

(昭和51年5月 日本造船学会春季講演会において講演)

鋼材の平面曲げ疲労強度におよぼす 試験片形状の影響に関する研究

(第一報 平面曲げ疲労強度におよぼす板幅の影響について)

正員 八 木 順 吉* 正員 富 田 康 光*
正員 船 木 俊 彦*

Effects of Shape of Specimen on the Fatigue Strength of Steel Plate under
Plane Bending (1st Report Effect of Width of Plate)

by Junkichi Yagi, *Member* Yasumitsu Tomita, *Member*
Toshihiko Funaki, *Member*

Summary

It was found that ductility of steel plate under statical bending was affected by shape of specimen, especially ratio of width to thickness of plate by our experimental investigation and a new method for statical bending test of steel plate was proposed¹⁾.

Generally, stiffened panels in ship structure has large aspect ratio and many cracks were found in plane strain state of panels under bending loads.

Therefore, in this report fatigue tests of steel plates of various width to thickness ratio were carried out by Schenk type fatigue machine and the effect of shape of the plates on the strength was discussed.

From these test results, the following conclusions were obtained.

- 1) The constraint to deformation of transvers section of plate increases with increase of width to thickness ratio. Strain distribution approaches to pure plane strain state and fatigue life decreased with increase of the ratio.
- 2) Ductility of plate under statical bending is affected mainly by strain conditions on surface of the plate and secondarily by the strain gradient in cross section of the plate.
- 3) Fatigue strength of plate is much more affected by the ratio than in case of statical test and therefore shape of the specimen should be decided in consideration of the above results.

1 緒 言

筆者らは前に鋼材の静的曲げ試験において、試験片の形状、特に板幅と板厚との比 b/t が曲げ亀裂発生時の曲げ歪の大きさに可成り大きく影響を与えることを実験的および解析的に明らかにした¹⁾²⁾³⁾。本報告は鋼材の平面曲げ疲労試験においても、上記のような試験片形状の影響があると考えられるので、それらについて検討したものである。すなわち、静的曲げ試験においては b/t が大 ($b/t \geq 5$) なる試験片では大曲げ変形時には、板幅の中央部では平面歪場領域 (板幅方向の歪が零) が存在し、曲げ

亀裂は必ずこの領域内に発生する。一方、 b/t が小なる場合は平面歪場領域は存在せず、しかも亀裂発生時の曲げ歪は b/t が大なる場合よりも大であることが確認された。

平面曲げ疲労試験では与えうる曲げ変形が静的曲げの場合程大きくないので、まず静的曲げ試験の場合によって曲げ変形の大きさと歪分布との関係を調査し、板幅方向の歪と曲げ歪との比 $\varepsilon_z/\varepsilon_\theta$ が曲げ変形と共にどのように変化するかを検討した。その結果、試験片の横断面の鞍型変形を小さくしようとする変形拘束は曲げ変形の増加と共に増大するが、小変形時でも b/t の歪分布に対する影響があることが認められた。このように b/t が異な

* 大阪大学工学部

れば、板幅方向の歪と板の長さ方向の曲げ歪との比 $\varepsilon_z/\varepsilon_\theta$ (変形拘束度) は小曲げ変形の領域でも大曲げ変形の場合ほど顕微ではないにしても差が生じるので、それによって疲労強度にも差が現われることが考えられる。従って、試験片の形状の選択にはこれらの点に十分考慮を払う必要がある。ところが板材の平面曲げ疲労強度に対し、板厚および板幅と板厚との比を種々に変えて系統的に検討した研究はほとんど見当たらないようである。

そこで本研究では鋼材の平面曲げ疲労強度の検討の第1歩として、まず平滑試験片を用い破断寿命がおよそ 10^4 回から 2×10^6 回の範囲において b/t すなわち変形拘束度が両振り平面曲げ疲労強度におよぼす影響を実験的に究明した。

2 実 験

2.1 試 験 片

供試材は公称板厚 6mm および 19mm の軟鋼 SM 41 B でミルシートから引用した化学成分を Table 1 に、JIS 1 号引張試験片による機械的性質を Table 2 に示す。

静的曲げ試験には板厚 6mm, 19mm および 19mm の鋼材の片面側からのみ板厚 3mm に切削した Fig. 1 および Fig. 2 に示すような形状の試験片を用いた。平面曲げ疲労試験には板厚 6mm および一部、板厚 6mm の鋼材の片面側からのみ板厚 3mm に切削した鋼材を用いた。試験片の形状は Fig. 2 に示す通りであり、板厚 6mm の鋼材に対しては $b/t=0.5, 1, 3, 5$ の 4 種類、板厚 3mm の鋼材に対しては $b/t=1, 10$ の 2 種類である。

試験片は何れもその長手方向がロール (圧延) 方向に一致するように採取した。静的曲げ試験片はその中央部を機械仕上げして黒皮を除却し、また 1 枚の圧延板から採取した疲労試験片は Fig. 2 に示す形状に機械加工をした後 #400 のエメリー紙で長手方向に仕上げ、加工後の熱処理は施していない。

2.2 実 験 方 法

2.2.1 静的曲げ試験

本報告で取扱う微小曲げ変形の段階で試験片の中央に荷重の加え方による拘束を生じさせないよう、Fig. 3 に示す四点集中荷重方式を採用し試験片の中央部に純曲げモーメントを負荷させた。なお、この四点集中荷重方式は力学的に純粋であるが試験片にある程度以上の大きな曲げ変形を与えることができないため、試験片の中央部中心線上に標点距離 2mm の 2 方向歪ゲージを貼布し、板幅方向の歪と長手方向の曲げ歪を計測し、平面歪場が発生したと認められた後は中央集中荷重方式によって静的曲げ亀裂が発生するまで曲げ変形を与えた。

なお、使用した試験機は最大容量 30t のアムスラー型

万能試験機である。また、Fig. 2 に示す試験片に対してはシェンク型疲労試験機を用い静的曲げ試験を実施した。

2.2.2 平面曲げ疲労試験

平面曲げ疲労試験に使用した試験機は容量 10kg-m の標準のシェンク型疲労試験機である。

疲労試験はすべて完全両振り平面曲げ試験で、破断繰返し数 N_f がおよそ 10^4 回から 2×10^6 回の範囲で予想破断寿命がおよそ 10^4 回程度の場合には繰返し速度が 170c. p. m, それ以外は 1700c. p. m で行なった。

制御は曲げ角度が一定となる疲労試験であるが、試験片表裏に標点距離 2mm の抵抗線歪ゲージを貼布し繰返し中の歪挙動を計測した。なお、 b/t が 1, 10 (板厚 3mm) および 0.5, 5 (板厚 6mm) の試験片に対しては、標点距離 2mm の 2 方向歪ゲージを貼布し繰返し中の板幅方向の歪と長手方向の曲げ歪との比の挙動を計測すると共に、板幅 30mm の試験片に対しては板幅方向の歪分布を計測した。同時に繰返し中の公称曲げモーメントの挙動も合せて計測した。また、亀裂発生は試験片表面を 10 倍のルーペで観察した。

3 実験結果ならびに検討

3.1 静的曲げ試験

Fig. 4 は $b/t=3$ および 5 の 2 種の標準静的曲げ試験片の引張側表面における板幅中央部および板外縁から 2mm 板幅中央部に偏った箇所の板幅方向の歪 ε_z (公称歪) の絶対値と長手方向の曲げ歪 ε_θ (公称歪) との比 $|\varepsilon_z|/\varepsilon_\theta$ と曲げ変形の段階を示す曲げ歪 ε_θ との関係を示したものである。板幅中央部では曲げ変形の進行に伴って試験片は円筒状に近づくため横断面は鞍型の変形に対する拘束が大となり、板幅方向のそりがより拘束されるため $|\varepsilon_z|/\varepsilon_\theta$ は曲げ歪の増加に伴って減少し、平面歪場 ($\varepsilon_z/\varepsilon_\theta=0$) に漸近する。この傾向は b/t が大なる程、上述の円筒状に近い変形部の幅が大となるため板幅方向の変形がより拘束されその結果 $|\varepsilon_z|/\varepsilon_\theta$ はより小となる。

一方、 $b/t=5$ の試験片の外縁近傍の箇所の $|\varepsilon_z|/\varepsilon_\theta$ は曲げ変形の進行に伴って漸増し 0.5 に漸近する。図中の実線は板外縁の引張側表面では単軸引張応力状態であることを考慮して弾塑性解析をして求めた $|\varepsilon_z|/\varepsilon_\theta$ と ε_θ との関係を示す。

ここで引張側表面での弾塑性解析法を述べる。引張側表面では 2 軸引張応力場であるから長手方向の曲げ歪 ε_θ および板幅方向の歪 ε_z は全歪理論を用いると (1) 式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_\theta &= \varepsilon_{\theta e} + \varepsilon_{\theta p} = \frac{1}{E}(\sigma_\theta - \nu \sigma_z) + \frac{\varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}} \left(\sigma_\theta - \frac{\sigma_z}{2} \right) \\ \varepsilon_z &= \varepsilon_{ze} + \varepsilon_{zp} = \frac{1}{E}(\sigma_z - \nu \sigma_\theta) + \frac{\varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}} \left(\sigma_z - \frac{\sigma_\theta}{2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ここで, E =Young 率, ν =Poisson 比

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_\theta^2 - \sigma_\theta \sigma_z + \sigma_z^2} \quad (2)$$

(2) 式より

$$\sigma_z = \frac{1 - \sqrt{4(\sigma_{eq}/\sigma_\theta)^2 - 3}}{2} \sigma_\theta \quad (3)$$

ただし,

$$\sigma_{eq} \leq \sigma_\theta \leq \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_{eq}$$

従って, 任意の大きさの σ_{eq} に対して (3) 式を満足する長手方向の曲げ応力 σ_θ と板幅方向の応力 σ_z との組合せが与えられると, (1) 式から長手方向の曲げ歪 ε_θ および板幅方向の歪 ε_z とこれらの弾性成分 $\varepsilon_{\theta e}$, ε_{ze} および塑性成分 $\varepsilon_{\theta p}$, ε_{zp} 等が求められる。Fig. 5 は一例として $\sigma_{eq} = 40 \text{ kg/mm}^2$ に対して σ_θ , σ_z/σ_θ , ε_θ , $\varepsilon_{\theta e}$, ε_z , ε_{ze} と $|\varepsilon_z|/\varepsilon_\theta$ との関係を求めたものである。曲げ試験から ε_θ と ε_z との実験値が求められると, このときの引張側表面における歪成分および応力成分が図的に求められる。

Fig. 6 は静的曲げ亀裂の発生に関しては平面歪場とみなしうる板幅中央部と平面応力場である板外縁に生じた曲げ亀裂の発生歪 $\varepsilon_{\theta f}$ (公称歪) と試験片の板厚 $t(\text{mm})$ との関係を亀裂長さ $2C(\text{mm})$ をパラメータとして表わしたものである³⁾。図から明らかなように, 応力場の相異により静的曲げ亀裂の発生歪が異なること, 換言すれば板幅方向の変形拘束度を表わすパラメータ $|\varepsilon_z|/\varepsilon_\theta$ が小なるほど静的曲げ亀裂の発生歪は小となる。また, 試験片の板厚が小になるにつれて同一の応力場においても静的曲げ亀裂の発生歪は若干大となる。このことから材料の曲げ延性を問題とする場合には静的曲げ亀裂が発生する引張側表面層の応力分布および歪分布を考慮しなければならないことを示唆している。

ごく薄板厚の引張側表面層を考える場合, 板厚方向の応力 σ_r は無視できる^{1), 2)}ので, 長手方向の曲げ応力 σ_θ と板幅方向の応力 σ_z とを考慮すればよい。平面歪場では弾性歪を無視すれば引張曲げ応力 σ_θ とこの大きさの $1/2$ の板幅方向の引張応力 σ_z が働いているに対して, 有効応力と有効歪との関係を $\sigma_{eq} = f(\varepsilon_{eq})$ で表わし, ミーゼスの降伏条件を硬化条件に適用して求めると同一の大きさの曲げ歪の平面応力場では平面歪場に働く曲げ応力の $f(\varepsilon_\theta) / \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} f\left(\frac{2}{\sqrt{3}} \varepsilon_\theta\right) \right\}$ 倍の曲げ応力 σ_θ が働いているにすぎない。ここで, ε_θ = 引張側表面における長手方向の対数曲げ歪である。

また, Fig. 7 に示す引張側表面における対数曲げ歪および曲げ応力の板厚方向の勾配の無次元値 $\left(\frac{d\varepsilon_\theta}{dr}\right) / \frac{1}{t}$, $\left(\frac{d\sigma_\theta}{dr}\right) / \left(\frac{\sigma_\theta}{t}\right)$ と ε_θ との関係から明らかなように, 曲げ歪の勾配 $\left(\frac{d\varepsilon_\theta}{dr}\right)$ は両応力場ではほぼ等しいが, 上述のように同一の大きさに対する曲げ応力 σ_θ の値が異なるため

平面応力場での曲げ応力の勾配 $\left(\frac{d\sigma_\theta}{dr}\right)$ は平面歪場での値の約 1.2 倍となる。

従って, 同一の大きさの曲げ歪に対して平面応力場では引張側表面に働く引張応力が小さいため, 引張側表面における曲げ応力の板厚方向の勾配が小であるにもかかわらず, 静的曲げ亀裂の発生歪は平面歪場に比べて大となる。

また, 同一応力場においては曲げ歪および曲げ応力の勾配が板厚に逆比例するため同一の大きさの曲げ歪に対しては板厚が小なる程, 静的曲げ亀裂は発生し難いことが考えられる。

3.2 両振平面曲げ疲労試験

試験片表裏部に貼布した歪ゲージによる繰返し中の歪挙動の一例を板厚 6mm で b/t が 0.5 および 5, 板厚が 3mm で b/t が 1 および 10 の場合について Fig. 8 に示す。縦軸の歪は繰返し全歪振幅 (曲げ歪で弾性成分と塑性成分との和) ε_θ である。破断繰返し数が 10^5 回程度以上での歪振幅は初めに与えた制御値と繰返し中での歪振幅とはほとんど一致しており初期値が繰返し中のほぼ全体を通じて一定に保たれていることがわかる。また, 零点 (仮の平均歪) もほとんど変化がなかった。しかし, 破断繰返し数が 10^4 回程度では初期値が繰返し中に漸増し, およそ寿命の 35% 程度で定常値となった。

この際には零点も漸増した。このため一部の試験では繰返し中に一方の歪ゲージを貼り替えて歪振幅を計測したが, 初めからの歪ゲージで得られる歪振幅とほぼ一致した。また, 同時に繰返し中の曲げモーメントの挙動も調べたが, それは歪振幅の様子と定性的に一致していた。従って, シェンク型疲労試験機を用いて曲げモーメント一定の疲労試験を行なったとき繰返し中で歪振幅が一定で平均歪の漸増が無いということは明らかではないが, 本試験結果並びに飯田ら⁴⁾の研究を参考にして本報告では歪振幅が一定の両振り平面曲げ試験が実施できたものと仮定して以下の考察を行なう。

Fig. 9 は Fig. 8 をもとにして, 板厚 6mm で b/t が 0.5 および 5 の疲労試験片の表面での曲げ歪 ε_θ と公称曲げ応力 σ_θ ($=M/Z$, M : 曲げモーメント, Z : 断面係数) との関係を示したものである。図中の実線は繰返し試験での第 1 サイクルでの応力-歪関係 (静的な応力-歪関係に対応する) を, 破線は繰返し中の定常状態での動的な応力-歪線図である。すなわち, 黒く塗りつぶした記号が初期値であり, 白抜きの記号が繰返し中の安定状態での値である。

初期の歪振幅が 0.0015 以上の場合には, 曲げ変形における降伏点近傍の不安定な状態にあり, 繰返しにより安定状態までそれぞれ漸増し繰返し軟化の傾向を示す。しかし, 弾性域内と考えられる 0.0015 以下の歪振幅で

は初期値がほぼ一定に保たれる。このような応力-歪関係は他の板厚および板幅と板厚との比についてもほぼ同様である。また、繰返し中の応力-歪関係は2, 3本の試験片を用いてステップ・アップ法⁵⁾によって得られたものとほぼ一致した。

これらの実験結果は飯田ら⁴⁾の実験結果とも一致しており、高サイクル領域では静的な曲げ荷重と表面歪との関係から得られる応力-歪関係(弾性域での歪振幅で Fig. 9 の実線に相当)と繰返し中に試験片が実際にうける応力-歪挙動とは同じと考えられるが、低サイクル領域では異なるものと思われる。

Fig. 10 は板幅方向の歪 ε_z の絶対値と長手方向の曲げ歪 ε_θ との比 $|\varepsilon_z|/\varepsilon_\theta$ と ε_θ との関係を静的曲げ試験の微小曲げ段階について示した。図中の記号 $\blacktriangle$, $\triangle$, $\bullet$, $\circ$ は Fig. 1 に示す標準静的曲げ試験片について4点集中荷重方式の均一曲げ試験によるもので、それぞれ、 $b/t=3$ の試験片の中央および板外縁(板端から2mm中央よりの点)並びに $b/t=5$ の試験片の中央および板外縁での歪比である。 $\diamond$, $\blacksquare$, $\square$ は Fig. 2 に示す疲労試験片について疲労試験を用いた曲げ試験で得られたものであり、それぞれ $b/t=0.5$ および5の試験片の中央および $b/t=5$ の試験片の板外縁での歪比である。

歪比 $|\varepsilon_z|/\varepsilon_\theta$ (板幅方向の変形拘束度) は曲げ歪 ε_θ および板幅と板厚との比の関数となることが図から明らかであるが、定量的な評価は更に詳細に検討する必要がある。なお、応力状態が同じと考えられる平面応力状態に近い b/t が0.5に対する歪比($\diamond$)と $b/t=3$ および5の板外縁での歪比($\triangle$, $\circ$, $\square$)は定性的には当然のことであるが同じ傾向を示している。

板厚が6mmで b/t が0.5および5の疲労試験片の中央での歪比は曲げ歪が0.0025程度までは、それぞれ、0.274, 0.258と繰返し中を通じて一定に保たれており、この傾向は他の疲労試験片と同様であることが明らかになった。

従って、全歪振幅 ε_θ (または、公称曲げ応力 σ) が同じであっても板幅と板厚との比が異なれば、板幅方向の変形に依存する応力状態(長手方向の曲げ応力 σ_θ , と板幅方向の応力 σ_z) が異なり、しかも、これが繰返し中に継続するため静的な曲げ亀裂発生の場合と同様に疲労強度にも差が現われることが推定できる。

そこで、試験片表面で繰返し中に与えられた歪振幅に対応する曲げ応力 σ_θ および板幅方向の応力 σ_z を求めるため、引張り圧縮によるステップ・アップ法で得た動的な応力-歪関係を用いて、3.1 に示した方法で計算した。

板厚6mmの b/t が0.5および5の試験片について求めた中央部での応力を Table 3 に示す。表から明ら

かなように、歪振幅 ε_θ が同じでも引張応力成分である σ_θ , σ_z は板幅方向への変形に対する拘束が大きい $b/t=5$ の試験片のほうが大きい値を示している。

Fig. 11 には試験片表面での初期制御値による全歪振幅および定常状態での全歪振幅と破断寿命とを両対数表示した $\varepsilon_\theta \sim N_f$ 線図を示した。同様に、Fig. 12 には公称曲げ応力振幅 $\sigma=(M/Z)$ も破断寿命との関係を両対数表示した $\sigma \sim N_f$ 線図を示した。図中、黒く塗りつぶした記号が初期値であり、白抜きの記号が定常状態での値である。

前述したように、両振平面曲げ疲労強度は板幅と板厚との比 b/t により差が現われることは明らかである。この理由としては、力学的な因子である板幅方向の変形拘束度の差に依存する応力状態並びに寸法効果の2つが考えられる。寸法効果に影響する因子としては、a) 試験片の採集方法、b) 結晶粒度、c) 熱処理、表面加工の影響、d) 応力勾配で高い応力を受ける表面層の体積の影響、e) 欠陥の確率分布による統計的なばらつき、などが考えられる。このうち、本研究の場合にはa)~d)の因子は一応無視できるものと考えられる。e)の因子の影響は本質的な疲労強度のばらつきの一つであるが、今回の実験で得られた疲労強度の差が全てこれによるとは言いがたい。従って、本研で得られた板幅と板厚との比の大きさによる疲労強度の差の主因は板幅方向への変形の拘束による応力状態の差によるものと考えられる。なお、変形の拘束の差に依存する応力勾配の影響は、変形拘束度すなわち歪比 $|\varepsilon_z|/\varepsilon_\theta$ の差が小さいため無視できるものと思われる。

疲労試験における亀裂発生は b/t が0.5, 1, 3の試験片では板縁から、 b/t が5の試験片では板中央部および板縁ではほぼ同時に発生した。 b/t が5の試験片を用いた実験では亀裂が板内部から発生するという実験結果⁶⁾があり、これとは多少異なる。この場合には、板中央では板縁より変形拘束が大きいため応力状態からは当然板中央部から亀裂が発生すべきであるが、本実験では繰返し中の板幅方向の歪振幅の分布は板中央部より板縁が大きく、これら歪振幅と応力状態との相乗効果ではほぼ同時に亀裂が発生したものと考えられる。

以上の考察から、板材の平面曲げ疲労強度は試験片の板幅と板厚との比に依り差が現われ、この主因は板幅方向の変形の拘束による応力状態に依存することが明らかになった。従って、板の平面曲げ疲労強度を論ずるに際しては試験片寸法の選択に十分な考慮を払わねばならず、研究者により疲労強度の差がうまれることは十分に予測できる。また、標準のシェンク型試験片を用いて得られている平面曲げ疲労強度を実際の板構造物の疲労設計に利用する場合には応力状態の差を考慮に入れる必要

がある。

シェンク型試験機では前述のように平面曲げによって完全に平面歪状態を作り出すことは困難であるので、本研究では、板の平面曲げ疲労強度を一般的に論ずるには不十分である。今後は負荷様式、板厚、板幅と板厚との比などをパラメータとして系統的な実験および解析を行ない、板の平面曲げ疲労試験に対する適切な板厚、板幅などの試験片寸法および試験方法を検討し、実際の板構造物の応力状態（変形拘束度）に対応するような試験方法を研究する必要がある。

4 結 言

軟鋼 SM 41 B を供試材として平滑試験片の板幅と板厚との比をパラメータとして静的曲げ試験および両振平面曲げ疲労試験を実施し、次のことが明らかになった。

1) 静的曲げ試験では板幅・板厚比が大なるほど、板幅中央部の板幅方向の変形拘束度を表わす板幅方向の歪 ε_z と長手方向の曲げ歪 ε_θ との比の絶対値 $|\varepsilon_z/\varepsilon_\theta|$ は小（拘束度は大）であり、曲げ変形の増加と共に拘束度は増大し平面歪場に収束する。

2) 静的曲げ亀裂の発生には引張側表面での応力場の相異が一次的に、曲げ応力および曲げ歪の引張側表面における板厚方向の勾配が二次的に影響する。

3) 板材の平面曲げ疲労強度は試験片の板幅・板厚比により差が現われ、この主因は板幅方向の変形拘束によ

る応力状態に依存する。

4) 従って、平面曲げ疲労強度を論ずる場合には試験片寸法の選択に十分な考慮を払う必要がある。

なお、実験は和久田宏技官の協力に負うところが極めて多く、研究の一部は村中 茂君の卒論として行なわれた。両君に厚く謝意を表わします。

参 考 文 献

- 1) 八木順吉, 船木俊彦他: 厚鋼板の塑性曲げ (第1報), 日本造船学会論文集, Vol. 135, (1974) p. 231.
- 2) 八木順吉, 船木俊彦他: 厚鋼板の塑性曲げ (第2報), 日本造船学会論文集, Vol. 136, (1974) p. 136.
- 3) 八木順吉, 船木俊彦他: 厚鋼板の塑性曲げ (第3報), 日本造船学会論文集, Vol. 137, (1975) p. 253.
- 4) 飯田國廣他: 撓み制御平面曲げおよび径制御軸力による低サイクル疲労強度の比について, 日本造船学会論文集, Vol. 137, (1975) p. 217.
- 5) -A. A. Blatherwick and D. F. Mowbrey: Stress-Strain Relationships in Low and Intermediate Cycle Fatigue, Proc. ASTM, Vol. 64, (1964) p. 561.
- 6) J. H. Gross, S. Tswong and R. D. Stout: Factors Affecting Resistance of Pressure Vessel to Repeated Overloading, Welding Journal, Jan. 1953, p. 23.

Table 1. Chemical composition (%)

material	thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S
SM 41 B	6	0.13	0.22	0.81	0.009	0.0025
	19	0.17	0.02	1.09	0.012	0.017

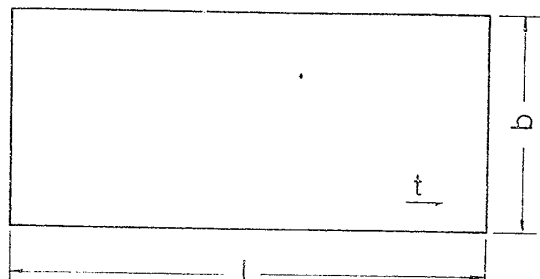


Fig. 1 Specimen for bending test

Table 2. Mechanical property

material	thickness (mm)	Yield Point (Kg/mm ²)	Tensile Strength (Kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of Area (%)
SM 41 B	6	29.2	45.2	28.5	51.7
	19	24.2	43.9	35.5	60.1

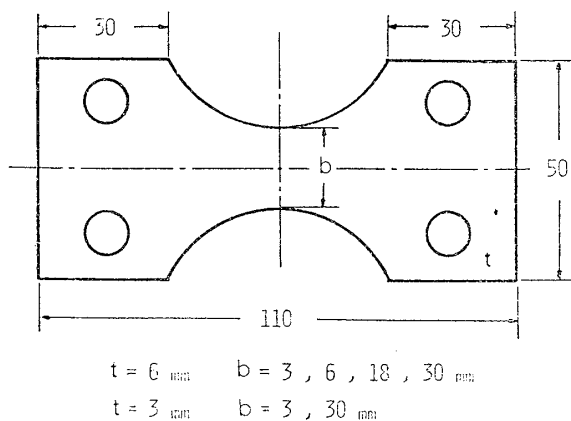


Fig. 2 Specimen for plane bending

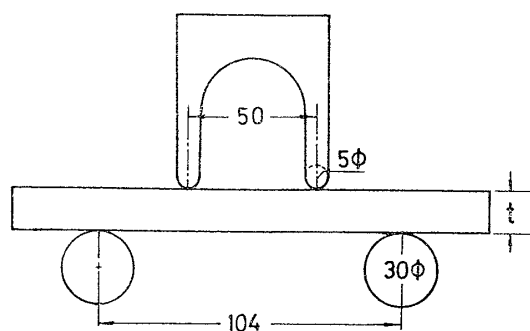


Fig. 3 Bending test apparatus

Table 3 Circumferential stress σ_θ and transverse stress σ_z

$\epsilon_\theta \times 10^{-6}$	$b/t = 0.5$ $\epsilon_z/\epsilon_\theta = -0.274$		$b/t = 5$ $\epsilon_z/\epsilon_\theta = -0.258$	
	σ_θ kg/mm ²	σ_z kg/mm ²	σ_θ kg/mm ²	σ_z kg/mm ²
500	10.3	0.29	10.4	0.47
1000	20.7	0.59	20.8	0.95
1340	27.7	0.79	27.9	1.27
1470	30.4	0.85	30.7	1.32
1790	35.6	1.29	35.9	1.98
2000	38.4	1.73	38.7	2.40
2380	41.3	2.64	41.6	3.41

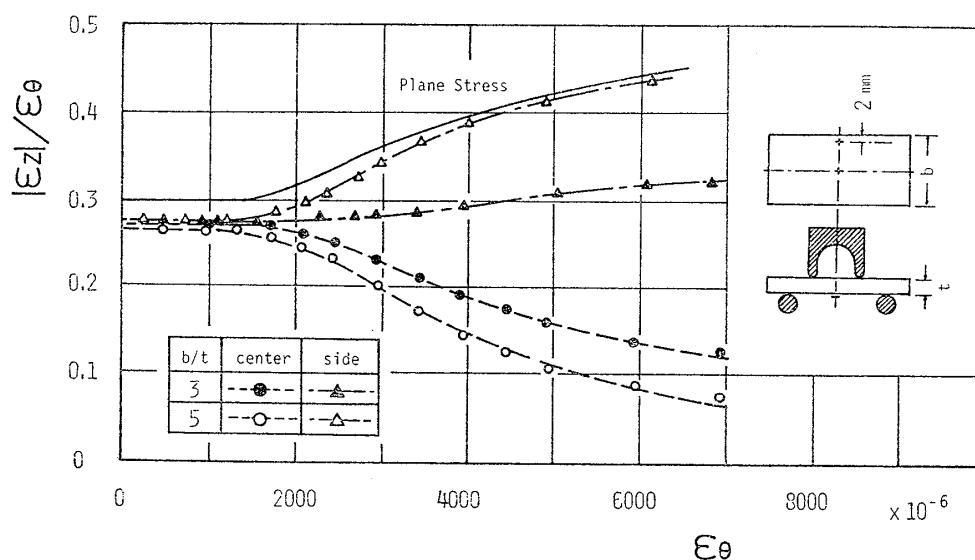


Fig. 4 Relation between strain constraint factor $|\epsilon_z|/\epsilon_\theta$ and ϵ_θ , where ϵ_z is transverse strain and ϵ_θ is circumferential strain

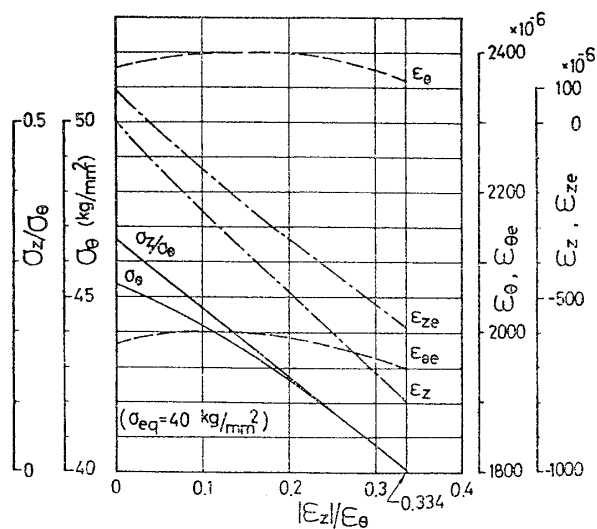


Fig. 5 Relation between stress, strain and strain constraint factor $|\epsilon_z|/\epsilon_\theta$

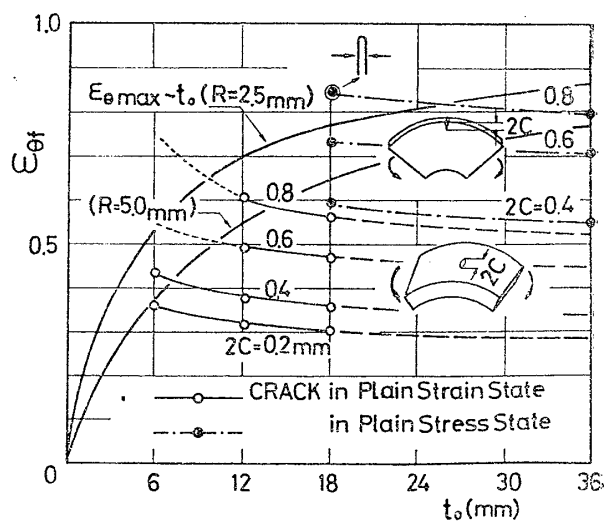


Fig. 6 Relation between bending strain at fracture $\epsilon_{\theta\max}$ and thickness of specimen t_0 in uniform bending in plane strain state or in plane stress state

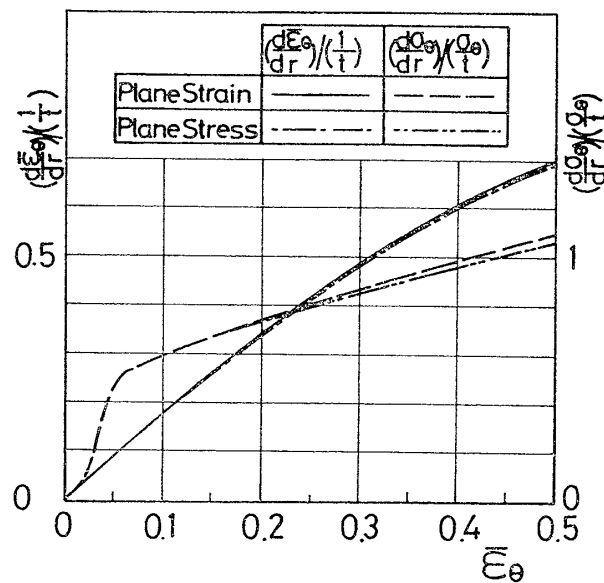


Fig. 7 Relation between ratio $(\frac{d\bar{E}_\theta}{dr})/(\frac{1}{t})$, $(\frac{d\sigma_\theta}{dr})/(\frac{\sigma_\theta}{t})$ and circumferential strain $\bar{E}_\theta$ (logarithmic)

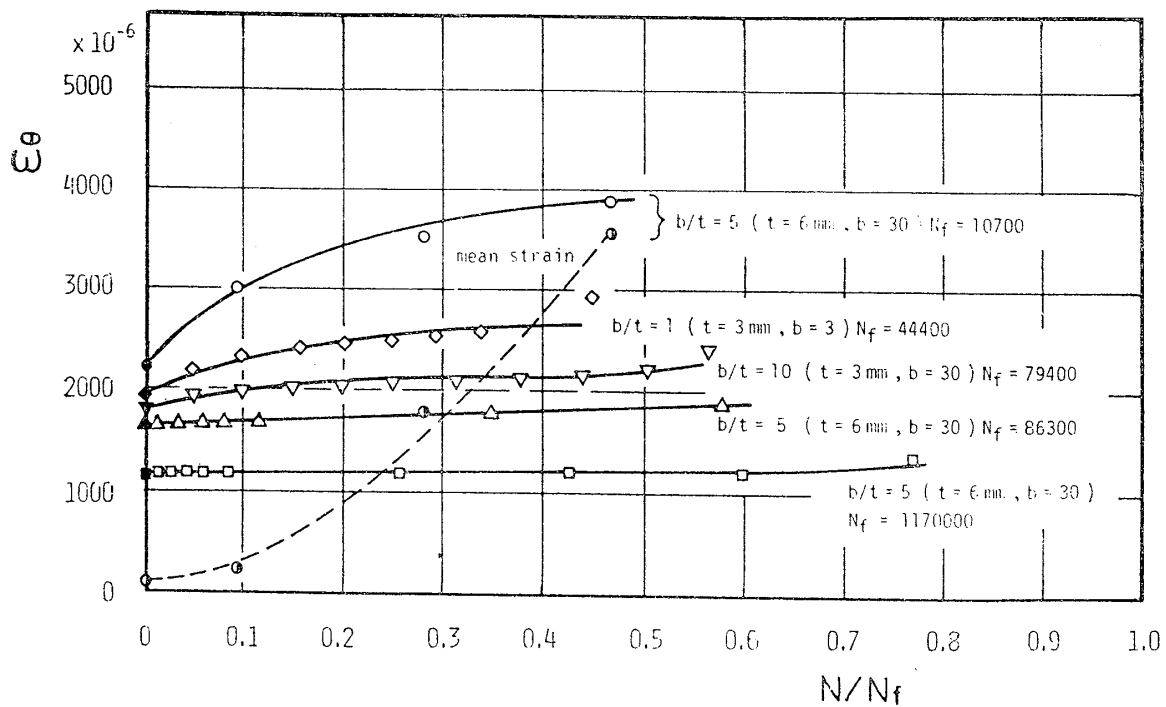


Fig. 8 Cyclic behaviour of circumferential strain amplitude E_θ measured with strain gauges during plane bending

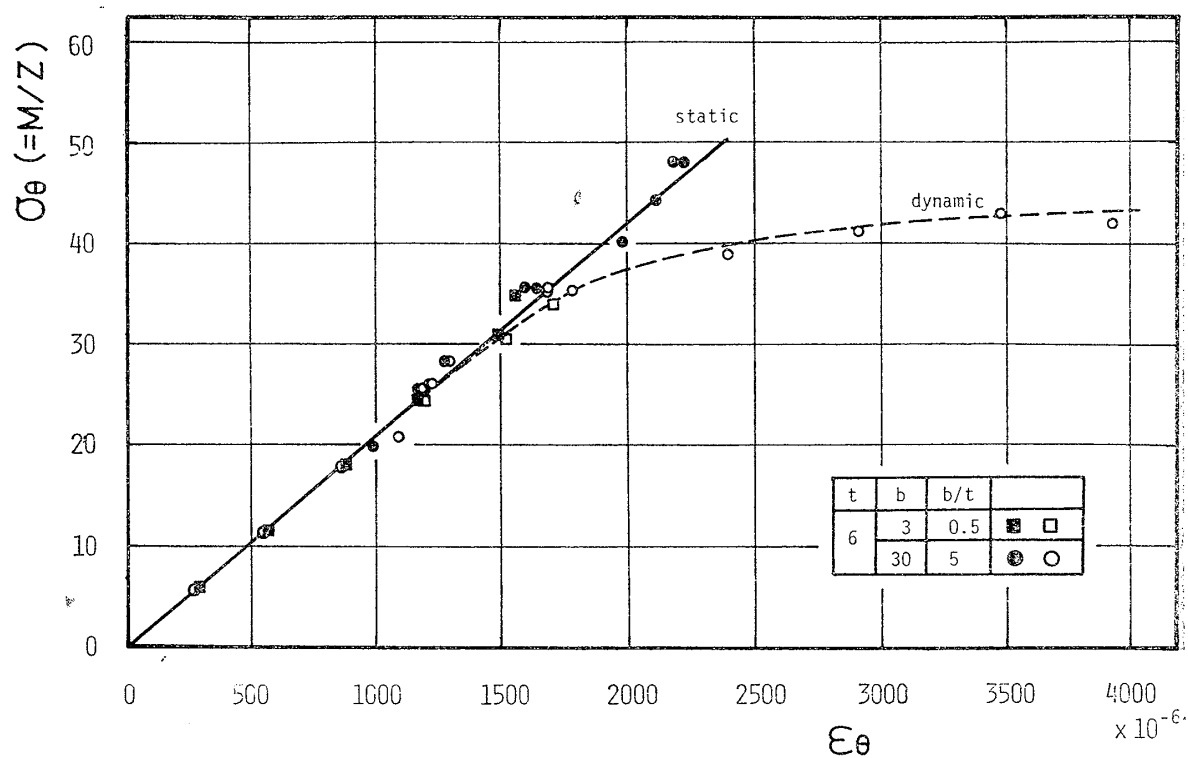


Fig. 9 Relation between nominal bending stress σ_θ and circumferential strain ϵ_θ

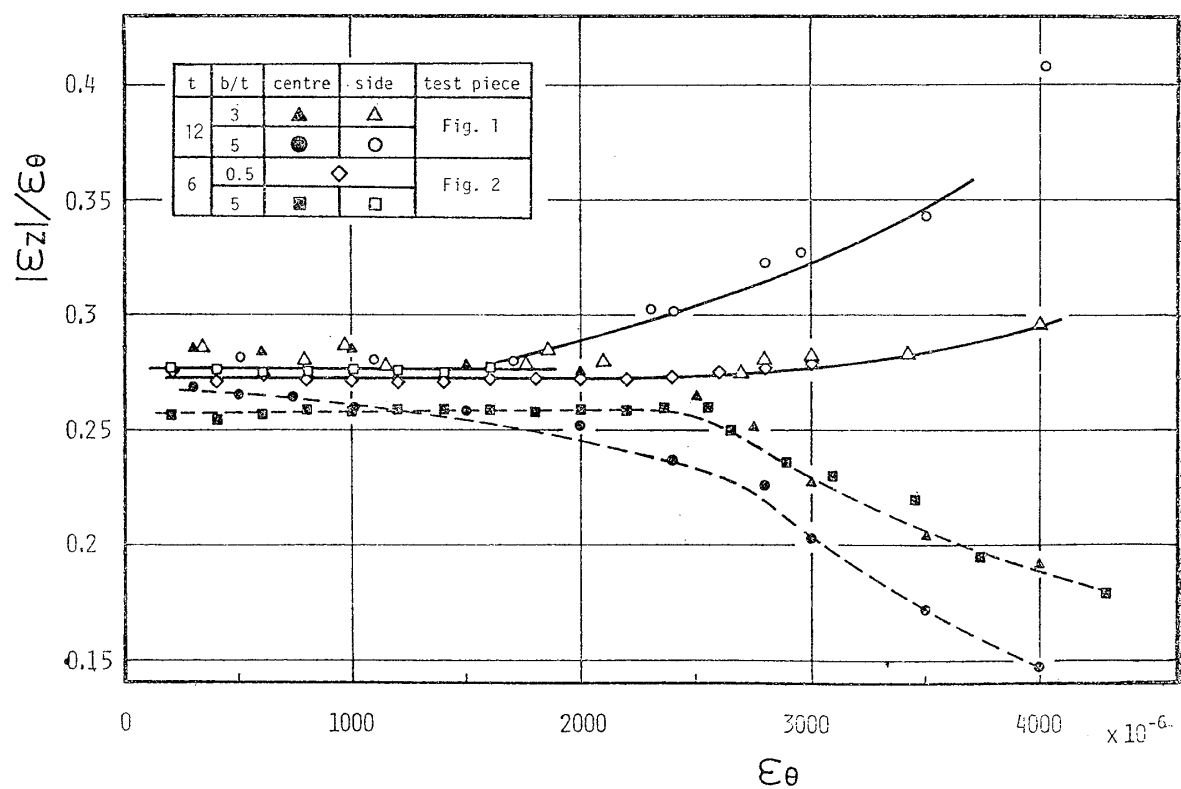


Fig. 10 Relation between strain constraint factor $|\epsilon_z| / \epsilon_\theta$ and ϵ_θ

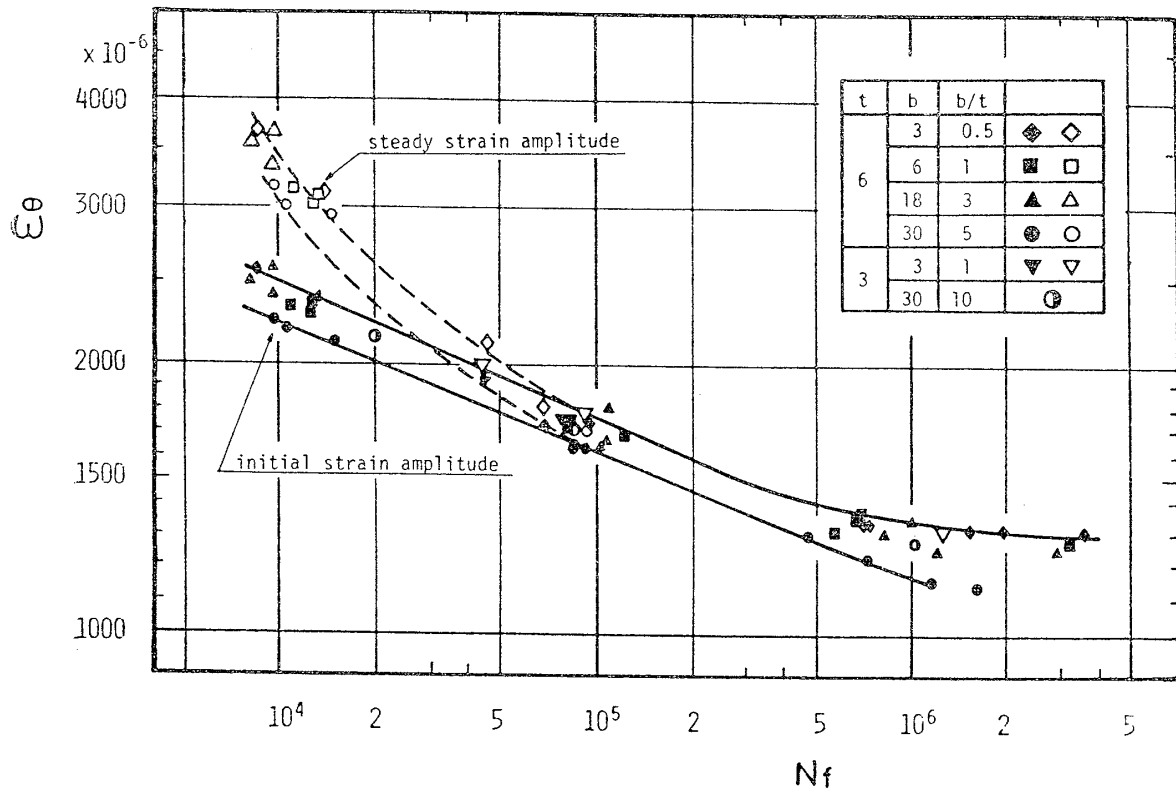


Fig. 11 Circumferential strain amplitude E_{θ} vs failure life N_f curve

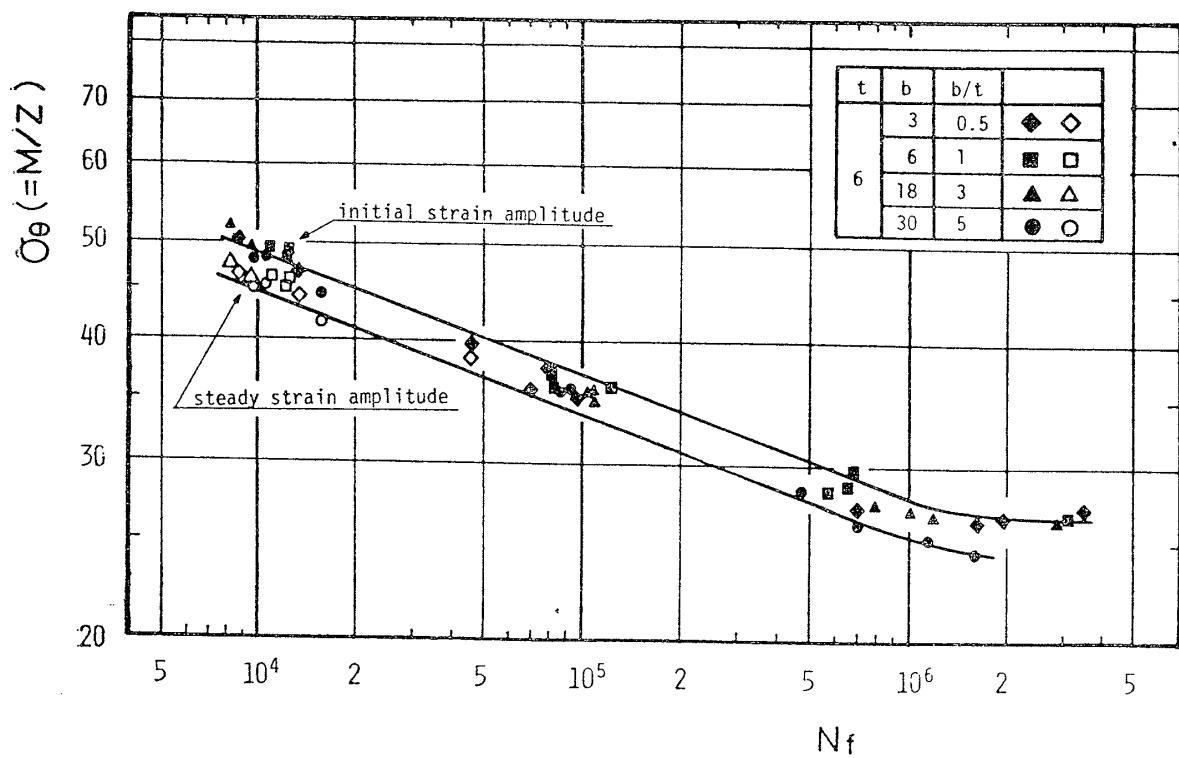


Fig. 12 Nominal bending stress amplitude σ_{θ} vs. failure life N_f curve