

Universität Kaiserslautern

Lehrstuhl für Verbrennungskraftmaschinen

Prof. Dr.-Ing. R. Flierl

Konzeption, werkstoffgerechte Gestaltung und Festigkeitsnachweis für ein Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse

Dipl.-Ing. Univ. Joachim Doerr

Vollständiger Abdruck der vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik der Universität Kaiserslautern zur Verleihung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. habil. D. Eifler
1. Prüfer der Dissertation:	Prof. Dr.-Ing. R. Flierl
2. Prüfer der Dissertation:	Prof. Dr.-Ing. B. Sauer

Die Dissertation wurde am 12.01.2005 bei der Universität Kaiserslautern eingereicht und durch den Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik am 17.03.2005 angenommen.

Tag der mündlichen Prüfung: 06.04.2005

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner dreijährigen Tätigkeit in der technischen Entwicklung der Audi AG in Ingolstadt, Bereich Entwicklung Grundmotor Reihenottomotoren.

Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Flierl gilt mein besonderer Dank für die stete Diskussionsbereitschaft und Unterstützung. Seine fachlichen Anregungen und seine vorbildliche wissenschaftliche Betreuung waren Voraussetzungen für das Gelingen dieser Arbeit. Für die Übernahme des Koreferats danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. B. Sauer. Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. D. Eifler für den Vorsitz in der Prüfungskommission.

Herrn Dr.-Ing. J. Böhme (I/EA-11) gilt mein besonderer Dank. Sein Vertrauen und seine wohlwollende Unterstützung ermöglichten es mir, die Thematik des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses innerhalb der Abteilung I/EA-11 in der notwendigen wissenschaftlichen Tiefe zu beleuchten. Weiterhin möchte ich mich bei Herrn Dr.-Ing. R. Krebs (I/EA-1) für die Förderung dieser Arbeit bedanken.

In besonderem Maße danken möchte ich auch den Kollegen und Mitarbeitern der Abteilungen I/EA-11, I/PG-63 und I/EG-34, vor allem bei Herrn Dr.-Ing. W. Schneider, Herrn Dr.-Ing. B. v. Grossmann, Herrn Dr.-Ing. C. Haberling sowie Herrn Dipl.-Ing. Albrecht Rothe für ihre tatkräftige Unterstützung und ihre Diskussionsbereitschaft.

Ebenfalls möchte ich mich bei den Kolleginnen und Kollegen der Grundmotorkonstruktion (I/EA-111) und -berechnung (I/EA-113) bedanken, die mich während der Zeit der Konzeption und Konstruktion des Magnesium-Kurbelgehäuses und während der FEM-Berechnungen unterstützt haben. Ohne das Wohlwollen hilfsbereiter Kollegen wäre eine solche Arbeit wohl kaum möglich gewesen.

Nicht vergessen möchte ich auch alle Diplomanden und Praktikanten, die mir in den unterschiedlichsten Themenbereichen zugearbeitet haben.

Wenn man während einer industriellen Tätigkeit eine Dissertation verfasst, kommt vieles im Familien- und Privatleben zu kurz. Der größte Dank gilt deshalb meiner Familie und meiner lieben Freundin Jutta, für das geduldige Ertragen vieler Abende, Wochenenden und Urlaubstage, die ich während der letzten Monate mit dem Schreiben dieser Arbeit verbracht habe.

Ingolstadt, im November 2004

Joachim Doerr

Kurzfassung

Im Hinblick auf die Gewichtsreduktion am Gesamtfahrzeug zur Verbesserung der Fahrdynamik und zur Reduktion des Kraftstoffverbrauchs wurde ein Vierzylinder-Kurbelgehäuse auf Basis des leichten Konstruktionswerkstoffs Magnesium konzipiert und konstruiert. Unter der Zielvorgabe einer spezifischen Leistung von mindestens 65 kW/l lag der Fokus auf einer zum Serienmotor mindestens gleichwertigen Belastbarkeit und Akustik und auf der Behebung der Kriech- und Korrosionsproblematik von Magnesium.

Durch die Kombination verschiedener Leichtbauprinzipien wie Konzept-, Gestalt- und Verbundleichtbau, ist es mittels lokalem Werkstoffengineering gelungen, die Nachteile des Magnesiums zu kompensieren und seine Vorteile bestmöglich zu nutzen. Das Ergebnis ist ein zur Aluminiumbasis um ca. 6,5kg und zur Graugussbasis um ca. 23kg leichteres Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse. Die short-skirt Bauweise in Verbindung mit einem zur Ölwanne nahezu komplett geschlossenen Bedplate ergibt ein hochsteifes Kurbelgehäuse mit einer im Vergleich zum Serien-Aluminium-ZKG höheren Belastbarkeit. Das flexible Kurbelgehäusekonzept ermöglicht es außerdem, auf Basis des für Magnesium sehr wirtschaftlichen Druckgussverfahrens, Zylinderkurbelgehäuse sowohl in open-deck als auch in closed-deck-Bauweise herzustellen.

Kernstück des neuen Motorblocks ist ein multifunktionaler, 3,8kg leichter Zylindereinsatz aus Aluminium, der die Funktion der Zylinderlaufbahn, der Zylinderkopf- und Hauptlagerverschraubung sowie der Kühlwasserführung übernimmt. Zur Verbesserung der Verbundeigenschaften zwischen dem Zylindereinsatz und dem umgebenden Magnesium wurden umfangreiche Gießversuche und metallographische Untersuchungen durchgeführt. Eine durch Plasmaspritzen aufgebrachte AlSi12-Beschichtung erzielte schließlich die besten Ergebnisse in Bezug auf ertragbare Zug- und Schubbelastungen in der Verbundzone.

Zur Absicherung des Herstellungsprozesses wurden mit der Finite Elemente Methode verschiedene Abstützvarianten des closed-deck-Zylindereinsatzes für das prozesssichere Eingießen im Druckguss untersucht. Die Befüllung des Einsatzes mit Sand erwies sich dabei als die robusteste Lösung und wurde später in den Gießversuchen umgesetzt.

Der Festigkeitsnachweis für das Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse wurde mit Hilfe der Finite Elemente Methode unter Einbeziehung der Ergebnisse der metallographischen Untersuchungen sowie unter Berücksichtigung nichtlinearer Werkstoffkennwerte und der Kriechproblematik von Magnesium erbracht. Ausgangspunkt für den Festigkeitsnachweis waren Eigenspannungsberechnungen, die das Abkühlen der Gussteile aus der Gießhitze, eine Warmauslagerung und die Bearbeitung der wichtigsten Funktionsflächen beinhaltete.

Der Nachweis für die Dauerhaltbarkeit der Lagerstühle des Kurbelgehäuses wurde erbracht. Parameterstudien zeigten dabei einen positiven Einfluss der Eigenspannungen und eine geringe Sensitivität der Konstruktion in Bezug auf Reibungsvariationen zwischen Umguss und Eingsusteilen. Kriechdehnungen im Bereich der Hauptlagerverschraubungen führten allerdings bei Verwendung der Standard Magnesiumlegierung AZ91 nach 500 Stunden bei 150°C zu einem Abfall der Schraubenvorspannkraft um bis zu 75%. Es konnte gezeigt werden, dass dieses Problem bei Verwendung von kriechfesteren Legierungen (z.B. MRI 153M) mit ca. 10-20fach besserer Kriechfestigkeit bzw. Relaxationsbeständigkeit behoben werden kann.

Der rechnerisch erbrachte Nachweis für die Dauerhaltbarkeit des Zylinderkurbelgehäuses konnte kurz vor Fertigstellung dieser Arbeit in einem Motorversuch (Polyzyklischer Dauerlauf, 100h) bestätigt werden. Der Motor zeigte nach Ende der Laufzeit keine Auffälligkeiten und konnte weiter betrieben werden.

Abstract

With regard to the weight reduction at the entire vehicle for the improvement of the driving dynamics and for the reduction of the fuel consumption, a four-cylinder crank case was designed on the basis of the light metal magnesium. Under the target of a specific power output of at least 65 kW/l, the focus laid on a strength durability and acoustic quality at least equivalent to serial engines. Furthermore, the intention was the elimination of the crawling and corrosion problems of magnesium.

Through the combination of different lightweight construction principles like concept-, shape- and compound-lightweight construction and the use of local material engineering the advantages of magnesium could be used in the best possible way. The result is a so called magnesium hybrid engine block which is about 6.5kg lighter than an aluminum block and about 23 kg lighter than a grey cast iron block. The short-skirt design in connection with a nearly closed Bedplate turns out a very stiff crank case with an even higher strength durability than the original aluminium crank case. The flexible block concept makes it possible to use the highly economic high pressure die casting process for either crank cases in open-deck or closed-deck design.

The main item of the new engine block is a multi-functional aluminium cylinder insert, which weighs only about 3.8kg and incorporates the functions of the cylinder liners, the cylinder head and mainbearing mounts as well as the cooling jacket. For the improvement of the compound properties between the aluminium cylinder insert and the surrounding magnesium, extended experiments and metallographic investigations were carried out. A thin layer of an AlSi12-alloy applied by plasma coating finally achieved the best results with respect to the maximum withstandable tensile and shear loads in the compound zone.

To ensure the incasting process of the closed-deck cylinder insert during high pressure die casting (danger of collapsing water jackets), different supporting systems of the water jacket were examined by finite element analysis. The best results were finally generated by filling the water jacket of the cylinder insert with sand before casting it in. This technique was turned over later in the casting-experiments.

The durability analysis of the magnesium hybrid cylinder crankcase was done with the finite element method under inclusion of the results of the metallographic investigations as well as considering non-linear material properties and the crawling-behaviour of magnesium. Before, residual stress calculations were done, considering the cooling down of the castings, a heat treatment and the machining of the most important functional faces. These residual stress results served as starting conditions for the durability analysis.

Parameter studies during the durability analysis of the main bearing panels showed a positive influence of the residual stresses at high temperatures and a small sensitivity with respect to friction variation between the inserts and the surrounding magnesium. By using standard magnesium alloys like AZ91, after 500 hours at 150°C, creep strains in the main bearing area lead to bolt pretension losses up to 75 %. It was shown, that this problem can be solved by the use of newly developed creep resistant magnesium alloys (for example MRI 153M). The creep resistance and relaxation performance of these alloys is about 10 to 20 times higher than that of conventional magnesium materials.

The durability of the magnesium hybrid engine block could be confirmed shortly before finishing this thesis in a first engine experiment (polycyclic endurance test, 100h). The engine did not show any conspicuousness and could be reassembled again in order to keep on running.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand der Technik	4
2.1	Werkstoffkundliche Grundlagen	4
2.1.1	Vorkommen und Gewinnung von Magnesium	4
2.1.2	Preisentwicklung von Magnesium	5
2.1.3	Magnesium als Konstruktionswerkstoff	6
2.1.4	Einteilung der Magnesiumwerkstoffe	9
2.1.4.1	Magnesium-Gusswerkstoffe	10
2.1.4.2	Mechanische Eigenschaften von Magnesium-Gusslegierungen	12
2.1.4.3	Thermophysikalische Eigenschaften von Magnesium-Gusslegierungen	14
2.1.4.4	Gießtechnologische Eigenschaften von Magnesium-Gusslegierungen	16
2.1.5	Recycling von Magnesium	17
2.2	Historie – Magnesium im Automobilbau	18
2.3	Verbrennungsmotore aus Magnesium	20
2.3.1	Luftgekühlte Motoren	20
2.3.2	Wassergekühlte Motoren	21
2.3.3	Neuere Entwicklungen bei wassergekühlten Motoren	23
3	Ziel der Arbeit	25
4	Grundlagen	26
4.1	Zylinderkurbelgehäuse von Verbrennungsmotoren	26
4.1.1	Funktionsbeschreibung	26
4.1.2	Bauarten von Zylinderkurbelgehäusen	26
4.1.2.1	Konstruktion	26
4.1.2.2	Werkstoffe	28
4.1.2.3	Gießverfahren	29
4.1.3	Belastungen am Zylinderkurbelgehäuse	33
4.1.3.1	Innere Belastungen	33
4.1.3.2	Äußere Belastungen	37
5	Konzeption und Konstruktion des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses	38
5.1	Entwicklungsziel	38
5.2	Problemfelder	38
5.3	Theoretische Betrachtungen	40
5.4	Konzeptauswahl und Begründung	44
5.5	Konstruktionsmerkmale	47
5.5.1	Kurbelgehäuse-Oberteil	47
5.5.1.1	Aluminium-Zylindereinsatz	47
5.5.1.2	Magnesium-Umguss des Kurbelgehäuse-Oberteils	49
5.5.2	Kurbelgehäuse-Unterteil (Bedplate)	50
5.5.3	Hauptlagerstuhl-Verstärkungen (HLV)	51

5.5.4	Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse (Zusammenbau)	51
5.6	Gewichte / Hauptabmessungen	53
6	Gießversuche und metallographische Untersuchungen	54
6.1	Vorbereitung der Gießversuche	54
6.2	Untersuchung der Verbundschicht zwischen Aluminium-Laufbuchse und Magnesium-Umguss	58
6.2.1	Metallographische Charakterisierung der Verbundschicht	58
6.2.2	Ultraschall-Untersuchungen	65
6.2.3	Haftzugversuche – Ermittlung der Haftzugfestigkeit der Grenzschicht	67
6.2.4	Torsionsversuche – Ermittlung der Schubfestigkeit der Grenzschicht	68
6.3	Abschließende Bewertung der Oberflächen- und Beschichtungssysteme	69
7	FEM-Berechnungen	70
7.1	Theoretische Grundlagen	70
7.1.1	Thermomechanik und Betriebsfestigkeit	70
7.1.2	Kriechen & Relaxation	73
7.1.2.1	Kriechen	73
7.1.2.2	Relaxation	74
7.2	Gießsimulation – Grundlage für Eigenspannungsberechnungen	76
7.2.1	Formfüllung	76
7.2.2	Erstarrungssimulation	76
7.3	FEM-Modell	77
7.3.1	Vernetzung	77
7.3.2	Temperaturabhängige Werkstoffkennwerte	78
7.3.3	Abbildung der Kontaktproblematik zwischen Inlay und Umguss	78
7.3.3.1	Übertragung der Eigenschaften der Verbundschicht auf das FEM-Modell	79
7.3.4	Abbildung der Kriechproblematik im FEM-Modell	82
7.4	Simulation des Herstellprozesses – Eigenspannungen	83
7.4.1	Verformungen des Zylindereinsatzes durch den Druckgussprozess	85
7.4.2	Verformungen und Eigenspannungen durch den Abkühlprozess (AZ91)	88
7.4.3	Relaxation der Gießeigenspannungen durch thermisches Entspannen	89
7.4.4	Spannungsumlagerung durch mechanische Bearbeitung	90
7.5	Einfluss der Verbundschicht auf die Eigenspannungen	93
7.6	Analyse des Motorbetriebs – Temperaturberechnungen	96
7.6.1	Ermittlung des Wärmedurchgangswiderstands der Verbundschicht	96
7.6.2	Ergebnisse der Temperaturberechnungen	97
7.7	Verformung und Festigkeit des Hauptlagerstuhls	101
7.7.1	Gestaltungsmöglichkeit des Hauptlagerstuhlbereichs	101
7.7.2	Lastfälle	103
7.7.2.1	Montagelastfall, Step 1	103
7.7.2.2	Temperaturlastfall, Step 2	103
7.7.2.3	Dynamische Lastfälle, Step 3 – 6	103
7.7.3	Ergebnisse	103
7.7.3.1	Verformungen und Spannungen	104
7.7.3.2	Dauerfestigkeits-Betrachtung	105

7.7.3.3	Relaxation der Schraubenvorspannkraft	107
7.8	Verformung und Festigkeit Block-Kopf-Verband	111
7.8.1	Lastfälle	111
7.8.1.1	Montagelastfall, Step 1	111
7.8.1.2	Temperaturlastfall, Step 2	111
7.8.1.3	Zündlastfälle, Step 3 und 4	111
7.8.2	Ergebnisse	112
7.8.2.1	Verformungen und Spannungen	112
7.8.2.2	Pressungsverteilung der Zylinderkopfdichtung	114
7.8.2.3	Rohrverzug	116
7.9	Analyse des Eigenschwingungsverhaltens des Mg-Hybrid-ZKG	119
7.9.1	Rechnerische Analyse des Eigenschwingungsverhaltens	119
7.9.2	Experimentelle Analyse des Eigenschwingungsverhaltens	120
8	Technische Umsetzung des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses	123
8.1	Gießtechnologie für das Magnesium-Hybrid-ZKG	123
8.1.1	Zylindereinsatz	123
8.1.1.1	Gießverfahren	123
8.1.1.2	Zylindereinsatz-Varianten	124
8.1.1.3	Gefüge- und Gussqualität	124
8.1.2	Magnesium-Kurbelgehäuse-Oberteil	126
8.1.2.1	Vorbereitung des Zylindereinsatzes vor dem Eingießen	126
8.1.2.2	Positionierung des Zylindereinsatzes und der Hauptlagerverstärkungen	126
8.1.2.3	Gießprozess	127
8.1.2.4	Prozessentwicklung und -optimierung	128
8.1.3	ZKG-Unterteil (Bedplate)	131
8.1.3.1	Verbesserung der Gussqualität durch lokales Squeeze	131
8.1.3.2	Eigenspannungen im Bereich der Eingsussteile	132
8.2	Bearbeitung des Magnesium-Hybrid-ZKG	133
9	Diskussion	135
10	Zusammenfassung und Ausblick	139
	Literatur	141
	Anhang	148
Anhang 1:	Explosionsdarstellung des Magnesium-Hybrid-ZKG	148
Anhang 2:	Ergänzung zu den metallographischen Untersuchungen	149
Anhang 3:	Ergänzung zu den Ultraschall-Untersuchungen	151
Anhang 4:	Eigenspannungsberechnung vom Bedplate	153
Anhang 5:	Ergänzung zu den Temperaturberechnungen	154
Anhang 6:	Rohrverzug im heißen Montagezustand	157
Anhang 7:	Ergebnisse der Bolt-Load-Retention-Messungen	159
Anhang 8:	Ergebnisse der rechnerischen und experimentellen Modalanalyse	161
Liste der betreuten Studien- und Diplomarbeiten (chronologisch)		162
Lebenslauf		163

Formelzeichen

Lateinische Formelzeichen

A	[mm ²]	Fläche
A	[-]	Parameter für Kriechgesetz
a _{Fzg}	[m/s ²]	Fahrzeugbeschleunigung
A _{Fzg}	[m ²]	Stirnfläche vom Fahrzeug
A _g	[%]	Bruchdehnung
A _K	[mm ²]	projizierte Fläche des Kolbenbodens
b	[mm]	Breite
B	[-]	Parameter für Kriechgesetz
c	[N/m]	allgemeine Steifigkeit
c _P	[J/kg·K]	spezifische Wärmekapazität
c _w	[-]	c _w -Wert
D _{a,A}	[mm]	Außendurchmesser vom Außenteil
D _{a,I}	[mm]	Außendurchmesser vom Innenteil
D _{i,A}	[mm]	Innendurchmesser vom Außenteil
D _{i,I}	[mm]	Innendurchmesser vom Innenteil
D _F	[mm]	Fugendurchmesser
d _h	[mm]	hydraulischer Durchmesser
d _K	[mm]	Kolbendurchmesser
e	[-]	Exponentialfunktion
E	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul
E _A	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul vom Außenteil
E _I	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul vom Innenteil
F _B	[N]	Beschleunigungswiderstand
f _e	[Hz]	Eigenfrequenz
F _{Gas}	[N]	Gaskraft
F _{Gegengew. rot}	[N]	rotierende Massenkraft der Gegengewichte
F _K	[N]	Kolbenkraft
F _{Kolben osz}	[N]	oszillierende Massenkraft der Kolbenbaugruppe
F _{Kurbelkrpfg. rot}	[N]	rotierende Massenkraft der Kurbelkröpfung
F _{KW rot}	[N]	rotierende Massenkraft der Kurbelwelle
F _N	[N]	Kolben-Seitenkraft
F _{Pleuel osz}	[N]	oszillierende Massenkraft des Pleuels
F _{Pleuel rot}	[N]	rotierende Massenkraft des Pleuels
F _R	[N]	Reibungswiderstand
F _R	[N]	Radialkraft
f _r	[-]	Reibkoeffizient
F _{St}	[N]	Steigungswiderstand
F _{ST}	[N]	Stangenkraft
F _T	[N]	Tangentialkraft
F _V , ΔF _V	[N]	Vorspannkraft, Vorspannkraftverlust
F _W	[N]	Fahrwiderstand
F _{Z, Kn, entr.}	[N]	ertragbare Zugnormalkraft pro Knoten
g	[m/s ²]	Erdbeschleunigung
h	[mm]	Höhe
hdp	[-]	hexagonal dichteste Packung
J	[mm ⁴]	Flächenträgheitsmoment

Formelzeichen

k	$[W/m^2 \cdot K]$	Wärmedurchgangskoeffizient
K	$[-]$	Hilfsgröße
kfz	$[-]$	kubisch flächenzentriert
l_F	$[mm]$	Fugenlänge
l_P	$[mm]$	Pleuellänge
m	$[kg]$	allgemein für Masse
M	$[Nmm]$	Motornutzdrehmoment
m_{Fzg}	$[kg]$	Fahrzeugmasse
$m_{Gegengew.}$	$[kg]$	rotierende Masse der Gegengewichte
m_K	$[kg]$	Masse der Kolbenbaugruppe
$m_{Kurbelkrpfg.}$	$[kg]$	rotierende Masse der Kurbelkröpfung
$m_{Pleuel\ osz}$	$[kg]$	oszillierende Masse des Pleuels
$m_{Pleuel\ rot}$	$[kg]$	rotierende Masse des Pleuels
$M_{Reaktion}$	$[Nmm]$	Motorreaktionsmoment
M_T	$[Nm]$	Torsionsmoment
n	$[-]$	Spannungsexponent
Nu	$[-]$	Nußelt-Zahl
P_e	$[kW]$	effektive Leistung
p_F	$[N/mm^2]$	Fugenpressung
Pr	$[-]$	Prandtl-Zahl
$p(\varphi)$	$[bar]$	Druck im Brennraum in Abhängigkeit vom Kurbelwinkel
Q_A	$[-]$	Durchmesser Verhältnis vom Außenteil
Q_C	$[J]$	Aktivierungsenergie für das Kriechen
Q_I	$[-]$	Durchmesser Verhältnis vom Innenteil
\dot{Q}	$[W]$	Wärmestrom
\dot{Q}_{ges}	$[kW]$	gesamter abzuführender Wärmestrom des Motors
Q_{SD}	$[J]$	Aktivierungsenergie für die Selbstdiffusion
\dot{Q}_{ZK}	$[kW]$	über den Zylinderkopf abzuführender Wärmestrom
\dot{Q}_{ZKG}	$[kW]$	über das ZKG abzuführender Wärmestrom
R	$[J/K \cdot mol]$	Allgemeine Gaskonstante
Re	$[-]$	Reynolds-Zahl
R_m	$[N/mm^2]$	Zugfestigkeit
r_K	$[mm]$	Kurbelradius
$R_{p\ 0,2}$	$[N/mm^2]$	Streckgrenze
$r_{SP, Gegengew.}$	$[mm]$	Ortsvektor des Schwerpunkts des Gegengewichts
$r_{SP, Kurbelkrpfg.}$	$[mm]$	Ortsvektor des Schwerpunkts der Kurbelkröpfung
RT	$[^\circ C]$	Raumtemperatur
s	$[mm]$	Wandstärke
S	$[-]$	Schwerpunkt
t	$[s]$	Zeit
$T, \Delta T$	$[^\circ C]$	Temperatur, Temperaturänderung in Grad Celsius
T_K	$[K]$	Temperatur in Kelvin
$T_{Schmelz}$	$[^\circ C]$	Schmelztemperatur
T_{Wand}	$[^\circ C]$	Wandtemperatur
$T_{Öl}$	$[^\circ C]$	Öltemperatur
U_{theo}	$[mm]$	theoretisches Übermaß
v_{Fzg}	$[m/s]$	Geschwindigkeit des Fahrzeugs
w	$[m/s]$	Geschwindigkeit der Strömung

Griechische Formelzeichen

α	[1/K]	thermischer Ausdehnungskoeffizient
α	[W/m ² ·K]	Wärmeübergangskoeffizient
α_{St}	[°]	Steigwinkel
δ_S	[µm/kN]	elastische Nachgiebigkeit der Schraube
ε	[%]	Dehnung
ε_e	[%]	elastische Dehnung
ε_i	[%]	inelastische Dehnung
ε_f	[%]	Kriechdehnung
ε_{f1}	[%]	primäre Kriechdehnung
ε_{f2}	[%]	sekundäre Kriechdehnung
ε_{f3}	[%]	tertiäre Kriechdehnung
ε_p	[%]	plastische Dehnung
ε_t	[%]	Totaldehnung
$\dot{\varepsilon}$	[1/s]	Dehnungsgeschwindigkeit
$\dot{\varepsilon}_{min}$	[1/s]	minimale Dehnungsgeschwindigkeit
φ	[°]	Kurbelwinkel
λ	[W/m·K]	Wärmeleitfähigkeit
λ_P	[-]	Pleuelverhältnis
μ	[-]	Haftreibungsbeiwert
ν	[m ² /s]	kinematische Viskosität
ν	[-]	Querkontraktionszahl
ν_A	[-]	Querkontraktionszahl vom Außenteil
ν_I	[-]	Querkontraktionszahl vom Innenteil
π	[-]	Kreiszahl
ρ	[g/cm ³]	Dichte
ρ_L	[g/cm ³]	Dichte der Luft
σ	[N/mm ²]	Spannung
σ_0	[N/mm ²]	Anfangsspannung
σ_R	[N/mm ²]	Restspannung
$\sigma_{Z, entr.}$	[N/mm ²]	von der Verbundschicht ertragbare Zugnormalspannung
ω	[1/s]	Winkelgeschwindigkeit
ξ	[%]	modale Dämpfung
ξ_w'	[-]	bezogenes Übermaß

Häufig verwendete Abkürzungen

BP	Bedplate
FEM	Finite Elemente Methode
HCF	High Cycle Fatigue
HLV-BP	Hauptlagerverstärkung für das Bedplate
HLV-ZKG	Hauptlagerverstärkung für das Zylinderkurbelgehäuse
KG	Kurbelgehäuse
LCF	Low Cycle Fatigue
ZK	Zylinderkopf
ZKD	Zylinderkopfdichtung
ZKG	Zylinderkurbelgehäuse

Abbildungsverzeichnis

Bild 1.1:	Gewichtsspirale /1/.....	1
Bild 1.2:	Fahrwiderstandsgleichung /4/	2
Bild 1.3:	Entwicklung der Fahrzeuggewichte am Beispiel des Audi A4 /6/.....	2
Bild 1.4:	Entwicklung der Gewichte von Audi Vierzylinder-Otto-Motoren /7/	3
Bild 2.1:	Physikalische Eigenschaften von Magnesium und Aluminium bei RT /9/	4
Bild 2.2:	Anteil der Rohstoffquellen an der Magnesium-Weltproduktion 1988 /8/	5
Bild 2.3:	Preisentwicklung von Primäraluminium und Primärmagnesium im Vergleich /13/ .	6
Bild 2.4:	Leichtbaupotential verschiedener Konstruktionswerkstoffe /14/, /15/.....	7
Bild 2.5:	Kriechkurven verschiedener Magnesium- und Aluminiumlegierungen /20/.....	7
Bild 2.6:	Elektrochemische Spannungsreihe /21/	8
Bild 2.7:	Binäres Zustandsdiagramm Magnesium – Aluminium (vollständig & Detail) /8/.....	9
Bild 2.8:	Zusammensetzung verschiedener Magnesium-Gusslegierungen /15/, /27/, /28/, /30/, /31/.....	12
Bild 2.9:	Zugfestigkeit R_m von Aluminium- und Magnesium-Gusslegierungen.....	13
Bild 2.10:	Streckgrenze $R_{p0,2}$ von Aluminium- und Magnesium-Gusslegierungen.....	13
Bild 2.11:	E-Modul von Aluminium- und Magnesium-Gusslegierungen	14
Bild 2.12:	Wärmeausdehnungskoeffizient α von Aluminium- und Magnesium- Gusslegierungen.....	15
Bild 2.13:	Wärmeleitfähigkeit λ von Aluminium- und Magnesium-Gusslegierungen	15
Bild 2.14:	Wärmekapazität c_p von Aluminium- und Magnesium-Gusslegierungen.....	16
Bild 2.15:	Magnesium-Riemenscheibe (um 1935) /11/.....	19
Bild 2.16:	Adler Luftschiffmotor mit Magnesium-Kurbelgehäuse (1906) /35/	20
Bild 2.17:	Magnesium-Kurbelgehäusehälften des VW-Käfer Motors (1962) /35/	20
Bild 2.18:	Mg-Kurbelgehäuse des Porsche 6-Zylinder Boxermotors (1968) /17/	21
Bild 2.19:	Mercedes-Motor mit wassergekühltem Zylinderkurbelgehäuse aus Magnesium (1930) /8/	21
Bild 2.20:	Formel-1-Motor mit Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse und -Nockenwellengehäuse (1981) /36/.....	22
Bild 2.21:	Magnesium-Kurbelgehäuse eines Rennmotors von General Motors (achtziger Jahre) /37/	22
Bild 2.22:	Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse von Volkswagen (2001) /38/.....	23
Bild 2.23:	Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse des AVL-Genios Konzeptmotors (2003) /29/ 23	
Bild 2.24:	Aluminium-Magnesium Verbund-Zylinder-kurbelgehäuse von BMW (2004) /40/ ..	24
Bild 4.1:	Zylinderlaufflächentechnologie für Aluminium-Zylinderkurbelgehäuse /50/.....	27
Bild 4.2:	Gestaltung des Lagerstuhls /52/.....	28
Bild 4.3:	Innere Belastungen am Zylinderkurbelgehäuse	33
Bild 4.4:	Am Triebwerk wirksame Kräfte /51/.....	34
Bild 4.5:	Aufteilung der Kolbenkraft /51/	35
Bild 4.6:	Aufteilung der Stangenkraft /51/.....	35
Bild 4.7:	Zustandekommen der Grundlagerkraft /51/.....	36
Bild 4.8:	Auflagerkräfte am Zylinderkurbelgehäuse /51/	37
Bild 5.1:	Aktuelle Aluminiummotoren der Audi AG (Magnesiummotor grau hinterlegt)	38
Bild 5.2:	Konzeption des Magnesium-Zylinderkurbelgehäuses – Aufgaben und mögl. Lösungswege	40

Bild 5.3:	Schraubverbindung unter thermischer Last /70/	41
Bild 5.4:	Steifigkeitsvergleich	41
Bild 5.5:	Temperaturabhängige Stoffwerte verschiedener Kühlmedien	42
Bild 5.6:	Abführbarer Wärmestrom beim Einsatz einer Ölkühlung.....	43
Bild 5.7:	Konzeption des Magnesium-Zylinderkurbelgehäuses – gewählter Lösungsweg ..	46
Bild 5.8:	Konstruktionsmerkmale des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses.....	47
Bild 5.9:	Aluminium-Zylindereinsatz	48
Bild 5.10:	Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse-Oberteil	49
Bild 5.11:	Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse-Unterteil (Bedplate)	50
Bild 5.12:	Mögliches Herstellungsverfahren für die Hauptlagerstuhl-Verstärkungen /85/.....	51
Bild 5.13:	Querschnitte durch das Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse.....	52
Bild 5.14:	Quasi-Zugankerkonzept des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses /86/	52
Bild 5.15:	Größenvergleich des Audi-Zylindereinsatzes gegenüber der BMW-Stützstruktur.	53
Bild 5.16:	Gewichtvergleich des 1,6l Aluminium-ZKG (Serie) mit dem 1,8l Magnesium-Hybrid-ZKG	53
Bild 5.17:	Hauptabmessungen des Magnesium-Hybrid-Motors.....	53
Bild 6.1:	Übersicht der Laufbuchsenvarianten für die Eingießversuche.....	54
Bild 6.2:	Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 1 (blank / unbehandelt)....	55
Bild 6.3:	Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 2 (korundgestrahlt)	55
Bild 6.4:	Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 3 (ZnAl-beschichtet)	56
Bild 6.5:	Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 4 (Zn-beschichtet).....	56
Bild 6.6:	Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 5 (AlSi12-beschichtet)	56
Bild 6.7:	Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 6 (Ti-beschichtet).....	57
Bild 6.8:	Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 7 (Rauguss, gestrahlt)	57
Bild 6.9:	Herstellung der Ringsegmente für die metallographischen Untersuchungen /87/.	58
Bild 6.10:	Übersicht der metallographischen Ergebnisse (Lichtmikroskopie).....	59
Bild 6.11:	Linescan einer Probe der Variante 2 – Bereich guter Anbindung	60
Bild 6.12:	Linescan einer Probe der Variante 3 – Bereich guter Anbindung	61
Bild 6.13:	Linescan einer Probe der Variante 4 – Bereich guter Anbindung	62
Bild 6.14:	Auslauf der Zn-Schicht im angussnahen Bereich	62
Bild 6.15:	Linescan einer Probe der Variante 5 – Bereich guter Anbindung	63
Bild 6.16:	Linescan einer Probe der Variante 6 – Bereich schlechter Anbindung	63
Bild 6.17:	Linescan einer Probe der Variante 7 – Bereich guter Anbindung	64
Bild 6.18:	Fehleranzeigen beim Impuls-Echo-Verfahren /87/	65
Bild 6.19:	C-Scan von Variante 7 und die Verifikation durch Schlißproben /87/.....	66
Bild 6.20:	Herstellung der Schlißproben durch Drahterodieren /87/.....	66
Bild 6.21:	Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Flächenanteil der Anbindung.....	66
Bild 6.22:	Versuchsaufbau für die Haftzugfestigkeits-Untersuchung	67
Bild 6.23:	Ergebnis der Haftzugfestigkeits-Untersuchung.....	67
Bild 6.24:	Versuchsaufbau für die Torsionsversuche	68
Bild 6.25:	Ergebnisse der Torsionsversuche /87/	68
Bild 6.26:	Zusammenfassung der Ergebnisse der Grenzschicht-Untersuchungen	69
Bild 7.1:	Berechnungsumfang zur Abbildung des Herstellungsprozesses sowie der Betriebsbelastung des Mg-Hybrid-ZKG	70
Bild 7.2:	Dehnungswöhlerlinie mit LCF- und HCF-Bereich	71
Bild 7.3:	Spannungs-/Dehnungs-Hysterese im LCF-Bereich	71
Bild 7.4:	Lastpfade am Zylindereinsatz	71
Bild 7.5:	Idealisierte Lage der hochbelasteten Bereiche im Haigh-Diagramm	72

Bild 7.6: Idealisiertes Kriechverhalten von metallischen Werkstoffen /99/	73
Bild 7.7: Idealisiertes Spannungsrelaxationsverhalten von metallischen Werkstoffen /99/	74
Bild 7.8: Anpassung der Kriechgeschwindigkeit gemäß der Verfestigungsregeln /99/	75
Bild 7.9: Erstarrungssimulation des ZKG-Oberteils (AZ91)	76
Bild 7.10: FEM-Netze des Magnesium-Hybrid-ZKG-Oberteils	77
Bild 7.11: FEM-Netze des Magnesium-Bedplates	78
Bild 7.12: Temperaturabhängige Werkstoffkennwerte für die FEM-Berechnungen (AZ91)	78
Bild 7.13: Ertragbare Knoten-Zugkräfte verschiedener Verbundsysteme (Umguss: AZ91) ..	80
Bild 7.14: Bemaßungsskizze der Torsionsprobe	80
Bild 7.15: Haftreibungsbeiwerte verschiedener Verbundsysteme (Umguss: AZ91)	81
Bild 7.16: Modell für elastisch-plastische Kriechberechnung in ABAQUS	82
Bild 7.17: Anpassung der FORTRAN-Kriechroutine durch Messung/Rechnung-Abgleich mittels eines FEM-Detailmodells einer zylindrischen Schraubenverbindung	82
Bild 7.18: Lösungsansätze für die Berechnung von Eigenspannungen in Gussteilen	83
Bild 7.19: Berechnungssystematik zur Simulation des Herstellungsprozesses	84
Bild 7.20: Eingießen des closed-deck Zylindereinsatzes – Abstützvarianten I-III	85
Bild 7.21: Eingieß-Simulation des closed-deck Zylindereinsatzes – Abstützvariante I	86
Bild 7.22: Eingieß-Simulation des closed-deck Zylindereinsatzes – Abstützvariante II	87
Bild 7.23: Eingieß-Simulation des closed-deck Zylindereinsatzes – Abstützvariante III	87
Bild 7.24: Temperaturverteilung im ZKG-Oberteil nach dem Öffnen der Gießform (AZ91) ..	88
Bild 7.25: Spannungen im ZKG-Oberteil nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur (AZ91) ..	88
Bild 7.26: Plastische Dehnungen ε_i im Verklammerungsbereich (AZ91)	89
Bild 7.27: Spannungen im ZKG-Oberteil nach einer Stunde Wärmebehandlung bei 150°C ..	89
Bild 7.28: Kriechdehnungen ε_f im Verklammerungsbereich (AZ91)	90
Bild 7.29: Fertigungsschritte und Bearbeitungszugaben für die Bearbeitungssimulation	90
Bild 7.30: Umlagerung von Gieß-eigenspannungen durch mechanische Bearbeitung (I)	91
Bild 7.31: Umlagerung von Gieß-eigenspannungen durch mechanische Bearbeitung (II)	92
Bild 7.32: Übersicht der Parameterstudien für die Eigenspannungsberechnung	93
Bild 7.33: Einfluss der Verbundschicht auf Verformungen und Kontaktflächen im Fertigteil ..	94
Bild 7.34: Verteilung des Kontaktdrucks entlang des Zylindereinsatzes aus Studie 4	95
Bild 7.35: Ermittlung des Wärmedurchgangswiderstands der Verbundschicht /115/	96
Bild 7.36: Wärmedurchgangskoeffizienten von Magnesium/Aluminium- Verbundproben /115/	96
Bild 7.37: Temperaturverteilung am Gesamtmotor (Lastfall 2)	97
Bild 7.38: Temperaturverteilung im Kurbelgehäuse-Oberteil (Umguss: AZ91)	98
Bild 7.39: Temperaturverteilung am ZKG (Umguss: AZ91 / modifizierte Stegkühlung)	99
Bild 7.40: Temperaturverlauf an der Zylinderwand bei normaler (a) und modifizierter Stegkühlung (b)	100
Bild 7.41: Block-Temperaturen in Abhängigkeit des Mg-Umgusses (normale Stegkühlung)	100
Bild 7.42: Gestaltungsmöglichkeit des Hauptlagerstuhlbereichs	101
Bild 7.43: Gegenüberstellung verschiedener Hauptlagerverschraubungskonzepte	102
Bild 7.44: FEM-Modell für die Lagerstuhlberechnungen	103
Bild 7.45: Dynamische Lagerlasten für die Betriebsfestigkeitsanalyse	103
Bild 7.46: Aufweitung der Hauptlagerbohrung bei 150°C für Lagerstuhlvariante 1-4	104
Bild 7.47: Spannungsverteilung im ZKG-Oberteil unter Montage- und Temperaturlast <u>ohne</u> Berücksichtigung der Eigenspannungen (Lagerstuhlvariante 2)	104
Bild 7.48: Spannungsverteilung im ZKG-Oberteil unter Montage- und Temperaturlast <u>mit</u> Berücksichtigung der Eigenspannungen (Lagerstuhlvariante 2)	105
Bild 7.49: Sicherheit gegen Dauerbruch in den Lastpfaden des Zylindereinsatzes	105
Bild 7.50: Sicherheiten bei Variation der Reibung zwischen Inlays und Umguss	106

Bild 7.51: Sicherheiten ohne (li.) und mit Berücksichtigung der Eigenspannungen (re.).....	106
Bild 7.52: Einfluss der Eigenspannungen auf den Zusammenhalt der Lagerstühle bei 150°C	107
Bild 7.53: Schraubenauswahl für die Berechnung der Vorspannkraftverluste durch Relaxation	107
Bild 7.54: Berechnung des Vorspannkraftverlusts der Hauptlager- und Bedplate- schrauben durch Spannungsrelaxation im Magnesium (AZ91)	108
Bild 7.55: Kriechdehnungen ε_f im ZKG nach der Bolt-Load-Retention Rechnung (AZ91, Lagerstuhlvariante 2).....	109
Bild 7.56: Sicherheiten gegen Dauerbruch vor (li.) und nach der Spannungsrelaxation (re.).....	110
Bild 7.57: FEM-Modell für die Block-Kopf-Verband-Berechnungen.....	111
Bild 7.58: Mittelspannungen im Zylindereinsatz im kalten (li.) und heißen Montagezustand (re.)	112
Bild 7.59: Ausschlagsspannungen im Zylindereinsatz beim Zünden von Zylinder drei (li.) und vier (re.).....	112
Bild 7.60: Einfluss der Eigenspannungen auf den Zusammenhalt der Kurbelgehäuse-Struktur	113
Bild 7.61: FEM-Modell der Zylinderkopfdichtung.....	114
Bild 7.62: Sickenpressung der ZKD im kalten (links) und heißen Zustand (rechts).....	114
Bild 7.63: Sickenpressung der ZKD mit reduzierter Schraubenvorspannkraft im kalten Zustand beim Zünden von Zylinder drei (links) bzw. vier (rechts).....	115
Bild 7.64: Verpressung der Zylinderkopfdichtung / Dichtspaltschwingungen.....	115
Bild 7.65: Ringsegmente für die Auswertung des Zylinderrohrverzugs.....	116
Bild 7.66: Grenzwerte für Rohrverzüge [μm] /116/	116
Bild 7.67: Rohrverzug Zylinder 3, kalter Montagezustand [mm]	116
Bild 7.68: Ordnungsanalyse Rohrverzug Zylinder 3, kalter Montagezustand [μm].....	117
Bild 7.69: Rohrverzug Zylinder 4, kalter Montagezustand [mm]	117
Bild 7.70: Ordnungsanalyse Rohrverzug Zylinder 4, kalter Montagezustand [μm].....	118
Bild 7.71: Eigenschwingungsverhalten von Magnesium-Hybrid-ZKG und Serien-ZKG aus GG25	119
Bild 7.72: „Bulge-Moden“ des Serien-Zylinderkurbelgehäuses.....	120
Bild 7.73: Experimentelle Modalanalyse mit der Hammerschlagmethode (Versuchsaufbau).....	121
Bild 7.74: Auszug aus den Ergebnissen der experimentellen Modalanalyse	121
Bild 8.1: Zylindereinsatz beim Öffnen der Kokille	123
Bild 8.2: Zylindereinsatz-Rohteil.....	123
Bild 8.3: Open-deck Zylindereinsatz.....	124
Bild 8.4: Closed-deck Zylindereinsatz	124
Bild 8.5: Kipp-Kokille mit Kupferpinolen	125
Bild 8.6: Siliziumausscheidungen im Linerbereich.....	125
Bild 8.7: Vorbereitung des Zylindereinsatzes vor dem Eingießen.....	126
Bild 8.8: Hauptlagerverstärkungselement für das ZKG-Oberteil.....	126
Bild 8.9: Querschnitt durch die Druckgussform des ZKG Oberteils (Zylinder 1)	127
Bild 8.10: Querschnitt durch die Druckgussform des ZKG Oberteils (Lagerstuhl 2)	127
Bild 8.11: Entnahme des ZKG aus der Druckgussform	128
Bild 8.12: ZKG-Rohteil mit Anguss.....	128
Bild 8.13: CT-Aufnahmen von verschiedenen Optimierungsschleifen des ZKG-Oberteils..	128
Bild 8.14: Sägeschnitt durch den Hauptlagerstuhl 2, Riss in der Magnesium-Zugstrebe	129

Bild 8.15: Detailansicht des Risses	129
Bild 8.16: Ergebnis der Spannungsberechnung	129
Bild 8.17: Closed-deck Magnesium-Hybrid-ZKG (n.i.O.-Teil nach Abstützkonzept II).....	129
Bild 8.18: Closed-deck Magnesium-Hybrid-ZKG vor (li.) und nach dem Entsandem (re.)....	130
Bild 8.19: Werkstoffe für die Bedplate-Hauptlagerverstärkungen /15/, /80/, /121/.....	131
Bild 8.20: Bedplate-Hauptlagerverstärkungen aus DISPAL (li.) und aus GGG50 (re.).....	131
Bild 8.21: Optimierung des Gussgefüges im Bedplate durch lokales squeezeen	132
Bild 8.22: Hauptlagerwand mit DISPAL S230-Inlay (li.) und GGG50-Inlay (mitte und re.) ..	132
Bild 8.23: ZKG-Fertigteil (heiße Seite)	133
Bild 8.24: ZKG-Fertigteil (Stirnseite)	133
Bild 8.25: Detailansicht Topdeckflansch.....	133
Bild 8.26: Detailansicht Kühlwasserzulauf.....	133
Bild 8.27: Fertigteil des closed-deck Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses	134
Bild 8.28: Riss in ZKG-Stirnseite nach der Bearbeitung: Vergleich der Risslage mit den FEM-Berechnungen	134
Bild A.1: Explosionsdarstellung des Magnesium-Hybrid-ZKG inkl. Ölwanne und Halter ...	148
Bild A.2: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 1 (blank / unbehandelt) /87/	149
Bild A.3: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 2 (korundgestrahlt) /87/.....	149
Bild A.4: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 3 (ZnAl-beschichtet) /87/.....	149
Bild A.5: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 4 (Zn-beschichtet) /87/.....	149
Bild A.6: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 5 (AlSi12-beschichtet) /87/.....	150
Bild A.7: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 6 (Ti-beschichtet) /87/	150
Bild A.8: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 7 (Rauguss, gestrahlt) /87/	150
Bild A.9: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 1 (blank / unbehandelt) /87/.....	151
Bild A.10: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 2 (korundgestrahlt) /87/	151
Bild A.11: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 3 (ZnAl-beschichtet) /87/	151
Bild A.12: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 4 (Zn-beschichtet) /87/	151
Bild A.13: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 5 (AlSi12-beschichtet) /87/	152
Bild A.14: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 6 (Ti-beschichtet) /87/	152
Bild A.15: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 7 (Rauguss, gestrahlt) /87/	152
Bild A.16: Temperaturverteilung im Gussteil nach dem Öffnen der Gießform.....	153
Bild A.17: Eigenspannungen durch Abkühlen, Wärmebehandeln und Bearbeiten.....	153
Bild A.18: Temperaturberechnung mit der Umguss-Legierung MRI153M.....	154
Bild A.19: Temperaturberechnung mit der Umguss-Legierung MRI230D	155
Bild A.20: Temperaturberechnung mit der Umguss-Legierung AJ62x	156
Bild A.21: Rohrverzug Zylinder 3, heißer Montagezustand [mm].....	157
Bild A.22: Ordnungsanalyse Rohrverzug Zylinder 3, heißer Montagezustand [µm]	157
Bild A.23: Rohrverzug Zylinder 4, heißer Montagezustand [mm].....	158
Bild A.24: Ordnungsanalyse Rohrverzug Zylinder 4, heißer Montagezustand [µm]	158
Bild A.25: Ergebnis der Bolt-Load-Retention Messung an einem Kurbelgehäuse aus AZ91 mit GGG50 HLV im Bedplate (ZKG-Variante 3).....	159
Bild A.26: Ergebnis der Bolt-Load-Retention Messung an einem Kurbelgehäuse aus MRI153M mit DISPAL S226 HLV im Bedplate und ZKG (ZKG-Variante 2)	160
Bild A.27: Gerechnetes Eigenschwingungsverhalten: Serien-ZKG & Mg-Hybrid-ZKG	161
Bild A.28: Gemessenes Eigenschwingungsverhalten: Serien-ZKG & Mg-Hybrid-ZKG	161

1 Einleitung

Die Erfindung des Automobils hat wie kaum eine andere technische Errungenschaft das Leben und die Gewohnheiten der Menschen in den letzten 100 Jahren geprägt. Die Automobilindustrie hat sich zu einem bedeutenden Innovationsmotor der Neuzeit entwickelt. Durch den Zwang, sich den ständig wachsenden Ansprüchen der Kunden anzupassen, wurden die Fahrzeuge bis heute immer größer, stärker und komfortabler.

Die Kundenwünsche nach mehr Fahrdynamik und Komfort sowie gesteigerte Sicherheitsansprüche und -gesetzgebungen führen dazu, dass die Fahrzeuggewichte immer weiter ansteigen. Die Folge davon ist, dass die Motoren höhere Drehmomente und Leistungen benötigen um die gewünschten Fahrleistungen des Fahrzeugs zu ermöglichen. Gleichzeitig müssen auch Karosserie und Fahrwerk an die höheren Belastungen angepasst werden, was zu einem weiteren Gewichtsanstieg des Fahrzeugs führt. Dieser Teufelskreis wird heute allgemein als Gewichtsspirale bezeichnet (Bild 1.1).

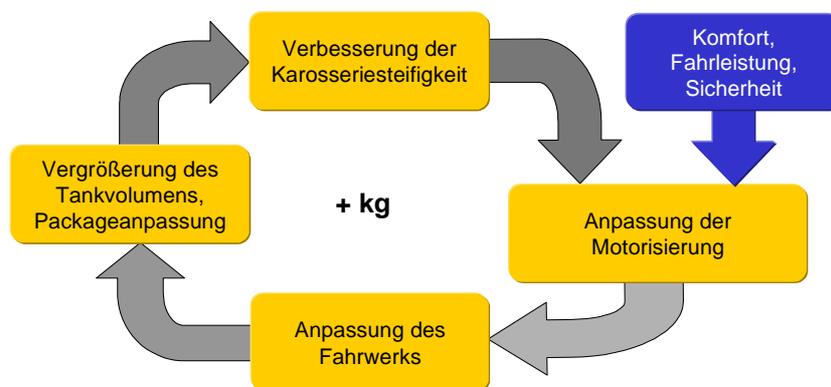


Bild 1.1: Gewichtsspirale /1/

Die Gewichtsspirale stellt ein großes Problem für die Automobilhersteller dar. Hohe Fahrzeuggewichte führen zu einer geringeren Zuladung und verschlechtern die Fahrdynamik. Ein immer wichtiger werdender Aspekt der heutigen Zeit ist auch die Kompatibilität bei Verkehrsunfällen, die darauf abzielt, die Verletzungsgefahr in einem Kleinwagen zu reduzieren, falls dieser in einen Verkehrsunfall mit einem großen PKW verwickelt ist. Gewichtsreduktion, insbesondere bei den großen Fahrzeugen, ist hier eine sehr wirksame Maßnahme (vgl. /2/).

Weiterhin trägt das Fahrzeuggewicht einen Beitrag zum Kraftstoffverbrauch bei. Die Fahrzeugmasse ist ein wesentlicher Bestandteil der Fahrwiderstandsgleichung (Bild 1.2). Nach ihr setzt sich der gesamte Widerstand, der den Vortrieb des Fahrzeugs bremst, aus dem Rollwiderstand F_R , dem Luftwiderstand F_L , dem Beschleunigungswiderstand F_B sowie dem Steigungswiderstand F_{St} zusammen. Drei dieser Bestandteile sind vom Gewicht des Fahrzeugs abhängig, sodass in Summe ca. 75% des Fahrwiderstands und somit auch des Verbrauchs direkt von der Fahrzeugmasse beeinflusst wird. Dies ist vor dem Hintergrund zu sehen, dass die europäische Automobilvereinigung (ACEA) im Jahre 1995 in einer freiwilligen Selbstverpflichtung das Limit für CO_2 -Emissionen von ursprünglich 186 g/km auf 167 g/km im Jahr 2003, weiterhin auf 140 g/km im Jahr 2008 sowie auf 120 g/km im Jahr 2012 festgelegt hat. Der Zielwert für 2012 entspricht dabei einem Flottenverbrauch von 5,1 Litern pro 100 km bei Ottomotoren und von 4,4 Litern pro 100 km bei Dieselmotoren /3/.

Untersuchungen haben gezeigt, dass sich eine zehnpromtente Reduzierung des Kraftstoffverbrauchs entweder durch eine Erhöhung des Antriebsstrang-Wirkungsgrads um ca. 10%, eine Gewichtsreduktion um ca. 18%, eine Verringerung des c_w -Werts um ca. 41% oder durch eine Reduzierung der Rollreibung um ca. 51% erreichen lassen /4/.

Für einen 1300kg schweren PKW mit Handschaltgetriebe ergibt sich daraus zum Beispiel bei einem Mehrgewicht von 100kg bei Konstantfahrt auf der Ebene ein Mehrverbrauch von ca. 0,07 Liter pro hundert Kilometer /5/. Dies stellt den unteren Grenzwert dar, da der Verbrauch bei Konstantfahrt nur von der Rollreibung und vom Luftwiderstand abhängt (dieser wiederum hängt nicht vom Gewicht des Fahrzeugs ab). Als oberer Grenzwert wird eine extrem dynamische Fahrweise herangezogen, bei der alle masseabhängigen Fahrwiderstände zur Geltung kommen (siehe Bild 1.2). Hier wird ein Mehrverbrauch von ca. 0,31 Litern pro hundert Kilometer angegeben /5/. Wird aufgrund des Mehrgewichts die Getriebeübersetzung kürzer ausgelegt, oder fährt der Fahrer in kleineren Gängen oder auch häufiger in der Vollastanreicherung, so kommen zusätzliche Effekte hinzu, die den Mehrverbrauch über die oben genannten Angaben hinaus ansteigen lassen /5/.

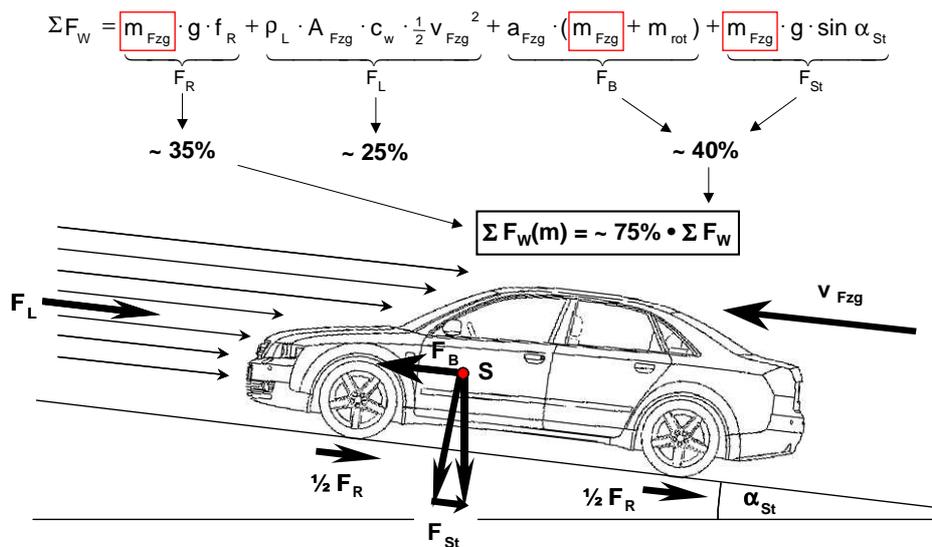


Bild 1.2: Fahrwiderstandsgleichung /4/

Seit einigen Jahren sind die Fahrzeughersteller sehr bemüht, neben der Optimierung des Antriebsstrangs, die Gewichtszunahme der Fahrzeuge zu bremsen. Doch obwohl verstärkt Leichtbaumaßnahmen in neue Fahrzeugprojekte einfließen, ist der Anstieg des Gewichts meist unvermeidbar. Diese Tatsache ist am Beispiel des vorletzten Modellwechsels des Audi A4 in Bild 1.3 grafisch dargestellt.

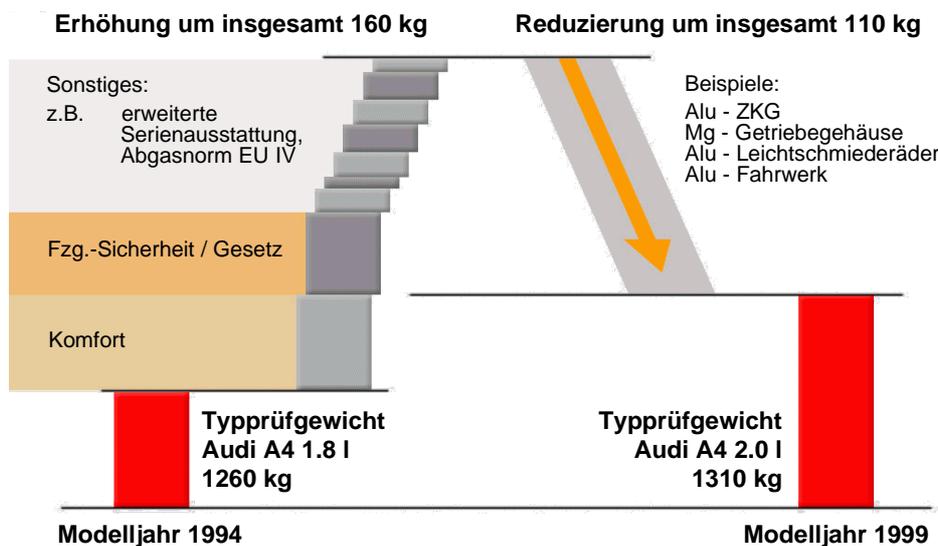


Bild 1.3: Entwicklung der Fahrzeuggewichte am Beispiel des Audi A4 /6/

Leichtbaumaßnahmen an Fahrzeugen wie z.B. Aluminium-Karosserie, Aluminium-Fahrwerk, Kunststoff-Kotflügel usw. müssen für jede Fahrzeugbaureihe separat entwickelt werden. Da Motoren eines Typs üblicherweise in verschiedene Fahrzeugbaureihen eingebaut werden, wirken Gewichtsreduzierungs-Maßnahmen am Motor stets bei mehreren Fahrzeugtypen. Dies mindert das Qualitätsrisiko und verringert die Investitionskosten.

Seit ca. 10 Jahren ist deshalb im Aggregatebereich ein Umdenken zu erkennen. Die Zylinderkurbelgehäuse, als schwerste Bauteile der Motoren, werden zum Teil unter größten Anstrengungen sukzessive von Grauguss auf Aluminium umgestellt. Nachdem dieser Substitutionsprozess bei den großvolumigen Motoren (V6-V12) nahezu abgeschlossen ist, ist er für kleinere Motoren mit vier oder weniger Zylindern noch in vollem Gange.

Bild 1.4 zeigt, dass es im Aggregatebereich in den letzten 20 Jahren gelungen ist, trotz einer höheren Leistungsausbeute und reduziertem Schadstoffausstoß das Gesamtgewicht der Motoren nahezu beizubehalten.

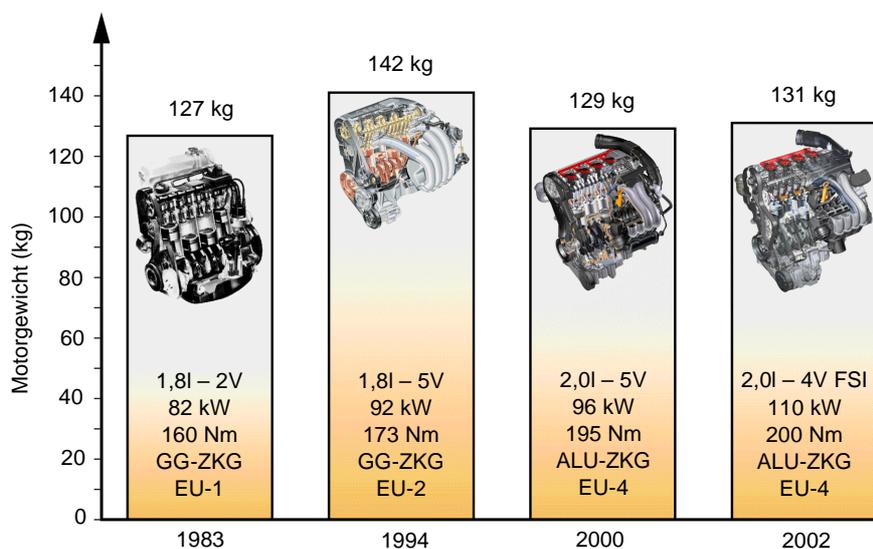


Bild 1.4: Entwicklung der Gewichte von Audi Vierzylinder-Otto-Motoren /7/

Dennoch, beim Audi A4 des Modelljahrs 1999 trägt der Motor immer noch zu ca. 10% zum Gesamtfahrzeuggewicht bei. Am Motorgewicht wiederum ist das Zylinderkurbelgehäuse, obwohl es aus Aluminium gefertigt ist, mit ca. 18% beteiligt /7/. Es ist also das Ziel, am Zylinderkurbelgehäuse, dem weiterhin schwersten Bauteil des Motors, weitere Gewichtseinsparpotentiale zu erschließen und auszuschöpfen.

Da die Aluminium-Kurbelgehäuse der heutigen Zeit bezüglich Dimensionierung und Gestaltung bereits einen hohen Reifegrad erreicht haben und selbst bei einer extremen Ausreizung des Machbaren (Wandstärken, Gießbarkeit usw.) kein Quantensprung in der Reduzierung des Motorblockgewichts möglich ist, ist der logische Schritt zu leichteren Kurbelgehäusen langfristig von einer weiteren Werkstoffsubstitution geprägt. Der hierfür am besten geeignete Konstruktionswerkstoff ist Magnesium. Der Stand der Technik dieses Werkstoffs und seine Bedeutung im Automobilbau wird im Folgenden erläutert.

2 Stand der Technik

2.1 Werkstoffkundliche Grundlagen

Aufgrund der ähnlichen Eigenschaften von Magnesium und Aluminium wäre es eigentlich eine logische Konsequenz, wenn beide Werkstoffe für Neukonstruktionen aller Art in Konkurrenz zueinander stünden. Aluminium ist bei den Konstrukteuren jedoch meist das bekanntere Material und stellt, auch aufgrund seiner guten Verfügbarkeit, meist die erste Wahl dar. Im Periodensystem findet man die beiden Elemente mit der Ordnungszahl 12 für Magnesium und 13 für Aluminium in der zweiten bzw. dritten Hauptgruppe der dritten Periode. Nach Calcium ist Magnesium das zweithäufigste Erdalkalimetall /8/. In der Häufigkeit der technisch wichtigen Metalle steht es an dritter Stelle nach Aluminium und Eisen. Die physikalischen Eigenschaften von Magnesium und Aluminium bei Raumtemperatur sind in Bild 2.1 zusammengefasst.

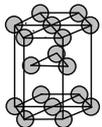
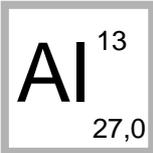
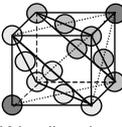
	<p>Physikalische Eigenschaften</p> <table border="0"> <tr> <td>Dichte:</td> <td>$\rho = 1,74 \text{ g/cm}^3$</td> </tr> <tr> <td>Schmelztemperatur:</td> <td>$T_{\text{Schmelz}} = 650 \text{ }^\circ\text{C}$</td> </tr> <tr> <td>Ausdehnungskoeffizient:</td> <td>$\alpha = 24,5 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$</td> </tr> <tr> <td>Wärmeleitfähigkeit:</td> <td>$\lambda = 157 \text{ W/mK}$</td> </tr> <tr> <td>E-Modul:</td> <td>$E = 44,3 \text{ GPa}$</td> </tr> <tr> <td>Zugfestigkeit (reines Mg):</td> <td>$R_m = 100 \text{ N/mm}^2$</td> </tr> <tr> <td>Zugfestigkeit (legiert):</td> <td>bis zu 350 N/mm^2</td> </tr> <tr> <td>Poisson-Zahl:</td> <td>$\nu = 0,33$</td> </tr> <tr> <td>Gitterstruktur:</td> <td>hcp</td> </tr> </table>	Dichte:	$\rho = 1,74 \text{ g/cm}^3$	Schmelztemperatur:	$T_{\text{Schmelz}} = 650 \text{ }^\circ\text{C}$	Ausdehnungskoeffizient:	$\alpha = 24,5 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$	Wärmeleitfähigkeit:	$\lambda = 157 \text{ W/mK}$	E-Modul:	$E = 44,3 \text{ GPa}$	Zugfestigkeit (reines Mg):	$R_m = 100 \text{ N/mm}^2$	Zugfestigkeit (legiert):	bis zu 350 N/mm^2	Poisson-Zahl:	$\nu = 0,33$	Gitterstruktur:	hcp
Dichte:	$\rho = 1,74 \text{ g/cm}^3$																		
Schmelztemperatur:	$T_{\text{Schmelz}} = 650 \text{ }^\circ\text{C}$																		
Ausdehnungskoeffizient:	$\alpha = 24,5 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$																		
Wärmeleitfähigkeit:	$\lambda = 157 \text{ W/mK}$																		
E-Modul:	$E = 44,3 \text{ GPa}$																		
Zugfestigkeit (reines Mg):	$R_m = 100 \text{ N/mm}^2$																		
Zugfestigkeit (legiert):	bis zu 350 N/mm^2																		
Poisson-Zahl:	$\nu = 0,33$																		
Gitterstruktur:	hcp																		
 <p>Kristallstruktur</p>																			
	<p>Physikalische Eigenschaften</p> <table border="0"> <tr> <td>Dichte:</td> <td>$\rho = 2,7 \text{ g/cm}^3$</td> </tr> <tr> <td>Schmelztemperatur:</td> <td>$T_{\text{Schmelz}} = 660 \text{ }^\circ\text{C}$</td> </tr> <tr> <td>Ausdehnungskoeffizient:</td> <td>$\alpha = 23,6 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$</td> </tr> <tr> <td>Wärmeleitfähigkeit:</td> <td>$\lambda = 235 \text{ W/mK}$</td> </tr> <tr> <td>E-Modul:</td> <td>$E = 69 \text{ GPa}$</td> </tr> <tr> <td>Zugfestigkeit (reines Al):</td> <td>$R_m > 50 \text{ N/mm}^2$</td> </tr> <tr> <td>Zugfestigkeit (legiert):</td> <td>bis zu 450 N/mm^2</td> </tr> <tr> <td>Poisson-Zahl:</td> <td>$\nu = 0,34$</td> </tr> <tr> <td>Gitterstruktur:</td> <td>kfz</td> </tr> </table>	Dichte:	$\rho = 2,7 \text{ g/cm}^3$	Schmelztemperatur:	$T_{\text{Schmelz}} = 660 \text{ }^\circ\text{C}$	Ausdehnungskoeffizient:	$\alpha = 23,6 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$	Wärmeleitfähigkeit:	$\lambda = 235 \text{ W/mK}$	E-Modul:	$E = 69 \text{ GPa}$	Zugfestigkeit (reines Al):	$R_m > 50 \text{ N/mm}^2$	Zugfestigkeit (legiert):	bis zu 450 N/mm^2	Poisson-Zahl:	$\nu = 0,34$	Gitterstruktur:	kfz
Dichte:	$\rho = 2,7 \text{ g/cm}^3$																		
Schmelztemperatur:	$T_{\text{Schmelz}} = 660 \text{ }^\circ\text{C}$																		
Ausdehnungskoeffizient:	$\alpha = 23,6 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$																		
Wärmeleitfähigkeit:	$\lambda = 235 \text{ W/mK}$																		
E-Modul:	$E = 69 \text{ GPa}$																		
Zugfestigkeit (reines Al):	$R_m > 50 \text{ N/mm}^2$																		
Zugfestigkeit (legiert):	bis zu 450 N/mm^2																		
Poisson-Zahl:	$\nu = 0,34$																		
Gitterstruktur:	kfz																		
 <p>Kristallstruktur</p>																			

Bild 2.1: Physikalische Eigenschaften von Magnesium und Aluminium bei RT /9/

Die oben dargestellten Eigenschaften sind allerdings für den technischen Alltag nur wenig relevant, da beide Elemente nur in legierter Form als Konstruktionswerkstoff Verwendung finden.

In den folgenden Kapiteln wird auf die Gewinnung des Rohstoffs Magnesium, auf die verschiedenen Legierungssysteme und deren Eigenschaften sowie auf das Recycling von Magnesiumwerkstoffen im Detail eingegangen. Bei der Beschreibung von Eigenschaftswerten werden die Magnesiumlegierungen dabei oftmals mit Aluminiumlegierungen verglichen, da eine qualitative Beurteilung der Eigenschaften das Verständnis mehr fördert als eine rein quantitative Betrachtung.

2.1.1 Vorkommen und Gewinnung von Magnesium

Am Aufbau der Erdkruste ist Magnesium mit 1,95 Gewichtsprozent beteiligt und ist somit das achthäufigste Element der Erdkruste. Es findet sich am häufigsten in den Mineralien Dolomit und Magnesit. Weiterhin ist es in verschiedenen Salzen und Solen enthalten. Große Mengen von Magnesiumsalzen befinden sich in Form von Chloriden in den Weltmeeren. In einem

Kubikmeter Meerwasser sind im Durchschnitt 1,27kg Magnesium gelöst /8/. Bild 2.2 zeigt die durchschnittlichen Anteile der Rohstoffquellen an der gegenwärtigen Magnesium-Weltproduktion.

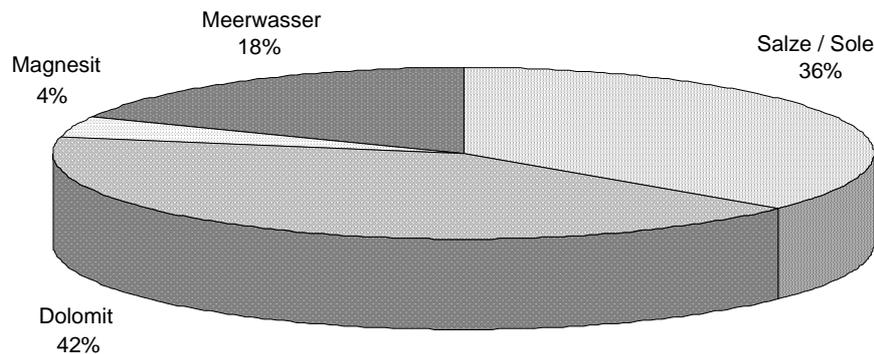


Bild 2.2: Anteil der Rohstoffquellen an der Magnesium-Weltproduktion 1988 /8/

Die Gesamtmenge der weltweiten Magnesiumerze wird auf 20 Milliarden Tonnen geschätzt. Hinzu kommen die ungeheuren Vorräte in den Weltmeeren. Die Magnesiumversorgung ist auch bei steigendem Bedarf problemlos über lange Zeit gesichert /8/.

Metallisches Magnesium wurde im Jahre 1808 von Sir Humphry Daly (1778-1829), einem britischen Chemiker und Physiker /10/, zum ersten mal elektrolytisch hergestellt. In seiner Ausarbeitung „Electrochemical researches on the decomposition of the earths“ vom Juni 1808 berichtet er erstmals über seine Versuche mit den Erdalkalimetallen. Wie bei allen Alkalimetallen leitete er den Namen des neuen Metalls von seinem Oxyd Magnesia ab (welches schon früher bekannt war) und nannte es zunächst Magnium. Der Name Magnesium wurde zu jener Zeit bereits für Mangan benutzt /11/.

Die industrielle Entwicklung der Magnesiumherstellung setzte in bescheidenem Umfang am Ende des 18. Jahrhunderts ein. Zur Herstellung größerer Metallmengen verwendete man ein thermisches Verfahren des französischen Chemikers Sainte-Claire Deville (1818-1881) /10/. Ihm gelang es bereits 1854 durch Reduktion von Aluminiumchlorid mit Natrium den Rohstoff Aluminium herzustellen /12/. 1857 gelang ihm die Herstellung von Magnesium ebenfalls durch die Reduktion von Magnesiumchlorid mit Natrium.

Neben den thermischen Reduktionsverfahren wurde auch die elektrolytische Gewinnung von Magnesium forciert. Erstmals stellte Faraday 1833 flüssiges Magnesium und Chlorgas durch Elektrolyse von dehydriertem flüssigen Magnesiumchlorid dar. Nach diesem Prinzip startete 1886 die weltweit erste Magnesiumproduktion in Hemelingen bei Bremen. Somit ist Deutschland als Geburtsort der Magnesiumindustrie anzusehen. Bedingt durch die elektrolytische Gewinnung wurden Magnesiumlegierungen 1909 erstmals unter dem Namen „Elektron“ auf der internationalen Luftfahrtausstellung (ILA) in Frankfurt vorgestellt /8/.

Um 1900 lag die Magnesiumproduktion weltweit bei nur ca. 10 Tonnen wobei Deutschland bis 1915 der einzige Magnesiumproduzent war. Nach einem steilen Anstieg der Produktion zu Beginn des zweiten Weltkrieges für militärische Zwecke und einer Jahresproduktion von knapp 35.000 Tonnen im Jahre 1944, kam die deutsche Magnesiumproduktion nach Kriegsende durch Demontage und Produktionsverbot fast vollständig zum Erliegen /8/.

2.1.2 Preisentwicklung von Magnesium

Bild 2.3 zeigt die Entwicklung des jährlichen Durchschnittspreises von Primäraluminium und Primärmagnesium im Zeitraum von 1959 bis 1998. Bei beiden Materialien ist deutlich ein Preisanstieg ab den Jahren 1974/75 zu erkennen, der sich auf die Energiekrise von 1973/74 zurückführen lässt. Die Erdölförderung wurde damals von den arabischen Staaten um bis zu

25% gedrosselt /10/. Seit dieser Zeit ist bei Aluminium ein stark schwankender, bei Magnesium ein eher stetiger Anstieg des Primärmaterialpreises zu erkennen. Seit Mitte der 90er Jahre drängen jedoch russische und chinesische Magnesiumproduzenten auf den Markt, die durch neue Herstellungsverfahren und geringe Lohnkosten den Weltmarktpreis für Magnesium wieder drücken. Diese Entwicklung beeinflusst indirekt auch den Aluminiumpreis /12/.

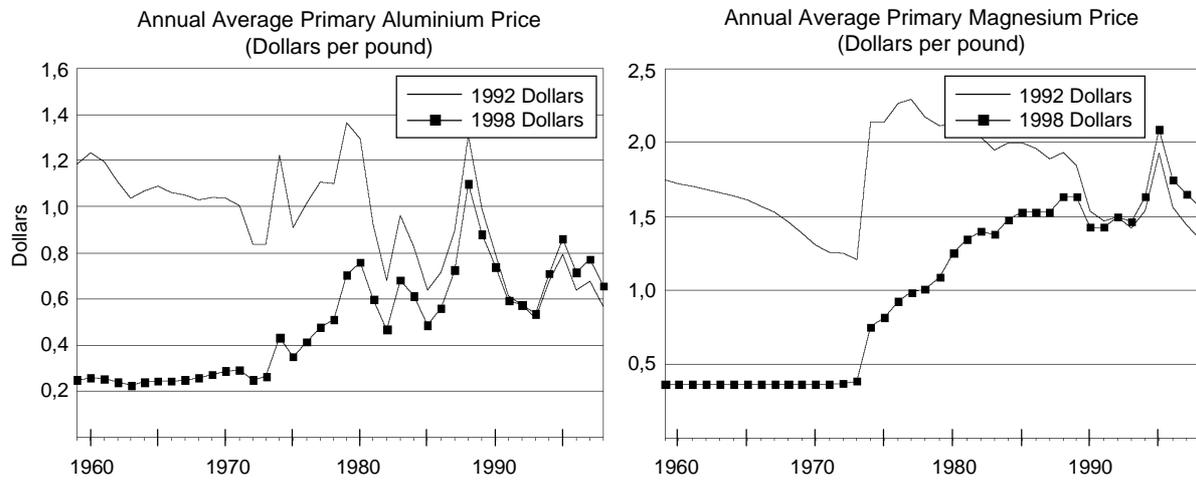


Bild 2.3: Preisentwicklung von Primäraluminium und Primärmagnesium im Vergleich /13/

Heute liegen die Preise für Primäraluminium bei ca. 1,50 €/kg und von Primärmagnesium bei ca. 1,80 - 2,50 €/kg. Eine Standard Aluminium-Druckguss-Legierung (Sekundärlegierung, z.B. AlSi9Cu3) kostet heute ca. 1,70 €/kg, für eine vergleichbare Standard Magnesium-Druckguss-Legierung (Primärlegierung, z.B. AZ91) werden ca. 1,90 - 2,20 €/kg verlangt. Durch den sich weiter entwickelnden Recyclingmarkt für Magnesium fließen zukünftig immer mehr Schrottanteile in die Produktion zurück. Dies mindert die Nachfrage nach Primärmaterial und wird langfristig einen Abfall des Magnesiumpreises herbeiführen.

2.1.3 Magnesium als Konstruktionswerkstoff

Aufgrund seiner *geringen Dichte* von nur $1,74 \text{ g/cm}^3$ und seiner guten Gießbarkeit eignet sich Magnesium hervorragend als Konstruktionswerkstoff, insbesondere für dünnwandige und gering belastete Bauteile. Der große Vorteil von Magnesiumlegierungen liegt eindeutig in ihrem geringen spezifischen Gewicht bei gleichzeitig *guten Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften*. Das Masseverhältnis zwischen Magnesium und Aluminium beträgt bei gleichem Volumen ca. 2 zu 3. Dieser Gewichtsvorteil kommt bei einer reinen Werkstoffsubstitution voll zum tragen. Magnesium verfügt über eine *hervorragende gewichtsspezifische Steifigkeit*, welche durch das Leichtbaupotenzial $L=E/\rho$ ausgedrückt wird. Diese charakteristische Größe ist in Bild 2.4 für verschiedene im Motorenbau gängige Werkstoffe dargestellt.

Das Verhältnis der *Wärmemengen* von Magnesium und Aluminium beim Gießprozess, die sich aus den spezifischen Wärmekapazitäten und den Schmelzwärmen zusammensetzen, beträgt bei gleichem Volumen ca. 0,63 /16/. Dies hat zur Folge, dass ein Magnesium-Gussteil deutlich schneller erstarrt und sich dadurch die Ausbringung der Gießanlage erhöhen lässt. Ein weiterer Vorteil der geringen Wärmemengen von Magnesium liegt in den um ca. 50% längeren Lebensdauern der Gießwerkzeuge.

Bedingt durch eine größere Materialschwindung beim Erstarren, kann ein Magnesium-Bauteil mit *geringeren Formschrägen* konstruiert werden. Dies hat insbesondere bei stark verrippten Bauteilen den Vorteil, dass die Materialanhäufungen am Rippengrund geringer ausfallen und das Bauteil im Vergleich zum Aluminiumteil nochmals leichter wird /16/.

Dieser positive Effekt kommt jedoch nur bei Außenflächen voll zum tragen. Beim Umgießen von langen schlanken Pinolen besteht noch mehr als bei Aluminium die Gefahr des Aufschumpfens. Das Bauteil lässt sich dann nur schwer aus der metallischen Dauerform entformen.

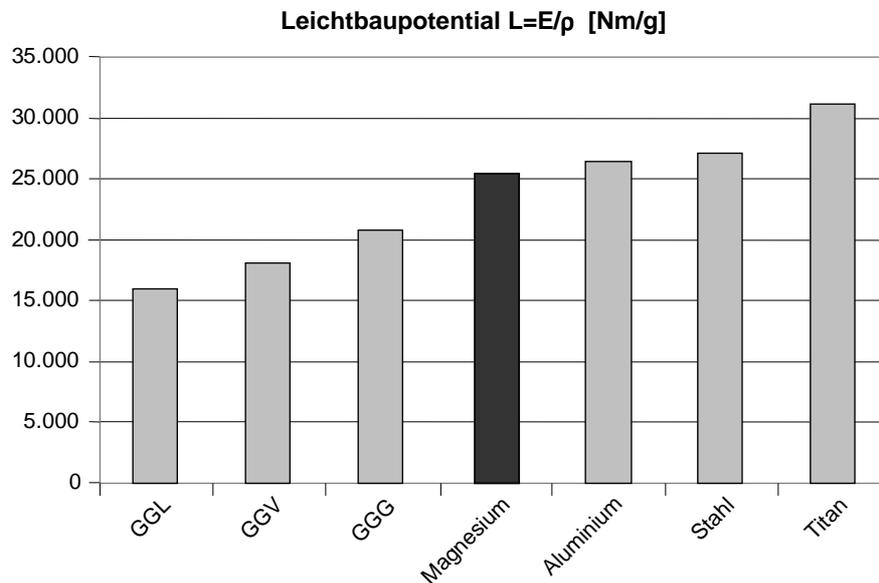


Bild 2.4: Leichtbaupotential verschiedener Konstruktionswerkstoffe /14/, /15/

Durch *geringere spezifische Schnittkräfte* bei der mechanischen Bearbeitung können bei einem speziell an Magnesium angepassten Fertigungskonzept (Werkzeuge, Werkzeugmaschinen, Schnittparameter,...), immense Kosten gespart werden. In der Literatur werden die möglichen Einsparungen mit mehr als 25% beziffert /16/, /17/, /18/.

Trotz dieser Vielzahl an positiven Aspekten erweisen sich Magnesiumlegierungen gegenüber Aluminiumwerkstoffen in vielen Eigenschaften als benachteiligt. Die *geringere Warmfestigkeit* erlaubt bei normalen Magnesiumlegierungen nur Einsatztemperaturen bis maximal ca. 150°C. Bei höheren Temperaturen ($T \geq 0,3 \dots 0,4 \cdot T_{\text{Schmelz}}$ [K]) zeigt Magnesium außerdem, stärker als die meisten anderen Konstruktionswerkstoffe, eine starke Zeitabhängigkeit der Festigkeitskennwerte. Spannungen die kurzfristig ohne bleibende Verformung ertragen werden, führen nach einiger Zeit zu plastischen Dehnungen. Dieses Phänomen wird als *Kriechen* bezeichnet (Bild 2.5).

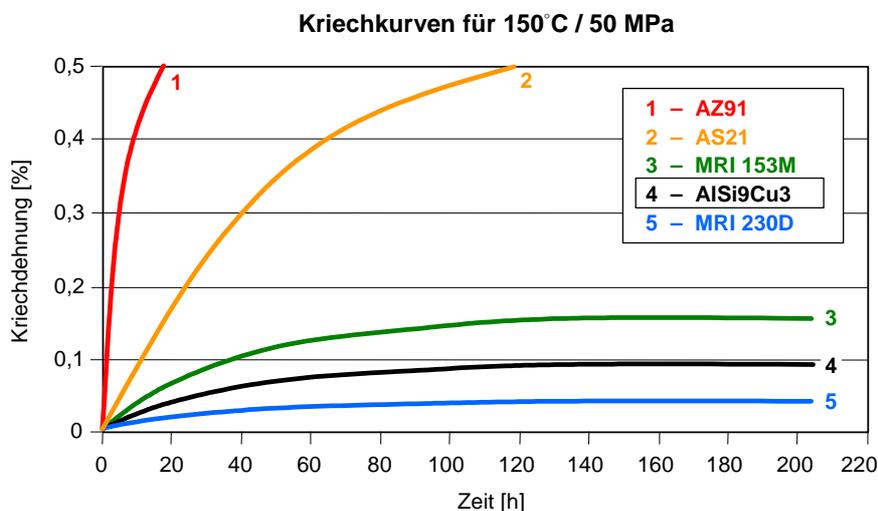


Bild 2.5: Kriechkurven verschiedener Magnesium- und Aluminiumlegierungen /20/

Treten bei vorgegebener Verlängerung einer Zugprobe eine zeitabhängige plastische Dehnung und ein Spannungsabbau auf, spricht man von *Relaxation* /19/. Kriechvorgänge sind immer mit Spannungsrelaxation verbunden. Die Kriechneigung ist einer der Hauptproblempunkte von Magnesiumlegierungen. Sie führt insbesondere in Bereichen hoher Belastung und/oder hohen Temperaturen zu einer zeitabhängigen plastischen Verformung. Bei einer Schraubenverbindung führt dies z.B. zum Abfall der Schraubenvorspannkraft.

Der gegenüber Aluminiumlegierungen um ca. 35% *geringere Elastizitätsmodul* muss vom Konstrukteur, bei Anwendungen bei denen es auf eine steifigkeitsgerechte Gestaltung ankommt (geringe zulässige Verformungen), durch eine Erhöhung des tragenden Querschnitts, eine stärkere Verrippung oder eine Erhöhung der Wandstärke kompensiert werden. Der niedrige E-Modul beeinflusst durch die Beziehung

$$f_e = \sqrt{\frac{c}{m}} \quad \text{mit } c \sim E \text{ und } m \sim \rho \quad (\text{Gl. 2.1})$$

die Eigenfrequenz eines Bauteils und somit auch das dynamische und akustische Verhalten. Die Verringerung der Eigenfrequenz durch eine 1:1 Werkstoffsubstitution von Aluminium durch Magnesium lässt sich nach Gleichung 2.2 leicht auf ca. 5% abschätzen.

$$\Delta f_{e, \text{Mg/Al}} = \frac{\sqrt{\frac{c_{\text{Mg}}}{m_{\text{Mg}}}}}{\sqrt{\frac{c_{\text{Al}}}{m_{\text{Al}}}}} = \frac{\sqrt{\frac{E_{\text{Mg}}}{\rho_{\text{Mg}}}}}{\sqrt{\frac{E_{\text{Al}}}{\rho_{\text{Al}}}}} = \sqrt{\frac{E_{\text{Mg}} \cdot \rho_{\text{Al}}}{E_{\text{Al}} \cdot \rho_{\text{Mg}}}} = \sqrt{\frac{0,6 \cdot 1}{1 \cdot 0,66}} \approx \sqrt{0,91} \approx 0,95 \quad (\text{Gl. 2.2})$$

Eine weitere Eigenschaft, die beim Einsatz von Magnesium beachtet werden muss, ist die *geringere Korrosionsbeständigkeit*. Der Grund dafür ist die Position des Metalls am unteren Ende der elektrochemischen Spannungsreihe (Bild 2.6). Magnesium ist ein sehr unedler Werkstoff. Steht er mit einem deutlich edleren Material und einem Elektrolyt in Kontakt, müssen spezielle korrosionsverhindernde Maßnahmen ergriffen werden. Tut man dies nicht, übernimmt das Magnesiumbauteil die Rolle der Opferanode und wird vollends zerstört. In alkalischen Lösungen sind Magnesiumlegierungen im Gegensatz zu Aluminiumlegierungen jedoch außerordentlich beständig. In Fetten und Ölen zeigen sie keinen chemischen Angriff /11/.

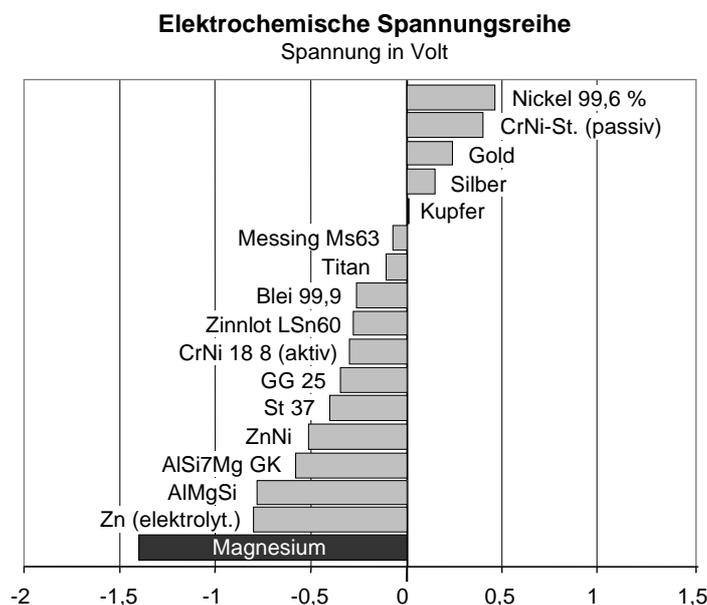


Bild 2.6: Elektrochemische Spannungsreihe /21/

Das *spezifische Dämpfungsvermögen* des Magnesiums (auf gleiche Masse bezogen) ist größer als das von Aluminium. Da aber der Zweck eines Wechsels von Aluminium zu Magnesium gerade der ist, Masse zu reduzieren, kann dieser Vorteil kaum genutzt werden. Bei optimaler Ausnutzung des Werkstoffs weisen Bauteile aus Magnesium häufig eine geringere Dämpfung und deshalb auch schlechtere akustische Eigenschaften als die ursprüngliche Konstruktion auf /16/.

Wie bereits erwähnt, sind die Preise für Magnesium in den letzten Jahren stark gefallen. Dennoch ergibt sich immer noch ein *höherer Grundpreis* von Magnesiumlegierungen gegenüber Standard Aluminiumlegierungen. Der Grund hierfür liegt hauptsächlich im bisher nur schlecht entwickelten Recyclingmarkt zur Herstellung von billigem Sekundärmagnesium aus Schrotten. In Kapitel 2.1.5 wird hierauf noch näher eingegangen.

Werden bei einem Werkstoffwechsel von Aluminium zu Magnesium geeignete Maßnahmen zur Eliminierung der oben genannten Nachteile ergriffen, so führt dies in der Regel, gegenüber dem reinen Dichtevorteil von ca. 33%, zu einer immer noch deutlichen Gewichtseinsparung von ca. 25% /22/.

2.1.4 Einteilung der Magnesiumwerkstoffe

Durch Zulegieren verschiedener Elemente werden Magnesiumwerkstoffe mit unterschiedlichen Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften erzeugt. Fast alle Magnesiumlegierungen, die in größerem Maßstab eingesetzt werden, enthalten Aluminium. Nur in einigen „exotischen“ Werkstoffen mit höheren Warm- und Kriechfestigkeiten ist kein Aluminium zulegiert /15/. Bei diesen Werkstoffen handelt es sich meist um Legierungen, die nicht im Druckguss, sondern nur im Sand- oder Kokillenguss verarbeitet werden können. Aufgrund der hohen Kosten und der geringen Relevanz für die Verwendung solcher Werkstoffe bei großserientechnisch hergestellten Bauteilen wird auf diese Legierungen hier nicht näher eingegangen.

Der Einfluss von *Aluminium* dominiert die mechanischen Eigenschaften von Magnesiumlegierungen. Fast alle technisch gebräuchlichen Magnesiumwerkstoffe basieren auf diesem Legierungssystem mit maximal ca. 10 Masseprozent Aluminium (Bild 2.7). Aluminium steigert die Streckgrenze, Zugfestigkeit und Härte bei Raumtemperatur und verbessert die Gießbarkeit und Korrosionsbeständigkeit. Die Bruchdehnung und Kriechfestigkeit setzt es dagegen herab. Hauptgrund für den Abfall der Kriechfestigkeit ist die intermetallische Verbindung $Mg_{17}Al_{12}$ (γ -Mischkristall), die sich bei steigendem Aluminiumgehalt vermehrt bildet und sich an den Korngrenzen anreichert.

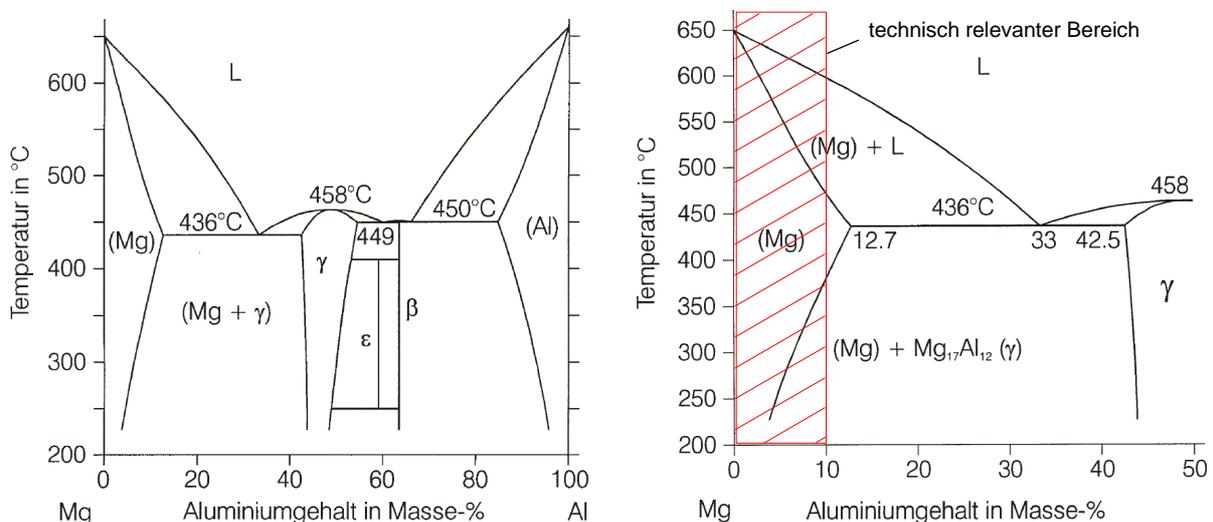


Bild 2.7: Binäres Zustandsdiagramm Magnesium – Aluminium (vollständig & Detail) /8/

Durch den niedrigen Schmelzpunkt dieser Verbindungsphase (ca. 460°C) verliert diese bereits bei Temperaturen um 100°C an Festigkeit. Dies und die Tatsache, dass die Verbindungsphase um die Magnesium-Primärmischkristalle herum angeordnet ist, ist der Hauptgrund für den starken Kriechfestigkeitsabfall bei steigendem Aluminiumgehalt /16/ /15/.

Als weitere Legierungselemente sind im wesentlichen Zink, Mangan und Silizium zu nennen. *Zink* verbessert die Raumtemperaturfestigkeit durch Mischkristallbildung und erhöht die Bruchdehnung. Die Kriechbeständigkeit wird reduziert, da sich das Zink in der intermetallischen Verbindung $Mg_{17}Al_{12}$ anreichert und deren Bildung fördert.

Mangan erhöht die Korrosionsbeständigkeit, indem es das schädliche Eisen bindet und mit diesem im Schmelztiegel zu Boden sinkt. Die Legierungen werden dadurch reiner.

Silizium verbessert die Gießbarkeit und die Dichtigkeit der Gussstücke. Allerdings verringert es die Korrosionsbeständigkeit. Bei Gehalten größer 0,3% werden außerdem die Bruchdehnung und die Zähigkeit verringert.

Seltene Erden (SE) verbessern die Warmfestigkeit und Warmhärte von Magnesiumlegierungen so beträchtlich, dass diese Werkstoffe in Temperaturbereichen angewendet werden können, die Aluminium- und Magnesiumlegierungen sonst verschlossen sind. Zusätzlich verbessern sie die Korrosionsbeständigkeit. Zu den seltenen Erdmetallen gehören die Elemente der 3. Nebengruppe wie Scandium, Yttrium, Lanthan und die Lanthanoide /16/ /15/.

Aluminium und die anderen oben genannten Metalle bilden mit Magnesium ternäre Legierungssysteme, deren Zusammensetzung die Grundlage für die Einteilung der Magnesiumwerkstoffe darstellt. Unter Vernachlässigung des Buchstabens M für Magnesium werden die Legierungen in AZ-, AM-, AS- und AE-Legierungen unterteilt. Die beiden Buchstaben kennzeichnen jeweils die Hauptlegierungselemente des ternären Systems. Magnesium als Hauptbestandteil der Legierungen wird in der Namensgebung stets vernachlässigt.

Im folgenden wird auf die Gruppe der Magnesium-Gusswerkstoffe näher eingegangen. Auf die Behandlung von Magnesium-Knetwerkstoffen und Magnesium-Verbundwerkstoffen, sowie von pulvermetallurgisch hergestellten Magnesiumlegierungen wird verzichtet.

2.1.4.1 Magnesium-Gusswerkstoffe

Die gängigsten Magnesium-Gusslegierungen und deren Bezeichnungen sind in der DIN EN 1753 und DIN EN 1754 genormt. Im allgemeinen Sprachgebrauch haben sich jedoch die zuvor angesprochenen Bezeichnungen etabliert, die sich aus je zwei Buchstaben für die Hauptlegierungselemente und zwei Zahlen für deren Prozentgehalte zusammensetzen. Diese Benennungen stammen aus dem amerikanischen Raum und sind weit mehr verbreitet als die Bezeichnungen in den Normen. Einige interessante Legierungsneuentwicklungen sind in den Standardwerken noch nicht enthalten. Obwohl einige dieser neuen Legierungen teilweise lizenzrechtlich geschützt sind, werden sie nachfolgend kurz angesprochen. Ihre Namen sind häufig in der Literatur zu finden und aufgrund ihrer guten Kriech Eigenschaften werden diese Werkstoffe langfristig sicherlich eine größere Rolle im Automobilbau spielen.

Standard Magnesium-Gusswerkstoffe:

Die *AZ-Legierungen* basieren auf den Systemen Magnesium-Aluminium und Magnesium-Zink. Sie sind sehr gut gießbar, haben hohe Raumtemperaturfestigkeiten und eine vergleichsweise sehr gute Korrosionsbeständigkeit sowie gute Kriechfestigkeiten bei Temperaturen bis ca. 100°C. Bei darüber liegenden Temperaturen zeigt sich allerdings eine reduzierte Warmkriechfestigkeit. Die AZ-Legierungen sind die im Fahrzeugbau am meisten eingesetzten Magnesium-Gusslegierungen. Aus diesem Grund sind die wertenden Aussagen

für die im folgenden vorgestellten anderen Legierungssysteme auf die AZ-Legierungen bezogen /15/.

AM-Legierungen auf Basis von Aluminium und Mangan sind gut gießbar und auch bei höheren Aluminiumgehalten gut korrosionsbeständig (Ausnahme: AM20). Sie sind besonders duktil, weshalb sie vornehmlich in crashrelevanten Bauteilen eingesetzt werden. AM-Legierungen haben geringere Festigkeiten und neigen bei größeren Bauteilen an dick/dünn-Übergängen zu Heißrissigkeit /15/.

Bei *AS-Legierungen* wird zusätzlich zum Aluminium noch Silizium zulegiert. Sie haben gute Raumtemperaturfestigkeiten und ausgezeichnete Warmkriechfestigkeiten. AS-Legierungen sind jedoch hoch korrosionsgefährdet und trotz des hohen Siliziumanteils weniger gut gießbar. Der hohe Siliziumanteil verbessert zwar tendenziell die Gießbarkeit, wird aber durch den negativen Einfluss eines geringen Aluminiumanteils mehr als kompensiert. AS-Legierungen sind deshalb vornehmlich dort einzusetzen, wo hohe Ansprüche an die Kriechfestigkeit gestellt werden /15/.

Die *AE-Legierungen* die im 2-3%-Bereich mit seltenen Erden legiert werden, sind sehr duktil und gut korrosionsbeständig. Sie sind ähnlich kriechfest wie die AS-Legierungen, haben allerdings geringere Festigkeiten (besonders Streckgrenze bei RT) und sind noch schlechter vergießbar /15/. Der Preis liegt ca. 10% bis 15% über den AZ-Legierungen.

Neu entwickelte Magnesium-Gusswerkstoffe:

Die *MRI-Legierungen* sind weiterentwickelte Varianten von AZ91, bei denen es gelungen ist, insbesondere die mangelnde Warmkriechfestigkeit durch Zusatz von *Calcium* zu verbessern. Seit 1996 werden diese Werkstoffe von Dead Sea Magnesium (DSM), einem Joint Venture des israelischen Magnesium-Produzenten Dead Sea Works (DSW) (65%) und der Volkswagen AG (35%) entwickelt. Die Benennung der Legierungen leitet sich von dem an das DSM Joint Venture angegliederten Magnesium Research Institute (MRI) ab, an dem wiederum die Volkswagen AG, DSM und die israelische Ben Gurion Universität beteiligt sind /20/, /23/, /24/, /25/. Die Zugabe von Calcium führt bei der Erstarrung zu feinverteilten Ausscheidungen hochschmelzender stabiler Phasen, die das Klettern von Stufenversetzungen im Material erschweren. Für die Aktivierung von Kriechvorgängen wird somit mehr Energie benötigt.

Bei den *AJ-Legierungen* handelt es sich um Werkstoffe der kanadischen Fa. Noranda. Sie verfügen über einen erhöhten Anteil an *Strontium* und zeichnen sich ebenfalls insbesondere durch eine verbesserte Warmkriechfestigkeit aus. Das Prinzip der Kriechfestigkeitserhöhung ist ähnlich dem der MRI-Legierungen. Seit 2002 gehören die Lizenzrechte der Legierungen AJ52 und AJ62 der BMW-Group (für Motoranwendungen) /26/, /27/. Das neu entwickelte Magnesium-Aluminium-Verbund-Zylinderkurbelgehäuse von BMW (vgl. Kapitel 2.3.3) besitzt einen Magnesium-Umguss aus einer modifizierten Variante der AJ62-Legierung.

Die *Legierung AMC-SC1* ist eine von der Australian Magnesium Cooperation (AMC) entwickelte Magnesiumlegierung für Sand- oder Kokillenguss. Bei einem Entwicklungsprojekt der AVL und Norsk-Hydro für einen aufgeladenen Dieselmotor (2003) (vgl. Kapitel 2.3.3) wurde diese Legierung eingesetzt. Die Verarbeitung der Legierung erfolgt im Niederdruck-Sandguss-Kernpaketverfahren /28/, /29/, /30/.

In der nachstehenden Tabelle sind die chemischen Zusammensetzungen der wichtigsten Vertreter, der oben genannten Magnesium-Gusslegierungen, aufgeführt. Die genauen Zusammensetzungen der Legierungen sind zum Teil patentiert oder nicht bekannt bzw. obliegen der Geheimhaltung.

Legierung	Zusammensetzung [%]							
	Al	Zn	Mn	Si	Fe	Cu	Ni	Sonstige
AZ91hp	8,0-9,5	0,3-1,0	≥0,17	≤0,05	≤0,004	≤0,015	≤0,001	≤0,01
AM60hp	5,7-6,3	≤0,20	≥0,27	≤0,05	≤0,004	≤0,008	≤0,001	≤0,01
AS21hp	1,9-2,5	0,15-0,25	≥0,17	0,7-1,2	≤0,004	≤0,008	≤0,001	≤0,01
AE42hp	3,6-4,4	≤0,20	≥0,27	≤0,01	≤0,004	≤0,040	≤0,001	2,0-3,0 SE 0,0004-0,001 Be
MRI 153M	7,5-8,3	≤0,08	0,15-0,35	≤0,06	≤0,004	≤0,009	≤0,001	Ca: 0,75-1,2 Sr: 0,05-0,35
MRI 230D	6,4-7,2	≤0,08	0,17-0,40	≤0,03	≤0,004	≤0,005	≤0,001	Ca: 1,8-2,6 Sr: ≤0,4
AJ52	4,5-5,7	≤0,20	0,30-0,50	≤0,05	≤0,004	≤0,008	≤0,001	Sr: 1,7-2,3
AJ62	5,6-6,4	≤0,20	0,30-0,50	≤0,05	≤0,004	≤0,008	≤0,001	Sr: 2,0-2,4
AMC SC1	?	0,50	?	?	?	?	?	Zr: 0,50 Nd: 1,70 RE 1,00

Bild 2.8: Zusammensetzung verschiedener Magnesium-Gusslegierungen /15/, /27/, /28/, /30/, /31/

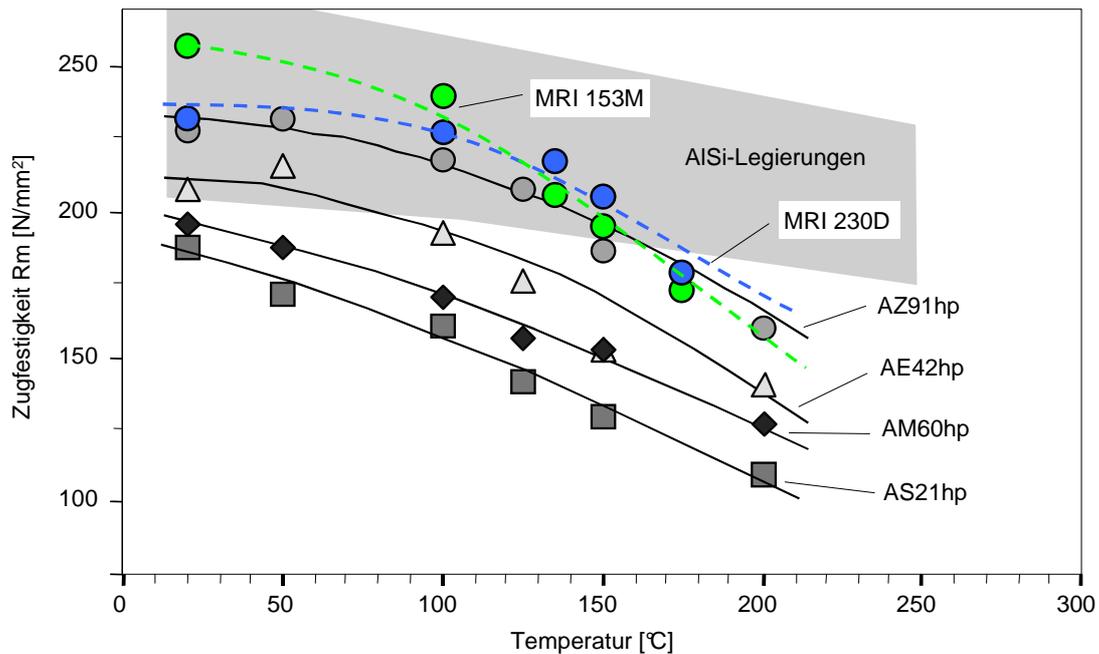
2.1.4.2 Mechanische Eigenschaften von Magnesium-Gusslegierungen

Bei Raumtemperatur unterscheiden sich Zugfestigkeit und Streckgrenze von Magnesium-Gusslegierungen zum Teil nur unwesentlich von Aluminium-Gusslegierungen. Bei erhöhten Temperaturen ergeben sich allerdings zum Teil große Unterschiede, die bei der Bauteilauslegung beachtet werden müssen. Der E-Modul ist über den gesamten nutzbaren Temperaturbereich um ca. 45% geringer als bei Aluminiumwerkstoffen. Die folgenden Abbildungen geben einen Überblick über die wichtigsten Kennwerte sowohl von gängigen, als auch von neuentwickelten Magnesiumwerkstoffen gegenüber Streubändern von AlSi-Legierungen. Die Diagramme sind zum Teil der Quelle /32/ entnommen. Dort wo es möglich war, wurden die Werte für die kriechfesteren MRI- und AJ-Legierungen ergänzt.

Zugfestigkeit R_m :

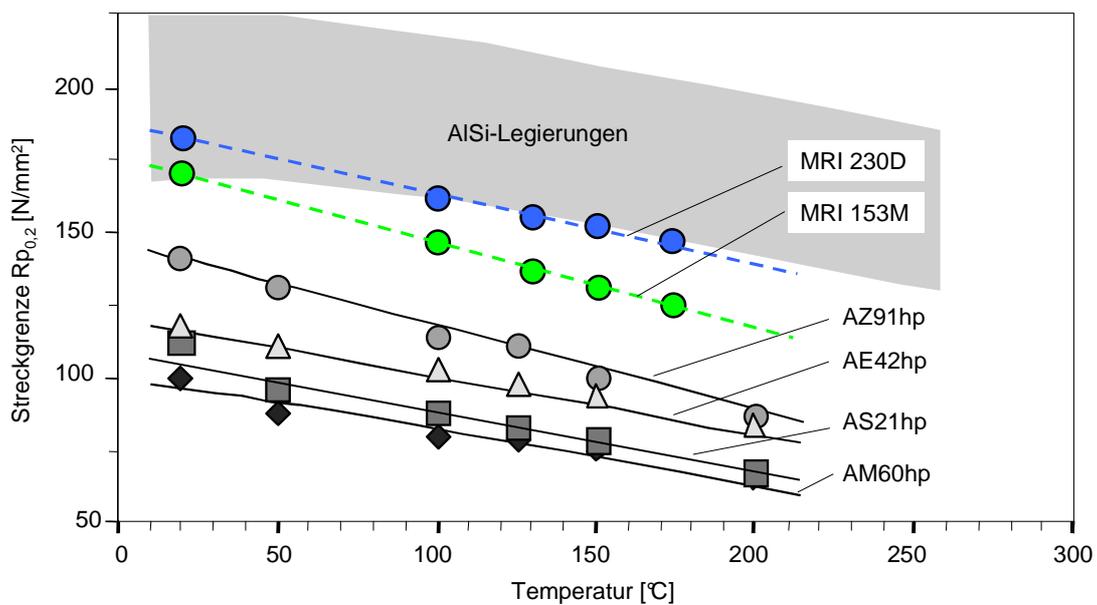
Die Zugfestigkeiten der Magnesiumlegierungen verlaufen bis ca. 150°C im unteren Bereich des Streubands der AlSi-Legierungen (Bild 2.9). Beide Werkstoffe zeigen über der Temperatur einen monoton fallenden nichtlinearen Verlauf, wobei die Kurven von Magnesium einen steileren Abfall zeigen. Von den gängigen Magnesiumlegierungen bietet AZ91 die größten Zugfestigkeiten über den gesamten Temperaturbereich. Die neuen Magnesium-Druckgusslegierungen bieten ein etwas größeres Festigkeitspotential, insbesondere bei niedrigen bis mittleren Temperaturen. Bei der MRI 230D Legierung liegt die Zugfestigkeit über den gesamten Temperaturbereich um ca. 5% höher als bei AZ91. Die MRI 153M Legierung besitzt eine sehr große Festigkeit bei Raumtemperatur, fällt danach aber steil ab und liegt ab ca. 150°C unterhalb der AZ91.

Da Magnesiumwerkstoffe, wie alle anderen Konstruktionswerkstoffe auch, durch Betriebsbelastungen nur im elastischen Teil der Spannungs-Dehnungskurve beansprucht werden sollen, ist die Höhe der Zugfestigkeit technisch nicht von großer Bedeutung. Durch die Verfestigung beim Plastifizieren werden die maximalen Festigkeiten im nutzbaren Temperaturbereich erst bei Gesamtdehnungen von ca. 4% bis 10% erreicht. Dieser Bereich ist für technische Anwendungen nicht relevant. Wichtiger ist die Streckgrenze und bei höheren Temperaturen die Kriechfestigkeit der Magnesiumlegierung.

Bild 2.9: Zugfestigkeit R_m von Aluminium- und Magnesium-Gusslegierungen

Streckgrenze $R_{p0,2}$:

Der Abfall der Streckgrenze über der Temperatur folgt im Unterschied zur Zugfestigkeit einem mehr oder weniger linearen Verlauf. Der Gradient beträgt ca. 19MPa/100K bei den Mg-Legierungen gegenüber ca. 17MPa/100K für das Streuband der AlSi-Legierungen. Die AZ91 Legierung weist auch bei der Streckgrenze mit ca. 105N/mm² bei 150°C ein relativ hohes Festigkeitsniveau auf. Übertroffen wird dies nur durch die neuen MRI-Legierungen. Ihre Streckgrenzen liegen bei Raumtemperatur um ca. 10% höher, bei 150°C sogar um ca. 35% (Bild 2.10). Diese guten Festigkeitseigenschaften erschließen den MRI-Legierungen Anwendungsgebiete, die sonst nur Aluminiumlegierungen vorbehalten sind.

Bild 2.10: Streckgrenze $R_{p0,2}$ von Aluminium- und Magnesium-Gusslegierungen

E-Modul:

Wie Bild 2.11 zeigt, liegt das Niveau der E-Moduli von Magnesium-Gusslegierungen um ca. 40-45% unter dem Streubereich der AlSi-Legierungen. Diese Tatsache stellt gegenüber Aluminium eine der bedeutendsten Nachteile dar und bewirkt eine geringere statische und dynamische Steifigkeit bei geometrisch gleichen Bauteilen. Der Streubereich des E-Moduls von Magnesium ist deutlich enger als bei Aluminium. Die Werte liegen bei Raumtemperatur für Magnesiumwerkstoffe im Bereich von 42-45GPa und bei ca. 75-85GPa für Aluminiumwerkstoffe. Von den MRI-Legierungen sind dem Verfasser keine genauen Angaben zum E-Modul bekannt. Die Werte müssten aber innerhalb der gezeigten Bandbreite der anderen Magnesiumwerkstoffe liegen.

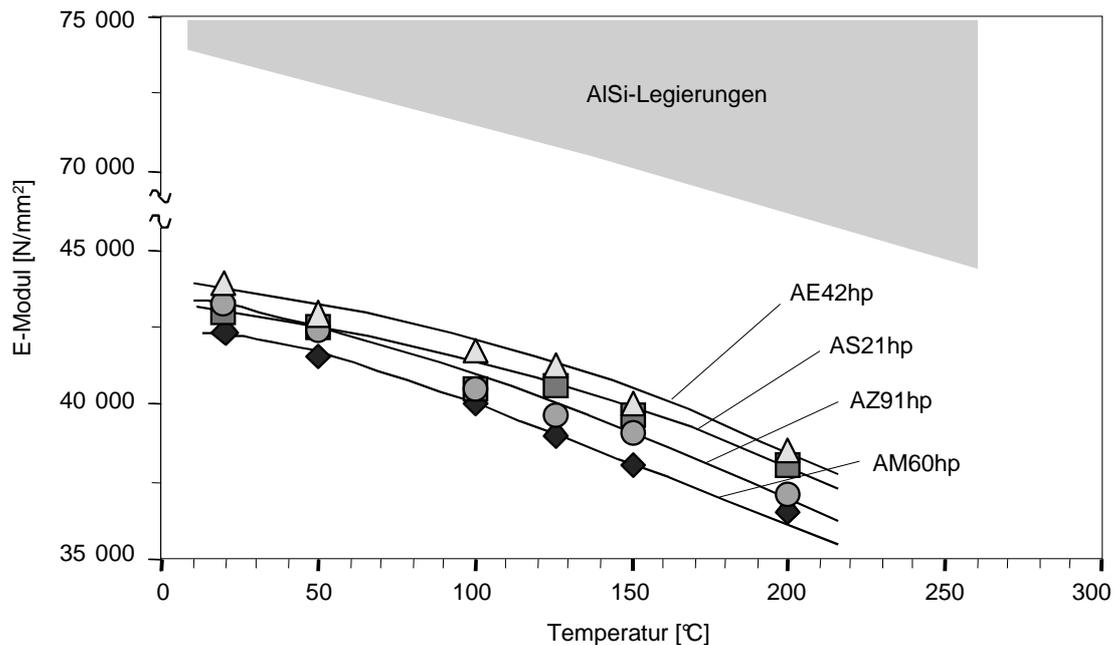


Bild 2.11: E-Modul von Aluminium- und Magnesium-Gusslegierungen

2.1.4.3 Thermophysikalische Eigenschaften von Magnesium-Gusslegierungen

Als thermophysikalische Eigenschaften werden die Wärmeleitfähigkeit λ , die Wärmekapazität c_p und der Wärmeausdehnungskoeffizient α verstanden. Diese Kennwerte zeichnen sich bei fast allen Werkstoffen durch einen linearen Verlauf über der Temperatur aus.

Wärmeausdehnungskoeffizient α :

Im Vergleich zu Materialien auf Eisenbasis liegen die Magnesium- und Aluminiumwerkstoffe beim Wärmeausdehnungsverhalten deutlich höher, aber im Vergleich zueinander auf ähnlichem Niveau (man beachte den Maßstab der y-Achse in Bild 2.12). Das Streuband für Magnesiumlegierungen spannt sich im betrachteten Temperaturintervall von $25,0$ - $27,5 \cdot 10^{-6}$ 1/K und hat eine Breite von nur ca. 5%. Das Streuband für die Aluminiumlegierungen ist deutlich breiter (ca. 25%). Die Werte reichen bei Raumtemperatur von ca. $18 \cdot 10^{-6}$ 1/K für die übereutektische AlSi17-Legierung (bedingt durch den hohen Siliziumgehalt) bis ca. $24 \cdot 10^{-6}$ 1/K bei einigen untereutektischen Aluminiumwerkstoffen. Dabei steigen die Ausdehnungskoeffizienten bei Magnesium ca. doppelt so schnell an (Gradient ca. $1 \cdot 10^{-6}$ 1/K pro 100K) wie bei Aluminium (Gradient ca. $0,5 \cdot 10^{-6}$ 1/K pro 100K). Die kriechfesten Magnesiumlegierungen MRI153M und 230D liegen innerhalb des Streubandes der anderen Magnesiumwerkstoffe.

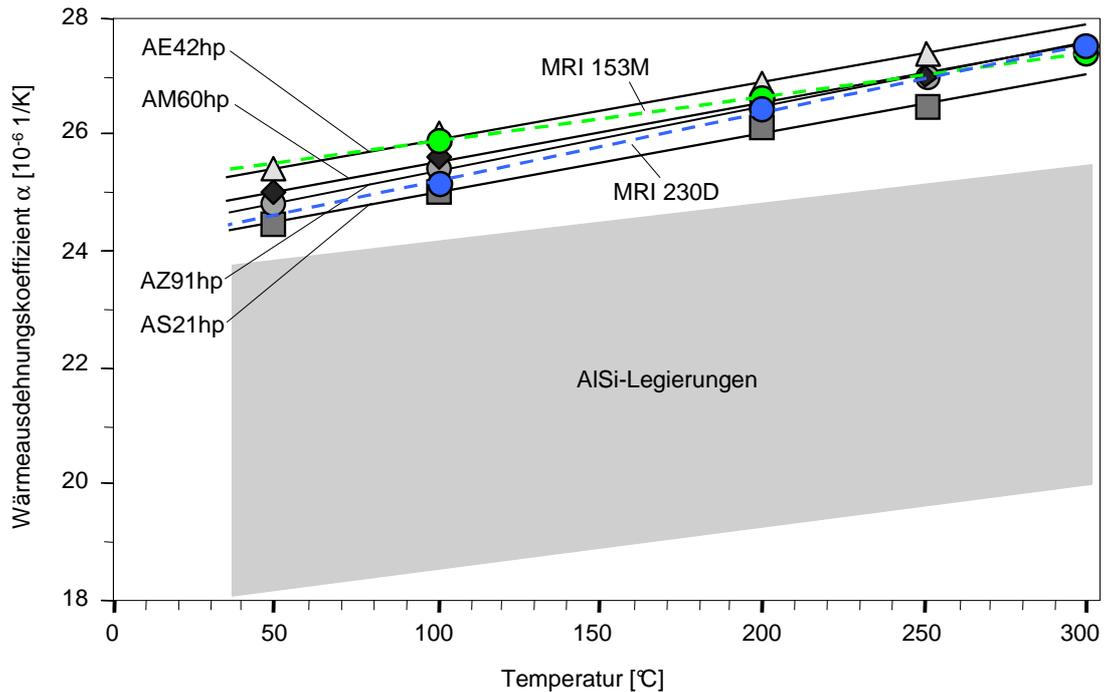


Bild 2.12: Wärmeausdehnungskoeffizient α von Aluminium- und Magnesium-Gusslegierungen

Wärmeleitfähigkeit λ :

Wie in Bild 2.13 dargestellt ist, ist die Wärmeleitfähigkeit von Magnesiumwerkstoffen nur etwa halb so groß wie von Aluminium. Eine schlechtere Wärmeleitung bewirkt in der Regel ein höheres Temperaturniveau in einem thermisch belasteten Bauteil. Die Streubänder beider Leichtmetalle sind ungefähr gleich breit und zeigen in guter Näherung einen lineareren Anstieg mit der Temperatur. Der Anstieg beträgt bei beiden Werkstoffgruppen ca. 9W/mK pro 100K. Die neuen MRI-Legierungen zeigen einen flacheren Verlauf. Für die MRI 153M beträgt der Anstieg ca. 7W/mK pro 100K, für die MRI 230D nur ca. 3W/mK pro 100K.

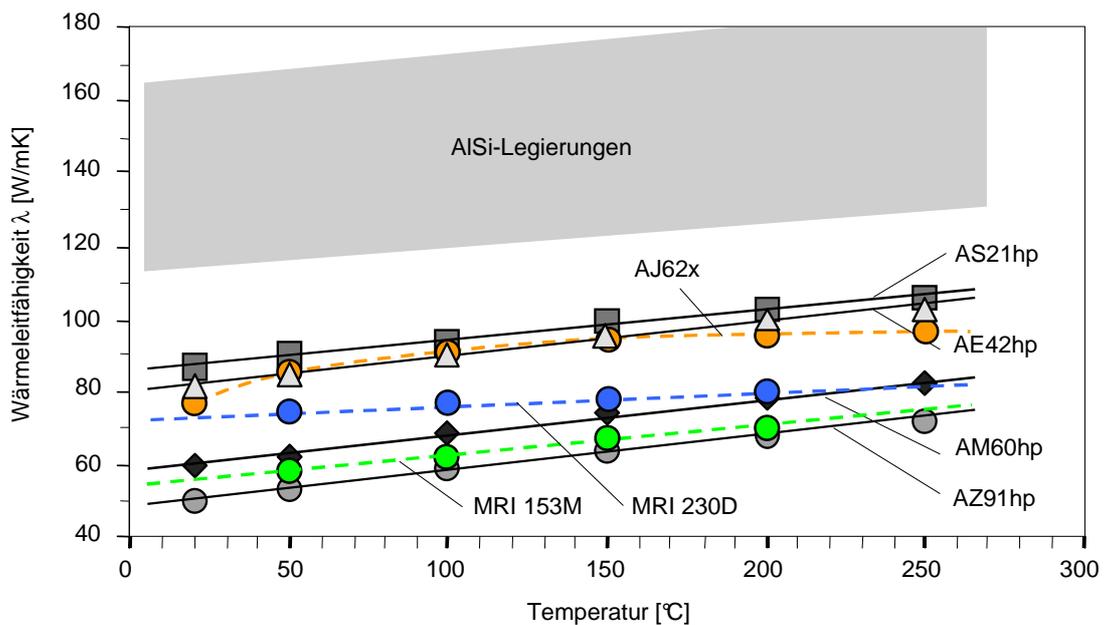


Bild 2.13: Wärmeleitfähigkeit λ von Aluminium- und Magnesium-Gusslegierungen

Wärmekapazität c_p :

Wie bereits erwähnt, verhalten sich die auf gleiches Volumen bezogenen Wärmemengen (Wärmekapazität und Schmelzwärme) beim Gießen von Magnesium und Aluminium wie 0,63 zu 1, was zu einer deutlich schnelleren Abkühlung der Schmelze in der Gießform und dadurch zu Erhöhung der Taktzeit bei Magnesiumbauteilen führt. Im technisch relevanten Temperaturbereich liegt jedoch die auf das Gewicht bezogene spezifische Wärmekapazität deutlich über der von Aluminiumwerkstoffen (Bild 2.14). Die Wärmekapazitäten beider Metalle steigen mit ca. 40 J/kg·K pro 100K linear über der Temperatur an. Die kriechfesten MRI-Legierungen zeigen einen flacheren Verlauf. Die Werte der MRI 230D Legierung liegen über den gezeigten Temperaturbereich sogar nahezu konstant bei ca. 1070 J/kg·K.

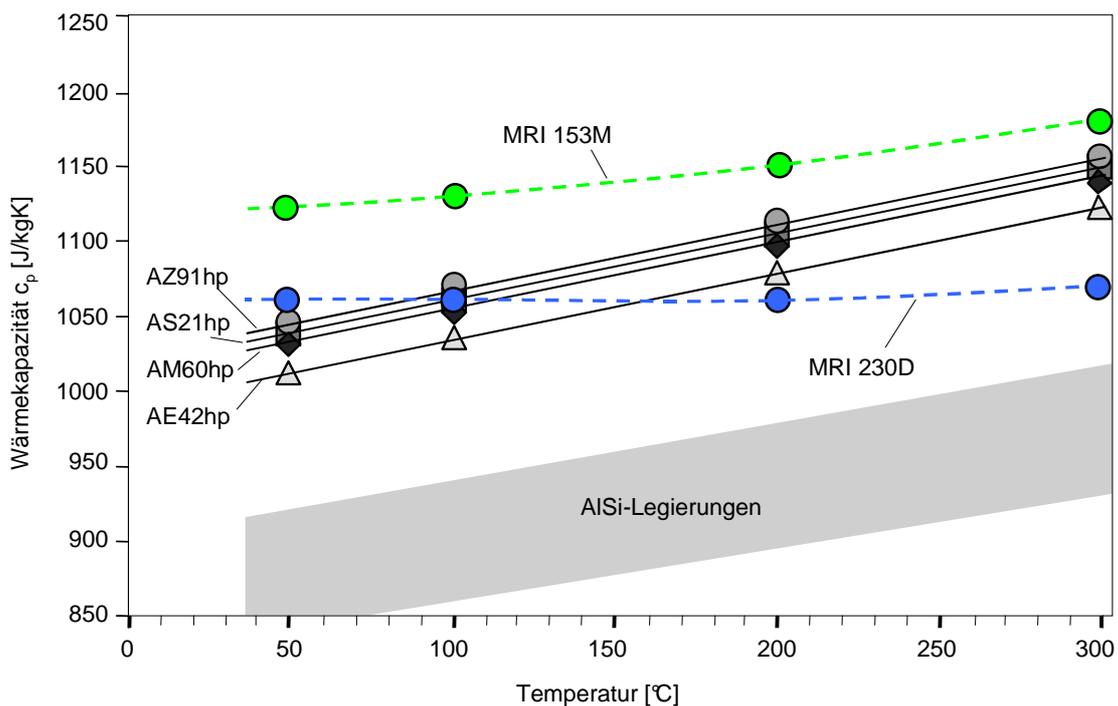


Bild 2.14: Wärmekapazität c_p von Aluminium- und Magnesium-Gusslegierungen

2.1.4.4 Gießtechnologische Eigenschaften von Magnesium-Gusslegierungen

Durch die hohe Abbrandneigung (Materialverlust) und die Brandgefahr ist für Magnesium eine Schmelzebehandlung unter schützender Atomsphäre erforderlich. Der Grund dafür liegt im Verhältnis der Volumina, der auf dem Schmelzebad schwimmenden Oxidschicht und der Schmelze selbst. Während dieses Verhältnis bei Aluminium ca. 1,28 beträgt, liegt der Wert bei Magnesium bei ca. 0,8. Dadurch entstehen Zugspannungen in der Oxidschicht, wodurch diese im Schmelzeofen immer wieder aufbricht und schmelzflüssiges Metall freigelegt wird. Die Oxidschicht von Aluminium verhält sich mehr oder weniger selbstheilend. Gebräuchliche Schutzgaskombinationen bestehen aus Luft, Stickstoff oder Argon mit SO_2 oder SF_6 /8/.

Mit dem Ziel, in einem Formhohlraum gleiche Strömungsverhältnisse für Magnesium und Aluminium zu erhalten, muss aufgrund der um ca. 25% größeren kinematischen Viskosität von Magnesium die Formfüllgeschwindigkeit ebenfalls um ca. 25% steigen /8/. Dies spiegelt sich häufig in verringerten Anschnittquerschnitten von Magnesiumbauteilen bzw. in höheren Kolbengeschwindigkeit des Gießkolbens an der Druckgussmaschine wider.

Die Gießbarkeit von Magnesiumlegierungen ist im Allgemeinen hervorragend. Lediglich die kriechfesten Legierungen zeigen eine erhöhte Warmrissneigung. Der Grund dafür liegt in

einem vergrößerten Erstarrungsintervall, bei dem sich tiefschmelzenden Phasen beim Erstarren um die Mischkristalle herum anlagern. Beim Abkühlen mit behinderter Schrumpfung können die noch flüssigen oder teigigen Phasen keine Zugspannungen aufnehmen, sodass es zu Rissen im Bauteil kommen kann. Diesem Problem kann konstruktiv begegnet werden.

2.1.5 Recycling von Magnesium

Der Energiebedarf für die Herstellung von 1kg Primärmagnesium beträgt ca. 155MJ (Primär-aluminium ca. 75MJ). Für das Wiederaufschmelzen von Magnesium werden nur ca. 5% der zur Primärerzeugung benötigten Energie verbraucht. Recycling von Magnesium ist deshalb nicht nur aus umweltechnischen Gründen, sondern auch aus Kostengründen eine Notwendigkeit /15/.

Im Wettbewerb zu den Kunststoffen hat Magnesium genau wie Aluminium den Vorteil der prinzipiell unbeschränkten Recyclingfähigkeit. Im Gegensatz zum Aluminiumrecycling, das seit fast 80 Jahren etabliert ist, befindet sich das Magnesiumrecycling jedoch erst im Aufbau. Derzeit klaffen noch Lücken im Kreislauf, die in Anbetracht der weltweit zweistelligen Steigerungsraten im Magnesium-Druckguss-Bereich schnellstens geschlossen werden sollten /33/.

Der weitaus größte Anteil des weltweit verbrauchten Magnesiums fließt in die Aluminiumindustrie (42% im Jahre 2000) /8/. Dem Aluminiumblech einer Getränkedose beispielsweise sind ca. 2 Gewichtsprozent Magnesium zulegiert. Die Dosen landen in der Regel im normalen Hausmüll oder mit etwas Glück in einem Verwertungsunternehmen, welches die Dosen zusammen mit anderen Aluminiumabfällen wieder dem Aluminiumkreislauf zuführt. Weitere 14% des weltweit verbrauchten Magnesiums werden von der Gusseisen- und Stahlindustrie benötigt. Nur ca. 38% der weltweit erzeugten Magnesiumtonnage wird zu Magnesiumprodukten verarbeitet, 95% davon durch die Druckgussindustrie /8/. In den übrigen Verbrauchssektoren wird das Magnesium chemisch in nicht mehr dem Recycling erschließbaren Verbindungen umgewandelt. Insofern stellt der Bereich der Druckgussindustrie beim Magnesium im Prinzip die einzig nutzbare Recyclingquelle dar /33/.

Wie Aluminium ist auch Magnesium sehr leicht oxidierbar. Die Oxide beider Elemente sind bei üblichen Schmelztemperaturen jedoch nicht wieder zu Metall zu reduzieren. Die oxidischen Verbindungen müssen in der Gießerei mit Salzen in einer Salzschlacke gebunden und aus dem Kreislaufprozess beider Metalle ausgeschleust werden. Jede Art von oxidischer Verbindung bedeutet also irreversiblen Metallverlust /33/.

Während mit Aluminiumoxiden versetzte Salzschlacken aufgearbeitet werden können und das Oxidgemisch von einigen industriellen Verarbeitern verwendet werden kann (z.B. Keramik- oder Zementindustrie) gibt es bei Magnesium noch einige ungelöste Probleme.

Produktionsabfälle aus der Gießerei werden, sofern es sich um Klasse 1 Schrotte handelt, von der Gießerei wieder zu hochreinen Legierungen aufgearbeitet. Aber bereits aus Schrotten der Klasse 2 (Neuschrott mit anhaftendem Lack oder Kunststoff sowie eingegossenen Aluminium- oder Eiseneinsätzen) können unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten keine hp-Legierungen (high purity, hoch rein) mehr hergestellt werden. Sie werden deshalb der Aluminiumindustrie zugeführt. Getrocknete und brikettierte Magnesiumspäne werden manchmal von der Stahlindustrie zu Desoxidationszwecken übernommen. Die Konsequenz sind hohe Verluste im Magnesiumkreislauf, der, verglichen mit den wichtigsten oben beschriebenen Magnesiummärkten, ohnehin (bzw. gerade deshalb) nur eine untergeordnete Rolle spielt.

Die zunehmende Verwendung von technischen Magnesiumlegierungen führte in den letzten Jahren zu einem gesteigerten Bewusstsein im Hinblick auf das Magnesiumrecycling und wird in absehbarer Zeit durch neue Entwicklungen im Bereich der Schlacke- und Oxidverwertung zu einer Verbesserung des Kreislaufs führen.

2.2 Historie – Magnesium im Automobilbau

Hinsichtlich der Verwendung von Magnesium im Automobilbau finden sich in der Literatur Hinweise, dass bereits im Jahre 1921 Rennwagen mit Magnesiumkolben bei den Indy-500 Rennen erfolgreich waren. 1926 begann die amerikanische Firma Elektronmetall Cannstadt mit der Serienproduktion von Magnesiumkolben, die im Druckgussverfahren hergestellt wurden. 1937 waren davon bereits 4 Millionen auf dem Markt /8/.

Im Deutschland der dreißiger Jahre genoss Magnesium so hohe Popularität als Konstruktionswerkstoff, dass die meisten der heute diskutierten Anwendungen bereits damals in irgendeiner Art und Weise bereits verwirklicht wurden. Somit stellt sich eigentlich nicht die Frage, ob Magnesium andere Werkstoffe zu substituieren vermag, sondern vielmehr die nach den Vor- und Nachteilen einer solchen Substitution in der heutigen Zeit /16/.

Deutschland kann durchaus als Pionier für die Verwendung von Magnesium im Automobilbau gelten. Die Geschichte des Magnesiums erfuhr ab dem Jahr 1933 eine turbulente Entwicklung, als der Automobilkonstrukteur Ferdinand Porsche vom Reichsverband der deutschen Automobilindustrie den Auftrag bekam, ein „Auto für Jedermann“ zu konstruieren. Es sollte folgende Eigenschaften besitzen: Reisegeschwindigkeit mindestens 100km/h, Verbrauch maximal 7 Liter Benzin auf 100 km, Sitze für 4 bis 5 Personen, luftgekühlter Motor und halb so teuer wie das damals billigste Auto, den Ford „Tin Lizzy“ (dieser kostete damals umgerechnet etwa 2000,- RM). Der erste Prototyp musste in nur 10 Monaten fertig entwickelt sein /16/, /34/.

Da zu jener Zeit Magnesium in Deutschland in ausreichendem Maße verfügbar war und Bauxit als Rohstoff für Aluminium nur über das Ausland zu beziehen war, wofür Devisen erforderlich gewesen waren, entschied sich Ferdinand Porsche für die Verwendung der Magnesiumlegierung AZ91 als Werkstoff für Kurbelgehäuse und Getriebe. Als Gießverfahren wurde damals Sandguss eingesetzt. Die Zylinder waren separate Bauteile aus Grauguss und wurden auf das Kurbelgehäuse aufgesetzt /16/. Die Entwicklung war erfolgreich – die ersten Wagen erreichten auf Anhieb eine Laufleistung von über 80.000 km. Der VW-Käfer war geboren /16/.

Nach Beginn des zweiten Weltkrieges wurde die strategische Bedeutung von Magnesium in Deutschland immer wichtiger. Die Kurbelgehäuse des VW-Käfers wurden deshalb zwischen 1940 und 1949 aus Aluminiumlegierungen gefertigt. In dieser Zeit waren Aluminiumschrotte in größerem Umfang verfügbar /16/.

Nach erneuter Umstellung auf AZ91 ab 1949, wurden die Kurbelgehäuse zunächst im Kokillenguss und später im Druckguss hergestellt. Durch die kontinuierliche Leistungssteigerung der Käfermotoren vergrößerte sich jedoch auch deren Ausfallrate. Infolge erhöhter Temperaturen und hoher Kriechneigung kam es zu Undichtigkeiten, zu ausgeschlagenen Lagerflächen und zu Lagerstuhlbrüchen. Die Häufung dieser Schäden zwang Volkswagen ab 1969 zur Anwendung der kriechfesteren Magnesiumlegierung AS41, ab 1973 sogar zum Einsatz von AS21. Die höherbelasteten Motoren vom Typ 411 wurden aus Aluminiumguss gefertigt /16/.

Volkswagen entwickelte sich in dieser Zeit zum größten Magnesiumverbraucher weltweit. 1970 wurden pro Tag ca. 4000 Kurbelgehäuse abgegossen (8000 Kurbelgehäusehälften), was einer Jahresproduktion von ca. 1 Million Kurbelgehäusen entspricht. Auf dem Höhepunkt der Fertigung luftgekühlter Motore 1971, erreichte der Magnesiumbedarf 42.000 Jahrestonnen /16/.

Mitte der 70er Jahre stieg der Magnesiumpreis auf dem Weltmarkt kräftig an, da die USA ihre strategischen Magnesium-Reserven aufgebraucht hatten. Der Preis lag ungefähr beim Doppelten des Aluminiumpreises, der annähernd konstant blieb. Dies und die Tatsache, dass durch die vermehrte Verwertung von Magnesium-Schrotten die Reinheit der Magnesiumlegierungen immer schlechter wurde, führte letztlich dazu, dass Neuentwicklungen vermehrt in Aluminiumlegierungen ausgeführt wurden /16/.

Nach 1982, dem Herstellungsende der luftgekühlten Motore bei Volkswagen, reduzierte sich der Magnesiumbedarf in Deutschland gewaltig. Bis 1990 produzierte Volkswagen zwar noch Getriebegehäuse aus Magnesium für den Golf, danach beschränkte sich die Verwendung von Magnesium allerdings nur noch auf wenige kleinere Bauteile. Ein Großteil der Erfahrungen zum Umgang mit Magnesium im Motorenbau ging seither verloren /16/.

Erst seit 1996 werden im Volkswagenkonzern wieder Getriebegehäuse mit der internen Bezeichnung B80 bzw. ML285/5 aus der hochreinen Magnesiumlegierung AZ91hp gefertigt. Die Legierungsentwicklung brachte seither eine Reihe weiterer gut gießbarer, kriechfester und korrosionsbeständiger Magnesiumlegierungen hervor (siehe Kapitel 2.1.4), von denen einige auf AZ91hp basieren. Allein die etwas höheren Kosten und die fehlende Serienerfahrung verhindern derzeit einen großflächigen Einsatz dieser neuen Materialien. Es ist aber nur eine Frage der Zeit, wann die neuen Magnesiumlegierungen in bestimmten Einsatzgebieten die altbewährten Magnesiumwerkstoffe ablösen.

Einige weitere Beispiele für Magnesiumbauteile im frühen Fahrzeugbau finden sich in der Literatur, z.B. in /8/, /11/, /16/, /17/ und /35/. Die folgende Zusammenstellung gibt einen Überblick. In den 40er Jahren wurden Lenkradskelette, Ölpumpengehäuse, Ölfiltergehäuse, Getriebegehäusedeckel, Lüfterflügel für PKW-Motoren, Riemenscheiben und Kurbelwellenlagerdeckel hergestellt. Motorhauben für Ackerschlepper folgten 1960, PKW-Felgen 1971.

In /11/ erfährt man, dass bereits in den frühen 40er Jahren Magnesium Druckgussbauteile entwickelt wurden, in die, zugunsten einer größeren Steifigkeit und/oder Festigkeit, Stahleinlagen eingegossen wurden. Bild 2.15 zeigt eine Riemenscheibe aus Magnesium-Druckguss, mit einer Keilriemenlaufbahn aus Stahl. Die Stahlbleche wurden zur besseren Verklammerung mit dem Magnesium vor dem Eingießen gelocht /11/.

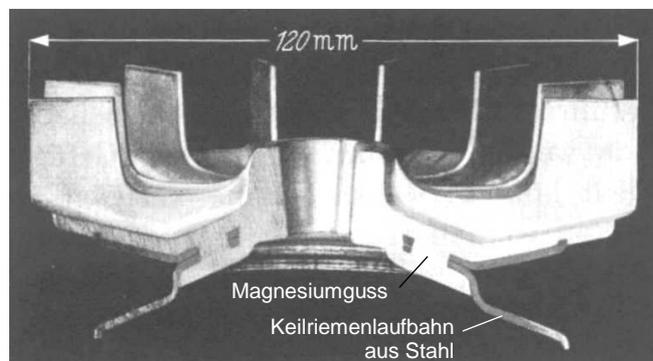


Bild 2.15: Magnesium-Riemenscheibe (um 1935) /11/

In der heutigen Zeit werden eine Reihe weiterer Magnesiumbauteile in die Fahrzeuge eingebaut. Es handelt sich hierbei insbesondere um gering belastete Komponenten wie Saugrohre, Zylinderkopfhäuben, Lenkradskelette, Handbremshebel und Handbremshebel-Lagerböcke, Dichtflansche sowie Armaturentafeln. Aufgrund der hohen thermischen und mechanischen Beanspruchung von Zylinderkurbelgehäusen gab es außer dem Käfermotor nur wenige nennenswerte Entwicklungen auf diesem Gebiet. Das folgende Kapitel fasst die wichtigsten Errungenschaften zusammen.

2.3 Verbrennungsmotore aus Magnesium

Auf den folgenden Seiten werden einige interessante Beispiele von Motoren mit Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse vorgestellt. Sofern bekannt oder offensichtlich werden die wichtigsten Vor- und Nachteile der jeweiligen Konstruktion unterhalb der Abbildung tabellarisch zusammengefasst (Sichtweise des Autors). Ausgehend von dem hier aufgezeigten Stand der Technik wird im nachfolgenden Kapitel 3 das Ziel der Arbeit abgeleitet.

2.3.1 Luftgekühlte Motoren

Schon im Jahre 1906 wurden anlässlich der internationalen Luftschiffahrts-Ausstellung (ILA) in Frankfurt am Main Luftschiffmotoren mit Magnesium-Kurbelgehäusen ausgestellt. Die deutsche Firma Adler fertigte damals diese Motoren mit 50, 75 und 100 PS (Bild 2.16) /35/. Die Kurbelgehäuse waren aus Magnesiumguss der deutschen Chemiefabrik Griesheim Elektron hergestellt. Der leichte Motor sorgte für Aufsehen, was dazu führte, dass sein Konstruktionswerkstoff fortan als „Elektron“ bzw. „Elektronmetall“ bezeichnet wurde und weltweite Bekanntheit erlangte /35/.

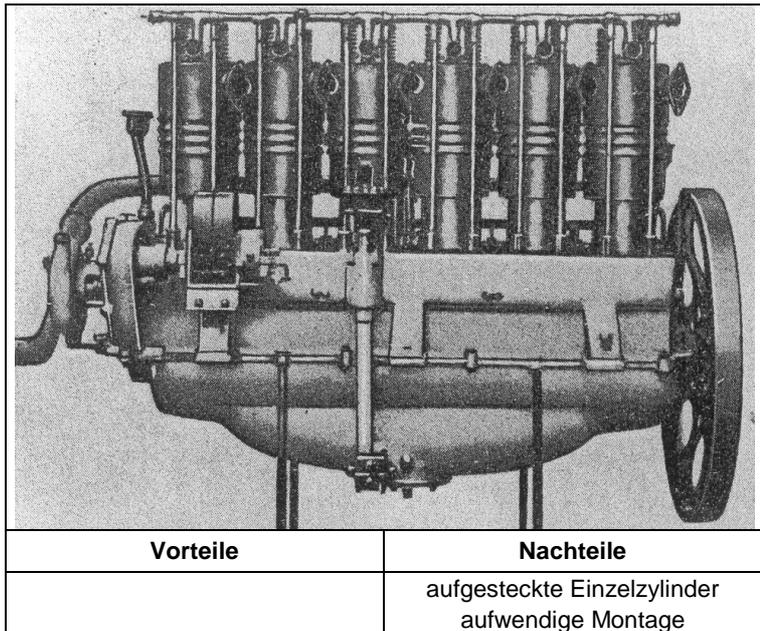


Bild 2.16: Adler Luftschiffmotor mit Magnesium-Kurbelgehäuse (1906) /35/

Wie bereits in Kapitel 2.2 ausführlich beschrieben, wurden fast alle Kurbelgehäuse des legendären VW-Käfers (mit Ausnahme des Zeitraums zwischen 1940 und 1949) aus Magnesiumlegierungen gefertigt (Bild 2.17). Zusammen mit dem Magnesium-Getriebegehäuse und einigen Magnesium-Kleinteilen wurden im Jahre 1962 mehr als 20kg Magnesium pro Fahrzeug eingesetzt. Dies entsprach einem Einsatzgewicht von ca. 90 Tonnen Magnesium pro Tag /35/.

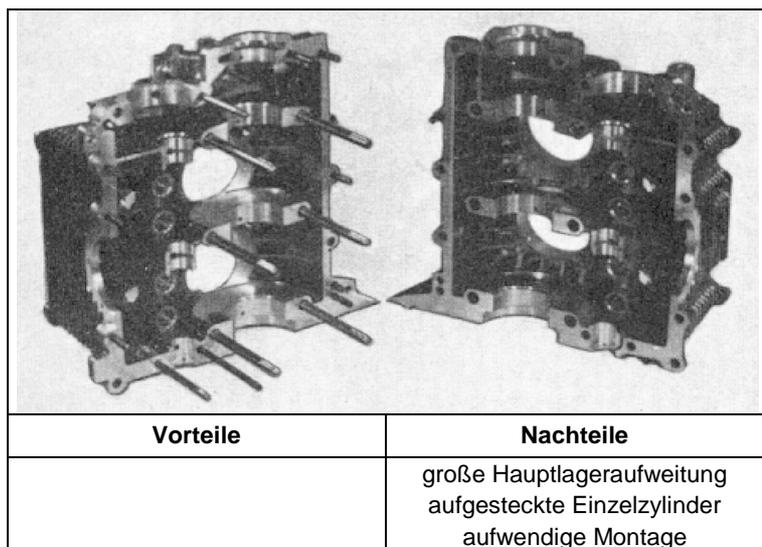


Bild 2.17: Magnesium-Kurbelgehäusehälften des VW-Käfer Motors (1962) /35/

Noch während der Ära des VW-Käfers begann auch Porsche ab 1968 mit der Produktion von 6-Zylinder Boxermotoren mit zweigeteilten Magnesium-Kurbelgehäusen (Bild 2.18) /17/. Wegen der stetig steigenden Motorleistung, der schlechten Temperaturfestigkeit und des höheren Materialpreises von Magnesium wurde ab 1986 aber wieder auf Aluminium umgestellt /8/. Die Umstellung auf Wasserkühlung erfolgte erst im Jahre 1997 im Porsche 911 Typ 996.

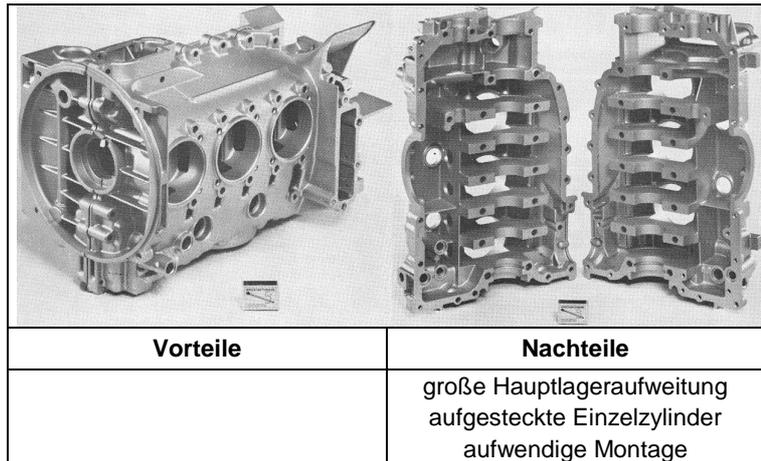


Bild 2.18: Mg-Kurbelgehäuse des Porsche 6-Zylinder Boxermotors (1968) /17/

2.3.2 Wassergekühlte Motoren

Bereits früh finden sich in der Literatur Hinweise auf wassergekühlte Motoren mit Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse. Im Hinblick auf die Korrosionsproblematik wurde damals folgendermaßen argumentiert: „Ein geringer Zusatz von Alkalibichromaten bzw. Chromaten in der Größenordnung weniger Zehntelprozent zu Wasser und nicht reduzierenden Lösungen, z.B. zum Kühlwasser von Verbrennungsmotoren, genügt, um einen Angriff der wasserdurchflossenen Teile aus Magnesium oder Magnesiumlegierungen, auch an Verbindungsstellen mit anderen Metallen, durch passivierende Wirkung vollständig aufzuheben“ /11/. Bild 2.19 zeigt einen Mercedes-Motor mit wassergekühltem Zylinderkurbelgehäuse aus „Elektronguss“ (siehe Kapitel 2.3.1). Dieser wurde mit den oben beschriebenen Kühlwasserzusätzen betrieben /8/, /11/.

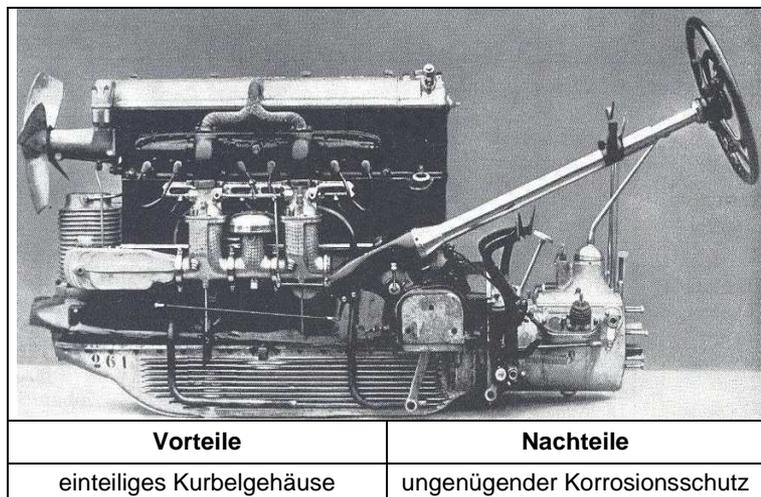


Bild 2.19: Mercedes-Motor mit wassergekühltem Zylinderkurbelgehäuse aus Magnesium (1930) /8/

Viele Jahre später entwickelte sich ein anderes Bewusstsein im Hinblick auf die Korrosionsproblematik. Wassergekühlte Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse wurden nicht mehr in Serie, sondern nur noch für den Rennsport produziert.

Ein interessantes Beispiel eines Magnesium-Rennmotors zeigt Bild 2.20. Der 1981 von dem liechtensteinischen Rennmotorenspezialist Max Heidegger entwickelte turboaufgeladene Formel-1-Motor verfügte über ein Kurbelgehäuse-Ober- und Unterteil sowie ein Nockenwellegehäuse aus Magnesium.

Alle drei Magnesiumteile sowie die Laufbuchsen und Kolben wurden von der Firma Mahle in Stuttgart hergestellt. Der Zylinderkopf besteht aus Aluminium /36/. Dem damaligen Reglement entsprechend besaß der 6-Zylinder Formel-1-Motor einen Hubraum von nur 1,5 Litern. Er besaß einen 4-Ventil Zylinderkopf und einen mittig angeordneten Kraftabtrieb und erreichte mit Hilfe von 2 KKK-Turboladern und Ladeluftkühlung ca. 520 bis 600 PS. Der komplette Formel-1-Motor, mit Turboladern und Ladeluftkühlung wog nur ca. 125kg /36/.

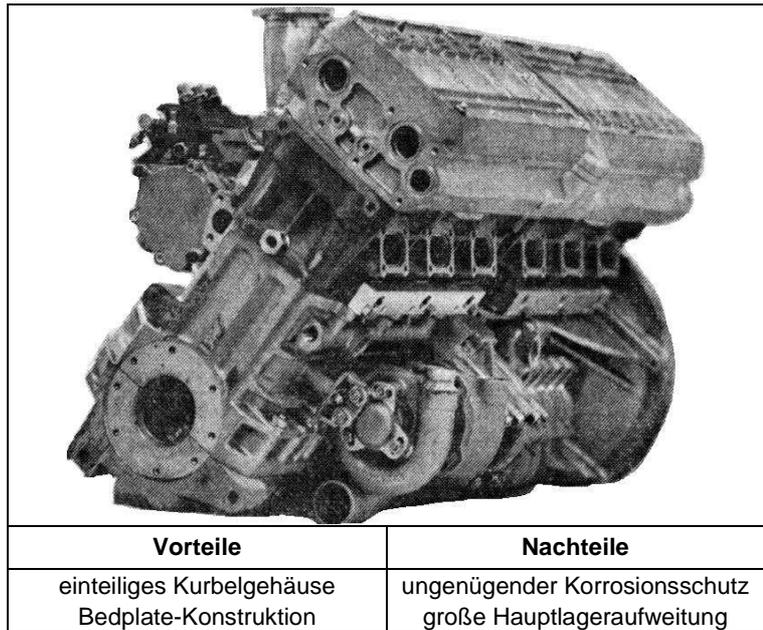


Bild 2.20: Formel-1-Motor mit Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse und -Nockenwellengehäuse (1981) /36/

Einen weiteren wassergekühlten Rennmotor zeigt Bild 2.21. Es handelt sich um einen in den achtziger Jahren entwickelten „Quad 4 Heavy Duty“-Motor von General Motors, der für Hochgeschwindigkeitsrennen eingesetzt wurde /37/. Das Zylinderblockkonzept sieht die Verwendung von Zugankern vor, durch die die gesamte Struktur, vom Zylinderkopf bis zu den Hauptlagerdeckeln, unter Druck vorgespannt wird. Die Kolben laufen in eingesetzten, nassen Buchsen, was darauf schließen lässt, dass keine Maßnahmen bzgl. der Kühlwasserkorrosion ergriffen wurden.

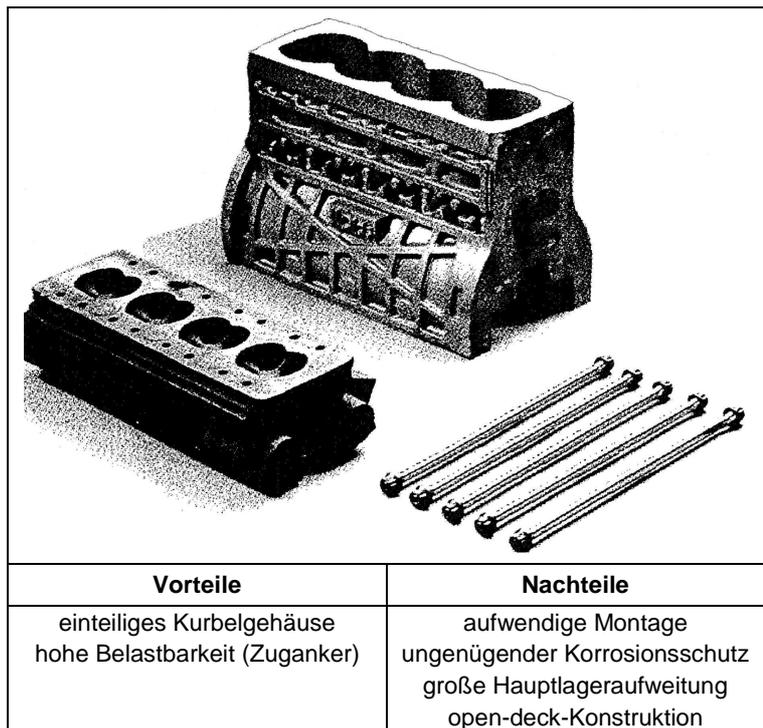


Bild 2.21: Magnesium-Kurbelgehäuse eines Rennmotors von General Motors (achtziger Jahre) /37/

2.3.3 Neuere Entwicklungen bei wassergekühlten Motoren

Im Hinblick auf das in der Einleitung beschriebene Problem der Gewichtsspirale versuchen die Automobilentwickler und externen Entwicklungspartner heutzutage wieder verstärkt, den leichten Konstruktionswerkstoff Magnesium in ihren Fahrzeugen einzusetzen.

Bild 2.22 zeigt einen Querschnitt durch den Lagerstuhl eines Magnesium-Zylinderkurbelgehäuses von Volkswagen aus dem Jahre 2001 /38/. Zur Erhöhung der Festigkeit und zur Verringerung des Heißlagerspiels sind Verstärkungselemente aus Sinterstahl in die Hauptlagerwände eingegossen. Die Eingsussteile verfügen über eine stark verzweigte Geometrie, die zur Verklammerung im Magnesium-Umguss dient. Die Kurbelwelle wird mit gewichtsoptimierten Lagerdeckeln gehalten, die direkt mit den Eingsussteilen verschraubt sind /38/. Die an den Kurbelwellenlagern wirkenden Gas- und Massenkäfte werden über die Verklammerungselemente der Eingsussteile in die Magnesiumstruktur geleitet

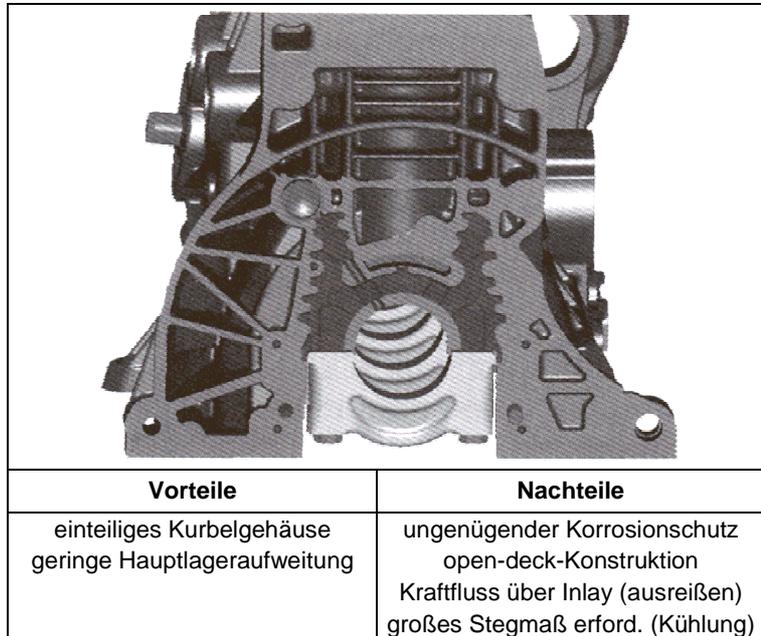


Bild 2.22: Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse von Volkswagen (2001) /38/

Bild 2.23 zeigt das Zylinderkurbelgehäuse des AVL-Genios 3-Zylinder Diesel Konzeptmotors. Das Gehäuse ist aus der in Kapitel 2.1.4.1 bereits erwähnten AMC-SC1 Magnesiumlegierung im Kernpaket-Sandgussverfahren hergestellt. Im Bereich der Zylinder sind Aluminium-Laufbuchsen trocken eingesetzt (thermisch gefügt) /29/. Um einer ungewünschten Aufweitung der Kurbelwellenlagergasse entgegenzuwirken, sind spezielle Hauptlager-Verstärkungen aus Grauguss in die Lagerstuhlwand des Deep-Skirt-ZKG eingegossen.

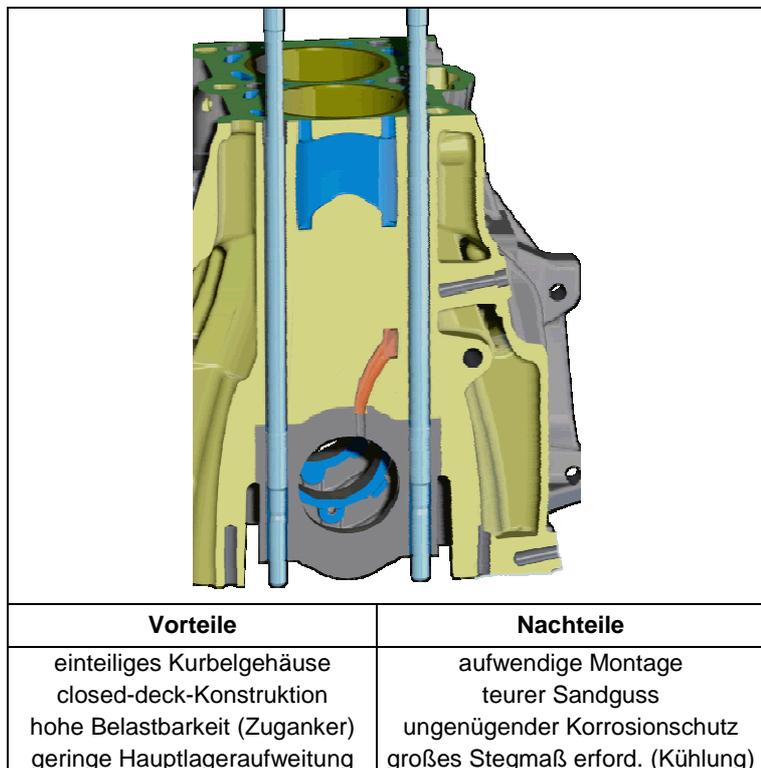


Bild 2.23: Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse des AVL-Genios Konzeptmotors (2003) /29/

Nach dem Honen der Lagergasse werden die Unterteile durch cracken von den eingegossenen Oberteilen getrennt. Zusätzlich zur kraftschlüssigen Verbindung

wird somit auch eine formschlüssige Verbindung zwischen ZKG und Lagerdeckel bewirkt. Für die Befestigung des Zylinderkopfes kommt ein spezielles Zugankerkonzept zum Einsatz, bei dem die Stehbolzen in den eingegossenen Verstärkungselementen verankert sind. Bei der Montage des Zylinderkopfes wird die gesamte Blockstruktur dadurch unter Druckspannung gesetzt. Die langen Zugankerstehbolzen sind zwecks der Erreichung eines angepassten Wärmedehnungskoeffizienten aus austenitischem Stahl hergestellt /29/.

Das Kurbelgehäuse-Konzept ist auf ein ausreichend großes Stegmaß zwischen den Zylindern angewiesen, da im dazwischen liegenden Bereich zur Reduzierung der maximalen Stegtemperaturen eine durch den Wassermantel-Sandkern vorgegossene Stegkühlung gebraucht wird. Das dabei benötigte Mindeststegmaß (ca. 10mm) führt in Bezug auf den Buchsendurchmesser zu einer relativ großen Motorbaulänge. Hinsichtlich der Kühlwasserkorrosion sind keine speziellen Vorkehrungen getroffen. Der Motor ist auf die Verwendung eines Kühlmediums mit speziellen Additiven und auf regelmäßige Wechselintervalle angewiesen /29/.

Bild 2.24 zeigt eine Darstellung des neuen Aluminium-Magnesium Verbund-Zylinderkurbelgehäuses von BMW (2004). Es ist charakterisiert durch eine große Aluminium-Stützstruktur (auch Inlay genannt), die im Druckgussverfahren mit Magnesium umgossen wird. Die Stützstruktur reicht vom Topdeck bis hinunter zu den Hauptlagern des auf Höhe der Kurbelwelle geteilten Zylinderkurbelgehäuses (Bedplate-Konzept). Die Verschraubung von Zylinderkopf und Hauptlager erfolgt mit kurzen Schrauben im Aluminium-Inlay. Im Motorbetrieb werden deshalb im Inlay zyklische Zugspannungen induziert /39/.

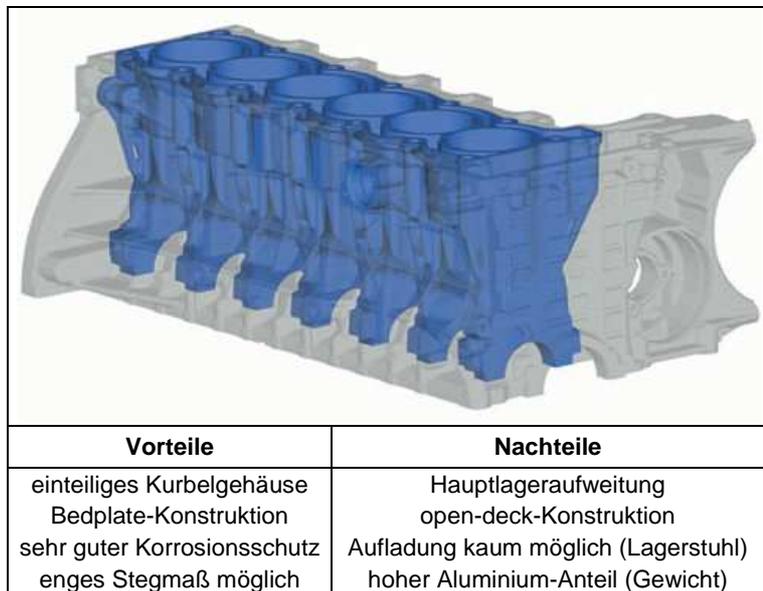


Bild 2.24: Aluminium-Magnesium Verbund-Zylinderkurbelgehäuse von BMW (2004) /40/

Aus Gründen des Korrosionsschutzes ist der Kühlmantel in das Aluminium-Inlay integriert. Die Magnesium-Struktur ist somit vollkommen von wasserführenden Bereichen abgeschottet und dient im wesentlichen der Ölführung, der Versteifung und der Aufnahme von Nebenaggregaten. Einige Motor-Getriebe-Verschraubungspunkte sind wegen der hohen Belastungen ebenfalls in das Inlay integriert /39/.

Weiterhin sei auf die Quellen /41/, /42/ und /43/ sowie auf diverse Patente (z.B. /44/, /45/, /46/, /47/, /48/, /49/) verwiesen, die sich mit Kurbelgehäusen aus Magnesium beschäftigen.

3 Ziel der Arbeit

Ziel der Arbeit ist es, ein serientaugliches R4 Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse für hohe Mitteldrücke ($p_{me} \geq 15$ bar) und hohe Leistungsdichten (spezifische Leistung ≥ 65 kW/l) zu konzipieren und werkstoff- sowie beanspruchungsgerecht auszulegen. Dort wo es sinnvoll erscheint, kann die Technik des lokalen Werkstoffengineerings gewinnbringend eingesetzt werden. In einem Magnesium-Aluminium-Verbundgussteil z.B. können die magnesiumspezifischen Nachteile eliminiert und die Vorteile mit denen von Aluminium kombiniert werden (siehe Bild 2.24). Im Übergangsbereich zwischen den Materialien treten jedoch neue Probleme auf (Grenzschichtverhalten) die bei der Auslegung des Kurbelgehäuses berücksichtigt werden müssen.

Enge Stegmaße in Verbindung mit einem geschlossenen Zylinderdeck (closed-deck) sollen sowohl kompakte äußere Abmessungen als auch eine Turboaufladung ermöglichen. Die Dauerhaltbarkeit der Lagerstühle muss durch ein geeignetes Kraftflusskonzept unter Beibehaltung der original Lagerstuhlbreite gewährleistet sein. Weiterhin sind Vorkehrungen zu treffen, um der Korrosion und der Aufweitung der Kurbelwellen-Lagerbohrung bei hoher Temperatur entgegen zu wirken. Das zu entwickelnde Kurbelgehäuse soll ferner keines von den in Kapitel 2.3 aufgelisteten motorspezifischen Nachteilen besitzen.

Ein Fokus der Arbeit liegt in der Darstellung des kompletten Festigkeitsnachweises für das Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse. Dabei soll zunächst mittels einer Abkühlsimulation auf die im Bauteil induzierten Gießeigenspannungen geschlossen werden. Weiterhin soll die Veränderung dieses Spannungszustandes durch eventuell nachgeschaltete Wärmebehandlungen und die spätere mechanische Bearbeitung des Bauteils aufgezeigt werden. Der verbleibende Eigenspannungszustand wird am Ende in einer nichtlinearen Festigkeitsrechnung den durch die Montage und den Betrieb des Motors entstehenden Spannungen überlagert.

In allen FEM-Rechnungen ist die Temperaturabhängigkeit der physikalischen und mechanischen Werkstoffeigenschaften zu berücksichtigen. Der zu betrachtende Temperaturbereich reicht von Raumtemperatur bis zu Temperaturen knapp unterhalb der Solidus-Linie der einzusetzenden Legierungen. Da für Werkstoffentwickler in der Regel keine Notwendigkeit besteht für Leichtmetalle Werkstoffkennwerte bei hohen Temperaturen zu ermitteln, müssen diese Daten sorgfältig recherchiert werden. Die Kriechproblematik von Magnesiumlegierungen soll ebenfalls mittels einer geeigneten Modellbildung in die Berechnungen einfließen.

Ein weiterer Bestandteil der Arbeit ist die Ermittlung der physikalischen und mechanischen Eigenschaften der Verbindungsschicht zwischen den Komponenten des Kurbelgehäuses (bei lokalem Werkstoffengineering). Diese Eigenschaften sollen im Vorfeld durch Werkstoffprüfungen untersucht und später durch eine geeignete Modellbildung der Kontaktflächen in der FEM-Simulation berücksichtigt werden. Nur auf diese Weise lassen sich realistische Aussagen über Spannungen und zu erwartende Temperaturen im Kurbelgehäuse treffen.

Die Bewertung der gewonnenen Ergebnisse im Hinblick auf eine zukünftige Serienproduktion des Magnesium-Zylinderkurbelgehäuses ist ebenfalls Ziel dieser Arbeit. Zur Absicherung des Herstellungsprozesses soll deshalb ein serientauglicher Gießprozess entwickelt und lauffähige Prototypen abgegossen werden.

4 Grundlagen

4.1 Zylinderkurbelgehäuse von Verbrennungsmotoren

Das Zylinderkurbelgehäuse (im folgenden auch vereinfachend als Motorblock oder dem allgemeinen Sprachgebrauch folgend auch als Kurbelgehäuse bezeichnet) ist das zentrale Bauelement eines jeden Verbrennungsmotors. An ihm bzw. in ihm sind alle weiteren Bauteile und Baugruppen des Motors montiert.

In einem Zylinderkurbelgehäuse sind die Zylinder und das Gehäuse zur Lagerung der Kurbelwelle in einem Bauteil vereint. Dies ist nicht selbstverständlich, gibt es doch eine Reihe von Motoren, bei denen die Funktionselemente Zylinderlaufbahn und Kurbelwellenlagerung in verschiedenen Teilen voneinander getrennt sind. Als Beispiel sei an dieser Stelle auf viele ältere Verbrennungsmotoren, auf die meisten aktuellen Motorradmotoren und auf einige aktuelle PKW-Motoren wie z.B. der 5,0l V10 TDI von Volkswagen und der 3,6l Porsche Boxermotor verwiesen. Beide verfügen über separate Kurbel- und Zylindergehäuse. Die Kombination beider Funktionen in einem einzigen Bauteil stellt das kostengünstigste Konzept für einen Motorblock dar. Dies ist auch der Grund dafür, dass bei fast allen neueren PKW-Motoren der Motorblock als integrales Bauteil ausgeführt ist.

4.1.1 Funktionsbeschreibung

Die Hauptfunktionen eines Zylinderkurbelgehäuses umfassen die Führung der Kolben in den Zylindern und die Lagerung der Kurbelwelle in den Lagerstühlen. Weiterhin bildet es einen abgeschlossenen Raum, der das Triebwerk, bestehend aus Kolben, Pleuel und Kurbelwelle, aufnimmt. Integrierte Kanäle dienen zum Transport von Betriebsstoffen wie Kühlwasser und Schmieröl. Auch das aus den Lagerstellen ablaufende Öl sowie die Blow by Gase werden im Zylinderkurbelgehäuse geführt.

Nach oben wird der Motorblock durch den Zylinderkopf, nach unten durch die Ölwanne abgeschlossen. Er wird sowohl durch Gas- als auch durch Massenkräfte belastet, die in den Gewinden der Zylinderkopfverschraubung und in den Gewinden der Hauptlagerverschraubung aufgenommen werden müssen. Das Kurbelgehäuse wird weiterhin durch die Energieumwandlung in den Zylindern sehr stark thermisch und durch die Belastungen und Anregungen aus dem Kurbeltrieb sehr stark mechanisch und dynamisch belastet.

4.1.2 Bauarten von Zylinderkurbelgehäusen

4.1.2.1 Konstruktion

Zylinderkurbelgehäuse werden nach Art der Anbindung der Zylinderrohre an die obere Blockstruktur (top-deck) sowie nach Art der Gestaltung der Zylinderlaufbahn unterschieden. Weiterhin gibt es verschiedene Gestaltungsmöglichkeiten der Hauptlagerstühle bzw. des Bereichs unterhalb der Kurbelwelle (bottom-end).

Bei der Gestaltung des top-decks unterscheidet man zwischen der closed-deck und der open-deck Bauweise. Beim *closed-deck* ist der Flansch zum Zylinderkopf in den Bereichen um die Zylinderrohre weitestgehend geschlossen. Die Deckplatte wird nur von kleineren Öffnungen durchbrochen, die den Wassermantel des Zylinderkurbelgehäuses über definierte Durchtritte in der Zylinderkopfdichtung mit dem Wassermantel des Zylinderkopfes verbinden. Die Herstellung des Kühlmantels kann nur unter Verwendung eines Sandkerns erfolgen, was die Anzahl möglicher Gießverfahren einschränkt (siehe Kapitel 4.1.2.3).

Bei der *open-deck*-Bauweise ist der Wassermantel nach oben komplett offen. Die Anbindung des Zylinderrohrs an die Blockstruktur ist dadurch zwar nicht so steif wie bei einem *closed-deck* Zylinderkurbelgehäuse, die Kühlung der thermisch hoch belasteten Bereiche ist tendenziell jedoch besser, da das Zylinderrohr über die gesamte Höhe des Wassermantels vom Kühlwasser umspült wird. Gießtechnisch bietet die *open-deck*-Bauweise Vorteile, da auf die Verwendung eines Sandkerns zur Erzeugung des Wassermantels verzichtet werden kann. Für *open-deck* Motorblöcke kann grundsätzlich jedes Gießverfahren angewandt werden.

Bezüglich der Gestaltung der Zylinderlaufbahn unterscheidet man zwischen monolithischen, quasi-monolithischen und heterogenen Konzepten. Bei *monolithischen* Konzepten besteht das gesamte Zylinderkurbelgehäuse aus einem einzigen Werkstoff, der mittels einer speziellen Honbearbeitung zu einem geeigneten tribologischen Partner für Kolben und Kolbenringe wird. Bei *quasi-monolithischen* Konzepten wird entweder eine verschleißfeste dünne Schicht als Tribopartner für Kolben und Kolbenringe auf die Innenseiten der Zylinder aufgebracht, oder durch Infiltration eines porösen Preforms ein geeigneter Verbundwerkstoff erzeugt. *Heterogene* Konzepte verfügen über ca. 1,5mm bis 4mm dicke Zylinderlaufbuchsen die durch einpressen, einschrumpfen oder durch eingießen in das Zylinderkurbelgehäuse eingebracht werden.

Auf eine detailliertere Betrachtung der verschiedenen Laufbahnkonzepte wird im Folgenden verzichtet. In diesem Zusammenhang sei auf die Quellen /32/, /50/ und /51/ verwiesen. Eine Übersicht zeigt Bild 4.1.

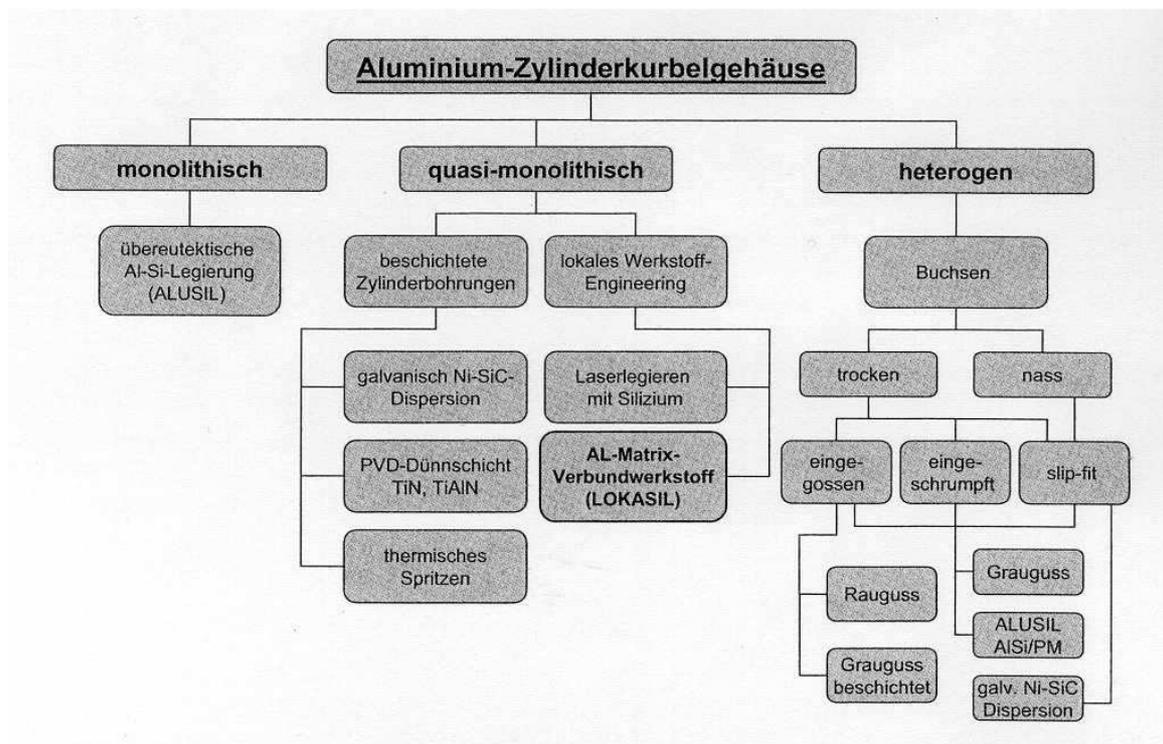


Bild 4.1: Zylinderlauffächentechnologie für Aluminium-Zylinderkurbelgehäuse /50/

Bei der Gestaltung des Lagerstuhls bzw. des unteren Bereichs des Zylinderkurbelgehäuses (bottom-end) unterscheidet man zwischen dem am häufigsten anzutreffenden *deep-skirt* Design, bei dem die Seitenwände des Zylinderkurbelgehäuses bis tief unter die Kurbelwellenebene heruntergezogen sind und dem *short-skirt* Design, bei dem die Seitenwände auf Höhe der Kurbelwelle abschließen.

Beim *deep-skirt* Zylinderkurbelgehäuse wird die Kurbelwelle in der Regel durch einzelne Lagerdeckel gehalten. Es gibt jedoch auch Varianten, bei denen die Lagerdeckel einstückig

miteinander gegossen sind und somit ein integrales Bauteil bilden (Lagerverbund). Diese Konstruktion bietet gegenüber Einzellagerdeckeln Steifigkeitsvorteile und wird deshalb oft zur Erreichung einer besseren Motorakustik angewandt. Eine ähnliche Verbesserung bringt auch die Verwendung eines Leiterrahmens zur Versteifung der Schürzen oder zusätzliche Verschraubungen der Lagerdeckel mit der Blockstruktur (Bild 4.2).

Beim *short-skirt* Design gibt es zusätzlich zu den bereits beim deep-skirt Design genannten Varianten der Kurbelwellenlagerung die Möglichkeit ein versteifend wirkendes Kurbelgehäuse-Unterteil (Bedplate) unter den Motorblock zu schrauben (Bild 4.2). Obwohl eine Bedplate-Konstruktion aufgrund der hohen Steifigkeit das größte Potential für eine gute Motorakustik bietet, wurde sie bei Serienmotoren in der Vergangenheit nur selten angewendet. Die Gründe dafür waren insbesondere die durch das relativ große zusätzliche Gussteil entstehenden höheren Kosten und das etwas höhere Gewicht. Beide Faktoren spielen heute durch die Integration weiterer Funktionen in das Bedplate nur noch eine untergeordnete Rolle (Entfall anderer Bauteile). Meist sind neben den Lagerstühlen noch weitere Funktionselemente wie Getriebelocke, Öldruckkanäle und Ölrückläufe sowie Schwallbleche und Ölhubel integriert.

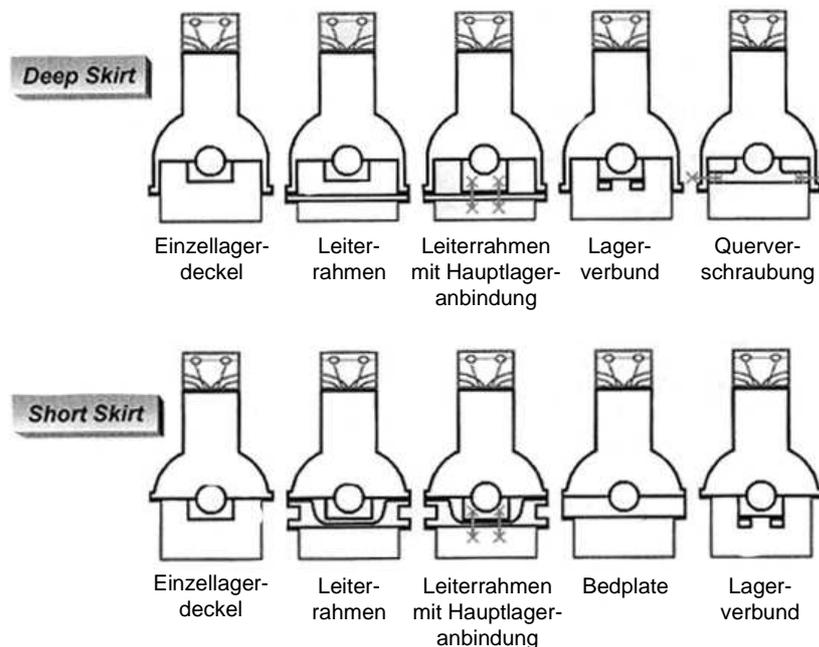


Bild 4.2: Gestaltung des Lagerstuhls /52/

4.1.2.2 Werkstoffe

Die gängigsten Werkstoffe für die Herstellung von Zylinderkurbelgehäusen sind Graugusslegierungen (z.B. GJL250) und Aluminiumlegierungen auf AlSiCu- bzw. AlSiMg-Basis (z.B. AlSi6Cu4, AlSi8Cu3, AlSi9Cu4 und AlSi17Cu4 bzw. AlSi7Mg, AlSi7MgCu und AlSi9Mg) /53/. Seit 1998 /54/ sind außerdem Motorblöcke aus Gusseisen mit Vermiculargraphit im Serieneinsatz (z.B. GJV400). Dieser Werkstoff, bei dem der Graphit in wurmartiger Gestalt vorliegt, ist hochfest und findet vorwiegend bei hochbelasteten Dieselmotoren Verwendung /55/, /56/, /57/. Weitere Gewichts- und Festigkeitspotenziale werden durch Sphäroguss (z.B. GJS600) erschlossen, bei dem der Kohlenstoff in kugelförmiger Form vorliegt. Derzeit gibt es nach dem Wissensstand des Verfassers allerdings noch kein in Serie hergestelltes Zylinderkurbelgehäuse aus diesem Werkstoff.

Mit den genannten Eisenwerkstoffen GJL, GJV und GJS sowie mit der Aluminiumlegierung AlSi17Cu4 (seit Anfang der 70er Jahre /58/) lassen sich monolithische, d.h. buchslose Zylinderkurbelgehäuse darstellen. Aufgrund der perlitischen Gefügeausbildung /58/ und einer

feinen Verteilung tribologisch günstigster Graphitansammlungen bei den Eisenwerkstoffen, sowie einer feinen Ausbildung von hochfesten Primärsiliziumkristallen bei der übereutektischen Aluminiumlegierung AlSi17Cu4 ist es bei diesen Werkstoffen möglich, auf eine zusätzliche Laufbahnbewährung zu verzichten. Alle anderen Aluminiumlegierungen benötigen als Zylinderlaufbahn entweder eine verschleißfeste Laufschiicht (quasi-monolithisch) oder ein separat eingebrachtes Zylinderrohr aus einer geeigneten Grauguss- oder Aluminiumlegierung (heterogen) (siehe Kapitel 4.1.2.1).

4.1.2.3 Gießverfahren

Die Wahl eines geeigneten Gießverfahrens für Zylinderkurbelgehäuse hängt eng mit der Entscheidung des Entwicklers zusammen, aus welchem Material das ZKG bestehen soll, welches top-deck Design gebraucht wird und welche Linertechnologie das Zylinderkurbelgehäuse haben soll. Zusätzlich spielen natürlich die geplanten Stückzahlen eine entscheidende Rolle. Grundsätzlich werden im Motorenbau folgende Gießverfahren unterschieden:

- Sandguss (Schwerkraft, Niederdruck)
- Kokillenguss (Schwerkraft, Niederdruck)
- Druckguss
- Squeeze-Casting
- Lost Foam

Schwerkraft Sandguss:

Gusswerkstoffe auf Eisenbasis (GJL, GJV und GJS) werden ausschließlich im Schwerkraft Sandgussverfahren vergossen. Für Aluminiumlegierungen stellt das Schwerkraft Sandgussverfahren nur eines von mehreren möglichen Verarbeitungsverfahren dar. Beim Sandgussverfahren wird die gesamte Motorblockgeometrie (Außenkontur und Hohlräume) als Negativ in Polyurethanharz gebundenem Quarzsand abgebildet /59/. Die Schmelze wird in die verbleibende Kavität geschüttet. Nach dem Erstarren der Schmelze auf einer Abkühlstrecke wird der durch die hohe thermische Belastung brüchig gewordene Sand vom Gussteil abgeschüttelt (verlorene Form). Der Schwerkraft-Sandguss ist gut automatisierbar. Da die Taktzeit nicht an die Erstarrungszeit des Gussteils gebunden ist, eignet er sich sehr gut für große Stückzahlen. Aufgrund der langsamen Formfüllung bildet sich beim Sandguss ein relativ homogenes, porenarmes Gefüge aus. Durch die Verwendung von Sand als Formstoff sind bei im Sandgussverfahren hergestellten Zylinderkurbelgehäusen sowohl open-deck als auch closed-deck Varianten möglich. Die technologischen Eigenschaften für die Zylinderlaufbahn bringen die Eisenwerkstoffe bereits mit. Durch geeignete Honprozesse und die partielle Freilegung der Graphiteinbettungen wird ein guter tribologischer Partner für Kolben und Ringe geschaffen. Bei Aluminiumlegierungen muss die Zylinderlaufbahn durch Einbringen einer Grauguss-Zylinderlaufbuchse oder einer dünnen Verschleißschicht dargestellt werden (siehe Kapitel 4.1.2.1). Aluminium-Sandguss-Motorblöcke sind aufgrund des porenarmen Gefüges gut wärmebehandelbar. Oft geschieht dies direkt aus der Gießhitze heraus in einem, der Gießlinie nachgeschalteten Wärmebehandlungssofen /59/. Die minimal erreichbaren Wanddicken liegen aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit des Formsandes und der damit verbundenen geringen Kaltlaufproblematik bei ca. 3mm. Die „Gussschrägen“ sind nur von der Entformbarkeit des Formsandes abhängig und liegen im Bereich von 1-3°. Sandgussbauteile verfügen über eine gute Maßhaltigkeit.

Beim Sandguss kann auch das Niederdruckgießverfahren angewendet werden (Erklärung des Prozesses siehe „Niederdruck-Kokillenguss“). Aufgrund des hohen Aufwands bei der Formfüllung und der hohen Zykluszeiten findet das Niederdruck-Sandgussverfahren jedoch nur selten Anwendung. Neuere optimierte Verfahren befinden sich jedoch in Entwicklung.

Schwerkraft Kokillenguss:

Durch die geringere Gießtemperatur und den geringeren Wärmeinhalt von Aluminiumschmelzen können diese zusätzlich zum oben genannten Sandgussverfahren auch durch Gießverfahren mit metallischen Dauerformen vergossen werden. Beim Schwerkraft-Kokillenguss bestehen die Formteile aus hochlegiertem Werkzeugstahl (z.B. X37CrMoV5-1), der den hohen thermozyklischen Belastungen beim Gießen standhält. Die Formfüllung erfolgt durch das Einfüllen der Schmelze von oben und ist relativ turbulenzarm. Die Gefahr von Lufteinschlüssen ist gering, sodass prinzipiell eine gute Wärmebehandelbarkeit der Bauteile gegeben ist. Dieser Vorteil lässt sich jedoch nur durch die Verwendung von warmushärtenden Aluminiumlegierungen voll ausschöpfen. Die Abkühlzeiten sind geringer als beim Sandguss, was in erster Linie durch die schnelle Wärmeabfuhr durch die metallische Form zu begründen ist. Dennoch kann die Produktivität nur bedingt mit dem Sandgussverfahren mithalten, da die Verwendung einer Abkühlstrecke aufgrund der großen Anzahl der dafür benötigten Kokillen nicht möglich ist. Diesem Nachteil versucht man mit automatisierten Karussell-Gießanlagen zu begegnen, bei denen das Gießen und Abkühlen mit mehreren Kokillen auf einem Rundtisch geschieht. In der metallischen Form können auch Sandkerne platziert und umgossen werden. Bedingt durch die geringe kinetische Energie der Schmelze bei der Formfüllung werden diese nicht zerstört. Somit können beim Kokillenguss ebenso wie beim Sandguss auch closed-deck Zylinderkurbelgehäuse hergestellt werden. Für die Gestaltung der Zylinderlaufbahn gelten im wesentlichen die gleichen Aussagen wie für Sandguss-Kurbelgehäuse. Allerdings kann es beim Eingießen von Grauguss-Buchsen zu Kaltlaufproblemen kommen, wenn der verbleibende Restquerschnitt zwischen den Buchsen gering ist. Dies ist bei den kompakten Abmessungen heutiger Motoren meist der Fall.

Niederdruck Kokillenguss:

Beim Niederdruck-Kokillenguss befindet sich unter der Kokille ein Warmhalteofen, der über ein vertikales Steigrohr mit der Kokille verbunden ist. Wird der Ofen druckbeaufschlagt, steigt der Metallspiegel im Steigrohr. Die Kokille wird langsam und turbulenzfrei mit geringem Überdruck, der während der Erstarrung aufrecht erhalten werden muss, gefüllt /58/. Dadurch, dass die Kokille beim Gießen und Erstarren stets mit dem Ofen verbunden sein muss, ist diese ortsfest über dem Ofen montiert. Erst nach Entnahme des erstarrten Gussteils kann der nächste Abguss erfolgen. Die Produktivität einer Niederdruck-Gießzelle ist deshalb geringer als bei einer Karussell-Gießanlage. Die laminare Formfüllung und eine in weiten Teilen beeinflussbare gerichtete Erstarrung begünstigt ein feinkörniges, porenarmes Gefüge im Bauteil, mit dem sich später durch eine geeignete Wärmebehandlung hervorragende Festigkeitseigenschaften erzielen lassen (warmushärtende Legierungen). Die Herstellung von closed-deck Motorblöcken ist möglich – für die Linertechnologie gelten die gleichen Aussagen wie für den Schwerkraft-Kokillenguss. Das Niederdruck-Kokillengießverfahren wird häufig für die Herstellung von monolithischen Zylinderkurbelgehäusen aus der übereutektischen Primär-Aluminiumlegierung AlSi17Cu4Mg verwendet. Eine spezielle Temperaturführung in der Kokille bewirkt eine kontrollierte Erstarrung der Schmelze im Bereich der Zylinder. Die dabei aus der mit Silizium übersättigten Aluminiumschmelze auskristallisierenden Silizium-Primärkristalle haben eine Größe von ca. 20 bis 70µm. Sie können durch geeignete Honprozesse freigelegt werden und stellen einen hervorragenden Schutz der Zylinderlaufbahn vor übermäßigem Verschleiß dar. Die Genauigkeit der Kokillengießverfahren ist im allgemeinen sehr gut. Durch die hohe Wärmeabfuhr der Eisenform muss die Gießtemperatur höher gewählt werden als beim Sandguss. Die minimal erreichbaren Wandstärken liegen bei ca. 4-5mm bei Formschrägen im Bereich von 2° bis 5°. Ein Vergießen von Eisenschmelzen im Kokillenguss wäre zwar grundsätzlich möglich, findet in der Praxis aber wenig Anwendung. Die thermische Belastung der Form ist sehr hoch und deren Haltbarkeit dadurch begrenzt.

Druckguss:

Ebenfalls mit metallischen Dauerformen, allerdings mit viel höheren Formfüllgeschwindigkeiten und Gießdrücken arbeitet das Druckgussverfahren. Hierbei wird eine sehr stabile und massive Stahlform (hochlegierter Werkzeugstahl, z.B. X37CrMoV5-1) in wenigen Millisekunden und unter einigen hundert bar Druck mit Schmelze gefüllt. Während der Erstarrung wirkt ein hoher Druck auf das Bauteil. Entsprechend groß ist der Wärmeübergang, was die Taktzeit erheblich reduziert /60/. Durch die schnelle Erstarrung der Schmelze ist das Druckgussverfahren sehr produktiv. Bei Zylinderkurbelgehäuse können Zykluszeiten von unter zwei Minuten realisiert werden. Durch die turbulente Formfüllung kann es zu Luft einschließen und dadurch zu Poren im Gefüge kommen. Druckgussbauteile sind deshalb nur bedingt wärmebehandelbar, da eingeschlossene Gasporen bei großer Hitze aufplatzen und zur Zerstörung des Gussteils führen. Aus diesem Grund werden hauptsächlich kaltaushärtende Legierungen auf AlSiCu-Basis beim Druckgießen verwendet. Durch die schnelle Erstarrung der Schmelze an der relativ kühlen Wandung der Stahlform ist das Gefüge an den Außenflächen von Druckgussteilen sehr dicht und verfügt über hervorragende Festigkeitseigenschaften (feinkörniges Gefüge).

Durch die immense Wucht der einschießenden Schmelze bei der Formfüllung können beim Druckgießverfahren keine Sandkerne verwendet werden. Aus diesem Grund können derzeit nur Motorblöcke mit offenem Zylinderdeck hergestellt werden. Als Linertechnologie kommt beim Druckgießen zusätzlich zu den bereits oben erwähnten Verfahren noch das Eingießen von Aluminium-Linern in Frage. Die kurzen Erstarrungszeiten verhindern ein komplettes Aufschmelzen der Eingsussteile. Das Aufbringen von dünnen Zylinderlaufschichten kann bei druckgegossenen Motorblöcken zu Problemen führen. Wenn zu viel Material aus dem Zylinderrohr herausgearbeitet wird, können poröse Bereiche freigelegt werden, die eine prozesssichere und für den späteren Motorlauf betriebssichere Beschichtung erschweren. Mit dem Druckgussverfahren lassen sich Bauteile mit höchsten Genauigkeitsansprüchen sowie engen Querschnitten und Wanddicken herstellen. Durch den hohen Gießdruck werden selbst dünnste Rippen und schlecht zugängliche Bereiche gefüllt /60/. Die minimal erreichbaren Wandstärken liegen für Aluminium bei ca. 2,5-3mm mit Formschrägen im Bereich von 1° bis 3°. Für Magnesium bei ca. 2mm mit Formschrägen von unter einem halben Grad.

Squeeze-Casting:

Das Squeeze-Casting wird im Motorenbau nur selten angewendet. Es ist eine Kombination aus Niederdruck-Kokillenguss und Druckguss /22/, bei dem die Form relativ langsam und ohne nennenswerte Gaseinschlüsse gefüllt wird /60/. Der Gießdruck wird nach erfolgter Formfüllung auf ein hohes Niveau gebracht und gehalten (mehrere hundert bar), sodass die Schmelze gewissermaßen nachverdichtet (gepresst) wird. Squeeze-Casting Bauteile sind wärmebehandel- und schweißbar. Die Verwendung von Sandkernen wie beim Kokillenguss ist allerdings nicht möglich. Im Unterschied zum herkömmlichen Druckguss werden die Zylinderkurbelgehäuse beim Squeeze-Casting im allgemeinen beidseitig angeschnitten (angegossen) /60/. Der Squeeze-Casting Prozess wird aufgrund seiner besonderen Eignung vor allem zu Infiltrationszwecken, das heißt z.B. zur Herstellung lokaler Aluminium-Matrix-Verbundwerkstoffe, herangezogen /60/. Die Zylinderlaufbahntechnologie durch Infiltration von Silizium-Preforms verbindet die Vorteile eines heterogenen Buchsenkonzeptes (lokales Werkstoffengineering) mit denen eines monolithischen Zylinderkurbelgehäuses (geringe Eigenspannungen, gute Wärmeabfuhr). Die Weiterentwicklung moderner Druckgussmaschinen mit so genannter Echtzeitregelung wird die Infiltration in naher Zukunft auch im Druckgussprozess möglich machen /60/. Um Kaltlauf sicher zu vermeiden sind die minimalen Wandstärken beim Squeeze-Casting etwas üppiger bemessen als beim Druckguss /60/.

Lost Foam:

Das Lost Foam-Verfahren oder Vollform-Verfahren ist eine Sonderform des Sandgusses. Die Kavität für die Schmelze ist hier jedoch kein Hohlraum sondern besteht aus einem 1:1-Modell des Bauteils aus expandierbarem Polystyrol (EPS, eine Art Styropor) welches sich beim Einfüllen der Schmelze zersetzt /51/.

Für komplexe Bauteile (z.B. Zylinderkurbelgehäuse oder Zylinderköpfe) wird das EPS-Modell in der Regel aus mehreren Schäumlingen zusammengesetzt. Zur Herstellung der Schäumlinge wird das Polystyrol-Granulat in gekühlten Formen aus Aluminium auf das 30-fache seines Volumens aufgeschäumt. Die ausgehärteten Schäumlinge werden schließlich mit Heißkleber zu einem kompletten Positivmodell des Baueils samt Angussystem zusammengeklebt (Gießtraube). Je nach Anwendung können auch mehrere Modelle zu einer Gießtraube zusammengefasst werden um die Ausbringung der Anlage zu vergrößern. Die Gießtraube wird dann in eine wasserlösliche keramische Schichte getaucht und anschließend in einer warmen Luftströmung getrocknet. Im nachfolgenden Schritt wird die Traube im Gießbehälter mit losem ungebundenem Quarzsand eingesandet. Durch Vibrationen wird der Sand verdichtet und füllt alle Hohlräume des Modells /51/.

Das eingesandete EPS-Modell bildet schließlich die Form, in die die Schmelze eingegossen wird. Beim Auftreffen der heißen Schmelze zersetzt sich das Polystyrol und vergast vollständig so dass der Formhohlraum frei wird. Nach dem Erstarren des Metalls wird der Gießbehälter entsandet. Das Gussteil wird entnommen, von der Schichte befreit und schließlich vom Angussystem getrennt /51/.

Die erreichbare Genauigkeit beim Lost Foam-Verfahren ist sehr hoch. Durch das Verkleben von filigranen Schäumlingen können selbst komplexe Strukturen in das Gussteil integriert werden. Komplizierte Hohlräume wie Wasser- oder Ölkänaäle können bis zu einer Wandstärke von ca. 3-4mm konturnah vorgegossen werden. Der Bearbeitungsaufwand gegenüber anderen Gießverfahren ist dadurch verringert. Aufgrund der geringen Beanspruchung der Formen beim Schäumen kann ein einziger Satz Schäumwerkzeuge in der Regel für die gesamte Produktionsdauer des Bauteils verwendet werden /51/.

Als Linertechnologie für Zylinderkurbelgehäuse kommen beim Lost Foam-Verfahren nur heterogene Buchsenkonzepte zum Einsatz (eingesetzte oder eingeschrumpfte Buchsen). Das Eingießen von Grauguss- oder Aluminium-Linern ist derzeit noch nicht möglich. Aufgrund der langsamen Erstarrung der Schmelze sind die erreichbaren Festigkeiten der im Lost Foam-Verfahren hergestellten Gussteile gering. Bei aufgeladenen Otto- oder Dieselmotoren kommt dieses Gießverfahren daher für Zylinderköpfe nicht zum Einsatz.

4.1.3 Belastungen am Zylinderkurbelgehäuse

Das Zylinderkurbelgehäuse eines Verbrennungsmotors ist einer Vielzahl von mechanischen und thermischen Belastungen ausgesetzt. Zusammen mit dem Kolbenboden und dem Brennraumdach des Zylinderkopfes bilden die Zylinderrohre die festen Systemgrenzen der Brennräume. Die Hauptaufgabe des Zylinderkurbelgehäuses besteht darin, die im Brennraum wirkenden Gasdruckkräfte über die Zylinderkopfschrauben in den Zylinderkopf und über den Kolben und das Pleuel auf die Kurbelwelle und schließlich in die Hauptlager weiterzuleiten. Zusätzlich wird, im Zusammenspiel mit den Kolbenringen, der Brennraum gegen den Kurbelraum abgedichtet und der während der Verbrennung auf die Zylinderwand übergehende Wärmestrom an das Kühlmittel abgeleitet.

4.1.3.1 Innere Belastungen

Die festigkeits- und steifigkeitsgerechte Auslegung eines Zylinderkurbelgehäuses zur Beherrschung der inneren Belastungen ist eine Hauptaufgabe des Konstrukteurs und des Berechnungsingenieurs. In Bild 4.3 sind die inneren Kräfte schematisch dargestellt. Insbesondere die rot gekennzeichneten Zugkräfte sind häufig für Bauteilversagen verantwortlich.

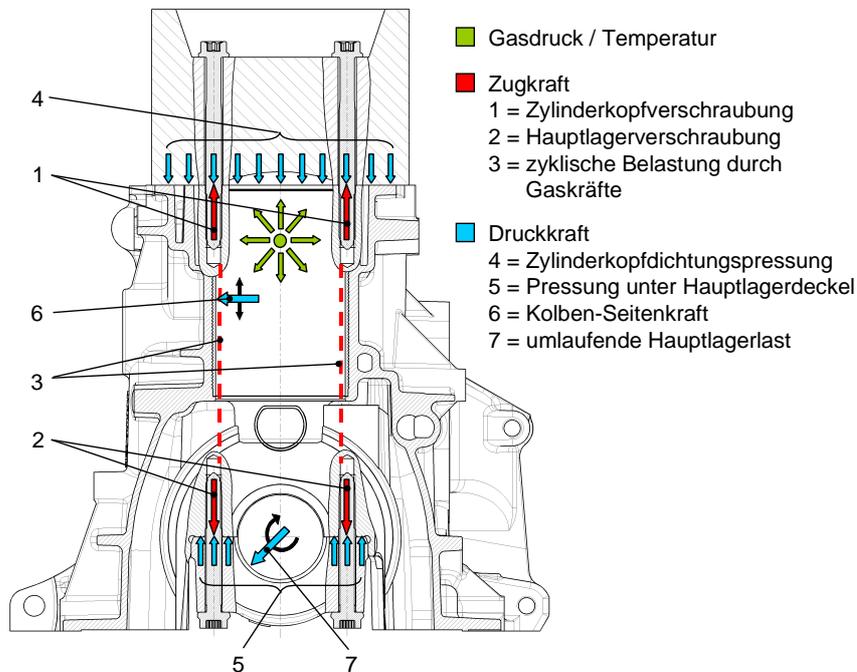


Bild 4.3: Innere Belastungen am Zylinderkurbelgehäuse

Für die strukturmechanische Auslegung eines Zylinderkurbelgehäuses ist ein Verständnis für die im rotierenden Kurbeltrieb herrschenden Kräfte zwingend notwendig. Die Energiewandlung des Kurbeltriebs, ausgehend von der Verbrennung im Brennraum bis zum resultierenden Moment an der Pleuelstange, wird im folgenden kurz erläutert.

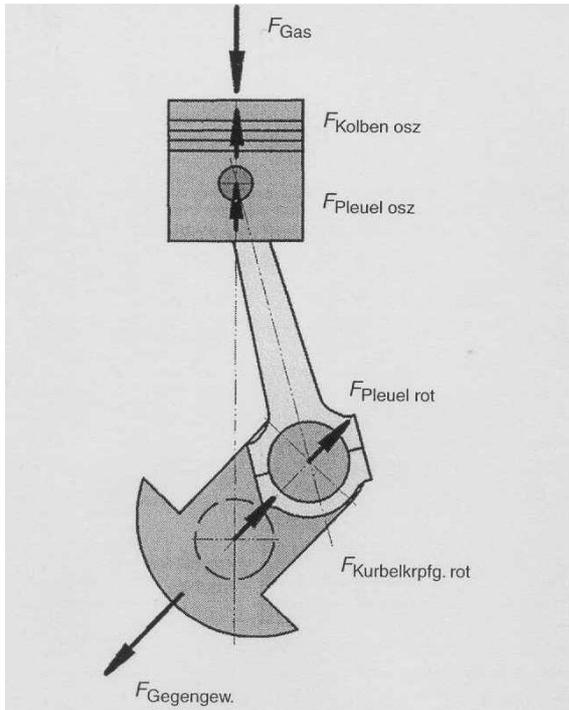
Gaskraft:

Der im Brennraum herrschende Gasdruck aus der Verbrennung des Kraftstoff-Luft-Gemisches ergibt eine auf den Pleuelboden wirkende Gaskraft, die sich aus dem zeitlichen Verlauf des Drucks im Brennraum und der Fläche des Pleuelbodens zusammensetzt (Gl. 4.1).

$$F_{\text{Gas}} = p(\varphi) \cdot A_K \quad \text{mit} \quad A_K = \frac{\pi}{4} \cdot d_K^2 \quad (\text{Gl. 4.1})$$

Der auftretende Spitzendruck hängt im wesentlichen vom Verbrennungsverfahren, dem Kraftstoff und dem angewendeten Verdichtungsverhältnis ab /61/. In modernen, aufgeladenen Dieselmotoren werden heute Spitzenarbeitsdrücke von deutlich über 150 bar erreicht, bei unaufgeladenen Ottomotoren liegen die Arbeitsdrücke zwischen 70 und 90 bar, bei Otto Turbo-Motoren bei 100 bis 135 bar. Der Spitzendruck tritt nur in einem Kurbelwinkelbereich von wenigen Grad in der Nähe des Zünd-OT auf /62/.

Massenkräfte:



Die im Kurbeltrieb auftretenden Massenkräfte setzen sich aus der oszillierenden Massenkraft $F_{\text{Kolben osz}}$ der Pleuelbaugruppe, aus der oszillierenden und rotierenden Massenkraft $F_{\text{Pleuel osz}}$ bzw. $F_{\text{Pleuel rot}}$ des Pleuels sowie aus der rotierenden Massenkraft $F_{\text{KW rot}}$ der Pleuelwelle zusammen ($F_{\text{KW rot}} = f(F_{\text{Kurbelkrpfg. rot}}, F_{\text{Gegengew. rot}})$). Die oszillierenden Massenkräfte wirken immer in Richtung der Zylinderachse und sind in ihrer Größe von der momentanen Winkelgeschwindigkeit und Stellung des Pleueltriebs abhängig. Die rotierenden Massenkräfte sind in ihrer Größe und Richtung nur von der momentanen Winkelgeschwindigkeit der Pleuelwelle bestimmt. Die im Pleueltrieb wirkenden Massenkräfte sind in den Gleichungen Gl. 4.2 bis Gl. 4.6 zusammengefasst. Das Zusammenspiel der Kräfte im Pleueltriebwerk zeigt Bild 4.4.

Bild 4.4: Am Pleueltriebwerk wirkende Kräfte /51/

$$F_{\text{Kolben osz}} = m_{\text{K}} \cdot r_{\text{K}} \cdot \omega^2 \cdot (\cos\varphi + \lambda_{\text{P}} \cdot \cos 2\varphi) \quad (\text{Gl. 4.2})$$

$$F_{\text{Pleuel osz}} = m_{\text{Pleuel osz}} \cdot r_{\text{K}} \cdot \omega^2 \cdot (\cos\varphi + \lambda_{\text{P}} \cdot \cos 2\varphi) \quad (\text{Gl. 4.3})$$

$$F_{\text{Pleuel rot}} = m_{\text{Pleuel rot}} \cdot r_{\text{K}} \cdot \omega^2 \quad (\text{Gl. 4.4})$$

$$F_{\text{Kurbelkrpfg rot}} = m_{\text{Kurbelkrpfg}} \cdot r_{\text{SP, Kurbelkrpfg}} \cdot \omega^2 \quad (\text{Gl. 4.5})$$

$$F_{\text{Gegengew. rot}} = m_{\text{Gegengew.}} \cdot r_{\text{SP, Gegengew.}} \cdot \omega^2 \quad (\text{Gl. 4.6})$$

m_{K} steht für die Masse der Pleuelbaugruppe, $\lambda_{\text{P}} = r_{\text{K}}/l_{\text{P}}$ wird als Pleuelverhältnis bezeichnet und errechnet sich aus dem Quotienten des Pleuelradius r_{K} zur Pleuellänge l_{P} . ω beschreibt die Winkelgeschwindigkeit des Pleueltriebs. Die Gas- und Massenkräfte müssen in den Pleuelstützen des Pleueltriebwerks aufgenommen werden.

Die Gaskraft sowie die oszillierende Massenkraft der Pleuelbaugruppe und des Pleuels werden zur Pleuelkraft F_{K} zusammengefasst (Gl. 4.7).

$$F_{\text{K}} = F_{\text{Gas}} + F_{\text{Kolben osz}} + F_{\text{Pleuel osz}} \quad (\text{Gl. 4.7})$$

Während des Wirkens der maximalen Gaskraft im Zünd-OT ist die Summe der Massenkräfte der Gaskraft entgegengerichtet. Das Pleueltriebwerk wird dadurch etwas entlastet.

Stangenkraft, Kolben-Seitenkraft:

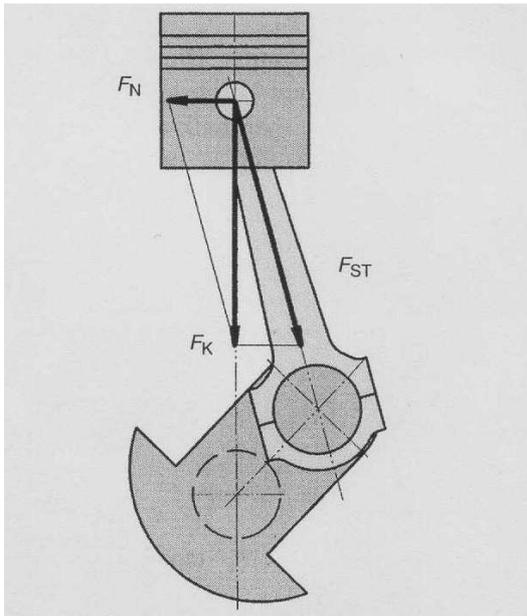


Bild 4.5: Aufteilung der Kolbenkraft /51/

Durch das Wirken der Kolbenkraft F_K und durch die Schrägstellung des Pleuels entsteht die Kolben-Seitenkraft F_N , die den Kolben an die Zylinderwand drückt (Bild 4.5). Die Kolben-Seitenkraft hat Einfluss auf das Tragbild des Zylinders. Das Zylinderrohr und der Pleuelschaft müssen ausreichend steif ausgeführt werden, um eine zu starke Verformung durch die Seitenkraft zu verhindern. Eine Verformung würde sich negativ auf Verschleiß sowie Ölverbrauch auswirken. Weiterhin bewirkt die zyklisch auftretende Seitenkraft eine impulsartige Anregung, die das akustische Verhalten des Motors negativ beeinflusst.

$$F_{ST} = \frac{F_K}{\cos \psi} \quad (\text{Gl. 4.8})$$

$$F_N = -F_K \cdot \tan \psi \quad (\text{Gl. 4.9})$$

Die Kolben-Seitenkraft wirkt in einer Ebene senkrecht zur Pleuellagerbolzenachse. Sie ist der Grund dafür, dass die Außenkontur der Zylinderrohre oftmals ovalisiert ausgeführt ist, um der höheren Belastung des Zylinders in Motorquerrichtung Rechnung zu tragen.

Tangentialkraft und Radialkraft:

Die Stangenkraft greift in Ihrer Wirkungsrichtung am Pleuellagerbolzen an. Dieser dreht sich unter der Wirkung der Stangenkraft auf dem Drehkreis des Pleuellagerbolzenradius weg, wobei die tangentielle Komponente der Stangenkraft, die Tangentialkraft F_T , mit dem Pleuellagerbolzenradius das Drehmoment M ergibt. Die radiale Komponente, die Radialkraft F_R , liefert keinen Beitrag zum Motordrehmoment; sie belastet lediglich die Pleuellagerbolzenkröpfung und den Pleuellagerbolzen auf Biegung (Bild 4.6) /51/.

$$F_T = F_{ST} \cdot \sin(\varphi + \psi) \quad (\text{Gl. 4.10})$$

$$F_R = F_{ST} \cdot \cos(\varphi + \psi) \quad (\text{Gl. 4.11})$$

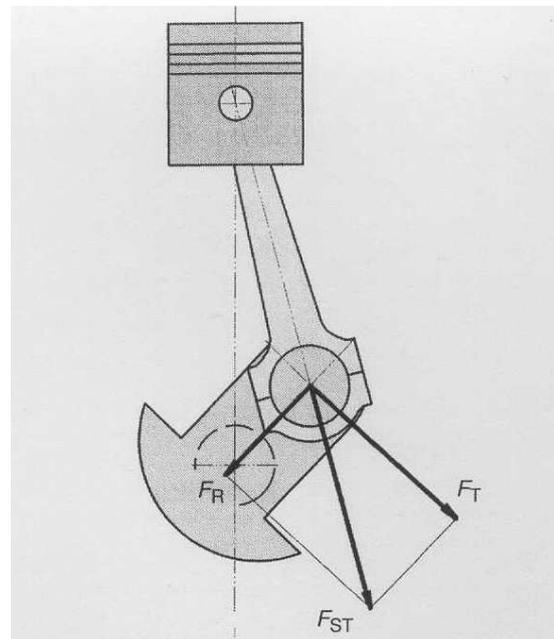


Bild 4.6: Aufteilung der Pleuellagerbolzenkraft /51/

Hubzapfenkraft und Grundlagerkraft:

Der Hubzapfen wird durch die Stangenkraft F_{ST} und durch die rotierende Massenkraft des Pleuels $F_{Pleuel\ rot}$ belastet. Geometrisch addiert, ergeben diese Kräfte die Hubzapfenkraft F_{HZ} . Als Reaktion der Hubzapfenkraft wirkt die Pleuellagerkraft $F_{PL} = -F_{HZ}$ auf das Pleuellager (Bild 4.7) /51/.

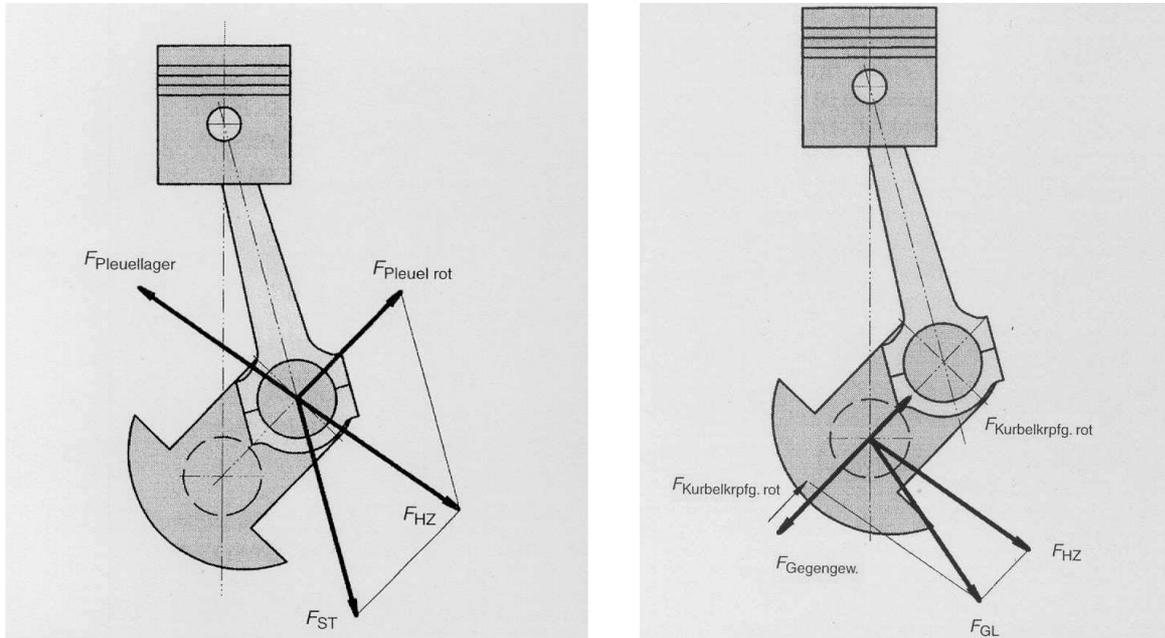


Bild 4.7: Zustandekommen der Grundlagerkraft /51/

$$F_{HZ} = \sqrt{F_{ST}^2 + F_{Pleuelrot}^2 - 2 \cdot F_{ST} \cdot F_{Pleuelrot} \cdot \cos(\varphi + \psi)} \quad (\text{Gl. 4.12})$$

Die Triebwerkskräfte werden über Grundlagerzapfen und Grundlager auf das Kurbelgehäuse übertragen. Die rotierende Massenkraft der Kurbelkröpfung $F_{Kurbelkrpfg. rot}$, die rotierende Massenkraft des Pleuels $F_{Pleuel rot}$ sowie die Kräfte des Gegengewichts $F_{Gegengew.}$ und die Hubzapfenkraft F_{HZ} bzw. deren Komponenten F_R , F_T ergeben zusammen die Grundlagerkraft F_{GL} (siehe auch Bild 4.7) /51/.

$$F_{GL} = \sqrt{(F_{Kurbelkrpfg.rot} + F_{Pleuelrot} - F_{Gegengew.} + F_R)^2 + F_T^2} \quad (\text{Gl. 4.13})$$

In der heutigen Zeit werden die Triebwerksbelastungen und die durch sie hervorgerufenen Belastungen in den Kurbelwellenhauptlagern des Zylinderkurbelgehäuses durch leistungsstarke Berechnungsprogramme (z.B. Bricks, Excite,...) numerisch ermittelt.

Thermische Belastung:

Überlagert werden die beschriebenen mechanischen Belastungen durch thermische Belastungen, die durch lokale Temperaturunterschiede im Zylinderkurbelgehäuse hervorgerufen werden. Während der Verbrennung treten bei Ottomotoren im Brennraum Spitzentemperaturen bis zu 2600°C auf. Die Höhe der Spitzentemperatur hängt von verschiedenen Einflussfaktoren wie Kraftstoffart, Verbrennungsverfahren und Ladungswechselart ab. Die entstehende Wärme wird während des Arbeitsspiels an die an den Brennraum angrenzenden Flächen und an das Motoröl abgegeben. Die Restwärme entweicht mit dem immer noch bis zu 950°C (gängige Otto-Turbomotoren) heißen Abgas.

5 Konzeption und Konstruktion des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses

5.1 Entwicklungsziel

Für das Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse stehen als Entwicklungsziele eine Gewichtersparnis von ca. 25% im Vergleich zu einem Aluminium-Kurbelgehäuse, uneingeschränkte Alltagstauglichkeit, hohe Belastbarkeit und gute akustische Eigenschaften im Vordergrund. Diese Merkmale sollen bei verträglichen Kosten mit einem großserientauglichen Gießprozess und einer wirtschaftlichen Fertigung erreicht werden. Die Verwendung von Serienanbauteilen wie Zylinderkopf, Getriebe, Halter, usw. ist anzustreben.

In früheren Arbeiten wurde die spezifische Leistung von Motoren mit wassergekühltem Magnesium-Zylinderkurbelgehäuse auf ca. 37,5 kW/l /32/ bzw. 40 kW/l /63/ begrenzt, um die Dauerhaltbarkeit der Kurbelgehäusestruktur zu gewährleisten. Dieser Wert soll von dem neu zu entwickelnden Magnesiumkurbelgehäuse deutlich übertroffen werden.

Die spezifische Leistung eines modernen Magnesium-Motors muss am oberen Rand des Streubands heutiger Leichtmetallmotoren liegen. Sie wird deshalb auf mindestens 65 kW/l festgelegt. Als Basis-Aggregat für die Erprobung dient der 1,8l 5V Turbo-Motor des Volkswagenkonzerns, der in 7 Leistungsklassen zwischen 110kW und 163kW produziert wird (61 kW/l – 90 kW/l). Bild 5.1 zeigt eine Übersicht aktueller Aluminium-Motoren der Audi AG. Die Motoren sind nach aufsteigender spezifischer Leistung sortiert. Der Magnesium-Motor auf Basis des 1,8l 5V Turbo Aggregats im Audi A4 (120kW / 225Nm) ist zum Vergleich ebenfalls aufgeführt und grau hinterlegt.

Bauart	Hubraum	Brennverfahren	Leistung	Drehmoment	spezifische Leistung	spezifisches Drehmoment
R4 Alu	2,0l	4V FSI	110 kW	200 Nm	55 kW/l	100 Nm/l
V6 Alu	3,2l	4V FSI	187 kW	330 Nm	58 kW/l	103 Nm/l
V8 Alu	4,2l	5V MPI	253 kW	430 Nm	60 kW/l	102 Nm/l
R4 Mg	1,8l	5V Turbo	120 kW	225 Nm	67 kW/l	125 Nm/l
V10 Alu	5,0l	5V MPI	367 kW	500 Nm	74 kW/l	100 Nm/l

Bild 5.1: Aktuelle Aluminiummotoren der Audi AG (Magnesiummotor grau hinterlegt)

5.2 Problemfelder

Bei der Entwicklung eines neuen Zylinderkurbelgehäuses müssen diverse konzeptionelle Standardfragen beantwortet werden. Hierbei handelt es sich z.B. um die Auswahl des Gießverfahrens, die Gestaltung der Zylinderlaufbahn und die Auswahl des Kurbelgehäusekonzepts (open-deck / closed-deck, deep-skirt / short-skirt,...) (siehe Kapitel 4.1.2). Bei Verwendung von Magnesium als Kurbelgehäusewerkstoff eröffnen sich dem Entwickler allerdings einige zusätzliche Problemfelder.

Die Auswahl einer geeigneten Magnesiumlegierung stellt eine der wesentlichen Aufgaben dar (Kapitel 2.1.4). Beim Werkstoff muss ein Kompromiss aus guter Gießbarkeit, hoher Kriechfestigkeit und ausreichend guter Korrosionsbeständigkeit gefunden werden. Im Hinblick auf den hohen Wärmedehnungskoeffizient von Magnesium muss bei Betriebstemperatur eine zu starke Vergrößerung des Lagerspiels der Kurbelwellenlagerung vermieden werden. Weiterhin müssen die dort auftretenden Belastungen und Verformungen (Kapitel 4.1.3) klein gehalten und die resultierenden Spannungen ertragen werden können.

Auch bei der Auslegung von Verschraubungen muss aufgrund der erhöhten Kriechneigung und Kontaktkorrosionsanfälligkeit von Magnesiumlegierungen mit besonderer Sorgfalt vorgegangen werden. Im Bereich des Schraubenkopfes von Stahlschrauben kommt es bei Anwesenheit eines Elektrolyts (z.B. Spritzwasser im Motorraum) zu starken Korrosionserscheinungen, die sich bis zur völligen Auflösung des Magnesiums auswirken können. Die hohen Spannungen in den Gewindegängen führen im Magnesium-Muttergewinde außerdem zu Relaxationsvorgängen, die einen langsamen Vorspannkraftverlust verursachen. Dieser Effekt wird bei langen Klemmlängen und großen Temperaturschwankungen noch verstärkt. Durch die stark unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten von Stahlschraube und Magnesium-ZKG wird die Schraubverbindung bei den ersten auftretenden Thermozyklen bis weit über die Streckgrenze der Schraube hinaus beansprucht. Dieser Zusatzbelastung ist das Magnesium-Muttergewinde nicht gewachsen, die Schraube lockert sich /64/.

Den oben genannten Problemen kann durch der Verwendung von Aluminium-Schrauben begegnet werden. Die Wärmedehnungskoeffizienten von Aluminium und Magnesium sowie die Nachgiebigkeit von Schraube und „Platte“ ähneln sich, wodurch das Problem der Relaxation entschärft wird /65/, /66/, /67/. Aufgrund der ähnlichen Spannungspotentiale von Magnesium und Aluminium ist auch die Kontaktkorrosion weitestgehend unterbunden (Kapitel 2.1.2).

Die bei modernen PKW-Motoren übliche Wasserkühlung bereitet bei der Konzeption des Magnesiummotors ebenfalls Probleme. Nach heutigen Erkenntnissen gibt es kein wirksames Inhibitorsystem, welches den Kühlwassermantel des Motors dauerhaft vor Korrosionsangriff schützt. Die Wirkung der Additive lässt mit der Zeit nach, sodass der Korrosionsschutz stetig sinkt. Nach heutigem Wissensstand muss das Kühlwasser spätestens alle 3 Jahre im Rahmen einer Inspektion gewechselt werden. Dies steht zum einen im Widerspruch mit den in Automobilkonzernen üblichen Bestimmungen, wonach das Kühlwasser während des gesamten Produktlebenszyklus des Fahrzeugs nicht gewechselt werden muss, zum anderen hätte das fahrlässige Auffüllen des Kühlsystems mit normalem Leitungswasser im Kundenbetrieb einen Totalausfall des Motors zur Folge.

Die wichtigsten Entwicklungsaufgaben bei der Konzeption eines Magnesium-Zylinderkurbelgehäuses sind in der ersten Zeile von Bild 5.2 zusammengefasst. Sie umfassen die Auswahl einer geeigneten Magnesiumlegierung, die Festlegung auf ein Gießverfahren, die Gestaltung der Zylinderlaufbahn und der Kurbelwellenhauptlager, die Bewältigung der Verschraubungsproblematik (insbesondere für die Hauptlager- und Zylinderkopfverschraubung), die Berücksichtigung von akustischen Belangen (z.B. Steifigkeit) sowie das Lösen der Korrosionsproblematik sowohl im Kühlmantel, als auch in den Außenbereichen.

In den darunter liegenden Feldern sind mögliche Ansätze aufgezeigt, wie die einzelnen Aufgaben gelöst werden können. Jedes Problem wird zunächst isoliert betrachtet. Die Auflistung erhebt keinen Anspruch auf Vollständigkeit und zeigt lediglich eine Übersicht der möglichen Konstruktionsvarianten. Das Ziel des Entwicklers ist es, die Lösungen so geschickt miteinander zu verknüpfen, dass sich eine für das Zylinderkurbelgehäuse optimale Kombination von Merkmalen ergibt.

Bei der Konzeption und werkstoffgerechten Gestaltung kann es sinnvoll sein, neben dem Stoffleichtbau durch den Einsatz von Magnesium, noch weitere Konstruktionsstrategien wie den Konzeptleichtbau, den Gestalt- bzw. Formleichtbau oder den Verbundleichtbau anzuwenden /68/.

Legierung	Gießverfahren	Zylinderlaufbahn	KW-Lagerung	Verschraubungen			Akustik / Steifigkeit	Korrosion	
				HL	ZK	allgem.		Kühlkreisl.	Kontakt
AZ...	Sandguss	Aluminium-Liner	Lagerdeckel Aluminium, Grauguss, Sinterstahl	Stahlschraub.	Stahlschraub.	Stahlschraub.	Deep-skirt +Leiterrahmen +Lagerverbund +Querverschr.	Kühlwasserentwicklung	Anbauteile möglichst aus Aluminium
AM...	Kokillenguss	Grauguss-Liner	Bedplate mit Inserts Aluminium, Grauguss, Sinterstahl	aust. Stahlschraub.	aust. Stahlschraub.	aust. Stahlschraub.	Short-skirt +Leiterrahmen +Lagerverbund +Bedplate	Legierungsentwicklung	Aluminiumschrauben
AE...	Druckguss	Aluminium-Zylindereinsatz	ZKG-Oberteil mit Inserts	Alumin.- schraub.	Alumin.- schraub.	Alumin.- schraub.	Lagerdeckel / Inserts mit geringem WADK*	Wasserkühlung	beschichtete Stahlschrauben
AS...	Squeeze Casting	Grauguss-Zylindereinsatz	ZKG-Oberteil ohne Inserts	Titan- schraub.	Titan- schraub.	Titan- schraub.	starke Verrippung	Ölkühlung	korrosions- beständige Legierung
MRI...		eingesetzt		Versch. in Mg	Versch. in Mg	Versch. in Mg	dicke Lager- schalen	kombinierte Öl- / Wasser- kühlung	
AJ...		eingegossen		Versch. in Insert	Versch. in Insert	Versch. in Insert		Beschicht. d. Wasser- raums	
		beschichtet						Wasserführung in einem Insert	

* WADK= Wärmeausdehnungskoeffizient α

Bild 5.2: Konzeption des Magnesium-Zylinderkurbelgehäuses – Aufgaben und mögl. Lösungswege

5.3 Theoretische Betrachtungen

Temperaturen im Zylindersteg:

Verschiedene Untersuchungen haben ergeben, dass bei Magnesium-Kurbelgehäusen die durch Werkstoffsubstitution auf Basis von Aluminium-Serien-Kurbelgehäusen hergestellt wurden (eingegossene Buchsen), unzulässig hohe Temperaturen im Stegbereich zwischen den Zylindern auftreten. Diese führen in Verbindung mit den hohen Dichtungspressungen der Zylinderkopfdichtung im Magnesium zu starken plastischen Stauchungen und dadurch zum teilweisen Verlust der Dichtungspressung /69/. Bei einem anderen Kurbelgehäuse-Konzept, bei dem die Zylinderkopfdichtung direkt auf den eingegossenen Aluminiumlaufbuchsen abdichtete, war im Motorbetrieb ein langsames Absinken der Laufbuchsen im Kurbelgehäuse zu beobachten. Der Sitz der Buchsen im Umguss lockerte sich. Das Resultat war auch hier ein teilweiser Verlust der Dichtungspressung /63/.

Aufweitung der Hauptlagerbohrung:

Aus Festigkeits- und akustischen Gründen, aber auch um den Öldurchsatz durch die Kurbelwellen-Hauptlager bei heißem Motor (\rightarrow großes Lagerspiel, geringe Ölviskosität) zu reduzieren, haben die meisten Aluminiummotoren Hauptlagerdeckel aus Eisenwerkstoffen (Sinterstahl, GJL, GJV, GJS). Durch die unterschiedlichen Wärmedehnkoeffizienten von Eisenwerkstoffen ($\alpha \approx 11,5 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$) und Aluminiumwerkstoffen ($\alpha \approx 22 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$) ergibt sich bei heißem Motor eine unrunde Hauptlagerbohrung mit einem gemittelten Wärmeausdehnungskoeffizient von ca. $16,5 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$. Die Ausdehnung des Hauptlagerbereichs des Magnesium-Zylinderkurbelgehäuses sollte diesen Wert nicht überschreiten. Sie kann durch lokales Werkstoffengineering positiv beeinflusst werden.

Verschraubungsproblematik:

Aufgrund der Kriechproblematik (siehe Kapitel 2.1.3) erfordert die Übertragung hoher Schraubenvorspannkraft eine sorgfältige Auslegung der Schraubenverbindung. Bild 5.3 zeigt beispielhaft eine Schraubenverbindung mit Magnesium-Klemmkörper und Magnesium-Muttergewinde.

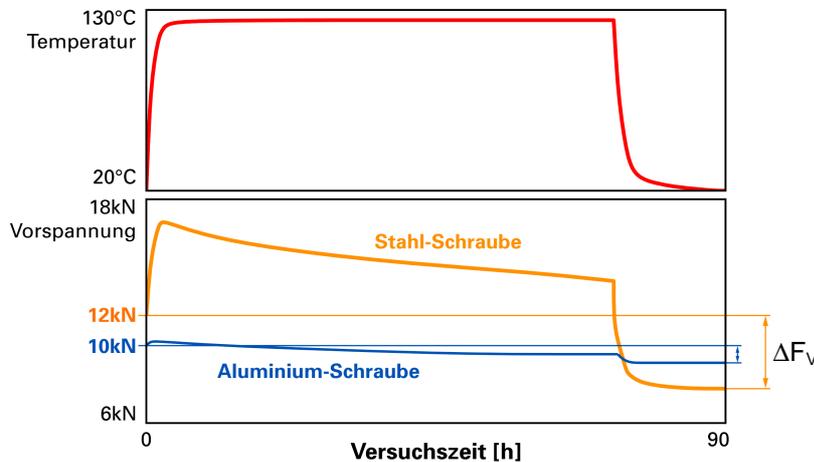


Bild 5.3: Schraubverbindung unter thermischer Last /70/

aufgrund der geringen Warmfestigkeit und Kriechbeständigkeit der Magnesiumlegierung zu plastischen Verformungen und Kriechvorgängen und somit zu einem schleichenden Verlust der Vorspannkraft kommt. Bei Wegnahme der thermischen Last bleibt durch die irreversiblen Verformungen im Schraubverbund nur eine Restvorspannkraft von ca. 8kN übrig. Der Vorspannkraftverlust ΔF_V beträgt ca. 33%.

Bei Verwendung einer Aluminiumschraube wird bei Raumtemperatur nur eine Vorspannkraft von ca. 10kN erreicht. Bedingt durch die ähnlichen Wärmedehnungskoeffizienten von Magnesium und Aluminium und die höhere Nachgiebigkeit der Schraube steigt die Vorspannkraft unter thermischer Last nur minimal an. Die Kriechdehnungen im Gewinde und unter dem Schraubenkopf sind dadurch wesentlich geringer als bei der Stahl-Schraubenverbindung. Nach dem Abkühlen der Teile auf Raumtemperatur verbleibt eine Restvorspannkraft von ca. 9,2kN. Der Vorspannkraftverlust ΔF_V beträgt nur ca. 8%. Der Einfluss der Temperatur muss also bei der Auslegung von Schraubverbindungen in Magnesium mitberücksichtigt werden.

Einige Schraubverbindungen (z.B. Zylinderkopf- und Hauptlagerverschraubung) sind auf sehr hohe Vorspannkraften angewiesen. Wenn aus Bauraumgründen keine großen Aluminium-Schrauben umgesetzt werden können, müssen in der Konstruktion Gewindeeinsätze und große Schraubenkopfdurchmesser bzw. Unterlegscheiben vorgesehen werden.

Aggregatesteifigkeit / Akustik:

Bei einer werkstoffgerechten Konstruktion kann das Steifigkeitsdefizit von Magnesium, bei immer noch deutlichem Gewichtsvorteil, mehr als kompensiert werden. Die Biegebalken in Bild 5.4 bestehen aus unterschiedlichen Materialien und haben alle die gleiche Biegesteifigkeit ($E \cdot J$). Trotz der größeren Abmessungen ist der Magnesium-Balken deutlich leichter als die Varianten aus Stahl und Aluminium.

Wenn der Bauraum also nicht zu sehr eingeschränkt ist, kann beim Einsatz von Magnesium ein klarer Gewichtsvorteil ohne Steifigkeitsverlust erreicht werden.

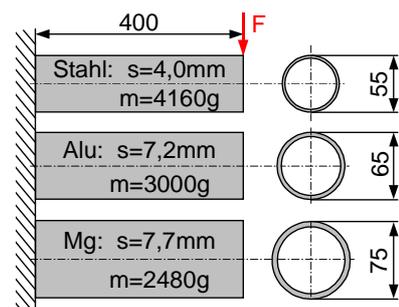


Bild 5.4: Steifigkeitsvergleich

Motorkühlung:

Die Kühlung einer Brennkraftmaschine kann grundsätzlich durch Luftkühlung, Wasserkühlung oder Ölkühlung sowie durch Kombinationen dieser Verfahren erreicht werden. Im Folgenden wird wegen der Korrosionsproblematik von Magnesium das Potential einer Ölkühlung bzw. einer kombinierten Wasser-/Ölkühlung (getrennt für Kopf und Block) abgeschätzt (Split-Cooling). Eine Luftkühlung wird aufgrund der hohen Leistungsdichte moderner Verbrennungsmotoren nachfolgend nicht weiter untersucht. Die hohe Abwärme des Aggregats und die gekapselte Einbaulage des Motors im Motorraum erfordern bei einer Luftkühlung ein zusätzliches Gebläse, welches die Akustik des Fahrzeugs negativ beeinflusst.

Die für den Wärmetransport maßgeblichen Kühlmittel-Stoffwerte sind die spezifische Wärmekapazität c_p sowie die Wärmeleitfähigkeit λ . Die notwendige Pumpleistung der Kühlmittelpumpe ist sowohl vom Wärmeabfuhrpotential des Kühlmediums als auch von dessen Viskosität abhängig. Bei der Wärmeübertragung durch erzwungene Konvektion (wie im Kühlmantel eines Verbrennungsmotors) spielt die Dichte des Kühlmediums eine untergeordnete Rolle /71/. In Bild 5.5 sind beispielhaft die relevanten Stoffwerte von Wasser, Öl und einem 50:50-Gemisch aus Wasser und Glykol dargestellt.

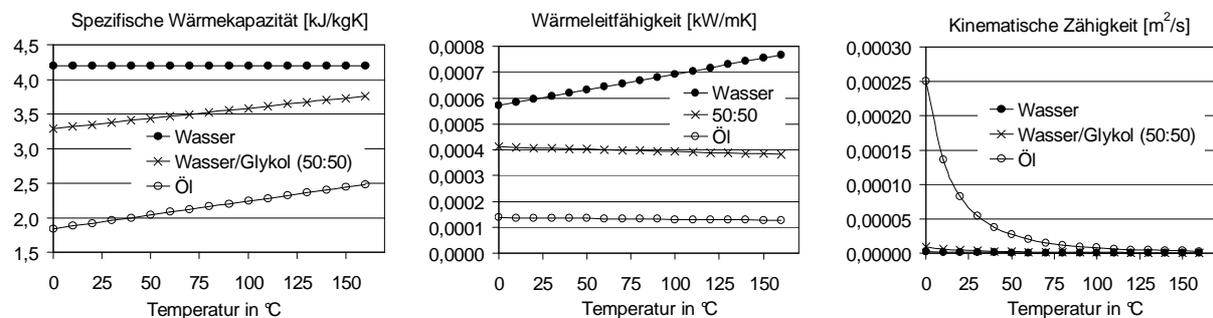


Bild 5.5: Temperaturabhängige Stoffwerte verschiedener Kühlmedien

Unter der empirischen Annahme, dass ca. 55% der effektiven Leistung eines Verbrennungsmotors als Abwärme anfallen /72/ (andere Quellen nennen zum Teil deutlich geringere Werte → 55% entspricht einer worst-case-Betrachtung) und unter der konservativen Annahme, dass dieser Wärmestrom komplett durch das Kühlmedium über den Kühler abgeführt werden muss (in Wirklichkeit wird ein Teil der Wärmemenge auch durch Wärmestrahlung und Konvektion mit der Luft im Motorraum abgeführt) ergeben sich bei einer vereinfachten 1/3 – 2/3-Aufteilung zwischen Zylinderkurbelgehäuse und Zylinderkopf /72/ folgende Wärmeströme:

$$\dot{Q}_{\text{ges}} = 0,55 \cdot P_e = 0,55 \cdot 120\text{kW} = 66\text{kW} \quad (\text{Gl. 5.1})$$

$$\dot{Q}_{\text{ZK}} = \frac{2}{3} \cdot \dot{Q}_{\text{ges}} = \frac{2}{3} \cdot 66\text{kW} = 44\text{kW} \quad (\text{Gl. 5.2})$$

$$\dot{Q}_{\text{ZKG}} = \frac{1}{3} \cdot \dot{Q}_{\text{ges}} = \frac{1}{3} \cdot 66\text{kW} = 22\text{kW} \quad (\text{Gl. 5.3})$$

Dies bedeutet, dass beim betrachteten 1,8l 5V Turbo-Motor ca. 44kW über den Zylinderkopfwassermantel und ca. 22kW über den Kurbelgehäusewassermantel abzuführen sind.

Nimmt man nun an, dass das Zylinderkurbelgehäuse ölkühlt und der Zylinderkopf weiterhin wassergekühlt wird (Split-Cooling), ergibt sich für den Wärmestrom von den Brennräumen durch die Zylinderwände in den Kühlmantel des Zylinderkurbelgehäuses:

$$\dot{Q}_{ZKG} = \int_{(A)} \alpha \cdot (T_{Wand} - T_{Öl}) \cdot dA \quad /71/ \quad (\text{Gl. 5.4})$$

Unter Zuhilfenahme des hydraulischen Durchmessers d_h und der dimensionslosen Kennzahlen ergibt sich der Wärmeübergangskoeffizient α zu /71/:

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{d_h} \quad (\text{Gl. 5.5})$$

Mit

$$d_h = \frac{2 \cdot h \cdot b}{(h + b)} \quad (\text{Gl. 5.6})$$

$$\text{und} \quad Nu = 0,0296 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,43} \quad (\text{für turbulente Strömung}) \quad (\text{Gl. 5.7})$$

$$\text{sowie} \quad Re = \frac{w \cdot d_h}{\nu} \quad (\text{Gl. 5.8})$$

$$\text{und} \quad Pr = \frac{\nu \cdot \rho \cdot c_p}{\lambda} \quad (\text{Gl. 5.9})$$

lässt sich der über das Öl abführbare Wärmestrom in Abhängigkeit vom Ölvolumenstrom und der Öltemperatur abschätzen. Bild 5.6 zeigt das Ergebnis der Berechnungen in Form eines Kennfeldes. Für die Berechnung wurde ein Kühlmantel mit dem Querschnitt 80mm x 4mm ($h \times b$) zu Grunde gelegt /72/.

Das Kennfeld zeigt deutlich, dass eine reine Ölkühlung der Brennkraftmaschine (Isolinie bei 66kW) sehr hohe Ölvolumenströme von ca. 175 l/min und vergleichsweise kühle Öltemperaturen von ca. 50°C bis 70°C notwendig machen würde. Kühlt man nur das Zylinderkurbelgehäuse mit Öl (Isolinie bei 22kW) würde eine Öltemperatur von ca. 120°C und ein Ölvolumenstrom von ca. 80l/min theoretisch ausreichen.

Ein solches Split-Cooling-Konzept setzt allerdings eine komplette Umkonstruktion des Motorkühlkreislaufes und eine Umstrukturierung der Kühlaggregate im Fahrzeug voraus. Es ließe sich nur mit großem Aufwand umsetzen.

Für das Split-Cooling-Konzept wären zwei Kühlmittelpumpen notwendig – eine Wasserpumpe für die Kühlung des Zylinderkopfs und eine zusätzliche Pumpe für die Kühlung des Zylinderkurbelgehäuses. Weiterhin zwei Thermostate, zwei Kühler, zwei Ausgleichsbehälter, usw.

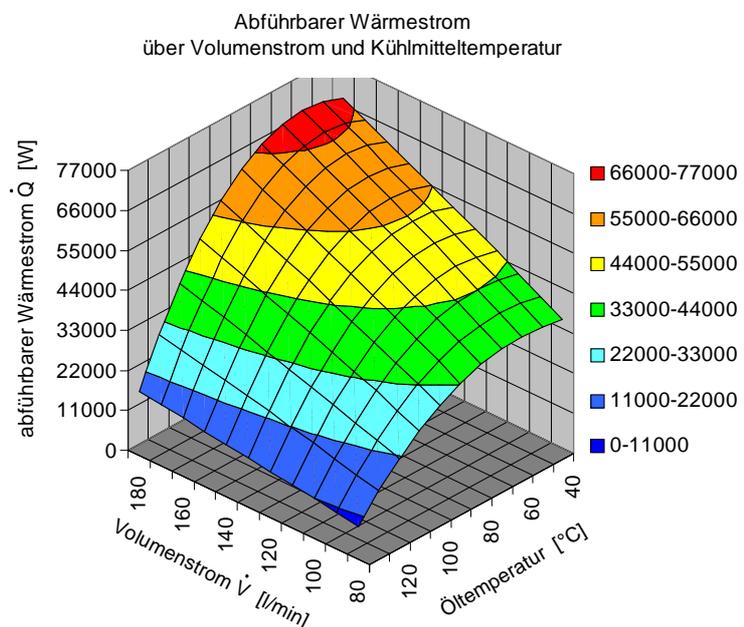


Bild 5.6: Abführbarer Wärmestrom beim Einsatz einer Ölkühlung

5.4 Konzeptauswahl und Begründung

Die Vor- und Nachteile der in Bild 5.2 gezeigten Lösungsmöglichkeiten werden nachfolgend dargestellt und eine Begründung für den gewählten Lösungsweg gegeben. Eine detailliertere Bewertung muss an dieser Stelle entfallen. Sie würde den Rahmen der Arbeit sprengen.

Legierung:

Als Legierung wird die Standard-Druckgusslegierung AZ91 gewählt. Diese ist im VW-Konzern weit verbreitet und wird im Antriebsstrang bereits in verschiedenen Getriebegehäusen eingesetzt. Sie ist sehr gut gießbar, besitzt hohe Festigkeiten und eine relativ gute Korrosionsbeständigkeit (siehe Kapitel 2.1.4.1). Um den im Vergleich zum Getriebe höheren Temperaturen Rechnung zu tragen, werden die MRI-Legierungen ebenfalls in die engere Wahl gezogen. Der höheren Warmfestigkeit und Kriechbeständigkeit dieser Legierungen steht allerdings eine etwas schlechtere Gießbarkeit und eine größere Heißrissanfälligkeit gegenüber. Die endgültige Entscheidung für eine bestimmte Legierung kann erst nach Gießversuchen und diversen Motorprüfläufen erfolgen. Das Konstruktionskonzept des Kurbelgehäuses bleibt von der Umguss-Legierung unberührt.

Gießverfahren:

Ca. 90% der weltweiten Magnesium-Tonnage wird im Druckguss verarbeitet. Das Leichtmetall eignet sich hervorragend für das Druckgießen, da es im schmelzflüssigen Zustand über eine sehr geringe Viskosität verfügt und deshalb Wandstärken bis unter 2mm prozesssicher hergestellt werden können. Diese Eigenschaft kommt dem Gießprozess insbesondere beim Umgießen von Inserts entgegen. Die geringe Wärmekapazität des Magnesiums führt außerdem zu einer schnellen Erstarrung, die in dünnen Wänden und Rippen hohe Festigkeitswerte begünstigt. Der Thermoschock für die Gießform ist geringer als bei Aluminium, was wiederum zu einer um ca. 50% höheren Werkzeugstandzeit führt. Das Eingießen von Aluminium-Inserts ist prozesssicher nur im Druckgussverfahren möglich, da durch die nahezu gleiche Liquidustemperatur von Aluminium und Magnesium ein Gießverfahren mit kurzer Erstarrungszeit notwendig ist.

Zylinderlaufbahn:

Überschlägige Berechnungen zeigen, dass die Stegtemperaturen beim Einsatz von eingegossenen Zylinderlinern oder dünnen Verschleißschichten den technisch sinnvollen Einsatzbereich von Magnesium weit übersteigen (die Folge ist starkes Plastifizieren des Magnesiums und ein Abfall der Zylinderkopfdichtungspressung im Stegbereich). Ursache hierfür ist die geringe Wärmeleitfähigkeit, die eine schnelle Wärmeabfuhr aus dem Brennraum erschwert. Dies gilt in besonderem Maße für die Kombination mit Graugusslinern. Die stark unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten führen außerdem zu hohen Thermospannungen beim Abkühlen aus der Gießhitze und bei jedem weiteren Thermozyklus im Motorbetrieb. Eine dauerhafte zumindest teilweise stoffschlüssige Verbindung zwischen dem Graugussliner und dem Magnesium-Umguss ist deshalb kaum möglich. Die Wahl fällt deshalb auf einen eingegossenen Zylindereinsatz aus einer übereutektischer Aluminiumlegierung, bei dem die Zylinderrohre im Stegbereich miteinander verbunden sind. Der thermisch höchstbelastete Bereich (der Zylindersteg) ist somit vom Magnesium abgeschottet.

KW-Lagerung:

Zugunsten einer möglichst steifen Kurbelwellenlagerung fällt die Wahl auf eine Bedplate-Konstruktion. Aus Festigkeitsgründen werden Inserts aus Grauguss oder hochfestem Aluminium in die Lagerstühle des Bedplates eingegossen. Das ZKG-Oberteil kann im Hauptlagerstuhl wahlweise mit oder ohne Inserts gegossen werden. Der Nachweis über die Notwendigkeit von Lagerstuhlverstärkungen im ZKG wird später durch FEM-Berechnungen erbracht.

Verschraubungen:

Für die Zylinderkopf- und Hauptlagerverschraubung ist eine Vorspannkraft von mindestens ca. 40kN notwendig. Aus Festigkeits-, Kosten- und Bauraumgründen ist es deshalb das Ziel diese Schrauben aus Vergütungsstahl einer herkömmlichen Festigkeitsklasse herzustellen. Die Schrauben im Innern des Motors sind immer mit Öl benetzt, weshalb Korrosion kein Problem darstellt. Alle weiteren Verschraubungen an der Peripherie des Zylinderkurbelgehäuses benötigen geringere Vorspannkraft und sind der Witterung ausgesetzt. Hier sollten Aluminium-Schrauben eingesetzt werden. Versuche haben ergeben, dass die Vorspannkraft einer Aluminiumschraube M10x1,5 oder kleiner ausreicht, um die Nebenaggregate und Anbauteile am ZKG zu befestigen. Für die Befestigung des Getriebes sind Aluminium-Schrauben der Dimension M12x1,5 ausreichend.

Akustik / Steifigkeit:

Um trotz des geringen E-Moduls des Magnesiums keine raue Motorakustik zu erhalten, wird ein Bedplate-Konzept als das steifste aller „bottom-end-Konzepte“ umgesetzt /73/, /74/ (siehe auch Kapitel 4.1.2). Einer zu großen Aufweitung der Hauptlagerbohrung bei hohen Temperaturen wird durch das Eingießen von hochfesten Hauptlagerstuhl-Verstärkungen mit geringem Wärmedehnungskoeffizient entgegengewirkt. Dies reduziert die Bewegungen der Kurbelwelle innerhalb des Lagerspiels (Verlagerungsbahn) und verringert damit die dynamische Anregung der Blockstruktur. Zusätzlich werden die guten Gießeigenschaften von Magnesium für ein optimiertes Rippenbild genutzt.

Korrosion:

Aus technischen Gesichtspunkten (vgl. Kapitel 5.3) ist es das Ziel, für den Magnesium-Motor eine herkömmliche Wasserkühlung umzusetzen. Eine Ölkühlung oder eine kombinierte Öl-/Wasserkühlung würde umfangreiche Änderungen an der Peripherie der Motorkühlung notwendig machen und ist deshalb nicht zielführend.

Die Entwicklung spezieller korrosionsverhindernder Additive als Zusatz für herkömmliche Kühlflüssigkeiten führte in der Vergangenheit nicht zum gewünschten Erfolg. Trotz diverser Fortschritte ist es bisher nicht gelungen, die Anforderungen, die an eine Kühlflüssigkeit für eine Lebensdauerbefüllung gestellt werden, zu erreichen. Auch die derzeit am wenigsten korrosionsanfälligen Magnesiumlegierungen (AZ-Legierungen in hp-Qualität), werden den Ansprüchen des Volkswagenkonzerns in Bezug auf korrosiven Materialabtrag im Wassermantel nicht gerecht.

Von einer Beschichtung des Wasserraums mit einer Korrosionsschutzschicht wird aus Robustheitsgründen abgesehen. Kleinste Abplatzer oder Störungen in der Schicht würden sofort zu starken Korrosionserscheinungen und langfristig zum Versagen des Kurbelgehäuses führen (Lochfraß).

Der sicherste Weg die Kühlwasserkorrosion zu verhindern ist, das Magnesium komplett vom Kühlkreislauf abzuschotten. Dies lässt sich mit einem an die Aluminium-Zylinderrohre angegossenen Wassermantel erreichen. Neben der Lösung des Korrosionsproblems bietet dieses Konzept außerdem den bestmöglichen Wärmeabtransport vom Brennraum in das Kühlwasser, da sich zwischen den heißen Brenngasen und dem Wasserraum nur ein Material (Aluminium) mit hoher Wärmeleitfähigkeit befindet (vgl. auch Bild 2.13).

Der Kontaktkorrosion an den Außenflächen des Zylinderkurbelgehäuses wird, wie bereits erwähnt, mit Aluminium-Schrauben begegnet. Dort wo Anbauteile aus Eisenwerkstoffen zwingend erforderlich sind, müssen entweder lackierte Bauteile oder Aluminium-Unterlegscheiben vorgesehen werden.

Das gewählte Motorblock-Konzept ist in Bild 5.7 noch einmal übersichtlich dargestellt. Die Felder der jeweils favorisierten Lösungen sind grau eingefärbt und lassen den Lösungsweg deutlich werden. In den Zylindereinsatz, bestehend aus den aneinander gegossenen Zylinderrohren und dem integrierten Wassermantel, werden zusätzlich die Gewinde für die Zylinderkopf- und Hauptlagerverschraubung integriert, sodass auf separate Gewindeeinsätze verzichtet werden kann. Es entsteht so ein multifunktionales Aluminium-Eingussteil, welches die wichtigsten Funktionen eines Zylinderkurbelgehäuses vereint. Im Bild sind alle im Aluminium-Zylindereinsatz integrierten Merkmale grün umrandet.

Legierung	Gießverfahren	Zylinderlaufbahn	KW-Lagerung	Verschraubungen			Akustik / Steifigkeit	Korrosion	
				HL	ZK	allgem.		Kühlkreisl.	Kontakt
AZ...	Sandguss	Aluminium-Liner	Lagerdeckel Aluminium, Grauguss, Sinterstahl	Stahlschraub.	Stahlschraub.	Stahlschraub.	Deep-skirt +Leiterrahmen +Lagerverbund +Querverschr.	Kühlwasserentwicklung	Anbauteile möglichst aus Aluminium
AM...	Kokillenguss	Grauguss-Liner	Bedplate mit Inserts Aluminium, Grauguss	aust. Stahlschraub.	aust. Stahlschraub.	aust. Stahlschraub.	Short-skirt +Bedplate	Legierungsentwicklung	Aluminiumschrauben
AE...	Druckguss	Alumin.-Zylindereinsatz	ZKG-Oberteil mit Inserts	Alumin.-schraub.	Alumin.-schraub.	Alumin.-schraub.	Inserts mit geringem WADK*	Wasserkühlung	beschichtete Stahlschrauben
AS...	Squeeze Casting	Grauguss-Zylindereinsatz	ZKG-Oberteil ohne Inserts (optional)	Titan-schraub.	Titan-schraub.	Titan-schraub.	starke Verrippung	Ölkühlung	korrosionsbeständige Legierung
MRI...		eingesetzt		Versch. in Mg	Versch. in Mg	Versch. in Mg	dicke Lager-schalen	kombinierte Öl- / Wasserkühlung	
AJ...		eingegossen		Versch. in Insert	Versch. in Insert	Versch. in Insert		Beschicht. d. Wasser-raums	
		beschichtet						Wasserführung in einem Insert	

* WADK= Wärmeausdehnungskoeffizient α

Bild 5.7: Konzeption des Magnesium-Zylinderkurbelgehäuses – gewählter Lösungsweg

Da im oberen Bereich des Magnesium-Kurbelgehäuses ein großes Aluminiumteil eingegossen wird, handelt es sich streng genommen um ein Verbundgussteil bzw. eine Hybridstruktur. Im Folgenden wird deshalb der Begriff „**Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse**“ oder einfach „**Mg-Hybrid-ZKG**“ eingeführt.

Der genaue Aufbau des Kurbelgehäuses und seine wichtigsten Konstruktionsmerkmale werden im nächsten Kapitel zusammengefasst.

5.5 Konstruktionsmerkmale

Die wesentlichen Merkmale der nach der Konzeptphase durchgeführten Detailkonstruktion werden im Folgenden kurz erläutert. Zunächst werden die für das Kurbelgehäuse-Ober- und Unterteil allgemein geltenden Konstruktionsmerkmale tabellarisch zusammengefasst. Im weiteren Verlauf wird dann auf die Besonderheiten der Einzelteile eingegangen.

Konstruktionsmerkmale:		
Allgemein:	Design möglichst dünnwandig Vermeidung von Materialanhäufungen hohe Funktionsintegration alle Ölkanäle möglichst endkonturnah vorgegossen	
Wandstärken:	tragende Wände Druckölkanäle Schottwände / Ölrückläufe Verrippungen minimale Umgusswandstärke um Inserts	4mm 4mm 3mm 3mm 2mm
Gussschrägen:	allgemeine Gussschrägen Verrippungen Lagerstuhl-Seitenwände Pinolen	1,5° 1,0° 0,5° 0,5°
Rundungen:	an hoch belasteten Bereichen im Rippengrund in tiefen „Taschen“ z.B. zur Vermeid. v. Bearbeitung	4mm 3mm 2mm
Gewinde:	Aluminium-Schrauben in Magnesium: Gewindetiefe Stahl-Schrauben in Aluminium: Gewindetiefe alle Kernlöcher vorgegossen: Durchmesser	1,5xd 2,5xd 0,8xd _k

Bild 5.8: Konstruktionsmerkmale des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses

Hinweise auf eine magnesiumgerechte Bauteilauslegung finden sich außerdem in /8/, /11/, /16/, /17/, /18/ und /35/.

5.5.1 Kurbelgehäuse-Oberteil

Nachfolgend werden die wichtigsten Bestandteile und Merkmale des Kurbelgehäuse-Oberteils beschrieben. Aus akustischen Gesichtspunkten ist es in short-skirt-Bauweise ausgeführt (siehe Kapitel 4.1.2). In Kombination mit einem stabilen Kurbelgehäuse-Unterteil (Bedplate) ergibt sich ein sehr steifer Motorblock. Der Steifigkeitsnachteil durch den geringen E-Modul des Magnesiums kann durch diese Bauweise kompensiert werden /73/, /74/.

5.5.1.1 Aluminium-Zylindereinsatz

Das zentrale Element des Kurbelgehäuse-Oberteils ist der Aluminium-Zylindereinsatz (siehe Bild 5.9). Er wird im Schwerkraft-Kokillenguss aus der übereutektischen Aluminiumlegierung AlSi17Cu4 hergestellt und später im Druckgussverfahren in Magnesium eingegossen. Zahlreiche Durchbrüche (1) ermöglichen eine gute formschlüssige Verankerung des Aluminiumteils im Magnesium-Umguss. Eine Oberflächenbeschichtung an den Außenflächen ist zusätzlich vorgesehen, um partiell stoffschlüssige Verbindungen (anschmelzen) zu erhalten. Die Zylinderlaufbahn (2) wird durch eine zusätzliche Hohnstufe erzeugt, bei der die harten Primärsilizium-Kristalle partiell freigelegt werden. So entsteht eine Verschleißschutzschicht auf der der Kolben und die Kolbenringe mit geringer Reibung und Verschleiß gleiten können (siehe auch Kapitel 4.1.1).

Am Topdeck und im unteren Bereich der Zylinderrohre sind Verschraubungsbutzen für die Zylinderkopfverschraubung (3) und Hauptlagerverschraubung (4) angegossen. Zum Zwecke einer direkten und möglichst geradlinigen Kraftleitung im Zündlastfall, sind die oberen und unteren Butzen jeweils mit dicken Rippen (5) miteinander verbunden. An der Vorder- und Rückseite des Zylindereinsatzes wird die Zündkraft vom Zylinderkopf über freistehende Streben (6) zu den Kurbelwellenlagern geleitet, sodass auch hier eine kraftflussgerechte Konstruktion umgesetzt ist.

Der Kühlkreislauf des Zylinderkurbelgehäuses ist komplett im Aluminium-Zylindereinsatz integriert. Das Kühlwasser wird über den Wasserpumpenanschluss (7) direkt in den, die Zylinder umgebenden Wassermantel (8) geleitet. Je nach Motorleistung kann auch eine Stegkühlung (9) zur besseren Kühlung der thermisch hoch belasteten Zylinderstege umgesetzt werden. Das Kühlwasser für den wassergekühlten Turbolader wird auf der heißen Motorseite dem Wasserkreislauf entnommen (10). Aus Package- und Festigkeitsgründen sind einige weitere Verschraubungspunkte (z.B. für Nebenaggregatehalter und Getriebeverschraubung) in den Zylindereinsatz integriert.

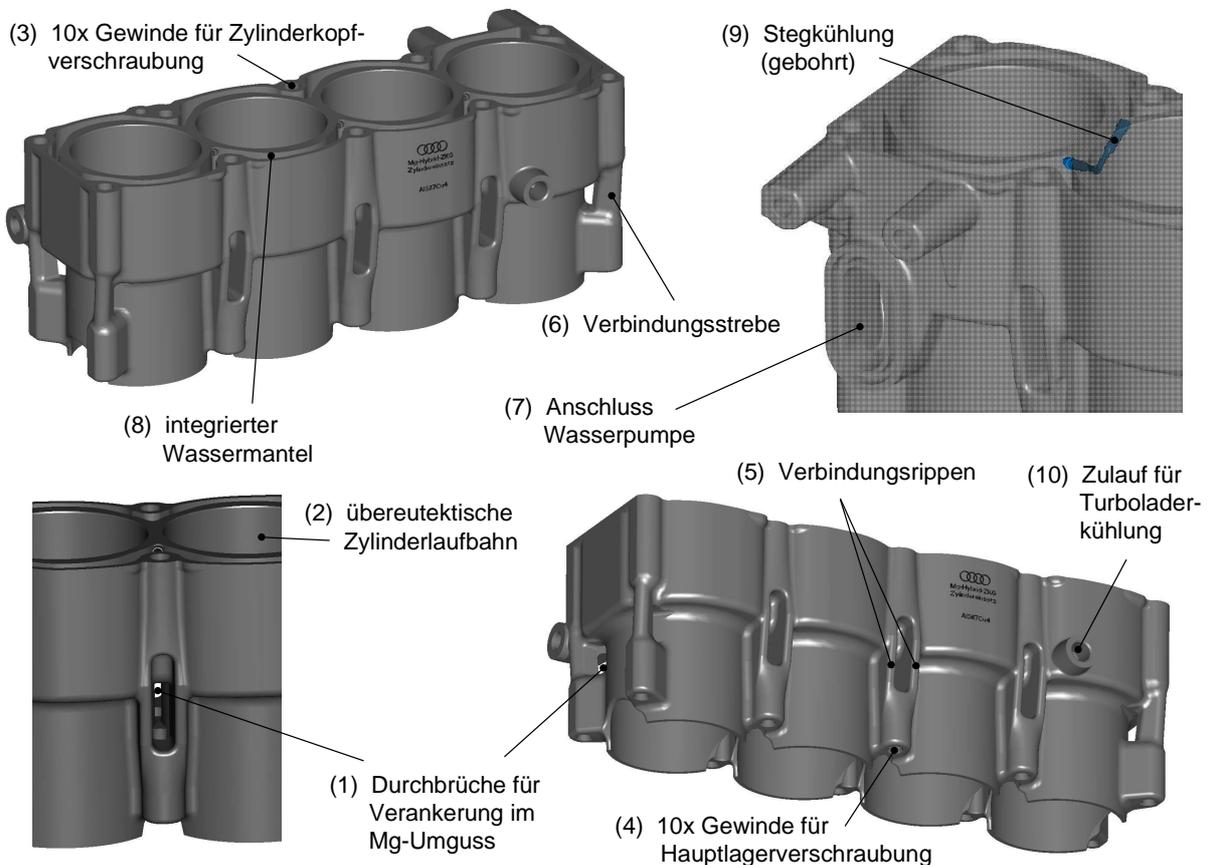


Bild 5.9: Aluminium-Zylindereinsatz

Der Zylindereinsatz kann entweder als open-deck- oder closed-deck-Variante gegossen werden. Nach der Bearbeitung des Kurbelgehäuses wiegt das im Magnesium-Umguss verbleibende Fertigteil des Aluminium-Zylindereinsatzes nur noch ca. 3,8kg. Weitere Hinweise und Details zum Zylindereinsatz finden sich auch in /75/, /76/, /77/ und /78/.

5.5.1.2 Magnesium-Umguss des Kurbelgehäuse-Oberteils

Das Magnesium-Kurbelgehäuse-Oberteil wird im Druckgussverfahren hergestellt und bildet die tragende Struktur für den Aluminium-Zylindereinsatz (1) (siehe Bild 5.10). Die Umguss-Wandstärke um den Zylindereinsatz beträgt 4mm und ist somit dicker als die Wandstärke der Wassermantelwand (3,5mm) und der Zylinderrohre (3mm). Dadurch und durch die zuvor erwähnten Durchbrüche im Zylindereinsatz ist eine großflächige Abstützung und Verankerung des Teils im Magnesium gewährleistet.

Alle ölführenden Kanäle und Leitungen sind in den Magnesium-Umguss (2) integriert (Druckölkanäle (3) und Ölrückläufe(4)). Durch ihre intensive Verrippung übernimmt die Umgussstruktur in starkem Maße versteifende Funktionen. Diverse Flanschflächen (5) und Gewindebutzen ermöglichen die Befestigung verschiedener Bauteile wie Nebenaggregatehalter, Ölfilter, Motorstützen, usw.. Die im Zylindereinsatz integrierten seitlichen Verschraubungsbutzen (6) und Anschlüsse (7), (8) sind im Kurbelgehäuse-Rohteil mit Magnesium komplett umgossen. Bei der mechanischen Bearbeitung des Kurbelgehäuses werden diese Bereiche überfräst wodurch das Aluminium von außen zugänglich wird.

Aus Korrosionsschutz- und Festigkeitsgründen sind alle Verschlussdeckel (9) in Aluminium ausgeführt. Die Presspassung der Deckel ist so ausgelegt, dass während des Einpressvorgangs bei Raumtemperatur die Zugfestigkeit des Magnesiums nicht überschritten wird (→ Überdeckung darf nicht zu groß sein) und bei heißem Motor noch genügend Pressung übrig bleibt, um dem in den Druckölkanälen anliegenden Öldruck (maximal bis zu 12 bar im kalten Zustand vor Filter) standzuhalten.

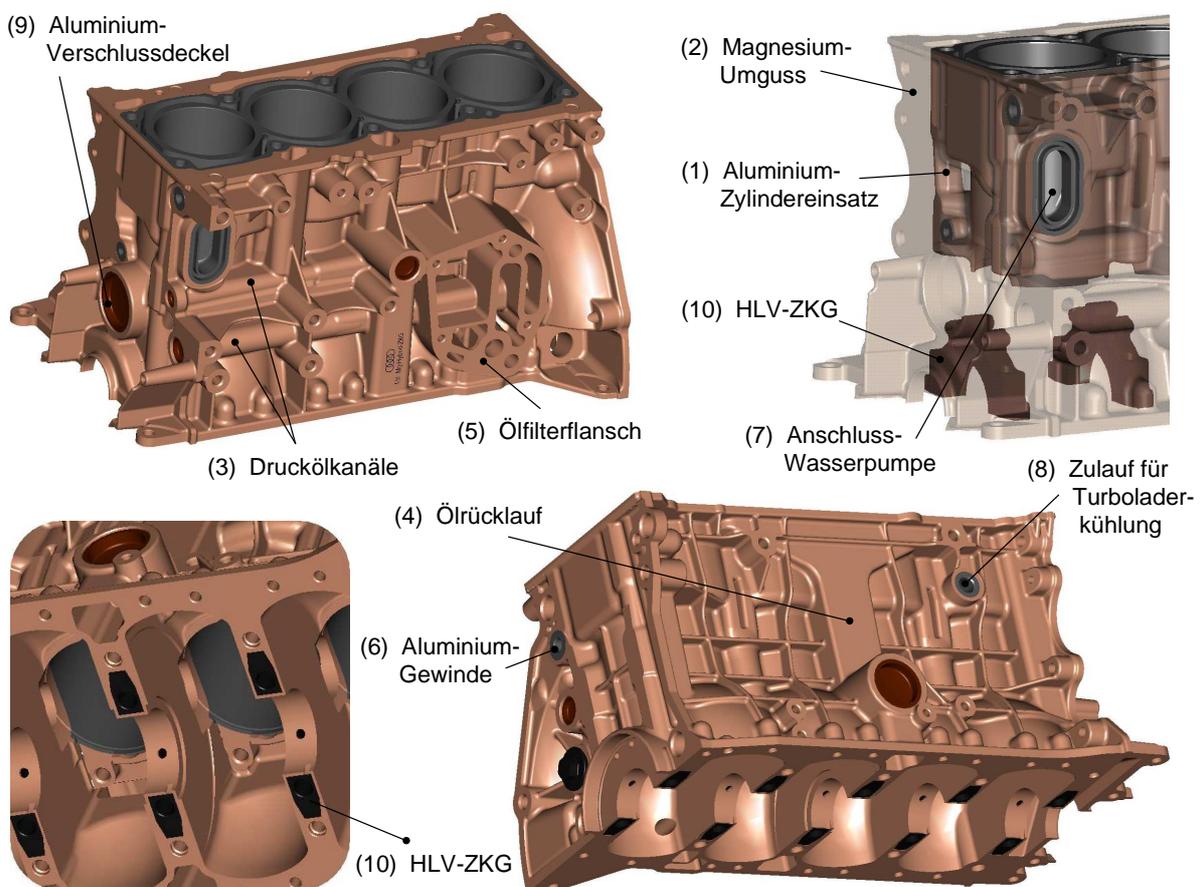


Bild 5.10: Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse-Oberteil

Zur Erhöhung der Belastbarkeit und zur Reduzierung der Aufweitung der Hauptlagerbohrung können in die Lagerstühle Verstärkungselemente (10) aus festerem Material und geringerer Wärmedehnung eingegossen werden (z.B. aus Aluminium oder GG). Nachfolgend werden diese Teile auch als HLV-ZKG bezeichnet (Hauptlagerverstärkung für das ZKG).

5.5.2 Kurbelgehäuse-Unterteil (Bedplate)

Für die lokale Verstärkung des Magnesiums (1) werden in die Lagerstühle des Kurbelgehäuse-Unterteils ebenfalls hochfeste Verstärkungselemente (2) mit geringem Wärmedehnungskoeffizient eingegossen (nachfolgend HLV-BP genannt). Zur Erhöhung der Aggregate-Gesamtsteifigkeit ist das Bedplate als geschlossener Kasten ausgeführt. Zusammen mit dem Kurbelgehäuse-Oberteil ergibt sich auf diese Weise in Kurbelwellenachsrichtung für jeden Kurbelraum ein geschlossenes „Hohlprofil“ mit sehr guter Biege- und Torsionssteifigkeit /79/ (siehe auch Bild 5.13 rechts). Der Getriebeflansch (3) ist in das Bedplate integriert und stützt sich über eine intensiv verrippte Getriebeglocke am Hauptlagerstuhl #4 und #5 ab. Durch dieses Bauprinzip kann auf eine teure Strukturölwanne aus Aluminiumguss verzichtet werden. Statt dessen kommt eine kostengünstige Blechölwanne zum Einsatz.

Die Ölpumpe (4), die Druckölkanäle (5) und der Kettenschacht (6) zum Antriebe der Ölpumpe sind im Magnesium-Bedplate integriert. Das Drucköl gelangt über eine Steigleitung in den Ölkreislauf des Kurbelgehäuse-Oberteils und von dort zu den Schmierstellen des Motors.

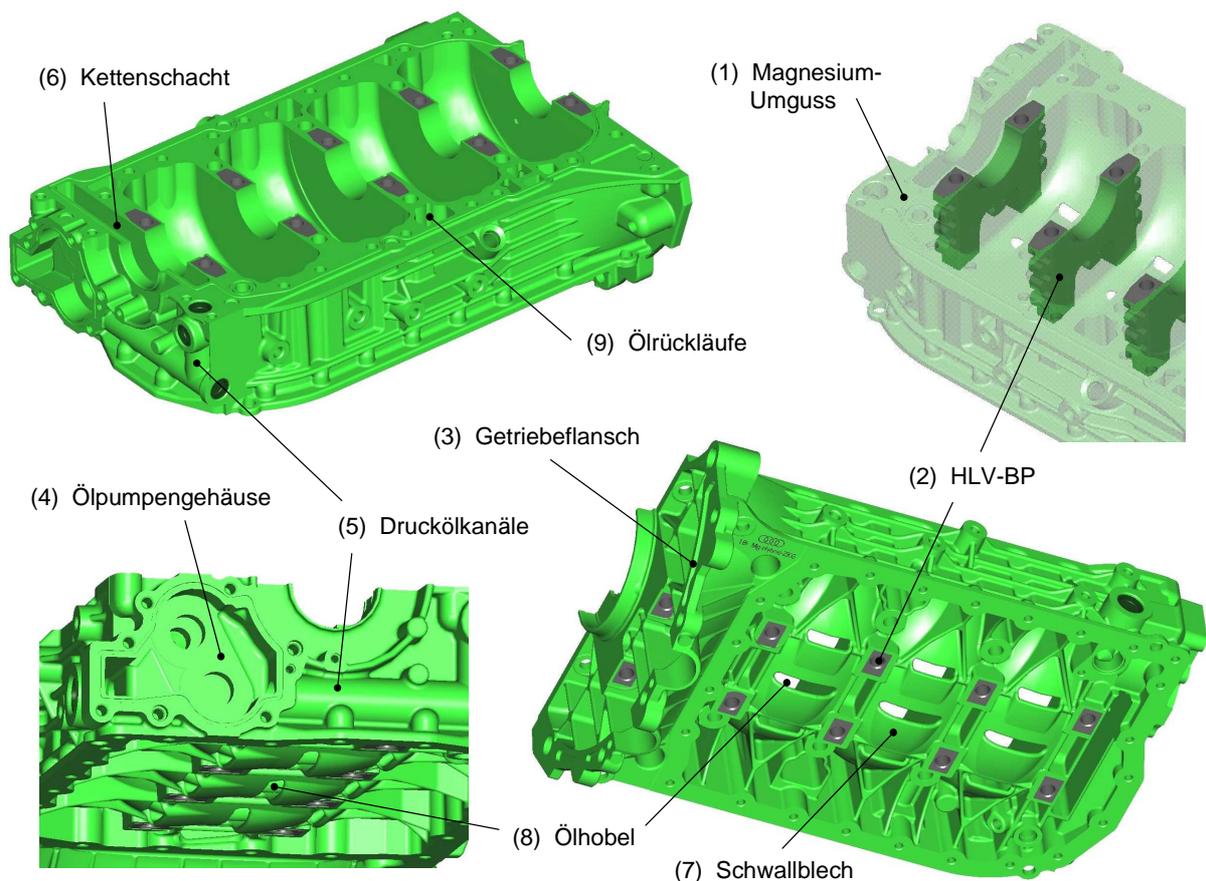


Bild 5.11: Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse-Unterteil (Bedplate)

Die bombierten Kurbelkammern wirken versteifend und dienen auch als Schwallblech (7). Im unteren Bereich verfügen sie über schlitzzartige Öffnungen, die das Öl im Motorbetrieb aus der sich drehenden Luft-Walze zur Ölwanne ausleiten (Ölhobel (8)). Die Ölrückläufe (9) aus dem Zylinderkopf führen an den Kurbelkammern vorbei direkt in den Ölsumpf.

5.5.3 Hauptlagerstuhl-Verstärkungen (HLV)

Wie in Bild 5.12 dargestellt, sind die Hauptlagerstuhl-Verstärkungen aus speziellen hochfesten Aluminiumlegierungen gefertigt. Durch hohe Siliziumgehalte (z.B. $\text{Si} \geq 25\%$) bzw. größere Gehalte an Eisen und Kupfer verfügen sie über einen geringeren Wärmeausdehnungskoeffizient, ausgezeichnete Festigkeitswerte und einen um ca. 25% höheren E-Modul als herkömmliche Aluminiumlegierungen /80/, /81/, /82/, /83/, /84/, /85/.

Bild 5.12 zeigt ein mögliches Herstellungsverfahren bei dem aus einem pulvermetallurgisch hergestellten Pressbolzen zunächst ein Profil-Halbzeug stranggepresst wird, aus dem in nachgeschalteten Fertigungsschritten eingussfertige Einzelteile für das Kurbelgehäuse-Ober- und Unterteil hergestellt werden. In der Tabelle sind die ausgezeichneten mechanischen Eigenschaften der Aluminiumlegierung denen von GJL30 (Grauguss) gegenübergestellt.

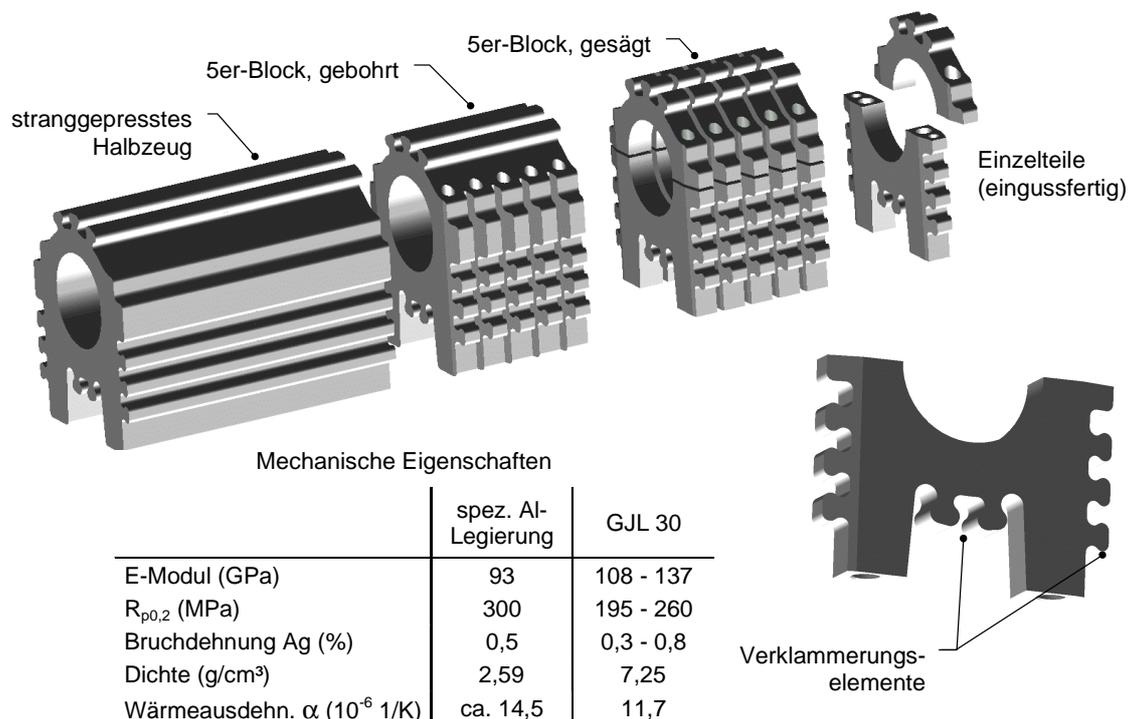


Bild 5.12: Mögliches Herstellungsverfahren für die Hauptlagerstuhl-Verstärkungen /85/

5.5.4 Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse (Zusammenbau)

Im zusammengebauten Zustand wird das „Quasi-Zugankerkonzept“ des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses deutlich (Bild 5.13, Bild 5.14). Obwohl der Zylinderkopf und das Bedplate herkömmlich mit dem Kurbelgehäuse-Oberteil verschraubt werden (\rightarrow Vorteile bei der Montage) versetzen die langen Stahl-Hauptlagerschrauben den gesamten Hauptlagerstuhlbereich unter Druckspannungen (\rightarrow Vorteile bei der Dauerhaltbarkeit). Die äußeren Aluminium-Schrauben kommen nur an den Hauptlagern #2, #3 und #4 zum Einsatz. Bei Vierzylinder-Reihenmotoren treten dort die höchsten Lagerlasten auf. Die Aluminium-Schrauben sind im Magnesium des ZKG-Oberteils verschraubt und erhöhen bei Zünddruck die Sicherheit gegen Abheben oder Verrutschen des Bedplates. Die Vorspannkraft der Stahl-Schrauben kann dadurch etwas geringer gewählt werden, was die Ovalisierung der Hauptlagerbohrung verringert. Der Zylinderkopf wird mit den Serien-Stahlschrauben direkt im Zylinderereinsatz verschraubt. Das Mg-Hybrid-ZKG-Oberteil ist ein Verbundgussteil mit bis zu drei verschiedenen, funktionsgerecht eingesetzten Werkstoffen. Beim Bedplate kommen, dem Stand der Technik entsprechend, nur zwei verschiedene Werkstoffe zum Einsatz.

Zu den Neuteilen des Konzeptmotors gehören weiterhin die im Bedplate integrierte Ölpumpe, die Blechölvanne sowie ein Nebenaggregatehalter mit integriertem Wasserpumpengehäuse. Die unten gezeigten Abbildungen fassen die wichtigsten Merkmale des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses noch einmal zusammen. Eine Explosionsdarstellung des Kurbelgehäuses und der Neuteile befindet sich außerdem in Anhang 1.

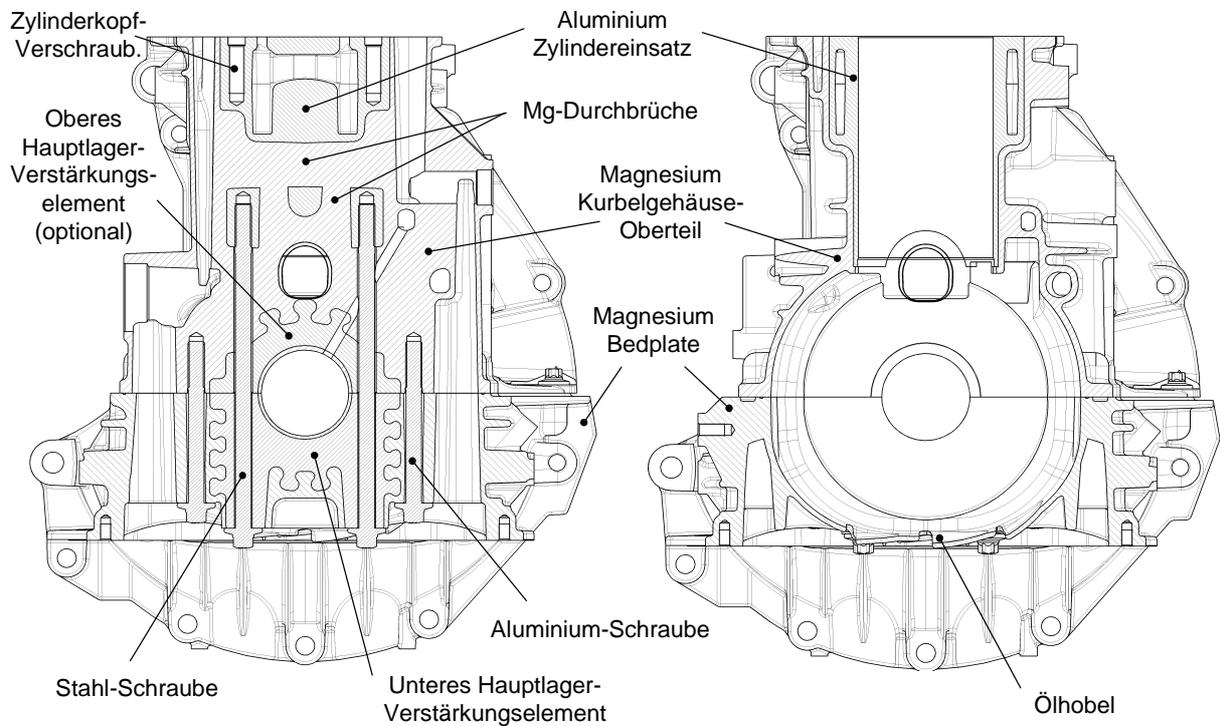


Bild 5.13: Querschnitte durch das Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse

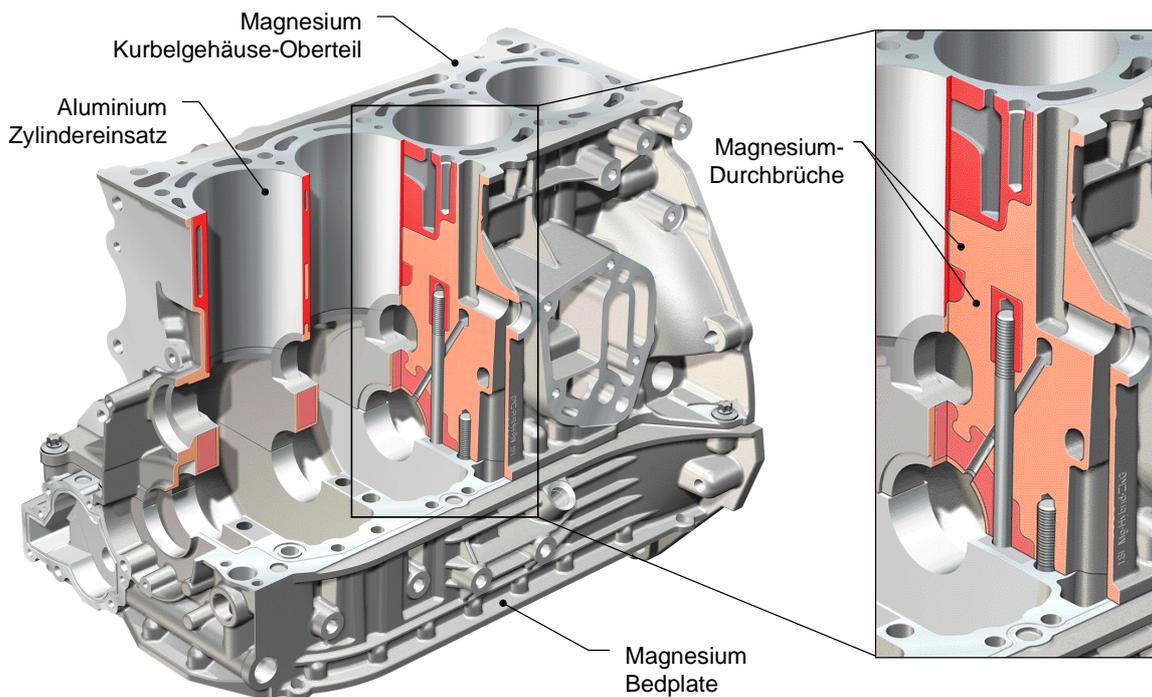
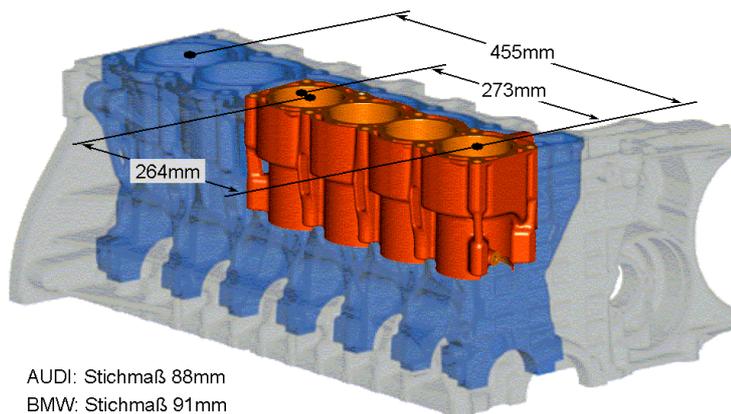


Bild 5.14: Quasi-Zugankerkonzept des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses /86/

5.6 Gewichte / Hauptabmessungen

Durch die systematische Kombination der vier Leichtbauprinzipien (siehe Kapitel 5.1) und die kompakte Bauform des Zylindereinsatzes konnte für das Kurbelgehäuse ein Optimum an Gewicht, Funktionalität sowie Festigkeit und Steifigkeit erreicht werden (der Nachweis der Betriebssicherheit wird in einem späteren Kapitel erbracht). Bild 5.15 versucht die Kompaktheit des Zylindereinsatzes zu verdeutlichen.



AUDI: Stichmaß 88mm
BMW: Stichmaß 91mm

Bild 5.15: Größenvergleich des Audi-Zylindereinsatzes gegenüber der BMW-Stützstruktur

Die vorgestellte Kurbelgehäuse-Konstruktion (auf 120kW ausgelegt) weist einen funktionsbereinigten Gewichtsvorteil (inklusive Ölwanne, Ölpumpe, Dichtflansche vorne und hinten) von ca. 6,5kg zum Aluminium-Saugmotor (in Serie mit 75kW) und ca. 23kg zum Grauguss-Turbomotor (in Serie mit 110kW bis 165kW) auf (Bild 5.16). Die konzeptbedingt eingesetzten Aluminium-Schrauben zur Befestigung der Anbauteile sind darin noch nicht berücksichtigt. Sie eröffnen ein weiteres Gewichtspotential von ca. einem Kilogramm.

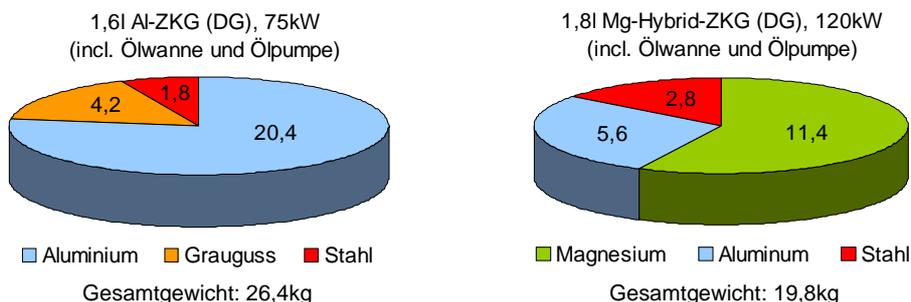


Bild 5.16: Gewichtsvergleich des 1,6l Aluminium-ZKG (Serie) mit dem 1,8l Magnesium-Hybrid-ZKG

Die in Bild 5.17 gezeigten Hauptabmessungen des Magnesium-Hybrid-Motors entsprechen im wesentlichen denen des 1,8l 5V Turbo Serienmotors mit Grauguss-Kurbelgehäuse. Trotz der Bedplatekonstruktion konnten die Anbauteile weitestgehend übernommen werden. Lediglich der Hauptlagerdurchmesser wurde von ursprünglich 54mm auf 48mm reduziert um den Bauraum für die Doppelverschraubung an Hauptlager #2, #3 und #4 zu schaffen. Die Nachrechnung der aus dem Schmiedestahl C38 bestehenden Kurbelwelle ergab für diese Änderung ausreichend hohe Sicherheiten gegen Dauerbruch. Die aus dem 1,6l Saugmotor stammenden Hauptlagerschalen können übernommen werden.

Hauptabmessungen des 1,8l 5V Turbo Magnesium-Hybrid-Motors		
Hubraum	1781	cm ³
Hub	86,4	mm
Bohrung	81,0	mm
Hub/Bohrung	1,07	
Zylinderabstand	88	mm
Stegbreite	7	mm
Blockhöhe	220	mm
Bedplatehöhe	91	mm
Pleuellänge	144	mm
Pleuellagerdurchmesser	47,8	mm
Hauptlagerdurchmesser	48	mm
Hauptlagerbreite	20	mm
Verdichtung	9,5	

Bild 5.17: Hauptabmessungen des Magnesium-Hybrid-Motors

6 Gießversuche und metallographische Untersuchungen

Zusätzlich zu der in Kapitel 5.5.1 bereits beschriebenen formschlüssigen Verankerung des Zylindereinsatzes wird vor dem Eingießen eine Aktivierung der Aluminiumoberfläche durchgeführt. Es ist davon auszugehen, dass beim Eingießen eines unbehandelten Zylindereinsatzes die Verbundzone ein ungünstiges Anbindungsverhalten zum Magnesium-Umguss aufweist. Der Grund dafür sind Verunreinigungen am Zylindereinsatz und die Aluminiumoxid-Deckschicht an der Oberfläche des Eingsussteils. Die hohe Schmelztemperatur der Oxidschicht ($T_{\text{schmelz}}=2045^{\circ}\text{C}$) erschwert ein Anschmelzen des darunter liegenden Aluminiums. Die Aktivierung soll zumindest teilweise eine stoffschlüssige Verbindung bzw. eine Mikroverklammerung zwischen dem Zylindereinsatz und dem Magnesium-Umguss begünstigen.

Zur Verifikation einer geeigneten Oberflächenbehandlung werden Gießversuche durchgeführt, bei denen speziell vorbehandelte Aluminiumteile im Druckgussverfahren mit Magnesium umgossen werden. Für die Gießversuche wird die Standard-Gusslegierung AZ91 ausgewählt, da sich AZ-Legierungen grundsätzlich durch eine sehr gute Gießbarkeit im Vergleich zu anderen Magnesiumwerkstoffen auszeichnen. Nach dem Umgießen werden die metallurgischen und mechanischen Eigenschaften der Verbundzone näher untersucht.

6.1 Vorbereitung der Gießversuche

Die Gießversuche werden mit einem magnesiumgerecht konstruierten Druckgusswerkzeug für einen kleinvolumigen Motorblock durchgeführt, der für das Eingießen von Aluminium-Zylinderlaufbuchsen konzipiert ist.

Folgende Materialien und Oberflächenbehandlungen werden für die Eingießversuche der Aluminium-Zylinderlaufbuchsen ausgewählt /87/:

Variante	Material der Zylinderlaufbuchse	Beschreibung der Oberflächentopographie	Beschreibung der Oberflächenbehandlung
1	AlSi17Cu4Mg	rilliert	blank / unbehandelt
2	AlSi17Cu4Mg	rilliert	korundgestrahlt
3	AlSi17Cu4Mg	rilliert	ZnAl-beschichtet
4	AlSi17Cu4Mg	rilliert	Zn-beschichtet
5	AlSi17Cu4Mg	rilliert	AlSi12-beschichtet
6	AlSi25Cu4Mg1	glatt	Ti-beschichtet
7	AlSi17Cu4Mg	Rauguss	korundgestrahlt

Bild 6.1: Übersicht der Laufbuchsenvarianten für die Eingießversuche

Die Varianten 3 bis 6 erhalten vor dem eigentlichen Beschichtungsprozess zusätzlich eine Haftgrundvorbereitung durch Korundstrahlen. Das Haften einer Spritzschicht basiert dabei auf dem Zusammenspiel unterschiedlicher Mechanismen. Als ein Hauptmechanismus der Schichthaftung wird die mechanische Verklammerung angesehen. Sie resultiert aus dem Eindringen des schmelzflüssigen Spritzwerkstoffes in Unebenheiten bzw. Hinterschneidungen auf der Substratoberfläche und dem dortigen Erstarren. Dieser Mechanismus wird von einer kraftschlüssigen Verklammerung überlagert, die aus Schrumpfspannungen entsteht. Ein weiterer Haftmechanismus ist die Adhäsion. Sie ermöglicht ein Aneinanderhaften der Moleküle im Bereich der Grenzfläche zweier verschiedener Stoffe. Zu einer metallurgischen Wechselwirkung an der Substratoberfläche kommt es durch Diffusionsvorgänge zwischen Spritz- und Substratwerkstoff.

Die Diffusion zählt zu den entscheidenden Haftmechanismen, da der Materialtransport durch Oberflächen-, Korngrenzen- oder Volumendiffusion stets mit einer Stoffvermischung verbunden ist, aus der eine erhöhte Bindungsenergie resultiert. Reaktionen zwischen Spritzschicht und Substrat können zu einer intermediären Phasenbildung führen /88/, /89/, /90/.

Die Charakteristika der verschiedenen Oberflächensysteme werden im Folgenden kurz erläutert. Von jeder Laufbuchsenvariante wird jeweils eine Gesamtansicht und ein Schliff gezeigt. In den Schliffbildern ist der Grundwerkstoff der Buchse stets unten und die Beschichtung, sofern vorhanden, stets oben dargestellt. In den meisten Substratwerkstoffen sind die für übereutektische Aluminium-Zylinderlaufbuchsen charakteristischen Primärsiliziumkristalle gut zu sehen (Korngröße ca. 30-70µm). Bedingt durch die pulvermetallurgische Herstellung des Buchsenmaterials von Variante 6 (Sprühkompaktieren) beträgt die Korngröße der Siliziumkristalle hier nur ca. 5-20µm /80/. Sie sind im Schliffbild deshalb kaum zu erkennen.

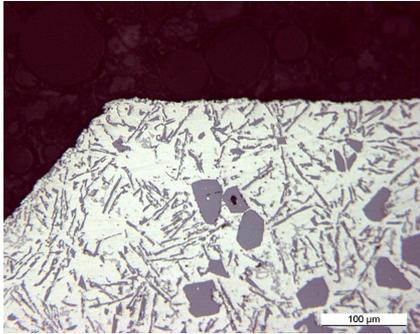
Variante 1: AlSi17Cu4Mg, rilliert, blank / unbehandelt		
		Die blanke, unbehandelte Buchse besitzt eine sehr glatte, glänzende Oberfläche. Sie wird nach dem Bearbeiten und Waschen nicht mehr weiterbehandelt. Im Schliffbild ist links der Übergang vom zylindrischen Teil der Buchse in die Rillierung zu erkennen.

Bild 6.2: Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 1 (blank / unbehandelt)

Die blanke / unbehandelte Buchse verfügt an Ihrer Außenseite lediglich über eine durch eine Drehbearbeitung eingebrachte Rillierung. Diese Variante steht beispielhaft für Aluminiumteile, die im Rohzustand bzw. nach einer teilweisen Bearbeitung in Magnesium eingegossen werden. Sie stellt somit die einfachste und kostengünstigste Möglichkeit für die Herstellung eines Magnesium/Aluminium-Verbundussteils dar.

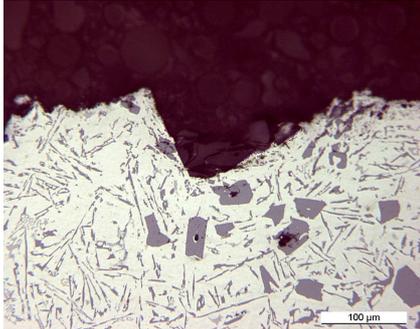
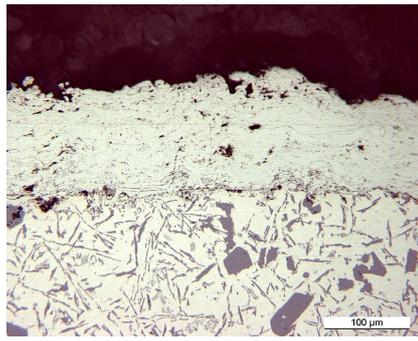
Variante 2: AlSi17Cu4Mg, rilliert, korundgestrahlt		
		Die Oberfläche der gestrahlten Buchse wird mit Korund einer groben Körnung aktiviert. Der Strahlprozess erzeugt in der Oberfläche kleinste Ausbrüche und Verwerfungen die im Schliffbild zu erkennen sind.

Bild 6.3: Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 2 (korundgestrahlt)

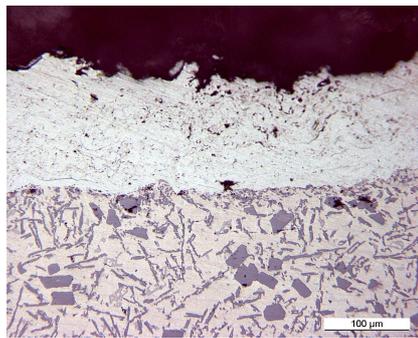
Ziel bei der Oberflächenbehandlung mittels Korundstrahlen ist es, durch das Aufrauen der Aluminiumoberfläche eine bessere Verklammerung mit dem Magnesium-Umguss zu erreichen und somit die mikroformschlüssige Anbindungsqualität zu steigern. Zudem werden durch das Strahlen Verunreinigungen von der Oberfläche entfernt, die sich störend auf das Anbindeverhalten auswirken. Die ausgeprägte Rauigkeit der Oberfläche bewirkt außerdem ein Aufreißen der oxidierten Magnesium-Schmelzefront, was zu einer weiteren Verbesserung im Anbindeverhalten führt.

Variante 3: AlSi17Cu4Mg, rilliert, ZnAl-beschichtet

Die ZnAl-Schicht zeichnet sich durch eine gleichmäßige Schichtdicke im Bereich zwischen 120 und 150µm aus. Im Rillengrund ist die Beschichtung stärker ausgeprägt als auf dem Berg der Rillierung was auf die Strömungs- und Kräfteverhältnisse während des Beschichtungsprozesses zurückgeführt werden kann. Als Beschichtungsverfahren wird das Drahtflammspritzen eingesetzt.

Bild 6.4: Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 3 (ZnAl-beschichtet)

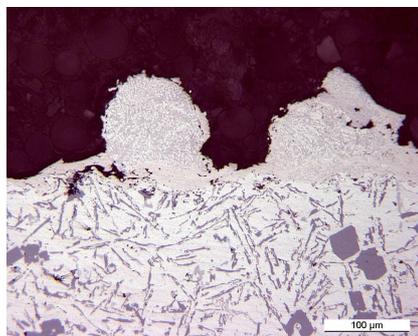
Aluminium und Zink sind Hauptlegierungselemente der Magnesiumlegierung AZ91. Es kann von einer guten Löslichkeit der beiden Beschichtungselemente (Zn 85%, Al 15%) mit der Magnesiumschmelze ausgegangen werden. Eine stoffschlüssige Verbindung zwischen Laufbuchse und Magnesium-Umguss sollte dadurch unterstützt werden.

Variante 4: AlSi17Cu4Mg, rilliert, Zn-beschichtet

Die Zn-Schicht besitzt eine ähnliche Oberflächenbeschaffenheit wie die ZnAl-Schicht. Sie wird ebenfalls durch Drahtflammspritzen erzeugt.

Bild 6.5: Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 4 (Zn-beschichtet)

Der Schmelzpunkt von Zink liegt mit 419°C unterhalb der leicht überhitzten Magnesiumschmelze (ca. 695°C), sodass von einem Anschmelzen der Beschichtung durch das Magnesium auszugehen ist. Dies begünstigt die Ausbildung einer stoffschlüssigen Anbindung.

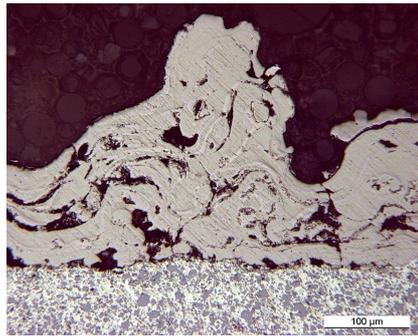
Variante 5: AlSi17Cu4Mg, rilliert, AlSi12-beschichtet

Die Oberfläche der AlSi12-Schicht zeigt größere Auswürfe, die ausgeprägte Hinterschnitte bilden. Zwischen diesen Auswürfen zeigt die Schicht zumeist nur eine geringe Dicke. Das Aufbringen des Materials erfolgt mittels Plasmaspritzen.

Bild 6.6: Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 5 (AlSi12-beschichtet)

Das Ziel bei der AlSi12-Beschichtung ist es, über die charakteristischen Schichtauswürfe und Hinterschnitte eine gute mikroformschlüssige Anbindung zu erzeugen. Die Legierung AlSi12 ist außerdem das Eutektikum des Systems Aluminium - Silizium und besitzt deshalb einen sehr niedrigen Schmelzpunkt von nur 577°C /12/.

Variante 6: AlSi25Cu4Mg1, glatt, Ti-beschichtet

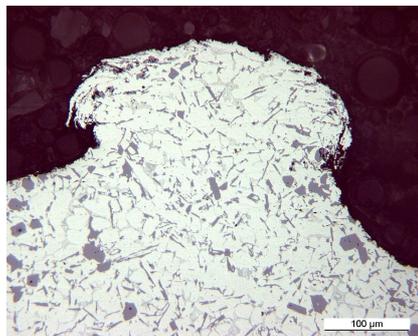


Charakteristisch für die Titan-Beschichtung ist eine sehr ungleichmäßige Schichtdicke. Der Schichtaufbau zeigt eine fladenförmige Struktur, die aus der Überlappung einzelner Spritzpartikel resultiert. Es zeigen sich ausgeprägte Porositäten innerhalb der Schicht. Das Aufbringen des Titans erfolgt ebenfalls mittels Plasmaspritzen.

Bild 6.7: Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 6 (Ti-beschichtet)

Ziel der Ti-Beschichtung ist es, durch eine exotherme Reaktion einen Stoffschluss mit der Mg-Schmelze zu erzeugen. Die Aktivierungsenergie der Reaktion liefert dabei die Mg-Schmelze selbst.

Variante 7: AlSi17Cu4Mg, Rauguss, korundgestrahlt



Die Raugussbuchse verfügt über ausgeprägte Verwerfungen mit einer Rautiefe von ca. 0,6 bis 1,0mm.

Bild 6.8: Oberflächen-Charakteristik der Laufbuchsen-Variante 7 (Rauguss, gestrahlt)

Die Oberfläche der Raugussbuchse wird durch eine spezielle Schlichte erzeugt, die vor dem Gießen der Buchse in die Kokille eingebracht wird. Die Schlichte verfestigt sich und bildet dabei kleine Verwerfungen, die sich später an der Außenkontur der Buchse abbilden. Die so entstehenden Hinterscheidungen sollten eine gute Mikroverklammerung der Buchse mit dem Magnesium-Umguss herstellen.

6.2 Untersuchung der Verbundschicht zwischen Aluminium-Laufbuchse und Magnesium-Umguss

Die verschiedenen Laufbuchsenvarianten werden in die Gießform des Kurbelgehäuses eingesetzt und mit AZ91 im Druckgussverfahren umgossen. Zur späteren Verifizierung werden dabei alle relevanten Gießparameter wie Schmelztemperatur, Kolbengeschwindigkeit, Nachdruck und Zykluszeit aufgezeichnet. Für den Vergleich der Verbundeigenschaften werden ausschließlich Gussteile mit gleichen Gießparametern herangezogen.

Die Bewertung der Anbindungsverhältnisse zwischen Buchse und Umguss erfolgt mittels metallographischer Untersuchungen von Schliffproben, durch Lichtmikroskopie und REM-Aufnahmen und anhand verschiedener zerstörender Prüfverfahren (Zugversuche, Torsionsversuche) sowie zerstörungsfreier Prüfverfahren (Ultraschall-Untersuchungen, Computertomographie). In den folgenden Kapiteln wird auf die Ergebnisse der einzelnen Prüfungen näher eingegangen. Auf eine umfassende Darstellung aller Versuchsumfänge muss jedoch im Rahmen dieser Arbeit verzichtet werden.

6.2.1 Metallographische Charakterisierung der Verbundschicht

Die metallographische Untersuchung der Verbundschicht durch Lichtmikroskopie und raster-elektronenmikroskopische Aufnahmen wird an herauspräparierten Ringsegmenten des dritten und vierten Zylinderliners des Zylinderkurbelgehäuses durchgeführt.

Drei verschiedene Bereiche werden für die Anfertigung von Schliffproben ausgewählt (siehe Bild 6.9): Der obere Rand der Buchse nahe des Topdecks (Ring A), die Mitte der Buchse (Ring B) und der untere Rand der Buchse nahe des Kurbelraums (Ring C). Weiterhin wird bei den Auswertungen auch zwischen Angussseite und der dem Anguss abgewandten Seite des Gussteils unterschieden.

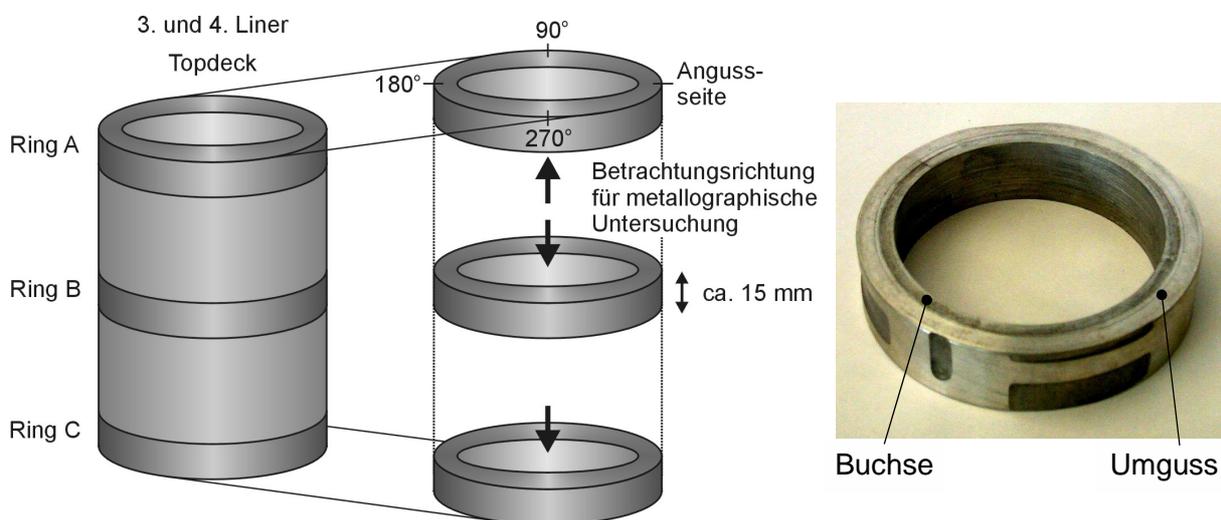


Bild 6.9: Herstellung der Ringsegmente für die metallographischen Untersuchungen /87/

Die Ergebnisse der lichtmikroskopischen Untersuchungen der Varianten 1 bis 7 sind in Bild 6.10 aufgeführt. Für jedes Schichtsystem ist jeweils beispielhaft ein Bereich mit guter und schlechter Anbindung im Schliff dargestellt. In den Schliffbildern ist der Magnesium-Umguss jeweils oben und die Aluminiumbuchse stets unten dargestellt. Die Interpretation der Verbundzone wird im Anschluss durch REM-Aufnahmen verifiziert. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse der metallographischen Untersuchungen befindet sich in Anhang 2.

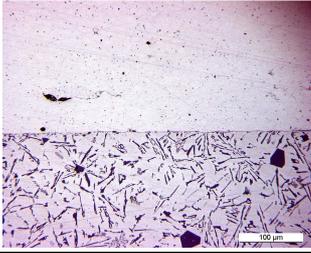
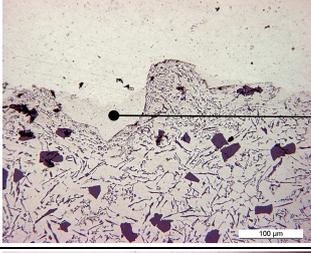
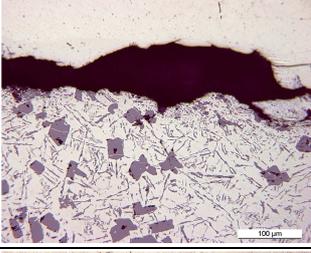
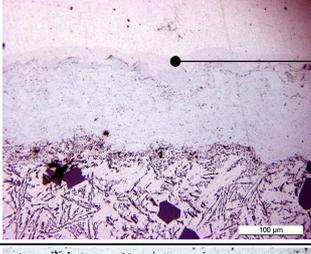
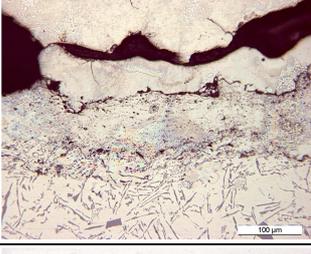
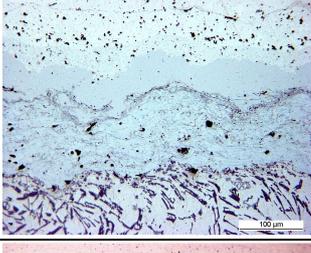
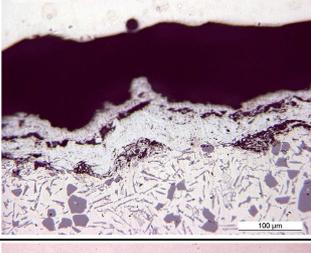
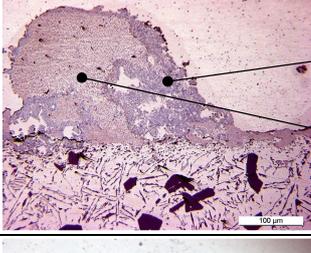
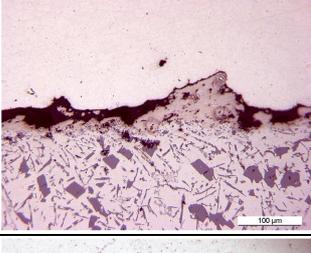
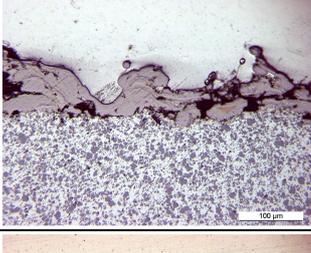
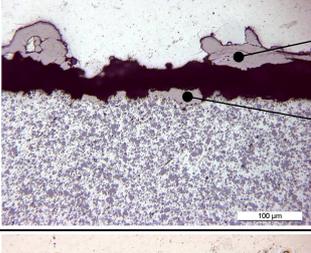
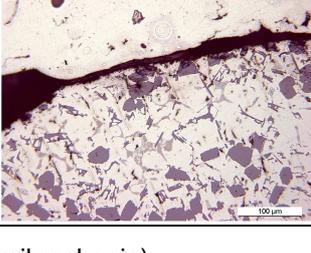
	a) gute Anbindung		b) schlechte Anbindung	
<p>Variante 1</p> <p>AlSi17Cu4Mg, rilliert, blank / ungehandelt</p>		<p>Umguss</p> <p>Buchse</p>		<p>Umguss</p> <p>Spalt</p> <p>Buchse</p>
<p>Variante 2</p> <p>AlSi17Cu4Mg, rilliert, korundgestrahlt</p>		<p>Umguss</p> <p>Diffusionszone</p> <p>Buchse</p>		<p>Umguss</p> <p>Spalt</p> <p>Buchse</p>
<p>Variante 3</p> <p>AlSi17Cu4Mg, rilliert, ZnAl-beschichtet</p>		<p>Umguss</p> <p>Diffusionszone</p> <p>Beschichtung</p> <p>Buchse</p>		<p>Umguss</p> <p>Spalt</p> <p>Umguss</p> <p>Beschichtung</p> <p>Buchse</p>
<p>Variante 4</p> <p>AlSi17Cu4Mg, rilliert, Zn-beschichtet</p>		<p>Umguss</p> <p>Diffusionszone</p> <p>Beschichtung</p> <p>Buchse</p>		<p>Umguss</p> <p>Spalt</p> <p>Beschichtung</p> <p>Buchse</p>
<p>Variante 5</p> <p>AlSi17Cu4Mg, rilliert, AlSi12-beschichtet</p>		<p>Umguss</p> <p>Diffusionszone</p> <p>Beschichtung</p> <p>Buchse</p>		<p>Umguss</p> <p>Spalt / Beschichtung</p> <p>Buchse</p>
<p>Variante 6</p> <p>AlSi25Cu4Mg1, glatt, Ti-beschichtet</p>		<p>Umguss</p> <p>Beschichtung</p> <p>Buchse</p>		<p>Umguss</p> <p>Beschichtung</p> <p>Spalt</p> <p>Beschichtung</p> <p>Buchse</p>
<p>Variante 7</p> <p>AlSi17Cu4Mg, Rauguss, korundgestrahlt</p>		<p>Umguss</p> <p>Diffusionszone</p> <p>Buchse</p>		<p>Umguss</p> <p>Spalt</p> <p>Buchse</p>

Bild 6.10: Übersicht der metallographischen Ergebnisse (Lichtmikroskopie)

Variante 1 – blank / unbehandelt:

Die Variante 1 mit blanker, unbehandelter Oberfläche dient als Referenzprobe für die Untersuchung der verschiedenen Varianten. Weder entfettet noch gestrahlt oder beschichtet repräsentiert sie den bezüglich einer stoff- oder formschlüssigen Anbindung zu erwartenden ungünstigsten Fall.

Die Schlibfbilder von Variante 1 zeigen, dass der Umguss in einigen Bereichen dicht an der Laufbuchse anliegt (Bild a). Charakteristisch ist jedoch ein Spalt in der Verbundzone zwischen Aluminium-Buchse und Magnesium-Umguss (Bild b). Über den Buchsenumfang weist der Spalt eine deutliche Schwankung in der Breite auf. Ein Anschmelzen der Buchseoberfläche oder die Ausbildung einer Interdiffusionszone ist nicht erkennbar. Aufgrund der großflächig ausgeprägten Spaltbildung in der Verbundzone zeigt die blanke unbehandelte Aluminium-Buchse ein insgesamt ungünstiges Anbindungsverhalten zum Magnesium-Umguss. Eine zufrieden stellende stoff- bzw. formschlüssige Verbindung wird nicht erreicht.

Variante 2 – korundgestrahlt:

Wie bei Variante 1 zeigen die Schlibfe von Variante 2 Bereiche, in denen der Magnesium-Umguss eng an der Buchse anliegt (Bild a). Kennzeichnend für die Schlibfe von Variante 2 sind jedoch Risse und Bruchstellen im Grenzbereich Buchse/Umguss (Bild b). Die Existenz einer stoffschlüssigen Anbindung ist in Bild a) nicht eindeutig erkennbar. Zur Validierung wird die chemische Zusammensetzung der Verbundzone mittels einer energiedispersiven Röntgenspektrometer-Untersuchung (EDX) analysiert. Der so genannte Linescan erfolgt entlang der in Bild 6.11 dargestellten weißen Linie.

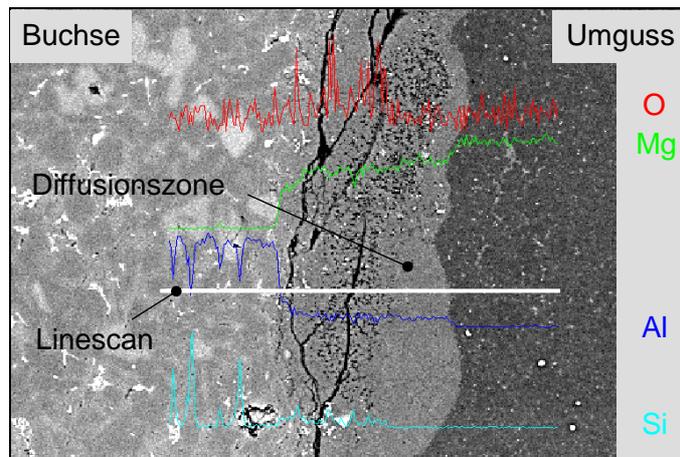


Bild 6.11: Linescan einer Probe der Variante 2 – Bereich guter Anbindung

Die Untersuchung bestätigt die Bildung einer Interdiffusionszone. Entlang der Scanlinie ist im Übergangsbereich zur Mischzone ein sprunghafter Anstieg im Konzentrationsverlauf des Magnesiums zu erkennen (grüne Linie). Im weiteren Verlauf steigt der Magnesiumgehalt leicht an, um beim Übergang in den reinen Magnesiumbereich erneut steiler anzusteigen. Der Aluminiumgehalt (blaue Linie) verläuft etwa gegensätzlich zum Magnesiumgehalt. Die Spitzen im Silizium-Verlauf sind auf Primärsiliziumkristalle im Buchsenmaterial zurückzuführen.

Der Konzentrationsverlauf der Elemente entlang des Linescans zeigt auf, dass, unabhängig von der ausgeprägten Rissstruktur in der Verbundzone, bereichsweise von einer stoffschlüssigen Verbindung auszugehen ist. Über den Buchsenumfang überwiegen allerdings Bereiche mit formschlüssiger Anbindung. Der Stoffschluss begrenzt sich auf vereinzelte lokale Bereiche. Im Vergleich zur Variante 1 zeigt Variante 2 aber eine insgesamt bessere Anbindung.

Variante 3 – ZnAl-beschichtet:

Die Auswertung von Variante 3 weist in mehreren der untersuchten Bereiche eine gute Bindung auf (Bild 6.10, Variante 3, Bild a). Die bei den vorangegangenen Varianten typische Spaltbildung in der Verbundzone ist wesentlich geringer ausgeprägt. Wie bei Variante 2 sind feine längs oder quer zur Verbundzone gerichtete Risse sowie Bruchstellen charakteristisch (Bild b). Die Risse verlaufen meist zwischen der Beschichtung und dem Umguss und können

auf die Volumenkontraktion der Schmelze während der Erstarrung zurückgeführt werden. Die Verbundzone zeigt zudem Porositäten im Magnesium-Umguss.

Eine Spaltbildung zwischen Buchse und Beschichtung ist zwar detektierbar jedoch nicht als charakteristisch zu bewerten. Folglich ist von einer guten Haftung der Beschichtung auf dem Aluminium-Grundwerkstoff auszugehen. Die Farbkontrastierung im Übergangsbereich zwischen der ZnAl-Schicht und der Magnesiumlegierung lässt auf die Ausbildung einer Diffusionszone schließen. Dies wird durch eine Linescan-Untersuchung bestätigt (Bild 6.12).

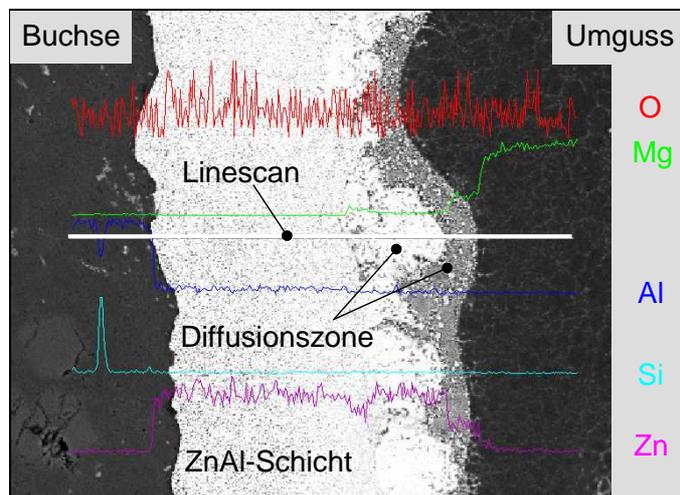


Bild 6.12: Linescan einer Probe der Variante 3 – Bereich guter Anbindung

Im Bereich der Interdiffusionszone kommt es zur Ausbildung von Bereichen mit unterschiedlichen Magnesium- und Zinkgehalten, deutlich erkennbar an den Abstufungen in den Konzentrationsprofilen. Somit liegt ein stoffschlüssiger Verbund vor. Im Übergangsbereich Buchse/Beschichtung fällt der Aluminiumgehalt sprunghaft ab und verläuft auf niedrigem Niveau bis in den Magnesium-Umguss. Der Peak im Konzentrationsprofil des Siliziums ist wiederum auf Silizium-Primär-ausscheidungen im Buchsenmaterial zurückzuführen.

Im Vergleich mit den vorangegangenen Schlißproben zeigt Variante 3 mit der ZnAl-Schicht ein insgesamt besseres Anbindungsverhalten. Vorwiegend erkennbar sind Zonen mit stoff- bzw. formschlüssigem Verbund zwischen Beschichtung und Umguss gegenüber Bereichen mit ausgeprägten Spalt. Ein direkter Vergleich der Buchsen eines Kurbelgehäuses untereinander liefert günstigere Verhältnisse am vierten Liner. Allgemein charakteristisch für Variante 3 ist eine tendenziell bessere Anbindung auf der Angussseite des Gussteils. Dies ist auf die hohe Reaktivität der heißeren Magnesiumschmelze im Angussbereich zurückzuführen.

Variante 4 – Zn-beschichtet:

Die Betrachtung der Schlißbilder von Variante 4 zeigt tendenziell ein noch besseres Anbindungsverhalten im Vergleich zur ZnAl-Beschichtung (Bild 6.10, Variante 4, Bild a). Bereiche mit guter Anbindung überwiegen, während Bereiche mit Spaltbildung kaum auftreten. Ein Spalt zwischen Buchse und Beschichtung (Bild b) ist für die Schliße nicht charakteristisch. Als typisch zu bewerten sind dagegen die in der Verbundzone zwischen Zn-Beschichtung und Magnesium-Umguss auftretenden Risse sowie Porositäten. Die Risse verlaufen dabei überwiegend entlang der Grenzschicht. Bild a) zeigt eine klar erkennbare Abstufung im Übergang der Zn-Beschichtung zum Magnesium-Umguss. Sie lässt auf die Ausbildung einer Interdiffusionszone schließen, sodass von einer stoffschlüssigen Verbindung ausgegangen werden kann.

Der Nachweis eines Stoffschlusses erfolgt auch hier mittels Linescan. Bild 6.13 zeigt eine Dreiteilung der Verbundzone zwischen Buchse und Magnesium-Umguss, im Bild gekennzeichnet durch die Nummerierung 1, 2 und 3. Der Linescan liefert keine charakteristischen Unterschiede der Bereiche 1 und 2 bezüglich der Konzentrationsprofile von Aluminium, Magnesium und Zink. Sie unterscheiden sich lediglich durch den Schichtzustand, nicht jedoch durch die Zusammensetzung. Während im Bereich 1 die Schicht zu erkennen ist, wie sie nach dem thermischen Spritzen an der Buchse haftet, handelt es sich im Bereich 2 um

erschmolzene Anteile des Beschichtungswerkstoffes. Bereich 3 stellt die eigentliche Interdiffusionszone dar, gekennzeichnet durch einen sprunghaften Anstieg der Magnesiumkonzentration und einen entsprechenden Abfall des Zinkgehalts. Innerhalb der Diffusionszone ist der Verlauf der Linien nahezu horizontal. Ein zu erwartendes kontinuierliches Ansteigen bzw. Absinken geht aus dem Scan-Ergebnis nicht hervor. In Bild 6.13 sind auch Gasporen zu erkennen, die in der Interdiffusionszone gehäuft auftreten. Durch die niedrige Siedetemperatur von Zinn (907°C) geht der Werkstoff beim Kontakt mit der ca. 690°C heißen Magnesiumschmelze in beträchtlichem Umfang in die gasförmige Phase über. Dadurch kommt es zu einer Akkumulation der Gaseinschlüsse, die in Form der dargestellten Poren während der Erstarrung im Gusskörper eingeschlossen werden.

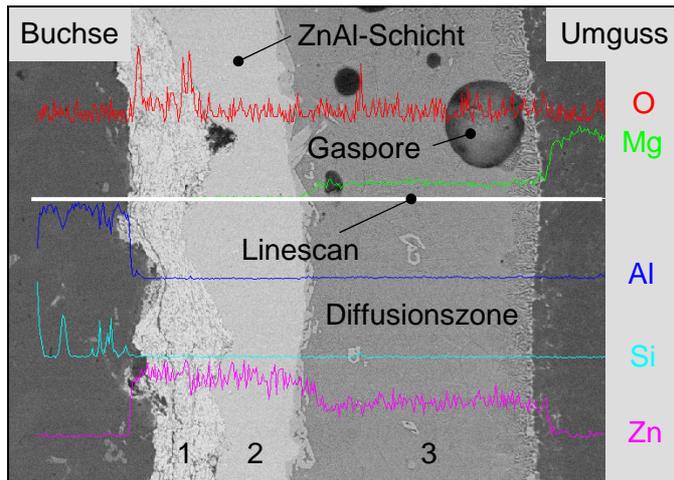


Bild 6.13: Linescan einer Probe der Variante 4 – Bereich guter Anbindung

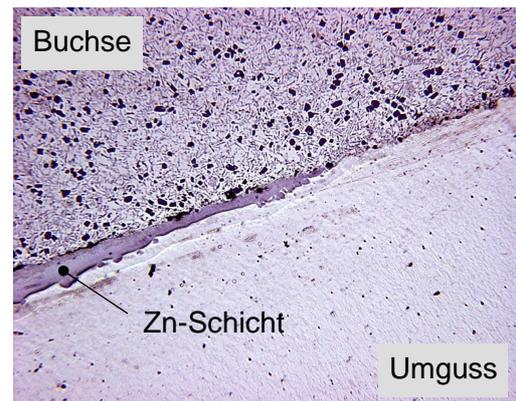


Bild 6.14: Auslauf der Zn-Schicht im angussnahen Bereich

Die Schlifffauswertung der 4. Buchse zeigt im kurbelraumnahen Ringsegment C angussseitig ein Auslaufen der Zn-Beschichtung, was sowohl lichtmikroskopische Aufnahmen als auch REM-Aufnahmen bestätigen (Bild 6.14). Die hohe Schmelzetemperatur in diesem Bereich wirkt sich tendenziell zwar günstig auf das Anbindungsverhalten aus. Durch die hohe Eindringgeschwindigkeit der Schmelze und die turbulenten Strömungsverhältnisse innerhalb der Gießform kann es jedoch zu einem partiellen Abtrag der Beschichtung kommen. Insgesamt ist das Anbindungsverhalten der Zn-Beschichtung vergleichbar mit der ZnAl-Beschichtung, mit leichten Vorteilen zugunsten der Zn-Beschichtung.

Variante 5 – AlSi12-beschichtet:

Im eingegossenen Zustand sind die charakteristischen Schichteigenschaften der AlSi12-Schicht weiterhin erkennbar. Von den Varianten aus der Versuchsmatrix von Bild 6.10 weist diese Beschichtungsvariante die günstigsten Eigenschaften bezüglich einer stoff- bzw. formschlüssigen Anbindung auf. Die Schliffe zeigen ein deutliches Vorherrschen von Bereichen mit guter und mittlerer Anbindungsqualität (Bild 6.10, Variante 5, Bild a). Lediglich vereinzelt sind Bereiche mit ausgeprägter Spaltbildung in der Verbundzone zu erkennen (Bild b). Weitere, jedoch untergeordnete Merkmale sind Risse und Porositäten in der Verbundzone. Die Risse treten dabei zumeist entlang der Grenzschicht Beschichtung/Magnesium-Umguss auf. Die Porositäten zeigen sich überwiegend im beschichtungsnahen Übergangsbereich zum Magnesium-Gusswerkstoff oder direkt innerhalb der AlSi12-Schicht. Die Schmelze weist ansonsten einen guten Kontakt mit den Zylinderlaufbuchsen auf.

Bild a) zeigt eine typische Hinterschneidung in der AlSi12-Schicht. Der Übergangsbereich zum Magnesium-Umguss lässt auf die Ausbildung einer Interdiffusionszone schließen. Den Nachweis liefert die Linescan-Untersuchung, deren Ergebnis in Bild 6.15 gezeigt ist.

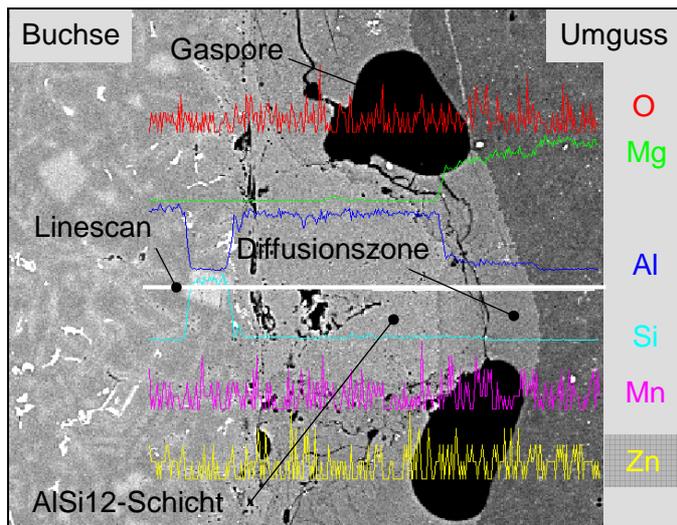


Bild 6.15: Linescan einer Probe der Variante 5 – Bereich guter Anbindung

Der Übergangsbereich zwischen der AlSi12-Beschichtung und dem Magnesium-Umguss zeigt in den Konzentrationsprofilen von Magnesium und Aluminium eine deutliche Abstufung. Beim Aluminiumverlauf ist ein sprunghafter Abfall auf ein niedriges Niveau ersichtlich, entsprechend zeigt sich ein Anstieg im Magnesiumsgehalt. Beim Übergang in den Magnesium-Umguss erfolgt eine weitere Abstufung im Konzentrationsprofil, wobei die Abstufung nur geringfügig ausgeprägt ist. Anhand des Verlaufs der Konzentrationsprofile von Mg und Al kann von der Ausbildung einer Interdiffusionszone zwischen Beschichtung und Umguss ausgegangen werden.

Die in der Verbundzone sichtbaren Risse sind hauptsächlich auf die mechanische Krafteinwirkung während der Probenpräparation zurückzuführen. Im dargestellten Bereich verläuft ein Riss innerhalb der Interdiffusionszone.

Ausgehend von der Schlifffanalyse sowie den EDX-Untersuchungen weist Variante 5 von allen zuvor untersuchten Versuchsvarianten bisher das zielführendste Ergebnis auf. Bereiche mit einem Spalt stellen eine Ausnahme dar. Es überwiegen Bereiche mit stoff- bzw. formschlüssiger Anbindung. Das Anbindungsverhalten am 3. und 4. Liner ist sehr ausgeglichen.

Variante 6 – Ti-beschichtet:

Charakteristisch für Variante 6 ist der stark ausgebildete Spalt in der Verbundzone. Die Spaltbildung tritt dabei sowohl zwischen der Titan-Beschichtung und dem Magnesium-Umguss als auch zwischen Buchse und Titan-Beschichtung auf, was auf eine ungenügende Anhaftung der Ti-Schicht an der Buchse schließen lässt. Insgesamt zeigen sich keine Bereiche mit guter Anbindung, ein Stoffschluss hat sich nicht eingestellt. Lediglich vereinzelt sind Bereiche im Schliff mit einer als mittelmäßig zu bewertenden Anbindung erkennbar.

Wie bereits erwähnt, weist die Ti-Beschichtung im Ausgangszustand deutliche Unterschiede in der Schichtdicke auf. Zudem sind Risse und Porositäten bereits vor dem Eingießen kennzeichnend für die Schicht (Bild 6.7). Im späteren Verbundgussteil sind die Eigenschaften der ursprünglichen Beschichtung weiterhin erkennbar (Bild 6.10, Variante 6, Bild a und b).

Aus Bild 6.16 gehen die Längs- und Querrisse in der Ti-Schicht hervor. Zudem ist ein Teil der Magnesium-Schmelze unter die Beschichtung geraten was durch die Linescan-Untersuchung bestätigt wird. Die klaren Abstufungen in den Verläufen der Elementzusammensetzung von Al, Mg und Ti beim Übergang zwischen Buchse und Beschichtung und zwischen

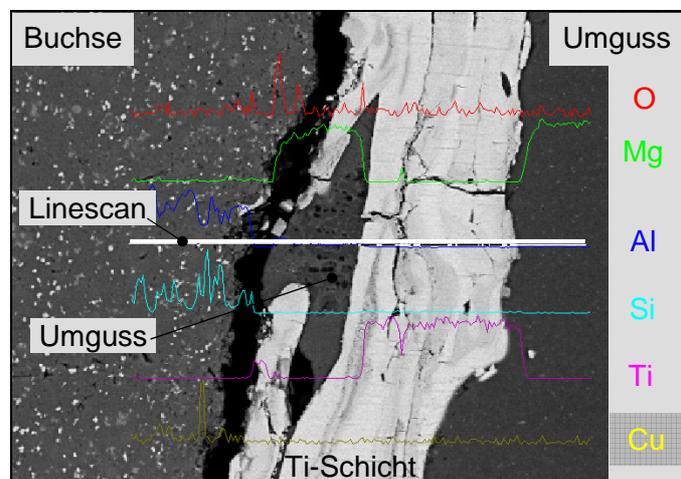


Bild 6.16: Linescan einer Probe der Variante 6 – Bereich schlechter Anbindung

Beschichtung und Umguss führt zu dem Schluss, dass sich eine stoffschlüssige Anbindung der Ti-Beschichtung zum Umguss nicht einstellt. Vielmehr ist maximal von einer formschlüssigen Bindung auszugehen.

Im Vergleich mit der unbehandelten Variante 1 oder zu der nur korundgestrahlten Variante 2 weist die Grenzschicht der Titan-beschichteten Buchse noch ungünstigere Anbindungsverhältnisse auf. Eine Spaltbildung ist charakteristisch und in annähernd jeder Ringprobe an nahezu allen Untersuchungspositionen zu finden. Unterschiede zwischen der Buchse 3 und 4 sind nicht erkennbar. Auch im angussnahen Bereich zeigt sich kein ausreichendes Anbindungsverhalten.

Variante 7 – Rauguss:

Bei Variante 7 ist ein Spalt im Grenzbereich Buchse/Umguss kennzeichnend. Die Spaltbildung ist in den „Tälern“ der Hinterschneidungen stärker ausgeprägt als auf den „Bergen“, was auf die Oberflächenspannungsverhältnisse zwischen Schmelze und Buchsenoberfläche zurückzuführen ist. Zudem zeigen sich im grenzschichtnahen Bereich Porositäten in der Magnesiumlegierung, die auf allen Ringproben erkennbar sind. Im Unterschied zu den beiden anderen unbeschichteten Varianten 1 und 2 stellen sich beim Eingießen der Laufbuchsen Bereiche mit sehr guter Anbindung ein. Jedoch treten diese Gebiete sehr vereinzelt auf und sind lokal begrenzt.

Anhand der lichtmikroskopischen Aufnahme in Bild 6.10, Variante 7, Bild a), ist von einer bereichsweisen stoffschlüssigen Anbindung auszugehen. Die EDX-Untersuchung in Bild 6.17 bestätigt die Bildung einer Interdiffusionszone.

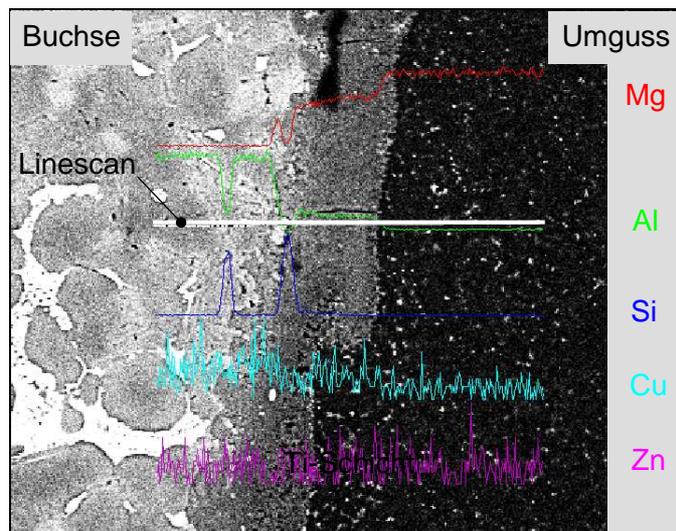


Bild 6.17: Linescan einer Probe der Variante 7 – Bereich guter Anbindung

Die Konzentrationsverläufe von Magnesium und Aluminium zeigen deutliche Abstufungen im Grenzbereich, in denen die Konzentration jeweils nahezu konstant verlaufen. Lediglich im Übergangsbereich der Abstufungen ist der Verlauf fließend, was einen gradierten Werkstoffübergang anzeigt, der auf einen metallurgischen Verbund schließen lässt. Spitzen im Siliziumverlauf sind auf Primärausscheidungen im übereutektischen Buchsenwerkstoff AlSi17Cu4Mg zurückzuführen. Korrespondierend hierzu verlaufen die Senken im Aluminiumverlauf. Die Linien der Elemente Cu und Zn spielen für die Auswertung keine Rolle.

Die typische Spaltbildung in der Grenzschicht Buchse/Umguss führt zu einem insgesamt als ungünstig zu bewertenden Anbindungsverhalten. Eine zielführende, gute Bindung wird kaum erreicht. Im Vergleich zu einigen vorangegangenen Varianten sind allerdings Bereiche mit stoffschlüssiger Verbundzone detektierbar. Ein tendenziell besseres Anbindungsverhalten im Angussbereich lässt sich auch hier ableiten.

6.2.2 Ultraschall-Untersuchungen

Da mittels der metallographischen Untersuchungen lediglich lokal vorherrschende Anbin-
dungsverhältnisse aufgezeigt werden können, lassen sich diese nur bedingt auf ein globales
Grenzschichtverhalten übertragen. Vorteil einer Ultraschall- oder Röntgenprüfung ist dage-
gen die Möglichkeit einer Anbindungsprüfung entlang der kompletten Grenzfläche zwischen
Aluminium-Buchse und Magnesium-Umguss. Unter geeigneten Prüfbedingungen und mittels
stichprobenartig durchgeführten zerstörenden Prüfungen lassen sich gute Aussagen über die
Qualität der Verbundschicht ableiten.

Übliche Ultraschallprüfverfahren sind das Durchschallungsverfahren und das Impuls-Echo-
Verfahren. Beim Impuls-Echo-Verfahren wird von einer Schallquelle aus ein Schallimpuls (im
allgemeinen über ein Koppelmedium) in den Prüfkörper eingeleitet. Störungen bzw. Inhomo-
genitäten im Prüfkörper führen zur Reflexion des Impulses (Echo), der nach einer gewissen
Laufzeit wieder zur Schallquelle gelangt. Da der Schwinger in der Schallquelle sowohl als
Sender als auch als Empfänger arbeitet, erfolgt eine Aufnahme der empfangenen Energie
des reflektierten Schallanteils. Mit entsprechender Signalverarbeitung lässt sich der Impuls
auf einem Bildschirm anzeigen. Ist die Schallgeschwindigkeit des zu prüfenden Mediums
bekannt, so kann aus der Laufzeit des Signals auf die im Prüfobjekt zurückgelegte Strecke
geschlossen werden und somit die Lage der Störung bestimmt werden /91/, /92/.

Bild 6.18 zeigt eine Auswahl charakteristischer Fehleranzeigen bei der Untersuchung mittels
Impuls-Echo-Verfahren. Die verschiedenen Phänomene werden im Folgenden kurz erläutert.

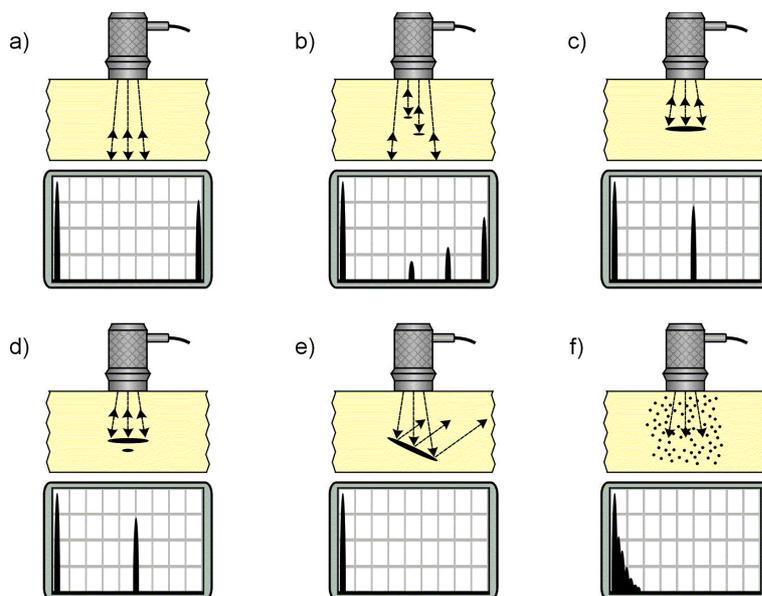


Bild 6.18: Fehleranzeigen beim Impuls-Echo-Verfahren /87/

Bild 6.18a) veranschaulicht den fehlerfreien Befund eines Prüfkörpers, da zwischen Sendeimpuls und dem ersten Rückwandecho kein weiteres Signal empfangen wird. Im Gegensatz dazu steht Bild b). Hier befinden sich zwei kleine Fehler im Schallstrahl, deren Fehlerechos zwischen dem Sendeimpuls und dem Rückwandecho liegen. Große Fehler können zu einer Abschattung führen, wodurch dahinter liegende Fehler oder das Rückwandecho nicht angezeigt werden (Bild 6.18c) und d)). Das Rückwandecho wird

zudem ebenfalls nicht angezeigt bei einem großen, schief liegenden Fehler (Bild e)) und bei einer ausgeprägten Schallschwächung durch Streuung und Absorption (Bild f)).

Die Charakterisierung der Anbindung zwischen Aluminium-Buchse und Magnesium-Umguss mittels Ultraschallprüfung wird an allen sieben Versuchsvarianten durchgeführt. Aus den Kurbelgehäusen werden für jede Variante Probekörper bestehend aus Buchse und Umguss herauspräpariert. Der Ultraschall-Scan erfolgt im Wasserbad an der Innenseite der Buchse über den gesamten Umfang und die gesamte Höhe.

Die Darstellung der Ergebnisse erfolgt in einer Falschfarbendarstellung (auch Colour-Scan oder C-Scan genannt). Die Intensität der reflektierten Schallwelle (prozentual von 0 bis 100)

wird dabei in einem fließenden Farbverlauf von rot bis blau dargestellt. Die Ultraschalleinstellungen sind für die Untersuchung so gewählt, dass eine Blende zur Aufzeichnung der US-Signale auf das Grenzflächensignal (Rückwandwandsignal) des Liners gesetzt wird. Wenn die Rückwand des Liners ein deutliches Signal anzeigt (z.B. dann, wenn der Schall an einem Spalt reflektiert wird), liegt keine Bindung zum Umguss vor. Dieser Zustand wird in den C-Scans durch blaue Bereiche angezeigt. Erhält man ein Rückwandsignal vom Magnesium-Umguss, so hat der Schall freien Durchgang durch die Verbundzone und eine Anbindung ist vorhanden. Dies wird im C-Scan rot dargestellt.

Bild 6.19 zeigt beispielhaft einen C-Scan der Variante 7 (Rauguss). Zur Verifikation der Ultraschallergebnisse werden an ausgesuchten Stellen durch Drahterodieren kleine Probekörper entnommen (Bild 6.20), präpariert, geschliffen und erneut metallographisch untersucht. Bild 6.19 zeigt eine sehr gute Korrelation zwischen der globalen, mittels Ultraschall ermittelten Anbindung und den lokalen Verhältnissen in der Verbundschicht.

Die Untersuchungen werden an allen Versuchsvarianten durchgeführt und stets zeigen die Schliffproben eine gute Übereinstimmung mit den Ultraschall-Ergebnissen. Das Impuls-Echo-Verfahren eignet sich somit gut, um z.B. bei laufender Serienproduktion die Anbindungsqualität zwischen Buchse und Umguss stichprobenartig zu überprüfen.

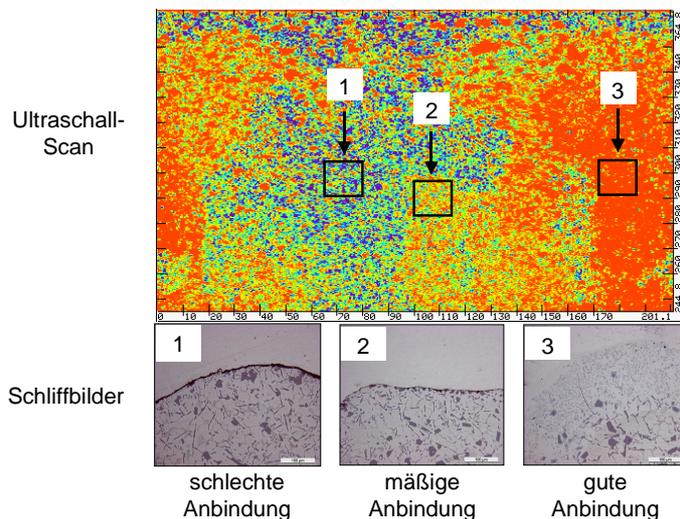


Bild 6.19: C-Scan von Variante 7 und die Verifikation durch Schliffproben /87/



Bild 6.20: Herstellung der Schliffproben durch Drahterodieren /87/

Um neben der rein visuellen Beurteilung der US-Bilder auch eine quantitative Bewertung der Anbindungsqualität durchführen zu können, wird der Farbanteil in den C-Scans mittels Bildanalyse-Software ausgewertet. Das Ergebnis zeigt Bild 6.21.

Variante	Material der Zylinderlaufbuchse	Beschreibung der Oberflächenbehandlung	Flächenanteil der Anbindung
1	AlSi17Cu4Mg	blank / unbehandelt	9,7 %
2	AlSi17Cu4Mg	korundgestrahlt	42,4 %
3	AlSi17Cu4Mg	ZnAl-beschichtet	51,4 %
4	AlSi17Cu4Mg	Zn-beschichtet	49,7 %
5	AlSi17Cu4Mg	AlSi12-beschichtet	68,6 %
6	AlSi25Cu4Mg1	Ti-beschichtet	14,8 %
7	AlSi17Cu4Mg	Rauguss / korundgestrahlt	63,3 %

Bild 6.21: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Flächenanteil der Anbindung

Die Bewertung basiert auf der stark vereinfachten Annahme, dass bis zu einem Intensitätswert der reflektierten Schallwelle von 40 % (entspricht der Farbe gelb) eine gute stoff- bis mittlere formschlüssige Anbindung vorliegt. Der auf diesen Wert bezogene Flächenanteil wird in den C-Scans ermittelt. Weitere Beispiele für C-Scans sind im Anhang 3 aufgeführt.

6.2.3 Haftzugversuche – Ermittlung der Haftzugfestigkeit der Grenzschicht

Für die Dauerhaltbarkeit des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses sind nicht nur die metallurgischen Eigenschaften der Verbundzone wichtig (Kapitel 6.2.1), sondern auch die mechanischen Eigenschaften. Um ein Klaffen zwischen Aluminium-Eingussteil und Magnesium-Umguss (hervorgerufen z.B. durch Eigenspannungen oder Betriebslasten) zu minimieren, ist die Haftzugfestigkeit der Verbundschicht entscheidend.

In Anlehnung an DIN 582 (Thermisches Spritzen – Ermittlung der Haftzugfestigkeit) /93/ werden Probensegmente mittels Drahterodieren aus den Gussproben herauspräpariert und für die Einspannung in eine Zug-Prüfmaschine vorbereitet. Die Verbindung des Probekörpers mit den Aufnahmen der Prüfmaschine erfolgt mittels eines hochfesten Spezialklebers (Bild 6.22).

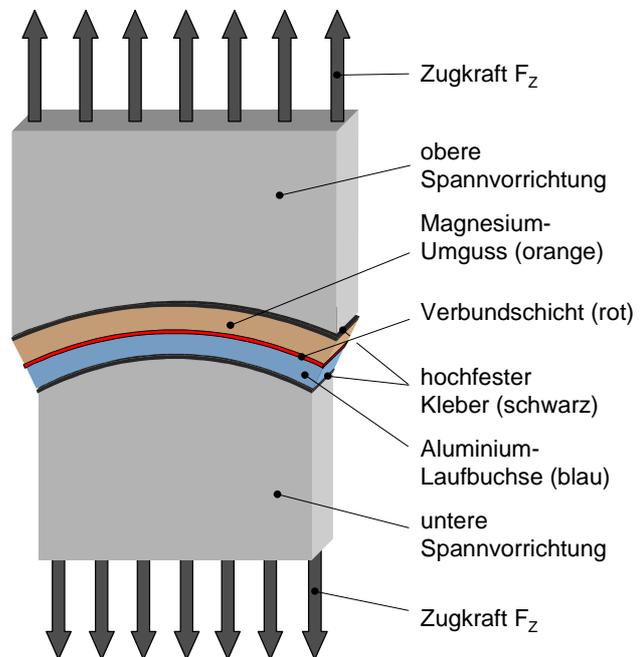


Bild 6.22: Versuchsaufbau für die Haftzugfestigkeitsuntersuchung

Um eine statistische Absicherung der Zugversuche zu erhalten, werden von jeder Buchsenvariante vier Proben angefertigt. Die Proben, die bei den metallographischen Untersuchungen sowie bei den Ultraschallmessungen ein eher schlechtes Anbindungsverhalten aufwiesen (Variante 1 (blank) und Variante 6 (Ti-beschichtet)), zerfallen bei der Präparation sofort in zwei Teile. Bei diesen Varianten kann keine Zugprüfung durchgeführt werden. Die übrigen Varianten werden in der Zugprüfmaschine zerrissen. Sie brechen alle in der Verbundzone und nicht in der Klebeverbindung. Eine Aussage bzgl. der Haftzugfestigkeit der Verbundzone kann somit gemacht werden. Bild 6.23 zeigt das Ergebnis der Zugversuche. In der Tabelle ist die ertragbare Zugkraft bereits in eine ertragbare Zugspannung umgerechnet.

Variante	Material der Zylinderlaufbuchse	Beschreibung der Oberflächenbehandlung	Haftzugfestigkeit
1	AlSi17Cu4Mg	blank / unbehandelt	–
2	AlSi17Cu4Mg	korundgestrahlt	1,60 MPa
3	AlSi17Cu4Mg	ZnAl-beschichtet	1,75 MPa
4	AlSi17Cu4Mg	Zn-beschichtet	0,39 MPa
5	AlSi17Cu4Mg	AlSi12-beschichtet	4,09 MPa
6	AlSi25Cu4Mg1	Ti-beschichtet	–
7	AlSi17Cu4Mg	Rauguss / korundgestrahlt	2,43 MPa

Bild 6.23: Ergebnis der Haftzugfestigkeitsuntersuchung

Die AlSi12-Beschichtung erweist sich auch beim Zugversuch als die beste Oberflächenbehandlung. Die Anhaftung ist um ca. 70% besser als die des zweitbesten Verbundsystems (Variante 7, Raugussbuchse) und um ca. 135% - 155% besser als die Varianten 2 und 3 (korundgestrahlt bzw. ZnAl-beschichtet).

Als Spannungswert erscheinen 4MPa zunächst sehr gering. Das wahre Maß der existierenden Anhaftung wird erst deutlich, wenn dieser Wert mit der Prüffläche multipliziert wird. So konnte im Zugversuch mit der AlSi12-Schicht über eine Fläche von 1575mm² (ca. 40mm x 40mm) eine Zugkraft von bis zu 8740N (ca. 890kg) übertragen werden. Dies stellt doch ein beachtlicher Wert dar.

6.2.4 Torsionsversuche – Ermittlung der Schubfestigkeit der Grenzschicht

Um ein Abgleiten des Magnesium-Umgusses auf dem Aluminium-Eingussteil (hervorgerufen z.B. durch Schub-Eigenspannungen) zu minimieren, ist die Schubfestigkeit bzw. die Reibung in der Verbundschicht entscheidend.

Zur Ermittlung der Schubfestigkeit werden rohrförmige Probensegmente aus den Gussteilen herauspräpariert und für eine Torsionsprüfung vorbereitet. Die Buchsenenden werden mittels spezieller Klemmvorrichtungen mit den Aufnahmen einer Torsionsprüfmaschine verbunden (Bild 6.24). Die Proben werden so präpariert, dass das durch die Prüfmaschine eingeleitete Drehmoment nur über die Verbundzone übertragen werden kann (rote Linien in Bild 6.24).

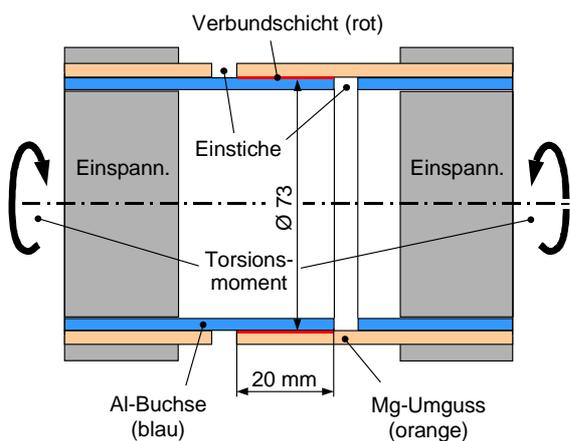


Bild 6.24: Versuchsaufbau für die Torsionsversuche

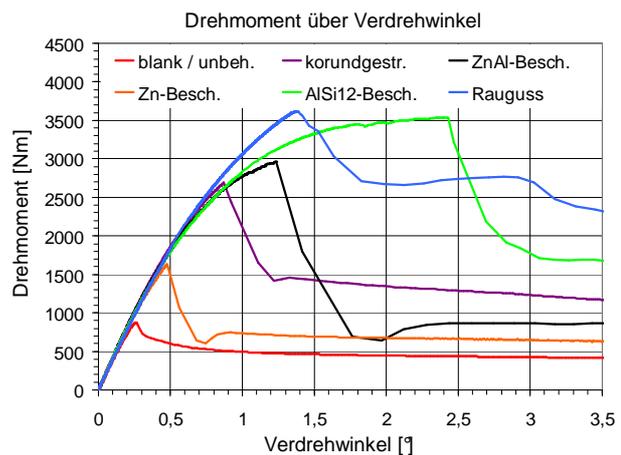


Bild 6.25: Ergebnisse der Torsionsversuche /87/

Die Ergebnisse aus den Torsionsversuchen sind in Bild 6.25 dargestellt. Der Gradient des Momentanstiegs über den Drehwinkel ist bei allen Proben in etwa gleich und entspricht der Torsionssteifigkeit des Probekörpers (beschichtungsunabhängig). Je nach Oberflächenbehandlung kommt es früher oder später zum Bruch. Die AlSi12-beschichtete Buchse erreicht auch hier zusammen mit der Raugussbuchse die höchste Festigkeit. Auffallend ist jedoch eine um etwa 50% höhere Bruchdehnung der AlSi12-Schicht gegenüber der Raugussbuchse, die der Verbundzone eine hohe Duktilität bescheinigt. Dies ist ein weiterer großer Vorteil der AlSi12-Beschichtung.

6.3 Abschließende Bewertung der Oberflächen- und Beschichtungssysteme

In Bild 6.26 sind noch einmal alle Ergebnisse der Grenzschicht-Untersuchungen zusammengefasst. Ein schlechtes Abschneiden der Variante bei der jeweiligen Untersuchung ist mit rot gekennzeichnet, gelb steht für ein befriedigendes Ergebnis und grün bedeutet ein gutes Abschneiden. Die plasmagespritzte AlSi12-Schicht stellt sich als die beste Beschichtungstechnologie dar, um eine möglichst stoffschlüssige Anbindung eines Aluminium-Körpers in einem Magnesium-Druckgussteil zu erreichen.

Prüfverfahren	Oberflächenbeschaffenheit						
	blank	korundgestrahlt	thermisch beschichtet mit				Raugussbuchse (korundgestrahlt)
			ZnAl	Zn	AlSi12	Ti	
Metallographie	-	o	o	+	+	-	o
Ultraschalluntersuchung	-	o	o	o	+	-	+
Haftzugfestigkeitsprüfung	/	o	o	-	+	/	+
Torsionsprüfung	-	o	o	-	+	/	+

■ = schlechtes Abschneiden ■ = befriedigendes Abschneiden ■ = gutes Abschneiden

Bild 6.26: Zusammenfassung der Ergebnisse der Grenzschicht-Untersuchungen

Bei der Interpretation der Ergebnisse sind mögliche Fehlerquellen aus der Proben- bzw. Schliffpräparation, wie beispielsweise eine Vergrößerung eines Spalts während des Schleifens und Polierens, zu berücksichtigen. Dennoch ist bei Betrachtung aller Prüfverfahren eine klare Tendenz zu Gunsten der AlSi12-Beschichtung festzustellen.

Die Ergebnisse führen zu dem Schluss, dass eine AlSi12-Beschichtung auf dem Zylindereinsatz auf jeden Fall die Verklammerung im Magnesium-Umguss verbessert. Die Beschichtung wird somit Bestandteil des Konstruktionskonzepts und wird für die nachfolgenden Gießversuche am realen Bauteil umgesetzt.

7 FEM-Berechnungen

Zur Überprüfung der Dauerhaltbarkeit des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses wird ein vollständiger Festigkeitsnachweis für dieses bezüglich der Kraftführung neuartige Motorblock-Konzept erbracht. Da durch die Hybrid-Bauweise und die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten der Eingsussteile im Bauteil erhebliche Eigenspannungen durch den Gießprozess induziert werden, wird bei den Simulationen der gesamte Produktentstehungsprozess des Kurbelgehäuses betrachtet.

Ausgehend von den Ergebnissen der Gießsimulation für das Kurbelgehäuse-Oberteil und das Bedplate werden mit einem FEM-Programm Abkühlberechnungen von der Gießhitze bis auf Raumtemperatur durchgeführt. Zusätzlich wird der Einfluss der Wärmebehandlung und der mechanischen Bearbeitung auf die Eigenspannungen in den Bauteilen berechnet. Als Ergebnis erhält man die in den fertigen Bauteilen verbleibenden Eigenspannungen, welche später als Randbedingung in die Simulation der Betriebslasten eingehen. In Bild 7.1 ist der gesamte Berechnungsumfang dargestellt.

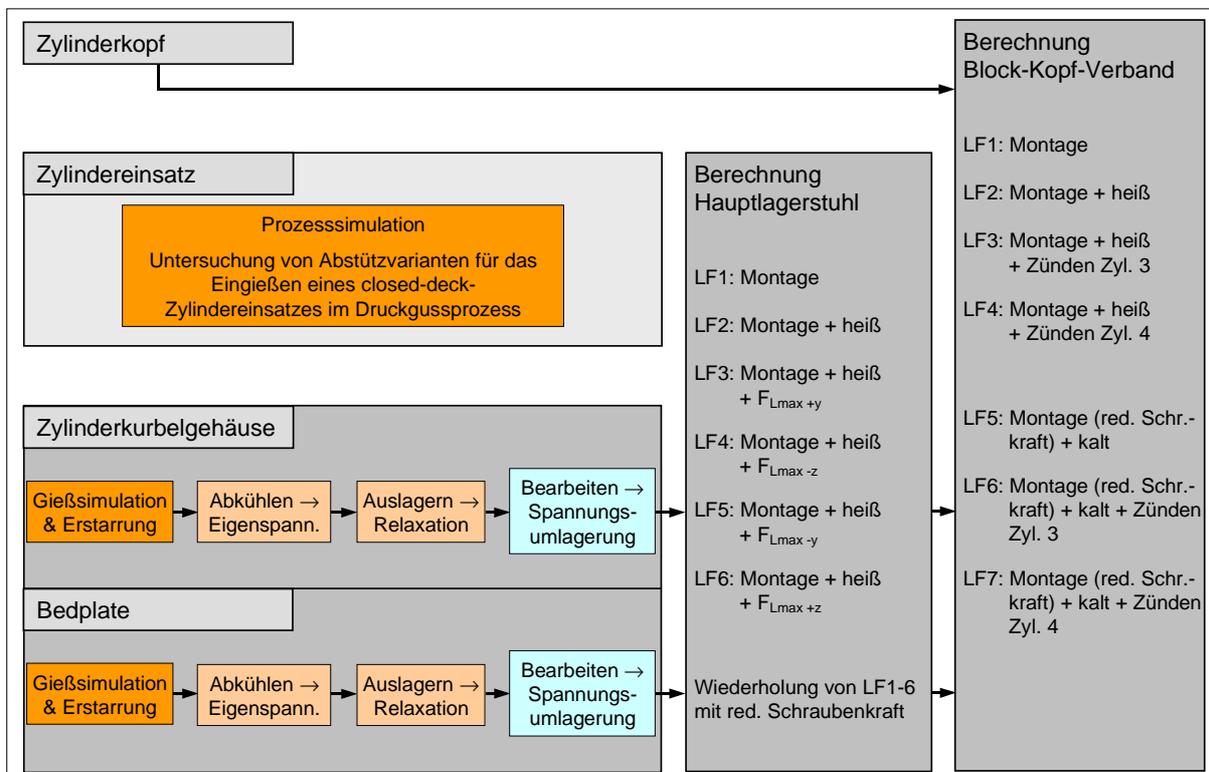


Bild 7.1: Berechnungsumfang zur Abbildung des Herstellungsprozesses sowie der Betriebsbelastung des Mg-Hybrid-ZKG

7.1 Theoretische Grundlagen

Zum besseren Verständnis wird auf den folgenden Seiten kurz auf die den FEM-Berechnungen zu Grunde liegenden theoretischen Grundlagen zur Thermomechanik und Betriebsfestigkeit, sowie auf die Problematik des Kriechens und der Relaxation eingegangen.

7.1.1 Thermomechanik und Betriebsfestigkeit

Für den Festigkeitsnachweis des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses sind zwei Belastungsarten von großer Bedeutung: Zum einen die thermomechanischen Belastungen, die von den Temperaturänderungen während des Herstellungsprozesses (Gießen, Abkühlen, Wärmebehandeln) und während der langen Nutzungsdauer des Motors (häufiges Aufheizen

und Abkühlen) hervorgerufen werden (dieser Schädigungsmechanismus wird auch als „low-cycle-fatigue“ bzw. LCF bezeichnet). Zum anderen die hochzyklischen Belastungen, die nur während des Motorbetriebs auftreten und durch Gas- und Massenkräfte hervorgerufen werden (dieser Schädigungsmechanismus wird „high-cycle-fatigue“ bzw. HCF genannt). Die Grenze zwischen LCF und HCF liegt bei etwa 10^5 Belastungszyklen (Bild 7.2). Im LCF-Bereich versagt ein Bauteil meist aufgrund von makroskopischen, plastischen Dehnungsamplituden Bild 7.3, während im HCF-Bereich kaum wahrnehmbare Veränderungen im Gefüge das Bauteil schädigen bis es schließlich zu einem lokalen Anriss kommt (meist an Stellen mit Spannungsüberhöhung wie Kerben, Poren oder Lunken).

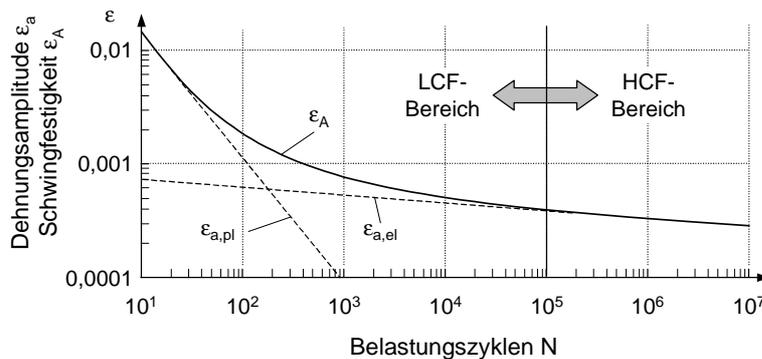


Bild 7.2: Dehnungswöhlerlinie mit LCF- und HCF-Bereich

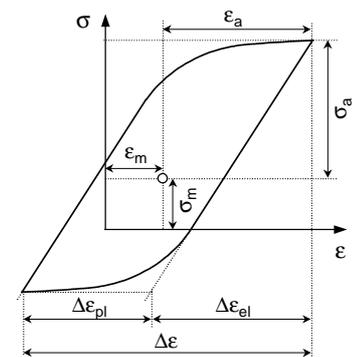


Bild 7.3: Spannungs-/Dehnungs-Hysterese im LCF-Bereich

Beim Magnesium-Hybrid-ZKG treten die thermomechanischen Belastungen im LCF-Bereich hauptsächlich im Magnesium um die Eingussteile auf, wo hohe lokale Schrumpfspannungen aus dem Gießprozess vorliegen (grüne Pfeile in Bild 7.4). Das ständige Aufheizen und Abkühlen der Kurbelgehäusestruktur kann dazu führen, dass bei warmem Motor die Verbundschicht aufreißt oder dass die Schrumpfspannungen im Umguss bei sehr kaltem Motor unzulässig hohe Werte erreichen und es in der Folge zu Rissen kommt. In jedem Fall belasten die Temperaturschwankungen die Verbundschicht. Der tatsächliche Einfluss dieser Belastungen lässt sich durch FEM-Berechnungen jedoch nur schwer abbilden.

Wie bereits in Kapitel 5.5 angedeutet wurde, sieht das Kurbelgehäuse-Konzept vor, dass die zügigen zyklischen Belastungen (im Sinne von zyklischen Zugkräften) durch die Gas- und

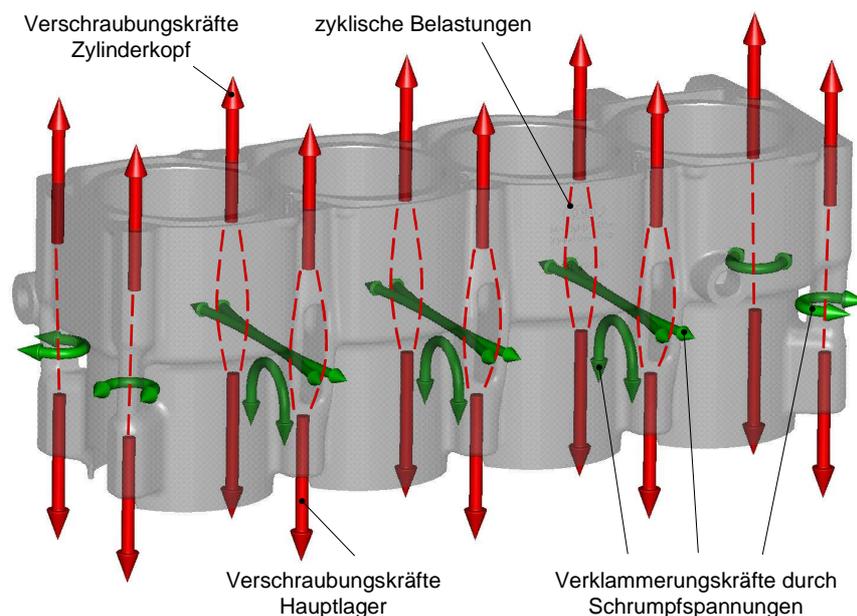


Bild 7.4: Lastpfade am Zylindereinsatz

Massenkräfte im wesentlichen vom Aluminium-Zylindereinsatz ertragen werden müssen (rote Linien in Bild 7.4). Das Magnesium zwischen Zylindereinsatz und Kurbelwellen-Lagerbohrung erfährt hauptsächlich Belastungen im Druckschwellbereich.

Die prinzipiellen Vorteile dieses Kraftflusskonzepts werden deutlich, wenn man sich den Verlauf der Dauerfestigkeitslinien von Magnesium (AZ91) und Aluminium (AlSi17Cu4Mg) im Haigh-Diagramm veranschaulicht. Die ertragbaren Amplitudenspannungen sind im Druckschwellbereich für beide Werkstoffe deutlich höher als im Zugschwellbereich. Innerhalb eines, um die Zylinderkopf- und Hauptlagerschraube schlauchartig gedachten Lastpfades zwischen Bedplateflansch und Topdeck, ist die theoretische Belastung der Materialien im Haigh-Diagramm schraffiert dargestellt (Bild 7.5). Durch die zuvor beschriebene Kraftleitung wird die kritischere Belastungsart der Zugschwellbelastung in den höherfesten Aluminiumwerkstoff verlagert. Der schwächere Werkstoff Magnesium wird im Druckschwellbereich belastet und ist tendenziell im Vorteil. Die kritische Belastungsart für die Lagerstühle ist somit weniger von der absoluten Werkstofffestigkeit bestimmt, sondern viel mehr von der Kriechfestigkeit der Magnesiumlegierung.

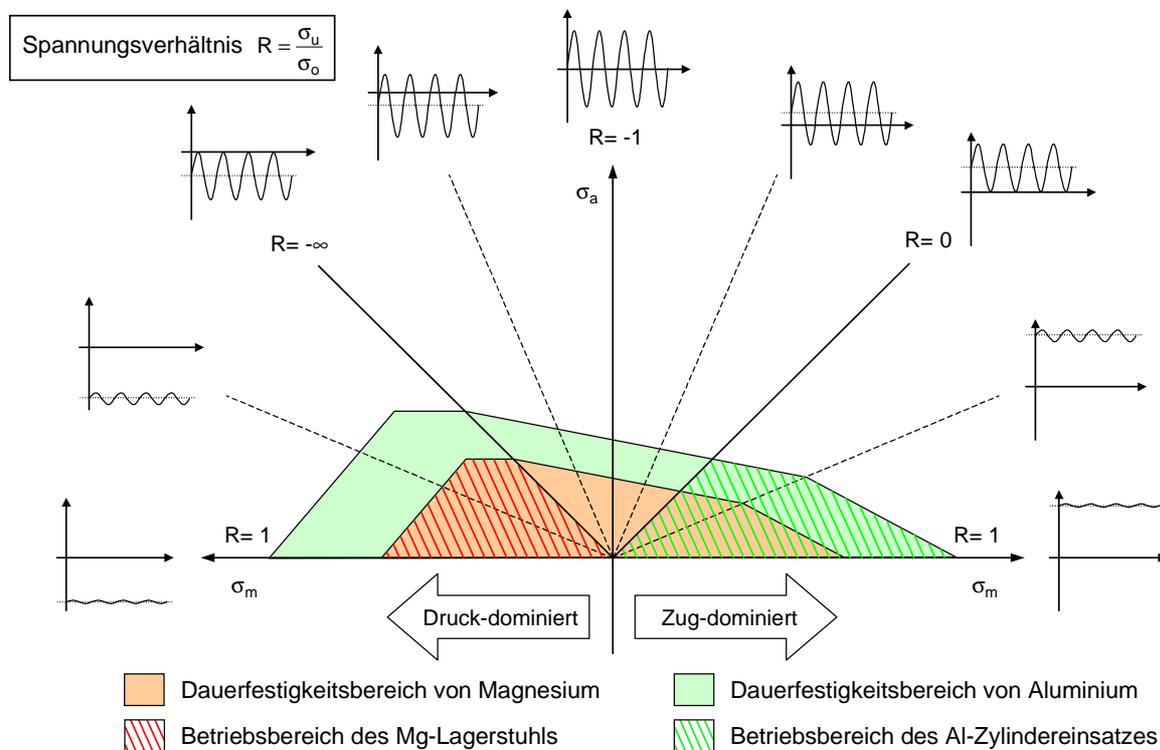


Bild 7.5: Idealisierte Lage der hochbelasteten Bereiche im Haigh-Diagramm

Allgemeine Verfahren und Daten zur betriebsfesten Bauteilauslegung sind in /94/ und /95/ ausführlich dokumentiert. In Bezug auf die betriebsfeste Bemessung von Bauteilen aus Magnesium sei außerdem auf die Literaturstellen /96/ und /97/ verwiesen.

7.1.2 Kriechen & Relaxation

7.1.2.1 Kriechen

Laut Definition versteht man unter Kriechen von metallischen Werkstoffen die zeitabhängige, plastische Verformung unter konstanter mechanischer Beanspruchung und erhöhter Temperatur /8/. Die in einem Kriechprüfstand (vgl. /98/) experimentell zu ermittelnde Kriechkurve beschreibt die Dehnung ε als Funktion der Zeit bei konstanter Temperatur und Belastung (Bild 7.6a).

Die Ableitung der Dehnung nach der Zeit ergibt die Kriechgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$, die, neben der Spannung und der Temperatur auch noch von der Zeit bzw. von der nach der Zeit erreichten Gesamtdehnung abhängig ist.

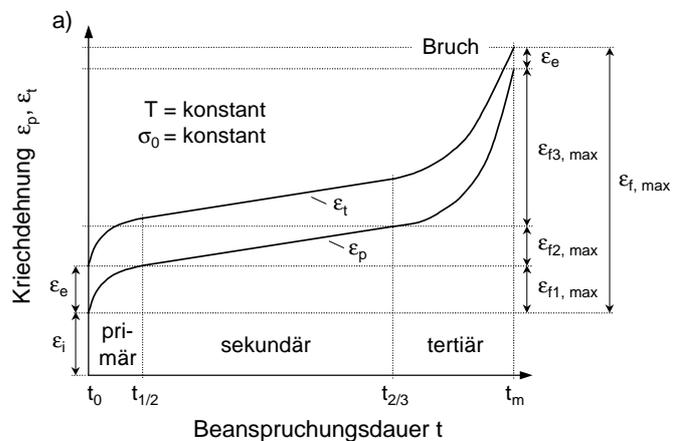
Für ausreichend hohe Temperaturen (für reine Metalle gilt die Faustregel: $T \geq 0,3 \dots 0,4 \cdot T_{\text{Schmelz}}$ [K] (homologe Temperatur /8/)) durchläuft die Kriechkurve drei Bereiche die als primäres bzw. Übergangs-Kriechen, als sekundäres bzw. stationäres Kriechen sowie als tertiäres bzw. beschleunigtes Kriechen bezeichnet werden (Bild 7.6b).

Im primären Bereich verfestigt sich der Werkstoff zunehmend, da das Klettern von Versetzungen bei fortschreitender Verformung durch Hindernisse im Material aufgehalten wird. Die Verfestigung verläuft exponentiell. Im sekundären Bereich halten sich verfestigende und entfestigende Mechanismen die Waage. Die Verformungsgeschwindigkeit erreicht einen stationären minimalen Wert $\dot{\varepsilon}_{\text{min}}$. Die sekundäre Kriechgeschwindigkeit stellt häufig eine charakteristische Kenngröße dar, um das Hochtemperaturverhalten verschiedener Werkstoffe und Legierungen miteinander zu vergleichen /8/. Technische Anwendungen sollten nur im primären und sekundären Bereich betrieben werden, da die schnell ansteigende Kriechgeschwindigkeit im tertiären Bereich stets zum Bruch führt.

Nach Bild 7.6a setzt sich die Gesamtdehnung ε_t aus der elastischen Dehnung ε_e , der plastischen Anfangsdehnung ε_i und der Kriechdehnung ε_f zusammen.

$$\varepsilon_t = \varepsilon_e(\sigma, T) + \varepsilon_p \quad \text{mit} \quad \varepsilon_p = \varepsilon_i(\sigma, T) + \varepsilon_f(\sigma, T, t) \quad (\text{Gl. 7.1})$$

Mit den drei Kriechanteilen ε_{f1} , ε_{f2} und ε_{f3} für primäres, sekundäres und tertiäres Kriechen ergibt sich die Beschreibung der Totaldehnung schließlich zu:



ε_f = Kriechdehnung
 ε_t = Totaldehnung
 ε_e = elastische Dehnung
 ε_i = inelastische Dehnung
 ε_p = plastische Dehnung

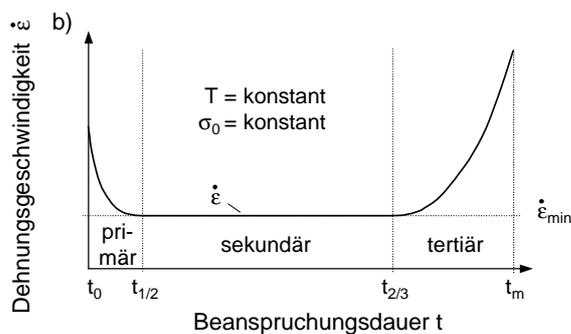


Bild 7.6: Idealisiertes Kriechverhalten von metallischen Werkstoffen /99/

$$\varepsilon_t(\sigma, T, t) = \varepsilon_e(\sigma, T) + \varepsilon_i(\sigma, T) + \varepsilon_{f1}(\sigma, T, t) + \varepsilon_{f2}(\sigma, T, t) + \varepsilon_{f3}(\sigma, T, t) \quad (\text{Gl. 7.2})$$

Häufig verwendete Ansätze für das charakteristische sekundäre Kriechen beziehungsweise die minimale Dehnungsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_{\min}$ werden in /99/ zusammengefasst.

Das für das sekundäre Kriechen maßgeblich verantwortliche Versetzungskriechen ist abhängig von der anliegenden Spannung und der Temperatur sowie von verschiedenen Werkstoffparametern wie z.B. dem Diffusionskoeffizient, dem E-Modul, der Stapelfehlerenergie, der Korngröße und dem Vorhandensein von intermetallischen Phasen und Mischkristallhärtnern.

Die Spannungsabhängigkeit der sekundären Kriechrate folgt im Bereich niedriger und mittlerer Spannungen einem Potenzgesetz (engl.: power law), dem Norton'schen Kriechgesetz:

$$\dot{\varepsilon}_{\min} = A \cdot \sigma^n \quad \text{mit } A = f(T, \text{Werkstoff und Werkstoffzustand}) = \text{konst.} \quad (\text{Gl. 7.3})$$

$n = \text{Spannungsexponent}$

Die Temperaturabhängigkeit der sekundären Kriechrate folgt einer Arrhenius-Exponentialfunktion:

$$\dot{\varepsilon}_{\min} = B \cdot e^{-\frac{Q_c}{R \cdot T_K}} \quad \text{mit } B = f(\sigma, \text{Werkstoff und Werkstoffzustand}) = \text{konst.} \quad (\text{Gl. 7.4})$$

$Q_c = \text{Aktivierungsenergie für das Kriechen}$
 $R = \text{allgemeine Gaskonstante}$
 $T_K = \text{Temperatur in Kelvin}$

Nach /100/ bzw. /101/ kann je nach Werkstoff und Belastung eine Temperaturerhöhung um z.B. 10°C bereits eine Halbierung der Belastungsdauer bis zum Bruch bewirken. Da das Klettern von Stufenversetzungen oftmals durch Selbstdiffusion (interkristalline atomare Platzwechsel) hervorgerufen wird, findet man bei Reinmetallen meist eine Übereinstimmung der Aktivierungsenergien für das Kriechen (Q_c) und für die Selbstdiffusion (Q_{SD}).

7.1.2.2 Relaxation

Im Gegensatz zu Kriechvorgängen zeichnen sich Relaxationsvorgänge durch einen Spannungsabfall bei konstanter Gesamtdehnung ε_t aus /100/. Wie in Bild 7.7 dargestellt bleibt die inelastische Dehnung ε_i aus der anfänglichen Zugbelastung konstant. Die aufgebrachte elastische Dehnung $\varepsilon_{e(t=0)}$ wird hingegen sukzessive in plastische Kriechdehnung ε_f umgewandelt.

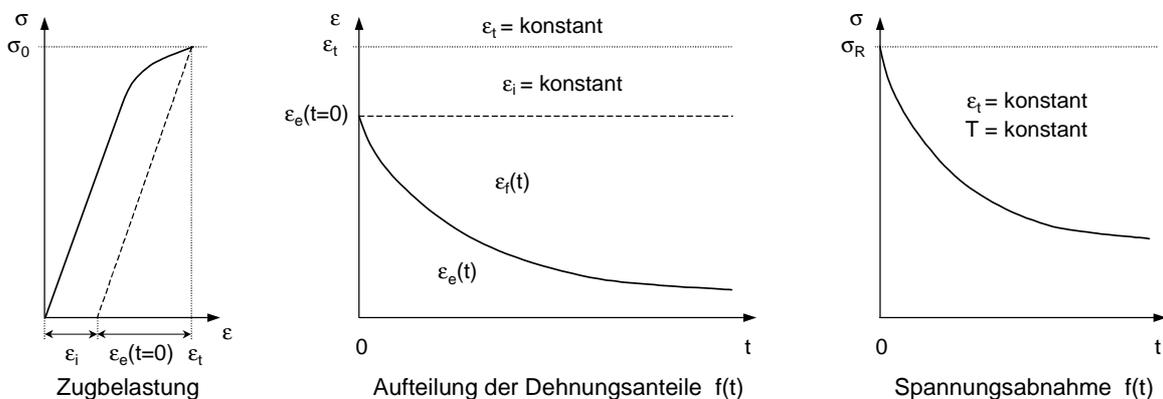


Bild 7.7: Idealisiertes Spannungsrelaxationsverhalten von metallischen Werkstoffen /99/

Für die Totaldehnung gilt also bei der Relaxation:

$$\varepsilon_t = \varepsilon_{e(t=0)} + \varepsilon_i = \varepsilon_e(t) + \varepsilon_f(t) + \varepsilon_i = \text{konst.} \quad \text{mit} \quad \varepsilon_i = \text{konst.} \quad (\text{Gl. 7.5})$$

Die zeitlich abnehmende Restspannung $\sigma_R(t)$ ist nach dem Hook'schen Gesetz nur mit dem elastischen Dehnungsanteil verknüpft. Es ergibt sich folgender Zusammenhang /100/:

$$\sigma_R(t) = E \cdot \varepsilon_e(t) = E \cdot [\varepsilon_t - \varepsilon_i - \varepsilon_f(t)] = E \cdot [\varepsilon_{e(t=0)} - \varepsilon_f(t)] = \sigma_0 - E \cdot \varepsilon_f(t) \quad (\text{Gl. 7.6})$$

$$\varepsilon_f(t) = \frac{\sigma_0 - \sigma_R(t)}{E} \quad (\text{Gl. 7.7})$$

Da während des Relaxationsvorgangs keine Spannungskonstanz vorliegt, muss während der inkrementellen Relaxationsberechnung (z.B. in einem FEM-Code) unter zu Hilfenahme von Kriechkurven eine Anpassung der Kriechgeschwindigkeit vorgenommen werden. Zu diesem Zweck werden häufig die Zeitverfestigungsregel (ZVR, „time-hardening-model“) und die Dehnungsverfestigungsregel (DVR, „strain-hardening-model“) herangezogen, die für jeden Spannungssprung eine neue, für die weitere Berechnung zu verwendende Kriechgeschwindigkeit ermittelt. Das Funktionsprinzip der beiden Verfestigungsregeln ist in Bild 7.8 gezeigt.

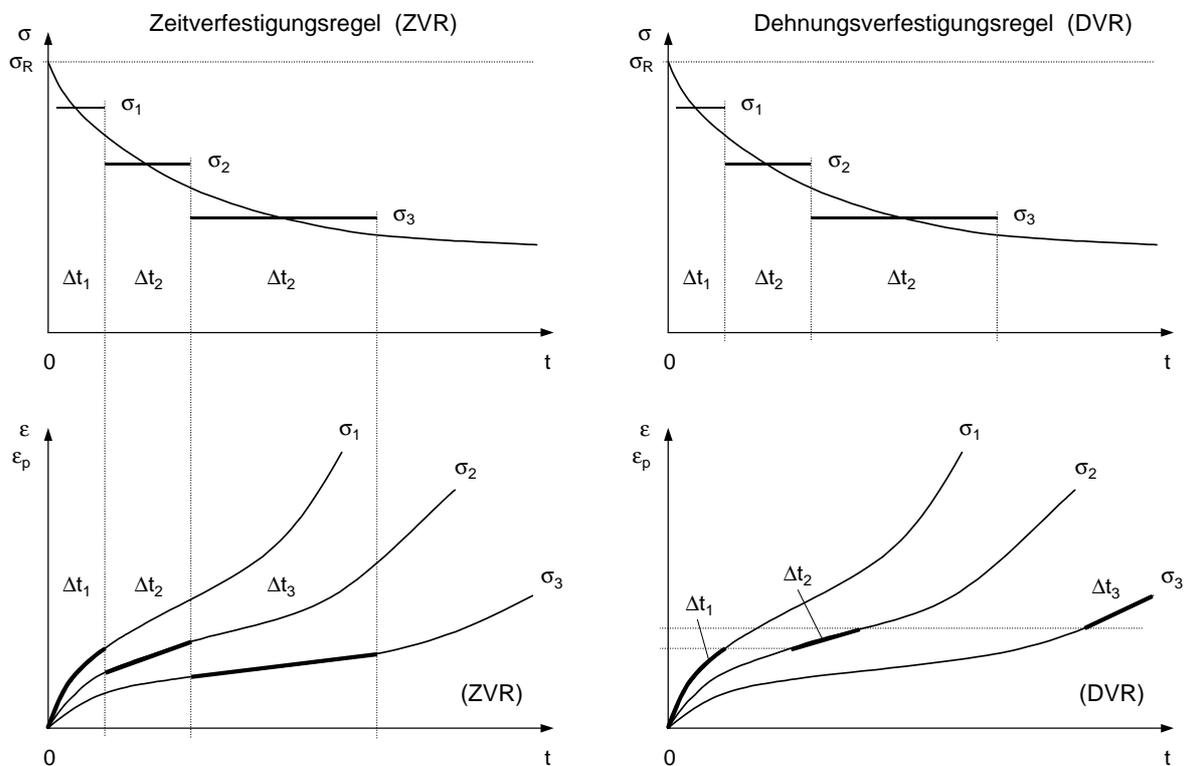


Bild 7.8: Anpassung der Kriechgeschwindigkeit gemäß der Verfestigungsregeln /99/

ZVR: Beim Übergang von Spannung σ_1 auf eine niedrigere Spannung σ_2 zum Zeitpunkt t wird mit der zu diesem Zeitpunkt vorliegenden Kriechgeschwindigkeit (Steigung der Kriechkurve) der neuen Spannung σ_2 weitergerechnet.

DVR: Beim Übergang von Spannung σ_1 auf eine niedrigere Spannung σ_2 zum Zeitpunkt t wird mit der für die neue Spannung σ_2 bei gleicher Dehnung vorliegenden Kriechgeschwindigkeit weitergerechnet.

Die Schwierigkeit bei der Erstellung von realistischen Kriechmodellen für die FEM-Berechnung liegt in der Auswahl geeigneter Kriechgesetze, in der Anpassung der Parameter für diese Kriechgesetze und in der geschickten Anwendung der Verfestigungsregeln. Solche Materialmodelle werden deshalb meist mit Hilfe von umfangreichen und zeitaufwendigen Kriech- und Relaxationsversuchen von Werkstoffwissenschaftlern erstellt.

7.2 Gießsimulation – Grundlage für Eigenspannungsberechnungen

Während das Bedplate im Hinblick auf die Gießtechnologie mit Ausnahme des Werkstoffs Magnesium im wesentlichen dem Stand der Technik entspricht, ist für den Eingießprozess des Zylindereinsatzes in das Kurbelgehäuse-Oberteil eine komplette Neuentwicklung des Gießverfahrens notwendig. Bereits während der Konzeptphase wurden für alle drei Bauteile (Zylindereinsatz, ZKG-Oberteil und Bedplate) Formfüll- und Erstarrungssimulationen durchgeführt. Ausgehend von diesen Erkenntnissen wurden verschiedene konstruktive Anpassungen an den Bauteilen umgesetzt, durch die später einige Iterationsschleifen bei der Optimierung der Gießwerkzeuge eingespart werden konnten.

7.2.1 Formfüllung

Da der Zylindereinsatz in der Druckgussform des ZKG-Oberteils einen Großteil der direkten Fließwege behindert, war der Ablauf der Formfüllung für dieses Bauteil von besonderem Interesse. Durch die Gießsimulation konnte das Angussystem, die Lage und Anzahl der Überlaufbohlen, die Temperierung der Gießform und die Temperierung des Zylindereinsatzes abgestimmt werden. Die Füllung der dem Anguss abgewandten Bereiche konnte dabei ebenso untersucht und optimiert werden wie die Füllung der Durchbrüche des Zylindereinsatzes (vgl. Bild 5.9). Letztlich wurde ein gutes Füllverhalten der Druckgussform erreicht.

7.2.2 Erstarrungssimulation

Durch die Erstarrungssimulation wurden frühzeitig Bereiche mit hohen Abkühlgeschwindigkeiten erkannt, die ein vollständiges Auslaufen der Form erschweren (Kaltläufer: Schmelze erstarrt zu früh, sodass dünnwandige Bereiche nicht mehr gefüllt werden). Weiterhin konnten Hot-Spots (Bereiche, die sehr lange schmelzflüssig bleiben und deshalb zu Lunkern neigen) durch die Reduzierung von Materialanhäufungen eliminiert bzw. durch den Einsatz von Squeezern entschärft werden. Bild 7.9 zeigt zwei Abbildungen aus der Erstarrungssimulation des ZKG-Oberteils ca. 5,5 Sekunden nach der Formfüllung. Das Erstarrungsintervall der Magnesiumlegierung AZ91 reicht von 595°C (Liquidustemperatur) bis 470°C (Solidustemperatur) /8/. Die blauen bzw. transparenten Bereiche in den Bildern sind also bereits erstarrt.

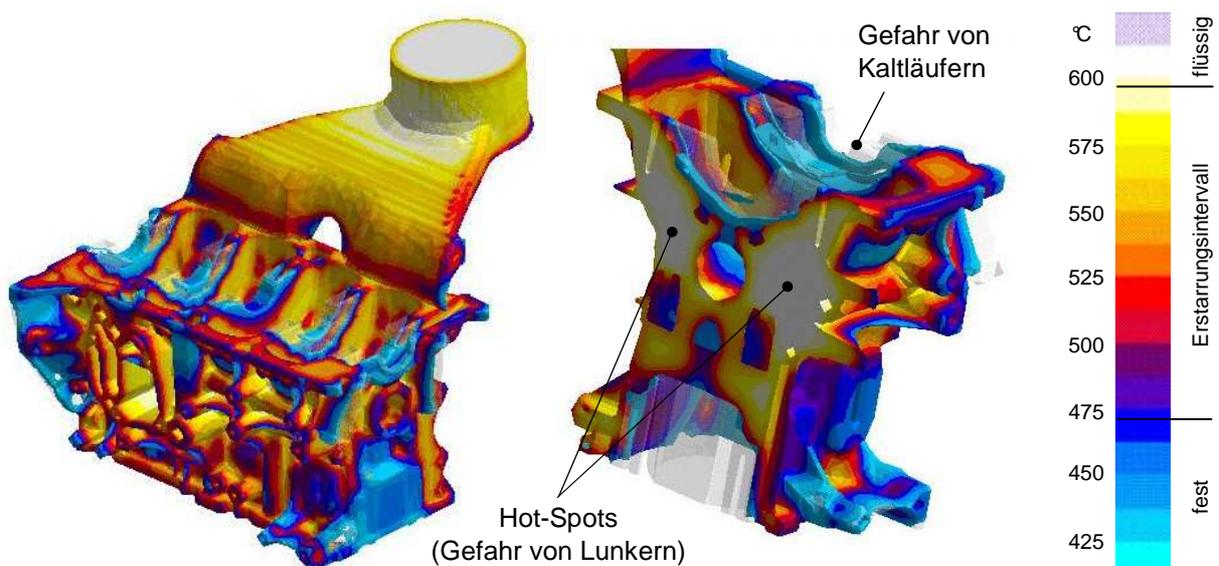


Bild 7.9: Erstarrungssimulation des ZKG-Oberteils (AZ91)

Für die Eigenspannungsberechnung werden aus den Gießsimulationen des ZKG-Oberteils und des Bedplates die Temperaturfelder zum Zeitpunkt „Werkzeug öffnet“ an das FEM-Programm übergeben. Die durch die Abkühlung induzierten Verbund-Eigenspannungen können dann berechnet werden.

7.3 FEM-Modell

Um die in der Einleitung dieses Kapitels angesprochene Eigenspannungssimulation und die Festigkeitsrechnung durchführen zu können, werden FEM-Netze vom gesamten ZKG-Oberteil (mit integriertem Zylindereinsatz) und vom Bedplate benötigt. Die Netze müssen zum einen für lokale Spannungsaussagen ausreichend detailgetreu und fein elementiert sein, zum anderen darf die Netzfeinheit nicht zu groß sein, da das Modell auch für weitere Berechnungen (z.B. Motorakustik) eingesetzt werden soll (Rechenaufwand).

Da im FEM-Modell die Temperaturabhängigkeit der Werkstoffkennwerte, das Kriechverhalten und das Kontaktverhalten in der Verbundzone zwischen Aluminium-Inserts und Magnesium-Umguss abgebildet werden soll, werden die Berechnungen mit dem Programm ABAQUS durchgeführt. Die Stärken dieses FEM-Codes liegen insbesondere in der Abbildung nichtlinearer mechanischer Problemstellungen /103/, /104/, /105/. Des Weiteren hat der Benutzer die Möglichkeit durch die Einbindung von User-Subroutines spezielle Anpassungen z.B. am Werkstoffverhalten vorzunehmen.

7.3.1 Vernetzung

Aufgrund der Komplexität der Bauteile und der durchzuführenden Berechnungen werden hohe Anforderungen an die Qualität der FEM-Netze gestellt. Es wird eine Hexaeder dominierte Vernetzung gewählt, um die Anzahl der Freiheitsgrade gering zu halten. Tetraeder- oder Pentaederelemente („Kuchenstücke“) werden in Ausnahmefällen nur in Bereichen zugelassen, wo geringe Spannungen erwartet werden. Die mittlere Elementkantenlänge beträgt ca. 3,5mm. Die Inlays werden als separate Bauteile vernetzt (jedes Bauteil besitzt eigene Elemente und Knoten), sodass diese in den Simulationen als einzelne, aneinander angrenzende Bauteile behandelt werden können. Um ein möglichst gutes Konvergenzverhalten der Kontaktbedingungen zu erreichen, besitzen der Magnesium-Umguss und die Inlays kongruente FEM-Netze (d.h. die Kanten benachbarter Elemente sind deckungsgleich). Die FEM-Netze vom Kurbelgehäuse-Oberteil und Bedplate sind in Bild 7.10 und Bild 7.11 dargestellt.

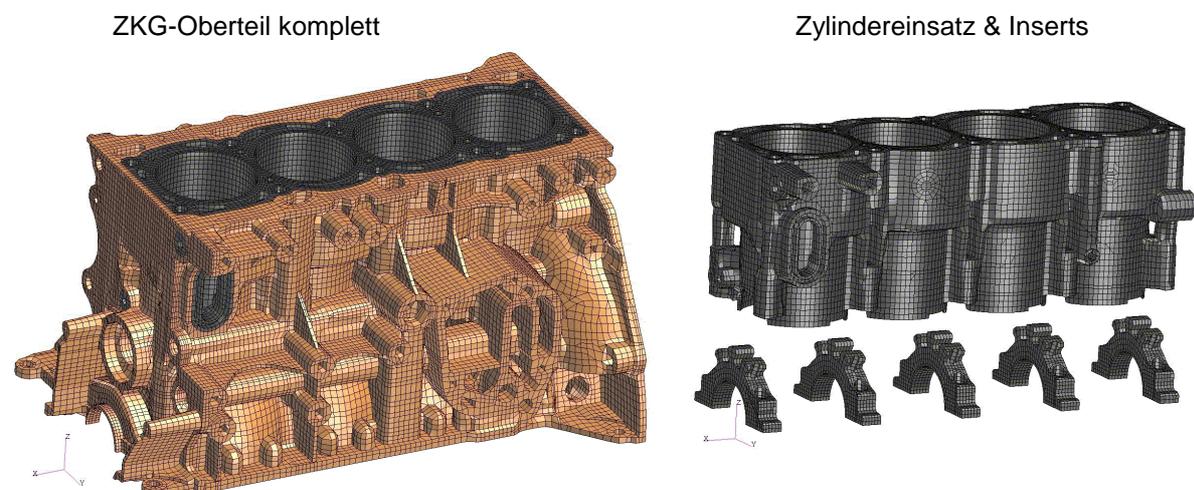


Bild 7.10: FEM-Netze des Magnesium-Hybrid-ZKG-Oberteils

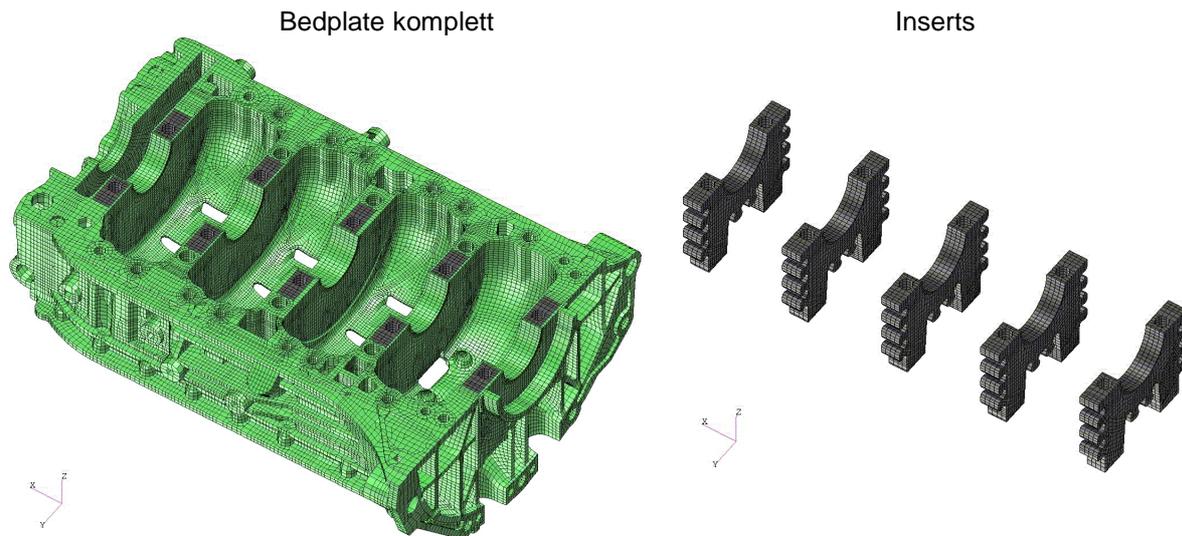


Bild 7.11: FEM-Netze des Magnesium-Bedplates

7.3.2 Temperaturabhängige Werkstoffkennwerte

Bild 7.12 zeigt am Beispiel von AZ91 Kurvenscharen temperaturabhängiger Werkstoffkennwerte die in ABAQUS abgebildet werden können. Um möglichst genaue Aussagen über Temperaturen, Verformungen und Spannungen während des Herstellprozesses und des späteren Motorbetriebs zu erhalten, wurde für alle in den folgenden Kapiteln beschriebenen Berechnungen stets die Temperaturabhängigkeit der mechanischen und physikalischen Werkstoffkennwerte von Magnesium und Aluminium berücksichtigt. Die Recherche dieser Kennwerte, insbesondere bei hohen Temperaturen, erwies sich zum Teil als sehr aufwendig.

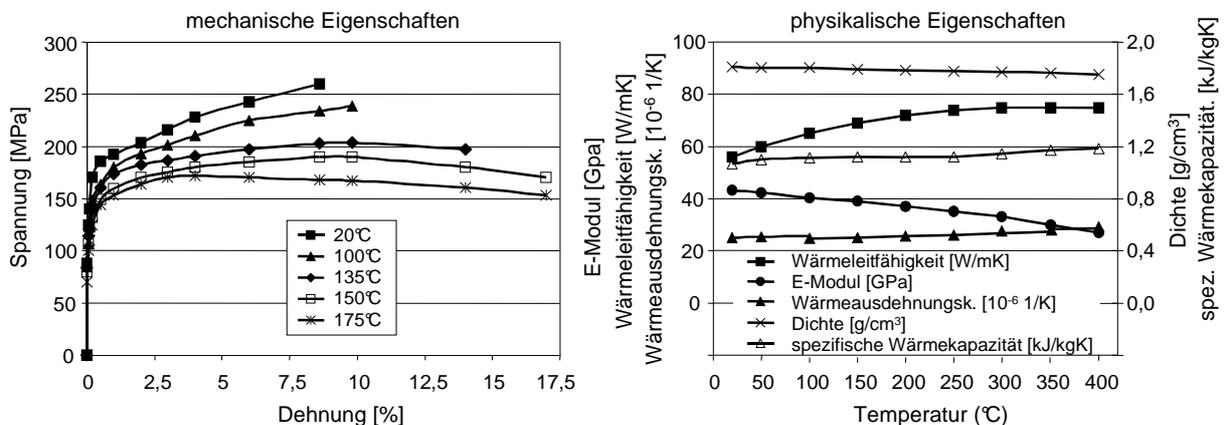


Bild 7.12: Temperaturabhängige Werkstoffkennwerte für die FEM-Berechnungen (AZ91)

7.3.3 Abbildung der Kontaktproblematik zwischen Inlay und Umguss

Wie in Kapitel 7.3.1 bereits angedeutet, werden die Aluminium-Eingussteile als einzelne, im Magnesium eingebettete Teile behandelt. Die Interaktion der Eingussteile mit dem umgebenden Material (Austausch von Normal- und Tangentialkräften, Wärmeübergang, usw.) kann in ABAQUS durch vielfältige Optionen angepasst werden. Um das Abgleiten oder Abheben von Kontaktflächen zu beeinflussen, lassen sich z.B. Reibkoeffizienten und ertragbare Zugnormalspannung definieren. Für den Wärmeübergang kann ein Wärmedurchgangskoeffizient zwischen den Kontaktpartnern eingestellt werden.

Im ABAQUS-Berechnungsalgorithmus fungieren die Kontaktflächen eines Kontaktpartners als „Master“ (in der Regel das festere Material) und die Oberflächenknoten des anderen Kon-

taktpartners als „Slave“. Bei der Standard-Kontaktdefinition können die Slave-Knoten die Master-Elementflächen nicht durchdringen. Ein Abgleiten oder Abheben ist jedoch möglich. Die Knoten liegen am Ende einer Iteration entweder genau auf der Masterfläche („Kontakt ist geschlossen“) oder haben zu ihr einen bestimmten Abstand („Kontakt ist offen“). Erst wenn sich während einer Iteration die Anzahl der „auf- und zugehenden“ Slave-Knoten nicht mehr ändert, ist das Konvergenzkriterium erfüllt und das Berechnungssinkrement endet.

Ein großes Problem bei der FEM-Simulation von Hybrid-Strukturen mit vielen Kontakten ist es, ein stabiles Konvergenzverhalten zu erreichen. Sofern der Benutzer es zulässt, verschiebt ABAQUS deshalb vor der Rechnung die Slave-Knoten spannungsfrei auf die Masterflächen, um Ungenauigkeiten in der Modellierung auszugleichen und dadurch günstige numerische Voraussetzungen für das erste Lastinkrement zu schaffen. Obwohl dies die Startbedingungen für die Kontaktberechnung verbessert, kommt es, insbesondere bei räumlich komplexen Kontaktflächen, beim ersten Lastinkrement dennoch häufig zu Konvergenzproblemen.

Schwierigkeiten können sich z.B. ergeben, wenn ein Slave-Knoten gleichzeitig zu mehreren Kontaktpaaren gehört (er hat dann mehrere zugeordnete Masterflächen). Dies kann z.B. bei einem „Dreiländereck“ der Fall sein. Der Slave-Knoten wird vor Beginn der Rechnung nacheinander spannungsfrei auf seine beiden korrespondierenden Masterflächen gezogen. Durch das zweite Ausrichten kann es bei der zuerst justierten Masterfläche zu Durchdringungen kommen, die der Master-Slave-Algorithmus zu Beginn der Rechnung auflösen muss. Selbst kleinste Durchdringungen im μ -Bereich verursachen dabei zum Teil erhebliche Kräfte und Verzerrungen, die eine Konvergenz verhindern. Nur eine saubere Modellbildung und eine geschickt gewählte Zusammenstellung der Kontaktpaare kann hier Abhilfe schaffen.

Ein weiteres Problem liegt beispielsweise vor, wenn ein Slave-Knoten durch eine Kraft auf „Umwegen“ (z.B. seitlich) hinter die Masterfläche gelangt. Diese Durchdringung versucht der Master-Slave-Algorithmus ebenfalls aufzulösen. Er induziert in der Folge eine Gegenkraft, die den Knoten wieder zurück auf die Master-Fläche zieht. Dieser Vorgang kann sich beliebig oft wiederholen, sodass der Wechsel aus Kraft und Gegenkraft ein ständiges „Klappern“ der Kontaktpaarung (Status des Slave-Knotens wechselt ständig zwischen „durchdringen“ und „abheben“) bewirkt. Eine zusätzliche Fixierung der Eingesussteile mittels weicher Feder-elemente kann in Bezug auf Probleme bei der ersten Kontaktfindung Abhilfe schaffen. Weiterhin kann beispielsweise eine Dämpfung im Kontaktpaar aktiviert werden. Kommt es dennoch zu Konvergenzproblemen, bietet ABAQUS zahlreiche weitere Einstellmöglichkeiten.

Die genannten Punkte geben nur einen Überblick über die Schwierigkeiten bei der Berechnung komplizierter Verbund-Strukturen. Auf eine tiefgreifendere Darstellung der Kontaktproblematik wird an dieser Stelle verzichtet, um den Rahmen der Arbeit nicht zu sprengen.

7.3.3.1 Übertragung der Eigenschaften der Verbundschicht auf das FEM-Modell

Um auf die Werte der im FEM-Code einzusetzenden Parameter für die in der Verbundschicht ertragbare Zugnormalspannung sowie den Haftreibungsbeiwert μ zu schließen, müssen diese zunächst aus den Ergebnissen der Haftzugfestigkeits- und Torsionsversuche aus den Kapiteln 6.2.3 und 6.2.4 ermittelt werden.

Haftzugfestigkeit:

Für die Ermittlung der Eingabeparameter für die Haftzugfestigkeit muss die in Kapitel 6.2.3 ermittelte Zugfestigkeit von einem Spannungswert [MPa] in eine ertragbare Zugkraft je Knoten [N] umgerechnet werden. Nach Kapitel 6.2.3 ergibt sich für die Haftzugfestigkeit der AlSi12-Verbundschicht ein gemittelter Wert von ca. 4MPa. Bei einer mittleren Elementkantenlänge von ca. 3,7mm an der Kontaktfläche Aluminium/Magnesium ergibt sich somit für

eine Fläche mit 100 Knoten ($37\text{mm} \times 37\text{mm} = 1369\text{mm}^2$) eine ertragbare Zugkraft von ca. 5476N. Somit erhält man pro Knoten eine ertragbare Zugkraft von ca. 55N. Dieser Wert kann direkt im ABAQUS-Rechendeck eingegeben werden und führt dazu, dass Knoten, die in einem Kontaktpaar auf Zug belastet werden, erst bei Zugkräften $> 55\text{N}$ abheben. Die Ergebnisse der anderen Verbundsysteme sind in Bild 7.13 zusammengefasst.

Variante	Material der Zylinderlaufbuchse	Beschreibung der Oberflächenbehandlung	ertragbare Zugnormalspann.	ertragbare Kraft pro Knoten
1	AlSi17Cu4Mg	blank / unbehandelt	–	–
2	AlSi17Cu4Mg	korundgestrahlt	1,60 MPa	22 N
3	AlSi17Cu4Mg	ZnAl-beschichtet	1,75 MPa	24 N
4	AlSi17Cu4Mg	Zn-beschichtet	0,39 MPa	5 N
5	AlSi17Cu4Mg	AlSi12-beschichtet	4,09 MPa	55 N
6	AlSi25Cu4Mg1	Ti-beschichtet	-	-
7	AlSi17Cu4Mg	Rauguss / korundgestrahlt	2,43 MPa	33 N

Bild 7.13: Ertragbare Knoten-Zugkräfte verschiedener Verbundsysteme (Umguss: AZ91)

Haftreibungsbeiwert:

Für die Ermittlung des in der Verbundzone vorliegenden Haftreibungsbeiwerts μ ergibt sich in Anlehnung an DIN 7190 (Auslegung von Pressverbänden) /106/ und unter Einbeziehung einschlägiger Literatur /107/, /108/, /109/, /110/ folgender Gedankengang:

Das über die AlSi12-Verbundschicht zwischen Aluminium-Laufbuchse und Magnesium-Umguss übertragbare Moment M_T von ca. 3500Nm aus Kapitel 6.2.4 ergibt sich zu:

$$M_T = \pi \cdot \frac{D_F^2}{2} \cdot l_F \cdot \mu \cdot p_F \quad (\text{Gl. 7.8})$$

Durch Auflösen der Gleichung nach dem gesuchten Haftreibungsbeiwert μ erhält man:

$$\mu = \frac{2 \cdot M_T}{\pi \cdot D_F^2 \cdot l_F \cdot p_F} \quad (\text{Gl. 7.9})$$

Die für die Übertragung des Torsionsmoments verantwortliche Fugenpressung p_F wird im Folgenden mit Hilfe des theoretischen Übermaßes durch den Schrumpfprozess des Verbands aus Magnesium und Aluminium abgeschätzt. Bild 7.14 zeigt die für die folgenden Berechnungen zugrunde liegenden Maße.

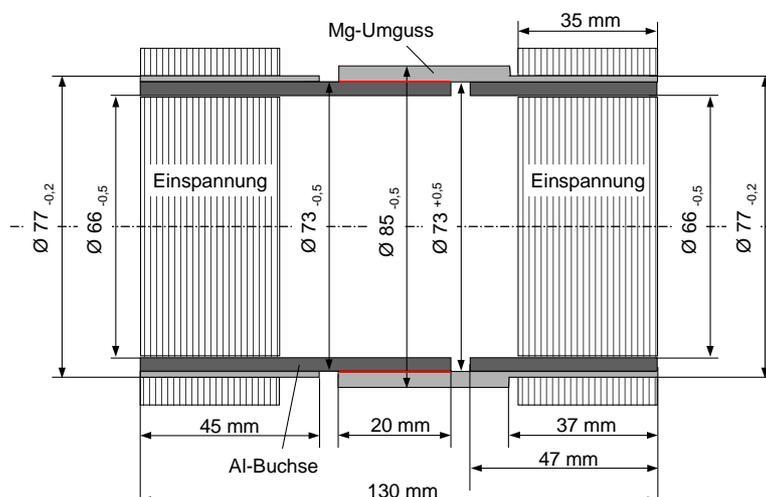


Bild 7.14: Bemaßungsskizze der Torsionsprobe

Bei einer angenommenen Abkühlung des Verbands von 350°C auf 20°C (RT) reduziert sich der Außendurchmesser der Aluminium-Laufbuchse von 73mm auf 72,566mm und der Innendurchmesser des rohrförmig angenommenen Magnesium-Umguss auf 72,398mm. Daraus ergibt sich ein theoretisches Übermaß U_{theo} von:

$$U_{\text{theo}} = |D_{i,A} - D_{a,I}| = 0,168\text{mm} \quad (\text{Gl. 7.10})$$

Mit den Durchmesserhältnissen Q_A für das Magnesium- und Q_I für das Aluminiumrohr

$$Q_A = \frac{D_F}{D_{a,A}} = \frac{73\text{mm}}{85\text{mm}} = 0,859 \quad \text{und} \quad Q_I = \frac{D_{i,I}}{D_F} = \frac{66\text{mm}}{73\text{mm}} = 0,904 \quad (\text{Gl. 7.11})$$

und dem bezogenen Übermaß ξ_w'

$$\xi_w' = \frac{U_{\text{theo}}}{D_F} = \frac{0,168\text{mm}}{73\text{mm}} = 0,0023 \quad (\text{Gl. 7.12})$$

ergibt sich die für die Berechnung nützliche Hilfsgröße K zu:

$$K = \frac{E_A}{E_I} \cdot \left(\frac{1+Q_I^2}{1-Q_I^2} - \nu_I \right) + \left(\frac{1+Q_A^2}{1-Q_A^2} + \nu_A \right)$$

$$K = \frac{45000\text{N/mm}^2}{85000\text{N/mm}^2} \cdot \left(\frac{1+0,904^2}{1-0,904^2} - 0,3 \right) + \left(\frac{1+0,859^2}{1-0,859^2} + 0,3 \right) \quad (\text{Gl. 7.13})$$

$$K = 0,529 \cdot 9,642 + 6,930$$

$$K = 12,035$$

Damit ergibt sich die gesuchte Fugenpressung p_F zu:

$$p_F = \frac{\xi_w' \cdot E_A}{K} = \frac{0,0023 \cdot 45000\text{N/mm}^2}{12,035} = 8,6\text{N/mm}^2 \quad (\text{Gl. 7.14})$$

Für den in der Verbundzone vorliegenden Haftreibungsbeiwert erhält man somit:

$$\mu = \frac{2 \cdot M_T}{\pi \cdot D_F^2 \cdot l_F \cdot p_F} = \frac{2 \cdot 3500000\text{Nm}}{\pi \cdot (73\text{mm})^2 \cdot 20\text{mm} \cdot 8,6\text{N/mm}^2} = 2,43 \quad (\text{Gl. 7.15})$$

Dieser Wert ist sehr groß wenn man ihn mit den Reibpaarungen Aluminium/Aluminium (ca. 0,13), Stahl/Gusseisen (ca. 0,16), Stahl/Stahl (ca. 0,2) oder zum Beispiel mit der Reibpaarung eines Autoreifens auf trockenem Asphalt (ca. 0,8) vergleicht /106/, /111/, /112/. Für die anderen im Torsionsversuch untersuchten Verbundsysteme (siehe Kapitel 6.2.4) sind die theoretischen Haftreibungsbeiwerte in Bild 7.15 zusammengefasst.

Variante	Material der Zylinderlaufbuchse	Beschreibung der Oberflächenbehandlung	ertragbares Torsionsmoment	Haftreibungsbeiwert μ
1	AlSi17Cu4Mg	blank / unbehandelt	850 Nm	0,59
2	AlSi17Cu4Mg	korundgestrahlt	2700 Nm	1,87
3	AlSi17Cu4Mg	ZnAl-beschichtet	2950 Nm	2,05
4	AlSi17Cu4Mg	Zn-beschichtet	1650 Nm	1,15
5	AlSi17Cu4Mg	AlSi12-beschichtet	3500 Nm	2,43
6	AlSi25Cu4Mg1	Ti-beschichtet	-	-
7	AlSi17Cu4Mg	Rauguss / korundgestrahlt	3650 Nm	2,53

Bild 7.15: Haftreibungsbeiwerte verschiedener Verbundsysteme (Umguss: AZ91)

7.3.4 Abbildung der Kriechproblematik im FEM-Modell

Zur Abbildung der Kriechproblematik wurde erstmals eine speziell entwickelte FORTRAN-Kriechroutine in einem konkreten Bauteilprojekt angewendet. Die im ABAQUS-Quellcode implementierten Kriechgesetze berücksichtigen nur das sekundäre, jedoch nicht das primäre Kriechen und haben in früheren Untersuchungen keine zufrieden stellenden Ergebnisse geliefert. Bild 7.16 zeigt das Modell für die elastisch-plastische Kriechberechnung in ABAQUS.

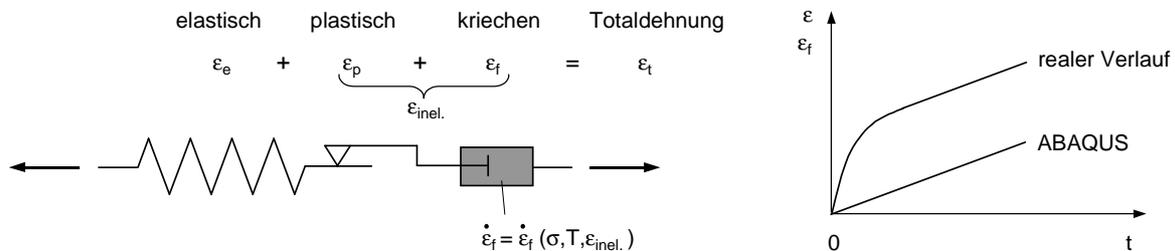


Bild 7.16: Modell für elastisch-plastische Kriechberechnung in ABAQUS

Eines der ABAQUS Standard-Kriechgesetze ist zum Beispiel das Sinus-Hyperbolikus Gesetz aus Gl. 7.16. Der Hyperbolikus-Term berücksichtigt dabei die Spannungsabhängigkeit der Kriechrate, die Exponentialfunktion bildet die Temperaturabhängigkeit ab. Eine Berücksichtigung des primären Kriechanteils ist nicht gegeben.

$$\dot{\epsilon}_{\min} = A \cdot (\sinh B \cdot \sigma)^n \cdot \exp(-Q_C / RT) \quad (\text{Gl. 7.16})$$

Die neu entwickelte FORTRAN-Kriechroutine verwendet ein überarbeitetes „stain-hardening-model“ (DVR) für das primäre Kriechen und das „time-hardening-model“ (ZVR) für das sekundäre Kriechen (vgl. Kapitel 7.1.2). Die werkstoffspezifischen Parameter können für jede Legierung angepasst werden. Die Routine wurde durch Messungen an Probekörpern und durch verschiedene Rechnung/Messung-Abgleiche stetig verbessert (Bild 7.17). Ihre Gültigkeit konnte schließlich für die Legierungen AZ91 in verschiedenen Arbeiten nachgewiesen werden /99/, /102/. An Routinen für die MRI-Werkstoffe wird derzeit gearbeitet.

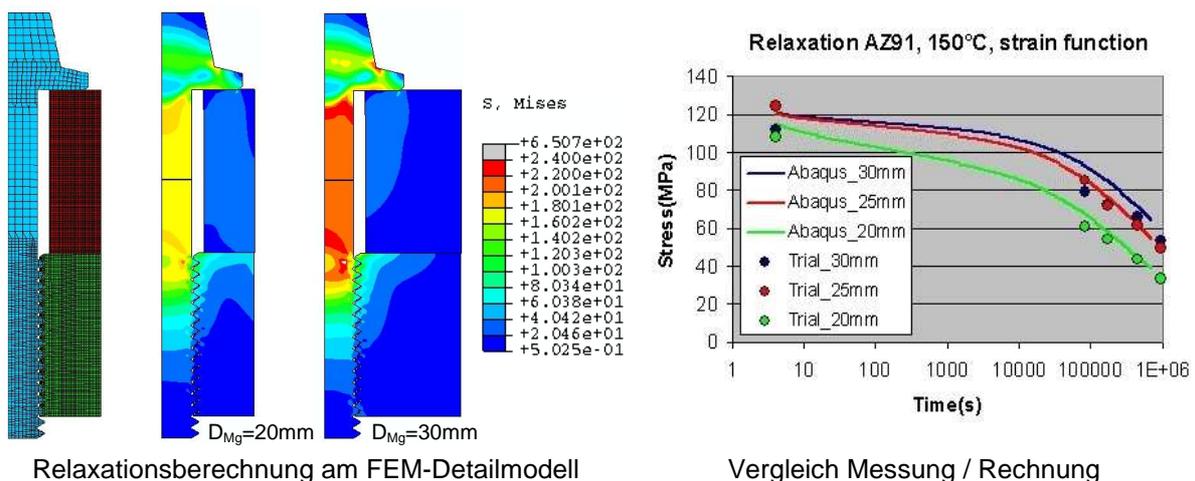


Bild 7.17: Anpassung der FORTRAN-Kriechroutine durch Messung/Rechnung-Abgleich mittels eines FEM-Detailmodells einer zylindrischen Schraubenverbindung

Beim Start eines Rechenlaufs werden die in der FORTRAN-Routine hinterlegten mathematischen Gesetzmäßigkeiten des Kriechverhaltens der interessierenden Legierung in den ABAQUS-Quellcode implementiert. Für jeden Werkstoff kann so das charakteristische Kriech- und Relaxationsverhalten mit einer guten Genauigkeit abgebildet werden.

7.4 Simulation des Herstellprozesses – Eigenspannungen

Aufgrund der Hybrid-Bauweise (lokales Werkstoffengineering) ist die Simulation des Herstellprozesses und die Ermittlung der nach dem Gießen im Magnesium-Hybrid-Kurbelgehäuse zurückbleiben Eigenspannungen zweckmäßig und für eine spätere Bewertung der Belastungen im Motorbetrieb unabdingbar. Die Entstehung von Eigenspannungen in einem Verbundgussteil hat im wesentlichen drei Ursachen.

- a) Aufgrund der *unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten* der Eingsussteile und des Umgusses entstehen durch den Schrumpfprozess während der Abkühlung geometrisch bedingte Spannungen in den Bauteilen (im Folgenden werden diese Spannungen als Verbundeigenspannungen bezeichnet (oder auch „thermal stresses“ /113/)).
- b) Zusätzlich liegt im gerade erstarrten Gussteil, noch bevor der Werkstoff merklich an Festigkeit gewinnt, ein *räumlich inhomogenes Temperaturfeld* vor, welches dazu führt, dass kältere, bereits verfestigte Bereiche beim weiteren Abkühlen plastische Dehnungen und Zugspannungen in den noch heißen, weichen Bereichen induzieren.
- c) Weiterhin erzeugen unterschiedliche lokale Abkühlgeschwindigkeiten z.B. bei Übergängen von dickwandigen zu dünnwandigen Bereichen und bei örtlich unterschiedlichen thermischen Randbedingungen (z.B. beim Abschrecken im Wasserbad), Spannungen, die vom *zeitlichen Temperaturverlauf* abhängen (im Folgenden werden diese Spannungen als thermische Eigenspannungen bezeichnet (oder auch „residual stresses“ /113/)).

Bei monolithischen Kurbelgehäusen (z.B. aus GJL, GJV oder AlSi17Cu4) treten nur die unter b) und c) beschriebenen Eigenspannungen auf. Bei einem Verbundkurbelgehäuse wird der Eigenspannungszustand jedoch von allen drei Phänomenen beeinflusst. Je nach Materialkombination überwiegen dabei meist die unter a) beschriebenen Verbundeigenspannungen.

Für die Berechnung von Gieß-eigenspannungen gibt es verschiedene konzeptionelle Ansätze, die alle über spezifische Vor- und Nachteile verfügen (Bild 7.18).

Ansatz 1	Ansatz 2	Ansatz 3
Gieß- und Erstarrungssimulation mit Gießsimulations-Software	Gieß- und Erstarrungssimulation mit Gießsimulations-Software	Gieß- und Erstarrungssimulation mit Gießsimulations-Software
Transiente Abkühlrechnung und Eigenspannungsberechnung mit Gießsimulations-Software	Transiente Abkühlrechnung mit Gießsimulations-Software / Übergabe mehrerer Temperaturfelder an einen FEM-Code	Übergabe des letzten Temperaturfeldes aus der Gießsimulation an einen FEM-Code
	Quasistatische Eigenspannungsberechnung mit dem FEM-Code	Transiente Abkühlrechnung und Eigenspannungsberechnung mit dem FEM-Code

Bild 7.18: Lösungsansätze für die Berechnung von Eigenspannungen in Gussteilen

Ansatz 1 verfolgt die Abbildung der gesamten Prozesskette in einem Gießsimulations-Programm (z.B. Magma-Soft). Bei einfachen Bauteilen kann sich diese Vorgehensweise durchaus als günstig erweisen. Bei Ansatz 2 wird nach der Gießsimulation noch eine transiente Abkühlsimulation im Gießsimulations-Programm durchgeführt. Für die Spannungs-berechnung jedoch erfolgt die Übergabe von zeitlich aufeinander folgenden Temperaturfeldern in einen FEM-Code (z.B. ABAQUS). Die Eigenspannungsberechnung wird dann für jedes Temperaturfeld „quasistatisch“ durchgeführt. Für Ansatz 3 wird nur ein einziges Temperaturfeld aus der Gießsimulation an den FEM-Code übergeben (z.B. das letzte Temperaturfeld

vor dem Öffnen der Form). Die Abkühl- und Eigenspannungsberechnung erfolgt dann in einer transienten Simulation im FEM-Programm.

Das Erkalten des Gussteils in der Druckgussform ist heute mit modernen CAX-Tools leicht zu berechnen und entspricht dem Stand der Technik (Wärmeabfuhr durch Wärmeleitung in der Form). Allen oben genannten Ansätzen gemeinsam ist jedoch die Unsicherheit in Bezug auf die bisher nur unvollständig untersuchten thermischen Randbedingungen während des nachgeschalteten Abkühlprozesses außerhalb der Form. Insbesondere beim schlagartigen Abkühlen des Bauteils im Wasserbad, was bei einem Druckgussbauteil zur Verbesserung des Gussteil-Handlings stets durchgeführt wird (schnelles Erkalten), ist der Wärmeübergang an der Bauteiloberfläche durch das auftretende Film- und Blasensieden und die Bewegung des Gussteils im Bad nur schwer zu erfassen.

Für die folgenden Berechnungen, bei denen im wesentlichen die Verbundeigenspannungen interessieren, wird Ansatz 3 gewählt. Statt einer transienten Abkühlrechnung wird allerdings aufgrund der genannten Unsicherheiten beim Abkühlen und der hohen Rechenzeiten quasi-statisch bis auf Raumtemperatur abgekühlt. Eine zeitabhängige Berechnung der Spannungen in der Verbundschicht ist zudem kaum möglich.

Bild 7.19 zeigt die komplette Berechnungssystematik zur Simulation des Herstellungsprozesses und zum Nachweis der Betriebsfestigkeit des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses. Der Rechengang berücksichtigt jeweils für das ZKG-Oberteil und Bedplate das Abkühlen der Verbundgussteile aus der Gießhitze, eine zum Abbau von Gießeigenspannungen nachgeschaltete Warmauslagerung sowie die Bearbeitung der Rohteile und die dadurch entstehende Umlagerung der verbleibenden Eigenspannungen.

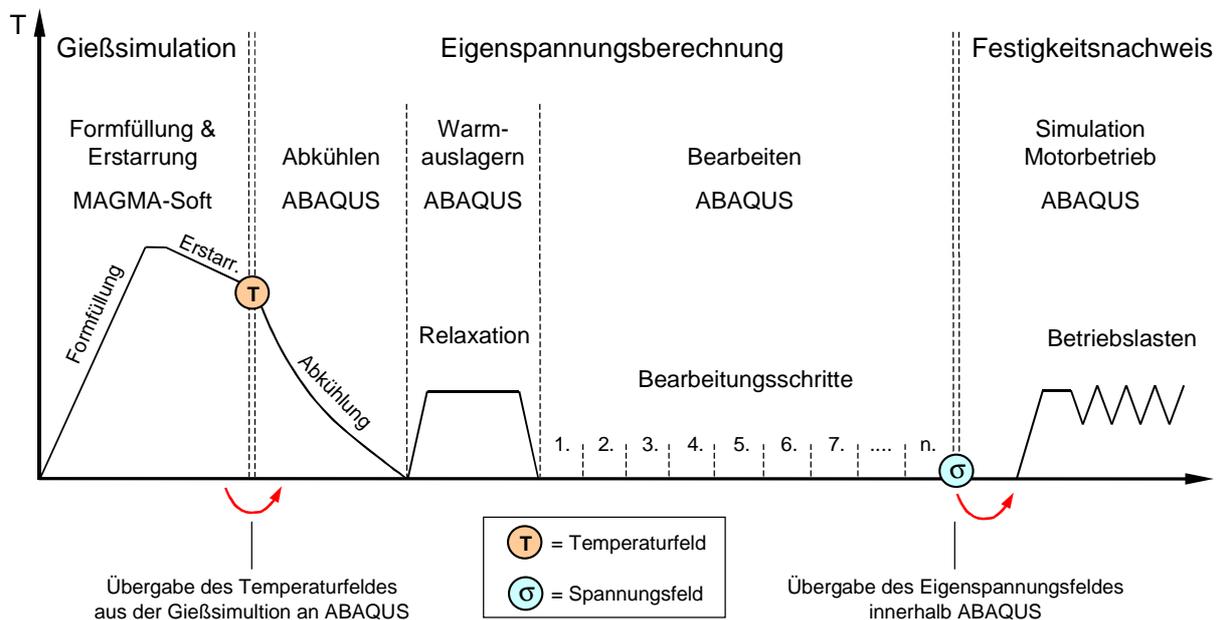


Bild 7.19: Berechnungssystematik zur Simulation des Herstellungsprozesses

Die während der Produktentstehung ermittelten Verformungen und Spannungen werden in den folgenden Kapiteln nur qualitativ betrachtet. Ziel ist es lediglich, die in den fertig bearbeiteten Gussteilen vorhandenen Eigenspannungszustände zu ermitteln, um diese später den im Betrieb auftretenden Belastungen überlagern zu können.

Die prinzipielle Herstellbarkeit eines closed-deck Verbundkurbelgehäuses im Druckgussverfahren wird in vorgeschalteten FEM-Berechnungen nachgewiesen. Die dabei ermittelten Verformungen und Spannungen werden jedoch nicht in die Berechnung der Eigenspannungen übernommen.

7.4.1 Verformungen des Zylindereinsatzes durch den Druckgussprozess

Während das Eingießen eines open-deck-Zylindereinsatzes (bzw. einer open-deck-Stützstruktur) zwar anspruchsvoll aber mittlerweile Stand der Technik ist (vgl. z.B. /114/), stellt das Eingießen eines closed-deck-Zylindereinsatzes eine Weltneuheit dar. Die Schwierigkeit besteht darin eine geeignete Abstützung der dünnen Wassermantelwände des Zylindereinsatzes gegen den hohen Gießdruck zu realisieren. Grundsätzlich sind zur Lösung dieser Aufgabe verschiedene Möglichkeiten denkbar. Drei Varianten werden im folgenden aufgrund ihrer vergleichsweise leichten Umsetzbarkeit näher betrachtet und rechnerisch bewertet.

- Abstützkonzept I: (Bild 7.20a) Der Wassermantel wird wie beim open-deck Zylindereinsatz in den von oben zugänglichen Bereichen durch Stützelemente des Druckgusswerkzeugs (hellblau) abgestützt. In den unzugänglichen Bereichen stützt sich der Wassermantel durch eingegossene innenliegende Aluminiumstreben (rot) an den Zylinderrohren ab.
- Abstützkonzept II: (Bild 7.20b) Der Wassermantel stützt sich nur durch eine Vielzahl eingegossener innenliegender Aluminiumstreben (rot) ab.
- Abstützkonzept III: (Bild 7.20c) Der Wassermantel wird durch einen Sandkern abgestützt (dunkelblau), der beim Druckgussprozess im Zylindereinsatz verbleibt.

Beim Zufahren der Druckgussform wird der Zylindereinsatz (grau) zwischen der festen und beweglichen Formhälfte eingeklemmt (schwarze Platten). Der Abstand der Stützpinolen (gelb) zu den Zylinderrohren beträgt 0,5mm, im Bereich der Zentrierungen 0,3mm.

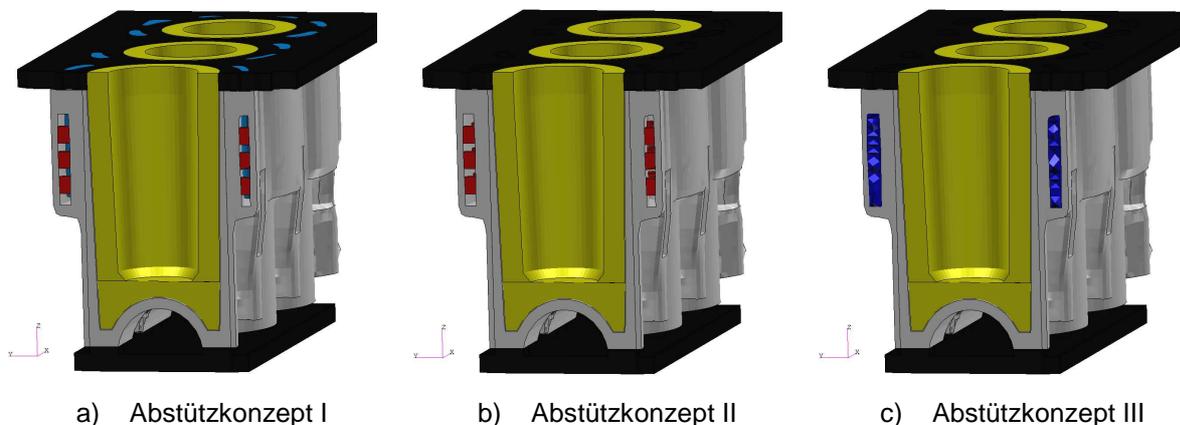


Bild 7.20: Eingießen des closed-deck Zylindereinsatzes – Abstützvarianten I-III

Die Länge der Stützapfen aus Variante a) (hellblau) entspricht der Wassermanteltiefe. Ihre Kontur folgt ebenfalls in einem Abstand von 0,5mm der Form der nierenförmigen Wasserdurchtrittsöffnungen im Zylindereinsatz. Das Abstandsmaß von 0,5mm ist als mindest Freigang für ein problemloses Aufstecken des Zylindereinsatzes auf die Druckgussform anzusehen. Die innenliegenden Aluminiumstreben (rot) werden beim Gießen des Zylindereinsatzes durch Löcher im Wassermantelsandkern erzeugt.

Unabhängig von den fertigungs- und prozesstechnischen Vor- und Nachteilen der einzelnen Zylindereinsatzvarianten (Herstellbarkeit, Kosten, usw.) werden im Folgenden die unterschiedlichen Auswirkungen des Druckgussprozesses auf die Einsätze aufgezeigt. In den folgenden Simulationen wird das Einklemmen des Zylindereinsatzes im Druckgusswerkzeug (Vorspannung 0,2mm), der Gießdruck (600bar) sowie das Aufheizen des Zylindereinsatzes durch die heiße Schmelze (Temperaturfeld aus der Gießsimulation) berücksichtigt.

Bild 7.21 zeigt das Ergebnis der Berechnungen zu Abstützkonzept I. Die roten Flächen im linken Bild entsprechen den Anlageflächen des Zylindereinsatzes an den Stützelementen des Druckgusswerkzeugs. Deutlich ist zu erkennen, dass das radiale Spiel von 0,5mm in einigen Bereichen der Zylinderrohre und des Wassermantels aufgebraucht ist. Die Wassermantelwand wird durch den außen anliegenden Gießdruck stark verformt und an die Stützapfen gedrückt, die sich ebenfalls stark verformen. Die durch die Eindrückung der Wassermantelwand hervorgerufenen Dehnungen übersteigen die Bruchdehnung der relativ spröden übereutektischen Aluminiumlegierung so stark, dass es zum Bruch kommt. Weiterhin werden die Stützapfen des Druckgusswerkzeugs sehr stark verformt, sodass die Dauerhaltbarkeit der Gießform nicht gewährleistet ist.

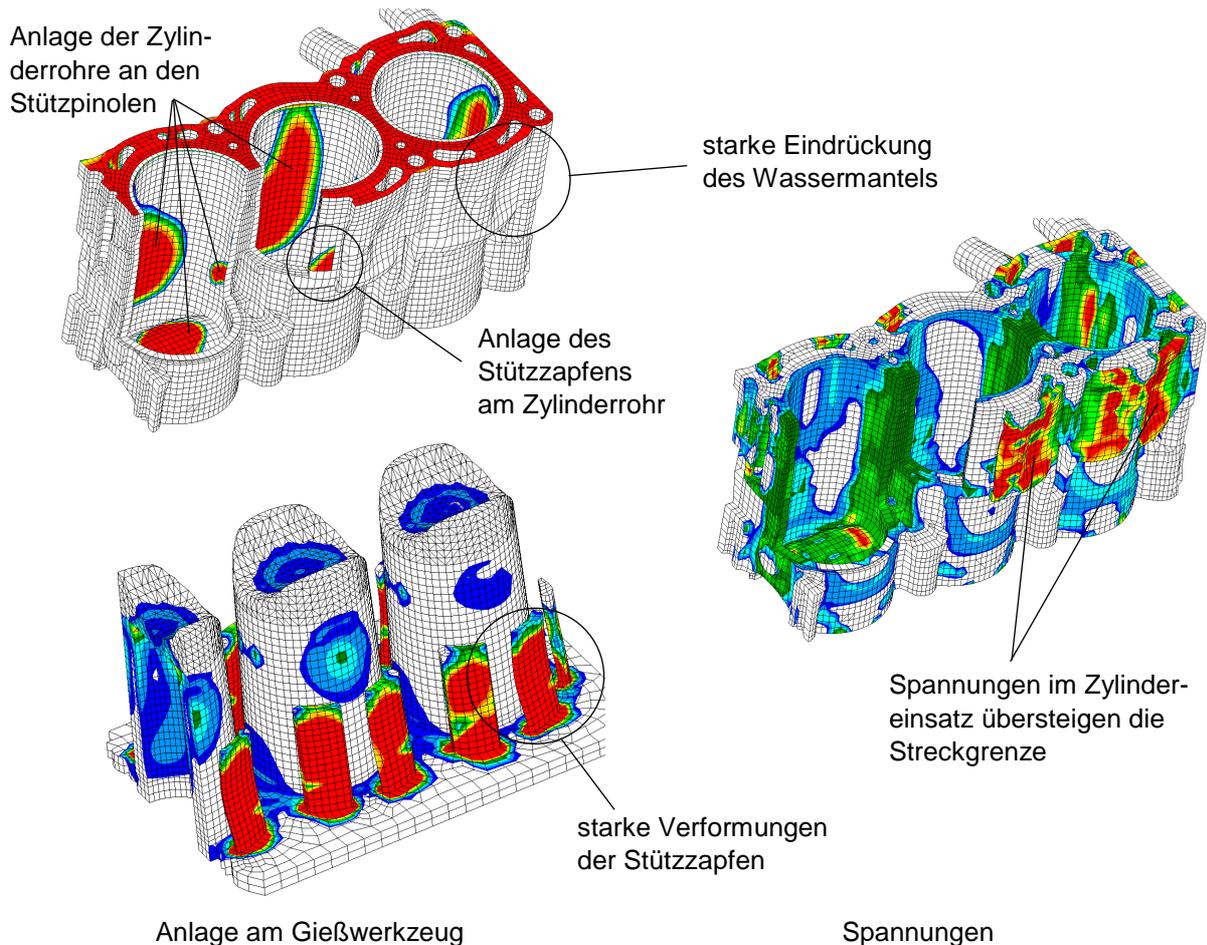


Bild 7.21: Eingieß-Simulation des closed-deck Zylindereinsatzes – Abstützvariante I

Die große Anzahl innenliegender Aluminiumstreben des Zylindereinsatzes von Variante II stützt den Wassermantel etwas besser ab als die Stahlstützen im Druckgusswerkzeug von Variante I (Bild 7.22). Dennoch kommt es überall dort, wo die Stützwirkung durch einen zu großen Abstand der Streben vermindert ist, aufgrund zu großer Spannungen und Dehnungen zum Bruch. Insbesondere die Bereiche bei den Wasserdurchtrittsöffnungen müssten durch zusätzliche Aluminiumstreben versteift werden. Die Kühlmittelströmung würde dadurch allerdings noch stärker als ohnehin schon behindert werden.

Die Auswirkungen der Aluminiumstreben auf den Temperaturhaushalt des Motors müssten durch thermische Analysen bzw. durch Motorversuche untersucht werden. Tendenziell wird die Fläche der wärmeübertragenden Wassermantelwand durch die Streben vergrößert, was einen Vorteil darstellt. Allerdings stellen die Verbindungen auch direkte Wärmebrücken zwi-

schen den heißen Zylinderrohen und dem Magnesium-Umguss dar, was einen negativen Einfluss auf die Temperaturen des Magnesiums haben kann.

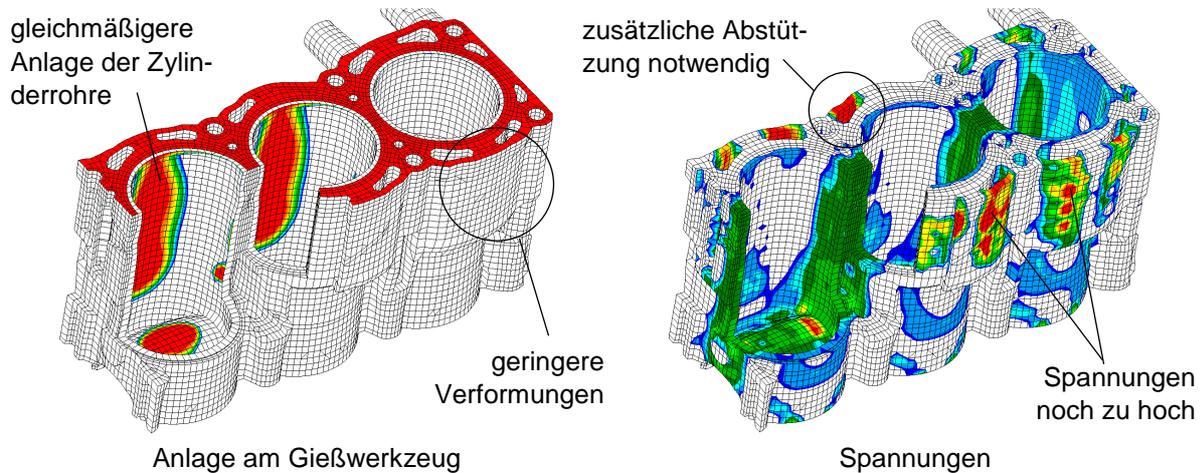


Bild 7.22: Eingieß-Simulation des closed-deck Zylindereinsatzes – Abstützvariante II

Die beste Stützwirkung erzielt der während des Druckgussprozesses im Zylindereinsatz verbleibende Sandkern aus Abstützvariante III (Bild 7.23). Er verleiht dem oberen Bereich des Zylindereinsatzes die größte Steifigkeit, was zu einer geringen Verformung der Außenwand führt. Die Verformungen treten nunmehr global und nicht mehr lokal auf. Dies wird durch die relativ großflächigen Anlage der Zylinderrohre an den Stützpinolen deutlich. Die Bruchgefahr der Wassermantelwand ist minimal, sodass die Abstützvariante III für die späteren Gießversuche favorisiert wird.

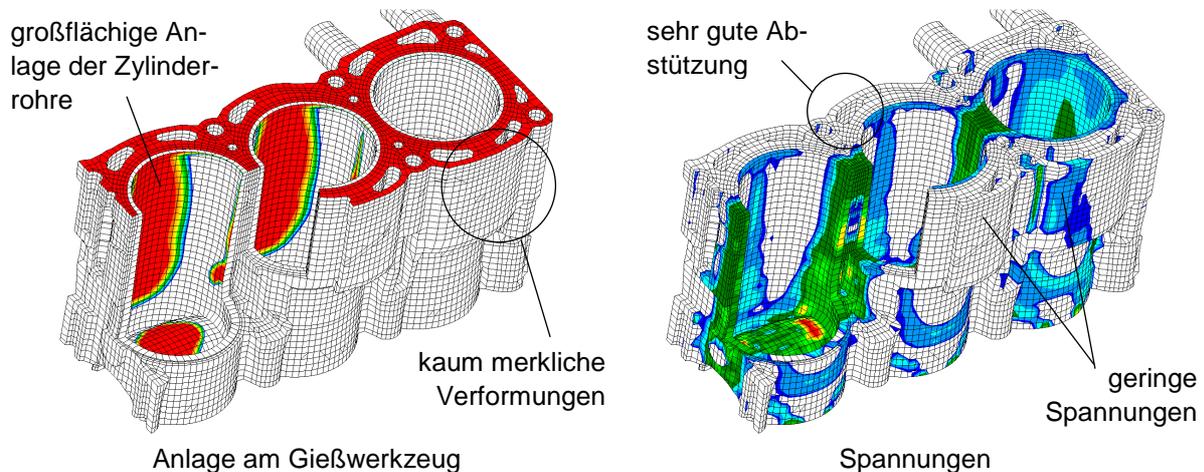


Bild 7.23: Eingieß-Simulation des closed-deck Zylindereinsatzes – Abstützvariante III

7.4.2 Verformungen und Eigenspannungen durch den Abkühlprozess (AZ91)

Als Basis für die Eigenspannungsberechnungen vom Kurbelgehäuse-Oberteil und vom Bedplate dienen die auf die FEM-Netze übertragenen Temperaturen aus der Gießsimulation zum Zeitpunkt des Öffnens der Form (ca. 15-30 Sekunden nach Formfüllung). Die Temperaturverteilung im ZKG-Oberteil ist in Bild 7.24 dargestellt. Die Temperaturen des Bedplates finden sich im Anhang 4. Deutlich ist eine starke Ungleichverteilung der Temperatur zwischen massiven, innenliegenden Bereichen und dünnen, außenliegenden Rippen und Flanschen zu erkennen. Der vor dem Einlegen in die Druckgussform auf ca. 150°C vorgewärmte Zylindereinsatz heizt sich im anschnittnahen Bereich auf bis zu 400°C auf. Diese hohe Temperatur fällt allerdings im realen Gießbetrieb durch das Abschrecken im Wasserbad binnen weniger Sekunden auf unter 200°C ab und ist für den Aluminiumwerkstoff nicht schädlich.

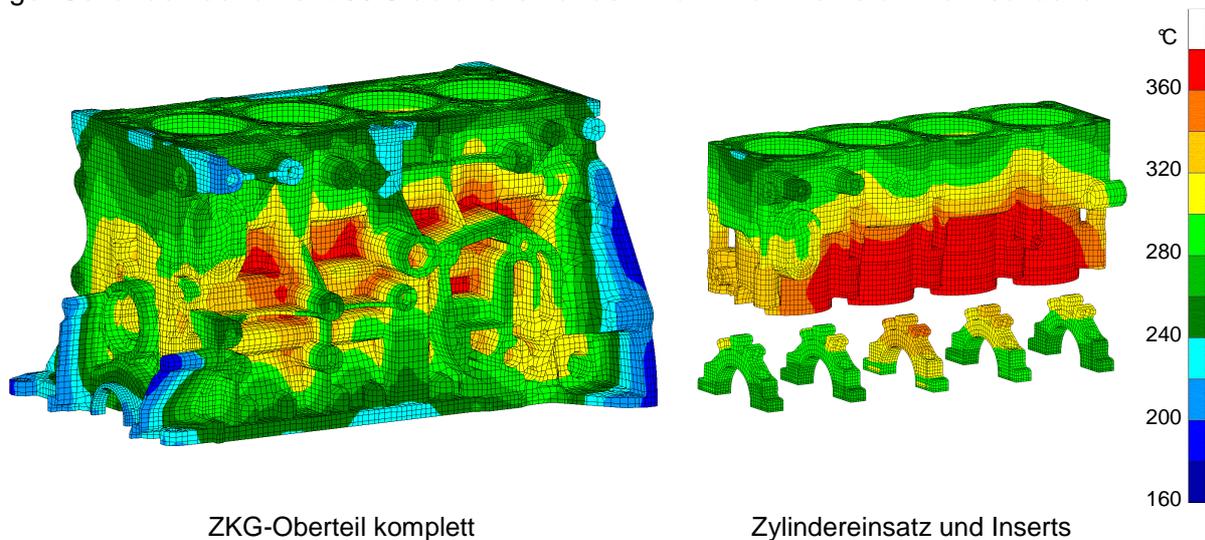


Bild 7.24: Temperaturverteilung im ZKG-Oberteil nach dem Öffnen der Gießform (AZ91)

Während der Abkühlung des Gussteils aus der Gießhitze verfestigt sich das Magnesium zunehmend und schrumpft auf die Eingussteile auf. Im Magnesium-Umguss entstehen dabei im wesentlichen Zugspannungen, in den Eingussteilen Druckspannungen. Das verspannte Zylinderkurbelgehäuse ist in Bild 7.25 mit 20 mal überhöhter Verformung dargestellt. Im rechten Bild ist deutlich ein Abheben des Magnesiums vom Zylindereinsatz zu erkennen.

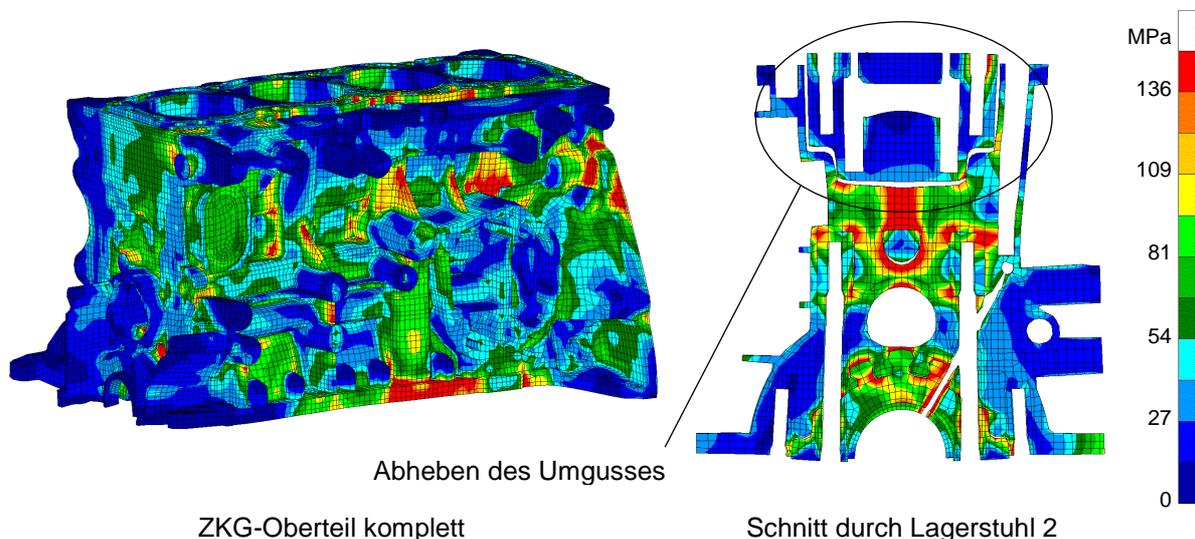


Bild 7.25: Spannungen im ZKG-Oberteil nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur (AZ91)

Die Funktion der Durchbrüche und der in Kapitel 5.5.1 beschriebenen Magnesium-Zugstreben erfüllt Ihren Zweck. Der Zylindereinsatz ist im unteren Bereich aufgrund der Schrumpfspannungen fest im Umguss verankert. Im oberen Teil des Kurbelgehäuses sind die Schrumpfspannungen nicht so stark ausgeprägt. Auf Höhe des Wassermantels liegt das Magnesium lose am Aluminium an. Die Schrumpfspannungen in diesem Bereich wirken im wesentlichen in Motorlängsrichtung und in Zylinderachsrichtung. Es existieren kaum Normalspannungsanteile, die den Umguss an den Zylindereinsatz drücken. Zusätzlich trägt der bei dieser Basisrechnung verwendete geringe Reibwert von 0,2 zwischen Zylindereinsatz und Umguss (HLV und Umguss: 0,4) nicht zu einem Anhaften des Magnesiums bei.

Die Spannungen im Verklammerungsbereich übersteigen während des Abkühlens die Streckgrenze der Magnesiumlegierung. Es kommt zu plastischen Verformungen, wie in Bild 7.26 am Beispiel des Lagerstuhls 4 dargestellt. Im kalten Zustand verbleiben in den Streben Zugspannungen nahe der Zugfestigkeit.

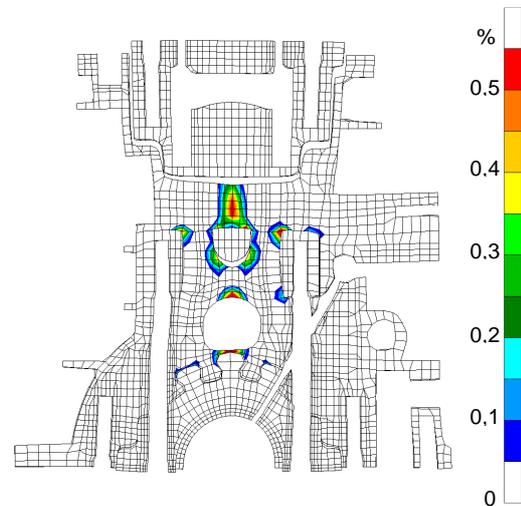


Bild 7.26: Plastische Dehnungen ε_i im Verklammerungsbereich (AZ91)

7.4.3 Relaxation der Gießspannungen durch thermisches Entspannen

Nach dem Abkühlen wird eine Warmauslagerung simuliert, die eine Entspannung des Gussteils bewirken soll. Das Bauteil wird dazu erneut bis auf 150°C aufgewärmt, wobei sich die elastischen Schrumpfspannungen durch den größeren Wärmedehnungskoeffizient von Magnesium zunächst wieder etwas verringern. Während der einstündigen Haltezeit bei 150°C kommt die in Kapitel 7.3.4 beschriebene Kriechroutine für AZ91 zum Einsatz, die die Spannungsrelaxation in den hochbelasteten Bereichen des Magnesium-Umgusses berechnet. Im Anschluss wird das Kurbelgehäuse wieder auf Raumtemperatur abgekühlt. Das Ergebnis der rechnerischen Abbildung dieser Wärmebehandlung zeigt Bild 7.27. Im Vergleich zum Eigenspannungszustand nach dem Abkühlen zeigt sich eine sehr viel homogenere Spannungsverteilung. Durch Kriechvorgänge im Bereich hoher Spannungsspitzen reduziert sich die Belastung des Magnesiums deutlich.

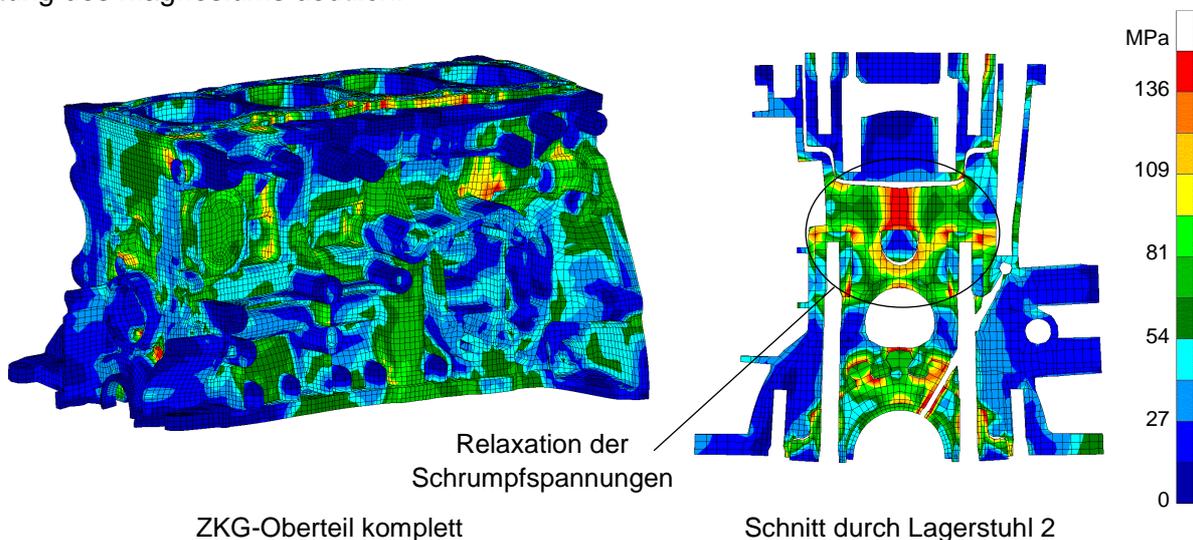


Bild 7.27: Spannungen im ZKG-Oberteil nach einer Stunde Wärmebehandlung bei 150°C

Die während der Spannungsrelaxation auftretenden Kriechdehnungen in der AZ91 Legierung sind in Bild 7.26 am Beispiel des Lagerstuhls 4 dargestellt. Sie werden allein durch die sich im Bauteil abbauenden Eigenspannungen hervorgerufen und betragen maximal ca. 0,3%, im Bereich von Spannungsspitzen über 0,6%. Aus Gründen der Rechenzeit wird das Kriechen nur während der Wärmebehandlung berücksichtigt. Auch die im kalten Bauteil zurückbleibenden Spannungen verursachen in Realität Kriechdehnungen. Die Kriechgeschwindigkeiten sind bei niedrigeren Temperaturen allerdings sehr viel geringer, sodass der Fehler klein bleibt.

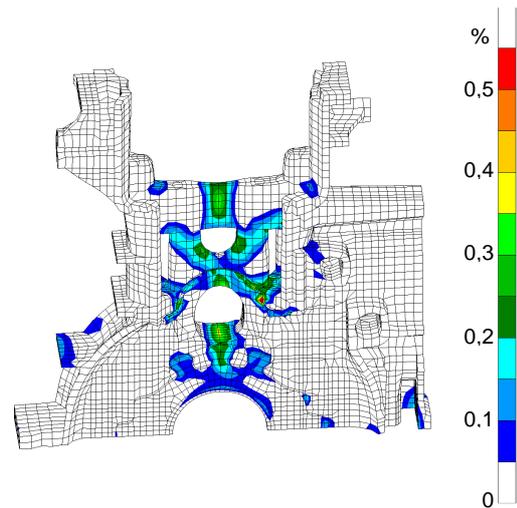
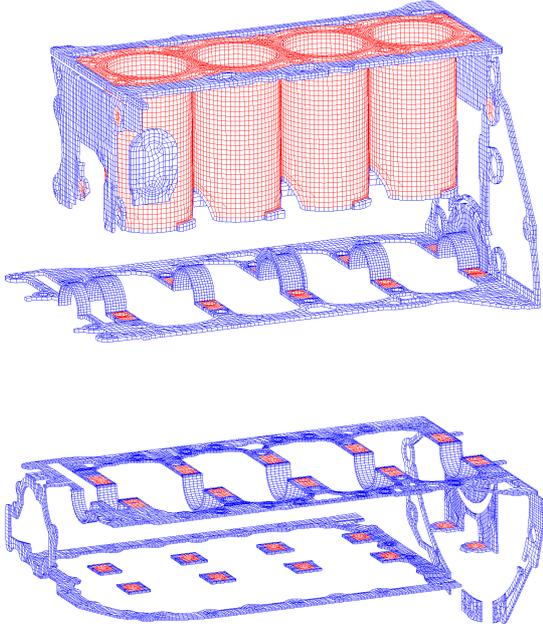


Bild 7.28: Kriechdehnungen ε_f im Verklammerungsbereich (AZ91)

7.4.4 Spannungsumlagerung durch mechanische Bearbeitung

Um den Einfluss der mechanischen Bearbeitung auf die Gießeigenspannungen im ZKG-Oberteil und im Bedplate zu analysieren, wird im Anschluss an die Wärmebehandlung für jedes Teil eine Bearbeitungssimulation durchgeführt. Durch schrittweises Wegnehmen einzelner Elementschichten werden die zunächst mitmodellierten Bearbeitungszugaben wieder entfernt. Die Abfolge der Berechnungsschritte entspricht dabei der realen Bearbeitungssequenz, um einer Verfälschung der Ergebnisse durch Reihenfolgeeffekt vorzubeugen. Es werden nur großflächiger Materialabtrag oder Bearbeitungen in der Nähe von Eingussteilen berücksichtigt, da ihr Einfluss auf die Verbundeigenspannungen am größten ist. In Bild 7.29 sind die Bearbeitungsschritte sowie die Bearbeitungszugaben dargestellt, wobei die Bearbeitungszugaben von Magnesium blau und von Aluminium rot eingefärbt sind.

ZKG-Oberteil	
Aufspannung	Bearbeitungsschritt
Topdeck	1. Getriebeseite überfräsen 2. Stirnseite überfräsen 3. Kurbelwellen-Lagergasse fräsen 4. Kurbelwellen-Axiallagersitz fräsen
Getriebeseite	5. Zylinder ausspindeln 6. Topdeck überfräsen 7. Bedplateflansch überfräsen 8. Sitz für Kolbenkühl Düsen fräsen 9. Kühlwasserstutzen fräsen
Bedplate	
Aufspannung	Bearbeitungsschritt
ZKG-Flansch	1. Ölwanneflansch überfräsen 2. Kopfauftragflächen für Hauptlagerschrauben überfräsen
Ölwanneflansch	3. ZKG-Flansch überfräsen 4. Getriebeflansch überfräsen 5. Ölpumpenflansch überfräsen 6. Kurbelwellen-Lagergasse fräsen



blau = Magnesium
rot = Aluminium

Bild 7.29: Fertigungsschritte und Bearbeitungszugaben für die Bearbeitungssimulation

Die inneren Kräfte in einem Gussteil sind, sofern die durch sie hervorgerufenen Verzerrungen nicht durch äußere Randbedingungen beeinträchtigt werden, stets im Gleichgewicht. Die Bearbeitungssimulation zeigt, dass sich durch die Bearbeitung von verspanntem Material die inneren Kräfte auf einen dünneren Querschnitt verteilen müssen und in diesem Querschnitt folglich die Spannung ansteigt. Weiterhin bewirkt die Reduzierung der Wandstärke stets einen Steifigkeitsverlust, sodass meist auch im benachbarten Material/Bauteil eine Veränderung des Spannungszustandes zu erkennen ist. Dieser Sachverhalt wird in Bild 7.30 gezeigt.

Die Reduzierung der Wandstärke des Magnesium-Umgusses im Bereich des Getriebeflansches (Schritt 1) und der Stirnseite (Schritt 2) hat ein Ansteigen der Zugschumpfspannungen im Umguss um ca. 25% zur Folge (Mittelwerte).

Bearbeitung	Zustand vor Bearbeitung		Zustand nach Bearbeitung	Veränderung
1. Getriebeseite überfräsen		→		Umguss: +25% Inlay: -22%
2. Stirnseite überfräsen		→		Umguss: +25% Inlay: -22%
3. Kurbelwellen- Lagergasse fräsen		→		Umguss: +48% Inlay: ±0%
4. Kurbelwellen- Axialagersitz fräsen		→		Umguss: +58% Inlay: ±0%

Bild 7.30: Umlagerung von Gießelastspannungen durch mechanische Bearbeitung (I)

Auch im Bereich der Hauptlagergasse (Schritt 3) und des Axialagersitzes (Schritt 4) ist der Anstieg der Spannungen im Umgussmaterial deutlich zu erkennen. Der zuvor beschriebene Steifigkeitseinfluss wird im nächsten Bearbeitungsschritt deutlich (Schritt 5, Bild 7.31). Durch das Ausspindeln der Zylinderrohre, die durch das Aufschrumpfen des Magnesiums unter Druckspannungen stehenden, verlieren diese einen Teil ihrer Steifigkeit und geben unter dem Einfluss des äußeren Drucks nach. Die Belastung des Umgusses sinkt. Dies ist in besonderem Maße in der Magnesium-Zugstrebe zu erkennen, deren Zugspannungsniveau von ursprünglich ca. 155MPa auf ca. 140MPa, also um etwa 10% abfällt. Das Spannungsniveau in der Strebe verbleibt mit 140MPa allerdings auf einem hohen Niveau. Bei der Bearbeitung des Topdeckflansches (Schritt 6) ergeben sich lokale Spannungsüberhöhungen an den im Aluminium integrierten Verschraubungsbutzen für den Nebenaggregatehalter. Im Magnesium des Topdeckflanschs ergeben sich bei der Bearbeitung zwei dünne Stellen. Der Anstieg der Spannungen ist dort gut zu erkennen.

Der Einfluss der Bearbeitung der Kolbenkühlöfen (Schritt 7) und des Bedplateflansches (Schritt 8) ist gering, weshalb hier auf eine bildliche Darstellung verzichtet wird. Durch die Bearbeitung des Kühlwasserzulaufs (Schritt 9) vergrößert sich die Belastung sowohl im Magnesium als auch im Aluminium, weil sich zum einen der tragende Querschnitt des Umgusses verringert und zum anderen der Zylindereinsatz durch das Aufbohren einen Teil seiner Steifigkeit verliert.

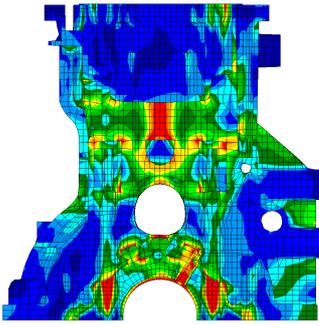
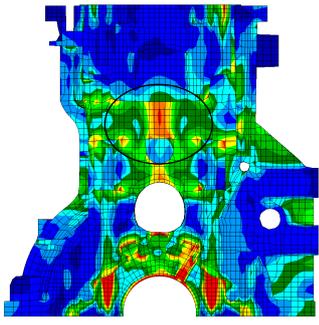
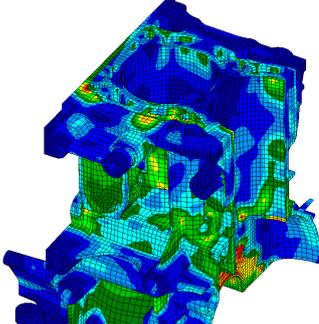
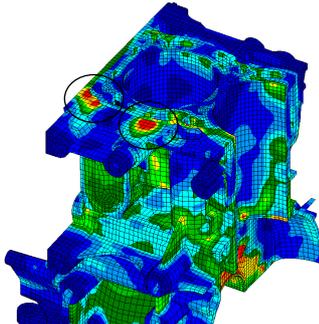
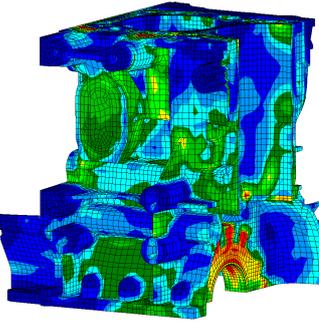
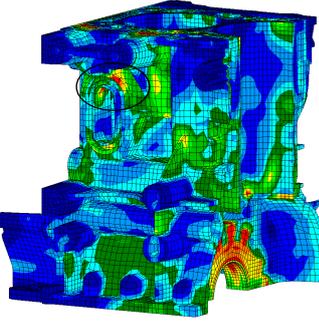
Bearbeitung	Zustand vor Bearbeitung		Zustand nach Bearbeitung	Veränderung
5. Zylinder ausspindeln		→		Umguss: -10% Inlay: +63%
6. Topdeck über- fräsen		→		Umguss: +47% lokal Inlay: ±0%
9. Kühlwasser- stutzen fräsen		→		Umguss: +80% lokal Inlay: +50% lokal

Bild 7.31: Umlagerung von Gießereigenspannungen durch mechanische Bearbeitung (II)

7.5 Einfluss der Verbundschicht auf die Eigenspannungen

Um den Einfluss der Verbundschicht auf die Eigenspannungen im fertig bearbeiteten Gussteil festzustellen, werden die in den Kapiteln 7.4.2 bis 7.4.4 vorgestellten Berechnungsschritte des Produktentstehungsprozesses in Form einer Parameterstudie für verschiedene Reibwerte und Haftzugfestigkeitswerte zwischen Zylindereinsatz und Umguss wiederholt. Die Zusammenstellung der Parameter zeigt Bild 7.32. In Studie 2 bis 5 werden für den oberen und unteren Bereich des Zylindereinsatzes jeweils verschiedene Kontakteigenschaften angenommen, um eine nur bereichsweise Beschichtung des Eingsussteils zu simulieren (vgl. auch Bild 8.7).

Studie	Umguss-Legierung	Material des Zylindereinsatzes	Reibwert μ	Haftzugfestigkeit		entspricht
				$\sigma_{Z, \text{etr.}}$	$\approx F_{Z, \text{Kn, etr.}}$	
1	AZ91	AlSi17Cu4Mg	0,2	–	–	Basisrechnung
2	AZ91	AlSi17Cu4Mg	oben: 0,8 unten: 0,4	–	–	–
3	AZ91	AlSi17Cu4Mg	oben: 0,8 unten: 0,4	oben: 4,1MPa unten: –	55N –	–
4	AZ91	AlSi17Cu4Mg	oben: 2,43 unten: 0,4	oben: 4,1MPa unten: –	55N –	AlSi12-beschichtet –
5	AZ91	AlSi17Cu4Mg	oben: 2,43 unten: 1,87	oben: 4,1MPa unten: 1,6MPa	55N 22N	AlSi12-beschichtet korundgestrahlt
6	AZ91	AlSi17Cu4Mg	2,43	4,1MPa	55N	AlSi12-beschichtet

Bild 7.32: Übersicht der Parameterstudien für die Eigenspannungsberechnung

Um die unterschiedlichen Oberflächenbehandlungen an der Außenfläche des Zylindereinsatzes abbilden zu können, werden zwei Kontaktpaare über die Bauteilhöhe definiert. Das Obere reicht vom Topdeck bis zum unteren Rand der Wassermantelwand ($h=65\text{mm}$), das Untere bis an die Unterkante der Zylinderrohre. Der Einfluss der Kontaktbedingungen auf den Zusammenhalt der Verbundstruktur ist in Bild 7.33 exemplarisch für die Studien 1, 4, 5 und 6 dargestellt. Die linke Darstellung zeigt jeweils die Spannungen und Verformungen in Lagerstuhl 2 (Verformung 20fach überzeichnet), die rechte Darstellung zeigt den Status der Kontaktbedingung am gesamten Zylindereinsatz (grün = Kontakt, rot = kein Kontakt).

Als Kriterium für das Klaffen wird ein Abstand von 0,01mm gewählt. Spalte dieser Größenordnung können bereits zu merklichen Leckagen zwischen Zylindereinsatz und Magnesium-Umguss führen (Zur Erinnerung: Konzeptbedingt stehen die Schraubenpfeifen der Hauptlagerschrauben auf der kalten Motorseite unter Drucköl, vgl. Bild 5.13 und Bild 5.14 auf Seite 52). Deutlich ist der großflächige Kontaktverlust des Magnesium-Umgusses in Studie 1 zu erkennen (Basisrechnung). Bei dieser Analyse ist in der Verbundschicht ein Reibwert von 0,2 und keine Haftzugfestigkeit angenommen, was einer Standardeinstellung für die Berechnung von Kontaktproblemen entspricht. Durch die Schrumpfspannungen in den Zugstreben kommt es verstärkt auf Höhe der Lagerstühle zu Klaffungen zwischen Umguss und Zylindereinsatz.

In Studie 4 ist deutlich der Einfluss der AlSi12-Beschichtung auf Höhe des Wassermantels zu erkennen. Mit einer ertragbaren Zugnormalspannungen von 4,1MPa ergeben sich nahezu keine Klaffungen im oberen Bereich des Motorblocks. Das Ablösen im unteren Bereich des Kurbelgehäuses ist jedoch ähnlich stark wie bei Studie 1 ausgeprägt.

Das Eingsussteil aus Studie 5 ist im Vergleich zur Studie 4 im unteren Bereich zusätzlich korundgestrahlt. Auf beiden Kontaktpaaren sind die in Kapitel 7.3.3.1 ermittelten mechanischen Eigenschaften der Verbundschicht angewendet. Durch die zusätzlich ertragbare Zugnormalspannungen von 1,6MPa an den korundgestrahlten Flächen reduzieren sich die Klaffungen

am Zylindereinsatz nochmals. Der Unterschied ist aber gering, was darauf hinweist, dass die Verbundschicht im unteren Linerbereich stellenweise hohen Zugkräften ausgesetzt ist (zumindest $\geq 1,6\text{MPa}$). Die Gesamtfläche der Anbindung von Studie 5 beträgt aber immerhin ca. 75%, was einen recht guten Wert für ein Verbundgussbauteil mit einer solch komplexen Geometrie darstellt.

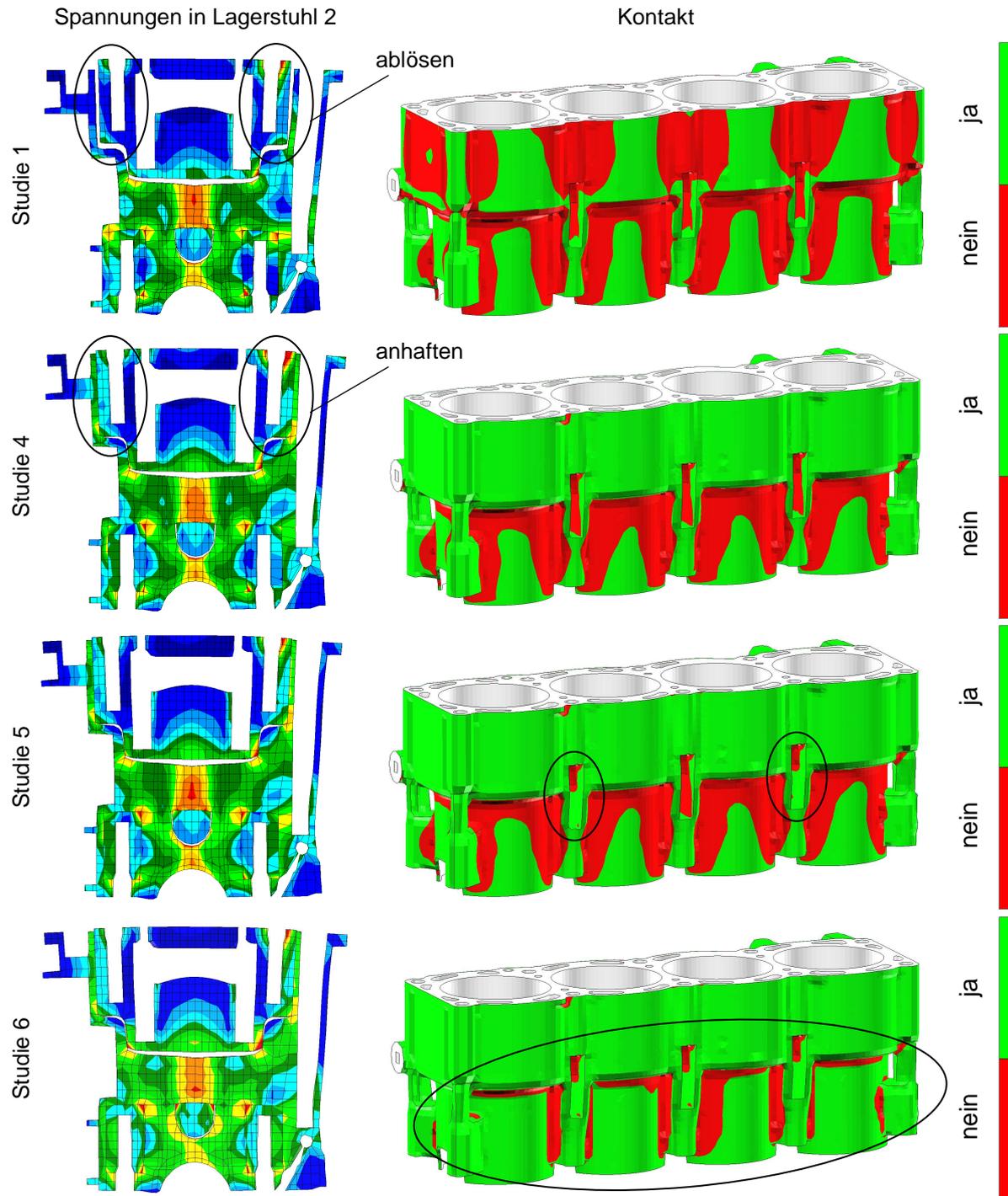


Bild 7.33: Einfluss der Verbundschicht auf Verformungen und Kontaktflächen im Fertigteil

Erst eine komplette Beschichtung mit der eutektischen AlSi12-Legierung bringt eine deutliche Verbesserung des Anbindeverhaltens mit sich (Studie 6). Nach dem Abkühlen, Wärmebehandeln und Bearbeiten stehen bei dieser Variante noch ca. 85% des Magnesium-Umgusses mit dem Zylindereinsatz in Kontakt. Für die späteren Gießversuche wird sowohl eine komplette (Studie 6) als auch eine teilweise Beschichtung vorgesehen (Studie 5).

Spannungen in der Verbundschicht:

Um ein besseres Verständnis für die Verhältnisse in der Trennfuge zwischen Zylindereinsatz und Umguss zu erhalten, werden im Folgenden die Belastungen in der Verbundschicht aus Studie 4 näher betrachtet. Bild 7.34 zeigt die Verteilung des Kontaktdrucks entlang der Wassermantelwand des Zylindereinsatzes. Der Farbverlauf von hellgrün bis dunkelblau kennzeichnet Druckspannungen, der Verlauf von gelb bis rot kennzeichnet Zugspannungen in der Verbundschicht. Für die genaue Auswertung wird exemplarisch ein Knotenpfad nahe des Topdecks herausgegriffen (schwarze Linie im Farbplot).

Das Diagramm in Bild 7.34 zeigt den Verlauf des Kontaktdrucks über die Länge des Eingussteils (blaue Linie). Die Schubkraft in Zylinderachsrichtung (rote Linie) ist im Diagramm dem Kontaktdruck, der in seiner räumlichen Richtung stets senkrecht auf die Wassermantelwand wirkt, überlagert. Es ist deutlich zu erkennen, dass der Magnesium-Umguss aufgrund des Schrumpfprozesses keinesfalls nur am Zylindereinsatz anhaftet, sondern große Schubspannungen in Zylinderachsrichtung ertragen muss. Schubspannungen in Motorlängsrichtung kommen noch hinzu. Diese sind aber deutlich geringer ausgeprägt und deshalb im Diagramm nicht dargestellt.

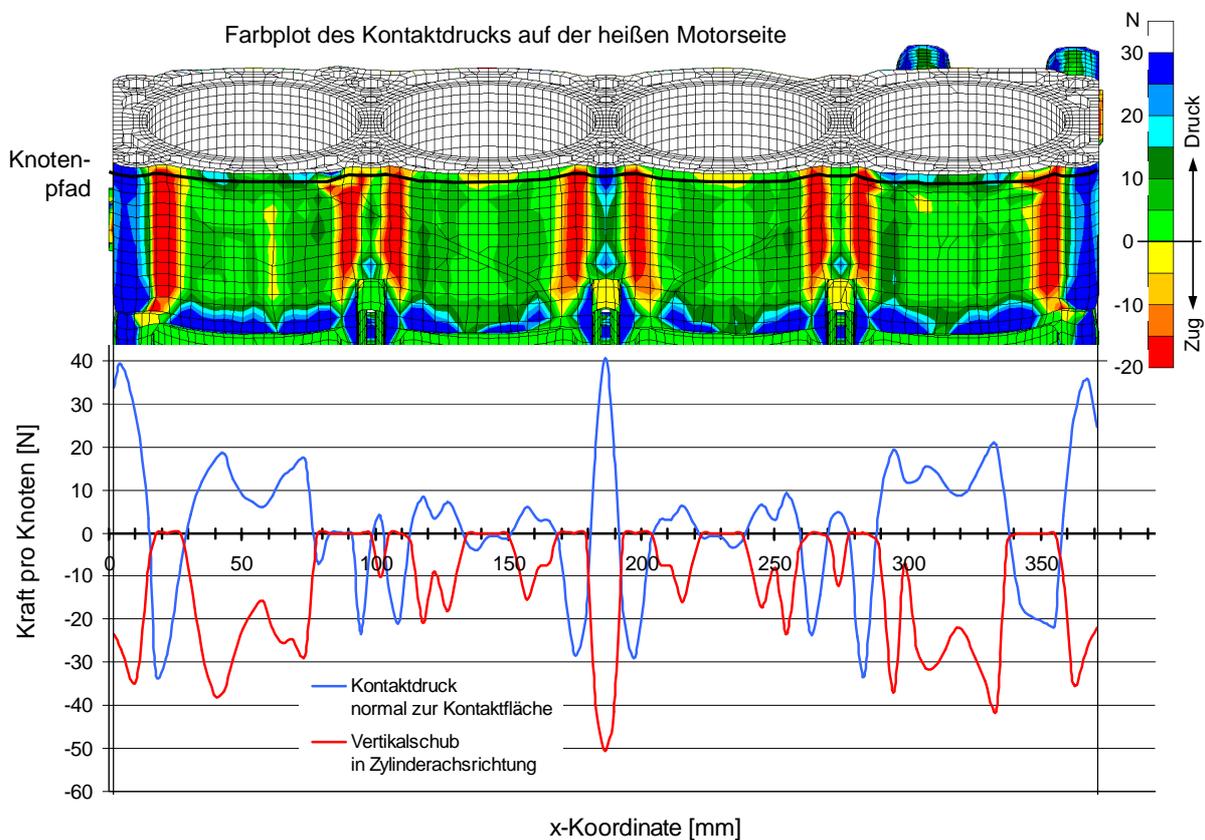


Bild 7.34: Verteilung des Kontaktdrucks entlang des Zylindereinsatzes aus Studie 4

Die Schubspannung im Magnesium hängt direkt vom örtlich wirkenden Kontaktdruck ab. Ihre Kurve verläuft stets im negativen Bereich und hat, anders wie der Kontaktdruck, keinen Nulldurchgang. Dies zeigt, dass das Magnesium dazu tendiert an jeder Stelle entlang des Zylindereinsatzes nach unten wegzugleiten, wenn dies durch die Verbundschicht nicht verhindert werden würde. Die Tatsache, dass die Schubkraft null wird sobald der Kontaktdruck negativ wird (Zugbelastung in der Trennfuge), zeigt, dass der adhäsive Charakter der Verbundschicht im FEM-Modell nicht korrekt wiedergegeben wird. Ein echter Stoffschluss oder eine Klebeschicht kann auch unter Zugbelastung Schubspannungen übertragen. In weiterführenden Berechnungen sollte das Kontaktmodell deshalb noch etwas verbessert werden.

7.6 Analyse des Motorbetriebs – Temperaturberechnungen

Bei der Auslegung des Magnesium-Zylinderkurbelgehäuses sind die maximal auftretenden Bauteiltemperaturen von enormem Interesse. Sie entscheiden letztlich darüber, welche Magnesiumlegierung eingesetzt werden muss (Kosten, Prozesssicherheit), um Kriechvorgänge oder das Setzverhalten von Schraubverbindungen in zulässigen Grenzen zu halten.

7.6.1 Ermittlung des Wärmedurchgangswiderstands der Verbundschicht

Um den Wärmedurchgang vom Brennraum über die Außenwand des Zylindereinsatzes in den Magnesium-Umguss gesichert berechnen zu können, werden Informationen über den Wärmedurchgangswiderstand der Verbundschicht benötigt (siehe auch Kapitel 6.2).

Zu diesem Zweck werden Proben aus den in Kapitel 6 beschriebenen Kurbelgehäusen entnommen und für Untersuchungen mit der „Laserflash-Methode“ präpariert. Bei dieser Methode wird mit einem Laserstrahl eine Fläche der Probe schlagartig erwärmt und zeitgleich die Temperaturentwicklung auf der gegenüberliegenden Seite der Probe gemessen. Bild 7.35 zeigt beispielhaft eine Schar gemessener und gerechneter Temperaturverläufe /115/.

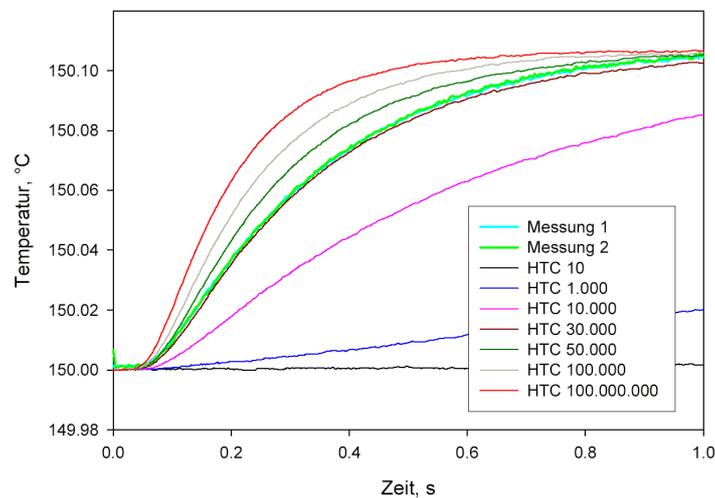


Bild 7.35: Ermittlung des Wärmedurchgangswiderstands der Verbundschicht /115/

Die Messergebnisse werden durch inverse Simulation mit berechneten Temperaturverläufen verglichen, bei denen jeweils unterschiedliche Wärmedurchgangskoeffizienten angenommen werden. Aus Gleichung 7.17 können die real existierenden Wärmedurchgangskoeffizienten schließlich berechnet werden. Die folgende Tabelle gibt einen Überblick über die Ergebnisse.

$$\dot{Q} = k \cdot A \cdot (T_1 - T_2) \quad \text{bzw.} \quad k = \frac{\dot{Q}}{A \cdot (T_1 - T_2)} \quad /71/ \quad (\text{Gl. 7.17})$$

Variante	Material der Zylinderlaufbuchse	Beschreibung der Oberflächenbehandlung	Umguss-Legierung	durchschnittl. Wärmedurchgangskoeffizient [W/m ² K]
1	AlSi17Cu4Mg	blank / unbehandelt	AZ91	ca. 2.300
2	AlSi17Cu4Mg	korundgestrahlt	AZ91	ca. 24.000
3	AlSi17Cu4Mg	ZnAl-beschichtet	AZ91	≥ 1.000.000
4	AlSi17Cu4Mg	Zn-beschichtet	AZ91	ca. 505.000
5	AlSi17Cu4Mg	AlSi12-beschichtet	AZ91	≥ 1.000.000

Bild 7.36: Wärmedurchgangskoeffizienten von Magnesium/Aluminium-Verbundproben /115/

Wie erwartet (vgl. Bild 6.26) besitzt die Verbundschicht aus Magnesium und der AlSi12-beschichteten Aluminiumbuchse den höchsten Wärmedurchgangskoeffizient. Auch die ZnAl-beschichtete Buchse schneidet gut ab. Ab etwa $1.000.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ aufwärts wird die Temperaturentwicklung im Bauteilverbund nicht mehr merklich von der Grenzschicht beeinflusst /115/. Bei einem Wärmedurchgangskoeffizient $\geq 1.000.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ hat die Verbundzone also praktisch keinen Einfluss mehr auf den Wärmehaushalt des Gussteils. Die Verbindungsschicht zwischen Aluminium und Magnesium kann dann bei der thermischen Analyse vernachlässigt werden (idealer Wärmeübergang).

Dass es in Realität zu lokalen Klaffungen zwischen Zylindereinsatz und Umguss kommt, wird in den folgenden Untersuchungen vernachlässigt. Ein Einfluss dieser Spalte auf die Temperaturverteilung im Motor kann nur mittels einer voll gekoppelten thermischen Spannungsanalyse berechnet werden.

7.6.2 Ergebnisse der Temperaturberechnungen

Für die thermische Analyse werden zwei Lastfälle untersucht. Lastfall 1 entspricht einer „normalen“ Motorvolllast bei der sich erfahrungsgemäß ca. 90°C Wassertemperatur (Regeltemperatur des Thermostates) und ca. 130°C Öltemperatur einstellen. Lastfall 2 repräsentiert mit 110°C Wassertemperatur und 140°C Öltemperatur den Motorbetrieb unter Extrembedingungen (z.B. Bergauffahrt mit Anhängelast und hohen Außentemperaturen).

Bei der thermischen Analyse werden die Wärmequellen in den Zylinderrohren (Verbrennung des Kraftstoff-Luft-Gemischs) durch veränderliche Gastemperaturen und Wärmeübergangskoeffizienten über der Zylinderhöhe abgebildet. Als Wärmesenken agieren die Kühlwassermäntel von Zylinderblock und Zylinderkopf, die Ölräume (Drucköl und druckloses Öl) sowie die Außenwand des Motors. Zur Ermittlung der Wärmeübergangskoeffizienten (heat transfer coefficient, HTC-Werte) im Kühlwassermantel werden CFD-Rechnungen durchgeführt. Die ermittelten HTC-Werte werden auf das FEM-Netz übertragen.

Die Temperaturverteilung am Gesamtmotor ist in Bild 7.37 dargestellt. Deutlich sind die hohen Temperaturen an der Brennraumkalotte, an den Ventilen und am Abgaskrümmner zu erkennen. Der Lagerstuhlbereich des Kurbelgehäuse-Oberteils und des Bedplates liegen weit entfernt vom wärmeabführenden Wassermantel und den kühlen Außenflächen und wird deshalb von der Öltemperatur dominiert (hier: Lastfall 2, 140°C). Die Getriebeglocke hingegen ist weit von den Wärmequellen in den Zylindern und den ölführenden Bereichen entfernt, was dazu führt, dass sie, bedingt durch ihre starke Verrippung (Kühlwirkung), relativ kühl bleibt. Der Getriebeflansch wird nicht heißer als ca. 100°C .

Aufgrund des hohen Wärmeeintrags in das Kurbelgehäuse-Oberteil ist die Temperaturverteilung bei diesem Bauteil, insbesondere die Maximaltemperatur des Magnesium-Umguss, von besonderem Interesse. Im weiteren Verlauf werden deshalb die Blocktemperaturen im Detail analysiert und bewertet.

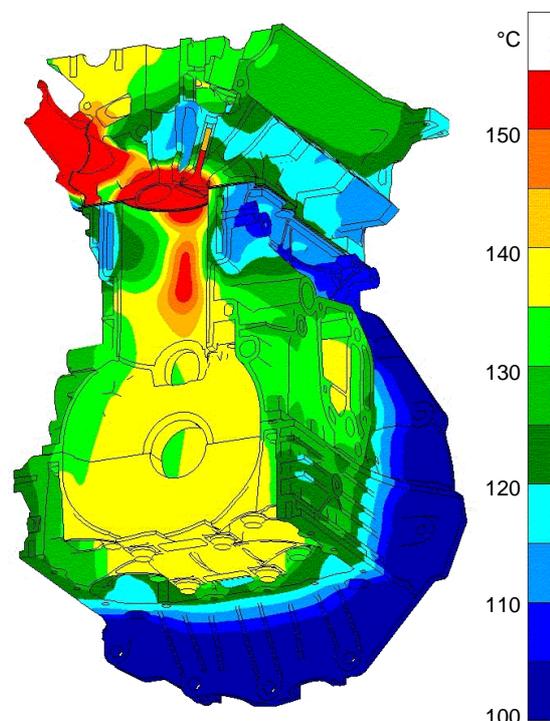


Bild 7.37: Temperaturverteilung am Gesamtmotor (Lastfall 2)

Bild 7.38 zeigt die Ergebnisse der Temperaturberechnung des Kurbelgehäuse-Oberteils aus der Magnesium-Umguss-Legierung AZ91. Die Temperaturen im Topdeckbereich sind aufgrund der im closed-deck-Zylindereinsatz vorgegossenen Stegkühlung (11mm unter Topdeck, Querschnitt 15mm x 2mm) vergleichsweise gering (T_{\max} für LF1=157°C, T_{\max} für LF2=168°C).

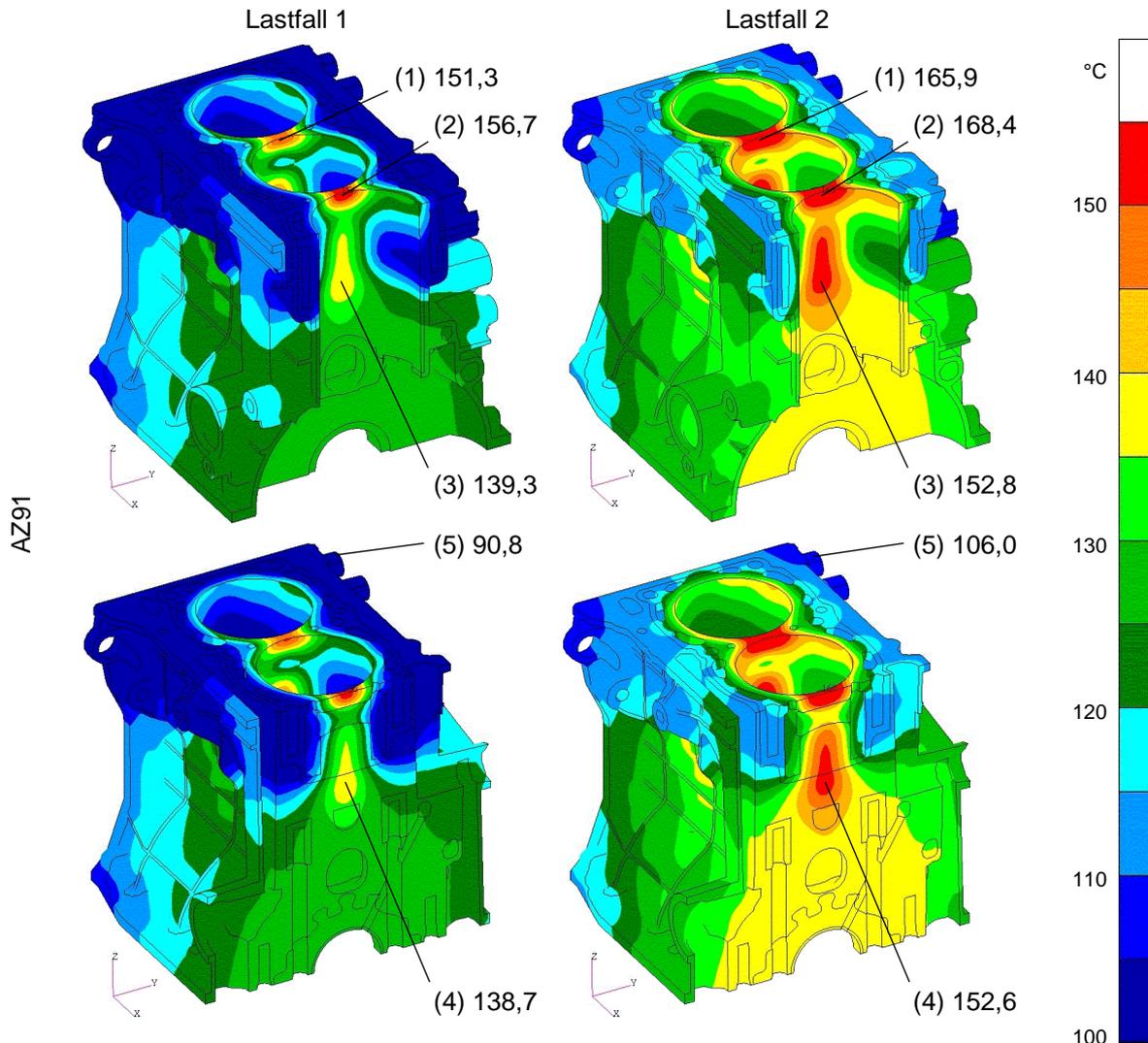


Bild 7.38: Temperaturverteilung im Kurbelgehäuse-Oberteil (Umguss: AZ91)

Die Temperaturen in den Zylinderstegen (Punkte 1 und 2) stellen für den Werkstoff des Zylindereinsatzes (AlSi17Cu4Mg) keine übermäßig hohe thermische Belastung dar. Kritischer ist der „Hot-Spot“ unterhalb der Stegkühlung anzusehen (Punkt 3 bzw. 4). Er liegt genau auf Höhe der Magnesium-Strebe, die zwischen den Zylinderrohren hindurch geführt wird. Durch die Schrumpfung des Magnesiums während der Abkühlung aus der Gießhitze stehen diese Streben unter Zugspannungen. Diese Zugspannungen sind Teil des Verklammerungskonzepts des Zylindereinsatzes und sollen dazu beitragen, dass die Magnesium-Seitenwände bei heißem Motor nicht vom Zylindereinsatz abheben. Die „Zugstreben“ unterstützen somit die angestrebte stoffschlüssige Verbindung zwischen Zylindereinsatz und Umguss.

Wie in Kapitel 7.4.3 gezeigt, liegt das Spannungsniveau in den Zugstreben auch nach der Bearbeitung der Zylinder auf hohem Niveau. Die Spannung soll sich bei heißem Motor nicht nennenswert ändern, um das Anhaften der Magnesium-Seitenwände zu unterstützen. Der Hot-Spot in der Strebe birgt jedoch die Gefahr, dass bei heißem Motor unzulässig starke Kriechvorgänge im Magnesium auftreten, sodass die Zugspannungen über Lifetime des Mo-

tors auf einen niedrigen Wert relaxieren. Ziel ist es also, die Temperaturen in den Streben möglichst gering zu halten.

Im Folgenden wird untersucht, welchen Einfluss eine Tieferlegung der Stegkühlung auf das Temperaturniveau in den Magnesium-Streben hat. Hierzu werden die Kühlschlitze im FEM-Modell mit Elementen verschlossen und an einer tieferen Stelle durch das Wegnehmen von Elementen neue Schlitze geschaffen. Die Wärmeübergangskoeffizienten werden von den alten Schlitzen übernommen.

Bild 7.39 zeigt das Ergebnis der thermischen Analyse des Zylinderkurbelgehäuses mit modifiziertem Kühlschlitz. Er reicht bis an die Unterkante des Wassermantels hinunter, um eine maximale Kühlwirkung für die darunter verlaufende Magnesium-Strebe zu erreichen. Der Schlitz beginnt 35mm unter Topdeck und hat einen Querschnitt von 25x2mm. Die Berechnung ergibt eine leichte Verlagerung des Hot-Spots (Punkt 3) nach unten und eine Absenkung der Temperatur um ca. 7°C. Die Maximaltemperatur im Steg des Aluminium-Zylindereinsatzes (Punkt 1) steigt um 26°C auf 194°C an.

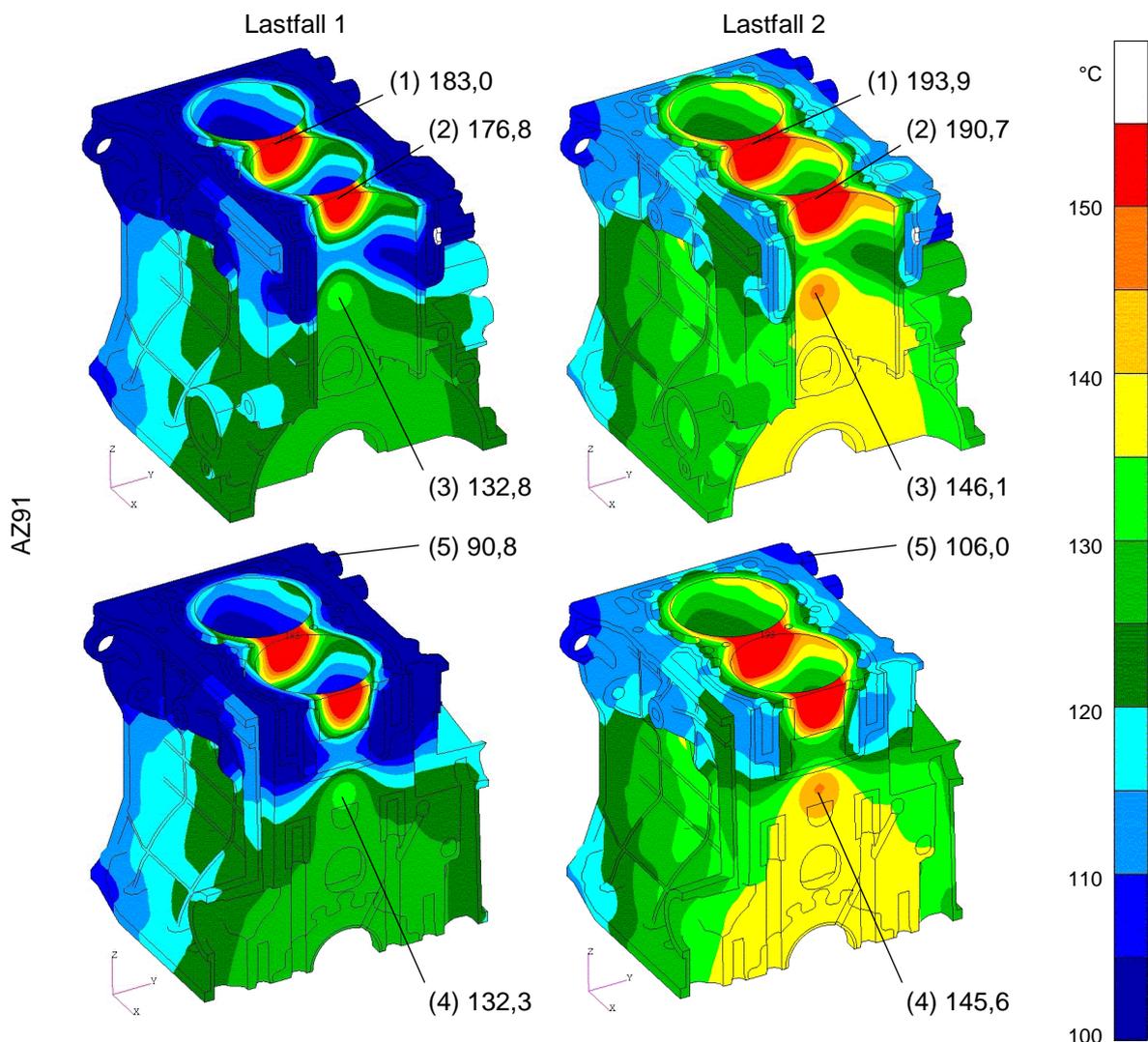


Bild 7.39: Temperaturverteilung am ZKG (Umguss: AZ91 / modifizierte Stegkühlung)

Bild 7.40 zeigt die alte (a) und neue Temperaturverteilung (b) über der Zylinderhöhe. Obwohl der Hot-Spot im Magnesium durch die tiefergelegte Stegkühlung etwas entschärft ist und die Temperatur im Steg des Zylindereinsatzes für die Aluminiumlegierung noch ertragbar ist, erweist sich die neue Temperaturverteilung über die Zylinderhöhe trotzdem als ungünstig.

Die Temperaturdifferenz von minimaler zu maximaler Wandtemperatur steigt in der neuen Konfiguration von ursprünglich 30°C (ΔT_a) auf 60°C an (ΔT_b). Für den Motorbetrieb ist dies deutlich kritischer (in Bezug auf den Rohrverzug) als die um 7°C höhere Temperatur des Magnesiums.

Aufgrund dieses Ergebnisses wird die tiefergelegte Stegkühlung für die weiteren Berechnungen nicht mehr berücksichtigt. Stattdessen wird ein Legierungswechsel zur Verbesserung der Kriechproblematik in Erwägung gezogen.

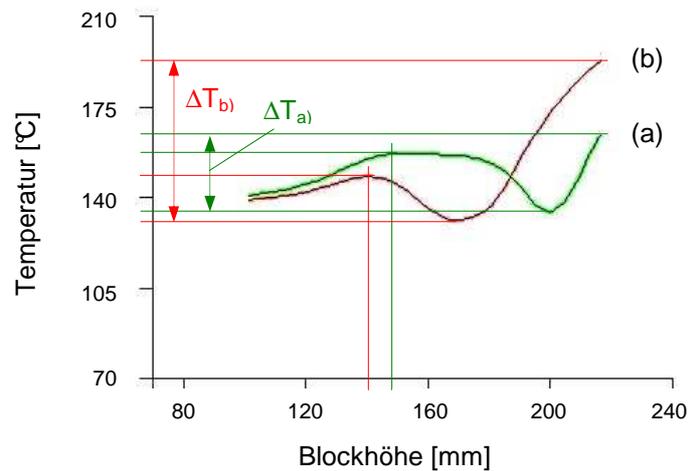


Bild 7.40: Temperaturverlauf an der Zylinderwand bei normaler (a) und modifizierter Stegkühlung (b)

Da die Temperatur im Hot-Spot durch gezielte Kühlungsmaßnahmen nicht signifikant reduziert werden kann und die vorhandene Temperatur von 152°C für die Legierung AZ91 noch zu hoch ist, werden die Temperaturberechnungen in der ursprünglichen Konfiguration der Stegkühlung mit anderen, kriechfesteren Magnesium-Druckguss-Legierungen MRI153M, MRI230D und AJ62x wiederholt. Bild 7.41 fasst die Ergebnisse der thermischen Analysen zusammen. In der Tabelle steht Punkt 1 für die Maximaltemperatur im 3. Zylindersteg, Punkt 2 für die Maximaltemperatur im 2. Zylindersteg, Punkt 3 markiert den Hot-Spot im Zylinderrohr (Zylinder 2), Punkt 4 den Hot-Spot in der Magnesium-Zugstrebe (2. Zylindersteg) und Punkt 5 zeigt die Temperatur an einer vergleichsweise kühlen Stelle an der Block-Rückseite.

	Lastfall 1 90°C Wasser / 130°C Öl Temperaturen in [°C]					Lastfall 2 110°C Wasser / 140°C Öl Temperaturen in [°C]				
	Punkt 1	Punkt 2	Punkt 3	Punkt 4	Punkt 5	Punkt 1	Punkt 2	Punkt 3	Punkt 4	Punkt 5
AZ91	151,3	156,7	139,3	138,7	90,8	165,9	168,4	152,8	152,6	106,0
MRI153M	151,3	156,7	138,9	138,3	91,0	165,9	168,4	152,4	152,3	106,3
MRI230D	151,3	156,7	137,8	137,3	91,4	165,9	168,4	151,4	151,4	107,1
AJ62x	151,3	156,7	136,7	136,3	91,7	165,9	168,4	150,3	150,3	107,8

Bild 7.41: Block-Temperaturen in Abhängigkeit des Mg-Umgusses (normale Stegkühlung)

Bedingt durch die höhere Wärmeleitfähigkeit der kriechfesteren Magnesiumlegierungen (siehe Bild 2.13), insbesondere der MRI230D und AJ62x, ergeben sich in den kritischen Bereichen geringere Temperaturen, da die Wärme besser abgeleitet wird. An relativ kühlen Stellen am Bauteil steigt die Temperatur bei den kriechfesten Legierungen unterdessen durch des besseren Temperatenausgleich im Bauteil leicht an.

Aufgrund der höheren Wärmeleitfähigkeit, der hier untersuchten kriechfesteren Magnesiumlegierungen, sind diese Werkstoff-Alternativen durch die in den kritischen Bereichen geringeren Bauteiltemperaturen somit zusätzlich im Vorteil.

Zur Vollständigkeit sind die Ergebnisse der Temperaturberechnungen mit den Legierungen MRI153M, MRI230D und AJ62x im Anhang 5 dokumentiert.

7.7 Verformung und Festigkeit des Hauptlagerstuhls

In diesem Kapitel wird der Nachweis für die Dauerhaltbarkeit der Lagerstühle erbracht. Wie bei einem Vierzylinder-Turbomotor üblich, ergeben die Berechnungen der Kurbelwellen-Lagerlasten mit dem Programm Excite an den Lagerstühlen zwei und vier die höchsten Belastungen. Bei einem hochdrehenden Saugmotor treten die höchsten Belastungen aufgrund der dominierenden Massenkräfte üblicherweise an Lagerstuhl drei auf.

Exemplarisch für die gesamte Kurbelwellenlagerung werden nachfolgend die Ergebnisse von Lagerstuhl vier dargestellt da dieser durch seine geringe Breite von nur 20mm (im Gegensatz zu 24mm bei Lagerstuhl drei) zusammen mit Lagerstuhl zwei spezifisch am höchsten beansprucht wird. Auf die Ergebnisse der anderen Lagerstühle wird bei Bedarf eingegangen.

7.7.1 Gestaltungsmöglichkeit des Hauptlagerstuhlbereichs

Zur Festigkeitssteigerung der Lagerstühle werden im Kurbelgehäuse-Unterteil Verstärkungselemente (Inlays) aus einem höherfesten Werkstoff mit vorzugsweise geringem Wärmedehnungskoeffizient eingegossen (vgl. Kapitel 5.5.3). Diese Bauweise entspricht dem Stand der Technik und wird bei vielen Motoren angewendet. Die Lagerstühle des Kurbelgehäuse-Oberteils sind flexibel gestaltbar. Je nach Motorvariante und Belastung können hier ebenfalls Verstärkungselemente zu Festigkeitssteigerung oder zur Reduzierung des Heißlagerspiels eingegossen werden. Da die Gewinde für die Hauptlagerschrauben nicht in den Inlays sondern im Zylindereinsatz untergebracht sind, ist das Kurbelgehäuse-Oberteil nicht auf die Verstärkungselemente angewiesen. Bei einer Inlaybreite von jeweils 16mm ergibt sich für die Wandstärke des Magnesium-Umgusses in Motorlängsrichtung ein Wert von 2mm. Da die Seitenwände der Lagerstühle nicht bearbeitet werden, wird dieser Wert nur durch die enge Lagetoleranz des Inlays im Druckgusswerkzeug beeinflusst.

Einige verschiedene Gestaltungsmöglichkeiten des Hauptlagerstuhlbereichs zeigt Bild 7.42. Bei jeder Variante belastet das Gewinde der Schraube bzw. der Schraubenkopf nur den höherfesten Werkstoff und nicht das Magnesium. Die grünen Balken sind ein Maß für den gemittelten Wärmedehnungskoeffizient über der Klemmlänge der inneren Hauptlagerschraube (in $10^{-6} 1/K$). Er beeinflusst in hohem Maße das Setz- und Relaxationsverhalten der Hauptlagerschraubung. Die blauen Balken kennzeichnen das Gewicht der Variante in kg.

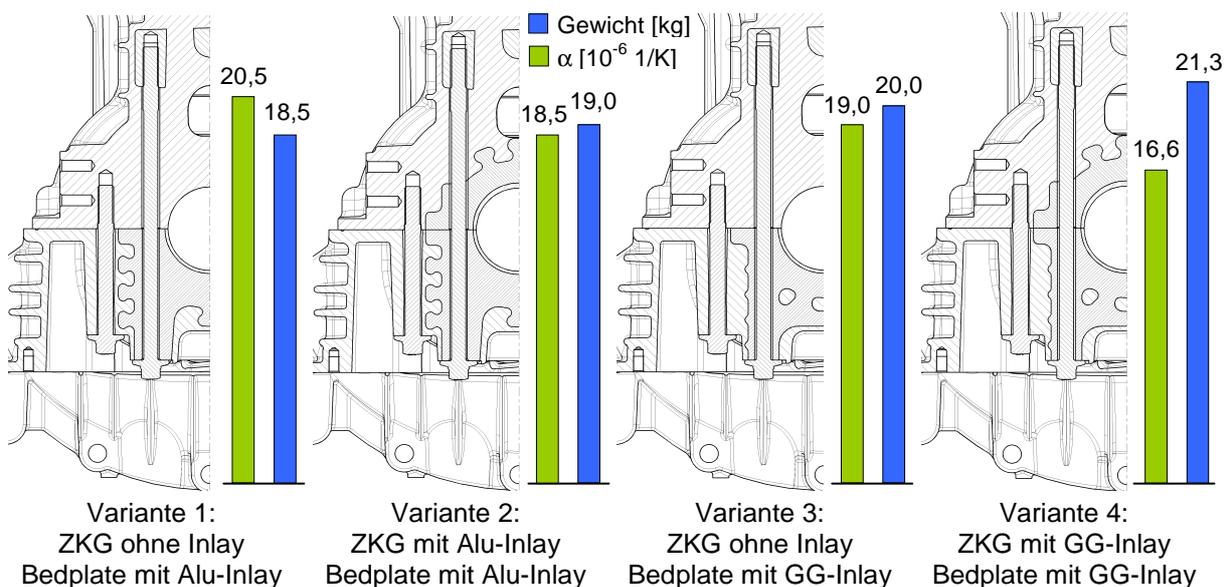


Bild 7.42: Gestaltungsmöglichkeit des Hauptlagerstuhlbereichs

In Bild 7.42 wird für die Aluminium-Inlays der Werkstoff DISPAL S 226 mit einem Wärmeausdehnungskoeffizient α von ca. $14,5 \times 10^{-6} \text{ 1/K}$ und für die GG-Inlays der Werkstoff GGG50 angenommen ($\alpha = 11,5 \times 10^{-6} \text{ 1/K}$).

Für die Auswahl der Hauptlagerschrauben gibt es prinzipiell mehrere Möglichkeiten von denen einige in Bild 7.43 dargestellt sind. Entscheidende Kriterien bei der Auswahl der Schrauben sind die Festigkeit, der benötigte Bauraum, die elastische Nachgiebigkeit, der Ausdehnungskoeffizient, das Gewicht sowie die Montierbarkeit (Anzugsverfahren und Verhalten in der Streckgrenze) und die Kosten. Die nachfolgende Auflistung zeigt die Verhältnisse auf der Grundlage einer erreichbaren Mindestvorspannkraft von 40kN bei 90%-iger Ausnutzung der Streckgrenze. Der relative thermische Ausdehnungskoeffizient zum ZKG wird auf Basis eines Kurbelgehäuses der Variante 2 mit Inlays aus DISPAL S 226 ermittelt.

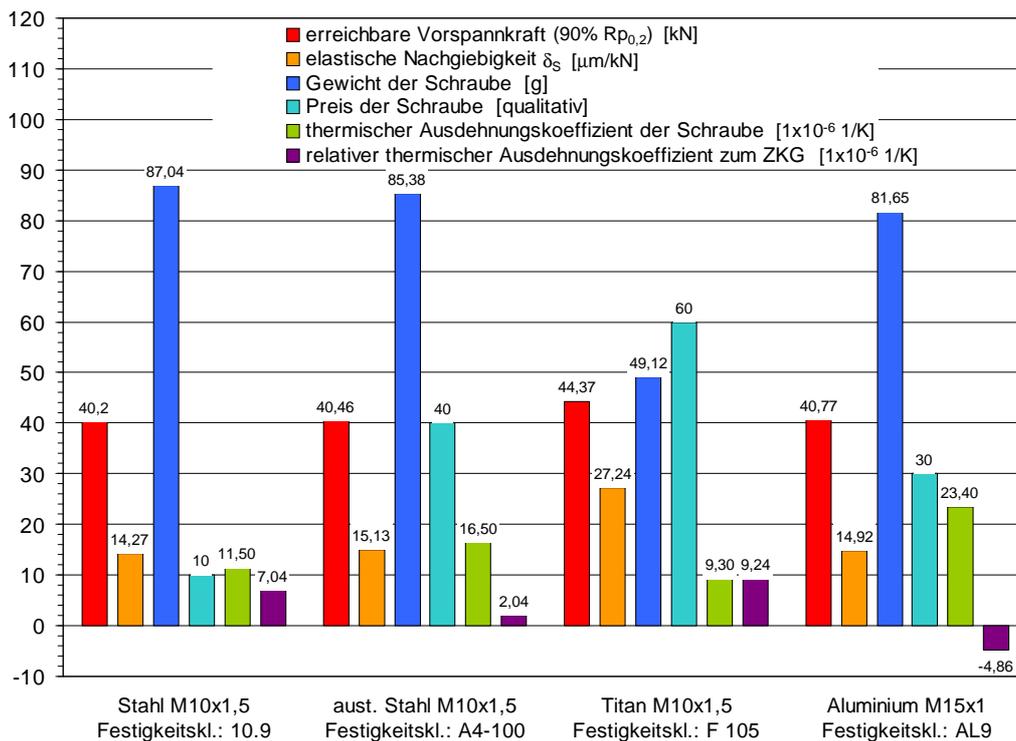


Bild 7.43: Gegenüberstellung verschiedener Hauptlagerschraubungskonzepte

Die austenitische Stahlschraube bietet die besten Bedingungen bzgl. des thermischen Ausdehnungsverhaltens relativ zur Kurbelgehäusestruktur. Die Differenz der thermischen Dehnung zwischen ZKG und Schraube beträgt nur ca. $2 \times 10^{-6} \text{ 1/K}$ was einer ideal „atmenden“ Schraubenverbindung sehr nahe kommt. Die Kosten sind jedoch ca. vier mal höher als bei einer herkömmlichen Stahlschraube. Mit Titan Hauptlagerschrauben ließe sich das Gewicht des Motors nochmals um ca. 400 Gramm reduzieren (10 Schrauben) bei ca. sechsmal höheren Kosten pro Schraube. Ihr Einsatz ist deshalb im wesentlichen zur Reduzierung der bewegten Massen (z.B. als Pleuelschraube) gerechtfertigt. Gegen die Aluminiumschraube spricht der erforderliche Schraubendurchmesser (M15 bei einer Lagerstuhlbreite von 20mm) und der mit ca. $-4,9 \times 10^{-6} \text{ 1/K}$ ungünstige relative thermische Ausdehnungskoeffizient zum ZKG der ein Abfall der Schraubenvorspannkraft bei heißem Motor bewirken würde.

Aufgrund der ausgewogenen Eigenschaften und der geringen Kosten ist es das Ziel, die Kurbelgehäusestruktur für die Verwendung von normalen Stahl-Hauptlagerschrauben zu optimieren. Bei den folgenden Berechnungen werden deshalb für die inneren Hauptlagerschrauben jeweils Vergütungsschrauben M10x200 der Festigkeitsklasse 10.9 betrachtet. Die äußeren Schrauben (M10x95) sind aufgrund der direkten Verschraubung in Magnesium (Gewinde und Schraubenkopf) aus Aluminium (Schraubenwerkstoff AL9).

7.7.2 Lastfälle

Zur Analyse aller relevanten Belastungen im Hauptlagerstuhl, werden in der FEM-Berechnung sechs Lastfälle betrachtet, die nachfolgend kurz beschrieben werden.

7.7.2.1 Montagelastfall, Step 1

Um für die Lagerstuhlberechnung realistische Lastpfade in der Kurbelgehäusestruktur abzubilden, wird der Motorblock nur am Topdeck im Bereich der Zylinderrohre eingespannt (Bild 7.44). Beim Anziehen der Hauptlagerschrauben werden gleichzeitig die Zylinderkopfschrauben angezogen, sodass sich im Zylindereinsatz Zugmittelspannungen in den Verbindungsrippen und -streben ausbilden (vgl. Bild 5.9 und Bild 7.4). Das Übermaß der Hauptlagerschalen (blau) wird ebenfalls schrittweise aufgebracht. Ein nicht unerheblicher Anteil der Vorspannkräfte der Hauptlagerschrauben wird für die Überbrückung dieses Übermaßes aufgebracht.

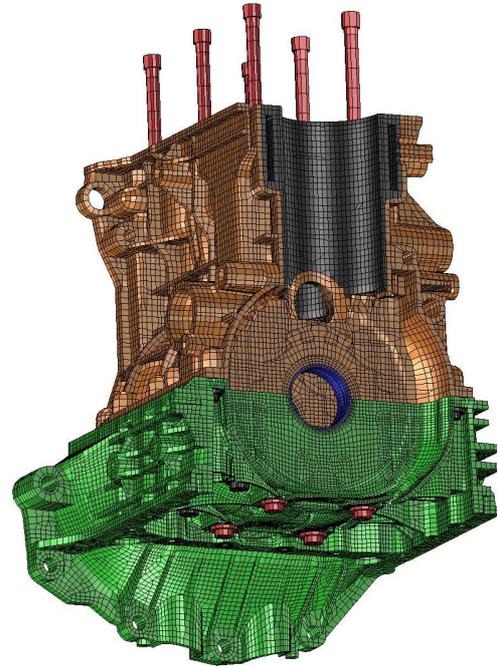


Bild 7.44: FEM-Modell für die Lagerstuhlberechnungen.

7.7.2.2 Temperurlastfall, Step 2

Im zweiten Schritt wird das verspannte Kurbelgehäuse von Raumtemperatur homogen auf 150°C aufgeheizt. Diese Temperaturbelastung stellt einen Extremfall dar. Sie kommt im realen Fahrbetrieb kaum vor, da die Temperaturen an den Lagerstühlen im wesentlichen von der Öltemperatur bestimmt sind.

7.7.2.3 Dynamische Lastfälle, Step 3 – 6

Für die durch den Kurbeltrieb in die Lagerstühle eingeleiteten Betriebslasten werden aus der Kurbelwellenberechnung 4 Lastfälle herausgegriffen. An jedem Lagerstuhl werden die maximal auftretenden Kräfte in positiver und negativer y-Richtung sowie in positiver und negativer z-Richtung ermittelt. Jede Lagerkraft wird in einem separaten Berechnungsschritt quasistatisch auf die Struktur aufgebracht. Die Analyse der Betriebsfestigkeit erfolgt schließlich in FEMFAT durch Überlagerung der Mittel- und Amplitudenspannungen aus den Lastfällen zwei bis sechs. Bild 7.45 zeigt eine Übersicht der Lagerlasten von Lagerstuhl vier.

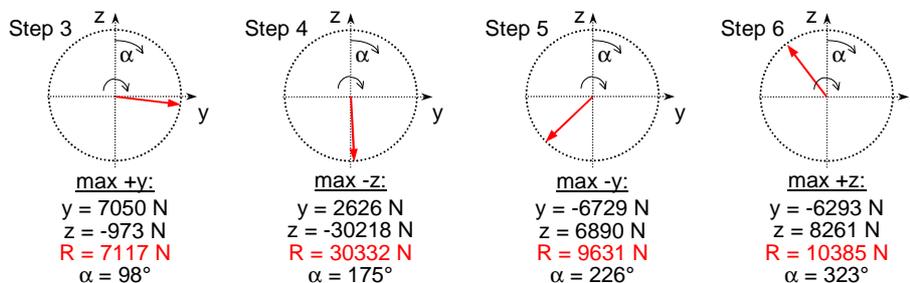


Bild 7.45: Dynamische Lagerlasten für die Betriebsfestigkeitsanalyse

7.7.3 Ergebnisse

Die Berechnungen zu den verschiedenen Lagerstuhlvarianten und die Ergebnisse der Parameterstudien (z.B. Reibungsvariation) werden nachfolgend qualitativ zusammengefasst.

7.7.3.1 Verformungen und Spannungen

Die Reduzierung des Heißlagerspiels ist für eine gute Motorakustik und einen geringen Öldurchsatz unabdingbar und ein wichtiger Aspekt bei der Auslegung einer Kurbelwellenlagerung. Wie bereits angedeutet kann die Aufweitung der Hauptlagerbohrung durch das Eingießen von Werkstoffen mit geringem Wärmedehnungskoeffizient positiv beeinflusst werden. Die Verhältnisse für die zuvor dargestellten Lagerstuhlvarianten eins bis vier (S. 101) sind in Bild 7.46 bei einer Temperatur von 150°C für verschiedene Inlaywerkstoffe (zwei Aluminiumwerkstoffe und einen Eisenwerkstoff) dargestellt. Die Aufweitung der Hauptlagerbohrung mit einem Nennmaß von 53mm (Außendurchmesser der Lagerschale) beträgt je nach Eingusswerkstoff zwischen 105µm und 147µm (schraffierte Felder). Bei gleicher Temperaturdifferenz dehnt sich der 48mm dicke Lagerzapfen der Kurbelwelle um 69µm.

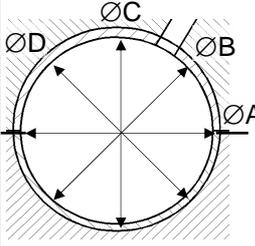
	Variante / Inlaywerkstoff	Ø A [mm]	Ø B [mm]	Ø C [mm]	Ø D [mm]	Ø gemitt. [mm]	Lagerspiel theor. [µm]
	V1a / DISPAL S226	53,150	53,147	53,136	53,140	53,143	106
	V1b / DISPAL S230	53,153	53,151	53,140	53,144	53,147	110
	V2a / DISPAL S226	53,145	53,136	53,124	53,126	53,133	96
	V2b / DISPAL S230	53,151	53,143	53,133	53,135	53,140	103
	V3 / GGG50	53,127	53,140	53,129	53,131	53,132	95
	V4 / GGG50	53,108	53,115	53,098	53,100	53,105	68

Bild 7.46: Aufweitung der Hauptlagerbohrung bei 150°C für Lagerstuhlvariante 1-4

Unter Berücksichtigung der Tolerierung der Hauptlagerbohrung ($\varnothing 53^{+0,01}$) und des Hauptlagerzapfendurchmessers an der Kurbelwelle ($\varnothing 48_{-0,037}^{0,017}$) sowie der Verwendung von 2,5mm dicken Hauptlagerschalen (Klassierung nicht berücksichtigt) ergibt sich bei Raumtemperatur ein theoretisches Lagerspiel von 32µm. Bei 150°C ergibt sich je nach Variante und Eingusswerkstoff ein Lagerspiel von 68µm bis 110µm. Unter gleichen Randbedingungen erreichen Aluminium-Motorblöcke mit Grauguss-Lagerdeckel ein Lagerspiel von ca. 63µm. Um eine, mit einem Serienmotor vergleichbare Motorakustik und einen geringen Öldurchsatz zu erhalten, sind demnach die Lagerstuhlvarianten 2a sowie 3 und 4 zu bevorzugen.

Die Verspannung des Kurbelgehäuses unter Montage und Temperaturlast ist in Bild 7.47 dargestellt. Üblicherweise geht man bei einer normalen Lagerstuhlberechnung zunächst von einem spannungsfreien Zustand des Kurbelgehäuses vor Beginn der Rechnung aus.

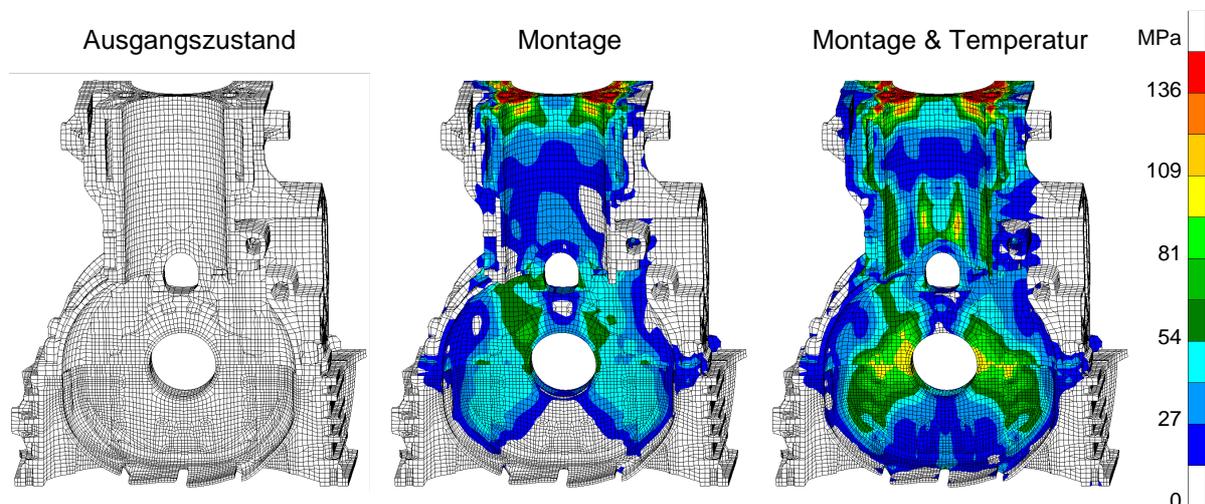


Bild 7.47: Spannungsverteilung im ZKG-Oberteil unter Montage- und Temperaturlast ohne Berücksichtigung der Eigenspannungen (Lagerstuhlvariante 2)

Bei Berücksichtigung der Eigenspannungen aus Kapitel 7.4 ergibt sich jedoch ein Zustand nach Bild 7.48. Deutlich sind bereits im Ausgangszustand die Schrumpfspannungen um die Eingsussteile zu erkennen. Erst durch die Wärmedehnung bei heißem Motor verringern sich die Schrumpfspannungen im Magnesium-Umguss und die Belastung geht zurück.

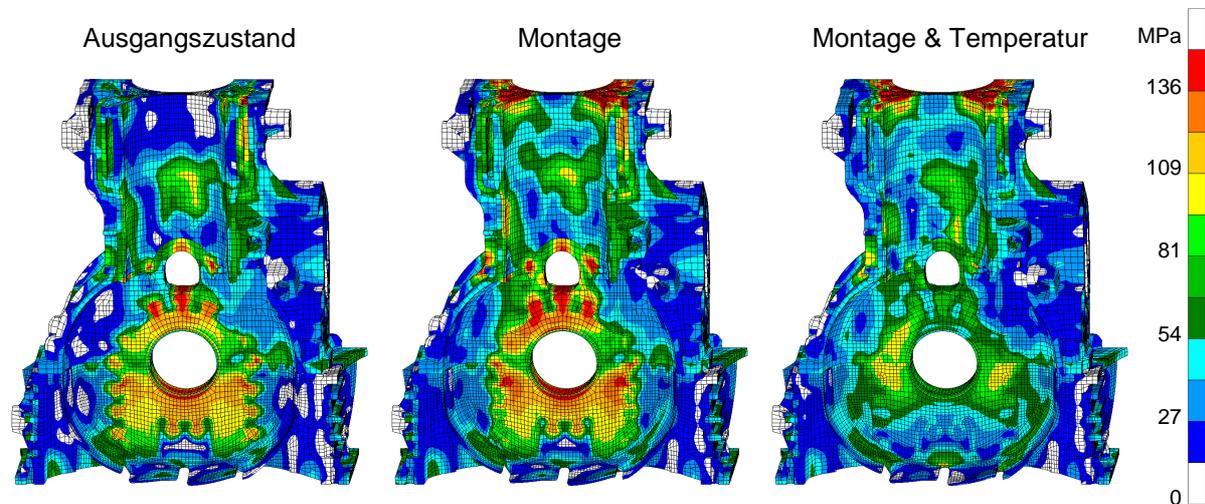


Bild 7.48: Spannungsverteilung im ZKG-Oberteil unter Montage- und Temperaturlast mit Berücksichtigung der Eigenspannungen (Lagerstuhlvariante 2)

7.7.3.2 Dauerfestigkeits-Betrachtung

Während die Eigenspannungen sowie die Montage- und Temperaturbelastung eine quasistatische Mittellast in der Motorblockstruktur darstellen, werden dem Bauteil durch die Betriebslasten (Step 3 - 6) dynamische Lastamplituden aufgeprägt. Für eine „dauerfeste“ Auslegung müssen diese Spannungsamplituden mindestens ca. 1×10^8 bis 1×10^9 mal ertragen werden können (eine ausgeprägte Dauerfestigkeit wie bei Stahl (in der Regel bei ca. 1×10^7 Lastwechseln), ist bei Aluminium und Magnesium zwar nicht zu beobachten, dennoch wird der Begriff nachfolgend zur Vereinfachung verwendet). Der Nachweis für die Dauerfestigkeit wird mit dem Programm FEMFAT erbracht.

Konzeptbedingt werden die durch die Gas- und Massenkräfte hervorgerufenen zyklischen Belastungen zwischen Zylinderkopf und Hauptlagerung durch den Zylindereinsatz geleitet und müssen von den Verbindungsrippen und -streben dauerhaft ertragen werden. Bild 7.49 gibt Aufschluss über die Sicherheiten in diesen Bereichen.

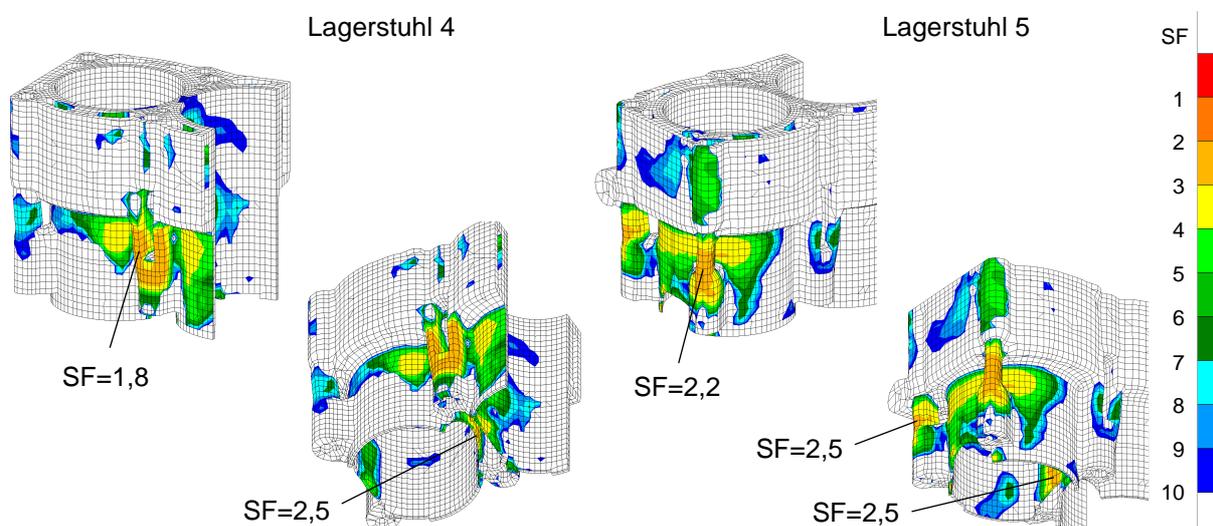


Bild 7.49: Sicherheit gegen Dauerbruch in den Lastpfaden des Zylindereinsatzes

Die minimalen Sicherheiten am Zylindereinsatz betragen 1,8 an den Rippen zwischen der Zylinderkopf- und Hauptlagerverschraubung an Lagerstuhl 4 und ca. 2,2 bis 2,5 an den Streben von Lagerstuhl 5. Am unteren Rand der Zylinderbuchse ergeben sich im Zwickelbereich jeweils Sicherheiten von 2,5. Unter Annahme einer notwendigen Sicherheit von 1,3 ist der Zylindereinsatz als kraftführendes Element somit dauerhaft ausgelegt.

Einfluss der Reibung zwischen Inlays und Umguss:

Im Folgenden wird die Dauerfestigkeit der Magnesium-Schottwand betrachtet und der Einfluss der Reibung zwischen Inlays und Umguss untersucht. Bild 7.50 zeigt bei einem Reibwert von $\mu=0,12$ ausreichend hohe Sicherheiten im Magnesium. Wird der Reibwert verzehnfacht ($\mu=1,2$) erhöht sich die Belastung im Magnesium und die Sicherheiten im Umguss verringern sich. Im Bereich der Hauptlagerbohrung bedeutet dies ein Abfall der Sicherheit von 3,0 auf 2,1. Nachfolgend sind die in den Berechnungen verwendeten Reibwerte stets angegeben.

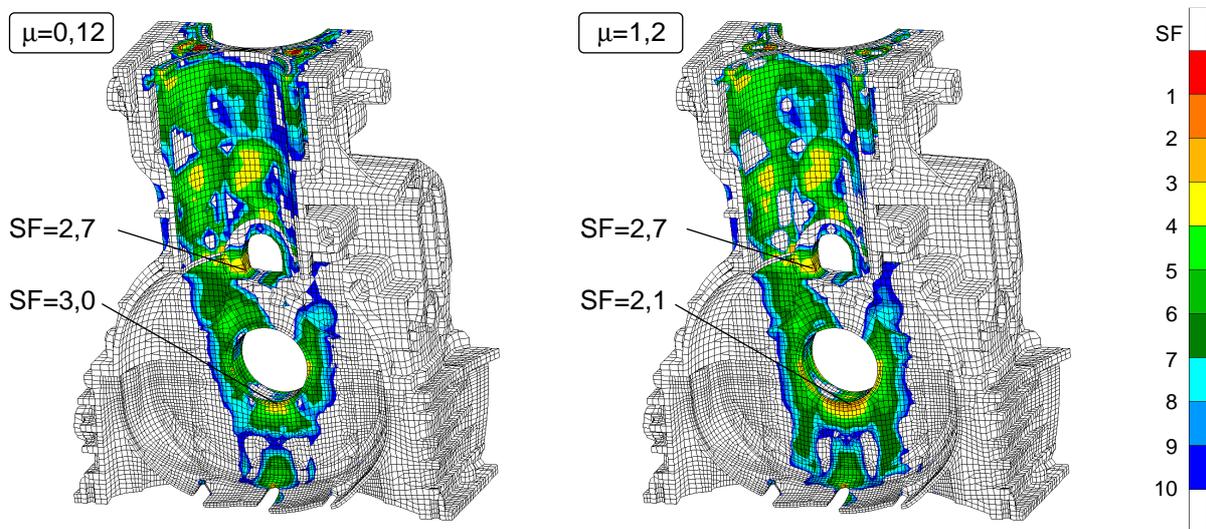


Bild 7.50: Sicherheiten bei Variation der Reibung zwischen Inlays und Umguss

Einfluss der Eigenspannungen:

Werden die Eigenspannungen bei der Sicherheitsbetrachtung mitberücksichtigt zeigt sich, dass die Sicherheiten im Magnesium von 2,6 bzw. 2,7 auf 3,2 bzw. 3,6 ansteigen und im Zylindereinsatz von 2,8 auf 2,3 zurück gehen (Bild 7.51).

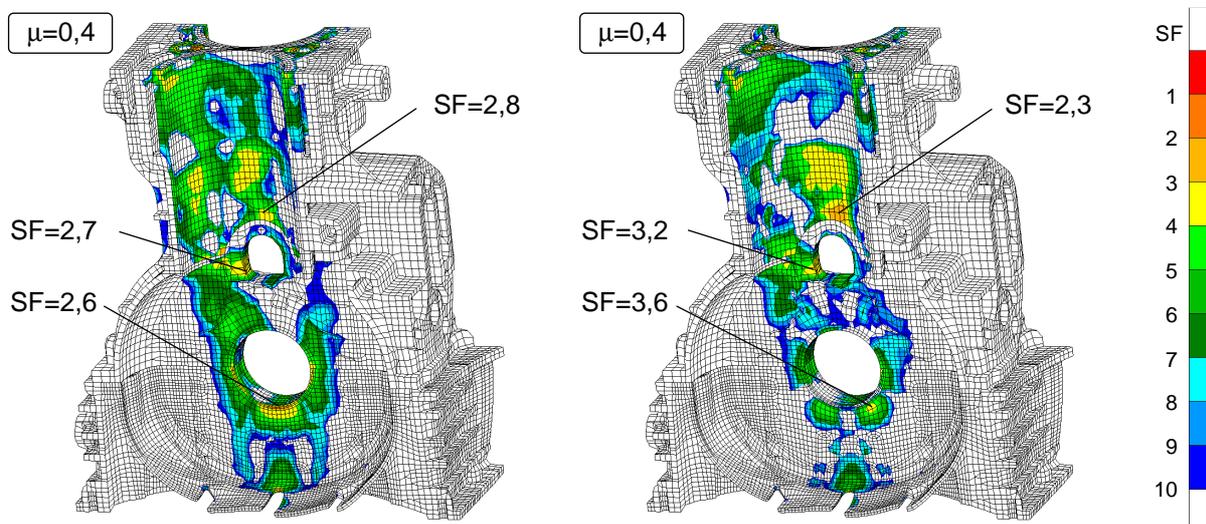


Bild 7.51: Sicherheiten ohne (li.) und mit Berücksichtigung der Eigenspannungen (re.)

Der Grund für die höheren Sicherheiten an den Lagerstühlen liegt im besseren Zusammenhalt der Verbundstruktur durch die Eigenspannungen. Die Schrumpfspannungen sind auch bei 150°C noch in ausreichendem Maße vorhanden und verhindern Klaffungen zwischen den Inlays und dem Umguss. Bild 7.52 zeigt den Lagerstuhl 4 unter Montage- und Temperaturlast (150°C) mit und ohne Berücksichtigung der Eigenspannungen. Die Verformungen sind 100fach überhöht dargestellt und zeigen im linken Bild Klaffungen im zehntel Millimeterbereich. Der Verklammerungseffekt der puzzleartigen Verzahnungen an den Inlays ist dennoch deutlich zu erkennen. Ohne diese Elemente wären die Spalte noch größer.

ohne Berücksichtigung der Eigenspannungen

mit Berücksichtigung der Eigenspannungen

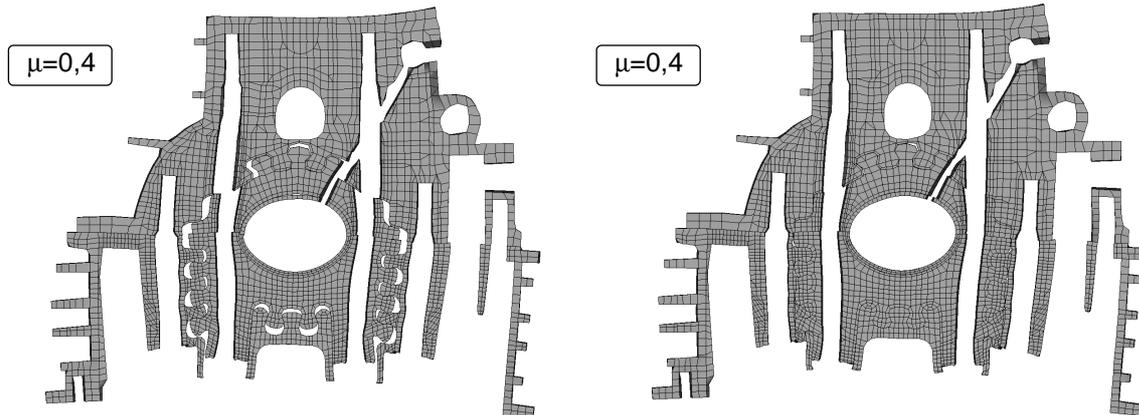


Bild 7.52: Einfluss der Eigenspannungen auf den Zusammenhalt der Lagerstühle bei 150°C

7.7.3.3 Relaxation der Schraubenvorspannkkräfte

Ein wichtiger Punkt bei der Entwicklung eines Magnesium-Zylinderkurbelgehäuses ist die Sicherstellung der Funktion der Verschraubungen, insbesondere die der Hauptlagerverschraubungen.

Nachfolgend wird deshalb der Abfall der Vorspannkkräfte in den Hauptlager- und Bedplateschrauben unter Berücksichtigung der Spannungsrelaxation des Magnesiums bei hoher Temperatur berechnet (500 Stunden bei 150°C). In dieser so genannten „Bolt-Load-Retention“-Rechnung kommt die in Kapitel 7.3.4 beschriebene FORTRAN-Kriechroutine erneut zum Einsatz.

Die Restvorspannkkräfte der Schrauben sind zum einen ein Maß für die Kriechfestigkeit der Magnesiumlegierung und zum anderen ein Indikator für „weiche“ Stellen in der Kurbelgehäusestruktur.

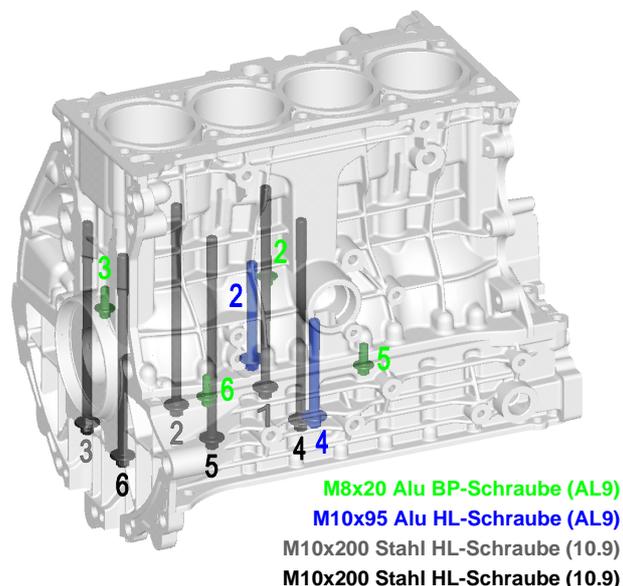


Bild 7.53: Schraubenauswahl für die Berechnung der Vorspannkraftverluste durch Relaxation

In Bild 7.53 sind die ausgewählten Schrauben dargestellt. Es handelt sich dabei um sechs Hauptlagerschrauben M10x200 aus Vergütungsstahl der Festigkeitsklasse 10.9 (grau und schwarz) und zwei M10x95 Hauptlagerschrauben (blau) sowie vier M8x20 Bedplateschrauben (grün) aus dem Aluminiumwerkstoff AL9.

Der Abfall der einzelnen Schraubenvorspannkraften ist in Bild 7.54 für die Lagerstuhlvarianten eins und zwei dargestellt. Der charakteristische Verlauf der Spannungsrelaxationskurve ist deutlich zu erkennen (vgl. dazu auch Bild 7.7). Das in der Kriechroutine berücksichtigte primäre Kriechen ist für den fast senkrechten Abfall der Schraubenvorspannkraften in den ersten Stunden verantwortlich. Danach verfestigt das Material zunehmend, was zusammen mit den stetig fallenden Verschraubungskraften zu einem Rückgang der Kriechgeschwindigkeit führt.

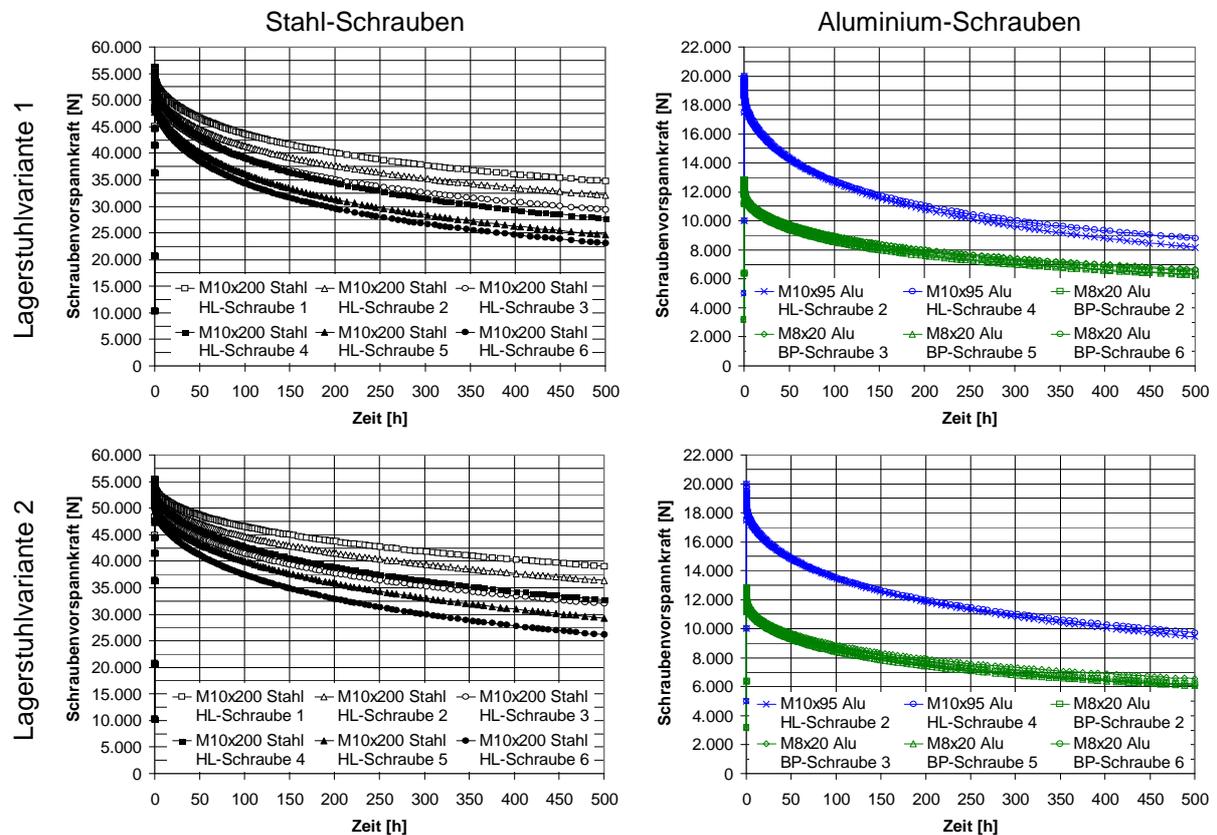


Bild 7.54: Berechnung des Vorspannkraftverlusts der Hauptlager- und Bedplateschrauben durch Spannungsrelaxation im Magnesium (AZ91)

Ausgangspunkt für die Berechnung waren Vorspannkraften von 41,5kN für die M10x200 Stahl-Schrauben und 20kN bzw. 12,8kN für die Aluminium-Schrauben. Die Vorspannkraften in den Stahl-Schrauben steigen beim Aufheizen aufgrund der stark unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten von Schraube und ZKG auf 54-56,2kN an (die Stahlschrauben wurden ideal elastisch modelliert; normalerweise würde die Vorspannkraft aufgrund des zweiachsigen Spannungszustands in der Schraube nicht über ca. 50kN ansteigen.). Bei den Aluminium-Schrauben ist ein Anstieg der Vorspannkraften beim Aufheizen kaum zu erkennen.

Die relativ hohen Restklemmkraften der Stahl-Schrauben täuschen, denn beim Abkühlen wird die anfängliche Vorspannkraftenerhöhung wieder rückgängig gemacht. Der Vorspannkraftverlust in den Stahl-Hauptlagerschrauben beträgt demnach mit der Umguss-Legierung AZ91 bei kaltem Motor für Lagerstuhlvariante 1 zwischen 52% und 75% und bei Lagerstuhlvariante 2 zwischen 39% bis 65% (vgl. auch Messergebnisse in Anhang 7).

Der verhältnismäßig hohe Vorspannkraftverlust bei den Aluminium-Schrauben ist zum einen auf Ihre relativ kurze Klemmlänge (geringe Nachgiebigkeit) und zum anderen darauf zurückzuführen, dass sowohl die Schraubenköpfe als auch die Gewinde der Schrauben im Magnesium unterbracht sind. Bei den Stahl-Schrauben, die tendenziell eine deutlich höhere Relaxation im Magnesium verursachen sollten, macht sich positiv bemerkbar, dass nur der Klemm-

körper aus Magnesium besteht, der Schraubenkopf und das Gewinde aber jeweils das härteste Aluminium belasten.

Es fällt auf, dass die Stahl-Schrauben auf der Auslassseite (schwarze Schrauben bzw. schwarze Symbole im Diagramm) sowie die Schrauben Nr. 3 und 6 an der Motorrückseite, trotz der im gesamten Kurbelgehäuse konstant angenommenen Temperatur, nach 500 Stunden tendenziell niedrigere Restklemmkräfte aufweisen als die anderen Stahl-Schrauben.

Die Ursache für dieses Phänomen zeigt Bild 7.55. Aufgrund der sehr viel massiveren Bauweise des ZKG auf der kalten Motorseite (bedingt durch zwei Ölgalerien und den Ölfilterflansch) können sich die Druckkegel im Magnesium unter dem Zylindereinsatz besser ausbilden, sodass kaum Kriechdehnungen zu verzeichnen sind. An der Getriebeseite und der heißen Motorseite ist die Struktur tendenziell weicher. Hier sind Kriechdehnungen bis zu 1,5% zu verzeichnen. Dies spiegelt sich in den Schraubenvorspannkraften wider.

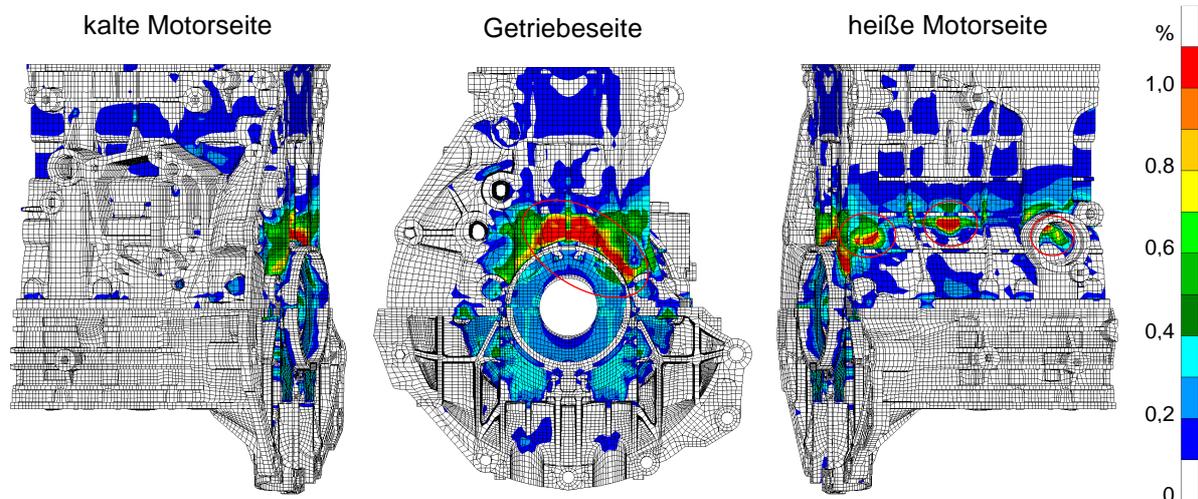


Bild 7.55: Kriechdehnungen ϵ_f im ZKG nach der Bolt-Load-Retention Rechnung (AZ91, Lagerstuhlvariante 2)

Die Bolt-Load-Retention Rechnungen zeigen deutlich, warum die Standard-Magnesiumlegierung AZ91 für Temperaturen oberhalb 130°C nicht mehr eingesetzt werden sollte. Hohe Kriechdehnungen im Magnesium führen zu starken Vorspannkraftverlusten in den Verschraubungen. Die durch die Spannungsüberhöhung in den Gewindegängen hervorgerufenen Plastifizierungen sowie das Setzverhalten durch Glättungen in der Trennfuge und unter dem Schraubenkopf („Kaltsetzen“) sind bei den gezeigten Ergebnissen nicht berücksichtigt. Der Schraubenkraftabfall fällt also in Realität noch etwas größer aus.

Erste Versuche zeigen für die MRI-Legierungen bei 150°C gegenüber AZ91 eine ca. 10-20fach bessere Kriechbeständigkeit (Anhang 7). Bei Verwendung dieser Legierungen wird die angesprochene Problematik deutlich entschärft. Aufgrund des Fehlens einer passenden Kriechroutine können verlässliche Berechnungen mit den MRI-Legierungen zum jetzigen Zeitpunkt jedoch noch nicht durchgeführt werden.

Wiederholung der Dauerfestigkeitsbetrachtung mit reduzierter Schraubkraft:

Zur Verifizierung der Funktionssicherheit der Kurbelwellenlagerung auch nach längerer Motorlaufzeit werden die Dauerfestigkeitsberechnungen mit reduzierten Schraubenvorspannkraften wiederholt. Vereinfachend wird hierbei angenommen, dass sich die Vorspannkraft der M10x200 Stahl-Hauptlagerschrauben auf 25kN, von den M10x95 Aluminium-Hauptlagerschrauben auf 10kN und von den M8x20 Aluminium-Bedplateschrauben auf 7kN reduzieren. Der Einfluss dieses Vorspannkraftabfalls auf die Dauerfestigkeit des Lagerstuhls vier ist in Bild 7.56 dargestellt.

Die Dauerfestigkeit der Kurbelwellenlagerung ist immer noch gegeben. Die Sicherheiten sind trotz einer Verringerung von 2,7 auf 2,2 bzw. von 2,2 auf 2,0 noch ausreichend.

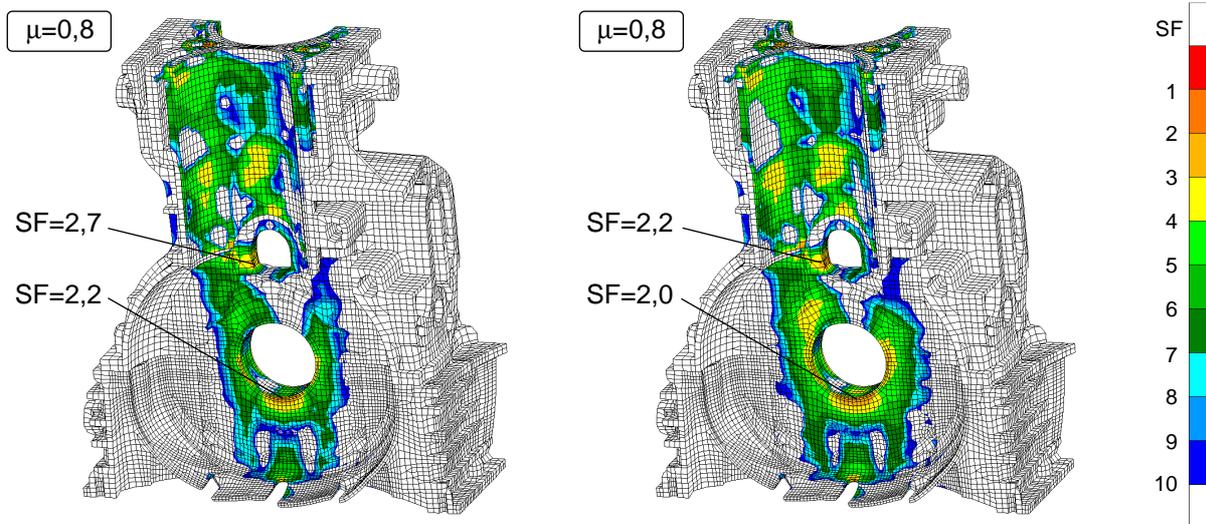


Bild 7.56: Sicherheiten gegen Dauerbruch vor (li.) und nach der Spannungsrelaxation (re.)

Kritischer als die Reduzierung der Sicherheit gegen Dauerbruch ist bei den verringerten Schraubenkräften die Gefahr des Verrutschens bzw. des Abhebens des Beplates zu sehen. Es ist noch zu untersuchen, ob die kleineren Vorspannkräfte ausreichen, um die in der horizontalen und vertikalen Kurbelwellenebene wirkenden Lagerkraftkomponenten aus Bild 7.45 aufzufangen, ohne dass es zu einem Verschieben oder Klaffen des Beplates kommt.

7.8 Verformung und Festigkeit Block-Kopf-Verband

Wichtige Entwicklungsziele bei einem neuen Zylinderkurbelgehäuse sind, neben dem Gewicht, ein geringer Ölverbrauch, geringes Blow by sowie eine geringe Reibung der Kolbenbaugruppe im Zylinderrohr. Alle drei Punkte werden entscheidend von den Verformungen der Zylinder beeinflusst, die durch die Verspannung von Zylinderkopf und Kurbelgehäuse sowie durch die Temperaturverteilung in diesen Bauteilen verursacht wird. Wenn die Verzüge im Zylinderrohr zu groß sind, können die Kolbenringe der Kontur der Zylinderwand nicht mehr folgen, sodass der Ölverbrauch und das Blow by ansteigen. Diesem Problem kann mit Kolbenringen mit vergrößerter Vorspannung begegnet werden, was allerdings die Reibung im Kurbeltrieb negativ beeinflusst. Wichtig für die Dauerhaltbarkeit des Motors sind außerdem geringe Spannungen im Bereich der Zylinderkopfverschraubung sowohl im Kurbelgehäuse als auch im Zylinderkopf sowie eine gute und gleichmäßige Verpressung der Zylinderkopfdichtung und geringe Dichtspaltschwingungen.

Im Folgenden werden die Verformungen und Spannungen berechnet, die durch den Block-Kopf-Verband im Magnesium-Hybrid-ZKG hervorgerufen werden. Da für den Betrieb des Motors ein Serien-Zylinderkopf verwendet wird, liegt der Fokus der Berechnungen ausschließlich auf dem Zylinderkurbelgehäuse. Die im Motor auftretenden Belastungen werden im FEM-Modell durch verschiedene Lastfälle abgebildet, auf die nun kurz eingegangen wird.

7.8.1 Lastfälle

7.8.1.1 Montagelastfall, Step 1

Aufgrund des Kurbelgehäuse-Konzepts wird für die Berechnung des Block-Kopf-Verbands die Verschraubung des Bedplates mitberücksichtigt (Bild 7.57). Die Zylinderkopf und Hauptlager-schrauben werden wie bei der Lagerstuhlberechnung gleichzeitig angezogen, um realistische Lastpfade in der Kurbelgehäusestruktur zu erhalten. Die Zylinderkopfdichtung ist mit ABAQUS-Gasketelementen modelliert, mit denen es möglich ist, die nichtlinearen Steifigkeitskennlinien des Stoppers und der Sicken genau abzubilden.

7.8.1.2 Temperaturlastfall, Step 2

Für die Berechnung des Temperatureinflusses auf die Verformungen und Spannungen im Kurbelgehäuse wird das in Kapitel 7.6.2 ermittelte Temperaturfeld für den Vollast-Motorbetrieb in die Analyse eingebunden. Der Einfluss der inhomogenen Temperaturverteilung auf den Rohrverzug wird so mitberücksichtigt.

7.8.1.3 Zündlastfälle, Step 3 und 4

Für die Ermittlung der Ausschlagsspannungen, die den Mittelspannungen aus dem Montagelastfall überlagert sind, sowie für die Beurteilung der Dichtungspressung und der Dichtspaltschwingungen wird das Zünden von Zylinder drei und vier betrachtet.

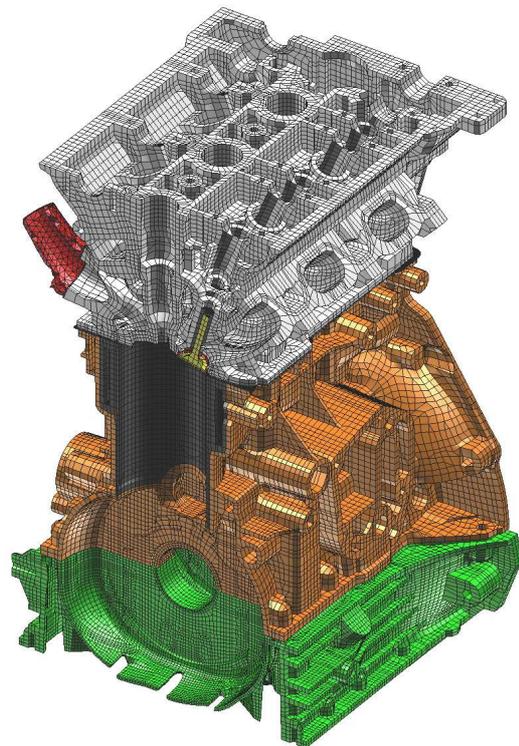


Bild 7.57: FEM-Modell für die Block-Kopf-Verband-Berechnungen

7.8.2 Ergebnisse

Die Berechnungen zum Block-Kopf-Verband werden nachfolgend qualitativ zusammengefasst. Aufgrund des zu einem Serien-Zylinderkurbelgehäuse sehr ähnlichen Verschraubungszustands zwischen Block und Kopf (der Aluminium-Zylinderkopf wird im Aluminium des Zylindereinsatzes verschraubt) werden nur die wichtigsten Ergebnisse aufgeführt.

7.8.2.1 Verformungen und Spannungen

Bild 7.58 zeigt die statischen Mittelspannungen im Zylindereinsatz, die sich bei der Montage des Zylinderkopfes bzw. beim Aufheizen des Motors einstellen. Den kritischen Lastfall stellt der heiße Motor dar, dem das Temperaturfeld aus Kapitel 7.6.2 (Lastfall 1: $T_{\text{Wasser}}=90^{\circ}\text{C}$, $T_{\text{Öl}}=130^{\circ}\text{C}$) zugrunde liegt. Die maximal auftretende Spannung beträgt 190MPa an den Verbindungsstreben von Lagerstuhl fünf. Mit einer Streckgrenze von ca. 220MPa bei 100°C besitzt die übereutektische Aluminiumlegierung jedoch noch Reserven. Die hohen Spannungen um die Zylinderkopfverschraubungen (210 bzw. 240MPa) sind Druckspannungen und deshalb wenig kritisch. Sie führen zu geringen lokalen Plastifizierungen im Topdeckflansch.

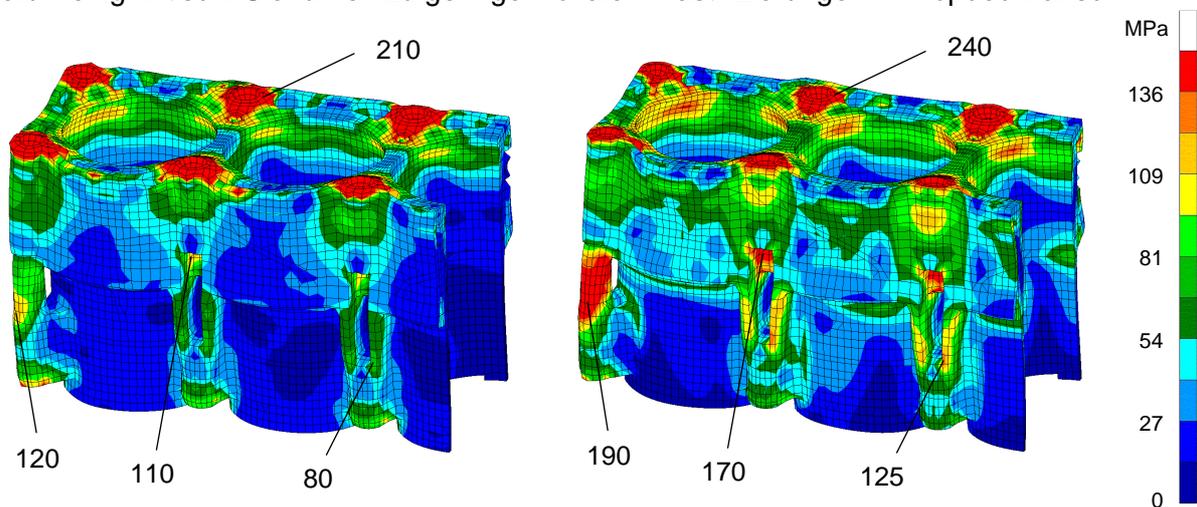


Bild 7.58: Mittelspannungen im Zylindereinsatz im kalten (li.) und heißen Montagezustand (re.)

Bild 7.59 zeigt die Ausschlagsspannungen im Zylindereinsatz, die beim Zünden von Zylinder drei und vier auftreten. Diese Spannungen belasten den Zylindereinsatz im HCF-Bereich. Die höchste Zugbelastung beim Zünden von Zylinder 3 beträgt 20MPa und tritt an der Verbindungsrippe zum vierten Hauptlagerstuhl auf. Die Strebe zum fünften Lagerstuhl wird mit

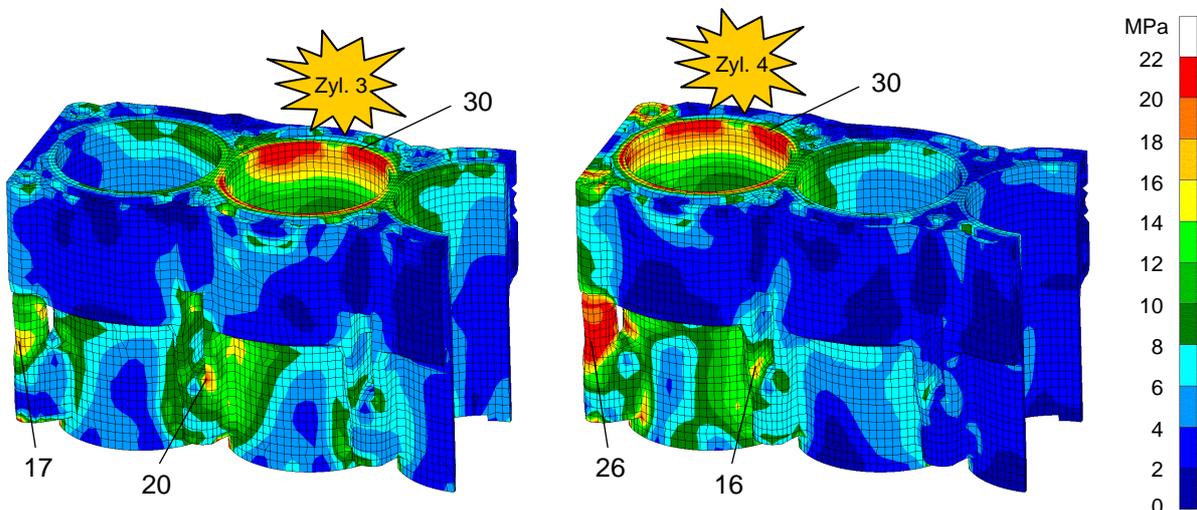


Bild 7.59: Ausschlagsspannungen im Zylindereinsatz beim Zünden von Zylinder drei (li.) und vier (re.)

immerhin 17MPa belastet was darauf hinweist, dass der Zylindereinsatz relativ steif ist und die Zündkräfte gleichmäßig zu den Kurbelwellenlagern weiterleitet. Ein kritischer Lastfall ist das Zünden von Zylinder vier, das in der Verbindungsstrebe zum fünften Lagerstuhl Spannungsamplituden von bis zu 26MPa induziert. Auch hier zeigt sich, ebenso wie bei der in Kapitel 7.7.3 durchgeführten Lagerstuhlberechnung, dass der Querschnitt der Streben zu den äußeren Lagerstühlen etwas vergrößert werden sollte. Die hohen dynamischen Spannungen am Topdeck (30MPa) sind in diesem Bereich nicht kritisch. Sie entlasten die Zylinderrohre durch den Gasdruck beim Zünden von ursprünglich ca. 120MPa im heißen Montagezustand auf ca. 90MPa.

Einfluss der Eigenspannungen und der Verbundschicht:

Der Einfluss der Eigenspannungen ist in Bild 7.60 dargestellt (Verformungen 100fach überhöht). Deutlich ist zu erkennen, dass ohne die Berücksichtigung der Eigenspannungen und der Verbundschicht in der Berechnung bereits bei der Zylinderkopfmontage große Klaffungen zwischen Zylindereinsatz und Magnesium-Umguss entstehen (oben links). Dieses Phänomen verstärkt sich bei heißem Motor um ein Vielfaches (oben rechts).

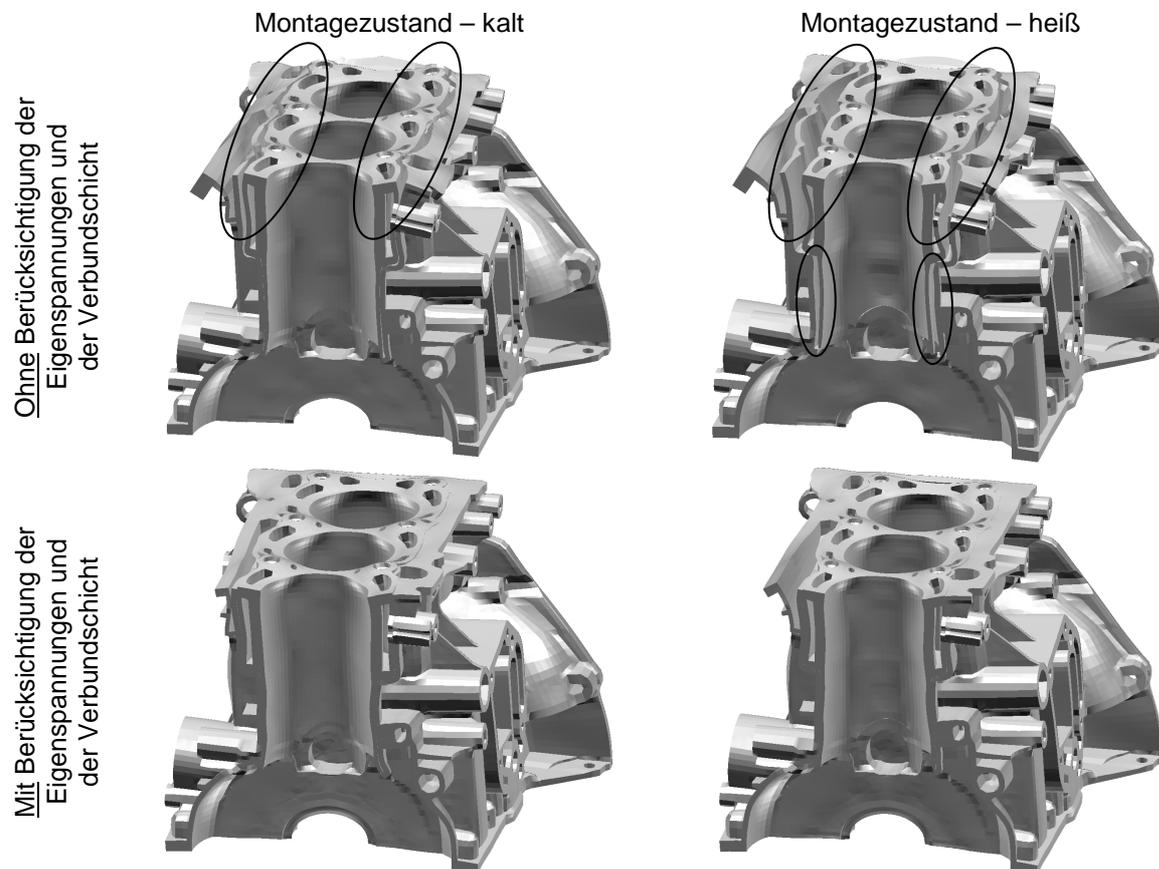


Bild 7.60: Einfluss der Eigenspannungen auf den Zusammenhalt der Kurbelgehäuse-Struktur

Wird der Einfluss der Eigenspannungen und der AlSi12-Beschichtung bei der Block-Kopf-Verband Rechnung berücksichtigt, ist der Zusammenhalt der Kurbelgehäuse-Struktur deutlich besser (unten). Weder die Pressung der Zylinderkopfdichtung (unten links) noch die hohe Wärmedehnung des Magnesiums vermag die Verbundschicht aufzureißen (unten rechts).

Die durch hohe Normal- und Schubspannungen ohnehin stark beanspruchte Grenzschicht (siehe Kapitel 7.5) wird durch den Block-Kopf-Verband allerdings zusätzlich belastet. Die Dauerhaltbarkeit der stoffschlüssigen Anbindung von Magnesium und Aluminium kann deshalb in der Nähe des Topdecks nicht garantiert werden. Zusätzliche formschlüssige Verklammerungselemente würden dort den Bauteilverbund verbessern (vgl. auch /39/).

7.8.2.2 Pressungsverteilung der Zylinderkopfdichtung

Das FEM-Modell der Zylinderkopfdichtung (ZKD) berücksichtigt die unterschiedlichen Steifigkeiten des Stoppers und der Sicken in Abhängigkeit des Verpressungswegs (Bild 7.61). Das durch das ZKG in den Zylinderkopf geleitete Drucköl zur Versorgung der Lagerstellen und der Nockenwellenverssteller (Öldruck max. ca. 5bar) wird durch die gelbe Halbsicke abgedichtet. Sie liegt ebenso wie die schwarze Halbsicke für die Abdichtung des Kühlwassers (max. ca.

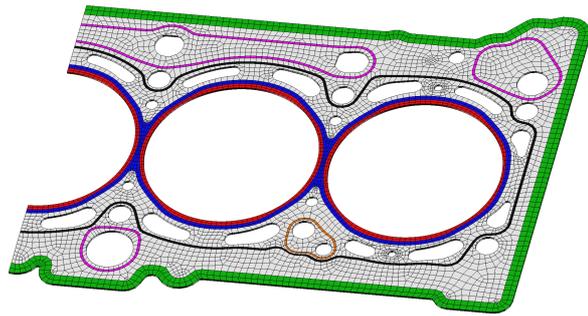


Bild 7.61: FEM-Modell der Zylinderkopfdichtung

1,5bar) auf dem Aluminium-Zylindereinsatz. Die violetten Halbsicken für das drucklose Rücklauföl aus dem Zylinderkopf dichten auf Magnesium und verfügen ebenso wie die Kühlwassersicken über eine niedrigere Steifigkeit als die gelbe Sicke. Der Brennraum wird durch die blaue Vollsicke und die rote Stopperlage abgedichtet. Eine zu starke Verpressung der Brennraumsicke sowie eine Schädigung durch die heißen Verbrennungsgase wird durch den Stopper ebenfalls unterbunden. Er ist sehr steif und verhindert, dass die Vollsicke „auf Block“ gedrückt wird. Der grüne Silikonwulst dichtet die Trennfuge zwischen Kurbelgehäuse und Zylinderkopf gegen äußeres Spritzwasser und dient hauptsächlich dem Korrosionsschutz. Er hat kaum einen Einfluss auf die Verformungen und Spannungen im Block-Kopf-Verband.

Bild 7.62 zeigt die Verteilung der Sickenpressung der Zylinderkopfdichtung im Montagezustand und bei heißem Motor. Die Pressungen auf dem Dichtungskörper und dem Silikonwulst sind zu Gunsten einer besseren Übersichtlichkeit nicht dargestellt. Im montierten kalten Zustand ist die Pressung in der Dichtung relativ gleichmäßig verteilt. Sowohl die Vollsicken um die Zylinder als auch die Halbsicken um die Öl- und Wasserkanäle zeigen ausreichend hohe Pressungen. Im heißen Zustand dehnt sich der Block-Kopf-Verband relativ zur Zylinderkopfschraube stärker aus, was zu einem Anstieg der Pressungen in den Vollsicken und in den Stoppern und zu einem Abfall der Pressungen in den Halbsicken führt. Die Belastungen der Halbsicken liegen aber immer noch bei ca. 15MPa und somit im akzeptablen Bereich.

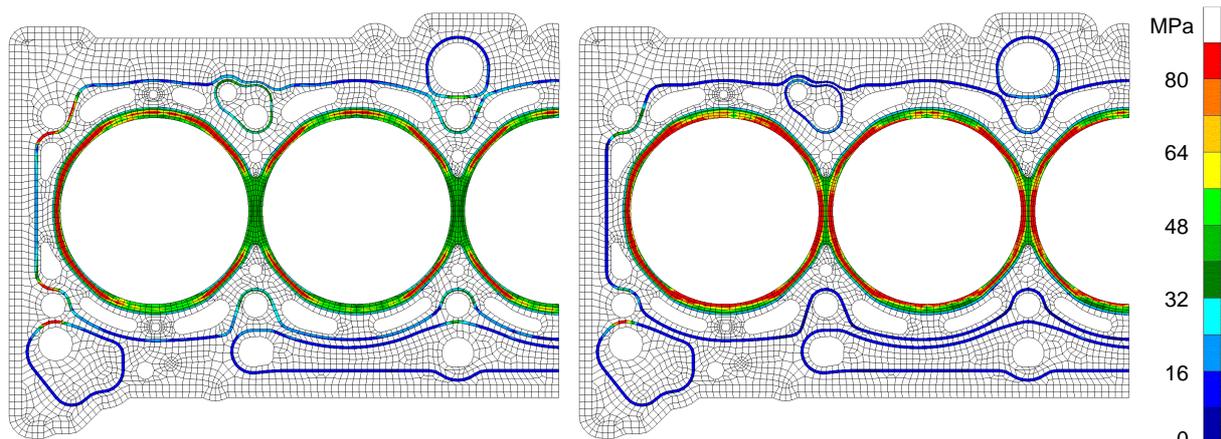


Bild 7.62: Sickenpressung der ZKD im kalten (links) und heißen Zustand (rechts)

Im heißen Zustand verursachen die höheren Pressungen von Stopper und Brennraumsicken größere Verformungen der Zylinderrohre, was bei fast allen Leichtmetallmotoren zu beobachten ist (siehe auch Kapitel 7.8.2.3). Das Tragbild der ZKD ist ansonsten unauffällig.

Die geringsten Pressungen und somit die größte Gefahr von Undichtigkeiten im Block-Kopf-Verband treten nach langjähriger Motorlaufzeit auf, wenn die Vorspannkraft der Zylinder-

kopfschrauben durch Setzvorgänge und unzählige Thermozyklen nachgelassen hat. Insbesondere bei kaltem Motor und hoher Motorlast kann es, bei falscher Auslegung der Dichtung, zum Durchblasen der Brenngase durch die Brennraumsicke kommen, da beim Zünden der einzelnen Zylinder die Dichtung entlastet wird.

Bild 7.63 zeigt die Verhältnisse in der Zylinderkopfdichtung bei kaltem Motor und einer von 50kN auf 30kN reduzierten Vorspannkraft der Zylinderkopfschrauben. Es ist zu erkennen, dass die Dichtungspressungen um den zündenden Zylinder leicht abfallen. Die minimale Pressung im Stopper von Zylinder 3 beträgt ca. 2MPa. Da die dahinter liegende Vollsicke aber mit mindestens 28MPa gepresst wird, ist eine sichere Abdichtung der Brennraumgase gewährleistet. Die minimale Pressung im Stopper von Zylinder 4 beträgt ca. 5MPa. Die dahinter liegende Vollsicke wird mit 30MPa belastet, sodass auch hier eine sichere Abdichtung der Brennraumgase gewährleistet ist. Die Pressungen in den Halbsicken liegen alle über 12MPa und sind unkritisch.

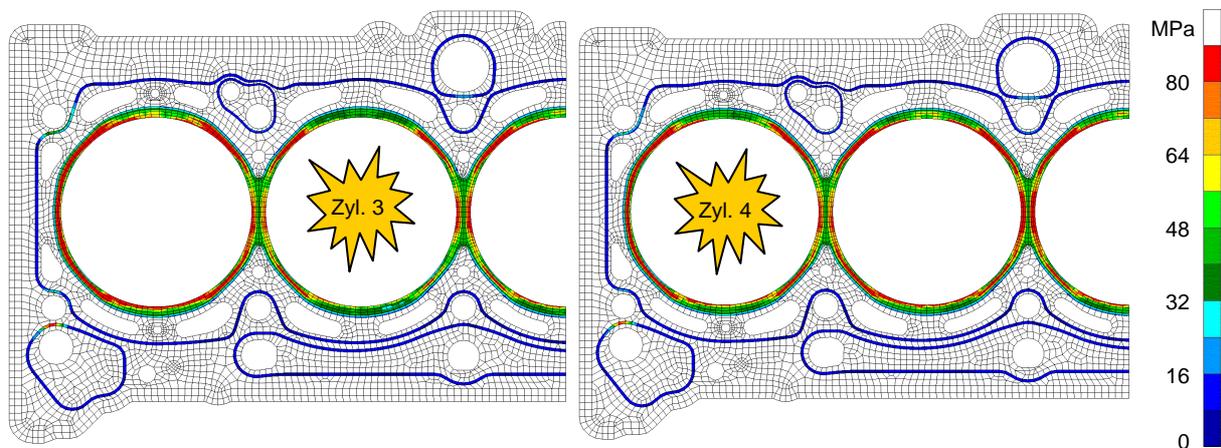


Bild 7.63: Sickenpressung der ZKD mit reduzierter Schraubenvorspannkraft im kalten Zustand beim Zünden von Zylinder drei (links) bzw. vier (rechts)

Wichtig für die Dauerhaltbarkeit der Zylinderkopfdichtung ist eine geringe Dichtspaltschwingung in den Funktionslagen während des Motorbetriebs. Durch die Zündungen in den Zylindern werden die Sicken entlastet, sodass es bei zu großen Schwingungsamplituden zu Dauerbrüchen in den Blechen der Zylinderkopfdichtung kommen kann (HCF). Die Erfahrung zeigt, dass die Amplitude der Dichtspaltschwingung pro Funktionslage bei einer Vollsicke nicht größer als 5-8 μ m und bei einer Halbsicke nicht größer als 10-20 μ m sein sollte. In Bild 7.64 ist die Verpressung der Zylinderkopfdichtung sowie die Dichtspaltschwingung der Vollsicken um Zylinder drei und vier aufgetragen. Sie sind alle als unkritisch zu bewerten.

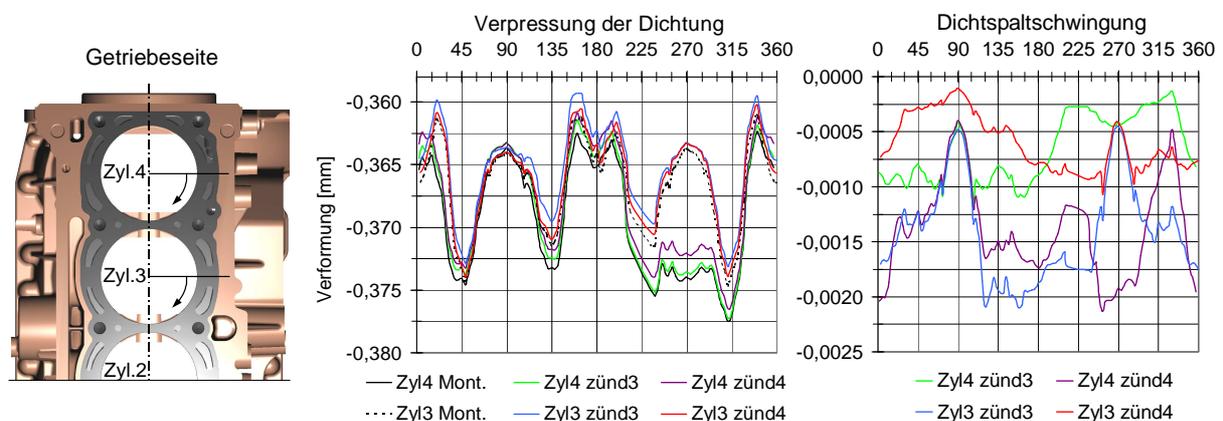


Bild 7.64: Verpressung der Zylinderkopfdichtung / Dichtspaltschwingungen

7.8.2.3 Rohrverzug

Für die Ermittlung des Rohrverzugs im kalten und heißen Montagezustand wird die Verformung der Zylinder in verschiedenen Höhen betrachtet. (Bild 7.65). Die Verzüge in den Schnittebenen werden mittels Fourieranalyse in ihre Ordnungen zerlegt und einzeln bewertet.

Einige Anhaltswerte für „normale Rohrverzüge“ von open-deck und closed-deck Zylinderkurbelgehäusen mit einem Bohrungsdurchmesser von 75 bis 84mm liefert die nachfolgende Zusammenstellung /116/. Die Werte gelten jeweils für den Montagezustand und beziehen sich auf die doppelte Amplitude der Verformung.

	Ordnungen				
	2.	3.	4.	5.	6.
open-deck ZKG	30,0	6,0	5,0	3,0	1,5
closed-deck ZKG	15,0	8,5	10,5	4,5	2,5

Bild 7.66: Grenzwerte für Rohrverzüge [μm] /116/

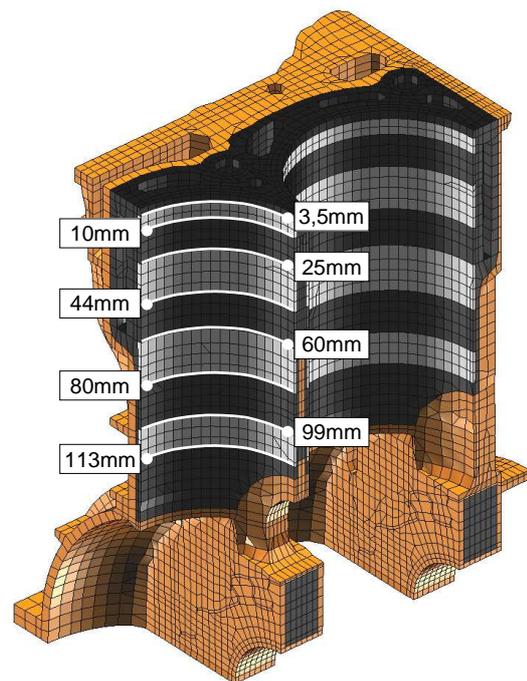


Bild 7.65: Ringsegmente für die Auswertung des Zylinderrohrverzugs

Die Ergebnisse der Rohrverzüge von Zylinder drei und vier sind nachfolgend für den kalten Montagezustand aufgelistet. Für den heißen Montagezustand sind die Rohrverzüge im Anhang 6 aufgeführt.

Zylinder drei zeigt die für einen closed-deck-Motor typischen Verformungen auf Höhe der Zylinderkopfverschraubung (Bild 7.67). Im oberen Bereich (Ring 1) kommt es durch die hohen Pressungen des Zylinderkopfs zu einem Einfall der Buchse in zwei um 45° zur Motorlängsachse verdrehten Ebenen. Bei Ring 2 und 3 kehrt sich diese Verformung um, da der Einfluss der Zugkraft im Gewinde und nicht mehr die Pressung durch den Zylinderkopf dominiert. Es kommt zur charakteristischen Verformung des Zylinders die der eines vierblättrigen Kleeblatts ähnelt. Der untere Teil des Zylinderrohrs zeigt relativ geringe Verformungen.

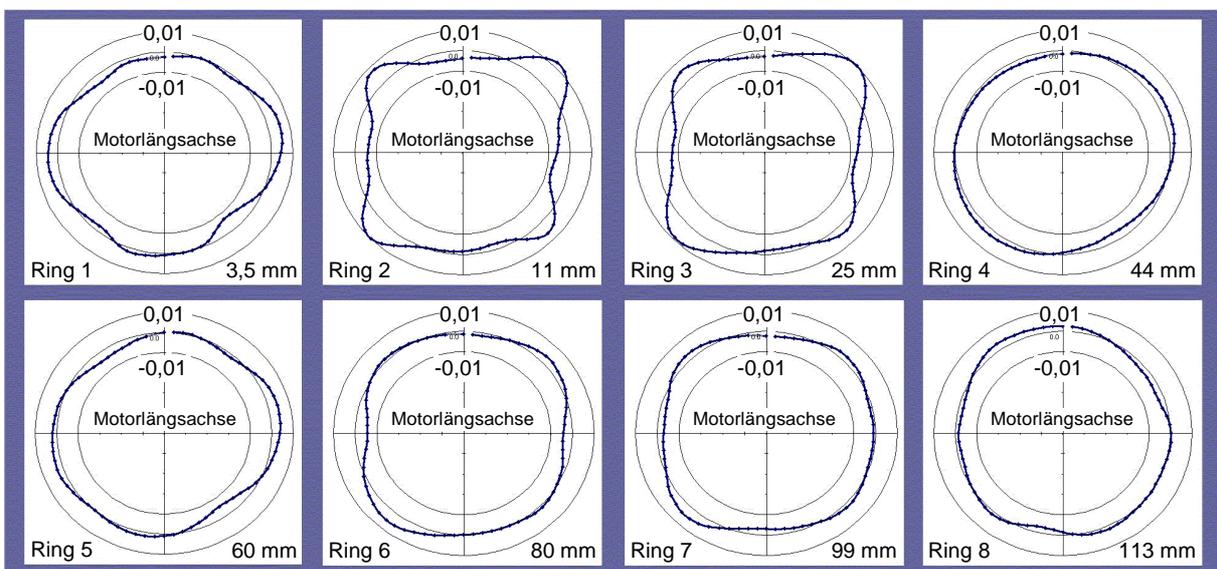


Bild 7.67: Rohrverzug Zylinder 3, kalter Montagezustand [mm]

In der Fourieranalyse (Bild 7.68) sind die Maximalwerte für jede Ordnung (einfache Amplitude) grau schattiert. Bei Überschreitung der zuvor aufgeführten Richtwerte für „normalen Rohrverzug“ sind die Felder rot markiert. In Ring 2 und 3 übersteigen die Werte der vierten Ordnung die Richtwerte, sodass konstruktive Maßnahmen zur Reduzierung der Verformungen vorgenommen werden sollten. Auffällig ist auch die mit 2,4µm recht große achte Ordnung an Ring 2. Für einen Motor in einer solch frühen Entwicklungsphase ist der Rohrverzug des dritten Zylinders allerdings als unkritisch einzustufen und stellt für eine motorische Erprobung kein Hindernis dar.

kaltverschraubt – Zylinder 3									
Harmonische	0. Ordn.	1. Ordn.	2. Ordn.	3. Ordn.	4. Ordn.	5. Ordn.	6. Ordn.	7. Ordn.	8. Ordn.
Ring 1 – 3,5 mm	-9,7	5,5	4,0	1,2	2,4	0,2	0,2	0,1	0,9
Ring 2 – 11 mm	12,3	5,6	1,5	1,0	6,6	0,2	0,6	0,0	2,4
Ring 3 – 25 mm	13,7	5,8	3,0	0,6	6,0	0,2	0,1	0,0	1,3
Ring 4 – 44 mm	-1,3	6,7	2,8	0,7	0,2	0,1	0,1	0,0	0,0
Ring 5 – 60 mm	-3,7	7,8	2,7	0,8	2,0	0,1	0,7	0,1	0,4
Ring 6 – 80 mm	4,2	11,4	3,1	0,5	3,3	0,4	0,7	0,3	0,3
Ring 7 – 99 mm	5,3	16,8	1,1	1,0	3,0	0,4	0,4	0,2	0,5
Ring 8 – 113 mm	2,5	21,7	0,9	1,5	0,8	0,8	0,5	0,4	0,3

Bild 7.68: Ordnungsanalyse Rohrverzug Zylinder 3, kalter Montagezustand [µm]

Verallgemeinernd lässt sich festhalten, dass die Verzüge von Zylinder vier deutlich größer sind wie die von Zylinder drei (Bild 7.69, man beachte den Verformungsmaßstab). Ring 1 zeigt ein ähnliches Verformungsbild, wobei der Einfall der Buchse an der Motorrückseite (Ring1, im Bild rechts) allerdings weniger stark ausgeprägt ist. Der charakteristische Kleeblatteffekt von Ring 2 und 3 ist nicht zu erkennen. Das Ausbeulen des Zylinderrohrs findet stattdessen hauptsächlich an den letzten beiden Zylinderkopfschrauben statt (rechts). Die Fourieranalyse in Bild 7.70 zeigt an den ersten beiden Ringen Überschreitungen der Richtwerte in der dritten und vierten Ordnung. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass der Rohrverzug vom letzten Zylinder durch eine etwas steifere Anbindung der Zylinderkopf- und Hauptlagerverschraubungsbutzen verbessert werden sollte. Dies gilt auch für Zylinder eins (nicht abgebildet). Hier ist aufgrund der gleichen Anbindung der Butzen ein ähnlicher Rohrverzug zu erwarten. Die Verzüge von Zylinder vier sind für ein Kurbelgehäuse in der Konzeptphase ausreichend gut. Eine motorische Erprobung ist ohne Bedenken durchführbar.

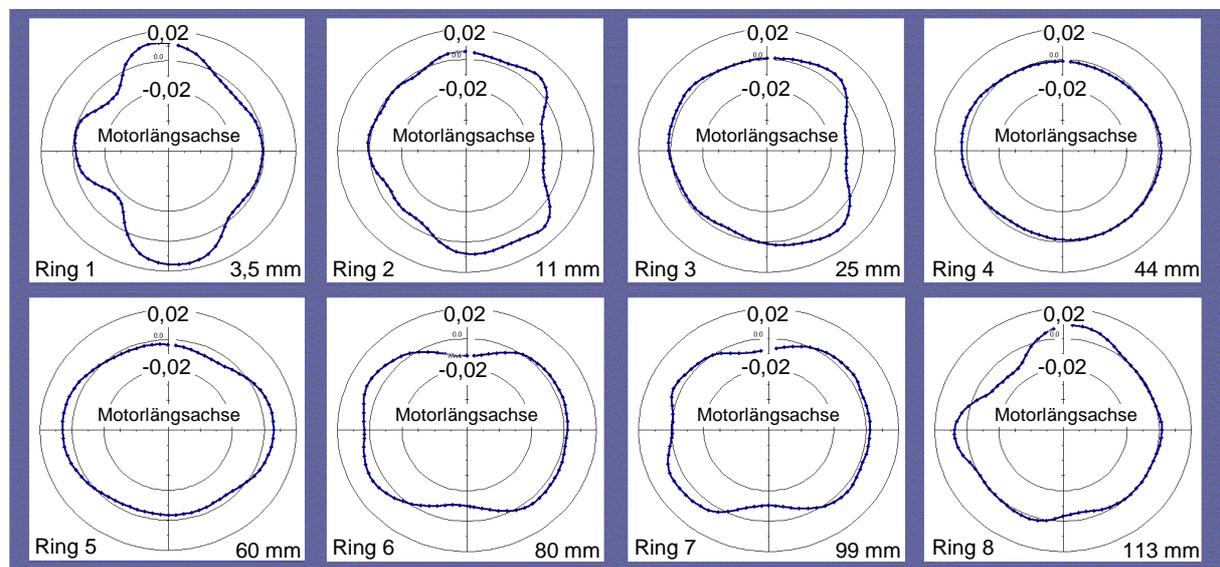


Bild 7.69: Rohrverzug Zylinder 4, kalter Montagezustand [mm]

kaltverschraubt – Zylinder 4									
Harmonische	0. Ordn.	1. Ordn.	2. Ordn.	3. Ordn.	4. Ordn.	5. Ordn.	6. Ordn.	7. Ordn.	8. Ordn.
Ring 1 – 3,5 mm	-18,1	5,5	6,5	2,1	6,8	1,3	0,7	0,8	1,2
Ring 2 – 11 mm	10,9	3,7	5,2	4,9	1,3	1,8	0,6	0,7	1,8
Ring 3 – 25 mm	16,8	6,7	3,2	4,1	3,0	0,6	0,1	0,5	0,9
Ring 4 – 44 mm	0,2	6,5	1,7	0,5	0,3	0,2	0,2	0,1	0,1
Ring 5 – 60 mm	-0,2	8,3	3,8	1,4	1,4	0,3	0,6	0,2	0,3
Ring 6 – 80 mm	9,1	12,9	4,9	0,5	3,8	0,6	0,1	0,4	0,4
Ring 7 – 99 mm	7,0	16,7	4,9	1,7	3,6	1,1	0,3	0,4	0,2
Ring 8 – 113 mm	-0,1	20,8	4,7	4,6	3,7	2,1	0,9	0,3	0,4

Bild 7.70: Ordnungsanalyse Rohrverzug Zylinder 4, kalter Montagezustand [μm]

7.9 Analyse des Eigenschwingungsverhaltens des Mg-Hybrid-ZKG

Die Gestaltung des Zylinderkurbelgehäuses bestimmt nicht nur unmittelbar die Funktion des Motors, sondern beeinflusst auch direkt das Motorgeräusch. Durch die Anregung aus Gas- und Massenkräften kommt es zur Körperschallübertragung im Kurbelgehäuse (innerer und äußere Körperschallleitweg /117/) und schließlich zur Luftschallabstrahlung an den Außenwänden des Motorblocks. Obwohl z.B. Bauteile wie Ölwanne und Steuergehäusedeckel nicht direkt durch den Kurbeltrieb belastet und somit nicht kraftangeregt werden, kommt es, durch globale und lokale Schwingen des Kurbelgehäuses, zu einer „Fußpunktanregung“ dieser dünnwandigen Bauteile. Nach /74/ strahlen das ZKG und die vom ZKG angeregten Bauteile ca. 50 bis 70% des gesamten Motorgeräuschs ab. Der technisch wichtige Frequenzbereich, in dem ca. 70% der gesamten Schallleistung eines Motors abgestrahlt werden, liegt dabei zwischen 200 und 2000Hz.

Im niederfrequenten Bereich bis ca. 500Hz bestimmt das dynamische Verhalten des Motor-Getriebeverbunds das Motorgeräusch. Im Frequenzbereich bis ca. 3000Hz ist das dynamische Verhalten des Kurbelgehäuses (d.h. seine Eigenfrequenzen und Eigenschwingungsformen) maßgeblich /74/. Zur Erzielung einer guten Motorakustik ist somit ein steifes Zylinderkurbelgehäuse mit einem steifen Getriebeflansch unbedingt notwendig. Das Eigenschwingungsverhalten des Mg-Hybrid-ZKG wird nachfolgend rechnerisch und experimentell ermittelt und mit dem Serien-ZKG des 1,8l 5V Turbo-Motors (Werkstoff: GG25) verglichen.

7.9.1 Rechnerische Analyse des Eigenschwingungsverhaltens

Bild 7.71 zeigt die Ergebnisse der rechnerischen Modalanalyse des Mg-Hybrid-ZKG und des Serien-ZKG. Dargestellt sind jeweils die ersten drei Eigenfrequenzen mit den dazugehörigen Eigenformen (Moden). Bei Kurbelgehäusen werden bei den ersten beiden Frequenzen meist die Torsion um die Motorlängsachse und die Biegung um die Motorhochachse (Querbie-

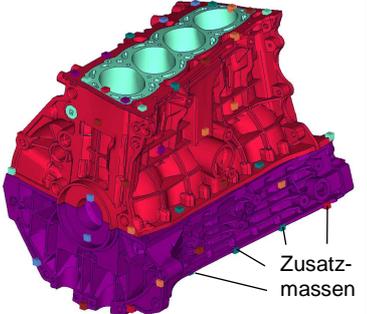
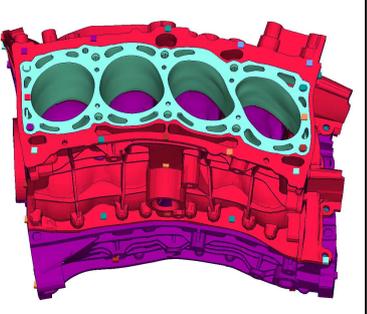
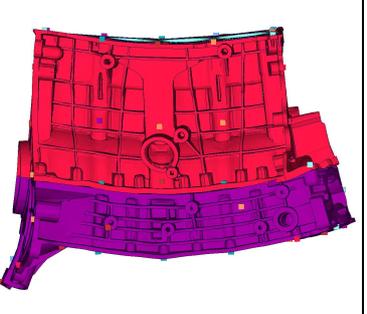
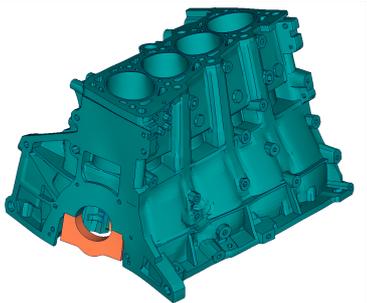
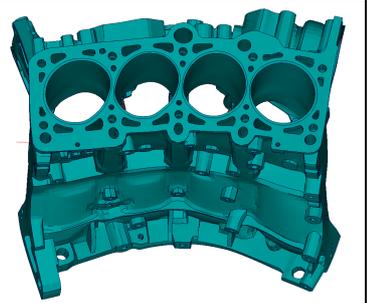
Mg-Hybrid-ZKG				
	Frequenz	1082Hz (+ 39%)	1717Hz (+ 82%)	1812Hz (+ 86%)
	Mode	<u>Mode 1</u> : Torsion Wettbewerber-Streuband: 471Hz – 1068Hz	<u>Mode 2</u> : Querbiegung Wettbewerber-Streuband: 849Hz – 1522Hz	<u>Mode 3</u> : Hochbiegung Torsion & Querbiegung
	Frequenz	777Hz	946Hz	972Hz
Serien-ZKG aus GG25				

Bild 7.71: Eigenschwingungsverhalten von Magnesium-Hybrid-ZKG und Serien-ZKG aus GG25

gung) angeregt, weshalb diese beiden Eigenschwingungsformen so etwas wie einen charakteristischen „Fingerabdruck“ des dynamischen Verhaltens eines Kurbelgehäuses darstellen. Aufgrund der versteifenden Funktion der Aluminium-Strukturölwanne sowie des vorderen und hinteren Dichtflanschs des Serien-ZKG wurden diese Teile bei der Modalanalyse mitberücksichtigt. Zum Zwecke einer besseren Übersichtlichkeit wurden sie in Bild 7.71 jedoch ausgeblendet.

Die Lage (Höhe) der Eigenfrequenzen relativ zum Frequenzbereich starker Anregung und die Eigenfrequenzdichte sind die wesentlichen Kriterien für die akustische Qualität eines ZKG. Das Wettbewerber-Streuband der Eigenfrequenzen für die 1. Torsion und 1. Querbiegung liegt bei 471Hz – 1068Hz bzw. 849Hz – 1522Hz (FEV-Streuband: R4-Kurbelgehäuse aus Grauguss und Aluminium in Schürzen- und Bedplatebauweise). Während das Serien-ZKG in der Mitte bzw. am unteren Rand des Streubereichs liegt, erweitert das Mg-Hybrid-ZKG das Streuband nach oben. Auch die dritte Eigenform, die Hochbiegung, liegt mit 1812Hz sehr hoch (Bild 7.71).

Das Magnesium-Hybrid-ZKG besitzt bis 1812Hz insgesamt nur drei globale und keine lokalen Eigenmoden. Beim Serien-ZKG werden neben den bereits genannten Schwingformen in einem Frequenzbereich von 1160Hz bis 1327Hz sieben weitere Eigenmoden durchlaufen. Es handelt sich hierbei hauptsächlich um gleich- und gegenphasige Axialschwingungen der Lagerstühle (lokale Bulge-Moden) von denen die Wichtigsten in Bild 7.72 dargestellt sind. Über die Anbindung der Lagerstühle an die ZKG-Seitenwände wirken sich die Lagerstuhlschwingungen negativ auf die ohnehin großen Körperschallamplituden im unteren Flanschbereich des ZKG aus. Beim Mg-Hybrid-ZKG treten aufgrund des nahezu geschlossenen Kurbelgehäuse-Unterteils innerhalb der ersten 10 Eigenformen (Frequenzbereich bis 2680Hz) keine Bulge-Moden auf. Eine Gegenüberstellung der ersten zehn gerechneten Eigenschwingungsformen vom Mg-Hybrid-ZKG und Serien-ZKG befindet sich in Anhang 8.

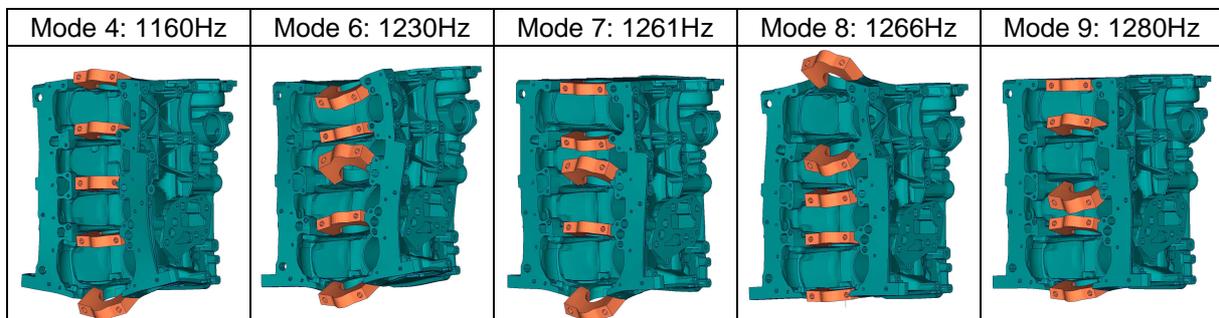


Bild 7.72: „Bulge-Moden“ des Serien-Zylinderkurbelgehäuses

Zusammenfassend kann dem Mg-Hybrid-ZKG, aus den Ergebnissen der rechnerischen Modalanalyse, ein sehr gutes dynamisches Verhalten und ein hohe Gesamtsteifigkeit zugesprochen werden. In Verbindung mit einem optimierten Getriebeflansch kann eine gute Motorakustik erwartet werden.

7.9.2 Experimentelle Analyse des Eigenschwingungsverhaltens

Die experimentelle Modalanalyse wird mit der „Hammerschlagmethode“ durchgeführt und dient zum einen der Verifikation der Berechnungsergebnisse und zum anderen zur Ermittlung der modalen Dämpfungen des Magnesium-Aluminium-Verbund-ZKG.

Bei der Hammerschlagmethode wird das mit Messaufnehmern bestückte Kurbelgehäuse (es handelt sich hierbei um piezoelektrische triaxiale Beschleunigungsaufnehmer) an elastischen Seilen frei im Raum aufgehängt (Bild 7.73) und mit einem speziellen hammerförmigen Schlagelement angeschlagen. An der Spitze dieses „Modalhammers“ befindet sich ein pie-

zoelektrisches Kraftmesselement über welches der in die Kurbelgehäusestruktur eingebrachte Impuls aufgezeichnet werden kann. Die Strukturantworten des Modalhammers werden ebenso wie die Strukturantworten an den Messaufnehmern mit einer Auswertelektronik analysiert und gespeichert. Die optimalen Positionen für die Messaufnehmer wurden bei den zuvor durchgeführten Berechnungen unter Berücksichtigung der zusätzlichen Aufnehmermassen ermittelt (die kleinen Zusatzmassen sind in Bild 7.73 und in der oberen Bildreihe von Bild 7.71 zu erkennen).

In Bild 7.74 sind die ersten drei gemessenen Eigenschwingungsformen und die dazu gehörigen modalen Dämpfungen ζ für das Mg-Hybrid-ZKG und das Serien-ZKG gegenübergestellt (eine hohe modale Dämpfung bedingt ein schnelles Abklingen der angeregten Schwingung). Die gemessenen Eigenfrequenzen des GG-ZKG weichen um maximal ca. +9,8% von den Rechenwerten ab. Beim Mg-Hybrid-ZKG ergibt sich bei der Torsion eine um ca. 118Hz geringere Eigenfrequenz (-10,9%), was in erster Linie darauf zurückzuführen ist, dass bei der Berechnung das FEM-Modell eines closed-deck-ZKG, bei der Messung jedoch ein open-deck-ZKG verwendet wurde. Die zweite und dritte Eigenfrequenz werden von der Messung besser getroffen, liegen aber ebenfalls leicht unter den berechneten Werten (-3,9% bzw. -2,3%). Der Einfluss des weicheren Zylinderdecks ist auch hier merklich. Die ersten zehn gemessenen Eigenschwingungsformen der beiden Kurbelgehäusevarianten sind in Anhang 8 tabellarisch zusammengefasst.

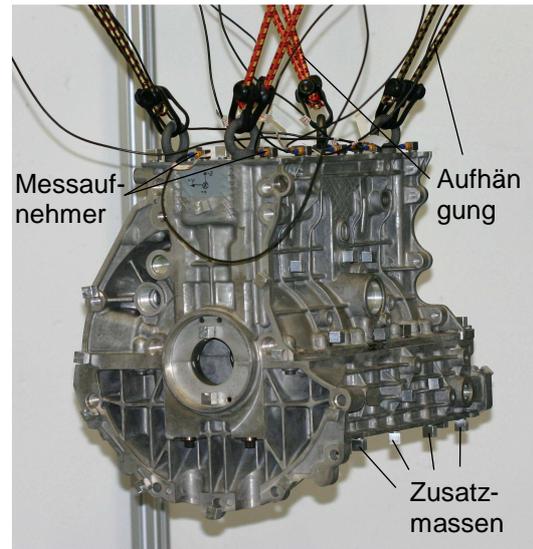


Bild 7.73: Experimentelle Modalanalyse mit der Hammerschlagmethode (Versuchsaufbau)

Mg-Hybrid-ZKG	$\zeta=7,52\%$		$\zeta=3,02\%$		$\zeta=0,70\%$	
	Frequenz	964Hz (+16%)	1650Hz (+69%)	1770Hz (+66%)	Hochbiegung	
	Mode	Mode 1: Torsion	Mode 2: Querbiegung	Mode 3: Torsion & Querbiegung	Torsion & Querbiegung	
	Frequenz	833Hz	976Hz	1067Hz		
Serien-ZKG aus GG25	$\zeta=1,21\%$		$\zeta=0,35\%$		$\zeta=0,58\%$	
		832,9929 Hz, 1,21 %	975,5641 Hz, 0,35 %	1067,3860 Hz, 0,58 %		

Bild 7.74: Auszug aus den Ergebnissen der experimentellen Modalanalyse

Die Ursache für das unterschiedliche Aussehen der Abbildungen in Bild 7.74 liegt darin begründet, dass aufgrund der höheren Anzahl von Messaufnehmern für das Mg-Hybrid-ZKG eine andere Auswertesoftware für die experimentelle Modalanalyse gewählt wurde. Auf die Lage der Eigenfrequenzen hat dies keinen Einfluss sondern lediglich auf die graphische Auflösung der Eigenformen.

Beim Serien-ZKG aus GG25 stimmen die ersten gemessenen 15 Eigenschwingungsformen (Frequenzbereich: 833Hz bis 1409Hz) relativ gut mit den Rechnungen überein. Beim Mg-Hybrid-ZKG wurden im Frequenzbereich bis 2200Hz lediglich 6 Schwingungsformen gemessen (Frequenzbereich: 964Hz bis 2140Hz). Sie stimmen ebenfalls gut mit den Rechenergebnissen überein. Insgesamt kann eine gute Korrelation von Messung und Rechnung festgestellt werden.

Hervorzuheben ist das gegenüber dem Serien-ZKG deutlich bessere Strukturdämpfungsverhalten des Leichtbau-ZKG. Die am Mg-Hybrid-ZKG gemessenen modalen Dämpfungen liegen weit oberhalb von denen des Grauguss-Kurbelgehäuses (bis zu 9 mal höher, vgl. auch Anhang 8). Die guten Dämpfungswerte sind einerseits auf die hohe innere Dämpfung des Magnesiumwerkstoffes zurückzuführen (die Literatur nennt für Magnesiumlegierungen Werte bis 10% /8/), andererseits aber auch auf die Verbindungsschicht zwischen den Eingsusteilen und dem Magnesium-Umguss. Dies kann folgendermaßen begründet werden:

Wie in Kapitel 6 gezeigt wurde, ist davon auszugehen, dass in der Trennfuge zwischen Aluminium-Zylindereinsatz und Magnesium-Umguss bereichsweise keine ideale Verbindung entsteht, sondern dass sich kleinere lose Fügestellen zwischen diesen Strukturteilen bilden. In solchen Fugen entsteht durch kleinste Verschiebungen im μm -Bereich Coulombsche Reibung, die eine Energiedissipation bedingt. Dies führt zu einem raschen Abfall der Amplituden der angeregten Schwingungen.

Um den genauen Einfluss der Fügestellendämpfung abschließend klären zu können, sind zusätzliche rechnerische und experimentelle Untersuchungen nötig. Diese konnten im Rahmen dieser Arbeit jedoch nicht mehr durchgeführt werden.

8 Technische Umsetzung des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses

Nach der Dokumentation der metallographischen Vorab-Untersuchungen in Kapitel 6 und den Erläuterungen zu den durchgeführten Berechnungen aus Kapitel 7 wird auf den folgenden Seiten die Umsetzung des Magnesium-Hybrid-ZKG-Projekts in die industrielle Praxis vorgestellt. Ein Schwerpunkt der Aufgabe ist die Entwicklung der Gießprozesse und die Untersuchung der Serientauglichkeit in Bezug auf die Prozessstabilität und der Rohteilkosten.

8.1 Gießtechnologie für das Magnesium-Hybrid-ZKG

Wie bereits ausführlich beschrieben, besteht das Magnesium-Hybrid-ZKG aus insgesamt 2 Bauteilen. Das Magnesium-ZKG-Oberteil bestehend aus dem Aluminium-Zylindereinsatz und den oberen Hauptlagerverstärkungselementen (HLV-ZKG) sowie dem Magnesium-Bedplate mit den unteren Hauptlagerverstärkungselementen (HLV-BP). Die Gießtechnologie dieser Bauteile wird im Folgenden erläutert.

8.1.1 Zylindereinsatz

Der Aluminium-Zylindereinsatz als das zentrale Element des ZKG-Oberteils wird vor dem Eingießen in das Magnesium als separates Bauteil hergestellt. Entgegen der allgemein üblichen Vorgehensweise, die übereutektische Aluminiumlegierung (AlSi17Cu4Mg) im Niederdruck-Kokillenguss zu verarbeiten (vgl. Kapitel 4.1.2.3), wurde für den Zylindereinsatz ein weiterentwickeltes Schwerkraft-Kokillengießverfahren angewandt. Die Herstellung von Gussteilen im Schwerkraft-Kokillenguss bietet aufgrund der deutlich geringeren Taktzeit gegenüber dem Niederdruck-Kokillenguss einen Kostenvorteil von ca. 50%.

8.1.1.1 Gießverfahren

Um eine möglichst turbulenzarme Formfüllung und eine gute Speisung des Gussteils nach dem Abguss zu erreichen, wurde das Kippguss-Verfahren genutzt. Dabei wird vor dem eigentlichen Abguss die Schmelze bei etwas mehr als 800°C in einen an der Kokille angebrachten Dümpel gegossen und kurz danach die gesamte Kokille mittels einer Kippvorrichtung um 90° geschwenkt. Die Schmelze fließt dabei unter dem Einfluss der Schwerkraft relativ turbulenzarm in die Form. Bild 8.1 zeigt die Kipp-Kokille unmittelbar nach dem Öffnen der Form (Zuhaltezeit etwa drei Minuten). Das fertige Rohteil des Zylindereinsatzes mit Angussystem (oben) und Steigern (unten) zeigt Bild 8.2.

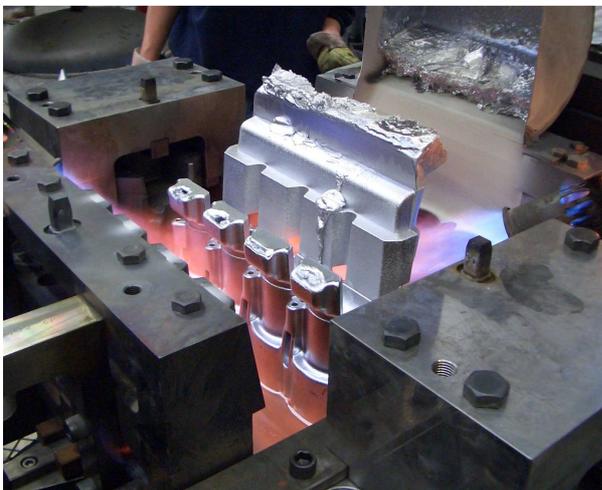


Bild 8.1: Zylindereinsatz beim Öffnen der Kokille



Bild 8.2: Zylindereinsatz-Rohteil

Der Anguss sowie die Steiger dienen dem Gussteil während der Erstarrung als Speiser und werden bei der Putzbearbeitung abgetrennt. Die fertigen Gussteile werden nach dem Entformen gestapelt und an ruhender Luft abgekühlt. Das Einsatzgewicht (Rohteil mit Anguss und Steiger) beträgt ca. 9,7kg. Nach dem Verputzen bleibt ein Rohteilgewicht von ca. 6,3kg.

8.1.1.2 Zylindereinsatz-Varianten

Die Kokille ist so konzipiert, dass durch kleine Umbauarbeiten sowohl open-deck (Bild 8.3) als auch closed-deck Zylindereinsätze (Bild 8.4) hergestellt werden können. Die Einsätze unterscheiden sich nur im Topdeckbereich und in der Geometrie des Kühlwasserraums. Die äußere Form ist exakt identisch. Beide Zylindereinsatz-Varianten passen in das gleiche Druckguss-Werkzeug. Dieses fertigungstechnische Konzept bietet erstmals die Möglichkeit auf vergleichsweise wirtschaftliche Art und Weise sowohl open-deck- als auch closed-deck-ZKG im Druckgussverfahren herzustellen. Dieses Herstellungsprinzip ist nicht an Magnesium als Umguss-Legierung gebunden. Auch Aluminium/Aluminium- oder Aluminium/Grauguss-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse wären denkbar /76/.



Bild 8.3: Open-deck Zylindereinsatz

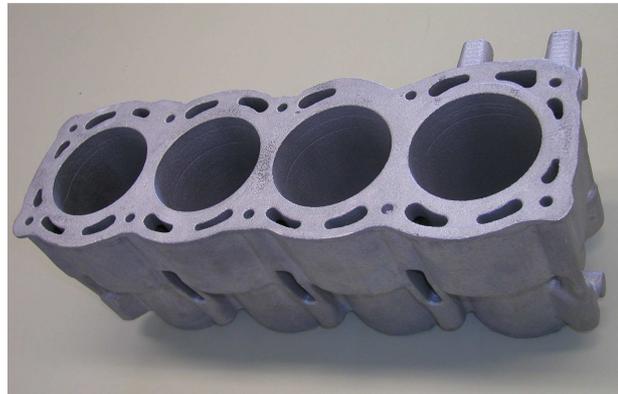


Bild 8.4: Closed-deck Zylindereinsatz

Die Durchbrüche zur späteren Verankerung des Zylindereinsatzes in der Magnesium-Struktur werden jeweils durch zwei aneinander angrenzende Formschieber direkt im Rohteil erzeugt und müssen nicht mechanisch bearbeitet werden. Nach dem Verputzen werden die Teile für sieben Stunden bei 220°C warmausgelagert (T5 Wärmebehandlung) und anschließend ca. 30 Minuten lang im Ofen abgekühlt. Die weitere Abkühlung erfolgt danach an ruhender Luft. Im Anschluss werden die Zylindereinsätze spanend bearbeitet und die Zentrier- und Anlageflächen für das Einlegen in das Druckgusswerkzeug geschaffen (siehe auch Bild 8.9 und Bild 8.10). Das fertige Eingsussteil wiegt danach noch ca. 6,1kg.

8.1.1.3 Gefüge- und Gussqualität

Entscheidend für die spätere Funktion des Motors ist die gleichmäßige Ausbildung der Primärsiliziumkristalle nahe der Zylinderoberfläche. Der Ausscheidungsvorgang des in der Schmelze zunächst gelöst vorliegenden Siliziums ist im wesentlichen von den lokalen Erstarrungsbedingungen und somit vom Temperaturhaushalt der Gießform abhängig. Die Größe der Siliziumkristalle wird maßgeblich von der Abkühlgeschwindigkeit und von verschiedenen Schmelzezusätzen beeinflusst (impfen).

Die Einstellung der optimalen lokalen Abkühlbedingungen und die Einhaltung der Prozessparameter stellt für im Niederdruck-Kokillenguss hergestellte monolithische übereutektische Zylinderkurbelgehäuse eine Herausforderung dar, die nur wenige Gießereien weltweit beherrschen. Im Schwerkraft-Kokillenguss war es bis dato nicht möglich die hohen Anforderungen an die Gefügequalität im Linerbereich zu erfüllen.

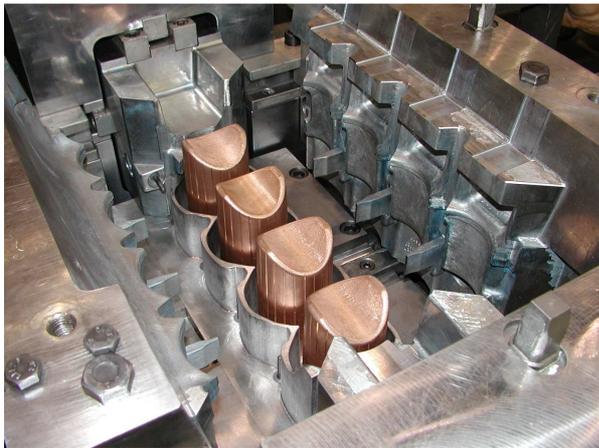


Bild 8.5: Kipp-Kokille mit Kupferpinolen

Bild 8.6 zeigt beispielhaft die Ergebnisse der Gefügeuntersuchungen in drei verschiedenen Bereichen des Zylinderrohrs. Die Position der Probenentnahmestelle ist in den Symbolen rechts neben den Schlibbildern zu erkennen. Demnach ergibt sich im oberen Zylinderrohrbereich eine mittlere Siliziumkristallgröße von ca. 37,6 μm , in der Mitte ca. 36,1 μm und im unteren Bereich ca. 24,8 μm .

Die im VW-Konzern allgemein gültige Norm für Zylinderkurbelgehäuse aus der übereutektischen Aluminiumlegierung AlSi17-Cu4Mg (TL039) sieht im Bereich der Zylinder eine Primärsiliziumkristallgröße von ca. 30 μm bis 80 μm vor, bei einer Verteilung von ca. 3100 bis 14000 Körnern pro Quadratcentimeter (je nach Korngröße) /119/. Diese Spezifikation wird bei den im Kipp-Kokillenguss hergestellten Zylindereinsätzen im wesentlichen eingehalten.

Durch die Gießversuche sowie die metallographischen Untersuchungen im Linerbereich der Gussteile konnte die Eignung des hochproduktiven Schwerkraft-Kokillengießverfahrens zur Herstellung der kompakten Zylindereinsätze nachgewiesen werden. Für eine großserientechnische Umsetzung dieses Bauteils muss noch eine Feineinstellung des Gefüges durch eine Optimierung der Kühlpinolen in der Kokille vorgenommen werden. Die Laufbahnqualität ist aber für eine Prototypen-Erprobung ausreichend.

Durch die geringe Größe und die vergleichsweise einfache Geometrie des Zylindereinsatzes konnte das Kippguss-Verfahren im Rahmen der Gießversuche optimiert werden. Durch den Einsatz von Kupferpinolen (Bild 8.5) mit einer hohen Wärmeleitfähigkeit von ca. 400 W/mK wird eine hohe Abschreckwirkung erzielt, die zu einer guten Primärsiliziumausscheidung im Linerbereich führt. Versuche mit wassergekühlten Stahlpinolen führten ebenfalls zu guten Ergebnissen.

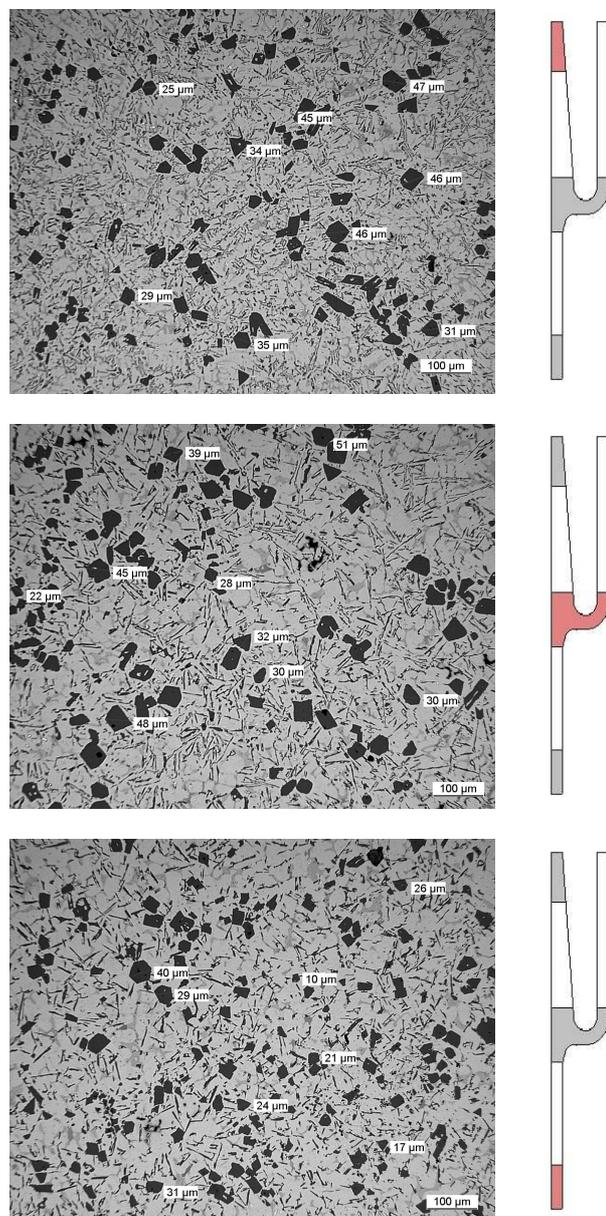


Bild 8.6: Siliziumausscheidungen im Linerbereich

8.1.2 Magnesium-Kurbelgehäuse-Oberteil

In Bezug auf die Gießtechnik stellt das Magnesium-Kurbelgehäuse-Oberteil die größte Herausforderung dar. Zum Einen muss eine prozesssichere Justierung der Eingsussteile im Formhohlraum gewährleistet werden, zum Anderen muss dafür Sorge getragen werden, dass der „hohle“ Zylindereinsatz durch den Gießdruck nicht zu sehr verformt wird. Dies ist insbesondere bei der übereutektischen Aluminiumlegierung AlSi17Cu4Mg problematisch, da bedingt durch ihre geringe Bruchdehnung von nur ca. 0,4% bis 0,8% bereits kleinste Verformungen zu Rissen führen.

8.1.2.1 Vorbereitung des Zylindereinsatzes vor dem Eingießen.

Wie in Kapitel 6.3 bereits angedeutet, wird der Zylindereinsatz zum Zwecke einer besseren Anhaftung des Magnesiums am Aluminium mit einer AlSi12-Beschichtung versehen. Da sich der Zylindereinsatz im unteren Bereich durch die zahlreichen Durchbrüche ausreichend gut mit dem Magnesium-Umguss verklammert, wird nur der obere Teil auf Höhe des Wassermantels beschichtet (Bild 8.7).



Bild 8.7: Vorbereitung des Zylindereinsatzes vor dem Eingießen

Dies bringt zwei Vorteile mit sich. Durch die etwas schlechtere Anbindung des Magnesiums im unteren Buchsenbereich ergeben sich hier etwas schlechtere Wärmedurchgangskoeffizienten zwischen Zylindereinsatz und Magnesium-Umguss (vgl. Kapitel 7.6.1). Dies wirkt sich positiv auf die im Umguss auftretenden Temperaturen aus. Die in Kapitel 6 ermittelten Eigenschaften der korundgestrahlten Oberfläche und die Schrumpfspannungen im Bereich der Durchbrüche sollten trotzdem einen ausreichend guten Halt des Eingsusteils im Magnesium ermöglichen. Ein weiterer nicht unerheblicher Vorteil ist die Reduzierung der Kosten für den Beschichtungsprozess. Die Kosten- und Investbewertung /120/ ergab hier ein Einsparpotential von ca. 3,40 Euro pro Zylindereinsatz.

8.1.2.2 Positionierung des Zylindereinsatzes und der Hauptlagerverstärkungen

Der Zylindereinsatz wird mit der Topdeckseite voraus auf die bewegliche Formhälfte des Druckgusswerkzeuges aufgesteckt und über die beiden inneren Zylinder, die zuvor auf das notwendige Passmaß aufgespindelt werden, zentriert. Die Hauptlagerverstärkungselemente (Bild 8.8) werden auf die feste Formhälfte aufgesteckt (Kurbelraum-Formteil). Beim Zusammenfahren der Gießform wird der Zylindereinsatz zwischen der festen und der beweglichen Formhälfte geklemmt, die Hauptlagerverstärkungselemente werden von der Ventilationsspinnole in Position gehalten (siehe Prinzipskizzen in Bild 8.9 und Bild 8.10).



Bild 8.8: Hauptlagerverstärkungselement für das ZKG-Oberteil

Die Einklemmung des Zylindereinsatzes im Druckgusswerkzeug bewirkt eine ausreichend gute Abdichtung des Wasserraums gegen die mit hoher kinetischer Energie in die Form schießende Magnesium-Schmelze. Als theoretisches Übermaß wurden verschiedene Werte zwischen 0,1mm und 0,5mm untersucht. Im Laufe der Gießversuche wurden schließlich 0,2mm als der beste Kompromiss bestätigt.

Aufgrund des hohen Gießdrucks beim Druckgießen (je nach Anwendung bis zu 1000 bar, vgl. Kapitel 4.1.2.3) muss der Zylindereinsatz im Bereich des Wassermantels und der Zylinderrohre abgestützt werden. Im Falle des open-deck Zylindereinsatzes geschieht dies für den Wassermantel und die Zylinderrohre mittels auswechselbarer stählerner Stützelemente (Bild 8.9 und Bild 8.10). Beim closed-deck Zylindereinsatz erweist sich die Abstützung des Wassermantels als schwieriger, da dieser nicht über die gesamte Topdeckfläche offen ist. Das Abstützen über externe Stützelemente ist somit nur bereichsweise möglich.

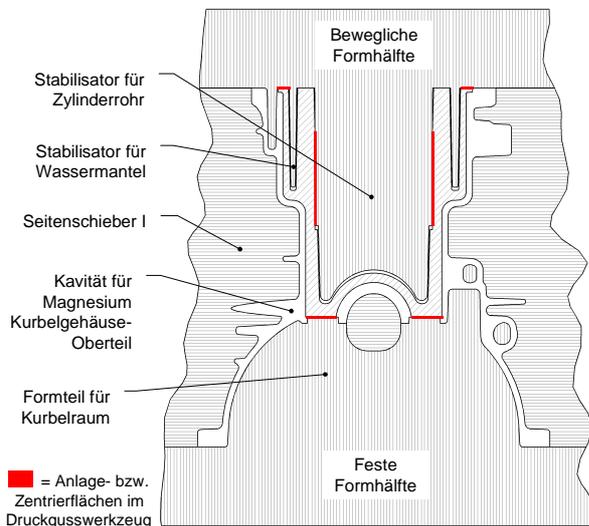


Bild 8.9: Querschnitt durch die Druckgussform des ZKG Oberteils (Zylinder 1)

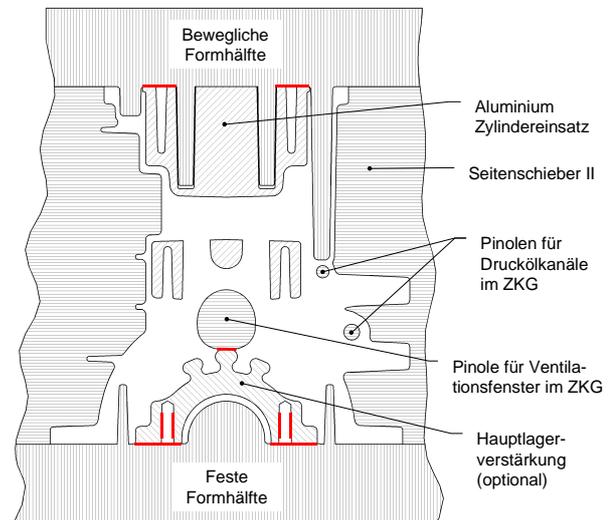


Bild 8.10: Querschnitt durch die Druckgussform des ZKG Oberteils (Lagerstuhl 2)

Wie die Berechnungen aus Kapitel 7.4.1 zeigen, gibt es für die Abstützung des Wassermantels des closed-deck-Zylindereinsatzes grundsätzlich mehrere Möglichkeiten. Den positiven Berechnungsergebnissen entsprechend, wurde für die Herstellung der closed-deck-Hybrid-ZKG die Abstützvariante III gewählt. Hierzu wird der Wasserraum des Zylindereinsatzes nach der mechanischen Vorbearbeitung erneut mit Sand gefüllt. Nach dem Verdichten des Sandes werden die Öffnungen des Einsatzes versiegelt, damit der Sand bei Druckgussprozess nicht in die Gießform gelangen kann.

8.1.2.3 Gießprozess

Für die Gießversuche wurden die drei Magnesiumlegierungen AZ91D, MRI153M und MRI230D ausgewählt. Bezüglich der Verarbeitung von AZ91D bestehen im VW-Konzern vielfältige Erfahrungen, da bereits seit einigen Jahren Getriebegehäuse aus dieser Legierung in Serie produziert werden. Die Legierung ist vergleichsweise günstig und lässt sich hervorragend vergießen. Die mangelnde Kriechbeständigkeit setzt ihr allerdings in Bezug auf den Einsatz als Kurbelgehäusewerkstoff natürliche Grenzen. Die beiden MRI-Legierungen sind deutlich kriechbeständiger bei etwas schlechterer Gießbarkeit (vgl. Kapitel 2.1.4.4). Die MRI153M-Legierung wurde bereits im Rahmen von Pilotprojekten an kleineren Bauteilen erfolgreich vergossen. Von der MRI230D-Legierung lagen bis dato nur sehr wenig Erkenntnisse aus Abgüssen vor.

Während der Gießkampagnen für das Magnesium-Hybrid-ZKG erfolgt das Einlegen der Einsussteile von Hand. Die Taktzeit ist deshalb vergleichsweise lang (vier Minuten). Im Rahmen eines Seriegießprozesses ließe sich die Taktzeit auf etwa zweieinhalb bis drei Minuten durch den Einsatz von Robotern reduzieren. Im Folgenden wird der Ablauf eines Gießzyklus beschrieben. Die genannten Gießparameter entsprechen dabei den zuletzt benutzten Einstellungen aus den Gießkampagnen.

Nach dem Zufahren der Form, die auf ca. 150°C bis 180°C temperiert ist, erfolgt das schlagartige Füllen des Formhohlraums innerhalb einer Zeit von ca. 80ms bei einem Magnesium-Einsatzgewicht von ca. 12,7kg. Die Kolbengeschwindigkeit des Schussaggregats beträgt dabei ca. 3,5m/s was eine Anschnittgeschwindigkeit von ca. 30m/s am Bauteil ergibt. Kurz nach der Formfüllung wird mittels eines Druckübersetzers der Gieß-Nachdruck auf ca. 560bar erhöht. Die Schmelzetemperatur beträgt ca. 680°C. Bedingt durch die schnelle Abkühlgeschwindigkeit durch den Gieß-Nachdruck erfolgt das Öffnen der Form bereits nach ca. 15 bis 25 Sekunden (je nach Erstarrungsintervall der Legierungen). Der Entnahme-Roboter packt danach das Bauteil am Anguss und entnimmt es der Form (Bild 8.11). Je nach Legierung landet das Bauteil ca. 20-25 Sekunden nach der Entnahme entweder im Abschreckbad oder auf der Abkühlstrecke. Im Abschreckbad verbleibt es ca. 10 Sekunden. Nach dem Ausblasen und Sprühen der Form beginnt der Zyklus von Neuem.

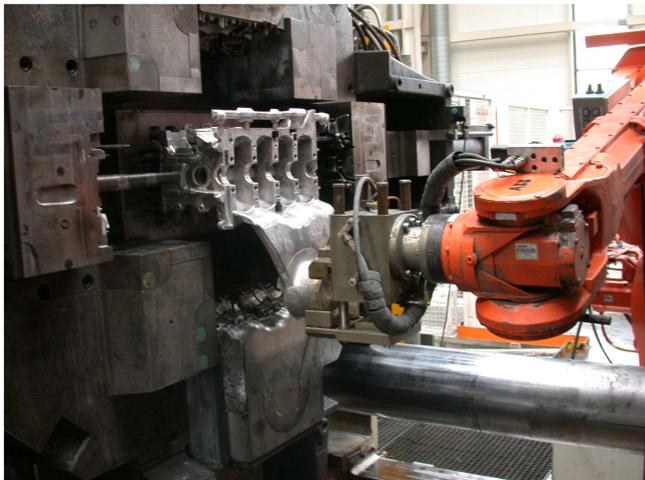


Bild 8.11: Entnahme des ZKG aus der Druckgussform Bild 8.12: ZKG-Rohteil mit Anguss

8.1.2.4 Prozessentwicklung und -optimierung

Bild 8.13 zeigt CT-Aufnahmen verschiedener Optimierungsschleifen des ZKG-Oberteils. Die Bilder dokumentieren die im Laufe der Prozessentwicklung notwendig gewordenen Werkzeugänderungen und decken gleichzeitig die in der frühen Entwicklungsphase im Magnesium-Umguss aber auch im Zylindereinsatz vorhandenen Gussfehler auf.

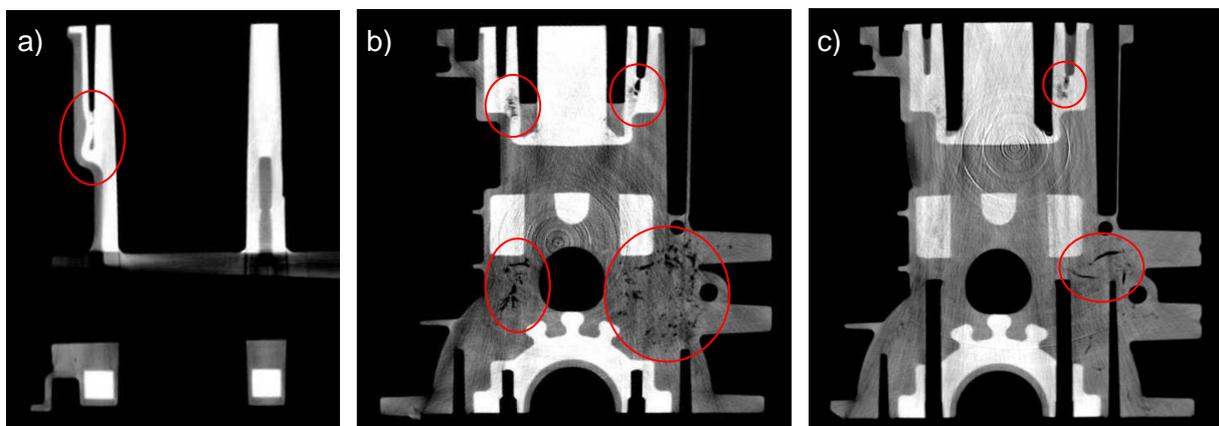


Bild 8.13: CT-Aufnahmen von verschiedenen Optimierungsschleifen des ZKG-Oberteils

Bild 8.13a) zeigt das Resultat eines fälschlicherweise zu kurz angefertigten Wassermantel-Stützkerns beim open-deck-ZKG. Unterhalb des Stützelements ist die Aluminiumwand des Zylindereinsatzes durch den hohen Gießdruck der Magnesiumschmelze eingebrochen.

Der Wassermantel ist mit Magnesium gefüllt. Bild 8.13b) zeigt einen Schnitt durch Lagerstuhl zwei. Deutlich ist das Hauptlagerverstärkungselement und der Zylindereinsatz zu erkennen. Auffällig sind die Lunker im Aluminium in den Verschraubungsbutzen für den Zylinderkopf und im Magnesium unterhalb des Zylindereinsatzes. Die gefährdeten Bereiche des Magnesium-Umgusses waren schon bei der Gießsimulation aufgefallen (vgl. Bild 7.9). Besonders groß sind die Auflockerungen auf der dem Anguss abgewandten Seite des Kurbelgehäuses (im Bild 8.13b) rechts). Zur Vermeidung von Materialanhäufungen wurden in der Folge die Bohrungen für die inneren und äußeren Hauptlagerschrauben vorgegossen (Bild 8.13c)). Die Lunker auf der Anguss abgewandten Seite konnten dadurch zwar verkleinert, aber nie ganz vermieden werden. Abhilfe könnte hier nur ein beidseitiger Anschnitt des Gussteils schaffen.

Im Sägeschnitt von Bild 8.14 ist das Gefüge in Hauptlagerstuhl zwei nach den Optimierungsmaßnahmen zu erkennen. Die Verbesserungen sind offensichtlich. Das Bild dokumentiert außerdem die Ergebnisse der Eigenspannungsberechnungen auf recht eindrucksvolle Weise. Die zwischen den Zylindern verlaufende Magnesium-Zugstrebe ist aufgrund ihrer hohen Zugeigenspannungen gerissen. Da in den CT-Aufnahmen solche Risse nie zu erkennen waren ist davon auszugehen, dass der Riss erst beim Sägen entstanden ist.

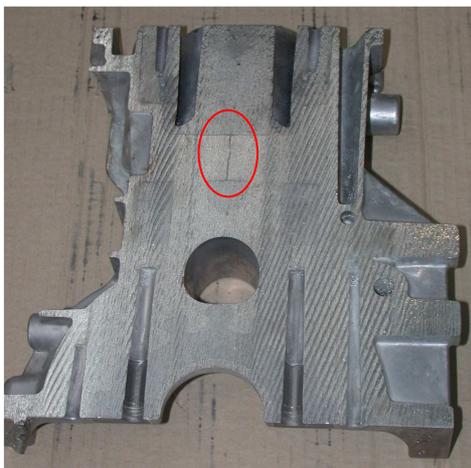


Bild 8.14: Sägeschnitt durch den Hauptlagerstuhl 2, Riss in der Magnesium-Zugstrebe



Bild 8.15: Detailansicht des Risses

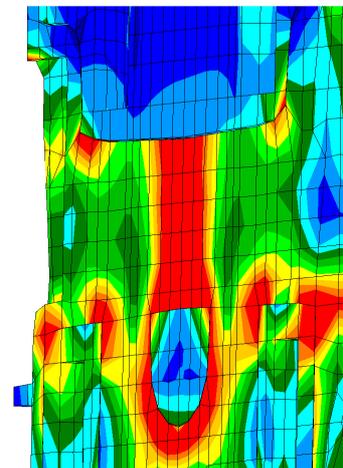


Bild 8.16: Ergebnis der Spannungsrechnung

Das Ergebnis der Eingießversuche des closed-deck-Zylindereinsatzes nach Abstützvariante II (vgl. Kapitel 7.4.1) zeigt Bild 8.17. Die Wassermantelwand des Aluminiumeinsatzes ist unzureichend abgestützt (rote Markierung). Der mit Magnesium gefüllte Wasserraum beweist, dass die Wand an einigen Stellen eingebrochen ist. Die Verformung der Wand ist an der Angussseite größer da dort der Gießdruck beim Nachdrücken tendenziell etwas höher ist (Angussseite friert später ab).

Der Eingießprozess des closed-deck-Zylindereinsatzes nach Abstützvariante III (Sandfüllung) erweist sich als sehr viel prozesssicherer. Die Anzahl der zerstörten Kurbelgehäuse konnte mit diesem Verfahren auf ein Minimum reduziert werden. Lediglich Einsätze bei denen die Sandfüllung nicht ausreichend verdichtet war, zeigten gelegentlich noch Risse in der Wand.

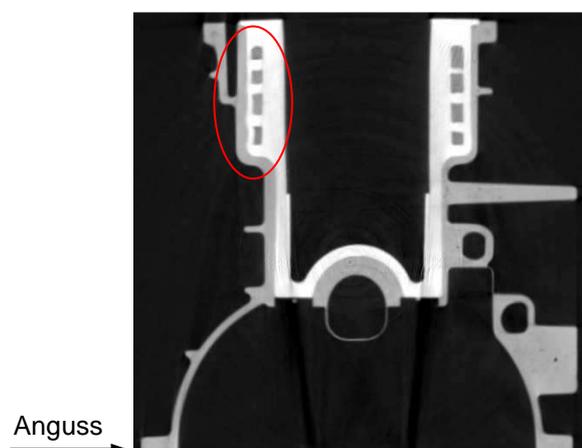


Bild 8.17: Closed-deck Magnesium-Hybrid-ZKG (n.i.O.-Teil nach Abstützkonzept II)

Bild 8.18 zeigt ein im Druckgussverfahren hergestelltes closed-deck Magnesium-Hybrid-ZKG vor und nach dem Entsanden. Es verbindet die Vorteile eines hochfesten und gut wärmeleitenden Aluminium-Zylinderdecks für höchste spezifische Leistungen, mit den guten Festigkeitseigenschaften einer im Druckgussverfahren verarbeiteten Magnesium-Umgusslegierung ($R_{p0,2} \text{ AZ91}_{\text{DG}} \approx 160\text{MPa}$, $R_{p0,2} \text{ AZ91}_{\text{SG/KG}} \approx 100\text{MPa}$) /8/.

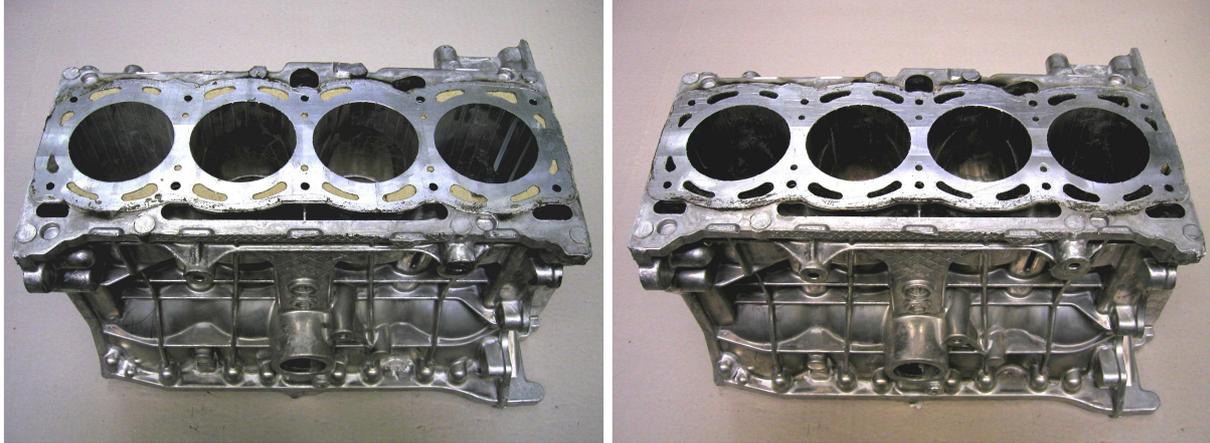


Bild 8.18: Closed-deck Magnesium-Hybrid-ZKG vor (li.) und nach dem Entsanden (re.)

8.1.3 ZKG-Unterteil (Bedplate)

Das Kurbelgehäuse-Unterteil besteht ebenfalls aus Magnesium und wird auch im Druckgussverfahren hergestellt. Zur Erhöhung der Betriebsfestigkeit und zur Reduzierung der Hauptlageraufweitung bei hoher Temperatur sind in die Lagerstuhlwände hochfeste Verstärkungselemente mit niedrigem Wärmeausdehnungsverhalten eingegossen. Zum Einsatz kommen zwei hochfeste Aluminiumlegierungen (vgl. Kapitel 5.5.3 und Bild 5.12) sowie eine Variante aus dem Gusseisenwerkstoff GGG50. Die nachfolgende Tabelle und Bild 8.20 fassen die wichtigsten Merkmale der Eingsussteile für das Bedplate zusammen.

Werkstoffbezeichnung	Streckgrenze [MPa]	Dauerfestigkeit [MPa]	Bruch-Dehnung [%]	Wärmeausdehnungskoeffizient [1/K]	E-Modul [GPa]	Dichte [g/cm ³]	Masse [g]
DISPAL S226	300	105	0,5	ca. $14,0 \cdot 10^{-6}$	93	2,59	248
DISPAL S230	460	163	0,5	ca. $17,0 \cdot 10^{-6}$	96	2,84	272
GGG50	320	150	8	ca. $11,5 \cdot 10^{-6}$	169	7,10	500

Bild 8.19: Werkstoffe für die Bedplate-Hauptlagerverstärkungen /15/, /80/, /121/

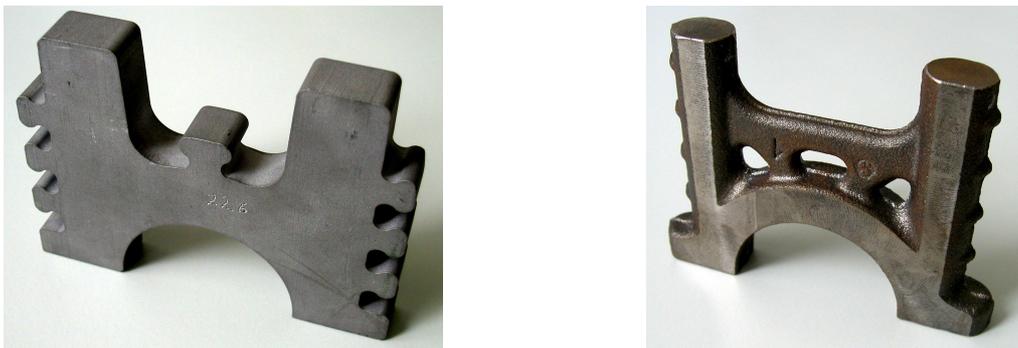


Bild 8.20: Bedplate-Hauptlagerverstärkungen aus DISPAL (li.) und aus GGG50 (re.)

Die Hauptlager-Verstärkungselemente werden in das Druckgusswerkzeug eingelegt und beim Zufahren der Form zwischen beweglicher und fester Formhälfte geklemmt. Dieses Verfahren entspricht dem Stand der Technik und wird bei vielen Kurbelgehäuse-Unterteilen angewendet. Das Magnesium-Schussgewicht für das Bedplate beträgt ca. 12kg (davon entfallen ca. 7 kg auf den Anguss). Nach der Bearbeitung wiegt das fertige Bauteil je nach Art der verwendeten Eingsussteile ca. 6-7,5kg.

8.1.3.1 Verbesserung der Gussqualität durch lokales Squeezen

Im Bereich der integrierten Ölpumpe wurde aufgrund einer konstruktiv unvermeidbaren Materialanhäufung im Hinblick auf die erhöhte Lunckerneigung von Magnesiumlegierungen ein Squeezer in die Druckgussform integriert. Dieser kleine hydraulisch betätigte Druckstempel verdichtet (to squeeze = verdichten) das Gussgefüge lokal noch während der Erstarrung zum Zwecke einer besseren Bauteildichtigkeit. Die Länge des Squeeze-Stempels wurde im Laufe der Bauteilentwicklung von 0mm (bündig zur Form) auf ca. 20mm verlängert und der Squeezer-Hub von ca. 10mm auf ca. 20mm vergrößert. Die Optimierungsmaßnahmen im Bereich der Ölpumpe sind in Bild 8.21 dokumentiert. Die Bilder links und in der Mitte zeigen jeweils Ergebnisse von CT-Untersuchungen im Quer- und Längsschnitt durch den zu optimierenden Bereich. Die oberen Bilder zeigen das Bauteil vor, die unteren Bilder nach der Optimierung. Die Reduzierung der Luncker und Poren im rot markierten Bereich ist deutlich zu erkennen. Die Fotos auf der rechten Seite zeigen Sägeproben zur Verifizierung der Optimierungsmaßnahmen.

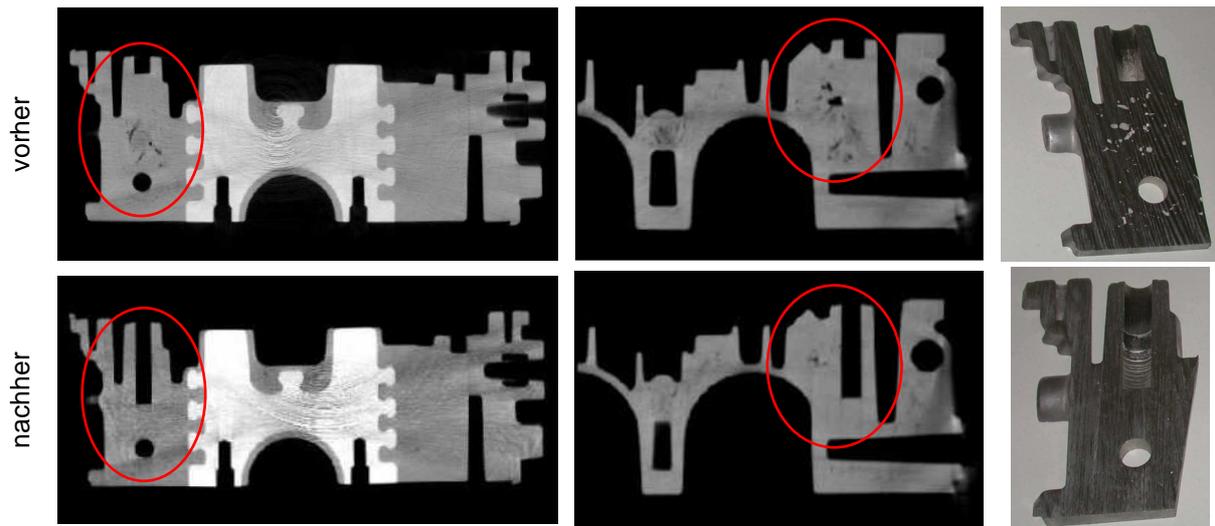


Bild 8.21: Optimierung des Gussgefüges im Bedplate durch lokales squeezeen

8.1.3.2 Eigenspannungen im Bereich der Eingsussteile

Wie bei der Eigenspannungsberechnung des ZKG-Oberteils bereits gezeigt wurde (Kapitel 7.4.2) schrumpft das Magnesium aufgrund des höheren Wärmedehnkoeffizienten beim Abkühlen auf die Eingsussteile auf. Dies induziert Zugeigenspannungen im Magnesium-Umguss. Bedingt durch die größere Oberfläche, die geringere Masse und die etwa viermal höhere Wärmeleitfähigkeit der Aluminium-Inlays heizen sich diese trotz der etwa doppelt so großen spezifischen Wärmekapazität während der Abkühlung der Magnesium-Schmelze schneller auf als die Eisen-Inlays. Ausgehend von diesem höheren Temperaturniveau erfolgt dann die Abkühlung auf Raumtemperatur. Das geringere ΔT und der größere Wärmedehnkoeffizient führt bei den Bedplates mit Aluminium-Inlays zu einer homogeneren Abkühlung und zu deutlich reduzierter Rissneigung. Dieses Ergebnis konnte durch FEM-Rechnungen verifiziert werden (Bild 8.22).

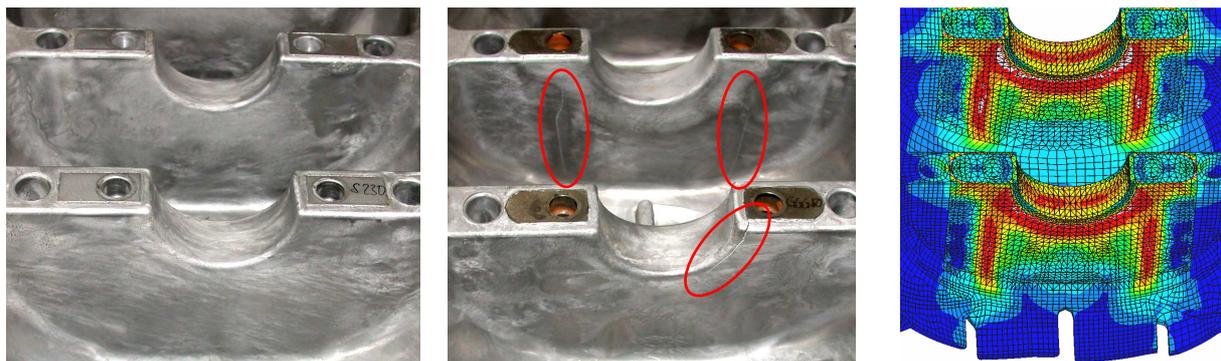


Bild 8.22: Hauptlagerwand mit DISPAL S230-Inlay (li.) und GGG50-Inlay (mitte und re.)

8.2 Bearbeitung des Magnesium-Hybrid-ZKG

Bei der Bearbeitung des Kurbelgehäuses konnte eine sehr gute Positioniergenauigkeit der Eingsussteile im Magnesium-Umguss festgestellt werden. Die Umguss-Wandstärke schwankt nur im Bereich von $\pm 0,5\text{mm}$. Bild 8.23 und Bild 8.24 zeigen das montierte und komplett bearbeitete Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse in der open-deck Ausführung. Der Aluminium-Zylindereinsatz wiegt im fertig bearbeiteten Magnesium-Hybrid-ZKG nur noch ca. 3,8kg.

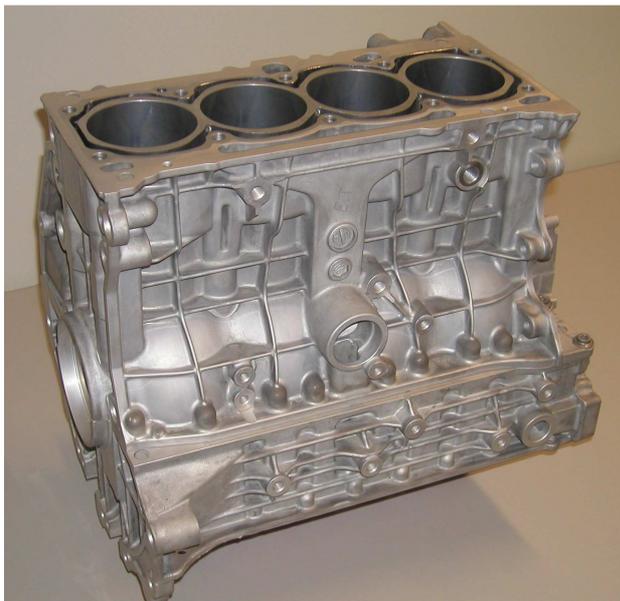


Bild 8.23: ZKG-Fertigteil (heiße Seite)

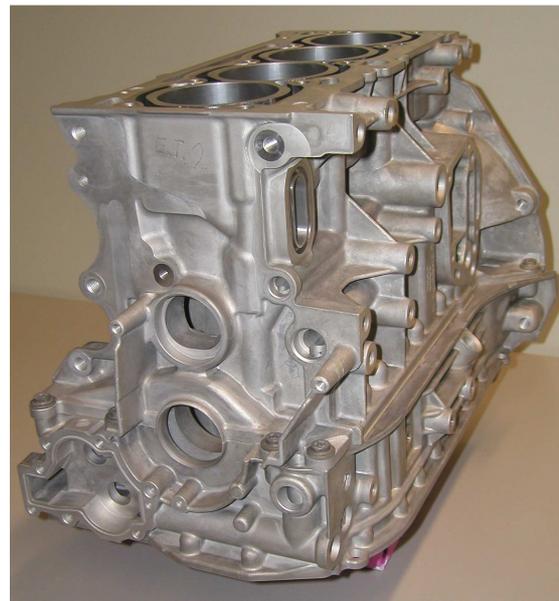


Bild 8.24: ZKG-Fertigteil (Stirnseite)

Die Funktion der AlSi12-Spritzschicht, die vor dem Eingießen auf den Zylindereinsatz aufgebracht wurde, dokumentiert Bild 8.25 und Bild 8.26. Das Topdeck und auch alle anderen Stellen, an denen Bereiche des Zylindereinsatzes durch die mechanische Bearbeitung angeschnitten und freigelegt werden, zeigen keine Klaffungen zwischen Zylindereinsatz und dem Magnesium-Umguss.



Bild 8.25: Detailansicht Topdeckflansch



Bild 8.26: Detailansicht Kühlwasserzulauf

Die closed-deck Variante des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses ist in Bild 8.27 dargestellt. Sie kommt in den späteren Prüfstandserprobungen des 1,8l Turbo-Motors zum Einsatz.

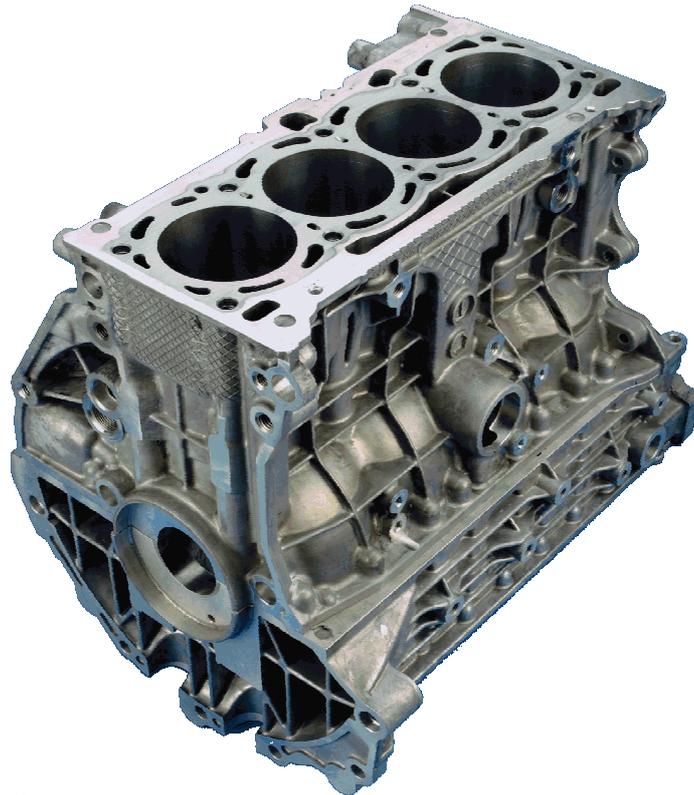


Bild 8.27: Fertigteil des closed-deck Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses

Wie bei den Rohteilen konnten auch bei den bearbeiteten Gussteilen Übereinstimmungen mit den Berechnungsergebnissen gefunden werden. So zeigt Bild 8.28 einen Riss im Magnesium-Umguss an der ZKG-Vorderseite, der erst nach dem Überfräsen der Stirnfläche aufgetreten ist (links). Das Bild rechts ist den FEM-Berechnungen aus Kapitel 7.4.4 entnommen (genauer: Seite 91, Bild 7.30, Bearbeitungsschritt 2). Der Rissverlauf stimmt genau mit der Lage der Spannungsüberhöhung aus der Simulation überein.

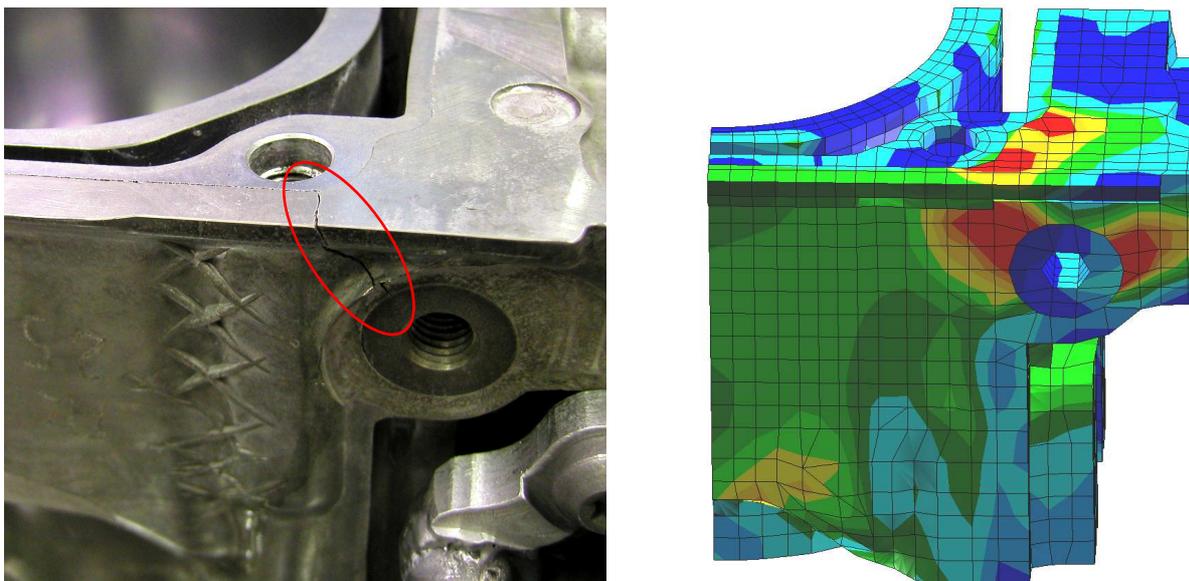


Bild 8.28: Riss in ZKG-Stirnseite nach der Bearbeitung: Vergleich der Risslage mit den FEM-Berechnungen

9 Diskussion

Zu den metallographischen Untersuchungen (Kapitel 6):

Bei der Präparation der Schliffproben von Kapitel 6 wurde äußerste Sorgfalt geübt. Dennoch ist es nicht auszuschließen, dass vereinzelt Risse und Klaffungen in der Trennschicht detektiert wurden, die erst durch die Probenpräparation entstanden sind. Diesem Problem wurde mit einer großen Anzahl von Proben aus den verschiedensten Stellen am Bauteil begegnet (ein Auszug davon findet sich in Anhang 2). Die qualitative Bewertung der Schliffproben erfolgte schließlich durch eine rein optische Beurteilung der Verbundzone. Durch die weiterführenden Untersuchungen (EDX, Ultraschall, Haftzugfestigkeits- und Torsionsversuche) wurden die optischen Eindrücke jedoch meist bestätigt.

Das sehr gute Abschneiden der Rauguss-Oberfläche bei den Ultraschall-Untersuchungen ist kritisch zu hinterfragen. Das Ergebnis ist deutlich besser als die rein optische Begutachtung dieser Verbundproben bei der Metallographie. Ursächlich für diese Abweichung scheint die Raugussoberfläche selbst zu sein, deren Einfluss auf die Streuung der Ultraschallwellen nicht bekannt ist. Vor diesem Hintergrund sind auch die anderen Ultraschall-Ergebnisse aufgrund der Rillierung der Buchsen zu bewerten. In einem laufenden Serienprozess kann eine qualitative Aussage bzgl. der Güte der Anbindung allerdings jederzeit getroffen werden.

In der Summe ihrer Eigenschaften, insbesondere jedoch aufgrund der guten Ergebnisse bei den Haftzugfestigkeits- und Torsionsversuchen, geht die plasmagespritzte AlSi12-Schicht bei den Untersuchungen allerdings klar als die beste Oberflächenbehandlung hervor.

Alle in Kapitel 6 durchgeführten Gießversuche basieren auf der Magnesiumlegierung AZ91. Es ist durchaus denkbar, dass sich bei der Verwendung einer anderen Legierung ein verändertes Bild in Bezug auf die am besten geeignetste Oberflächenbehandlung ergibt. Bei einer möglichen Serienumsetzung des Hybrid-ZKG-Projekts mit einem anderen Umgussmaterial, sollten die wichtigsten Werkstoffprüfungen nochmals wiederholt werden, um die in dieser Arbeit vorgestellten Ergebnisse zu verifizieren.

Zu den FEM-Berechnungen (Kapitel 7):

Die Ergebnisse dieser Arbeit zeigen, dass mit den heutigen leistungsfähigen Rechnersystemen und Simulationsprogrammen komplexe Hybrid-Strukturen sehr gut bereits in der frühen Konzeptphase berechnet werden können.

Die Erstellung eines FEM-Modells für die Berechnung von Eigenspannungen durch den Gießprozess und die mechanische Bearbeitung stellt für den Berechnungsingenieur einen großen Aufwand dar, der sich aber lohnt, wenn man die komplexen Spannungszustände in einem Verbundgussbauteil analysiert.

Sehr wichtig für die Simulation der gesamten Prozesskette und der späteren Belastungshistorie ist die Verfügbarkeit physikalischer und mechanischer Materialkennwerte über einen weiten Temperaturbereich von ca. -30°C bis $+400^{\circ}\text{C}$. Obwohl für die Ermittlung der Eigenspannungen in Leichtmetallbauteilen sehr wichtig, werden Werkstoffkennwerte für Aluminium- und Magnesiumwerkstoffe im Bereich über 250°C in der Regel nicht ermittelt bzw. veröffentlicht. Dies stellt die Entwickler und insbesondere die Berechnungsingenieure vor große Schwierigkeiten. Die notwendigen Kennwerte müssen aus einer Vielzahl von Quellen nach bestem Wissen und Gewissen zusammentragen werden. Die Unschärfe ist dabei natürlich hoch.

Für die Auslegung von Magnesium-Bauteilen für Hochtemperaturanwendungen ist die Verfügbarkeit von experimentell verifizierten Kriechmodellen zwingend notwendig. Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine speziell entwickelte Kriechroutine für AZ91 verwendet. Das werk-

stoffspezifische Kriechverhalten anderer Legierungen kann derzeit noch nicht ausreichend genau abgebildet werden. Mit der Fertigstellung weiterer Kriechroutinen, insbesondere für die neuen kriechfesten Magnesiumlegierungen, ist aber in den nächsten Monaten zu rechnen. Mit Hilfe der bei einem bestimmten Lastfall errechneten Kriechdehnungen von AZ91, können allerdings, aufgrund von Laborergebnissen, bereits heute hinreichend genaue Aussagen bezüglich der zu erwartenden Kriechdehnungen von kriechfesteren Legierungen getroffen werden (Bolt-Load-Retention Rechnung in Kapitel 7.7.3.3).

Die Simulationen haben gezeigt, dass die Eigenspannungsberechnung in der frühen Konzeptphase zunächst auch ohne ein detailliertes Temperaturfeld aus der Gießsimulation hilfreich ist. Im Bereich von Eingussteilen stimmen die Spannungen beim Abkühlen aus einem homogenen Temperaturfeld von z.B. 400°C qualitativ gut mit den später im Detail ermittelten Eigenspannungen überein. So kann der Berechnungsingenieur, noch bevor die Ergebnisse aus der Gießsimulation vorliegen, nützliche Ratschläge für eine verbesserte Konstruktion geben.

Äußerst genaue Aussagen über den Eigenspannungszustand eines Gussteils lassen sich nur durch eine transiente Abkühlrechnung aus der Gießhitze treffen (zeitabhängig). In der vorliegenden Arbeit wurde dies jedoch nicht umgesetzt. Der Grund dafür ist, dass eine zeitabhängige Abkühlrechnung zu jedem Zeitpunkt genaue Kenntnisse über die thermischen Randbedingungen (z.B. Wärmeübergangskoeffizienten) erfordert. Dies stellt insbesondere bei der Berücksichtigung des beim Druckgießen üblichen Abschreckens im Wasserbad ein Problem dar (Filmsieden, Blasensieden) und ist deshalb Gegenstand verschiedener Forschungsprojekte /122/. Des Weiteren werden die Eigenspannungen bei einem Verbundgussbauteil aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten des Eingussteils und des Umgusses im wesentlichen durch Verbundeigenspannungen hervorgerufen (vgl. Kapitel 7.4). Dieser Effekt wird auch durch eine quasistatische Abkühlung abgebildet.

In der vorliegenden Arbeit wurde die Simulation des Eingießens des Zylindereinsatzes der eigentlichen Eigenspannungsberechnung voran gestellt. Aufgrund numerischer Probleme war es jedoch nicht möglich die durch den Druckgussprozess im Zylindereinsatz induzierten Verformungen und Spannungen in der späteren Abkühlrechnung des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses zu berücksichtigen. Die Verformungen des Eingussteils führten zu großen Konvergenzproblemen bei der Lösung der Kontaktbedingungen mit dem Umguss im nachfolgenden Berechnungsschritt. Bei weiterführenden Berechnungen zur vollständigen Abbildung des Produktentstehungszyklus sollte diese Lücke in der Prozesskette geschlossen werden.

Für die Modellierung der Verbundschicht zwischen dem Aluminium-Zylindereinsatz und dem Magnesium-Umguss stehen in ABAQUS zahlreiche Optionen zur Verfügung, die zu einem Großteil in den FEM-Modellen dieser Arbeit genutzt wurden. Dennoch bietet dieser leistungsstarke FEM-Code für die Modellierung von Kontaktproblemen einige weitere, sehr aussichtsreiche Einstellmöglichkeiten. Es sollte z.B. bei weiterführenden Berechnungen der Reibwert in der Verbundzone abhängig vom Kontaktdruck dargestellt werden. So kann auch bei negativem Kontaktdruck (Zugspannung in der Verbundschicht) eine Reibkraft übertragen werden, was die wahren Verhältnisse noch besser abbildet (vgl. Kapitel 7.5). Die Rechenzeiten erwiesen sich allerdings bereits bei den in dieser Arbeit durchgeführten Kontaktberechnungen als problematisch. Je nach Kontaktstudie ergaben sich für eine komplette Eigenspannungsanalyse vom ZKG-Oberteil (Abkühlen, Warmauslagern, Bearbeiten) auf einem modernen Compute-Server mit einem reservierten Arbeitsspeicher von ca. 4,5GB und der Nutzung von vier Prozessoren Rechenzeiten von über 10 Tagen.

Zur Ermittlung der im Zylinderkurbelgehäuse maximal auftretenden Temperaturen wurden verschiedene thermische Analysen durchgeführt (2 Lastfälle, mehrere Legierungen). Obwohl die thermischen Eigenschaften der Verbundschicht untersucht und berücksichtigt wurden kann sich die Spaltbildung zwischen Umguss und Zylindereinsatz zusätzlich auf die Temperaturverteilung im Kurbelgehäuse auswirken. Dieser Einfluss wurde bei den durchgeführten Temperaturberechnungen nicht berücksichtigt und kann nur durch eine voll gekoppelte thermische Spannungsanalyse berechnet werden („fully coupled thermal-stress analysis“). Bei einer solchen Simulation wird die Temperaturverteilung im Bauteil von den Kontaktbedingungen beeinflusst und umgekehrt.

Die thermischen Analysen haben in den Magnesium-Zugstreben zwischen den Zylinderrohren Temperaturen von bis zu 153°C ergeben. Obwohl die Lagerstuhlberechnungen in den Streben nahezu keine dynamischen Lastamplituden ergeben haben, kann es über Laufzeit dennoch zu Rissen in diesen Bereichen kommen. Je nach Außentemperatur und Motorlast können sich bei jedem Aufheizen und Abkühlen des Motors plastische Dehnungsamplituden einstellen, die ein Versagen des Magnesiums durch low-cycle-fatigue (LCF) verursachen. Dies kann ebenso in anderen statisch hoch belasteten Bereichen des Umgusses auftreten. Die Kriechproblematik wirkt sich auf diesen Punkt allerdings tendenziell positiv aus, da hohe Spannungsspitzen durch Relaxationsvorgänge über die Zeit abgebaut werden.

Es wurde gezeigt, dass sich die Eigenspannungen im Bereich der Hauptlagerbohrungen beim vorliegenden Kurbelgehäusekonzept positiv auf die Dauerhaltbarkeit der Lagerstühle auswirken. Wie bei solchen Berechnungen üblich, wurde die Dauerfestigkeitsbetrachtung bei Betriebstemperatur durchgeführt. Weder eine Variation der Reibung zwischen Inlays und Umguss, noch die Berücksichtigung niedrigerer statischer und dynamischer Festigkeiten ergab eine signifikante Verschlechterung der Sicherheitsfaktoren. Der kritische Belastungsfall ist hier zweifellos der Kaltstart im Winter (z.B. bei -30°C) bei dem das Mittelspannungsniveau durch die ansteigenden Schrumpfspannungen höher ist. Nachträglich durchgeführte Berechnungen ergaben bei diesem Lastfall Sicherheiten von 0,9 an der Hauptlagerbohrung. Durch die schnelle Aufheizung des Motors auf Temperaturen um 100°C und die dadurch geringe Anzahl von Lastwechseln bei tiefen Bauteiltemperaturen ist ein HCF-Versagen bei tiefen Temperaturen allerdings sehr unwahrscheinlich.

Die Rohrverzugsberechnung wurde ohne Berücksichtigung der Eigenspannungen durchgeführt. Der Grund dafür ist Folgender: Wird ein zuvor ermitteltes Eigenspannungsfeld in eine andere Analyse importiert, so muss in einem ersten Berechnungsschritt ein neuer Gleichgewichtszustand in der unverzerrten Struktur ermittelt werden (Spannungen stehen stets mit Verzerrungen im Gleichgewicht). Dies führt bereits vor der eigentlichen Block-Kopf-Verband Rechnung zu einem leicht verzerrten FEM-Netz, welches die Ergebnisse für den Rohrverzug verfälschen würde. Weiterführende Untersuchungen zu diesem Thema wären sinnvoll.

Die rechnerische und experimentelle Untersuchung des Eigenschwingungsverhaltens bescheinigen dem Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse ein ausgezeichnetes dynamisches Verhalten und hohe Eigenfrequenzen. Diese Qualität ist in erster Linie auf das short-skirt Kurbelgehäusekonzept mit dem hohen und zur Ölwanne nahezu komplett geschlossenen Kurbelgehäuse-Unterteil zurückzuführen. Ein ähnlich ausgeführtes Aluminium- oder Grauguss-ZKG hätte aufgrund der höheren E-Moduli noch bessere dynamische Eigenschaften – allerdings auch bei einem sehr viel höheren Gewicht. Detailoptimierungen an der Getriebeglocke sind eventuell notwendig, um auch einen steifen Motor-Getriebe-Verband zu erhalten. Die Bedplatekonstruktion bietet allerdings auch hier gegenüber einem deep-skirt-Block mit Strukturölwanne konzeptbedingte Vorteile, sodass keine größeren Schwierigkeiten für die Erlangung einer guten Motorakustik zu erwarten sind.

Bei der experimentellen Analyse des Eigenschwingungsverhaltens wurden für das Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse sehr hohe modale Dämpfungen gemessen. Die Dämpfungswerte liegen im Vergleich zur Serienvariante bis zu 9 mal höher. Dies zeigt deutlich die im Vergleich zum Grauguss-ZKG stark erhöhte Strukturdämpfung der Prototypenvariante. Anhand der vorliegenden Messergebnisse kann derzeit keine Aussage getroffen werden, welcher Anteil der gemessenen Strukturdämpfung auf die vorhandene Werkstoffdämpfung und welcher Anteil auf andere Dämpfungsmechanismen wie z.B. Fügestellendämpfung in den Verbindungsschichten zwischen den Eingsussteilen und dem Magnesium-Umguss zurückzuführen ist.

Trotz der hohen Dämpfung darf jedoch nicht vernachlässigt werden, dass wegen des niedrigen E-Moduls von Magnesiumlegierungen lokal durchaus große Schwingungsamplituden unter der Wirkung der anregenden Kräfte aus Kurbeltrieb und Verbrennungsvorgang entstehen können.

Zur technischen Umsetzung (Kapitel 8):

Der Zylindereinsatz versperrt der Schmelze beim Druckgießen einen Großteil der bei monolithischer Bauweise vorhandenen Fließwege in der Form. Bei den Gießversuchen war es aus diesem Grunde kaum möglich, an der dem Anguss abgewandten Seite des Gussteils, auch durch vielfältige Variationen der Gießparameter, zufrieden stellende Gefügeeigenschaften einzustellen. Ein beidseitiger Anguss, der die Schmelze auf kürzestem Wege gleichzeitig auf beide Seiten des Zylindereinsatzes bringt, ist deshalb bei weiterführenden Entwicklungen anzustreben.

Zur Verbesserung der Voraussetzungen für einen möglichst guten und großflächigen Stoffschluss sollten die Eingsussteile, überall dort wo es möglich erscheint, konvex gestaltet werden. Dies verbessert die Ausbildung von Schrumpfspannungen. Bei den Berechnungen waren Klaffungen im wesentlichen an konkaven Bereichen der Eingsussteile aufgetreten.

Beim Einsatz von kriechfesten Magnesiumlegierungen führte die tendenziell größere Heißrissanfälligkeit beim Abkühlen des Bedplates im Bereich der Hauptlagerstuhl-Verstärkungen vermehrt zu Rissen. Eine Erhöhung der Umgusswandstärke von 2mm auf 2,5mm bei Aluminium-Inlays und auf 3mm bei Grauguss-Inlays wäre hier angebracht. Sonstigen Heißrissen kann durch konstruktive Änderungen am Bauteil (größere Materialstärken) oder durch Änderungen an der Form (Strukturierung durch Ätzen bzw. durch das lokale Aufbringen eines „Waffelmusters“) begegnet werden.

Wie gezeigt wurde, steht der durch die AlSi12-Beschichtung an der Wassermantelwand des Zylindereinsatzes anhaftende Magnesium-Umguss durch den Schrumpfprozess unter hohen Zugspannungen in Zylinderachsrichtung. Obwohl die von der Verbundschicht übertragbaren Schubspannungen ausreichen, um ein Aufbrechen der Schicht zu verhindern, können von außen eingebrachte Kräfte (z.B. bei der Zylinderkopfmontage) ein Versagen der Schicht herbeiführen. Zusätzliche Verklammerungselemente, ähnlich wie in DE10112132A1 /39/ vorgeschlagen, können hier Abhilfe schaffen.

Um eine Aussage über die Dauerhaltbarkeit der Verbindungsschicht über die gesamte Motorlebensdauer treffen zu können, sollte die in Kapitel 7.9.2 durchgeführte experimentelle Modalanalyse des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses nach einem Thermoschock-Test oder Dauerlauf erneut durchgeführt werden. Großflächige Ablösungen der Verbundschicht sollten auf diese Weise durch geringere Schwingungsamplituden aufgrund der erhöhten Fugendämpfung zwischen Zylindereinsatz und Magnesium-Umguss festgestellt werden können.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Im Hinblick auf die Gewichtsreduktion am Gesamtfahrzeug zur Verbesserung der Fahrdynamik und zur Reduktion des Kraftstoffverbrauchs wurde ein Vierzylinder-Kurbelgehäuse auf Basis des leichten Konstruktionswerkstoffs Magnesium konzipiert und konstruiert. Unter der Zielvorgabe einer spezifischen Leistung von mindestens 65 kW/l lag der Fokus auf einer zum Serienmotor mindestens gleichwertigen Belastbarkeit und Akustik und auf der Behebung der Kriech- und Korrosionsproblematik von Magnesium.

Durch die Kombination verschiedener Leichtbauprinzipien wie Konzept-, Gestalt- und Verbundleichtbau, ist es mittels lokalem Werkstoffengineering gelungen, die Nachteile des Magnesiums zu kompensieren und seine Vorteile bestmöglich zu nutzen. Das Ergebnis ist ein zur Aluminiumbasis um ca. 6,5kg und zur Graugussbasis um ca. 23kg leichteres Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse. Die short-skirt Bauweise in Verbindung mit einem zur Ölwanne nahezu komplett geschlossenen Bedplate ergibt ein hochsteifes Kurbelgehäuse mit einer im Vergleich zum Serien-Aluminium-ZKG höheren Belastbarkeit. Das flexible Kurbelgehäusekonzept ermöglicht es, auf Basis des für Magnesium sehr wirtschaftlichen Druckgussverfahrens, Zylinderkurbelgehäuse sowohl in open-deck als auch in closed-deck-Bauweise herzustellen.

Kernstück des neuen Motorblocks ist ein multifunktionaler, 3,8kg leichter Zylindereinsatz aus Aluminium, der die Funktion der Zylinderlaufbahn, der Zylinderkopf- und Hauptlagerverschraubung sowie der Kühlwasserführung übernimmt. Zur Verbesserung der Verbundeigenschaften zwischen dem Zylindereinsatz und dem umgebenden Magnesium wurden umfangreiche Gießversuche und metallographische Untersuchungen durchgeführt. Aus insgesamt sieben verschiedenen Oberflächenbehandlungsverfahren erzielte schließlich eine durch Plasmaspritzen aufgebrachte AlSi12-Beschichtung die besten Ergebnisse in Bezug auf ertragbare Zug- und Schubbelastungen in der Verbundzone.

Zur Absicherung des Herstellungsprozesses wurden mit der Finite Elemente Methode verschiedene Abstützvarianten des closed-deck-Zylindereinsatzes für das prozesssichere Eingießen im Druckguss untersucht. Die Befüllung des Einsatzes mit Sand erwies sich dabei als die robusteste Lösung und wurde später in den Gießversuchen umgesetzt.

Der Festigkeitsnachweis für das Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse wurde mit Hilfe der Finite Elemente Methode unter Einbeziehung der Ergebnisse der metallographischen Untersuchungen sowie unter Berücksichtigung nichtlinearer Werkstoffkennwerte und der Kriechproblematik von Magnesium erbracht. Ausgangspunkt für den Festigkeitsnachweis waren Eigenspannungsberechnungen, die das Abkühlen der Gussteile aus der Gießhitze, eine Warmauslagerung und die Bearbeitung der wichtigsten Funktionsflächen beinhaltete.

Der Nachweis für die Dauerhaltbarkeit der Lagerstühle des Kurbelgehäuses wurde erbracht. Parameterstudien zeigten dabei einen positiven Einfluss der Eigenspannungen und eine geringe Sensitivität der Konstruktion in Bezug auf Reibungsvariationen zwischen Umguss und Eingsussteilen. Kriechdehnungen im Bereich der Hauptlagerverschraubungen führten allerdings bei Verwendung der Standard Magnesiumlegierung AZ91 nach 500 Stunden bei 150°C zu einem Abfall der Schraubenvorspannkraft um bis zu 75%. Es konnte gezeigt werden, dass dieses Problem bei Verwendung von kriechfesteren Legierungen (z.B. MRI 153M) mit ca. 10-20fach besserer Kriechfestigkeit bzw. Relaxationsbeständigkeit behoben werden kann. Der Zylinderrohrverzug der Basiskonstruktion war zufriedenstellend, sollte aber bei weiterführenden Entwicklungen verbessert werden.

Die Erkenntnisse aus den Eigenspannungsberechnungen konnten in der ersten Phase der Umsetzung (Abgießen und Bearbeiten) verifiziert werden. So konnten Spannungsrisse in

den Gussteilen genau an den Stellen gefunden werden, wo in den Berechnungen die höchsten Eigenspannungen auftraten. Der rechnerisch erbrachte Nachweis für die Dauerhaltbarkeit des Zylinderkurbelgehäuses konnte kurz vor Fertigstellung dieser Arbeit in einem ersten Motorversuch (Polyzyklischer Dauerlauf, 100h) bestätigt werden. Der Motor zeigte keine Auffälligkeiten und konnte weiter betrieben werden.

Ausblick:

Im Verlaufe der Entwicklung des Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuses konnte eine Vielzahl von Fragestellungen bzgl. der Verwendung von Magnesiumlegierungen als Konstruktionswerkstoff für Motorblöcke geklärt werden. Für hohe spezifische Leistungen ist die in der vorliegenden Arbeit dokumentierte Hybrid-Bauweise das derzeit einzig zielführende Konstruktionskonzept. Der Herstellprozess des übereutektischen Zylindereinsatzes im Schwerkraft-Kokillenguss ist nach Ansicht der beteiligten Spezialisten ebenso wie das spätere Eingießen des Zylindereinsatzes im Druckgussprozess serientauglich. Die Herstellung von closed-deck Hybrid-Kurbelgehäusen bietet gegenüber den open-deck-Varianten aufgrund der bei Audi üblichen engen Platzverhältnisse im Topdeckbereich prozesstechnische Vorteile. Die Sandfüllung des closed-deck Zylindereinsatzes vermag die Wassermantelwand des Eingsusteils prozesssicherer abzustützen als das Stahl-Stützelement des Druckgusswerkzeugs beim open-deck-Zylindereinsatz.

Die Steifigkeitsnachteile von Magnesium und das dadurch tendenziell schlechtere akustische Verhalten der Motoren kann nachweislich durch eine angepasste Konstruktion bei immer noch deutlichem Gewichtsvorteil von ca. 25% gegenüber der Aluminium-Variante mehr als kompensiert werden. Die für thermisch belastete Magnesiumbauteile sinnvolle Verschraubungstechnik mit Aluminium-Schrauben entspricht dem Stand der Technik.

Die Entwicklung der Magnesiumlegierungen hat in den letzten Jahren große Fortschritte in Bezug auf die Verbesserung der Kriechfestigkeit gemacht. Einem kostengünstigen Vollmagnesiummotor im unteren Leistungssegment steht deshalb zukünftig hauptsächlich der mangelnde Korrosionsschutz im Kühlwassermantel im Wege. Die Bemühungen der Legierungshersteller zur Verbesserung der Korrosionsproblematik sollten deshalb ebenso wie die Entwicklungen im Bereich der korrosionsmildernden Kühlwasseradditive intensiv beobachtet werden.

Literatur

- /1/ Hatz, W.: Tendenzen der Motorenentwicklung, wo liegt die Zukunft des Verbrennungsmotors. In: Gießtechnik im Motorenbau – Anforderungen der Automobilindustrie, VDI-Bericht Nr. 1718, Audi Sonderbeilage, 2003
- /2/ Ellenrieder, G.: Leichtbau gestern, heute und morgen. In: Tagungsband zur 4. Fachkonferenz „Fortschritte im Automobil-Leichtbau“, 14. - 15. Oktober 2003, Intercontinental Hotel, Stuttgart
- /3/ Paschek, L.: Der Wettbewerb treibt die technologische Entwicklung an. In: www.all4engineers.com (Internet Portal), news vom 07. Juni 2002
- /4/ Winterkorn, M.: Vorsprung durch fertigungsgerechte Leichtbauweisen. In: Dresdner Leichtbausymposium, 10. - 12. Juni 1999
- /5/ Rohde-Brandenburger, K.; Obernolte, J.: Einfluss des Fahrzeuggewichts auf den Kraftstoffverbrauch. Interner VW-Bericht, 2002
- /6/ Kaufmann, D.; Bach, T.; Heil, U.: Gewichtsentwicklung und Fahrleistungen – ein lösbarer Zielkonflikt? In: Der neue Audi A4, ATZ/MTZ-Sonderausgabe, November 2000
- /7/ Böhme, J.; Fröhlich, A.; Doerr, J.: Motorblöcke aus Gusseisen oder Aluminium? In: Gießtechnik im Motorenbau – Anforderungen der Automobilindustrie, VDI-Bericht Nr. 1718, Audi Sonderbeilage, 2003
- /8/ Aluminium-Zentrale Düsseldorf: Magnesium Taschenbuch. Aluminium-Verlag, 2000
- /9/ Boyer, H. E.: Metals Handbook. American Society for Metals (ASM), ASM-Verlag, 1985
- /10/ www.wissen.de (Internet Lexikon)
- /11/ Beck, A.: Klassiker der Technik – Magnesium und seine Legierungen. Springer Verlag, historische Nachauflage von 1939, 2001
- /12/ Aluminium-Zentrale Düsseldorf: Aluminium Taschenbuch, Band 1 – Grundlagen und Werkstoffe. Aluminium-Verlag, 2002
- /13/ <http://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/commodity/magnesium> (U.S. Geological Survey)
- /14/ Lipowsky, H.: Werkstoffhandbuch für Mitarbeiter der Audi AG, Band 1 – Eisenwerkstoffe. Audi AG, 2000
- /15/ Lipowsky, H.: Werkstoffhandbuch für Mitarbeiter der Audi AG, Band 2 – Nichteisenmetall-Werkstoffe. Audi AG, 2000
- /16/ Magnesiumguss im Automobilbau, Statusbericht Nr. 9501 V/5. Volkswagen AG, 1995
- /17/ Weinmann, H.: Magnesium-Druckguss für einen Hochleistungskraftfahrzeugmotor. In: MTZ 8/1968
- /18/ Hirth, W.: Getriebeteile aus Magnesium-Druckguss für einen Hochleistungs-Sportwagen. In: MTZ 9/1969
- /19/ Steinbuch, R.: Finite Elemente – Ein Einstieg. Springer Verlag, 1998
- /20/ Aghion, E.; Bronfin, B.; von Buch, F.; Schumann, S.; Friedrich, H.: A comparative study of new magnesium alloys developed for elevated temperature applications in

- automotive industry, SAE-paper 2003-01-0191. In: 2003 SAE World Congress, März 2003, Detroit
- /21/ Reinhold, B.: Werkstoff- und beschichtungstechnische Möglichkeiten zur Vermeidung von Kontaktkorrosion von Magnesium. In: HdT-Tagung „Zukunftsorientierter Einsatz von Magnesium im Automobilbau“, München, 2002
- /22/ Van Basshuysen, R.; Schäfer, F.: Shell Lexikon Verbrennungsmotor, Supplement der ATZ und MTZ, 1995
- /23/ von Buch, F.; Schumann, S.; Friedrich, H.: New high temperature die-casting magnesium alloys for powertrain applications. In: Sinomag Magnesium Seminar, 23. - 25. November 2002, Beijing
- /24/ von Buch, F.; Schumann, S.; Friedrich, H.: Entwicklung neuer kriechbeständiger Magnesium-Druckgusslegierungen. In: 9. Magnesium-Abnehmerseminar, 27. - 28. September 2001, Aalen
- /25/ von Buch, F.; Schumann, S.; Aghion, E.; Bronfin, B.; Mordike, B.L.; Bamberger, M.; Eliezer, D.: Development of a low-cost, temperature- and creep-resistant magnesium die-casting alloy. In: Magnesium alloys and their applications, 25. - 28. September 2000, München
- /26/ Labelle, P.; Fasoyinu, Y.: comparative mechanical properties of AE42 and AJ52x high temperature diecast magnesium alloys for elevated temperature applications, SAE-paper 2003-01-0188. In: 2003 SAE World Congress, März 2003, Detroit
- /27/ Pekguleryuz, M.; Labelle, P.; Argo, D.: Magnesium die-casting alloy AJ62x with superior creep resistance, ductility and die castability, SAE-paper 2003-01-0190. In: 2003 SAE World Congress, März 2003, Detroit
- /28/ Bettles, C. J.; Frost, M. T.; John, D. H. St.; Nie, J. F.: AMC-SC1: A new magnesium alloy suitable for powertrain applications, SAE-paper 2003-01-1365. In: 2003 SAE World Congress, März 2003, Detroit
- /29/ Beste, F.; Schöffmann, W.: Leichtbau-Motorenstruktur – Nachweis des mechanischen und akustischen Potentials am Dieselmotor. In: AVL-AMC Firmenpräsentation, Ingolstadt, 2003
- /30/ Beste, F.: Magnesium Verbund für Hochlastanwendungen. Dissertationsschrift TU Graz, 2003
- /31/ Spartan Light Metal Products, Inc.: Magnesium Alloy Data Sheet
- /32/ Klem, A.: Untersuchung von Leichtbaukonzepten in Zylinderkurbelgehäusen zukünftiger Motoren mit Hilfe der FE-Methode. Dissertationsschrift TH Karlsruhe, 2002. Logos Verlag Berlin, 2002
- /33/ Boin, U. M. J.: Im Magnesium-Kreislauf klafft eine Lücke. In: Metall 5/2001
- /34/ Bye bye Käfer. In: www.all4engineers.com (Internet Portal), news vom 08. Juli 2003
- /35/ Magnesiumguss und seine Bedeutung für den Konstrukteur, VDI-Bericht Nr. 58. VDI-Verlag, 1962
- /36/ Formel-1-Turbomotor von Heidegger. In: Automobil Revue Nr. 44, 1981

- /37/ Deinzer, G.: Magnesium im Motorraum – Randbedingungen, Roadblocks, Potentiale. In: EUROFORUM-Konferenz „Stahl, Aluminium und Magnesium im Wettbewerb“, 17. - 18. Februar 1998, Maritim Hotel, Bonn
- /38/ Kloft, M.; Krebs, R.: Wohin geht es – Anforderungen der Motorenentwicklung an die Gießerei. In: Gießtechnik im Motorenbau – Anforderungen der Automobilindustrie, VDI-Bericht Nr. 1564, 2001
- /39/ DE 101 12 132 A1, Offenlegungsschrift vom deutschen Patent- und Markenamt
- /40/ BMW pushes lightweight technology with magnesium. In: <http://www.german-carfans.com/> (Internet Portal), news vom 21. Juli 2003
- /41/ Marquard, R.; Sorger, H.: AVL Spectros – Ein Motorenkonzept für Leichtbau und Modulbauweise. In: MTZ 2/2000, Jahrgang 61, S. 80 – 87
- /42/ Schöffmann, W.: Erarbeitung von Motorkonzepten auf Basis von metallischen Leichtbauwerkstoffen für kraftführende Bauteile. Dissertationsschrift TU Graz, 2000
- /43/ Powell, B. R.; Allison, J. E.; Beals, R. S.; Ried, P. P.: Progress toward a magnesium-intensive engine: The USAMP magnesium powertrain cast components project, SAE-paper 2004-01-0604. In: 2004 SAE World Congress, März 2004, Detroit
- /44/ DE 100 44 770 A1, Offenlegungsschrift vom deutschen Patent- und Markenamt
- /45/ DE 102 11 053 A1, Offenlegungsschrift vom deutschen Patent- und Markenamt
- /46/ DE 100 21 198 A1, Offenlegungsschrift vom deutschen Patent- und Markenamt
- /47/ DE 198 10 464 C1, Patentschrift vom deutschen Patent- und Markenamt
- /48/ EP 450722 B1, Europäisches Patent
- /49/ WO 9716577 A1, Weltweites Patent
- /50/ Kainer, K. U.: Metallische Verbundwerkstoffe. WILEY-VCH Verlag, 2003
- /51/ Van Basshuysen, R.; Schäfer, F.: Handbuch Verbrennungsmotor, 2 Auflage. Vieweg Verlag, 2002
- /52/ Schwaderlapp, M.; Maaßen, F.-J.; Tiemann, C.; Sonntag, H.-D.: Das Leichtbaukurbelgehäuse – Konstruktive Lösungen für Gewicht, Reibung und NVH. In: MTZ 9/2002, Jahrgang 63, S. 706 - 714
- /53/ Köhler, E.: Verstärkter Einsatz von Aluminium zunehmend auch in PKW-Dieselmotoren. In: ZfAW 3/2003, S. 64 – 71
- /54/ Lampic-Opländer, M.: Gusseisen mit Vermiculargraphit GJV, Teil 1: Metallurgische Grundlagen. In: Gießereipraxis 1/01, 2001
- /55/ Indra, F.; Tholl, M.: Vermiculargraphitguss (GJV) – Ein neues Material für den Verbrennungsmotor. In: 5. Aachener Kolloquium Fahrzeug und Motorentechnik, 1995
- /56/ Schulz, H.; Reuter, U.: Verschleißmechanismus geklärt – GGV-Motoren reif für die Großserie. In: Werkstatt und Betrieb 7-8, 2001
- /57/ Jacobi, G.: Die Qual der Wahl bei den Werkstoffen für den Kfz-Motorblock. In: konstruieren + gießen Nr. 26, 2001
- /58/ Niederdruckguss-Zylinderkurbelgehäuse aus Aluminium. Informationsschrift der KS Aluminium Technologie AG, Neckarsulm

- /59/ Smetan, H.: Kernpaketverfahren im Motorenguss. In: MTZ 10/2000, Jahrgang 61, S. 712 - 715
- /60/ Druckguss- und Squeeze-Casting-Zylinderkurbelgehäuse aus Aluminium. Informationsschrift der KS Aluminium Technologie AG, Neckarsulm
- /61/ Röhrle, M. D.: Kolben für Verbrennungsmotoren. Informationsschrift der Mahle GmbH, Stuttgart, 1984
- /62/ Bäumel, F.: Werkstoffgerechte Auslegung und Festigkeitsnachweis für Verbrennungsmotorkolben aus Mesaphasenkohlenstoff. Dissertationsschrift TU München, 2001. Herbert Utz Verlag, 2001
- /63/ Magnesium-Workshop der VW-Fahrzeugforschung, Wolfsburg, 1998
- /64/ Westphal, K.: Verschraubung von Magnesiumkomponenten. In: Metall, Internationale Fachzeitschrift für Metallurgie, 1-2/2002, S. 32 – 34
- /65/ Wiegand, H.; Kloos, K. H.; Thomala, W.: Schraubenverbindungen: Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung, 4. Auflage. Springer Verlag, 1988
- /66/ Pfaff, H.; Thomala, W.: Schrauben aus Aluminiumlegierungen. Informationsschrift der Richard Bergner GmbH & Co, Schwabach
- /67/ Gesamtverband der Aluminiumindustrie: Ein kleines Marktsegment wächst stetig – Aluminium-Schrauben für Leichtbaukonstruktionen. In: ke konstruktion + engineering, April 2003, S. 59
- /68/ Haldenwanger, H.-G.: Zum Einsatz alternativer Werkstoffe und Verfahren im konzeptionellen Leichtbau von PKW-Rohkarosserien. Dissertationsschrift TU Dresden, 1997
- /69/ Kröninger, H.-R.: Strukturanalyse eines Magnesium-Motorblocks. Diplomarbeit an der Universität Karlsruhe, Institut für technische Mechanik / Festigkeitslehre, 2000
- /70/ Haberling, C.; Haldenwanger, H.-G.: Auslegung und Erprobung von Magnesium-Bauteilverbindungen. In: Tagungsband zur 6. Informations- und Diskussionsveranstaltung Schraubenverbindungen. Deutscher Schraubenverband DSV, Darmstadt, 2000
- /71/ Baehr, H. D.; Stephan, K.: Wärme- und Stoffübertragung, 4. Auflage. Springer Verlag, 2004
- /72/ Yoldjou, C. Y.: Konstruktiver Entwurf und Auslegung alternativer Kühlkonzepte für einen R4 Otto-Motor aus Magnesium. Diplomarbeit an der Fachhochschule Köln, Fachbereich Konstruktionstechnik Kolbenmaschinen, 2003
- /73/ Nicz, L.: Konzept eines akustisch optimierten Zylinderkurbelgehäuses für einen Vierzylinder-Reihenmotor. Diplomarbeit an der technischen Universität Darmstadt, Fachgebiet Mechatronik und Maschinenakustik, 2003
- /74/ Köhler, E.; Niehues, J.; Sommer, B.: Zum akustischen Verhalten von Zylinderkurbelgehäusen. In: Symposium „Motor- und Aggregateakustik“, Magdeburg, 1999
- /75/ DE 102 21 673 A1, Offenlegungsschrift vom deutschen Patent- und Markenamt
- /76/ DE 102 21 674 A1, Offenlegungsschrift vom deutschen Patent- und Markenamt
- /77/ DE 102 21 675 A1, Offenlegungsschrift vom deutschen Patent- und Markenamt
- /78/ DE 103 39 573 A1, Offenlegungsschrift vom deutschen Patent- und Markenamt

- /79/ Triebe, S.: Konstruktion eines Kurbelgehäuse-Unterteils für einen Vierzylinder-Reihen-Ottomotor. Diplomarbeit an der Westsächsischen Fachhochschule Zwickau, Fachbereich Maschinenbau und Kraftfahrzeugtechnik, 2002
- /80/ Der Stoff aus dem die Träume sind. In: PEAK-Hochleistungs-Aluminium, Informationsbroschüre der PEAK Werkstoff GmbH, Velbert, 2002
- /81/ Hummert, K.; Frech, W.; Schwagereit, M.: Industriell hergestellte sprühkompaktierte Aluminiumlegierungen. In: Sonderdruck aus METALL 9/1999, Giesel Verlag GmbH, Isernhagen, 1999
- /82/ Stocker, P.; Rückert, F.; Hummert, K.: Die neue Aluminium-Silizium-Zylinderlaufbahn-Technologie für Kurbelgehäuse aus Aluminiumdruckguss. In: Sonderdruck aus MTZ 9/1997, Jahrgang 58
- /83/ Informationsschrift der GKN Sinter Metals GmbH, Bad Brückenau
- /84/ Informationsschrift der SHW GmbH, Wasseralfingen
- /85/ DE 102 46 522 B3, Patentschrift vom deutschen Patent- und Markenamt
- /86/ Böhme, J.; Doerr, J.; Schneider, W.; v. Grossmann, B.: Die AUDI-Hybrid-Magnesium Technologie – Ein neuer Ansatz für Leichtbau-Zylinderkurbelgehäuse. In: Automobil Produktion, Heft Nr. 5, 2003
- /87/ Mackensen, A.: Untersuchungen zur Anbindung von Aluminiumkörpern in Magnesium. Diplomarbeit an der Universität Hannover, Institut für Werkstoffkunde, 2003
- /88/ Bach, F.; Duda, T.: Moderne Beschichtungsverfahren, WILEY-VCH Verlag GmbH, Weinheim, 2000
- /89/ Leistner, E.: Gefügeatlas zur Präparation und Auswertung Thermischer Spritzschichten, Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 146. DVS-Verlag, Düsseldorf, 2001
- /90/ Lugscheider, E.: Handbuch der thermischen Spritztechnik, Technologien – Werkstoffe – Fertigung, Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 139. DVS-Verlag, Düsseldorf, 2002
- /91/ Krautkrämer, J.; Krautkrämer, H.: Werkstoffprüfung mit Ultraschall, 5. Auflage. Springer-Verlag, 1986
- /92/ Deutsch, V.; Platte, M.; Vogt, M.: Ultraschallprüfung – Grundlagen und industrielle Anwendungen. Springer-Verlag, 1997
- /93/ DIN 582: Thermisches Spritzen – Ermittlung der Haftzugfestigkeit. Januar 1994
- /94/ Haibach, E.: Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung, 2. Auflage. Springer Verlag, 2002
- /95/ DIN 50100: Dauerschwingversuch – Begriffe, Zeichen, Durchführung, Auswertung. Februar 1978
- /96/ FVV-Forschungsvorhaben 06724-1: Betriebsfestigkeit von Bauteilen aus Magnesium. Abschlussbericht, Januar 2002
- /97/ Sonsino, G. M.; Hanselka, H.: Betriebsfeste Bemessung von Bauteilen aus Magnesium. In: Konstruktion 12-2001, Dezember 2001
- /98/ DIN EN 10291: Einachsiger Zeitstandversuch unter Zugbeanspruchung. Januar 2001

- /99/ Haberling, C.: Berechnung lösbarer Leichtmetallverbindungen für Mono- und Mischbauweise im Automobilentstehungsprozess. Dissertationsschrift TU Dresden, 2004
- /100/ Bürgel, R.: Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik, 2. Auflage. Vieweg Verlag, 2001
- /101/ Ilchner, B.; Singer, R. F.: Werkstoffwissenschaften und Fertigungstechnik, 3. Auflage. Springer Verlag, 2002
- /102/ Johansson, F.: FEM-study of creep in car components made by high pressure die-casting of magnesium alloys. Master Thesis at the Norwegian University of Science and Technology, Department of Engineering Design and Materials Science, July 2004
- /103/ ABAQUS 6.4, Keywords Reference Manual Volume I & II
- /104/ ABAQUS 6.4, Analysis User's Manual Volume I – VI
- /105/ Seminarunterlagen „Contact in ABAQUS/Standard“, Spezialseminar der ABACOM GmbH. Ingolstadt, April 2003
- /106/ DIN 7190: Pressverbände – Berechnungsgrundlagen und Gestaltungsregeln. Februar 2001
- /107/ Decker, K.-H.: Maschinenelemente, Gestaltung und Berechnung, 14. Auflage. Carl Hanser Verlag, 1998
- /108/ Muhs, D.; Wittel, H.; Becker, M.; Jannasch, D.; Voßiek, J.: Roloff/Matek Maschinenelemente – Normung Berechnung Gestaltung, 16. Auflage. Vieweg Verlag, 2003
- /109/ Steinhilper, W.; Röper, R.: Maschinen- und Konstruktionselemente, Band 2 Verbindungselemente, 3. Auflage. Springer Verlag, 1993
- /110/ Kollmann, F. G.: Welle-Nabe-Verbindungen. Springer Verlag, 1984
- /111/ Muhs, D.; Wittel, H.; Becker, M.; Jannasch, D.; Voßiek, J.: Roloff/Matek Maschinenelemente – Tabellen, 16. Auflage. Vieweg Verlag, 2003
- /112/ Hahn, H. G.: Technische Mechanik, 2. Auflage. Carl Hanser Verlag, 1992
- /113/ Weiss, U.; Su, X.; Lasecki, J.; Allison, J.: Residual stress analysis of engine head and block – closed loop optimization of product and process. In: Hochleistungsbauteile für Verbrennungsmotoren, Expert Verlag, 2004
- /114/ Ségaud, J.-M.: Entwicklung von Aluminium/Magnesium-Verbundkurbelgehäusen für PKW-Motoren. In.: 3. Ranshofener Leichtmetalltage – Vom Werkstoff zum Bauteilsystem, LKR-Verlag, 2004
- /115/ Messung der scheinbaren Temperaturleitfähigkeit von Aluminium/Magnesium-Verbundproben zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen den Schichten. ÖGI-Untersuchungsbericht Nr. 43.300, September 2003
- /116/ Federal Mogul.: Bore Distortion – normal values, 2002
- /117/ Köhler, E.: Verbrennungsmotoren. Vieweg Verlag, 1998
- /118/ Ewins, D.: Modal Testing – theory practice and application, 2. Auflage. Research Studies Press, Baldock, 2000
- /119/ VW-Norm TL039, Technische Lieferbedingung: Übereutektische Aluminiumlegierung – Werkstoffanforderung, 1993

- /120/ Fortuna, C.: Kosten- und Investbewertung eines neuartigen R4 Magnesium-Hybrid-ZKG im Vergleich zu zwei bestehenden R4 Serien-ZKG. Diplomarbeit an der Technischen Universität München, Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen, 2003
- /121/ Ermüdungsfestigkeit von DISPAL A/S 230 in Raumluft und in heißer Luft. Interner Audi-Bericht, 2002
- /122/ Flender, E.: Forschung und Entwicklung in der Gießsimulation. In: MAGMA-Forum „Eigenschaften gegossener Leichtmetallbauteile“, Aschaffenburg, Mai 2004

Anhang

Anhang 1: Explosionsdarstellung des Magnesium-Hybrid-ZKG

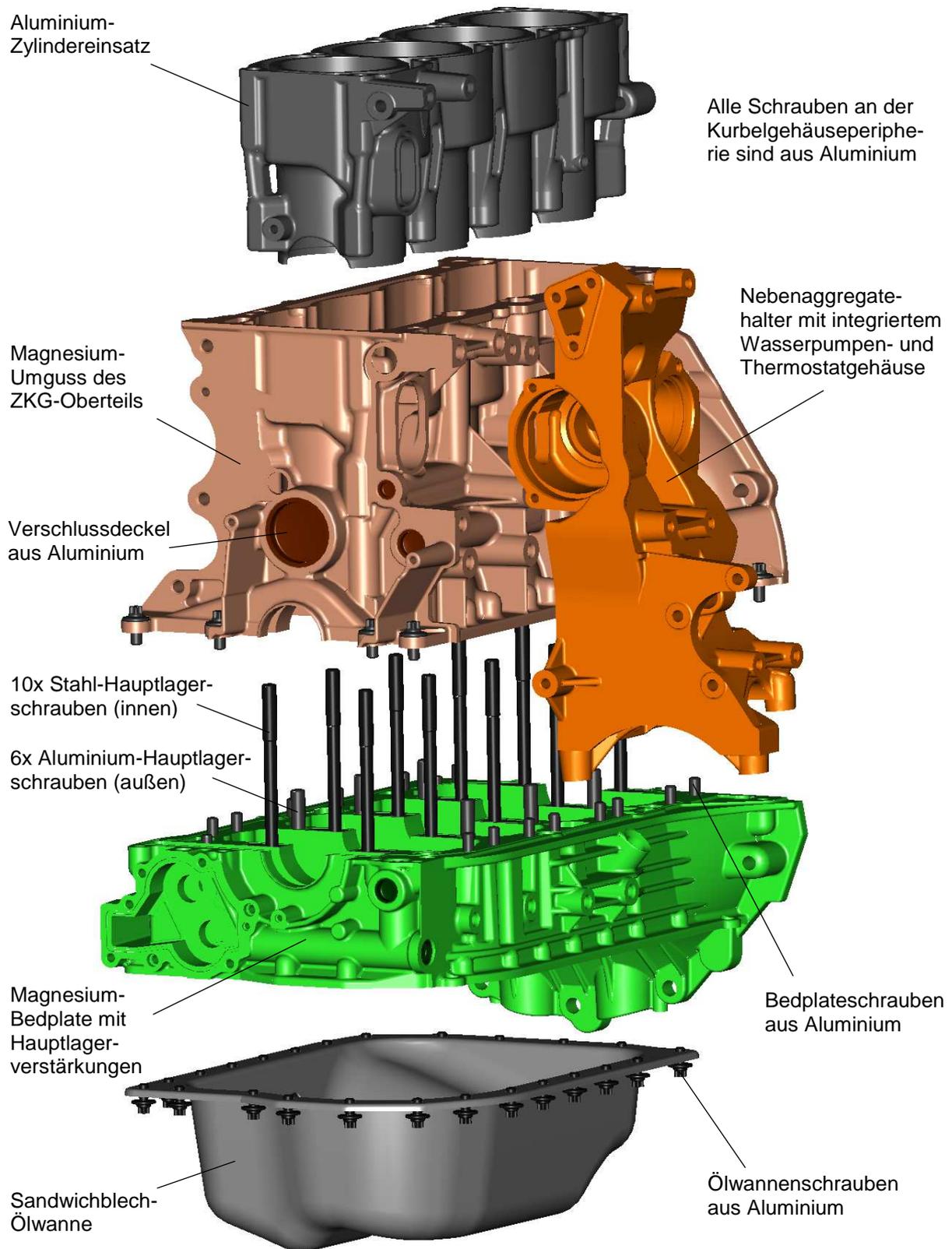


Bild A.1: Explosionsdarstellung des Magnesium-Hybrid-ZKG inkl. Ölwanne und Halter

Anhang 2: Ergänzung zu den metallographischen Untersuchungen

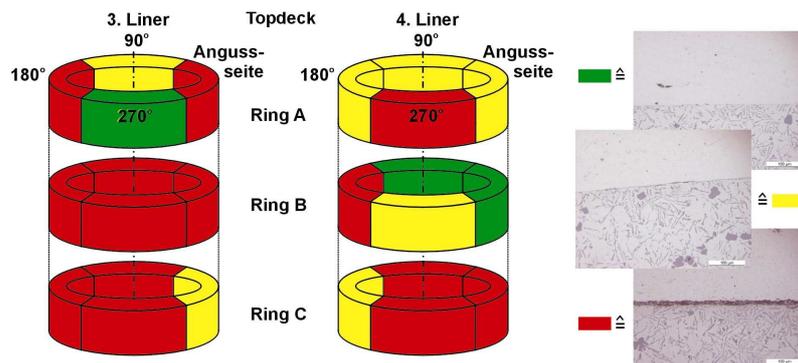


Bild A.2: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 1 (blank / unbehandelt) /87/

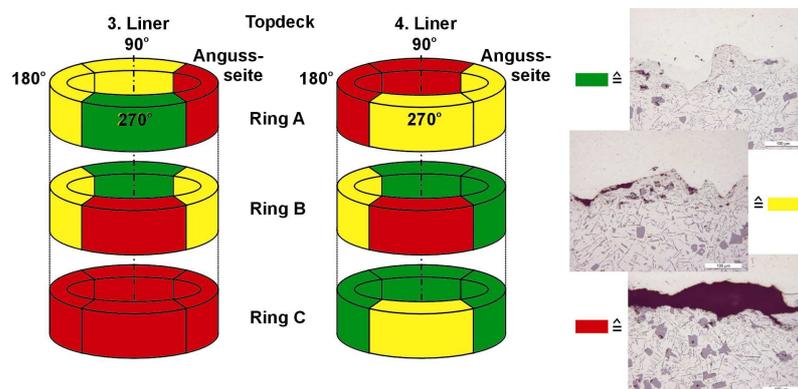


Bild A.3: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 2 (korundgestrahlt) /87/

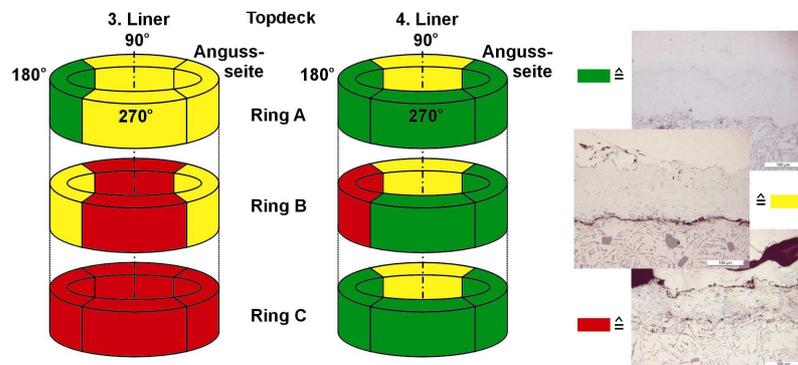


Bild A.4: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 3 (ZnAl-beschichtet) /87/

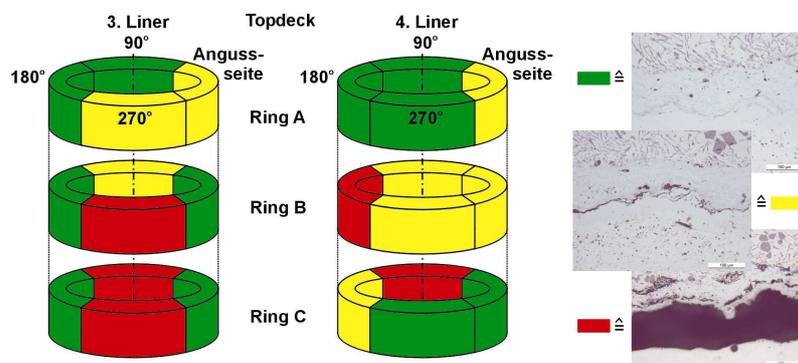


Bild A.5: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 4 (Zn-beschichtet) /87/

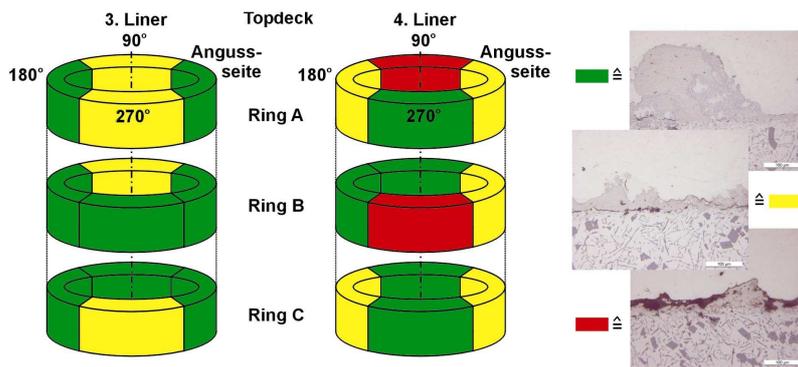


Bild A.6: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 5 (AlSi12-beschichtet) /87/

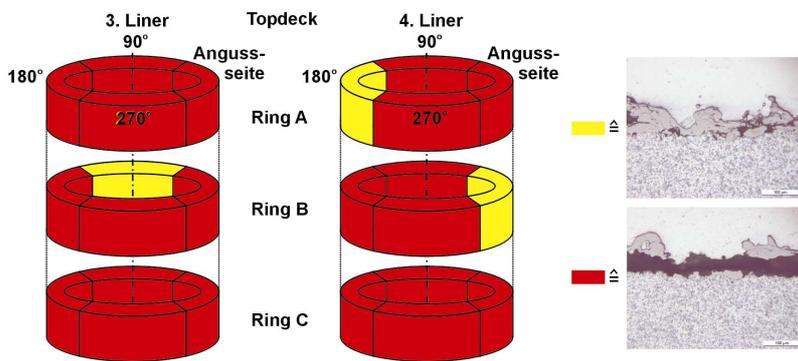


Bild A.7: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 6 (Ti-beschichtet) /87/

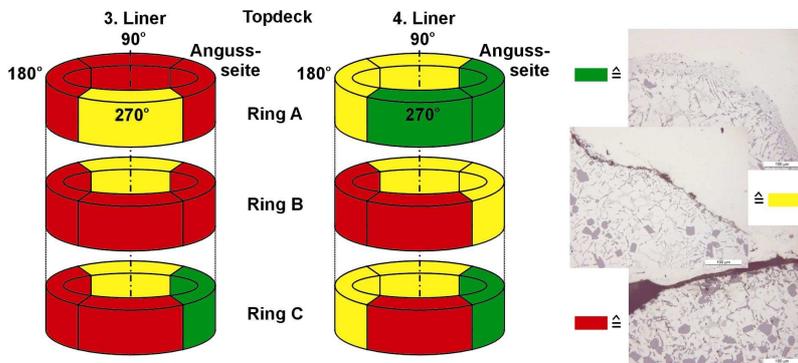


Bild A.8: Anbindung zw. Al-Liner und Mg-Umguss – Var. 7 (Rauguss, gestrahlt) /87/

Anhang 3: Ergänzung zu den Ultraschall-Untersuchungen

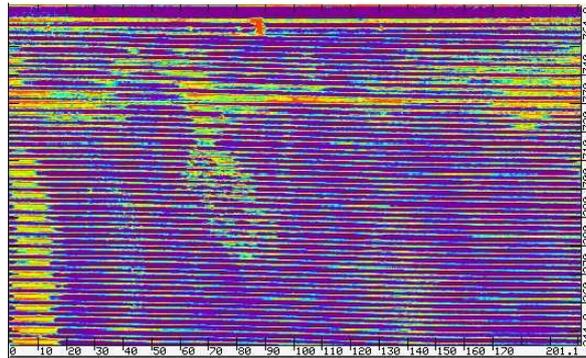


Bild A.9: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 1 (blank / unbehandelt) /87/

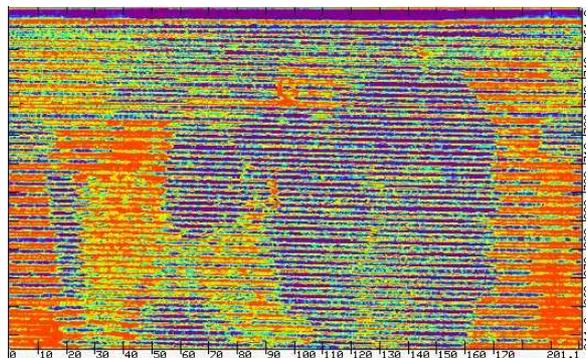


Bild A.10: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 2 (korundgestrahlt) /87/

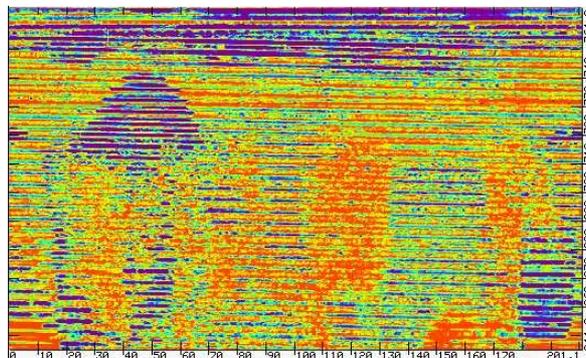


Bild A.11: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 3 (ZnAl-beschichtet) /87/

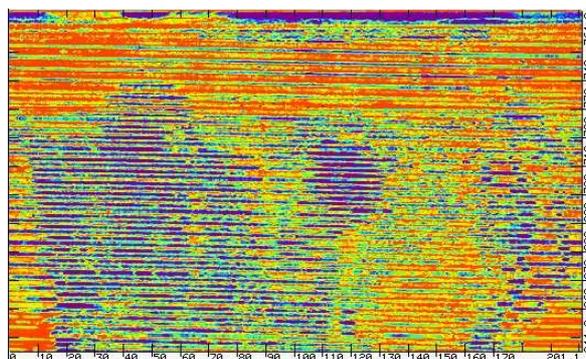


Bild A.12: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 4 (Zn-beschichtet) /87/

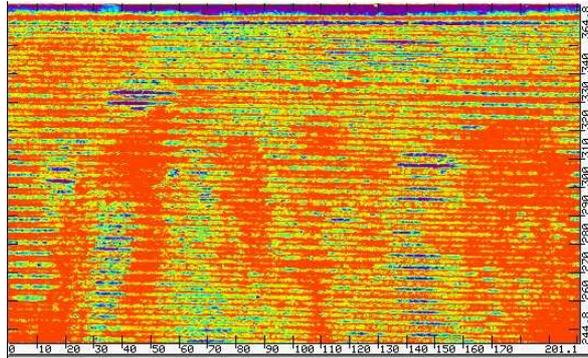


Bild A.13: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 5 (AlSi12-beschichtet) /87/

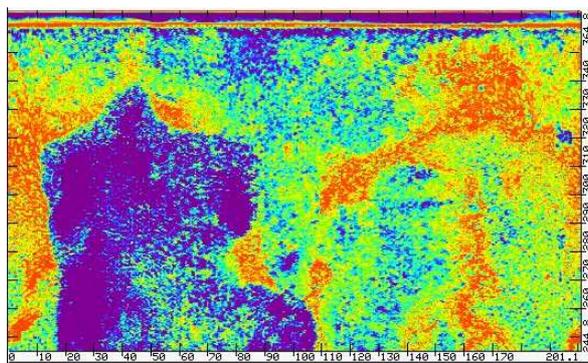


Bild A.14: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 6 (Ti-beschichtet) /87/

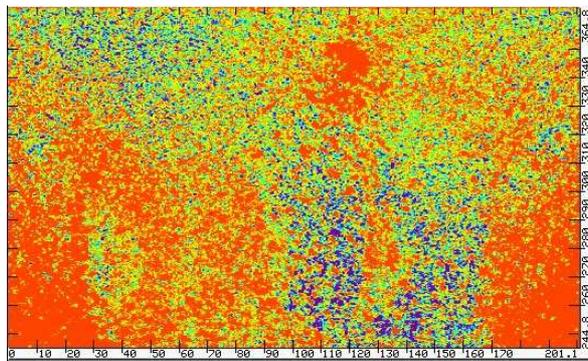


Bild A.15: Ergebnis der Ultraschall-Untersuchung – Var. 7 (Raugh, gestrahlt) /87/

Anhang 4: Eigenspannungsberechnung vom Bedplate

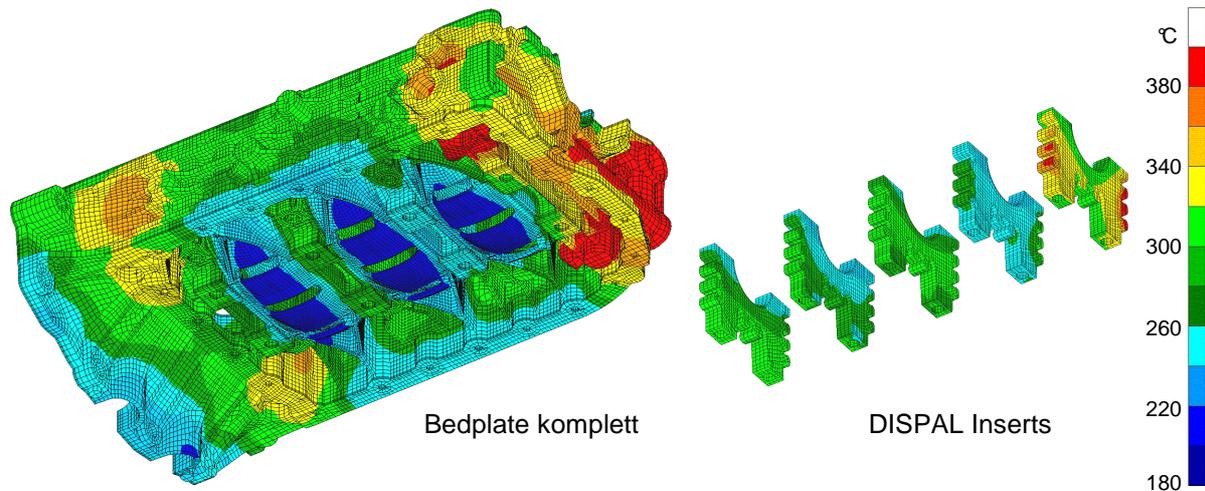


Bild A.16: Temperaturverteilung im Gussteil nach dem Öffnen der Gießform

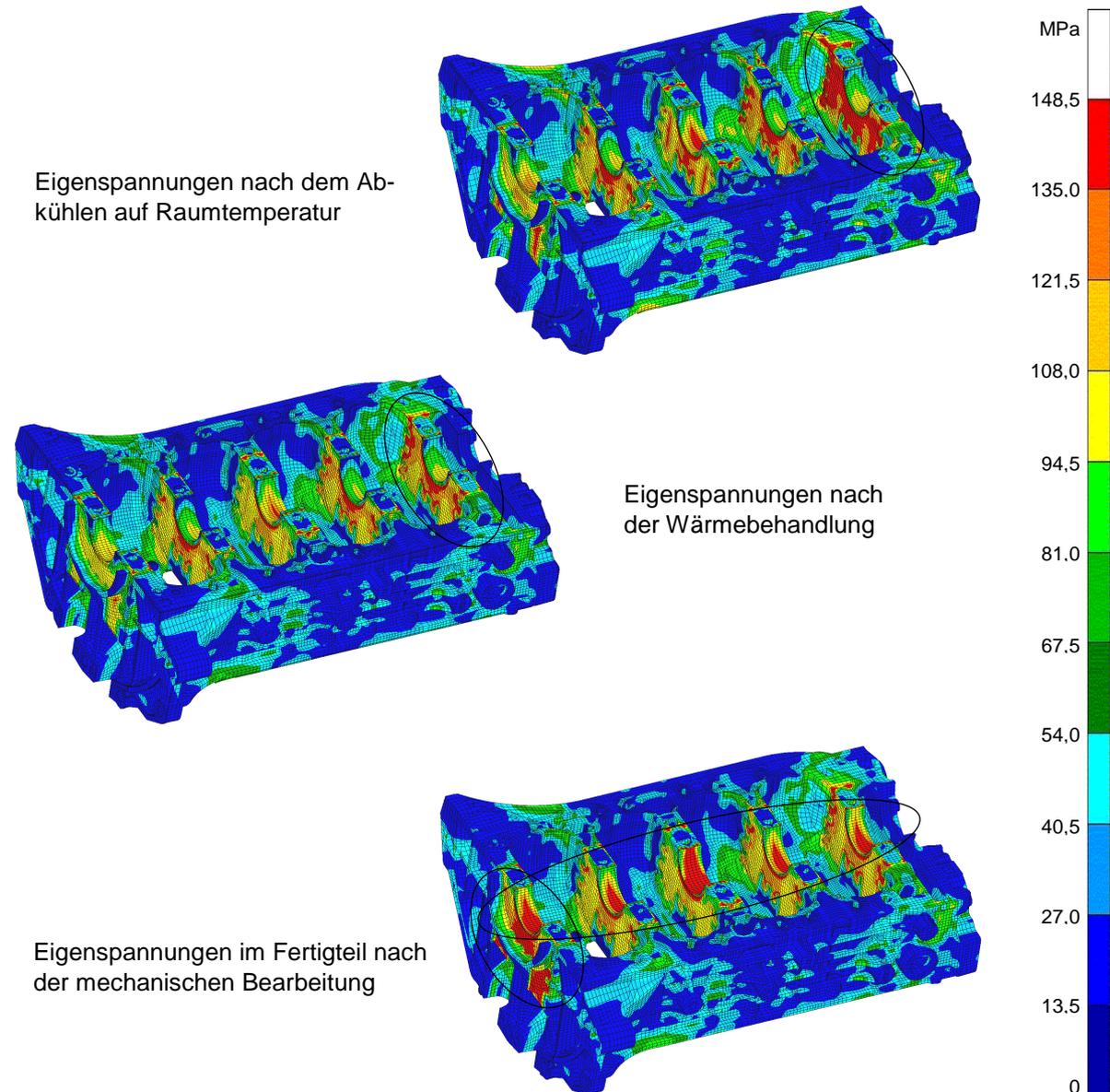


Bild A.17: Eigenstressungen durch Abkühlen, Wärmebehandeln und Bearbeiten

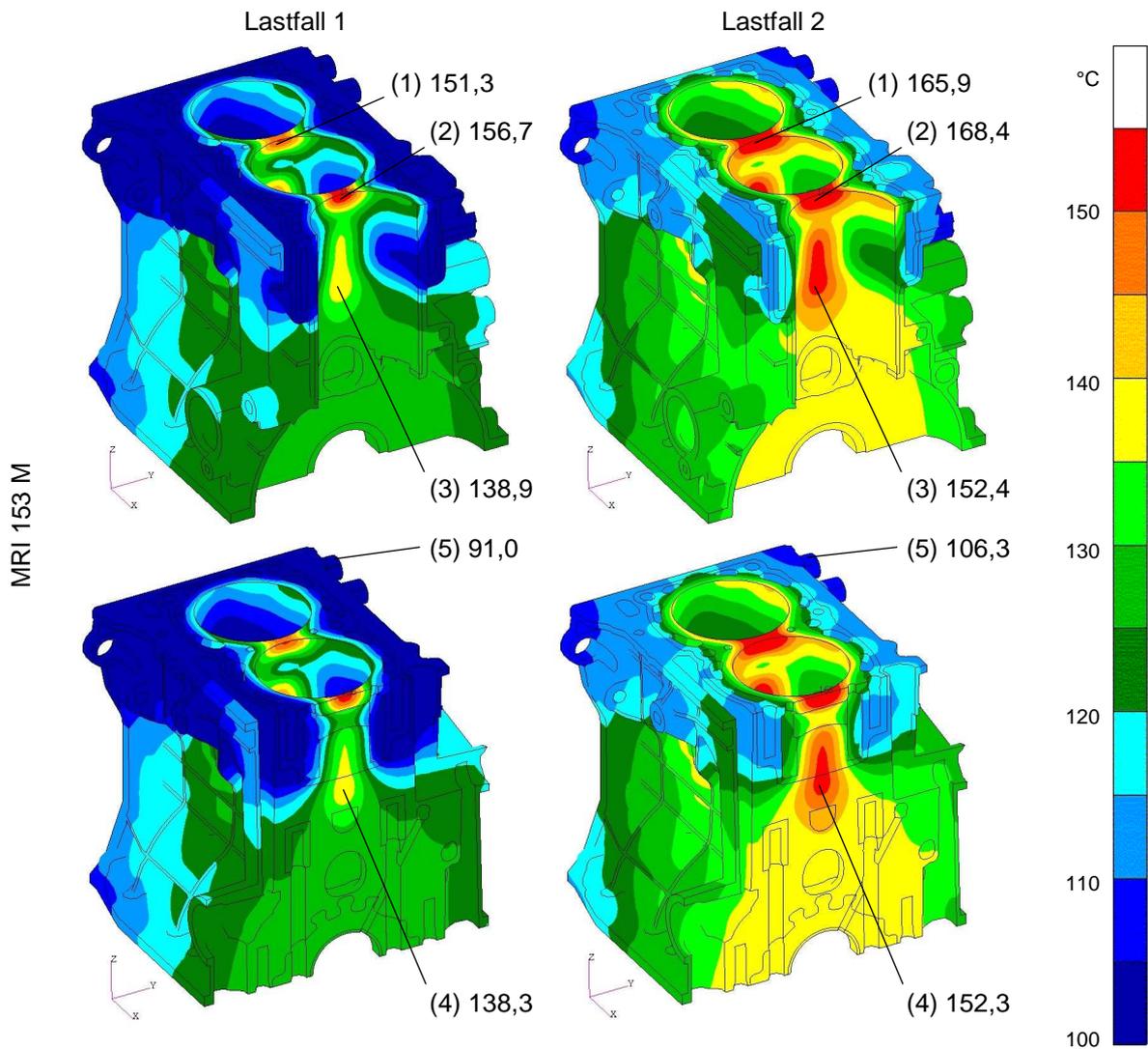
Anhang 5: Ergänzung zu den Temperaturberechnungen

Bild A.18: Temperaturberechnung mit der Unguss-Legierung MRI153M

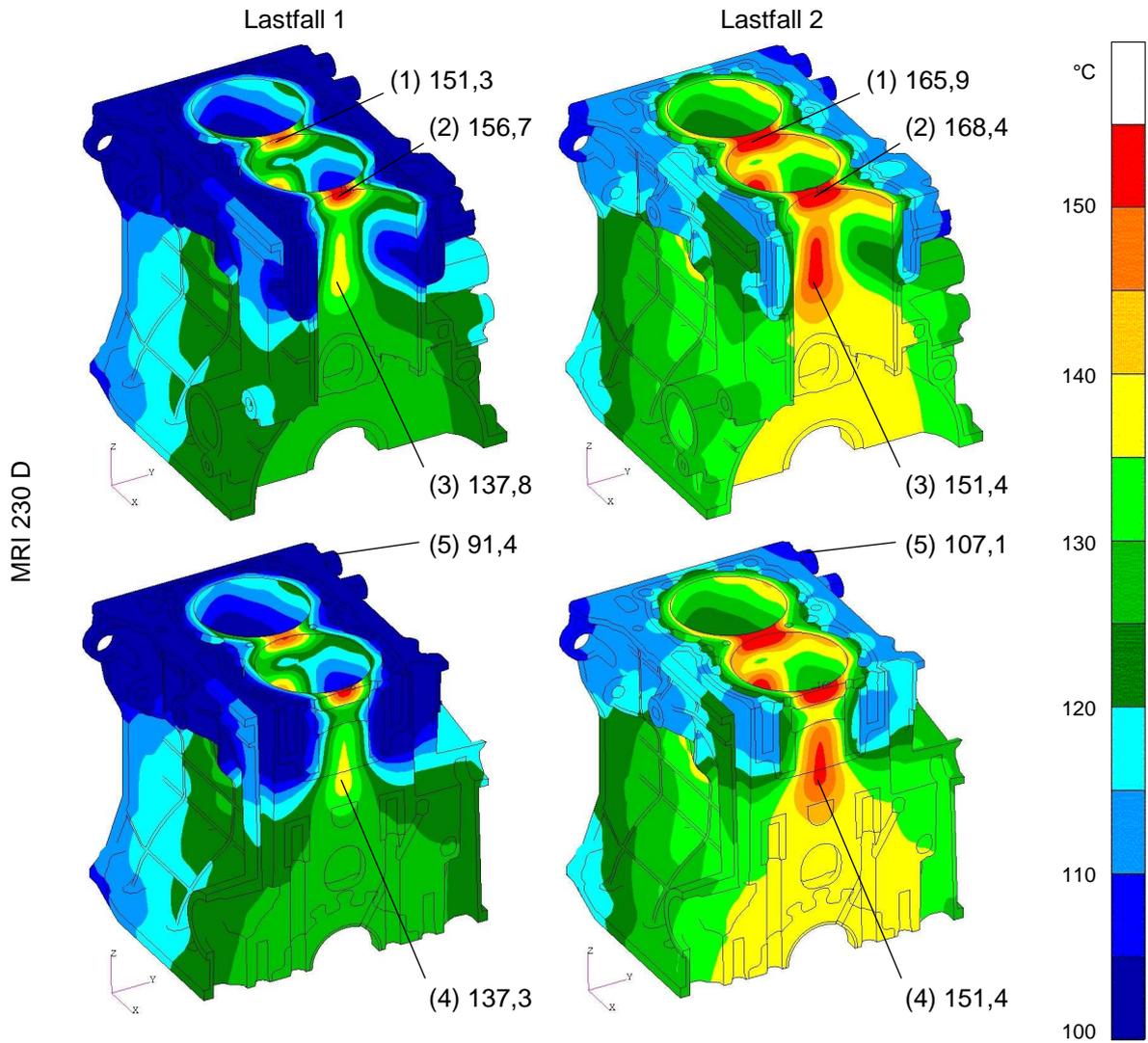


Bild A.19: Temperaturberechnung mit der Umguss-Legierung MRI230D

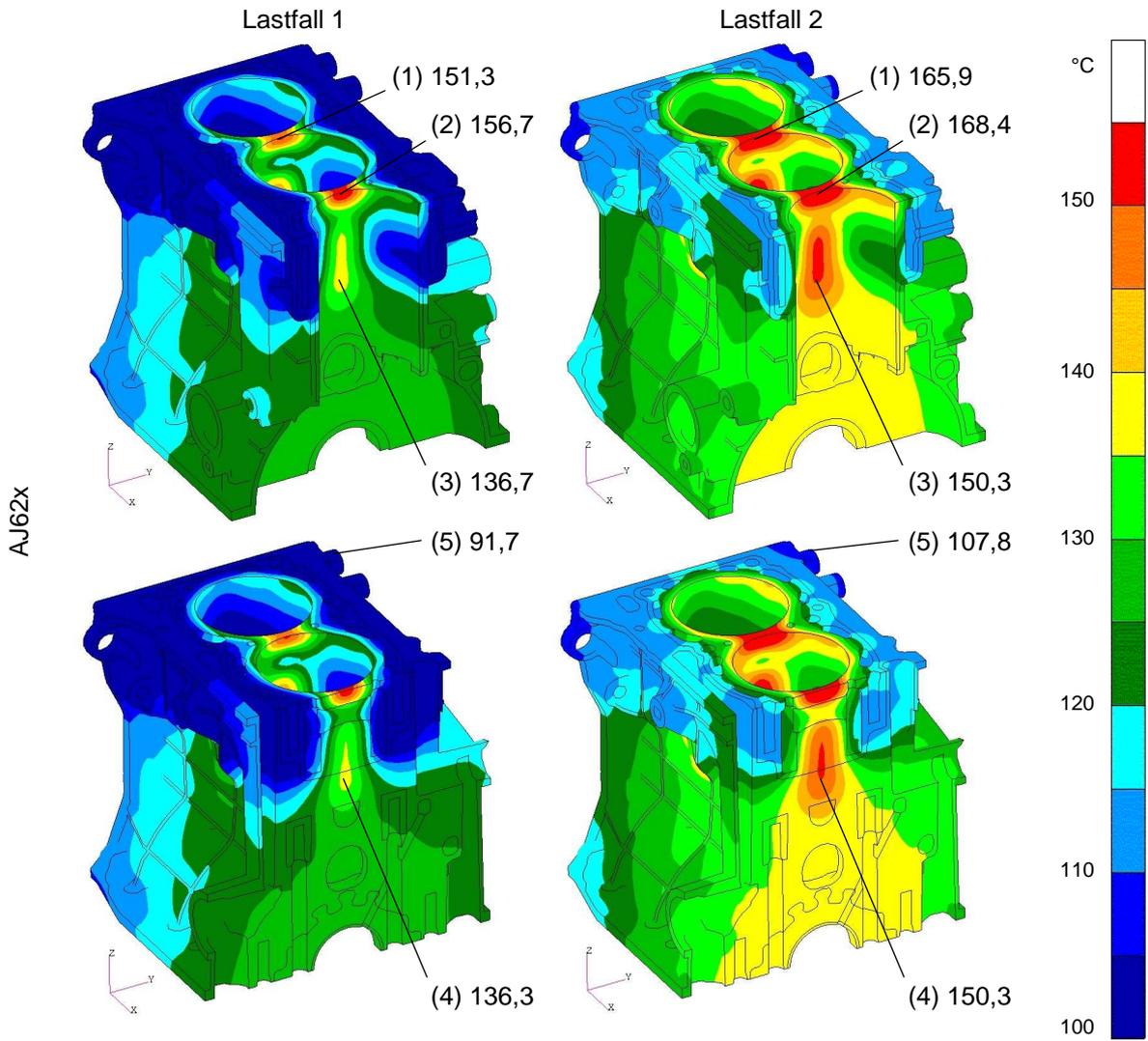


Bild A.20: Temperaturberechnung mit der Umguss-Legierung AJ62x

Anhang 6: Rohrverzug im heißen Montagezustand

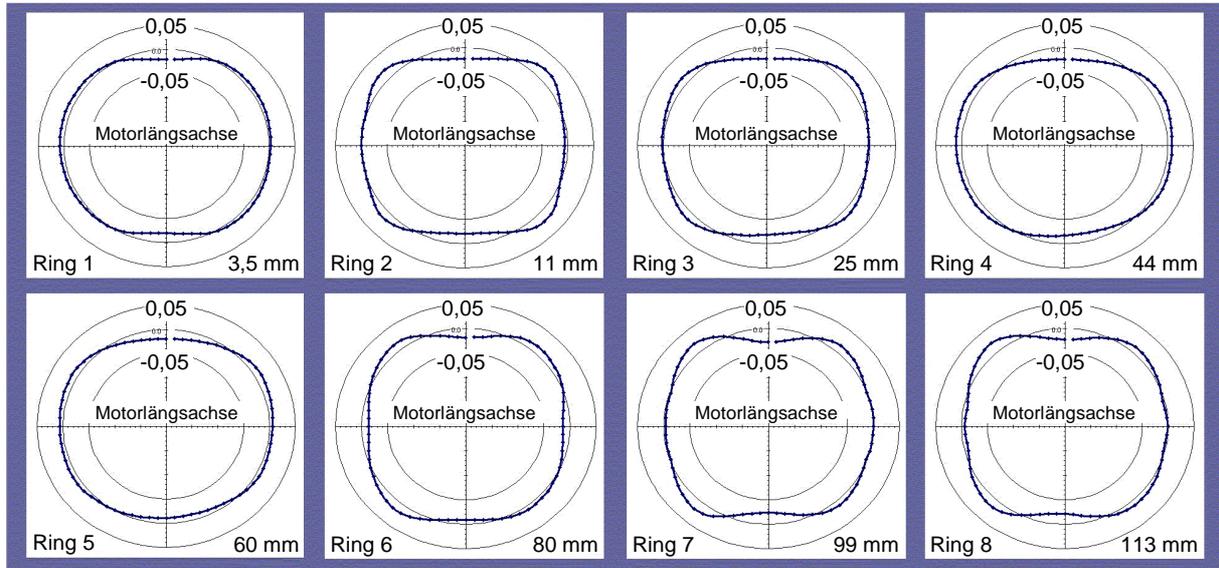


Bild A.21: Rohrverzug Zylinder 3, heißer Montagezustand [mm]

heißverschraubt – Zylinder 3									
Harmonische	0. Ordn.	1. Ordn.	2. Ordn.	3. Ordn.	4. Ordn.	5. Ordn.	6. Ordn.	7. Ordn.	8. Ordn.
Ring 1 – 3,5 mm	148,9	188,5	10,8	1,9	7,0	0,3	2,3	0,1	0,7
Ring 2 – 11 mm	169,7	189,1	8,3	2,0	15,2	0,9	0,6	0,1	3,0
Ring 3 – 25 mm	164,5	191,4	10,0	1,8	11,7	1,0	0,3	0,3	1,5
Ring 4 – 44 mm	146,0	193,2	15,9	3,0	5,3	0,8	1,3	0,4	0,1
Ring 5 – 60 mm	153,2	193,3	11,9	3,0	4,5	0,6	1,4	0,2	0,1
Ring 6 – 80 mm	172,7	197,0	1,9	2,8	13,3	1,0	1,9	0,7	0,7
Ring 7 – 99 mm	181,6	200,4	7,4	2,7	14,7	1,2	5,1	0,5	1,3
Ring 8 – 113 mm	179,9	202,9	5,3	2,3	14,3	1,7	3,3	0,7	1,1

Bild A.22: Ordnungsanalyse Rohrverzug Zylinder 3, heißer Montagezustand [μm]

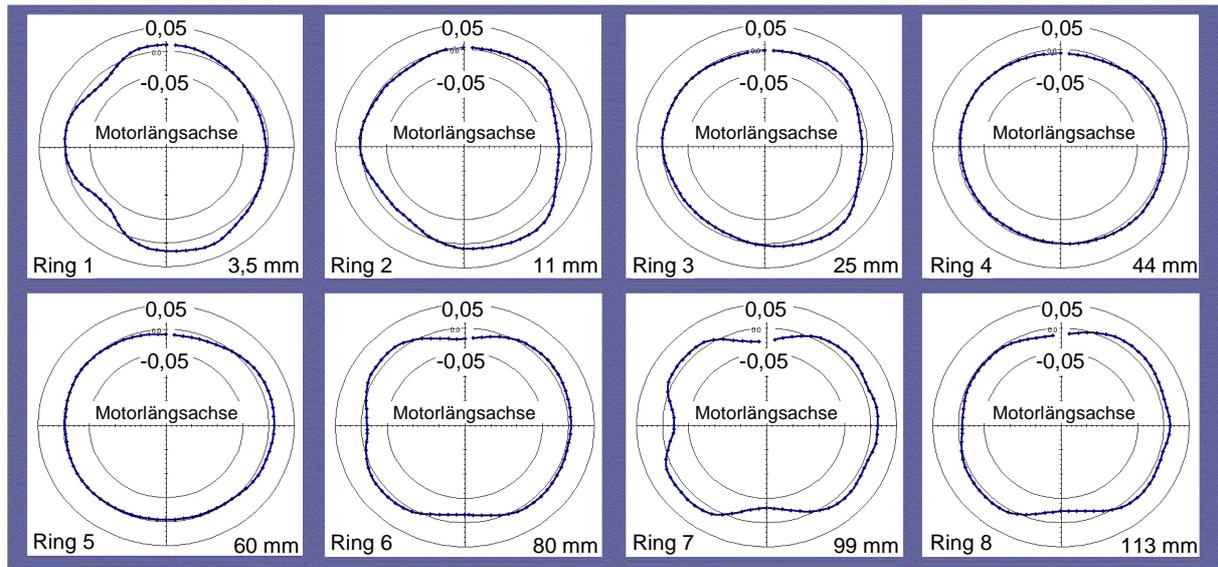


Bild A.23: Rohrverzug Zylinder 4, heißer Montagezustand [mm]

heißverschraubt – Zylinder 4									
Harmonische	0. Ordn.	1. Ordn.	2. Ordn.	3. Ordn.	4. Ordn.	5. Ordn.	6. Ordn.	7. Ordn.	8. Ordn.
Ring 1 – 3,5 mm	127,3	356,1	11,2	8,2	8,1	3,3	0,4	1,9	2,1
Ring 2 – 11 mm	158,3	358,9	8,7	10,8	1,0	3,3	0,3	1,3	1,7
Ring 3 – 25 mm	160,7	364,7	5,5	7,9	3,7	1,4	0,4	0,6	1,2
Ring 4 – 44 mm	138,3	371,8	3,8	2,3	2,1	0,6	0,6	0,1	0,1
Ring 5 – 60 mm	144,8	379,3	6,1	3,4	1,8	0,3	0,9	0,1	0,2
Ring 6 – 80 mm	170,4	395,5	6,8	2,6	10,1	2,5	1,1	0,5	0,9
Ring 7 – 99 mm	170,3	405,0	10,8	5,0	14,7	4,5	2,5	2,1	1,5
Ring 8 – 113 mm	166,5	410,6	9,3	3,0	8,1	1,1	2,5	1,2	0,2

Bild A.24: Ordnungsanalyse Rohrverzug Zylinder 4, heißer Montagezustand [μm]

Anhang 7: Ergebnisse der Bolt-Load-Retention-Messungen

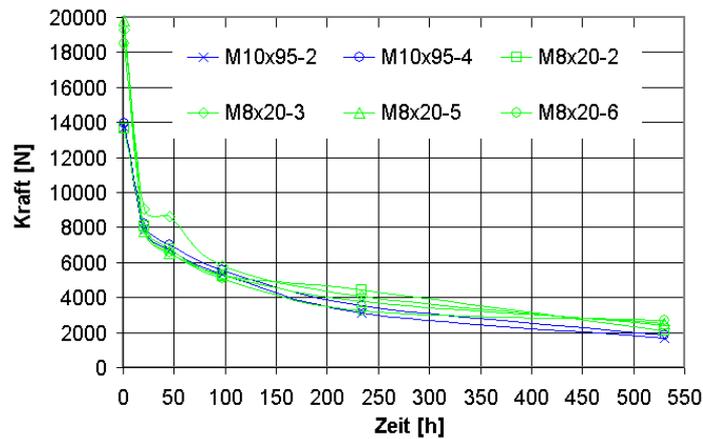
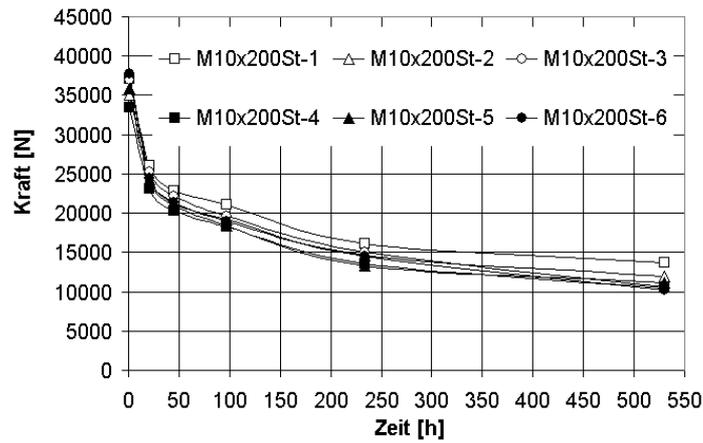
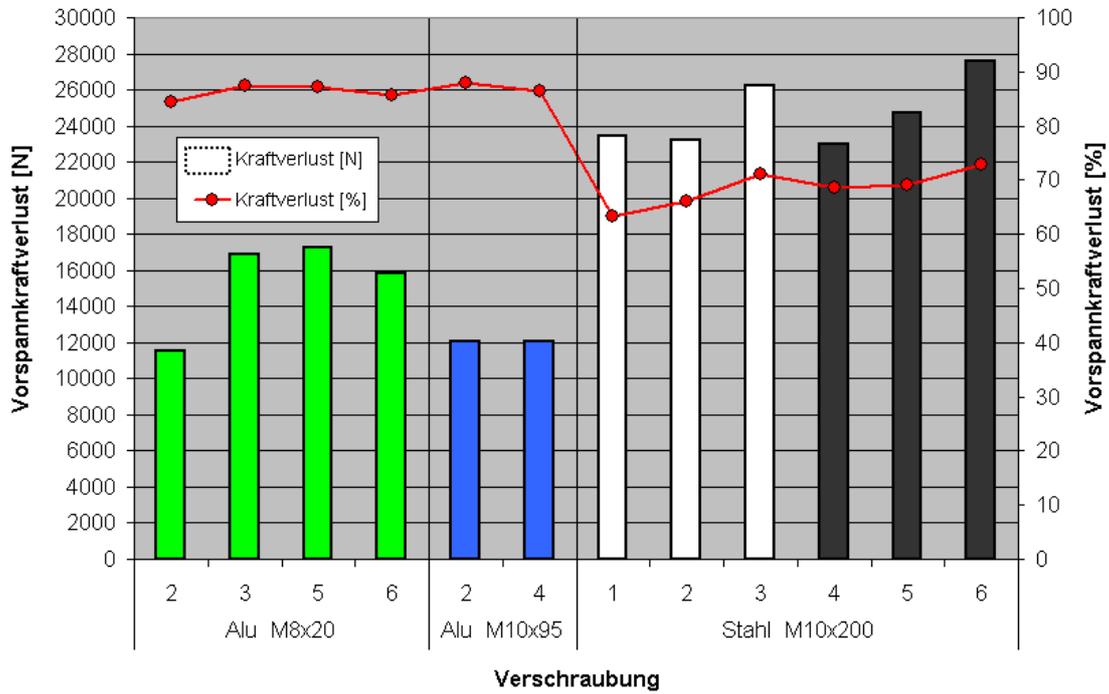


Bild A.25: Ergebnis der Bolt-Load-Retention Messung an einem Kurbelgehäuse aus AZ91 mit GGG50 HLV im Bedplate (ZKG-Variante 3)

(vgl. auch Kapitel 7.7.1 und 7.7.3.3)

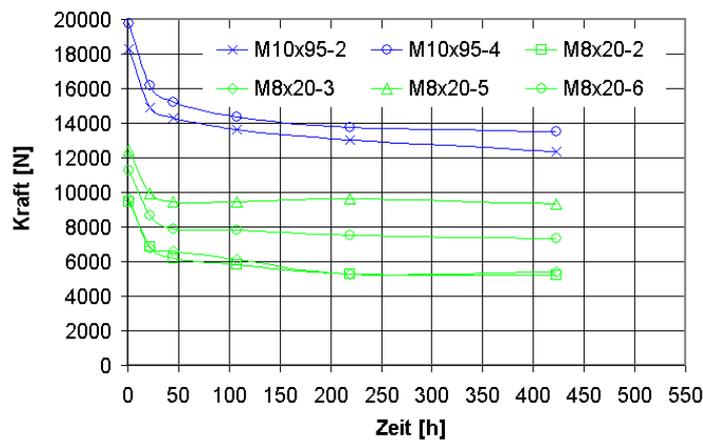
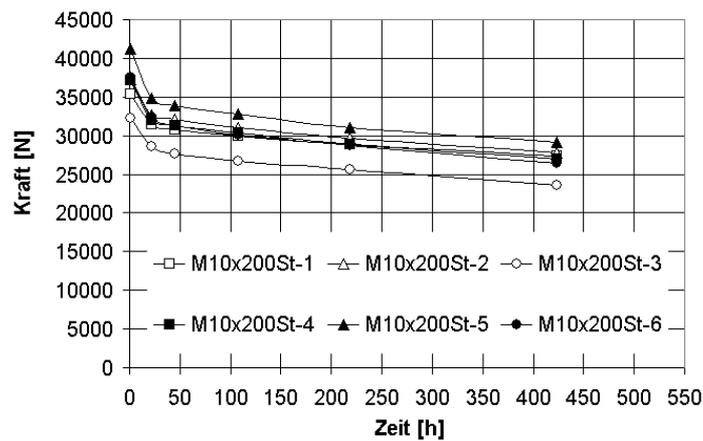
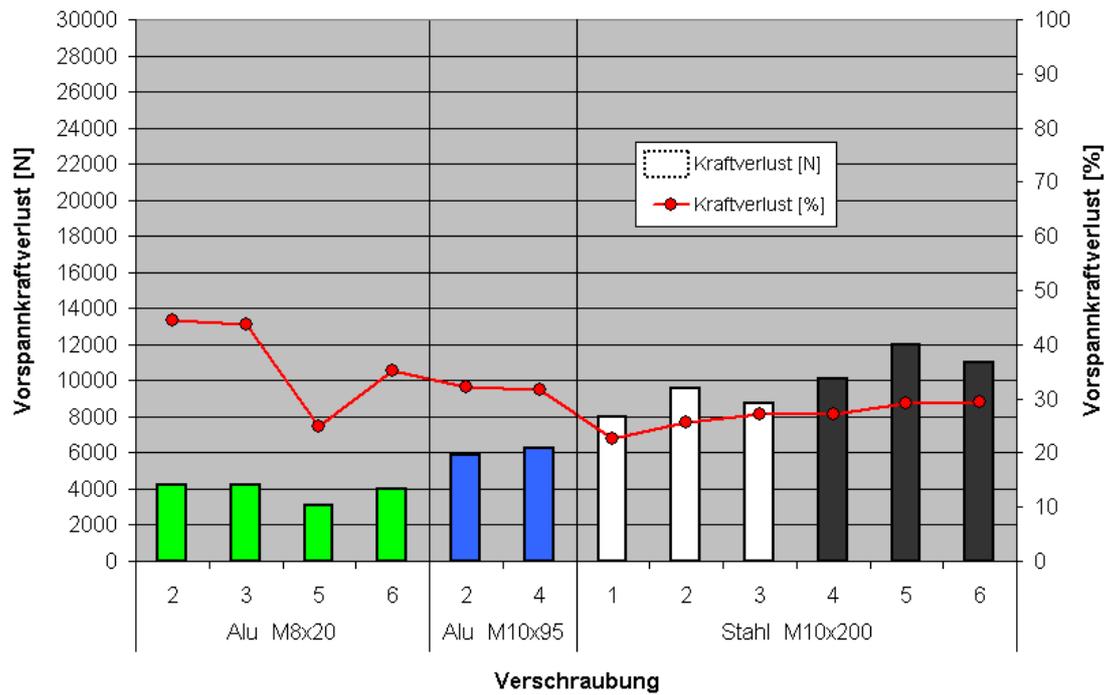


Bild A.26: Ergebnis der Bolt-Load-Retention Messung an einem Kurbelgehäuse aus MRI153M mit DISPAL S226 HLV im Bedplate und ZKG (ZKG-Variante 2)

(vgl. auch Kapitel 7.7.1 und 7.7.3.3)

Anhang 8: Ergebnisse der rechnerischen und experimentellen Modalanalyse

Serien-ZKG aus GG25			Mg-Hybrid-ZKG (closed-deck)	
Eigenform	Eigenfrequenz	Mode	Eigenfrequenz	Eigenform
1. Torsion um die Motorlängsachse	777 Hz	1	1082 Hz	1. Torsion um die Motorlängsachse
1. Biegung um die Motorhochachse	946 Hz	2	1717 Hz	1. Biegung um die Motorhochachse
Ölwannenmembranschwingung; Torsion und Biegung des ZKG	972 Hz	3	1812 Hz	1. Biegung um die Motorquerachse
Ölwannenmembranschw.; ZKG- Verformung; Lagergassenschw.	1160 Hz	4	1871 Hz	Getriebeflanschbiegung; Steuertriebfanschbiegung
Ölwannenmembranschwingungen; Getriebeflanschschwingung	1200 Hz	5	2178 Hz	Steuertriebfanschbiegung; Getriebeflanschbiegung
Ölwannenmembranschwingung; Lagergassenschw.; Torsion des ZKG	1230 Hz	6	2248 Hz	2. Torsion um die Motorlängsachse
Ölwannenmembranschw.; Lagergas- senschw.; Getriebeflanschschw.	1261 Hz	7	2264 Hz	Steuertriebfansch und Getriebefl. tordieren um Motorlängsachse
Lagergassenschwingung; Ölwannenmembranschwingung	1266 Hz	8	2473 Hz	Steuertriebfansch und Getriebefl. tordieren um Motorlängsachse
Lagergassenschwingung; Ölwannenmembranschwingung	1280 Hz	9	2602 Hz	Biegung um Motorquerachse; Bie- gung von Getriebe- und Steuertriebf.
Lagergassenschwingung; Ölwannenmembranschwingung	1327 Hz	10	2680 Hz	Biegung um Motorquerachse; Bie- gung von Getriebe- und Steuertriebf.

Bild A.27: Gerechnetes Eigenschwingungsverhalten: Serien-ZKG & Mg-Hybrid-ZKG

Serien-ZKG aus GG25			Mg-Hybrid-ZKG (open-deck)	
Eigenform	Eigenfrequenz	Mode	Eigenfrequenz	Eigenform
1. Torsion um die Motorlängsachse	833 Hz $\zeta=1,21\%$	1	964 Hz $\zeta=7,52\%$	1. Torsion um die Motorlängsachse
1. Biegung um die Motorhochachse	976 Hz $\zeta=0,35\%$	2	1350 Hz $\zeta=3,14\%$	kleine lokale Schwingung am Steuertriebfansch
Ölwannenmembranschwingung; Torsion und Biegung des ZKG	1067 Hz $\zeta=0,58\%$	3	1650 Hz $\zeta=3,02\%$	1. Biegung um die Motorhochachse
Ölwannenmembranschw.; ZKG- Verformung; Lagergassenschw.	1135 Hz $\zeta=0,42\%$	4	1770 Hz $\zeta=0,70\%$	1. Biegung um die Motorquerachse
Ölwannenmembranschwingungen; Getriebeflanschschwingung	1160 Hz $\zeta=0,31\%$	5	2130 Hz $\zeta=1,28\%$	Getriebeflanschbiegung; Steuertriebfanschbiegung
Ölwannenmembranschwingung; Lagergassenschw.; Torsion des ZKG	1229 Hz $\zeta=0,50\%$	6	2140 Hz $\zeta=0,43\%$	Steuertriebfanschbiegung; Getriebeflanschbiegung
Ölwannenmembranschw.; Lagergas- senschw.; Getriebeflanschschw.	1255 Hz $\zeta=0,37\%$	7	In einem höheren Frequenzbereich konnten keine Eigenformen, Eigenfrequenzen und modale Dämpfungen für das Magnesium-Hybrid-ZKG ermittelt werden, weil dies den Messaufwand durch eine Anhebung der Messpunktzahl auf über 100 Messaufnehmer erheblich vergrößert hätte.	
Lagergassenschwingung; Ölwannenmembranschwingung	1269 Hz $\zeta=0,56\%$	8		
Lagergassenschwingung; Ölwannenmembranschwingung	1347 Hz $\zeta=0,33\%$	9		
Lagergassenschwingung; Ölwannenmembranschwingung	1409 Hz $\zeta=1,19\%$	10		

Bild A.28: Gemessenes Eigenschwingungsverhalten: Serien-ZKG & Mg-Hybrid-ZKG

Liste der betreuten Studien- und Diplomarbeiten (chronologisch)

- /79/ Triebe, S.: Konstruktion eines Kurbelgehäuse-Unterteils für einen Vierzylinder-Reihen-Ottomotor. Diplomarbeit an der Westsächsischen Fachhochschule Zwickau, Fachbereich Maschinenbau und Kraftfahrzeugtechnik, 2002
- /87/ Mackensen, A.: Untersuchungen zur Anbindung von Aluminiumkörpern in Magnesium. Diplomarbeit an der Universität Hannover, Institut für Werkstoffkunde, 2003
- /120/ Fortuna, C.: Kosten- und Investbewertung eines neuartigen R4 Magnesium-Hybrid-ZKG im Vergleich zu zwei bestehenden R4 Serien-ZKG. Diplomarbeit an der Technischen Universität München, Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen, 2003
- /72/ Yoldjou, C. Y.: Konstruktiver Entwurf und Auslegung alternativer Kühlkonzepte für einen R4 Otto-Motor aus Magnesium. Diplomarbeit an der Fachhochschule Köln, Fachbereich Konstruktionstechnik Kolbenmaschinen, 2003
- /102/ Johansson, F.: FEM-study of creep in car components made by high pressure die-casting of magnesium alloys. Master Thesis at the Norwegian University of Science and Technology, Department of Engineering Design and Materials Science, July 2004

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Joachim Doerr
Anschrift: Oberer Grasweg 1a
85055 Ingolstadt
Tel: 0841 / 3708781
mobil: 0170 / 9312393
Email: joachim.doerr@audi.de
Geboren: am 19.09.1973 in Neustadt/Wstr.
Familienstand: ledig



Schule und Studium

08/1984 – 06/1993: Staatliches Leibniz-Gymnasium in Neustadt/Wstr.
Abschluss: Abitur
10/1993 – 11/1998: Maschinenbaustudium an der Universität Kaiserslautern
Abschluss: Diplom-Ingenieur

Engagement

10/1995 – 10/1996: Stellvertretender Fachschaftssprecher der Fachschaft Maschinenbau und Verfahrenstechnik der Universität Kaiserslautern
06/1996 – 04/1997: Wissenschaftliche Hilfskraft am IVW Institut für Verbundwerkstoffe GmbH der Universität Kaiserslautern
10/1996 – 04/1997: Studentisches Mitglied in der Berufungskommission für den Lehrstuhl „Getriebetechnik und Maschinenelemente“ der Universität Kaiserslautern
05/1997 – 09/1997: Viermonatiges Auslandsstudium an der Cranfield University in Bedfordshire, England

Berufliche Tätigkeit

07/1998 – 06/2001: Konstrukteur & Berechnungsingenieur in der Verbrennungsmotorenentwicklung bei der IAVF Antriebstechnik AG in Karlsruhe
07/2001 – 09/2004: Doktorand in der Grundmotorenentwicklung Reihenottomotoren der Audi AG in Ingolstadt. Projektleiter für das R4 Magnesium-Hybrid-Zylinderkurbelgehäuse im Bereich EA
seit 10/2004: Fachreferent in der Motorenberechnung bei der Audi AG in Ingolstadt

Außerberufliche Interessen

Sport: Laufen, Fitness, Ski fahren, Snowboard fahren, Wandern
Sonstiges: Motorradfahren, Theater, Kino