TMCP 鋼材の延性破壊発生特性に及ぼす予歪の影響

学正員 榎 並 啓太郎* 正員 吉 成 仁 志*
菅 満 春*

The effect of prestrain on ductile fracture initiation behavior of TMCP steel

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

Summary

Authors have postulated that the occurrence of micro-cleavage cracks is the main reason for the ductility decrease by compressive prestrain. In this paper, the effect of prestrain on ductile fracture initiation behavior of TMCP steel, which is presented by the relationship between stress triaxiality and equivalent plastic strain, was investigated. Test steels were 10, 30% compressively or 10% tensilely prestrained, and round-notched tension tests were performed. It was found that the limit curve of ductile fracture initiation has not been shifted down by 10, 30% compressive and 10% tensile prestrain, which was consistent with the fact that no micro-cleavage cracks occurred through the tests.

1. 緒 言

応力三軸度—相当塑性歪関係で鋼材の延性破壊発生特性を評価する研究が、近年盛んに報告されている^{1),2)}。著者らは、圧縮予歪が鋼材の延性破壊発生特性に及ぼす影響を調べ^{3),4),5)}、延性破壊に先立つ局所へき開き裂の発生が、圧縮予歪による延性低下の支配因子であると主張した⁵⁾。この仮説に基づけば、局所へき開き裂が発生しなければ、予歪による延性低下は生じないと考えられる。そこで本報では、前報 JIS-SM490B 鋼材 (以下、As-rolled 材と称す) と比べて韌性の高い TMCP 鋼材を供試材として、圧縮・引張予歪が鋼材の延性破壊発生特性に及ぼす影響を調査し、仮説の妥当性を検証した。

2. 延性破壊発生の理論

延性破壊の発生は、一次ボイドの発生、一次ボイドの成長、および二次ボイドの発生を伴う一次ボイドのマクロ的な連結という3つの過程によって支配されると考えられている⁶⁾。一般に、一次ボイドの発生は応力支配過程⁷⁾、一次ボイドの成長は応力三軸度の影響を含めた塑性歪支配過程⁸⁾で表されると考えられる。

円周切欠付丸棒引張試験で荷重-変位 (標点間伸び、最小径変化等) 曲線を記録すると、曲線が最高荷重を超え下降する時に、ボイドのマクロ的な合体に対応する曲線勾配の急変点の現れることが知られている⁹⁾。本論文では、荷重-変位曲線勾配の急変点を延性破壊発生点と考える。

応力三軸度 σ_m/σ_e と相当塑性歪増分 $d\varepsilon_p$ は、次式で表される¹⁰⁾。

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

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

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

σ_m は平均応力、 σ_e は相当応力、 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ は主応力で

* 東京大学大学院工学系研究科

ある。 $d\epsilon_1, d\epsilon_2, d\epsilon_3$ は主塑性歪増分である。相当塑性歪 ϵ_p は、 $d\epsilon_p$ を履歴に沿って積分して求める。

応力三軸度が高くなると、延性破壊発生時の限界相当塑性歪(ϵ_f と記して区別する)は減少し、延性が低下することが知られている^{9),10),11)}。応力三軸度—限界相当塑性歪の関係を、島貫らは次式で近似した⁹⁾。

$$\epsilon_f = \alpha \exp\left(-\beta \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) \quad (4)$$

ここに、 α, β は正の定数である。

本論文では、(4)式で示される延性破壊発生時の限界近似曲線をベースとして、予歪材(特に、圧縮予歪材)からの延性破壊発生挙動を定量的に評価する。

3. 円周切欠丸棒引張試験

3.1 供試材

Table 1 (a) Chemical composition of steel tested

	C	Si	Mn	P	S
TMCP	0.14	0.28	1.32	0.010	0.003
As-rolled	0.16	0.44	1.46	0.013	0.004

(mass %)

Table 1 (b) Tensile properties of steel tested

	σ_{YS}	σ_{TS}	EL	DBTT
TMCP	409MPa	542MPa	25%	-100°C
As-rolled	353MPa	527MPa	29%	-50°C

σ_{YS} : Yield stress, σ_{TS} : Tensile strength, EL: Elongation, DBTT: Ductile-brittle transition temperature for critical CTOD

Fig.1 Critical CTOD curve for material tested

供試材は、板厚 30mm の TMCP(Thermo-Mechanical Control Process)鋼材である。Table 1 に、本報の TMCP 供試材および前報^{4),5)}で用いた As-rolled 供試材(板厚 16mm)の化学成分と機械的性質を合せて示す。また、

Fig.1 に CT 試験から得られた TMCP 供試材及び As-rolled 供試材(いずれも母材)の限界 CTOD 曲線を示す。

Fig.2 に、TMCP 供試材と前報 As-rolled 供試材のミクロ組織を示す。Table1(a)の通り TMCP 材の化学成分は As-rolled 材のそれとほぼ変わらないが、As-rolled 材はフェライト粒径が 10~20 μm 程度で、パーライト層状組織が混在する微視的組織不均質材である。一方、TMCP 材はフェライト粒径が 5 μm 程度で、As-rolled 材と比べ細粒化され、且つ微視組織が均質化されている。Table1(b)を見て分かるように、フェライト細粒化は降伏強度を上昇させ、延性・脆性遷移温度を低温側へ移動させる。ここに、延性・脆性遷移温度は Fig.1 に示すように限界 CTOD が 0.1mm となる温度を目安とした。

(a) TMCP

(b) As-rolled

Fig.2 Microstructures of TMCP and As-rolled steel

3.2 実験方法

Fig.3 に、圧縮予歪付与時の試験片形状を示す。供試材圧延方向に圧縮し、最小断面部に公称歪 10%及び 30%相当の圧縮予歪を与えた。引張予歪付与時は別途、全長 260mm、平行部径 25mm の平滑丸棒試験片に、公称 10%の引張予歪を与えた。予歪付与後、0%及び 10%引張予歪材で Fig.4(a)の標点間距離 40mm、10%及び 30%圧縮予歪材で Fig.4(b)に示す標点間距離 18mm の円周切欠付丸棒試験片を採取した。試験片の長手方向と

予歪の方向（供試材圧延方向）とを一致させ、円周切欠丸棒を新しく切り出した。引張試験を行い、荷重—標点間伸び関係を計測した。

Table 2 に、円周切欠丸棒引張試験の条件を示す。切欠半径 1, 2 及び 5mm で、複数の引張試験を常温で実施した。また平滑丸棒試験は、予歪材の応力—歪曲線を求める目的で実施した。

Fig.3 Specimen for compressive prestraining test

(a) For 0% and 10% tensile prestrain

(b) For 10% and 30% compressive prestrain

Fig.4 Configuration of round-notched specimen

Table 2 Conditions of round notched tension tests

Prestrain	Notch radius (mm)				Total specimen number
	1R	2R	5R	∞	
0%	2	3	2	2	9
10% Comp.	2	3	2	2	9
30% Comp.	3	2	2	2	9
10% Tens.	2	2	2	2	8

∞: Smooth round specimen, Comp.: Compressive prestrain, Tens.: Tensile prestrain

3.3 実験結果

(a) 0% prestrain

(b) 10% tensile prestrain

(c) 10% compressive prestrain

(d) 30% compressive prestrain

Fig.5 Results of round-notched tension tests

Fig.5 に、引張試験で得た荷重—標点間伸び曲線を示す。後述する FEM 解析で計算した荷重—伸び線図も示した。切欠半径が小さくなると試験片最小断面の応力三軸度が大きくなり、最高荷重点が上昇し、見かけ上の引張強度が高くなる。その反面、延性破断までの伸び量は減少する。最高荷重を示して曲線は徐々に下降するが、途中で傾きの急変点が見れる。急変点の前後で、二次ボイドの発生を伴うボイドのマクロ的な合体により、最小断面の中央部で延性き裂の発生することが知られている⁹⁾。そこで、傾きの急変点を延性破壊発生点とした。

3.4 破面観察結果

(a) 0% prestrain, 1mmR, TMCP

(b) 10% compressive prestrain, 1mmR, TMCP

(c) 10% tensile prestrain, 1mmR, TMCP

(d) 30% compressive prestrain, 1mmR, TMCP

Fig.6 SEM fractographs of round-notched specimens

Fig.6 に、1mmR 円周切欠丸棒の破面中央部の SEM 写真を、(a)0%予歪、(b)10%圧縮予歪、(c)10%引張予歪、(d)30%圧縮予歪の順に示す。本報の TMCP 供試材は、Table 2 に示す全ての予歪材の円周切欠試験片で典型的な延性破壊を生じた。最も応力状態の厳しい 30%圧縮予歪材の 1R 円周切欠丸棒の場合でも、図(d)の通り、前報⁹⁾で報告した延性破壊に先立つ局所へき開き裂の発生は認められない。破面観察より、応力三軸度が高いと一次ボイドの成長が容易となることを確認した。図(a)~図(d)を見ると、圧縮・引張予歪の有無による延性破面の差異は特に認められない。

4. 円周切欠丸棒試験の数値解析

4.1 数値解析方法

Fig.7 Stress-strain curve inputted to FEM calculation

Fig.7 に、丸棒引張試験結果を基に、FEM 解析に入力した予歪材の応力—歪線図を示す。一様伸び以降のデータは、Fig.5 のように荷重—伸び線図が実験と解析とで一致するように調整した。

Fig.8 のように試験片標点間部の半分を軸対称モデル化し、節点変位法により解析した。図は 0%予歪材 1R

円周切欠試験片を示すが、他の予歪・切欠条件の場合も同様の解析を行った。Fig.5 のように、延性き裂発生点で実験の伸び量と解析の伸び量を合わせ、切欠断面の中央部の応力三軸度—限界相当塑性歪関係を読み取った。なお、円周切欠半径が 1mm より大きければ、延性き裂は切欠断面の中央部から発生すると考えられる^{9),11)}。

Fig.8 FEM model of the test specimen (0%, 1R)

4.2 数値解析結果

Fig.9 Limit curve for ductile fracture initiation

Fig.10 Comparison of limit curve between TMCP and As-rolled steel

Fig.9 に、本報の TMCP 供試材の応力三軸度—限界相当塑性歪関係（以下、延性限界曲線と呼ぶ）を示す。応力三軸度が高いと、限界相当塑性歪が低下することを確

認した。また、10%、30%圧縮予歪材及び 10%引張予歪材で延性限界曲線の低下は認められない。この結果は、Fig.6 で示したように、破面観察で延性破壊に先立つ局所へき開き裂の発生が認められなかった実験結果と良く対応する。全ての予歪材のデータを基に、次式で示される限界近似曲線を求めた。

$$\varepsilon_f = 15.5 \exp(-2.6 \frac{\sigma_m}{\sigma_e}) \quad (5)$$

Fig.10 で、前報^{4),5)}の As-rolled 供試材の延性限界曲線と本報の TMCP 供試材の限界曲線とを比較する。As-rolled 材 0%予歪材の限界近似曲線は、次式で示される。

$$\varepsilon_f = 4.3 \exp(-1.8 \frac{\sigma_m}{\sigma_e}) \quad (6)$$

尚、前報^{4),5)}の As-rolled 材では変曲点で引張荷重の数値計算値が実験値より 10~20%程度大きかった為、Fig.10 では計算値が実測値と合うよう応力—歪線図を修正した解を示した。図の通り、前報⁵⁾で局所へき開き裂の発生が有意に認められた予歪材の円周切欠丸棒のプロットデータは、明らかに(6)式で示される 0%予歪材の限界曲線の下側に位置しており、延性の低下が認められる。

以上の前報⁵⁾と本報を合わせた実験結果から、延性破壊に先立つ局所へき開き裂の発生が、圧縮予歪による延性低下を引き起こす支配的な要因となることを確認した。

5. 考 察

5.1 延性・脆性遷移温度と延性限界曲線低下の関係

前報⁵⁾で、As-rolled 供試材を用いた切欠丸棒引張試験を行い、圧縮予歪が鋼材の延性破壊発生特性に及ぼす影響を調べた。その結果、圧縮予歪・応力三軸度が大きくなると、延性破壊に先立つ局所へき開き裂の発生が顕著となることを報告した。そして、局所へき開き裂先端部の応力三軸度—相当塑性歪履歴を求め、素材の延性限界曲線と比較すれば、予歪材からの延性破壊発生を定量化できることを示した⁵⁾。局所へき開き裂の発生により、見かけ上は圧縮予歪による延性限界曲線の低下が起こる。局所へき開き裂が一次ボイドの役割を果たし、延性破壊の発生を早めると考える。

圧縮予歪を受けた鋼材は、素材と比べ延性・脆性遷移温度が上昇する^{12),13)}。前報⁴⁾で As-rolled 材（前報では JIS-SM490B 供試材と表記した）の CT 試験を実施した結果、限界 CTOD の延性・脆性遷移温度は、10%圧縮予歪材で約 70℃、30%圧縮予歪材で約 100℃高温側へ移動した⁴⁾。Table 1(b)の通り As-rolled 素材の遷移温度は約 -50℃なので、10%圧縮予歪材の遷移温度は約 20℃、30%圧縮予歪材の遷移温度は約 50℃となる。この結果

は、特に30%圧縮予歪材で局所へき開の発生が容易となった実験結果を定性的に説明できる。

一方で Fig.9 の通り、本論文の TMCP 供試材では、30%圧縮予歪材の場合でも延性限界曲線の低下は認められず、延性破壊に先立つ局所へき開も発生しない。Table 1(b)の通り、TMCP 素材の延性・脆性遷移温度は約-100度である。仮に TMCP 材でも30%圧縮予歪により遷移温度が100℃上昇したとしても、30%圧縮予歪材の遷移温度は0度であり、室温付近で局所へき開は発生しないと考えられる。以上より、素材の遷移温度、及び圧縮予歪による遷移温度上昇量の二つの因子により、圧縮予歪による局所へき開の有無、ひいては延性限界線低下の有無を定性的に説明できる。

圧縮予歪による局所へき開の有無をより定量的に評価するためには、局所へき開応力論^{14),15),16)}を適用することが考えられる。今後、局所へき開強度¹⁷⁾の観点から、圧縮予歪による局所へき開挙動を評価することが期待される。

5.2 今後の課題点

次に問題となるのは、圧縮予歪材で局所へき開がいつ発生するかを確認することである。可能性として、1)圧縮予歪付与後の除荷時、2)引張試験早期の二つのケースが考えられる。今後、AE 法、超音波探傷法等の非破壊検査手法を適用し、局所へき開の発生時期を特定することが望まれる。

一方、引張予歪の影響に関しては、本報では TMCP 供試材の10%引張予歪材で、延性限界線の低下は認められないことが分かったのみである。前報^{4),5)}の As-rolled 供試材では、引張予歪材の円周切欠丸棒試験は実施していない。

島貫らは、As-rolled 材(JIS-SM490B 鋼材)を供試材として、15%までの引張予歪が延性限界曲線を低下させることを報告している¹⁸⁾。限界相当塑性歪は、15%引張予歪材で応力三軸度が1.4の時に7%低下する程度である¹⁸⁾。しかし、破面 SEM 観察は行われず、引張予歪による延性低下機構のマイクロ組織的側面からの考察は行われていない¹⁸⁾。

三木らは、6種類の鋼材について±15%程度の予歪を与え、CTOD 試験を実施している¹⁹⁾。その結果、延性・脆性遷移温度の上昇量(つまり脆化)は、引張予歪よりも圧縮予歪の方が大きいと報じている。

しかし一方で、予歪による遷移温度の上昇は、引張・圧縮予歪の区別なく、予歪量の絶対値の大きさ(正確には、予歪による降伏強度及び引張強度の上昇量)により評価できるとの報告もある¹⁹⁾。今後、本論文と異なる引

張予歪条件でも円周切欠丸棒試験を実施し、延性限界曲線に及ぼす引張予歪の影響について広範囲のデータを集める必要がある。また、マイクロ組織・マイクロメカニズムの観点から、引張予歪が鋼材の延性低下に及ぼす機構について明らかにすることが望まれる。

6. 結 言

本報で得られた知見を以下に要約する。

- (1) TMCP 鋼材を供試材とし、予歪材の円周切欠丸棒引張試験を実施した。その結果、10,30%圧縮予歪及び10%引張予歪による延性限界曲線の低下は認められなかった。この結果は、破面観察で全ての予歪材について局所へき開き裂の発生が認められなかった実験結果とほぼ対応する。
- (2) 前報⁵⁾As-rolled 材では、30%圧縮予歪により延性限界曲線は大幅に低下した。この結果は、30%圧縮予歪材において延性破壊に先立つ局所へき開の発生が多く観察された実験結果とほぼ対応する。
- (3) 以上(1)、(2)の知見から、局所へき開き裂の発生が、圧縮予歪による延性低下を生じさせる支配的な要因であると結論付けられる。

今後の課題として、以下の2点が挙げられる。

- (1) 圧縮予歪材における局所へき開の発生時期の調査。
- (2) 延性限界曲線に及ぼす引張予歪の影響の更なる調査(特に、マイクロメカニズム的観点から)。

謝 辞

本研究を進めるにあたり、新日本製鐵(株)鉄鋼研究所の栗飯原周二博士、島貫広志博士より大変貴重なアドバイ及び御支援を頂いた。また、日本造船学会構造・材料研究委員会材料・溶接部会及び溶接学会溶接構造研究委員会合同委員会において、局所へき開の発生時期に関して有用な議論を頂いた。同委員会の委員各位に大変感謝申し上げる。

参 考 文 献

- 1) 平松,道場,豊田: 応力三軸度が小さい力学状態における構造用材料の延性き裂発生特性,日本造船学会論文集,第192号,(2002),pp.563-571
- 2) 安,吉田,大畑,豊田: 構造用鋼の切欠底表面からの延性き裂発生特性に及ぼす強度的不均質の影響,日本造船学会論文集,第190号,(2001),pp.579-590
- 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) 吉成,榎並,小関,島貫,栗飯原: 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、日本造船学会論文集,第 190 号,(2001),pp.559-567
- 5) 榎並,吉成:圧縮予歪を受けた鋼材における延性低下の機構に関する一考察,日本造船学会論文集,第 192 号,(2002),pp.493-498
 - 6) 例えば, T. L. Anderson: *Fracture Mechanics*, CRC Press, (1995)
 - 7) F. M. Beremin: Cavity formation from inclusions in ductile fracture of A508 steel, *Metal. Trans. A*, Vol. 12A, (1981), pp.723-731
 - 8) J.R.Rice, D.M.Tracey: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *J.Mech.Phys.Solids*, Vol.17,(1969),pp.201-217
 - 9) 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
 - 10) A.C.Mackenzie, J.W.Hancock, 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
 - 11) 大塚,宮田,西村,大橋:低強度鋼の延性破壊、へき開破壊、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
 - 12) 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
 - 13) 三木,佐々木,休場,竹之井:引張および圧縮の塑性歪み履歴による鋼材の破壊靱性劣化,土木学会論文集,No.640,(2000),pp.165-175
 - 14) F.Minami, K.Arimochi: Evaluation of prestraining and dynamic loading effects on the fracture toughness of structural steels by the local approach, *J. Press. Vessel Tech.*, Vol. 123, (2001), pp.362-372
 - 15) F.M.Beremin: A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel, *Metal. Trans. A*, Vol. 14A, (1983), pp.2277-2287
 - 16) 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
 - 17) 宮田,田川,栗飯原:低炭素鋼及び低合金鋼破壊靱性の力学的定式化と引張強度特性との関係、鉄と鋼,Vol.81,(1995),pp.583-588
 - 18) 島貫,萩原:鋼材の延性き裂発生特性に及ぼす応力 3 軸度の影響,溶接学会全国大会講演概要,第 55 集,(1994),pp.412-413
 - 19) 豊田:動的繰返し変形を受ける鋼構造での脆性的破壊に関する評価手法の概要とその適用について,LDF 委員会研究報告,(2003)