strength Controlled by Porosity Population in a 319-Type Cast Aluminium Alloy: Part I. Model Development and Part II. Monte-Carlo Simulation. Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 38A, 2007, S. 1111-1135

Teilergebnisse dieser Arbeit sind in folgenden Veröffentlichungen erscheinen:

Powązka D., Brune M., Eichlseder W., Leitner H., Oppermann H.: Computed Tomography-an Alternative and Complement to Traditional Metallographic Investigations of Porosity in Cast Aluminium. 2nd Fatigue Symposium Leoben, Österreich, 04.2008, S. 51-67, ISBN 978-3-902544-0

Powązka D., Brune M., Eichlseder W., Leitner H., Oppermann H.: Computed Tomography for the Evaluation of the Influence of Porosity on Stress Distribution. IX International Scientific Conference Foundry 2008, Wroclaw- Szklarska Poręba, Polen, 05.2008, S. 291-295, ISSN 1897-3310

Powązka D., Brune M., Oppermann H., Eichlseder W., Leitner H.: Fertigungsbedingte Einflüsse auf die Schwingfestigkeit von Al-Gussbauteilen- Neue Erkenntnisse für Druckgusslegierungen. Giessereirundschau 55, Heft 5/6, 2008, Österreich und Giesserei-Praxis, 02.2009, Deutschland

Powązka D., Gänser H.-P., Egner-Walter A., Brune M., Eichlseder W., Oppermann H.: Berücksichtigung lokaler Porosität bei der Lebensdauerberechnung von Aluminium-Druckgussbauteilen. VDI Tagung Berechnung und Simulation im Fahrzeugbau 2008, Baden-Baden, Deutschland, 11.2008, ISSN 0083-5560

Kurzfassung

Aluminiumgusslegierungen finden wegen ihrer erheblichen Gewichtsvorteile schon seit längerem immer mehr Anwendung im Automobilbau, insbesondere in den Bereichen Fahrwerk, Antriebsstrang und Karosserie. Neben dem Gewichtsvorteil bietet der Aluminiumguss die Möglichkeit komplexe Bauteilgeometrien herzustellen. Um das Potenzial von Aluminiumguss voll ausschöpfen zu können, müssen jedoch die in den aus Aluminiumdruckguss hergestellten Bauteilen auftretenden Werkstoffinhomogenitäten wie Gasporen und Lunker hinsichtlich ihres Einflusses auf die Bauteillebensdauer zuverlässig bewertet werden können. Die Bewertung sollte dabei bereits in der Auslegungsphase erfolgen, denn in dieser Phase kann sowohl die Bauteilkonstruktion als auch die Konstruktion des Gießwerkzeuges ohne größeren Zeit- und Kostenaufwand optimiert werden.

Zum Verständnis der Wirkung der Werkstoffinhomogenitäten wurden diese im Rahmen dieser Arbeit systematisch variiert und bewertet. Die Bewertung der Porosität in einem Bauteil kann nur in statistischem Sinne erfolgen, da die Abschätzung des Einflusses einzelner Poren nicht möglich ist. Die statistische Beschreibung der charakteristischen Eigenschaften der Poren erfolgt in dieser Arbeit mit Hilfe von Computertomographie-Untersuchungen sowie die Literaturstudien. Die Mikrotomographie ermöglicht sowohl eine detaillierte dreidimensionale Charakterisierung der einzelnen Poren als auch eine globale Auswertung des gesamten Porositätszustandes. Auf dieser Basis wurde die Wirkung der Poren auf den lokalen Beanspruchungszustand durch FEM-Berechnungen detailliert untersucht. Hierzu wurden die Poren gezielt variiert, ausgehend von ideal kugelförmigen Poren bis hin zu realen dreidimensionalen Porengeometrien. Die durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass die durch die Poren verursachte lokale Spannungserhöhung abhängig von der Größe, Lage und Form der Poren sowie der Lage der Poren zueinander weit größer ist als die in jüngerer Vergangenheit pauschal angenommene Kerbformzahl von $K_{t,p}=2,05$ für ideal kugelförmige Form.

Aus den Erkenntnissen wurde eine porositätsbedingte Kerbformzahl $K_{t,Pore}$ als Funktion des Porositätsgrades abgeleitet. Auf dieser Basis wurde ein Berechnungsalgorithmus zur Abschätzung der Wöhlerlinie für einen Al-Gusswerkstoff mit beliebiger Porosität ausgehend von einer Wöhlerlinie mit bekannter Porosität entwickelt.

Die Methode wurde abschließend anhand vorliegender Versuchsergebnisse an Proben unterschiedlicher Al-Gusslegierungen sowie einem Serien-Al-Druckgussbauteil verifiziert. Durch die entwickelte Methode wird die Genauigkeit der rechnerischen Lebensdauerabschätzung von Aluminiumdruckgussbauteilen deutlich verbessert. Dadurch können die Entwicklungszeiten verkürzt und Hardwareschleifen reduziert und somit Entwicklungskosten gesenkt und letztlich das Leichtbaupotenzial von Aluminiumdruckgusslegierungen noch weiter ausgeschöpft werden.

Summary

A possible way to achieve weight optimisation is by using light aluminium alloy castings. Typical examples of the functioning application of such materials are parts of the car body and chassis. Further advantages are low partial costs due to mass manufacture and production of complicated structures in only one working cut. However, to achieve the optimum layout of aluminium parts is difficult, because the fatigue strength of the casting components is very sensitive to the casting inclusions. The most common and dangerous inclusions are pores and blowholes. They influence the fatigue life very strongly and lead to unpredictable failure of the components. The development of dimensioning methods of cast aluminium components requires a precise characterisation and identification of inhomogeneities. That's because in the dimensioning phase the construction of the component as well as the construction of the casting instrument can be optimized without large financial and time cost.

The material inhomogeneities are systematically diversified to evaluate their influence on the fatigue life of component. However the porosity evaluation in cast components is lately only statistically realizable, because an accurate prediction of pore location, topology and size in aluminium component through casting simulation is not possible. Microfocus computer tomography investigations render an estimation of characteristic variables of the pores topology. It delivers a precise three dimensional identification of individual pores as wells as a global evaluation of aggregate porosity. Based on these analyses, the influence of the pores on the local loading condition is investigated in detail through FEM calculations. In these calculations different kinds of pores are taken into consideration, varying from ideal spherical shape to the real three-dimensional pore geometry extracted from computer tomography investigations. Examinations shows, that the local strain increase because of the pores. The concentration of strain depends on the size, form and location of the single pore as well as the relative location of the pores. The stress concentration factor is therefore much larger then the globally accepted form factor $K_{t,p}=2,05$ generated through ideal spherical pore.

With this knowledge a porosity conditional form factor $K_{t,Pore}$ is developed as a function of the degree of the porosity. Afterwards on the basis on this form factor and using the S/N curve of reference specimen with known degree of porosity a calculation model is generated which allows the assessment of the fatigue strength of Aluminium-Alloys with any arbitrary porosity.

This derived calculation algorithm is finally verified on the basis of several aluminium alloys. The fatigue life calculation with consideration of the local porosity is carried out on the series-production high pressure die cast component, delivering an accurate prediction of the fatigue life. The development period can thereby be clearly curtailed and hardware loops drastically reduced, which lowers the costs and allows a better exploitation of the potential of lightweight construction of aluminium.

