

動的破壊靱性解析へのローカルアプローチの適用 とその問題点

正員 田川 哲哉* 正員 島 貫 広 志**
正員 萩 原 行 人** 正員 宮 田 隆 司*

Application of Local Fracture Criterion Approach for Dynamic Fracture Toughness

by Tetsuya Tagawa, *Member* Hiroshi Shimanuki, *Member*
Yukito Hagiwara, *Member* Takashi Miyata, *Member*

Summary

Influence of dynamic loading on the fracture toughness of steels has been investigated analytically and experimentally. Stress singularity at a crack tip and applicability of fracture mechanics parameter have been discussed with dynamic FEM analysis. An augmentation of the stress field due to the increase of loading rate could be successfully normalized with the yield strength referred to the rate-temperature parameter; R at a particular location near the crack tip. The Weibull stress obtained by the stress integration around the crack tip for the applied stress intensity factor K could be also normalized with the reference yield strength independent on the loading rate. These results imply that the dynamic fracture toughness can be described with R parameter at a specified location near the crack tip.

The transition behavior of fracture toughness $Kc(Jc)$ under static, quasi-static and dynamic loadings were investigated for four kinds of steels with different strengths. Lower strength steel showed more significant embrittlement due to the increase of the loading rate, as is previously reported. Predictions of the fracture toughness under quasi-static and dynamic loading was examined with the Local Fracture Criterion Approach. As a measure of loading rate, R parameter evaluated from elastic strain distribution was taken for simplification. The experimental fracture toughnesses $Kc(Jc)$ smaller than $100\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ were well described with the simplified prediction. The predicted values for the larger fracture toughness, however, were too conservative. This may be due to the constraint loss around the crack tip and/or the heat effect by plastic work and/or the dynamic effect on the cleavage fracture strength.

1. 緒 言

阪神淡路大震災以来、破壊靱性の負荷速度依存性が再び注目されるようになってきている¹⁾。負荷速度が鋼材の機械的性質に対して及ぼす影響は降伏応力に対して顕著であり、ひずみ速度と温度を取り込んだひずみ速度-温度パラメータ (Rate-Temperature parameter; 以下 R と呼ぶ)²⁾ による整理がなされている。しかし、破壊靱性を考える場合、き裂先端で一定でない R の取り扱いやき裂先端での塑性仕事による断熱昇温の影響^{3,4)}、あるいはそれらによりき

裂先端で生じる構成式変化が応力場に及ぼす影響など、動的破壊靱性を考える上では未解決の問題が多い。問題点を整理すると、

①「動的負荷と静的負荷において、 J , K あるいは δ といった破壊力学パラメータによりき裂先端の応力場の等価性は保証できるか。」

②「動的負荷と静的負荷において、破壊条件 (破壊に対する応力条件) は一定であるか。」

これらの問題は、動的破壊靱性を静的問題と同様に Jc , Kc あるいは δ_c で評価でき得るかという基本的な問題である。

一方、豊貞ら^{5,6)} や金田ら⁷⁾ を始めとして、動的破壊靱性がき裂先端のある特定の位置あるいは領域における R を用いてある程度整理できるといった報告⁸⁾ もあるが、あくまでも実験的な整理であり、き裂先端での R の変化を考えると、その理論的根拠が明確でない。従って、

③「破壊靱性に対する R の物理的意味の解明」が必要とな

* 名古屋大学工学研究科材料機能工学専攻

** 新日本製鐵 (株) 鉄鋼研究所

原稿受理 平成 11 年 1 月 8 日

春季講演会において講演 平成 11 年 5 月 12, 13 日

る。

一方、著者らはこれまで鋼のへき開破壊が基本的に材料の変形条件と破壊条件により決まるという立場（ローカルアプローチ⁹⁾）から、静的破壊靱性に対して理論的・実験的検討を行ってきた^{10,11)}。本研究では、強度の異なる4種類の材料に対して破壊靱性の変位速度依存性の検討を行うとともに、弾塑性動的有限要素法（D-FEM）を用い、負荷速度の増加に対するき裂先端応力場の変化を検討するとともに、ローカルクライトリオンアプローチを適用し¹²⁾、上記の3つの問題の解明を試みた。さらにローカルアプローチに基づいた破壊靱性評価式^{10,11)}を用いて、負荷速度増加による靱性変化を簡易的に推定する手法を検討するとともに、そこでの問題点を検討した。

2. 供試材および実験方法

供試材は4種類の鋼材で、化学成分をTable 1に、機械的性質をTable 2に示す。破壊靱性はASTM E1820に準拠し板厚1インチのCT試験片を用いJ積分で評価した。実験結果の解析では、平面ひずみ状態を仮定し J_c を K_c に換算して示している。変位速度は0.005, 1, 500 mm/secの3水準とし、各変位速度における遷移曲線を測定した。

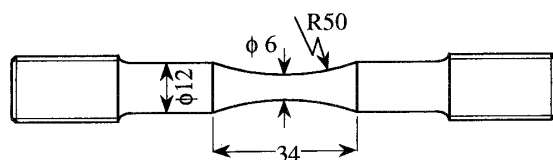
各供試材の降伏応力 σ_{ys} は、Fig.1(a)に示す砂時計型丸

Table 1 Chemical composition of steels tested (mass%).

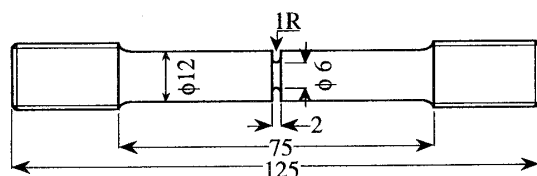
	C	Si	Mn	P	S
SM400B	0.17	0.19	0.69	0.028	0.010
SM490B	0.16	0.44	1.34	0.013	0.004
SA440	0.14	0.24	1.44	0.011	0.002
HT780	0.11	0.22	0.84	0.010	0.002

Table 2 Mechanical properties of steels tested.

	σ_{ys} , MPa	σ_{uts} , MPa	R.A.
SM400B	289	483	0.65
SM490B	343	593	0.67
SA440	489	582	0.73
HT780	777	826	0.76



(a) Smooth round bar tensile specimen.



(b) 1mmR notched round bar tensile specimen.

Fig.1 Configuration of tensile specimens.
(dimensions are in mm)

棒試験片の最小断面部に貼付したひずみゲージにより測定された0.2%耐力を用いた。 $10^{-3} \sim 10^3$ mm/secの間の4水準の変位速度において、室温から -196°C に渡る数温度で実験を行い、各変位速度における降伏応力の温度依存性を評価した。各試験片のひずみ速度と試験温度を基にひずみ速度-温度パラメータ(R)を算定したが、ひずみ速度はひずみゲージにより測定した弾性域から降伏初期段階の値を用いた。温度はひずみゲージをはさむ2カ所に取り付けた熱電対で測定した値を用いた。Rは次式の定義を用いた。

$$R = T \ln(A/\dot{\epsilon}), K \quad (1)$$

Tは温度(K), $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度(/sec), Aは定数で、ここでは 10^8 一定とした⁹⁾。

へき開破壊強度はFig.1(b)に示す1mmR円周切欠き丸棒試験片を用い -196°C で評価した。この引張試験に関しても 10^{-4} , 10^{-2} , 15 mm/secの3種類の変位速度で試験を行い、破壊強度の変位速度依存性を検討した。へき開破壊強度の評価に際しては、後述する動的有限要素法により算定される試験片破壊時のWeibull応力($\sigma_{w,cr}$)および最大主応力(σ_c)の2種類¹¹⁾を用いた。

き裂材、切欠き材の応力解析には動的有限要素法（D-FEM）を用い、Weibull応力の解析やき裂先端の応力分布、Rの分布について検討を行った。D-FEMは8節点アイソパラメトリック4角形要素を用いた有限変形2次元問題（CT試験片：平面ひずみ、1mmR切欠き丸棒：軸対象）として解いた。特に解析精度上の問題となるCT試験片のメッシュ分割図をFig.2に示す。ここでは切欠き底半径 $5\mu\text{m}$ の切欠きを疲労き裂と見なしている。計算手法は豊貞ら⁴⁾の行った方法を参考に、簡易化した手法を用いた。すなわち、FEM計算における各ステップの流動応力は材料の構成式を介してひずみ速度と相互に関連するため、正確には豊貞ら⁴⁾が行ったように収束計算を用いて一連の関係を満足するRを基に決定すべきであるが、ここで

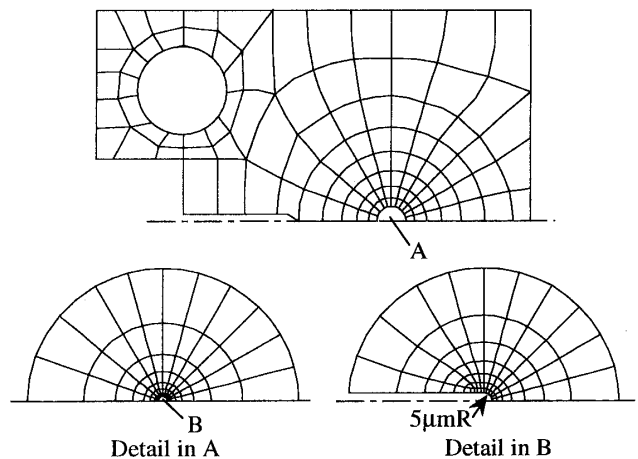


Fig.2 Finite element mesh for CT specimen.

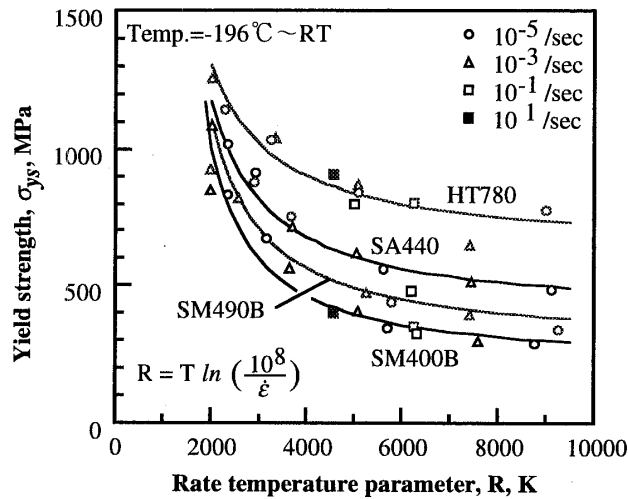


Fig.3 Relation between yield strength, σ_{ys} and rate-temperature parameter, R for steels tested.

は簡単のため増分計算を用いた。また、 R の算定には塑性仕事による昇温は考慮したが、熱伝導は現象が高速であることからここでは無視した。そのため、 $\dot{\epsilon}$ が $10^{-3}/\text{sec}$ より小さい場合は場合は発熱はないものとした。発熱量の算定は塑性仕事の90%が熱に変換されるものと仮定し⁴⁾、エネルギー変換係数、比熱などの値は豊貞ら⁴⁾と同じ値を用い温度に換算した。この昇温に伴う熱ひずみは無視

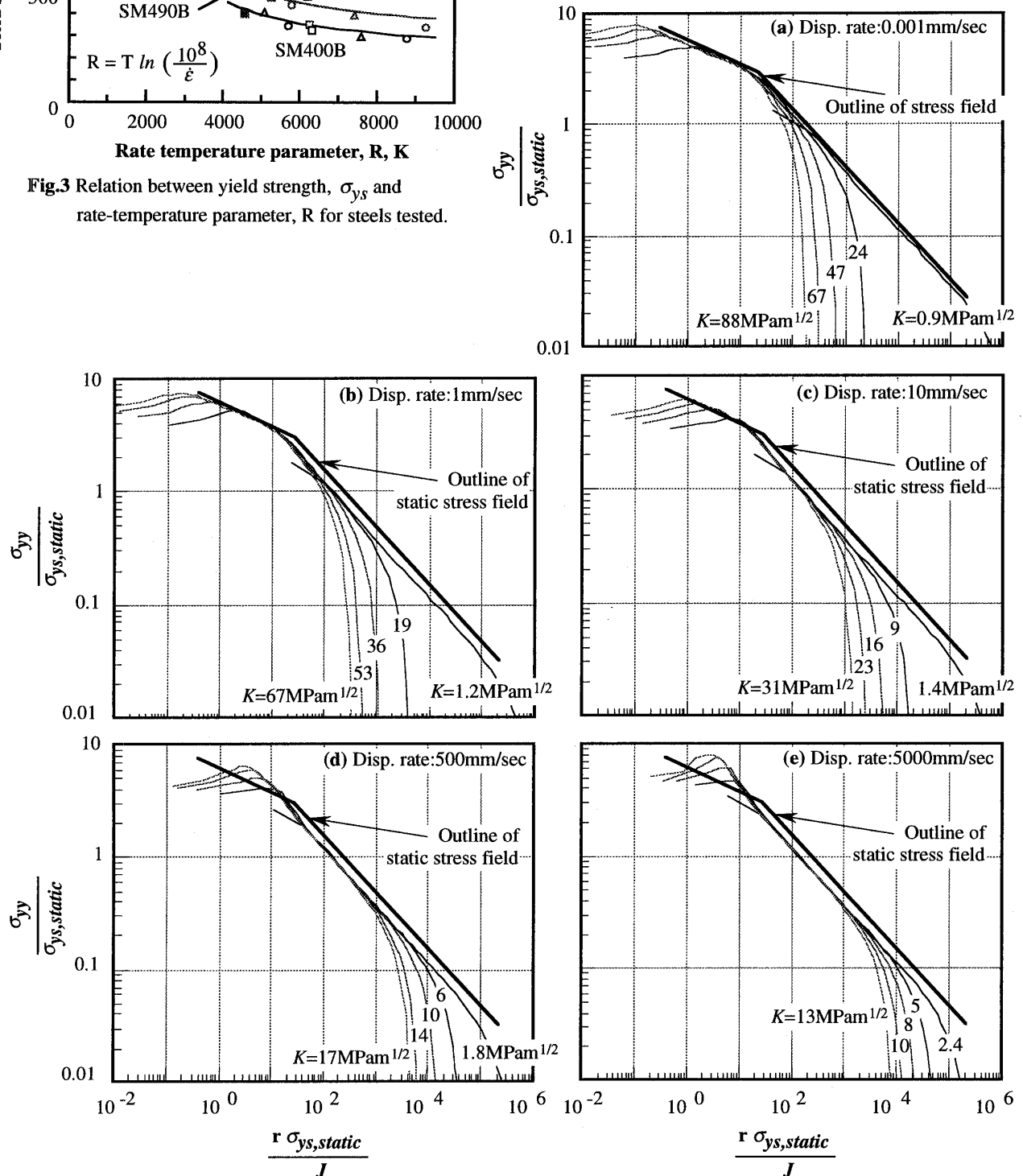


Fig.4 Normalized stress distributions along crack line for displacement rate from 0.001mm/sec to 5000mm/sec (1T-CT, -50 °C, SM400B).

したが、昇温の著しい位置では熱ひずみに比較してはるかに大きな塑性ひずみを生じていることから、妥当であると考えられる。この昇温量とひずみ速度を基に次ステップの R パラメータを算定し、降伏応力 σ_{ys} を決定した。そこで必要となる σ_{ys} - R 関係は各供試材の実験結果を基に次式で近似した関数を用いた。

$$\sigma_{ys} = C_1 \exp(C_2/R) \text{-----} (2)$$

C_1, C_2 は材料定数である。材料の構成式は後藤ら¹³⁾の方法と同様に、(2)式で算定された降伏応力を基に参照した硬化指数 n を用いた n 乗硬化則で与えた。

3. 実験結果

3.1 動的負荷に伴うき裂先端の応力場の変化

各供試材の降伏応力を R で整理した結果を Fig.3 に示す。ややバラツキもあるが、異なる温度、ひずみ速度の下で評価した降伏応力は R パラメータで一義的に整理できることがわかる。また、従来から言われているように、強度の低い材料ほど (SM400B) 降伏応力の R 依存性が大きいことがわかる。図中の曲線はこれらの実験結果を (2) 式で近似した関数である。

Fig.4 に D-FEM により得られた CT 試験片のき裂線上の応力分布を無次元化距離に対して示す。応力あるいは J 積分の無次元化には便宜的に静的な ($\dot{\epsilon}=10^{-5}/\text{sec}$) 降伏応力を用いた。ここで用いた FE メッシュでは切欠き底半径 $5\mu\text{m}$ の切欠きをき裂と見なしているため、き裂先端に除荷領域が見られるが、静的 (変位速度: $0.001\text{mm}/\text{sec}$) 負荷の結果 (Fig.4(a)) には弾性特異応力場、HRR 特異応力場が明瞭に見受けられる。変位速度が早くなるにつれて、応力場の特異性は強まり、弾性特異応力場あるいは直線硬化の特異応力場に近い状況に遷移していくことがわか

る (Fig.4(b) $\rightarrow$ (c) $\rightarrow$ (d) $\rightarrow$ (e))。比較のために、Fig.4(b), (c), (d), (e) には静的な結果 (Fig.4(a)) も合わせて示しているが、負荷速度増加に伴い応力特異性が遷移した結果、き裂先端の応力は静的状態に比較して高くなっていることがわかる。材料の破壊条件 (限界応力) が負荷速度に依存するか否かを議論する必要はあるが、このき裂先端での高応力が動的負荷での脆化の主因であると考えられる。動的負荷により、このような応力特異性を示す理由の詳細は現在検討中であるが、ひずみレベルの大きなき裂先端ではひずみ速度も大きくなり、材料の構成式が直線硬化に近づいたことによるものと考えられる。

Fig.5 にき裂線上における R 分布の負荷に伴う変化をき裂先端からの距離に対して示す。き裂の極先端では塑性仕事による発熱の影響が顕著であり、 R は負荷とともに上昇して行くが、豊貞ら⁴⁾が指摘しているように R はき裂先端から $100\mu\text{m}$ 程度の位置に棚 (豊貞らの言う $R\gamma$) を生じる分布となっていくことがわかる。豊貞らはこの棚の値 $R\gamma$ を負荷速度レベルの指標として用いると、破壊靱性に及ぼすひずみ速度の影響がよく整理できるとしている⁵⁾。本研究ではこの特定の位置における R の持つ意味を明らかにしようとするものがあるが、棚の値 ($R\gamma$) は J とともに変化するため算定が煩雑であること、動的靱性問題で議論となるのは指数乗で異なるような大きな負荷速度変化であることから、ここでは簡単のために弾性状態での R 分布を基にき裂先端から $100\mu\text{m}$ の位置における R , $R_{els, X=100\mu\text{m}}$ を負荷速度レベルの指標として用いることにする。き裂先端の弾性状態の R 分布は、ひずみ分布の解析解を基に外的負荷条件すなわち dK/dt から容易に求めることが可能である。また、き裂先端からの距離として特定した $100\mu\text{m}$ という値は、靱性試験片破面に観察された破壊起点が予き裂端 $50\mu\text{m}$ から $800\mu\text{m}$ の範囲 (Fig.5 中の墨

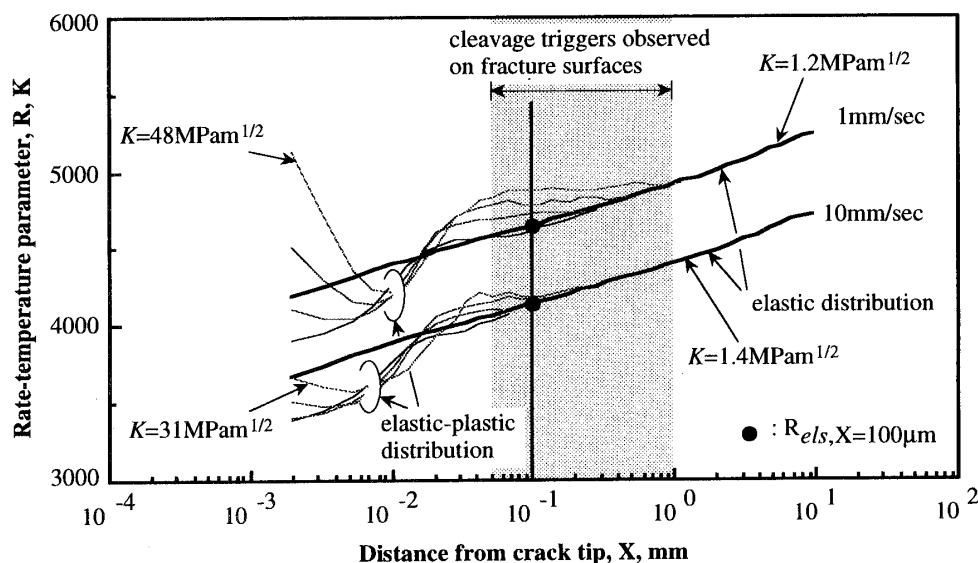


Fig.5 R distributions on crack line obtained by D-FEM for SM400B at -50°C .

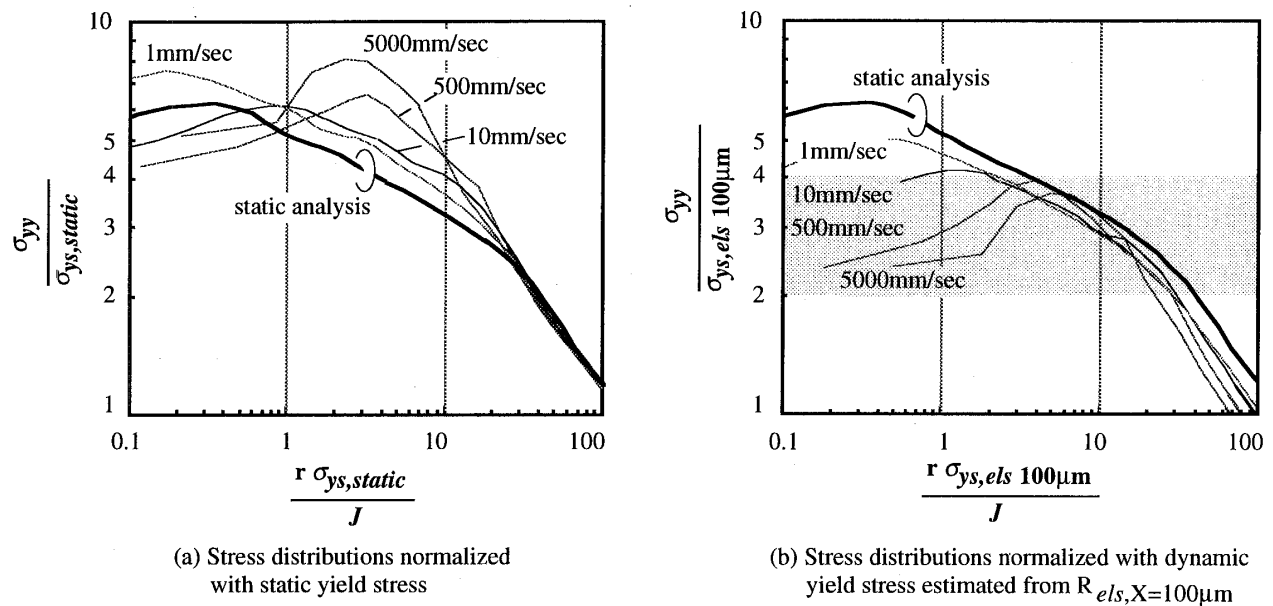
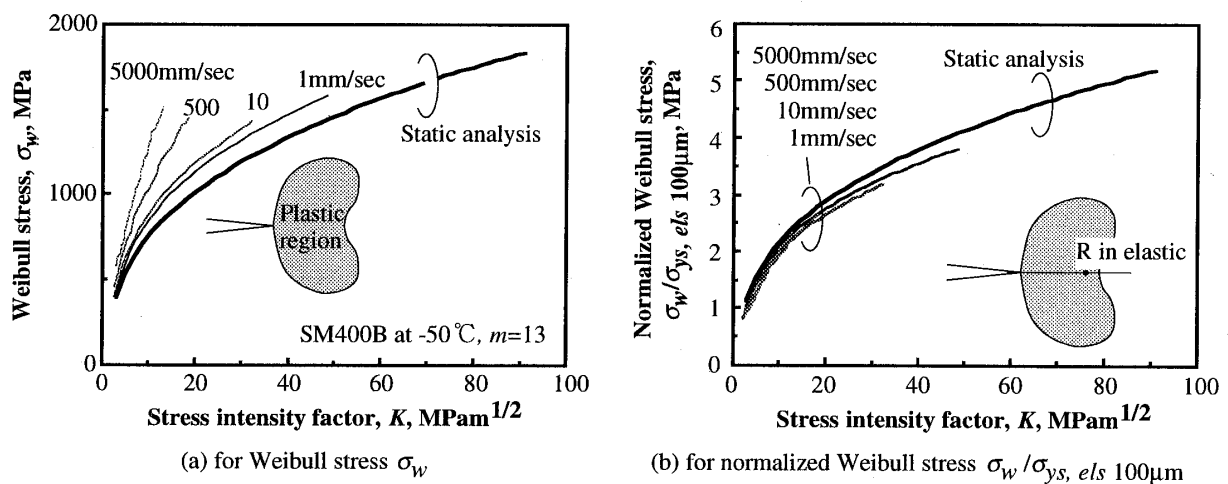


Fig.6 Normalized stress distributions along crack line (1T-CT, -50°C, SM400B)

Fig.7 Relation between Weibull stress σ_w and stress intensity factor K for displacement rates from 10^{-3} to 5×10^3 mm/sec (1T-CT, SM400B, -50°C).

塗り部分)に分布していること、この範囲でR分布が棚を形成することから便宜的に定めた。これを仮に200 μm や300 μm としても、あるいは負荷に応じて多少増大させたとしても、後の考察にほとんど差異は生じない。Fig.6(a)はFig.4(a)~(e)までの各変位速度の結果の高応力となる部分のみを同時に示したものであり、既に述べたようにき裂先端近傍応力の絶対値が負荷速度の増大に伴いかなり高くなることを示している。一方、Fig.6(b)はき裂先端から100 μm の位置における弾性変形におけるR、 $R_{els, X=100\mu m}$ を基に算定した降伏応力を用い、応力およびJの無次元化を行った結果である。Fig.6(b)の結果によると、破壊の起こり得る降伏応力の2~4倍の高応力域において、いずれの変位速度においても無次元化応力はほぼ一致しており、こうした無次元化によりJ積分を用いた応力場の記述が動的問題でも可能なことを示している。

すなわち、J積分は動的問題に対しても単一の応力場パラメータとしての意味を有し、材料の破壊条件(限界応力)が負荷速度に依存しないことを前提にすると、静的靱性も含め、動的靱性のある特定の位置におけるRで整理できるという実験結果の根拠となるものである。

へき開破壊の破壊条件として、Weibull応力を用いた評価が有効であることをこれまで示してきた^{11,14)}が、Fig.4のFEM応力解に対してもWeibull応力 σ_w を次式より求めた。

$$\sigma_w = \left\{ \sum \frac{V_i}{V_o} \sigma_{ps,i}^m \right\}^{1/m} \quad (3)$$

V_i , $\sigma_{ps,i}$ は*i*番目要素の体積と最大主応力であり、塑性域に対して計算を行った。また、 V_o は材料の単位体積であるが、ここでは1とした。Fig.7(a)に得られたWeibull応

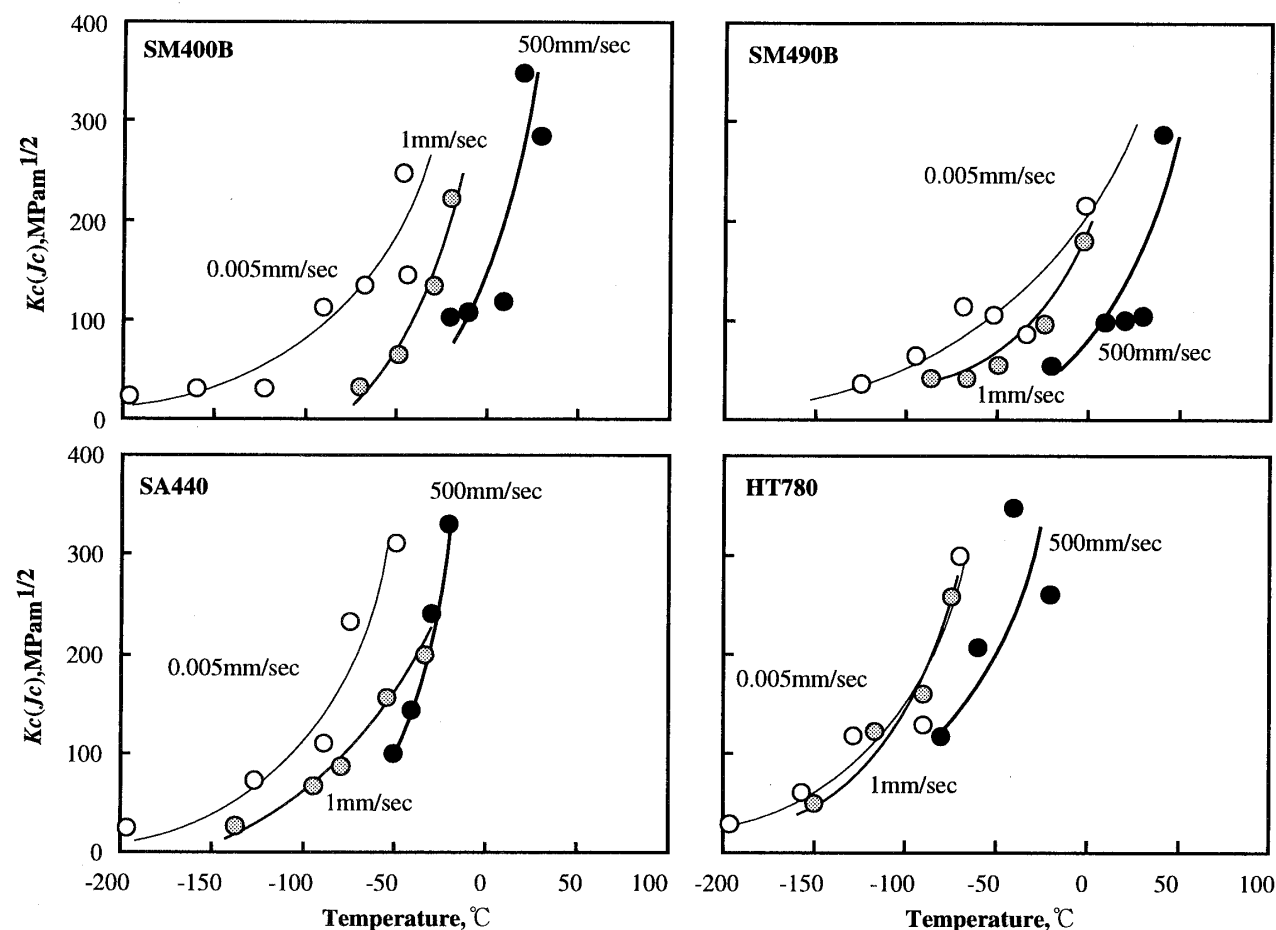


Fig.8 Temperature dependency of fracture toughness $Kc(Jc)$ for steels tested.

力 σ_w を応力拡大係数 K に対して整理した結果を示す。Weibull 応力の算定に際しては、限界 Weibull 応力 $\sigma_{w,cr}$ の Weibull 形状係数 m ((3) 式の指数項) が必要となるが、後述する破壊靱性の温度依存性と降伏応力の温度依存性の実験結果を基に後出の (4) 式から逆に推定した値を用いた。Fig.7(b) は Fig.6(b) と同様にき裂先端から $100\mu\text{m}$ の位置における弾性状態の R , $R_{els,X=100\mu\text{m}}$ を基に算定した降伏応力で無次元化した Weibull 応力 ($\sigma_w/\sigma_{ys,els 100\mu\text{m}}$) と応力拡大係数 K の関係である。Fig.6 の結果からも容易に推定できる結果ではあるが、 K と σ_w に見られた大きな負荷速度依存性 (Fig.7(a)) は、き裂先端から $100\mu\text{m}$ の位置における弾性状態の R を基に算定した降伏応力で無次元化することにより、ほぼ消失することがわかる。Fig.6 と同様ではあるが、Weibull 応力をパラメータとして破壊条件を考えた場合でも、ある特定の位置における R でき裂の負荷速度レベルを代表させれば、動的負荷であっても静的破壊靱性と同等に実験結果が整理でき得ることを示している。

3.2 破壊靱性および破壊条件 (へき開破壊応力) の負荷速度依存性

Fig.8 に各供試材の靱性遷移曲線を示す。各材料とも変

位速度の増加に伴い遷移温度は上昇するが、その程度は低強度の材料で顕著である。また、遷移曲線が高温側にシフトする場合、全般的に破壊靱性の温度依存性が強くなる傾向にある。これは大変形破壊におけるき裂先端での発熱散逸が高速変形のために抑えられたといった昇温効果でも定性的に説明はできるが、高ひずみ速度では降伏応力の温度依存性は強くなるといった σ_{ys} - R 関係を基に考えても容易に推定できる傾向である。

3.1 節の議論の中でも述べたように、材料のへき開破壊条件 (限界応力) が負荷速度に依存するか否かは動的問題への破壊力学の適用性にかかわる重要な問題となる。これまで著者らは FEM 解析精度上の問題から 1mmR 円周切欠き丸棒を用いて材料の限界 Weibull 応力 (破壊応力) を評価してきた。Fig.9 はこれまでと同様に 1mmR 円周切欠き丸棒試験片を -196°C で負荷した場合の試験片最小断面の公称応力と Weibull 応力の関係を D-FEM で算定した結果である。実験は供試材の内、強度の最も低い SM400B と強度の最も高い HT780 に関して 3 種類の変位速度で行ったが、図中には対象材料の静的および準静的負荷の解析結果と実験で得られた試験片破壊時の公称応力およびその結果を D-FEM の結果に照らし合わせて推定される限界

Weibull応力 $\sigma_{w,cr}$ の値を併せて示している。後述するように、動的負荷(15mm/sec)の実験結果の一部はD-FEMで弾性変形と推定される負荷状態で破壊しており、塑性域を積分して得られるWeibull応力が定義不能であった。静的、準静的の2条件だけではあるが、限界Weibull応力 $\sigma_{w,cr}$ の負荷速度依存性は大きくはなく、第一近似的には負荷速度によらず一定と扱えるものと考えられる。

著者らはこれまでに、最弱リンク概念に基づくWeibull応力を破壊条件として、き裂先端の応力の解析解(HRR解)を適用して得られる関係式⁹⁾

$$Kc = C_3 \sigma_{ys} (\sigma_{w,cr} / \sigma_{ys})^{m/4} \quad \text{----- (4)}$$

を基礎として、静的破壊靱性の実験結果を解析し、より実用性の高い実験式

$$Kc = C_4 \sigma_c (\sigma_c / \sigma_{ys})^\alpha \quad \text{----- (5)}$$

を提案してきた^{10,11)}。 C_3 、 C_4 は材料定数である。(5)式の σ_c は1mmR円周切欠き丸棒を-196℃で破壊させた場合の破壊時の試験片内最大主応力であり、寸法効果を考慮した(4)式中の $\sigma_{w,cr}$ とは物理的意味は異なるが、同一試験片形状を用いた中で負荷条件などの影響を議論する限りにおいては有効である。指数 α は材料定数であり、(4)式との対応から考えて破壊応力のWeibull形状係数 m と同様な物理的意味を持つものと考えられるが、解析的な予測は困難であるので、実験結果が(5)式と最も相関するように定めている。

材料の破壊応力と破壊靱性の関連性を(5)式で議論する場合、 σ_c の負荷速度依存性が問題となる。Fig.10(a), (b)は

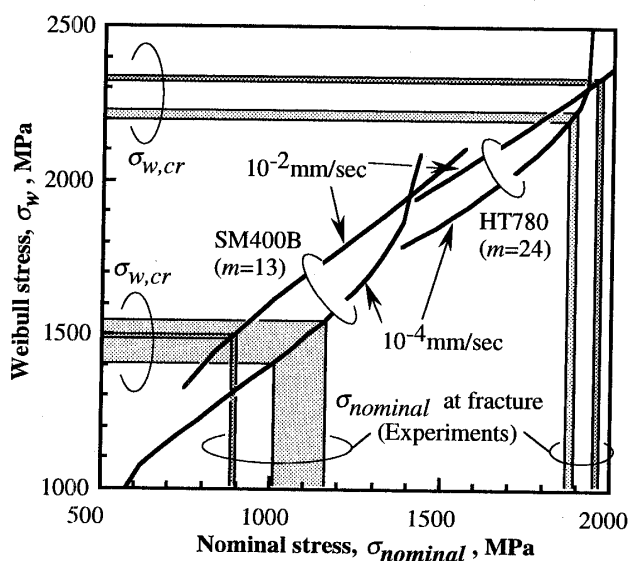


Fig.9 Relation between Weibull stress σ_w and nominal stress for 1mmR notched round bar tensile specimen obtained by D-FEM and estimated $\sigma_{w,cr}$ from experimental results for 10^{-2} and 10^{-4} mm/sec.

Fig.9と同様に1mmR円周切欠き丸棒試験片を-196℃で負荷した場合の切欠き底内部の最大主応力の変化を示したものである。図中には実験結果をD-FEMの結果に照らし合わせて推定されるへき開破壊応力 σ_c の値を併せて示している。Fig.10(a)の動的負荷(15mm/sec)においては、破壊がD-FEMで弾性変形と推定される負荷状態で起こっており、信頼性にやや欠ける結果となっている。これは極低温での高速変形であるため、Fig.3に示した σ_{ys} -R近似関数において極めて小さなRの領域にまで外挿して σ_{ys} を推定することになり、降伏応力を過大に評価したためである。こうした問題点はあるものの、Fig.9と同様にこの結果でもへき開破壊応力 σ_c の負荷速度依存性は大きくなく、動的靱性値の簡易推定に際しては、試行的に σ_c は負荷速度によらず一定と扱うこととする。

3.3 動的靱性の簡易推定

3.1節で述べたように、簡易的にき裂先端から100 μ mの位置における弾性変形下のR、 $R_{els, X=100\mu m}$ を負荷速度レベルの参照値として用いることで、き裂先端近傍の応力

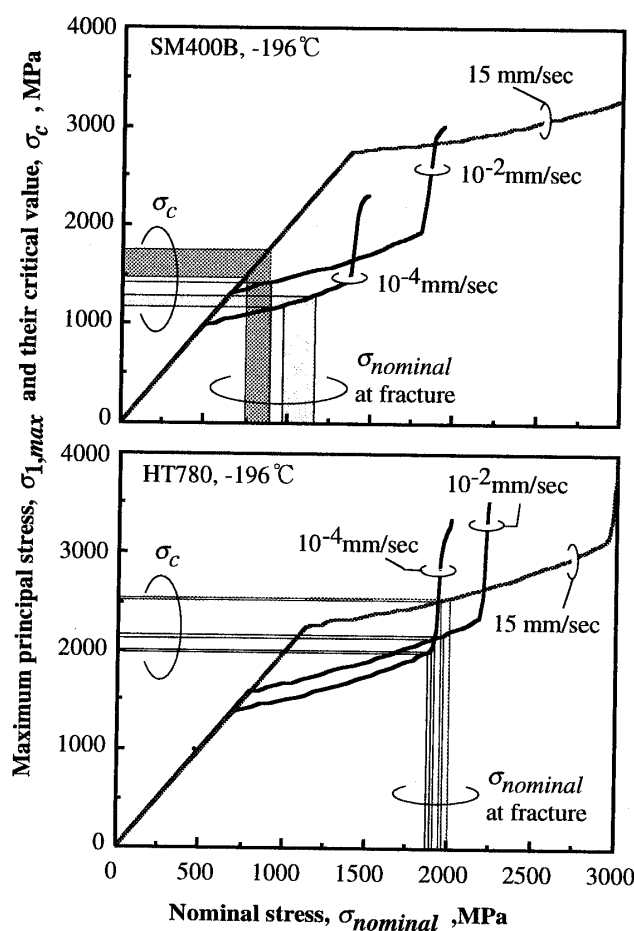


Fig.10 Relation between maximum principal stress $\sigma_{1,max}$ and nominal stress for 1mmR notched round bar tensile specimen obtained by D-FEM and cleavage fracture strength σ_c estimated from experimental results for 10^{-4} , 10^{-2} and 15 mm/sec.

は破壊力学パラメータで記述可能である。また、3.2節で示したように、へき開破壊応力 σ_c は負荷速度に大きくは依存しないようである。また、(5)式の指数 α は材料中の破壊発生核の分布に関連した一種の材料組織パラメータであると考えられる¹¹⁾ため、(5)式を動的問題に適用する場合、破壊条件は一定で、変形条件(σ_{ys})のみに動的影響を考慮することで、動的破壊靱性のある程度表現可能であると考えられる。

ここでは(5)式を基礎として、静的破壊靱性の実験結果のみから動的破壊靱性がどの程度推定可能かを検討する。上述のように動的負荷の効果は(5)式の降伏応力 σ_{ys} のみに与えることとし、その値は弾性変形におけるき裂先端のR分布(ひずみ速度分布)を参照し、き裂先端から100 μm の位置における値($R_{els, X=100\mu\text{m}}$)を用いることにする。従って、塑性仕事による発熱はまったく考慮されていないが、弾性変形におけるき裂先端のR分布はひずみ場の解析解を基に dK/dt などの負荷条件から容易に求めることができるものである。(5)式中の比例定数 C_4 や、へき開破壊応力 σ_c 、指数 α には動的負荷の効果はないものとして静的な実験結果、あるいは静的実験結果の相関より求めた値をそのまま用いた。Fig.11は静的、準静的、動的負荷速度における破壊靱性の実験値に対して、上述の手法で推定した値の相関を示したものである。破壊靱性が $Kc=100 \text{ MPam}^{1/2}$ を超える範囲においては動的破壊靱性の予測値は実験値に比較して保守的な値を与えているが、こうした簡単な推定手法でもある程度推定可能であることがわかる。動的負荷における実験値が推定値よりも大きくなったことの要因としては、①き裂先端での塑性仕

事による昇温効果、②大変形にともなう試験片の拘束緩和効果、③動的負荷によるへき開破壊強度の変化、の3点が考えられる。①②の問題はD-FEMの詳細な解析結果から補正することは可能であり、この手法の推定精度向上につながっていくものと考えられる。しかし、Fig.9, 10の結果において、へき開破壊強度は負荷速度の増加とともに大きくはないが増加していることなど、傾向的には③の問題は実験結果の上でも現れている。鋼のへき開破壊においては、炭化物あるいは粒界に生じた微小き裂が核であるとされており、その形成には転位の集積が必要となる¹⁵⁾。そのため、へき開破壊強度は形成された微小き裂寸法のみでなく、Petchのモデル¹⁶⁾に代表されるように降伏応力へ直接影響を与える結晶粒径といった材料組織因子にも依存する¹⁰⁾と考えられている。一方で、へき開破壊強度の温度依存性は一般に小さいことが示されており、降伏挙動に及ぼすひずみ速度増大の影響が温度低下と等価な作用を与えるとすると、へき開破壊強度に及ぼすひずみ速度の影響は小さいと考えることもでき得る。冷間加工といった加工硬化においては、塑性ひずみ量が比較的小さい状況ではへき開破壊強度は導入されたひずみ量に依存しない¹⁷⁾が、大きな塑性ひずみを導入した場合には加工硬化に伴う降伏応力上昇と同様にへき開破壊強度も上昇する¹⁸⁾と報告されている。温度低下あるいはひずみ速度増大と加工硬化とは転位運動に対する金属物理学的な影響機構は異なるが、へき開破壊強度のひずみ速度依存性が無視し得るか否かも、加工硬化と同様にひずみ速度の大きさ次第であると考えることが妥当であるように思われる。この問題は破壊力学パラメータで動的破

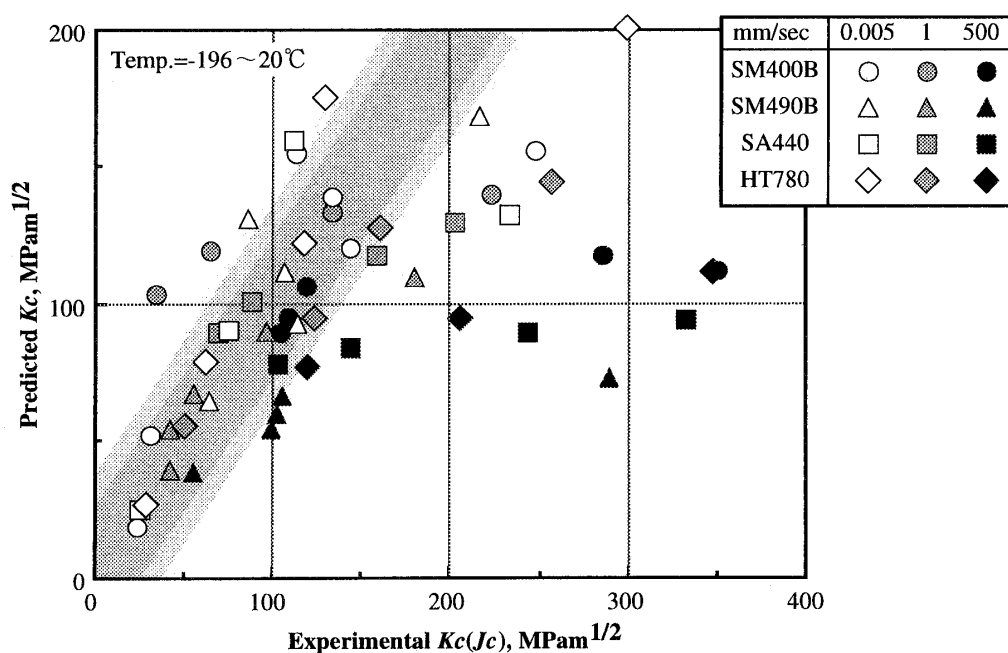


Fig.11 Correlation between experimental $Kc(Jc)$ in dynamic loading and predicted Kc from Eq.(5), considering dynamic loading effect into yield strength.

壊靱性を評価する上で基本的かつ重要な問題であるため、へき開破壊強度のひずみ速度依存性が無視できなくなるひずみ速度がどの程度かなど、今後十分に検討していく必要がある。

4. 結 論

動的有限要素法によりき裂先端近傍の応力場に及ぼす負荷速度の影響を解析し、動的破壊靱性がき裂先端のある特定の位置におけるひずみ速度-温度パラメータ (R) で整理できるという実験事実の理論的根拠を検討した。さらにローカルアプローチを基礎とした実験式を基に簡易的な動的破壊靱性の推定を試みた。得られた結論を以下に要約する。

(1) 負荷速度の増加に伴うき裂先端応力場の特異性の上昇は、弾性のひずみ速度分布に基づくき裂先端から $100\mu\text{m}$ の位置における R パラメータ, $R_{els,X=100\mu\text{m}}$ でほぼ基準化が可能である。

(2) 応力拡大係数 K と Weibull 応力の関係に及ぼす負荷速度の影響も上記の $R_{els,X=100\mu\text{m}}$ で基準化が可能である。これにより動的破壊靱性がき裂先端のある特定の位置における R で整理できるという実験的事実の理論的検証ができた。

(3) 降伏応力にのみ動的負荷の効果を考えることにより、ローカルアプローチを基礎とした実験式である程度の動的破壊靱性の予測が可能である。

(4) 破壊靱性 Kc (Jc) が $100\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 以上では結論 (3) の推定値は実験値より過小な値を与える。これは、塑性拘束の緩和あるいは発熱効果の他、へき開破壊強度のひずみ速度依存性が原因として考えられる。

謝 辞

本研究の実験の一部は名古屋大学大学院学生小松寛美君 (現: 三菱重工業 (株)) によって遂行されたものである。ここに記して謝意を表する。

参 考 文 献

- (社) 日本溶接協会鉄鋼部会 APD 委員会 (高梨晃一主査) 中間報告 (1996)
- P. E. Bennet and G. M. Sinclair : Parameter Representation of Low-Temperature Yield Behavior of Body-Centered Cubic Transition Metals, ASME Publication, 65-MET-11, (1965)
- 佐野: 9%Ni 鋼の破壊靱性に及ぼすき裂先端における温度上昇の影響, 鉄と鋼, 73, (1987), 380-386
- 豊貞, 後藤, 相良: 高速負荷時におけるき裂先端近傍の局部温度上昇について, 日本造船学会論文集, 170, (1991), 651-663
- 豊貞, 藤井, 野原, 川口, 有持, 井坂: 破壊靱性に及ぼすひずみ速度の影響, 日本造船学会論文集, 161, (1987), 343-356
- 豊貞, 後藤: 任意負荷速度下における破壊靱性値推定法について, 日本造船学会論文集, 172, (1992), 663-674
- 金田, 新村, 渡辺, 町田: 鋼材の限界 COD に及ぼすひずみ速度の影響, 日本造船学会論文集, 154, (1983), 434-441
- H. T. Corten and A. K. Shoemaker : Fracture Toughness of Structural Steels as a Function of the Rate Parameter $\ln A/e$, Transaction of the ASME Journal of Basic Engineering Series D, 89, (1967), 89-92
- F. M. BEREMIN : A Local Criterion for Cleavage Fracture of a Nuclear Pressure Vessel Steel, Metallurgical Transaction A, 14A, (1983), 2277-2287
- 宮田, 田川, 栗飯原: 低炭素鋼及び低合金鋼破壊靱性の力学的定式化と引張強度特性との関係, 鉄と鋼, 71, (1995), 583-588
- 田川, 宮田, 大塚: 確率論的局所応力条件と破壊じん性, 材料, 41, (1992), 1227-1233
- 南, 橋田, 豊田, 森川, 大村, 有持, 誉田: ローカルアプローチの適用による構造用鋼の動的破壊靱性評価-破壊制御設計へのローカルアプローチの展開 (第3報) -, 日本造船学会論文集, 184, (1998), 457-468
- 後藤, 平澤, 豊貞: ひずみ速度, 温度を考慮した構造用鋼構成方程式の簡易推定法, 日本造船学会論文集, 176, (1994), 501-507
- T. Miyata and T. Tagawa : Application of Local Approach to Quantitative Prediction of Degradation in Fracture Toughness of Steels Due to Pre-Straining and Irradiation, Journal De Physique IV Colloque C6, 6, (1996), C6-235-C6-242
- E. Smith : The Nucleation and Growth of Cleavage Microcracks in Mild Steel, Proceedings of Physical Basis of Yield and Fracture, Physical Society of Oxford, (1966), 36-46
- N. J. Petch : The Influence of Grain Boundary Carbide and Grain Size on the Cleavage Strength and Impact Transition Temperature of Steel, Acta Metallurgica, 34, (1986), 1387-1393
- 田川, 伊東, 宮田: 予ひずみによる鋼材の破壊靱性低下量の定量的予測と降伏比の影響, 溶接学会論文集, 14, (1996), 429-434
- J. D. G. Groom and J. F. Knott : Cleavage Fracture in Prestrained Mild Steel, Metal Science, 9, (1975), 390-400