切欠をもつポリカーボネート板状および丸棒試験片の破損の条件*

百 武 秀**, 西 谷 弘 信***

Condition of Ductile and Brittle Fracture in Notched Polycarbonate Bars

by Hiizu HYAKUTAKE and Hironobu NISITANI

The fracture behavior of notched plates and grooved shafts of polycarbonate under tension has been investigated for a wide range of notch geometries and dimensions of specimens. Careful observations were made on the fracture process at the notch root during tests. Bluntly notched specimens failed in a fully ductile manner with large shear bands, and sharply notched specimens failed in a brittle manner after the formation of a small crack at the tip of the plastic zone. By varying the notch root radius and thickness of plates we have been able to distinguish clearly how both influence the brittle-ductile transition. The critical notch root radius at the brittle-ductile transition increases according to increased thickness of the plate. Experimental results were discussed in terms of a combination of the maximum elastic stress at the notch root and the notch root radius. It has been established that applying a fracture criterion derived here, we can make an accurate estimate of the strength of notched polycarbonate specimens of any shape and size.

Key Words: Strength, Polycarbonate, Notched Bar, Static Tension, Brittle Fracture, Ductile Fracture, Brittle-Ductile Fracture Transition, Fracture Criterion, Linear Notch Mechanics

1. 緒 言

一般に延性が高い硬質プラスチックも、切欠をつければ衝撃荷重はもとより静荷重によってもぜい性的に破壊することがある。

切欠をもつ高分子材料の破壊については、これまでも多くの研究が報告されているが、そこで行われた試験の大部分は通常の衝撃試験であり、切欠半径は小さく 0.1~0.5 mm の範囲である。なお、これらの研究では試験材としてポリカーボネート (PC) が広く使用されている。これらの衝撃試験の結果から、破壊の形態は延性形とぜい性形に分類され⁽¹⁾⁽²⁾、そのどちらになるかを定める因子として切欠半径⁽¹⁾⁽³⁾、板厚⁽⁴⁾⁽⁵⁾、試験温度⁽⁶⁾、分子量⁽²⁾および熱処理条件⁽²⁾⁽⁴⁾などがあげられている。

高分子材料切欠材の静荷重試験も種々の観点からなされている。例えば、Takano ら⁽⁷⁾および Prabhakaran ら⁽⁸⁾は切欠感度を調べている。成沢ら^{(9)~(11)}は、プラスチック切欠材が引張試験でぜい性的に破壊することを示し、その理由として切欠底の塑性拘束によること

を詳細な観察結果に基づいて述べている。北川⁽¹²⁾⁽¹³⁾は、曲げ試験における切欠底付近の応力分布をすべり線場の理論から求め、これより破壊基準を提示した。海江田ら⁽¹⁴⁾は PC 切欠材の引張強さに及ぼす静水圧の影響を検討した。

高分子材料の破壊じん性も調べられている。そこでは非常に鋭い(き裂状の)切欠をもつ板状試験片の破壊が取り上げられ⁽¹⁵⁾、切欠の先端に生ずる降伏域の形態⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾および破壊の形態に及ぼす板厚^{(18)~(22)}やひずみ速度⁽¹⁹⁾の影響などが検討されている。

以上に述べた高分子材料切欠材の破壊に関する研究の大部分は、いずれも限定された切欠の形状および試験条件のもとでの破壊を問題としており、一般的な切欠形状に対する破壊基準の確立にはまだ至っていない。

著者らは、従来から試験材に PC を用いて切欠平板の引張試験を行い、破壊の形態および破壊を支配する力学的因子について検討してきた⁽²³⁾⁽²⁴⁾。本報は、切欠平板のほか環状切欠をつけた丸棒も用い、切欠の幾何学的形状、板厚および直径をさらに系統的に広い範囲にわたって変え、これら PC 切欠材の静的引張りにおける破壊挙動についてこれまでの研究結果と合せて総括的に検討したものである。これより PC 切欠材に

* 昭和 61 年 3 月 15 日 東海支部第 35 期総会講演会において講演、原稿受付 昭和 60 年 7 月 1 日。

** 正員、福岡大学工学部 (〒814 福岡市城南区毛 8-10-1)。

*** 正員、九州大学工学部 (〒812 福岡市東区箱崎 6-10-1)。

関しては、一般的な形状・寸法をもつ試験片の破壊の形態および限界荷重を予測することができる。

2. 材料, 試験片および試験方法

試験材は市販されている PC (パンライト) の板と丸棒である。板材は寸法が $1\text{ m} \times 2\text{ m}$ で、厚さ 1, 2, 5 および 10 mm の 4 種類、丸棒 (押出成形材) は長さ 1 m で、直径 20 mm および 30 mm の 2 種類である。厚さ 1, 2 および 5 mm の板材を用いた実験についてはすでに前報⁽²³⁾⁽²⁴⁾で報告しており、本報ではその結果を引用する。

表 1 に、使用した PC 平滑材の引張試験の結果を示す。ここで σ_s は降伏点の応力、 ϵ_s は同じくひずみである。 E はひずみが小さい範囲における縦弾性係数である。表に示すように、板厚または直径が異なる 6 種の使用材で、引張特性値は互いにほぼ等しい。なお、この表の値は熱処理 (130°C で 5 時間保持) 材の場合である。

表 1 使用した PC の引張特性値

Shape and size mm		σ_s MPa	ϵ_s %	E GPa
Plate	$t = 1$	67.2	5.46	2.04
	$t = 2$	68.9	5.62	2.25
	$t = 5$	69.5	5.29	2.25
	$t = 10$	70.5	5.68	2.22
Bar	$D = \phi 20$	67.1	5.84	2.12
	$D = \phi 30$	69.8	5.35	2.09

図 1 に切欠試験片の形状と寸法を示す。板状試験片では、板厚 t がどの場合も、試験片の幅を一定 (20 mm) にそろえ、切欠半径と切欠深さを広い範囲にわたって変えた。すなわち、切欠半径 ρ は 0.08, 0.15, 0.2, 0.3, 0.5, 0.75, 1, 2, 5, 10 および 20 mm の 11 とおり、切欠深さ a は 1, 2, 3, 4 および 5 mm の 5 とおりとした。切欠の形状は大部分が U 字形である。その工作法については前報⁽²³⁾で述べた。

図 1 試験片の形状と寸法

(a) PC 切欠平板 (板厚 $t = 2\text{ mm}$)

(b) 環状切欠をもつ丸棒 (直径 $D = 10\text{ mm}$)

【鋭い切欠の場合はぜい性形の、鈍い切欠の場合は延性形の破壊が起こる。しかし切欠半径 $\rho = 0.5\text{ mm}$ の場合、板 ($t = 2\text{ mm}$) では延性形の破壊であり、丸棒 ($D = 10\text{ mm}$) ではぜい性形の破壊である。】

図 2 PC 切欠試験片の引張荷重-伸び線図

丸棒の場合、試験部分の直径 D を 10 mm と 20 mm の 2 種とし、これに V 形 (45°) の環状切欠をつけた。切欠半径 ρ は、0.1, 0.3, 0.5, 0.7, 1, 2, 3, 5, 6, 10 および 20 mm の 11 とおり、切欠深さ a として、 $2a/D$ が 0.1 から 0.1 刻みで 0.5 までの 5 とおりとした。

試験片はすべて、前述した平滑材の引張試験片と同じ条件の熱処理をした。試験条件も引張試験の場合と同じである。すなわち試験機にはオートグラフ IS-5000 を用い、クロスヘッド速度 0.5 mm/min とした。試験温度は $22 \pm 0.5^\circ\text{C}$ である。

3. 実験結果および考察

3.1 破壊の二つの形態—ぜい性形破壊と延性形破壊
図 2 に、切欠平板および環状切欠をもつ丸棒の引張りにおける荷重-伸び線図を示す。切欠平板の場合 [図 2 (a)⁽²⁴⁾]、切欠半径 $\rho = 0.2$ mm の試験片では荷重は直線的に増加し、B 点でぜい性的に破断する。これに対して、 $\rho = 0.5$ mm の試験片では最大荷重点 A を超えた後に破断する。このとき切欠底の最小断面全体は破断に先立って降伏する。このように切欠平板の破壊の形態は切欠の鋭さ、すなわち ρ の大きさによってぜい性形 ($\rho = 0.2$ mm の場合) と延性形 ($\rho = 0.5$ mm の場合) とに分かれる。

環状切欠をもつ丸棒の場合 [図 2 (b)] も、破壊の形態は切欠半径 ρ によってぜい性形 ($\rho = 0.5$ mm の場

合) または延性形 ($\rho = 5$ mm の場合) に分かれる。

図 2 から、破壊の形態がぜい性になるか延性形になるかを決定する因子の一つが切欠半径 ρ であることは明らかである。図 2 はもう一つの因子として板厚も重要であることを示唆している。すなわち $\rho = 0.5$ mm の板状試験片では延性形の破壊であるが、 ρ が同じ値の丸棒試験片ではぜい性形で破断している。

環状切欠をもつ丸棒および板厚一定の切欠平板の破壊の形態は切欠半径 ρ のみで決まることを図 3 に示す。この図は、厚さ 10 mm の板 [図 3 (a)] および直径 20 mm の丸棒 [図 3 (b)] で、切欠深さ a を一定 (3 mm) にして、 ρ を 0.5~10 mm に変えた場合である。板および丸棒のいずれも、 ρ を大きくしてゆけば、 ρ のある値を境にして破壊の形態はぜい性形から延性形へ移行している。

切欠深さ a と破壊の形態との関係を図 4 に示す。この図は、環状切欠をもつ丸棒 (直径 $D = 10$ mm) において、 ρ を一定 (0.1 mm) にして切欠深さ a を 0.5~2.5 mm に変えた場合であるが、すべてぜい性形で破壊している。このように、切欠深さは破壊の形態を決める因子ではない。同じことが板状試験片でも成り立つ⁽²⁴⁾⁽²⁵⁾。

板厚 1, 2, 5 および 10 mm の板状試験片および直径 10 mm と 20 mm の丸棒試験片のそれぞれについて、切欠半径 ρ と切欠深さ a を系統的に広い範囲にわたって変え、これらの引張試験の結果から破壊の形

[切欠深さ a を一定 (3 mm) にして切欠半径 ρ を変えた場合で、 ρ の増加とともに破壊の形態はぜい性形から延性形へ移行している。]

図3 PC 切欠試験片の破壊の形態

態がぜい性形から延性形に移行する遷移点における切欠半径 ρ_c を求めた。表 2 にその結果を示す。板状および丸棒とも $\rho < \rho_c$ の試験片ではぜい性形の、 $\rho > \rho_c$ の試験片では延性形の破壊が、切欠深さとは無関係に起こる。板状試験片の場合、 ρ_c の値は板厚とともに増加し、最終的に飽和する傾向がある。板厚 10 mm における ρ_c の値は丸棒のそれと等しい。

Brown⁽²²⁾ は、破壊形態のぜい性-延性遷移点における切欠半径 ρ_c は板厚に比例すると考えた。その考えはすでに報告されているいくつかの実験結果⁽¹⁾⁽²⁾⁽⁴⁾⁽¹⁰⁾ とほぼ一致するが、そこで引用されている実験は、板厚 5 mm 以下で切欠半径 ρ は 0.5 mm 以下の範囲である。図 3 に示したように丸棒にも ρ_c が存在するから、Brown の式は板厚の広い範囲にわたっては適用できない。

表 2 に示した ρ_c の値は、 ρ を系統的に広い範囲にわたって変えた試験片の破壊形態から判定して求めたものである。図 5 に ρ_c の求め方の一例を示す。この図は、破損時における最小断面の公称応力 σ_n と切欠半径 ρ との関係、切欠深さ a が一定 (3 mm) の場合について求めたものである。ここで破損時として、ぜい性形では破断点 (図 2 の B 点)、延性形では最大荷重点 (図 2 の A 点) とした。

切欠平板では、図 5 (a) に示すように、延性形で破

断した試験片の破損時における σ_n の値は、すべて平滑材の降伏応力 σ_s (表 1) の値にほぼ等しい。一方、ぜい性形で破断した試験片の破損時における σ_n の値は切欠半径 ρ の減少とともに減少する。ぜい性形の破壊における $\sigma_n \sim 1/\rho$ 線と延性形の破損における $\sigma_n = \sigma_s$ 線の境目として ρ_c が決定される。

環状切欠をつけた丸棒試験片では、図 5 (b) に示すように、延性形で破断した試験片の破損時における σ_n の値は ρ の減少とともに増加する。一方、ぜい性形で破壊した試験片の破損時における σ_n の値は ρ の減少とともに減少する。延性形およびぜい性形の破壊を表すこれら 2 本の線の交点における ρ の値が ρ_c である。

切欠平板および環状切欠きをもつ丸棒のいずれの場合も、ぜい性形の破壊における σ_n の値は ρ とともに減少し、板および丸棒ともに $\rho \cong 0.1$ mm 以下ではほぼ一定の値に収束している。

Takano ら⁽⁷⁾ は、板厚 3 mm の PC 切欠平板について切欠感度 k を測定し、切欠半径 ρ が 0.25~1.52 mm の範囲で $k=0.9 \sim 1.1$ の値を得た。Prabhakaran ら⁽⁸⁾ も、同様の測定を厚さ 3.2 mm の PC 平板について行い、 $\rho=1.65 \sim 9.40$ mm の範囲で $k=1.0 \sim 1.1$ の値となることを示した。ここで k は平滑材の降伏応力 σ_s と切欠材の破損時における最小断面の公称応力 σ_n の比である。

表 2 から推定すれば、PC 板の厚さ 3 mm における ρ_c の値は 0.5 mm 程度である。したがって切欠半径 $\rho > 0.5$ mm の試験片はすべて延性形の破損であるから切欠感度 $k=1$ となり、Takano らおよび Prabhakaran らの測定結果は妥当なものである。

成沢ら⁽⁹⁾ は環状切欠をもつ PC 丸棒の引張試験を行い、図 5 (b) と類似の線図を求めているが、破壊形態の延性-ぜい性の遷移については触れていない。その図から ρ_c を求めれば約 2 mm となり表 2 の値にほぼ近い。

3・2 ぜい性形の破壊 板状試験片におけるぜい

表 2 破壊形態のぜい性-延性遷移点における切欠半径 ρ_c の値

Shape and size mm		ρ_c mm
Plate	$t = 1$	0.08
	$t = 2$	0.3
	$t = 5$	1.5
	$t = 10$	3
Bar	$D = \phi 10$	3
	$D = \phi 20$	3

〔切欠半径 ρ を一定 (0.1 mm) にして切欠深さ a を変えた場合で、破壊の形態は切欠深さと無関係にすべてぜい性形である。〕

図 4 環状切欠をもつ PC 丸棒の破壊の形態 (直径 $D=10$ mm, 切欠半径 $\rho=0.1$ mm)

性形破壊の過程は、すでに報告したように⁽²³⁾⁽²⁴⁾次のとおりである。まず最初に切欠底に小規模の降伏域が生じ、その寸法が切欠半径とほぼ同じ程度に達したとき降伏域の先端に微小なき裂が発生し、それが成長、伝播して破断に至る。降伏域先端部に現れる微小なき裂は、板の内部に生じ、それが破壊核となることを図6に示す。

上述のように、高分子材料の切欠試験片では破壊に先行して切欠底付近に切欠半径と同程度の降伏域が生ずることを特徴とする。高分子材料における切欠底付近の降伏域についてはすでにいくつかの報告がある。Brinson⁽¹⁶⁾および Theocaris⁽¹⁷⁾によれば、き裂状切欠の場合の降伏域の寸法は Dugdale モデルとよく一致する。Mills⁽⁴⁾は切欠底の降伏域にすべり線場の理論

を適用した。この理論を応用して成沢ら⁽¹¹⁾はクレーズ発生条件を、北川⁽¹²⁾⁽¹³⁾はき裂発生条件を検討している。高分子材料の応力-ひずみ関係および降伏挙動は多くの因子によって影響を受ける。したがって切欠底に生ずる降伏域についての弾塑性解を得るためには種々の仮定を必要とする。この方法により切欠半径の広い範囲にわたって適用できる破壊条件を求めることは困難と思われる。

著者の一人は、切欠底の力学的状態の厳しきは切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max}$ と切欠半径 ρ によって一意的に決まるとした⁽²⁵⁾ (ここで $\sigma_{\max}$ は弾性計算値で、切欠底最小断面の公称応力 σ_n と応力集中係数 K_t の積として与えられる)。この「線形切欠力学」の正当性は次の二つの事実からも理解できる。

(1) ρ と $\sigma_{\max}$ が同じであれば切欠底付近の弾性

(a) 切欠平板 (板厚 $t=10$ mm)

(b) 環状切欠をもつ丸棒 (直径 $D=20$ mm)

[平板、丸棒ともに切欠半径 $\rho=0.1$ mm]
以下で σ_n の値はほぼ一定値となる。

図5 破損時における最小断面の平均応力 σ_n と切欠半径 ρ との関係

(a)

(b) 切欠底に生じた降伏域と微小なき裂

(c) B 視

(d) A 視

(e) 破面 (矢印はき裂の起点を示す)

($t=2$ mm, $\rho=0.2$ mm, $a=3$ mm)

図6 PC 切欠平板におけるぜい性形破壊

応力分布は切欠深さ a と無関係に互いにほぼ等しい (図 7)。

(2) ρ と $\sigma_{\max}$ が同じであれば切欠底に生じる降伏域の寸法 R は切欠深さ a と無関係に互いにほぼ等しい (図 8)。

上述の考えに基づき切欠材の小規模降伏のもとでのぜい性形破壊の限界条件を表せば次のようになる⁽²⁵⁾。

$$\sigma_{\max} = \sigma_{\max c}(\rho) \dots \dots \dots (1)$$

この式の右辺 $\sigma_{\max c}(\rho)$ は材料によって決まる量で、それは切欠半径 ρ の関数である。

式(1)によれば、ぜい性形の破壊時における切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max}$ は切欠半径 ρ のみで決まり、切欠深さ a および板厚 t とは無関係である。このことは

〔切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max}$ と切欠半径 ρ が与えられたとき、
切欠底付近の応力分布は切欠深さ a と無関係である。〕

図 7 両側に U 形切欠をもつ帯板の引張りにおける切欠底付近の相対弾性応力分布 (FEM による解)

〔 $\sigma_{\max}$ と切欠半径 ρ が与えられたとき、切欠底に生じる降伏域の寸法 R は切欠深さ a と無関係に一定の値をとる。〕

図 8 切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max}$ と降伏域の寸法 R との関係 (FEM による解)

図 9 の実験事実とよく一致する。この図は、厚さ 2 mm の切欠平板のぜい性形破壊の場合について、切欠半径 ρ ごとに $\sigma_{\max}$ と切欠深さ a の関係を求めたもので、 ρ が等しい試験片の $\sigma_{\max}$ は a と無関係に一定の値をとる⁽²³⁾。

図 10 に、ぜい性形で破壊した試験片の破断点 (図 2 B 点) における切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max}(=K_t \cdot \sigma_n)$ と切欠半径 ρ との関係を示す。図には、板厚 $t=1$ mm から 10 mm までの板状試験片および直径 10 mm と 20 mm の丸棒試験片のそれぞれについて、各 ρ ごとに切欠深さを 1 mm から 5 mm まで変えたすべての試験片のデータをプロットしている。図に示すように、 $\sigma_{\max}$ は ρ と一対一に対応し、板厚および切欠深さとは無関係である。図中の縦線はぜい性形の破壊が起こる限界の ρ を示す。この限界値 ρ_c が板厚 t によって

〔破断時の $\sigma_{\max}$ の値は切欠半径 ρ のみで決まり、切欠深さ a とは無関係である。〕

図 9 PC 切欠平板のぜい性形破壊における切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max}$ と切欠深さ a との関係⁽²³⁾

〔 $\sigma_{\max}$ は ρ と 1 対 1 に対応し、板厚 t 、直径 D および切欠深さ a とは無関係である。〕

図 10 PC 切欠材のぜい性形破壊における切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max}$ (破断時) と切欠半径 ρ との関係

異なることは前述したとおりである。なお、応力集中係数 K_t の値はノイバーの三角則より求めた。

図 10 に示した実験事実から、切欠半径 ρ の広い範囲にわたって式 (1) が成り立つことは明らかである。関数 $\sigma_{\max}(\rho)$ は前述したように材料によって決まり、PC の場合は図 10 の曲線で与えられる。

海江田ら⁽¹⁴⁾は PC 切欠平板 (板厚 3.2 mm) の引張試験を切欠半径の広い範囲にわたって行った。その実験結果から $\sigma_{\max}(=K_t \cdot \sigma_n)$ と ρ との関係を求めれば、図 10 と類似の線図が得られる。すなわち $\sigma_{\max}$ は ρ と一対一に対応している。

3・3 延性形の破壊 板状試験片における延性形の破壊の場合も、ぜい性形の破壊の場合と同様に、まず最初に切欠底に切欠半径と同程度の降伏域が生じ (このときを降伏開始時と呼ぶ)、その後で平面応力形のすべりによって最小断面全体が降伏する⁽²³⁾⁽²⁴⁾。

ぜい性形の破壊に対する式 (1) の類推から、延性形の破壊の場合、降伏開始時における切欠底の力学的状態の厳しさは切欠底の最大応力 $\sigma_{\max}$ と切欠底における降伏の拘束条件によって一意的に決まると考えられる。拘束条件の因子として板厚 t と切欠半径 ρ の比をとれば、 $\sigma_{\max}$ と t/ρ は一対一に対応し、板厚 t および切欠深さ a とは無関係である。

図 11 の実験事実は上述の考えが妥当なことを示す。この図は延性形で破壊した切欠平板の降伏開始時における $\sigma_{\max}(=K_t \cdot \sigma_n)$ と t/ρ の関係を示す。図には厚さ 1, 2 および 5 mm の板状試験片のそれぞれについて、各 ρ ごとに切欠深さを 1 mm から 5 mm まで変えたすべての試験片のデータをプロットしている⁽²⁴⁾。

最後に、切欠底全断面が降伏したとき、すなわち最大荷重時 (図 2 A 点) における最小断面の公称応力 σ_n

について検討する。

切欠平板の場合は、前述したように平面応力形のすべりによって切欠底の全断面が降伏する。したがってこのときの σ_n の値は平滑材の降伏応力 σ_s に等しく、切欠半径 ρ 、切欠深さ a および板厚 t と無関係である。

環状切欠をつけた丸棒の場合は、切欠底における降伏の拘束条件が板状試験片の場合と異なるから、最大荷重時、すなわち切欠底全断面が降伏するときの公称応力 σ_n の値は切欠半径、切欠深さおよび直径などの影響を受ける。しかし幾何学的形状を表すパラメータが等しい試験片では最大荷重時における σ_n の値は互いに等しいと考えられる。図 12 は、このパラメータとして最小断面の径 ($=D-2a$) と切欠半径 ρ との比をとり、切欠深さ a と丸棒直径 D の比を一定にそろえた試験片について、 σ_n とパラメータ $(D-2a)/\rho$ の関係を求めたものである。 σ_n と $(D-2a)/\rho$ は直径 D と無関係に一対一に対応しており、上述の考えが妥当なことを示している。

4. 結 言

PC 切欠平板および環状切欠をつけた丸棒の引張試験を、切欠半径、切欠深さ、板厚および直径を系統的に広い範囲に変えて行い、これらが降伏および破壊に及ぼす影響を総括的に検討し、次の結論を得た。

(1) 板状および丸棒ともに、破壊の形態には延性形とぜい性形の二つがある。そのどちらになるかを決める支配的因子は切欠半径 ρ であり、 $\rho > \rho_c$ で延性形、 $\rho < \rho_c$ でぜい性形の破壊となる。ここで ρ_c は延性形とぜい性形破壊の境目における切欠半径である。板の場合、 ρ_c は板厚の増加とともに増加し、最終的には

[$\sigma_{\max}$ は t/ρ と 1 対 1 に対応し、板厚 t および切欠深さ a とは無関係である。]

図 11 PC 切欠平板の延性形破壊における切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max}$ (降伏開始時) と板厚 t /切欠半径 ρ との関係⁽²⁴⁾

[切欠底付近の幾何学的形状が相似の試験片では降伏時の σ_n の値は互いに等しい。]

図 12 環状切欠をもつ PC 丸棒の延性形破壊における最小断面の平均応力 σ_n (最大荷重時) と切欠底直径 $(D-2a)$ /切欠半径 ρ との関係

飽和して丸棒の ρ_c の値にほぼ一致する。

(2) ぜい性形の破壊では、破断時における切欠底の最大弾性応力は切欠半径によって一意的に決まる。両者の関係は材料に固有なものであり、切欠深さ、板厚および直径と無関係である。

(3) 延性形で破損する試験片については、切欠底付近の幾何学的形状の相似性を表すパラメータをとれば、それと限界応力との間に一対一の対応関係がある。

(4) 上述した(2)および(3)の結果は切欠材の破壊の限界条件を与えるものである。これによって PC 切欠材の引張りに関しては、板状および丸棒をとわずどのような形状・寸法の場合でも破壊または降伏の限界荷重を予測することができる。

文 献

- (1) Fraser, R. A. W. and Ward, I. M., *J. Mater. Sci.*, **12**-3 (1977), 459.
- (2) Pitman, G. L., ほか 2 名, *J. Mater. Sci.*, **13**-10 (1978), 2092.
- (3) Allen, G., ほか 2 名, *J. Mater. Sci.*, **8**-10 (1973), 1449.
- (4) Mills, N. J., *J. Mater. Sci.*, **11**-2 (1976), 363.
- (5) Yee, A. F., *J. Mater. Sci.*, **12**-4 (1977), 757.
- (6) Plati, E. and Williams, J. G., *Polym.*, **16**-12 (1975), 915.
- (7) Takano, M. and Nielsen, L., *J. Appl. Polym. Sci.*, **20**-8 (1976), 2193.
- (8) Prabhakaran, R., ほか 2 名, *J. Appl. Polym. Sci.*, **22**-10 (1978), 3011.
- (9) 成沢・ほか 3 名, 材料, **28**-311 (昭 54), 759.
- (10) Narisawa, I., ほか 2 名, *J. Mater. Sci.*, **15**-8 (1980), 2059.
- (11) Ishikawa, M., ほか 2 名, *J. Polym. Sci.*, **15**-10 (1977), 1791.
- (12) 北川, 機論, **50**-456, A (昭 59), 1539.
- (13) Kitagawa, M., *J. Mater. Sci.*, **17**-9 (1982), 2514.
- (14) Kaieda, Y. and Pae, K. D., *J. Mater. Sci.*, **17**-2 (1982), 369.
- (15) Plati, E. and Williams, J. G., *Polym. Eng. Sci.*, **15**-6 (1975), 470.
- (16) Brinson, H. F., *Exp. Mech.*, **10**-2 (1970), 72.
- (17) Theocaris, P. S. and Gdoutos, E. E., *Exp. Mech.*, **15**-5 (1975), 169.
- (18) Parvin, M. and Williams, J. G., *J. Mater. Sci.*, **10**-11 (1975), 1883.
- (19) Parvin, M. and Williams, J. G., *Int. J. Fract.*, **11**-6 (1975), 963.
- (20) Fraser, R. A. W. and Ward, I. M., *Polym.*, **19**-2 (1978), 220.
- (21) Pitman, G. L. and Ward, I. M., *Polym.*, **20**-7 (1979), 895.
- (22) Brown, H. R., *J. Mater. Sci.*, **17**-2 (1982), 469.
- (23) 西谷・百武, 機論, **49**-445, A (昭 58), 1071.
- (24) 百武・西谷, 機論, **50**-453, A (昭 59), 888.
- (25) 西谷, 機論, **49**-447, A (昭 58), 1353.

討 論

〔質問〕 北川 正義〔金沢大学工学部〕

工学的な整理法として、図 9, 10 は興味深いと考える。 ρ_c の板厚依存性は全面降伏や、平面ひずみ→平面応力状態への移行とかかわると考えられる。また降伏応力の高くなる低温および高引張速度域では、 ρ_c は大きくなり、 ρ_c は温度、引張速度の関数となることが

予測される。 ρ_c の推定方法があったらご教示願いたい。

〔回答〕 ρ_c の板厚、温度および引張速度依存性に関しては、著者らもご指摘のとおりだと考えている。 ρ_c の板厚依存性の推定方法についてはまだ明らかにしていない。