

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)——

正員 南 二三吉* 橋田 知幸**
正員 豊田 政男* 森川 潤*
大村 剛* 正員 有持和茂***
菅田 登***

Dynamic Fracture Toughness Evaluation of Structural Steels Based on the Local Approach
——Application of the Local Approach to Fracture Control Design (Part 3)——

by Fumiyoshi Minami, *Member* Tomoyuki Hashida,
Masao Toyoda, *Member*, Jun Morikawa,
Takeshi Ohmura, Kazushige Arimochi, *Member*
Noboru, Konda,

Summary

Fracture toughness of high strength steels of 490 MPa strength class under dynamic loading has been evaluated on the basis of the Local Approach. The critical CTOD at brittle fracture initiation decreases generally with increasing the loading rate. This is due to the elevation of a local stress near the crack tip at high rates of loading. The test temperature also exerts an influence on the critical CTOD. By contrast, it has been shown that the brittle fracture resistance evaluated in terms of the Weibull stress, an integrated stress over a highly stressed region near the crack tip, would be a material property independent of the loading rate and test temperature. Using the Weibull stress, the dynamic fracture toughness can be predicted from static toughness results at a given temperature. Predicted results of dynamic toughness of high strength steels were almost consistent with experimental data. For the characterization of flow properties of materials under different loading rates and temperatures, the rate-temperature parameter proposed by Bennett and Sinclair was useful.

1. 緒 言

平成7年1月に兵庫県南部に発生した大地震は多くの鋼構造物に甚大な被害をもたらした。構造物に期待する塑性変形能力が脆性破壊によって打ち切られるという現象が出現したことは記憶に新しい。被害の大部分は柱梁接合部近傍に集中し、部材の「つなぎ目」としての接合部の性能確保の重要性が改めて指摘された。

このような大地震による動的負荷の影響を材料的側面か

ら見ると、動的負荷は一般に延性—脆性遷移温度を高温側に移動させ、材料の靱性低下を招きやすいたことが知られている¹⁾。これは、歪速度が大きくなると材料の降伏点や引張強度が上昇し、それがき裂先端近傍の応力場を高揚させて破壊駆動力を大きくすることが原因している。その一方で、高速載荷は断熱的塑性変形によるき裂先端近傍の温度上昇をもたらした、その効果が大きい場合には動的破壊靱性は静的靱性に比べて大きくなりうることも報告されている^{2),3)}。このような特性をもつ動的破壊靱性値に対し、歪速度の影響をそれと等価な試験温度の影響に置き換えた歪速度—温度パラメータ (R パラメータ)⁴⁾を用いて統一的に評価しようとする手法が豊貞らによって提案された^{5),6)}。動的破壊靱性値は R パラメータによってほぼ一義的に決まることが示されたが、①動的破壊靱性の予測のためには予め材料の破壊靱性値を R の関数として求めてお

* 大阪大学大学院工学研究科生産科学専攻

** 片山ストラテック(株)技術開発部

*** 住友金属工業(株)総合技術研究所

原稿受理 平成10年7月8日

秋季講演会において講演 平成10年11月12, 13日

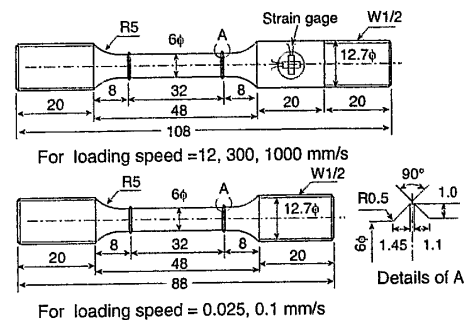
く必要があること、②靱性試験片に作用する歪速度の評価に広幅引張平板の作用歪- J 関係を利用しており、両者でき裂先端近傍の塑性拘束が異なることが考慮されていないなど、研究の余地を残しているといえる。

本論文は、破壊靱性試験の構造性能評価への transferability を考える研究の一環として、構造用鋼の動的破壊問題にローカルアプローチ^{7),8)}を適用し、破壊駆動力として Weibull 応力を用いると、材料の脆性破壊限界（限界ワイブル応力）は R パラメータに依存しない材料特性となることを報告する。さらに、この性質を利用すると、ある一つの温度での静的破壊靱性試験結果から数値解析によって動的破壊靱性が予測できることを示す。

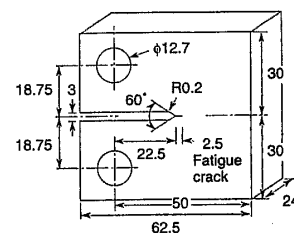
2. 構造用鋼の材料特性に及ぼす歪速度の影響

2.1 実験

まず、最近の建築構造用高強度鋼を用いて機械的性質および破壊靱性に及ぼす歪速度の影響を調べる実験を行った。用いた鋼材は二種類の 490 MPa 級高強度圧延鋼、SN 490 B-I 鋼と SN 490 B-II 鋼（板厚はいずれも 25 mm）で、後者は建築鉄骨構造の柱梁接合部への大入熱自動溶接施工用に開発された鋼材⁹⁾である。供試鋼の化学組成と機械的性質を Table 1 に示す。機械的特性にはとくに大きな差はないが、SN 490 B-II 鋼は SN 490 B-I 鋼に比べて優れた靱性を有している。Fig. 1 に実験に用いた丸棒試験片とコンパクト試験片の形状・寸法を示す。丸棒引張試験はクロスヘッド速度 0.025~1000 mm/s、温度 -150~40°C で実施した。寸法の長い試験片は中・高速載荷用（負荷速度 12, 300, 1000 mm/s）で、握み部近傍の試験片表面に貼付した歪ゲージで荷重を検出し、光学式変位計（ツインマー社）を用いて標点変位を計測した。もう一方の試験片は静的試験用（負荷速度 0.025, 0.1 mm/s）で、荷重と変位はそれぞれロードセル、差動トランスにて計測した。最も低速の 0.025 mm/s の室温試験では、真応力-真歪関係の直接計測のためにマイクロメータで試験片直径の変化を破断に至るまで計測した。一方、コンパクト試験はクロスヘッド速度 0.1~500 mm/s、温度 -130~45°C で実施した。切欠き末端の開口変位 V_o の測定には高速載荷での応答性を考えて剛性の高いカンチレバ



(a) Round-bar tension specimen



(b) Compact specimen

Fig. 1 Test specimens used.

一式の変位計（MTS 社）を使用し、荷重はロードセルにて測定した。切欠き開口変位 V_o から疲労き裂先端の開口変位（CTOD）への換算には、BS 7448-Part 1 の換算式を適用した。両試験片とも冷却は、試験温度が -90°C 以下ではイソペンタン、-90~0°C ではメタノールを溶媒としてその中に液体窒素を投与・攪拌しながら行い、試験開始まで溶媒が目標温度 $\pm 1^\circ\text{C}$ を 15 分以上保持するように温度管理した。動的試験でのデータ・サンプリング間隔は、最も高速載荷の場合で 80 μs であった。

2.2 機械的性質に及ぼす歪速度の影響

丸棒試験で計測した SN 490 B-I 鋼の公称応力-時間関係、公称歪-時間関係を Fig. 2 に示す。公称歪の時間的变化は降伏開始後に大きくなっており、公称歪は時間に対してほぼ直線的に増加している。本論文ではこの塑性領域における公称歪の平均変化率を丸棒試験における歪速度と定義する。

Fig. 3 は SN 490 B-I 鋼と SN 490 B-II 鋼の降伏応力（下降伏点）および引張強さに及ぼす歪速度の影響を整理

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of structural steels of 490 MPa strength class used.

	Mechanical properties							Chemical composition (mass %)						
	σ_Y (MPa)	σ_T (MPa)	YR (%)	ϵ_T (%)	El. (%)	RA (%)	vE0 (J)	C	Si	Mn	P	S	Ti	Ceq
SN490B-I	334	518	64.5	15.6	29.4	80.8	154	0.17	0.36	1.36	0.011	0.002	-	0.42
SN490B-II	352	481	73.0	12.9	27.2	81.9	294	0.14	0.36	1.29	0.010	0.003	0.010	0.37

σ_Y : Lower yield stress, σ_T : Tensile strength

YR: Yield-to-tensile ratio (σ_Y/σ_T), RA: Reduction in area

ϵ_T : Uniform elongation, El.: Elongation (G.L.=32mm, Dia.=6mm)

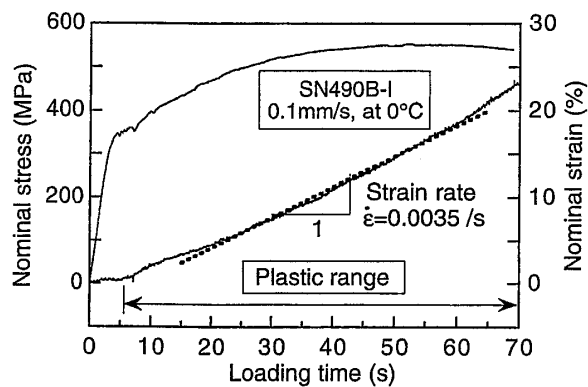
vE0: Charpy energy at 0°C, vTrs: Fracture transition temperature

$$C_{eq} = C + Mn/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Cu + Ni)/15$$

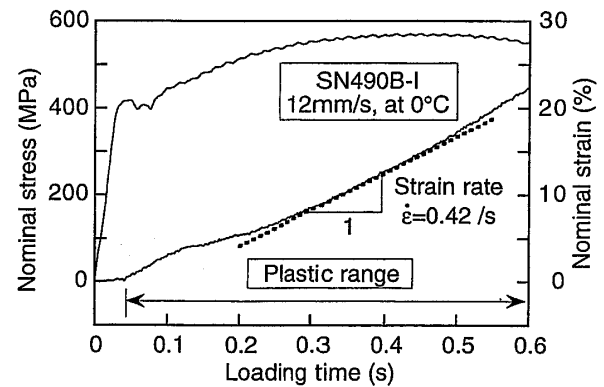
している。両鋼とも降伏応力、引張強さは歪速度の増加によって上昇しており、その傾向は降伏応力の方が大きい。すなわち、歪速度の増加によって降伏比（降伏応力/引張強さ）が高くなり、動的荷重下では降伏点は上昇するが加工硬化能は低下するという結果となっている。一様伸びと歪速度の関係を整理したものを Fig. 4 に示す。一様伸びは歪速度によらずほぼ一定の値をとっている。このような

供試鋼の動的荷重下での強度特性は従来の報告¹⁾とほぼ同様である。

動的荷重に対する材料の降伏点は、Bennett と Sinclair⁴⁾ によって活性化エネルギー論的立場から導かれた歪速度-温度パラメータ R を用いると、歪速度・温度によらずほぼ統一的に評価できることが知られている¹⁾。動的荷重下での発熱効果も考慮すると、歪速度-温度パラメ

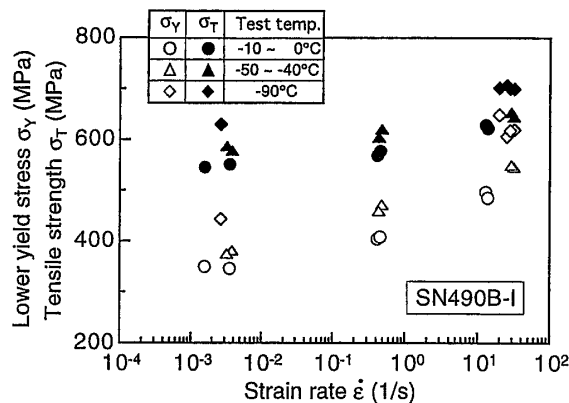


(a) Crosshead speed of 0.1 mm/s

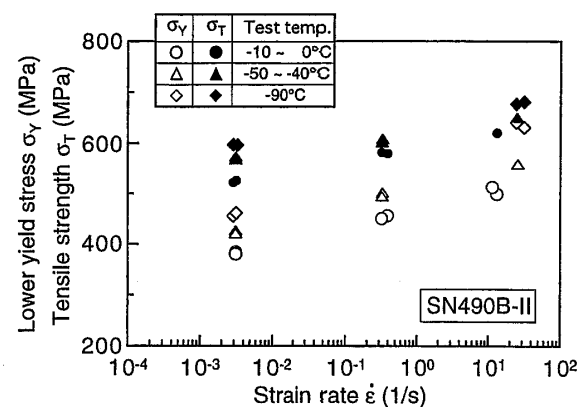


(b) Crosshead speed of 12 mm/s

Fig. 2 Change in nominal stress and nominal strain with time during round-bar tension test.

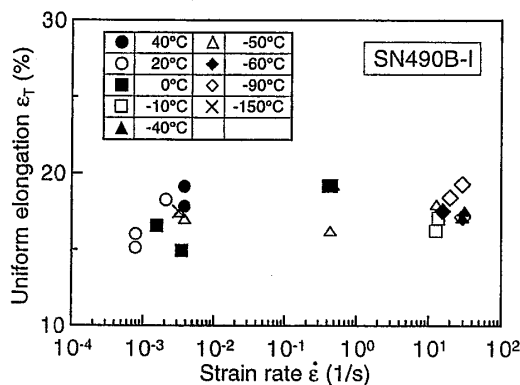


(a) SN 490 B-I steel

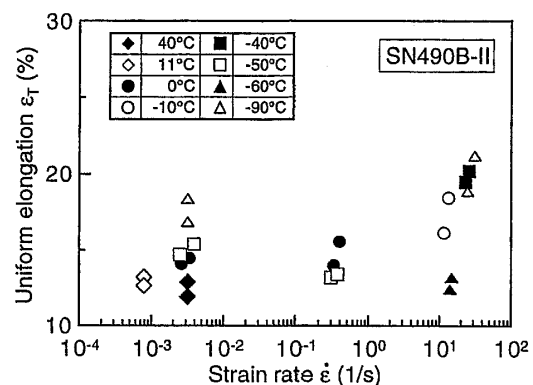


(b) SN 490 B-II steel

Fig. 3 Effect of strain rate on yield stress and tensile strength.



(a) SN 490 B-I steel



(b) SN 490 B-II steel

Fig. 4 Effect of strain rate on uniform elongation.

ータ R は次式で与えられる。

$$R = (T + \Delta T) \cdot \ln(A/\dot{\epsilon}) \quad (1)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}$ ：歪速度、 T ：試験温度、 ΔT ：温度上昇、 A ：材料定数。また、従来から降伏点は試験温度に対して Arrhenius 型の依存性を示すことが知られている¹⁰⁾。これらを合わせ考えると、降伏点 σ_Y はパラメータ R の関数として、次式で評価できる^{11),12)}。

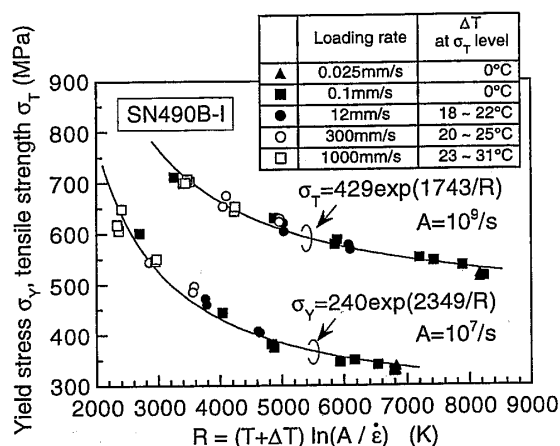
$$\sigma_Y = B \cdot \exp(C/R), \quad (B, C: \text{材料定数}) \quad (2)$$

Fig. 5 は Fig. 3 の結果を式 (1) のパラメータ R を用いて再整理したもので、引張強さ σ_T についても同様の整理を試みた。なお、温度上昇 ΔT は後に述べる 3 次元動的 FEM 解析で求めており、降伏点 σ_Y レベルでは $\Delta T = 0$ 、引張強さ σ_T レベルでは本試験条件では最大で約 35°C であった (Fig. 5 には σ_T レベルでの ΔT を負荷速度ごとに表示)。Fig. 5 を見ると、降伏点 σ_Y および引張強さ σ_T の変化は歪速度・試験温度によらずパラメータ R によってほぼ一義的に評価できている。この結果を式 (2) の形に回帰し、最も相関係数が高くなる時の材料定数 A を求める

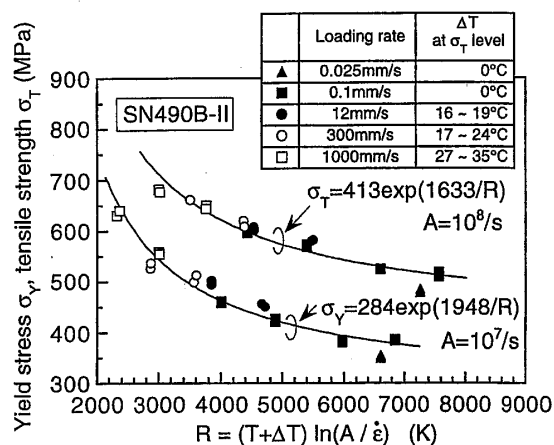
と、降伏点 σ_Y については $A = 10^7/s$ 、引張強さ σ_T では $A = 10^8 \sim 10^9/s$ で、Bennett ら⁴⁾ の報告の $A = 10^8/s$ (σ_Y に対して) に近い値が得られた。

2.3 破壊靱性に及ぼす歪速度の影響

SN 490 B-I 鋼と SN 490 B-II 鋼の破壊限界 CTOD の温度依存性を Fig. 6 に示す。破壊限界 CTOD は BS 7448-Part 1 に従って求めており、破壊様式に応じて δ_c (延性き裂長さ $\Delta a < 0.2 \text{ mm}$ の場合の脆性破壊発生限界 CTOD)、 δ_u ($\Delta a > 0.2 \text{ mm}$ の脆性破壊発生限界 CTOD)、 δ_m (完全延性破壊の場合の最大荷重到達時の CTOD) と区別している。CTOD の計算には降伏点に及ぼす負荷速度の影響は考慮しなかったが (高速載荷での降伏点の上昇は限界 CTOD の弾性成分を低下させる)、破壊限界 CTOD は負荷速度の影響を明らかに受けており、負荷速度の増加による限界 CTOD の低下と、延性-脆性遷移温度の上昇が認められる。Fig. 7 は Fig. 6 の結果を横軸に負荷速度をとって整理したもので、負荷速度の増加による限界 CTOD の変化特性が現れている。

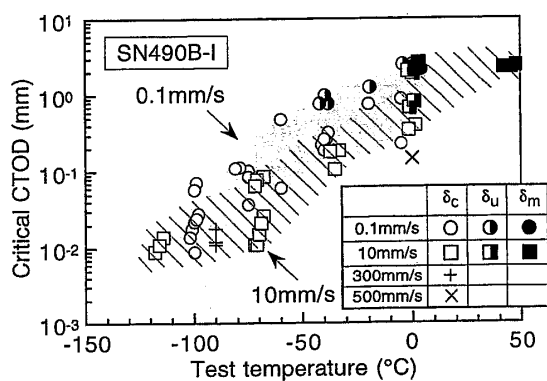


(a) SN 490 B-I steel

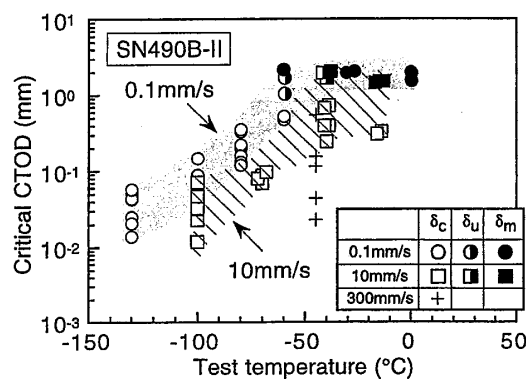


(b) SN 490 B-II steel

Fig. 5 Characterization of yield stress and tensile strength using rate-temperature parameter R .

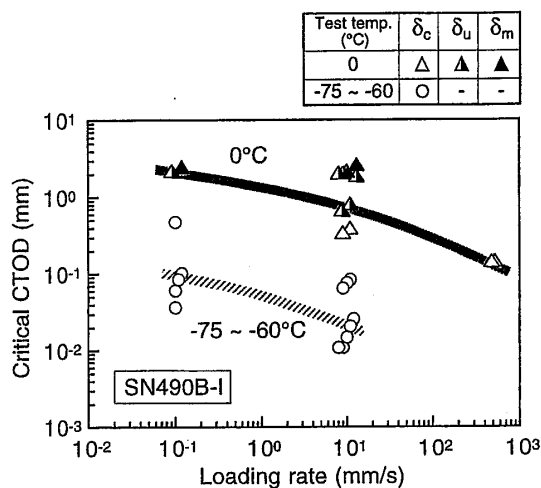


(a) SN 490 B-I steel

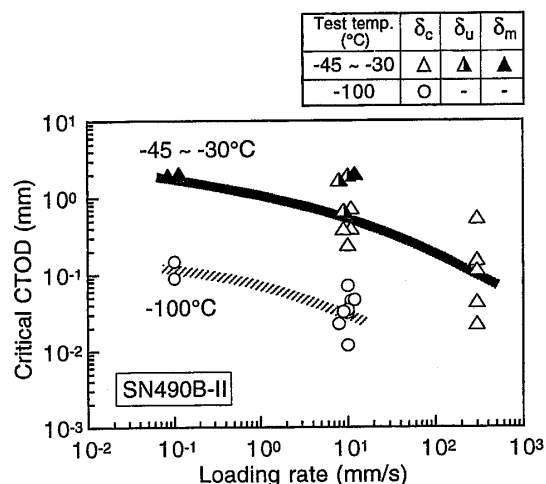


(b) SN 490 B-II steel

Fig. 6 Temperature dependency of critical CTOD at different loading rates.



(a) SN 490 B-I steel



(b) SN 490 B-II steel

Fig. 7 Effect of loading rate on critical CTOD and fracture mode.

3. 動的荷重下でのき裂先端近傍の応力分布特性

3.1 FEM 解析

動的荷重下での破壊靱性特性には、高歪速度によるき裂先端近傍の応力上昇と発熱効果の果たす役割が大きい。本研究では、汎用 FEM 解析コード ABAQUS (ver. 5.6) を用いてコンパクト試験片のき裂先端近傍の応力・歪場の 3 次元解析を行う。なお、丸棒試験片についても解析を実施し、解析で用いる各種材料定数の妥当性を検討する。

Fig. 8 に解析に用いた試験片の要素分割の様子を示す。対称性を考えて、丸棒試験片は全体の 1/8、コンパクト試験片は全体の 1/4 部分をモデル化した。丸棒試験片は各要素の半径方向の寸法が 0.1 mm で一定となっている。一方、コンパクト試験片は、対象とする変形レベルに応じてモデルを使い分け、変形レベルの小さな CTOD=0.1 mm 程度まではき裂先端の最小要素寸法が 0.01×0.01×0.5 mm の fine-mesh モデル、それ以上の変形レベルでは最小要素寸法が 0.1×0.1×0.5 mm の coarse-mesh モデルを用いた。両モデルとも、試験片の厚さ方向は 6 層（試験片厚さの半分に対して）で共通である。要素はいずれもガウス積分点を内部に 8 個有する 8 節点要素を用いている。

Table 2 に解析で用いた材料定数を示す。本 FEM 解析では、材料の加工硬化挙動は次式に従うものとした。

$$\bar{\sigma} = \sigma_r (1 + \bar{\epsilon}_p / \alpha)^n \quad (3)$$

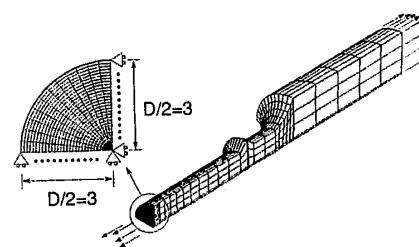
ここで、 $\bar{\sigma}$ ：相当応力、 $\bar{\epsilon}_p$ ：相当塑性歪、 σ_r ：降伏応力、 n ：歪硬化指数、 α ：材料定数。式(3)によると、引張強さ σ_r と一樣伸び ϵ_r はそれぞれ

$$\sigma_r = \sigma_r \cdot (n/\alpha)^n \cdot \exp(\alpha - n) \quad (4)$$

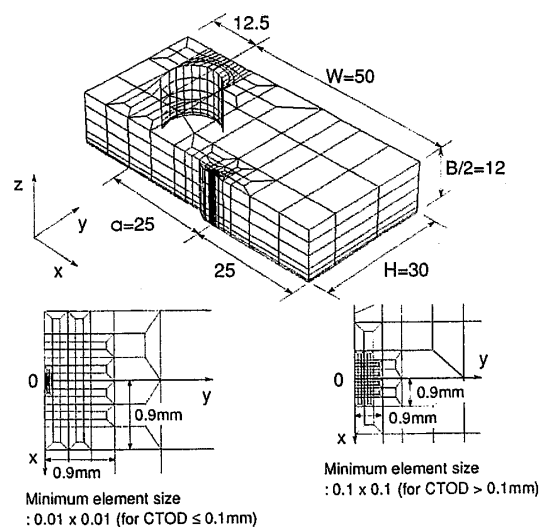
$$\epsilon_r = \exp(n - \alpha) - 1 \quad (5)$$

で与えられる。実験によると一樣伸び ϵ_r は歪速度によらずほぼ一定であったので (Fig. 4)、本解析では歪硬化指

数 n と材料定数 α は歪速度に依存しないものとし、クロスヘッド速度 0.025 mm/s の室温の試験結果より n と α を定めた。塑性流動応力と歪速度の関係については、本解析では降伏応力 σ_r よりも引張強さ σ_r の方を重視し、 σ_r と歪速度 $\dot{\epsilon}$ の関係を Cowper-Symonds 則で与えた。



(a) Model of round-bar specimen



(b) Model of compact specimen

Fig. 8 Models used for FE-analysis.

Table 2 Material constants used for FE-analysis.

	E (GPa)	σ_{Y0} (MPa)	σ_{T0} (MPa)	ν	n	α	c (J/(kg·K))	ρ (kg/mm ³)	κ (m ² /s)	β (1/K)
SN490B-I	206	329	523	0.3	0.23	0.010	4.8×10^2	8.0×10^{-6}	2.17×10^{-5}	1.2×10^{-5}
SN490B-II		369	505		0.21	0.016				

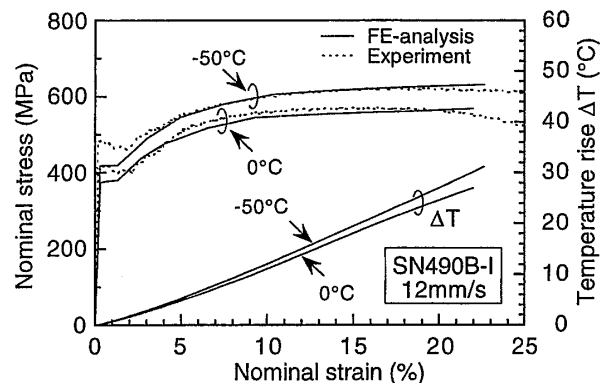
E: Young's modulus, σ_{Y0} , σ_{T0} : Yield stress and tensile strength at 20°C, 10^{-4} /s ν : Poisson's ratio, n: Strain hardening exponent, α : Material constant, c: Specific heat ρ : Density, κ : Heat conductivity, β : Coefficient of heat

$$\sigma_T(\dot{\epsilon}) = \sigma_{T0} [1 + (\dot{\epsilon}/p)^{1/q}] \quad (6)$$

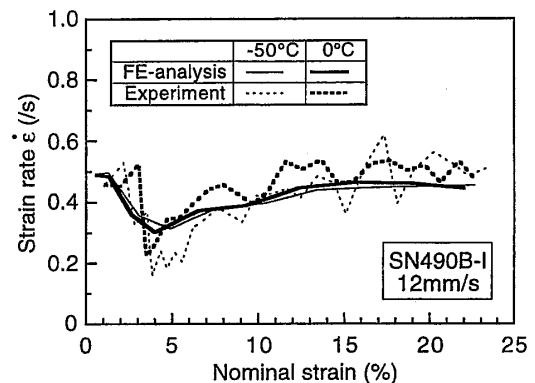
ここで、 σ_{T0} : 静的条件 (本解析では歪速度 10^{-4} /s とした) での引張強さ、 p, q : 材料係数。係数 p, q の値は、式 (6) で与えられる引張強さ σ_T が、Fig. 5 の σ_T - R 関係に適合するように決定した。解析に用いた供試鋼の各温度での p, q 値を Table 3 に掲げる。降伏応力 σ_Y については引張強さ σ_T から式 (4) によって求める手法を採った。このように材料モデルの設定において引張強さを重視したのは、本論文では後に述べるように破壊駆動力として Weibull 応力 σ_w を用いており、 σ_w には降伏直後よりも降伏以降の流動応力が支配的であることによる。

動的载荷においては高速塑性変形によりき裂先端近傍で発熱現象が生じる。本解析では、塑性仕事の 9 割 ($0.9 \int \sigma d\epsilon_p$) が熱に変換されるものとして¹³⁾、き裂先端近傍の温度上昇量 ΔT を計算した。この温度上昇 ΔT は、材料の応力-歪関係にも当然ながら影響を与える。解析コード ABAQUS (ver. 5.6) は、高速载荷による強度上昇と塑性仕事による熱の発生・拡散を考えた、熱・応力連成解析によって動的応力・歪場を決定する。

Fig. 9 に負荷速度 12 mm/s の丸棒試験の FEM 解析で得た公称応力-公称歪関係、ならびに、負荷中の歪速度の推移を実験での測定結果と比較して示す。降伏開始直後を除けば解析結果と実験結果はほぼ一致しており、FEM 解析における材料モデルの設定がほぼ妥当であることがわかる (引張強さを重視して材料定数を決定したので、降伏点付近は精度が悪くなるのは否めない)。なお、Fig. 9 には FEM 解析で算出した試験片平行部の温度上昇 ΔT も併せ



(a) Nominal stress versus nominal strain curve



(b) Variation of strain rate during loading

Fig. 9 Round-bar tension results obtained by FE-analysis and experiment.

で示しているが、降伏開始レベルでは $\Delta T \approx 0$ であり、温度上昇は降伏以降に顕著となっている。前章の Fig. 5 の温度上昇 ΔT はこのような解析によって求めたもので、Cowper-Symonds 則による引張強さ-歪速度関係の定式化 (式 (6) の係数 p, q の決定) には、丸棒試験での温度上昇効果が考慮されている。

3.2 き裂先端近傍の応力場に及ぼす負荷速度の影響

上記の丸棒試験で決定した応力-歪関係を用いて、動的負荷を受けるコンパクト試験片のき裂先端近傍の応力分布を解析した。コンパクト試験片においても、解析で得られた変形挙動 (荷重-切欠き末端開口変位関係) は実験で測定されたものとよい一致を示していた。

Fig. 10 は、SN 490 B-I 鋼について、き裂先端近傍の最大主応力に及ぼす負荷速度の影響を示している。負荷レ

Table 3 Material parameters p and q in Cowper-Symonds model for description of strain rate effect.

Temperature (°C)	SN490B-I		SN490B-II	
	p (1/s)	q	p (1/s)	q
20	1.42×10^5	4.84	4.98×10^4	4.68
0	9.64×10^4	4.82	3.41×10^4	4.67
-20	6.35×10^4	4.81	2.27×10^4	4.66
-40	4.04×10^4	4.80	1.45×10^4	4.64
-60	2.46×10^4	4.78	8.94×10^3	4.62
-80	1.42×10^4	4.76	5.22×10^3	4.60
-100	7.72×10^3	4.73	2.87×10^3	4.57

ベルとして、小規模降伏状態の $CTOD=0.06\text{ mm}$ 、大規模降伏状態の $CTOD=0.4\text{ mm}$ の2レベルを取り上げているが、降伏規模によらずき裂先端近傍の応力は負荷速度の増加によって増大する傾向にある。これは、き裂先端近傍の歪速度が負荷速度に依存することによる。Fig. 11 に、 $CTOD=0.4\text{ mm}$ の時点でのき裂先端近傍の歪速度の分布を示す。なお、歪速度は各位置での相当塑性歪の時間的変化率として算出した。高速載荷試験ではき裂先端近傍の歪速度が静的試験に比べてかなり大きな値をとっている。ここで、Fig. 10 と Fig. 11 を比較すると、大規模降伏の場合に応力が最大となる位置は歪速度が最大となるき裂先端ではなく、き裂先端から幾分離れた地点にあるのに気がつく。これは、応力多軸度が関係しているためで、Fig. 12 に応力多軸度として静水圧応力/相当応力をとったものを表示しているが、多軸度の最大値はき裂先端からやや離れた位置にある（応力多軸度のピーク値、およびその位置が負荷速度によって異なるのは、図中に記したように、き裂先端近傍での塑性化領域の寸法が負荷速度によって異なることによる）。このことより、き裂先端近傍の応力分布には、歪速度よりも、応力多軸度を支配する塑性拘束の方が大きな役割を担うことがわかる。Fig. 13 は、き裂先端

傍の最大応力位置での歪速度（最大主応力がそのピーク値の95%以上となる領域の平均歪速度を考えた）が変形レベルによってどのように推移するかを示している。最大応力位置の歪速度は、比較的小さな $CTOD$ レベル（ $0.1\sim 0.2\text{ mm}$ ）で最大となり、その後ゆるやかに減少している。このような歪速度の挙動には、負荷レベルの増加による塑性域の拡大が関与していると推察される（小規模降伏状態では塑性域はき裂先端にのみに生じるが、負荷が大きくなると塑性域が拡大して塑性変形をうけつつ領域の寸法が大きくなり、き裂先端近傍での歪速度はもはや増加しなくなる）。

動的試験ではき裂先端近傍の高速塑性変形によって発熱現象が生じる。Fig. 14 は、FEM 解析によって計算した $CTOD=0.4\text{ mm}$ の変形レベルでのき裂先端近傍の温度上昇を示している。静的条件では温度上昇はほとんどなく、負荷速度 10 mm/s でも温度上昇 ΔT はかなり小さい。これに対して、負荷速度 500 mm/s の高速載荷では、き裂先端近傍で明らかな温度上昇が生じているのがわかる。Fig.

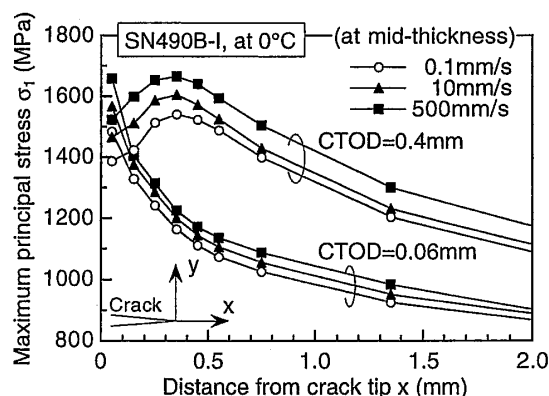


Fig. 10 Effect of loading rate on maximum principal stress near crack tip of compact specimen.

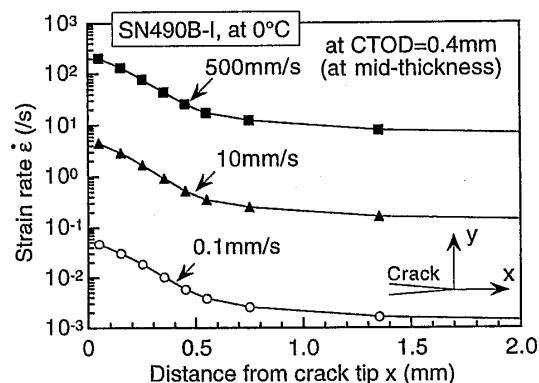


Fig. 11 Distribution of strain rate near crack tip at different loading rates.

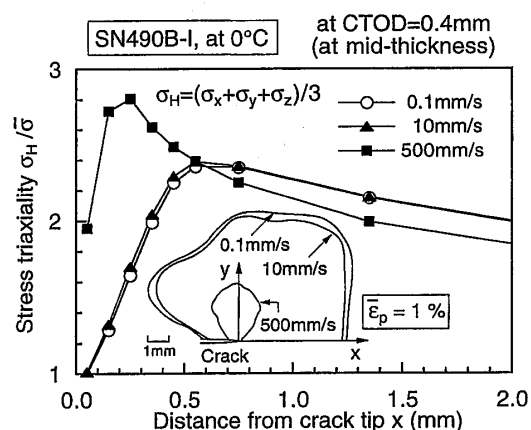


Fig. 12 Stress triaxiality and contour of $\bar{\epsilon}_p=1\%$ near crack tip at different loading rates, where $\bar{\epsilon}_p$ is equivalent plastic strain.

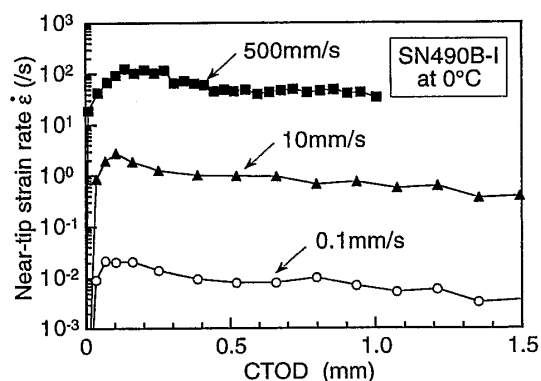


Fig. 13 Change in near-tip strain rate with CTOD level, where strain rate was evaluated at a region including a peak value of maximum principal stress.

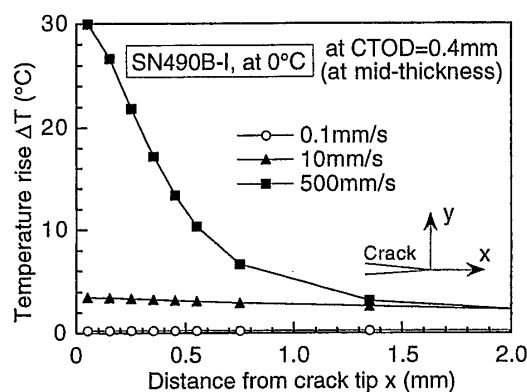


Fig. 14 Temperature rise near crack tip at different loading rates.

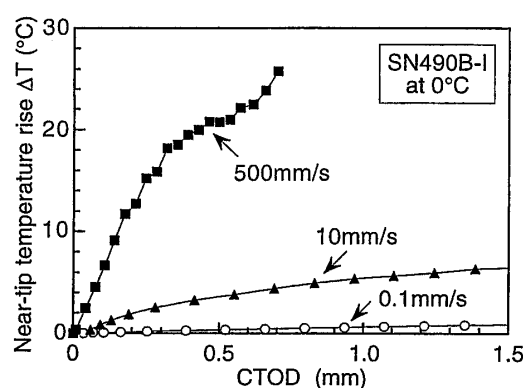
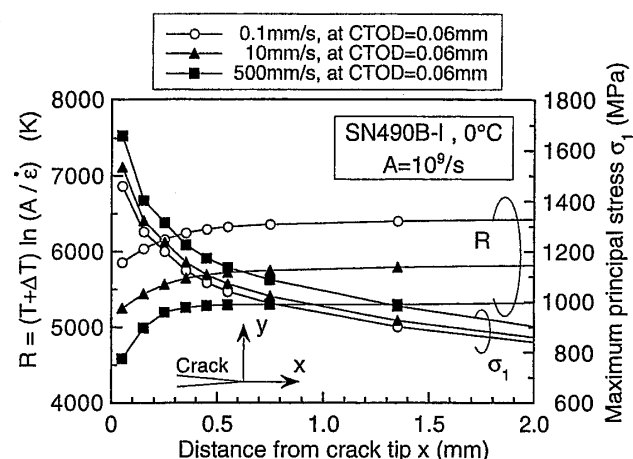


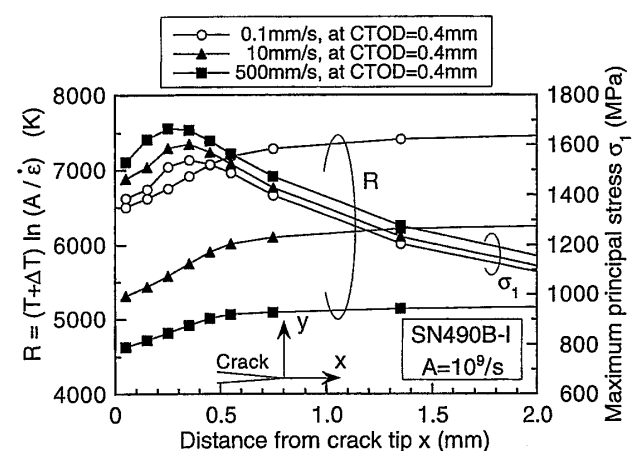
Fig. 15 Change in temperature rise ΔT with CTOD level, where ΔT was evaluated at a region including a peak value of maximum principal stress.

15は、き裂先端近傍の最大応力位置での温度上昇（最大主応力とそのピーク値の95%以上となる領域の平均温度上昇）とCTODレベルの関係を示している。負荷速度500 mm/sの場合は、CTODの増加による温度上昇が大きくなっている。しかし、CTOD=0.5 mmの変形レベルでもき裂先端近傍の平均温度上昇は20°C程度であり、この程度の温度上昇量であれば応力場への影響はそれほど大きくないと推察される。

き裂先端近傍の各位置での歪速度 $\dot{\epsilon}$ と温度上昇 ΔT からパラメータ R を式(1)によって算出し、それをき裂先端からの距離 x の関数として描いたものがFig. 16である。なお、材料定数 A の値としては、引張強さに対して決定した $A=10^9/s$ (SN 490 B-I 鋼)を用いた。図には最大主応力の分布も併せて示しているが、小規模降伏状態 (CTOD=0.06 mm)、大規模降伏状態 (CTOD=0.4 mm) とともに、 R 値はき裂先端からほぼ単調に増加し、負荷速度に応じたある値に漸近する傾向にある。パラメータ R は式(1)のように歪速度と温度の関数であるが、Fig. 16の結果は、き裂先端近傍の R には温度上昇 ΔT の寄与が小さく、歪速度 $\dot{\epsilon}$ の方が支配的であることを示唆して



(a) at CTOD=0.06 mm in small scale yielding



(b) at CTOD=0.4 mm in large scale yielding

Fig. 16 Distributions of R -parameter and maximum principal stress near crack tip.

いる。もし、温度上昇がもっと著しければ、それがき裂先端近傍での歪速度の上昇効果を打消し、豊貞らの報告^{(13),(14)}にあるようにパラメータ R はき裂先端近傍で一定となることも考えられるが、本解析条件の範囲内ではそのような傾向は認められなかった。SN 490 B-II 鋼の場合も、き裂先端近傍の動的応力・歪場はSN 490 B-I 鋼とほぼ同様な特徴を示していた。

4. ローカルアプローチの適用による動的破壊靱性評価

4.1 Weibull 応力による破壊抵抗評価

本研究では、脆性破壊はき裂先端近傍の最大応力値だけでは決まらず、高応力域寸法の果たす役割も大きいことを考えて、ローカルアプローチ^{(7),(8)}を適用した動的破壊靱性評価を行う。

ローカルアプローチでは、破壊に寄与する応力成分 σ_{eff} をき裂先端近傍での重みを考えて積分したWeibull 応力 σ_w を破壊駆動力として用いている。

$$\sigma_w = \left[\frac{1}{V_0} \int_{V_f} (\sigma_{\text{eff}})^m dV_f \right]^{1/m} \quad (7)$$

ここで、 V_f :破壊プロセスゾーンの体積、 V_0 :ローカルアプローチで定義する破壊基本体積、 m :Weibull形状パラメータ(構造用鋼では概ね $m=10\sim 40$)。Weibull応力 σ_w は、材料内に固有に存在するマイクロクラックの中の最弱クラックの不安定伝播開始限界が材料の全体破壊を支配するという考えから導かれている^{7),8)}。き裂材の脆性破壊限界としての限界Weibull応力 $\sigma_{w,cr}$ は、き裂材の形状・寸法には依存しない2母数Weibull分布を呈する。

$$F(\sigma_{w,cr}) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma_{w,cr}}{\sigma_u} \right)^m \right] \quad (8)$$

m 値は、破壊靱性試験データとき裂先端近傍の応力分布から統計的手法で決定される。

式(7)中の有効応力 σ_{eff} としては、便宜上最大主応力が用いられることが多いが、本論文ではき裂先端近傍の多軸応力状態とマイクロクラックの空間分布を考慮した次の応力¹⁵⁾を用いる。

$$\sigma_{\text{eff}} = \left[\frac{1}{2\pi} \int_0^\pi \int_0^{2\pi} \left[\sigma_n^2 + \frac{4}{(2-\nu)^2} \tau^2 \right]^{m/2} \sin \theta d\theta d\varphi \right]^{1/m} \quad (9)$$

ここで、 σ_n, τ :基本体積 V_0 に含まれる脆性マイクロクラックに作用する垂直応力と面内最大剪断応力、 θ, ϕ :最大主応力方向に対するマイクロクラックの角度。基本体積 V_0 は m 値と無関係なので、 V_0 としては式(7)の誘導を妨げない範囲で任意のサイズを考えてよく、本論文では便宜上、単位体積($V_0=1$)を採用する¹⁵⁾。

Weibull応力 σ_w を用いて、まず、SN 490 B-I 鋼と SN 490 B-II 鋼の静的コンパクト試験(クロスヘッド速度 0.1 mm/s)での破壊抵抗値を評価する。Fig. 17は、 δ_c モードのデータ数の多い -100°C (SN 490 B-I 鋼)と -80°C (SN 490 B-II 鋼)について、限界Weibull応力

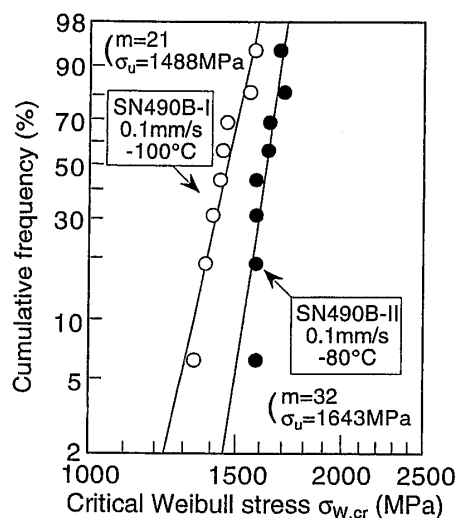
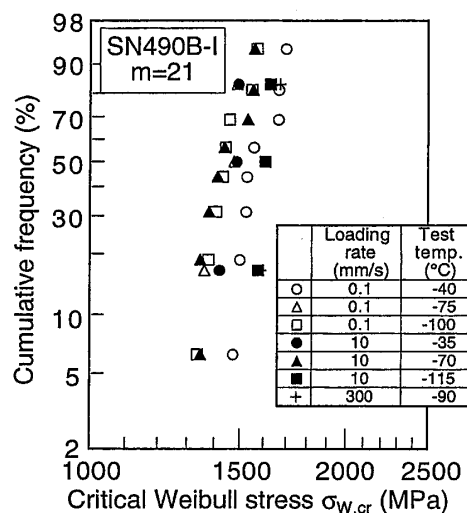


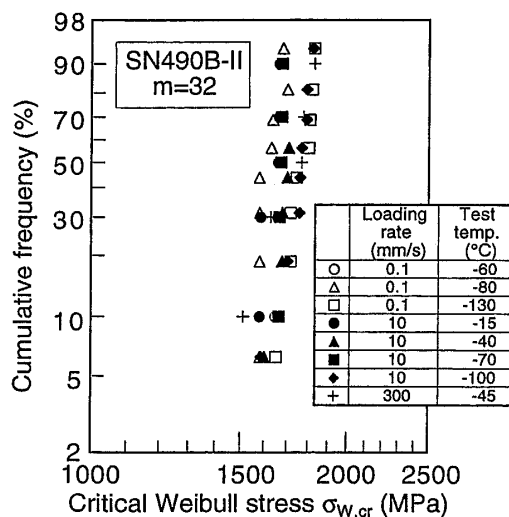
Fig. 17 Cumulative distribution of critical Weibull stress at brittle fracture initiation.

$\sigma_{w,cr}$ の分布を求めたものである。なお、Weibull応力の計算は3次元FEM解析による応力分布を利用して行い、 m 値は文献¹⁶⁾で開発した統計的手法に基づく繰返し計算法で決定した。得られた m 値は、SN 490 B-I 鋼、SN 490 B-II 鋼について、それぞれ $m=21$ 、 $m=32$ であった。

この m 値を用いて、負荷速度 10, 300 mm/s の動的試験における脆性破壊発生時の限界Weibull応力 $\sigma_{w,cr}$ を計算し、それを累積分布の形にしたものがFig. 18である。図には各温度での静的試験の限界Weibull応力も同様に計算し、それも併せてプロットしている。これを見ると、多少の統計的ばらつきは認められるが、限界Weibull応力分布は負荷速度や試験温度にはとくに依存していないのがわかる。Fig. 18の結果より、累積破壊確率 50%における

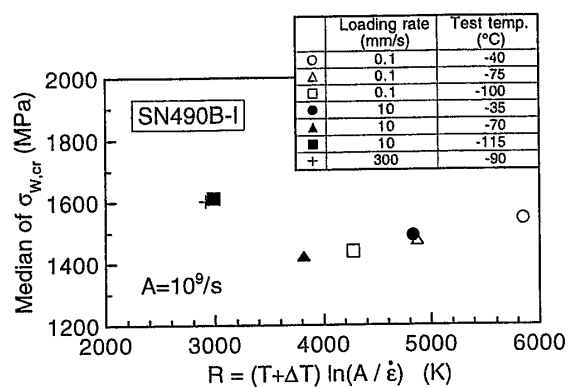


(a) SN 490 B-I steel

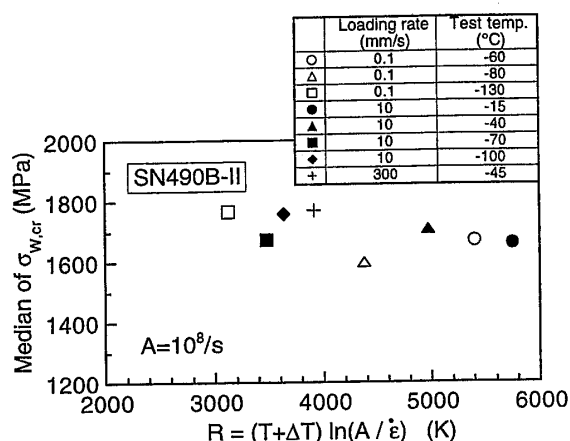


(b) SN 490 B-II steel

Fig. 18 Distributions of critical Weibull stress at different test conditions calculated with m -value determined by static toughness test at a given temperature.



(a) SN 490 B-I steel



(b) SN 490 B-II steel

Fig. 19 Relationship between median of critical Weibull stress and rate-temperature parameter R .

限界 Weibull 応力 ($\sigma_{w,cr}$ の Median) を求め、それを各試験条件で決まるパラメータ R に対してプロットしたものが Fig. 19 である。ここで R 値は、Weibull 応力が Median 値をとる荷重レベルにおいて、き裂先端近傍の最大応力を含む領域で計算した。(最大主応力がそのピーク値の 95% 以上となる領域の平均的 R を求めた。Weibull 応力はこの領域内の応力積分でほぼ決定される。) Fig. 19 を見ても、 $\sigma_{w,cr}$ の Median はパラメータ R にはとくに依存しておらず、荷重速度や試験温度には無関係な材料特性値となることが期待される。

4.2 動的破壊靱性値の予測

破壊限界 Weibull 応力 $\sigma_{w,cr}$ は荷重速度や試験温度に依存しない材料特性であるという仮定のもとに、静的破壊靱性試験の結果から動的荷重での破壊靱性値を推定する。Fig. 20 にその推定手順を示す。動的破壊靱性の推定は次のように行う。

Step 1: ある試験温度での静的破壊靱性データから、材料特性としての破壊限界 Weibull 応力 $\sigma_{w,cr}$ の分布、ならびに、Weibull 形状パラメータ m を決定する。(破壊靱性試験は複数の温度で行う必要はなく、ある一つの脆性破壊

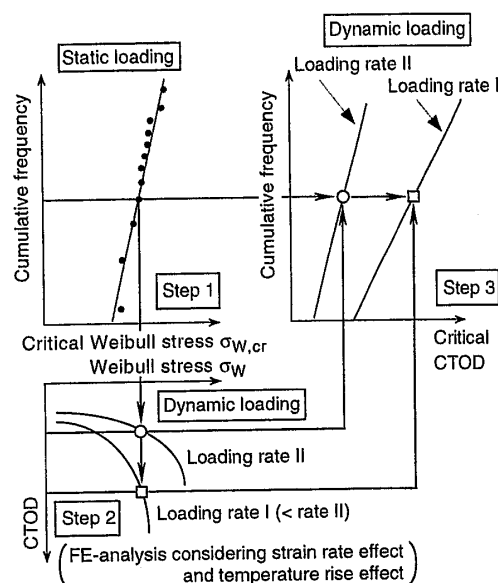


Fig. 20 Procedure for prediction of dynamic fracture toughness based on the Local Approach.

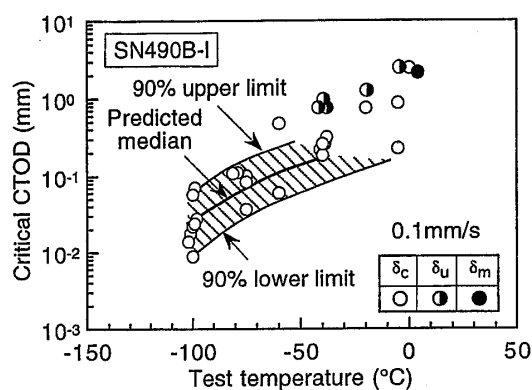
温度について行うだけでよい。)

Step 2: Step 1 で得られた m 値を用いて、対象とする試験条件 (荷重速度、試験温度) での CTOD と Weibull 応力の関係を FEM 解析によって計算する。このとき、予め丸棒試験によって材料の応力-歪関係を R パラメータの関数として求めておき、FEM 解析では応力-歪関係が歪速度や発熱効果によって変化することを考慮した計算を行う。

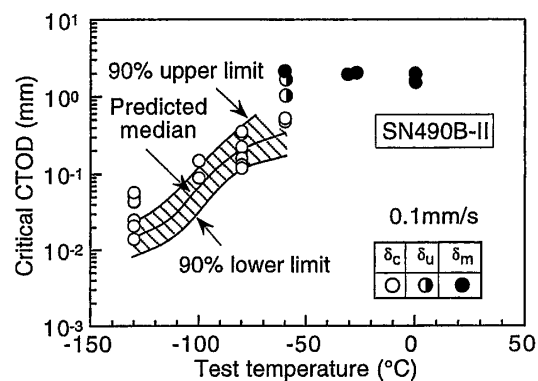
Step 3: 破壊限界 Weibull 応力 $\sigma_{w,cr}$ の分布は試験条件によらない材料固有のものと考えているので、対象とする試験条件の各 CTOD レベルでの破壊確率を Weibull 応力 σ_w を介して作図的に求め、目的の破壊限界 CTOD の分布を作成する。

Fig. 21 は、SN 490 B-I 鋼と SN 490 B-II 鋼について、それぞれ -100°C と -80°C の静的靱性試験結果から破壊限界 CTOD の温度依存性 (荷重速度 0.1, 10 mm/s) を推定したものである。限界 CTOD の Median 値と 90% 信頼上下限値を推定しているが、両鋼とも脆性破壊が主体の温度域においては、推定結果は実験データの特性とほぼ合致している。また、Fig. 22 は、データ数の比較的多い動的試験条件 (荷重速度 10, 300 mm/s) での限界 CTOD 分布を推定し、それを実験結果と比較している。限界 CTOD の累積分布についても比較的良好に推定できている。

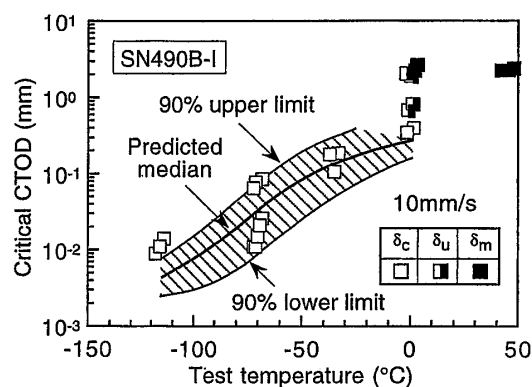
本報では、破壊靱性試験の構造性能評価への transferability を考える研究の一環として、構造用鋼の動的破壊靱性評価にローカルアプローチを適用した。次報では、これまでに開発してきた評価手法を大型構造要素の破壊性能予測に適用し、ローカルアプローチを基幹とした脆性破壊問題の統一的評価に挑む。



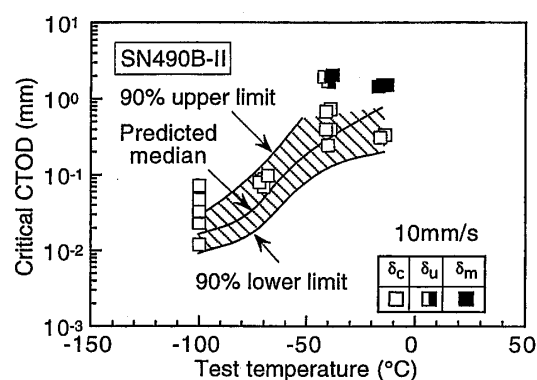
(a) Loading rate of 0.1 mm/s (SN 490 B-I)



(c) Loading rate of 0.1 mm/s (SN 490 B-II)



(b) Loading rate of 10 mm/s (SN 490 B-I)



(d) Loading rate of 10 mm/s (SN 490 B-II)

Fig. 21 Dependence of critical CTOD on loading rate and temperature predicted by the local approach.

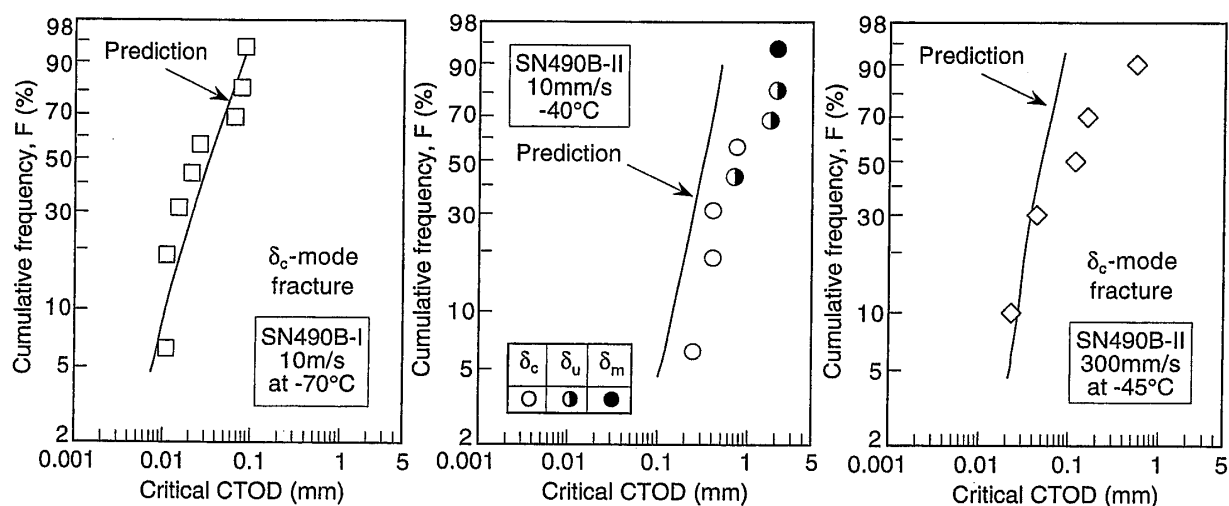
(a) SN 490 B-I steel
(loading rate: 10 mm/s)(b) SN 490 B-II steel
(loading rate: 10 mm/s)(c) SN 490 B-II steel
(loading rate: 300 mm/s)

Fig. 22 Cumulative distribution of critical CTOD at high loading rates predicted by the local approach.

5. 結 論

本論文では、構造用鋼の動的破壊靱性評価にローカルアプローチを適用し、静的破壊靱性試験の動的破壊靱性評価への transferability について検討を行った。動的荷重下での応力-歪関係の評価には、歪速度-温度パラメータ (R パラメータ) を用いた。以下に本論文の結論を要約する。

①従来の破壊力学パラメータ (例えば CTOD) で評価される材料の破壊靱性値は負荷速度の影響を受け、一般に負荷速度が速くなると破壊靱性値が低下する傾向を示す。また、低温になるほど破壊靱性値は一般に小さくなる。これに対して、ローカルアプローチの Weibull 応力 σ_w で評価された破壊抵抗値 (限界 Weibull 応力 $\sigma_{w,cr}$) は、脆性破壊が主體的に生じる条件においては、負荷速度や試験温度にほぼ無関係な材料固有の値を呈する。

②上記の性質を利用すると、ある一つの温度での静的破壊靱性試験の結果から、任意の試験条件での動的破壊靱性値を予測することができる。建築構造用 490 MPa 級高強度鋼の動的破壊限界 CTOD を推定した結果は、実験結果と比較的よく一致していた。

③材料の応力-歪関係に及ぼす負荷速度と温度の影響の評価には、Bennett と Sinclair の提案による歪速度-温度パラメータ (R パラメータ) が有効である。これを取り入れた 3 次元 FEM 解析によると、き裂先端近傍の応力場は負荷速度の増加によって高揚し、それが動的試験での限界 CTOD を低下させる原因であることが示された。動的負荷によるき裂先端近傍の温度上昇は、本条件範囲 (最大負荷速度 = 500 mm/s, CTOD ≤ 0.5 mm) では約 20°C (最大応力位置) でそれほど小さくなく、き裂先端近傍の R パラメータは歪速度によってほぼ決まっていた。

謝 辞

本論文の SN 490 B-I 鋼の丸棒引張試験とコンパクト試験は、日本溶接協会鉄鋼部会 APD-II 委員会 (主査: 高梨晃一教授, WG リーダー: 豊田政男教授) の一連の実験の一つとして行ったものである。委員各位からの貴重なご助言、ご協力に深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 南ら: 動的荷重下での構造用鋼の変形・破壊特性一 Review 一, 日本溶接協会鉄鋼部会 APD 委員会中間報告書 III, (1996), 87-154

- 2) J. F. Kalthoff: Fracture Behavior Under High Rates of Loading, Engineering Fracture Mechanics, 23, (1986), 289-298
- 3) 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
- 4) P. E. Bennett and G. M. Sinclair: Parameter Representation of Low-Temperature Yield Behavior of Body-Centered Cubic Transition Metals, ASME Publication, 65-MET-11, (1965)
- 5) 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
- 6) 後藤, 平澤, 豊貞: 破壊靱性値の負荷速度依存性簡易推定手法, 日本造船学会論文集, 176, (1994), 491-500
- 7) F. M. Beremin: A Local Criterion for Cleavage Fracture of a Nuclear Pressure Vessel Steel, Metallurgical Transactions, 14 A, (1983), 2277-2287
- 8) F. Mudry: A Local Approach to Cleavage Fracture, Nuclear Engineering and Design, 105, (1987), 65-76
- 9) 大西, 有持, 渡辺, 橋田, 南, 豊田: 建築用大入熱対策鋼の開発, 溶接学会全国大会講演概要, 第 61 集, (1997), 204-205
- 10) 日本溶接協会鉄鋼部会 TM 委員会共同研究総合報告書: 脆性破壊の発生特性に基づく鋼材の材質的判定基準の確立に関する共同研究, (1975)
- 11) 藤井, 大熊, 川口, 塚本: 鋼材の動的破壊靱性特性における温度および歪速度の影響, 日本造船学会論文集, 158, (1985), 619-629
- 12) 後藤, 平澤, 豊貞: 歪速度, 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
- 13) 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
- 14) 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
- 15) F. Minami, A. Brückner-Foit, D. Munz, and B. Trolldenier: Estimation Procedure for the Weibull Parameter Used in the Local Approach, International Journal of Fracture, 54, (1992), 197-210
- 16) F. Minami, A. Brückner-Foit and B. Trolldenier, B.: Numerical Procedure for Determining Weibull Parameters Based on the Local Approach, Proceedings of the 8th Biennial European Conference on Fracture (ECF 8), 1, (1990), 76-81