非均質弾塑性破壊試験片の変形挙動有限要素シミュレーション*

西岡俊久*¹, 小林 豊*², J. S. Epstein*³

Finite Element Simulation of Deformation Behavior in Inhomogeneous Elastic-Plastic Fracture Specimens

Toshihisa NISHIOKA, Yutaka KOBAYASHI and J. S. Epstein

Finite element simulation was carried out for inhomogeneous elastic-plastic fracture specimens, which consist of A533B steel and HT80 steel. These two materials have considerably different yield stresses, although their elastic properties are exactly the same. The nonlinear fracture parameter, T^* integral, was extended for inhomogeneous multilayer materials. The T^* integral for inhomogeneous materials demonstrates excellent path independence, even in the stages of large plastic deformations around the crack tip and the material interface. Numerically generated moiré fringe patterns are in good agreement with experimentally recorded patterns. The shapes of plastic zones appearing in the specimens reveal large inhomogeneity effects.

Key Words: Fracture Mechanics, Finite Element Method, Welded Joints, Path Independent Integral, T* Integral, Plastic Zone, Moire Interferometry Method, Multilayer Material

1. 緒言

現在、溶接材、複合材、傾斜機能材などの非均質材の塑性変形領域での強度評価、安全設計などのために、非均質弾塑性破壊力学の確立が望まれている⁽¹⁾。

均質材の破壊力学問題では、主として開口モードの停留き裂が対象とされ、その拡張として、混合モードや進展き裂の問題が対象となる。一方、非均質な構造材料の破壊力学問題では本質的に混合モードが生じやすく、混合モード変形を受ける材料の破壊強度評価が必要であり、破壊力学パラメータの評価において混合モード効果と非均質効果の関連付けが重要となる⁽¹⁾。従って、混合モード状態を記述し得る非均質非線形破壊力学パラメータに関する研究は極めて重要である。

本研究では、弾性挙動は同じであるが、塑性変形挙動が大きく異なるA533B鋼とHT80鋼の接合材によるCT試験片⁽²⁾に対して、弾塑性有限要素シミュレーションを行う。また、非均質材にも適用できるよう、 T^* 積分⁽³⁾の拡張を行う。さらに実験との対応を調べるために、モアレ干渉縞生成シミュレーションを行う。

2. 構成式によらず成立する経路独立 T^* 積分

図1に示すようなき裂を有する均質な物体を考える。非線形(弾塑性)体に対する経路独立積分 T^* は増分理論に基づき次式で表される⁽³⁾。

$$T_k^* \equiv \sum \Delta T_k^* \quad (1)$$

$$\Delta T_k^* \equiv \int_{\Gamma_k} \{(\Delta W + \Delta K) n_k - (t_i + \Delta t_i) \Delta u_{i,k} - \Delta t_i u_{i,k}\} dS \quad (2)$$

$$\begin{aligned}
&= \int_{\Gamma + \Gamma_c} \{(\Delta W + \Delta K) n_k - (t_i + \Delta t_i) \Delta u_{i,k} - \Delta t_i u_{i,k}\} dS \\
&+ \int_{V_T - V_e} [\Delta \sigma_{ij} \left(\varepsilon_{ij} + \frac{1}{2} \Delta \varepsilon_{ij} \right)_{,k} - \Delta \varepsilon_{ij} \left(\sigma_{ij} + \frac{1}{2} \Delta \sigma_{ij} \right)_{,k} \\
&+ \rho(\tilde{u}_i + \Delta \tilde{u}_i) \Delta u_{i,k} - \rho(\tilde{u}_i + \Delta \tilde{u}_i) \Delta \dot{u}_{i,k} \\
&+ \rho \Delta \tilde{u}_{i,k} - \rho \Delta \dot{u}_{i,k}] dV
\end{aligned} \quad (3)$$

ここに Σ は総和記号を表し、負荷経路にそって和がとられる。 σ_{ij} および ε_{ij} は応力、ひずみを表す。 n_k は外向きの方向余弦、 t_i は表面力を表す。 $(\cdot)_{,k}$ は X_k 方向の偏微分である。 $\Gamma\varepsilon$ はき裂先端近傍の微小な近傍場経路で、 Γ はき裂先端から離れた任意の遠方場経路である。また ΔK は運動エネルギー密度増分である。一方 ΔW は応力仕事密度増分であり、応力仕事密度は次式で表される。

$$W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} = \sum \left(\sigma_{ij} + \frac{1}{2} \Delta \sigma_{ij} \right) \Delta \varepsilon_{ij} \quad (4)$$

図1 き裂を有する物体

* 平成4年9月1日 複合・接合構造の創生技術と力学的評価
シンポジウムにおいて講演，原稿受付 平成4年11月2日.

*1 正員、神戸商船大学（☎658 神戸市東灘区深江南町 5-5-1）

*2 学生員, 神戸商船大学大学院.

*3 米国アイダホ国立工学研究所 (Idaho Falls, ID 83415, U.S.A).

また、 T^* 積分を全分形で表すと次式のようになる。

$$T_k^* \equiv \int_{\Gamma_c} [(W+K)n_k - t_i u_{i,k}] dS \quad (5)$$

$$= \int_{\Gamma+\Gamma_c} [(W+K)n_k - t_i u_{i,k}] dS \\ + \int_{V_T-V_c} [\rho \ddot{u}_i u_{i,k} - \rho \dot{u}_i \dot{u}_{i,k} + \sigma_{ij} \varepsilon_{ij,k} - W_{,k}] dV \quad (6)$$

一般の増分形塑性理論に基づく場合、 W はひずみエネルギー密度の意味を持たず、 $W_{,k} \neq \sigma_{ij} \varepsilon_{ij,k}$ である。

T^* 積分の表示式(2)および式(5)では、近傍場経路 Γ_ε は一般に有限の大きさをとるものとする。ただし弾塑性停留き裂問題では、有限要素解析において、 T^* 積分値を $\Gamma_\varepsilon=0$ ($V_\varepsilon=0$)として式(3)または式(6)の遠方場経路積分より評価できる⁽³⁾。 T^* 積分は任意の遠方場経路 Γ に対して経路独立である。その証明は構成式を用いずに示すことが出来るため、塑性域内あるいは弾塑性境界でも経路独立性が保持される。

T^* 積分は特別な場合として、動的弾性体に対して、 $T_k^* = J'_k$ が成立して、動的エネルギー解放率と等値になる。また静的弾性体に対して、 $T_k^* = J'_k = J_k$ が成立する。ここに、 J'_k はNishioka・Atuluri⁽⁴⁾による動的J積分、 J_k はBudiansky・Rice⁽⁵⁾による静的J積分である。すなわち、 T^* 積分は静的J積分、動的J積分(J')の弾塑性体に対する自然な拡張となっている。従って、 T^* 積分はき裂先端場の"intensity"の統一的尺度と考えることができる。

3. T^* 積分の非均質体への拡張

T^* 積分の経路独立性は、有限要素法などの数値解析により T^* 積分を評価するとき有用な性質である。元来、 T^* 積分は均質材に対して定義されており、この場合は非線形、静的、および動的問題でも経路独立性を有する。しかし、二種類以上の材料で構成されている非均質材料では、異材界面には応力・ひずみの不連続が発生するため、 T^* 積分を評価する経路が界面を通過するとき、 T^* 積分の経路独立性は成立しなくなる。この場合でも、界面を通過しない位置に経路を設定すれば、経路独立性は成立するが、き裂と界面が近接している場合、経路の界面通過は避けられない。

この問題を解決するため、2層材1界面に対するJ積分経路の修正がKikuchiら⁽⁶⁾によっても行われているが、実際の接合には中間層などが存在し1界面で接合することはほとんど不可能である。また、近年注目されている傾斜機能材の有限要素解析では要素毎に材料定数を変化させる場合が多い。これらのことから本研究では多層材における経路独立 T^* 積分を導出する。

図2に示すような m 個の異材界面を持つ多層材を考える。界面 i 上の左側の積分経路を Γ_{ii}^- 、右側の経路を Γ_{ii}^+ 、界面 i と界面 $i+1$ の間の領域の下側の経路

を Γ_i 、上側を Γ_{i+1} 、き裂面上の経路を Γ_c とすると、異材界面を横切る経路 Γ に対する T^* 積分は、全分形を用いれば

$$T_k^* = \int_{\Gamma+\Gamma_c} [(W+K)n_k - t_i u_{i,k}] dS \\ + \int_{V_T-V_c} [\rho \ddot{u}_i u_{i,k} - \rho \dot{u}_i \dot{u}_{i,k} + \sigma_{ij} \varepsilon_{ij,k} - W_{,k}] dV + R$$

となる。これを、異材界面を横切らない経路に対する T^* 積分と等値であるように R を決定すれば、 T^* 積分は多層材に対しても経路独立であるといえる。すなわち

$$T_k^*|_{\Gamma+\Gamma_c} + R = T_k^*|_{\partial V_0+\Gamma_c}$$

となる R を求めれば良い。故に

$$R = \int_{\partial V_0-\Gamma} dS + \int_{V_0-V_T} dV = \int_{\partial V_0-\Gamma} dS + \int_{-\sum_{i=1}^m V_i} dV$$

右辺第2項にガウスの発散定理を用いると、

$$\int_{-\sum_{i=1}^m V_i} [\rho \ddot{u}_i u_{i,k} - \rho \dot{u}_i \dot{u}_{i,k} + \sigma_{ij} \varepsilon_{ij,k} - W_{,k}] dV \\ = \int_{\sum_{i=1}^m \partial V_i} [(W+K)n_k - t_i u_{i,k}] dS$$

故に

$$R = \int_{\partial V_0-\Gamma+\sum_{i=1}^m \partial V_i} dS$$

$$\text{ここで } \sum_{i=1}^m \partial V_i = \sum_{i=1}^m \Gamma_{li} + \sum_{i=1}^m \Gamma_{si} - \sum_{i=1}^m \Gamma_{li}^+ - \sum_{i=1}^{m-1} \Gamma_{l(i+1)}^-$$

ただし $\partial V_m = \Gamma_{lm} + \Gamma_{sm} - \Gamma_{lm}^+$ とする。また、

$$\partial V_0 - \Gamma + \sum_{i=1}^m \partial V_i = \Gamma_{l0} + \Gamma_{s0} - \Gamma_{l1}^- - \sum_{i=0}^m (\Gamma_{li} + \Gamma_{si}) + \sum_{i=1}^m \partial V_i \\ = - \sum_{i=1}^m \Gamma_{li}^+ - \sum_{i=1}^m \Gamma_{li}^- \equiv - \sum_{i=1}^m \Gamma_{li}$$

$$\text{従って } R = \int_{-\sum_{i=1}^m \Gamma_{li}} dS$$

となり、経路 Γ 内の全異材界面上の時計方向の線積分に一致する。このことから、非均質多層材に対しても経路独立である T^* 積分は、次式で表される。

$$T_k^* = \int_{\Gamma+\Gamma_c-\sum_{i=1}^m \Gamma_{li}} [(W+K)n_k - t_i u_{i,k}] dS \\ + \int_{V_T-V_c} [\rho \ddot{u}_i u_{i,k} - \rho \dot{u}_i \dot{u}_{i,k} + \sigma_{ij} \varepsilon_{ij,k} - W_{,k}] dV$$

また、同様にして、増分形で表現すれば次式となる。

$$\Delta T_k^* = \int_{\Gamma+\Gamma_c-\sum_{i=1}^m \Gamma_{li}} \{ (\Delta W + \Delta K) n_k - (t_i + \Delta t_i) \Delta u_{i,k} - \Delta t_i u_{i,k} \} dS \\ + \int_{V_T-V_c} \left[\Delta \sigma_{ij} \left(\varepsilon_{ij} + \frac{1}{2} \Delta \varepsilon_{ij} \right)_{,k} - \Delta \varepsilon_{ij} \left(\sigma_{ij} + \frac{1}{2} \Delta \sigma_{ij} \right)_{,k} \right. \\ \left. + \rho (\ddot{u}_i + \Delta \ddot{u}_i) \Delta u_{i,k} - \rho (\dot{u}_i + \Delta \dot{u}_i) \Delta \dot{u}_{i,k} \right. \\ \left. + \rho \Delta \ddot{u}_i u_{i,k} - \rho \Delta \dot{u}_i \dot{u}_{i,k} \right] dV$$

図2 非均質多層材中の積分経路

4. 解析条件

ここでは、A533B鋼とHT80鋼を電子ビーム溶接した接合材より作成された2種の非均質CT試験片⁽²⁾、及びそれぞれの均質材より作成された均質CT試験片⁽²⁾を解析対象とした。接合材では、異材界面はき裂に対して垂直であり、き裂先端は界面の少し手前に存在する。

図3に試験片の形状を示す。接合材については、溶接部の材料定数が得られないため、溶接部を無視した2層問題として解析したが、対応する実験⁽²⁾から3層問題とすべきであることが推測されたため、溶接部の材料定数を推定し、3層問題としても解析した。

実験と対応させるため、き裂長さ a を表1に示す値とした以下の6ケースについて解析した。

- TYPE AAE : 均質A533B • TYPE HHE : 均質HT80
- TYPE HA2E : 垂直型HT80-A533B 2層モデル
- TYPE HA3E : 垂直型HT80-A533B 3層モデル
- TYPE AH2E : 垂直型A533B-HT80 2層モデル
- TYPE AH3E : 垂直型A533B-HT80 3層モデル

ここで記号HAはピン側がHT80鋼、リガメント側がA533B鋼であることを示す。また、き裂長さを22mmに統一した、以下の6ケースについても解析した。

- TYPE AA : 均質A533B • TYPE HH : 均質HT80
- TYPE HA2 : 垂直型HT80-A533B 2層モデル
- TYPE HA3 : 垂直型HT80-A533B 3層モデル
- TYPE AH2 : 垂直型A533B-HT80 2層モデル
- TYPE AH3 : 垂直型A533B-HT80 3層モデル

図4に解析に使用した試験片の有限要素モデルを示す。板厚は2mmとし、平面応力条件を用いた。問題の対称性から上側半分のみをモデル化した。非均質2層材では、図3に示した試験片の溶接部中央線を界面とし、3層モデルでは溶接部を異なる材料として取り扱った。従って3層モデルではき裂前方に二つの界面が存在することになる。使用した要素は8節点アイソパラメトリック要素で、全要素数332、全節点数1084である。図中に示した経路はT*積分を評価した経路（1～5は材料1中の経路、2層モデルでは6～10は異材界面を横切る経路、3層モデルでは6～7が左側界面のみを8～10が両側の界面を横切る経路）である。

本解析を実施するにあたり、次の構成式を用いた⁽⁷⁾。

A533B鋼では

$$\sigma \leq \sigma_{ys} : \epsilon = \frac{\sigma}{E}$$

$$\sigma \geq \sigma_{ys} : \epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left\{ \left(\frac{\sigma}{E'} \right)^n - \left(\frac{\sigma_{ys}}{E'} \right)^n \right\} \quad (\epsilon_p \leq 0.02153)$$

$$E' = 500 \text{ GPa}, \quad n = 2, \quad \sigma_{ys} = 550 \text{ MPa}$$

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left\{ \left(\frac{\sigma}{E'} \right)^n - \left(\frac{\sigma_{ys}}{E'} \right)^n \right\} + \epsilon_0^p \quad (\epsilon_p \geq 0.02153)$$

$$E' = 850 \text{ MPa}, \quad n = 10, \quad \epsilon_0^p = 0.0215, \quad \sigma_{ys}' = 554.87 \text{ MPa}$$

HT80鋼では

$$\sigma \leq \sigma_{ys} : \epsilon = \frac{\sigma}{E}$$

$$\sigma \geq \sigma_{ys} : \epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left\{ \left(\frac{\sigma}{E'} \right)^n - \left(\frac{\sigma_{ys}}{E'} \right)^n \right\}$$

$$E' = 1.02 \text{ GPa}, \quad n = 38, \quad \sigma_{ys} = 854 \text{ MPa}$$

溶接部では

$$\sigma \leq \sigma_{ys} : \epsilon = \frac{\sigma}{E}$$

$$\sigma \geq \sigma_{ys} : \epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left\{ \left(\frac{\sigma}{E'} \right)^n - \left(\frac{\sigma_{ys}}{E'} \right)^n \right\}$$

$$E' = 1.719 \text{ GPa}, \quad n = 23.69, \quad \sigma_{ys} = 1.458 \text{ GPa}$$

この関係を図5に示す。ただし、溶接部の応力-ひずみ関係は、材料のマイクロビッカース硬さ⁽²⁾、及びA533B鋼、HT80鋼の応力-ひずみ関係を基に推定した。弾性定数、降伏応力を表2に示す。

解析に使用した弾塑性有限要素法プログラムは、接線係数法に基礎をおくものである。本解析では、停留き裂問題とし、荷重は変位制御型で与え、荷重点変位 (δ_p) が約0.7mmとなるまで解析した。最高荷重までの増分ステップ数はピン側の材料がA533Bの場合は100、HT80の場合は50とした。本解析においては、試験片が薄いため、接合材の残留応力の影響は無視した。

表1 試験片タイプ

TYPE	SYMBOL	MATERIAL1	MATERIAL2	a(mm)
homogeneous A533B	AA	A533B	A533B	28.13
homogeneous HT80	HH	HT80	HT80	21.76
Inhomogeneous HT80-A533B	HA	HT80	A533B	22.29
Inhomogeneous A533B-HT80	AH	A533B	HT80	22.11

図3 非均質CT試験片

FLC : Interface of Two-Layer Model

FLL : Left Interface of Three-Layer Model

FLR : Right Interface of Three-Layer Model

図4 有限要素モデル

5. 解析結果および考察

図6 (a~c) に、荷重-開口変位関係 ($P-\delta$ 曲線) について、解析結果と実験結果⁽²⁾を比較したものを示す。どのタイプにおいても、解析結果は実験結果とよく一致しており、妥当な解析結果が得られたものと考えられる。また、 $P-\delta$ 曲線に与える2層モデルと3層モデルの違いによる影響は、実験誤差程度以下であり、2層モデルでも、 $P-\delta$ 挙動については、十分に再現されていると言える。

図7 (a) (b) に、き裂長さを統一した場合の $P-\delta$ 曲線を2層および3層モデルについて示す。いずれの場合も $\delta=0.1\text{mm}$ までは、弾性剛性が等しく、また、塑性変形が小さいため、よく一致している。 δ が大きくなると、ピン側の材料がA533B鋼であるタイプでは、ピン側の材料がHT80鋼であるタイプと比較して、同一の変位に対する荷重が低くなっている。これはき裂先端近傍の塑性域の大きさの差異によるものと考えられる。さらに変形が進むと、2層モデルに比べて3層モデルではわずかに荷重が上昇し、溶接部に降伏応力が高い材料が存在することを反映している。両図から、き裂長さが等しい場合、 $P-\delta$ の挙動はピン側の材料に支配されることがわかる。

図8 (a~d) に塑性域の発達の様相を示す。図中の黒点は降伏したGauss積分点である。なお、要素内で 3×3 の積分点が用いられた。

タイプHHEでは、き裂先端、荷重点でも塑性域はそれほど発達せず、試験片端部では全く見られない。タイプHA3Eでは、 $\delta_p=0.576$ ($\delta=0.453$) のとき、溶接部の左側の塑性域はタイプHHEとほぼ同様であるが、試験片端部でも塑性域が見られる。 $\delta_p=0.720$ ($\delta=0.541$) のとき、溶接部に未降伏の部分を残しながら、溶接部の右側でも塑性域が見られる。これは溶接部の降伏応力がピン側材料 (HT80) よりも高く、リガメント側材料 (A533B) は降伏応力が低いことによるものである。また、試験片端部で塑性域が見られ、A533B鋼部のみで塑

性ヒンジの形成の様子が観測される。

タイプAH3Eでは、溶接部の右側では塑性域は全く見られず、溶接部の左側で塑性変形の発達が溶接部により拘束されている。また、溶接部の右側材料 (HT80) の曲げに対する抵抗が大きいため、荷重点付近に変形が集中し、この付近での塑性域の発達が比較的著しい。タイプAAEでは、リガメント部に塑性ヒンジが形成され、荷重点付近には塑性域はほとんど見られない。

図8 (e~h) に荷重点変位 $\delta_p=0.720\text{mm}$ の時のタイプHH, AA, HA2E, AH2Eの塑性域を示す。タイプHA2E, AH2Eの非均質材の2層モデルでは、溶接部付近での塑性域の様相が3層モデルと異なっている。同一の荷重点変位に対する開口変位は2層モデルの方が大きく、塑性変形も進んでいることがわかる。これは降伏応力の高い溶接部を無視したためである。タイプAAでは、き裂長さを他の試験片とほぼ同じ 22mm として解析したものであるが、荷重点付近に比較的大きな塑性域の発達が見られるが、リガメント部での塑性域は見られない。このタイプでは、タイプAAEよりリガメントが長く塑性

表2 材料定数

	A533B	HT80	Welded part
Yield stress (Mpa)	550	854	1458
Young's modulus (GPa)	206	206	206
Poisson's ratio	0.3	0.3	0.3

図5 応力-ひずみ関係

図6 荷重-開口変位曲線の実験との比較

ヒンジが形成されにくい。またこのため曲げに対する抵抗が大きくなり、荷重点付近に変形が集中したものと考えられる。図8 (e) (f) を比較すると、同じ δ_p に対して、HT80の δ が大きいにも関わらず、HT80の塑性域が小さいことがわかる。

このことから、荷重点付近での塑性変形が比較的著

しいタイプでは開口変位が荷重点変位に追従していないことが考えられる。そこで、 δ_p と δ の比と荷重との関係を図9 (a~c) に示した。

図9 (a) において、荷重が約2 kN程度まではき裂長さが長いものほど開口変位の荷重点変位に対する追従性がよい。この範囲では、塑性変形が小さいため、

図7 同一き裂長さに対する荷重-開口変位曲線

図8 塑性域発達の様相

試験片の非均質性のタイプはさほど影響せず、き裂長さによる影響が大きい。タイプAAEでは、非常に追従性がよい。これは、リガメントがこのタイプでは小さく、また塑性ヒンジにより曲げ抵抗が小さいことによるものであると考えられる。タイプAH3Eでは、荷重が約4 kN以上で、 δ_p/δ の値が急激に増加する。このタイプでは荷重点付近での塑性変形も著しく、荷重点付近において、破壊が起きることが推測される。また実際にこのようなことが報告されている⁽⁷⁾。

図9 (b) (c) に、 $\delta_p/\delta - P$ 関係を、き裂長さを統一した場合の3層および2層モデルについて示す。この関係も、ピン側材料に支配される。

ピン側材料がHT80であるタイプでは、その降伏応力が高く、開口変位 (δ) の荷重に対する追従性はよい。図9 (c) で、荷重が約5 kN以上でタイプHA2の方がタイプHHよりわずかであるが追従性が良くなっている。これは、タイプHA2ではリガメント側材料 (A533B) の降伏応力が低く、塑性変形が起こりやすいことによるものであると考えられる。すなわち、リガメント部に塑性ヒンジが形成され、曲げに対する抵抗が小さくなることが考えられる。

図10に荷重点変位 (δ_p) が0.720mmの時の計算機創生モアレ干渉縞 (変位等高線) を示す。上側がy方向変位 (vフィールド) を、下側がx方向変位 (uフ

図9 開口変位と荷重点変位の比の変化

図10 計算機創生モアレ干渉縞

ールド)を表している。それぞれの縞は、暗い縞の中心線を示し、 $\pm 0.0833\mu\text{m}$ を始まりとする $0.1667\mu\text{m}$ 毎の変位の等高線を示している。

タイプHHEでは、縞が密な部分はき裂先端付近のみに限定され、試験片端部には見られない。タイプAAEでは、き裂先端近傍、および、試験片端部で縞が密になって

HA3E $\delta = 0.541$ HA (experiment) $\delta = 0.537$

図 1 1 モアレ干渉縞の実測と解析の比較

図 1 2 T^* 積分の経路独立性

おり、塑性ヒンジの形成が見られる。

タイプHA3Eでは、溶接部の右側界面で、 u 、 v 両フィールドとも、明確な縞の折れ曲がりが見られ、ひずみに段差が生じている。 u フィールドでは、溶接部の左側界面でも縞の折れ曲がりが見られ、この位置にもひずみの段差があることがうかがえる。またこのタイプでは、溶接部の右側界面でも若干縞が密になる傾向が見られ、塑性域が溶接部を越えて広がっていることを示している。また、試験片端部で塑性ヒンジの形成がうかがえる。

タイプAH3Eでは、 u フィールドで、溶接部の左側界面で縞の折れ曲がりが見られるが、 v フィールドでは明確な折れ曲がりは見られない。また、右側界面では、 u 、 v 両フィールドともに縞の折れ曲がりが見られず、この部分に塑性変形が生じていないことがわかる。 u 、 v 両フィールドともに、縞が密である部分は溶接部の右側には見られず、塑性変形の発達が生じていることがこれらの図からもわかる。

図11に実験により光学的に得られたモアレ縞と計算機創生モアレ縞とを比較する。両図は良く一致している。特に溶接部左右の界面における干涉縞の折れ曲がりの様子が良く一致している。実験によるものでは、き裂先端近傍に板厚変化によるシャドウスポットが生じているが、計算機創生モアレ縞ではシャドウスポット内部の変位情報をも得ることができる。

これらの接合材に対するモアレ縞から、ひずみの段差は溶接部とA533B鋼との界面で比較的顕著に生じることが確かめられた。いずれのモアレ干涉縞も実験⁽²⁾によるものとよい対応を示している。

図12に T^* 積分の経路独立性を示す。図中の直線はそれぞれの材料中の T^* 積分の平均値を示している。均質材であるタイプHHE、タイプAAEでは、 δ が大きくなっても良好な経路独立性を示している。

接合材では、 δ が小さく弾性状態にある場合、材料の弾性剛性が等しいため、界面修正なしの T^* 積分でも、良好な経路独立性を示している。しかし、塑性変形が進み、塑性域が界面に到達すると、界面を横切る経路（経路6～10）の界面修正なしの T^* 積分値は段差が生じる。タイプHA3Eでは、界面修正なしの場合に、経路6～7と経路8～10との間にもわずかながら段差が見られ、溶接部のリガメント側にも塑性変形が生じている影響が現れている。一方、タイプAH3Eではそのような段差は見られない。この修正なしの T^* 積分値の段差は、異材界面の左右の降伏応力の高低と一致している。この場合でも、第3節で述べた様な積分経路で T^* 積分を評価すれば、良好な経路独立性がみられる。

6. 結言

弾性定数は等しいが、降伏応力、塑性変形挙動の異なるA533B鋼とHT80鋼を電子ビーム溶接したCT試験片について、弾塑性有限要素シミュレーションを行った。これにより、

- (1) 非均質弾塑性破壊力学問題に拡張した T^* 積分は、き裂先端および異材界面などの大きな塑性変形に対しても経路独立性があることを示した。
- (2) 試験片の非均質性のタイプによっては、荷重点付近でも破壊が生じる可能性が高い場合があることがわかった。
- (3) 荷重-COD曲線については、溶接部を無視した2層モデルでも充分な精度で挙動を再現したが、塑性域形状、変位分布など詳細な解析を行う場合には、溶接部が与える影響などを考慮する必要があることが明らかになった。
- (4) 計算機創生モアレ干涉縞は実験とよく一致することを示した。また、これにより、実験では観測困難であるシャドウスポット内部での、変位情報を分布的に得ることが可能である。
- (5) モアレ縞と塑性すべりや界面との関連を明らかにした。さらに、塑性域形状や塑性ヒンジの形成の様相が、試験片の非均質性のタイプに大きく関連することを明らかにした。

謝辞： 本研究は日本溶接協会EPI小委員会の援助を受けた。

文献

- (1) 矢川編、非均質構造材料の弾塑性破壊力学に関する研究(Ⅱ)、日本溶接協会(1990)
- (2) 西岡、藤本、西、坂倉、Epstein, J.S. 日本機械学会、複合・接合構造の創成技術と力学的評価シンポジウム講演論文集、No. 920-71, (1992), 70.
- (3) Atluri, S.N., Nishioka, T. and Nakagaki, M., Eng. Fract. Mech., 20(1984), 209.
- (4) Nishioka, T. and Atluri, S.N., Eng. Fract. Mech., 18(1983), 1.
- (5) Budiansky, B. and Rice, J.R., J. Appl. Mech., 40(1973), 201.
- (6) Kikuchi, M. and Miyamoto, H., Numerical Methods in Fracture Mechanics (D.R.J. Owen and A.R. Luxmoore, eds.), Pineridge Press, 1980, 359.
- (7) 矢川編、非均質構造材料の弾塑性破壊力学に関する研究(Ⅳ)、日本溶接協会(1992)