

大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度(その2)

矢島 浩*・高 允宝*・山本 元道**
廣田 一博***・大谷 潤****・飯塚 智史*****

Crack Initiation Strength of Structural Steel
Members Having Experienced Large
Compressive Strain (2nd Report)

YAJIMA Hiroshi, KHO Yunbo, YAMAMOTO Motomichi
HIROTA Kazuhiro, OOTANI Jun, IZUKA Satoshi

Summary

When buckling collapse takes place in structural steel members, large compressive strain deteriorates the ductility and fracture toughness of the material at the concave side of buckling deflection. Therefore cracks may easily initiate and propagate at the concave (compressive) side of buckling deflection.

In this paper, in order to quantify the deteriorating effect of the large compressive strain on the fracture toughness of steels, a series of CTOD tests were performed on three kinds of JIS SM490 steel plates.

And an attempt was made to quantify the crack initiation strength of welded structural steel members subjected to cyclic bending load after undergoing buckling collapse. For this purpose, crack initiation tests using fillet welded specimens under cyclic bending load were performed with JIS SM490C steel plate. In these tests, specimens were given various initial compressive displacement amplitude and cyclic displacement amplitude after undergoing buckling, and number of cycles to fracture were examined. Elastoplastic large deformation FEM analysis based on the combined hardening law were also performed for all loading cases to investigate stress and strain at crack initiation sites.

As results of investigations described above, the following conclusions were obtained.

- (1) Fracture toughness (δc) is deteriorated extremely and transition temperature shifts to very higher side with increasing the compressive prestrain.
- (2) The equations to be able to estimate the fracture toughness of the steels experienced

* 工学部 機械工学科

** 広島大学 大学院 工学研究科

*** 大学院 工学研究科 (三菱重工業(株)長崎造船所)

**** 大学院 工学研究科 (新日本製鐵(株)大分製鐵所)

***** 大学院 工学研究科

2004年6月28日受付

large compressive strain by using the results of V-notch Charpy impact test and tension test for the steels prestrained in compression are obtained.

- (3) According to the crack initiation test of smooth specimen, cracks initiated at the center of width on the compressive side and at the edge on the tensile side. Finally all specimens were fractured due to propagation of these cracks from compressive side.
- (4) According to the crack initiation test of fillet welded specimen, cracks initiated at the fillet weld toe on the center of width of the compressive side. And cracks propagated along the fillet weld toe toward the width direction.
- (5) Relationships between longitudinal strain range of crack initiation site at first cycle and number of cycles to fracture can be expressed by linear functions on semilogarithmic scale.
- (6) New equations has been developed in order to predict the fracture strength of the welded structural steel member under cyclic bending load after undergoing buckling collapse.

1. は じ め に

大型船舶をはじめとする大型溶接鋼構造物に過大な荷重が作用した場合、その構成部材が座屈崩壊する場合がある。また、大型溶接鋼構造物に大量に使用されているJIS一般構造用圧延鋼材あるいはJIS溶接構造用圧延鋼材では、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^{1)~3)}。したがって、座屈崩壊した部材の座屈撓みの内側(圧縮側)には大きな圧縮の塑性歪が発生し、材質が劣化・脆化する。引き続き変動荷重が付加されると、座屈撓みの内側(圧縮側)から亀裂が容易に発生・進展して^{4)~10)}、座屈崩壊した部材が破断してしまい、局部構造部材の座屈崩壊が大破壊事故への引き金になることが実際の損傷例で確認されている¹¹⁾。

前報¹²⁾では、JIS一般構造用圧延鋼材SS400を供試して、軸力圧縮予歪材を用いた引張試験により、圧縮予歪が材料の機械的性質(引張強さ、真破断応力など)に及ぼす影響に関して調査した。さらに、帯板試験片による大変形曲げ亀裂発生試験を実施し、座屈後大きな曲げ変形を受けた後の除荷過程で、座屈撓みの内側(圧縮側)から発生する亀

裂について調査・検討し、亀裂発生限界条件の定量的な評価を試みた。また、座屈崩壊後 引き続き大きな圧縮および引張りの繰り返し荷重を受ける鋼構造部材の、亀裂発生現象に関して定量的な評価を試みた。

本報では、JIS溶接構造用圧延鋼材SM490を供試して、大きな圧縮の塑性歪が、鋼材の破壊靱性に及ぼす影響について、定量的に把握・検討した結果¹³⁾について報告する。さらに、座屈崩壊後、引き続き種々の大きさの繰り返し変位を受ける溶接鋼構造部材の亀裂強度に関して、調査・検討した結果について報告する。すなわち、

- ① 帯板平滑試験片を用いた、座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験により、座屈崩壊時に種々の大きさの曲げ変形を受けた後、引き続き種々の大きさの繰り返し変位を受ける鋼構造部材の、微小亀裂発生繰り返し回数ならびに破断繰り返し回数を把握した。
- ② スチフナ隅肉溶接試験片を用いた座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験により、座屈崩壊時に種々の大きさの曲げ変形を受けた後、引き続き種々の大きさの繰り返し変位を受ける場合の、スチフナ隅肉溶接止端部からの亀裂発生現象ならびに破断繰り返し

回数を把握した。

- ③ 複硬化則を用いた、有限要素法による3次元弾塑性大変形FEM解析を実施し、亀裂発生部に生じる歪・応力を詳細に把握した。

2. 軸力圧縮予歪材の3点曲げCTOD試験

2.1 軸力圧縮予歪材の製作

供試鋼板としては、材料の靱性・降伏比等の違いを考慮して、3種類の490N/mm²級高張力(HT50)鋼板(JIS溶接構造用圧延鋼材 SM490, 記号: MS・MK・ML)を用いた。ミルシートによる化学成分をTable 1に、機械的性質をTable 2に示す。

Table 1 Chemical composition of tested steel plates (mass%)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Ceq. (WES)	t(mm)
MS (SM490C)	0.104	0.35	1.48	0.006	0.002	0.37	35
MK (SM490C)	0.117	0.26	1.32	0.018	0.003	0.36	35
ML (SM490A)	0.14	0.24	1.30	0.016	0.007	0.39	28

Table 2 Mechanical properties of tested steel plates

Steel	Y.P. (N/mm ²)	T.S. (N/mm ²)	Y.R. (%)	El. (%)	vTrs (°C)
MS (SM490C)	389	519	74.9	28.5	-90
MK (SM490C)	431	529	81.5	27.0	-60
ML (SM490A)	363	539	67.3	28.0	0

MSおよびMKは、板厚35mmのSM490C, MLは板厚28mmのSM490Aである。換言すれば、MSは熱処理されたHT50鋼板(高靱性・中降伏比), MKはTMCP型HT50鋼板(中靱性・高降伏比), MLは圧延ままのHT50鋼板(低靱性・低降伏比)である¹³⁾。

Fig. 1 (a)に示すような円柱試験片を、その長さ方向が供試鋼板圧延方向(L方向)と一致するように削り出し、室温・大気中にて、軸力圧縮予歪材を製作した。圧縮予歪量は、円柱試験片初期長さ(L₀)と、圧縮予歪付後の試験片長さ(L)から、公称歪[$\epsilon_{pre(n)}$]として求めた(Fig. 1 参照)。なお、

後述する破壊靱性値(δ_c)推定手法の検討時には、真歪[$\epsilon_{pre(t)}$]を用いた。

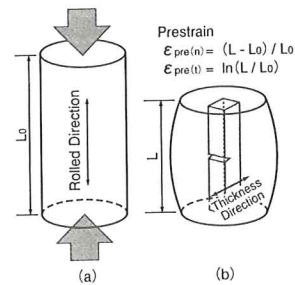


Fig.1 Axially prestrained specimen in compression

軸力圧縮予歪は、2500kNおよび1000kN万能試験機を用いて付与した。また、MS・MKの圧縮予歪量-50%の試験片に対しては、試験機の荷重制約のために、機械切削によって試験片直径を一度減径して、2回に分けて圧縮した。

以上により、各鋼種とも、-10%・-30%・-50%の3種類の軸力圧縮予歪材を製作した。

2.2 試験片および試験方法

Fig. 1 (b)に示したように、各軸力圧縮予歪材中央部から3点曲げCTOD試験片(以下CTOD試験片と記す)を削り出し、供試した。圧縮予歪量が大きいものは、軸力圧縮予歪材を水に浸しながら両端に別の部材を溶接して、試験片を採取できるだけの十分な長さに延長した後、試験片を削り出した。試験片は、各鋼種とも、処女材(予歪量: 0%)および-10%・-30%・-50%の軸力圧縮予歪材から採取し、供試した。

CTOD試験片の形状および寸法を、Fig.2に示す。

鋼構造部材に座屈崩壊などの大きな曲げ変形が生じた場合、亀裂は、曲げ変形部内側(圧縮側)から板厚方向に発生・進展する^{6)~10)}ため、切欠きは供試鋼板の板面ノッチになるように加工した。長さ約9mmの機械切欠きを加工後、その先端に長さ約1mmの疲労予亀裂を導入した後、供試した。

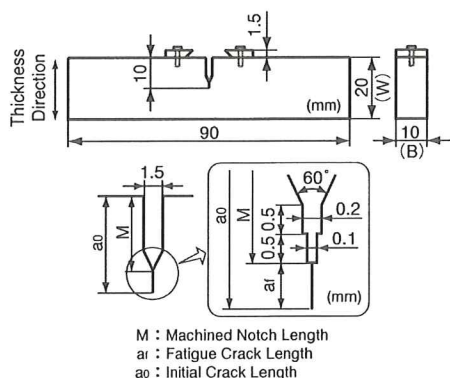


Fig.2 Shape and size of CTOD test specimen

疲労予亀裂は、室温・大気中、繰返し速度5Hz、応力拡大係数範囲(ΔK)500N/mm^{3/2}程度、応力比0.1の条件で導入した。なお、圧縮予歪量-50%の試験片は非常に脆くなっていたため、機械切欠き加工後、疲労予亀裂を導入せずに供試した。

疲労予亀裂の導入およびCTOD試験には、100 kN電気油圧式疲労試験機を用いた。試験片の冷却には、アセトンとドライアイスまたはイソペンタンと液体窒素を使用し、試験片の加熱には、水または鉱油油を使用した。試験温度は、試験片切欠き先端部近傍に取り付けた熱電対により計測した。

2.3 試験結果

Fig. 3 に、CTOD試験結果から得られた、破壊靱性値(δc)と温度との関係を示す。なお、Fig. 3 に示した破壊靱性値(δc)は、(1)式および(2)式¹⁴⁾により算出した。

$$\delta c = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_y E} + \frac{r_p(W-a_0)V_p}{r_p(W-a_0)+a_0+z} \text{ (mm)} \quad (1)$$

$$K = \frac{Y P}{B W^{1/2}} \text{ (N/mm}^{3/2}\text{)} \quad (2)$$

ただし、 σ_y : 試験温度における降伏応力
(N/mm²)

E : 縦弾性係数 (N/mm²)

ν : ポアソン比

V_p : クリップゲージ開口変位量の
塑性成分量 (mm)

r_p : V_p に関する回転係数

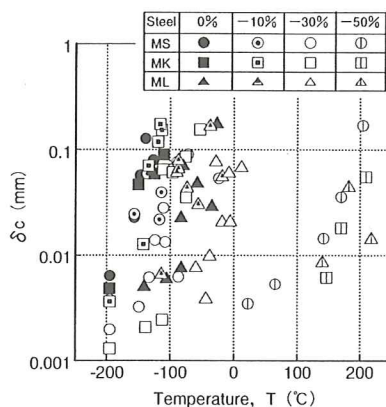
z : ナイフエッジの高さ (mm)

a_0 : 初期亀裂長さ (mm)

K : 応力拡大係数 (N/mm^{3/2})

P : 限界荷重 (kN)

Y : 応力拡大係数の補正係数

Fig.3 Relations between δc and temperature

(1)式中の σ_y は、前報(その1)¹²⁾で報告したのと同様に求めた軸力圧縮予歪材の降伏応力¹⁵⁾、および後述する任意の温度における降伏応力の推定式[(4)式]¹⁶⁾を用いて算出した。

Fig. 3 から明らかなように、各鋼種とも、圧縮予歪量の増加とともに、 δc は大きく低下している。特に、圧縮予歪を-50%付与した後の δc は、処女材の値に比べて大きく低下しており、遷移温度も高温側へ大きく移行している。

2.4 破壊靱性値(δc)推定手法の検討

破壊靱性値(δc)と温度との関係は、(3)式のようになっている¹⁶⁾。

$$\delta c = m \cdot \frac{8\sigma_y}{\pi E} \left(\frac{T_K}{100} \right)^n \text{ (mm)} \quad (3)$$

ただし、 σ_y : $T_K(K)$ における降伏応力
(N/mm²)

m, n: 材料定数

任意の温度 $T_K(K)$ における降伏応力(σ_y)は, (4)式によって推定される¹⁶⁾。

$$\sigma_y = \sigma_{y0} \exp \left\{ (481.4 - 66.5 \ln \sigma_{y0}) \left(\frac{1}{T_K} - \frac{1}{293} \right) \right\} \quad (N/mm^2) \cdots (4)$$

ただし, σ_{y0} : 公称降伏応力 (N/mm^2)

ここで, 軸力圧縮予歪材の公称降伏応力(σ_{y0})は, (5)式により推定される¹⁵⁾。

$$\sigma_{y0} = \sigma_{y0(0\%)} (1 - 0.186 \varepsilon_{pre(t)})^{0.206} (N/mm^2) \cdots (5)$$

ただし, σ_{y0} : 軸力圧縮予歪材の公称降伏応力 (N/mm^2)

$\sigma_{y0(0\%)}$: 処女材(予歪量: 0%)の公称降伏応力 (N/mm^2)

$\varepsilon_{pre(t)}$: 圧縮予歪量(真歪)(%)

無限板単一亀裂一様引張応力場 $1/2 \cdot \sigma_{y0}$ における許容亀裂長さ(2a)80mmに対する機械切削ノッチからの破壊発生限界温度を $iT_\delta(K)$ とすると, $iT_\delta(K)$ における δc は, (6)式によって求められる¹⁶⁾。

$$\delta c_{(iT_\delta)} = \frac{320 \sigma_y^*}{\pi E} \ln \left\{ \sec \left(\frac{\pi \sigma_{y0}}{4 \sigma_y^*} \right) \right\} (mm) \cdots (6)$$

ただし, σ_y^* : $iT_\delta(K)$ における降伏応力 (N/mm^2)

(3)式~(6)式から, 材料定数mは, iT_δ 用いて(7)式のように求められる。

$$m = 40 \ln \left\{ \sec \left(\frac{\pi \sigma_{y0}}{4 \sigma_y^*} \right) \right\} / \left(\frac{iT_\delta}{100} \right)^n \cdots (7)$$

また, 処女材の $vTrE$ ($\equiv vTrs$) からの軸力圧縮予歪材の $vTrE$ ($\equiv vTrs$) 上昇量 [$\Delta vTrE$ ($\equiv \Delta vTrs$)] は, (8)式により推定される¹⁵⁾。

$$\Delta vTrE = -0.623 \varepsilon_{pre(t)} + 3.67 \times 10^{-2} \varepsilon_{pre(t)}^2 (K) \cdots (8)$$

$iT_\delta(K)$ と $vTrE$ ($\equiv vTrs$) (K)との関係¹⁶⁾を, 2.3節で得られた軸力圧縮予歪材のCTOD試験結果から, (9)式のように修正した。

$$iT_\delta = (0.00534 \cdot \sigma_{y0} + 0.4138) \cdot (vTrE(0\%) + 0.08 \Delta vTrE^{1.6}) + 9.07 \sqrt{t} - 45 (K) \cdots (9)$$

ただし, $vTrE(0\%)$: 処女材(予歪量: 0%)の吸収エネルギー遷移温度 ($\equiv vTrs(0\%)$) (K)

以上の(3)式~(9)式, および疲労亀裂に対する修正係数(F)¹⁷⁾を用いることにより, δc と温度との関係は, (10)式のように表わされる。なお, CTOD試験結果から, 材料定数nは9とした。

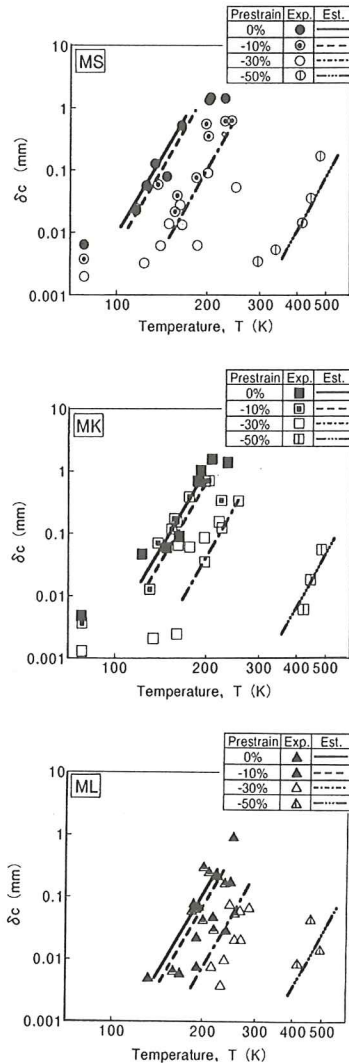


Fig.4 Comparison between estimated and experimental results

$$\left. \begin{aligned} \delta c &= F \cdot \frac{320\sigma_y}{\pi E} \ln \left\{ \sec \left(\frac{\pi \sigma_{y0}}{4\sigma_y^*} \right) \right\} \left(\frac{T_K}{T_\delta} \right)^9 (\text{mm}) \\ F &= \frac{\delta c_{\text{fatigue cracked notch}}}{\delta c_{\text{machined notch}}} = 0.34 \end{aligned} \right\} \dots (10)$$

上述の破壊靱性値(δc)推定手法により得られた、各鋼種に対する破壊靱性値(δc)と温度との関係を、Fig. 3 に示した試験結果とあわせて、Fig. 4 に示す。試験結果に多少ばらつきがあり、推定結果は試験結果と必ずしも良く対応しているとはいえないが、大きな圧縮予歪による破壊靱性値(δc)の低下を良く表現できているといえよう。

3. 繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験とその結果

3.1 供試鋼板および試験方法

先に Table 1 および Table 2 に示した MK(JIS SM490C)鋼板を供試した。

繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験には、Fig. 5 に示す帯板平滑試験片 8 体と、Fig. 6 に示すスチフナ隅肉溶接試験片 5 体を供試した。

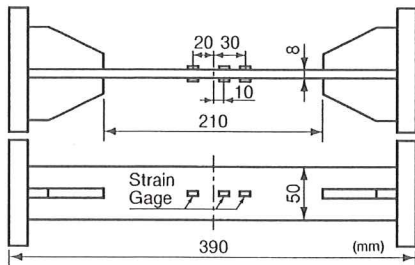


Fig.5 Specimen for crack initiation test under cyclic bending load (Smooth specimen)

帯板平滑試験片に対しては、各試験片の圧縮側表面(亀裂発生部)の条件がほぼ等しくなるように、供試鋼板黒皮表面より 1 mm 切削した面が座屈撓みの内側(圧縮側)表面となるように試験片を製作・供試した。試験片表面は三山仕上げとし、微小亀

裂の観察を容易にするために、試験片長さ方向に研磨した。また、歪計測のために、試験片側面には 5 mm 間隔で格子を罫書き、試験片両表面幅方向中央部には、試験片長さ方向中央部から 10, 20, 30 mm の位置に歪ゲージを貼付した。

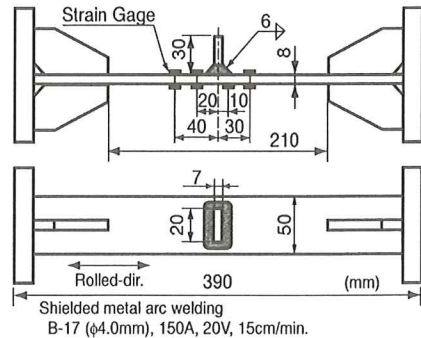


Fig.6 Specimen for crack initiation test under cyclic bending load (Fillet welded specimen)

一方、スチフナ隅肉溶接試験片は、厚さ 8 mm、幅 50 mm の矩形断面を有する平滑試験片と全く同じ形状・寸法の試験片長さ方向中央部に、厚さ 7 mm、幅 20 mm のスチフナを試験片幅方向に隅肉溶接して製作した。スチフナは、供試鋼板黒皮表面より 1 mm 切削した面に溶接し、スチフナを溶接した面が座屈撓みの内側(圧縮側)表面となるように供試した。また、歪計測のために、試験片側面に 5 mm 間隔で格子を罫書き、試験片両表面幅方向中央部には、試験片長さ方向中央部から 10, 20, 30, 40 mm の位置に歪ゲージを貼付した。

また、帯板平滑試験片・スチフナ隅肉溶接試験片とも、試験片両端部には、治具を取り付けるために補強用ブラケットを溶接した。

Photo 1 に試験状況を示す。Photo 1 に示したように、接続用のピン間で両端単純支持となるような治具に試験片を取り付けて試験を実施した。試験片は、両端部に溶接した補強用ブラケットの終端部が、接続用ピンの中心位置と一致するように製作した。この時の有効試験片長さは、接続用ピンの初期間隔(試験片両端部に溶接した補強用ブラケットの終端部間隔、Fig. 5・Fig. 6 参照) 210 mm である。

帯板平滑試験片に対しては、供試鋼板黒皮表面より1mm切削した面が、座屈撓みの内側(圧縮側)表面となるように、若干偏心を与えて試験を行なった。

また、スチフナ隅肉溶接試験片に対しては、スチフナを溶接した面(供試鋼板黒皮表面より1mm切削した面)が座屈撓みの内側(圧縮側)表面となるように、若干偏心を与えて試験を行なった。

試験は100kN電気油圧式疲労試験機を用いて、変位制御で行なった。なお、変位速度は20mm/min.とした。

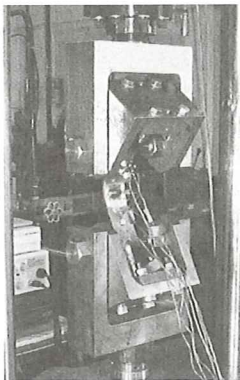


Photo 1 Appearance of crack initiation test under cyclic bending load

試験手順は、まず試験片に軸力圧縮荷重を与えて座屈させ、目標とする初期圧縮変位量まで圧縮した後、引き続き種々の大きさの繰返し変位を付与し、帯板平滑試験片では、座屈撓みの内側(圧縮側)表面および座屈撓みの外側(引張側)表面からの亀裂の発生・進展挙動を観察した。一方、スチフナ隅肉溶接試験片では、スチフナ隅肉溶接止端部からの亀裂の発生・進展挙動を観察した。

亀裂の発生・進展観察には、ビデオマイクロスコープ(50倍)を使用し、帯板平滑試験片の場合、最大圧縮時には座屈撓みの外側(引張側)表面の観察を、また最大引張時には座屈撓みの内側(圧縮側)表面の観察を行なった。なお、微小亀裂の発生は、長さ0.5mmの亀裂が確認された時点とした。一方、スチフナ隅肉溶接試験片では、ビデオマイクロスコープ(50倍)を用いて、各サイクルの

最大引張時にスチフナ隅肉溶接止端部全周の観察を行なった。

3.2 試験結果

供試した帯板平滑試験片(記号:F)8体とスチフナ隅肉溶接試験片(記号:W)5体に付与した、初期圧縮変位量(Di)および繰返し変位量(Dc)をTable 3に示す。なお、試験片記号FまたはWの次の数字は初期圧縮変位量(Di)を表わし、その次の数字は繰返し変位量(Dc)を表わしている。

Table 3 Initial compressive displacement amplitude and cyclic displacement amplitude

Specimen Mark	Initial Compressive Displacement Amplitude Di (mm)	Cyclic Displacement Amplitude Dc (mm)
F-30-30	30	30
F-50-20	50	20
F-50-30		30
F-50-50		50
F-70-70	70	70
F-90-20	90	20
F-90-70		70
F-90-90		90
W-20-20	20	20
W-30-30	30	30
W-50-20	50	20
W-50-30		30
W-50-50		50

試験結果をTable 4に示す。各試験片に付与した初期圧縮変位量(Di)と破断繰返し回数(Nf)との関係をFig. 7に示す。

Fig. 7から明らかなように、初期圧縮変位量(Di)と同じ繰返し変位量(Dc)を付与した試験片の結果を見ると、帯板平滑試験片およびスチフナ隅肉溶接試験片ともに、初期圧縮変位量(Di)と破断繰返し回数(Nf)との間に線形な関係が認められる。また、スチフナ隅肉溶接試験片の破断繰返し回数(Nf)は、同じ初期圧縮変位量(Di)および繰返し変位量(Dc)を付与した帯板平滑試験片の破断繰返し回数(Nf)に比べて、約1/2~1/3程度と大きく低下している。

Table 4 Results of crack initiation test under cyclic bending load (Number of cycles to crack initiation and to fracture)

Specimen Mark	Initial Compressive Displacement Amplitude D_i (mm)	Cyclic Displacement Amplitude D_c (mm)	Number of Cycles to Crack Initiation N_c (cycles)		Number of Cycles to Fracture N_f (cycles)
			Com.	Ten.	
F-30-30	30	30	45	66	139
F-50-20	50	20	455	690	946
F-50-30		30	160	230	350
F-50-50		50	15	20	46
F-70-70		70	9	16	28
F-90-20	90	20	596	760	1440
F-90-70		70	23	38	51
F-90-90		90	4	9	16
W-20-20	20	20	—	—	71
W-30-30	30	30	—	—	41
W-50-20	50	20	—	—	381
W-50-30		30	—	—	84
W-50-50		50	—	—	19

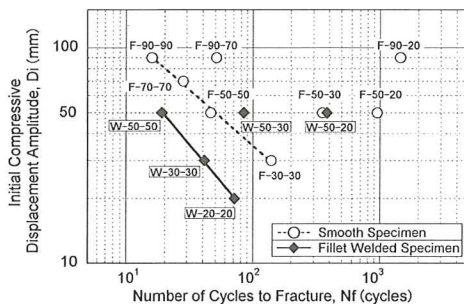
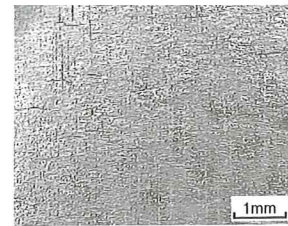


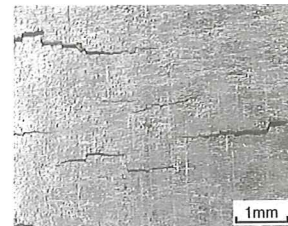
Fig.7 Relations between initial compressive displacement amplitude and number of cycles to fracture

帯板平滑試験片F-50-20における圧縮側表面幅方向中央部での亀裂の発生・進展状況をPhoto 2に、破断面をPhoto 3に示す。試験片F-50-20では、繰り返し回数455回で、Photo 2(a)に示したように、無数の微小亀裂の発生が観察された。その後、繰り返し回数が進むにつれて微小亀裂は進展・合体し、繰り返し回数670回の時点では、Photo 2(b)に示したように大きな亀裂に成長した。また、Photo 3から明らかなように、引張側表面からも亀裂が発生しているが、圧縮側表面幅方向中央部から発生した亀裂が進展し、繰り返し回数946回で破断した。

全ての試験片において、圧縮側表面では試験片幅方向中央部から亀裂が発生したのに対し、引張側表面では試験片側面との角部から亀裂が発生し



(a) At crack initiation (455 cycles)



(b) At crack propagation (670 cycles)

Photo 2 Specimen surfaces in compressive side at crack initiation and propagation(F-50-20)

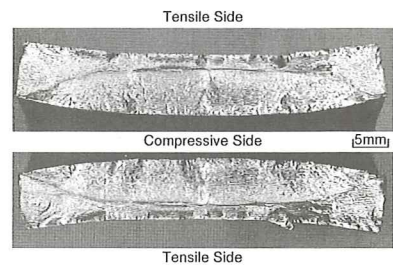
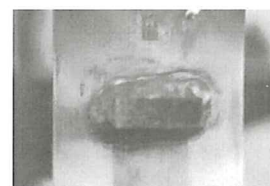


Photo 3 Fracture surfaces(F-50-20, 946 cycles)



(a) 50 cycles



(b) 70 cycles

Photo 4 Crack initiation and propagation at fillet weld toe (W-50-30)

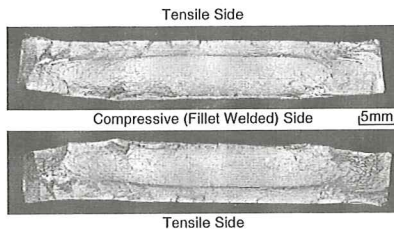


Photo 5 Fracture surfaces (W-50-30, 84 cycles)

た。さらに、微小亀裂は圧縮側表面から先に発生し、圧縮側から発生した亀裂が進展して試験片を破断に至らしめた。

一方、スチフナ隅肉溶接試験片W-50-30での亀裂の発生・進展状況をPhoto 4に、破断面の状況をPhoto 5に示す。Photo 4から明らかなように、亀裂はスチフナ隅肉溶接止端部(圧縮側表面)の試験片幅方向中央部から、溶接止端部に沿って発生した。その後、繰り返し回数が進むにつれて、亀裂は溶接止端部に沿って試験片幅方向へ進展した。またPhoto 5から明らかなように、引張側表面からも亀裂が若干発生してはいるが、圧縮側表面幅方向中央部の隅肉溶接止端部から発生した亀裂が、大きく進展して試験片を破断に至らしめた。

4. 有限要素法による解析とその結果

4.1 解析モデルおよび解析条件

3章で述べた繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験における、亀裂発生部の歪分布、応力分布などを明らかにすることを目的に、ソリッド有限要素を用いた弾塑性大変形解析を行なった。

解析に用いたモデルをFig. 8およびFig. 9に示す。試験に用いた治具は、接続用のピン間で両端単純支持の条件となるため、試験片中央部(有効試験片長さ: 210mm, Fig. 5・Fig. 6参照)のみを解析対象とし、対称性を考慮して1/4モデルとした。

また、帯板平滑試験片に対しては、亀裂発生部である試験片長さ方向中央部の要素は、出来るだ

け立方体に近い形状とし、最小0.5mmの要素に分割した(Fig. 8参照)。一方、スチフナ隅肉溶接試験片に対しては、亀裂発生部である圧縮側表面幅方向中央部のスチフナ隅肉溶接止端部近傍の要素は、長さ0.5mmの立方体とした。

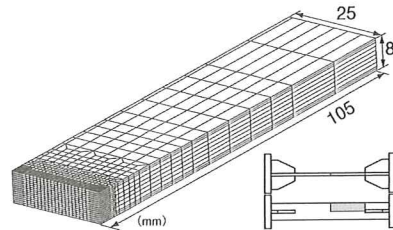


Fig.8 Solid finite element model (Smooth specimen)

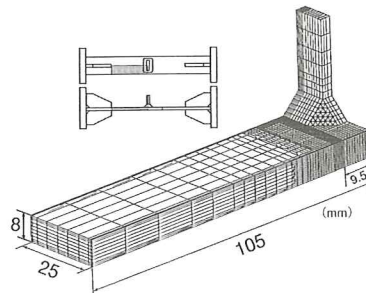


Fig.9 Solid finite element model (Fillet welded specimen)

解析には8節点6面体ソリッド要素を用い、次数低減積分法を適用した。降伏はVon Misesの降伏条件に従うものとし、解析は変位制御で行ない、3章で述べた試験と同様に、偏心を与えて座屈させた。解析には、汎用コードFINASを用いた。

歪硬化則および歪硬化係数は、供試鋼板の軸力圧縮予歪材引張試験結果¹⁵⁾を基に決定した。すなわち、歪硬化則としては、移動硬化と等方硬化両方の影響を考慮できる複合硬化則を用いた。また、軸力圧縮予歪材の引張試験結果から得られた応力～歪関係をうまく再現できるように、真塑性歪量1%ごとに、等方硬化と移動硬化それぞれの歪硬化係数を導出した。

4.2 解析結果

Fig.10に、帯板平滑試験片での、初回最大曲げ圧縮時の、圧縮側表面における軸方向歪の、長さ方向分布の一例を示す。Fig.10は、初期圧縮変位量50mmを与えた試験片F-50-20の解析結果および計測結果を表わしている。軸方向歪は、節点間距離の変化から公称歪として求めた。また、Fig.10中には、曲げ変形後の試験片断面形状の模式図も示してある。Fig.10中の◇印は、試験片側面に罫書いた格子間隔の変化から求めた、圧縮側表面と側面との角部(CS点)での計測結果、○印は圧縮側表面と側面との角部(CS点)での解析結果、●印は圧縮側表面幅方向中央部(CC点)での解析結果を表わしている。また、△印は、試験片長さ方向中央部から20mm離れた位置の、圧縮側表面幅方向中央部(CC点)に貼付した歪ゲージによる計測結果を表わしている。

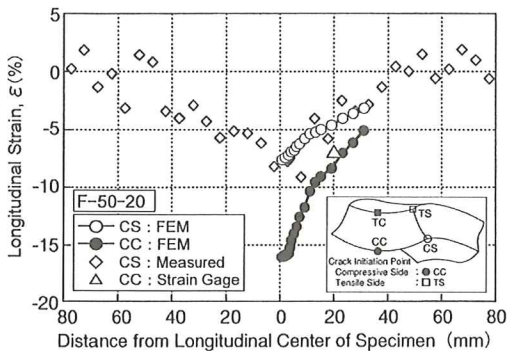


Fig.10 Longitudinal strain distributions on compressive surface after first bending (F-50-20)

圧縮側表面と側面との角部(CS点)での解析結果(○)と計測結果(◇)とを比較すると、計測結果に多少ばらつきがあるものの、試験片長さ方向の歪分布状況などは良く対応している。また、圧縮側表面幅方向中央部(CC点)での解析結果(●)も歪ゲージによる計測結果(△)と良く対応している。

一方、Fig.11に、スチフナ隅肉溶接試験片での、初回最大曲げ圧縮時の、圧縮側表面における軸方

向歪の、長さ方向分布の一例を示す。Fig.11は、初期圧縮変位量30mmを与えた試験片W-30-30の解析結果および計測結果を表わしている。Fig.11中の◇印は、試験片側面に罫書いた格子間隔の変化から求めた、圧縮側表面と側面との角部での計測結果、○印は圧縮側表面と側面との角部での解析結果、●印は圧縮側表面幅方向中央部での解析結果を表わしている。また、△印は、試験片長さ方向中央部から40mm離れた位置の、圧縮側表面幅方向中央部に貼付した歪ゲージによる計測結果を表わしている。なお、解析結果の軸方向歪は、節点間距離の変化から公称歪として求めた。

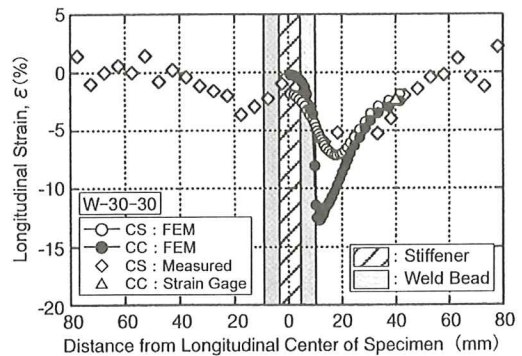


Fig.11 Longitudinal strain distributions on compressive surface after first bending (W-30-30)

圧縮側表面と側面との角部での解析結果(○)と計測結果(◇)とを比較すると、計測結果に多少ばらつきがあるものの、試験片長さ方向の歪分布状況などは良く対応している。また、解析結果は、歪ゲージによる計測結果(△)とも良く対応している。

解析結果から得られた亀裂発生部の1サイクル目の軸方向歪範囲、ならびに最大圧縮時および最大引張時の軸方向応力を、Table 5 に示す。また、Table 5 中には、先に3章で述べた亀裂発生試験結果から得られた破断繰返し回数も示してある。

なお、Table 5 中に示した歪範囲および応力は、帯板平滑試験片に対しては、亀裂発生部である試

Table 5 Results of FEM analysis and crack initiation tests

Specimen Mark	Longitudinal Strain Range of First Cycle $\Delta\epsilon_{\text{first}}$ (%)	Longitudinal Stress σ (N/mm ²)		Number of Cycles to Fracture Nf (cycles)
		1st Com.	1st Ten.	
F-30-30	8.6	633	629	139
F-50-20	2.4	752	545	946
F-50-30	4.9	752	563	350
F-50-50	10.9	752	1188	46
F-70-70	12.5	995	1191	28
F-90-20	1.5	1094	567	1440
F-90-70	10.7	1094	1156	51
F-90-90	14.1	1094	1211	16
W-20-20	6.5	1304	969	71
W-30-30	8.0	1430	1052	41
W-50-20	4.4	1630	539	381
W-50-30	6.0	1630	731	84
W-50-50	10.8	1630	1530	19

試験片長さ・幅方向中央部圧縮側表面の要素の値を、スチフナ隅肉溶接試験片に対しては、亀裂発生部である試験片幅方向中央部の溶接止端部に最も近い要素の値を示した。

Table 5 から明らかなように、帯板平滑試験片ならびにスチフナ隅肉溶接試験片ともに、1 サイクル目の歪範囲が大きくなるにつれて破断繰返し回数が少なくなっている。また、帯板平滑試験片およびスチフナ隅肉溶接試験片ともに、初期圧縮変位量に対する繰返し変位量の割合が大きくなるにつれて、亀裂発生部に生じる最大引張時の応力が、非常に大きくなっていることが分かる。

初期圧縮変位量と繰返し変位量とが同じ場合の帯板平滑試験片(F-30-30, F-50-50)とスチフナ隅肉溶接試験片(W-30-30, W-50-50)とを比べると、スチフナ隅肉溶接試験片の破断繰返し回数は、帯板平滑試験片の破断繰返し回数の1/2～1/3程度と大きく低下している。さらに、亀裂発生部の歪範囲はほぼ同程度であるが、最大圧縮時ならびに最大引張時の応力の値は、スチフナ隅肉溶接試験片の方が非常に大きくなっている。

同様に、初期圧縮変位量と繰返し変位量とが異なる場合の帯板平滑試験片(F-50-20, F-50-30)とスチフナ隅肉溶接試験片(W-50-20, W-50-30)

とを比べると、スチフナ隅肉溶接試験片の破断繰返し回数は、帯板平滑試験片の破断繰返し回数の1/3～1/4程度と大きく低下している。さらに、亀裂発生部の歪範囲および最大圧縮時ならびに最大引張時の応力の値とともに、スチフナ隅肉溶接試験片の方が非常に大きくなっている。

5. 破断強度に関する考察

先にTable 5 に示した、有限要素法解析結果から得られた、亀裂発生部の1 サイクル目の軸方向歪範囲と、亀裂発生試験結果から得られた破断繰返し回数との関係を、Fig.12に示す。

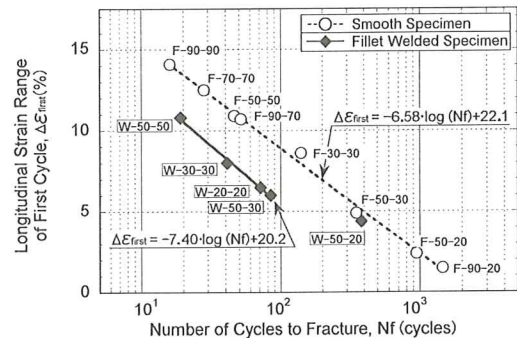


Fig.12 Relations between longitudinal strain range at crack initiation site of first cycle and number of cycles to fracture

Fig.12から明らかなように、帯板平滑試験片ならびにスチフナ隅肉溶接試験片ともに、亀裂発生部の1 サイクル目の軸方向歪範囲と破断繰返し回数との間に、片対数目盛で線形な関係が認められる。そこで、以下に示す推定式[(11)式]を、最小自乗法により導出した。

$$\Delta\epsilon_{\text{first}} = \begin{cases} -6.58 \cdot \log(Nf) + 22.1 & (\text{Smooth}) \\ -7.40 \cdot \log(Nf) + 20.2 & (\text{Fillet weld toe}) \end{cases} \quad \dots \dots (11)$$

ただし、 $\Delta\epsilon_{\text{first}}$: 亀裂発生部の1 サイクル目の歪範囲 (%)

Nf : 破断繰返し回数 (回)

Fig.12中には、(11)式により推定した破断強度線も示してある。Fig.12から明らかなように、(11)式による推定線は、試験結果を精度良く表現している。

Fig.12から明らかなように、スチフナ隅肉溶接試験片W-30-30およびW-50-50は、同じ変位量を付与した帯板平滑試験片F-30-30およびF-50-50に比べて、1サイクル目の亀裂発生部の歪範囲がほぼ同程度であるにもかかわらず、早期に破断した。これは、Table 5に示したように、亀裂の開口に大きく影響すると考えられる最大引張時の亀裂発生部の応力が、帯板平滑試験片に比べて非常に大きかったためであると考えられる。

一方、帯板平滑試験片F-90-70とF-50-50とを比べると、初期圧縮変位量ならびに繰返し変位量が異なるにも関わらず、同程度の繰返し回数で破断した。これは、Table 5に示したように、亀裂発生部の1サイクル目の歪範囲がほぼ同じであるだけでなく、最大引張時の応力もほぼ同じであったためであると考えられる。さらに、スチフナ隅肉溶接試験片W-50-20と平滑試験片F-50-30とを比べると、試験片形状および繰返し変位量が異なるにも関わらず、ほぼ同程度の繰返し回数で破断した。Table 5を見ると、両試験片の亀裂発生部の1サイクル目の歪範囲ならびに最大引張時の応力ともに、ほぼ同程度である。すなわち、亀裂発生部の1サイクル目の軸方向歪範囲および最大引張時の応力が同程度であれば、試験片形状や繰返し変位量によらず、破断強度を統一的に評価出来るものと考えられる。

本評価手法を用いることにより、座屈崩壊後、種々の圧縮変位および繰返し変位を受ける溶接鋼構造部材の亀裂強度評価が概略可能になるものと考えられる。

6. ま と め

大きな圧縮の塑性歪が、鋼材の破壊靱性に及ぼす影響について、定量的に調査することを目的に、3種類のJIS SM490高張力鋼板を用いた軸力圧

縮予歪材の3点曲げCTOD試験、ならびに大きな圧縮予歪を受けた鋼材の破壊靱性値(δc)推定手法を検討した。

さらに、座屈崩壊後、引き続き大きな繰返し変位を受ける溶接鋼構造部材の亀裂強度に関して、定量的な評価を試みた。すなわち、JIS SM490Cを供試して、帯板平滑試験片およびスチフナ隅肉溶接試験片を用いた繰返し曲げ荷重下での亀裂発生試験、ならびに有限要素法による弾塑性大変形解析を実施した。概略以下の知見が得られた。

- ① 圧縮予歪量が増加するにつれて、破壊靱性値(δc)は大きく低下し、遷移温度も大きく高温側へ移行した。
- ② 軸力圧縮予歪材の降伏応力と圧縮予歪量との関係¹⁵⁾、および軸力圧縮予歪材のV-ノッチシャルピー遷移温度と圧縮予歪量との関係¹⁵⁾を用いての、破壊靱性値(δc)推定式を提案し、大きな圧縮予歪を受けた鋼材の破壊靱性値(δc)が概略推定可能になった。
- ③ 帯板平滑試験片を用いた、繰返し曲げ荷重下での亀裂発生試験結果から、座屈崩壊後、引き続き種々の繰返し変位を受けると、亀裂は圧縮側表面では試験片幅方向中央部から、引張側表面では試験片側面との角部から発生し、圧縮側の亀裂は引張側に比べて早期に発生・進展することが明らかになった。また、繰返し回数が進むにつれて、圧縮側表面から発生した亀裂が大きく成長して、試験片を破断に至らしめることが明らかになった。
- ④ スチフナ隅肉溶接試験片を用いた、繰返し曲げ荷重下での亀裂発生試験結果から、座屈崩壊後、引き続き種々の繰返し変位を受けると、亀裂は試験片圧縮側表面幅方向中央部のスチフナ隅肉溶接止端部から発生し、溶接止端部に沿って試験片幅方向へと進展することが明らかになった。
- ⑤ 軸力圧縮予歪材の引張試験結果¹⁵⁾を基に、等方硬化と移動硬化両方の影響を考慮できる複合硬化則を用いて、繰返し大塑性歪範

囲での応力～歪関係を表現できることが明らかにになった。

- ⑥ 有限要素法による解析結果から得られた亀裂発生部の1サイクル目の歪範囲と、亀裂発生試験結果から得られた破断繰返し回数との間に、片対数日盛りで線形な関係が確認できた。
- ⑦ 座屈崩壊後、引き続き種々の大きな繰返し曲げ変形を受ける鋼構造部材およびスチフナ隅肉溶接止端部からの亀裂強度を推定出来る式を導出した。

このように、座屈崩壊後、引き続き種々の繰返し変位を受ける溶接鋼構造部材の、亀裂強度を定量的に把握・評価出来る目処を得た。今後、材質・板厚(部材寸法)などが亀裂強度に及ぼす影響についての検討を行なう所存である。

参考文献

- 1) 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(1960.12), pp.419-434.
- 2) 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(1961.6), pp.317-335.
- 3) 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(1986.12), pp.450-460.
- 4) 藤田譲, 野本敏治, 弓削和徳: 圧縮および引張荷重を受ける構造要素の変形挙動一(第1報)繰返し荷重を受ける柱の変形挙動一, 日本造船学会論文集, 第156号(1984.12), pp.346-354.
- 5) 吉成仁志, 榎並啓太郎, 今井拓水, 小関正, 島貫広志, 井上健裕, 栗飯原周二: 圧縮予歪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(2000.12), pp.691-705.
- 6) 山本元道, 東田幸四郎, 藤久保昌彦, 矢尾哲也, 矢島浩: 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(1995.12), pp.565-573.
- 7) 山本元道, 矢島浩, 栗原正好, 守田聡: 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(1997.12), pp.659-665.
- 8) 山本元道, 栗原正好, 東田幸四郎, 矢島浩: 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3), 日本造船学会論文集, 第185号(1999.6), pp.241-248.
- 9) 山本元道, 矢島浩, 高允宝, 佐藤進, 町田定信: 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4), 日本造船学会論文集, 第189号(2001.6), pp.387-394.
- 10) 山本元道, 矢島浩, 松岡和彦, 町田定信, 木坂有治: 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5), 日本造船学会論文集, 第192号(2002.12), pp.611-617.
- 11) 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(1995.8), pp.245-251.
- 12) 矢島浩, 西川和人, 高允宝, 佐藤進, 山本元道: 大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度(その1), 長崎総合科学大学紀要, 第42巻 第1・2合併号(2001.12), pp.39-55.
- 13) 山本元道, 矢島浩, 栗原正好, 榎本竜司, 町田定信: 大きな圧縮予歪を受けた鋼材の破壊靱性に関する一考察, 西部造船会会報, 第102号(2001.8), pp.265-272.
- 14) (社)日本溶接協会: 日本溶接協会規格 亀裂開口変位(CTOD)試験法(WES1108) (1995).
- 15) 山本元道, 矢島浩, 栗原正好, 榎本竜司, 町田定信: 大きな圧縮予歪を受けた鋼構造部材の強度・切欠き靱性, 西部造船会会報, 第100号(2000.8), pp.327-334.
- 16) (社)日本溶接協会 鉄鋼部会 技術委員会BE委員会: 溶接構造用鋼板のボンド脆化に関する共同研究 (1975.7).
- 17) 豊貞雅宏: 曲げCOD試験片におけるNotch Acuity効果の定量化に関する一提案, 日本造船学会論文集, 第143号(1978.6), pp.427-433.