

Innere Fehler verschlechtern die mechanischen Eigenschaften von Magnesiumdruckgussteilen, sie lassen sich jedoch durch die Gießbedingungen gezielt beeinflussen.



FOTO: BDO G

Die Festigkeit von Magnesiumdruckgusslegierungen in Abhängigkeit von Art, Größe und Verteilung innerer Hohlräume



VON LOTHAR H. KALLIEN UND WALTER LEIS, AALEN, SOWIE HUBERT BOMAS UND BERND KÖHLER, BREMEN

Der nachfolgende Artikel beschreibt Ergebnisse, die im Rahmen eines Forschungsprojektes an der Hochschule Aalen und am Institut für Werkstofftechnik, Bremen, erarbeitet wurden. Ziel war es, die Auswirkung von Lunkern und Gasporen auf die statischen und zyklischen Eigenschaften der beiden gebräuchlichsten Magnesiumdruckgusslegierungen AM50 und AZ91 zu untersuchen.

Mit Hilfe der statistischen Versuchsplanung wurde der Einfluss unterschiedlicher Gießparameter und Gießverfahren auf die Bildung der inneren Fehler bestimmt. Neben statischen Zugversuchen und der Bestimmung der Wechselfestigkeit in Aalen wurden in Bremen Untersuchungen der Zugschwellfestigkeiten sowie Bruchflächenanalysen aller Probenvarianten durchgeführt.

Basierend auf diesen Ergebnissen gelang eine Analyse des Einflusses der Gießparameter auf die Dauerfestigkeit sowie eine Bewertung der Zugschwellfestigkeit auf der Grundlage des Kitagawa-Modells, um so ein Werkzeug zur möglichst einfachen quantitativen Bewertung der Inhomogenitäten ohne aufwendige zerstörende Prüfung zu schaffen.

Druckgussgefüge von Magnesiumlegierungen

Die Legierung AZ91 ist die gebräuchlichste Magnesiumdruckgusslegierung und zeichnet sich durch hohe Festigkeit, gute Gießbarkeit und Korrosionsbeständigkeit aus. Die hohen, an separat gegossenen Proben ermittelten Festigkeitswerte werden in Bauteilen durch eine inhomogene Gefügeausbildung, Gaseinschlüsse und Mikrolunker oft nicht erreicht.

Mögliche Ursachen für innere Fehler sind (Bild 1):

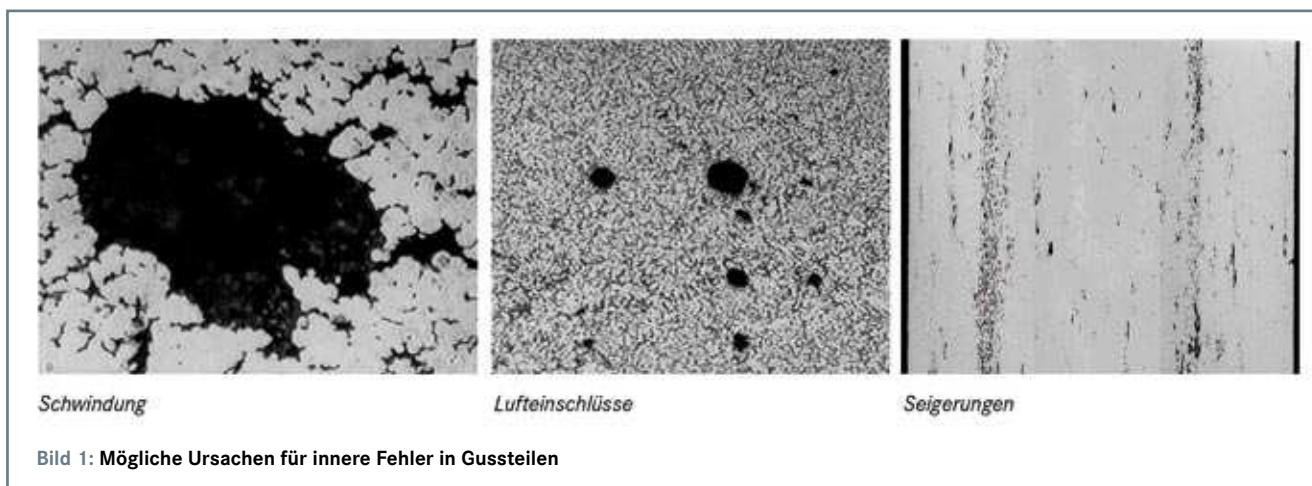
- > Lufteinschlüsse aus der Gießgarnitur und der Druckgießform,

- > Gase als Zersetzungsprodukte von Hilfsstoffen,
- > Schwindungsporosität der Metalle beim Übergang flüssig/fest,
- > Seigerungen und
- > nichtmetallische Einschlüsse.

Im Rahmen des Vorhabens wurde daher eine sehr ausführliche Literaturrecherche durchgeführt, die in dieser Veröffentlichung nur auszugsweise diskutiert werden kann. So untersuchten D. Regener u. a. [1] Bauteile mit unterschiedlichen Wanddicken hinsichtlich der Gefügeabhängigkeitsverhältnisse. Die Einschätzung des mechanischen Werkstoffverhaltens erfolgte durch Zugversuche, In-situ-Zug- und Biegeversuche (rasterelektronenmikroskopisch ausgewertet) sowie durch Mikrohärtmessungen.

Häufig treten beim Druckgießen so genannte Schichtporositäten vor allem in starken Wanddickenübergängen und Gebieten starker Kraftlinienumlenkungen auf. Das Zusammenwirken von extern vorerstarteten Kristallen mit den neu an der Formwandung kristallisierenden wird als eine Ursache von A. K. Dahle vorgeschlagen [2]. H. Cao und M. Wessen [3] sehen die Ursache im vorerstarteten Anteil der Schmelze während des Formfüllens.

Die Reinheit des Metalls wirkt sich auf die mechanischen Eigenschaften bei allen Magnesiumlegierungen aus. P. Bakke u. a. [4] untersuchten beispielhaft bei der Druckgusslegierung AM50 den Einfluss oxidischer Verunreinigungen im Bereich 10 bis 7000 ppm. Die Oxide beeinflussen bei der Fertigung von Druckgussbauteilen hauptsächlich die Fließeigenschaften und das Füllverhalten. Die in einer Arbeit von I. Pfeifer-Schäller und F. Klein [5] durchgeführten Untersuchungen zu den Werkstoffeigenschaften von Magnesiumlegierungen geben erste Hinweise auf einen Einfluss von Inhomogenitäten auf die Festigkeitseigenschaften von AZ91HP und AM50HP bei hohen Verformungsgeschwindigkeiten. Mit Hilfe der Computertomogra-



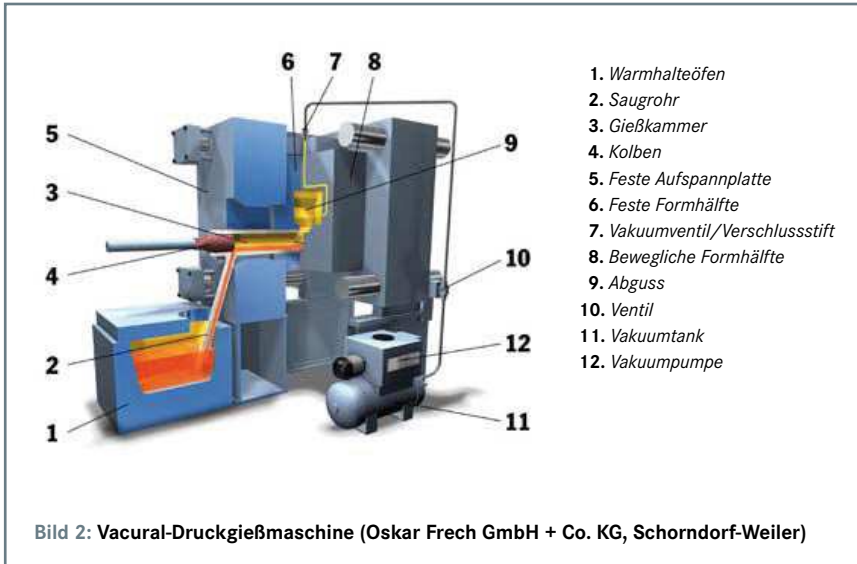


Bild 2: Vacural-Druckgießmaschine (Oskar Frech GmbH + Co. KG, Schorndorf-Weiler)

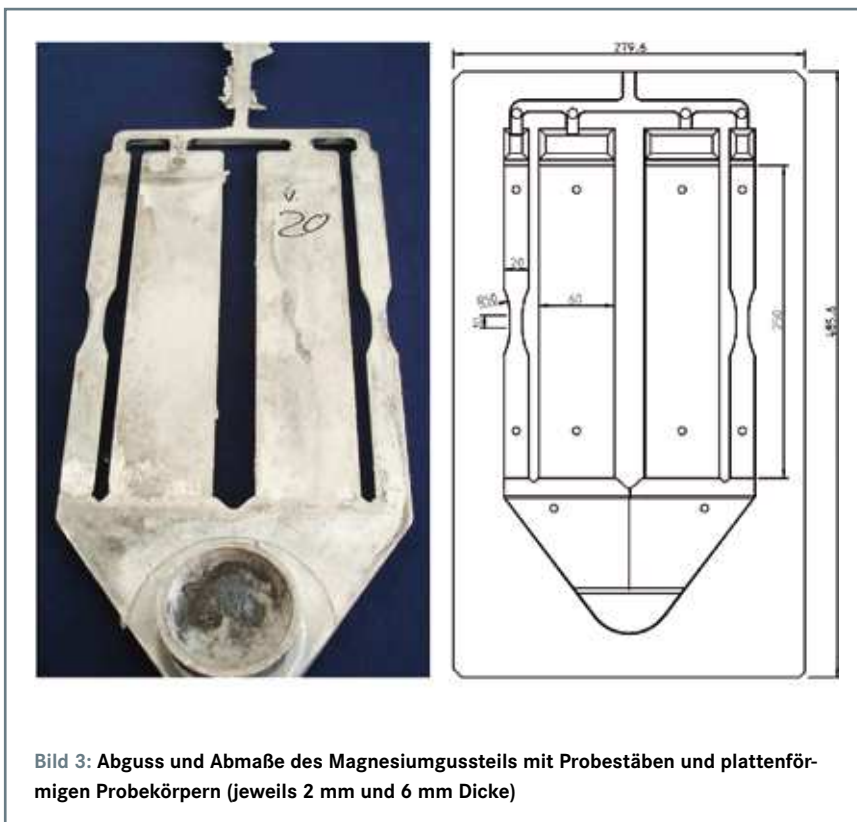


Bild 3: Abguss und Abmaße des Magnesiumussteils mit Probestäben und plattenförmigen Probekörpern (jeweils 2 mm und 6 mm Dicke)

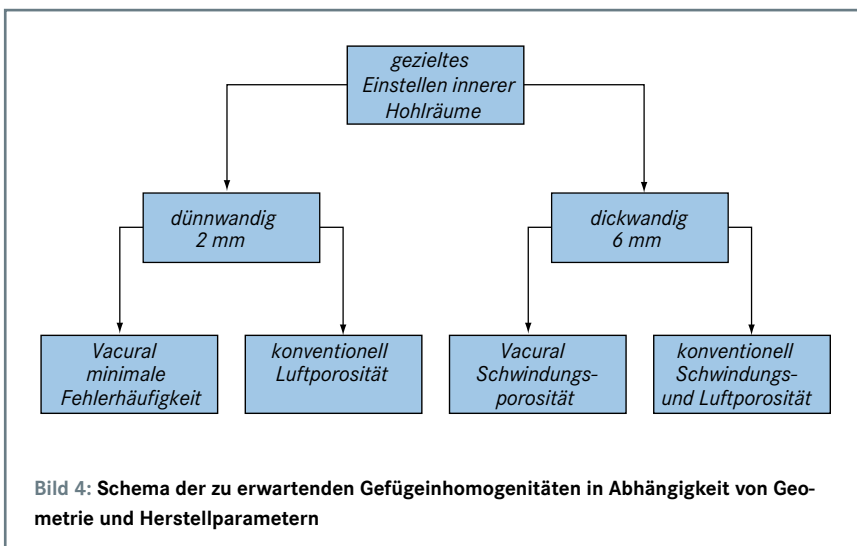


Bild 4: Schema der zu erwartenden Gefügeinhomogenitäten in Abhängigkeit von Geometrie und Herstellparametern

phie wurden die dreidimensionale Verteilung der Inhomogenitäten in den Bruchflächen sichtbar gemacht und deren Einfluss auf die Festigkeitswerte abgeleitet.

Von A. Balasundaram und A. M. Gokhale [6] wurde eine quantitative Bestimmung der räumlichen Anordnung von Schwindungs- und Gasporosität in Magnesiumlegierungen vorgenommen. Mit dem Einfluss der Porosität auf die mechanischen Eigenschaften von Magnesiumdruckgusslegierungen beschäftigten sich Z. Liu u. a. [7]. Die Dehngrenze bei Proben aus den Legierungen AZ91HP, AM50HP, AS41 und AE42 war vom Grad der Porosität nahezu unbeeinflusst. Dagegen korrelierte die Porosität mit der Zugfestigkeit und der Bruchdehnung. Ultraschalluntersuchungen zeigten dabei eine erhöhte Porosität im Bereich des Bruches.

H. Zenner [8] ging der Frage nach, ob sich das zyklische Werkstoffverhalten von Mg-Legierungen grundsätzlich von dem anderer Metalle unterscheidet. Die zyklischen Kennwerte für die Legierungen AZ91 und AE42 wurden an glatten Probestäben bei konstanter Dehnungsamplitude ermittelt. Dabei ergaben sich Spannungs-Dehnungs-Hysteresen, aus denen das zyklische Spannungs-Dehnungs-Diagramm für den Sättigungszustand bestimmt werden kann.

Für einen breiten Einsatz von Mg-Bauteilen ist die Kenntnis des Ermüdungsverhaltens in Abhängigkeit von der Wanddicke, der Gusshautdicke und evtl. vorhandener Kerben unerlässlich. C. M. Sonsino u. a. [9] präsentieren neueste Daten zum Ermüdungsverhalten von AZ91HP, AM50HP und AM20HP, und sie vergleichen diese Daten mit den Werten von unterschiedlichen Stählen und Al-Legierungen.

G. Eisenmeier u. a. [10] untersuchten das zyklische Deformations- und Ermüdungsverhalten der Legierung AZ91 bei konstanter Dehnungsamplitude zwischen $1,4 \cdot 10^{-3}$ und $2 \cdot 10^{-3}$ bei Raumtemperatur und bei 130 °C. Sie konnten nachweisen, dass das Rissfortschrittsverhalten vom Zusammenwachsen kleinerer Risse geprägt ist.

Dehnungsgeregelte Ermüdungsversuche an Mg-Proben aus der Legierung AZ91, die mit Hilfe des Vakuumdruckgießverfahrens hergestellt wurden, nahmen H. W. Höppl u. a. [11] bei Raumtemperatur und bei 130 °C vor. Für die Rissinitiation sind Defekte in oder knapp unterhalb der Oberfläche ausschlaggebend.

Für die Druckgusslegierung AM60B beschreiben F. Bonollo, C. Mus und M. Vedani [12] die Verarbeitung und die zu erwartenden mechanischen Eigenschaften. Eine eindeutige Zuordnung von Gefüge und mechanischen Eigenschaften zu den füll- und erstarrungsbedingten Fehlern wird hergestellt.

C. M. Sonsino und H. Hanselka [13] stellen die Ergebnisse einer umfassenden Untersuchung der Betriebsfestigkeit der Magnesiumdruckgusslegierungen AZ91HP, AM50HP und AM20HP vor. Untersucht wurden gekerbte und ungekerbte Proben. Es zeigte sich dabei, dass diese Legierungen gegenüber der Aluminiumlegierung AlSi7Mg0,6-T6 eine hohe Mittelspannungsempfindlichkeit aufweisen, aber geringere Kerbempfindlichkeit.

D. Regener, G. Dietze und H. Heyse [14] greifen sich bei den mechanischen Eigenschaften von Magnesiumdruckgusslegierungen die Bruchzähigkeit heraus, die für sicherheitsrelevante Bauteile benötigt wird. An Biegeproben und Kompaktzugproben aus den Legierungen AZ91, AM50 und AE42 wird der Risswiderstand ermittelt. Die Ausbildung der Mikrostruktur und die Konzentration und Verteilung intermetallischer Phasen zeigen einen Zusammenhang mit dem Risswiderstand, jedoch können die von den Legierungen vorhandenen guten Eigenschaften durch gießbedingte Defekte nicht vollständig genutzt werden.

C. M. Sonsino, H. Zenner und K. L. Kotte [15] führten an den Magnesiumlegierungen AZ91, AM50, AM20 und AE42 Wöhler- und Gaßner-Versuche bei reiner Wechselbelastung (Spannungsverhältnis $R = -1$) und im Zug-Schwell-Bereich ($R = 0$) durch. Die Legierungen zeigen dabei die gleiche Mittelspannungsempfindlichkeit, unabhängig von der Belastungsart (Axial- bzw. Biegebelastung), vom Oberflächenzustand oder der Spannungskonzentration. Die ermittelten Mittelspannungsempfindlichkeiten sind gegenüber anderen Werkstoffen hoch, dagegen sind die ermittelten Kerbempfindlichkeiten besonders niedrig.

H. Mayer u. a. [16] verglichen bei Ermüdungsversuchen die Magnesiumlegierungen AZ91, AM60, AE42 und AS21 mit der Aluminiumlegierung AlSi9Cu3 an Bauteilen, die unter gleichen Bedingungen hergestellt wurden. Die mit Ultraschall mit 109 Lastwechseln belasteten Proben erreichten Dauerfestigkeiten von 38 bis 50 MPa bei den Magnesiumlegierungen und 75 MPa bei der Aluminiumlegierung. Die Ermüdungsrisse entstanden zu 98,5 % an Porenwänden.

Die Untersuchungen in der einschlägigen Literatur wurden an Probekörpern durchgeführt, welche überwiegend aus Gussteilen entnommen oder separat gegossen wurden. Die Probenentnahme wurde überwiegend über die geometrischen Gegebenheiten und nicht nach Art und Häufigkeit von Porositäten im Prüfbereich durchgeführt. Meist erfolgte die Untersuchung der Fehlerhäufigkeit erst nach der Prüfung an den Bruchflächen der zerstörten Probekörper.

Der im vorliegenden Projekt verfolgte Ansatz, gezielt verschiedene Porenarten in den Probekörper einzubringen, wurde

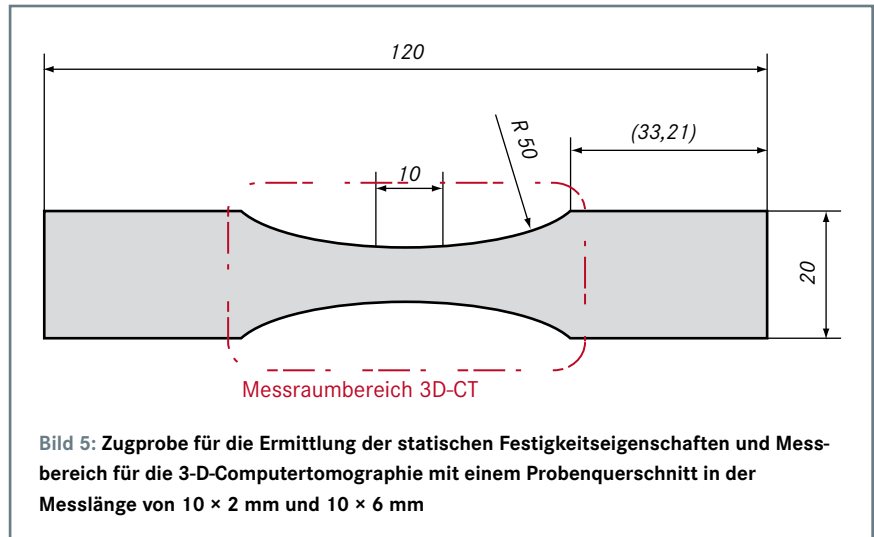


Bild 5: Zugprobe für die Ermittlung der statischen Festigkeitseigenschaften und Messbereich für die 3-D-Computertomographie mit einem Probenquerschnitt in der Messlänge von 10×2 mm und 10×6 mm

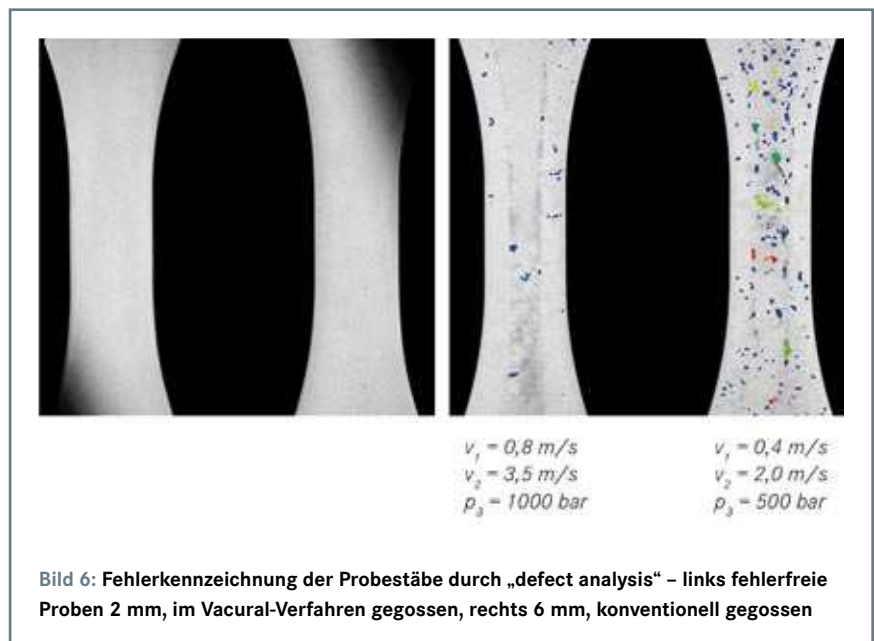


Bild 6: Fehlerkennzeichnung der Probestäbe durch „defect analysis“ - links fehlerfreie Proben 2 mm, im Vacural-Verfahren gegossen, rechts 6 mm, konventionell gegossen

bisher nicht verwirklicht. Weiterhin zeigte sich, dass hoch aufgelöste zerstörungsfreie Prüfverfahren vor der Schwingprüfung bisher nicht angewendet wurden.

Versuchsdurchführung

Für die Herstellung der Probekörper wurde ein neuer Einsatz für eine bestehende Druckgießform konstruiert und gefertigt. Zur Erzielung eines dichten Gefüges wurde dieses Werkzeug konventionell, aber auch für das Vacural-Verfahren (Bild 2) ausgelegt.

Das Vacural-Verfahren ist dadurch gekennzeichnet, dass der Formhohlraum vor dem Eintritt der Schmelze evakuiert wird. Dadurch werden nicht nur Lufteinschlüsse und eine Oxidation der Schmelze während des Formfüllens weitgehend unterdrückt, sondern auch eine gewisse Entgasung der Schmelze unmittelbar in der Gießform erreicht. Im Vacural-Verfahren gegossene Bauteile zeichnen sich durch geringste Fehlerhäufigkeiten aus. Dies führt zu einer ge-

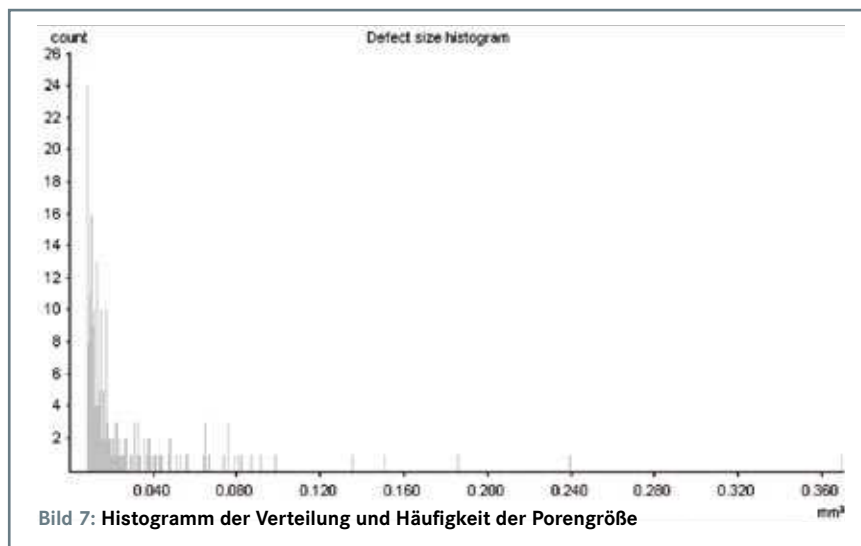
ringen Streuung der mechanischen Eigenschaften gegenüber konventionell druckgegossenen Komponenten.

Unter Variation der Fertigungsbedingungen konnten Probekörper (Bild 3) mit unterschiedlichen inneren Fehlern (Bild 4) gezielt hergestellt werden. Mit der dünnwandigen Probe (Dicke 2 mm) konnten fehlerfreie Probekörper unter Anwendung des Vacural-Verfahrens gegossen werden, während bei dieser Dicke im konventionellen Druckgießverfahren Luftporositäten auftraten. Bei der dickwandigen Probe (6 mm Wanddicke) waren fast immer schwindungsbedingte Poren vorhanden, bei der Anwendung des Vacural-Verfahrens waren die Proben nahezu porenfrei. Durch die Anwendung des konventionellen Druckgießens konnten dagegen Luftporositäten erzeugt werden.

Die Gießversuche wurden mit einer 750-t-Druckgießmaschine durchgeführt, die sowohl konventionell als auch vacural betrieben werden kann. Die Auswahl

Tabelle 1: Beispiel der mit „defect analysis“ ermittelten Hohlräume beim Probestab mit 2 mm Dicke der Serie 10 ($v_1 = 0,6 \text{ m/s}$, $v_2 = 2,0 \text{ m/s}$ und $p_N = 750 \text{ bar}$) mit konventioneller Gießtechnik

Slice	x [mm]	y [mm]	z [mm]	Volume [mm ³]	Surface [mm ²]	Radius	Oberfläche	Verhältnis
210	38,11	1,72	14,73	0,04	0,96	0,21	0,56	1,70
447	38,40	1,79	31,33	0,06	1,15	0,24	0,70	1,63
279	38,11	1,93	19,57	0,06	1,20	0,24	0,71	1,68
167	34,33	1,79	11,72	0,06	1,20	0,24	0,74	1,63
547	41,62	1,65	38,33	0,07	1,36	0,25	0,79	1,72
407	36,72	1,93	28,52	0,07	1,46	0,25	0,79	1,84
277	34,97	1,93	19,42	0,08	1,80	0,26	0,87	2,08
527	34,90	1,58	36,92	0,08	1,65	0,27	0,91	1,81
423	34,61	1,93	29,65	0,09	1,55	0,27	0,94	1,65
425	38,33	1,86	29,78	0,09	1,91	0,28	0,96	2,00
519	36,29	1,65	36,37	0,11	2,00	0,30	1,11	1,80
331	34,19	1,72	23,20	0,13	2,12	0,31	1,23	1,71
365	36,22	1,93	25,58	0,16	3,08	0,34	1,45	2,12
439	35,74	2,07	30,76	0,17	3,46	0,35	1,50	2,30
383	36,85	1,86	26,84	0,19	4,90	0,36	1,60	3,07
535	35,74	1,86	37,49	0,34	6,30	0,43	2,35	2,68
499	40,42	1,79	34,97	0,37	6,30	0,45	2,51	2,51
465	35,45	1,86	32,58	0,45	8,43	0,48	2,84	2,97
Summe				2,60	50,81			



der Gießparameter erfolgte durch statistische Versuchsplanung (Design of Experiment - kurz DOE), um einerseits die Zahl der notwendigen Versuchsreihen zu minimieren und andererseits einen Zusammenhang zwischen der Entstehung innerer Hohlräume und typischer Fertigungsbedingungen herzustellen. Eine erste Versuchsreihe diente dazu, die Eck- und Mittelpunkte der Maschinenparameter festzulegen, um auch nichtlineare Abhängigkeiten zu erkennen.

Bei den Gießversuchen wurde ein fraktioneller faktorieller Versuchsplan (2^{k-p} -Plan) mit folgenden Prozessparametern eingehalten:

- > Geschwindigkeit 1. Phase:
 $v_1 = 0,4-0,8 \text{ m/s}$,
- > Geschwindigkeit 2. Phase:
 $v_2 = 2,0-3,5 \text{ m/s}$,
- > Nachdruck 3. Phase:
 $p_3 = 500-1000 \text{ bar}$,
- > vacural / konventionell.

Um die Versuchsergebnisse durch Anfahrteile nicht negativ zu beeinflussen, wurden für jede Versuchsreihe mindestens zehn Gussteile hergestellt. Zur Auswertung wurden dann nur die letzten fünf Gussteile jeder Versuchsreihe ausgewählt. Insgesamt wurden sowohl für die Probestäbe und Platten mit 2 mm Dicke als auch für die mit 6 mm Dicke jeweils 200 auswertungsrelevante Abgüsse angefertigt. Die Auswertung erfolgte dabei mit Hilfe der Computertomographie. Außerdem wurden von allen Versuchsreihen die Zugfestigkeit R_m , die Streckgrenze $R_{p0,2}$ und die Dehnung A ermittelt.

Ergebnisse

Neben prozessbedingten makroskopischen Inhomogenitäten in Form von Gaseinschlüssen, Lunkern und Hilfsstoffen (Trennmittel) weist die Mikrostruktur bei druckgegossenen Bauteilen eine starke Kornvergrößerung von der Gussteiloberfläche ins Innere auf. Dies ist eine Folge der instationären Wärmeübertragung zwischen Gießwerkstoff und Gießform. Druckgegossene Bauteile zeigen daher eine deutliche Dickenabhängigkeit bei Werten der mechanischen Eigenschaften. Darüber hinaus bewirken die unter Druck eingeschlossenen Gase innere Spannungen mit komplexer Verteilung im Bauteil. Festigkeitswerte, die der eingesetzte Werkstoff ohne Fehler bietet, werden bei druckgegossenen Proben in der Regel nicht erreicht und erhöhen die Streubreite der Messergebnisse. Die untersuchten Proben zeigt **Bild 5**.

Visualisierung der Hohlräume

Die Auswertung und Visualisierung der CT-Daten erfolgte mit Hilfe der speziellen Soft-

Tabelle 2: Durchschnittliche Festigkeitswerte von AM50-Gussproben, hergestellt im Vacural-Gießverfahren und im konventionellen Gießverfahren bei unterschiedlichen Herstellungsbedingungen

Herstellungsbedingungen		Vacural-Gießverfahren			Konventionelles Druckgießverfahren		
		Rp _{0,2} in MPa	R _m in MPa	A in %	Rp _{0,2} in MPa	R _m in MPa	A in %
v ₁ in m/s	0,4	130,3	230,0	9,1	129,6	224,3	8,2
	0,6	133,3	239,7	11,1	130,3	226,3	8,2
	0,8	132,8	234,8	9,8	129,4	224,1	8,3
v ₂ in m/s	2,0	130,8	227,5	9,0	129,0	221,4	8,2
	2,75	133,3	239,7	11,1	130,3	226,3	8,2
	3,5	132,3	237,3	9,9	130,3	227,0	8,3
P in bar	500	130,9	229,9	9,2	129,9	222,5	8,1
	750	133,3	239,7	11,1	130,3	226,3	8,2
	1000	132,1	234,9	9,7	129,1	225,9	8,3
Gesamtmittelwerte		131,8	233,5	9,7	129,6	224,5	8,2

Tabelle 3: Durchschnittliche Festigkeitswerte von AZ91-Gussproben, hergestellt im Vacural-Gießverfahren und im konventionellen Gießverfahren bei unterschiedlichen Herstellungsbedingungen

Herstellungsbedingungen		Vacural-Gießverfahren			Konventionelles Druckgießverfahren		
		Rp _{0,2} in MPa	R _m in MPa	A in %	Rp _{0,2} in MPa	R _m in MPa	A in %
v ₁ in m/s	0,4	158,4	230,6	3,1	157,2	213,9	2,2
	0,6	156,1	243,1	3,8	163,8	231,3	2,6
	0,8	159,1	243,0	3,7	161,1	222,7	2,5
v ₂ in m/s	2,0	156,4	230,5	3,1	159,4	211,7	1,9
	2,75	156,1	243,1	3,8	163,8	231,3	2,6
	3,5	161,0	243,2	3,7	158,9	224,9	2,8
P in bar	500	155,5	222,0	2,8	160,0	214,0	2,1
	750	156,1	243,1	3,8	163,8	231,3	2,6
	1000	162,0	251,7	4,1	158,3	222,6	2,6
Gesamtmittelwerte		158,0	238,5	3,5	160,4	221,9	2,4

ware VG Studio Max. Für die Auswertung von Porositäten bei Gussteilen stellt dieses Programmpaket eine „defect analysis“ zur Verfügung, die eine lokale und quantitative Analyse des Porenvolumens ermöglicht. Die Fehlstellen werden farblich gekennzeichnet und damit im Grauwertbild des Bauteils hervorgehoben.

Bild 6 zeigt zwei Probestäbe, rechts mit eingefärbten Hohlräumen und links einen Probestab, der fast keine Fehler aufweist. Anhand einer Wertetabelle werden alle de-

tektierten Fehler aufgelistet (**Tabelle 1**). Daraus gehen für jeden Hohlraum die Position mit Volumen, Oberfläche und Geometrie hervor und können so für die statistische Auswertung herangezogen werden. Dieser Report beinhaltet Lage, Qualität und Größe der Fehlstellen (Tabellenspalten slice, x, y, z, volume, surface) in einer Liste sowie die Darstellung in einem Histogramm, **Bild 7**. Darüber hinaus wurden der Quotient zwischen Material und Fehlstellen berechnet, aus dem Volumen der äquivalente

Kugeldurchmesser und die äquivalente Kugeloberfläche (Tabellenspalten Verhältnis, Radius, Oberfläche). Das Verhältnis aus berechneter Kugeloberfläche und gemessener Oberfläche kann als Rundheit des Hohlraums aufgefasst werden.

Ergebnisse der statischen Werkstoffprüfung

Die **Tabellen 2** und **3** zeigen die Mittelwerte aus jeweils fünf Messungen. Die unter Vacural-Bedingungen gefertigten Proben weisen höhere Dehnwerte als die konventionell gegossenen Proben auf. Alle Ergebnisse liegen jedoch innerhalb der Norm. Dagegen zeigt sich kein Einfluss der Gießvarianten bezüglich der Dehngrenze Rp_{0,2}. Da die 2 mm dicken Probestäbe sehr starke Streuungen in den Festigkeitswerten aufweisen, wurde bei der Legierung AZ91 nur die Variante mit 6 mm Probestabdicken untersucht.

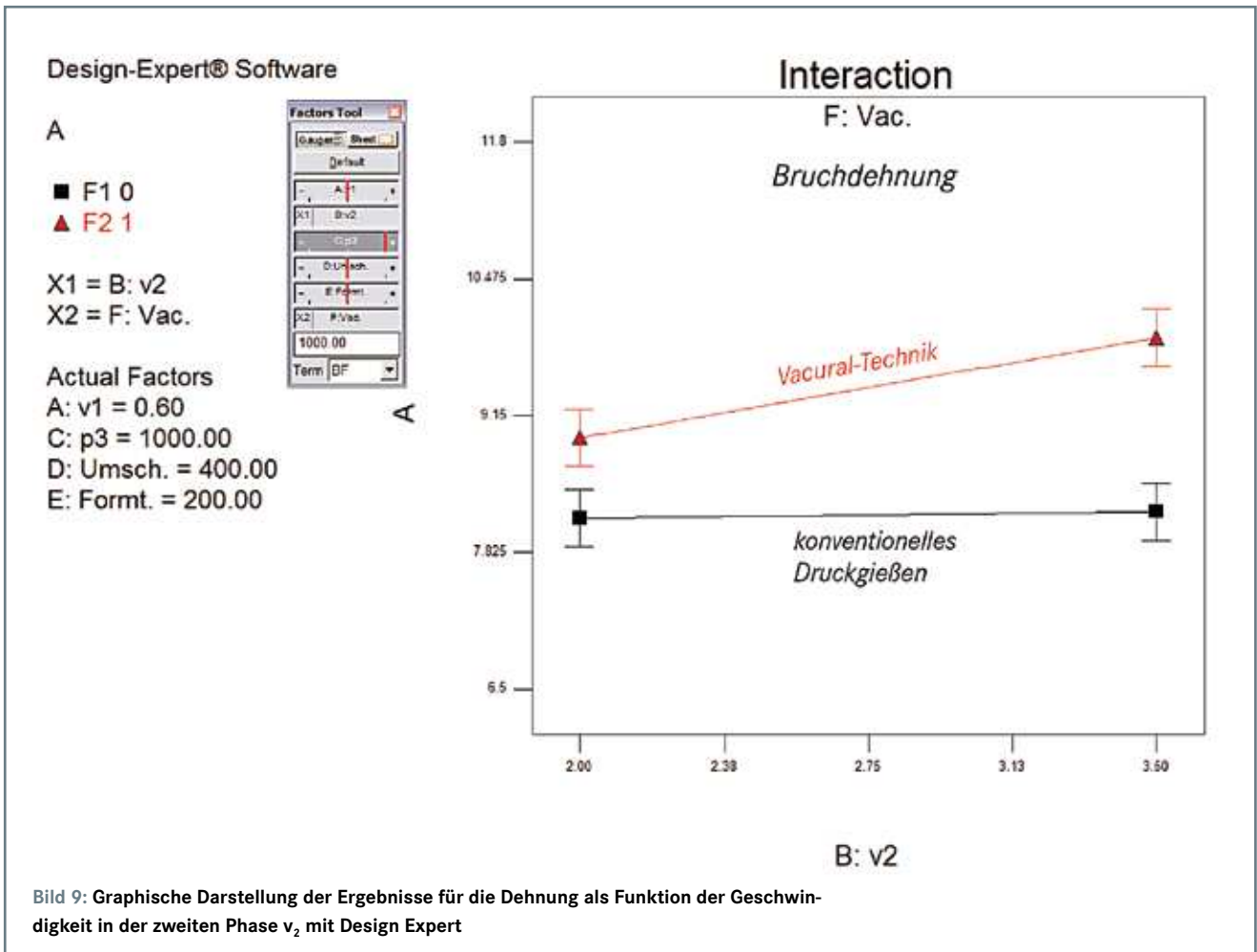
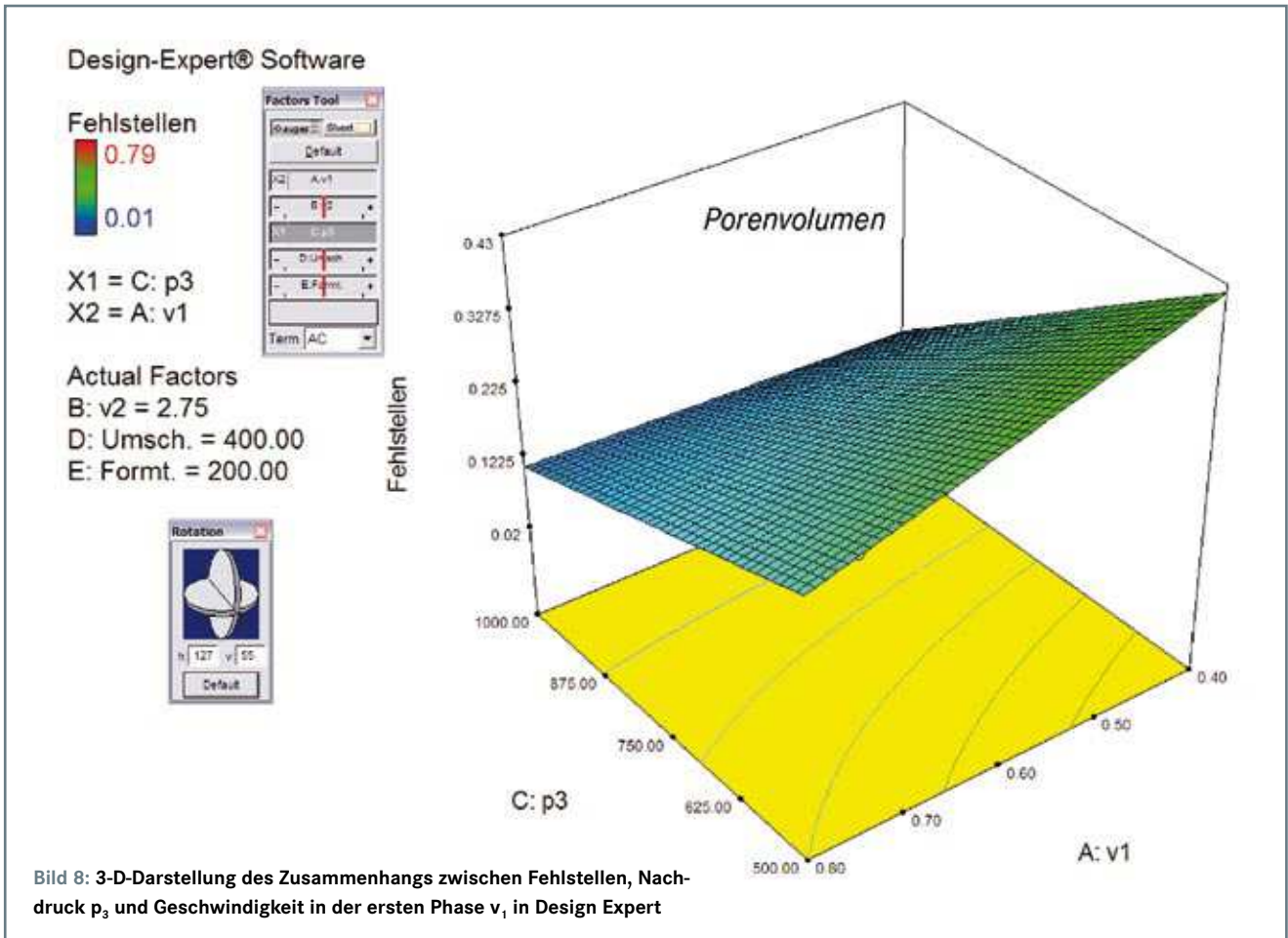
Die Ergebnisse für Rp_{0,2}, R_m und A wurden in das Softwareprogramm Design Expert eingetragen. Anhand dieses Versuchsplans führt das Programm selbständig eine Varianzanalyse durch, die aufzeigt, welche Faktoren eine Bedeutung haben und welche nicht.

Bild 8 zeigt als Beispiel die Auswertung mit der Software Design Expert der mit dem Vacural-Verfahren gegossenen 6-mm-Probestäbe. Zu erkennen ist eine Wechselwirkung der beiden Faktoren Nachdruck p₃ und Geschwindigkeit in der 1. Phase v₁.

Niedrige Geschwindigkeitswerte in der 1. Phase und geringer Nachdruck führen zu einem deutlichen Anstieg des prozentualen Fehleranteils. Bei einem hohen Nachdruck (1000 bar) hat die Geschwindigkeit in der 1. Phase jedoch keinen Einfluss auf das Porositätsvolumen. Die anderen Faktoren haben keinen signifikanten Einfluss auf die Fehlstellen, sie unterliegen einer zu hohen Zufallsstreuung.

Bild 9 zeigt die graphische Darstellung der Ergebnisse für die Bruchdehnung. Die rote Linie repräsentiert die mit dem Vacural-Verfahren gegossenen Zugproben, die schwarze Linie die konventionell gegossenen Proben. Die mit dem Vacural-Verfahren gegossenen Proben haben eine deutlich höhere Bruchdehnung. Die Bruchdehnung steigt bei den Vacural-Proben mit zunehmender Geschwindigkeit in der 2. Phase deutlich, bei den konventionell gegossenen Zugproben nur unwesentlich.

Bild 10 zeigt die graphische Darstellung der Ergebnisse für die Streckgrenze. Auch hier zeigen die mit dem Vacural-Verfahren gegossenen Proben höhere Werte. Mit Erhöhung der Formtemperatur nimmt die Streckgrenze ab: bei einer niedrigen Formtemperatur erstarren die Proben schneller, und es entsteht somit ein feineres Gefüge,



Design-Expert® Software

Rp0,2

- F1 0
- ▲ F2 1

X1 = E: Formt.
X2 = F: Vac.

Actual Factors
A: v1 = 0.60
B: v2 = 3.50
C: p3 = 1000.00
D: Umsch. = 400.00



Rp0,2

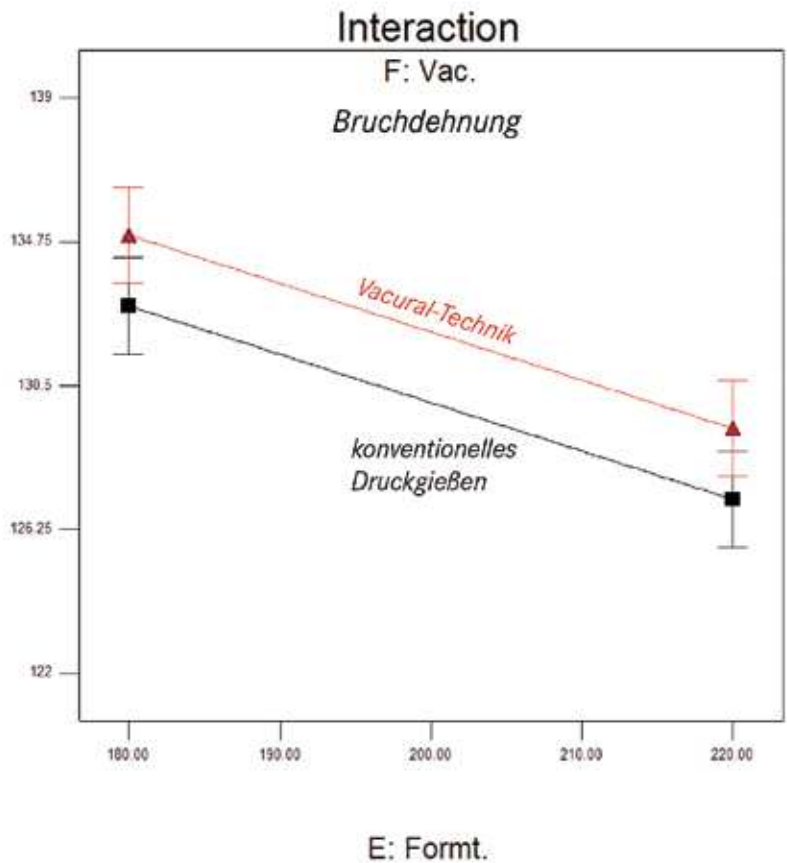


Bild 10: Graphische Darstellung der Ergebnisse für die Streckgrenze als Funktion der Formttemperatur

Design-Expert® Software

Rm

- F1 0
- ▲ F2 1

X1 = B: v2
X2 = F: Vac.

Actual Factors
A: v1 = 0.60
C: p3 = 1000.00
D: Umsch. = 400.00
E: Formt. = 180.00



Rm

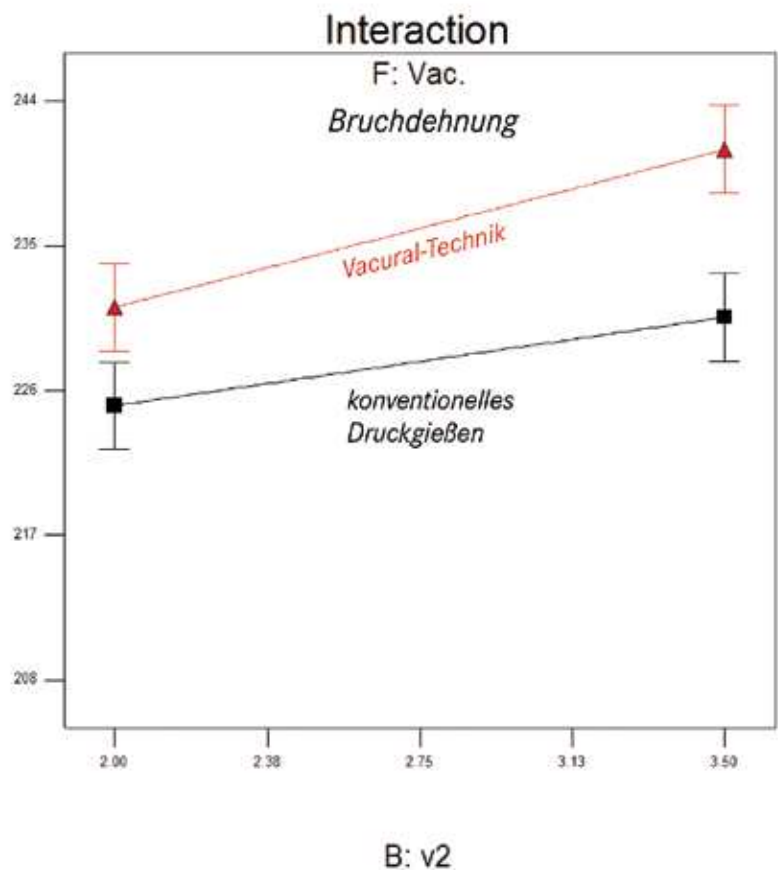


Bild 11: Graphische Darstellung der Ergebnisse für die Zugfestigkeit R_m in Abhängigkeit von 2. Phase der Kolbengeschwindigkeit

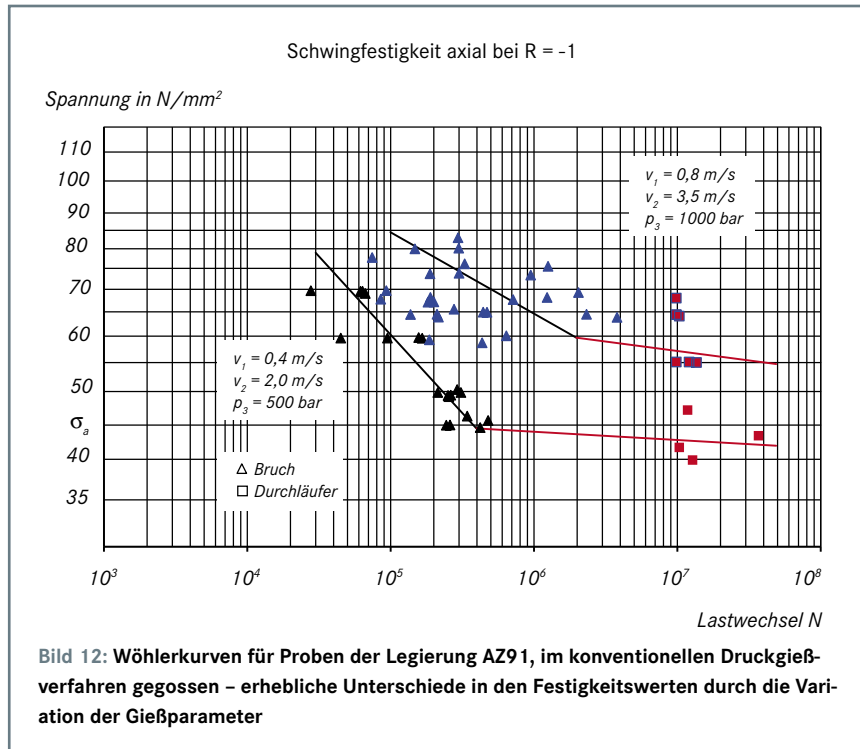


Bild 12: Wöhlerkurven für Proben der Legierung AZ91, im konventionellen Druckgießverfahren gegossen – erhebliche Unterschiede in den Festigkeitswerten durch die Variation der Gießparameter

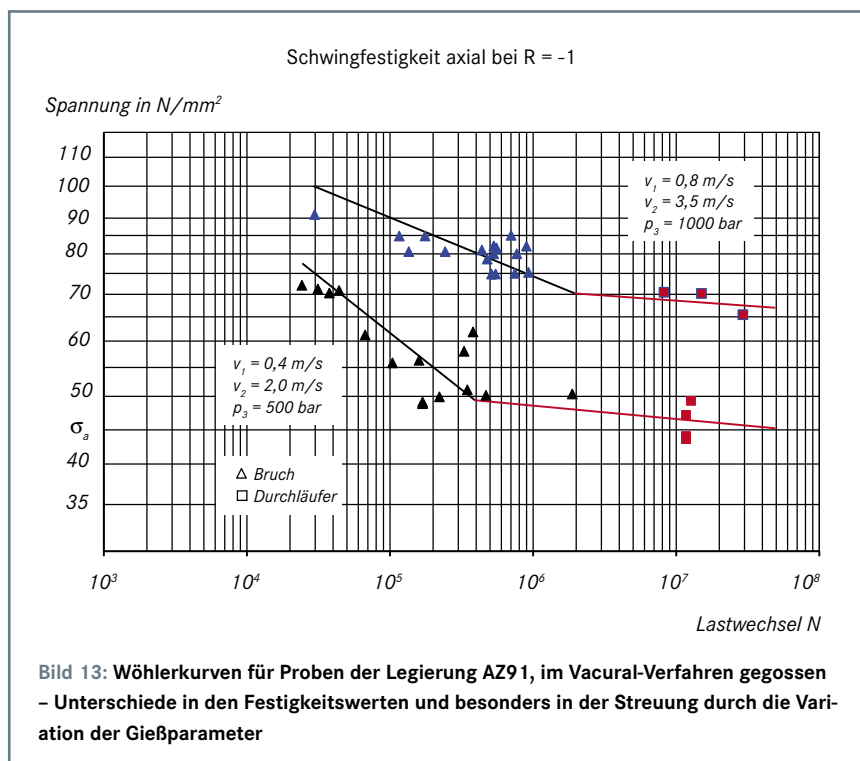


Bild 13: Wöhlerkurven für Proben der Legierung AZ91, im Vacural-Verfahren gegossen – Unterschiede in den Festigkeitswerten und besonders in der Streuung durch die Variation der Gießparameter

das wiederum zu einer höheren Streckgrenze führt.

Bild 11 zeigt die graphische Darstellung der Ergebnisse für die Zugfestigkeit. Auch hier zeigen die mit dem Vacural-Verfahren gegossenen Proben höhere Werte. Mit Erhöhung der Geschwindigkeit in der 2. Phase steigt die Zugfestigkeit an.

**Untersuchungen zur Wechsel-
festigkeit**

Deutlicher noch als die statischen Bauteileigenschaften zeigen die Schwingfes-

tigkeitseigenschaften die zuvor erläuterten Unterschiede auf, da die inneren Fehler, Kerbwirkungen und lokale Spannungsüberhöhungen die Rissinitiierung und den Rissfortschritt begünstigen. Die Vacural-technik verringert in entscheidender Weise Anzahl und Größe innerer Defekte. Die **Bilder 12 bis 14** zeigen die Ergebnisse der Wöhlerversuche im Zeitfestigkeitsbereich bis 10 Mio. Lastwechsel. Durch die Vacural-Technik ergibt sich bei den Wöhlerversuchen im Gegensatz zum konventionellen Druckgießverfahren ein schmales Streu-

band. Durch die geringe Streuung der Messwerte liegt die Wöhlerlinie bei der Vacural-Technik deutlich höher.

**Zugschwellfestigkeit bei allen
Gießvarianten**

Um den Einfluss unterschiedlicher aus dem Herstellungsprozess resultierender innerer Hohlräume auf die Zugschwellfestigkeit zu untersuchen, wurden in Bremen für die Legierungen AM50 und AZ91 jeweils 36 unterschiedliche Prozessparameterkombinationen ausgewählt. Variiert wurden hierbei zunächst die Probendicke und damit die Abkühlrate in der Form sowie das Gießverfahren (Vacural-Verfahren, konventionelles Druckgießen). Innerhalb der so entstandenen vier Probenklassen wurden darüber hinaus noch die Gießkolbengeschwindigkeit in der 1. Phase v_1 , die Anschnittgeschwindigkeit v_2 und der Nachdruck p_3 verändert. Die Proben wurden für die Zugschwellversuche in der Probengeometrie untersucht, um die Gusshaut zu erhalten und so eine bauteilnahe Oberflächenbeschaffenheit zu gewährleisten.

An einem Resonanzpulser wurden für beide Legierungen und jede der jeweils vier Probenklassen einstufige Ermüdungsversuche mit einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ bis zum Bruch der Probe oder bis zu 10 Mio. Lastwechseln durchgeführt.

Bruchflächenuntersuchungen. An allen gebrochenen Proben wurden mit Hilfe des Rasterelektronenmikroskops Bruchflächenanalysen durchgeführt. Hierbei gelang es, bei über 90 % der 190 untersuchten Proben den Ausgangsort des versagensauslösenden Risses zu lokalisieren (**Tabelle 4**). Insgesamt erfolgte die Rissinitiierung in 47 % der Fälle von der Probenoberfläche aus. Versagen an inneren Hohlräumen, wie Schwindungslunkern und Gasporen, trat zu 53 % auf. Hierbei kommt der Rissbildung an Lunkern der weitaus größere Anteil zu. Bemerkenswert ist, dass auch bei den konventionell gegossenen Proben in der Mehrzahl die Lunker versagensauslösend sind.

Zur Lokalisierung des Rissausgangs wurden zunächst Sekundärelektronenbilder der kompletten Bruchfläche angefertigt, mit deren Hilfe sich der Rissausgang anhand von Fließlinien bestimmen ließ. In den **Bildern 15 und 16** sind beispielhaft zwei Bruchflächenanalysen dargestellt.

Bild 15 zeigt im oberen Teil eine Übersichtsaufnahme der Bruchfläche, auf der an mehreren Lunkern gleichzeitig ein Rissausgang zu erkennen ist. Um ein Maß für die Größe des jeweiligen rissinitiierenden Volumendefektes zu erhalten, wurde mit Hilfe der Software ImageJ manuell der

Rand des jeweiligen Hohlraums markiert, sodass anschließend die Fläche des Defektes in der Bruchebene (area) berechnet werden konnte (Bild 15 unten), die dann als Eingangsgröße für die Kitagawa-Analyse genutzt wurde. In den wenigen Fällen, bei denen Rissausgänge an mehreren Volumendefekten beobachtet wurden, ging stets der größte Lunker in die Kitagawa-Auswertung ein, also im dargestellten Beispiel der Lunker 3 mit einer Fläche von 0,161 mm².

Fast die Hälfte der untersuchten Proben zeigte ein Versagen von der Probenoberfläche her, wie es exemplarisch in Bild 16 dargestellt ist: Die deutlich erkennbaren Fließlinien zeigen, dass hier nicht die Gas-pore im Volumen rissinitiiert war, sondern dass der Ausgang des Risses von der Oberfläche her erfolgte. Es ist anzunehmen, dass der hohe Anteil an diesem Versagenstyp dadurch begünstigt wird, dass zu Gunsten einer bauteiltreuen Oberfläche auf eine Bearbeitung derselben, etwa durch Schleifen, verzichtet wurde.

Volumenversagen wurde zu etwa 83 % durch Rissbildung an Lunkern und ca. 17 % an Poren eingeleitet.

Bewertung der Zugschwellfestigkeit mit dem Kitagawa-Modell. Der Einfluss von mikroskopischen bis makroskopischen Rissen der Länge a auf die Dauerfestigkeit S_D lässt sich mit dem Kitagawa-Diagramm (Bild 17) veranschaulichen [17]. Eine charakteristische Risslänge a_0 grenzt hierbei den Bereich der kurzen Ermüdungsrisse gegen den Bereich der Linearelastischen Bruchmechanik (Lebm) ab. Eine Erweiterung des Ansatzes von Kitagawa stellt das Modell von El Haddad und Topper [18] dar, in dem die Dauerfestigkeit in der Form

$$S_D(a) = S_{D0} \cdot \sqrt{\frac{a_0}{a_0 + a}} \quad (1)$$

beschrieben wird. Hierbei ist S_{D0} die Dauerfestigkeit der rissfreien Probe. In die Berechnung von

$$a_0 = \frac{1}{\pi \cdot Y^2} \cdot \left(\frac{\Delta K_{I,th}}{2 \cdot S_{D0}} \right)^2 \quad (2)$$

gehen neben dieser Dauerfestigkeit der Schwellenwert des Spannungsintensitätsfaktors $\Delta K_{I,th}$ sowie der Geometriefaktor Y des Risses ein. Der Geometriefaktor Y ergibt sich unter der einfachsten Annahme, dass es sich um einen kreisförmigen Innenriss in unendlich großer Umgebung handelt („pennyshaped crack“), zu $Y = 2/\pi$. [19]. Der Schwellenwert $\Delta K_{I,th}$ wurde für beide Legierungen im Rahmen dieses Projektes experimentell zu

$\Delta K_{I,th}$ (AM50hp) = 47 ± 4 MPa mm^{1/2} und

$\Delta K_{I,th}$ (AZ91hp) = 48 ± 3 MPa mm^{1/2}

bestimmt.

Da die Dauerfestigkeiten der defektfreien Legierungen im Rahmen der Experimente nicht bestimmt werden konnten, wurde darüber hinaus angenommen, dass

$$SD0 \cong SD(90\%) \quad (3)$$

ist, wobei SD(90 %) die aus den Wöhlerkurven ermittelte 90%-Dauerfestigkeit ist.

Um zu verifizieren, dass das Kitagawa-Modell eine adäquate Beschreibung liefert, wurde auf die Ergebnisse der Bruchflächenuntersuchungen zurückgegriffen. Aus der dort bestimmten, auf die Bruchebene projizierten Querschnittsfläche des rissauslösenden Defekts wurde gemäß dem Ansatz von Murakami [20]

$$a = \sqrt{\text{area}} \quad (4)$$

eine Defektgröße mit der Dimension einer Länge errechnet, die im Sinne einer Risslänge interpretiert wurde und als solche Eingang in das Kitagawa-Diagramm fand. In

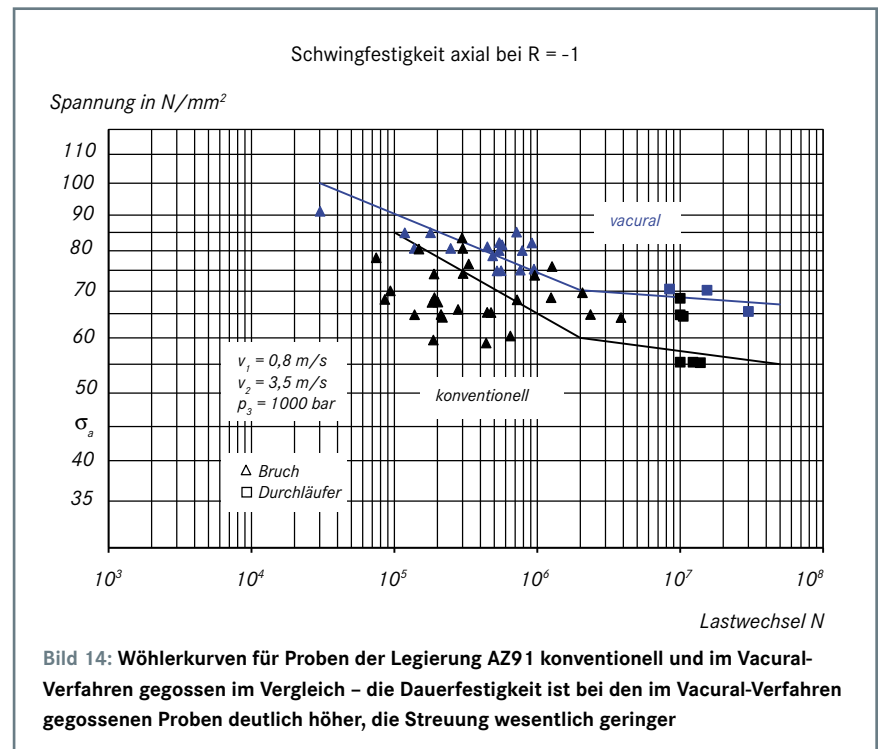


Bild 14: Wöhlerkurven für Proben der Legierung AZ91 konventionell und im Vacural-Verfahren gegossen im Vergleich – die Dauerfestigkeit ist bei den im Vacural-Verfahren gegossenen Proben deutlich höher, die Streuung wesentlich geringer

Tabelle 4: Überblick über die Rissausgangsorte der im Zugschwellversuch gebrochenen Proben

Legierung	d in mm	Vacural (v)/ konventionell (k)	Rissinitiiert an:			
			Lunker	Pore	Oberfläche	Kante
AM50hp	2	k	6	1	7	17
	2	v	11	2	2	3
	6	K	7	7	2	21
	6	v	10	2	5	8
AZ91hp	2	k	7	-	1	1
	2	v	15	-	1	1
	6	K	10	2	2	6
	6	v	11	1	1	1
Summe			77	16	22	59
Volumenversagen/ Oberflächenversagen			93 (= 53 %)		81 (= 47 %)	

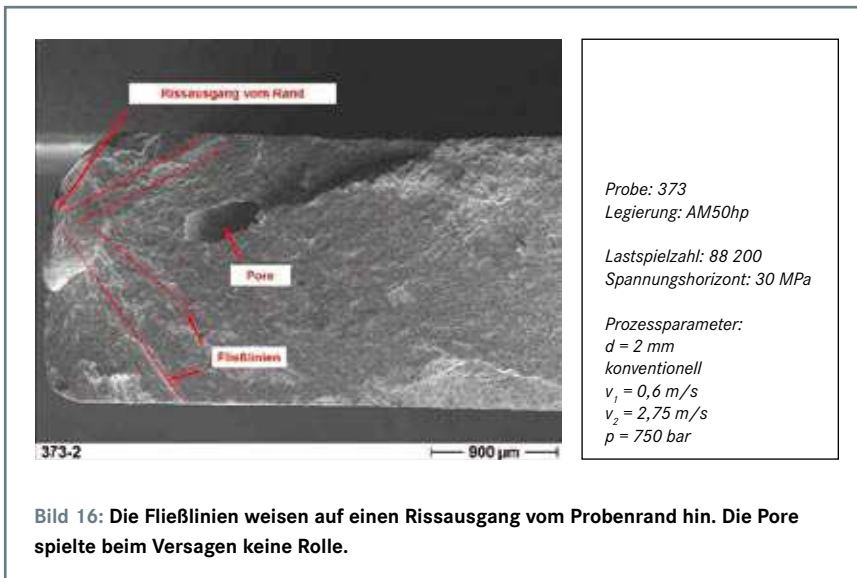
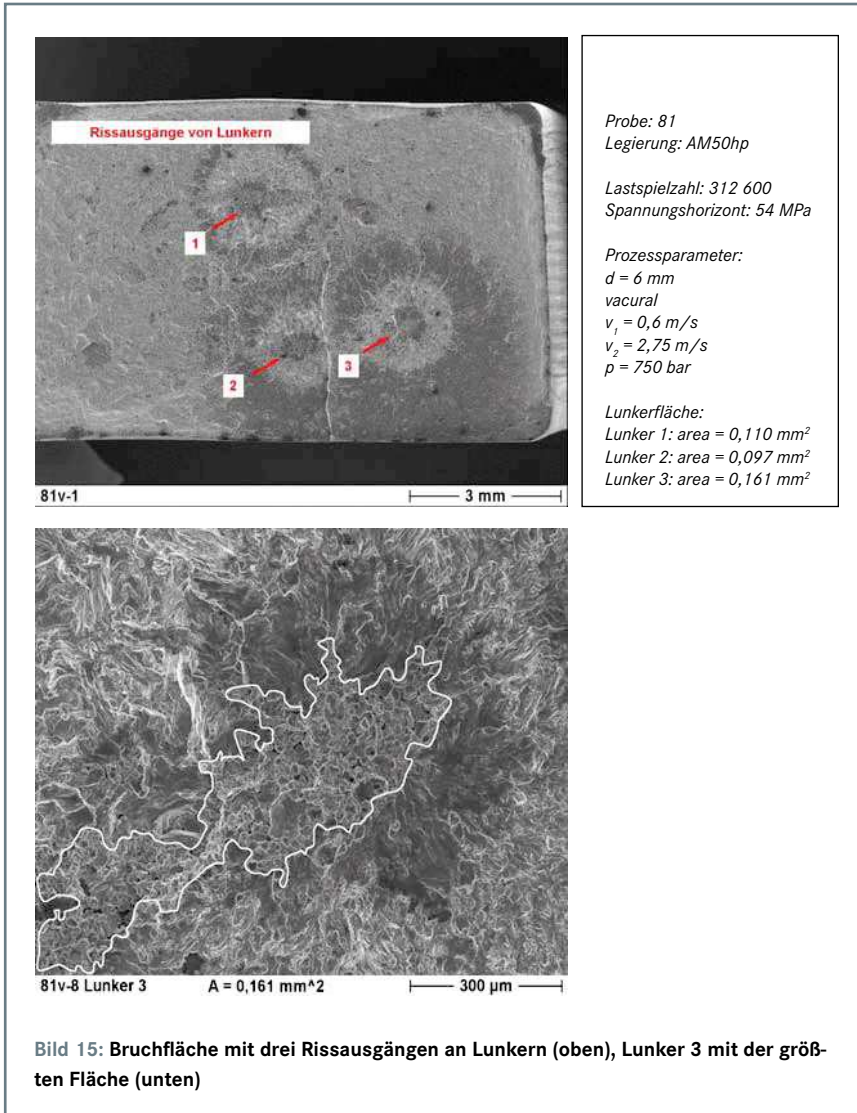


Bild 18 ist für die jeweils vier Probenklassen für AZ91 die Spannungsamplitude gegen die Defektgröße *a* aus den Experimenten aufgetragen. Gleichzeitig ist die sich nach dem Modell von El Haddad und Topper ergebende Kurve dargestellt, die das Gebiet der Dauerfestigkeit, unterhalb der Kurve, gegen

das Gebiet der Zeitfestigkeit, oberhalb der Kurve, abgrenzt. Die Brüche mit Volumenversagen liegen fast ausschließlich oberhalb der theoretisch berechneten risslängenabhängigen Dauerfestigkeit. Somit liefert die bruchmechanische Analyse mit dem Kitagawa-Diagramm in den vorliegenden Untersu-

chungen offenbar eine zutreffende Beschreibung des Einflusses von Rissen der Länge *a* auf die Dauerfestigkeit *S_D*.

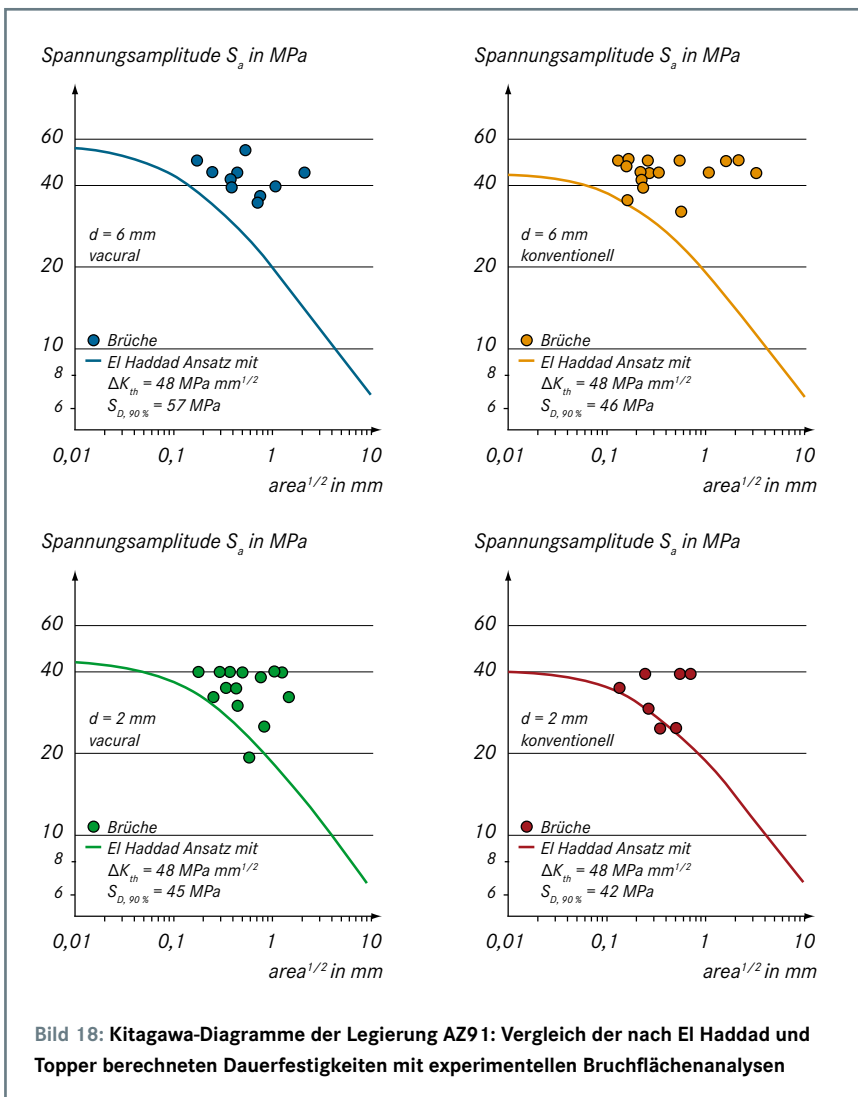
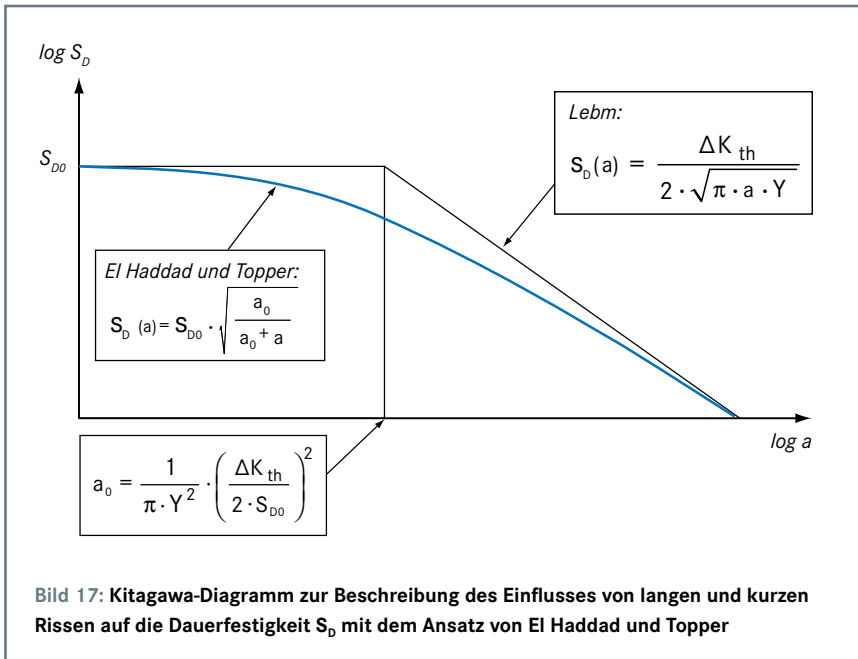
Zusammenfassung

Im Ergebnis der durchgeführten Untersuchungen kann Folgendes festgehalten werden:

- > Art, Größe und Verteilung innerer Fehler in Druckgussbauteilen lassen sich durch die Gießbedingungen gezielt verändern, Einflüsse können durch die statistische Versuchsplanung quantifiziert werden.
- > Die 3-D-Computertomographie ist zur Ermittlung und Klassifizierung innerer Fehler geeignet.
- > Die statischen Festigkeitswerte sind bei beiden Legierungen abhängig von der Wanddicke, von den Gießparametern, vom Gießverfahren konventionell/vacural.
- > Mit dem Vacural-Verfahren gegossene Proben aus der Magnesiumlegierung AZ91 haben für axiale Beanspruchung eine deutlich höhere Schwingfestigkeit als mit dem konventionellen Druckgießverfahren gegossene Proben.
- > Die Streuung der Messwerte in den Wöhlerkurven ist bei im Vacural-Verfahren gegossenen Proben deutlich geringer.
- > Die Ergebnisse fließen in die Modellierung der Vorhersage der Schwingfestigkeit als Funktion innerer Fehler ein.

Anhand von Bruchflächenuntersuchungen konnte gezeigt werden, dass die versagensrelevanten Risse von der Oberfläche oder von inneren Hohlräumen ausgehen, wobei letzteres zu etwas über 50 % der Fall ist.

Die Projektergebnisse leisten einen Beitrag zur Optimierung von Druckgussbauteilen im Hinblick auf die Minimierung schädlicher Porositäten, indem sie helfen, den Einfluss der Prozessparameter zu quantifizieren. So konnte ein direkter Zusammenhang zwischen Dauerfestigkeit und Gießparametern hergestellt werden, der es dem Gießer auf der Grundlage eines einfachen Modells gestattet, im Vorfeld, auf der Basis der Randbedingungen des Druckgussprozesses, Dauerfestigkeiten zu antizipieren und zu optimieren. Die durchgeführte proben- und damit auch defektindividuelle Analyse auf der Basis des Ansatzes von Kitagawa lässt es zu, bei gegebener Spannungsamplitude aus der Defektgröße auf die Zeit- oder Dauerfestigkeit zu schließen. Insbesondere im Zusammenspiel mit der Computertomographie ist somit eine Bewertung der Tolerierbarkeit poren- und lunkerbehafteter Druckgussteile im Vorfeld möglich, die dem Gießer einen entscheidenden Wettbewerbsvorteil bringen kann.



Prof. Dr.-Ing. Lothar H. Kallien und Dipl.-Phys. Walter Leis, Hochschule Aalen, Aalen, Dr. rer. nat. Hubert Bomas und Dr. Bernd Köhler, Institut für Werkstofftechnik Bremen

Literatur:

[1] MP Materialprüfung 43 (2001) Nr. 7/8, S. 288-293.
 [2] Giesserei-Praxis (2001) Nr. 7, S. 284-290.
 [3] 11. Magnesium Abnehmerseminar, Aalen 2003. Vortrag 11.
 [4] Magnesium Alloys and their Applications, München 26.-28.09.2000. Weinheim: Wiley-VCH. S. 739-745.
 [5] 23. Aalener Giebereisymposium 2002. Vortrag 12.
 [6] Materials Characterization 46 (2001) Nr. 5, S. 419-426.
 [7] Metall - Internationale Fachzeitschrift für Metallurgie 54 (2000) Nr. 3, S. 122-125.
 [8] Automotive Circle International, Berlin, 2001. Technik und Kommunikation. S. 31-49.
 [9] Magnesium Alloys and their Applications, München 26.-28.09.2000. Wiley-VCH Weinheim. S. 304-311.
 [10] Materials Science and Engineering, A 319-321 (2001) Dez., S. 578-582.
 [11] Magnesium Alloys and their Applications, München 26.-28.09.2000. S. 296-303. Weinheim: Wiley-VCH. S. 304-311, 348-353.
 [12] In: Processing and Mechanical Properties of Diecast AM60B Alloy. High Tech die Casting. Internationale Konferenz, Vicenza, Italien 2002. Light Metals Study Group of Associazione Italiana Metallurgia. S. 53-63.
 [13] Konstruktion 53 (2001) Nr. 11/12, S. 55-58.
 [14] Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 33 (2002) Nr. 10, S. 606-613.
 [15] Magnesium-Bauteilfestigkeit, Tagung Fulda 2003. DVM-Bericht 801, 2003. S. 75-87.
 [16] International Journal of Fatigue 25 (2003) Nr. 3, S. 245-256.
 [17] 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. S. 627-631.
 [18] Eng. Fract. Mech. 11 (1979), S. 573-584.
 [19] Sommer, E.: Bruchmechanische Bewertung von Oberflächenrissen. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo 1984. S. 7.
 [20] Murakami, Y.: Metal fatigue: Effects of small defects and nonmetallic inclusions. Elsevier, Oxford 2002. S. 88-94.

Die Autoren danken der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungseinrichtungen AiF und dem Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie BMWi für die finanzielle Unterstützung des

Vorhabens (AiF-Vorhaben 14201) und dem Fachausschuss 24 der Arbeitsgemeinschaft Wärmebehandlung und Werkstofftechnik AWT sowie dem projektbegleitenden Ausschuss für die beratende Unterstützung.