

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

正員 豊 貞 雅 宏* 正員 後 藤 浩 二**
正員 相 良 憲 伺**

Temperature Rise Distribution near a Crack Tip due to Plastic Work under High Loading Rate

by Masahiro Toyosada, Member Koji Gotoh, Member
Kenji Sagara, Member

Summary

The plastic work concentrated around a crack tip yields considerable heat and then the heat raises the temperature around a crack tip at high loading rate because there is not enough time to release heat. The temperature rise has influence on fracture toughness and then the quantitative grasp of the temperature rise distribution near a crack tip due to plastic work is necessary to evaluate the quantitative effect of strain rate on fracture toughness for high toughness steels.

In this report, CT tests were carried out under various crosshead speeds and the temperature rise distributions along the crack line were measured during loading process by a thermo-viewer. Moreover tensile tests for round bar specimens were also carried out under various crosshead speeds for the purpose of surveying the convertible ratio of plastic work into heat. Then the dynamic thermal elasto-plastic finite element analysis which was already reported was performed under the condition of CT tests. The analytical temperature rise distribution near the crack tip showed the good agreement with the experimental one. The analytical results also gave the important clue to establish the effect of strain rate on fracture toughness, that is, the phenomenon that yield stress fairly keeps constant in the region of Intensely Deformed Nonlinear Zone named by J. R. Rice in the vicinity of a crack tip because of opposed effects of strain rate and temperature on yield stress. In other words, this phenomenon has a significant meaning that strain rate-temperature parameter is expected to keep some constant value in IDNZ and we might need not consider the initiation point of brittle fracture when investigating the effect of strain rate on fracture toughness for high toughness steels.

1. 緒 言

ひずみ速度が速くなるほど、破壊非性値は一般には低下する事が知られている。一般の構造物に作用するひずみ速度は静的な破壊非性試験におけるそれよりも一般には速く、特に氷海商船が流水に衝突したり、船舶がスラミングあるいはスロッシングを受けた場合のひずみ速度は静的試験のそれよりも2~4オーダ速くなる。従って実際に受けるひずみ速度下における破壊非性値を推定する事は構造物の安全性を検討する上で必要不可欠のものとなる。

ところで著者らは三軸拘束が最も高くなるIDNZ

(Intensely Deformed Nonlinear Zone¹⁾) 先端における Strain rate-temperature parameter²⁾ (R) を用いて破壊非性値に及ぼすひずみ速度の影響を定量的に評価できる可能性を見いだした³⁾。すなわち低破壊非性領域では R により、破壊非性値のひずみ速度および温度依存性を定量的に評価し得た。しかし高速負荷時には高非性領域において R によって推定される破壊非性値よりも高い破壊非性値が計測された。この理由は、き裂先端近傍における塑性仕事が熱に変換され、高負荷速度下では熱の散逸が十分に行われない状態で破壊が発生するので、破壊発生点付近では周囲温度より温度が高くなるため実際の R が大きくなるからではないかと推察された。

時を同じくして、佐野⁴⁾は9%Ni鋼を使用してASTM E 399⁵⁾に準拠した三点曲げ試験を負荷速度500mm/min

* 九州大学 工学部

** 九州大学大学院 工学研究科

および 5.4 m/s で行い、切欠先端に取り付けた熱電対で温度上昇を計測し、そのピーク値はそれぞれ 82.5°C および 114～188°C であることを報告するとともに、種々の負荷速度における実験も行い、負荷速度が大きくなると、初めは負荷速度とともに破壊靱性値は低下していくが、ある速度より大きくなると破壊靱性値は逆に負荷速度が大となるに従い増加し、ついには静的のそれよりも大きくなるとともに、破壊モードも脆性から延性へと遷移していくことを示した。

従って低韌性領域から高韌性領域までを含めてひずみ速度が破壊韌性値に及ぼす影響を定量的に推定するためには、負荷過程中のき裂先端近傍の塑性仕事による局部温度上昇を推定しておく必要がある。しかるに破壊発生点は必ずしもき裂先端ではなく、IDNZ内と通常は考えられている。したがって、一点の温度ではなく、き裂先端近傍の局部温度上昇分布を把握する必要がある。

そこで本論文では疲労予き裂を有する CT 試験片に各種負荷速度を与える、サーモビュアでき裂線上の局部温度上昇分布を計測し、先に報告した動的熱弾塑性有限要素法⁶⁾を用いた数値解析結果との対比検討を行うことにした。ところで塑性仕事の一部は転位密度の増加や音の発生などに消費されるので、全てが熱に変換されるわけではない。そこで丸棒引張試験によりあらかじめ塑性仕事が熱に変換される割合も検討した。さらに動的熱弾塑性有限要素法による数値解析結果をもとに、ひずみ速度が破壊韌性におよぼす影響についての定量的評価手法の可能性についても言及した。

2. 供試材および実験方法

Table 1 および Table 2 に供試材（軟鋼 SM 41-B）の化学成分ならびに機械的性質を示す。なお既に報告した各種温度・ひずみ速度下における応力～ひずみ関係⁷⁾は本供試鋼材を使用した実験により決定されたものである。Fig. 1 には、本実験で用いた試験片形状と、計画した荷重点変位速度を示す。なお、CT 試験片についてはサーモビュアによる撮影モードも同時に示している。a) の丸棒試験片は、塑性仕事が熱に変換される割合を検討するためのものである。b) の CT 試験片は、き裂線上の局部温度上昇計測用に供したものであり、試験に先だって、まず板厚 22 mm の CT 試験片を作成し、応力比 0.1, $K_{f\max} = 102.3 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ の条件で疲労予き裂を 5 mm 導入後、試験片をワイヤカットでスライスし、3 mm 厚の CT 試験片を一体当たり 6 枚採取した。なおサーモビュアによる温度上昇の計測精度の向上をはかるために CT 試験片を鏡面仕上げした後、試験片表面にアサヒペン耐熱シリコン樹脂塗料（黒色）スプレーを塗付し、黒体放射状態に近づけた。

これらの試験を種々の荷重点変位速度下で行った。負荷は、10トン油圧サーボ試験機を用い、アクチュエータ変位

Table 1 Chemical composition (Plate thickness=22 mm)

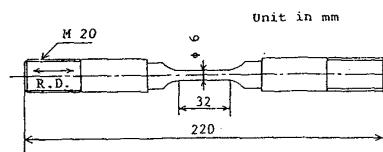
Chemical composition (Wt%)					c_{eq}^*	P_{cm}^{**}
C	Si	Mn	P	S		
0.12	0.13	0.99	0.014	0.002	0.29	0.17

$$*) \quad C_{eq} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu + Ni}{15} + \frac{Cr + Mo + V}{5}$$

$$**) P_{cm} = \frac{Si}{60} + \frac{Mn+Cu+Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5E$$

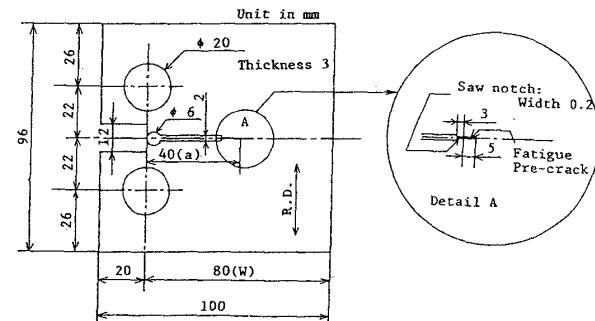
Table 2 Mechanical properties

Tensile properties			Charpy impact properties	
Y.S. (kgf/mm ²)	T.S. (kgf/mm ²)	EL. (%)	Absorbed energy (kgf·m) 0°C	
32	45	33		23.0



Specimen No.	crosshead speed (mm/s)
R - 1	50
R - 2	100
R - 3	150

a) Round bar tension test specimen



Specimen No.	crosshead speed (mm/s)	Maximum displacement (mm)	measuring mode by thermo viewer
C - 1	100	5	Line
C - 2	50	5	Line
C - 3	10	5	Line
C - 4	100	4	Line
C - 5	100	5	Piane

b) CT specimen

の制御電圧をマイコンにより発生させ、一定変位速度で引張り、所定の変位で保持できるようにした。丸棒引張試験では、試験片平行部中央および平行部上部にコンスタンタン銅熱電対を取り付け試験片温度を、また平行部中央には変位計を取り付け直徑変化を計測した。さらに、ロードセルから検出される荷重、アクチュエータ変位も計測した。これらの計測はパソコンを用いて負荷過程中自動的に計測した。き裂線上の局部温度上昇を計測する実験では、サー

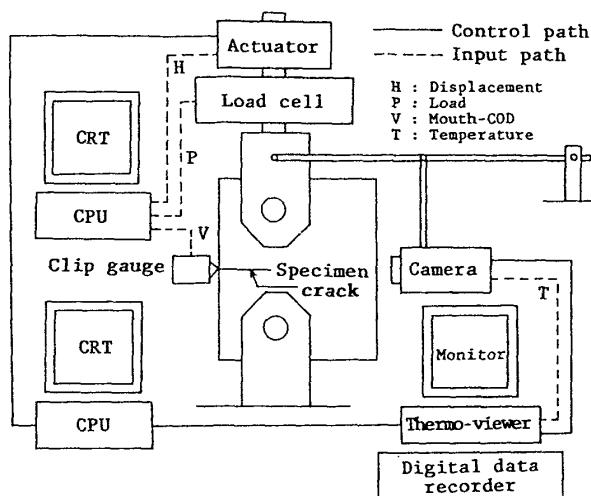


Fig. 2 Schematic illustration of measurement system

モニュア（日本電子製）を用いて、き裂線上の局部温度上昇分布を計測するために、負荷中常に、サーモビュアのカメラ中央がCT試験片のき裂線上を追隨するようにした。すなわちFig. 2に模式的に示すように、テコの原理を利用してカメラがアクチュエータ変位の1/2だけ、試験片面と平行に移動するようにした。また、サーモビュアの計測ではある一定の時間遅れが生じるため、この時間遅れを考慮して計測時間をマイコンで制御することにした。また負荷中の荷重点変位、荷重を計測すると同時に荷重軸線上のCODもクリップゲージを用いて計測した。局部温度上昇の計測方法としては、1つの試験片では画面モードで計測したが、この場合1画面につき0.6秒測定に費やされ、次の画面でデータ取り込みのために2秒間隔を空けざるを得ないために、任意時刻における温度分布が計測できない。そこで他の試験では、カメラ内蔵のミラーを固定した状態で計測するラインモードとし、き裂線上の温度分布のみを連続して計測することにした。

3. 塑性仕事と発熱量との関係

塑性加工などの研究においては塑性仕事はすべて熱に変換されるとして取り扱われるのが一般的である。しかし転位密度の増加や音の発生などに塑性仕事の一部は費やされるはずである。したがってき裂先端近傍の塑性仕事による局部温度上昇量を検討する際には、まず塑性仕事と発熱量との関係を調べておく必要がある。

そこでまず丸棒の一部に一様な塑性仕事が時間の関数として与えられ、この時生じる温度上昇を熱伝導を考慮して解析的に導く。そして丸棒引張試験で計測される塑性仕事の時間変化より温度上昇の時間変化を解析的に推定し、丸棒引張試験で計測された温度上昇と対比することにより、塑性仕事と発熱量との関係を調査することにした。

3.1 丸棒の一部に一様な塑性仕事が与えられた時の温度上昇について

Fig. 3に示すように、ある任意の瞬間に丸棒の $-l < x < l$ の領域に単位体積あたり W_p (kg·mm)の一様塑性仕事が与えられた場合を考える。この時 $-l < x < l$ の位置において、塑性仕事が与えられた瞬間には温度上昇 T^* (°C)は以下のようになる。

$$T^* = \alpha \lambda W_p / C \rho \quad (1)$$

ここで、 λ : エネルギ換算係数($=0.002343 \text{ cal/kg} \cdot \text{mm}$)

C : 比熱 (cal/kg°C)

ρ : 密度 (kg/mm³)

α : 塑性仕事が熱に変換され割合

また T^* が $-l < x < l$ 間に瞬間に与えられた後の $x=0$ における t 秒後の温度上昇 ΔT は熱放射が無視できる場合、一次元熱伝導の解として以下のように与えられる⁹⁾。

$$\Delta T = \frac{T^*}{2\sqrt{\pi k t}} \int_{-l}^l \exp\left(-\frac{x^2}{4kt}\right) dx = T^* \phi_0\left(\frac{l}{2\sqrt{kt}}\right) \quad (2)$$

ここで、 k : 热拡散率

ϕ_0 : 誤差関数

ここで W_p が時間の関数として与えられた場合を考えると、(2)式を積分して温度上昇 $\Delta T(t)$ は以下のように与えられる。

$$\Delta T(t) = \int_0^{t_1} T^* \phi_0\left(\frac{l}{2\sqrt{k(t-t_1)}}\right) dt \\ = \alpha \int_0^{t_1} \frac{\lambda W_p(t^*)}{C \rho} \phi_0\left(\frac{l}{2\sqrt{kt^*}}\right) dt^* \quad (3)$$

ただし $t^* = t - t_1$

t_1 : 塑性仕事が与えられる時間

t : 最初に塑性仕事が与えられてからの経過時間

3.2 塑性仕事が発熱量に変換される割合についての実験的検討

3.1項に示したような丸棒の一部に一様な塑性仕事を与えることは現実にはできない。しかし平行部が直径に比して十分長い場合を考えると、平行部中央では負荷の初期段

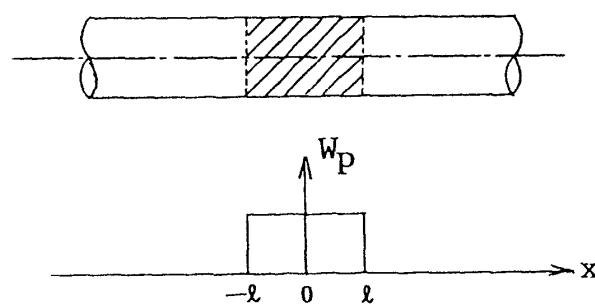


Fig. 3 Round bar partially subjected to momentary uniform plastic work

階では、平行部の熱流束が平行部の外へほとんど散逸しないため、(3)式が近似的に成り立つ。そこでFig. 1(a)に示した丸棒試験片を用いた実験より以下に示す式を用いて真応力 σ 、真ひずみ ϵ 、塑性仕事 W_p を求めた。

$$\sigma = 4p/\pi d_m^2 \quad (4)$$

$$\epsilon = 2l_n(d_0/d_m) \quad (5)$$

$$W_p = \int \sigma \cdot d\epsilon \quad (6)$$

ただし P : 荷重

d_0 : 負荷前の平行部直径

d_m : 負荷中の平行部直径

$d\epsilon_p$: 塑性ひずみ増分

得られた時間～荷重点変位、荷重、直径変化および温度上昇曲線の一例をFig. 4 (荷重点変位速度 50 mm/s) に示す。図中試験片平行部から離れた位置の温度上昇 T' は負荷中ほとんど温度上昇を示していないので、塑性仕事は試験片平行部でなされている (ただし R 部では少し塑性仕事はなされていると考えられる) と考えてよいと思われる。そこで(4)式および(5)式より真応力～真ひずみ曲線を求めた。ところで図を見て解るように、試験片中央における温度上昇は塑性になってから少し遅れて生じている。すべりは通常 R 止まりを起点として荷重軸に 45° 傾いた面で最初生じ、順次すべり面が平行部内側へ進行して行く。

したがって熱電対を取り付けた平行部中央にすべりが生じるのは試験片の初期降伏時期より遅れることになり、これが温度上昇の遅れに対応しているものと考えられる。そ

こで温度上昇が生じるまでの塑性仕事は無視し、温度上昇後の塑性仕事 W_p を(6)式で求めた。厳密には上記のように平行部においても一様な塑性仕事が与えられるわけではなく、初期にすべりを生じた場所から発熱が生じ熱伝導で試験片中央部が温度上昇する可能性もある。しかし順次すべりが拡大していく過程では他からの熱伝導で初期に温度上昇しても、すべりがすぐに生じるので、平均的な取扱いができる、また初期の塑性仕事そのものは、その後の負荷により生じる塑性仕事と比較すると非常に小さいので、平行部中央で温度上昇が生じる前に、平行部の他の個所で生じる塑性仕事は無視してもよいものと考えられる。

上記のようにして得られた W_p ～時間曲線を(3)式に代入し、 $\Delta T(t)/\alpha$ を求め試験片中央部で実測された温度上昇と比較した結果をFig. 5に示す。なお本図には最大荷重直前までの結果を示している。図中実線が $\alpha=1$ 、すなわち塑性仕事がすべて熱に変換される場合に対応する。なお $\Delta T(t)$ の計算においては $C=114$ (cal/kg·°C), $\rho=7.85 \times 10^{-6}$ (kg/mm³), $\lambda=0.002343$ (cal/kg·mm), $k=21.7$ (mm²/s) (軟鋼の室温に対応する値⁸⁾ を用いた。

Fig. 5を参照すると負荷速度 150 mm/s の試験片では温度上昇が 8°C 以上の部分で実験値の方が計算値よりも大きくなる傾向を示している。これはFig. 6に示すようにくびれが生じた部分付近に熱電対を取り付けていたため、くびれによって生じた熱が伝導してきたものも含めて計測したためであると考えられる。同様に負荷速度 100 mm/s の試験片についても、温度上昇が 10°C 以上の部分では実験値が

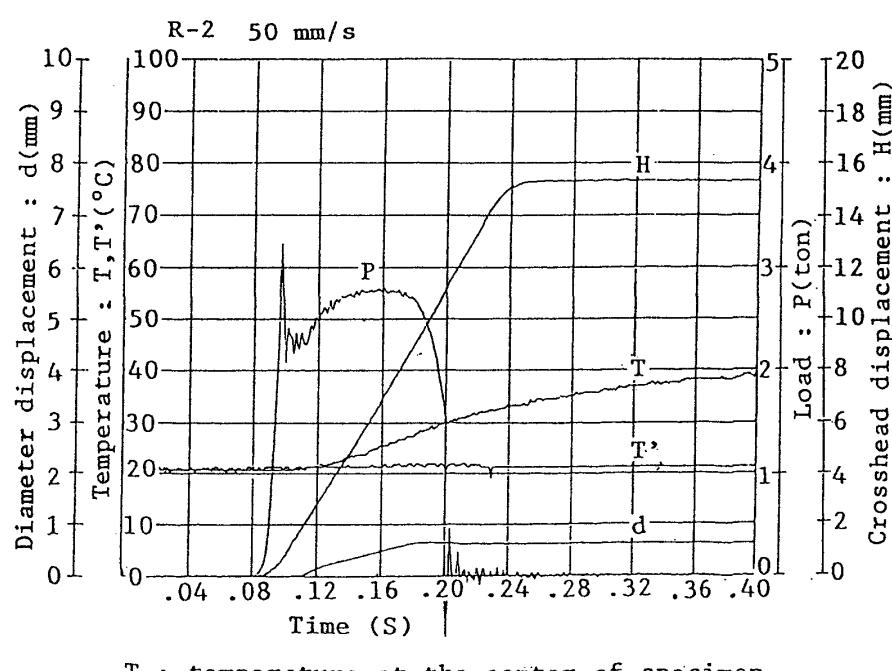


Fig. 4 An example of test records for round bar tension tests

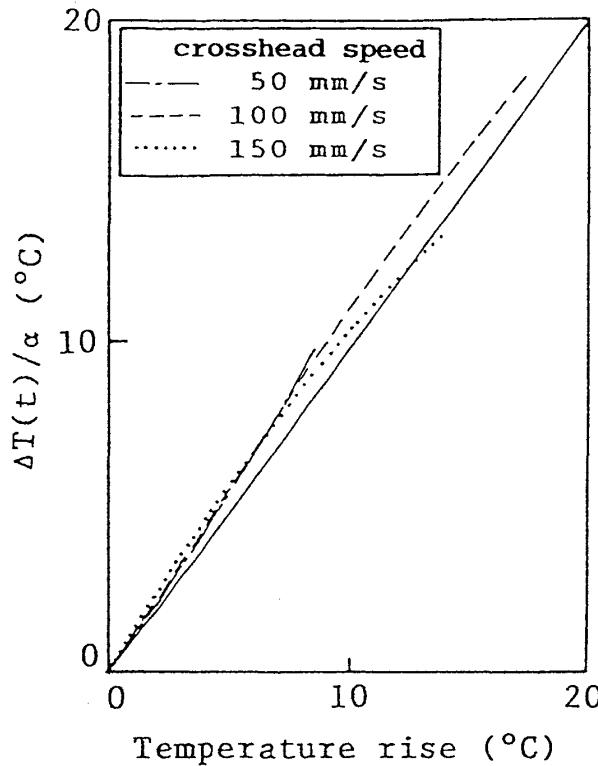


Fig. 5 Relation between estimated temperature rise and measured one

計算値よりも大きくなる傾向が見られる。この原因も、くびれによって生じた熱が伝導してくるためであると考えられる。しかし Fig. 6 を見るとわかるように、本試験片では負荷速度 150 mm/s の試験片に比べると試験片中央から離れたところでくびれが生じたために、くびれによって生じた熱の伝導の影響は前者に比べると多少、少なくなっている。そのために、実験値の方が計算値よりも大きくなる傾向を示し始める温度も負荷速度 150 mm/s の試験片に比べると大きな値となっている。負荷速度 50 mm/s の試験片では温度上昇が大きくなるつれて計算値の方が実験値よりも大きくなる傾向が見られる。これは他の試験片に比べると負荷速度が遅いために発熱の散逸が大きいからであると考えられる。これらの結果から、3.1 項に示したモデルにより塑性仕事による発熱の割合を決定するためには低温度上昇域（低荷重域）において α を定める必要がある。低温度上昇域（低荷重域）における α を求めると 0.89~0.93 となる。したがって塑性仕事の約 9 割が熱に変換されることになる。そこで後に述べる有限要素解析では負荷の大きさにかかわらず塑性仕事の 9 割が熱に変換されると仮定し、 $\alpha = 0.9$ として解析することとした。

4. き裂先端の局部温度上昇

き裂材ではき裂先端近傍で集中的に塑性仕事がなされ、それが温度上昇という形で表れる。したがってき裂先端近傍の塑性仕事分布を精度良く推定することが局部温度上昇

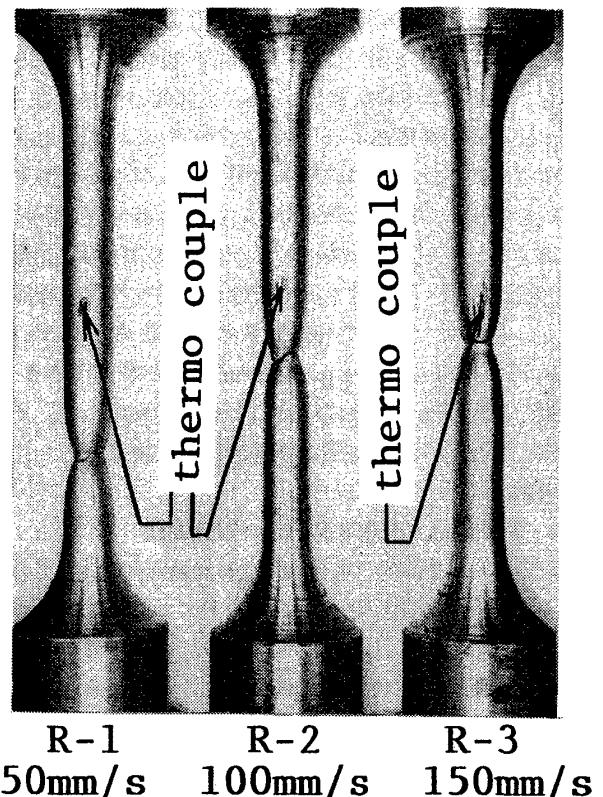


Fig. 6 Profile of broken round bar tensile test specimens

を推定する上で必要不可欠となる。さらにき裂は負荷により鈍化するので、この影響も考慮した形で塑性仕事分布を与える必要がある。ところで動的問題ではひずみ速度により降伏応力が変化する。そしてその部分では塑性仕事がなされ発熱、伝導するため温度変化が生じて、これによりさらに降伏応力が変化する。このような問題を解析的に解くことは現時点では不可能である。

そこで、前報⁶⁾では、ひずみ速度及び温度という異なる物理量を活性化エネルギーという観点から同一の指標として表しうる以下に定義される Strain rate-temperature parameter²⁾ (R) に着目し、 R の関数として与えられる応力～ひずみ構成関係⁷⁾ を、き裂鈍化を考慮するために変形後の応力が釣り合うように定式化した動的熱弾塑性有限要素法に組み込んだ。

$$R = T \ln (A/\dot{\varepsilon}) \quad (7)$$

ただし、 A ：定数（温度、ひずみ速度の異なる試験で R と引張強度が一義的になるように決定される：約 10^8 といわれている。）、 T ：温度（K）、 $\dot{\varepsilon}$ ：ひずみ速度（ S^{-1} ）

そこで本章では上記の有限要素法でき裂先端近傍の塑性仕事による温度上昇分を定量的に推定できるか否かの検討を行うこととした。なお前報ではひずみ速度を、塑性域においては相当塑性ひずみ増分の時間微分として有限要素法に組み込んだが、弾塑性境界付近の要素における応力～ひずみ構成関係が、弾性ひずみを無視したためひずみ速度効

果を過小評価したものとして表現されてしまうことが判明したため、本報では相当ひずみ増分の時間微分をひずみ速度として与えるように改良した。さらに前報では各計算ステップで前段階の温度および現時点で得られるひずみ速度に対応する応力～ひずみ構成関係を用いて収束させた応力、ひずみを使用して塑性仕事を与え、温度上昇を計算し、次の計算ステップに進むようにしたが、本報では温度上昇を求めた後、再びこの温度上昇も考慮して剛性方程式を解きなおし、各ステップ内で初期降伏応力が収束、すなわち Strain rate-temperature parameter (R) が収束するまで、繰り返し計算させるように改良したものを使用した。そして3章の結果より塑性仕事を9割が熱に変換されるとして熱伝導解析を行うようにした。

4.1 実験結果と有限要素法との対比検討

Fig. 7にC-5試験片(負荷速度100 mm/s)についての画面モードで温度計測したサーモビュアによる画像を示す。この一画面の計測に0.6秒かかるため、負荷中に計測すると画面の上下方向で負荷時期が異なることになる。したがってこの場合横線カーソル位置がアクチュエータ変位が5mmとなった瞬間に対応し、それより下の画像はアクチュエータ変位を5mmに保持した時期に対応する。画面モードでは試験片面内の温度が計測できるが、1画面のスキャンに0.6秒要るために、横線カーソル位置より上部ではアクチュエータ変位は5mmより小さく、負荷途中の段階にある。したがって計測される時刻が画面の上下方向で異なるため、き裂線をはさんで上下非対称の温度分布となっている。

Fig. 8にはC-5試験片で荷重点変位が5mmとなった瞬間に計測されたき裂線上の温度分布を実線で示す。また同図にはC-5試験片で実測された荷重点変位(アクチュエータの変位)の時間曲線を入力して得られた動的熱弾塑性有限要素法(FEM)による温度分布の計算結果を○印で示す。なお要素分割図はFig. 9に示したもの用いた。(以後の

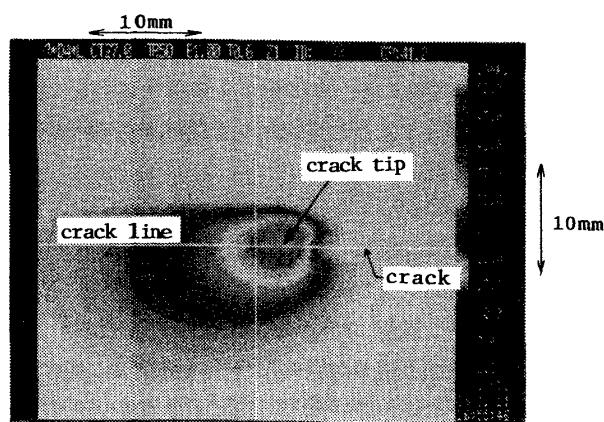


Fig. 7 Measuring result of temperature rise in the vicinity of crack tip of CT specimen (C-5) by using plane mode of thermo-viewer (crosshead speed: 100 mm/s)

FEMにおいても同じ要素分割を用いた。) なお、熱拡散率等は第3章で示した室温による値を使用した。この結果をみると実験値と有限要素法はよい一致を示している。

Fig. 7を参照すると、等温線の形状は平面ひずみ状態の塑性域形状と類似しているように見える。しかし、本CT試験片の板厚は3mmと薄いことから平面応力状態にあると考えられる。FEMによるき裂先端近傍の温度上昇計算結果の等温線をFig. 10に示すが、等温線の形状は実験結果と類似している。このことからき裂先端から±45°方向に発達する平面応力状態における塑性域内では塑性仕事を

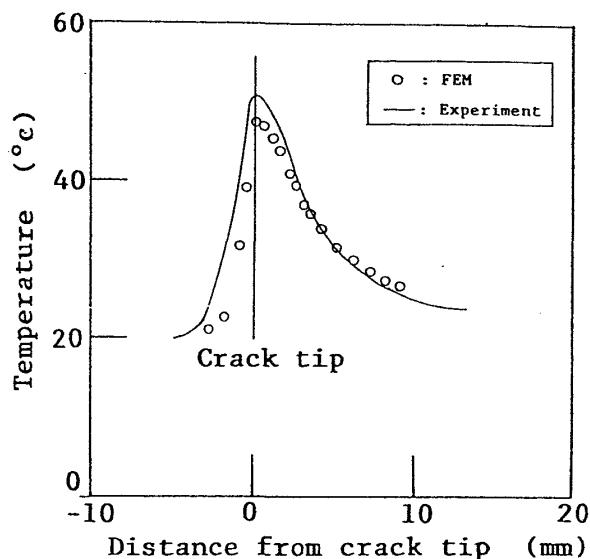
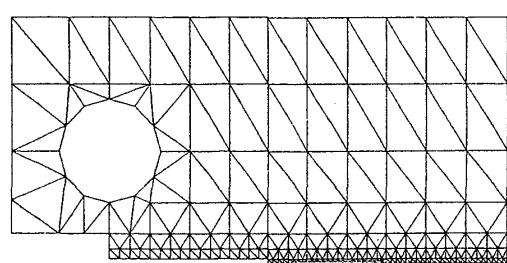
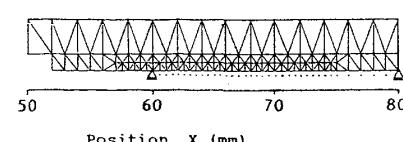


Fig. 8 Measuring result for temperature distribution near the crack tip and calculated one by FEM (specimen No.: C-5, crosshead speed: 100 mm/s)



(a) Finite element subdivisions (463 elements, 293 nodes)
CT specimen (B=3mm, W=80mm)



(b) Details around the crack tip

Fig. 9 Finite element subdivisions for CT specimen

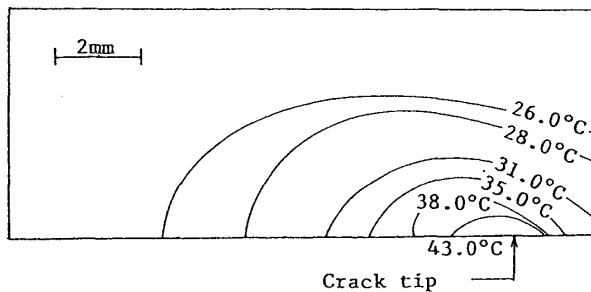


Fig. 10 Calculated isothermal lines in the vicinity of crack tip of CT specimen (C-5) (crosshead speed: 100 mm/s, crosshead displacement=5 mm)

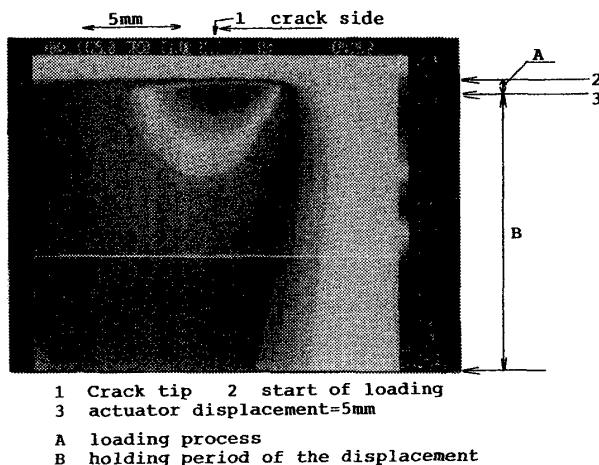


Fig. 11 Measuring result of temperature rise in the vicinity of crack tip of CT specimen (C-1) by using line mode of thermo-viener (crosshead speed: 100 mm/s)

かなり小さくなる現象が生じていると考えられる。

画面モードでは、上記計測時点から2秒後に次の画面の取り込みが出来る。そしてFig. 7の計測後すぐに温度計測を実施したが、この場合には全く温度上昇は認められなかった。したがって塑性仕事による発熱はき裂先端近傍のみで生じるため、熱の散逸は非常に速いことが理解される。このことから、過渡現象をとらえるには画面モードは適していないことが判明したので、他の試験片ではサーモビュアのカメラに内蔵されているミラーを動かさないき裂線上の温度分布のみを計測することにした。(この撮影モードをラインモードと呼ぶ。) この場合には1ラインあたり1.3/230秒毎に計測でき、1画面当たり1.3秒かかる。そしてこの画面が連続して230コマ計測してデジタルメモリに格納できるようになっている。Fig. 11にはC-1試験片(負荷速度100 mm/s)において得られたき裂線上の温度計測の連続測定画面を示す。図中にはき裂先端位置および計測時間を示してある。本図からも熱の散逸は非常に速いことが理解される。

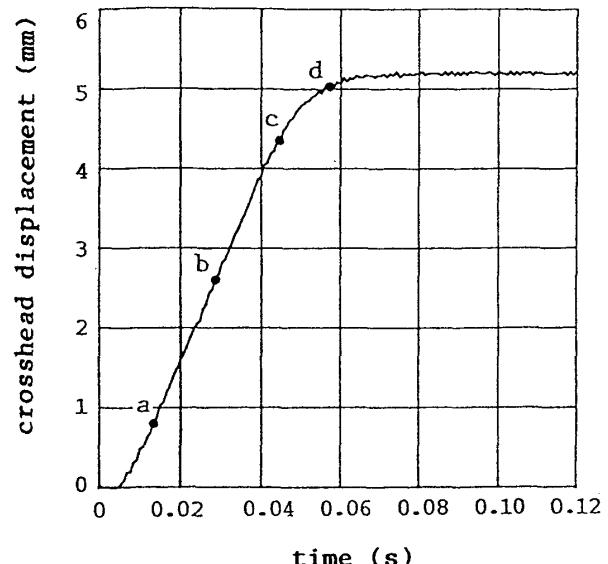


Fig. 12 Measuring result of change of crosshead displacement and analyzed moments of temperature distribution by thermo-viewer (specimen No.: C-1, crosshead speed: 100 mm/s)

Fig. 12にはC-1試験片について実測された荷重点変位(アクチュエータの変位)の時間曲線を示す。荷重点変位の制御電圧は時間に関してバイリニアに変化させたが、高速負荷のために油圧制御の遅れが生じ、保持の時点はなめらかな変位曲線を示していることがわかる。同じ負荷速度のC-4試験片についても、保持の時点ではなめらかな変位曲線を示していた。すなわち変位保持点付近では、負荷速度が設定速度よりも遅くなっている。しかし負荷速度の遅いC-2試験片(負荷速度50 mm/s)、C-3試験片(負荷速度10 mm/s)の場合には油圧制御の遅れは生じていなかった。

Fig. 11では1.3/230秒毎にき裂線上の温度分布が計測されている。そして荷重点変位も連続的にFig. 12に示すように計測されている。そこで負荷過程中におけるFig. 12の適当な時期を図中、a, b, c, dのようにより選び、その時期に対応するサーモビュアによる温度計測を行った。その結果をFig. 13中に各線で示す。

本結果より100 mm/sという比較的低速の場合にでも、き裂先端近傍で約28°C程度の温度上昇(試験実施温度20°C)が生じていることがわかる。

そこでFig. 12の荷重点変位の時間曲線をFEMに入力して、a, b, c, dの各時期に対応するき裂線上の温度分布を計測した。その結果をFig. 13中に併せて示した。Fig. 13をみると、Fig. 8と同様にFEMによる温度上昇分布の計算結果は、実測のそれとよい一致を示していることがわかる。

ところでcからdにいたる過程では、bからcにいたる過程、あるいはaからbにいたる過程と比較して、実測値および計算値とも温度上昇が小さくなっているように見受けられる。

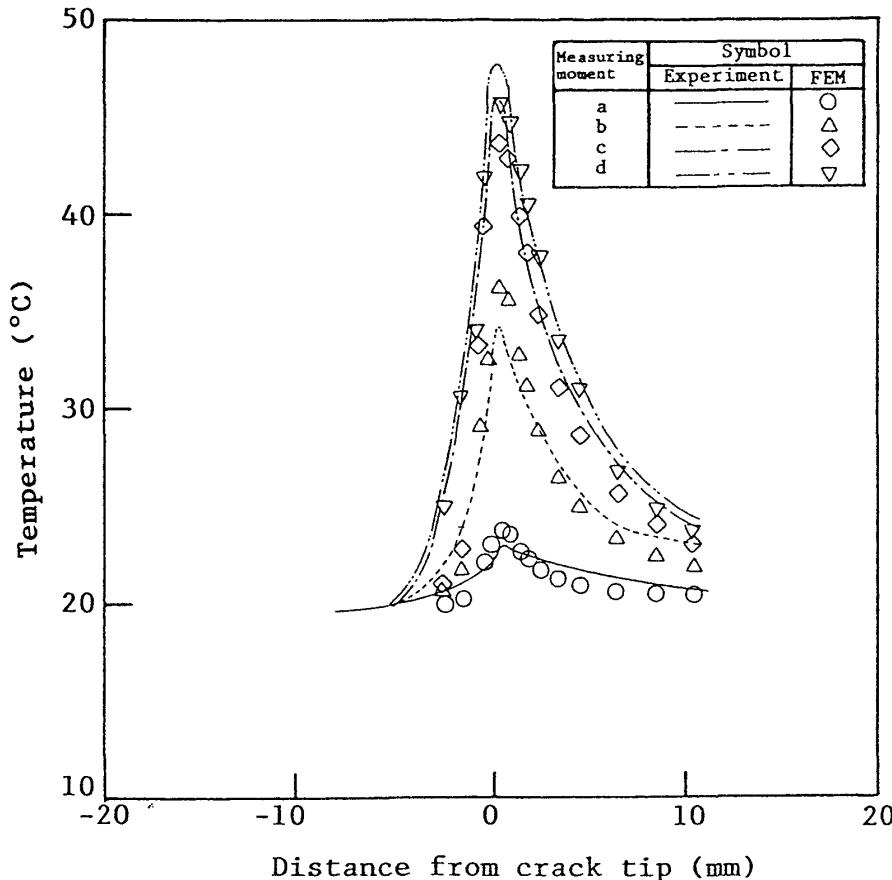


Fig. 13 Measuring results for temperature distributions near the crack tip and calculated ones by FEM (specimen No.: C-1, crosshead speed: 100 mm/s)

けられる。これは負荷速度が $c \rightarrow d$ になる過程で遅くなっているため、塑性仕事増分による発熱が生じても、熱伝導で散逸する割合が大となることによるものと考えられる。

従って最大荷重直前で負荷速度が遅くなる場合には、負荷過程中であっても、熱伝導による熱の散逸が、塑性仕事増分による発熱よりも卓越することも場合によっては生じ、かえって温度が低下する場合も生ずることが考えられ、破壊靱性値が低下する現象が生じる可能性もあることが推察される。

C-2, C-3, C-4 試験片についても Fig. 13 と同様にサーモビュアによる温度分布計測結果と、実験で負荷した荷重点変位～時間曲線を FEM に入力して計算した温度分布は良い一致を示すことが確認された。Fig. 14, Fig. 15 は温度分布計測結果と FEM による計算結果において、最大の温度上昇に着目し、その温度およびその位置（き裂先端からの距離）に関して実験値と計算値の比較を全試験片について調査した結果である。最高温度を示す位置は計測値の方が計算値よりもき裂先端から離れる傾向を有しているようにみられるが、その差は最大で 0.3 mm 程度であり、測定誤差も考えると、両者は良く一致していると判断できる。また最高温度の実測値と計測値は非常に良く一致している。

そして負荷速度および負荷変位が大となるほど局部温度上昇が大きくなること、さらに最高温度を示す位置は負荷速度が大となるほどき裂先端に近づくことがわかる。本実験範囲においては、負荷速度が速くなるほど、降伏応力が上昇し、ひずみがき裂先端に集中しやすくなり、熱の散逸も少なくなることに対応しているものと考えられる。

以上のように温度およびひずみ速度の影響を考慮した応力～ひずみの構成関係を組み込み、さらにき裂鈍化の影響を考慮できるように開発した動的熱弾塑性有限要素法は、き裂先端近傍の塑性仕事による局部温度上昇を精度良く推定していることがわかる。

試験機の関係でさらに高速の負荷を与えることができなかった。そこで、負荷速度が 1 m/s 一定という条件下で、荷重点変位が 5 mm となった瞬間における局部温度上昇を本 FEM で解析した。その結果を Fig. 16 に示す。図中△印は平面応力状態、○印は平面ひずみ状態として解析したものである。Fig. 16 より平面応力状態では 216°C、平面ひずみ状態では 158°C の温度上昇が認められる。佐野は 5.4 m/s でき裂先端に取り付けた熱電対により 188°C の温度上昇を計測しているが、表面で、さらに最高温度を示す位置で測定されていないことも考慮すると、上記計算結果は妥

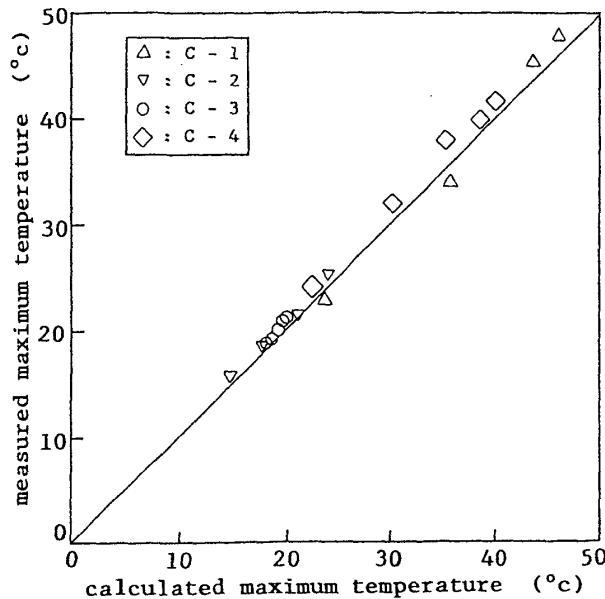


Fig. 14 Relation between measured maximum temperature and calculated one

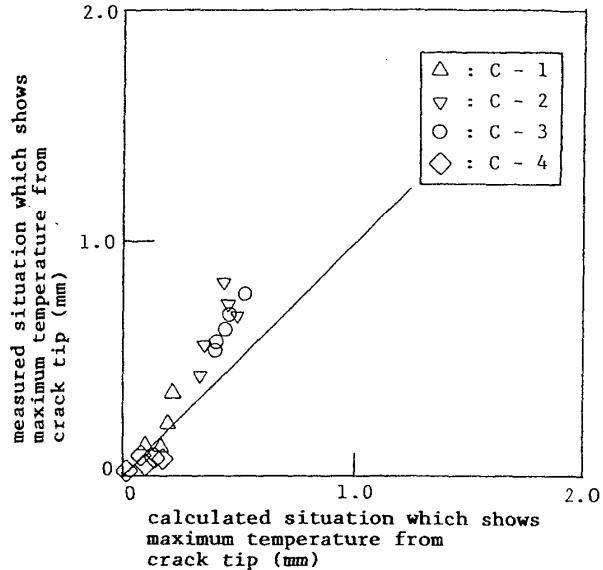


Fig. 15 Relation between measured situation which shows temperature and calculated one from crack tip

定量化にあたっては、平面ひずみ状態に対する局部温度上昇を推定せざるを得ないので、上記の有限要素法は有用になるものと考えられる。

4.2 き裂先端近傍の R 値分布について

き裂材の破壊はき裂先端から順次生じるものではなく、き裂先端近傍のある特定領域内 (end region⁹⁾ あるいはプロセスゾーン¹⁰⁾ と呼ばれている) で生じる。また Rice, Johnson¹¹⁾ らはき裂の鈍化により、ひずみ特異性が消滅する領域の長さをすべり線場理論より 1.9δ (δ : CTOD) であることを示した。これらの領域はほぼ同じ領域を示しており、同義語と解釈される。

従って破壊を論じる場合には、この破壊が発生すると考えられる上記特定領域内のひずみあるいは応力分布に着目する必要がある。ところで動的問題においては、ひずみ速度が速くなる効果と、塑性仕事による局部温度上昇効果の両者により、き裂先端近傍の初期降伏応力は変化する。静的問題においては破壊靭性値は温度の関数となっているが、見方を変えれば破壊靭性値は降伏応力の関数となっている。また降伏応力は動的条件下では Strain rate-temperature parameter (R) の関数であるから、動的問題では破壊靭性値は R の関数として表されることが期待される。

そして一般的には上記特定領域で R 値は変化するものと考えられるので、破壊発生箇所をこの領域内のどこに特定して R 値を決定すればよいか、あるいはこの領域内の R 値の平均値をとれば破壊靭性値が定量的に評価し得るか等の検討が、動的問題を解明する上で必要になってくるものと思われる。

そこで、上記の問題解明の第一歩として、動的熱弾塑性有限要素法による計算結果を調査することにした。Fig. 17

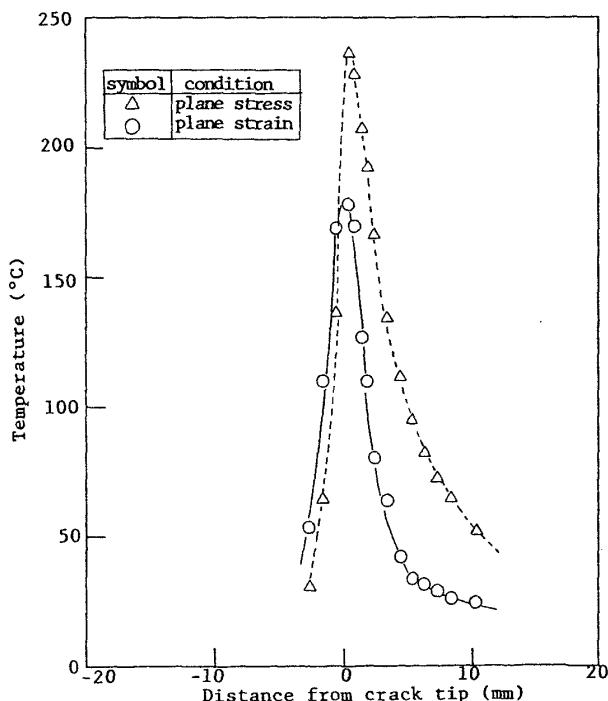


Fig. 16 Calculated results of temperature distribution near the crack tip by FEM (crosshead speed: 1 m/s, load point displacement = 5 mm)

当な値を示していると考えてよからう。平面ひずみ状態では、平面応力状態よりも最高温度は約 60°C 低くなっているが、これは平面ひずみ状態の方が塑性変形しにくい結果によるものと判断できる。

脆性破壊は板厚中央から発生するので破壊靭性値の検討に際しては、温度上昇の考慮は板厚中央部に対して行う必要があるが、実測は困難であり、高速負荷時の破壊靭性の

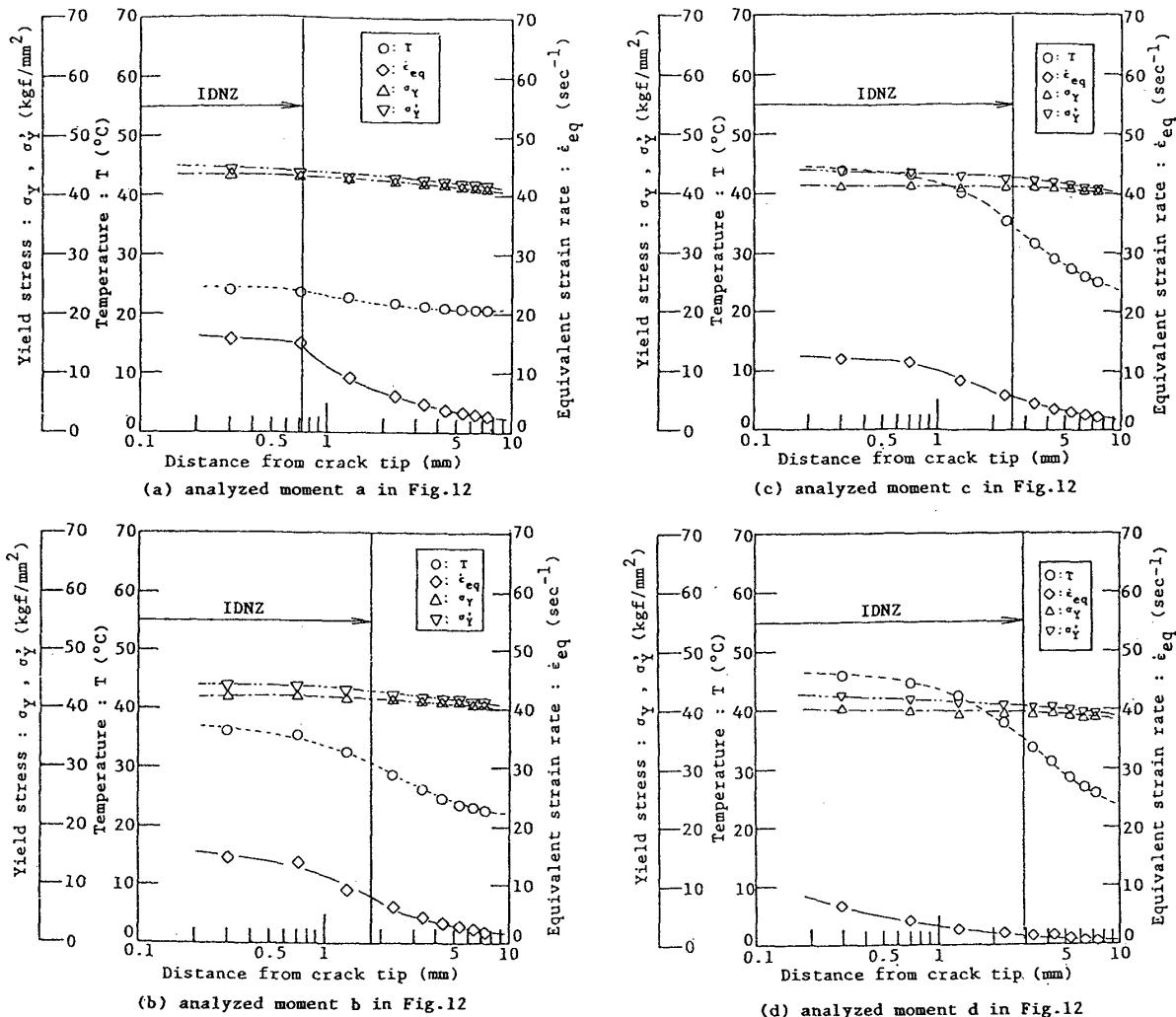


Fig. 17 Calculated yield stress, equivalent strain rate and temperature distributions in the vicinity of crack tip by using thermo elasto-plastic FEM (specimen No.: C-1, crosshead speed: 100 mm/s)

には C-1 試験片の各段階 (Fig. 12 の a~d) におけるき裂先端近傍の温度 (塑性仕事による局部温度上昇 + 試験温度) T , 相当ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{eq}$ とともに, き裂先端近傍の降伏応力 σ_y を示した。また同図には塑性仕事による温度上昇が生じないと仮定した場合の降伏応力も σ_y' として参考のために示している。さらに上記の特定領域として IDNZ 先端の位置も示している。ただし IDNZ 先端までの距離は荷重線上の COD より, BS 5762¹¹⁾ により CTOD 値 δ に換算して求めた。この CTOD 換算において, K 値は ASTM E 399⁵⁾ による CT 試験片の K 値を使用するとともに, 降伏応力は静的な室温の値を使用している。

Fig. 17(a)~(d)を見ると, IDNZ 内のひずみ速度はき裂先端に近づくほど速くなっている。また a, b, c の各段階では IDNZ 内のひずみ速度はほぼ同じレベルにあるが, d の段階では他の段階に比べて遅くなっている。これは Fig. 12 において d の段階の負荷速度が他の段階のそれに比べて遅くなつたことと対応している。また温度上昇もき裂先端に近づくほど大きくなっている。そして降伏応力 σ_y

は IDNZ 内ではほぼ一様となっている。従って R 値も IDNZ 内でほぼ一様となっていることがわかる。これは降伏応力によよすひずみ速度および温度の影響が互いに逆方向に作用する結果であると考えられる。また局部温度上昇を無視して得られる降伏応力 σ_y' も IDNZ 内ではほぼ一定と見れるが, これはき裂鈍化の影響のために, ひずみ速度がき裂先端近傍で極端に大きくなることが生じない結果であると考えられる。しかし σ_y と比較すると, σ_y' の方が IDNZ 内での変化は大きくなっていることがわかる。

上記の傾向は他の試験片についての解析結果にも認められた。Fig. 18 は 4.1 項において解析した, 1 m/s の負荷速度, 荷重点変位 5 mm の場合についてのものである。Fig. 18 を見ると, IDNZ 内で降伏応力 σ_y がほぼ一様に保持されるという点では Fig. 17 と同様の結果となっているが, 降伏応力 σ_y の値は IDNZ 前方の塑性域におけるよりも小さくなっているという点では異なつた結果を示している。これは負荷速度が速くなつたことにより, 局部温度上昇が IDNZ 内で非常に大きくなることによるものである。しか

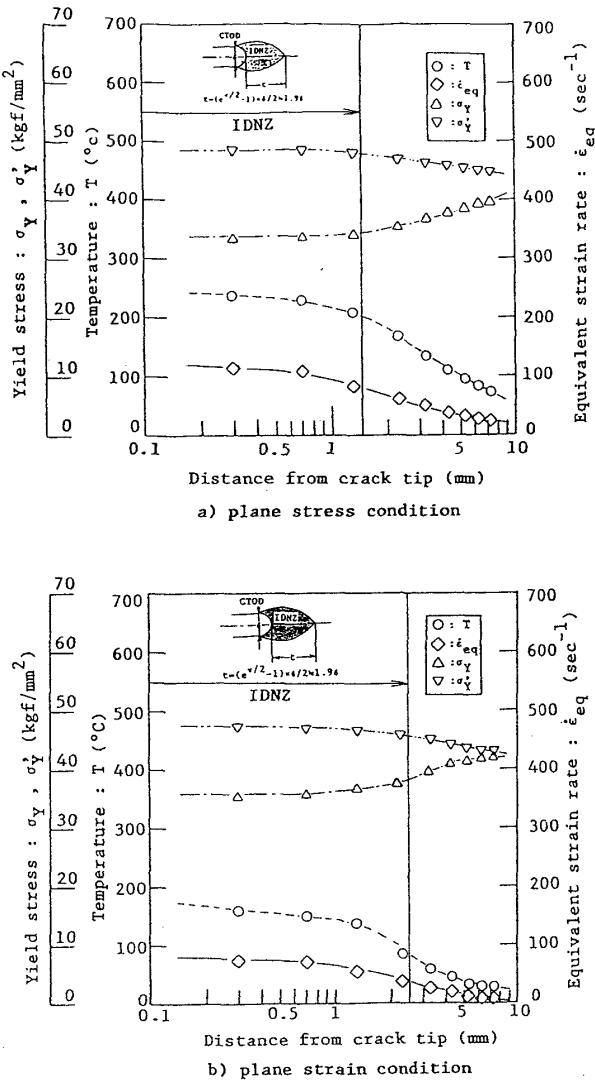


Fig. 18 Calculated yield stress, equivalent strain rate and temperature distributions in the vicinity of crack tip by using thermo elasto-plastic FEM (crosshead speed: 1 m/s)

し IDNZ 内のき裂先端側では σ_y が平面応力状態、平面ひずみ状態ともほぼ一定となることは Fig. 17 などと同じである。

以上のように IDNZ 内のき裂先端近傍では、ひずみ速度と、温度上昇という 2 つの降伏応力におよぼす因子が逆方向に働くことにより、 R 値がほぼ一定に保持されるようであり、この現象は今後動的破壊靶性値の研究を行う上で重要な示唆を与えているものと考えられる。

したがって、破壊発生点を IDNZ 内のある箇所と特定しなくとも、き裂先端近傍の局部温度上昇分布およびひずみ速度分布が評価できれば、ひずみ速度が破壊靶性値に及ぼす影響を定量的に評価し得る可能性を有している。上記の局部温度上昇およびその位置のひずみ速度は現時点では動的熱弾塑性有限要素法を用いて推定せざるを得ないが、今後簡易的に推定する手法を検討する必要があろう。

5. 高速負荷時の破壊靶性試験で表れる臨界速度に関する考察

上述のように平面応力状態、平面ひずみ状態いずれの場合にも IDNZ 内のき裂先端近傍では、ひずみ速度が速くなるほど、局部温度上昇も大きくなり、この 2 つの因子が降伏応力に及ぼす効果が逆方向に作用して、降伏応力がほぼ一定に保持されることが期待できる。したがって IDNZ 内のき裂先端近傍では Strain rate-temperature parameter (R) がほぼ一定に保持されることになる。

前報³⁾で塑性仕事による局部温度上昇が非常に小さな低靶性領域の破壊靶性値はひずみ速度に関係なく、IDNZ 先端の R 値依存性として与えられることを示した。上記の結果より IDNZ 先端の R 値と、IDNZ 内の R 値はほぼ同一であるから、前報で与えた R 値は IDNZ 内の値を代表するものであると解釈される。

従って高速負荷時に大きな塑性仕事がなされる過程で破壊する場合には、塑性仕事による局部温度上昇も考慮した IDNZ 内の R 値で、破壊靶性値の(雰囲気) 温度及びひずみ速度依存性が定量的に評価できるものと期待される。

ところで負荷速度を増加させていくと、ある負荷速度のところで破壊靶性値が最小となる現象が表れる⁴⁾。この最小となる負荷速度を臨界速度と呼んでおり、負荷開始から破壊が発生するまでの時間(破壊時間)は臨界速度領域で 20~40 μs と報告されている。この臨界速度が現れるのは以下のように考えられているのが一般的¹²⁾であり、incubation time criterion¹³⁾、minimum time criterion¹⁴⁾、および structure time criterion¹⁵⁾ 等が提案され、定性的な説明が与えられている。すなわち比較的の低荷重速度下では材料の降伏応力の上昇がき裂先端での塑性変形を拘束し、延性破壊機構から脆性破壊機構への移行に併せて破壊靶性値が低下する。そして臨界速度以上に負荷速度が速くなると、プロセスゾーンと呼ばれるき裂先端に隣接した有限な微小領域を破壊するために必要な時間に破壊時間が近づくために、見かけ上得られる破壊靶性値が急上昇すると解釈されている。

しかし 4 章の計算結果より、負荷速度が速くなると、塑性仕事による局部温度上昇のため IDNZ 内の降伏応力が低速側では上昇していくが、高速側では下降していく現象が生じている。破壊の生じるプロセスゾーン (or IDNZ) の R 値 (プロセスゾーン内では 4 章の結果よりほぼ一様な値を示し負荷とともに変化する) に固有の破壊靶性値が存在すると仮定すると、Fig. 19 (a) に模式的に示すように、負荷の初期段階では、塑性仕事による発熱が小さく局部温度上昇も小さいで、負荷速度が速くなるほど破壊靶性値は小さくなる。しかし負荷の初期段階では外力による応力拡大係数 K あるいは CTOD は小さいので Fig. 19 (b) に示すように破壊は生じない。そして負荷とともに K , CTOD 値

suffix 1 : static condition (no temperature rise)
 suffix 2 : intermediate loading rate (small temperature rise)
 suffix 3 : very high loading rate (large temperature rise)
 mark • : fracture initiation point

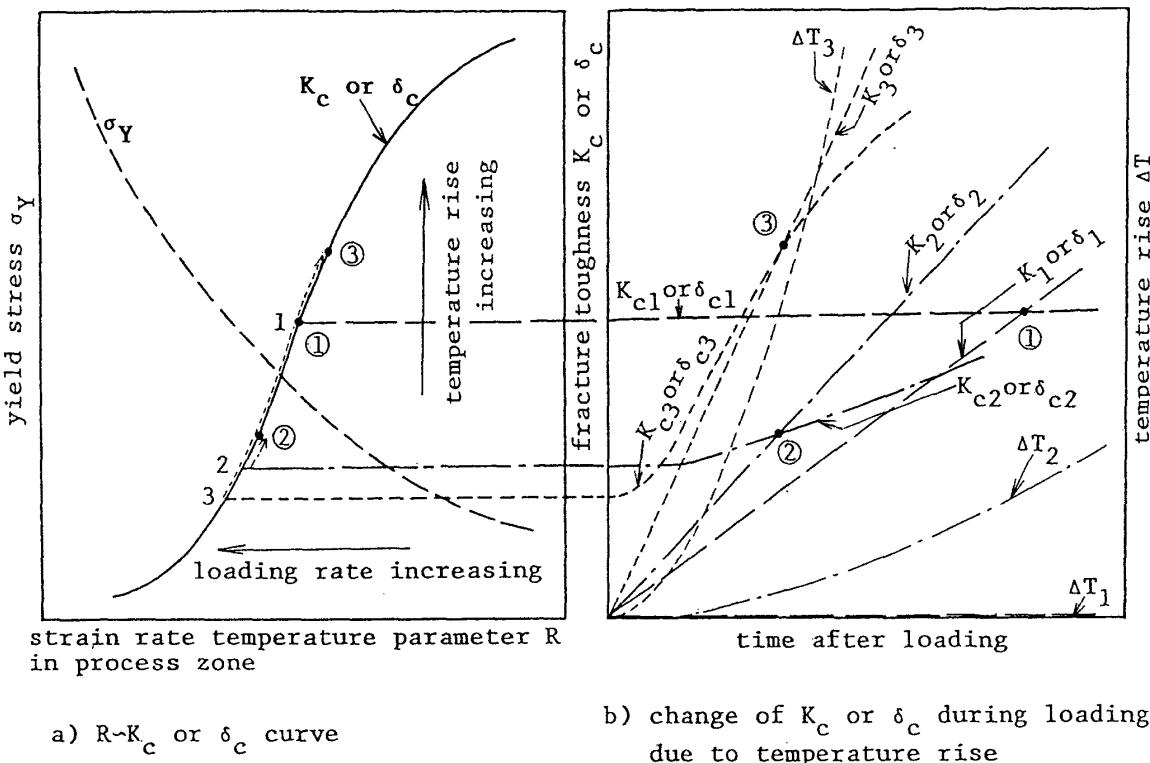


Fig. 19 Schematic illustration of fracture occurring phenomenon at various loading rates

は増加していくが、同時にき裂先端近傍で塑性仕事がなされ発熱する。そして静的条件下では熱の散逸が十分生じ、局部温度上昇はほとんど生じないため、負荷中プロセスゾーン内の R 値は一定に保持されることになり、破壊非性値も一定に保持され((b)の K_{c1} あるいは δ_{c1})、 $K = K_{c1}$ あるいは $\delta = \delta_{c1}$ となる時点①で破壊が発生する。しかし負荷速度が速くなると負荷とともに局部温度上昇がある程度生じ、プロセスゾーン内の R 値は負荷とともにほぼ一様に徐々に増加し、それにともない K_c あるいは δ_c 値も増加していく((b)の K_{c2} あるいは δ_{c2})、 $K = K_{c2}$ あるいは $\delta = \delta_{c2}$ となる時点②で破壊する結果、静的負荷時の場合より計測される破壊非性値は小さくなる。しかし非常に負荷速度が速くなると、塑性仕事による熱が散逸する時間がほとんどなくなるため、負荷とともに局部温度上昇が急激に大きくなり、プロセスゾーン内の R 値が急上昇し、 K_c あるいは δ_c 値も急上昇する((b)の K_{c3} あるいは δ_{c3})。そして $K = K_{c3}$ あるいは $\delta = \delta_{c3}$ となる時点③で破壊を生じ、結果的には計測される破壊非性値は静的負荷時より大きくなる。このように局部温度上昇と、負荷による K 値あるいは δ 値との兼ね合いで、臨界速度が生じると考えることができる。そして 4 章における計算で高速側で σ_Y が下降していく現象は $K_{c2}(\delta_{c2})$ あるいは $K_{c3}(\delta_{c3})$ が負荷中に上昇していく過程に対応していると考えられよう。

したがって低温になるほど、破壊非性値の R 依存性が小さいこと、ならびに一般的には熱拡散率が大きくなるため熱が散逸しやすくなり、局部温度上昇も小さくなる効果があるので、臨界速度は高速側に移行するものと考えられる。なお準静的条件下であって、き裂先端に非常に小さな塑性域しか生じない状態で脆性破壊が起こる低温度領域では、塑性仕事による発熱が断熱的に行われたと仮定しても局部温度上昇は小さいのでひずみ速度が速くなるにつれて常に破壊非性値が低下し、高非性領域で生じる臨界速度という現象は生じないと推察される。また塑性を示さない材料では負荷による発熱は生じないので臨界速度という現象は生じなくなるものと期待され、事実アラルライドでは鋼で生じるような臨界速度という現象は生じていない¹³⁾。

以上のように IDNZ 内の R 値に対応して固有の破壊非性値が存在し、外力の関数である K 値あるいは δ 値がこの破壊非性値に達すると破壊が生じると考えることにより臨界速度が定性的に説明できる。

臨界速度が生じる現象は現時点では完全には理解されていないが、局部温度上昇効果は無視し、プロセスゾーン内ではき裂先端から射出された転位が結晶粒界や介在物に運動が阻止され、この阻止された転位の先端にへき開破壊の核を発生させるに十分な数の転位を堆積した後に破壊するといった転位の動力学的立場からの議論がなされている。

しかし上記のように塑性仕事による局部温度上昇のみで理解できる可能性があり、定量的検討を今後行う必要がある。

6. 結 論

低靶性領域から高靶性領域までを含めてひずみ速度が破壊靶性値に及ぼす影響を定量的に推定するための第1歩として、負荷過程中のき裂先端近傍の塑性仕事による局部温度上昇を推定する手法の検討を行った。すなわち疲労予き裂を有する CT 試験片に各種負荷速度を与え、サーモビュアでき裂線上の局部温度上昇分布を計測し、動的熱弾塑性有限要素法を用いた数値解析結果との対比検討を行った。この検討に際し、塑性仕事の一部は転位密度の増加や音の発生などに消費されることを勘案し丸棒引張試験を実施して、あらかじめ塑性仕事が熱に変換される割合も検討した。得られた結果を要約すると以下の通りである。

(1) 丸棒引張試験結果を解析することにより、塑性仕事の約 9 割が熱に変換されることが判明した。

(2) 負荷速度が速くなるほど、き裂先端近傍に生じる塑性仕事による局部温度上昇は大きくなる。

(3) ひずみ速度および温度の関数として表現される応力～ひずみ構成関係を組み込み、さらにき裂鈍化も表現できるように開発した動的熱弾塑性有限要素法は、き裂先端近傍の局部温度上昇分布をほぼ定量的に評価している。

(4) 平面応力状態、平面ひずみ状態いずれの場合にも IDNZ 内のき裂先端近傍では、ひずみ速度と、温度上昇という 2 つの降伏応力におよぼす因子が逆方向に働くことにより、 R 値がほぼ一定に保持されることが期待される。このことから、破壊発生点を IDNZ 内のある箇所と特定しなくても、局部温度上昇およびひずみ速度が評価できれば、ひずみ速度が破壊靶性値に及ぼす影響を定量的に評価し得る可能性を有している。

(5) 負荷速度が速くなると、塑性仕事による局部温度上昇のため IDNZ 内の降伏応力が低速側では上昇していくが、高速側では下降していく現象が生じている。

(6) IDNZ 内の R 値に対応して固有の破壊靶性値が存在し、外力の関数である K 値あるいは δ 値がこの破壊靶性値に達すると破壊が生じると考えることにより破壊靶性値が最小となる臨界速度が生じる現象を定性的に説明できる。また低温状態では、破壊靶性値の R 依存性が小さくなると同時に、熱が散逸しやすくなるため局部温度は小さくなる。したがってこれらの効果を考えると低温になるほど臨界速度は速くなることが予想される。

なお、本供試鋼材は住友金属工業(株)の御厚意により作成して頂いたものである。快く引き受けて頂いた厚板技術部の別所 清氏および関係諸氏に謝意を表します。また 22 mm 厚の疲労予き裂付 CT 試験片より 3 mm 厚の CT 試験片を 6 枚採取するに際し、福岡県工業技術センタ機械電子

研究所の田中洋征氏に多大の御尽力を賜った。ここに記して謝意を表します。

本研究は平成 2 年度までの 3 年間にわたる文部省科学研費・試験研究 B (研究代表者、豊貞 雅宏) の補助により行われたものであり、計算には九州大学大型計算機センターの FACOM M 780/20 を使用した。

参 考 文 献

- 1) J. R. Rice, M. A. Johnson: The Role of Large Crack Tip Geometry Changes in Plane Strain Fracture to appear in Inelastic Behavior of Solid, Eds, M. F. Kanninen et al., McGraw-Hill (1979), p. 641
- 2) P. E. Bennet, G. M. Sinclair: Parameter Representation of Low-Temperature Yield Behavior of Body-Centered Cubic Transition Metals, ASME paper, 65-MET-11 (1965)
- 3) 豊貞雅宏, 藤井英輔, 野原和宏, 川口喜昭, 有持和茂, 井坂和実: 破壊靶性値に及ぼすひずみ速度の影響, 日本造船学会論文集, Vol. 161 (1987), p. 367
- 4) 佐野謙一: 9%Ni 鋼の破壊靶性に及ぼすき裂先端における温度上昇の影響, 鉄と鋼, 第 2 号 (1987), p. 380
- 5) ASTM Designation E399-83: Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, ASTM (1983)
- 6) 河野俊一, 後藤浩二, 豊貞雅宏: ひずみ速度を考慮した熱弾塑性有限要素法, 日本造船学会論文集, Vol. 169 (1991), p. 383
- 7) 豊貞雅宏, 後藤浩二: ひずみ速度および温度を考慮した軟鋼の構成方程式について, 西部造船会々報, Vol. 81 (1991), p. 259
- 8) 渡辺正紀, 佐藤邦彦: 溶接力学とその応用, 朝倉書店 (1965), p. 172
- 9) K. B. Broberg: On Stable Crack Growth, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 23 (1975) p. 215
- 10) Wnuk, M. P.: Proc. Int. Conf. Dynamic Crack Propagation, Lehigh Univ., (1972) p. 273
- 11) British Standards Institution, BS5762: Method for Crack Opening Displacement (COD) Testing (1979)
- 12) 本間寛臣: 衝撃荷重による材料の破壊, 材料, Vol. 40, No. 453 (1991) p. 755
- 13) J. F. Kalthoff: Fracture Behavior Under High Rates of Loading, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 23, No. 1, (1986) p. 289
- 14) H. Honma, D. A. Shockey and S. Hada: Minimum Time Criterion for Crack Instability in Structural Materials, ASTM STP 905, (1986) p. 683
- 15) N. F. Morosov, Yu. V. Petrov and A. A. Utkin: Modelling of Fast Fracture of Brittle Solids, Puzpeuehue Ha Onyda, No. 302 (1989)