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)

正員 山 本 元 道* 東 田 幸四郎**
正員 藤久保 昌 彦* 正員 矢 尾 哲 也*
正員 矢 島 浩*

Crack Initiation Strength of Structural Steel Members Having Experienced Large
Compressive Strain due to Buckling Deformation (1st Report)

by Motomichi Yamamoto, *Member* Koshiro Tsukada,
Masahiko Fujikubo, *Member*, Tetsuya Yao, *Member*
Hiroshi Yajima, *Member*

Summary

It is known that when buckling collapse takes place in structural members, a crack may easily initiate at the concave side of buckling deflection. This is due to the deteriorating effect of large compressive prestrain on the ductility of steels.

In this paper, an attempt was made to quantify the crack initiation strength for structural steel members having experienced large compressive prestrain. Two kinds of experiments, a tensile test for prestrained material and a crack initiation test for strip specimens, were performed on JIS SS 400 steel. In the former tests, the influence of prestraining on the mechanical properties of material was investigated, while in the latter the specimens were bent into various curvatures after undergoing buckling and the relationship between crack initiation and applied straining was examined. Elastoplastic large deformation FEM analyses were also performed on the strip specimens to investigate stress and strain distributions at the highly strained cross section. It has been found that:

(1) With the increase in compressive prestrain, elongation of material is decreased, while ultimate tensile strength is increased. True fracture stress shows smaller dependency on the magnitude of prestrain.

(2) For the strip specimens subjected to more than 40~55% of compressive strain at the concave side of bending, initiation of surface hair cracks was observed when unloaded.

(3) According to the FEM analyses, large tensile residual stress is induced at the concave side of bending when unloaded, and this is considered to be a primary cause of crack initiation.

(4) It is possible to assess the crack initiation by comparing the hydrostatic component of residual stress with ultimate tensile strength and/or true fracture stress of prestrained material.

1. 緒 言

大型船舶の船体用鋼板として大量に使用されている、一般船体用軟鋼板あるいは船体用 50 キロ級高張力鋼板では、圧縮の塑性変形（圧縮歪）を受けると、伸び・絞りが小さ

くなり、破壊靱性値が低下することが知られている。したがって、部材が座屈崩壊した後、引き続き変動荷重を受けると、座屈撓みの内側（圧縮側）から容易に亀裂が発生して、座屈崩壊した部材が破断してしまい、座屈崩壊が大破壊への引き金となることが、実際の損傷例で確認されている¹⁾。

圧縮歪による材質の劣化（脆化）に関しては、これまでに多くの研究が行われている。寺沢・大谷ら^{2),3)}は、高温で圧縮歪を与えた予歪材を用いて引張試験を行い、予歪が材料の残留延性に及ぼす影響を調べ、さらに、シャルピー衝撃試験によって、予歪が材料の切欠靱性に及ぼす影響を調

* 広島大学工学部

** 日本鋼管(株)総合材料技術研究所

べている。また、井上・前中ら⁴⁾は、圧縮予歪材を用いたシャルピー試験やコンパクトテンション試験などにより、圧縮予歪による材料の脆化について、遷移温度や破壊靱性値で定量的に評価している。

本報は、座屈変形後に圧縮側から発生する亀裂を対象に、亀裂発生現象に関して定量的な評価を試みた結果を報告するものである。すなわち、

- ①軸圧縮予歪材の引張試験により、予歪量と引張強さ・真破断応力との関係を把握した。
- ②大変形曲げにより圧縮予歪を与えた帯板試験片の、圧縮側からの亀裂発生試験により、亀裂発生/非発生の限界予歪量を把握した。
- ③一方、有限要素法を使用した3次元弾塑性大変形解析により、上記②の帯板曲げ試験による圧縮予歪量と、除荷後曲げ圧縮部に発生する残留応力との関係を把握した。

上記①、②、③から、曲げ圧縮予歪材の亀裂発生現象に関しての定量的な評価を試みた。

2. 軸圧縮予歪材の引張試験とその結果

2.1 軸圧縮予歪材の作製

供試鋼は、板厚29mmのJIS一般構造用圧延鋼材SS400（一般船体用軟鋼板と同等）で、ミルシートによる化学成分と機械的性質をTable 1に示す。また、供試鋼板母材のミクロ組織をPhoto 1に示す。

Fig. 1(a)に示す形状および寸法で、その長さ方向が供試鋼板圧延方向と一致するように採取した試験片を供試して、100 tonf 万能試験機により、室温で軸圧縮予歪材を作製した。S字変形および樽型変形を最小限に抑えるために試験片断面は円形とし、圧縮荷重の負荷に際しては、負荷面に潤滑剤として二硫化モリブデンを塗布した。予歪量は負荷前後の試験片軸方向長さより求めた。

予歪量-5、-10、-20、-30、-40、-50%の6種類の軸圧縮予歪材を作製した。予歪量-10～-50%負荷後および母材（予歪量0%）の試験片形状をPhoto 2に示す。予歪量が-20%を越えると樽型変形、S字変形が顕著になり、後述する引張試験の結果に少なからず影響を及ぼしたものと考えられる。

圧縮荷重負荷後、試験片をFig. 2(a)に示すように切断し、切断面を研磨、エッチング処理した後、ミクロ組織調査およびビッカース硬さを計測した。試験片中央部のミク

Photo 1 Microstructure of tested steel plate

Fig. 1 Specimen for axial compression tests

Photo 2 Shape of test specimens after axial compression

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of tested steel plate (SS400)

Chemical Compositions (%)						Mechanical Properties		
C	Si	Mn	P	S	Al	Y.P. (kgf/mm ²)	T.S. (kgf/mm ²)	El. (%)
0.17	0.14	0.90	0.013	0.004	0.017	28.0	44.5	28

Fig. 2 Location of observation points for axial compression specimen

口組織を Photo 3 に示す。Photo 3 に示したミクロ組織は、Fig. 2(b) に示す 3 箇所調査したものである。Photo 3 から明かなように、それぞれの位置において圧縮荷重を受け組織は偏平化しているが、変形の状態が位置によって少し異なっている。これは、圧縮時に発生した樽型変形および S 字変形の影響であると考えられる。ビッカース硬さ計測位置を Fig. 2(b) に、また予歪量 -40% を与えた試験片のビッカース硬さ分布の例を Fig. 3 に示す。Fig. 3 の中の実線は、母材の硬さの平均値である。長さ方向の硬さ分布、幅方向の硬さ分布とも、少しばらつきはみられるが、試験片中央部の硬さは 220~230 Hv 程度になっており、母材に比べてかなり硬化している。

2.2 引張試験

軸圧縮予歪材から、Fig. 1(b) に示したように引張試験片を切り出し、室温にて引張試験を行った。軸圧縮予歪材が S 字変形を生じた場合も、上下両負荷面に対して垂直に引張試験片を切り出した。引張試験片の形状および寸法を Fig. 4 に示す。軸圧縮予歪材作製時、S 字変形の発生による寸法の制約があったため、直径 5 mm の試験片と直径 3 mm の試験片を併用した。引張試験には 10 tonf オートグラフを用いた。

直径 3 mm 試験片による室温引張試験の公称応力~公称歪線図を、Fig. 5 に示す。Fig. 5 で明かなように、圧縮予歪量が増加するにつれ、伸びが減少し、引張強さが増加している。圧縮予歪量と伸びとの関係を Fig. 6 に示す。直径 3 mm の試験片の場合、標点間外側の R 基部付近で破断した試験片が多く、正確な伸びは計測できなかった。標点間で計測した伸びを○△印、肩部間で計測した伸びを●▲印で示した。肩部間で計測した伸び量は、当然ながら評点間で計測した伸び量に比べて小さくなっている。伸びは、予歪量が -20% 程度までは急激に減少し、-20% 程度を越

Observation point ①

Observation point ②

Observation point ③

Photo 3 Microstructure of test specimens after axial compression

えると、減少量は次第に一定値に近づいて行くようである。

圧縮予歪量と引張強さとの関係を Fig. 7 に示す。予歪量が -10% 程度以下では、引張強さはほぼ一定値を示しているが、-10% 程度以上になると、予歪量の増加と共にほぼ線形に増加している。

予歪量 -50% では、母材に比べて伸びが約 60% 減少し、引張強さが約 45% 増加している。直径 3 mm, 5 mm のいずれの試験片による場合でも、引張強さの方が伸びに比べてばらつきが少なく、試験片形状などに影響され難いことを示している。

Fig. 3 Distribution of Vickers hardness

Fig. 4 Tensile specimen

Fig. 5 Influence of prestraining on σ - ϵ curve Fig. 6 Relation between δ and ϵ_p Fig. 7 Relation between σ_B and ϵ_p

圧縮予歪量と真破断応力との関係を Fig. 8 に示す。直径 3 mm, 5 mm 両試験片による結果ともばらついているが、直径 3 mm の試験片による結果が特にばらつきが大きい。先に述べたように、軸圧縮予歪材作製時に発生した S 字変形、樽型変形のため、特に直径 3 mm の試験片では評点間外側で破断したもの、また 45 度方向に破断したものが多かった。このため試験結果（真破断応力）には大きなばらつきが生じたものと考えられる。

3. 帯板試験片の大変形曲げによる亀裂発生試験とその結果

3.1 試験方法

最も基本的な構造部材として、Fig. 9 に示す帯板試験片を製作・供試した。供試材は、先に Table 1 に示した SS 400

Fig. 8 Relation between σ_T and ε_P

である。試験片平行部は、厚さ 27 mm、幅 60 mm の矩形断面とした。Fig. 9(a) に示した B シリーズでは、曲げ変形を与えた後、引張荷重を与えるための治具および補強用ブラケットを取り付けた。帯板試験片中央部の側面には、歪計測のため 5 mm 間隔で格子を罫書いた。大変形曲げによる亀裂発生試験には、200 tonf 万能試験機を用いた。

B シリーズの試験手順を Fig. 10 に示す。まず軸圧縮荷重を加えて座屈させ、その後除荷・再負荷を繰り返しながら段階的に曲げ変形を与えた。さらに、荷重点を試験片中央部に近づけて、さらに大きな曲げ変形を与えた。各段階での除荷後、試験片圧縮側表面中央部での亀裂発生の有無を調べるとともに、側面の罫書線から、軸方向歪量を計測した。最終除荷後、各試験片共、両端をピンを介して引張り、試験片中央部を開口させた。試験は 6 体 (記号: B1~B6) 行ない、試験片ごとに、最終除荷時の圧縮側最大歪量を変化させた。

最終除荷後の試験片中央部断面は、Fig. 11(b) に示すように、圧縮側で凸、引張側で凹となる。このため試験片圧縮側表面中央部 (亀裂発生部) での歪量は、側面の罫書線より計測した歪量からは推定できない。そこで歪計測を目的として、Fig. 9(b) に示した V シリーズ試験片 (記号: V1~V3) を別途作製し、供試した。B シリーズ試験片と同様の手順で所定の曲げ変形を与え、除荷後中央部を Fig. 11(a) に示したように切断し、断面形状の計測、中立軸位置の決定などを行った。

3.2 試験結果

罫書線および断面形状の計測から求めた歪分布の一例を、Fig. 12 に示す。また、歪量の計測位置は Fig. 11(b) の中に示してある。Fig. 12 の縦軸は軸方向歪、横軸は中立軸からの距離を示している。●印は試験片側面の罫書線より計測した歪であり、破線は断面形状から求めた中立軸位

Fig. 9 Strip specimen for buckling and bending tests

Fig. 10 Loading procedure of buckling and bending tests

置と、曲率半径(ρ)の計測値より求めた、中立軸位置からの距離(y)と軸方向歪(ε_x)との関係($\varepsilon_x = y/\rho$)を示したものである。また、○印は、この関係を用いて求めた圧縮側表面中央部 (亀裂発生部) の歪である。この計測法によると、試験片圧縮側表面中央部 (亀裂発生部) の歪量は、V シリーズ試験片で -33~-58% であった。また、B シリーズ試験片は、V シリーズ試験片と比較した結果、圧縮側表面には、-15~-70% 程度の歪が発生していたことが明らかになった。

Table 2 に示すように、記号 B3, B4, V2 試験片では、圧縮荷重除荷後、圧縮側表面で亀裂の発生が確認出来た。その他の試験片では、亀裂の発生は確認出来なかった。記号 B3 試験片では、最終除荷後肉眼で確認できるほどの亀

Fig. 11 Location of measuring points of strain

Fig. 12 Distribution of longitudinal strain in thickness direction

裂が発生していた。その大きさは、長さ約 10 mm、深さ約 1 mm 程度であった。引張荷重を与えて試験片中央部を開口させたところ、亀裂は長さ約 30 mm、深さ約 5 mm 程度まで成長した。記号 B 4 試験片では、最終除荷後へアークラックが確認でき、引張荷重を与えると成長したが、B 3 試験片に比べるとかなり小さな亀裂であった。記号 V 2 試験片では、最終除荷時に B 4 試験片と同程度のへアークラックが確認できた。一方、記号 B 5 試験片では、最終除荷時

Table 2 Results of buckling and bending tests for strip specimen

Mark	Edge		Center		Crack
	ϵ (Ten.) (%)	ϵ (Com.) (%)	ϵ (Ten.) (%)	ϵ (Com.) (%)	
B1	17	-3	—	-15	No
B2	34	-15	—	-30	No
B3	73	-15	—	-70	Yes
B4	59	-20	—	-60	Yes
B5	45	-16	—	-35	No(Yes)
B6	50	-17	—	-35	No
V1	43	-18	30	-35	No
V2	60	-17	50	-58	Yes
V3	35	-19	30	-33	No

に亀裂は確認できなかったが、引張荷重を与えて試験片を開口するとへアークラックが確認できた。記号 B 1, B 2, B 6, V 1, V 3 試験片では、最終圧縮荷重除荷後も、また引張荷重負荷後にも、亀裂は確認できなかった。

以上の結果より、最終除荷時の圧縮側表面での亀裂発生に対しては、予歪量 -40 ~ -55% 程度が限界値になっているものと考えられる。

4. 有限要素法による帯板試験片の大変形曲げ解析とその結果

前章で述べた帯板試験片の大変形曲げによる亀裂発生試験での、亀裂発生部の歪分布、応力分布を明らかにすることを目的として、ソリッド有限要素を用いた帯板試験片の弾塑性大変形解析を行った。

4.1 解析モデル

解析モデルを Fig. 13 に示す。対称性を考慮して、長さ 675 mm、幅 30 mm、板厚 27 mm の 1/4 モデルとし、長さ方向に 23 分割、幅方向に 8 分割、板厚方向に 8 分割した。先に Fig. 9 に示したように、B シリーズ試験片は、一様断面ではなく、また端部にはブラケットや治具などが取り付けられている。しかしながら、これら端部の断面形状が帯板試験片の座屈崩壊挙動や、亀裂発生部の歪分布や応力分布に及ぼす影響は小さいと考えられることから、端部の形状も平行部と同じであると仮定した。

境界条件を Fig. 14 に示す。荷重は変位制御で行い、前章で述べた試験と同様、座屈変形を与えた後、荷重点を座屈部に近づけ (STEP 2 → STEP 5) ながら強制変位を与えた。初期変形として、荷重点間のスパンで正弦半波となる撓みを仮定し、その最大値は試験片板厚の 1/100 とした。

本解析では対象とする歪量が非常に大きいため、歪硬化則や歪硬化係数は次のように決定した。

Fig. 5 に示した各応力 ~ 歪線図の原点に相当する圧縮予歪量を真歪に換算した結果を、Fig. 15(a) に示す。○印は、破断時の真応力と真歪の関係を、また、●印は降伏応力

Fig. 13 Solid finite element model

Fig. 14 Boundary conditions

(0.2%耐力)をプロットしたものである。破線は、それぞれの予歪の場合について降伏応力を表す点と、破断点とを結んだものである。一点鎖線は、予歪量0% (母材)の降伏応力と、予歪量-50% (真歪に換算すると約-70%)の降伏応力とを結んだものである。Fig. 15(a)において、一点鎖線の傾きは、いくつかの破線の傾きと絶対値が略一致している。このことは、歪硬化によって生じた応力上昇と同程度に降伏応力が上昇することを示している。そこで、Fig. 15(b)に示すように線形等硬化モデルが成立すると仮定した。

以上により、Fig. 15(a)の一点鎖線で示した降伏応力の増加に注目し、歪硬化係数を $E/390$ とした。降伏は Von Mises の降伏条件に従うものとした。なお、要素には8節点六面体ソリッド要素を用い、次数低減積分法を適用した。解析には、商用コード FINAS を用いた。

4.2 解析結果

STEP 2 の除荷終了後の軸方向歪 (ϵ_x) と、除荷前および除荷後の静水圧応力 $[(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)/3 = \sigma_R]$ の試験片中央断面における板厚方向の分布を、Fig. 16 および Fig. 17 に示す。Fig. 16 および Fig. 17 に示した歪および応力は、それぞれ真歪と真応力を表わしている。

応力、歪の評価点は、一要素につき一点、断面全体で 64

Fig. 15(a) Relation between σ and ϵ

Fig. 15(b) Schematic diagram of linear isotropic strain-hardening model

点ある。w を板幅 (実際のモデルの 1/2, 30 mm) とすると、板幅中央から $w/16 \sim 15w/16$ の位置に評価点があることになる。Fig. 16 および Fig. 17 は、これらの点の ϵ_x および σ_R の板厚方向の分布が分かるようにプロットしたものである。

Fig. 16 の歪分布は、板厚方向にほぼ線形な分布となっており、先に Fig. 12 に示した試験結果と同様の分布となっている。Fig. 16 の STEP 2 の結果を含めて、各 STEP (STEP 1~STEP 5) の解析結果を公称歪に換算すると、亀裂発生が観察された試験片圧縮側表面中央部の歪量は、-16~-57% 程度となる。

一方、Fig. 17(a), (b) の応力分布から、除荷の前後で静水圧応力の分布が異なることが分かる。試験片圧縮側表面中央部 ($w/16$) に注目すると、負荷時 (除荷前) には圧縮の応力が作用するが、除荷後は逆に引張りの応力が発生している。Fig. 17(STEP 2) では、除荷前には -18 kgf/mm^2 作用しており、除荷後には 31 kgf/mm^2 発生している。

Fig. 16 Distribution of calculated longitudinal strain

Fig. 17 Distribution of calculated hydrostatic stress

以上の結果より、除荷後、亀裂発生部には引張残留応力（引張静水圧応力）が発生していることが明らかになった。解析によれば、その値は、載荷段階が進むにつれて増加することも明らかになった。

5. 大変形曲げによる亀裂発生現象に関する検討

先に2章で述べた軸圧縮予歪材の引張試験結果から、圧縮予歪の影響で伸びが低下し（Fig. 6 参照）、引張強さが増加する（Fig. 7 参照）ことが明らかになった。また真破断応力への圧縮予歪の影響は、それほど大きくないことが明らかになった（Fig. 8 参照）。予歪量と引張強さおよび予歪量と真破断応力との関係を用いて、大変形曲げによる圧縮側からの亀裂発生現象を検討することにした。

一方、3章で述べたように、帯板試験片による大変形曲げ試験において、試験片圧縮側表面中央部で、除荷時に亀裂が発生する場合があった。亀裂発生には、引張応力の作用が不可欠であるため、除荷時に亀裂発生部に引張応力が作用しているものと推定された。

そこで、4章で述べたように、有限要素法を適用して応力解析を行った結果、亀裂発生が確認された試験片圧縮側表面中央部には、除荷後大きな引張残留応力が発生することが明らかになった。この引張残留応力が、圧縮予歪によって脆化した部材に亀裂を発生させる基本的要因になっているものと考えた。

以上により、大変形曲げ後の除荷時に、試験片圧縮側表面中央部に発生する引張残留応力（引張静水圧応力）が、当該部材の真破断応力あるいは引張強さを越えた時に亀裂が発生するものと考えた。Fig. 18 は、先に示した Fig. 7 および Fig. 8 と、4章で述べた解析結果から求めた試験片圧縮側表面中央部の圧縮歪と引張残留応力との関係をプロットしたものである。Fig. 18 から明らかなように、解析結果から求めた引張残留応力（□印）は、圧縮歪の増加とともに二次曲線的に増加している。

また、Fig. 18 中の縦軸に平行な一点鎖線と破線は、3章で述べた亀裂発生試験で、亀裂の発生が確認出来た試験片および確認出来なかった試験片の、亀裂発生部の歪量（Table 2 参照）を表している。

Fig. 18 から明らかなように、真破断応力と予歪との関係曲線および引張強さと予歪との関係曲線と、引張残留応力～予歪曲線との交点を境に、圧縮歪が小さい場合には亀裂は発生せず、大きい場合には亀裂が発生していることがわかる。

以上により、軸圧縮予歪材の真破断応力および引張強さと、曲げ変形後の引張残留応力（引張静水圧応力）とをパラメータとして、大変形曲げによる圧縮歪を受けた部材の亀裂発生を評価することが出来る。

Fig. 18 Relation between σ_B , σ_T , σ_R and ϵ_P

6. ま と め

座屈変形後に圧縮側から発生する亀裂を対象に、亀裂発生現象に関して定量的な評価を試みた。すなわち、一般船体用軟鋼板と同等の JIS SS 400 (板厚 29 mm) を供試して、軸圧縮予歪材の引張試験、帯板試験片の大変形曲げによる亀裂発生試験、および有限要素法による帯板試験片の弾塑性大変形解析を行い、以下の知見を得た。

- ①軸圧縮予歪材の引張試験結果から、圧縮予歪の影響で伸びは低下し、引張強さは増加するが、真破断応力には、それほど大きな影響はないことが明らかになった。
- ②帯板試験片による大変形曲げ亀裂発生試験において、圧縮側表面中央部軸方向歪量が $-40 \sim -55\%$ 以上になると、除荷後に亀裂が発生することが観察された。
- ③ソリッド有限要素を用いた帯板試験片の弾塑性大変形解析により、圧縮側表面中央部には、除荷後大きな引張残留応力が発生することが明らかになった。この大きな引張残留応力が、亀裂を発生させる基本的な要因

であると考えられる。

- ④大変形曲げ後の除荷時に、帯板試験片圧縮側表面中央部に発生する引張残留応力 (引張静水圧応力) が、当該部材の真破断応力あるいは引張強さを越えた時に亀裂が発生するものと考えられる。

このように、座屈崩壊して大きな圧縮歪が生じた部分から亀裂が発生する場合の亀裂発生現象を定量的に把握・評価出来る目処を得た。しかしながら、以下のような課題が残っている。

- ①より精密な検討をするためには、圧縮予歪材に対する引張試験で、負荷開始から破断までの真応力～真歪関係を求める必要がある。
- ②今回把握した、帯板試験片での亀裂発生に対する圧縮予歪の限界値が、材料定数であるか否かを確認する必要がある。

今後、引き続いてこれらの課題を解明して行く所存である。

終わりに臨み、有益なご討論をいただいた日本造船学会材料・溶接研究委員会材料分科会 町田進主査 (東京大学教授) ならびに委員各位に、厚くお礼申しあげます。また、供試鋼板をご提供いただいた川崎製鐵 (株) の関係各位に、試験片製作および試験実施にご協力いただいた三菱重工業 (株) の関係各位に、厚くお礼申しあげます。

さらに、卒業研究として共に努力してくれた平野剛敏君 (現 三菱重工業 (株)) と松下裕之君 (現 三菱自動車工業 (株)) に、感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 矢島浩：大型構造物の損傷例とその教訓，西部造船会会報，第 90 号 (平成 7 年 8 月) (掲載予定)
- 2) 寺沢一雄，大谷碧，吉田俊夫，寺井清：高温予歪が鋼の残留延性におよぼす影響，造船協会論文集，第 108 号 (昭和 35 年 12 月)，pp. 419-434
- 3) 寺沢一雄，大谷碧，吉田俊夫，寺井清：高温予歪が鋼の切欠靱性におよぼす影響，造船協会論文集，第 109 号 (昭和 36 年 6 月)，pp. 317-335
- 4) 井上肇，前中浩，佐久間正明：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 (昭和 61 年 12 月)，pp. 450-460