圧縮予ひずみを受けた鋼材からの延性き裂発生挙動

正員 吉成 仁志* 学生員 榎並 啓太郎*
 今井 拓水* 小関 正**
 正員 島貫 広志** 正員 井上 健裕**
 正員 栗飯原 周二**

Ductile Crack Initiation Behavior of Compressive Pre-Strained Steel

by Hitoshi Yoshinari, *Member* Keitaro Enami, *Student Member*
 Takumi Imai, Tadashi Koseki, Hiroshi Shimanuki, *Member*
 Takehiro Inoue, *Member* Shuji Aihara, *Member*

Summary

It is well known that ductility of highly compressive pre-strained steel is inferior to that of unstrained steel. On the other hand, it has been found that the equivalent plastic strain to initiate ductile failure depends on the stress "triaxiality". In this research, flat plate specimens, which were previously bent and pre-strained, were used in reversed bending tests and the conditions of ductile crack initiation was correlated with various compressive pre-strains. It is found that ductile cracks occur from the microscopic "wrinkles" which were formed on the concave surface of the bent specimen owing to the compression. Triaxiality-equivalent plastic strain history at the bottom of the wrinkle was obtained by FEM analysis, and compared with the limit curve of ductile crack initiation. FEM results were in good agreement with the test results and estimated the ductile crack initiation.

1. 緒 言

建築構造物の柱・梁接合部や配管部材が大地震などにより大規模塑性変形を受けると局部座屈を生じる可能性がある。このような部位が除荷あるいは逆方向負荷を受けると延性き裂が発生し^{1) 2)}、ひいては延性き裂を起点として脆性破壊を発生する可能性がある。

鋼材に大規模な圧縮塑性ひずみを与えると(以下、圧縮予ひずみと呼ぶ)、一般に鋼材の延性が低下する現象が起ることが知られている³⁾。一方、鋼材の延性破壊発生

までに要する相当塑性ひずみは、応力三軸度に強く影響を受けることも明らかにされている^{4) 5) 6)}。

しかしながら、局部座屈を受けた部材からの延性き裂の発生・成長には未だ不明な点が多く、定量的な評価法が確立されていないのが現状である。また、上記のような破壊現象は、初期欠陥やき裂が存在しなくても生じる可能性があるため、き裂の存在を前提とした従来の破壊力学を単純に適用することは困難である。

本研究では、曲げ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(Reversed bending test)を行い、延性き裂の発生が圧縮予ひずみによりどう変化するか実験と解析により調査した。

2. 延性破壊のクライテリオン

Mackenzie らの研究により、鋼材の延性破壊発生までに要する相当塑性ひずみ(以下、限界相当塑性ひずみと

* 東京大学大学院工学系研究科

** 新日本製鐵(株)鉄鋼研究所

呼ぶ) は応力三軸度に大きく依存し、応力三軸度が高いほど限界相当塑性ひずみは小さくなることが明らかとされている⁴⁾。応力三軸度パラメータ σ_m/σ_e は次式で定義される。

$$\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3 \quad (1)$$

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

ここで、 σ_m は平均応力、 σ_e は von Mises の相当応力である。また、 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 は主応力である。一方、相当塑性ひずみ増分 $d\varepsilon_p$ は次式で定義される⁴⁾。

$$d\varepsilon_p = [2/9 \{ (d\varepsilon_1 - d\varepsilon_2)^2 + (d\varepsilon_2 - d\varepsilon_3)^2 + (d\varepsilon_3 - d\varepsilon_1)^2 \}]^{1/2} \quad (3)$$

ここで、 $d\varepsilon_1$ 、 $d\varepsilon_2$ 、 $d\varepsilon_3$ は主塑性ひずみ増分である。全相当塑性ひずみ ε_p は(3)式を積分して求められる。

Rice らにより、延性き裂発生の核となるミクロン⁷⁾の成長速度は ρ の径を r として次式で表されている⁷⁾。

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

延性き裂発生時の限界相当塑性ひずみ (以下、 ε_f と記して区別する) は、ミクロン⁷⁾の成長速度に反比例すると考えられるため、島貫らは応力三軸度と限界相当塑性ひずみの関係を表すフィッティングカーブとして次式を用いた⁹⁾。

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

ここで、 α 、 β は正の定数。

本研究では(5)式を採用し、延性き裂発生の限界曲線を評価することとした。

3. 実験

3.1 供試材

供試材には板厚 14mm の API 規格 X65 素材を用いた。Table 1 に材料の化学成分、Table 2 に機械的性質を示す。Fig.1 に引張試験によって得られた、常温における供試材の公称応力-ひずみ曲線を示す。

Table 1 Chemical composition of steel tested

C	Si	Mn	P	S
0.08	0.28	1.54	0.013	0.002

(Weight %)

Table 2 Tensile properties of steel tested

Yield strength	Tensile strength	Elongation
505 (MPa)	580 (MPa)	27 (%)

Fig.1 Stress-strain curve for material tested

3.2 実験方法

Fig.2 に予ひずみ付与前の平板試験片形状を示す。試験片は表面研削したものと、一部について研削を行わず圧延まま (As received) のものがある。Fig.3 に示すように、曲げ加工により圧縮予ひずみ量の異なる平板曲げ試験片を各数体作成した。押し治具の曲率半径を変えることにより、予ひずみ量を制御した。圧縮部表面の予ひずみ量 ε は、梁の曲げ理論によれば次式で表される。

$$\varepsilon = t/(2R+t) \quad (6)$$

ここで、 t は板厚 (mm)、 R は押し治具の曲率半径 (mm) である。

予ひずみ量は、圧縮部表面で目標値 10%、20%、30%、40% の 4 条件とした (なお、後述する 0% とは予ひずみを加えない処女材のことを指すものとする)。実際の圧縮予ひずみ量の測定は、試験片の中央部を基準として左右に 5mm ビッチで罫書き線を引き、曲げ加工後の罫書き線幅の変化量を読み取るにより行った。その結果、各予ひずみ材において多少のばらつきは有るものの、ほぼ目標値に近い予ひずみ量が得られていることが確認された。また、一部の試験片で圧縮予ひずみを与えた後、600℃、1 時間の条件で焼鈍を行った。

圧縮予ひずみを与えた後、逆曲げ試験時に圧縮予ひず

み部に引張ひずみが集中しやすいように、試験片の中央部両側面を 10mm 切削し、試験片中央部付近の幅を 50mm から 30mm とした。そして、Fig.4 に示すように逆曲げ試験を行った。逆曲げにより、圧縮予ひずみが与えられた試験片の凹部に引張応力が加えられることになる。逆曲げ試験引張荷重は、0tonf、5tonf、25tonf の 3 条件とした。ここで 0tonf とは、予ひずみを加えた後除荷したままの状態です試験片圧縮予ひずみ部のミクロ調査を実施したものである。試験温度は-75℃とした。実験後、各試験片の表面および断面組織のミクロ観察を行い延性き裂の発生、成長の有無を調べた。

Fig.2 Flat plate specimen before pre-bending

Fig.3 Pre-bending of specimen

Fig.4 Reversed bending test

一方、材料の延性破壊発生の限界曲線を求めるため、円周切欠付丸棒引張試験を行った。Fig.5 に、円周切欠付丸棒試験片の形状を示す。切欠半径を変えることにより、異なる応力三軸度を実現できる。切欠丸棒引張試験の場合、切欠半径が 1 mm より鈍ければ、延性き裂は試験片最小断面の中央部より発生することが知られている⁵⁾。試験片両端より引張荷重を加え、荷重-伸び曲線を連続的に記録して行くと、曲線は最高荷重を呈した後、

なだらかに降下するが、降下の途中で曲線が不連続的に急に降下する変曲点が現れることが認められ、その変曲点の前後でミクロレベルの大規模な合体が起こることが確認されているため⁶⁾、本研究ではこの荷重-変位曲線の変曲点を延性き裂の発生点と定義した。この時点に対応する丸棒試験片の FEM 解析の結果から丸棒試験片最小断面中央部の応力三軸度 σ_m/σ_o と相当塑性ひずみ ϵ_f を読み取った。

Fig.5 Round notched tension specimen

3.3 実験結果

Table 3 に、逆曲げ実験後の延性き裂発生の有無を示す。表中、実験後の圧縮予ひずみ部の光学顕微鏡写真から読み取った、最大延性き裂深さ、長さ及び開口量を μm 単位で示してある。全ての試験片で脆性破壊は起こらなかった。また、Fig.6、Fig.7 に逆曲げ荷重 0tonf (曲げ加工の除荷時) における圧縮予ひずみ部表面の SEM 写真および試験片を長手方向に切断した時の圧縮部断面の光学顕微鏡写真を、Fig.8、Fig.9 に逆曲げ荷重 5tonf、25tonf における圧縮予ひずみ部表面の SEM 写真および試験片長手方向圧縮部断面の光学顕微鏡写真を示す。

3.3.1 曲げ加工の除荷時の圧縮予ひずみ部ミクロ観察

Fig.6(a)~(e)に、表面切削試験片の曲げ加工の除荷時における、圧縮予ひずみを受けた試験片表面部の SEM 写真を予ひずみ量の小さい順に示す。また、Fig.6(f)に 30% 予ひずみ圧延まま試験片の曲げ加工除荷時の圧縮表面部 SEM 写真を示す。表面切削材の場合、Fig.6(b)より予ひずみ量 10% では圧縮表面部で顕著な皺は認められなかったが、Fig.6(a)の予ひずみ無し材の表面と比較すると、表面の凹凸が大きくなっていることが分かる。Fig.6(c)より 20% 予ひずみ切削材では圧縮表面部に皺が顕著に生じているのが分かる。Fig.6(d)より 30% 予ひずみ切削材では 20% 予ひずみ材の場合と比べて圧縮表面部の皺の本数が増え、皺と皺の間隔が小さくなっていることが分かる。Fig.6(e)より 40% 予ひずみ切削材では皺の本数がさらに増え、皺は深くなりその長さは長くなっていることが分かる。また、30% 予ひずみ圧延まま材では Fig.6(f)に示すように、試験片表面に酸化膜が附着し

ているため切削材の場合と比べて表面性状が異なっており、予ひずみ付与により表面の酸化膜に割れを生じつつ圧縮表面部に皺が生じていることが認められる。このような微視的な皺は、圧縮予ひずみ付与による圧縮表面部の微小な局部座屈現象が原因となって生じたものと考えられる。

Table 3 Reversed bending test conditions and results

Pre(%)	P(tf)		Ductile crack (μm)		
			Depth	CMOD	Length
10	0	No crack			
10	5	Crack	1	6	35
10	25	Crack	1	10	36
20	0	No crack			
20	5	Crack	4	10	85
20	25	Crack	5	20	95
20*	25	No crack			
30	0	Crack	5	81	83
30	5	Crack	12	45	320
30	25	Crack	15	54	350
30*	25	Crack	15	30	381
40	0	Crack	22	81	133
40	5	Crack	87	251	639
40	25	Crack	127	478	789
40*	25	Crack	125	300	700
30B	0	Crack	20	91	205
30B	5	Crack	23	135	350
30B	25	Crack	24	109	377
30B*	25	Crack	15	158	330

Pre: Compressive prestrain (%) *: Annealed

B: As-received P: Tensile load (tonf)

CMOD: Crack mouth opening displacement (μm)

また、Fig.6(d)、Fig.6(e)、Fig.6(f)に示すように、30%、40%予ひずみ切削材および30%予ひずみ圧延まま材では除荷時点でこの微視的な皺がわずかに開口しており、延性き裂の発生が認められた（図では、延性き裂発生の有無が分かりにくい、表面および断面の写真を詳細に検討して、き裂の発生は有るものと判断した）。皺のわずかな開口現象は、曲げ加工の除荷時に圧縮予ひずみ部に存在することになる微小な引張残留応力が原因で起こるものと考えられる。しかし、除荷時点では皺をさらに開口させるためのドレインゲージフォースが存在しないため、皺の開口は小さいまま留まっていたものと思われる。

次にFig.7(a)~(f)に、除荷時における0%、20%、30%、40%予ひずみ切削試験片および0%、30%予ひずみ圧延まま試験片の、試験片長手方向圧縮部断面の光学顕微鏡写真を示す。Fig.7(a)より、0%予ひずみ切削材の断面組

織を見ると圧延により結晶粒が圧延方向に引き伸ばされているのが分かる。Fig.7(b)より、20%予ひずみ切削材では予ひずみ付与により圧縮表面部の結晶粒が圧縮されて縦方向に伸びているのが分かる。Fig.7(c)、(d)より、30%、40%予ひずみ切削材では圧縮表面部の結晶粒はさらに圧縮されて縦長になっており、そして圧縮表面部の凹凸がFig.7(a)と比べて増しているのが分かる。次に表面性状の違いについて、Fig.7(e)を見ると圧延まま材の予ひずみ付与前の表面性状は、Fig.7(a)に示す切削材のそれと比べて初期の表面凹凸が大きくなっていることが分かる。次にFig.7(f)をFig.7(c)と比較して見ると、同じ30%予ひずみ条件では明らかに圧縮表面部の凹凸は圧延まま材の方が切削材よりも大きくなっている。この理由として、圧延まま材が切削材よりも初期表面の凹凸が大きいため、予ひずみ付与による局部座屈現象を起こし易いということが考えられる。

Fig.6 (a) 0%prestrained surface-machined specimen (0 tonf)

Fig.6 (b) 10%prestrained surface-machined specimen (0 tonf)

Fig.6 (c) 20%prestrained surface-machined specimen (0 tonf)

Fig.6 (f) 30%prestrained as-received specimen (0 tonf)

Fig.6 (d) 30%prestrained surface-machined specimen (0 tonf)

Fig.6 (e) 40%prestrained surface-machined specimen (0 tonf)

Fig.6 SEM fractograph of prestrained surface of flat specimen when unloading

Fig.7 (a) 0%prestrained surface-machined specimen (0 tonf)

Fig.7 (b) 20%prestrained surface-machined specimen (0 tonf)

Fig.7 (c) 30%prestrained surface-machined specimen (0 tonf)

Fig.7 (f) 30%prestrained as-received specimen (0 tonf)

Fig.7 Optical micrograph of prestrained surface of flat specimen when unloading

Fig.7 (d) 40%prestrained surface-machined specimen (0 tonf)

Fig.7 (e) 0%prestrained as-received specimen (0 tonf)

3. 3. 2 逆曲げ実験後の圧縮予ひずみ部追加観察

Fig.8(a)~(i)に、逆曲げ実験後に得られた、10%~40%予ひずみ切削材、30%予ひずみ圧延まま材、20%、30%予ひずみ切削焼鈍材および 30%予ひずみ圧延まま焼鈍材の各試験片における、圧縮予ひずみ部表面のSEM観察写真を示す。また、Fig.9(a)~(g)に上記試験片のうちいくつかのものについて試験片長手方向の圧縮部断面の光学顕微鏡写真を示す。

まず、表面切削かつ焼鈍の無い試験片について予ひずみによる延性き裂発生挙動を考察する。10%予ひずみ材では、Fig.8(a)より 25tonf の逆曲げ荷重を加えた場合、微小な延性き裂が発生していることが認められる。また Fig.9(a)より、逆曲げにより圧縮予ひずみ部の結晶粒が曲げ戻されて再び横方向に引き伸ばされていることが分かる。20%予ひずみ材の 25tonf 負荷後では Fig.8(b)より、10%の場合よりも大きな延性き裂が発生している。Fig.9(b)に延性き裂を白抜きの四角で囲って示すが、これを見ると延性き裂はまだそれほど深くない。この延性き裂は、複数の隣接する延性き裂と延性き裂が合体しながら成長した様子が見られた。30%予ひずみ材の 25tonf 負荷後では、Fig.8(c)および Fig.9(c)より延性き裂はさらに大きく成長している。40%予ひずみ材では Fig.8(d)、Fig.9(d)を見ると、5tonf 負荷後ですでに Fig.8(c)、Fig.9(c)よりも大きな延性き裂が発生していることが分かる。Fig.8(e)、Fig.9(e)より、25tonf 負荷後では延性き裂はさらに大きく成長し、この延性き裂は肉眼でも確認できるほどであった。Fig.9(e)を見ると、延性き裂は層状組織を引きちぎりながら成長している様子が分かり、

き裂の先端では延性き裂の進行方向に対して斜め方向にすべり線が生じている様子が認められた。また、Fig.8(e)の延性き裂の破面を見ると、破面は比較的なめらかであり、大規模なシボ・付の連結の跡は見られない。予ひずみ付与時の局部座屈により生じた圧縮表面上の微視的な皺が起点となり、皺の底部からせん断すべりによって延性き裂が成長したと考えられる。次に Fig.10 に、各予ひずみ試験片について光学顕微鏡写真から読み取った延性き裂の深さを、逆曲げ荷重の大きさに対してプロットした図を示す。Fig.10 を見ると、予ひずみ量と逆曲げ荷重が大きくなるほど、延性き裂は大きく成長していることが分かり、このことから圧縮予ひずみ量が大きくなるにしたがって延性が低下することが分かる。

次に、切削材と圧延まま材の表面性状の違いが延性き裂発生に及ぼす影響を考察する。無焼鈍予ひずみ 30% 圧延まま材の 25tonf 負荷後では、Fig.8(f)及び Fig.9(f)に示すように、無焼鈍予ひずみ 30% 切削材 25tonf 負荷後の Fig.8(c)、Fig.9(c)の写真と比べて、明らかにより大きな延性き裂が発生していることが分かる。このことから、同じ圧縮予ひずみ量、逆曲げ荷重の条件下では圧延まま材の方が切削材よりも延性き裂が早期に発生・成長すると言える。前項で述べたように、圧延まま鋼材の試験片表面は、切削試験片に比べて初期状態における凹凸が微視的に見れば大きく、圧縮予ひずみを受けた際に、容易に局部座屈が発生した結果、逆曲げ引張負荷後の延性き裂発生・成長が顕著になったものと考えられる。

最後に、焼鈍の有無による延性き裂発生の違いについて考察する。Fig.8(g)に予ひずみ 20% 切削焼鈍材の逆曲げ荷重 25tonf 負荷後の圧縮予ひずみ部表面の SEM 写真を示す。Fig.8(g)を見ると、延性き裂は明瞭には発生していなかった。同じ予ひずみ量 20% の無焼鈍切削材では、Fig.8(b)より延性き裂が発生していたことを考えると、焼鈍により予ひずみと残留応力が取り除かれ、延性が回復していることが分かる。次に、30% 予ひずみ切削焼鈍材の 25tonf 負荷時では、Fig.8(h)に示すように延性き裂が発生していた。40% 予ひずみ切削焼鈍材も同様に 25tonf 負荷時に延性き裂が発生していた。Fig.8(i)より、30% 予ひずみ圧延まま焼鈍材も 25tonf 負荷時に延性き裂が発生していることが認められた。前節の結果より、30%、40% 予ひずみ切削材および 30% 圧延まま材では、除荷時点で既に延性き裂が発生しており、小さいながらもき裂の開口が生じていたことを考えると、たとえ焼鈍しても試験片表面に微視的に鋭いき裂が存在することになり、その微視的なき裂を起点として延性き裂が成長したと考えられる。最後に Fig.11 に、逆曲げ荷重 25tonf 負荷後における、焼鈍の有無により延性き裂深さの変化

する様子を示す。Fig.11 より、全体的に見ると無焼鈍材と比べて焼鈍材の延性き裂の深さは小さくなる傾向にあり、焼鈍による延性の回復があると言える。

Fig.8 (a) 10%prestrained surface-machined specimen (25 tonf)

Fig.8 (b) 20%prestrained surface-machined specimen (25 tonf)

Fig.8 (c) 30%prestrained surface-machined specimen (25 tonf)

Fig.8 (d) 40%prestrained surface-machined specimen (5 tonf)

Fig.8 (e) 40%prestrained surface-machined specimen (25 tonf)

Fig.8 (f) 30%prestrained as-received specimen (25 tonf)

Fig.8 (g) 20%prestrained and annealed surface-machined specimen (25 tonf)

Fig.8 (h) 30%prestrained and annealed surface-machined specimen (25 tonf)

Fig.8 (i) 30%prestrained and annealed as-received specimen (25 tonf)

Fig.8 SEM fractograph of prestrained surface of flat specimen after reversed bending test

Fig.9 (a) 10%prestrained surface-machined specimen (25 tonf)

Fig.9 (d) 40%prestrained surface-machined specimen (5 tonf)

Fig.9 (b) 20%prestrained surface-machined specimen (25 tonf)

Fig.9 (e) 40%prestrained surface-machined specimen (25 tonf)

Fig.9 (c) 30%prestrained surface-machined specimen (25 tonf)

Fig.9 (f) 30%prestrained as-received specimen (25 tonf)

Fig.9 (g) 30%prestrained and annealed as-received specimen (25 tonf)

Fig.9 Optical micrograph of prestrained surface of flat specimen after reversed bending test

Fig.10 Relationships between maximum ductile crack depth and reversed bending tensile load with regard to various compressive prestrains

Fig.11 Comparison of maximum ductile crack depth between prestrained and prestrained-annealed conditions with regard to various compressive prestrains (25tonf reversed bend)

3.3.3 円周切欠付丸棒引張試験結果

Fig.12 に、供試材より作成した円周切欠付丸棒試験片の引張試験およびそれに対応する FEM 解析により得られた、延性き裂発生時の丸棒試験片中央部における応力三軸度 σ_m/σ_e と限界相当塑性ひずみ ϵ_f の試験結果を示す。延性き裂は、すべて丸棒試験片の内部より発生し、破面形態は、ボルト連結型のテンソル破面であった。Fig.8(e)に示したように、逆曲げ試験片では延性き裂は圧縮部表面より生じ、見かけ上せん断すべり型の破面であったことと比べると、丸棒切欠試験片では破面形態、き裂発生部位ともに、同じ延性破壊ではあるがマクロ的には差異が見られる。

Fig.12 を見ると、応力三軸度が大きくなるほど、限界相当塑性ひずみは小さくなるのが分かる。本研究では延性き裂発生限界曲線として(5)式を採用し、Fig.12 に示すように試験データを基に次式のフィッティングカーブを求めた。

$$\epsilon_f = 2.487 \exp(-1.980 \sigma_m / \sigma_e) \quad (7)$$

(7)式の延性き裂発生限界曲線はフィッティングカーブであるため、ばらつきを考慮して Fig.12 ではフィッティングカーブを中心としたバントで示した。

Fig.12 Stress triaxiality-critical equivalent plastic strain curve for material tested

4. 数値解析

4.1 有限要素解析モデル

3.3.1 項および3.3.2 項の逆曲げ実験結果の考察により、曲げ加工時の局部座屈により圧縮予ひずみ部に生じる微視的な皺を起点として延性き裂が発生することが明らかとなった。そこで、本研究では切削試験片について、

この微視的な皺を考慮した FEM 解析を行い(以下、局所解析と呼ぶ)、皺最深部の応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴を計算し、Fig.12 に示した延性き裂発生曲線に照らし合わせ延性き裂の発生を評価した。

試験片が、曲げ加工→除荷→逆曲げの荷重履歴を受けた時の、試験片圧縮側表面部の変形を解析するために用いた、巨視的な FEM モデルを Fig.13 に示す(以下、全体解析と呼ぶ)。試験片は、治具の押し込み面を中心軸として対称であることから、試験片の 1/2 について解析した。解析には、平面ひずみ条件を用いた。

Fig.13 FEM global model of 1/2 specimen

Fig.14 FEM local model of compressed surface of specimen

Fig.14 に、本研究で用いた局所解析モデルを示す。Fig.14 に示すように、治具の押し込みにより圧縮ひずみを受ける部分から、微小くぼみ付きの長方形領域(幅 1mm、深さ 0.875mm)を切り出し、この長方形領域について FEM 解析を行った。微小くぼみの形状を Fig.14

に示す。微小くぼみの大きさは、切削処女材表面の SEM 観察の結果より深さ $2\mu\text{m}$ 、幅約 $15\mu\text{m}$ に設定した。次に変位制御により、この長方形領域に曲げ加工による圧縮→除荷→逆曲げによる引張の順序で荷重履歴を与え、微小くぼみの最深部における応力三軸度 σ_m/σ_e 、相当塑性ひずみ ϵ_p の履歴を計算した。変位制御の境界条件は、全体解析の結果より決定した。局所モデルでは、予ひずみ量が大きく要素が大規模に変形する場合、圧縮の段階でくぼみの部分が押し込まれて中心線を超える(要素が 1/2 解析の中心線を超えて変形する)のを防ぐため、圧縮の段階では剛体壁を設けて長方形領域と剛体壁の接触問題とした。圧縮時にくぼみが剛体壁に押し付けられ、皺へと成長する。引張の段階では、この剛体壁を取り除き、中心線を移動支点により拘束した。

局所解析の結果、圧縮予ひずみを受けた時、微小くぼみが押し込まれて微小な皺が形成されることが確認され、圧縮予ひずみ量が大きいほど皺の深さも大きくなった。Fig.15 に、FEM 解析および圧縮予ひずみ部の光学顕微鏡写真からの実測により得られた皺の深さと圧縮予ひずみ量との関係を示す。Fig.15 より、予ひずみ量が 30%以下では、予ひずみ 20%の場合で皺の深さの実測値が計算値より少し大きくなっていることを除けば、FEM により得られた皺の深さと実測により得られたそれとはよく一致している。予ひずみ量 40%の場合、FEM 解析では皺の深さは $5.5\mu\text{m}$ ほどになったのに対して実測値では $20\mu\text{m}$ を超えている。3.3.1 項で述べたように、30%、40%予ひずみ材では除荷時にすでに延性き裂が発生・成長していたことを考えると、FEM 解析ではくぼみから皺の発達する過程までは再現できるけれども、延性き裂が発生・成長する過程を再現することは困難であることを考慮すれば、特に予ひずみ量 40%の場合で皺の深さの実測値と計算値が一致しないことは当然と言える。

Fig.15 Comparison of prestrain-wrinkle depth relationships between FEM analysis and experiments

4.2 数値解析結果

4.2.1 焼鈍の無い切削材

Fig.16(a)に、焼鈍の無い10%予ひずみ材の局所解析の結果を示す。図の記号で示すように、曲げ加工の最大圧縮時(A点)→除荷時(B点)→逆曲げ5tonf負荷時(C点)→逆曲げ25tonf負荷時(D点)の順に応力三軸度 σ_m/σ_u 、相当塑性ひずみ ε_p を求め、その履歴をプロットした。数値解析の結果、応力三軸度、相当塑性ひずみの絶対値が共に十分大きくなっているのは、圧縮側表面であることが確認された。そこで、応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴のプロットは、くぼみ最深部の表面上の節点(Fig.14のC点)における応力、ひずみ値を用いて行った。なお、相当塑性ひずみは、本研究では曲げ圧縮時の相当塑性ひずみと逆曲げ時の相当塑性ひずみの和を取って評価するものとして定義した。これは、圧縮予ひずみがき裂発生のドライビングフォースとなると考えられるため、予ひずみを入れる際の相当塑性ひずみを足し合わせることでそのドライビングフォースとしての影響を考慮でき、Fig.12に示した延性き裂発生限界曲線の予ひずみによる下方へのシフトを考慮しなくてもよいと考えられるためである。すなわち、本研究で定義した相当塑性ひずみを用いれば、Fig.12に示した予ひずみの無い場合の丸棒切欠付引張試験から求められる一本の延性き裂発生限界曲線によって統一的に延性き裂の発生を評価できるものと考えられる。

Fig.16(a)に示すように、除荷時点(B点)では履歴は延性き裂発生限界曲線に達しておらず、延性き裂は発生しないことになるが、このことはFig.6(b)に示した除荷時点で延性き裂の発生していなかった実験結果と一致する。また、5tonf、25tonf負荷時(C、D点)で延性き裂発生限界曲線に交差する点に達している。このことは、Table 3およびFig.8(a)より小さな延性き裂が発生していた実験結果とよく一致する。Fig.16(b)に、焼鈍の無い20%予ひずみ材の解析結果を示す。除荷時のB点で限界曲線上に乗っており、延性き裂が出るかどうか微妙なところである。実験ではTable 3に示すように延性き裂の発生は無いと判断したが、Fig.6(c)に示すように皺が明瞭に現れ始めているところであり、解析と実験結果はほぼ対応していると言える。5tonfおよび25tonf負荷時には明らかに限界曲線を超過しており、Table 3およびFig.8(b)に示すように延性き裂の発生した実験結果と一致する。ただし、実際の応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴は、延性き裂の発生により応力三軸度が上昇すると考えられるため、点線の矢印で示すようにさらに右側へシフトすると思われる。Fig.16(c)に、焼鈍の無い30%予ひずみ材の解析結果を示す。Fig.16(c)より、除荷時、5tonf負荷時および25tonf負荷時に明らかに限界曲線を超過して

おり、除荷時のFig.6(d)、25tonf負荷時のFig.8(c)およびTable 3に示すように延性き裂の発生した実験結果と一致する。30%予ひずみ材の場合も、延性き裂の発生により応力三軸度が上昇すると考えられるため、履歴は点線の矢印で示すようにさらに右側へシフトすると思われる。Fig.16(d)に焼鈍の無い40%予ひずみ材の解析結果を示す。除荷時、5tonf負荷時及び25tonf負荷時に限界曲線を超過しており、延性き裂が発生することになるが、この結果は除荷時のFig.6(e)、5tonf負荷時のFig.8(d)および25tonf負荷時のFig.8(e)に示した実験結果と一致する。40%予ひずみ材の場合も同様に、延性き裂の発生により履歴は点線の矢印で示すようにさらに右側へシフトすると思われる。このように、全ての焼鈍の無い切削材について、微視的な皺の存在を考慮して皺底部の応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴をFEM解析により求め、Fig.12に示した延性き裂発生の限界曲線と照らし合わせることで、Table 3等に示した、予ひずみ量、逆曲げ荷重の違いによる延性き裂発生の有無の実験結果をうまく説明できることが示された。

4.2.2 焼鈍切削材

Fig.16(e)に、焼鈍した20%予ひずみ切削材の逆曲げ荷重負荷時の応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴を実線で示す。比較のため、無焼鈍20%予ひずみ切削材の応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴を細い点線で示す。焼鈍材の場合、Fig.16(e)の矢印で示すように除荷時点(B点)で試験片に残留している応力とひずみが焼鈍により除去されるためいったん履歴は原点に戻るが、局部座屈により生じた皺はそのまま残留させた。前項で述べたように、この時点ではまだ延性き裂は発生していない。そして、太い実線で示すように逆曲げ開始により再び応力三軸度と相当塑性ひずみが上昇し始める。Fig.16(e)より、25tonf負荷時に履歴は限界曲線に達していない。従って、延性き裂は発生しないことになるが、このことはTable 3およびFig.8(g)に示すように延性き裂の発生しなかった実験結果と一致する。前項の結果より、無焼鈍20%予ひずみ切削材では25tonf負荷時に限界曲線を明らかに超え、延性き裂が発生していたことと比較すると、焼鈍により延性が回復したことが分かる。Fig.16(e)では、除荷時のB点から焼鈍によって応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴がいったん原点に戻り、延性き裂発生限界曲線から距離が遠くなることで延性の回復として理解される。

Fig.16(f)に焼鈍した30%予ひずみ切削材の解析結果を実線で示す。比較のため無焼鈍材の結果も細い点線で示してある。25tonf負荷時点で応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴が限界曲線を超過しており、延性き裂が発生する

ことになるが、このことは延性き裂の発生した Fig.8(h)の実験結果と一致する。30%予ひずみ切削材の場合、除荷時点(B 点)で既に延性き裂が発生しているため、実際の応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴は点線の矢印で示したようにさらに右側へシフトすると考えられる。Fig.16(g)に焼鈍した 40%予ひずみ切削材の解析結果を実線で示す。比較のため無焼鈍材の結果も細い点線で示してある。25tonf 負荷時点で限界曲線を大きく超え、延性き裂が発生することになり、Table 3 に示した実験結果と一致する。30%予ひずみ材と同様に、40%予ひずみ材では除荷時(B 点)に延性き裂が発生していたことを考慮すると、太線で示した逆曲げの履歴は Fig.16(g)に示すよりさらに右側へシフトすると考えられる。このように、切削材の焼鈍材についても局部座屈により生じる微視的な皺の存在を考慮して、皺底部の応力三軸度-相当塑性ひずみ履歴を求め、Fig.12 に示す延性き裂発生限界曲線と照らし合わせることで、焼鈍の有無等の実験結果をうまく説明できることが示された。

Fig.16 (a) 10%prestrained specimen

Fig.16 (b) 20%prestrained specimen

Fig.16 (c) 30%prestrained specimen

Fig.16 (d) 40%prestrained specimen

Fig.16 (e) 20%prestrained and annealed specimen

Fig.16 (f) 30%prestrained and annealed specimen

Fig.16 (g) 40%prestrained and annealed specimen

Fig.16 History plot of σ_m/σ_e and ϵ_p at the bottom of wrinkle on the compressed surface

5. 考 察

前章の数値解析結果より、Fig.12 に示される延性き裂発生の限界曲線と、圧縮表面に生じる微視的な皺の底部における応力三軸度-相当塑性ひずみの履歴とを照し合わせることで、圧縮予ひずみ量の大小、熱処理の有無等の影響を考慮して、実験結果と矛盾せずに延性き裂の発生を評価できることが示された。すなわち、鋼板圧縮表面からの延性き裂の発生も、局部座屈による皺を考慮すれば、円周切欠付丸棒試験片の引張試験のような鋼材内部の延性破壊の結果から得られた限界曲線を用いて評価することが可能である。

圧縮予ひずみによる延性の低下現象は、圧縮予ひずみも延性き裂発生のドライビングフォースとなると考えて、予ひ

ずみ付与の段階から(3)式で示した相当塑性ひずみ増分を累積して全相当塑性ひずみを評価するという観点から見ると⁸⁾、Fig.12 に示した引張試験により一義的に定まる延性き裂発生限界曲線によって、圧縮予ひずみ量の大小に関わらず統一的に延性き裂の発生を評価できることになる。Mackenzie らの研究では、応力場が引張でほぼ一様な応力三軸度状態の場合についてのみ、延性き裂発生限界曲線による延性破壊発生評価の有効性を示しているが、本研究では、曲げ加工による予ひずみ付与の後逆曲げ実験を行い、試験片圧縮予ひずみ部の応力場が圧縮から引張へと変化し、従って応力三軸度も負から正へ変化する場合についても、局部座屈により生じる皺を適切に考慮することにより、延性き裂発生限界曲線による延性き裂の発生の評価が有効なことを示した。

また、鋼板表面の微視的な表面性状が圧縮予ひずみによる延性き裂発生現象に及ぼす影響の顕著なことが示された。すなわち、同じ圧縮予ひずみおよび逆曲げ荷重の条件下では圧延まま材の方が切削材よりも延性き裂の出方が大きいことが本研究の実験により示された。このことは、3.3.2 項の実験結果でも述べたように、圧延まま材と表面切削材とを比べた場合、圧縮予ひずみ付与前の鋼板の初期表面性状は圧延まま材のほうが切削材よりも表面の凹凸が微視的に見れば大きく、圧縮予ひずみ付与時に容易に圧縮部で局部座屈現象を起こし、早期に延性き裂が発生するためであると考えられる。

また、曲げ加工の除荷後焼鈍を行うことにより試験片圧縮予ひずみ部に存在する圧縮予ひずみと残留応力が除去され、延性が回復することが本研究の実験と数値解析により示された。ただし、4.2.2 項で考察したように除荷時に既に圧縮予ひずみ部に延性き裂が発生する場合には、たとえ焼鈍を行っても圧縮表面部に鋭いき裂が存在することになり、逆曲げ時にき裂先端の応力三軸度が上昇して延性き裂の発生は容易となるため、焼鈍による延性の回復は顕著でなくなると考えられる。

本研究の今後の課題をまとめると、以下ようになる。

(1) 鋼板表面の微視的凹凸が延性き裂発生に及ぼす影響

本研究では、切削材についてのみ数値解析による評価を行った。次のステップとして、切削材よりも初期表面の凹凸の大きい圧延まま材についても、切削材と同様の数値解析を行い、その影響を定量的に明らかにすることが望まれる。

(2) 圧縮予ひずみを受けた鋼材からの延性き裂成長及び脆性遷移条件の確立

本研究では、圧縮予ひずみを受けた鋼材からの延性き裂発生に着目した。次のステップとしては、延性き裂の成長および脆性遷移のメカニズムを解明することが課題とな

る。3.3.2 項でも述べたように、逆曲げ実験において延性き裂は単独のき裂が成長するのではなく、互いに隣接する延性き裂と延性き裂が複合しながら成長する様子が認められたため、このことも考慮した延性き裂成長のモデルを確立することが望まれる。

(3)引張予ひずみ、さらには繰返し荷重履歴を受ける鋼材の延性破壊発生評価

引張予ひずみと圧縮予ひずみの違う点は、応力状態が異なることと、引張予ひずみでは表面に微視的な皺が生じないことである。このことを考慮して、引張予ひずみさらには繰返し荷重履歴を受ける鋼材の場合についても、延性き裂発生限界曲線により統一的に延性き裂の発生を評価できるかを解明することが望まれる。

6. 結 論

本研究で得られた結論を以下に要約する。

- (1)圧縮予ひずみ量の異なる平板曲げ試験片を用いて、逆曲げ試験を行った。その結果、曲げ予加工によって試験片圧縮側表面部に生じる微視的な皺が起点となって、応力場が引張に転じた時に皺の底部より延性き裂が発生することが明らかとなった。また、その程度は予ひずみ量によって変化した。
- (2)曲げ予加工後、一部試験片について焼鈍を行い、焼鈍有無の延性き裂発生に及ぼす影響を調べた。その結果、曲げ予加工の除荷時に延性き裂が発生していない場合には鋼材の延性の回復が顕著に現れた。
- (3)圧延まま材と切削材を用いて鋼材の初期表面の微視的凹凸が圧縮予ひずみによる延性き裂発生に及ぼす影響を調べた。その結果、鋼材表面の初期凹凸が大きいほど圧縮による局部座屈を起こし易く、延性き裂が早期に発生することが分かった。
- (4)曲げ予加工により生じる微視的な皺を考慮して FEM

解析を行い、皺底部の応力三軸度-相当塑性ひずみの履歴を求め、延性き裂発生の限界曲線と照し合わせた。その結果、予ひずみ量、焼鈍の影響を考慮して、実験結果と矛盾することなく、延性き裂発生限界曲線により統一的に延性き裂の発生を評価することができた。

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) 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
- 4) 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
- 5) 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
- 6) 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
- 7) 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
- 8) 大畑、横田、田中、豊田：パイプの繰返し負荷による延性き裂発生挙動の実験および解析的検討、溶接構造シンポジウム '99 講演論文集、(1999)、pp. 87-94