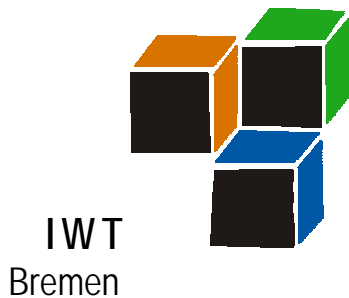


Modellierung der Dauerfestigkeit von Magnesium-Druckguss-Proben

B. Köhler, H. Bomas, W. Leis, L. Kallien



Abstract

Bauteile aus Magnesium-Druckguss-Legierungen lassen sich kaum ohne Einschlüsse, Poren und Lunker fertigen, was ihrem Einsatz in vielen Fällen entgegensteht. Vor diesem Hintergrund wurden am Beispiel der Legierungen AM50hp und AZ91hp, durch Variation der Druckgießparameter, Proben von 2 und 6 mm Dicke mit unterschiedlichen Konfigurationen innerer Hohlräume hergestellt. Zur Ermittlung der Dauerfestigkeit wurden an einem Resonanzpulser schwellende Ermüdungsversuche bis zum Bruch der Proben oder bis zu 10 Millionen Schwingspielen durchgeführt. Die Analyse der gebrochenen Proben zeigt, dass die Ermüdungsrissbildung sowohl an der Oberfläche der Proben als auch im Inneren erfolgt. Im zweiten Fall waren überwiegend Schwindungslunker rissauslösend.

Fußend auf einer Taylorreihenentwicklung der Dauerfestigkeit als Funktion der Gießparameter, wurde der Einfluss der Gießbedingungen auf die Dauerfestigkeit analysiert. Eine probenindividuelle bruchmechanische Analyse nach Kitagawa und Takahashi zeigte darüber hinaus, dass die Größe der gießbedingten Hohlräume zusammen mit der Belastung entscheidend für die Lebensdauer der Proben sind. Das letztere Ergebnis kann mit einem Ansatz von El Haddad und Topper beschrieben werden.

1. Probenherstellung und Ermittlung der Dauerfestigkeiten

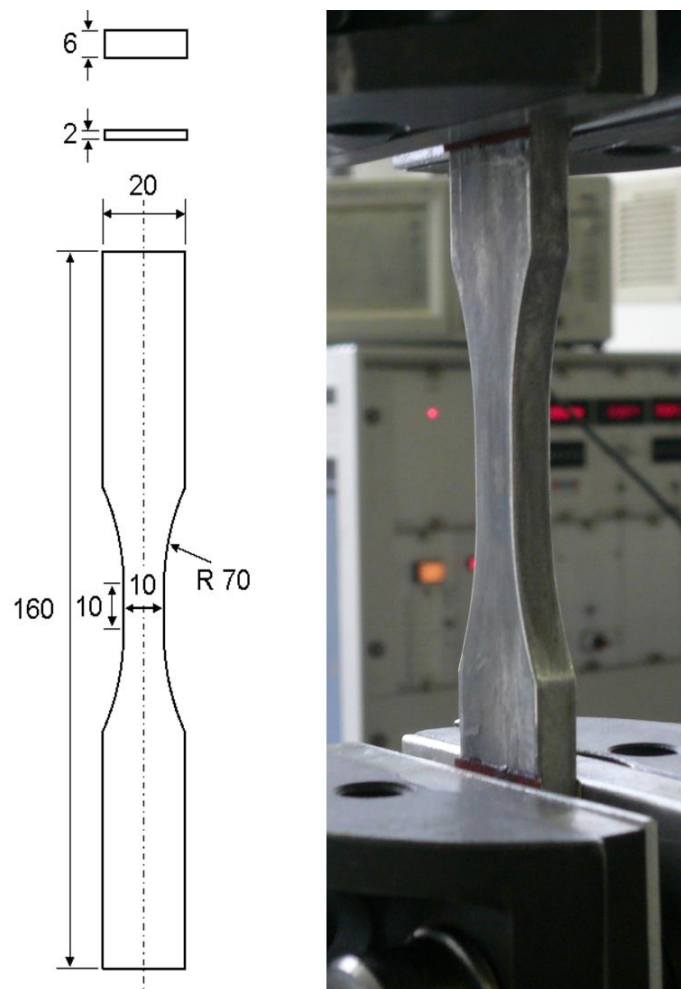
Der Einsatz von Magnesium-Druckgusslegierungen ist häufig durch im Herstellungsprozess nicht vermeidbare Hohlräume, wie Gasporen und Schwindungslunker, eingeschränkt. Art, Größe und Anzahl solcher innerer Defekte hängen dabei stark von verschiedenen Parametern im Druckgussprozess ab. Dieses Fakt gab Anlass, am Beispiel der gängigen Druckgusslegierungen AM50hp und AZ91hp, durch Variation der Gießparameter, Proben unterschiedlicher Porosität herzustellen und deren Auswirkung auf die Dauerfestigkeit im Zug-schwellversuch zu untersuchen.

Legierung	d [mm]	p_{Form} [bar]	v_1 [m/s]	v_2 [m/s]	p [bar]
AM50hp bzw. AZ91hp	2	0	0,4	2	500
				1000	
				3,5	500
			1000		
			0,6	2,75	750
			0,8	2	500
		1000			
		3,5	500		
		1000			
		1	0,4	2	500
				1000	
				3,5	500
	1000				
	0,6		2,75	750	
	0,8		2	500	
	1000				
	3,5	500			
	1000				
	6	0	0,4	2	500
				1000	
				3,5	500
			1000		
			0,6	2,75	750
			0,8	2	500
1000					
3,5		500			
1000					
1		0,4	2	500	
			1000		
			3,5	500	
	1000				
	0,6	2,75	750		
	0,8	2	500		
1000					
3,5	500				
1000					

Bild 1: Überblick über die unterschiedlichen Gießvarianten (d = Probendicke, p_{Form} = Luftdruck in der Form, v_1 = Vorfüllgeschwindigkeit, v_2 = Anschnittgeschwindigkeit, p = Nachdruck)

Bild 1 zeigt die auf Basis von Simulationen und statistischer Versuchsplanung ausgewählten unterschiedlichen Kombinationen von Parametern: Variiert wurden zunächst die Probendicke d (und damit die Abkühlrate in der Form) sowie das Gießverfahren (vacural oder konventionell). Innerhalb der so entstandenen vier Probenklassen wurden darüber hinaus noch die Vorfüllgeschwindigkeit v_1 , die Anschnittgeschwindigkeit v_2 und der Nachdruck p variiert. Die Proben wurden für die Schwingversuche in Probengeometrie (Bild 2) gegossen, um die Gushaut zu erhalten und so eine bauteilnahe Oberflächenbeschaffenheit zu gewährleisten.

An einem Resonanzpulser wurden für jede der vier Probenklassen einstufige Ermüdungsversuche mit einem Spannungsverhältnis $R = 0,1$ bis zum Bruch der Proben oder bis zu 10 Millionen Schwingspielen durchgeführt. Auf diese Weise wurden für die untersuchten Spannungsamplituden experimentelle Bruchwahrscheinlichkeiten ermittelt, aus denen die Dauerfestigkeiten der gussfehlerbehafteten Proben bestimmt wurden.



*Bild 2: Zugschwellproben,
links: Abmessungen,
rechts: Probe im Resonanzpulser*

Alle Bruchflächen wurden rasterelektronenmikroskopisch auf den Ausgangsort des bruchauslösenden Risses hin untersucht. Hierbei wurde zwischen Oberflächenversagen und Volumenversagen unterschieden. Im letzteren Fall wurde die Größe der rissauslösenden inneren Hohlräume in Form ihrer Projektionsfläche auf die Bruchfläche vermessen.

2. Analyse der Einflussparameter mit dem Fehlstellenmodell

Fußend auf den Wöhlerversuchen und den Bruchflächenuntersuchungen wurden jeder Probe experimentelle „Überlebenswahrscheinlichkeiten“ (Tabelle 1) zugeordnet.




Versagensarten	$P_{\ddot{U},exp}(A)$	$P_{\ddot{U},exp}(V)$	$P_{\ddot{U},exp}$
Durchläufer: 	1	1	1
Volumenversagen: 	unbekannt	0	0
Oberflächenversagen: 	0	unbekannt	0

Tabelle 1: Differenzierung des experimentellen Ergebnisses der Zugschwellversuche für jede einzelne Probe mit Zuordnung von Wahrscheinlichkeiten für Überleben gegen Versagen von der Oberfläche ($P_{\ddot{U},exp}(A)$), aus dem Volumen ($P_{\ddot{U},exp}(V)$) sowie der Gesamtüberlebenswahrscheinlichkeit ($P_{\ddot{U},exp}$)

Es wurde angenommen, dass sowohl die Oberfläche wie auch das Volumen eigene Dauerfestigkeiten haben, die jeweils einer zweiparametrischen Weibullverteilung gehorchen. Aufgrund dieser Modellvorstellung gilt dann für die Probenoberfläche die Beziehung

$$P_{\ddot{U},Modell}(A) = 2^{-\left(\frac{S_a}{S_{DA}}\right)^{m_A}}, \quad (1)$$

wobei S_{DA} der Median der Dauerfestigkeit der Oberfläche A ist und m_A der Weibullexponent. Entsprechend gilt für die modellierte Volumenüberlebenswahrscheinlichkeit

$$P_{\ddot{U},Modell}(V) = 2^{-\left(\frac{S_a}{S_{DV}}\right)^{m_V}} \quad (2)$$

Da zu erwarten ist, dass die Mediane S_{DA} und S_{DV} maßgeblich von der Probenbeschaffenheit (innere Hohlräume, Kerben an der Oberfläche etc.) beeinflusst werden, diese aber wiederum stark durch die Gießbedingungen geprägt wird, wurde der Ansatz verfolgt, S_{DA} und S_{DV} als Linearkombination dieser Einflussgrößen zu beschreiben:

$$P_{\ddot{U},Modell}(A) = 2^{-\left(\frac{S_a}{S_{DA0} + a_d \cdot d + a_{Form} \cdot p_{Form} + a_1 \cdot v_1 + a_2 \cdot v_2 + a_p \cdot p}\right)^{m_A}} \quad (3)$$

$$P_{\ddot{U},Modell}(V) = 2^{-\left(\frac{S_a}{S_{DV0} + b_d \cdot d + b_{Form} \cdot p_{Form} + b_1 \cdot v_1 + b_2 \cdot v_2 + b_p \cdot p}\right)^{m_V}} \quad (4)$$

Die Koeffizienten S_{DA0} , a_d , a_{Form} , a_1 , a_2 und a_p lassen sich bestimmen, indem die Menge aller Proben betrachtet wird, die im Experiment Oberflächenversagen zeigten oder Durchläufer waren, für die sich also eine experimentelle Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\ddot{U},exp}(A)$ im Sinne von Tabelle 1 zuordnen lässt. Eine Minimierung der Summe der Fehlerquadrate aus den experimentellen Ergebnissen und den modellierten Überlebenswahrscheinlichkeiten (Glg. 3)

$$\sum_{\substack{\text{Durchläufer} \\ \text{Oberflächenversagen}}} \left(P_{\text{Ü,exp}}(\mathbf{A}) - P_{\text{Ü,Modell}}(\mathbf{A}) \right)^2 \quad (5)$$

durch Anpassung der oben genannten Koeffizienten liefert somit einen Satz an Koeffizienten, der den Einfluss der Gießparameter auf die Dauerfestigkeit bestmöglich beschreibt.

Für das Volumen ergibt sich ein zweiter Satz Koeffizienten S_{DV0} , b_d , b_{Form} , b_1 , b_2 und b_p zur Bestimmung der Volumendauerfestigkeit S_{DV} durch Betrachtung aller Durchläufer und Experimente mit Volumenversagen.

Koeffizienten zu den Parametern...	d	p_{Form}	v₁	v₂	p
... mit Werten	2 mm / 6 mm	0 bar / 1 bar	0,4 m/s / 0,6 m/s / 0,8 m/s	2 m/s / 2,75 m/s / 3,5 m/s	500 bar / 750 bar / 1000 bar
Dimension	MPa/mm	MPa/bar	MPa/(m/s)	MPa/(m/s)	MPa/bar
A	$a_d = 2,7$	$a_{\text{Form}} = -1,0$	$a_1 = 0,3$	$a_2 = 3,5$	$a_p = -0,008$
V	$b_d = 2,5$	$b_{\text{Form}} = 0,8$	$b_1 = 10,7$	$b_2 = 3,4$	$b_p = -0,001$

Tabelle 2: Darstellung der über die Summe aller Gießparameter angepassten Koeffizienten für Versagen von der Oberfläche A bzw. Versagen aus dem Volumen V

Tabelle 2 zeigt die so angepassten beiden Koeffizientensätze am Beispiel der Legierung AM50hp. Es zeigt sich, dass in diesem Fall offenbar den Gießparametern v_1 und v_2 ein großer Einfluss auf die Dauerfestigkeiten beizumessen ist. Zudem ist bemerkenswert, dass die Wahl zwischen konventionellem oder vacuralem Guss hier von untergeordneter Bedeutung ist.

Unter der Annahme, dass die beiden Weibullexponenten m_A und m_V einen Wert von typischerweise 10 annehmen, lässt sich auf Basis der Gleichungen (3) und (4) eine modellierte Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\text{Ü,Modell}}$ für jede Gießbedingung als Funktion der Spannungsamplitude S_a errechnen:

$$P_{\text{Ü,Modell}} = 2 \cdot \left(\frac{S_a}{S_{DA}} \right)^{10} \cdot 2 \cdot \left(\frac{S_a}{S_{DV}} \right)^{10} \quad (6)$$

Passt man darüber hinaus die Spannungsamplitude S_a in Gleichung (6) so an, dass $P_{\text{Ü,Modell}} = 0,5$ wird, erhält man für jede Probenvariante eine modellierte 50%-Dauerfestigkeit S_D . In Bild 3 ist exemplarisch für vier Probenvarianten die modellierte Bruchwahrscheinlichkeit mit den experimentellen Bruchwahrscheinlichkeiten verglichen. Letztere ergeben sich als das Verhältnis der Anzahl der bei einer Spannungsamplitude gebrochenen Proben zur Anzahl der geprüften Proben. Es zeigt sich, dass Experiment und Modell im Rahmen der zu erwartenden Streuung gut übereinstimmen.

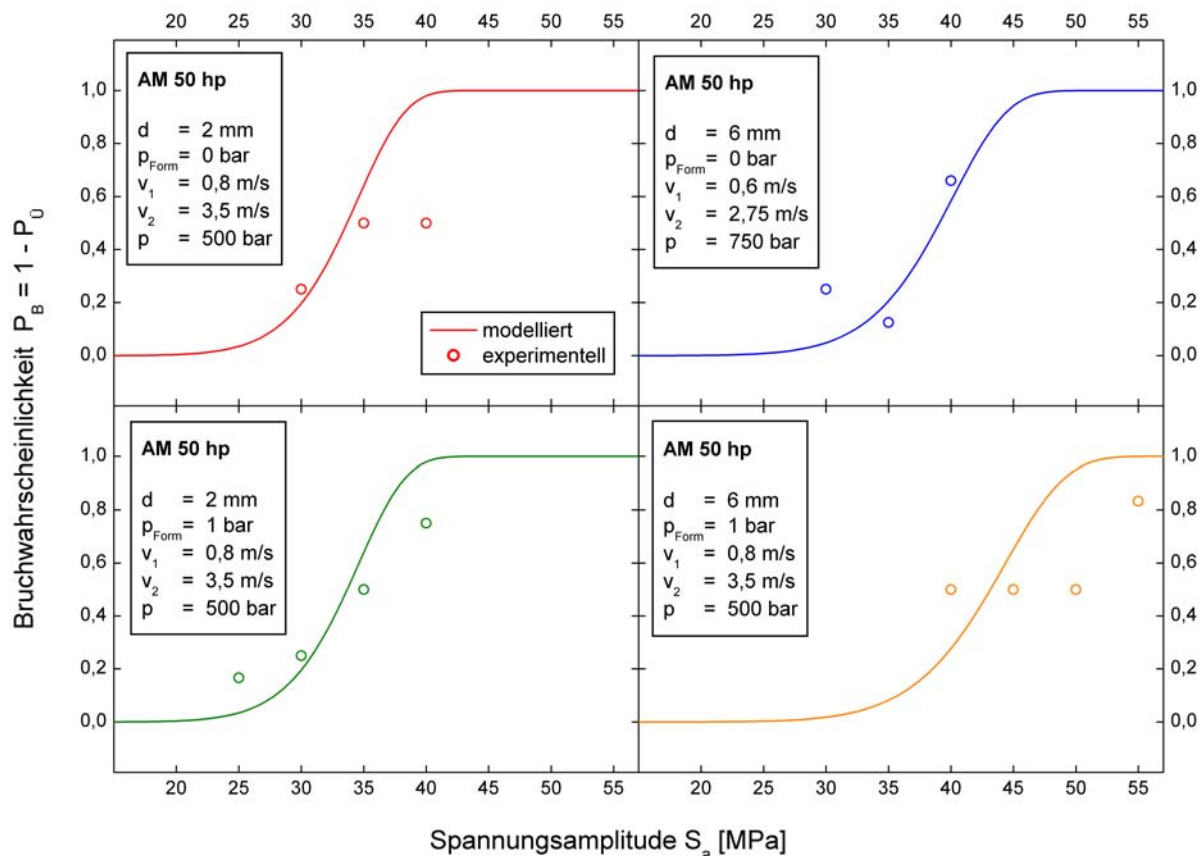


Bild 3: Vergleich der experimentellen mit den modellierten Bruchwahrscheinlichkeiten für vier Gießbedingungen

3. Bruchmechanische Analyse mit dem Kitagawa-Diagramm

Der Einfluss von mikroskopischen bis makroskopischen Rissen der Länge a auf die Dauerfestigkeit S_D lässt sich mit dem Kitagawa-Diagramm (Bild 4) veranschaulichen [1]. Eine charakteristische Risslänge a_0 grenzt hierbei den Bereich der kurzen Ermüdungsrissen gegen den Bereich der Linearelastischen Bruchmechanik (LEBM) ab. Eine Erweiterung des Ansatzes von Kitagawa stellt das Modell von El Haddad und Topper [2] dar, in dem die Dauerfestigkeit in der Form

$$S_D(a) = S_{D0} \cdot \sqrt{\frac{a_0}{a_0 + a}} \quad (7)$$

beschrieben wird. Hierbei ist S_{D0} die Dauerfestigkeit der rissfreien Probe. In die Berechnung von a_0 gehen neben dieser Dauerfestigkeit der Schwellenwert des Spannungsintensitätsfaktors ΔK_{th} sowie der Geometriefaktor Y des Risses ein. Zur Berechnung der Dauerfestigkeit in Abhängigkeit von der Riss- respektive Defektgröße der mit inneren Hohlräumen behafteten Mg-Proben auf Basis der Gleichung (7) wird a_0 benötigt: Der Geometriefaktor Y ergibt sich unter der einfachsten Annahme, dass es sich um einen kreisförmigen, innenliegenden Riss handelt („pennyshaped crack“), zu $Y = 2/\pi$ [3].

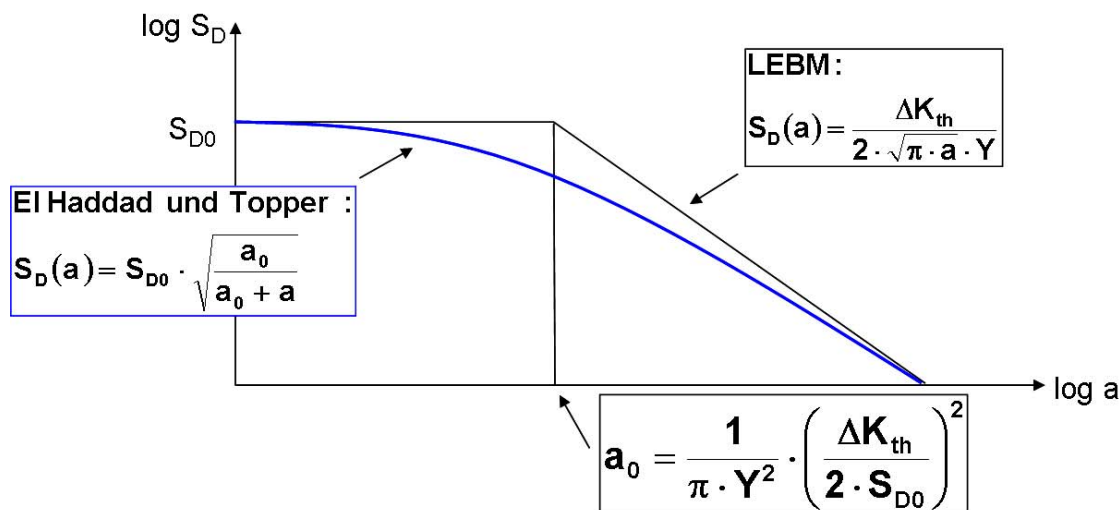


Bild 4: Kitagawa-Diagramm zur Beschreibung des Einflusses von langen und kurzen Rissen mit dem Ansatz von El Haddad und Topper

Der Schwellenwert des Spannungsintensitätsfaktors wurde in Rissfortschrittmessungen nach ASTM E 647 zu $\Delta K_{th} = 47 \pm 7 \text{ MPa mm}^{1/2}$ bestimmt. Ein ähnlicher Wert wurde auch von Mayer et al. [4] für die Legierung AZ91hp ermittelt. Mit Hilfe von Computertomographie wurde hierbei im Vorfeld sichergestellt, dass die verwendeten Gussproben nahezu frei von Porositäten waren. Da die Dauerfestigkeit der defektfreien Legierung im Rahmen der Experimente nicht bestimmt werden konnte, wurde darüber hinaus die Annahme $S_{D0} \cong S_D(90\%)$ gemacht, wobei $S_D(90\%)$ die aus den Wöhlerkurven ermittelte 90%-Dauerfestigkeit der Gussproben ist.

Um zu verifizieren, dass das Kitagawa-Diagramm eine adäquate Beschreibung liefert, wurde der versagensauslösende Defekt anhand rasterelektronenmikroskopischer Bruchflächenuntersuchungen quantifiziert. Hierzu wurde die Fläche A des in der Bruchebene liegenden Querschnitts des jeweiligen inneren Hohlrums vermessen (Bild 5).

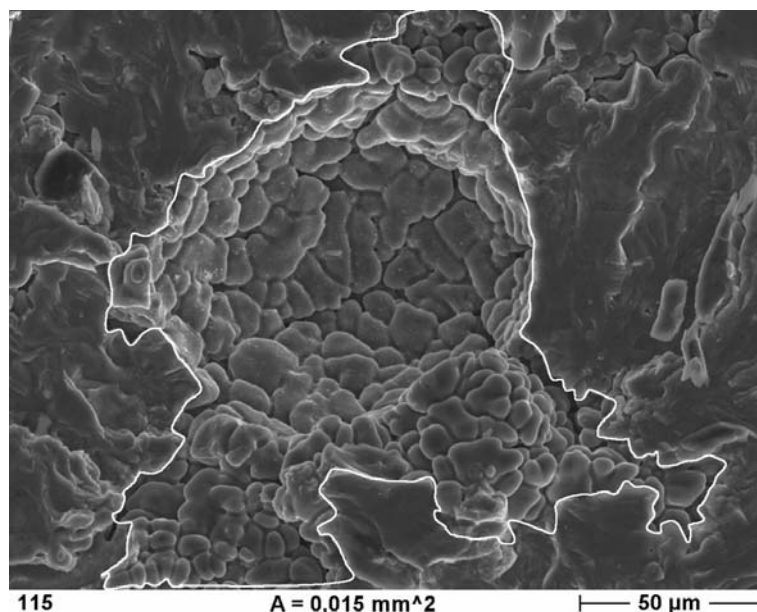


Bild 5: REM-SE-Aufnahme eines bruchauslösenden Lunkers, $area = 0,015 \text{ mm}^2$

Um die Flächengröße in eine Längengröße, entsprechend der Risslänge a im Kitagawa-Diagramm, umzurechnen, wurde häufig der Ansatz von Murakami [5]

$$a = \sqrt{\text{area}} \quad (8)$$

gewählt, in dem die Fläche area analog zu einem Riss der Länge a aufgefasst wird. Bild 6 zeigt das Kitagawa-Diagramm für vacural gegossenes AM50hp in 2 mm Probendicke. Sehr deutlich wird, dass die analysierten Brüche wie nach dem Modell von El Haddad und Topper erwartet wird, praktisch ausschließlich oberhalb der theoretisch berechneten risslängenabhängigen Dauerfestigkeit liegen. Somit liefert die bruchmechanische Analyse mit dem Kitagawa-Diagramm im vorliegenden Experiment offenbar eine zutreffende Beschreibung des Einflusses von Rissen der Länge a auf die Dauerfestigkeit S_D .

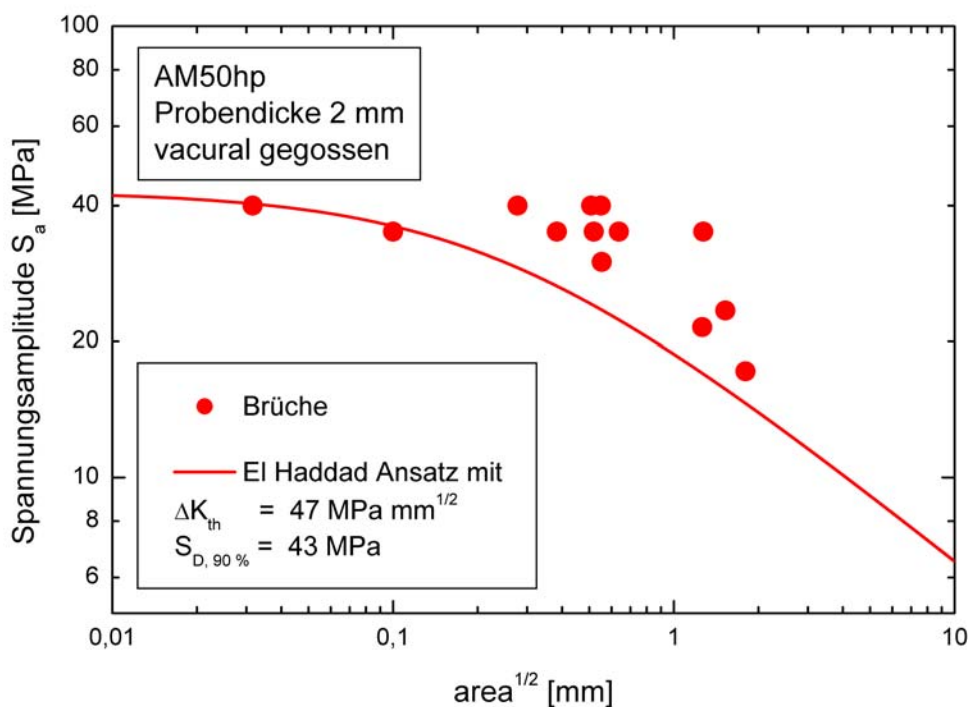


Bild 6: Kitagawa-Diagramm: Vergleich der nach El Haddad und Topper berechneten Dauerfestigkeit mit experimentellen Bruchflächenanalysen

4. Zusammenfassung

Aus den Legierungen AM50hp und AZ91hp wurden, durch Variation von Gießparametern beim Druckguss, unterschiedliche Anteile innerer Hohlräume, wie Schwindungslunker und Gasporen, in Ermüdungsproben eingestellt. Zur Bestimmung der Dauerfestigkeiten wurden Wöhlerversuche an diesen defektbehafteten Proben durchgeführt sowie REM-Analysen aller gebrochenen Proben.

Fußend auf diesen Daten, erfolgte auf Basis des Fehlstellenmodells eine Modellierung der Abhängigkeit der Dauerfestigkeit von den unterschiedlichen Gießbedingungen, auf deren Basis es gelang, den Einfluss der einzelnen Gießparameter auf die Porosität und damit letztendlich auf die Dauerfestigkeit zu quantifizieren. Darüber hinaus zeigte eine probenindividuelle Bruchflächenanalyse im Kitagawa-Diagramm, dass der Ansatz von El Haddad und Topper eine zutreffende Abgrenzung des Gebietes der Dauerfestigkeit gegenüber dem Gebiet der Zeitfestigkeit liefert. Somit werden zwei Wege aufgezeigt, die Dauerfestigkeit von druckgegossenen Magnesiumteilen besser zu beherrschen.

5. Literatur

- [1] **Kitagawa, H., Takahashi, S.**, in: Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stages, Proceedings of the Second International Conference on Mechanical Behavior of Materials, Metals Park, OH: American Society for Metals (1976) 627-631
- [2] **El Haddad, M., Topper, T., Smith, K.**, Prediction of non propagating cracks, Eng. Fract. Mech. 11 (1979) 573-584
- [3] **Sommer, E.**, Bruchmechanische Bewertung von Oberflächenrissen, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo 1984, 7
- [4] **Mayer, H., Papakyriacou, M., Zettl, B., Stanzi-Tschegg, S. E.**, Influence of porosity on the fatigue limit of die cast magnesium and aluminium alloys, Int. J. Fatigue 25 (2003) 245-256
- [5] **Murakami, Y.**, Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions, Elsevier, Oxford 2002, 88-94

6. Förderhinweis

Das Forschungsvorhaben (AiF 14201) ist aus Haushaltsmitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) über die Arbeitsgemeinschaft „Otto von Guericke“ e. V. (AiF) gefördert worden. Die Autoren danken der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungseinrichtungen AiF und dem Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie BMWi für die finanzielle Unterstützung des Vorhabens und dem Fachsausschuss 24 der Arbeitsgemeinschaft Wärmebehandlung und Werkstofftechnik (AWT) sowie dem projektbegleitenden Ausschuss für die beratende Unterstützung.