

原子炉压力容器ノズル端溶接部の 低サイクル疲れ強さ

Low-cycle Fatigue Strength of Nozzle-end Weldments for Reactor Pressure Vessel

楠 本 韶* 村上 敬宜*
Shô Kusumoto Yukitaka Murakami

要 旨

原子炉压力容器への配管の貫入部においてノズル端部と管との不完全溶込部に形成される切欠きがこの部分の低サイクル疲れ強さに及ぼす影響を二次元モデルの疲れ試験によって解明した。実験の結果、不完全溶込み溶接の切欠き部の強さが明らかになり、強度設計に必要な各種の基礎データを得ることができた。

1. 緒 言

原子炉压力容器あるいはそのほかの比較的高温で使用する容器では容器への管の貫入部において管中の流体の温度変化時に生ずる熱応力の緩和やその他の目的で容器にノズルを設けてこれに管を溶接した構造をとることがある。図1は原子炉压力容器の例である。胴中央付近のノズルは緊急時の炉心冷却用管導入部のノズルであって、炉心スプレイノズルと呼ばれている。また、下部鏡板の多数のノズルは制御棒ハウジングをとりつけるために設けられたもので制御棒ハウジング用スタブと呼ばれているものである。断面形状は図2に例示されている。管と胴との熱容量に大きな差があるために流体の温度変化があると管と胴との熱膨張量の差による熱応力が生ずるが、この熱応力はノズル部の変形によってある程度緩和される。一方同図に示すように、ノズル端の溶接部ではノズルと管との

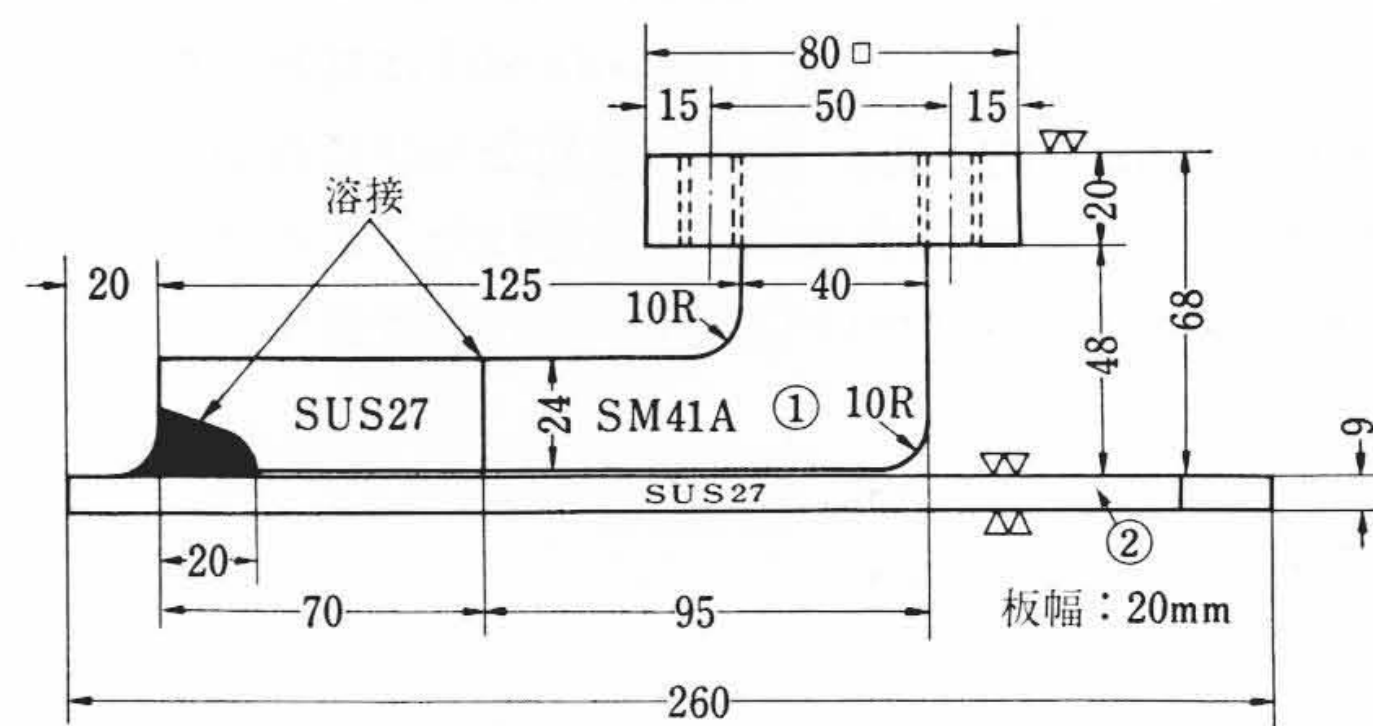
間に切欠部が形成されるので、この部分の繰り返し応力に対する疲れ強さをじっくりと検討しておく必要がある。原子炉の使用条件からみて、この部分に加わる熱サイクルそのほかによる応力変動の回数はあまり大きくはないので、この部分の疲れ強さの対象としては低サイクル疲れ強さを考えればよい。しかし、このような構造に関して低サイクル疲れ強さを研究した例は従来ほとんど見当たらず、このため、この部分の設計に際して、応力緩和や強度改善についての要求もきびしかった。筆者らはこのような状況に着目して、ノズル端溶接部の強度設計により明確な根拠を得ることを目的として実験を行なったので、その結果を報告する。

2. 実験の方法

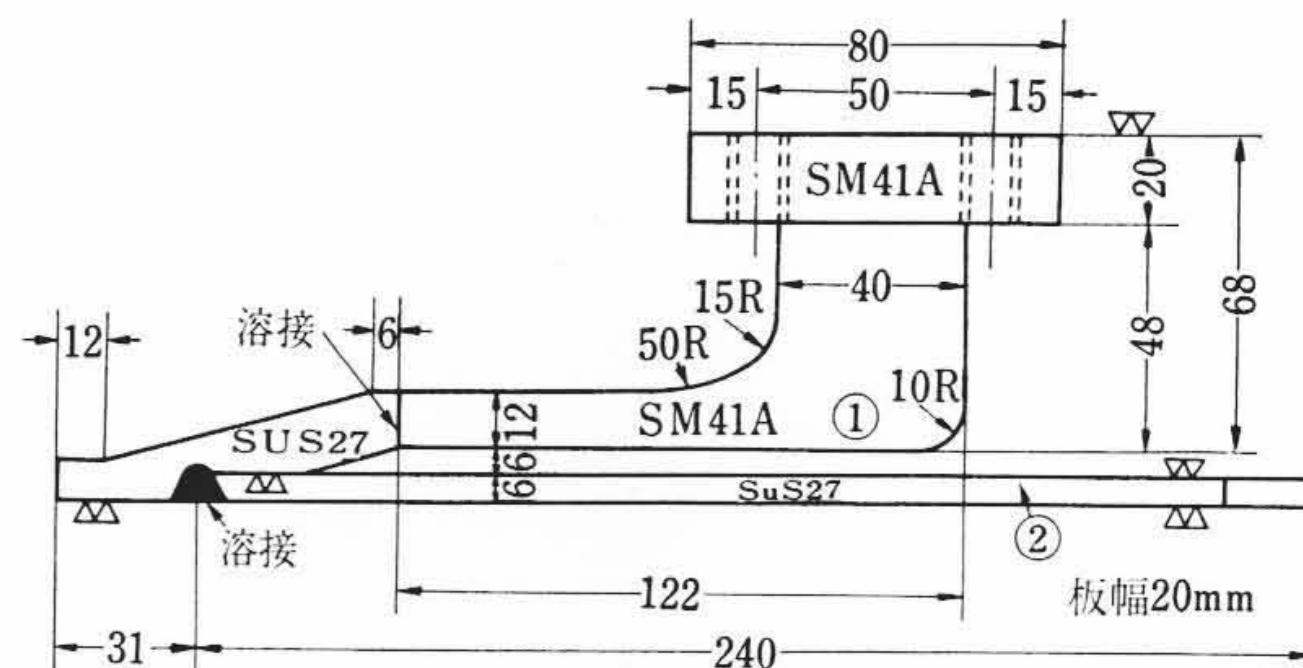
研究の対象としては図1,2で説明した炉心スプレイノズルおよび制御棒ハウジング貫通部を選んだ。また、実機と同様の三次元のモデルでは実験に手数を要し、各種の基礎データを得る目的には必ずしも適していないので、試験片は断面形状のみが実機と同形の二次元のものとして疲れ強さを検討することとした。

2.1 試験片および材料

図3は前記の2種類のノズル端と同じ断面形状に作った試験片であって、同図(a)は制御棒ハウジング貫通部(b)は炉心スプレイノ



(a) A型試験片 (制御棒ハウジング貫通部)



(b) B型試験片 (炉心スプレイノズル部)

図3 試験片の形状

図2 制御棒ハウジング貫通部の例

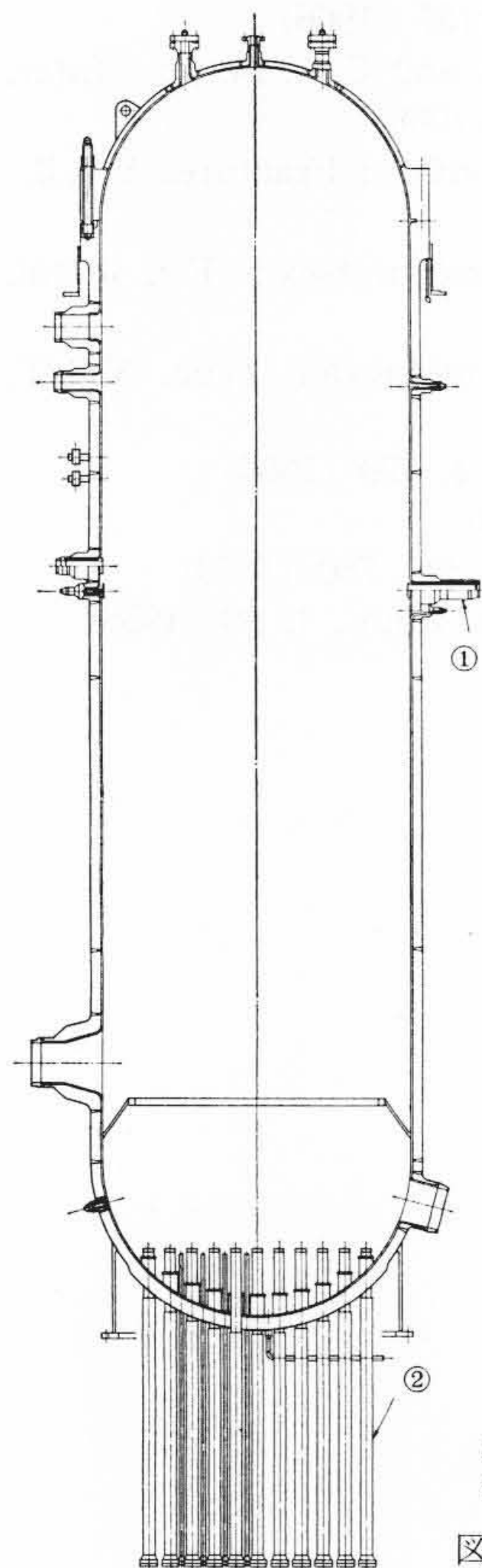


図1 原子炉压力容器

* 日立製作所日立研究所

表1 管相当部材料の機械性質

	耐力 $\sigma_{0.2}$ kg/mm ²	引張強さ σ_B kg/mm ²	弾性係数 E kg/mm ²	伸び φ %	絞り ψ %
室温	28.2	59.0	1.96×10^4	62.4	67.3
300℃	19.7	45.1	1.76×10^4	43.2	64.9

表2 管相当部材料の化学成分 (%)

TC	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
0.09	0.63	1.48	0.016	0.005	0.77	17.60

表3 溶接条件

試験片	溶接棒 (直径, mm)	電流	層数
A形	HIG 308L (3.2)	115±10A	12
B形	TG308L (2.4)	100~170A	3

ズルに相当する。以下、これらをそれぞれA, B形試験片と呼ぶことにする。なお、試験片では実機のノズルに相当する①の先端部のみを実機のノズル部材料と同じく SUS 27 とした。実機の管に相当する②の部分には厚さ 12 mm の SUS 27 板材を用いた。ただし試験片製作の際には、①と②を溶接したのち、②の部分にA形試験片では厚さ 9 mm に、B形試験片では厚さ 6 mm にそれぞれ機械仕上げした。板材の機械的性質および化学成分を表1, 2に、また顕微鏡組織を図4にそれぞれ示した。

溶接部の開先形状と溶接条件は図5, 表3に示すとおりである。

2.2 試験装置および試験方法

疲れ試験機は自家製のものをを用いた。低速モータ軸に直結した回転円板に取り付けたクランクで試験片端部に定変位を与えるようになっている。図3の試験片の①の部分の上部のフランジを固定台にボルト締めし、管相当部の②端部に①②間が口を開く方向に片振りの変位を与えて疲れ試験を行なった。

試験片端部に与える片振り変位を測定するにはダイヤルゲージを用いた。また、試験片に加わる荷重は図6に示すように荷重点から 50 mm 離れた位置に抵抗線ひずみゲージをはって、この位置でのひずみから算出した。ひずみゲージは共和電業製のポリエステルゲージ、K-3 A-1 (ゲージ長さ 3 mm) である。

試験温度は実機の使用温度条件 (上限温度: 280℃, 下限温度: 室温) を考慮して 300℃ および室温としたが、300℃ の場合には試験片の溶接部付近を図6のように電気炉にそう入し、危険断面が 300℃ になるように温度を制御した。したがって高温の場合の試験片の温度分布は一樣ではない。同図には試験片の温度分布の測定結果も併記した。測定はアルメルクロメル熱電対 (直径 0.3 mm) を試験片に点溶接して行なった。

試験片取付け時に生ずる応力は危険断面である不完全溶込部のすき間先端位置での公称応力が 1 kg/mm^2 以内になるようにした。試験中に生ずるひずみが大きいので、この程度の初期応力は疲れ強さにとくに影響しないと考えられる。

3. 実験結果と考察

3.1 応力およびたわみ

本実験で試験片端部に与える変位は片振りであるが、当然予想されるように、大きな荷重の場合には最初のサイクルで塑性変形が生じて試験片に加わる曲げモーメントは両振りになる。図7は荷重測定用のひずみゲージによって測定したひずみのオシログラムの

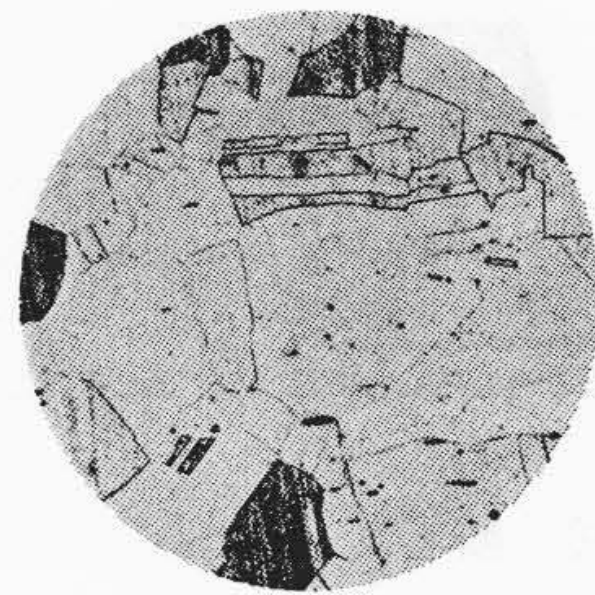


図4 管相当部材料の顕微鏡組織 (×60)

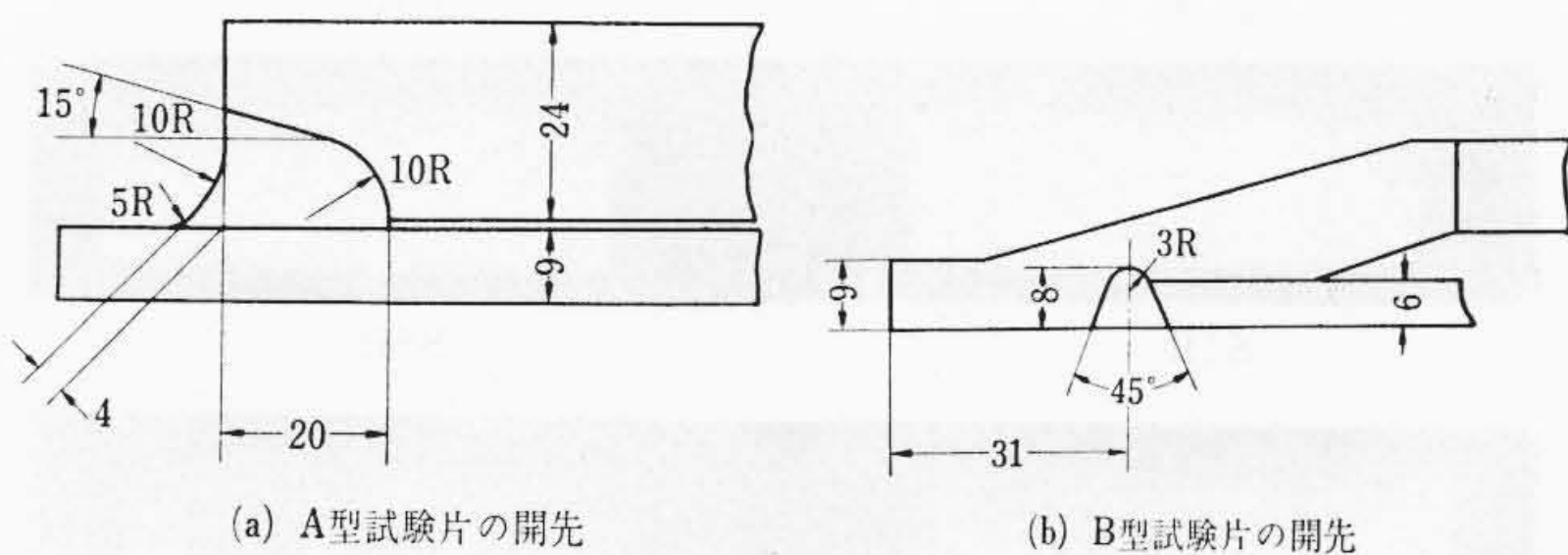


図5 溶接部形状

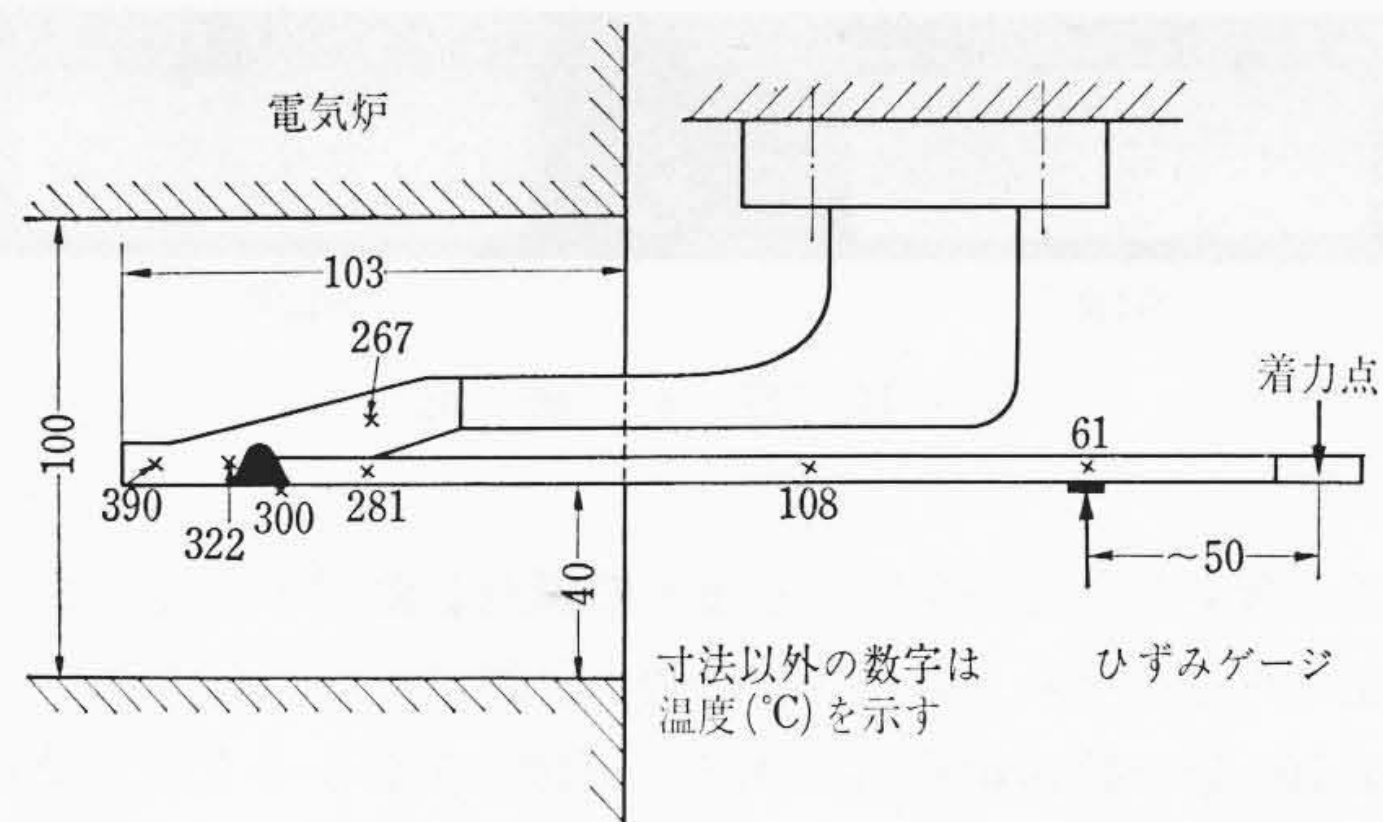


図6 加熱方法および温度分布

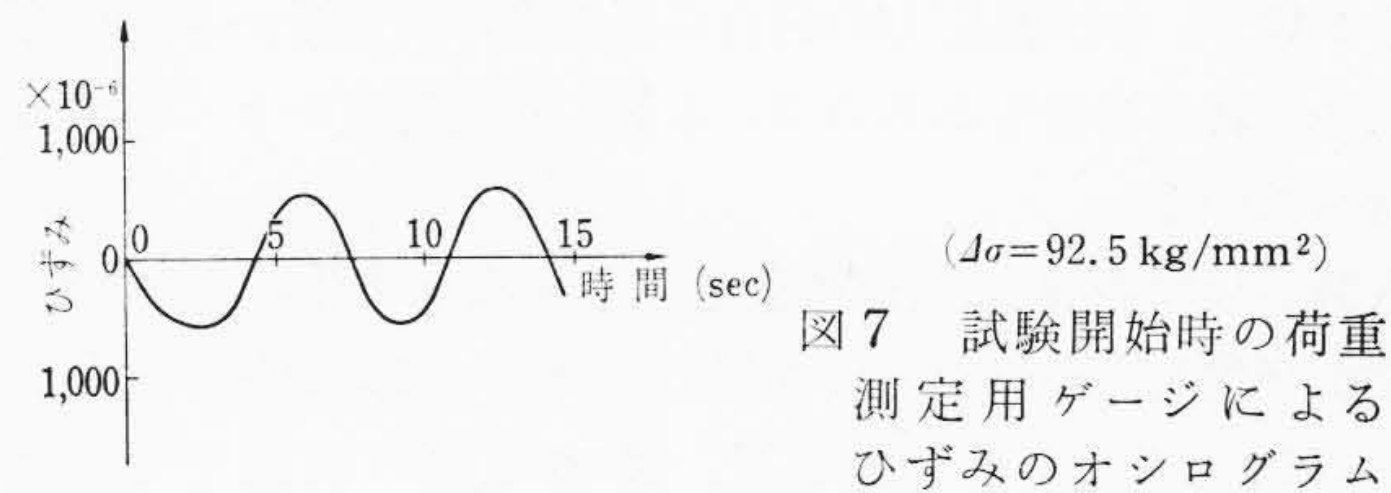


図7 試験開始時の荷重測定用ゲージによるひずみのオシログラム

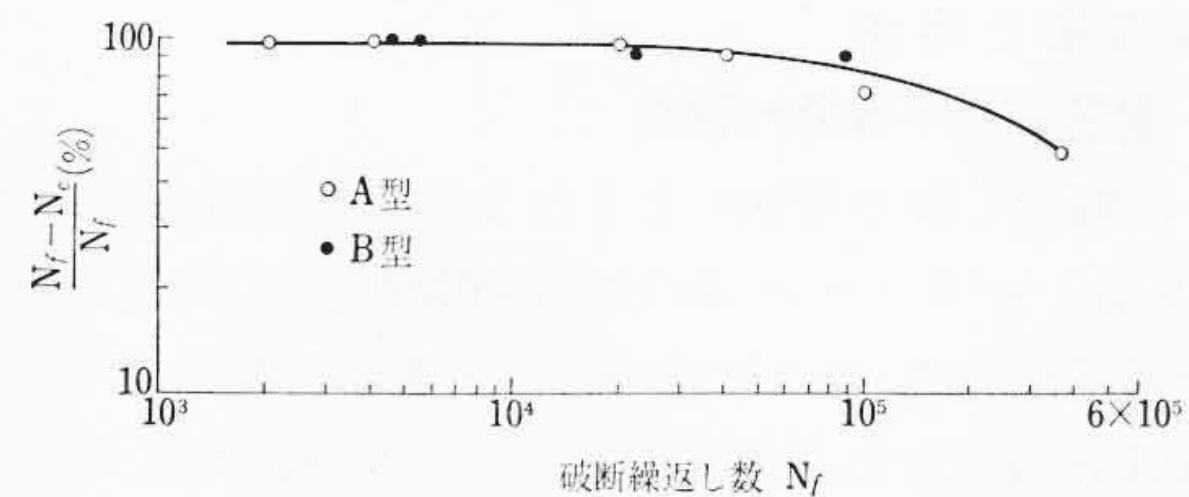


図8 き裂の進展期間

例であって、最初のサイクルで既に両振りに近いモーメントが生じていることがわかる。荷重が小さい場合にはモーメントも片振りとなる。

3.2 疲れ破壊

疲れき裂は不完全溶込部先端から発生して管相当部の板厚方向に進展した。き裂の発生および進行状況は試験片の側面から顕微鏡 (×60) で観察するとともに、き裂の長さを測定した。なお、き裂長さの測定には必要に応じてレプリカを併用した。

不完全溶込部のすき間先端は鋭い切欠きになっているので、ごく微小なき裂は早期に発生する。図8は50倍の顕微鏡で確認できる程度の微小なき裂が発生してから試験片が破断するまでの繰返し数が全寿命の何%を占めているかを示したものであって、 N_c はこのよ

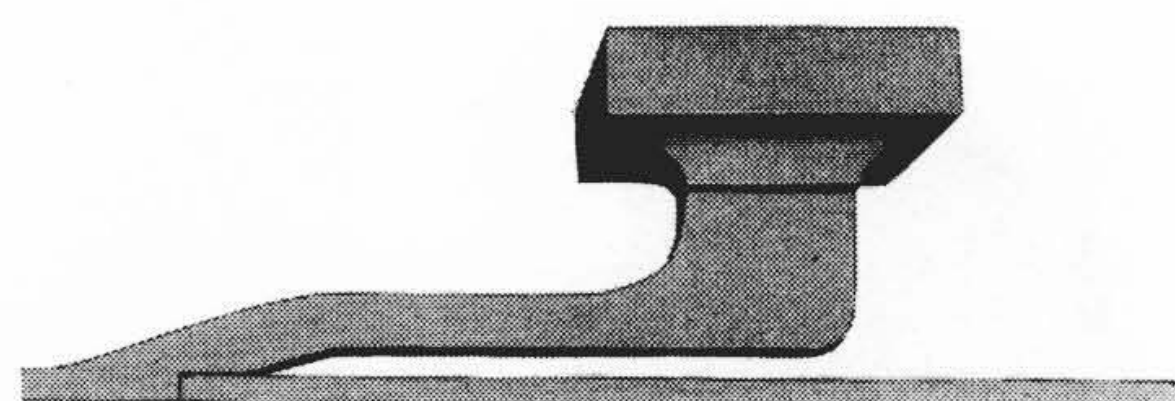


図9 破断状況

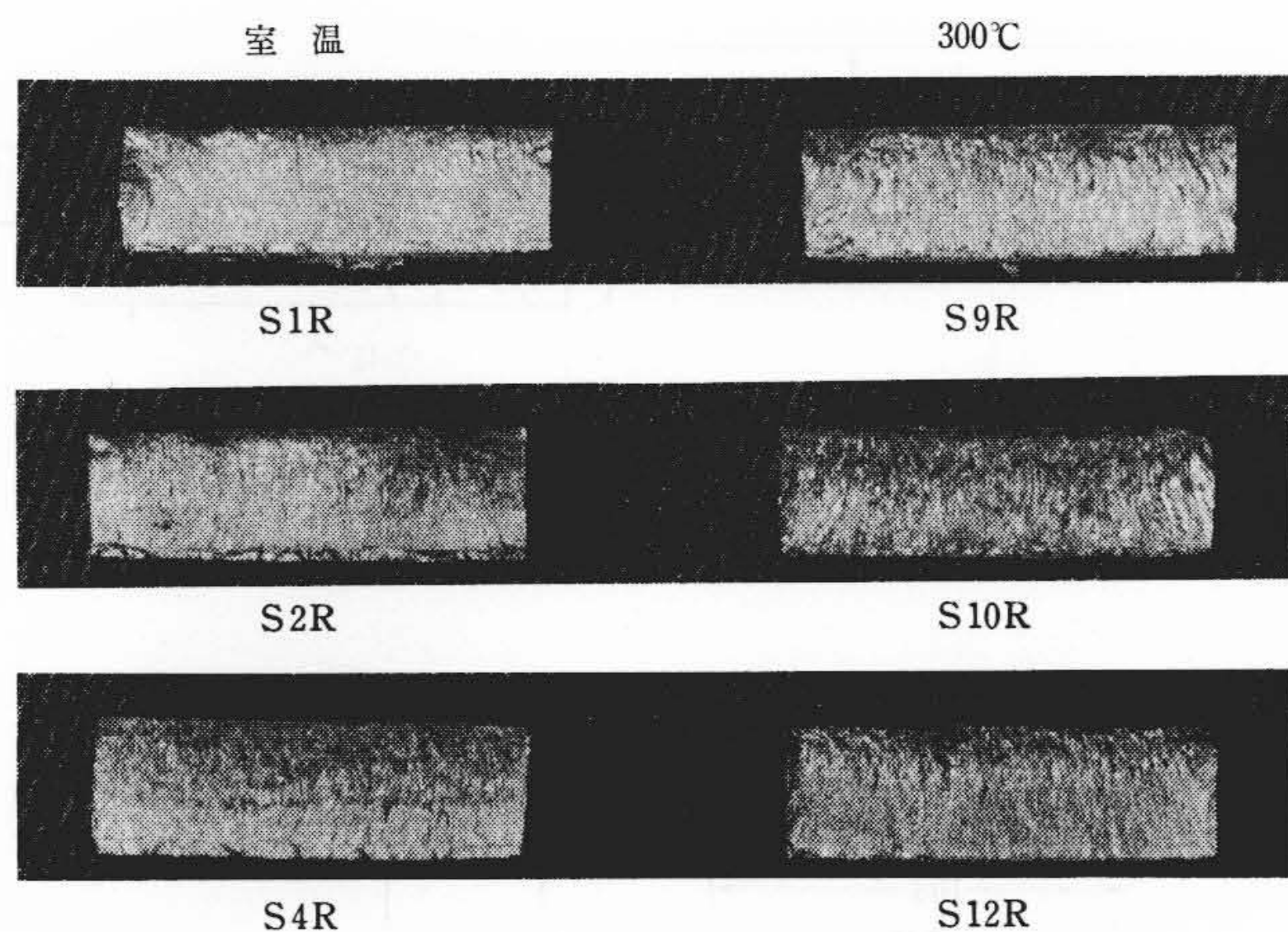


図10 疲れ破面

うなごく微小なき裂が発生するまでの繰返し数, N_f は破断までの繰返し数である。なお, 発見された微小き裂の長さは必ずしも一定しないが100分の数mm程度である。同図からわかるとおり N_f が数万回以下の領域では $(N_f - N_0)/N_f$ の値は90%以上となり, またこの数値は応力幅が大きいほど大きい。このように不完全溶込部の切欠きが鋭く, かつ高応力の場合には寿命の大部分がき裂の進展期間で占められる場合もあるので, き裂の進展速度がとくに重要な意味を持っている。

き裂が板厚の90%前後の長さに達すると反対側(平滑側)からもき裂が発生し, 両側からのき裂がつながって試験片が完全に破断した。図9は試験片の破断状況, 図10は疲れ破面を示したものである。

3.3 応力幅と寿命

3.3.1 室温における疲れ強さ

図11は繰返し数の増加にともなうき裂の進展状況の測定結果の例である。パラメータ $\Delta\sigma$ は試験開始直後に測定した危険断面(不完全溶込部先端)での管相当部の公称応力幅を示している。また, $x=0.1$ と付記した点線と各曲線との交点に対応する N はき裂の長さが管相当部板厚の10%に達したときの繰返し数である。このようにして求めた N_x と $\Delta\sigma$ との関係を示したのが図12である。ここで N_x はき裂長さ a と板厚 h との比 a/h が x になったときの繰返し数を示している。同図で注意すべきことは, A, B両試験の結果がほぼ同じ直線上にあるということであって, 少なくともこの程度の板厚や応力の場合に, き裂の進展速度が板厚に比例し, したがって応力こう配もしくはひずみのこう配(公称値)に反比例することを示している。なお, 図11でみられたようにき裂の進行速度は $x=0.1$ 付近から急に増加している。この実験が定たわみの曲げによるものであり, また, き裂の進展速度には応力の大きさのほかに負荷条件も影響するので一概には言えないにしても, たとえば $N_{0.1}$ ($x=0.1$ のときの N_x) に対応する $\Delta\sigma$ を基準とした強度設計も考えられる。

応力幅と N_x , N_f との間には本実験の範囲では次の関係がみと

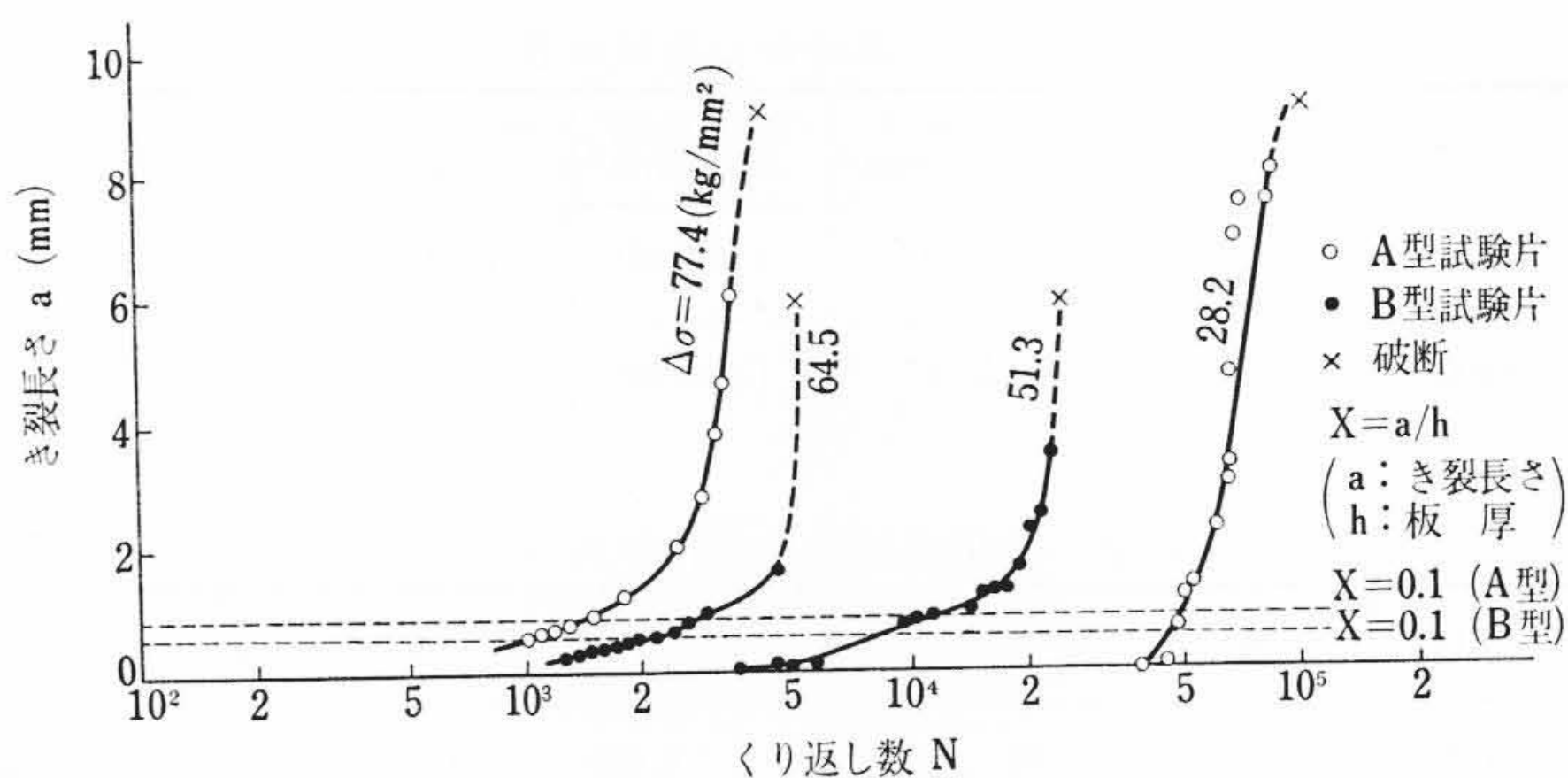
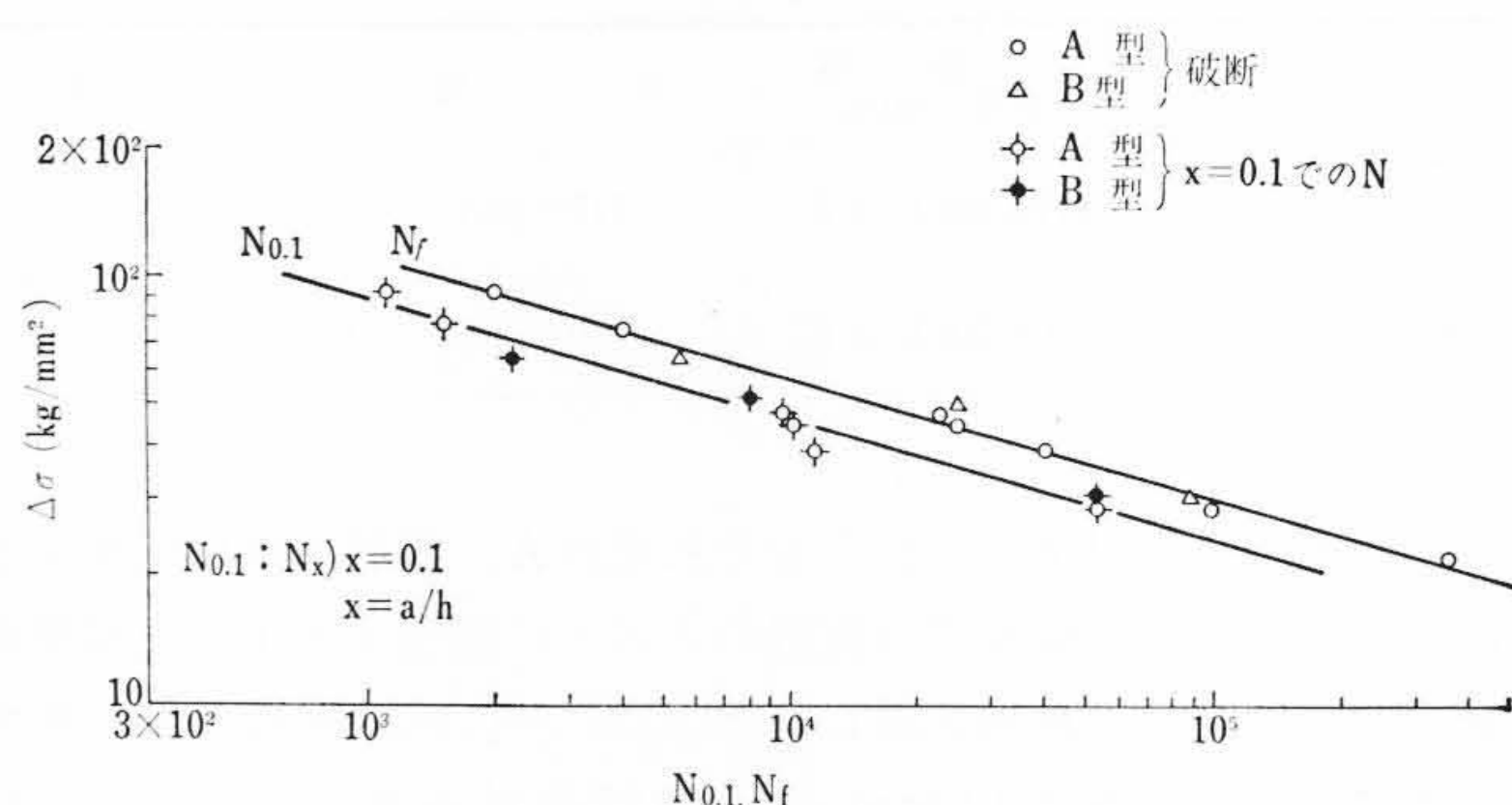
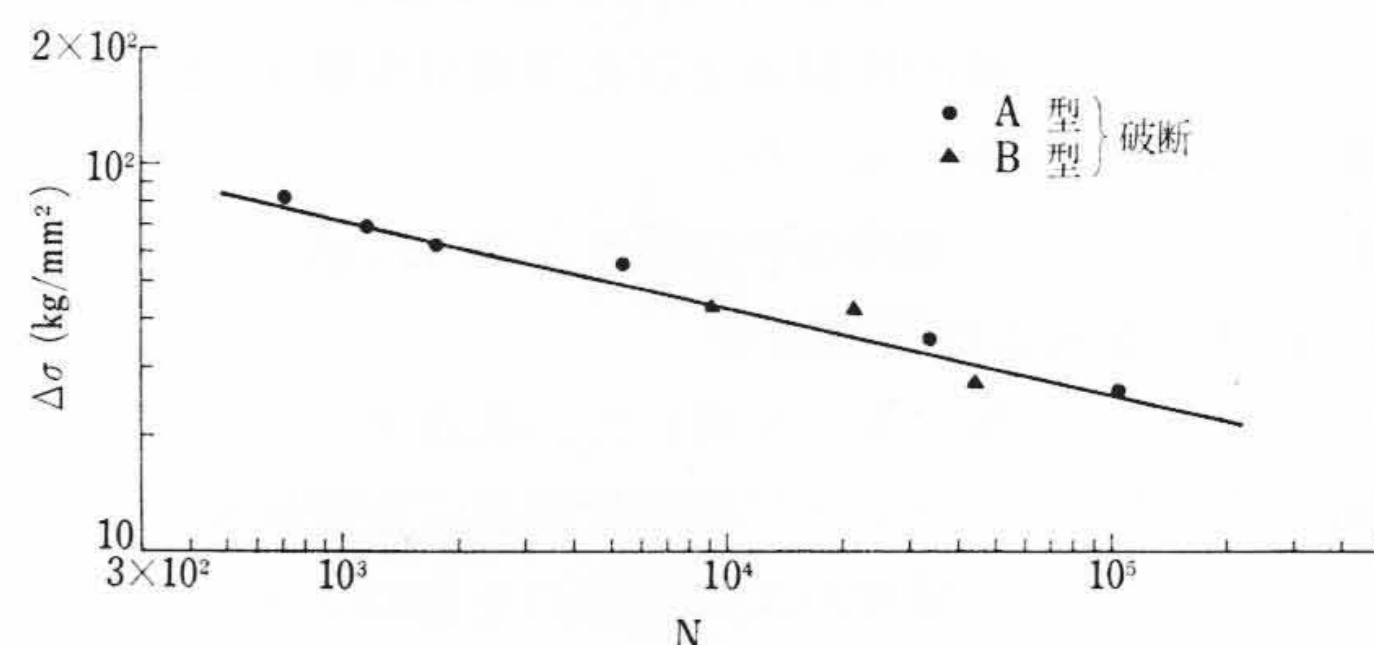


図11 き裂の進展状況

図12 $\Delta\sigma$ と $N_{0.1}$, N_f との関係 (室温)図13 $\Delta\sigma$ と N_f との関係 (300℃)

められた。

$$N^n \Delta\sigma = k \dots \dots \dots (1)$$

定数 n , k の値は次のようになる。

$$N = N_{0.1} \text{ に対して } n=0.28, k=603 \text{ kg/mm}^2$$

$$N = N_f \text{ に対して } n=0.27, k=715 \text{ kg/mm}^2$$

(1)式が成立する範囲には限度があることはじゅうぶん予想されるから, この結果をあまり大幅に外そうすることは避けるべきであろう。

3.3.2 300℃における疲れ強さ

300℃の実験では試験片が電気炉で覆われており, き裂の発生と進展状況を顕微鏡で直接観察することはできなかったため, $\Delta\sigma$ と N_f との関係のみを求めた。図13はその結果を示したものである。この場合にも室温においてと同様に(1)式の関係が成立し, n , k は次のようになる。

$$N = N_f \text{ に対して } n=0.226, k=342 \text{ kg/mm}^2$$

図12との比較および n , k の数値からわかるように, 300℃では室温に比べて疲れ強さが低下し, 低下の度合いは高応力側で大きい。

3.3.3 平滑材の疲れ強さとの比較

以上の実験の結果, 室温と300℃における低サイクル疲れ強さが大分明らかになったが, 本実験では平滑材の疲れ強さはまだ確かめられていない。参考値として, 引張試験結果から引圧に対する疲れ強さを推定してその結果との比較を行なってみよう。

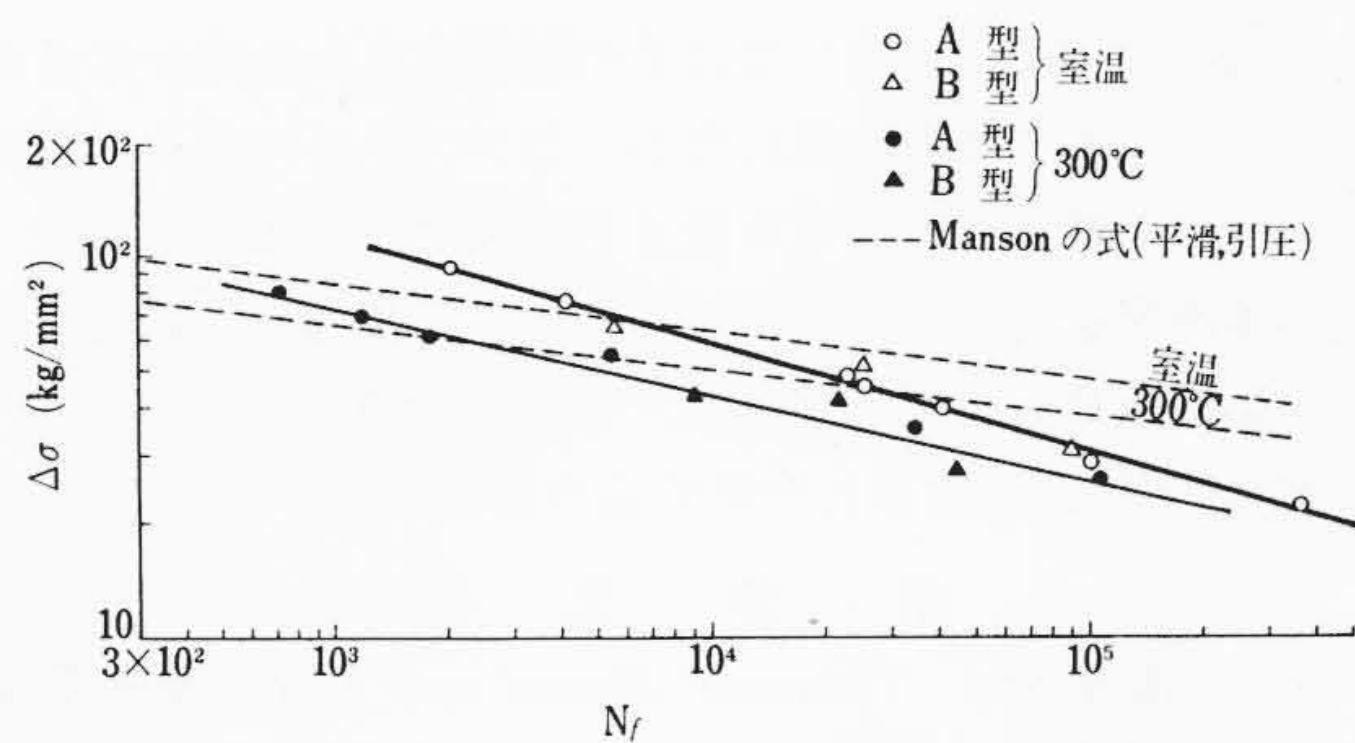
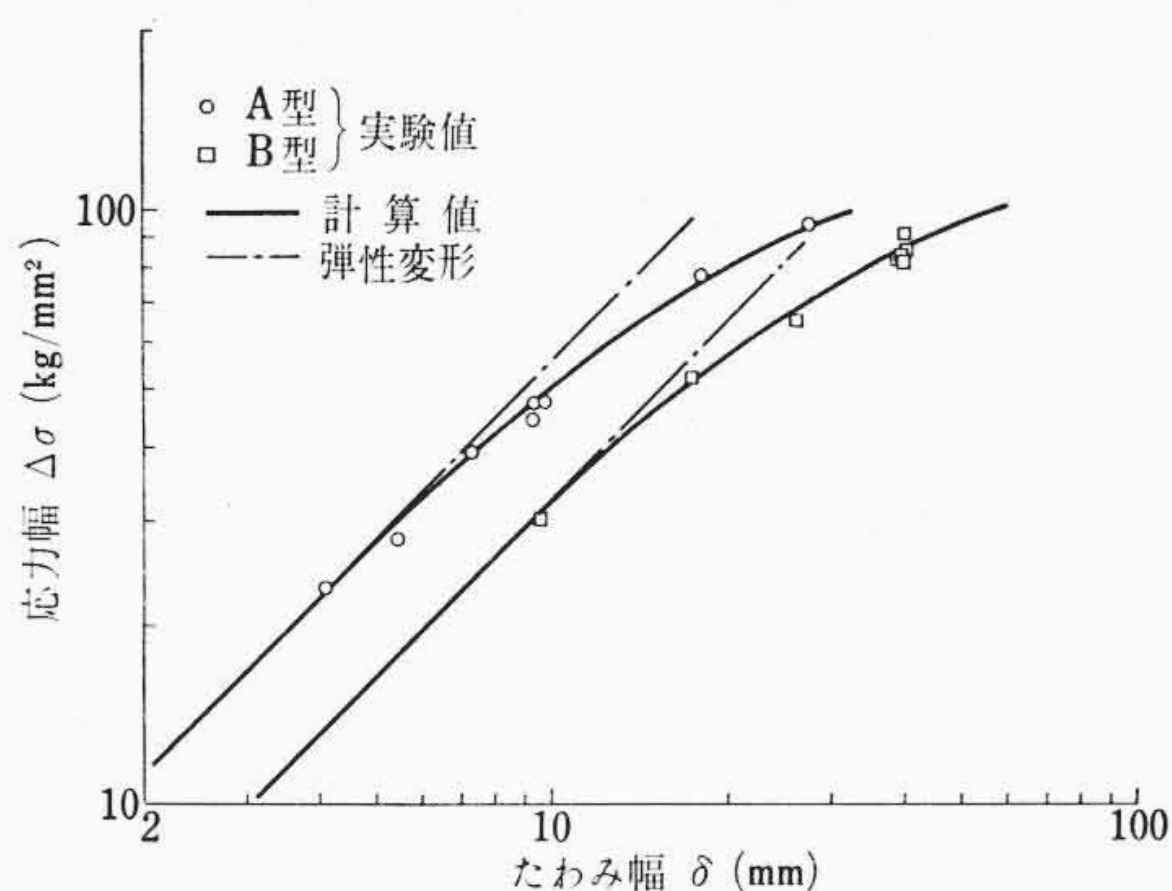
図14 $\Delta\sigma$ と N_f との関係 (平滑材との比較)

図15 たわみと応力との関係

Manson⁽¹⁾によれば応力幅と寿命との関係は次式で与えられる。

$$\Delta\sigma = 3.5 \sigma_B N_f^{-0.12} \quad (2)$$

ただし、 σ_e は材料の引張強さである。Mansonの式は定ひずみ引圧で応力幅が安定した状態での応力幅と寿命との関係を示すものであって、本実験のように当初の応力幅をとる場合と多少差があるが、 N_f が1,000を越すような範囲ではこの差は比較的小さいと考えてよいであろう。本実験の管相当部材料について行なった引張試験で得られた σ_B (表1参照)の値から(2)式で求めた $\Delta\sigma$ と N_f との関係は図14の点線である。300°Cの場合にも一応(1)式が成立するものとして記入してある。 N_f が小さい側で不完全切込部先端の方が平滑材の計算値よりも強くなる傾向がみられるのは(i)曲げの場合の表面応力が公称値よりも小さく、その差が高応力側でとくに著るしくなること、(ii)切欠き材が N_f が小さい範囲で平滑材よりも強くなる⁽²⁾⁽³⁾という一般的な傾向、(iii)溶接部と母材との材質的な差などの原因が考えられるが、(i)、(ii)がとくに大きな原因であろう。不溶着部のある場合の公称曲げ応力振幅で示される低サイクル疲れ強さの一つの目安として参考になれば幸いである。

3.4 試験片のたわみと曲げ応力

3.3においては疲れ強さとくに応力と寿命との関係について述べたが、ここでは試験片端部に加わるたわみと発生する応力について検討した結果を簡単に付記しておきたい。

図15は試験片の荷重点に与えたたわみ幅 δ とこれによって試験片の危険断面に生じた公称応力幅 $\Delta\sigma$ との関係を示したものである。片持はり形式の実験であるため横軸に示した δ の値が一見非常に大きい数値を示しているが、これは熱変形などによる変位の数値と直接比較すべき性質のものでないことはもちろんである。同図の曲線は次のような計算によって求めたものである。

まず、試験片の塑性変形成分によるたわみ幅 δ_p と応力幅 $\Delta\sigma$ との関係は次式で表わされる。

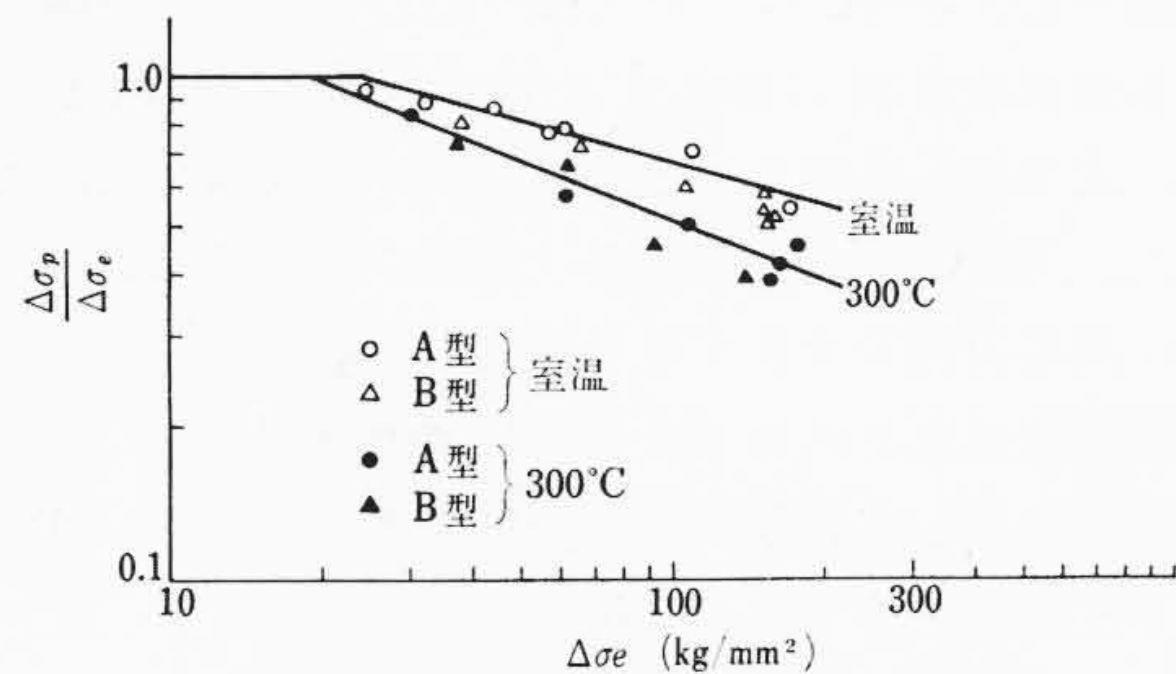


図16 弾性計算による公称応力値と公称応力実測値との関係

$$\Delta\sigma = k \left(\frac{h \delta_p}{l^2} \right)^m \quad (3)$$

ここで、 k, m : 定数

l : 試験片の長さ

ただし、 l の値は荷重位置から溶接部中央までの長さを用いた。したがって図示の δ の値は計算値、実験値ともにノズル相当部の変位および回転によって生ずる荷重点のたわみ成分を全体のたわみから除いて、管相当部のみを片持はりとしたときの値を示してある。低サイクル疲れあるいは熱疲れにおいて、応力幅と塑性ひずみ幅との間に次式

$$\Delta\sigma = A \Delta\varepsilon_p^q \quad (4)$$

ここで、 A, q : 定数

$\Delta\varepsilon_p$: 塑性ひずみ幅

の関係がみられることは既に報告⁽⁴⁾⁽⁵⁾した。(3)式の定数 k, m は管相当部の材料についての A, q とかなり密接な関係を持っているように思われるがまだ今後の検討を必要とする段階なので、本報では k, m を仮定して用いた。同図に示した δ は $k=439 \text{ kg/mm}^2$, $m=0.25$ として(4)式によって得られたたわみ δ_p と弾性計算によって得られた δ_e とを合計した値である。この図からわかるように $\Delta\sigma$ が管相当部の耐力(28.2 kg/mm^2)を越えた付近から次第にたわみ量が弾性計算値よりも大きくなりはじめている。したがって、当然のことながら変位から弾性計算で求めた応力幅は実際に生ずる応力(公称値)よりも大きな値を与えることになる。

300°Cにおける実験でも類似の関係が得られたが、ここでは省略する。同じ結果を別の形で示したのが図16である。同図ではたわみから弾性計算によって求めた危険断面の公称応力幅 $\Delta\sigma_e$ と同じたわみによって実際に発生する応力幅(公称値) $\Delta\sigma_p$ との関係を示したものである。かなり広範囲にわたって直線関係がみとめられ、 $\Delta\sigma_e$ と $\Delta\sigma_p/\Delta\sigma_e$ の関係が次式で示される。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\Delta\sigma_p}{\Delta\sigma_e} &\cong 2.38 \Delta\sigma_e^{-0.27} & (\text{室温}) \\ &\cong 3.32 \Delta\sigma_e^{-0.40} & (300^\circ\text{C}) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

(5)式右辺の係数は板厚に無関係な値である。直線が $\Delta\sigma_p/\Delta\sigma_e=1$ の直線と交わる点における $\Delta\sigma_e$ は各温度での粗材の耐力付近になる。なお係数の値に対する長さ l の影響については実験的にも、また理論的にも確かめる必要性が残されている。

この結果は周辺条件が変位で与えられる場合に発生する応力幅の推定に便利であるが、係数に対する長さの影響や、300°Cの実験における試験片温度の不均一の影響などもいくぶんあると思われるので、これらについては今後検討の予定である。

4. 結 言

本研究によって不完全溶込部を持ったノズル端溶接部の低サイクル疲れ強さについて各種の基礎データが得られたが、これらをまとめると次のとおりである。

- (1) 室温および300℃において曲げ応力幅と破断寿命あるいはある長さのき裂が発生するまでの繰返し数との関係が(1)式で表わされることを確かめ、同式に必要な定数を求めた。300℃における強さは室温に比べて低い、その程度は高応力側で大きくなる傾向がある。
- (2) 顕微鏡で見出される100分の数mm程度の微小な疲れき裂は繰返し初期段階で発生するが、板厚の10%程度の長さに成長するまでには相当の期間を要する。それ以後破断までの期間は比較的短期間である。
- (3) 同じ公称応力幅の下での寿命は板厚に無関係である。
- (4) 塑性変形によるたわみ幅とこれによって生ずる応力幅との関係は(3)式で表わされる。
- (5) たわみ幅から弾性計算によって求めた応力幅と実際に発生する公称応力幅との間には近似的に(5)式の関係が認めら

れた。

なお、(3)、(5)式に関しては l の影響をさらに確かめる必要がある。また、本報では取り扱わなかったが、ノズル部その他の構成要素の剛性の影響についても今後さらに検討の予定である。

最後に本研究を行なうに当たって多大のご指導ご、援助をいただいた日立製作所日立工場鳥井部長、吉柳主任技師、浜田技師、当所大内田部長、実験に協力された研究室の各位に厚く感謝申し上げます。

参 考 文 献

- (1) S. S. Manson: Thermal Stress and Low-cycle Fatigue, McGraw-Hill (1966)
- (2) K. Wellinger: Konstruktion, 20 Jahrg, 3 (1968), 81
- (3) W. G. Finch: Proc. ASTM, 52 (1952) 759
- (4) 楠本韶: 材料, 12, 112 (1963), 53
- (5) 楠本韶, 竹内守: 材料, 13, 131 (1964), 61



登録実用新案 第850645号

盛 武 賢

ド ラ ム カ ッ タ 用 カ ッ タ ド ラ ム

カッタドラム周面に多数のピックを多数列に配置した従来のドラムカッタ用ドラムは、カッタ本体の送り速度とカッタドラムの回転数できまる食いこみ量以下の切り粉に石炭を粉化する。なお、切削の刃先が面であるため、切削抵抗が大きく、定出力のドラムカッタで得られる切截速度の向上には、ピックの改善では限界がある。また、ピックボックスによりピックを保持する構造では、切り粉がピックボックスの衝撃によりいっそう粉化する。

この考案は、面で押しつけて切削するのはみぞ切りバイトとし、そのみぞ切りバイトにより炭層にみぞをつくり、そのみぞを利用して切り残し部の根元にクラック用バイトを入れクラックを発生させ、クラックの発生した切り残し部（炭塊）をせん断バイトにより切りはなしてはね出すようにしたものである。

図はカッタドラム上のバイトの配列を示した展開図で、 B_1 はドラム円周上に従来のものの数倍のピッチ L の列をつくらせて多数配置したみぞ切りバイトである。このみぞ切りバイトは炭層にみぞをつくる働きをする。 B_2 および B_3 は各列中に取り付けられたクラック用バイトおよびせん断用バイトで、その数は1個もしくはきわめて少数である（図は1個の例である）。図中1ないし9、9'は各列上の各バイトのピッチ線を表わす。なお、 E および F はカッタドラムの円周方向および軸方向を示している。

図からわかるように、各列のクラック用バイト B_2 およびせん断用バイト B_3 はほかの列のものに対して位相をずらしてある。これは切削抵抗のバランスをとるためである。クラック用バイト B_2 はみぞ切り用バイト B_1 の切り残し部の根元にクラックを発生する働

きをし、せん断用バイト B_3 はクラック用バイト B_2 によりクラックを入れた切り残し部を塊炭として所定の方角にはね出し、かつ所定の刃先円に炭壁を仕上げる働きをする。図の例では、クラック用バイトおよびせん断用バイトは、カッタドラム1回転で1回作用する。 B_4 はバイトの各列間に設けたかき板で、原則として切削能力のないものとする。このかき板は、前記せん断用バイト B_3 とほぼ周上の対向位置（ほぼ180°の位相おくれの位置）に設けられている。

この考案によれば、切り粉の粉化を極力防止し、大きな塊炭の切削を円滑に行なうことができる。（富田）

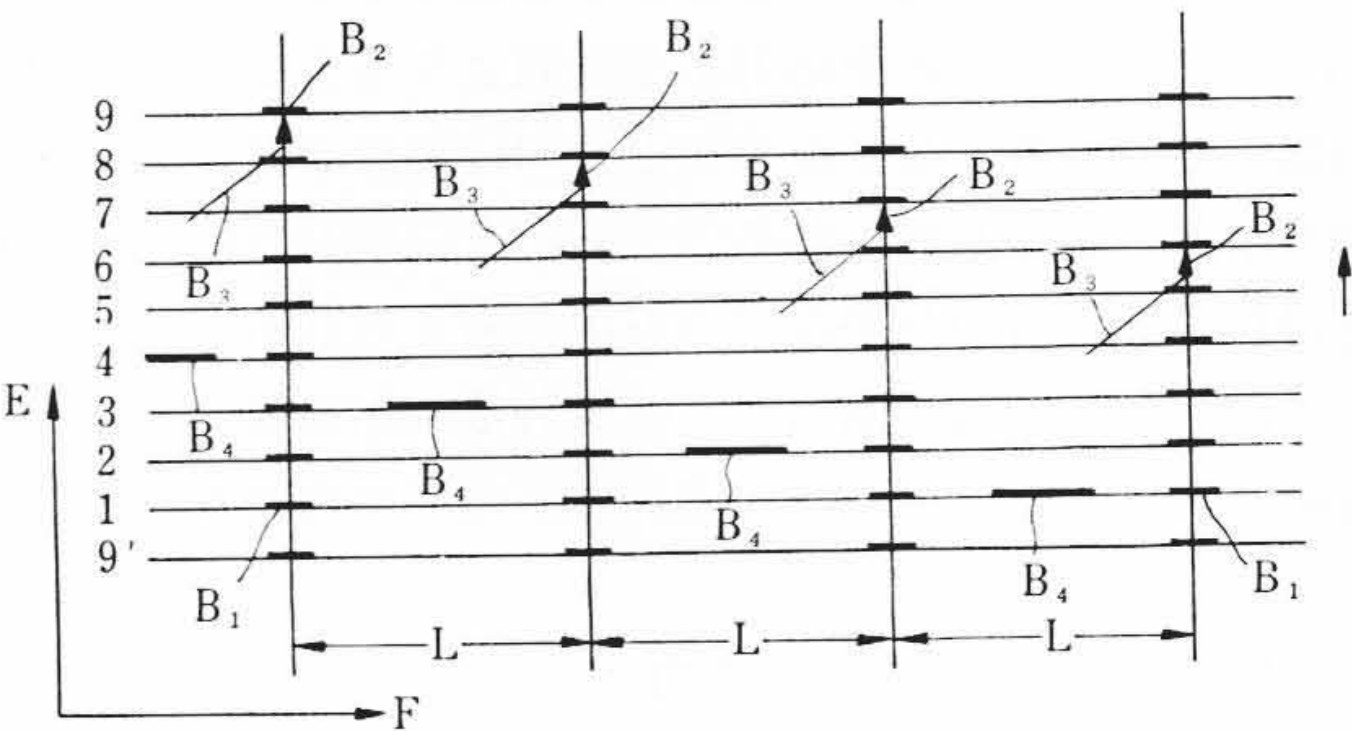


図 1

訂 正

日立評論 51 巻 8 号 (昭和 44 年 8 月号) の目次のうち「日立デジタルスイッチの基本的性能」は 13 頁を 7 頁に、「超臨界圧 UP ボイラ」は 7 頁を 13 頁にご訂正願います。