

圧縮予ひずみを受けた鋼材からの延性・脆性破壊発生挙動

正員 吉成・仁志*

学正員 榎並 啓太郎*

小関 正**

正員 島貫 広志**

正員 栗飯原 周二**

Ductile and brittle fracture initiation behavior for compressively prestrained steel

by Hitoshi Yoshinari, *Member* Keitaro Enami, *Student Member*

Tadashi Koseki **Hiroshi Shimanuki, *Member*** **Shuji Aihara, *Member***

Summary

The authors have found that a ductile crack initiation for compressively prestrained steel can be evaluated quantitatively via a limit curve of ductile crack initiation, which is presented by stress triaxiality-critical equivalent plastic strain relationship. In this research, validity of the limit curve approach, with which ductile crack initiation for compressively prestrained steel is predicted, was examined and stress-based quantitative evaluation of brittle fracture initiation for the compressively prestrained steel was investigated through experiments and numerical analysis. In this investigation, validity of the limit curve approach was confirmed and it is found that brittle fracture occurs with the critical cleavage fracture stress depending on compressive prestrain.

1. 緒 言

地震、洪水、衝突、爆發等の様々な災害が起きた場合、座屈、過大荷重、衝撃あるいはひずみ集中等により大型鋼構造物は大塑性ひずみを受けることが考えられる（これを、予ひずみと呼ぶ）。たとえ初期欠陥が無くても、大塑性ひずみを受けた鋼構造物からは延性き裂が発生・成長する可能性がある^{1), 2)}。最も厳しい場合には、延性き裂の発生・成長に続く二次的負荷によって脆性破壊が発生することも考えられる。しかし、初期欠陥の無い大型鋼構造物からの延性・脆性破壊発生評価手法は、巨視的な欠陥の取り扱いを主な対象とする既存の破壊力学的手法や関連する規格の中で、明確に定められては

いない。従って、初期欠陥の無い鋼構造物からの延性・脆性破壊発生を定量的に評価できる手法を確立することは、より良い大型鋼構造物の設計のために重要である。

著者らは、圧縮予ひずみを受けた鋼材からの延性き裂発生が、応力三軸度-限界相当塑性ひずみで表される延性き裂発生限界曲線によって定量的に評価できることを明らかにした³⁾。一方で、脆性破壊は切欠底における局所最大引張応力がある限界値に達すると発生することが明らかとされている⁴⁾。本研究では、

1) 単調引張負荷により得られる延性き裂発生限界曲線により、圧縮予ひずみ材の延性き裂発生限界を評価する手法の有効性を確認する。

2) 圧縮予ひずみ材の脆性破壊発生条件を、局所最大主応力パラメータにより定量的に評価する。

ことを目的として、種々の実験と数値解析を行った。

2. 延性・脆性破壊発生クライテリア

2.1 延性破壊発生クライテリア

相当塑性ひずみ ϵ_n と応力三軸度 σ_m/σ_e は、次のよう

* 東京大学大学院工学系研究科

** 新日本製鐵(株)鐵鋼研究所

に表される⁸⁾。

$$d\varepsilon_p = [2/9\{(d\varepsilon_1 - d\varepsilon_2)^2 + (d\varepsilon_2 - d\varepsilon_3)^2 + (d\varepsilon_3 - d\varepsilon_1)^2\}]^{1/2} \quad (1)$$

$$\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3 \quad (2)$$

$$\sigma_e = [2/3\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}]^{1/2} \quad (3)$$

ここで、 $d\varepsilon_1$ 、 $d\varepsilon_2$ 、 $d\varepsilon_3$ は主塑性ひずみ増分である。相当塑性ひずみ ε_p は、 $d\varepsilon_p$ を履歴に沿って積分することにより求められる。また、 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 は三つの主応力である。 σ_m は平均応力、 σ_e は相当応力である。

ミクロボイドの成長率 dr/r は、次のように表される⁹⁾。

$$dr/r = 0.283 \cdot d\varepsilon_p \exp(1.5 \sigma_m / \sigma_e) \quad (4)$$

ここで、 r はボイドの半径である。

延性破壊発生に要する限界相当塑性ひずみ(ε_f と記して区別する)は、(4)式からも明らかなように応力三軸度 σ_m/σ_e に強く影響される⁶⁾。限界相当塑性ひずみ ε_f は、ボイドの成長率に反比例すると考えられるため、応力三軸度 σ_m/σ_e と限界相当塑性ひずみ ε_f の関係式は、次のように表される⁸⁾。

$$\varepsilon_f = \alpha \exp(-\beta \sigma_m / \sigma_e) \quad (5)$$

ここで、 α 、 β は正の定数である。

2.2 脆性破壊発生のクライテリア

脆性破壊は、へき開破壊である場合が多い。へき開破壊は、応力支配型の破壊であると言われている⁴⁾。へき開破壊条件は、近似的に次式で表されることが考えられる。 $\sigma_1 \geq \sigma_c$ (6)

ここに、 σ_1 は最大主応力である。 σ_c は局所限界へき開破壊応力である。 σ_c は試験片・切欠寸法等に関係無く、材料によってほぼ一定値を取ることが知られている⁴⁾。

3. 実験

3.1 供試材

Table 1 Chemical composition of steel tested (mass %)

C	Si	Mn	P	S
0.16	0.44	1.46	0.013	0.004

Table 2 Tensile properties of steel tested

Yield stress	Tensile strength	Elongation	vE0
353 MPa	527 MPa	29%	127J

vE0: Charpy absorbed energy (0°C)

供試材は、JIS-SM490B 鋼材 (板厚: 16mm) である。供試材の化学成分を Table 1 に示す。供試材の引張特性とシャルピー衝撃値を Table 2 に示す。

3.2 実験方法

3.2.1 圧縮予ひずみ材の引張試験方法

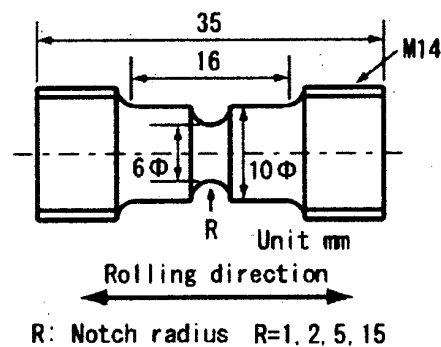


Fig.1 Round notched tension specimen

0% (母材)、10%、30%圧縮予ひずみ材の塑性流動特性を知る目的で、丸棒引張試験を行った。くびれの位置を特定するため、15mmRのゆるやかな切欠を加工した (Fig.1)。一様圧縮で圧延方向に所定の圧縮予ひずみを加えた供試材から試験片を採取した。真応力は、引張荷重を時々刻々の丸棒最小断面部の面積で割って求められる。真ひずみは、次式で求められる¹⁰⁾。

$$\varepsilon_{true} = 2 \ln(d_0/d) \quad (7)$$

ここに、 ε_{true} は真ひずみ、 d_0 は丸棒最小断面部の初期直径、 d は引張荷重時の直径である。

また、0%、10%、30%圧縮予ひずみ材の延性破壊発生特性を調べるため、切欠半径を変えて円周切欠付丸棒引張試験を行った (Fig.1)。切欠半径が1mm程度より鈍い試験片では、延性き裂は試験片中央部より発生すると考えられる⁴⁾。引張荷重を加え、引張荷重-最小断面部の径変化曲線を記録して行くと、曲線は最高荷重を呈した後ゆるやかに降下するが、降下の途中で曲線の傾きの急変点が見られることが認められる⁸⁾。急変点の前後でミクロボイドの大規模な合体が起こることが確認されている⁸⁾。この急変点を延性き裂発生点とし、この時点に対応する FEM 解析の結果から切欠丸棒試験片最小断面中央部の応力三軸度 σ_m/σ_e と限界相当塑性ひずみ ε_f を読み取った。

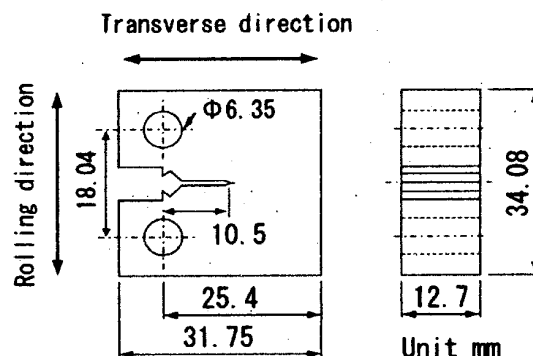


Fig.2 CT (0.5T) specimen for CTOD test

3.2.2 CTOD 試験及びシャルピー試験方法

圧縮予ひずみによる破壊靱性の低下を調べる目的で、0%、10%、30%圧縮予ひずみ（一様圧縮）材の CTOD 試験とシャルピー試験を行った。Fig.2 に、CT 試験片形状を示す。き裂方向は、圧縮予ひずみ方向と垂直であり、機械切欠部の長さは 10.5mm で、試験片には 1mm 以上の疲労予き裂を導入するようにした。また、JIS 4 号シャルピー試験片を用いてシャルピー試験を実施した。

3.2.3 逆曲げ試験方法

圧縮予ひずみ部からの延性・脆性破壊発生条件を明らかにする目的で、平板曲げ試験片（表面切削）を用いて逆曲げ試験を行った。試験片形状、曲げ予加工方法は前報³⁾と同様である。圧縮予ひずみは、圧縮側表面ひずみで目標値 10%、30%、40% の 3 条件とした。一部試験片で、曲げ予加工後 600℃、1 時間の条件で焼鈍を行った。

Fig.3 に、曲げ予加工材逆曲げ試験方法を示す。一部試験片で圧縮予ひずみ部にひずみを集中させる目的で、曲げ予加工後に試験片中央部両側面より切欠半径 2mm、深さ 10mm の切欠加工を行った（記号 10N 等については、Table 4 参照）。試験後、圧縮部表面のミクロ観察を行い延性き裂発生の有無を調べた。

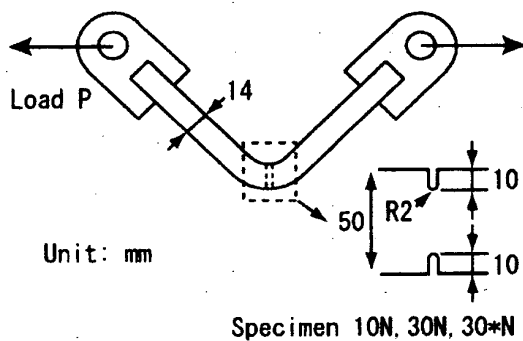


Fig.3 Reversed bending test

3.3 実験結果

3.3.1 圧縮予ひずみ材の引張試験結果

Fig.4 に、引張試験により得られた真応力-真ひずみ曲線を示す。圧縮予ひずみ量が大きくなると、降伏点が上昇することが分かる。降伏点は、10%予ひずみ材で約 500MPa、30%予ひずみ材で約 800MPa となっている。

Fig.5 に、延性き裂発生限界曲線を示す。延性き裂は、全て試験片最小断面中央部より発生した。0%予ひずみ材について、(5)式の形にフィッティングを行い次式で示される延性き裂発生限界曲線を求めた。

$$\varepsilon_f = 4.4 \exp(-2.0 \sigma_m / \sigma_e) \quad (8)$$

10%、30%予ひずみ材は、前報と同様に圧縮予ひずみを限界相当塑性ひずみの一部として含め、応力三軸度-限界相当塑性ひずみの関係をプロットした。数値解析で

10%予ひずみは相当塑性ひずみ約 0.10、30%予ひずみは相当塑性ひずみ約 0.35 となる結果を得たので、それを限界相当塑性ひずみに加えている。10%、30%材のプロット点は、(8)式で示した 0%材の限界曲線の近傍に集まっている。このことから、前報³⁾の延性き裂発生評価手法の妥当性が示された。*印を付けた、30%予ひずみ 1R 円周切欠材のプロット点は、(8)式よりやや上側に来ている。30%1R 切欠材では特に、3.2.1 項で述べた引張荷重-径変化曲線上で、最小断面部の直径の減少量は僅かであり、荷重-径変化曲線で傾きの急変点の特定が難しかった。このことから、30%1R 切欠材のプロット点は、(8)式の近似曲線からややばらつきを示したものと思われる。

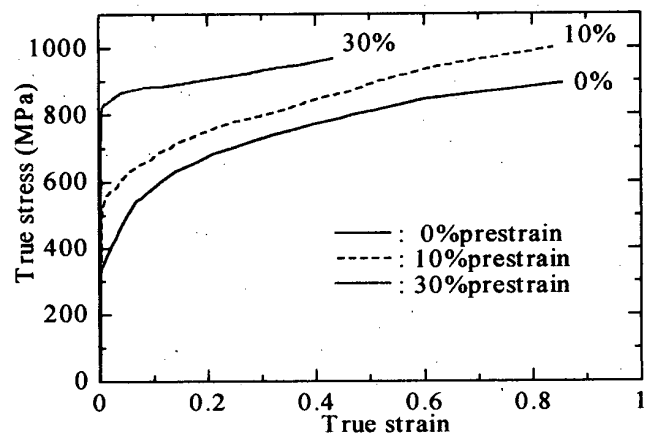


Fig.4 True stress-true strain curve of steel tested

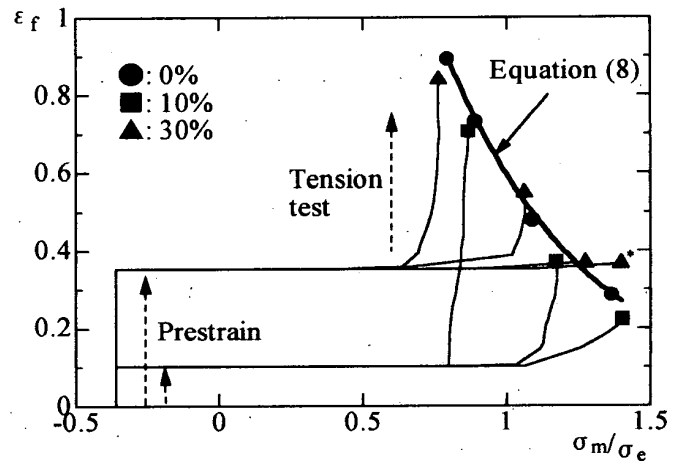


Fig.5 Stress triaxiality-critical equivalent plastic strain relationship of ductile crack initiation for various prestrain conditions

3.3.2 CTOD 試験及びシャルピー試験結果

Fig.6 にシャルピー衝撃試験結果を、Fig.7 に CTOD 試験結果を示す。圧縮予ひずみ量が大きくなると遷移温度が上昇することが分かる。また、圧縮予ひずみ量が大きくなると限界 CTOD の上部棚の値が小さくなる。

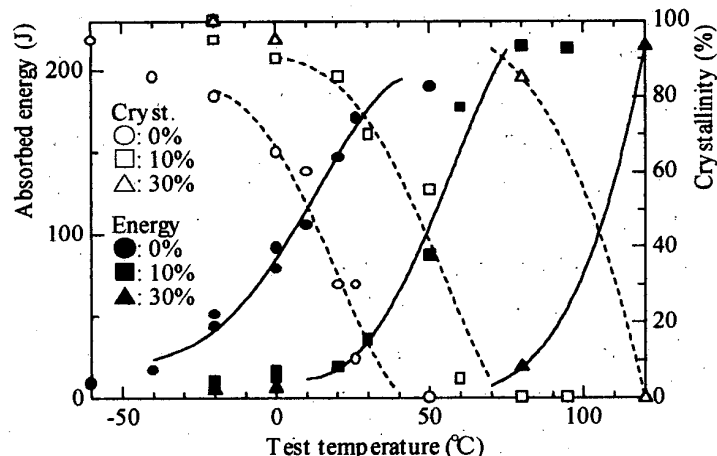


Fig.6 Charpy test results for various prestrain

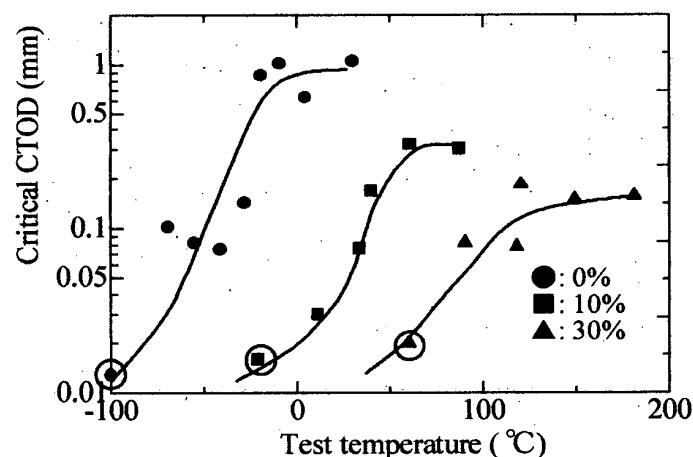


Fig.7 CTOD test results for various prestrain

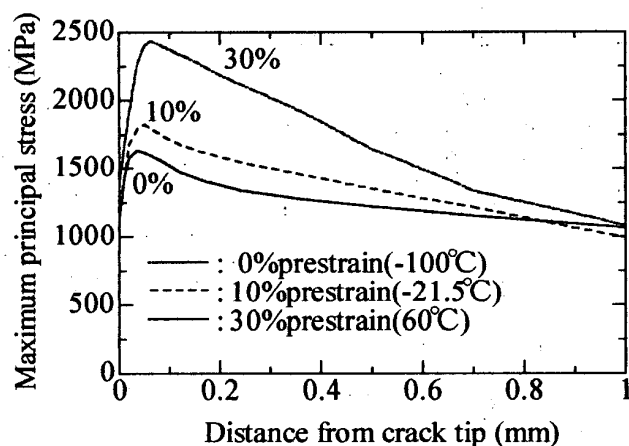


Fig.8 Maximum principal stress distribution near crack tip at the critical CTOD level

Table 3 Results of critical cleavage fracture stress

Prestrain (%)	Temperature (°C)	σ_c (MPa)
0	-100	1633
10	-21.5	1821
30	60	2437

σ_c : Critical maximum principal stress at the onset of cleavage fracture

次に、限界 CTOD 時の疲労予き裂先端の応力状態を数値解析（平面ひずみ、変位制御）により調査した。解析に用いた塑性流動曲線は、Fig.4 の実験データを基に定めた。試験温度での降伏応力は次式¹¹⁾により求め、流動曲線を降伏応力の上昇分(または下降分)だけ元の曲線から上下に平行移動させた。

$$\sigma_y = \sigma_{y0} \cdot \exp[(481.4 - 66.5 \ln \sigma_{y0}) \cdot \{1/(T+273) - 1/293\}] \quad (9)$$

ここに、 σ_y は試験温度での降伏応力(MPa)、 σ_{y0} は室温での降伏応力(MPa)、 T は試験温度(°C)である。

Fig.7 で丸を付けたものについて、限界 CTOD 時き裂先端の最大主応力分布を Fig.8 に示す。最大主応力とき裂開口垂直応力に有意な差は認められなかった。圧縮予ひずみ量が増えると最大主応力のピークの値も大きくなるが、これは流動曲線が圧縮予ひずみにより上側へシフトする為である(Fig.4)。Table 3 に、上記 3 体の限界 CTOD 時き裂先端の最大主応力ピーク値を示す。局所限界へき開破壊応力は、予ひずみ量によって変化した。

3.3.3 逆曲げ試験結果

Table 4 Reversed bending test conditions and results

Pre. (%)	Temp. (°C)	Load (kN)	Fracture	Depth (μ m)
10	-20	245	No crack	0
10	-80	247	No crack	0
10N#	0	184	—	—
10N	-80	171	B	—
30	-80	247	D	2
30N	-10	214	B	—
30N	-70	143	B	—
30*	-20	245	No crack	0
30*	-80	245	No crack	0
30*N	-80	139	B	—
40	-80	233	D	10

Pre.: Pre-strain, Temp.: Test temperature, Load: Tensile load, Depth: Ductile crack depth, N: 2mmR notched, #: unloaded before fracture, *: Annealed, B: Brittle fracture, D: Ductile crack initiation, —: not observed

Table 4 に、逆曲げ試験条件と結果を示す。また圧縮予ひずみ部の表面 SEM 観察写真の代表的なものを Fig.9(a)~(d)に示す。表面観察の結果、曲げ予加工後の除荷時点は 10%、30%、40%の全ての予ひずみ材で延性き裂の発生は認められなかった。40%材では局部座屈で皺が生じ、表面の凹凸が増しているが、き裂の発生は認められない(Fig.9(a))。

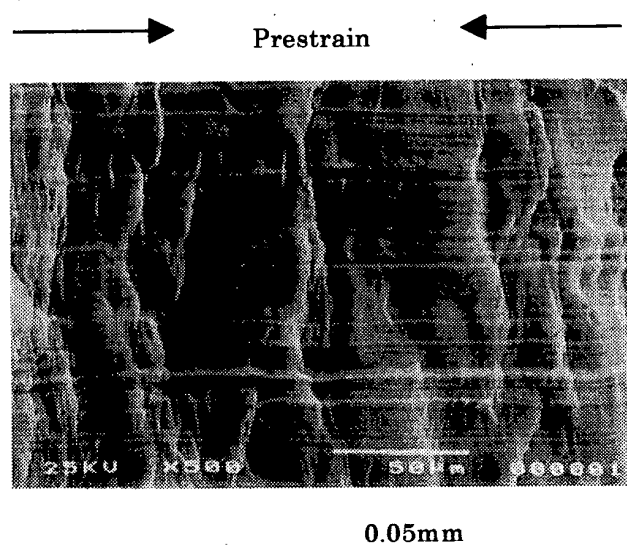


Fig.9 (a) 40%Prestrain (as pre-bent) 40

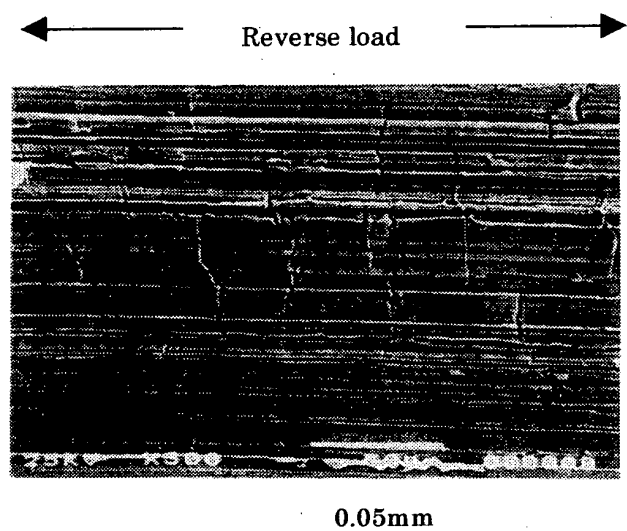


Fig.9 (b) 10%Prestrain, -80°C(tensile-loaded) 10

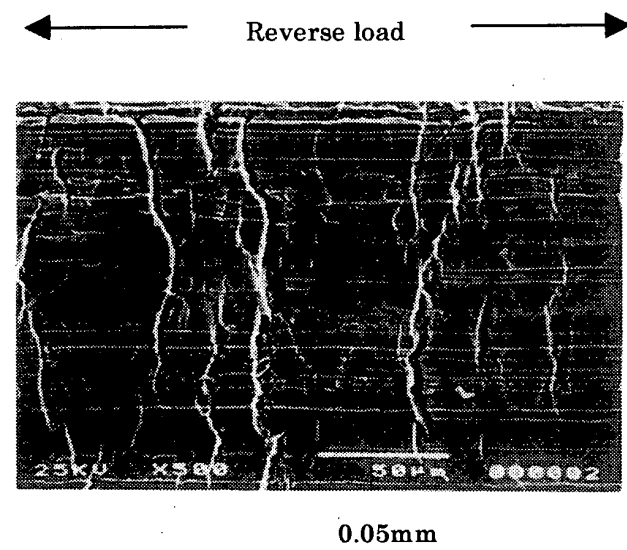


Fig.9 (c) 30%Prestrain, -80°C(tensile-loaded) 30

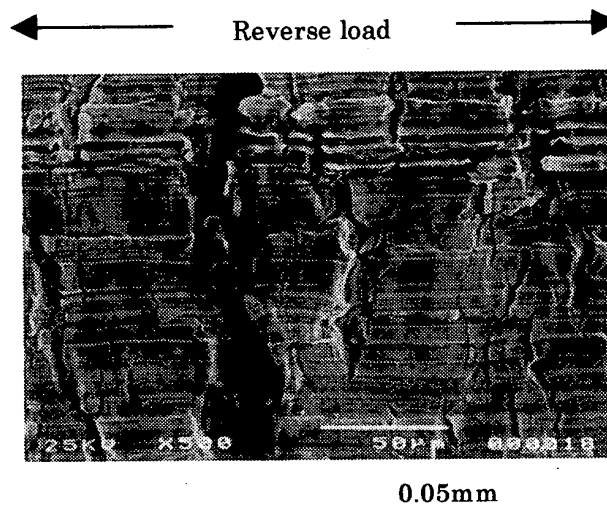


Fig.9 (d) 40%Prestrain, -80°C(tensile-loaded) 40
Fig.9 SEM observation of compressed surface of the specimen for various prestrain conditions

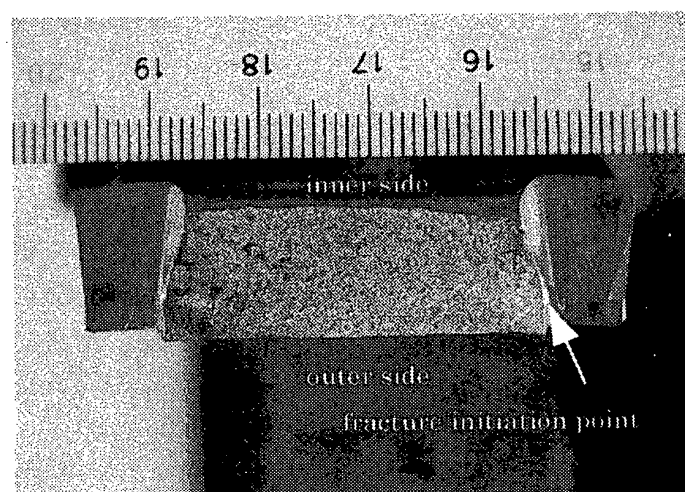


Fig.10 Brittle fracture surface (30N, -10°C)

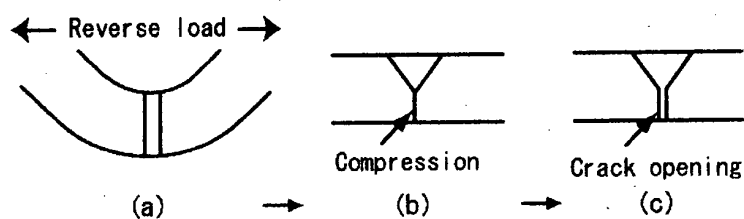


Fig.11 Deformation of 2mmR notch

Table 4 に切欠の無い場合の試験結果を示す。全試験片で脆性破壊しなかったが、圧縮予ひずみが大きくなるほど、延性き裂が発生・成長することが分かる (Fig.9(b)~(d))。一方、30%焼鈍材では延性き裂の発生は明瞭に認められなかった。焼鈍により予ひずみと残留応力が除去され、延性が回復したと考えられる。

Fig.10 に、30%切欠材脆性破面の外観写真を示す。脆性破壊は、逆曲げ引張により一旦圧縮変形を受け切欠端

部がき裂状になり(Fig.11)、その後引張変形を受けた外面側が起点となって発生し、内面側に進展したと思われる。切欠材は、全て同様の破面形態を示していた。

4. 逆曲げ試験の数値解析

4.1 逆曲げ試験の数値解析方法

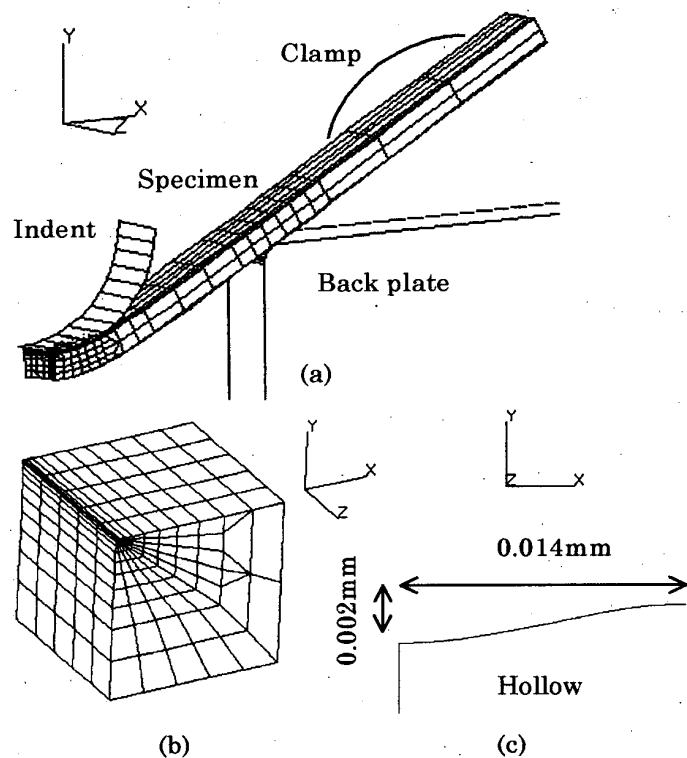


Fig.12 FEM model of reversed bending test

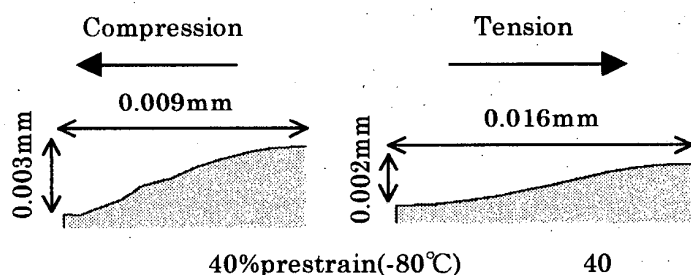


Fig.13 The change of hollow shape by pre-bending and reversed tension

逆曲げ試験での応力三軸度-相当塑性ひずみ、最大主応力履歴を解析するために用いた三次元 FEM モデルを Fig.12 に示す。対称性より、試験片 1/4 部分の解析を行った。Fig.4 の圧縮予ひずみ材の流動特性を考慮して混合硬化則（一部で等方硬化則）を用いた。尚、等方硬化と混合硬化で解析結果に有意な差は認められなかった。曲げ予加工→逆曲げによる試験片圧縮部の変形量を解析するため、図(a)のように試験片と治具を一体としたモデルを用いた（これを、全体解析と呼ぶ）。次に、試験片中央部の最も圧縮予ひずみを受ける部分より、一辺

1mm の立方体領域を取り出す。表面凹凸の影響を考慮するため、立方体領域には微小な初期くぼみを与えた（図(b)）。表面観察の結果、初期くぼみ形状は深さ 0.002mm、幅 0.028mm とした（図(c)）。立方体領域に全体解析で得られた変位境界条件を与え、くぼみ底部の応力三軸度-相当塑性ひずみ、最大主応力の履歴を求めた（これを、局所解析と呼ぶ）。Fig.13 に、曲げ予加工→逆曲げによるくぼみの形状変化の一例を示す。

次に 2mmR 切欠材の、曲げ戻しによる脆性破壊時の応力状態を調べた。無焼鈍材の解析では、ひずみ履歴の影響を考慮する必要があるため、曲げ予加工→逆曲げの一連の解析の途中で加工した 2mmR 切欠を模擬することが困難である。そこで、曲げ予加工段階では対称面上の節点を拘束し、逆曲げ段階で深さ 10mm の切欠部に対応する対称面上の節点を解放（き裂となる）することにより実験を模擬した解析を行った。焼鈍材では、曲げ予加工後の焼鈍で予ひずみが除去されることから、改めて 2mmR 切欠を持つ FEM モデルを作製し、初期の応力-ひずみ関係を用いて解析した。焼鈍材について、この 2mmR 切欠を持つ FEM モデルと、無焼鈍材と同様の形状を持つモデル（節点解放による切欠モデル）の両方で解析を行った結果を比較すると、引張荷重が 115kN 時（試験片は十分平坦になる）の最大主応力は、2mmR 切欠モデルでは 1452MPa、節点解放モデルでは 1405MPa となりほぼ同程度であった。このことから、応力三軸度-最大主応力履歴については節点解放による切欠モデルでの結果により近似的に評価できると判断した。

4.2 逆曲げ試験の数値解析結果

4.2.1 切欠の無い逆曲げ試験片

無切欠材の応力三軸度 σ_m/σ_e -相当塑性ひずみ ϵ_p 履歴と(8)式の延性き裂発生限界曲線とを比較した結果を Fig.14 に示す。尚、履歴は試験温度によってほとんど変化しなかった為、試験温度-80°C の場合について示した。圧縮予ひずみが大きくなる程、最大引張時（C 点）の相当塑性ひずみが増加して行くことが分かる。10%材は、C 点で履歴が限界曲線に達しておらず延性き裂の発生しなかった実験結果と一致する。30%材は、C 点で履歴が限界曲線上に達し、延性き裂の発生し始めた実験結果と一致する。40%材は、C 点が限界曲線を越え、延性き裂が発生した実験結果と一致する。40%材では特に、実際の履歴はき裂の発生後応力三軸度が上昇し、矢印の様に右側へシフトすると考えられる。

30%焼鈍材は、曲げ予加工の除荷後焼鈍によって応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴は一旦原点に戻るが、曲げ予加工により生じた皺は残留させた。30%焼鈍材は、最大

引張時 (C 点) に履歴が限界曲線に達しておらず、延性
き裂の明瞭に発生しなかった実験結果と一致する。この
ように、鋸底部の応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴を求め、
限界曲線と照らし合わせることでき裂発生を評価でき
ること³⁾が確認された。

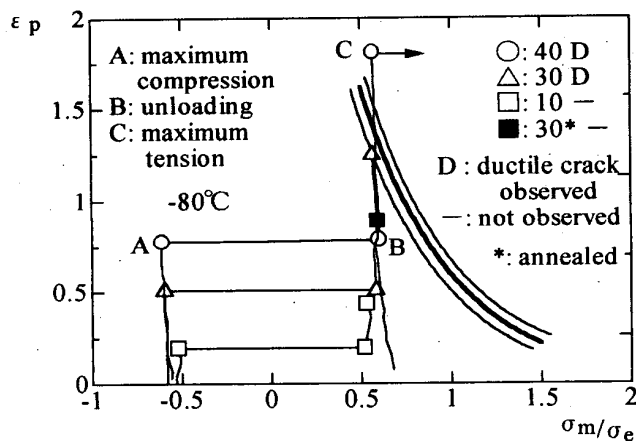


Fig.14 Stress triaxiality-equivalent plastic strain history of reversed bending test for various prestrain conditions

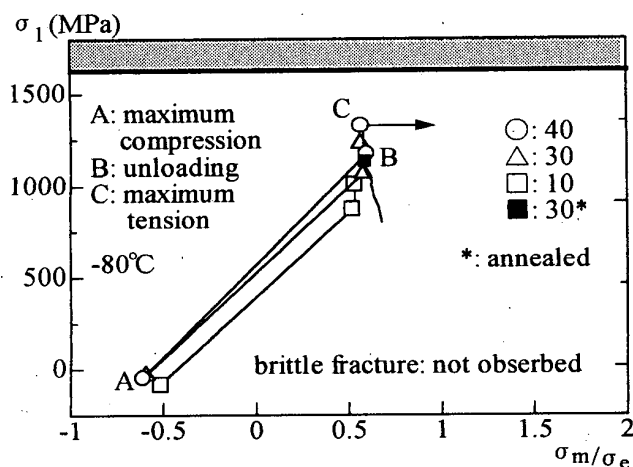


Fig.15 Stress triaxiality-maximum principal stress history of reversed bending test for various prestrain conditions

Fig.15 に、無切欠材の応力三軸度 σ_m/σ_e -最大主応力 σ_1 履歴を示す。無切欠材は、全て脆性破壊しなかった。逆曲げ試験の数値解析では、0%材の塑性流動曲線を用いて曲げ予加工の段階から解析を行っていることから、また第一近似として局所限界へき開破壊応力は、温度などに無関係に一定と考えてよいという報告もある^{4), 12), 13), 14)}。図の 0%予ひずみ材の局所限界へき開破壊応力値を下限値とする範囲でへき開破壊が発生するものと仮定した。逆曲げ解析では、相当塑性ひずみ履歴は連続的に変化するが、限界へき開破壊応力の連続的な相当塑性

ひずみ依存性は必ずしも明確ではない。0%予ひずみ材の σ_c でへき開破壊発生を評価することは、いわば最も安全側の破壊評価を行うことになる。圧縮予ひずみが増すと、最大引張時 (C 点) の最大主応力も大きくなること
が分かる。10%、30%及び 40%無焼鈍材は、C 点の最大主応力が限界応力値に達しておらず、脆性破壊しなかった実験結果と一致する。30%焼鈍材でも、C 点で最大主応力が限界応力値に達しておらず、脆性破壊しなかった実験結果と一致する。

4.2.2 2mmR 切欠付逆曲げ試験片

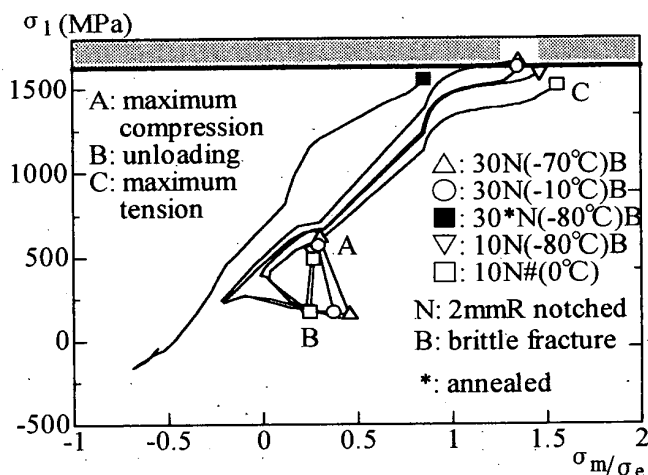


Fig.16 Stress triaxiality-maximum principal stress history of 2mmR notched plate specimen for various prestrain and test temperature

Fig.16 に、切欠材の破壊発生点付近(Fig.10)の応力三軸度-最大主応力履歴を示す。30%材 (-10°C、-70°C) および 10%材 (-80°C) は、最大引張時 C 点の最大主応力が局所限界へき開破壊応力値に達しており、脆性破壊した実験結果と一致する。Table 3 に示したように、一様圧縮 30%予ひずみ材の σ_c は、母材の σ_c に比して 1.5 倍程度大きくなっているが、Fig.16 では局所へき開破壊応力は、圧縮予ひずみ量や温度によらずほぼ一定となっている。一様圧縮と曲げの荷重様式の違いが、Table 3 と Fig.16 の結果に差を生じさせた可能性もある。また、深さ 10mm の 2mmR 切欠をき裂と近似して解析したこと等を考慮すれば、Fig.16 で実際の σ_c は 30%予ひずみ材で特により大きくなることも考えられるが、この点に関しては今後の課題であるといえる。

10%材 (0°C) は、C 点の最大主応力が限界応力値に達しておらず、脆性破壊しなかった実験結果と一致する。無焼鈍材は、4 つの履歴が似た形となっており、圧縮予ひずみや試験温度による差があまり現れていない。

30%焼鈍材 (-80°C) は、最大引張時 C 点で最大主応力が限界応力値近傍に来ている。局所限界へき開破壊応

力がある程度のばらつきを示すことを考えると、脆性破壊した実験結果とほぼ対応すると思われる。切欠材からの脆性破壊発生は、圧縮予ひずみの影響はあまり無く、2mmR 切欠の存在による最大主応力の上昇が脆性破壊発生の支配的な要因であったと考えられる。

5. 考 察

圧縮予ひずみを受けた鋼材からの延性き裂発生は、圧縮予ひずみを限界相当塑性ひずみの一部として含めれば、0%予ひずみ材の延性き裂発生限界曲線で評価できることを確認した。すなわち、相当塑性ひずみと応力三軸度の履歴で、予ひずみも含めて履歴を考えれば Fig.5 のように、予ひずみによらず統一的に限界線を設定することができる。結果として、(10)式のように仮定できる。

$$\varepsilon_f(\sigma_m/\sigma_e) = \varepsilon_{pre} + \varepsilon_{reverse} \quad (10)$$

ここで、 ε_{pre} は圧縮予ひずみに対応する相当塑性ひずみ、 $\varepsilon_{reverse}$ は逆方向負荷に対応する相当塑性ひずみである。ただし、限界相当塑性ひずみは応力三軸度の関数として表されるため、必ずしも一定値とはならない。(10)式の仮定を用いると、切欠丸棒試験及び逆曲げ試験での延性き裂発生を、試験様式によらず評価できる。なお、 ε_{pre} が ε_f を超えている場合は、 $\varepsilon_{reverse}$ は 0 であると見なされる。つまり、逆方向負荷で応力場が引張になると、ほとんど変形を示さずに延性破壊が発生すると考えられる (Fig.5 の▲*)。

一方で、CTOD 遷移曲線の下部棚で脆性破壊した CT 試験片 3 本の局所限界へき開破壊応力を求めたが、限界応力は圧縮予ひずみの増加と共に高い値となった^{13), 14)}。これは、予ひずみ材が母材と異なる塑性流動特性を持つ (Fig.4) 為であると考えられる。限界応力はある程度ばらつきを示すことが考えられ、厳密には切欠半径を変えた円周切欠付丸棒引張試験を極低温で行い、限界応力を求める必要がある¹⁴⁾。また、切欠付逆曲げ試験片が脆性破壊した主要因は、切欠の存在による主応力の上昇であり、圧縮予ひずみの影響は明確でない。Fig.6、Fig.7 に示した様に、圧縮予ひずみによりシャルピーエネルギー曲線、限界 CTOD 曲線は著しく高温側へシフトし、圧縮予ひずみにより破壊靱性は著しく低下すること¹⁵⁾が確認された。それに関わらず、無切欠材は 40%予ひずみ材でさえ脆性破壊しなかった。圧縮予ひずみ部から発生した延性き裂は、最大でも高々深さ 0.01mm と極めて小さく、脆性破壊を発生させるに十分な最大主応力が得られなかったと考えられる。すなわち、圧縮予ひずみによりシャルピー衝撃値、CTOD 値では靱性劣化は著しいが、実際には意図的に応力集中を付け、且つ、低温にしなければ脆性破壊は発生しにくいと結論付けられる。

このように、圧縮予ひずみ材からの延性き裂発生は延性き裂発生限界曲線によって評価でき、また脆性破壊発生には局所限界へき開破壊応力条件が大きく関与することが示された。

6. 結 言

本研究で得られた知見を以下に要約する。

- 1) 10%、30%一様圧縮予ひずみを与えた供試材を用いて、CTOD 試験およびシャルピー試験を行った。その結果、限界 CTOD 曲線、シャルピーエネルギー曲線は圧縮予ひずみが大きくなると著しく高温側へシフトし、破壊靱性の低下が認められた。
- 2) 0%及び 10%、30%一様圧縮予ひずみ材について、切欠付丸棒引張試験を行い、圧縮予ひずみの延性き裂発生特性に及ぼす影響を調べた。その結果、0%予ひずみ材の延性き裂発生限界曲線一本のみで延性き裂の発生を評価できることが分かった。すなわち、相当塑性ひずみと応力三軸度の履歴において、予ひずみも含めて履歴を考えれば、予ひずみによらず統一的に限界線を設定することができる。
- 3) 曲げ予加工により圧縮予ひずみを与えた平板試験片を用いて逆曲げ試験を行った。その結果、予ひずみ量が大きくなると延性き裂が発生したが、その程度は予ひずみ量によって変化した。圧縮予ひずみによる靱性低下は顕著であるにもかかわらず、人工的に切欠により応力集中をもうけ、且つ、低温の場合を除いて、圧縮予ひずみ材から脆性破壊が発生することは無かった。
- 4) 逆曲げ試験の数値解析を行い、圧縮予ひずみ部からの延性き裂発生は、延性き裂発生限界曲線によって定量的に評価できることを確認した。また、圧縮予ひずみ材からの脆性破壊発生には、局所限界へき開破壊応力条件が大きく関与しているものと思われる。

参 考 文 献

- 1) 山本、東田、藤久保、矢尾、矢島：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究 (その 1)、日本造船学会論文集、第 178 号、(1995)、pp. 565-573
- 2) 山本、矢島、栗原、守田：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究 (その 2)、日本造船学会論文集、第 182 号、(1997)、pp. 659-665
- 3) 吉成、榎並、今井、小関、島貫、井上、栗飯原：圧縮予ひずみを受けた鋼材からの延性き裂発生挙動、日本造船学会論文集、第 188 号、(2000)、pp. 691-705
- 4) 大塚、宮田、西村、大橋：低強度鋼の延性破壊、

- へき開および延性-ぜい性遷移現象について、日本機械学会論文集(A 編)、47 巻、414 号、(1981)、pp. 286-294
- 5) A.C.Mackenzie, J.W.Hancock, and D.K.Brown: On the influence of state of stress on ductile failure initiation in high strength steels, Eng. Fract. Mech., Vol. 9, (1977), pp. 167-188
 - 6) J.R.Rice and D.M.Tracey: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 17, (1969), pp. 201-217
 - 7) F.A.McClintock: A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes, J. Appl. Mech., Vol. 35, (1968), pp.363-371
 - 8) 島貫、古谷、井上、萩原、豊田：鋼材の延性き裂発生特性に及ぼす応力三軸度と歪速度の影響、日本造船学会論文集、第 186 号、(1999)、pp. 475-483
 - 9) 南、R.Claudio、大畑、豊田：ローカルアプローチの適用によるぜい性破壊発生限界に及ぼす試験片形状・寸法の影響の評価、材料、第 45 巻、No.5、(1996)、pp. 544-551
 - 10) P.W.Bridgman: Studies in Large Flow and Fracture, McGraw-Hill, New York, (1952)
 - 11) Method of Assessment for Flaws in Fusion Welded Joints with respect to Brittle Fracture and Fatigue Crack Growth (WES 2805-1997), The Japan Welding Engineering Society, (1997)
 - 12) 宮田、大塚、三林、土師、栗飯原：Local Fracture Criterion による破壊靱性の推定、材料、第 37 巻、第 419 号、(1988)、pp.897-903
 - 13) 寺沢、大谷、寺井、金谷：鋼の破壊応力曲線の推定、日本造船学会論文集、第 117 号、(1965)、pp. 227-236
 - 14) 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、第 14 巻、(1996)、pp.429-434
 - 15) 井上、前中、佐久間：圧縮予歪が破壊靱性に及ぼす影響、日本造船学会論文集、第 160 号、(1986)、pp. 450-460