

高速引張試験の弾塑性解析に基づく ポリカーボネートの衝撃特性における時間-温度換算則の適用*

野田 尚昭¹⁾ 田中 賢²⁾ 鄭 宏彬³⁾ 安藤 誠人⁴⁾ 佐野 義一⁵⁾ 高瀬 康⁶⁾ 赤木 大地⁷⁾

Application of the Time-Temperature Superposition Principle to the Impact Property for Notched Polycarbonate Specimens Based on the Elastic-Plastic Analysis for High Speed Tensile Test

Nao-Aki Noda Ken Tanaka Tei Kohin Makoto Ando Yoshikazu Sano Yasushi Takase Daichi Akagi

Recently, high speed tensile test is being recognized as a standard testing method to confirm the strength under dynamic loads for engineering plastics. In our previous study, elastic strain rate concentrations are discussed by FEM. In this study, elastic-plastic FEM analysis is performed to confirm the real strain rate appearing at the notch root. Then, the master curve for the final fracture elongation for polycarbonate is constructed. It is found that the fracture behavior can be predicted for the wide range of impact speed under various temperatures from the master curve based on elastic-plastic analysis.

KEY WORDS: Materials, Polymer materials, Polycarbonate, High-speed tensile test, Impact property, Ductile fracture, Time-temperature superposition principle (D3)

1. 緒言

自動車用高分子材料はバンパーやインパネへの使用にとどまらず軽量化技術の一つとしても使用の拡大が期待されている。その強度は温度と速度によって変化し、材料によっては特定の条件下でぜい性破壊へと遷移する^{(1)~(3)}。この性質の変化により衝撃強度が著しく低下し、思わぬ破壊に繋がることもあるため、実用上の課題となっている。特に応力集中がある場合には平滑材では延性を示す温度でも切欠き底でぜい性破壊を起こす場合があり、その原因が切欠き底で部分的に高いひずみ速度が生じるためと考えられる。これまでの材料の衝撃強度試験法としては振り子式試験(アイゾットシャルピー衝撃試験)が一般的であるが、実際の製品の衝撃試験結果と必ずしも相関が良くないことは、製品・材料開発者がしばしば経験するところである。そこで、最近では現象解明のため、高速引張試験機を用いて、切欠き試験片に様々な引張速度を负荷した際のぜい化温度変化の測定が行われている(図1)。

高分子材料の衝撃強度を高速引張試験を用いて正確に評価するには切欠き底のひずみ速度が重要な要素となる。一般に動的応力に関する研究は多くなされている^{(4)~(11)}が、ひずみ速度に関する研究は少ない。そこで、著者らは先に、実験的に

測定不可能な高速引張試験の切欠き底の動的応力やひずみ速度を求め、境界条件や引張速度との関係を調べた⁽¹²⁾。その際、材料を弾性体として取り扱い、衝撃試験の各温度による破断ひずみと切欠き底ひずみ速度の関係に、時間-温度換算則が成立する事を明らかにした^{(13), (14)}。しかし、実際の高分子材料は各引張速度に依存する非線形の応力-ひずみ関係を有するので、先の弾性解析を適応する事の妥当性を検討する必要がある。そこで、本研究では各引張速度に依存する非線形の応力-ひずみ関係を用いて、実際の材料の切欠き底に生じる動的応力とひずみ速度を調べ、先の弾性解析の結果と比較して考察する。

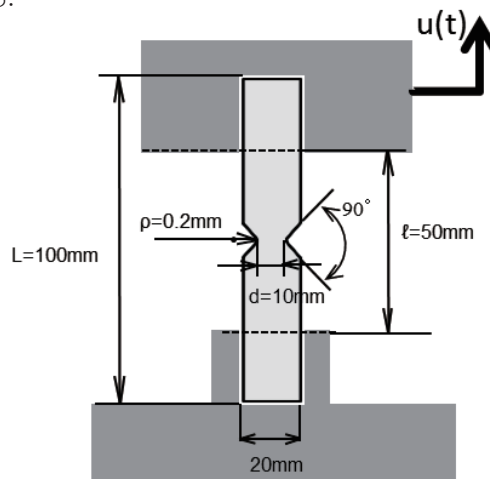


Fig. 1 High speed tensile test

* 2016年10月13日受理. 2015年5月22日自動車技術会春季学術講演会において発表.

1)・5)九州工業大学大学院工学研究院機械知能工学研究系 (804-8550 福岡県北九州市戸畑区仙水町 1-1)

2)・3)・7)九州工業大学大学院 (同上)

4)出光興産 (299-0193 千葉県市原市姉崎海岸 1-1)

6)九州工業大学戸畑・若松キャンパス技術部

2. 弾性解析に基づく切欠き試験片の破断ひずみ変化への 時間-温度換算則の適用

ポリカーボネートの高速引張試験時の挙動は、温度と試験

速度の双方に依存性を示しており、時間-温度換算則の適用可能性が示唆される。時間-温度換算則とは、時間と温度スケールには等価性があり、短時間の現象は低温の現象、長時間の現象は高温の現象にそれぞれ対応するという線形粘弾性理論に基づいた考え方であり⁽¹⁵⁾、クリープ特性の予測法として広く用いられ⁽¹⁶⁾、曲げ弾性率⁽¹⁷⁾などへも適用が広がっている。時間-温度換算則は線形性の保たれる領域での適用に限られてきたが、近年では大変形かつ非線形性の強いポリエチレンの引張破壊特性に対し、切欠き付試験片を用いてネッキング領域を最小限に抑えることで時間-温度換算則の適用が可能であることが報告されている⁽¹⁸⁾。著者らも先の研究で、弾性解析に基づいて、破断ひずみに対して時間-温度換算則の適用を試みた。

切欠き試験片では応力集中と同時に、ひずみ速度集中の発生も予測されるが、切欠き底のひずみを正確に計測するのは困難である。このため、先行研究では動的数値解析により最小断面部の弾性ひずみ速度分布を求めた⁽¹²⁾。この解析より得られたひずみ速度集中係数を用い、高速引張試験各温度における破断ひずみ（破断時の変位量/ゲージ長さ=50mm）と切欠き底ひずみ速度（変位量/ゲージ長さ=50mm）の時間変化量×ひずみ速度集中係数の関係をまとめた結果を図2に示す。図2より、低温になるほど破断ひずみ低下を生じるひずみ速度が低速化していることが分かる（図2中の矢印）。これらの図を基に、296Kを基準温度として時間-温度換算則を適用することにより、1本の滑らかな曲線となるように各温度のプロットを対数軸に沿って平行移動させ、マスターカーブを作成したものを図3に示す。ここで、シフトファクター a_T は、マスターカーブを作成する際の時間-温度移動因子であり、ここでは $\ln a_T = -C_1(T-T_0)/C_2 + (T-T_0)$ ($C_1=0.76, C_2=65.98$)で表現される⁽¹⁸⁾。滑らかな曲線が得られており、弾性解析に基づいて時間-温度換算則が成立することが明らかとなった^{(13), (14)}。

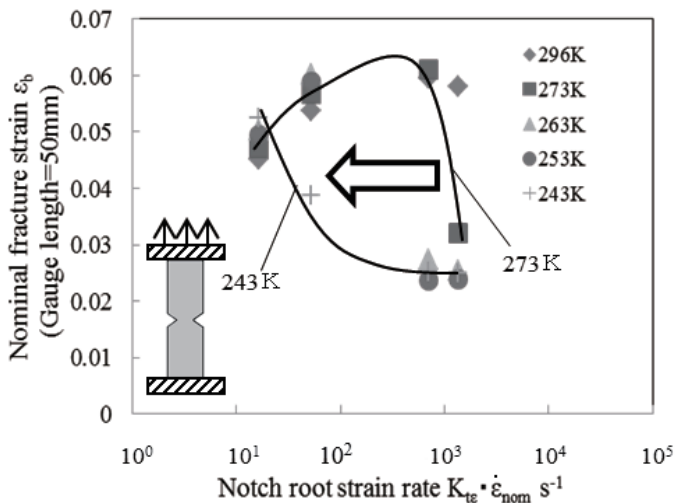


Fig.2 Relationship between nominal fracture strain and elastic notch root strain rate at various temperatures of polycarbonate by high-speed tensile test

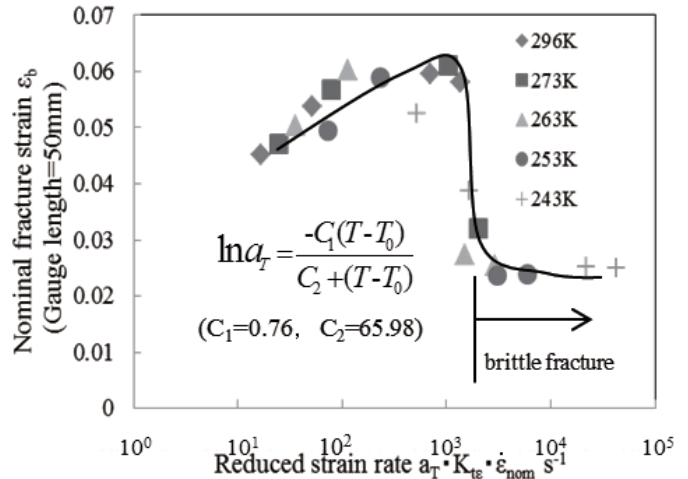


Fig.3 Master curves of the nominal fractured strain ϵ_b of polycarbonate expressed in terms of reduced strain rate based on elastic analysis

3. 弾塑性解析により得られた動的応力について

3.1 解析モデルについて

図4に解析に用いた切欠き半径 $\rho=0.2mm$ のFEMモデルを示す。対称性より図1のハーフモデルを考えている。図示するように実際の高速引張試験は試験片端部を剛体チャックで固定し、もう一方の端部の剛体チャックを一定速度で変位させるものである。切欠き底の最小メッシュサイズ e は2種類の切欠き半径 $\rho=0.2mm, 0.03mm$ で $e=\rho/243$ である。切欠き半径 $\rho=0.2mm$ は一般にアイゾット・シャルピー試験で用いられる切欠き半径であり、 $\rho=0.03mm$ は製品のフィレット部での切欠き半径を想定している。図4のメッシュを用いた結果は、弾性体の静的応力集中を誤差1%以下で評価できることを確認している⁽¹²⁾。本解析では材料として、高分子材料中で最も高い衝撃特性をもつポリカーボネートを考えており、そのヤング率は $E=2.3GPa$ 、ポアソン比は $\nu=0.37$ である。

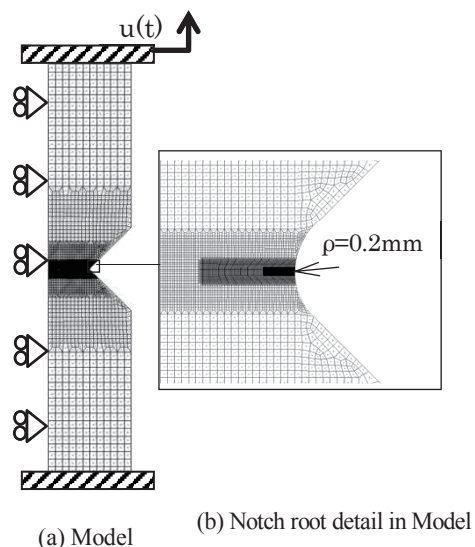


Fig.4 FEM mesh model

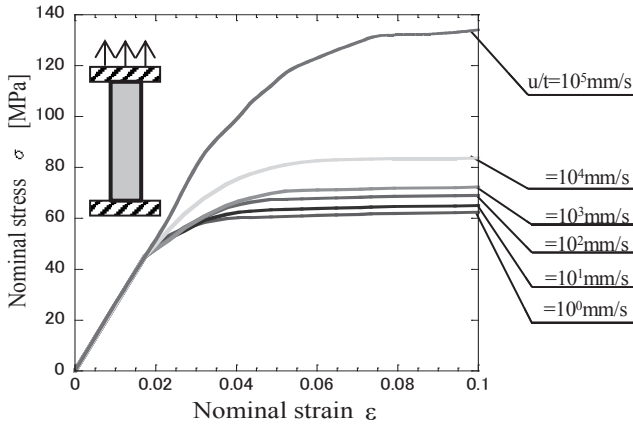


Fig.5 Stress-strain curves for polycarbonate under various tensile speed

実際の高分子材料は、図 5 に示すような各引張速度に依存する非線形の応力-ひずみ関係を有する。よって図 5 の応力-ひずみ線図を用いることによって、実際の材料の切欠き底に生じる動的応力とひずみ速度を調べて、弾性解析に基づくマスターカーブの適用の妥当性を検討する。

3.2 動的応力の挙動について

図 6 に端部に与える強制変位 $u(t)$ と時間 t の関係を示す。ここでは図 7 に示すように強制変位条件として 5 つのケース①～⑤を考える。表 1 にケース①～⑤における引張速度 u/t と最大変位 u_{max} および時間 t をまとめて示す。ケース⑤の引張速度 5000mm/s は携帯電話などの製品の落下速度を想定しており、ケース①～④それぞれの引張速度 $u/t=100\text{mm/s}$, 350mm/s , 1000mm/s , 3500mm/s についても比較のために検討した。また、最大変位 $u_{max}=1.5\text{mm}$ は実際の高速引張試験で脆性破壊を起こす切欠き部分の伸びを想定している。図 7 に $\rho=0.2\text{mm}$ のときの切欠き底の動的応力 σ_{yA}^{E-P} と時間 t の関係を示す。図 7 (a) に示すように切欠き底での応力は、端部に与える強制変位(図

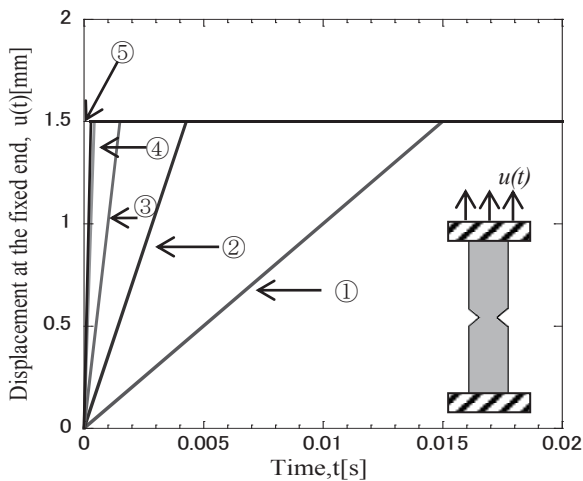
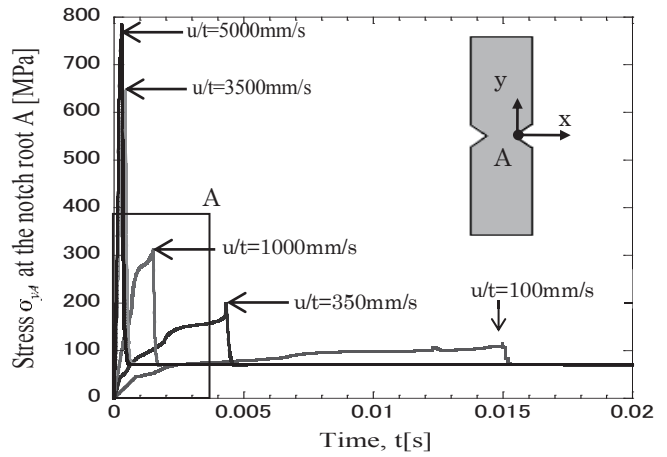


Fig.6 Loading conditions

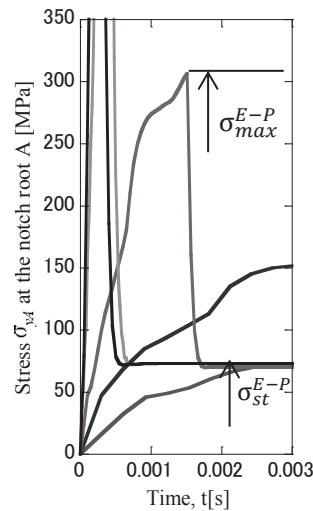
Table 1 Displacement $u(t)$ at the fixed end

Condition	Case	①	②	③	④	⑤
	Maximum displacement t	u_{max} (mm)	1.5	1.5	1.5	1.5
Tensile speed	u/t (mm/s)	100	350	1000	3500	5000

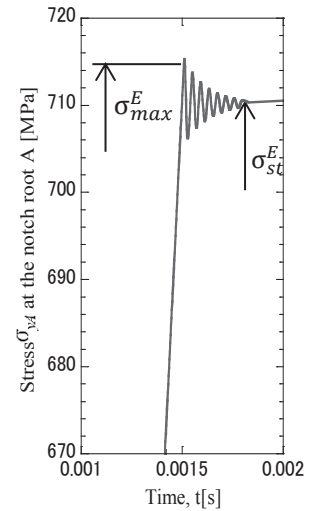
7) ともなって増加し、端部が最大変位に達した時間とほぼ同じ時間に切欠き部で最大応力 σ_{max}^{E-P} が発生する。それぞれのケースで、応力の挙動を比較すると引張速度が速くなるにつれ最大動的応力が大きくなっていることがわかる。



(a) Elastic-plastic dynamic stress at the notch root A vs. time



(b) Detail of part A in Fig.6(a)



(c) Elastic dynamic stress

Fig.7 Dynamic stress at notch root A for $\rho=0.2\text{mm}$

図8(b), (c)に弾塑性解析と弾性解析を比較して示す。図8(b), (c)はケース③の引張速度 1000mm/s における切欠き底の応力の挙動である。弾性体, 弾塑性体共に, 切欠き底での応力は端部に与える強制変位に伴って増加し, 端部が最大変位に達した時間とほぼ同じ時間に切欠き部で最大応力が発生する。弾塑性体(図7(b))では, 振動が起こらず, 応力はケース①~⑤すべて同じ値 σ_{st}^{E-P} に収束する。一方, 弾性体(図7(c))では, その後弾性波の影響により振動し, 最終的には静的な応力 σ_{st}^E に収束する。これはひずみ速度が0に近づくために, 応力も同じように低下していくためである。ケース③の引張速度 1000mm/s で弾性体の最大応力 σ_{max}^E と弾塑性体の最大応力 σ_{max}^{E-P} を比べると, 弾塑性体は弾性体の約0.4倍となっている。ケース①, ②, ④, ⑤について弾塑性体の最大応力 σ_{max}^{E-P} は弾性体の最大応力 σ_{max}^E の0.28倍~1倍の範囲となっている。

3.3 引張速度による影響

図8(a)に切欠き半径 $\rho=0.2\text{mm}$ および $\rho=0.03\text{mm}$ のケース①~⑤それぞれのケースにおける切欠き底での弾塑性体の最大動的応力 $(\sigma_{max}^{E-P} - \sigma_{st}^{E-P})$ と引張速度 u/t との関係を示す。図8(b)に弾性体の最大動的応力 $(\sigma_{max}^E - \sigma_{st}^E)$ と引張速度 u/t との

関係を示す。どちらも $u/t \leq 5000\text{mm/s}$ の範囲では2つの切欠き半径で最大動的応力は引張速度の増加に伴い増加する。本解析で仮定したケース①~⑤における最大引張速度 5000mm/s は, 携帯電話の落下する際の速度を想定したもので, この程度の引張速度までは最大動的応力 $(\sigma_{max}^{E-P} - \sigma_{st}^{E-P})$, $(\sigma_{max}^E - \sigma_{st}^E)$ は引張速度に依存して比例的に増加する。また弾塑性体と弾性体の最大動的応力の増加傾向に着目すると, $\rho=0.2$ の場合, 引張速度 100mm/s のケース①から引張速度 5000mm/s のケース⑤で弾塑性体の最大動的応力 $(\sigma_{max}^{E-P} - \sigma_{st}^{E-P})$ は 45MPa から 714MPa と増加し約15倍となっている。一方, 弾性体の最大動的応力 $(\sigma_{max}^E - \sigma_{st}^E)$ は 0.5MPa から 26MPa と約52倍となり増加傾向は大きく異なる。

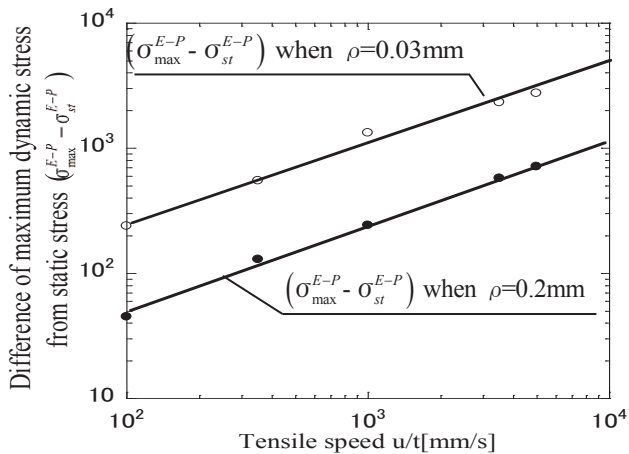
4. 弾塑性解析により得られたひずみ速度について

4.1 ひずみ速度の挙動について

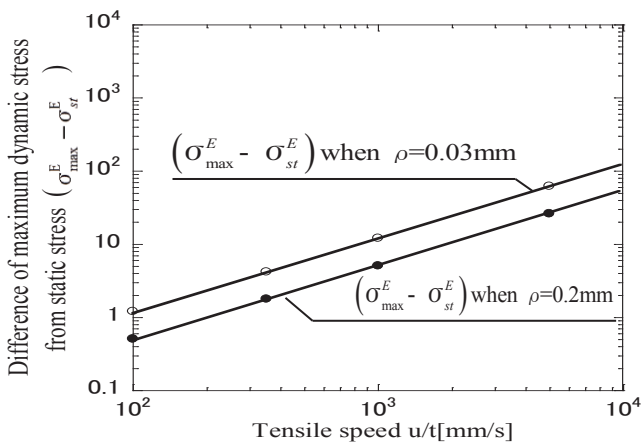
図9(a), (b)に $\rho=0.2\text{mm}$ の場合のケース①~⑤の切欠き底のひずみ速度 $\dot{\epsilon}^{E-P}$ と時間の関係を示す。図9(a), (b)に示すようにひずみ速度は引張速度で荷重を与えた瞬間に振動する。そして切欠き底でのひずみ速度は強制変位を与え続ける間, 増加し, 最大変位に達するとひずみ速度は振動し0に収束する。図9(c), (d)にケース③の引張速度 1000mm/s の切欠き底のひずみ速度を弾塑性体解析(c)と弾性体解析(d)のそれぞれで示す。弾性体では強制変位を与えた瞬間振動し, ある値に収束し, 最大変位に達するとひずみ速度 $\dot{\epsilon}^E$ はともに0に収束する。弾塑性解析におけるひずみ速度 $\dot{\epsilon}^{E-P}$ では振動後の収束は見られずひずみ速度 $\dot{\epsilon}^{E-P}$ は増加していく。ケース③の最大ひずみ速度 $\dot{\epsilon}^{E-P}$, $\dot{\epsilon}^E$ を比較すると弾性体解析における最大ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{max}^E$ に比べ弾塑性体解析の最大ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{max}^{E-P}$ は約5倍である。ケース①, ②, ④, ⑤について弾塑性体の最大ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{max}^{E-P}$ は弾性体の最大ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{max}^E$ の5倍~100倍の範囲となっている。

4.2 引張速度による影響

図10(a), (b)に弾塑性体, 弾性体のケース①~⑤における最大ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{max}^{E-P}$, $\dot{\epsilon}_{max}^E$ と引張速度 u/t との関係を示す。図10に示すように弾塑性体, 弾性体どちらも高速引張試験の試験速度 $u/t \leq 5000\text{mm/s}$ ではひずみ速度が引張速度に依存して比例的に増加している。また弾塑性体と弾性体の最大ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{max}^{E-P}$, $\dot{\epsilon}_{max}^E$ の増加傾向に着目すると, $\rho=0.2\text{mm}$ の場合, 引張速度 100mm/s のケース①から引張速度 5000mm/s のケース⑤で弾塑性体の最大ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{max}^{E-P}$ は 528s から 9256s と約17倍となっている。一方, 弾性体の最大ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{max}^E$ は 66s から 3236s と約48倍となり増加傾向は大きく異なる。図11に弾性体, 弾塑性体の最大ひずみ速度と応力変化率の関係を示す。弾塑性体では ρ によって傾きはほぼ同じであるが, 2つの切り欠き半径で異なる直線関係にある。これに対し, 弾性体では切欠き半径に依存しない一本の直線であらわすこ

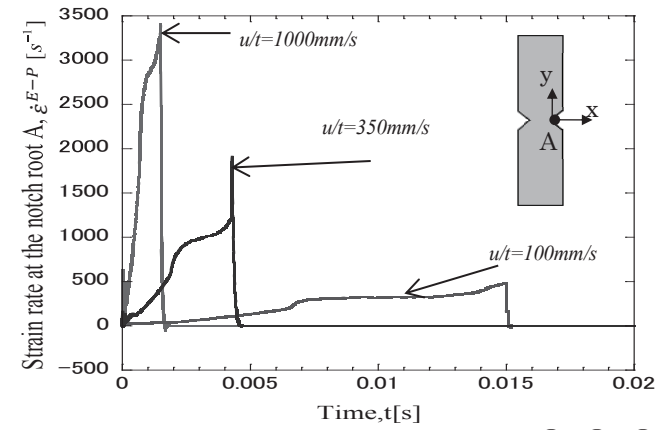


(a) Elastic-plastic dynamic maximum stress vs. tensile speed.

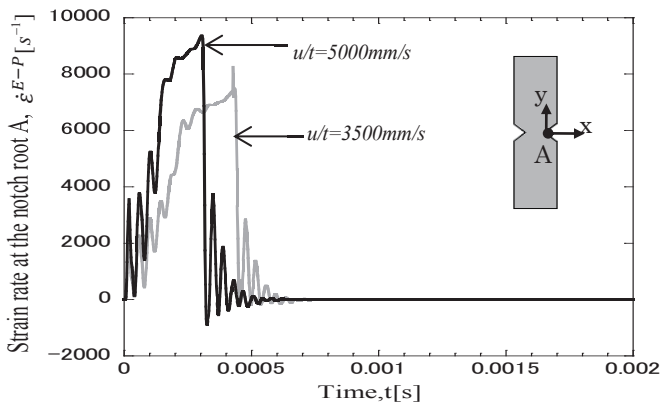


(b) Elastic dynamic maximum stress vs. tensile speed.

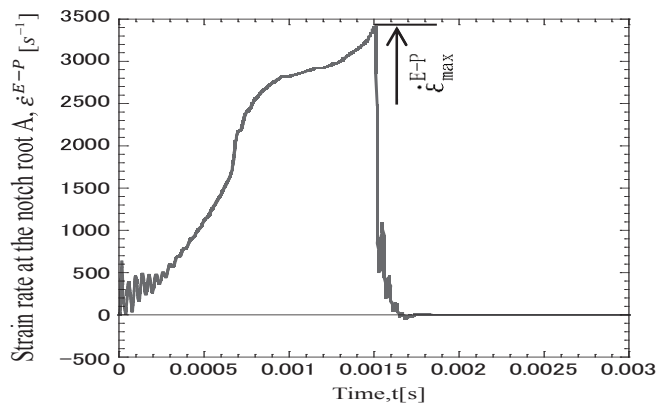
Fig.8 Dynamic maximum stress vs. tensile speed



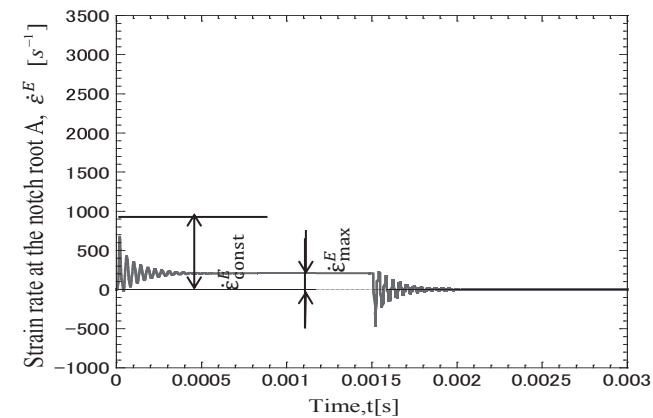
(a) Elastic-plastic strain rate at notch root A for Case ①, ②, ③



(b) Elastic-plastic strain rate at notch root A for Case ④, ⑤

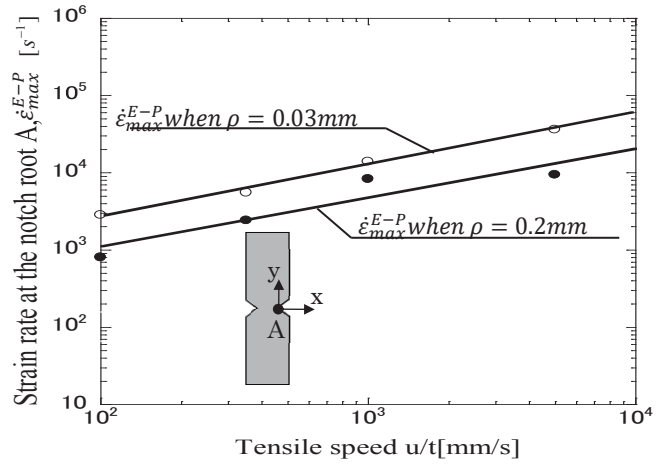


(c) Elastic-plastic strain rate at notch root A for case ③

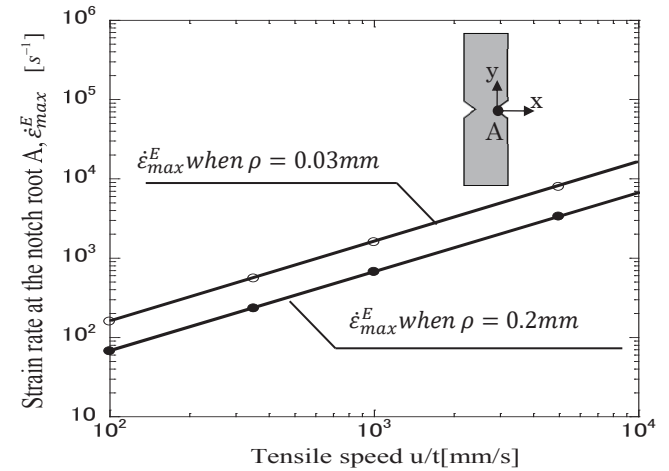


(d) Elastic strain rate at notch root A for case ③

Fig.9 Strain rate at notch root A for $\rho=0.2\text{mm}$



(a) Elastic-plastic maximum strain rate vs. tensile speed.



(b) Elastic maximum strain rate vs. tensile speed.

Fig. 10 Maximum strain rate vs. tensile speed

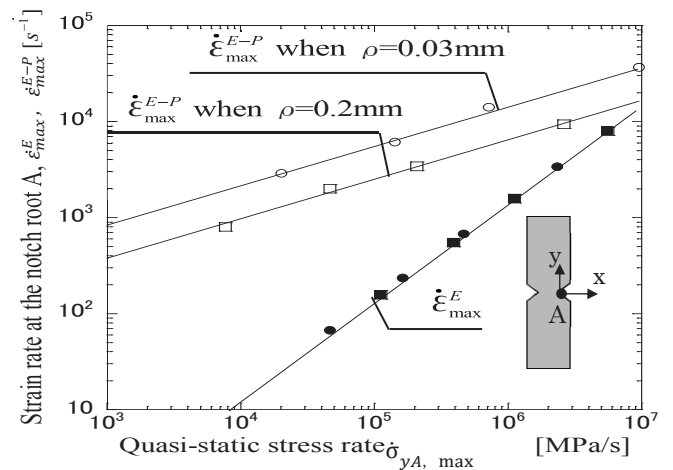


Fig. 11 Elastic-plastic maximum strain rate and elastic maximum strain rate vs. quasi-static stress rate

とができる。すなわち、弾性体では切欠き底の応力の変化率を求めれば種々の切欠き底のひずみ速度を知ることができる。

5. 切欠き底ひずみ速度の解析結果と高速引張試験結果の整理

5.1 切欠き試験片の応力-ひずみ応答と破壊形態の引張速度依存性

図 12 に切欠き半径 $\rho=0.2\text{mm}$ の試験温度を 243K とし、引張速度を 100mm/s から 7000mm/s まで変化させた場合の公称応力-公称ひずみを示す。ポリカーボネートでは、基準となる 100mm/s の応答において、応力 100MPa 、ひずみ 5% 程度で明確な降伏挙動を示さずに破断に至っている。次に、 350mm/s に速度を増加させると、破断応力、破断ひずみともに低下を示す。これは、粘弾性体である高分子材料では、温度低下と同様に、速度上昇により塑性流動を起し難くなることに対応している。さらに速度を増加させると、 3500mm/s 以上では破断ひずみが大幅に低下し、 100mm/s の半分以下のひずみ量で破断していることが分かる。 3500mm/s の破面ではポリカーボネートはぜい性破壊となっている。これらの結果から、ポリカーボネートでは 243K 、 100mm/s では延性破壊、 3500mm/s ではぜい性破壊と破壊形態が変化することが分かる。

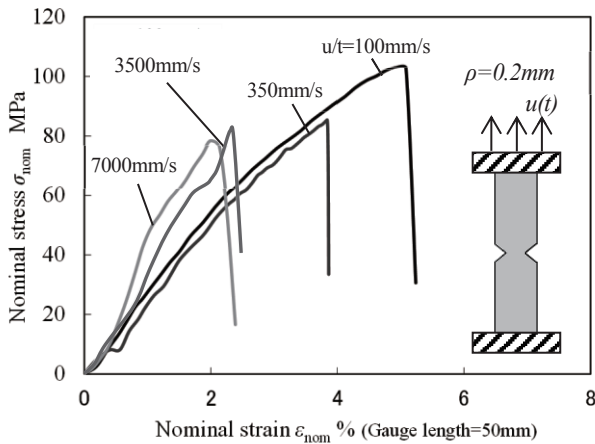


Fig.12 Nominal stress-strain curves at temperature 243K in various deformation rates of notched polycarbonate.

ポリカーボネートの 243K の高速引張試験後の破面について、SEM による観察結果を図 13 に示す。引張速度 100mm/s では、図 13(a) にみられるように、写真中央部から破壊が始まっておりステップも見られる。破面は比較的なめらかであるが、破壊進展方向の流れ模様がみられ、図 13(b) の初期破面(クレ

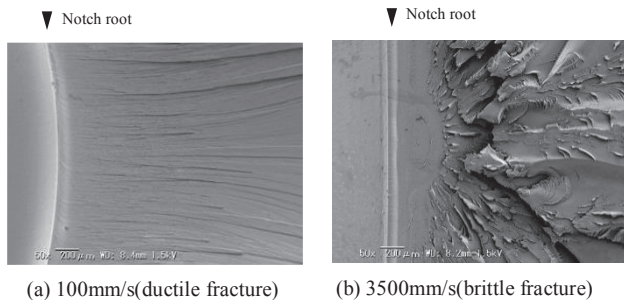


Fig. 13 SEM micrographs of polycarbonate fracture surface at the temperature 243K . The straight-line part on the left side of a figure shows the notch root. At 100mm/s , a ductile fracture is seen, and a brittle fracture in 3500mm/s .

イズ)とは異なり延性的な一面がみられる。高速の 3500mm/s における破面図 13(b) では、切欠き底の初期き裂で $60\sim 80\mu\text{m}$ ほどの幅が白っぽい部分の説明はできないが、その後の破面は平滑で特徴のない状態で半円形に進み(クレイズ)、その後一気に脆性特有のへき開破壊に至っている。

5.2 破断時の切欠き底のひずみとひずみ速度について

図 14 に破断時の切欠き底でのひずみと引張速度の関係を両対数グラフで、図 15 に破断時の切欠き底でのひずみ速度と引張速度の関係を両対数グラフで示す。破壊ひずみは引張速度に依存して低下していき、破断時のひずみ速度は引張速度に依存して上昇していく。図示する範囲では両者ともほぼ直線関係が認められる。

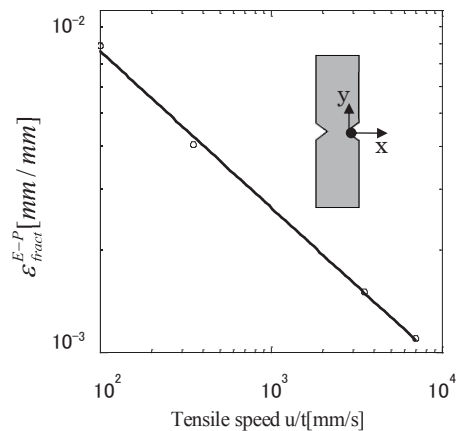


Fig.14 Fracture strain at notch vs. tensile speed

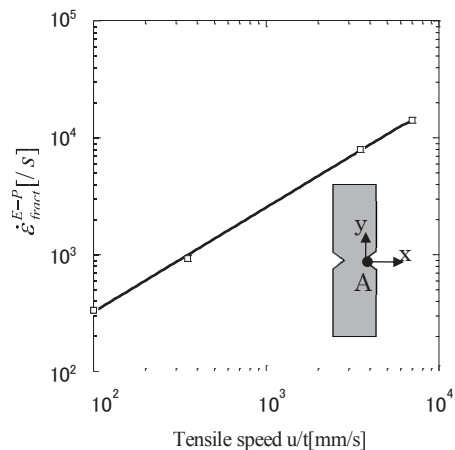


Fig.15 Fracture strain rate at notch vs. tensile speed

5.3 切欠き試験片の破断ひずみ変化への時間-温度換算則の適用

今回行った弾塑性解析により得られたひずみ速度を用い、衝撃試験の各温度における破断ひずみ(破断時の変位量/ゲージ長さ=50mm)と切欠き底ひずみ速度の関係をまとめた結果を図 16 に示す。図より、破断エネルギーの変化挙動と同様、低温になるほど破断ひずみ低下を生じるひずみ速度が低速化し

ており、衝撃特性に対して破断ひずみの変化が大きな影響を与えていることが分かる。これらの図を基に、296Kを基準温度として時間-温度換算則を適用することにより、1本の滑らかな曲線となるように各温度のプロットを対数軸に沿って平行移動させ、マスターカーブを作成したものを図17に示す。なお、シフトファクター a_T は、マスターカーブを作成する際の時間-温度移動因子であり、ここではWLF則⁽¹⁹⁾に基づく式である $\ln a_T = -C_1(T-T_0)/C_2+(T-T_0)$ ($C_1=0.76$, $C_2=65.98$)で表現される。ここで、 a_T の表現は弾性解析、弾塑性解析で一致する。一般に時間-温度換算則が成立する場合、シフトファクター a_T 温度依存性はアレニウス式、またはWLF式によって表されることが知られている⁽²⁰⁾。しかし、対象高分子について理論的裏付けがあるわけではなく、アレニウス式とWLF式のいずれかがフィットするかを実験的に確認しているのが現状といえる。シフトファクターは温度の上昇に伴い低下する傾向を示したが、その変化には若干の非線形性が認められた(文献⁽¹³⁾のFig.17)。このことから今回の場合、アレニウス式よりもWLF式を用いればより精度よくマスターカーブが表現できると考えられる。ポリカーボネートでは破壊様式の遷移に対応する換算ひずみ速度域でマスターカーブも急変するものの、滑らかな曲線が得られており、時間-温度換算則が成立することが明らかとなった。このことは広範囲のひずみ速度域において、延性破壊/ぜい性破壊の予測が可能になったことを意味している。弾性解析と弾塑性解析を比較すると、弾性解析に基づくマスターカーブ(図3)では換算ひずみ速度 $10^3/s$ 程度を境としてぜい性破壊へ急激に遷移し、破断ひずみが極端に低下している。一方、弾塑性解析に基づくマスターカーブ(図17)は、換算ひずみ速度 $10^4/s$ 程度を境としてぜい性破壊へ急激に遷移し、破断ひずみが極端に低下している。弾性解析結果と弾塑性解析結果を比べると弾塑性解析結果の方が脆性破壊へ遷移する換算ひずみ速度が10倍程度大きい結果が得られた。

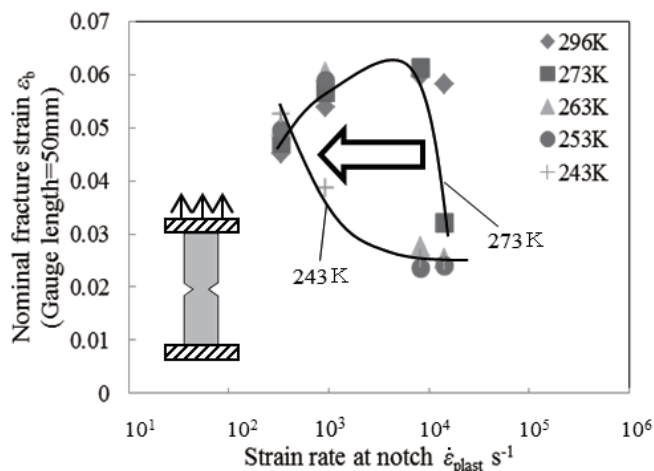


Fig. 16 Relationship between nominal fracture strain and elastic-plastic notch root strain rate at various temperatures of polycarbonate by high-speed tensile test

図3と図17を比べると、どちらのマスターカーブを用いても同様に延性破壊/ぜい性破壊の予測が可能である事から、弾性解析の有用性が明らかとなった。高速引張試験機では測定範囲の限界に達しているため、より高いひずみ速度条件で試験するためには切欠き半径の小さい試験片を用いて換算ひずみ速度がより高速となる試験を実施することで遷移領域が確認可能と推定される。

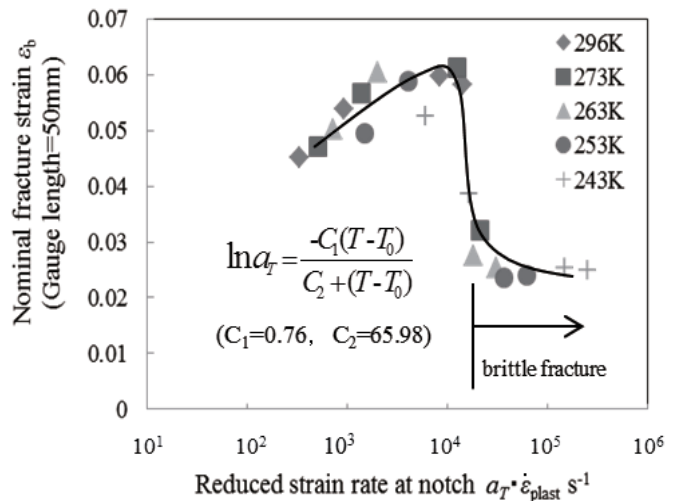


Fig. 17 Master curves of the nominal fractured strain ϵ_b of polycarbonate expressed in terms of reduced strain rate based on elastic-plastic analysis

6. 結言

高分子材料の衝撃強度においてひずみ速度は大きな要因の一つである。しかし、高速引張試験において切欠き底の動的応力やひずみ速度を正確に測定することは極めて困難である。先に弾性解析に基づく成果を報告したが⁽¹²⁾、実際の試験片に生じる応力-ひずみは弾塑性挙動を考慮して議論する必要がある。本研究ではこの観点から高速引張試験の各温度による破断ひずみと切欠き底ひずみ速度の関係に時間-温度換算則の適用可能性を検討した。

- (1) 弾塑性解析に基づく応力-ひずみを考慮して検討した結果、切欠き底におけるひずみ速度と公称破断ひずみとの間に、時間-温度換算則が成立する(図3, 図17)。
- (2) 弾塑性体の動的応力 σ^{E-P} は弾性体 σ^E の0.28倍~1倍であり、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}^{E-P}$ は弾性体 $\dot{\epsilon}^E$ の5倍~100倍である(図7, 図9)。
- (3) 弾性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{max}^E$ と弾塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{max}^{E-P}$ の違いにより弾性解析のマスターカーブと弾塑性解析のマスターカーブの横軸にはおよそ10倍の差が生じる。しかし、図3と図17の比較から、弾性解析と弾塑性解析のいずれも妥当であり、延性/脆性破壊の遷移点の予測は解析の容易な弾性解析でも可能であることが明らかとなった。
- (4) 引張速度 $u/t \leq 5000mm/s$ の領域では弾性体と同様に弾塑性体でも動的応力、ひずみ速度ともに引張速度の増加に対し

てほぼ比例的に増加する(図8, 図10).

参 考 文 献

- (1) Radin J., Goldsmith W. : Normal Missile Penetration and Perforation of Layered Plates, *Int. J. Impact Engng*, Vol. 7, p. 229-259 (1988)
- (2) 綾哲也, 中山登史男 : 高分子材料の縦弾性係数に及ぼすひずみ速度の影響, *塑性と加工*, Vol. 36, No. 413, p. 665-670 (1995)
- (3) 本間精一 : プラスチックの実用強さと耐久性(4), *プラスチック*, Vol. 55, No. 1, p174-182 (2004)
- (4) 茶谷明義, 内山進 : 帯板の円孔および半円切欠き部の動的応力集中, *材料*, Vol. 21, No. 226, p. 636-640 (1972)
- (5) Altenhof W., Zamani N., North W. and Arnold B. : Dynamic Stress Concentrations for an Axially Loaded Strut at Discontinuities Due to an Elliptical Hole or Double Circular Notches, *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 30, No. 3, p. 255-274 (2004)
- (6) 河田幸三, 橋本彰三 : 動的引張りをうける長い切欠き弾性棒での動的応力集中について, *東京大学宇宙航空研究所報告*, Vol. 8, No. 2, p. 377-384 (1972)
- (7) 松本浩之, 中原一郎 : 内外面に等分布衝撃圧力を受ける有孔円板および円筒, *日本機械学会論文集*, Vol. 32, No. 237, p. 709-717 (1966)
- (8) Georgiadis H.G. : Dynamic Stress Concentration Around a Hole in a Viscoelastic Plate, *Acta Mechanica*, Vol. 111, No. 1-2, p. 1-12 (1995)
- (9) 谷村眞治 : 材料・構造物の衝撃問題研究(これまでの推移と今後の展望), *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 63, No. 616, p. 2466-2471 (1997)
- (10) 武田展雄 : 先進複合材料/構造の衝撃損傷と破壊, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 63, No. 616, p. 2472-2477 (1997)
- (11) 井上裕嗣, 岸本喜久雄, 青木繁 : 衝撃問題における逆解析, *日本機械学会 A 編*, Vol. 63, No. 616, p. 2478-2484 (1997)
- (12) 野田尚昭, 大塚駿, 安藤誠人, 佐野義一, 高瀬康, 篠崎貴宏, 管文海 : 高速引張試験における切欠き試験片の動的応力集中とひずみ速度集中の解析, *日本機械学会 A 編*, Vol. 79, No. 804, p. 1182-1190 (2013)
- (13) 安藤誠人, 野田尚昭, 黒島義人, 石川康弘, 竹田英俊 : ポリジメチルシロキサンを共重合したポリカーボネートの衝撃特性と時間-温度換算則の適用, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 80, No. 814, p. SMM0149 (2014)
- (14) Noda N.-A., Ohtsuka H., Zheng H., Sano Y., Ando M., Shinozaki T. and Guan T. : Strain Rate Concentration and Dynamic Stress Concentration for Double-Edge-Notched Specimens Subjected to High-Speed Tensile Loads, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 38, Issue 1, p. 125-138 (2015)
- (15) Andrews R.D., Hoffman-Bag N. and Tobolsky A.V. : Elastoviscous Properties of Polyisobutylene. I. Relaxation of Stress in Whole Polymer of Different Molecular Weights at Elevated Temperatures, *Journal of Polymer Science*, Vol. 3, p. 669-692 (1948)
- (16) 古江治美 : CFRP および CF/GF 三層 FRP の曲げクリープ特性に関する時間-温度換算則の適用, *材料*, Vol. 43, No. 487, p. 441-444 (1994)
- (17) 濱田泰以, 網沢啓 : PC/ABS ブレンド射出成形品の曲げ特性における時間-温度依存性と内部構造, *材料*, Vol. 46, No. 1, p. 89-95 (1997)
- (18) 新田昇平, 石風呂高志 : ポリエチレン固体の延伸破壊特性, *高分子加工*, Vol. 51, No. 6, p. 251-255 (2002)
- (19) Williams M.L., Lande R.F. and Ferry J.D. : The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-Forming Liquids, *Journal of the American Chemical Society*, Vol. 77, p. 3701-3707 (1955)
- (20) 新田昇平 : 固体・結晶のレオロジー, *日本ゴム協会誌*, Vol. 86, No. 4, p. 100-105 (2013)