月刊 マテリアルステージ

2016年4月10日発行（毎月10日発行） 第16巻 第1号 通巻181号 ISSN1346-3926

MATERIAL STAGE

特 集

『燃料電池触媒』の白金代替，使用量低減技術

『ビッグデータ解析』『計算科学』による新材料の開発

高分子の粘弾性，時間―温度換算則と変形・寿命予測

連 載

未来の自動車材料―その要求，課題，材料メーカーへの期待　第４回

4

2016♦Apr

時間－温度換算則を用いた高分子の衝撃強度評価

野田 尚昭　九州工業大学大学工学研究院機械知能工学研究系　教授

1 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

1.1 緒言

近年，高分子材料は広く工業材料として使用されるようになり，その要求は多様化・高度化してきている。材料の強靭化に関連して，高分子材料の強度は温度と速度によって変化するため，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性質を考慮する必要がある[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ため，実用上の問題となっている。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，その原因は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。これまでに用いられてきた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・シャルピー試験）などが一般的であるが，試験速度を任意に設定することができないため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，切欠き試験片に様々な引張速度を負荷した際のぜい化温度変化の測定が行われている。その測定は試験速度を空気圧や油圧で制御する，高速引張試験機で行われている。この高速引張試験は，新しい衝撃強度試験法として認識され近年普及している[4]。

高分子材料の衝撃強度を高速引張試験で評価するには重要な要素であるひずみ速度をまず求める必要がある。平滑材を用いた高速引張試験の場合，設定した引張速度 u/t（u:変位，t:時間）に対するひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ は試験長さ ℓ から $\dot{\varepsilon} = u/t\ell$ で求めることができる。一方，切欠きを有する試験片の高速引張試験においては切欠き底の動的応力とひずみ速度を測定する場合，簡便な方法として切欠き底にひずみゲージを貼り測定を行う方法が用いられる。しかし，ひずみゲージではどうしてもゲージ幅の平均の値となってしまうため，切欠き底で急激に大きくなる応力を正確に測定することは不可能である。これまで，動的応力集中については，応力集中部の形状として円孔[5]やだ円孔[6]が考察され，荷重としてステップ状荷重[7,8]やパルス状荷重[8,9]の研究がなされている。また，衝撃問題に関する研究は展望[10-12]にまとめられている。しかし，切欠きを有する試験片の応力集中部において，応力やひずみ速度集中に及ぼす境界条件や引張速度の影響を系統的にまとめた研究は見当たらない。そこで本研究では有限要素法を用いて，最近行われている高分子材料切欠き試験片の高速引張試験を動弾性解析によってシミュレートし，切欠き底の動的応力集中係数やひずみ速度集中係数を求め，境界条件や引張速度との関係を調べた。なお，実際の高分子材料の衝撃強度を解析するには，その塑性変形を考慮した応力ひずみ関係を用いる必要があるが，本研究では，まず高速引張試験における動的応力集中とひずみ速度集中の現象を明らかにするため弾性体を取り扱った。本研究では汎用有限要素法解析コード MSC. Marc Mentat 2005 を用いた。試験片が動的荷重を受けるときに生じる応力振幅の減衰を表現するため，質量減衰係数 α と構造減衰係数 β をモーダル解析によって求めたものを使用した[13]。

1.2　試験片と静的応力集中

本解析では材料として，高分子材料中で比較的高い衝撃特性をもつポリカーボネートを対象とする。そのヤング率は E = 2.3GPa，ポアソン比は ν = 0.37 である。図 1 に解析に用いた試験片の形状を示す。試験片は切欠き半径 ρ = 0.03mm，ρ = 0.2mm，切欠き深さ h = 5mm，切欠きの開口角度 90° の両側切欠きをもつ板状試験片である。ρ = 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。ρ = 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に近い値である。実際の高速引張試験は試験片端部を鉄鋼製チャック（試験片よりヤング率が 10^2 倍近く大きく，剛体と見なす）で固定し，もう一方の端部のチャックを一定速度で変位させるものである。図 2 に解析に用いた FEM モデルを示す。図 2（a），（b）に切欠き半径 ρ = 0.03mm のモデル 1，ρ = 0.2mm のモデル 2 を示す。また，図 2（c），（d）にモデル 1, 2 の切欠き底の拡大図を示す。切欠き底の最小メッシュサイズ e はそれぞれ e = ρ /243 である。図 3 に解析モデル端部に与える境界条件を示す。図 3（a）は剛体チャックにおける境界条件，（b）は一般的に用いられる均一引張応力の境界条件を示す。表 1 にこれら 2 種類の境界条件の違いが静的応力集中係数 K_{ts} に及ぼす影響を示す。ここでは有限要素法を用いて静的応力集中係数を求め，文献の近似式[14] から算出した応力集中係数と比べて示す。表 1 よりチャックによる引張と均一引張応力における応力集中係数はほとんど変わりがないといえる。また，表 1 より，

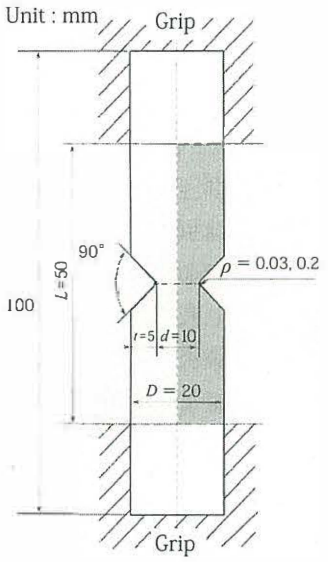
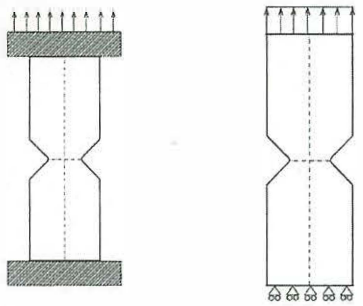
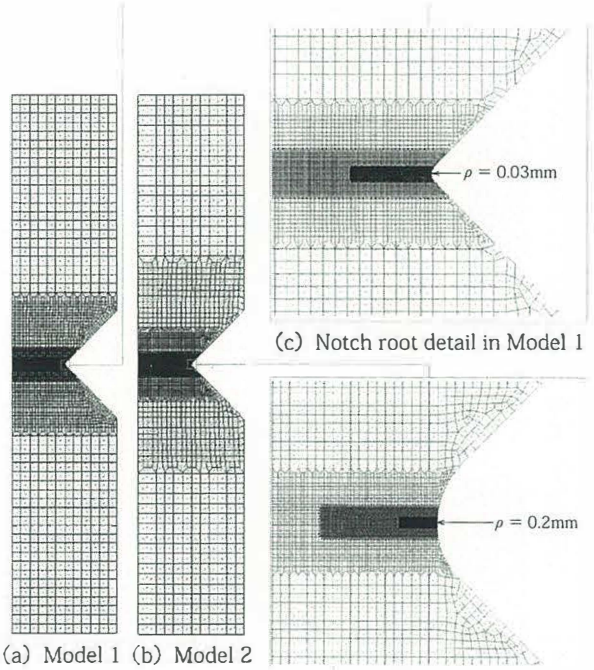


図 1　Geometry of specimen



（a）Grip tension　　（b）Simple tension

図 3　Boundary conditions ((a)Grip tension (b)Simple tension)



（a）Model 1（b）Model 2

（c）Notch root detail in Model 1

（d）Notch root detail in Model 2

図 2　FEM models（a）Model 1（b）Model 2（c）Notch root detail in Model 1（d）Notch root detail in Model 2

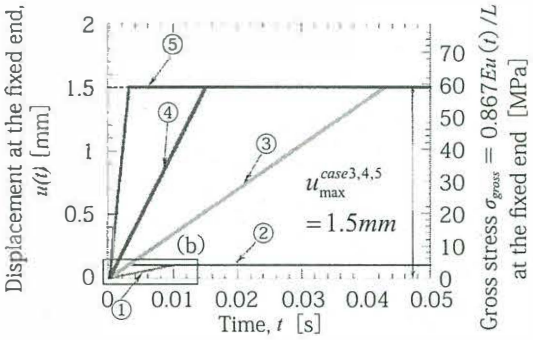
表 1　Static stress concentration factor by FEM

Notch (mm)	K_t in 図 3（a）	K_t in 図 3（b）	Reference for 図 3（b）[14]
ρ = 0.03, t = 5	14.46	14.48	14.49
ρ =0.2, t = 5	6.14	6.15	6.12

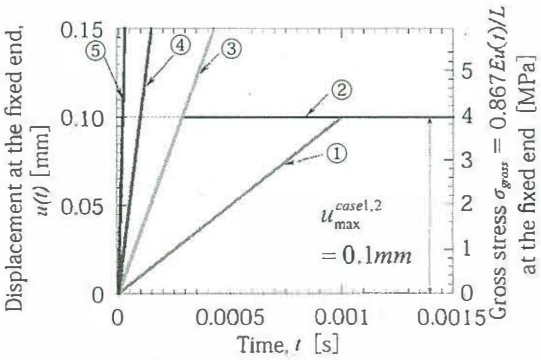
図２のメッシュを用いた 結果は，精度の高い体積力法に準じる精度を有する近似式[14] により算出した応力集中係数に対して誤差１%以内となっており，図２のモデル１, ２は精度の高いメッシュであるといえる。以下の動的応力集中の解析では解析時間刻み幅も解析精度に関係するが，時間刻み幅を 1×10^{-6} 程度以下[15] とすれば３桁程度以上の精度が得られることを確認した。

1.3　切欠き底での動的応力挙動

図４に図３（a）の境界条件で端部に与える強制変位 u (t) と時間 t の関係を示し，同時に端部における平均応力 σ_{gross} も示す。この端部の平均応力は解析によって得られた値であり，$\sigma_{gross}(t) = 0.867E\cdot(t)/l$ である。ここでは図４に示すように強制変位条件として５つの場合を考える。表２にそれぞれのケースにおける引張速度 u/t と最大変位 u_{max} および時間 t をまとめて示す。引張速度 u/t = 5000mm/s は携帯電話等の製品の落下速度を想定しており，それ以下の引張速度 u/t = 100mm/s, 350mm/s, 1000mm/s についても比較のために検討した。また，最大変位 u_{max} = 1.5mm は実際の高速引張試験で脆性破壊を起こす伸びを想定しており，最大変位 u_{max} = 0.1mm は破壊を生じない範囲の伸びを想定している。図５にモデル１の切欠き底の動的応力 $\sigma_{yA}(t)$ と時間 t の関係，およびそれぞれのケースで生じる応力振動の拡大図を示す。図５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に対して直線的に増加し，端部が最大変位に達した時間とほぼ同時に最大値を示す。それぞれのケースにおける動的応力の最大値を最大動的応力 σ_{max} と定義する。動的応力は弾性波の効果で振動し，最終的にはそれぞれ静的な応力 σ_{st} に収束する。図５(a)～(e) を比較すると引張速度が速くなるにつれ動的応力振動の振幅が大きくなっていることが分かる。また，図５(b) と図５(c) を比較すると，引張速度が等しいケース ② と ③ において，ケース ③ は最大変位 u_{max} が 15 倍大きいにもかかわらず動的応力振動の振幅は等しい。そこで，それぞれのケースにおける切欠き底での最大動的応力と静的な応力との差（$\sigma_{max} - \sigma_{st}$）に注目し，引張速度 との関係を図６に示す。図６では最大変位 1.5mm として引張速度 $u/t = 10^5$, 10^6mm/s およびステップ荷重（引張速度 $u/t = \infty$）について行った追加計算結果も



(a) Displacement vs. time



(b) Detail of displacement

図 4　Loading conditions defined as Case 1-Case 5 shown as ①-⑤
((a) Displacement vs. time (b) Detail of displacement)

表２　Maximum displacement and tensile speed given at

	Case		①	②	③	④	⑤
ondition	Maximum displacement	u_{max}	0.1mm t = 0.00100s	0.1mm t = 0.00029s	1.5mm t = 0.00429s	1.5mm t = 0.00150s	1.5mm t = 0.00030s
	Tensile speed	u/t	100mm/s t < 0.00100s	350mm/s t < 0.00029s	350mm/s t < 0.00429s	1000mm/s t < 0.00150s	5000mm/s t < 0.00030s

示す。図6に示すように高速引張試験の試験速度 $u/t \leq$ 5000mm/s では振幅 $(\sigma_{max} - \sigma_{st})$ が引張速度に比例している。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振幅が引張速度に比例して増加する。しかし，自動車などの衝突を想定した引張速度が $u/t \geq 10^5$mm/s になるとひずみ速度は一定値へと収束していくことが明らかになった。これは応力波が音速で伝播することと関係している。

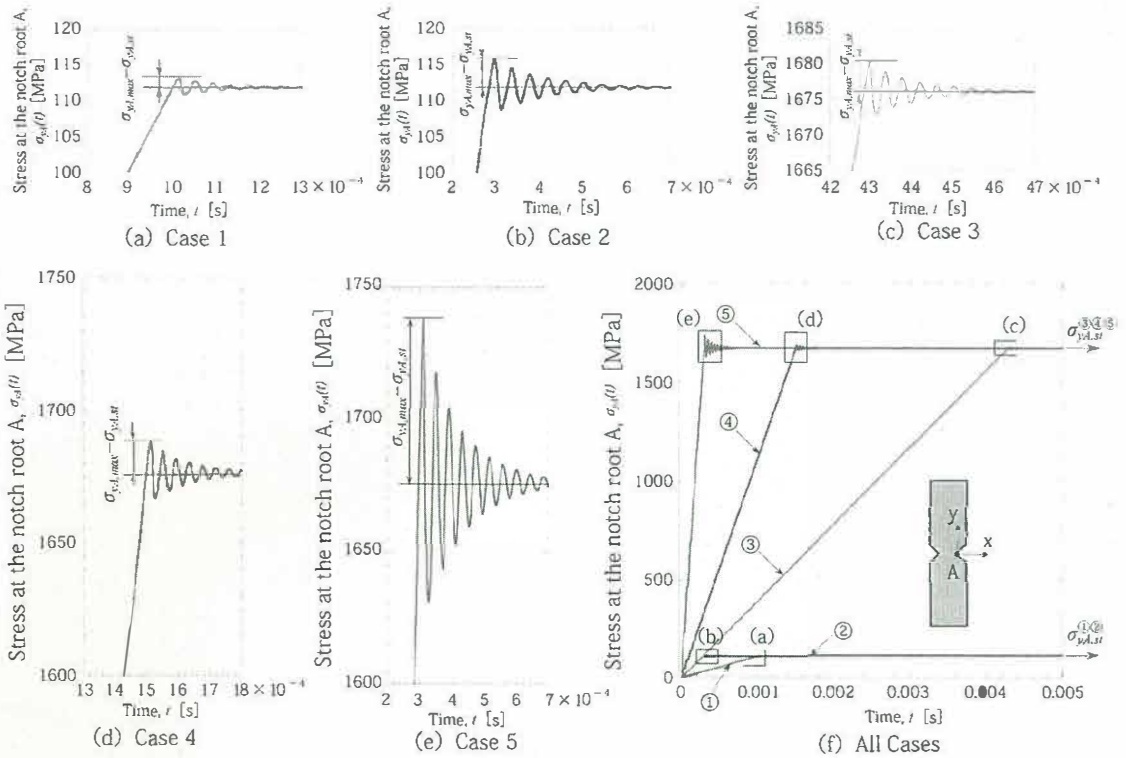


図5 Dynamic stress at notch root A for $\rho = 0.03mm$

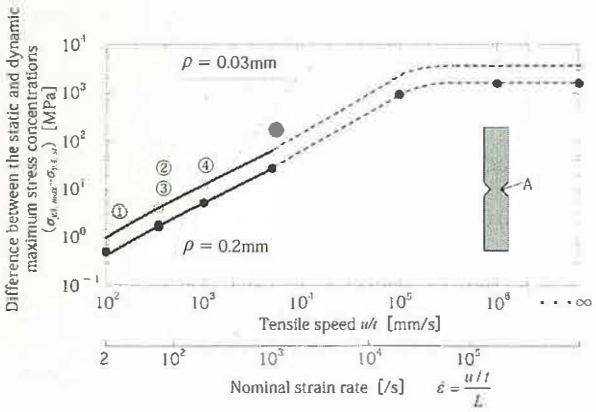


図6 Difference between the static and dynamic maximum stress concentrations $(\sigma_{yA,max} - \sigma_{yA,st})$

1.4 切欠き底でのひずみ速度挙動

図7に①～⑤のケースにおける $\rho = 0.03$mm の切欠き底のひずみ速度と時間の関係を示す。図7に示すようにひずみ速度は荷重を与えると同時に最大のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{max}$ を生じ振動する。そして，切欠き底でのひずみ速度は引張速度を与え続ける間，一定の値へと収束し，引張速度が0になる（最大変位 u_{max} で固定する）とひずみ速度は振動し0に収束する。ここで図7（b）と図7（c）を比較すると，引張速度の等しいケース②と③において，ケース③は最大変位 u_{max} が15倍大きいにも拘わらず，切欠き底の最大ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{max}$ と

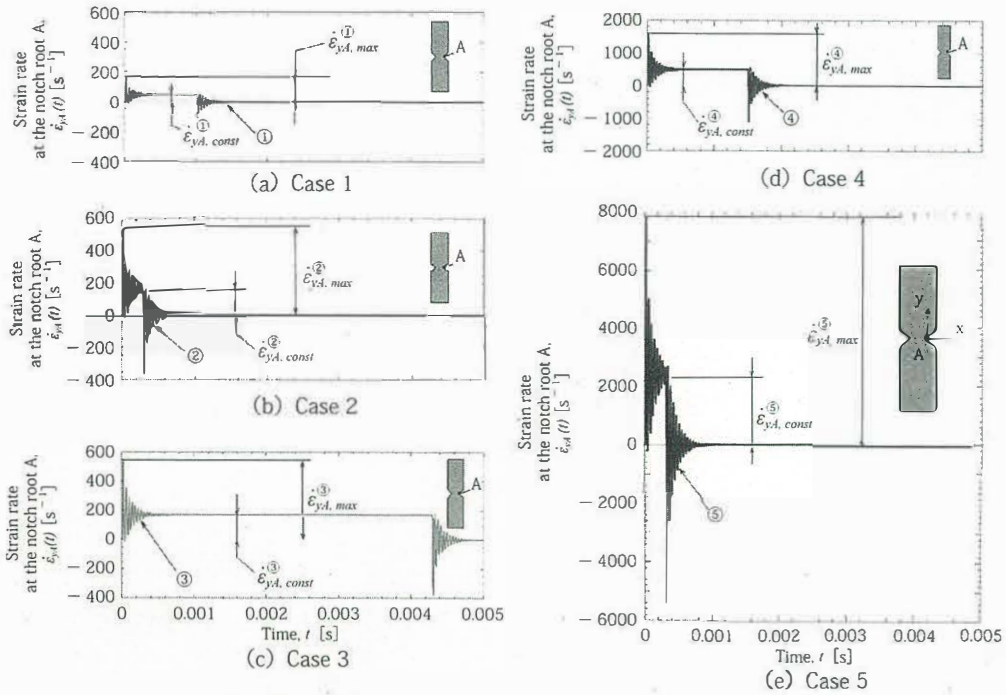


図 7　Strain rate at notch root A for $\rho = 0.03mm$

収束ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{const}$ が等しい値を示す。よって，ひずみ速度は最大変位に依存せず引張速度によって決まることが分かる。また，荷重を与え始めの際のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{yA}(t)$ の振動の形態と，荷重が最大値に達した際に生じる振動の形態は全く同じである。なお図示していないが $\rho = 0.2$mm の切欠きに関しても $\rho = 0.03$mm と同様に切欠き底のひずみ速度は引張速度のみによって決まる。$\rho = 0.2$mm に対して $\rho = 0.03$mm の切欠き底の最大ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{max}$ は 2.33 倍大きい。また，最大ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{max}$ は収束ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{const}$ の 3.21 倍である。ここで図 8 に切欠き半径 $\rho = 0.2$mm，$\rho = 0.03$mm のそれぞれのケースにおける最大ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{max}$ および収束ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{const}$ の引張速度 u/t との関係を示す。図 8 では最大変位 1.5mm として引張速度 $u/t = 10^5, 10^6$mm/s およびステップ荷重（引張速度 $u/t = \infty$）について行った追加計算結果も示す。図 8 に示すように高速引張試験の試験速度 $u/t \leq 5000$mm/s ではひずみ速度が引張速度に比例している。しかし引張速度が $u/t \geq 10^5$mm/s になるとひずみ速度は一定値へと収束していく。このような図 8 の傾向は図 6 と類似している。

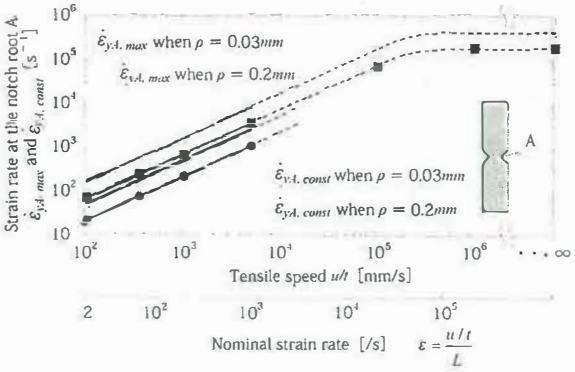
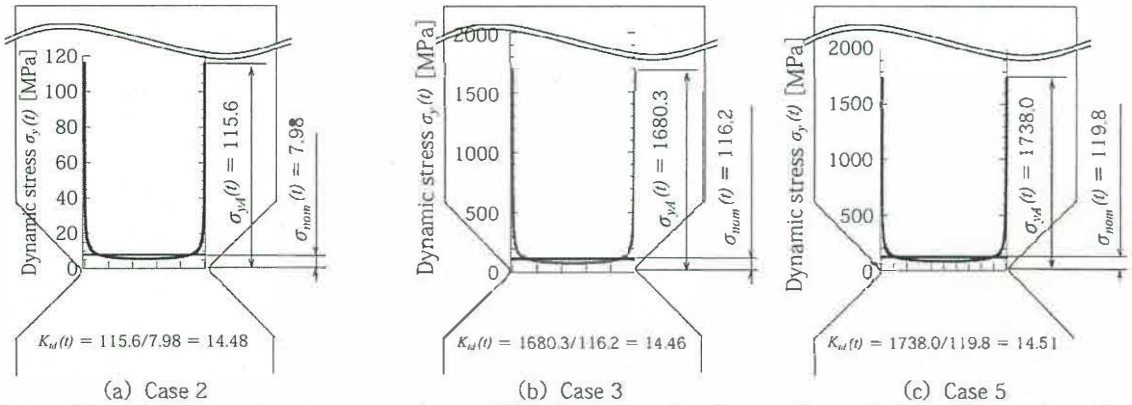


図 8　Maximum strain rate and converged strain rate vs. tensile speed

2　切欠き底での応力集中とひずみ速度集中

2.1　動的応力集中係数

図 9 に最大動的応力 $\sigma_{yA}(t) = \sigma_{max}$ が発生した時間における最小断面の最大動的応力分布を示す。ここでは，ケース ②，③，⑤ を比べて示す。図 9（a）と図 9（b）を比較すると，引張速度は等しいが最大変位 u_{max} は異

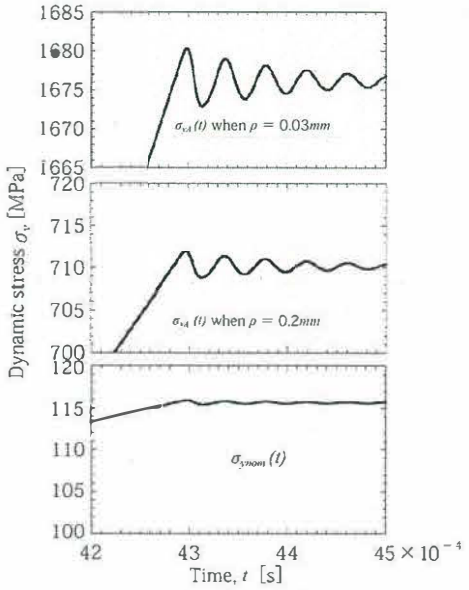


(a) Case 2 (u/t = 350mm/s, u_{max} = 0.1mm)　(b) Case 3 (u/t = 350mm/s, u_{max} = 1.5mm)　(c) Case 5 (u/t = 5000mm/s, u_{max} = 1.5mm)

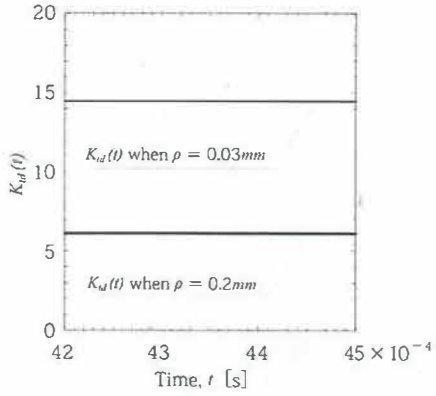
図 9　Dynamic stress distribution along minimum section when the maximum dynamic stress appears for $\rho = 0.03mm$

なるため 応力分布は大きく異なることがわかる。また図 9（b）と図 9（c）を比較すると，最大変位は等しいが引張速度が異なるため応力分布は多少異なる。

これは図 6 に示したように引張速度 u/t が速くなると（$\sigma_{max} - \sigma_{st}$）が大きくなり最大動的応力 σ_{max} が変化するためである。つぎに動的応力集中係数 K_{td} を $K_{td}(t) = \sigma_{yA}(t) / \sigma_{nom}(t)$ と定義する。図 9 より，$\rho = 0.03$mm では $\sigma_{yA}(t) / \sigma_{nom}(t) = 14.48$ となり，全てのケースで一致する。また $\rho = 0.2$mm においても $K_{td} = 6.14$ となり，動的応力集中係数 $K_{td}(t)$ は全てのケースで一致する。これより最小断面における平均動的応力に対する切欠き底の動的応力の比，すなわち，動的応力集中係数 $K_{td}(t)$ が引張速度や最大変位によらず常に一定であることが分かる。図 10（a）に，$\rho = 0.03$mm, 0.2mm の切欠き底の動的応力 $\sigma_{yA}(t)$ の時間変化と最小断面の平均応力 $\sigma_{nom}(t)$ の時間変化を比べて示す。図 10（b）に，任意の時間 における K_td を示す。これより最小断面における平均動的応力に対する切欠き底の動的応力の比，すなわち，動的応力集中係数 $K_{td}(t)$ が時間によらず常に一定であることが分かる。これは切欠き底の応力 $\sigma_{yA}(t)$ と最小断面の平均応力 $\sigma_{nom}(t)$ が同様の周期で振動しているためである。また $\rho = 0.03$mm における動的応力集中係数 $K_{td}(t) = 14.48$ は表 1 の静的応力集中係数 $K_{ts} = 14.49$ [13] に対して計算誤差の範囲で等しい。$\rho = 0.2$mm の静的応力集中係数 $K_{ts} = 6.12$[13] に対して計算誤差の範囲で等しい。よって，切欠き底で最大応力

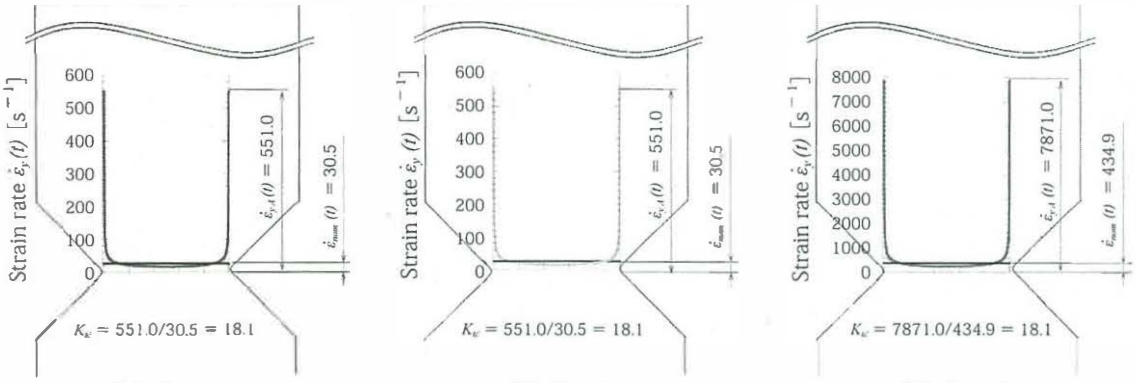


(a) Dynamic stress at the notch root $\sigma_{yA}(t)$ and average dynamic stress at the minimum section $\sigma_{ynom}(t)$ in case 3



(b) Dynamic stress concentration factor $K_{td}(t) = \sigma_{yA}(t)/\sigma_{ynom}(t)$

図 10　Constancy of dynamic stress concentration factor



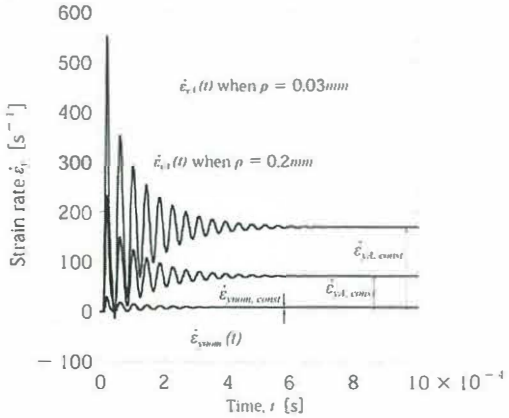
(a) Case 2 (u/t = 350mm/s, u_{max} = 0.1mm)　(b) Case 3 (u/t = 350mm/s, u_{max} = 1.5mm)　(c) Case 5 (u/t = 5000mm/s, u_{max} = 1.5mm)

図 11　Strain rate distribution along minimum section when the maximum strain rate appears for $\rho = 0.03mm$

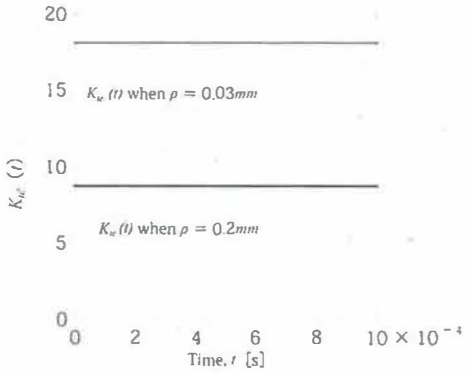
を求める場合，直接切欠き底で測定する必要はなく，最小断面上の中央部での平均的な応力が分かれば静的応力集中係数 K_{ts} を用いて算定することができる。

2.2　ひずみ速度集中係数

図 11 に荷重軸方向に最大ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{yA}(t) = \dot{\varepsilon}_{max}$ が発生した時間 t における最小断面の最大ひずみ速度分布を示す。図 11（a）と図 11（b）を比較すると，最大変位 u_{max} は異なるが引張速度 u/t が等しいためひずみ速度分布は等しい。図 11（b）と図 11（c）を比較すると，最大変位 u_{max} は等しいが引張速度 u/t が異なるためひずみ速度分布は異なる。これは 1.4 で述べたように，ひずみ速度は最大変位にかかわらず引張速度に依存するためである。つぎに，ひずみ速度集中係数 $K_{t\dot{\varepsilon}}(t)$ を $K_{t\dot{\varepsilon}}(t) = \dot{\varepsilon}_{yA}(t)/\dot{\varepsilon}_{nom}(t)$ として定義する。図 11 より，ρ = 0.03mm では $K_{t\dot{\varepsilon}}(t) = 20.8$ となり，全てのケースで一致する。また ρ = 0.2mm においても $K_{t\dot{\varepsilon}}(t) = 8.65$ となり，ひずみ速度集中係数 $K_{t\dot{\varepsilon}}(t)$ が全てのケースで一致する。つまり，切欠き底に生じる最大ひずみ速度と最小断面の平均ひずみ速度の比，ひずみ速度集中係数 $K_{t\dot{\varepsilon}}(t)$ は，引張速度に拘わらず切欠き形状で決まる値である。図 12（a）に，任意の時間 t における ρ = 0.03mm, 0.2mm の切欠き底のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{yA}(t)$ と最小断面の平均ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{nom}$ を示す。図 12（b）に，任意の時間 t における $K_{t\dot{\varepsilon}}(t)$ を示す。図 12（b）より，$K_{t\dot{\varepsilon}}(t)$ が時



(a) Dynamic strain rate at the notch root $\dot{\varepsilon}_{y,t}(t)$ and average dynamic stress at the minimum section $\dot{\varepsilon}_{ynom}(t)$ in case 3



(b) Strain rate concentration factor　$K_{t\dot{\varepsilon}}(t) = \dot{\varepsilon}_{y,t}(t)/\dot{\varepsilon}_{ynom}(t)$

図 12　Constancy of strain rate concentration factor

間によらず常に一定であることが分かる。よってひずみ速度に関しても動的応力と同様，最小断面の中央で測定すれば切欠き底の最大ひずみ速度が確定する。

3 ポリカーボネートの衝撃特性と時間－温度換算則の適用

3.1 切欠き試験片の応力－ひずみ応答と破壊エネルギーの温度依存性

一般的な衝撃特性の指標であるIzod試験と概ね同等の条件である引張速度3500mm/s，切欠き半径R＝0.2mmの高速引張試験により得られた温度に対する両材の応力－ひずみ応答変化を図13に示す。切欠き底の応力とひずみを正確に計測するのは困難なため，応力は最小断面部での公称値＝荷重／初期の断面積，ひずみは平滑材同様の公称値＝変形量／初期のゲージ長さ（G. L. ＝50mm）を用いている。また，高速の試験であるため，応力－ひずみ応答には若干の振動ノイズが含まれているものの，挙動を比較するための十分な精度が得られている。基準となる296Kの応答において，応力100MPa，ひずみ5％程度で降伏挙動を示し，その後わずかではあるが塑性変形を生じていることが分かる。次に，273Kに温度を低下させても，同様に降伏挙動を示し，破断ひずみに大幅な変化はないが，降伏応力が増加する。これは，粘弾性体である高分子材料では，温度を低下させることで分子の運動性が低下するため，塑性流動を起こし難くなることに対応している。さらに温度を低下させると，263K以下では温度に依存せず破断ひずみが大幅に低下し，296Kでの降伏応力以下で破断していることが分かる。

ポリカーボネートの296Kおよび243Kの高速引張試験後の破面について，SEMによる観察を実施した結果を図14に示す。なお，図中左側にある直線部が切欠き底に相当している。試験温度296Kでは，切欠き底が延性材料に特有の試験片厚み中央を中心とした塑性変形を起こしており，その点から破壊が生じている。破面は比較的滑らかであり，延性的な破壊となっている。243Kになると，切欠き底の塑性変形は見られず，やや内部に形成されたクレイズを起点とした凹凸の激しいぜい性破面へと変化しており，Izod試験と同様の傾向を示している。

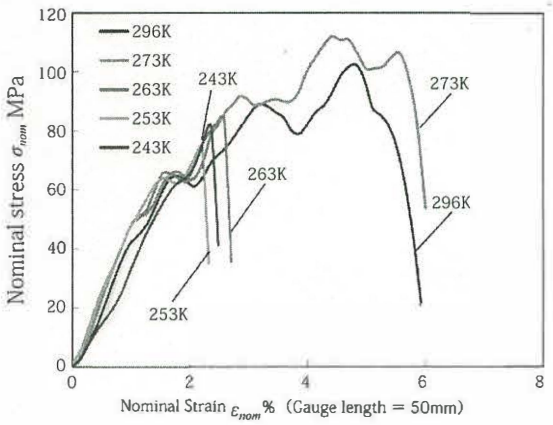
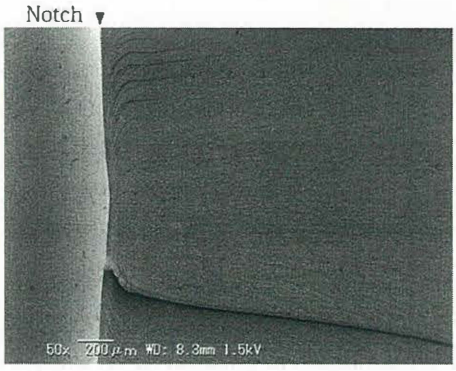
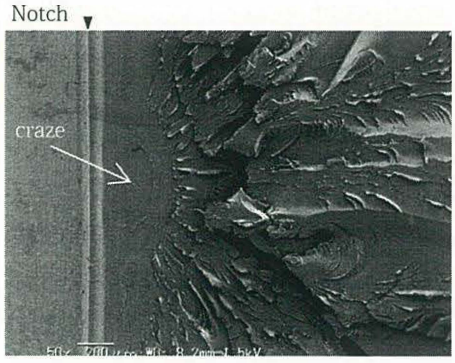


図 13 Stress-Strain curves at deformation rate 3500mm/s in various temperatures of polycarbonate



(a) 296K (ductile fracture)



(b) 243K (brittle fracture)

図 14 SEM micrographs of polycarbonate fracture surface at the deformation rate 3500mm/s

3.2 切欠き試験片の応力ーひずみ応答と破壊エネルギーの引張速度依存性

次に，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応力ーひずみ応答変化を図15に示す。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こし難く90MPaとやや低い値となっている。試験温度243Kにおける100mm/sの高速引張試験後の破面について，SEM観察を実施した結果を図16に示す。なお，3500mm/sの破面については，図14の（b）となる。図より，試験速度100mm/sの場合，厚み中央を中心として塑性変形を起こし，切欠き底表面から延性破壊を生じていることが分かる。3500mm/sの破面では前述の通りぜい性破壊となっている。これらの結果から，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確認された。

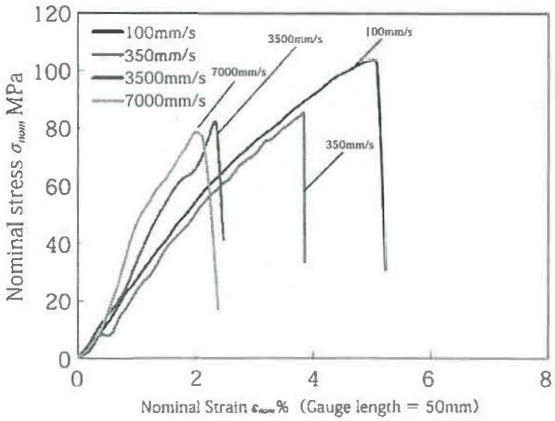


図 15 Stress-Strain curves at temperature 243K in various deformation rates of polycarbonate

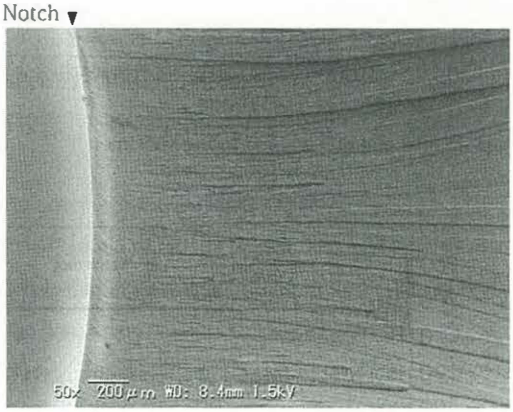


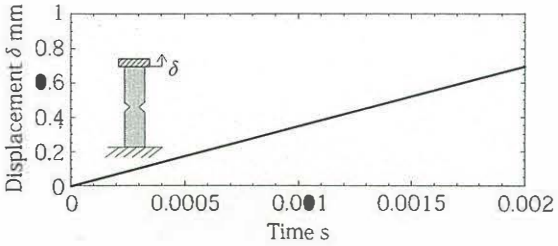
図 16 SEM micrographs of polycarbonate fracture surface at the temperature 243K and the deformation rate 100mm/s

3.3 切欠き試験片の破断ひずみ変化への時間ー温度換算則の適用

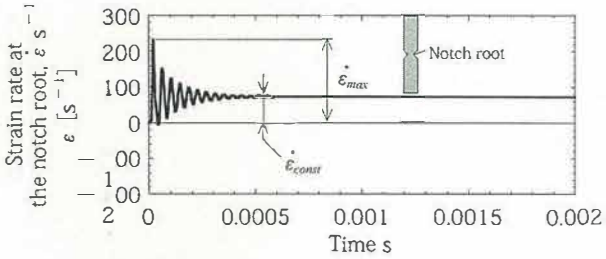
前節までに述べたとおり，ポリカーボネートの高速引張試験時の挙動は，温度と試験速度の双方に依存性を示しており，時間ー温度換算則の適用可能性が示唆される。時間ー温度換算則とは，時間と温度スケールには等価性があり，短時間の現象は低温の現象，長時間の現象は高温の現象にそれぞれ対応するという線形粘弾性理論に基づいた考え方であり[16]，クリープ特性の予測法として広く用いられ[17,18]，曲げ弾性率[19]などへも適用が広がっている。時間ー温度換算則は線形性の保たれる領域での適用に限られてきたが，近年では大変形かつ非線形性の強いポリエチレンの引張破壊特性に対し，切欠き付試験片を用いてネッキング領域を最小限に抑えることで時間ー温度換算則の適用が可能であることが報告されている[20]。本研究においても切欠き付試験片を用いていることから，得られた衝撃試験結果についても時間ー温度換算則が適用できる可能性がある。そこで，延性／ぜい性遷移により衝撃特性に大きな影響を与えている破断ひずみに対して時間ー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，前述の通り，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，前章において動的数値解析により最小断面部のひずみ速度分布を求めた。高速引張試験における切欠き底のひずみ速度は，図17（a），（b）に示すように荷重を与えると同時に最大のひずみ速度$\dot{\varepsilon}_{max}$を生じた後に振動する。そして，切欠き底でのひずみ速度は引張速度を与え続ける間，一定の値$\dot{\varepsilon}_{const}$へと収束する。最大ひずみ速度$\dot{\varepsilon}_{max}$および

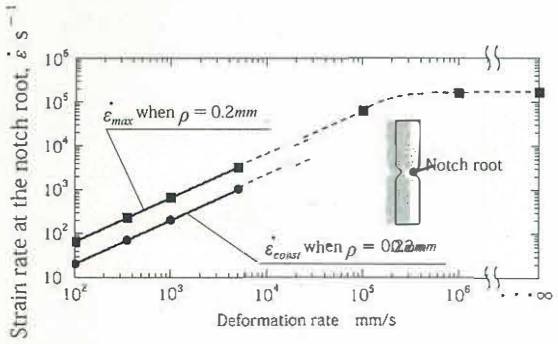
収束ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{const}$ の引張速度 u/t との関係は，図 17 (c) に示すように高速引張試験の試験速度範囲である 10^5mm/s 以下ではひずみ速度が引張速度に比例している。しかし引張速度が 10^5mm/s 以上になるとひずみ速度は一定値へと収束していく。また，最少断面におけるひずみ速度分布は，図 18 に示すように切欠き底付近で急激にひずみ速度が上昇し，その上昇率は形状に依存した切欠き底の最大ひずみ速度と最小断面の平均ひずみ速度の比であるひずみ速度集中係数 $K_{t\dot{\varepsilon}}$ で定義できる。



(a) Displacement δ applied to the specimen



(b) Definition of the maximum strain rate $\dot{\varepsilon}_{max}$ and the converged strain rate $\dot{\varepsilon}_{const}$ for the displacement δ



(c) Maximum strain rate and converged strain rate vs tensile speed

図 17 When the displacement is applied to the specimen as shown in (a). The strain rate at the notch appears as shown in (b). The maximum strain rate $\dot{\varepsilon}_{max}$ and the converged strain rate $\dot{\varepsilon}_{const}$ is proportional to the tensile speed as shown in (c)

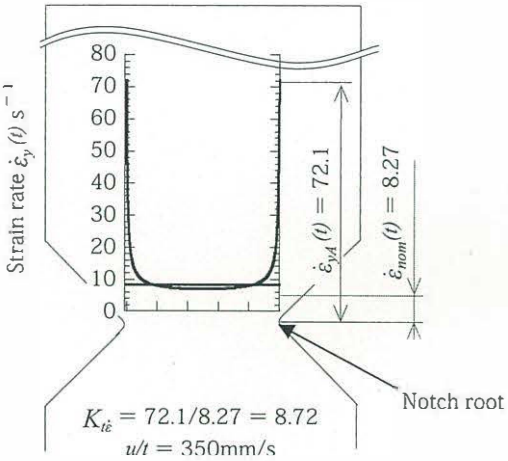


図 18 Strain rate distribution along minimum section when the converged strain rate appears for $\rho = 0.2mm$

この解析より得られたひずみ速度集中係数 $K_{t\dot{\varepsilon}} = 8.72$ 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（(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 19 に示す。図より，破断エネルギーの変化挙動と同様，両材共に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

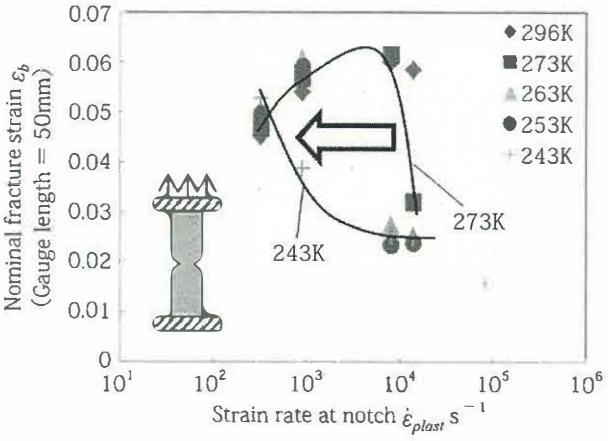


図 19 Relationship between nominal fracture strain ε_b and notch root strain rate $\dot{\varepsilon}_{plast}$ at various temperatures for polycarbonate

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20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－温度移動因子である。PC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，それ以外では両材ともに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。マスターカーブは，換算ひずみ速度 10^3/s 程度までは降伏応力が大きくなることで破壊ひずみも増加しているが，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。これは，ひずみ速度の増加に伴って大きくなる降伏応力がクレイズ形成応力を上回り，クレイズを伴うき裂生成・進展が先行してぜい性破壊へ遷移したためと考えられる。本研究に用い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，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。また，マスターカーブを作成した際のシフトファクター a_T は温度の上昇に伴って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。このことから，アレニウス型の温度依存ではなく，次式に示すWLF式[21]に従うと考えられる。

$$\ln a_T = -\frac{C_1(T-T_0)}{C_2+T-T_0} \qquad (1)$$

ここで，C_1 と C_2 は定数であり，T_0 は基準温度である。T_0 = 296K としたときの値は0.71と63.4，となった。設計に活用可能なぜい性破壊指標を得ることを目的とし，得られた高速引張試験結果に対して時間－温度換算則の適用を検討した結果，切欠き半径0.2mmの試験片について，切欠き底のひずみ速度と破断ひずみの関係に対して時間－温度換算則が成立することを明らかにし，またこれよりマスターカーブを作成することで広範囲のひずみ速度域ならびに温度域に対応する延性／脆性破壊の予測を可能にした。

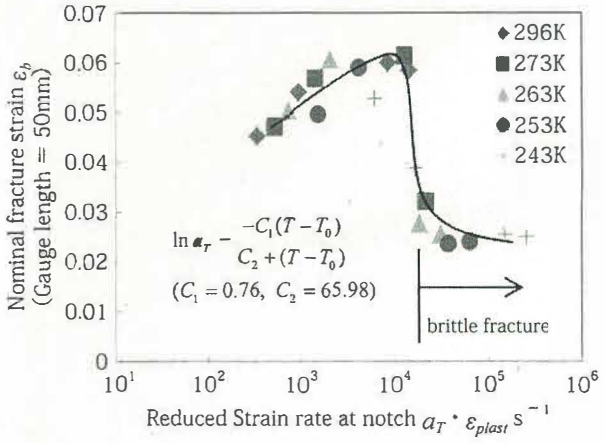


図 20 Master curves of the nominal fractured strain ε_b of polycarbonate expressed in terms of reduced strain rate $a_T \cdot \dot{\varepsilon}_{plast}$ based on elastic-plastic analysis to predict ductile or brittle fracture

参考文献

1) Radin, J., and Goldsmith, W., Normal missile penetration and perforation of layered plates, Int. J. Impact Engng, Vol. 7, pp. 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, pp. 665-670（1995）

3) 本間精一，プラスチックの実用強さと耐久性（4），プラスチックス，Vol. 55，No. 1，pp. 174-182，（2004）

4) 竹田英俊，樹脂材料の高速引張試験法，マテリアルライフ学会誌，Vol. 20，No. 3，pp. 118-124，（2008）

5) 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，pp. 636-640（1972）

6) 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, pp. 255-274, (2004)

7) 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，pp. 377-384（1972）

8) 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，pp. 709-717，（1966）

9) Georgiadis, H. G., Dynamic Stress Concentration Around a Hole in a Viscoelastic Plate, Acta Mechanica, Vol. 111, No. 1-2, pp. 1-12, (1995)

10) 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，pp. 2466-2471，(1997)

11) 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，pp. 2472-2477，(1997)

12) 井上裕嗣，岸本喜久雄，青木繁，衝撃問題における逆解析，日本機械学会論文集A編，Vol. 63，No. 616，pp. 2478-2484，(1997)

13) MSC. Marc 2005, VolA-Z, MSC. Software Co., p. 5 (2004)

14) 野田尚昭，髙瀬康，設計に活かす切欠き・段付き部の材料強度，日刊工業新聞社 pp. 187，(2010)

15) 内藤正鄰，台丸谷政志，衝撃荷重下における金属材料の動的降伏について，材料，Vol. 33，No. 370，pp. 801-807（1984）

16) 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, pp. 669-692, (1948)

17) 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ー温度換算則の適用性，材料，Vol. 43，No. 487，pp. 441-444，(1994)

18) 宮野靖，山本俊浩，中田政之，石黒武，一方向 CFRP 積層板の曲げによる静的，クリープおよび疲労の破壊挙動の時間および温度依存性，日本複合材料学会誌，Vol. 24，No. 4，pp. 130-136，(1998)

19) 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ー温度依存性と内部構造，材料，Vol. 46，No. 1，pp. 89-95（1997）

20) 新田晃平，石風呂髙志，ポリエチレン固体の延伸破壊特性，高分子加工，Vol. 51，No. 6，pp. 251-255（1997）

21) Williams, M. L., Landel, 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, pp. 3701-3707, (1955)