

# Anwendung der dynamischen Bruchzähigkeit zur Beurteilung der Zähigkeitseigenschaften<sup>1)</sup>

Mitteilung aus der Sektion Werkstofftechnik der Technischen Hochschule „Carl Schorlemmer“ Leuna – Merseburg

*Ausgehend von einer Zusammenstellung bis jetzt bekannter dynamischer Bruchzähigkeitswerte, wird der Einfluß der Prüfkörpergeometrie, insbesondere des a/W-Verhältnisses, und der Pendelhammergeschwindigkeit auf die experimentelle Bestimmung der dynamischen Bruchzähigkeit dargestellt. Am Werkstoff PP 52512 wird gezeigt, daß die dynamische Bruchzähigkeit dieses Werkstoffes bei Raumtemperatur für Pendelhammergeschwindigkeiten  $v > 2,25 \text{ m s}^{-1}$  vom a/W-Verhältnis und damit von der Prüfkörpergeometrie unabhängig wird und als echter Werkstoffkennwert angesehen werden kann. Abschließend wird ein Vorschlag für die Bewertung der Sprödbrechtsicherheit von Konstruktionen aus Polymerwerkstoffen unter Einbeziehung bruchmechanischer Konzepte zur Diskussion gestellt.*

## 1. Problem

Das Interesse an Untersuchungen zur Bestimmung bruchmechanischer Kennwerte von Polymerwerkstoffen hat in den letzten Jahren stark zugenommen. Neben der Ermittlung statischer Bruchzähigkeitskennwerte gewinnt die Bestimmung dynamischer Zähigkeitskennwerte mit Hilfe des registrierenden Kerbschlagbiegeversuchs besondere Bedeutung, da eine Vielzahl von Polymerwerkstoffen bei quasi-statischer Beanspruchung zähes, bei stoß- oder schlagartiger Beanspruchung dagegen sprödes Werkstoffverhalten zeigt. In der Regel werden Dreipunktbiegeproben für die Untersuchungen verwendet; dabei wurden zur Auswertung der elektronisch registrierten Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme neben dem Konzept der linearelastischen Bruchmechanik [1] auch Konzepte der Fließbruchmechanik wie das COD-Konzept [2], das  $J_e$ -Integral-Konzept [3] und das Äquivalentenergiekonzept [4] herangezogen.

Eine Auswahl bis jetzt vorliegender dynamischer Bruchzähigkeitskennwerte von Polymerwerkstoffen gibt Tabelle 1 wieder. Diese Zähigkeitskennwerte sind überwiegend im registrierenden Kerbschlagbiegeversuch (Charpy-Anordnung) bestimmt worden. Die Geschwindigkeit des Pendelhammers wurde bei den in Tabelle 1 genannten Arbeiten durch Wahl eines Hammerfallwinkels zwischen 0,5 und 3 m s<sup>-1</sup> verändert. Neben der Wirkung der Geschwindigkeit deutet sich in Tabelle 1 auch der Einfluß der Temperatur auf die Zähigkeitseigenschaften an; dabei beträgt die tiefste Temperatur, für die bisher Bruchzähigkeitskennwerte vorliegen, 76 K (PVC) und die höchste 373 K (PBT) [14, 15]. Bruchzähig-

keitskennwerte, für die das Geometriekriterium [1, 17]

$$B, (W - a), a \geq 2,5 \left( \frac{K_{Ia}}{R_0} \right)^2 \quad (1)$$

erfüllt ist ( $B$  Prüfkörperdicke,  $W$  Prüfkörperbreite,  $a$  Rißlänge,  $R_0$  Streckgrenze), sind in Tabelle 1 als  $K_{Ia}$ -Werte gekennzeichnet. Sie sind von der Prüfkörpergeometrie unabhängige Werkstoffkennwerte und werden lediglich von Temperatur, Beanspruchungsgeschwindigkeit und Werkstoffstruktur (z. B. relative Molekülmasse, Orientierung) sowie von Gefügeparametern (z. B. Sphärolithgröße, Globulengrößenverteilungen) beeinflusst. Alle anderen Bruchzähigkeitskennwerte sind in Tabelle 1 als  $K_{Qa}$ -Werte gekennzeichnet und von der Prüfkörpergeometrie abhängig.

Die letztgenannte Tatsache äußert sich u. a. im Einfluß des  $a/W$ -Verhältnisses (Verhältnis von Rißlänge  $a$  zu Probenbreite  $W$ ) auf die Form der im registrierenden Kerbschlagbiegeversuch erfaßten Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme. Im Hinblick auf die Festlegung optimaler Meß- und Auswertbedingungen erschien daher die systematische Erfassung der Wirkung von  $a/W$ -Verhältnis und Hammergeschwindigkeit auf die Diagrammform zweckmäßig.

## 2. Einfluß von a/W-Verhältnis und Pendelhammergeschwindigkeit auf die Form der Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme und die dynamische Bruchzähigkeit

### 2.1. Einfluß des a/W-Verhältnisses

Um den Einfluß des  $a/W$ -Verhältnisses auf die Form der registrierten Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme zu er-

<sup>1)</sup> nach einem Vortrag zur Plast präzis '82 vom 16. bis 18. Februar 1982

Tabelle 1. Zusammenstellung ausgewählter dynamischer Bruchzähigkeitswerte für Polymerwerkstoffe

Polymerwerkstoff	$v$ in m s <sup>-1</sup>	Probengeometrie in mm	$a/W$	$T$ in K	Konzept	Kenngröße	Kennwert in MPa m <sup>1/2</sup>	Literatur
PVC	0,5	10 × 10 × 55	0,1	76...353	LEBM	$K_{Qa}$	2...9	[7]
PVC		10 × 10 × 55	0,1	76...323	LEBM	$K_{Qa}$	2...4	[6, 8]
PVC/ABS		10 × 10 × 55	0,1	76...323	LEBM	$K_{Qa}$	1...6	[6, 8]
PVC SONA TPE	0,75	4 × 10 × 80, $s = 70$	0,45	273	Äquivalentenergie	$K_{IaB}$	2,5	[*]
PVC-sz	0,75...2,55	4 × 10 × 80, $s = 40; 70$	0,1...0,4	123...288	Äquivalentenergie	$K_{IaB}$	2...12	[*]
PS-C-246	0,75	4 × 10 × 80, $s = 70$	0,43	293	LEBM	$K_{Ia}$	2,1	[*]
PMMA	2,0	3 × 4 × 50, $s = 32$	0,25	296	LEBM	$K_{Ia}$	1,8	[12]
PC	2,0	3 × 4 × 50, $s = 32$	0,25	296	LEBM	$K_{Ia}$	2,1	[12]
PC (Makrolon)				> 323 < 323			4...2 2...15	[10] [10]
PA	2,0	4 × 10 × 80, $s = 70$	0,1	296	LEBM	$K_{Ia}$	2,3...4,4	[*]
PBT	2,0	3 × 4 × 50, $s = 32$	0,25	296	LEBM	$K_{Ia}$	1,9	[12]
PBT	1,5	3 × 4 × 50, $s = 32$	0,3	173...373			2,8...1,2	[12]
Epoxidharz (Araldit B)	3	412 × 100 × 10, $s = 400$	0,3	293	LEBM	$K_{Ia}$	0,7	[11]
Epoxidharz (Araldit B)	5	253 × 46 × 10		293	LEBM	$K_{Ia}$	0,56	[16]
PP 55222	1,0	4 × 10 × 80, $s = 70$	0,45	123...298	LEBM	$K_{Ia}$	2,5...3,5	[9]
					Äquivalentenergie	$K_{IaB}$		
PP 55222 $f_a^{(1)} = 33\%$	1,0	4 × 10 × 80, $s = 70$	0,45	123...313	J-Integral	$K_{Ia}$	0,8...2,5	[9]
PP 55222 $f_a^{(1)} = 55\%$	1,0	4 × 10 × 80, $s = 70$	0,45	123...293	J-Integral	$K_{Ia}$	1,9...3,8	[9]
PP 55222 $f_a^{(1)} = 42\%$	1,0	4 × 10 × 80, $s = 70$	0,45	123...285	Äquivalentenergie	$K_{IaB}$	3,2...4,5	[5]
PP 58412	2,0	4 × 10 × 80, $s = 70$	0,1	123...323	LEBM	$K_{Ia}$	0,4...0,9	[13]
PP 52517	0,7...2,0	4 × 10 × 80, $s = 70$	0,45	123...318	Äquivalentenergie	$K_{IaB}$	1,9...4,8	[*]

[\*] unveröffentlichte Meßergebnisse

<sup>1)</sup> röntgenographisch ermittelter Orientierungsgrad

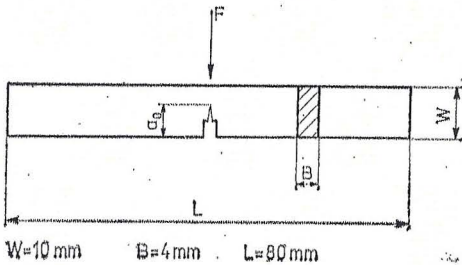


Bild 1. Prüfkörperform

fassen, wurden Prüfkörper der Form 2 nach TGL 14068 (vgl. Bild 1) aus dem Polypropylenwerkstoff PP 52512 mit einem U-Kerb und einem unterschiedlich tiefen Rasierklingenkerb [18] versehen, so daß das  $a/W$ -Verhältnis im Bereich von  $0,1 \leq \frac{a}{W} \leq 0,7$  variiert werden konnte.

Drei für die  $a/W$ -Verhältnisse von 0,1, 0,45 und 0,65 typische Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme sind in Bild 2 dargestellt. Sie zeigen, daß

1. der Zusammenhang zwischen Schlagkraft und Prüfkörperdurchbiegung mit wachsendem  $a/W$ -Verhältnis zunehmend nichtlinear wird,
2. die maximale Schlagkraft  $F_{max}$  mit zunehmendem  $a/W$ -Verhältnis abnimmt und
3. die Amplitude der Trägheitskraft [11, 13, 19] etwa konstant bleibt.

Die Hammergeschwindigkeit betrug für alle drei in Bild 2 dargestellten Diagramme  $1,5 \text{ m s}^{-1}$ , da mit einem Pendelhammer fallwinkel von  $\alpha = 60^\circ$  gearbeitet wurde und die Hammergeschwindigkeit  $v$  mit dem Pendelfallwinkel  $\alpha$  über Beziehung (2)

$$v = [2gl(1 - \cos \alpha)]^{1/2} \quad (2)$$

verknüpft ist ( $g$  Erdbeschleunigung,  $l$  Abstand Probenmitte - Pendeldrehpunkt).

Wie aus dem unter 1. bis 3. dargestellten Sachverhalt hervorgeht, wird der relative Meßfehler bei der Festlegung der Fließkraft  $F_{GY}$  und der Bruchkraft  $F_{max}$  um so größer, je größer das  $a/W$ -Verhältnis ist, da für kleinere Kräfte die dem Kraftsignal überlagerten Schwingungen stärker zur Wirkung kommen. Eine exakte Festlegung der Größen  $F_{max}$  und  $F_{GY}$  ist daher (vgl. Bild 2) für das bei einem  $a/W$ -Verhältnis von 0,65 erhaltene Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramm nicht mehr sinnvoll möglich.

Unter dem Aspekt der Gewinnung optimaler Signalformen für eine bruchmechanische Auswertung ohne Einsatz elek-

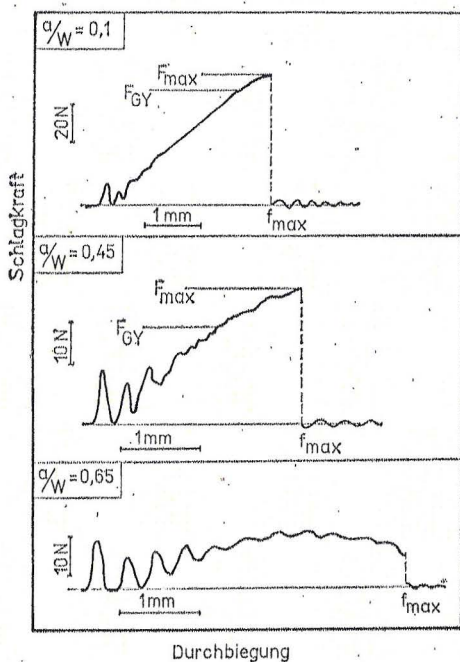


Bild 2. Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme für PP 52512, registriert bei unterschiedlichen  $a/W$ -Verhältnissen (Hammergeschwindigkeit  $v = 1,5 \text{ m s}^{-1}$ )

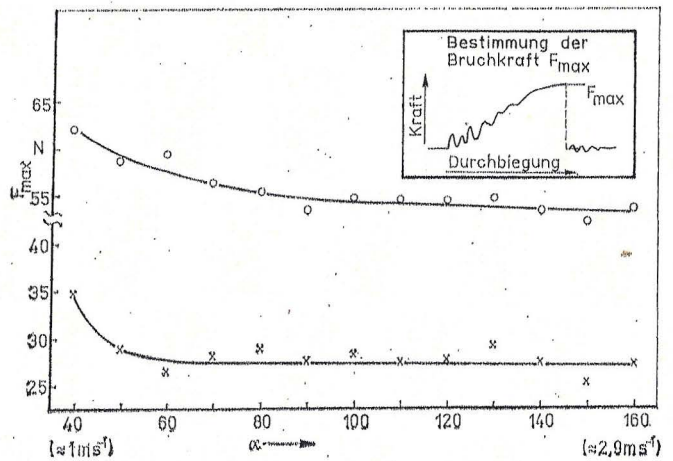


Bild 3. Abhängigkeit der Bruchkraft  $F_{max}$  aus Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagrammen vom Pendelhammerfallwinkel für PP 52512 bei  $a/W = 0,2$  (O) und  $a/W = 0,45$  (x)

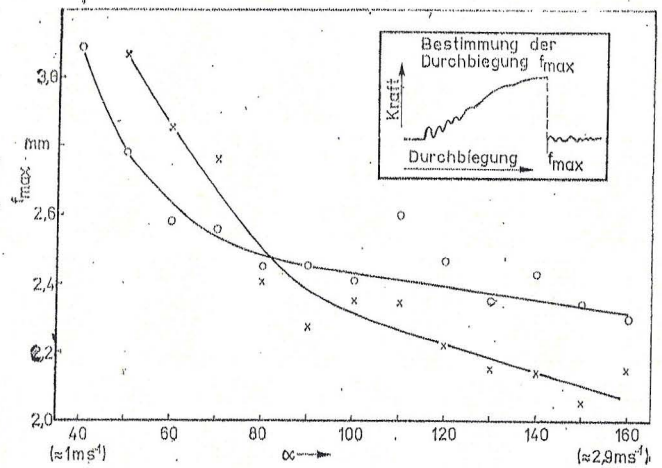


Bild 4. Abhängigkeit der Durchbiegung  $f_{max}$  aus Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagrammen vom Pendelhammerfallwinkel für PP 52512 bei  $a/W = 0,2$  (O) und  $a/W = 0,45$  (x)

tronischer Filter [13] wären daher Prüfkörper mit kleinem  $a/W$ -Verhältnis zweckmäßig. Diesem Ergebnis steht andererseits die nach Gleichung (1) geforderte Mindestrißlänge gegenüber.

## 2.2. Einfluß der Hammergeschwindigkeit

Zur Erfassung des Einflusses der Pendelhammergeschwindigkeit auf das Bruchverhalten wurden Prüfkörper mit dem Verhältnis von  $a/W = 0,2$  und  $a/W = 0,45$  im Geschwindigkeitsbereich von  $1,0 \dots 2,9 \text{ m s}^{-1}$ , d. h. im Bereich der Pendelhammerfallwinkel von  $40^\circ \leq \alpha \leq 160^\circ$ , untersucht. Die Abhängigkeit der dem Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramm entnommenen Bruchkraft  $F_{max}$  vom Pendelfallwinkel ist in Bild 3 dargestellt. Jeder Meßpunkt wurde als Mittelwert aus jeweils 7 Einzelmessungen bestimmt. Der Unterschied in der Bruchkraft  $F_{max}$  zwischen den Prüfkörpern mit  $a/W = 0,2$  und  $a/W = 0,45$  resultiert aus dem veränderten Restquerschnitt, der sich für  $a/W = 0,45$  im Vergleich zu  $a/W = 0,2$  ergibt. Während sich die Bruchkraft, wie Bild 3 deutlich werden läßt, für Pendelhammerfallwinkel  $> 80^\circ$  nicht mehr wesentlich ändert, geht aus Bild 4 hervor, daß die Prüfkörperdurchbiegung  $f_{max}$  mit steigendem Pendelfallwinkel, d. h. mit zunehmender Hammergeschwindigkeit, sinkt und damit als Indikator für die mit steigender Hammergeschwindigkeit wachsende Versprödung angesehen werden kann. Die mit zunehmender Hammergeschwindigkeit abnehmende Zähigkeit wird auch in der Verringerung der Ausdehnung der Schädigungszone und der Länge des Bruchspiegels, besonders im Bereich des Pendelhammerfallwinkels von  $40^\circ \leq \alpha \leq 110^\circ$ , deutlich. Bild 5 läßt diese Verhältnisse sichtbar werden. Es zeigt die Länge des Bruchspiegels  $a_s$  und die Ausdehnung der Schädigungszone  $R$ , wie sie auf der Bruchfläche von Prüfkörpern mit  $a/W = 0,2$  und  $a/W = 0,45$  ausgemessen wurden, in Abhängigkeit vom Pendelhammerfallwinkel.

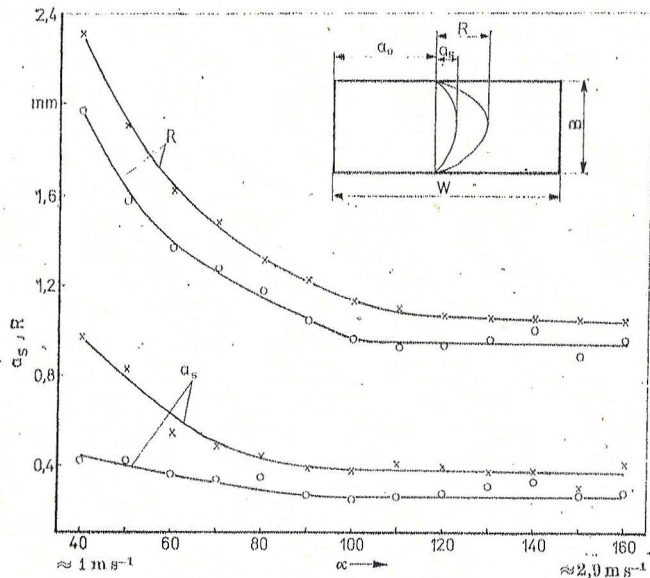


Bild 5. Zusammenhang zwischen Bruchspiegellänge  $a_0$  oder Schädigungszone  $R$  und Pendelhammerfallwinkel ( $\circ$   $a/W = 0,2$ ,  $\times$   $a/W = 0,45$ )

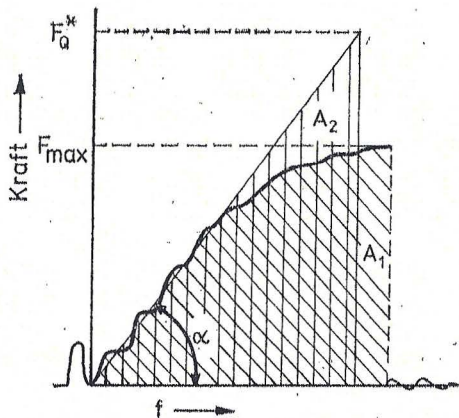


Bild 6. Bestimmung der pseudoolastischen Kraft  $F_Q^*$  nach dem Äquivalentenergiekonzept aus dem Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramm ( $F_Q^* = \sqrt{2 A_1 \tan \alpha}$ )

Obwohl die bisher dargestellten, aus den elektronisch registrierten Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagrammen gewonnenen Informationen die Zähigkeitseigenschaften erheblich besser charakterisieren als die im konventionellen Kerbschlagbiegeversuch erhaltenen Kerbschlagzähigkeiten, liefern sie noch keine Kenngröße, die dem Konstrukteur eine bruch sicherheitsmäßige Dimensionierung gestattet. Aus

diesem Grund war es notwendig, die zur Verfügung stehenden Informationen zu einem Zähigkeitskennwert zu verknüpfen, der eine bruch sicherheitsmäßige Dimensionierung erlaubt. Dies gelingt, wenn die Konzepte der Bruchmechanik für die Bestimmung von Zähigkeitskennwerten herangezogen werden. So liefert das Konzept der linear-elastischen Bruchmechanik für die hier verwendeten Dreipunktbiegeproben mit den in Bild 1 wiedergegebenen Bezeichnungen den Spannungsintensitätsfaktor  $K_I$  zu

$$K_I = \frac{F's}{BW^{3/2}} f(a/W) \quad (3)$$

( $s = 70$  mm am Pendelschlagwerk eingestellte Stützweite,  $f(a/W)$  die endliche Prüfkörpergeometrie berücksichtigende Korrekturfunktion). Sie hat für die hier verwendeten Dreipunktbiegeproben die Gestalt

$$f(a/W) = 2,9 (a/W)^{1/2} - 4,6 (a/W)^{3/2} + 21,8 (a/W)^{5/2} - 37,6 (a/W)^{7/2} + 38,7 (a/W)^{9/2} \quad (4)$$

Mit der den registrierten Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagrammen entnommenen Bruchkraft  $F_{max}$  (vgl. Bild 3) wurde nach Gleichung (3) die Bruchzähigkeit  $K_{Qd}$  berechnet. Als Rißlänge diente die aus der Ausgangsrißlänge  $a_0$  und der Länge des Bruchspiegels  $a_s$  (vgl. Bild 5) erhaltene effektive Rißlänge  $a_{eff}$  mit

$$a_{eff} = a_0 + a_s \quad (5)$$

[5, 20].

Die in Bild 5 ebenfalls angegebene Ausdehnung der Schädigungszone  $R$  wurde zur Berechnung der Bruchzähigkeit nicht herangezogen, da ihre experimentelle Festlegung aufwendiger sein kann und noch keine eindeutigen Korrelationen zur Größe der plastischen Zone nachgewiesen wurden [20]. Mit Hilfe von  $R$  liefert Gleichung (3) höhere Bruchzähigkeitskennwerte, so daß eine Überbewertung der Zähigkeitseigenschaften des Werkstoffs erwartet werden muß. Um dies zu vermeiden und dem realen Werkstoffverhalten gerecht werdende Zähigkeitseigenschaften zu gewinnen, wurde die effektive Rißlänge im vorliegenden Fall entsprechend Gleichung (5) verwendet. Neben der Auswertung nach dem LEBM-Konzept, für das bei anderen Werkstoffgruppen bereits Standards zur Verfügung stehen (z. B. RS 3642-72, ASTM E 399-74), erfordert der in erster Linie bei kleinen Pendelhammerfallwinkeln auftretende nichtlineare Verlauf der Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme eine Auswertung nach Konzepten der Fließbruchmechanik [2, 3, 4, 21]. Von diesen wurde für die Auswertung das Äquivalentenergiekonzept ausgewählt, das bereits an anderer Stelle [5, 22] erfolgreich zur Beurteilung der Zähigkeitseigenschaften von Polymerwerkstoffen herangezogen wurde.

Es benutzt die aus der Gleichheit der Flächen  $A_1$  und  $A_2$  entsprechend Bild 6 bestimmte pseudoolastische Kraft  $F_Q^*$  für die Berechnung der dynamischen Bruchzähigkeit  $K_{Qd}$  nach Gleichung (3).

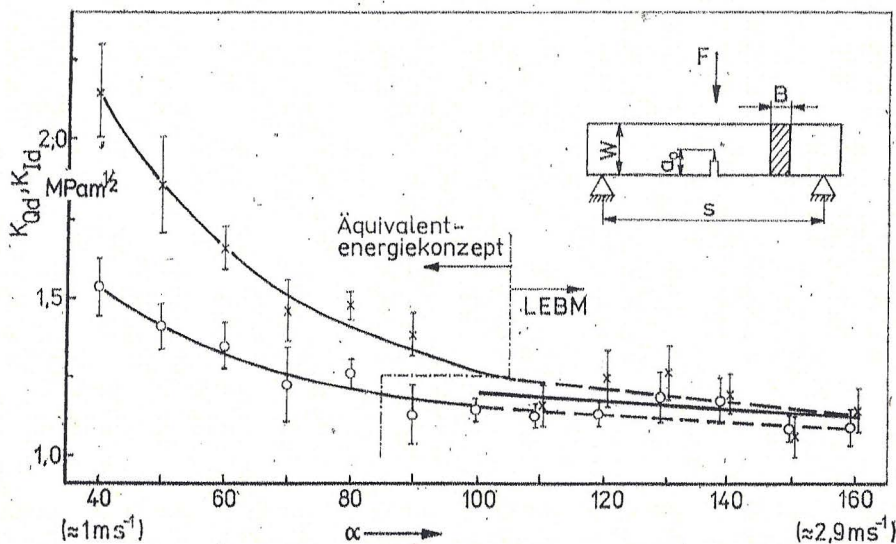
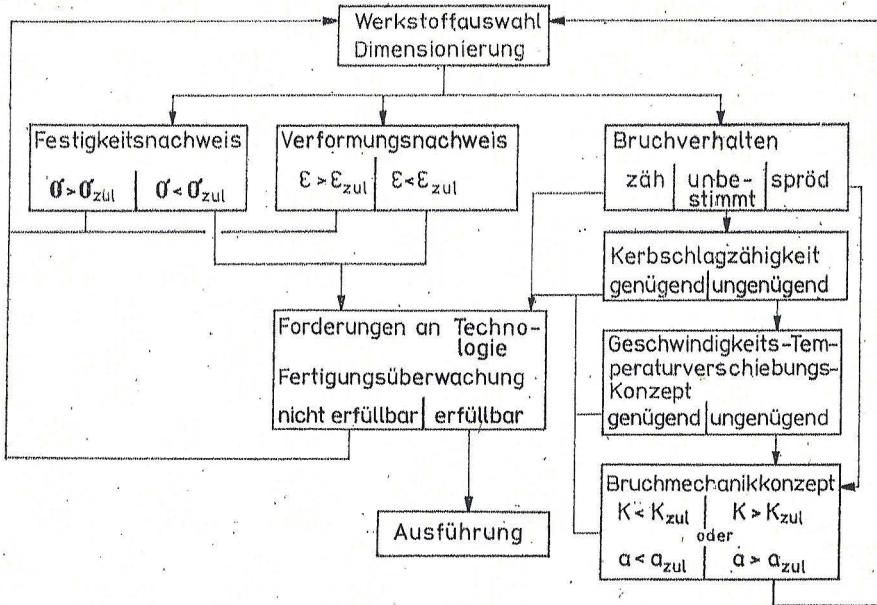


Bild 7. Dynamische Bruchzähigkeit in Abhängigkeit vom Pendelhammerfallwinkel für PT 52512 ( $\circ$   $a/W = 0,2$ ,  $\times$   $a/W = 0,45$ )

Bild 8. Vorschlag für die Bewertung der Sprödbrechneigung



Die auf diese Weise bestimmte dynamische Bruchzähigkeit ist in Abhängigkeit vom Pendelhammerfallwinkel in Bild 7 für die Prüfkörper mit  $a/W = 0,2$  und  $a/W = 0,45$  wiedergegeben. Beide Kurven zeigen, daß die Zähigkeit mit steigender Hammergeschwindigkeit, d. h. mit zunehmendem Pendelhammerfallwinkel, abnimmt. Allerdings ist der Zähigkeitsabfall bei kleinen Hammerfallwinkeln und Prüfkörpern mit  $a/W = 0,45$  stärker ausgeprägt als bei großen Pendelhammerfallwinkeln und Prüfkörpern mit  $a/W = 0,2$ .

Die an Prüfkörpern mit  $a/W = 0,2$  und  $a/W = 0,45$  bei der Prüftemperatur von 296 K bestimmten dynamischen Bruchzähigkeitskennwerte unterscheiden sich für Pendelhammerfallwinkel  $\alpha > 100^\circ$  nicht mehr wesentlich voneinander. Die Überschneidung der Streubereiche in Bild 7 für Fallwinkel  $\alpha > 100^\circ$  läßt das deutlich werden. Aus diesem Grund ist der Verlauf der beiden Einzelkurven für  $\alpha > 100^\circ$  nur noch unterbrochen gezeichnet dargestellt, während die aus allen Meßwerten berechnete Ausgangskurve stark ausgezogen wurde. Damit wird deutlich, daß bei dem hier untersuchten Werkstoff PP 52512 die dynamische Bruchzähigkeit bei der Prüftemperatur von 296 K für Pendelhammerfallwinkel  $\alpha > 100^\circ$ , d. h. für Hammergeschwindigkeiten  $v > 2,25 \text{ ms}^{-1}$ , nahezu unabhängig vom  $a/W$ -Verhältnis und damit von der Prüfkörpergeometrie ist. Dieses Ergebnis wird auch durch eine Kontrolle der in Gleichung (1) formulierten Forderungen gestützt. Sie liefert mit der Streckgrenze von  $R_e = 34,6 \text{ MPa}$  die Aussage, daß bei der Prüfkörperdicke von 4 mm  $K_{Ia}$ -Werte  $\leq 1,3 \text{ MPa}$  geometrieunabhängige Bruchzähigkeitskennwerte  $K_{Ia}$  sind, die lediglich durch die Werkstoffstruktur, die Temperatur und die Beanspruchungsgeschwindigkeit beeinflusst werden und damit dem Konstrukteur als Grundlage für die bruchsicherheitsmäßige Dimensionierung dienen können.

### 3. Berücksichtigung des Bruchverhaltens bei der Werkstoffauswahl und Dimensionierung

Die gegenwärtige Vorgehensweise bei der Dimensionierung von Konstruktionen aus Polymerwerkstoffen ist, wie im linken Teil von Bild 8 wiedergegeben, dadurch gekennzeichnet, daß bei der Festlegung der beanspruchten Querschnitte und ihrer Geometrie zulässige Spannungen  $\sigma_{zul}$  oder zulässige Verformungen  $\epsilon_{zul}$  als Entscheidungskriterien dienen [23, 24, 25]. Dabei wird der in der Regel mehrachsige Spannungszustand der Konstruktion mit Hilfe einer Vergleichsspannungshypothese [23, 24, 26] mit einer zulässigen Spannung verglichen. Sie ergibt sich z. B. bei der Dimensionierung gegenüber der Streckgrenze  $R_e$  zu

$$\sigma_{zul} = \frac{R_e}{m} \quad (6)$$

( $m$  Sicherheitsbeiwert). Er enthält Unsicherheiten in den Werkstoffeigenschaften, z. B. Chargeneinflüsse, sowie Un-

zulänglichkeiten in den Berechnungsverfahren (Lastannahmen u. ä.). Eine etwa analoge Vorgehensweise ist auch bei der Dimensionierung gegenüber der Verformung üblich.

Unter Berücksichtigung der bei der Konstruktion vorausgesetzten Anforderungen an die technologische Realisierung und ihre Kontrolle bei der Fertigungsüberwachung wird dann die Ausführung der Konstruktion möglich.

Während diese im linken Teil von Bild 8 dargestellten Schritte immer besser beherrscht werden, ist die Berücksichtigung von Gesichtspunkten des Werkstoffversagens durch Sprödbrech bei der Dimensionierung von Polymerwerkstoffkonstruktionen bis jetzt wenig entwickelt.

So werden gegenwärtig lediglich die in der Kerbschlagzähigkeit enthaltenen Informationen bezüglich der Sprödbrechempfindlichkeit der Werkstoffe für die Werkstoffauswahl herangezogen. Sie gestatten jedoch nur eine qualitative Bewertung der Werkstoffe; denn die Übertragung der am Prüfkörper gewonnenen Ergebnisse auf Konstruktionen ist nicht möglich.

Da die Sprödbrechempfindlichkeit neben dem Spannungszustand auch durch die Temperatur und die Beanspruchungsgeschwindigkeit beeinflusst wird und der Sprödbrech im elastischen oder viskoelastischen Bereich erfolgt, sind Vorstellungen entwickelt worden, um die Eigenschaftsänderungen abzuschätzen, die bei den infolge von Schlag oder Stoß auftretenden hohen Dehnungsgeschwindigkeiten  $\dot{\epsilon}$  in den elastischen Kenngrößen  $B$  und  $G$  zu erwarten sind. Dies geschieht mit Hilfe des Zeit-Temperatur-Verschiebungsgesetzes [27], das eine Korrelation zwischen Beanspruchungszeit und -temperatur ermöglicht und es gestattet, die bei bestimmten Temperaturen oder Beanspruchungszeiten gewonnenen Meßwerte auf andere Zeiten und Temperaturen zu übertragen.

Diese Arbeitsweise ermöglicht dann, z. B. aus der Dehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}$  unter Berücksichtigung der durch die Geschwindigkeit bedingten Verschiebung der Elastizitätsmodul-Temperatur-Kurve, die Belastungsgeschwindigkeit  $\dot{\sigma}$  zu ermitteln und mit Belastungsgeschwindigkeiten zu vergleichen, wie sie bei Fallversuchen auftreten. Auf diese Weise ist es möglich, die für die Beurteilung der Sprödbrechneigung zur Verfügung stehenden Informationen besser auszuschöpfen.

Ein in Analogie zum Festigkeits- oder Verformungsnachweis durchführbarer Sprödbrechensicherheitsnachweis ist mit Hilfe der Konzepte der Bruchmechanik möglich. Für die funktions- oder fertigungsbedingten Kerben (Nuten, Querschnittsänderungen usw.) im Formteil ist aus der zu erwartenden Belastung ein Spannungsintensitätsfaktor zu berechnen [28, 29]; dazu dient für komplizierte geometrische Verhältnisse die Methode der finiten Elemente [30, 31]. Dieser Spannungsintensitätsfaktor muß kleiner sein als der zulässige Spannungsintensitätsfaktor  $K_{I,zul}$ . Letztgenannter berechnet sich aus dem in Abschnitt 2.2. dargestellten geometrieunabhängigen Werkstoffkennwert Bruchzähigkeit  $K_{Ia}$  zu

$$K_{Izul} = \frac{K_{Ia}}{n} \quad (7)$$

( $n$  Sicherheitsbeiwert, der Unsicherheiten in der Modellbildung und in den Werkstoffeigenschaften berücksichtigt).

Für die Bereitstellung des Probenmaterials danken wir dem VEB Präzisionswerk Ottendorf-Okrilla, insbesondere Herrn Dr. rer. nat. D. Kießling, recht herzlich.

## Literatur

- [1] Blumenauer, H.; Pusch, G.: Technische Bruchmechanik, Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1982
- [2] Wells, A. A.: Crack Propagation Symposium, Proc. Cranfield, Coll. Aeronautics 1 (1961) S. 210
- [3] Rice, J. R.: J. appl. Mechan. 35 (1968) S. 379
- [4] Witt, F. J.; Mager, T. R.: Nuclear Engng. Design 17 (1971) S. 91
- [5] Hoffmann, H.; Grellmann, W.; Hille, E.; Neue, R.: Plaste u. Kautschuk 29 (1982) S. 230
- [6] Johnson, F. A.; Radon, J. C.: J. Polymer Sci., Polymer Chem. Ed. 13 (1975) S. 495 bis 516
- [7] Radon, J. C.: Colloid Polymer Sci. 252 (1974) S. 117
- [8] Radon, J. C.: Materialprüfung 13 (1971) Nr. 8, S. 253 bis 259
- [9] Hoffmann, H.; Grellmann, W.; Hille, E.: Vortrag Technomer, Karl-Marx-Stadt, 1981
- [10] Johnson, F. A.; Glover, A. P.; Radon, J. C.: Proc. 1973 Symp. mechan. Behaviour Materials, Soc. Materials Sci.; Japan 1974, S. 141 bis 148
- [11] Kalthoff, J. F.; Winkler, S.; Beinert, J.; Böhme, W.: 12. Sitzung Arbeitskreis Bruchvorgänge im Dtsch. Verb. Materialprüfung, Freiburg, 1980
- [12] Casiraghi, T.: Polymer Engng. Sci. 18 (1978) Nr. 10, S. 833 bis 839
- [13] Hoffmann, H.; Grellmann, W.: Wiss. Z. Techn. Hochschule Leuna - Merseburg 24 (1982) Nr. 1, S. 50 bis 64
- [14] Failure in Polymers, Advances Polymer Sci., Bd. 27 Berlin/Heidelberg/New York, Springer-Verlag, 1978
- [15] Kausch, H. H.: Polymer Fracture, Berlin/Heidelberg/New York, Springer-Verlag, 1978
- [16] Kalthoff, J. F.; Winkler, S.; Beinert, J.: Int. J. fracture 13 (1977) S. 528
- [17] ASTM E 399-74 Standard Method of Test for Plane strain fracture toughness of metallic materials, Ann. book ASTM-Standards, 1974, S. 432 bis 451
- [18] Hoffmann, H.; Grellmann, W.; Nowak, G.: DD 015 094 0
- [19] Holzmann, M.; Man, J.: Dynamica Iomová houževantost Zvaranic, 1977, Nr. 5 bis 9, S. 1 bis 43
- [20] Neue, R.: Untersuchungen zum Bruchverhalten des nichtorientierten isotaktischen Polypropylens, Diss. Merseburg, TH „Carl Schorlemmer“ Leuna - Merseburg, 1980
- [21] Schwalbe, K.-H.: Anwendung der Bruchmechanik auf Querschnitte geringer Dicke, VDI Fortschr.-Ber. R. 18, Nr. 9, Düsseldorf, VDI-Verlag GmbH, 1980
- [22] Nezbedová, E.; Turčák, B.: Plaste u. Kautschuk 27 (1980) S. 773
- [23] Starke, J.: Konstruktiver Plasteinsatz, Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1981
- [24] Schreier, G.: Konstruieren mit Kunststoffen, München, Carl Hanser Verlag, 1972
- [25] Kaufhold, R.: Berechnung und Konstruktion von Bauteilen aus Thermoplasten, Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1970
- [26] Ehrenstein, G. W.: Polymerwerkstoffe, Struktur und mechanisches Verhalten, München/Wien, Carl Hanser Verlag, 1978
- [27] Menges, G.; Schlüter, H.; Jonas, R.: Ermittlung von Werkstoff- sowie Festigkeitskennzahlen für die Konstruktion und Dimensionierung von spritzgegossenen Kunststofforzugnissen, Forsch.-Ber. Landes Nordrhein-Westfalen, Nr. 2892, Köln/Opladen, Westdeutscher Verlag, 1979
- [28] Istinski, A. U.: Razruschenie, Bd. 2, Moskau, Mir, 1975
- [29] Tada, H.; Paris, P. C.; Irwin, G. R.: The Stress Analysis of Cracks Handbook, Helltown/Pennsylvania, Del. Res. Corp., 1973
- [30] Kuna, M.; Bilek, Z.; Knesl, Z.; Schmidt, V.: Problemy protschnosti 1980, Nr. 11, S. 28 bis 34
- [31] Kuna, M.; Wiltinger, J.; Altenbach, J.: Maschinenbautechnik 30 (1981) S. 1 bis 8, 75 bis 78