

第109研究部会

溶接欠陥および工作誤作の船体 強度におよぼす影響に関する研究

報 告 書

昭和45年3月

社団法人

日本造船研究協会

目 次

まえがき	1
1. 船体溶接部に発生した損傷ならびにその原因の検討	2
1. 1 外板および強力甲板に発生したき裂の調査	2
1. 1. 1 外板および強力甲板に発生したき裂の分布状態	2
1. 1. 2 損傷原因とき裂長さ	2
1. 1. 3 き裂発生までの期間と原因	3
1. 1. 4 結 言	4
1. 2 大型船の深水タンクおよび船尾タンクの部材組立精度の調査	4
1. 2. 1 調査の目的	4
1. 2. 2 深水タンクの横桁の防撓材と縫通材フランジとの組立精度の調査	5
1. 2. 3 船尾タンクの肋骨、桁板、外板の組立精度	5
1. 2. 4 考 察	6
2. 隅肉溶接部のルートギャップと溶込み量が疲労強度におよぼす影響	20
2. 1 目 的	20
2. 2 試 験	20
2. 3 試験結果	21
2. 4 考 察	22
3. ピード形状の船体強度におよぼす影響	30
3. 1 ピード趾端部の形状変化が疲労強度におよぼす影響－1	30
3. 1. 1 目 的	30
3. 1. 2 試 験	30
3. 1. 3 試験結果	30
3. 1. 4 考 察	31
3. 2 ピード趾端部の形状変化が疲労強度におよぼす影響－2	31
3. 2. 1 目 的	31
3. 2. 2 試 験	31
3. 2. 3 試験結果	32
3. 2. 4 考 察	32
3. 3 溶接縫手のピード影響	34
3. 3. 1 目 的	34
3. 3. 2 試 験	34
3. 3. 3 試験結果	37
3. 3. 4 考 察	38
4. 斜交隅肉縫手の疲労強度の研究	56
4. 1 斜交隅肉縫手の疲労強度	56
4. 1. 1 目 的	56

4.1.2 試験	56
4.1.3 試験結果	56
4.1.4 考察	58
4.2 斜交隅肉継手の平面曲げ疲労試験	62
4.2.1 目的	62
4.2.2 試験	62
4.2.3 試験結果	62
4.2.4 考察	64
5. 工作誤作およびスカラップを有する部材の船体強度におよぼす影響	76
5.1 隅肉溶接継手の疲れ強さ、板の目違いとルードギャップの影響	76
5.1.1 目的	76
5.1.2 試験方法	76
5.1.3 試験結果	77
5.1.4 考察	78
5.2 スカラップを有する部材の疲労強度	78
5.2.1 目的	78
5.2.2 試験	78
5.2.3 試験結果	78
5.2.4 考察	79
6. 溶接条件が疲労強度におよぼす影響	87
6.1 目的	87
6.2 試験	87
6.3 試験結果	88
6.4 考察	88
7. 疲労亀裂の伝播開始条件に関する歪論的研究	100
7.1 目的	100
7.2 試験	100
7.3 試験結果	100
7.4 考察	102
7.5 結論	103
あとがき	114

まえがき

船体の損傷例は大部分構造部材の溶接継手部に発生しており、特に隅内溶接部にその発生頻度が高い。これらの損傷原因の一つとして、設計上の問題点も考えられるが、その他溶接部の欠陥の存在、工作誤作の大きさ等に起因するものが多い。

本研究は、これらの損傷防止対策を検討するとともに、上記の諸因子が船体構造の静的および動的強度におよぼす影響を明確し、強度上許し得る溶接部の許容欠陥量および工作上の許容誤差等を確立するのを目的とする。

研究は3ヶ年にわたつて実施する計画であるが、本年は主として軟鋼について次の項目に関する研究を実施し、一応所期の目的を達した。

研究項目は、実船による溶接部に発生した損傷の調査集計、ルートギャップ、溶込み量、ビードの形状、板の目迷い等の工作誤作等が疲労強度におよぼす影響、斜交隅肉継手の疲労強度、溶接条件が疲労強度におよぼす影響、亀裂伝播に影響する寸法効果等である。

1. 船体溶接部に発生した損傷ならびにその原因の検討

1.1 外板および強力甲板に発生したき裂の調査

1.1.1 外板および強力甲板に発生したき裂の分布状態

外板および強力甲板に発生したき裂は、本船への浸水や貨物の海損をともなうばかりでなく、気温が低ければせい性破壊発生のいとぐちになることもあるからその発生は重視すべきものと考えられる。

これらのき裂は、外板や強力甲板の突合せ継手の溶接欠陥から直接発生したものもあるが、大部分は内部材と外板または強力甲板とのすみ肉継手の止端付近から発生したものが多い。

このき裂は船首部、船尾部など場所を限定して、同種のものが繰返し発生する場合があり、溶接欠陥というより構造上の欠陥あるいは継手設計の点もあわせて考えるべきものもある。

そこで、外板および強力甲板に発生したき裂を場所ごとに1隻の船に集約し、き裂発生状況を示す図を作製し、そのき裂発生の傾向を調べてみた。作図にあたり特に注意した点は次の点である。

- (i) 船は貨物船（鉱石船、バラ積み船、兼用船をふくむ）と油槽船の2種に分けた。
- (ii) 主として戦後建造された3000t以上Tの1200隻の船を対象としたが、この中でき裂発生の船の隻数は101隻であった。
- (iii) き裂は坐礁、衝突、接触など人為的原因で発生したもの除き、波浪または貨物の荷重によると推定されたものを対象とした。

き裂の発生の分布状態は図1.1.1および図1.1.2のとおりで、貨物船では船首部の船側外板、船橋端部周辺（中央機関の船）ビルジキールの両端部、船尾材やボス部付近の外板に多くのき裂が発生していることがわかつた。油槽船ではき裂発生の件数も少なく、目立った特徴はないが、船尾部や中央部は比較的多く、船首部は少ないようである。

1.1.2 損傷原因とき裂長さ

き裂発生の原因は、船体構造の設計、工作および使用鋼材の材質の3つに大別することができるが、実際には構造と工作、構造と材料、材料と工作など原因が複合している場合も相当ある。また腐食すい耗による部材強度の減少に基づくき裂もある。

構造が原因のき裂とは、船体構造上のさけ難い応力集中部や、構造上繰返し荷重に対する配慮が充分でないもの、あるいは工作や材質が破壊の直接原因とは考えられないき裂を総称する。き裂が構造だけでなく、溶接欠陥など工作も原因の一つと推定される場合は、構造と工作が複合した原因のき裂と考える。

工作上の欠陥あるいは、構造上の欠陥からせい性破壊となつた場合は、工作と材質あるいは構造と材質の複合した原因と考える。

上記の原因別の分類結果は図1.1.3のとおりで、構造が原因のき裂は全体の58%で過半数を占め、工作が原因のき裂は全体の20%、材料が原因のものは5%、重複した原因のものは合計して12%となつてている。

同じ年に建造された船舶のうち、何%の船がき裂を発生したかについて原因別に調べてみると図1.1.4のとおりである。

き裂が発生してもその長さが短かいと船体や横荷に及ぼす危険度や損害の程度は低い。き裂の長さについて調べてみると図1.1.5のとおりで、約1/3のき裂は100mm以下の小き裂に止まっている。しかし、1m以上の大き裂も15件近くあることは注目すべきものと考える。

全体の過半数を占める構造が原因で発生したき裂は、その長さは比較的短かく、その半数近くは100mm以下で止まっているのに対し、工作が原因のき裂の長さの長いものが多く含まれており、特に500mmを越える長い危険なき裂は構造よりも、工作や材質が原因となっているものが多いことは注目すべき点である。

1.1.3 き裂発生までの期間と原因

き裂が発生するまでにどれ位の期間を要したかはよく判らないので、き裂を発見した船令をき裂発生に要した期間と仮定すると図1.1.6のとおりとなる。図1.1.6からき裂は4年を経てから発生していることが多いことが判る。また4年までに発生したき裂は、4年をすぎた後に発生したものにくらべて工作や材質に原因のあるものが多い。

発生したき裂を原因別に調べてみると次のとおりである。

(1) 構造が原因のき裂

構造が原因で外板や強力甲板にき裂が発生する主な類型は図1.1.7のとおりで、次の6種類に分けられる。

- A 船首部船側外板の肋骨あるいは船側舷通桁周辺の外板のき裂
- B 中央機関の貨物船の船樓端周辺の舷側厚板、船側外板のき裂
- C 倉内肋骨あるいは機関室(中央部)肋骨の下端周辺の船側外板や曲部外板のき裂
- D 船尾部プロペラボス部周辺の外板のき裂
- E ピルジキールの個所、曲部外板のき裂
- F 中央部甲板室下端の強力甲板のき裂
- G その他

各種類の分布は図1.1.8のとおりで、Gその他を除くとAがもつとも多く、B・Cがこれに次いでいる。き裂発生までの期間から見れば図1.1.9のとおりでAおよびBは比較的早い時期から発生し、C・Dは7年目以降に発生する傾向がみられる。

現在A(船首部)の損傷は図1.1.10.1)のごとく構造寸法および継手設計の改善によつて現在はかなり少なくなつており、BおよびFの損傷も中央機関や中央甲板室の船が減少するにしたがつて、この損傷も発生率は少なくなつている。

Cの(肋骨)の損傷は最近かなり発生しているもので、肋骨寸法および肋板固着の方式の検討が必要となつている。E(ピルジキール端部)の損傷は図1.1.10.2)のごとく、ピルジキール端部の構造の改善によつて、最近の船での発生率は少なくなつている。

構造が原因のき裂について、その年に建造された船舶のうち、何%の船がき裂を発生したかについて調査したもののが図1.1.11で、最近建造された船舶にはき裂発生頻度が低いことがわかる。

(2) 工作が原因のき裂

工作が原因のき裂(構造や材質との重複原因のものをふくめる)では、き裂発生までの期間およびき裂長さの関係は図1.1.12のとおりで、構造が原因の場合と異なり、比較的早い時期にき裂が発生し、漸次増加する傾向を示す。特に500mmを越える長いき裂は最初の8年間までに多く発生しており、いわゆる初期故障と考える。

工作が原因のき裂をさらに分類すると図1.1.13のとおりであり、突合せ継手の溶込み不足(特に二重張のわかれ込み溶接の欠陥)、はめ込み溶接の欠陥、すみ肉溶接ではすみ肉の止端スロット溶接の欠陥から発生したものが多い。

突合せ溶接の欠陥から発生したき裂は欠陥が溶接線方向に連続していることが多いため、長いき裂になりやすい。これはき裂が急速に成長するのではなく、図1.1.14.1), 2)のとおり欠陥から発生したき裂がビード断面の溶着金属を通して表面に達するにはあまり期間を要しないことを示している。

またき裂を発生するような継手のX線写真の等級は間違いなく最下級であることが破面や周辺の同種の突合せ継手のX線結果から推定される。

またはめ込み溶接や二重張り溶接にき裂が多く発生しているのは、開先の取付状況が普通の継手より悪く、溶接後

の総検査も一般には行なわれるのが普通であるため溶接が充分に行なわれなかつたためと思われる。

(3) 材質が原因のき裂

材質が原因のき裂は長さも長く、重大な損傷となる可能性は大きい。この場合の材質不良とは、鋼材のラミネーションや強度、延性の不足やバラツキが主原因ではなく、鋼材の欠きじん性が充分でないことが主要因となつてゐる。極地航海をする駆工船では事故が多いのは当然考えられることであるが、冬期航行中的一般貨物船でせいぜい破壊を生じた船もある。

1.1.4 結 言

船体構造中外板および強力甲板に発生したき裂の分布状態などについて調査を行なつた結果、き裂は構造上の不連続部などから発生したものが最も多いが、最近は構造の改善や船型の変化によつて発生率がかなり減少している。

一方工作上の欠陥からのき裂は発生率は高くはないが、長さが50.0mmを越える長いき裂となることがあり、溶接、工作のミスなど種々の要因から減少し得ない問題を多くふくんでいる。従来非破壊検査が行なわれなかつた突合せ継手、特に二重張の突合せ溶接やはめ込み溶接の欠陥については今後特別の注意が必要となろう。

今回の調査は比較的船令の古い船すなわち中型程度の船が主となつておらず、最近の超大型船や巨大船は対象となつていない。これは、大型船ではこの種のき裂が少ないためであるが、一方最近の大型船の大事故があり、いずれも全損となつている。これら大型船の事故の原因が今回の調査から推定されるものであるか、あるいは全く別の種類のものであるかは、今後さらに検討を要すべきことである。

1.2 大型船の深水タンクおよび船尾タンクの部材組立精度の調査

1.2.1 調査の目的

部材の取付精度が悪いとすみ肉継手のルートにすき間ができ、そのまま溶接したり、無理な運棒操作を行なうと内部欠陥やアンダカットなどの欠陥を残すことがある。

また船首尾タンクのような部材へ傾斜して取りつけられた場合は溶接姿勢に無理があり、脚長不整や溶込不良を生じることもある。(図1.2.1 参照)

これらの溶接欠陥を生じやすい継手に繰返荷重が加わると、き裂発生の原因となることが考えられる。

例えば大型タンカーの貨物油タンクの縫切骨と横桁の交差部に設けられた防撓材や倒止め肘板の下端のすみ肉継手のき裂(図1.2.2 参照)は溶接欠陥も原因の一部となつているとも考えられる。また船尾タンクの肋骨と外板など各種部材の溶接部については、超大型船の約半数に比較的早い時期にき裂を生じている。(図1.2.3 参照)

これらの部材で取付精度に万全を期すことが現在の段階で困難であるとすれば、その構造設計には工作誤差にともなうある程度の溶接欠陥を見込むことも必要かも知れない。

そこで当部会としては工作精度の面から日本の代表的な造船所における上記部材の取付精度の実態と継手の仕上り状態について調査を行なつた。調査対象の船舶は表1.2.1のとおりである。

表1.2.1 組立精度調査対象船

船 舶	船 の 種 類	L × B × D (m)	深水タンク調査	船尾タンクの調査
A	油 送 船	313×48.2×24.4	○	—
B	鉱 油 船	265×44.2×23.3	○	—
C	鉱 石 船	248×38.0×21.3	○	○
D	鉱 油 船	277×42.0×22.6	○	—
E	油 送 船	302×50.4×24.3	○	—
F	鉱 油 船	254×39.9×21.0	○	—
G	鉱 石 船	240×43.3×22.2	○	—

1.2.2 深水タンクの横桁の防撃材と縦通材フランジとの組立精度の調査

(1) 調査の対象

建造中のタンカーまたは鉱石船（兼用船をふくむ）7隻の船底外板または船側外板の縦通材と横桁との交差部に設けられた防撃材または倒止め肘板と縦通材のフランジとのすき間およびその溶接の仕上り状況を調査した。

(2) 調査の方法

- 上記船舶の任意1タンクを選び、任意の2個の横桁について、肘板または防撃材の下端と縦通材のフランジとの間のすき間を計測した。計測点は船側外板または船底外板各20個所以上とした。
- 溶接後同一箇所についてすみ肉脚長を計測する。

(3) 調査の結果

- 各船の任意の2個の横桁の交差部のすき間の平均値およびその標準偏差は図1.2.6のとおりで、造船所あるいは船舶によってかなり異なっていることがわかる。
- すみ肉継手ではすき間があれば、その分だけ脚長を増すことを規定している船級協会もあるが、調査対象となつた船舶では図1.2.7のように航行されている船舶もあるが、図1.2.8のように航行していない船舶もある。全体を平均するとすき間のあいた場合の増し脚長の傾向は図1.2.9のとおりであり、すき間が1.5mmを越える場合は増し脚長が完全には行なわれていないことがわかる。
- 指定脚長に対してどの程度のすき間を予測すべきかについては、全体的には図1.2.10のとおりで、平均1～2mmのすき間があるが、船舶（造船所）により若干異なる傾向がある。

1.2.3 船尾タンクの肋骨、桁板、外板の組立精度

(1) 調査対象：船尾タンクが縦肋骨構造方式の建造中の船舶に対して、船尾隔壁より後端へ、構載喫水線付近の肋骨、肋板、桁板と外板のすみ肉溶接直前の取付け状況について調査した。（図1.2.11斜線の箇所）

(2) 調査の方法

調査は図1.2.11に示す①～④の箇所につき、すみ肉溶接直前の取付け状況（すき間、開先の形状）、溶接の仕上り状態（脚長、またはビード巾）について行なつた。

(3) 調査結果

a) 縦肋骨と外板とのすき間とその溶接

船尾タンク内の縦肋骨で、図1.2.12および図1.2.13の要領で隣接するウェブ・フレームの中間にある箇所の縦肋骨と外板とのすき間を計測した。計測の結果は図1.2.14のとおりである。

この箇所の肋骨と外板とのなす角度は約60°であり、肋骨と外板とはすみ肉溶接というより開先をとつた突合せ溶接に近い状態で溶接されており、溶込不良をないものとして上下のビード巾から、のど厚を算定し、そのバラツキを調べてみると図1.2.15のとおりとなり、規定のど厚が、5.6mmであるから、充分すぎるのど厚となる。

b) ウエブ・フレームと外板とのすき間とその溶接

ウェブ・フレームと外板とのすき間について、各縦肋骨間の中間に位置するものを計測した。計測の要領は図1.2.11および図1.2.16を参照されたい。計測の結果を図1.2.17に示す。

計測の結果では、すき間も少なく、良好な工作精度であることが判つた。一方、この箇所においてウェブと外板とは約20°傾斜しており、すみ肉溶接はルート部を面取りした状態で溶接されている。そこでビード巾より逆にのど厚を算定し、そのバラツキを調べてみると図1.2.18のとおりなる。規定のど厚が5.6mmであるから溶込不足がなければ充分なすみ肉となつていると考えられる。

c) 肋骨とウエブ・フレームとのすき間

図1.2.19 の横肋骨とウエブ・フレームのウエブ、および倒止肘板におけるすき間を計測した。すき間の計測結果は図1.2.20 のとおりで、すき間の平均値および標準偏差は今までの計測部材にくらべてかなり大きいことがわかつた。

d) ウエブ・フレーム下端のすき間とその溶接

図1.2.23 のウエーブ・フレーム下端のすき間を各ウエーブ・フレームの隅部、中间部、止端部の3部にわけて計測した。

調査の結果は図1.2.24 のとおりで、かなりすき間が多いことがわかる。この個所の指定脚長は6mmであるが、このすき間に応じどの程度増し脚長を行なつているか否かを図1.2.25 に示す。

この図からみると増し脚長はかなりよく行なわれているものと考えられる。

1.2.4 考察

- a) 縦通部材と横部材との交差個所は、深水タンクも船尾タンクの場合も他の部材組立精度にくらべて、精度が悪くなっているのは事実である。これは、この個所が、縦通材の高さの工作誤差、横部材の高さの工作誤差と横部材に取りつけられる防撲材または肘板の長さの誤差の三つの工作誤差が重なるためであるが、平均して1～2mmの場合によつては2～4mmのすき間を予測することが必要である。
- b) 一般にすみ肉溶接で部材間にすき間がある場合は、そのすき間だけ規定の脚長より増しておくことが必要と考えられるが、調査の結果では必ずしも充分に履行はされてはおらず、この部分のき裂損傷の原因の一つと考えられる。
- c) 船尾タンクのウエブ・フレーム下端は現場継手の一種であり、このすき間は同じ船尾タンクの調査対象部材のいずれよりも組立精度は悪かつた。しかし、本船の場合、すき間に応じて増し脚長がかなりよく行なわれであつた。
- d) 損傷の多い縦通構造式船尾タンクについては、横肋骨構造方式の船が多く、調査対象の船が1隻に止まつたため、充分な調査とはなり得なかつた。しかし調査の結果、傾斜部材が多いにもかかわらず組立精度はかなり良好で、すみ肉継手の部材間隙も平行部とあまり差異は見当らなかつた。この部材のすみ肉継手周辺のき裂損傷が、精度不良に起因するすみ肉溶接の工作不良が主原因か否かは、さらに調査をしないと判らない。

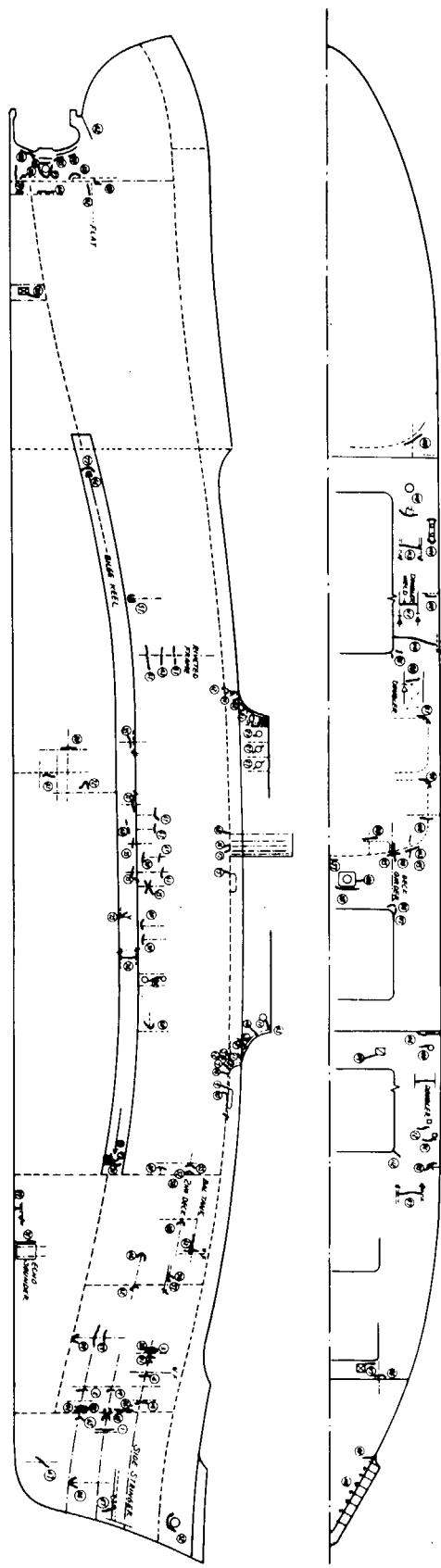


図 1. 1. 1 貨物船のき裂の分布

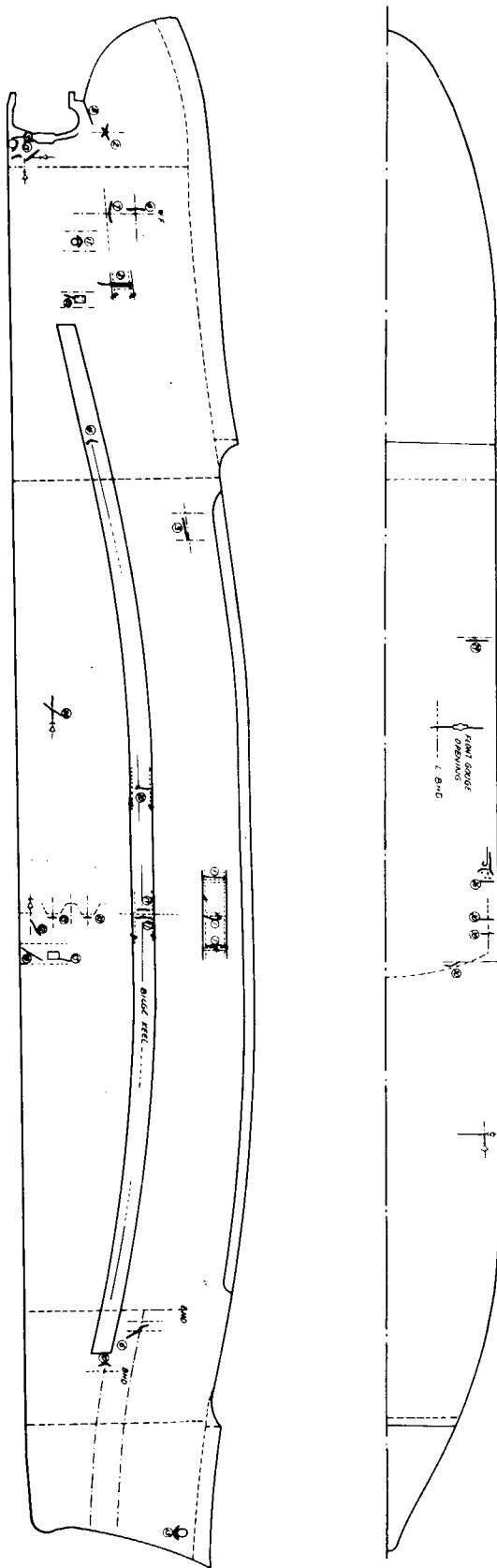


図 1.1.2 油槽船のき裂の分布

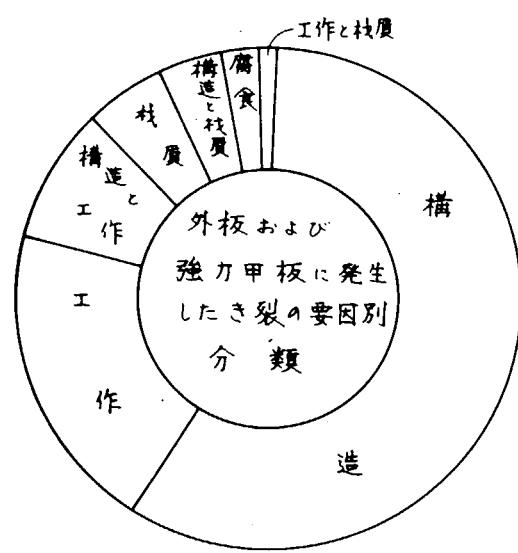


図 1.1.3 外板および強力甲板に発生したき裂の要因別分類

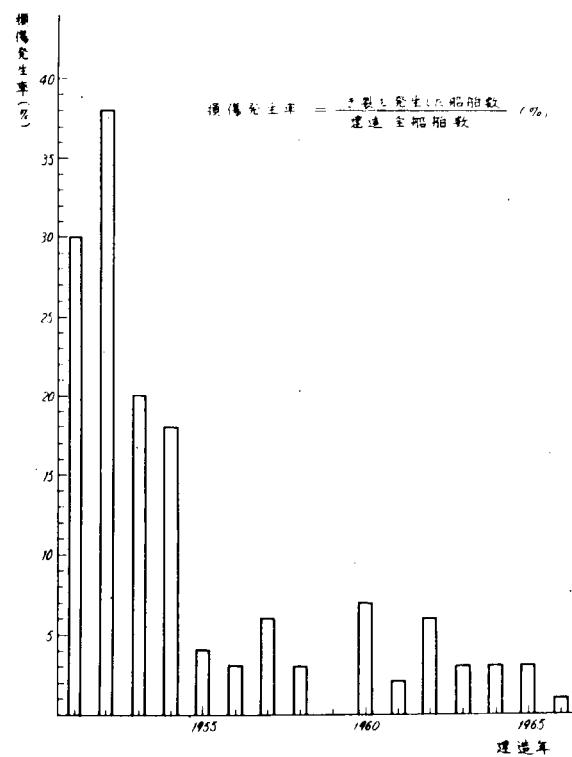


図 1.1.4 1) 船舶の建造年ごとの損傷発生率

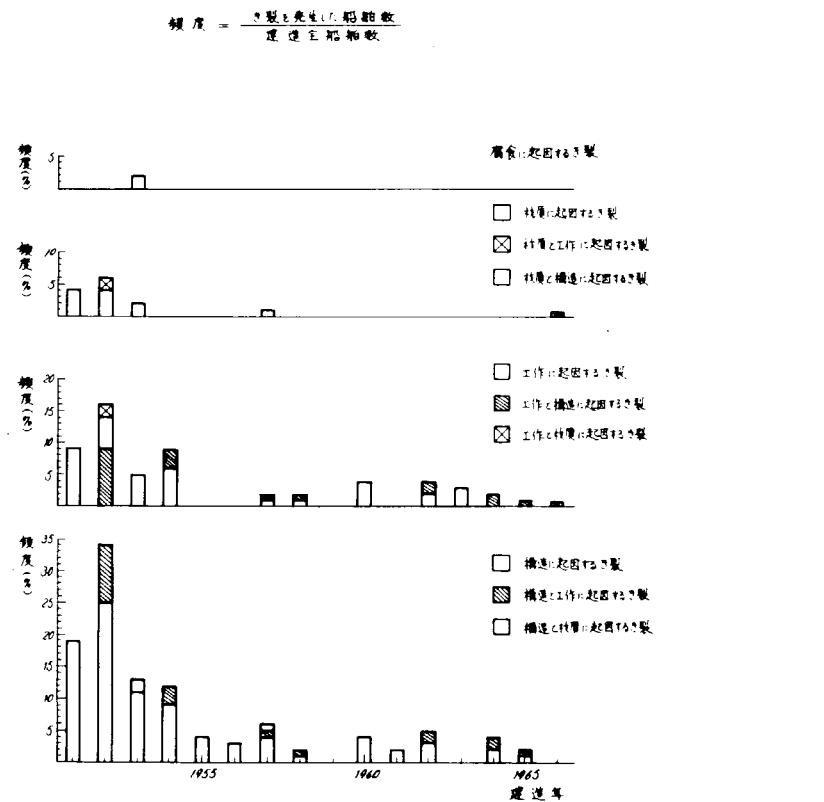


図 1.1.4 2) 船舶の建造年ごとの損傷発生率(原因別)

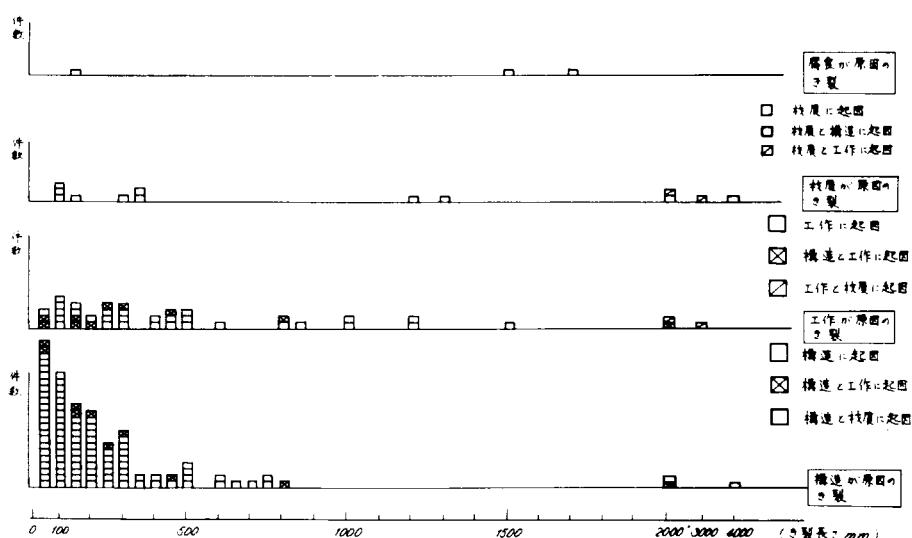


図 1.1.5 き裂長さの原因別分類(□■▨▢は各 1 件を示す)

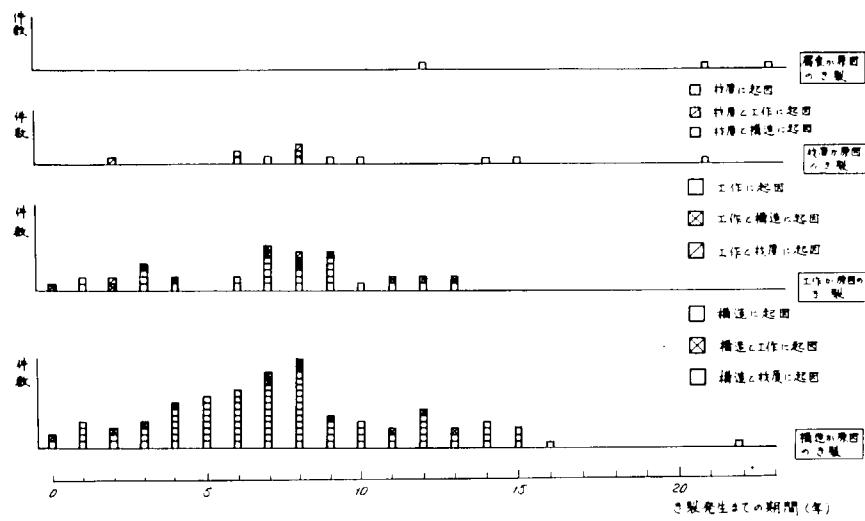
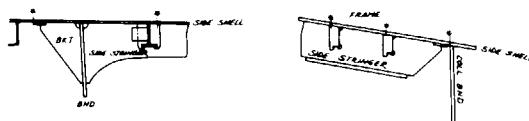
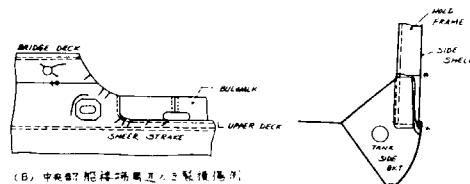


図 1.1.6 き裂発生までの期間



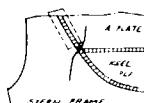
(A) 船首部船側外板主張損傷例（＊印はき裂）



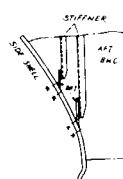
(B) 中央部船構造周辺主張損傷例

(C) 篦内制骨下端部主張損傷例

(＊印はき裂発生箇所)



(D) 船尾部外板主張事例



(E) 船首部電音による損傷例

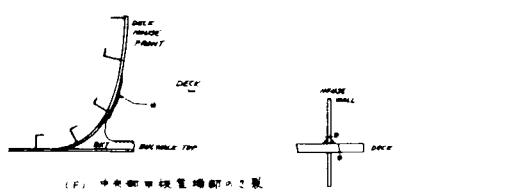


図 1.1.7 構造が原因の損傷事例

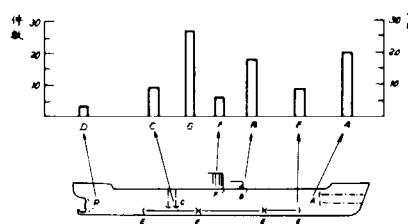


図 1.1.8 構造が原因のき裂の発生頻度分布

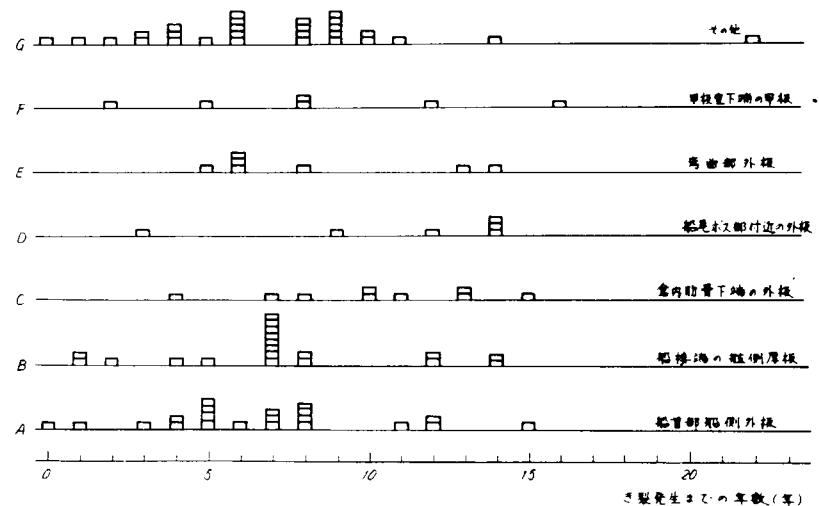
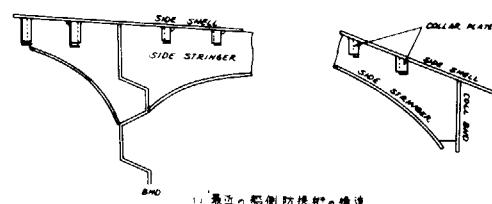
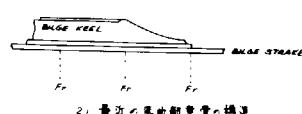


図 1.1.9 構造が原因のき裂の部材別発生期間



1) 最近の船側防撃衝撃装置構造



2) 最近の船首部強化構造

図 1.1.10 最近の船体構造改善の一例

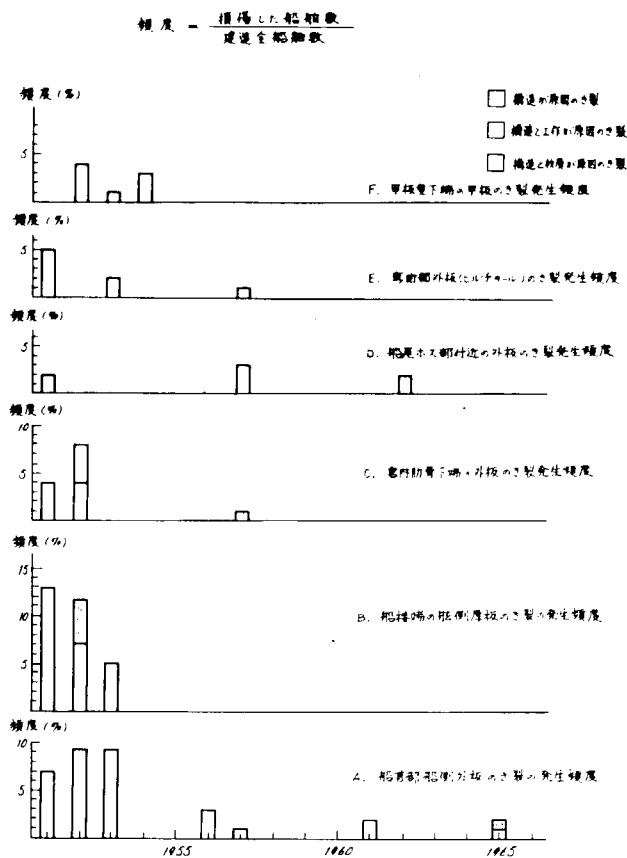


図 1.1.1.1 構造が原因のき裂を発生した船の建造年ごとの損傷発生率

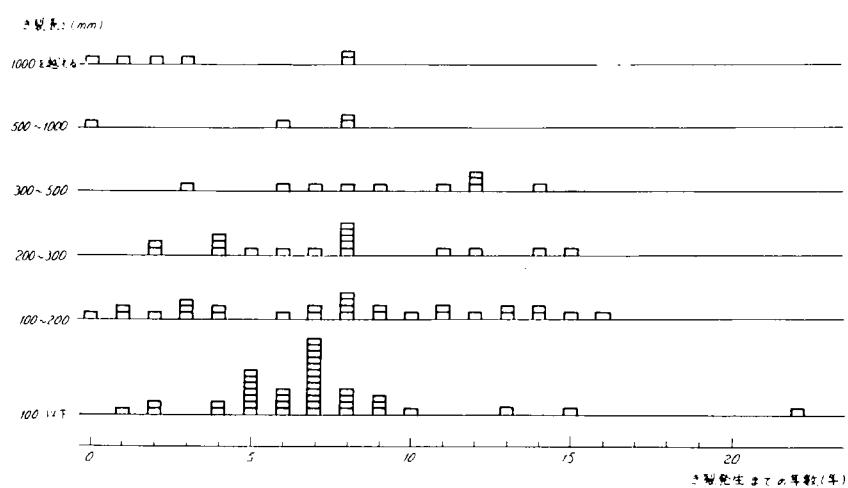


図 1.1.1.2 工作が原因のき裂の発生期間 (き裂長さ別)

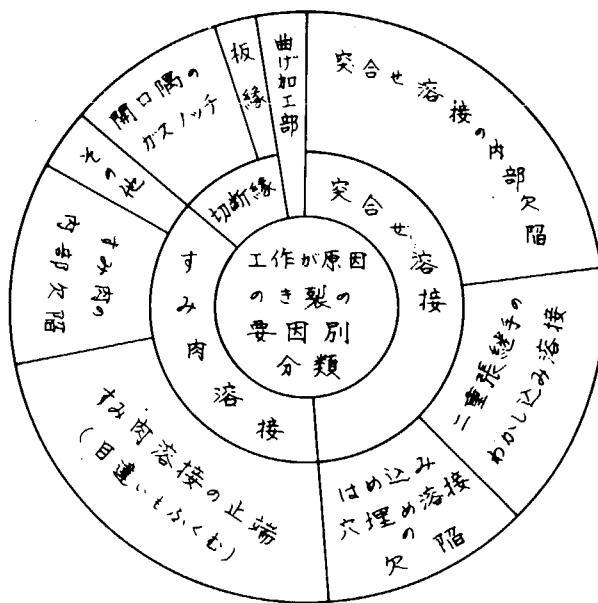


図 1.1.1.3 工作が原因のき裂の要因別分類

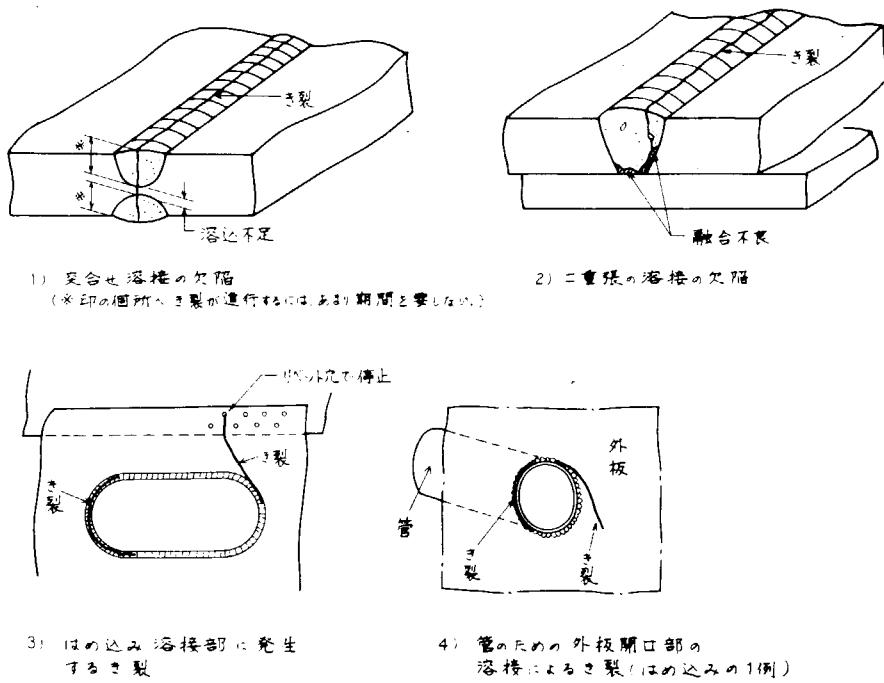


図 1.1.1.4 突合せ溶接の欠陥から発生したき裂の一例

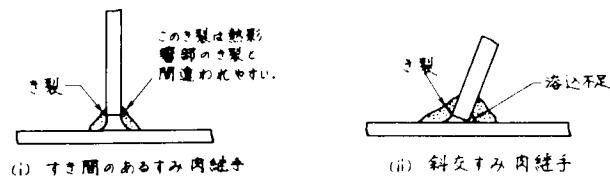


図 1.2.1 取付不良や斜交すみ肉継手のど厚の減少

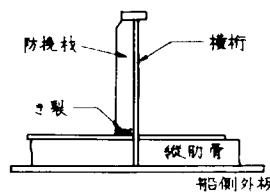


図 1.2.2 縦肋骨と横桁の交差部のき裂

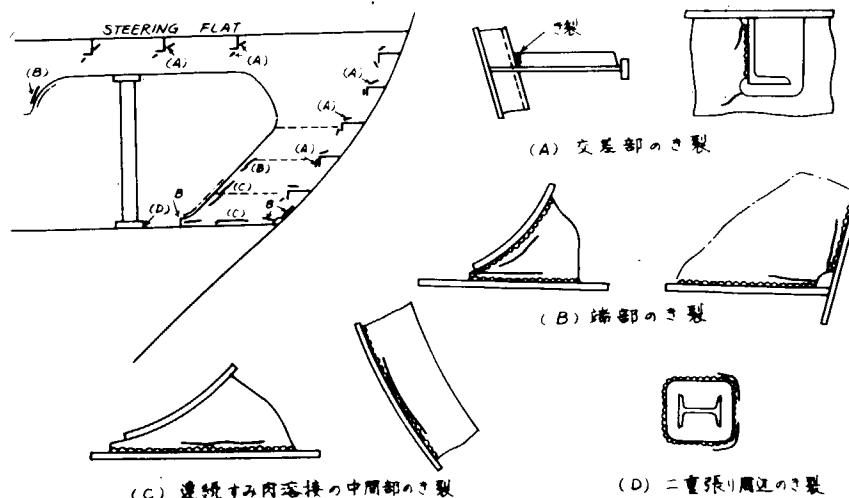


図 1.2.3 船尾タンクに発生するき裂

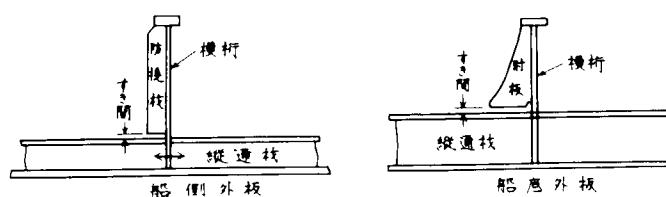


図 1.2.4 船側外板ブロックの計測法

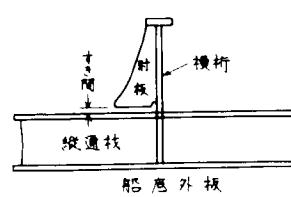


図 1.2.5 船底外板ブロックの計測法

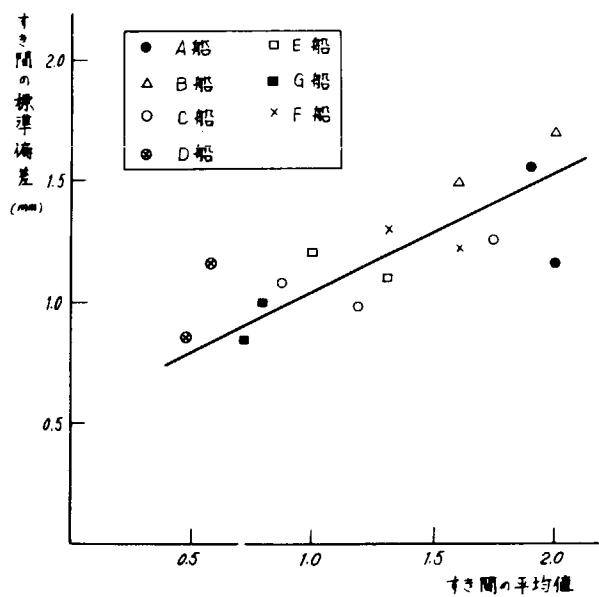


図 1.2.6 深水タンクの部材交差部の
すき間の平均値と標準偏差

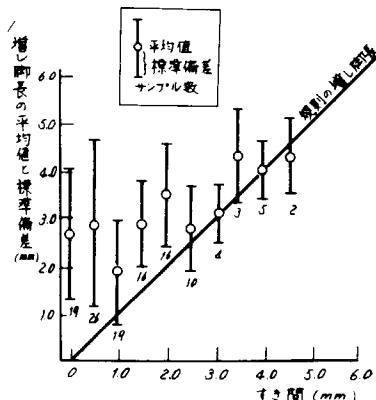


図 1.2.7 すき間のあるすみ肉継手の
増し脚長施行例 (A 船の場合)

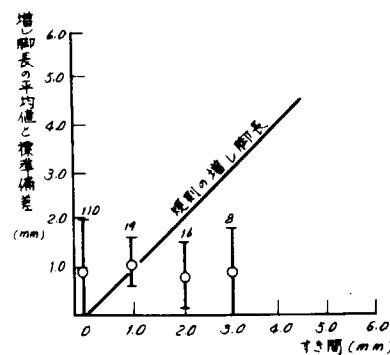


図 1.2.8 すき間のあるすみ肉継手の
増し脚長を施行しない例 (D 船の場合)

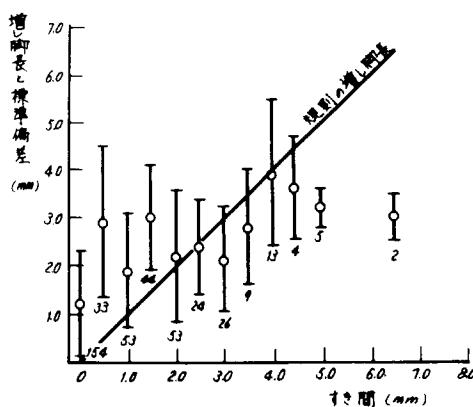


図 1.2.9 すき間のあるすみ肉継手の増し脚長 (7 船の平均)

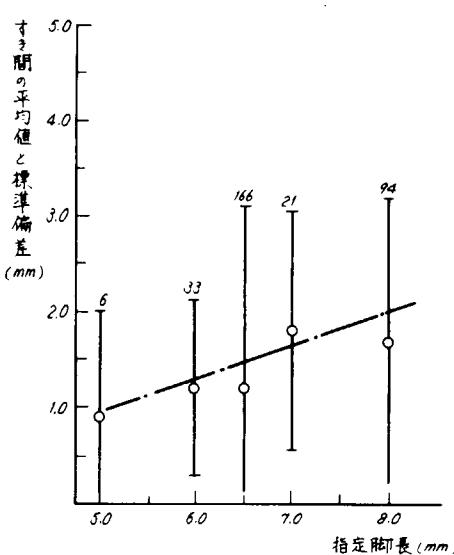


図 1.2.10 交差部の指定脚長と予測されるすき間

- ① 脂骨と外板との取付状況の調査
- ② ウエーブフレームと外板との取付状況の調査
- ③ 脂骨とウェーブフレーム交差部の取付状況の調査
- ④ ウエーブフレーム下端の取付状況の調査

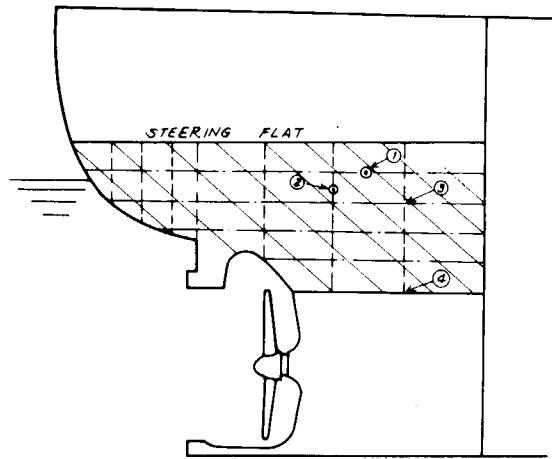


図 1.2.11 縦肋骨式船尾タンクの各部材取付状況の調査法

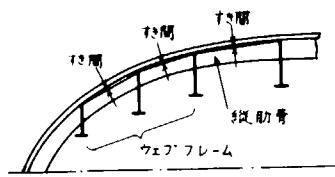


図 1.2.12 縦肋骨と外板のすき間

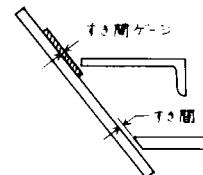


図 1.2.13 縦肋骨と外板のすき間計測法

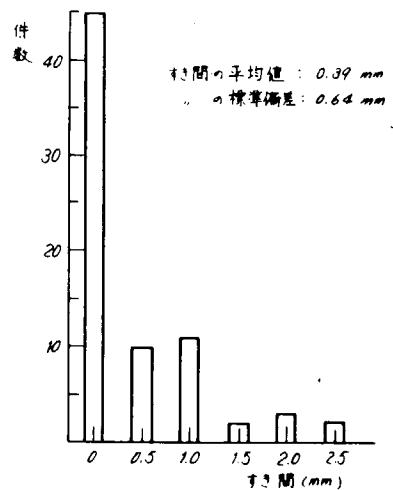


図 1.2.14 縦肋骨と外板のすき間の頻度分布

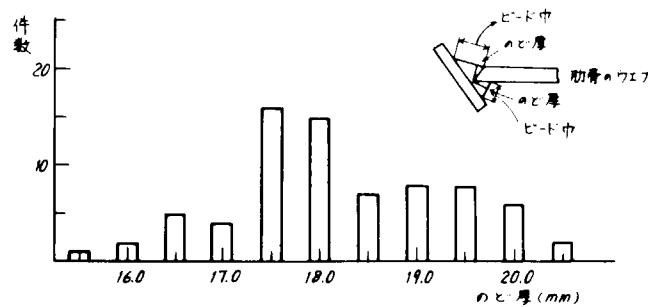


図 1.2.15 開先付き斜交すみ肉(完全溶込みと仮定)の
のど厚の分布

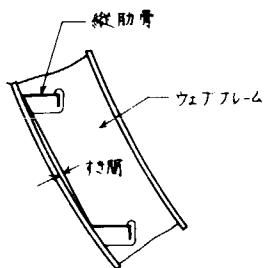


図 1.2.16 ウエブフレームと外板のすき間の計測

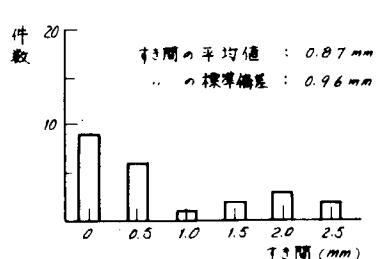


図 1.2.17 ウエブフレームと外板のすき間の分布

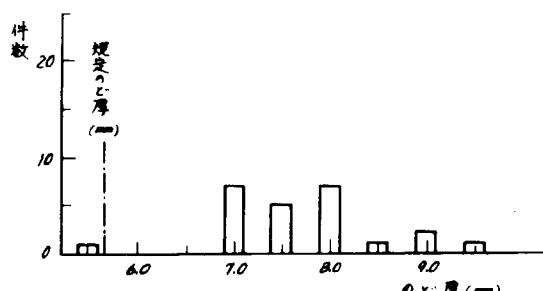


図 1.2.18 ウエブフレームと外板とのすみ肉溶接の
のぞき厚の分布(脚長からの計算値)

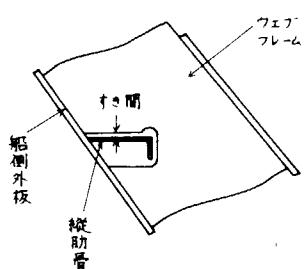


図 1.2.19 肋骨とウエブフレームの
ウエブ相互のすき間の計測

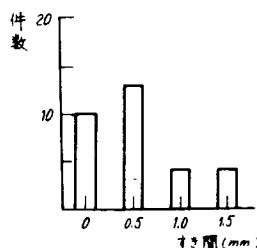


図 1.2.20 肋骨とウエブフレームの
ウエブ相互のすき間の分布

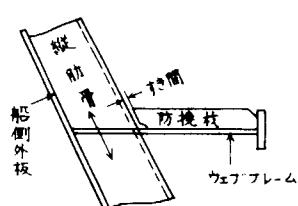


図 1.2.21 縦肋骨とウエブフレームとの
交差部のすき間の計測

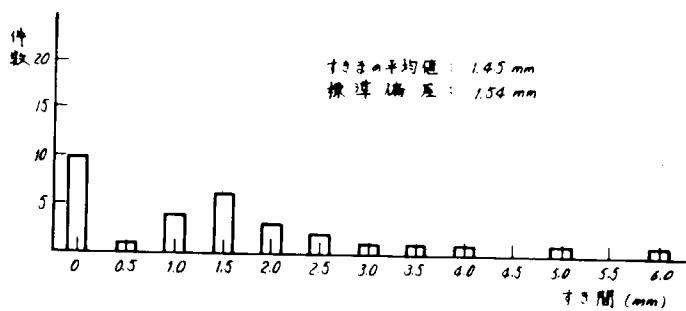


図 1.2.2.2 縦肋骨とウエブフレームとの交差部のすき間の分布

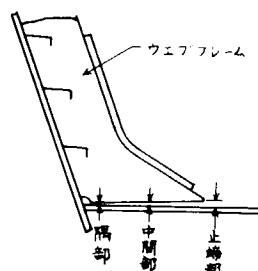


図 1.2.2.3 ウエブフレーム下端のすき間の調査

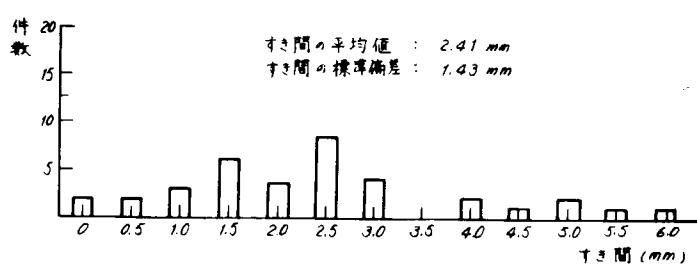


図 1.2.2.4 ウエブフレーム下端のすき間の分布

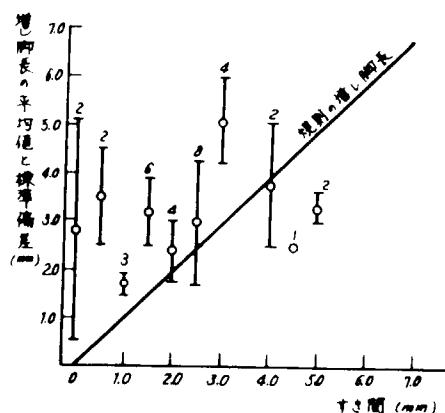


図 1.2.2.5 ウエブフレーム下端のすき間と増し脚長

2. 間肉溶接部のルートギャップと溶込み量が疲労強度におよぼす影響

2.1 目的

現場組立てをする溶接結合部は結合部材間に gap を生じる場合が多く、これをどのように処理するかが課題となつてゐる。

そこで本研究は間肉溶接結合部に対して、root gap と溶込み量が引張疲労強度にどのように影響するかを調査し、gap が存在する場合の処理法について若干の検討を加える。

2.2 試験概要

(1) 試験機

使用試験機はローランハウゼン型疲労試験機である。繰返し速度は 550 c/min を用いた。

(2) 試験片

供試材は S'M 4 1 B の inspection certificate によると、

$$C = 4.5.5 \text{ kg/cm}^2 \quad \sigma_y = 28.5 \text{ kg/cm}^2$$

$$C = 0.18\% \quad Mn = 0.90\% \quad Si = 0.23\% \quad S = 0.04\% \quad P = 0.08\%$$

である。

図 2.1 に試験片の形状を示す。この溶接部の root gap と脚長の関係を表 2.1 に、溶接条件を表 2.2 に示す。この root gap と疲労の関係は root gap 1 mm の場合を除き、間肉の最少断面が root gap 零の場合の 5 mm あるいは 7 mm のいずれかに相当するよう定めた。特に root gap が 5 mm の場合は板材を挿入し、この挿入材に対して root gap が零になるようにした。溶接はすべて無開先とし、溶込み量を加減するような溶接はしていない。

これらの試験序は、root gap が零の場合に W. Soete らが求めた破壊位置の識別に関する条件[※] $2 \times \text{脚長} / \text{板厚} < 1.7$ を十分満足しているため、root gap を考慮しなければ root 部から破壊する条件内にある。

(3) 試験方法

試験は上記の試験機を用い、すべての試験片系列に対して片振引張り荷重を、さらに G3 と G5 系列に対しては両振引張荷重を加えて行なつた。

表 2.1 root gap と脚長寸法

記号	root gap(mm)	脚長(mm)	$2f / \text{主材の板厚}$
G 0 - 5	0	5	0.33
G 0 - 7	0	7	1.17
G 1 - 5	1	5	0.67
G 1 - 7	1	7	1.00
G 3 - 8	3	8	0.83
G 3 - 10	5	10	1.17
G 5 - 10	5	10	0.83
G 5 - 10p	5	10	0.83

注) f : (脚長) - (root gap)(mm)

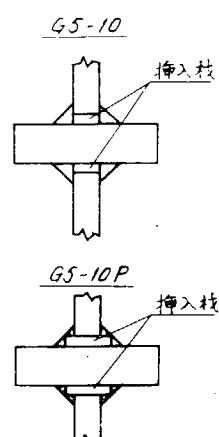
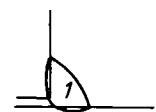
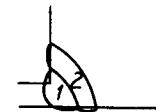


表2.2. 溶接条件

試験片記号	溶接棒の種類	溶接層の形状	層数	電流(A)	電圧(V)	速度(mm/min)
G0 - 5	D4303 5mmφ		1	240	22~24	260~280
G0 - 7	"		1	"	"	170~190
G1 - 5	"		1	"	"	260~280
G1 - 7	"		1	"	"	170~190
G3 - 8	"		1	"	"	180~210
			2	"	"	310~340
G3 - 10	"		1	"	"	200~230
			2	"	"	310~340
			3	"	"	"
G5 - 10	"		1	"	"	240~260
			2	"	"	300~330
			3	"	"	"
G5 - 10P	D4303 4mmφ		1	170	"	270~300
			2	"	"	"

2.3 試験結果

(1) 破壊の様相

G3-10系列の試験片は、片振り、両振りの両者の荷重型式において、一部溶接止端部から破壊した。他の試験片系列はすべてroot部からき裂を発生し、破壊した。破断後、破面を観察すると、いずれの試験片においても、最初のき裂は試験片巾の中央部附近に生じていた。

G5-10系列は挿入材の上面のroot部からき裂を生じ、G5-10P系列は挿入材の下面に対するroot部からき裂を生じて破壊に至った。

G3-10系列の一部が止端部から破壊したが、これを大内田らが求めた臨界潤長と破壊位置との関係^{添付}と照合してみると図2.2のようになる。すなわちG3-10系列の実測値から板厚(t)・見掛けの潤長(p)と溶込み量(b)の関

係を求め、X印で示した。

これによると、#3-10系列は止端部から破壊を生じない領域にある。しかしこれはgapがない場合の結果であつて、root gapがある場合は、root gapの先端部の形状による応力またはひずみ集中が、root gapが零の場合より緩和されること、また止端部の形状をパラメタとして図2.2の線が変るものと考えられるため、特に前者の意味において、root gapがある場合、この臨界線がさらに左側に移動しているものと考えられる。本系列の試験片についてのモワレ法によるひずみ測定結果によると、止端部のひずみ集中の方がroot部のそれより大きかつた。

(2) S-N線図

図2.3に片振り張り疲労試験結果を、図2.4に両振り・圧疲労試験結果を示す。図の縦軸は、溶込みを含めた実測の最少のど厚(水平に対して45°)に対する応力で、横軸は破断までの繰返し数である。図中のS-N線は本実験結果を基にして後述する解析方法により求めた値から計算したものである。

2.4 考察

(1) S-N線図

上述の実験点は板厚1.2mmの特定の場合に対する結果であつて一般性はない。すなわち板厚、脚長、溶込み量およびroot gapが変れば、実断面積で応力を表現しても形状の影響を大きくうけて種々のS-N線図となる。

そこでこのような形状効果を考慮するため、最近 J.D.Harrison が提案した方法^{※参考}すなわち継手を平板に置換し、応力拡大係数を用いて形状の影響を含めようとした方法を、のど厚断面に対するnormal forceと、のど厚断面を用いて修正し、本試験結果を下に示す式を用いて、図2.5および図2.6のように整理した。式の説明に関する詳細は省略して、結果は次式のようになる。

$$\left(\frac{\sigma_P}{\eta \cdot E \cdot x^4} \right)^4 \cdot N \cdot t = \frac{1}{\pi^c}$$
$$\eta = \alpha + \sqrt{2} - 0.41\beta$$

$$x = \frac{1}{\sqrt{2} \cdot \eta} \left\{ \cot \left(\frac{\pi(1-\beta)}{\sqrt{2} \cdot \eta} \right) + \frac{\pi(1-\beta)}{\sqrt{2} \cdot \eta} \right.$$
$$\left. - \cot \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{\sigma_P}{\sigma_u \cdot \eta} \right) - \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{\sigma_P}{\sigma_u \cdot \eta} \right) \right)$$

σ_P : 板に対する応力

$2t$: 板 厚

f : 脚長 - root gap

b : 溶込み量

α : $\frac{f}{t}$

β : $\frac{b}{t}$

N : 破断までの繰返し数

E : ヤング率

c : 常 数

なお、本式は剪断力に対する拡大係数を加え、修正する必要があるが、剪断に対するき裂伝播速度の一般式が求められていないため、今後の検討課題とし、剪断力による項を無視して考察する。

上述した式を用いて、片振引張試験結果を図2.5に、両振引圧試験結果を図2.6に示す。両図において、実験点を結ぶ平均線の傾斜は、すべて同じになる。これはき裂伝播速度と応力拡大係数の関係を表わす指数を、4と選んだことが妥当であることを裏付けている。常数Cはroot gapが変われば、G5系列を除いて、root gap別にそれぞれ異なる値を取つている。これは本式が厳密に成立するならばすべて同じ値を取らねばならない。しかし上述したように、剪断力による項およびroot gapによるrootの先端の形状を無視しているため、root gap別に異なる値を取るものと考えられる。このようにroot gap別に異なる値を取つても各root gap別に形状の影響に対する一般性は失なわれない。ただしG5-10Pのように板材を入れ、挿入材の曲げが大きくなる場合については成立しない。

このようにして求めたCを用いて、図2.3および図2.4にS-N線を記した。

(2) root gapと溶込み量と疲労強度との関連

上述した式とCを用いて、root gapと溶込み量が疲労強度にどのように影響するかを図2.7と図2.8に示す。

図からroot gapがある場合はそれが零の場合よりかなり寿命が長くなり、また β の影響はかなり大きいことがわかる。さらに、図を用い、S-N線が10G-10G座標で直線となることを考慮し、板厚と β が決まれば、本図に示した α と各root gapを有する場合のS-N線図が求められる。

ただし β が大きくなれば止端部から破壊することになるので、 β の上限として、止端部からの破壊条件をこれに入れる必要がある。

これについては次年度に検討する。また耐久限については別途定めなければならない。

(3) root gapおよび脚長(f)と疲労強度の関係

前項と同様にして求めた疲労強度におけるroot gapと脚長(f)の影響についての1例を図2.9と図2.10に示す。これらの線図から、2種類の β の場合のS-N線図が求められる。求められたS-N線図は、前項で述べたような止端部破壊および耐久限に関する制限条件を検討せねばならない。

1例として $\beta=0$ 板厚一定の場合、root gap零に対して、root gap 1, 3, および5mmの場合はそれぞれ90, 80および70%の増し脚長をroot gap量に加えた全脚長とすれば同程度の寿命が得られることになる。ただし、このような逃げ手の静的破断強度に近い応力を用いて破壊するような低サイクル領域の場合、静的破断強度はroot部の形状の影響をほとんど受けず、root部の最小断面積で耐荷能力が定まると思われる所以、100%の割増し脚長を必要とするものと考えられる。

(4) 時間強度線図

1例として図2.11に $\alpha=1.0$ 、 $\beta=0$ 、root gap 5mmのG5-10のようなtypeに関する時間強度線図を示す。本図は縦軸にどの厚に対する応力をとつて図示している。この図によると、 $N \cdot t = 10^7$ を示す線の延長が横軸と交差する点は、逃げ手の静的強度（本試験で用いた試験片の場合のど厚部の応力で 41kg/mm^2 ）よりもかなり小さい。いいかえれば平均応力の影響が大きいといえよう。

以上のど厚部のnormal forceに対して応力拡大係数に基づいた解析から実験結果を整理し、上述のような考察を行なつたが、解析的にも、実験においてもまだ補足すべき箇所が多いため、次年度以降に順次検討していく予定である。

参考文献

- ※ W. Soete, R. Van Crombrugge
Weld Journal 1952 Vol. 31 No. 2 P100S~103S
- ※※ 大内田 久 西岡 章
Hitachi Review 1964 April P3~13
- ※※※ J. D. Harrison
Metal Construction and British Welding Journal

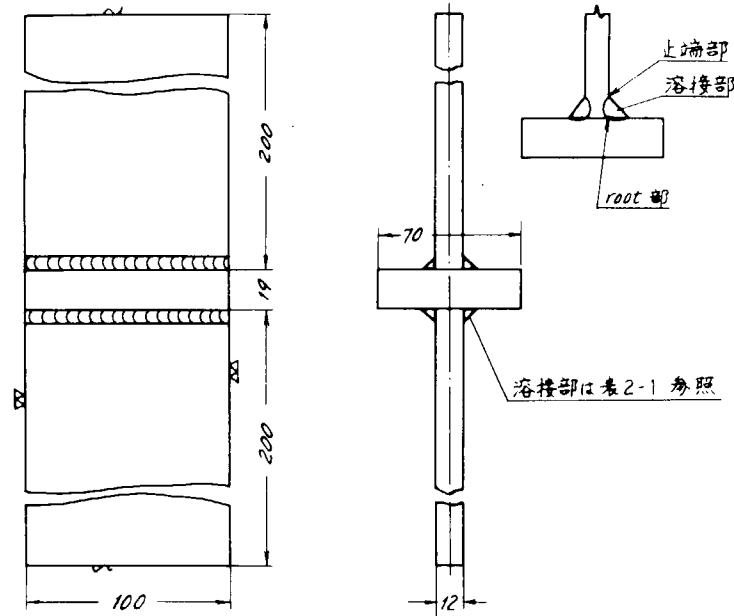


図 2.1 試験片の形状

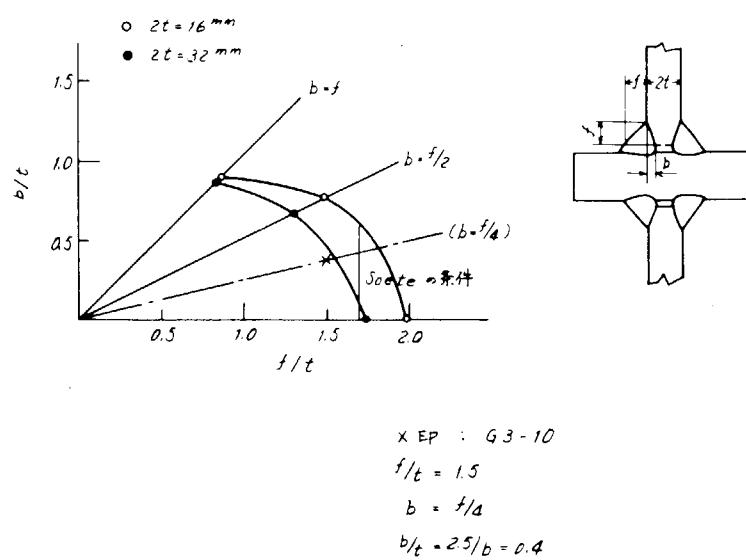


図 2.2 臨界脚長(片振り引張)※※※

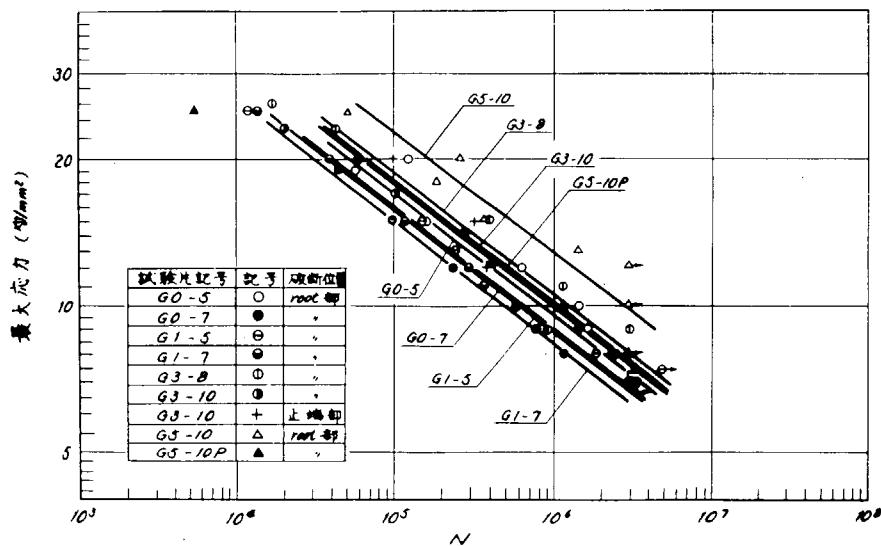


図2.3 S-N 繰図(片振り引張、のど厚に対する応力表示)

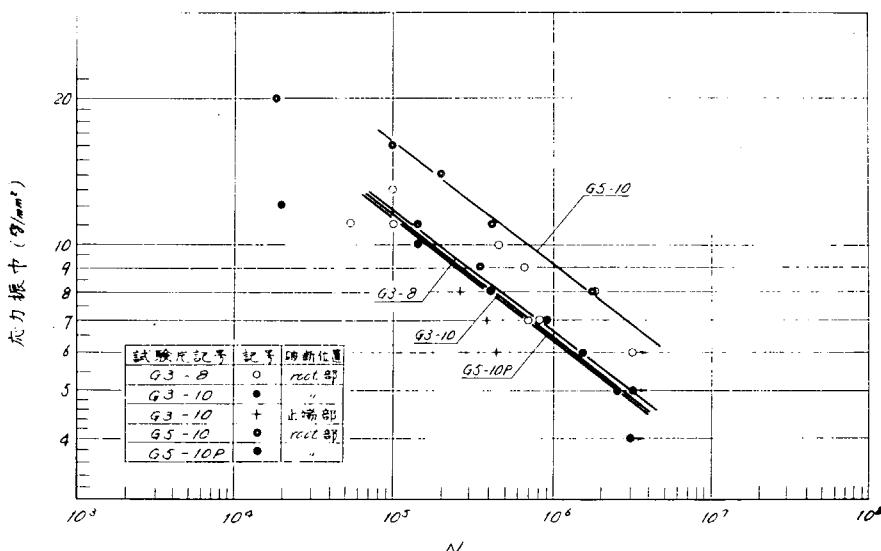


図2.4 S-N 線図(両振り・圧、のど厚に対する応力表示)

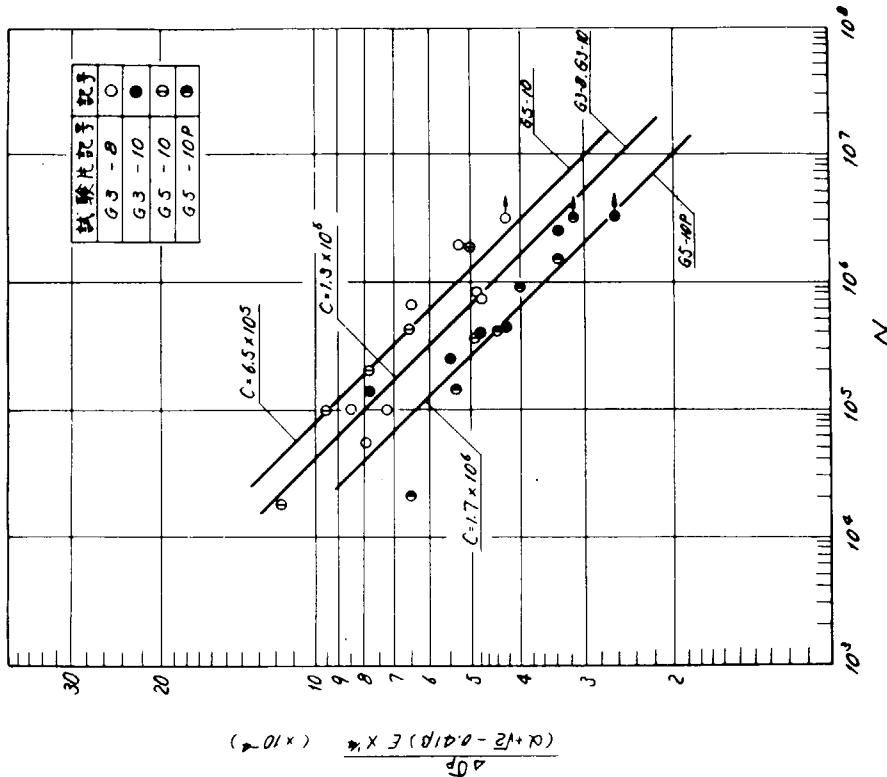


図 2.6 両振り・圧疲労試験結果

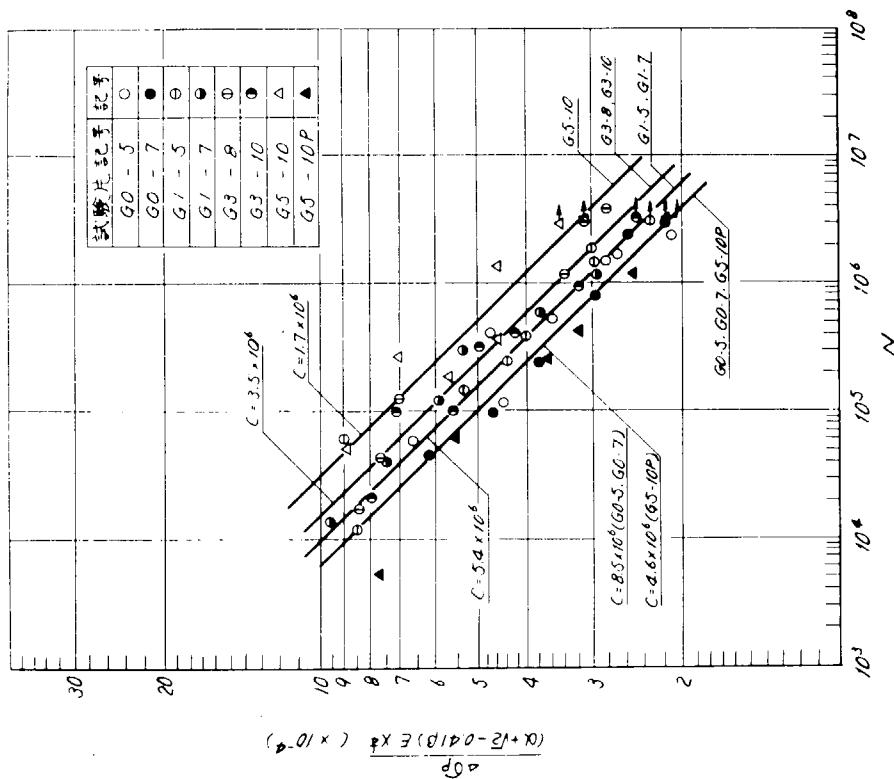


図 2.5 片振り引張試験結果

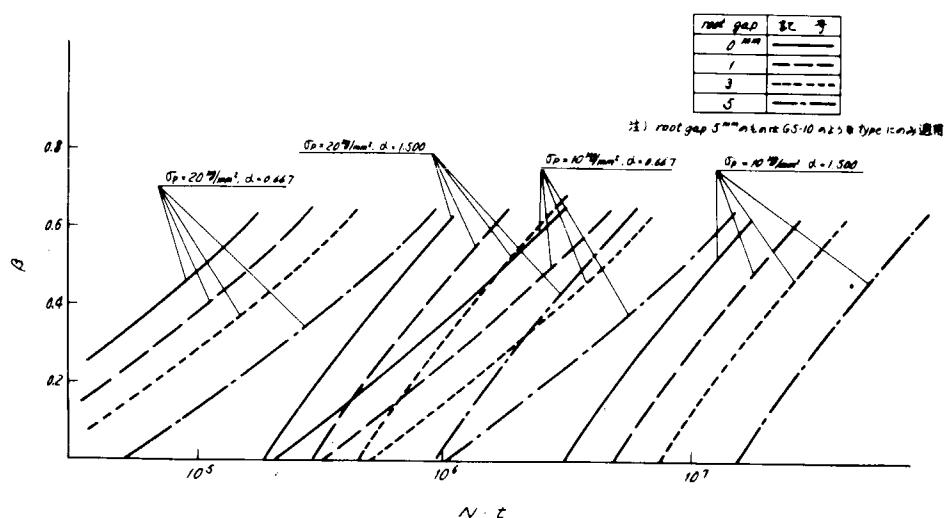


図2.7 root gap 溶込み量と疲労強度の関係(片振引張)

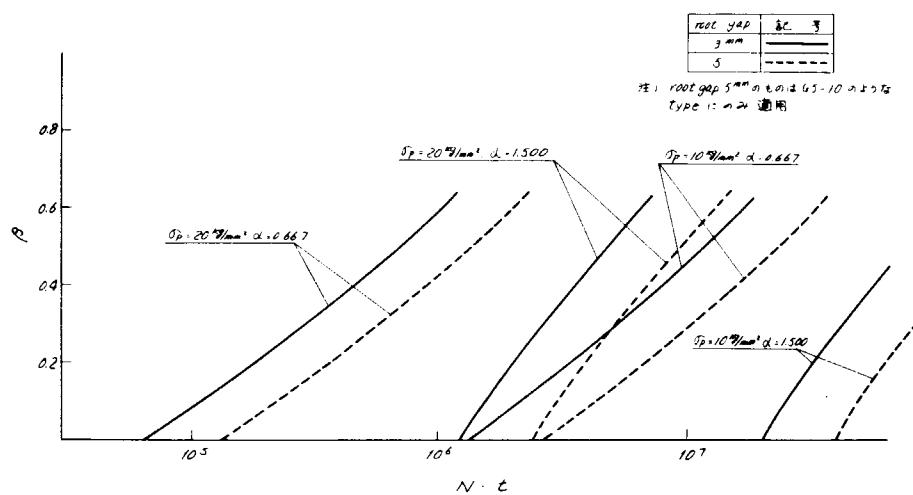


図2.8 root gap 溶込み量と疲労強度の関係(両振引・圧)

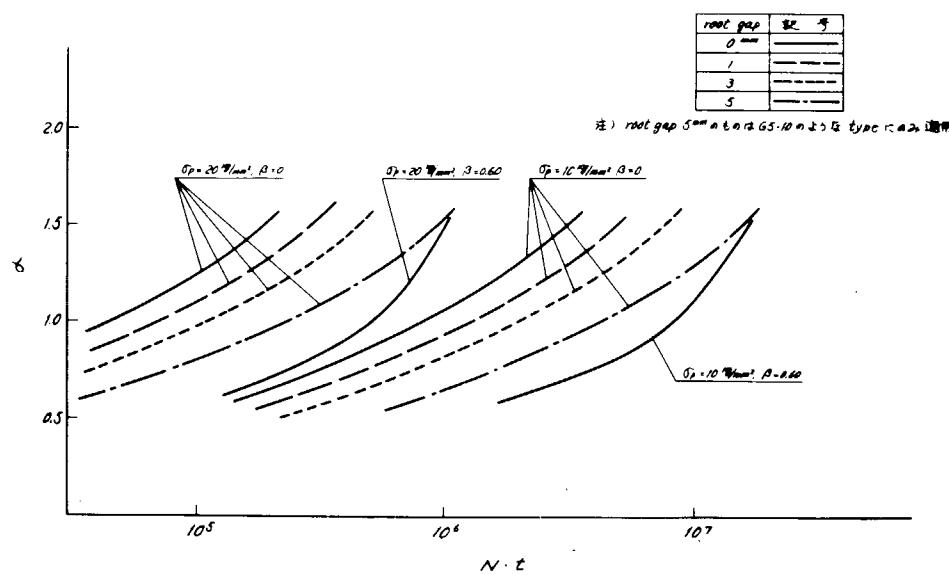


図2.9 root gap 脚長(f)と疲労強度の関係(片振引張)

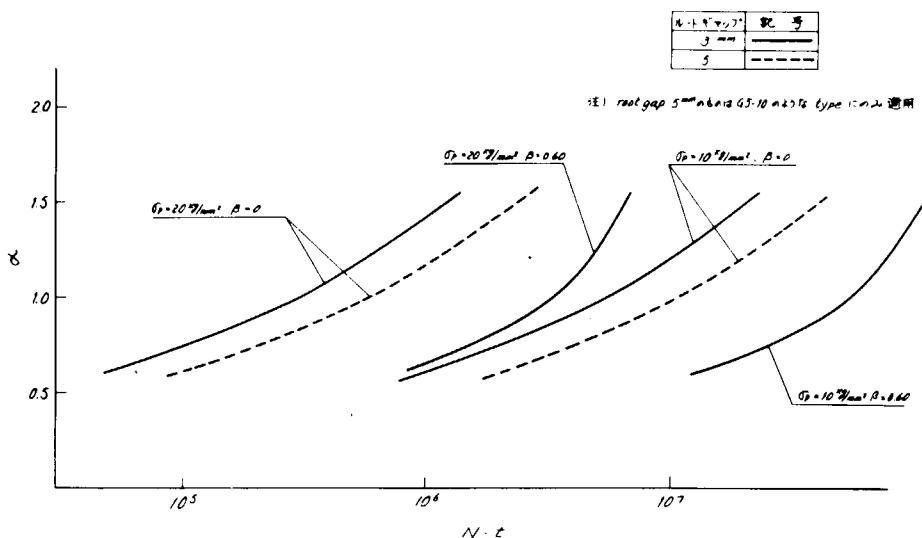


図 2.10 root gap 脚長(f)と疲労強度の関係(両振り・圧)

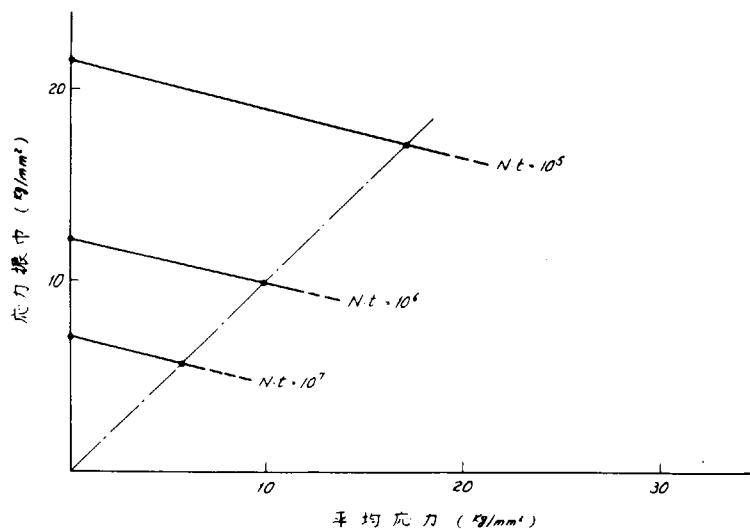


図 2.11 時間強度線図(のど厚に対する応力表示)

3. ピード形状の船体強度におよぼす影響

3.1 ピード趾端部の形状変化が疲労強度におよぼす影響-1

3.1.1 目的

ピード趾端部の形状、とくに趾端部の曲率半径が疲労強度に及ぼす影響を調査するため、曲率半径の大きさを4種類に変えた試験片を作り、疲労試験を行なつた。また、上記試験片と比較のため、平滑材およびアンダーカット材の実験を行なつた。

3.1.2 試験

(1) 試験機

本疲労試験に使用した試験機はアムスラー社製バルセーターと東京衡機KK製低サイクル疲労試験装置である。これらの2つの疲労試験機の容量は前者が最大荷重50トン、毎分繰返数200回および400回で、後者は最大荷重50トン、毎分繰返数約10回である。

(2) 試験片

今回試験した試験片は、実際に溶接した継手ではなく、趾端部の曲率半径の大きさを正確に揃えるため、図3.1.1に示すように、板厚1.8mmの板から削り出し、ピード趾端の曲率半径に相当するRの値を0.1、0.25、0.5、2.0mmと変えて製作したものである。また、図3.1.1に示すように、アンダーカットに相当する試験片および図のピードに相当する部分のない平滑母材の試験片も製作し、疲労試験を行なつた。供試材の化学成分および機械的諸性質をミルシートより引用して、表3.1.1に示した。

表3.1.1 化学成分および機械的性質

化学成分(%)					機械的性質			
C	Si	Mn	P	S	Y.P.(kg/mm ²)	TS(kg/mm ²)	伸び(%)	曲げ試験
0.19	0.03	0.68	0.015	0.015	26.4	43.4	31.0	Good

(3) 試験方法

バルセータと低サイクル疲労試験機とを次のような基準で使いわけた。すなわち、引張り強さに近い高応力で、破断までの繰返数が約 2×10^4 回以下と予想される試験片は低サイクル疲労試験機(繰返数毎分約10回)を使用し、降伏応力以上で、その破断までの繰返数が $2 \times 10^4 \sim 10^5$ 回以下と予想される試験片はバルセータを毎分200回の繰返速度で使用し、降伏応力以下の試験片はバルセータを毎分400回の繰返速度で使用した。疲労試験は昼夜兼行で行ない、破断しないものは約 2×10^6 回で試験を中止した。

荷重はすべて片振り引張りの繰返し荷重であつて、この場合の最低荷重は約1トン(公称応力を換算すると約1.4kg/mm²)とした。このような小さな最低荷重では、ほぼ、完全片振りの状態に近いと考えてさしつかえない。

3.1.3 試験結果

試験結果をS-N曲線にまとめて図3.1.2に示した。縦軸は最大公称応力(最大荷重を試験片の平滑部の断面積で割った値)、横軸は破断までの繰返数を、それぞれ対数目盛で示す。前にも述べたように、最低応力は約1.4kg/mm²であるので、縦軸の値から1.4kg/mm²差引いた値が応力振幅である。

図3.1.2では、アンダーカット材でも公称応力を算出するとき、同じ断面積を採用した。しかし、図3.1.1からわかるように、アンダーカット材のアンダーカット部の断面積は他の試験片の $\frac{6}{7}$ の大きさであるので、この箇所

の断面積を使用して公称応力を求めると、図3.1.3のようになる。

3.1.4 考 察

図3.1.2のS-N曲線からわかるように、溶接継手に相当する試験片は平滑材に比べて、かなり疲労強度が低下している。しかし、ビード趾端部の曲率半径Rの値の変化による疲労強度の差はあまり顕著ではない。もちろん、Rの変化により弾性応力集中係数はかなり顕著に変化するが、応力集中係数がある程度以上になると、切欠材の疲労強度の減少を表わす切欠係数はほとんど変わらないという実験結果もあるので、今回の実験もこの範囲内にあるのではないかと考えられる。一方、アンダーカット材は、図3.1.2の表示では、かなり疲労強度が減少しているが、図3.1.3のように、公称応力として、アンダーカット部の最小断面積を採用すれば、他の試験片の強度に近づいてくる。しかし、実際上、アンダーカット材の疲労強度を論ずる場合は、図3.1.2のような表示が好ましく、アンダーカット材は疲労強度が低下すると考えた方がよい。

3.2 ビード趾端部の形状変化が疲労強度におよぼす影響—2

3.2.1 目 的

供試材から機械切削により作製した模擬溶接継手試験片を用い、荷重制御片振り張多段重複疲労試験を実施し、模擬溶接ビード止端部（以下ビード止端部といふ）の形状の変化が疲労強度にどのように影響をあたえるかを調査するため本研究を行なつた。また有限要素法により求めた止端部の応力集中係数と疲労強度減少率との関係についても調べた。

3.2.2 試 験

(1) 試 験 機

荷重容量20TONのローゼンハウゼン型万能疲労試験機を使用し、また繰返し速度は330cpmで疲労試験を行なつた。

(2) 試 験 片

供試材は船体構造用（板厚15mm）軟鋼であり、ミルシートによる化学成分および機械的性質は表3.2.1に示す通りである。図3.2.1に試験片形状を示す。試験片は供試材から引張方向がロール方向に一致するように機械切削により採取した。ビード止端部の形状は次表のように3条件変えた。各試験片形状を次の記号で表わすことにする。

記 号	止端部形状
R 5	R=0.5
R 1	R=0.1
U	アンダーカット

（注） Rは止端部の切欠半径（mm）

(3) 試験方法

試験は荷重制御完全片振の5段重複疲労試験でいわゆる Block Loadingによる疲労試験である。プロック波型は漸増型、漸減型、漸増漸減型の3種類でその形状の一例を模式図として図3.2.2に示す。

各プロックの波型構成（図3.2.3）は既報の論文などを参考にし、次のように決めた。試験片平滑部での公称応力値に換算してそれぞれ各プロックにおけるステップ高さの最小値（図3.2.3のS₅）は17kg/mm²と一定

にした。またブロックにおけるステップ高さの最大値(図3.2.3のS₁)は引張強さの0.6、0.7、0.8にそれぞれ変えた。各ステップ高さの増分ならびに減分は、図3.2.3に例示するようにS₁とS₅の差の1/4の整数倍とした。各ステップでの繰返し数は10⁴とした。

疲労試験に先立つて、負荷の偏心を極力避けるために試験片平滑部の表面4か所にひずみゲージを貼布し(貼布位置は図3.2.4)、公称応力17kg/mmにおいて次式で表わす偏心率が5%以内になるように試験片の試験機取付調整を行なつた。

$$\theta \text{ (偏心率)} = \frac{\frac{1}{2} (\epsilon_{\max} - \epsilon_{\min})}{\frac{1}{4} (\epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 + \epsilon_4)}$$

なお、比較参考資料を得るため、試験片数本について、荷重制御定振幅疲労試験をも実施した。

3.2.3 試験結果

試験結果を一括して表3.2.2に示す。同表にき裂発生寿命を記したがこれはき裂発生の判定を肉眼で行なつたものである。

表3.2.2をもとに形状の異なる試験片の試験結果をS—N線図にして表わしたもののが図3.2.5～図3.2.7で横軸は公称最大応力、横軸は破断までの繰返し数をそれぞれ常用対数表示したものである。図中(定振幅)とは定荷重振幅疲労試験結果である。

図3.2.8はビード形状の相異が疲労強度にどのような違いをおよぼすかを比較するため各形状での結果を破断までの全繰返し数で整理しまとめて表わしてある。

破断はすべてビード止端部でおきており、き裂の発生はビード止端部端面のようであつた。

3.2.4 考察

図3.2.5～図3.2.7のS—N曲線は各形状試験片においてブロック荷重波型の相違が疲労強度にどのような影響をおよぼすかを示すものである。これらの図からR=5およびR=1試験片ではブロック荷重波型が疲労強度におよぼす影響はほとんど認められない。U試験片では漸減型で疲労強度が減少している。これはU試験片では他のものに比べて疲労強度がかなり低いため、漸減型の初段荷重による疲労被害が大きい割合をしめるためと考えられる。

各試験に関して線型被害度 $\sum \frac{n_i}{N_i}$ (Usage factor)を求めるとき図3.2.9となる。ブロック波型による有意差はなくまた2,3の例を除いて線型被害度は0.7～1.5の範囲にある。比較試験として実施した定荷重振幅試験の実験点が少ないとおより荷重制御疲労試験結果のばらつきなどを考慮するならば、Minerの仮説がほぼ成立している。

図3.2.8からビード形状の相違が模擬溶接継手の疲労強度におよぼす影響を調べると、U試験片は他のものに比べかなり疲労強度は低下している。R=5とR=1試験片ではR=1試験片が多少疲労強度は低いようであるがはつきりした差はない。

一方、有限要素法で止端部の弾性応力集中係数をR=0、R=0.5mmおよびアンダーカットについて計算した。R=0およびR=0.5mmの場合、応力集中係数は有効数字4桁の範囲で等しく、1.563であつた。

この種の計算に有限要素法を適用する場合構造上多少問題はあると考えられるが、R=0とR=0.5mmの計算結果からR=0.1mmとR=0.5mmでは応力集中係数はほぼ同程度であると推定された。またアンダーカットの場合応力集中係数は2.63で前記の2形状の場合より大きくなっている。

以上の計算結果はR=0.1mmとR=0.5mmで疲労強度にはほとんど差はなくまたアンダーカットのあるものは実断面積が減少するためばかりでなく応力集中係数も大きく疲労強度がいちじるしく減少することを説明している。

表3.2.1 供試材の化学成分および機械的性質

化 学 成 分 (%)					機 械 的 性 質		
C	Si	Mn	P	S	Y.P. _{0.2} (kg/mm ²)	T.S. _{0.2} (kg/mm ²)	E ₂ (%)
0.19	0.03	0.68	0.15	0.15	26.4	43.4	31.0

表3.2.2 試験結果

試験片 符 号	ブロック 波 型	偏心率 (%)	公 称 応 力 (kg/mm ²)					破断寿命		き裂発生寿命	
			S ₁	S ₂	S ₃	S ₄	S ₅	ブロック 数	繰返し数 (×10 ²)	ブロック 数	繰返し数 (×10 ²)
R5-1	漸 増	2.7	17.4	19.6	21.8	24.0	26.2	8 $\frac{0.6}{5}$	4060	—	—
R5-2	"	3.2	17.2	20.4	23.6	26.8	30.0	6 $\frac{2.61}{5}$	3261	—	—
R5-3	"	0.6	17.3	21.6	25.9	30.2	34.5	2 $\frac{4.27}{5}$	1421	1	500
R5-4	漸 減	4.5	25.5	23.3	21.2	19.1	17.0	5 $\frac{2.99}{5}$	2799	—	—
R5-5	"	3.1	30.0	26.8	23.5	20.3	17.2	6 $\frac{1.57}{5}$	3157	—	—
R5-6	"	2.6	34.2	30.0	25.7	21.5	17.2	2 $\frac{1.92}{5}$	1192	$\frac{3.7}{5}$	370
R5-7	漸 増 減	3.6	17.2	20.3	23.5	26.8	30.0		3165		980
R5-8	"	2.4	17.2	19.3	21.4	23.6	25.7		9777		7650
R5-9	"	2.0	17.2	21.5	25.7	30.0	34.2		1596		530
R1-1	漸 増	1.8	17.3	19.4	21.6	23.8	25.9	7 $\frac{2.45}{5}$	3745	$\frac{5.4}{5}$	2900
R1-2	"	5.2	17.2	20.4	23.6	26.8	30.0	2 $\frac{4.91}{5}$	1491	$\frac{12.5}{5}$	750
R1-3	"	5.5	17.0	21.3	25.6	29.8	34.0	1 $\frac{4.83}{5}$	983	$\frac{4.2}{5}$	420
R1-4	漸 減	3.7	25.8	23.6	21.4	19.3	17.2	8 $\frac{1.47}{5}$	4147	$\frac{7.9}{5}$	3570
R1-5	"	7.1	30.0	26.8	23.6	20.3	17.2	2 $\frac{2.22}{5}$	1222	$\frac{1.9}{5}$	690
R1-6	"	3.8	34.2	30.0	25.7	21.5	17.2	2 $\frac{1.51}{5}$	1151	$\frac{0.5}{5}$	550
R1-7	漸 増 減	2.8	17.2	19.3	21.4	23.6	25.8		3667		—
R1-8	"	1.0	17.2	20.3	23.6	26.8	30.0		2853		2330
R1-9	"	1.9	17.2	21.4	25.7	30.0	34.3		1383		—
U-1	漸 増	4.9	15.7	18.5	21.4	24.3	27.2	1 $\frac{4.75}{5}$	975	—	—
U-2	"	1.3	16.3	20.0	23.7	27.4	31.2	$\frac{4.69}{5}$	469	$\frac{3.5}{5}$	350
U-3	"	5.2	17.4	19.0	20.6	22.2	23.7	3 $\frac{2.63}{5}$	1763	$\frac{2.45}{5}$	1450
U-4	漸 減	0.0	25.5	23.5	21.3	19.2	17.0	1 $\frac{1.88}{5}$	688	1	500
U-5	"	3.8	34.3	30.0	25.7	21.5	17.2	$\frac{0.32}{5}$	82	—	—
U-6	"	5.3	30.0	26.8	23.5	20.3	17.2	$\frac{2.58}{5}$	258	$\frac{0.85}{5}$	85
U-7	漸 増 減	7.2	17.2	20.3	23.5	26.8	30.0		463		—
U-8	"	4.5	17.2	19.3	21.5	23.5	25.7		1055		350
U-9	"	7.1	17.2	21.5	25.7	30.0	34.2		393		250
R5-10	(定振幅)	1.7	31.8						710		500
R5-11	"	4.4	26.5						1711		1159
R1-10	"	3.7	32.2						436		110
R1-11	"	4.2	27.1						1299		—
U-10	"	4.8	23.0						552		385
U-11	"	3.4	30.0						182		80

3.3 溶接継手のビード形状の影響

3.3.1 目的

本研究は溶接ビードの存在が溶接継手の疲労強度におよぼす影響を定量的に調査し、3.1および3.2で行なわれる研究結果の解析の基礎資料を求めるのが主目的である。

そのため昭和44年度においては最も基本的研究として溶接すること自体による効果が継手の静的および疲労強度におよぼす影響を調査する目的で、母材および溶接継手のビードを機械仕上げで除去したものについて種々の形状の試験片を作製し、それらの静的および疲労強度を求めた。

すなわち静的引張り試験によつて、母材および溶接試験片の塑性領域における荷重と歪分布との関係を求め、溶接による材質変化が歪集中におよぼす影響および静的破壊特性に与える影響などを調査した。一方低サイクル疲労試験によりこの材質変化が、疲労き裂発生寿命および伝播におよぼす影響などを調査した。これらの結果に基づき最も純粹な場合としてビードの形状影響が全くない状態における強度上の挙動を検討し、これを来年度以降に実施される研究の基礎資料とした。

3.3.2 試験

(1) 試験機

静的引張り試験に対しては、電子管平衡式万能試験機（島津製）を用い、疲労試験に対しては、油圧式低サイクル荷重試験機（東京衡機製）を使用した。

(2) 試験片

使用した鋼材は公称板厚9mmの軟鋼でその化学成分および機械的性質をそれぞれ表3.3.2および表3.3.3に示す。表中の化学成分はミルシートから引用したもので、平滑材の機械的性質はJIS1号引張り試験片による結果である。

静的試験に用いた切欠き試験片の形状は、C型（中央切欠き試験片）、CW型（突合わせ溶接後中央に切欠きを施した試験片）、S型（側面切欠き試験片）およびSW型（突合わせ溶接後側面に切欠きを施した試験片）の4種類で、切欠き形状は（その弾性歪集中係数 α がNeuber Chartにより2.2、4.0および7.2の3種類で）合計12種類である。疲労試験に用いた試験片は、平滑試験片（母材および突合わせ溶接材）および切欠き試験片Sc SWc SEおよびSWdの4種類である。なお突合わせ溶接をした試験片はすべて表面を機械仕上げにより余盛を除去した。これら試験片の形状および寸法などをまとめて表3.3.1に示す。また突合わせ溶接の溶接条件を表3.3.4に示す。ただし軟鋼A材は静的試験および疲労試験のSE、SWd型に軟鋼B材は疲労試験Sc SWc型に使用した。

(3) 試験方法

a) 静的試験

塑性歪の計測はモワレゲージを用いてミスマッチ法による解析方法をとつた。はじめにモワレ法で得られる歪の精度をチェックするため、歪ゲージも併用して歪分布を測定した。そのため静的引張り試験片（平行部の巾30mm、平行部の長さ200mm、板厚9mm）の一方の面にモワレグリッドシート（共和電業製MS-200D）を、その裏面に2方向ゲージ（昭和測器製FC-5L）を貼布した。貼りつけた方向は共に一方は荷重方向に、もう一方は荷重と直角とした。

実験はある荷重まで負荷しその後除荷（応力でおよそ0.5kg/mm²）しその点において歪を計測しこの操作を最高荷重まで繰返した。なお歪ゲージはゲージが完全にアウトになる以前に除荷し新しく貼り変えた。

切欠き試験片に対する塑性歪の計測は図3.3.1に示すように、破線部にモワレゲージを貼布し切欠き先端および①、②、……⑤の計7点について荷重方向の歪 ϵ'_{xy} およびそれと直角方向の歪 ϵ'_{xz} について測定し

た。歪の計測は切欠き断面の応力が 29.0 Kg/mm^2 、 33.0 Kg/mm^2 、 37.0 Kg/mm^2 、 40.8 Kg/mm^2 および最高荷重時まで順次負荷したのち除荷（応力でおよそ 0.5 Kg/mm^2 ）し除荷重における歪を求めた。同時に顕微鏡（倍率 400 倍または 100 倍）による切欠底近傍の観察も行なつた。

b) 疲労試験

平滑試験片（母材および突合わせ溶接材）および切欠き試験片（Sc, SWc, SE および SWE）に対し定荷重片振り引張り試験を実施した。

繰返し速度はおよそ 20 cpm、荷重波形はほぼ 3 角形状であつた。クラック発生後はすべての試験片に対し、同じ大きさの定荷重疲労試験を行ないクラック伝播を調べた。

なおクラック発生および伝播は、顕微鏡観察によつた。

表 3.3.2 化学成分 (%)

	C	Si	Mn	P	S
A 材	0.16	0.04	0.59	0.030	0.026
B 材	0.17	0.04	0.68	0.010	0.017

表 3.3.3 機械的性質

	σ_Y (Kg/mm ²)	σ_B (Kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)
A—母材	27.0	44.1	29.8	60.5
B—母材	31.8	47.3	22.5	42.3
A—溶接材	26.6	43.9	26.4	55.1
C _C		45.9		39.7
C _D		44.8		36.3
C _E		42.0		27.0
CW _C		46.1		33.4
CW _D		45.5		31.1
CW _E		43.2		25.3
S _C		46.5		31.0
S _D		46.0		28.8
S _E		43.4		18.4
SW _C		47.5		30.0
SW _D		47.3		27.7
SW _E		44.6		16.2

表3.3.4 溶接条件

溶接棒		層数	電圧(V)	電流(A)	速度(mm/min)
種類	直径(mm)				
B-17	4	1	30	135	130

表3.3.5 歪ゲージとモツレ法による歪値との関係

公称歪 公称 応力 (kN/mm^2)	歪ゲージ		モツレ法		誤差	
	ϵ_y	ϵ_x	ϵ_y	ϵ_x	ϵ_y	ϵ_x
29.0	0.5	0.2	0.54		0.04	
33.0	1.8	0.9	1.9	0.8	0.10	0.10
37.0	3.8	1.8	3.95	1.8	0.15	0
40.8	6.4	2.9	6.3	3.0	0.10	0.10
43.7	14.7	6.3	14.9	6.4	0.20	0.10

3.3.3 試験結果

試験結果の整理には相当応力 σ_{eq} および相当歪 ϵ_{eq} を用いた。

$$\text{主応力 } \sigma_x \quad \sigma_y \quad \sigma_z$$

$$\text{主歪 } \epsilon_x \quad \epsilon_y \quad \epsilon_z$$

$$\epsilon_x = \frac{1}{2} u (1 + \frac{dv}{dx})$$

$$\epsilon_y = \frac{1}{2} u (1 + \frac{dv}{dy})$$

$$\epsilon_z = (\epsilon_x + \epsilon_y)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2} (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_x - \sigma_y)^2}$$

$$\epsilon_{eq} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\epsilon_x^2 + \epsilon_y^2 + \epsilon_x \cdot \epsilon_y}$$

なお平滑材の最高荷重までの引張り試験に対しては

$$\sigma_{eq} = \sigma_y = \frac{P}{A_0} (1 + \frac{dv}{dy})$$

(1) 静的試験

a) 平滑材の相当応力一相当歪曲線

平滑試験片(平行部の巾30mm、平行部の長さ200mm、板厚9mm)の引張り試験によつて得られたモクロ法による歪と歪ゲージによる歪との関係を表3.3.5に示した。図3.3.2には歪ゲージを引張り試験の途中に貼り変えた場合の相当応力と相当歪の挙動の一例を示した。また図3.3.3および図3.3.4に平滑材(母材A材)および平滑溶接材(A材)の相当応力一相当歪の関係を示した。

図3.3.3および図3.3.4から $\lambda = \sigma_{eq} / \epsilon_{eq}$ を求め、母材および溶接材についての λ を図3.3.5に示した。

b) 各種切欠き試験片の歪分布

図3.3.6～図3.3.9に各切欠き試験片(C.CW.S.SW型)の歪分布を示した。これらの図は、縦軸に相当歪 ϵ_{eq} 、横軸に歪計測点をとり切欠き部最小断面の公称応力が 33 kg/mm^2 および 40.8 kg/mm^2 に達するまで負荷した場合の除荷時における歪分布を示したものである。

c) 同じ弾性歪集中係数を持つ試験片間の歪分布の比較

図3.3.10～図3.3.12にそれぞれ同じ弾性歪集中係数 α を有する試験片間の歪分布を示した。縦軸は相当歪 ϵ_{eq} 、横軸は歪計測点で公称応力で 37.0 kg/mm^2 まで負荷した場合の除荷時における歪分布である。

d) 弹性歪集中係数と切欠き先端の相当歪との関係

縦軸に相当歪 ϵ_{eq} 、横軸に弾性歪集中係数 α をとり、公称応力で 37.0 kg/mm^2 まで負荷した場合の除荷時における切欠き先端の相当歪と α との関係を図3.3.13に示した。

e) 機械的性質および歪分布との関係

図3.3.14に縦軸に絞り ϕ 、横軸に弾性歪集中係数 α をとり、各切欠き試験片の ϕ と α との関係を示した。

図3.3.15および図3.3.16は縦軸に引張り強さ σ_B 、横軸に α または ϕ をとり、それぞれ各切欠き試験片の σ_B および σ_B と ϕ の関係を示した図である。

図3.3.17および図3.3.18は縦軸に σ_B 、横軸に切欠き先端における相当歪 ϵ_{eq} (公称応力 40.8 kg/mm^2 を負荷した場合の除荷時の歪) または $\phi \cdot \epsilon_{eq}$ をとり、それぞれ各切欠き試験片の σ_B と ϵ_{eq} および σ_B と $\phi \cdot \epsilon_{eq}$ の関係を示した図である。

(2) 疲労試験

図3.3.19は縦軸に切欠き部最小断面の公称応力 σ_n を、横軸にクラック発生までの繰返し数 N_c をとつて示

した $\sigma_n - N$ 線図である。

なおクラックは図に示すように板厚方向に貫通後板巾方向におよそ 0.2 mm～0.3 mm まで達したときをクラック発生とした。また図中の 2 点鎖線は S_C および S_{WC} 型試験片の S_E および S_{WE} 型試験片に対する、試験片の静的強度比によつて修正した $\sigma_n - N$ 線図である。

図 3.3.2.0 は縦軸に切欠き先端における 1 サイクルの最大相当歪 ϵ_{eq} 、横軸にクラック発生までの繰返し数 N_c をとつて示した $\epsilon_{eq} - N_c$ 線図である。

図 3.3.2.1 は S_E および S_{WE} 型試験片のクラック発生後定荷重（はじめ最小断面の応力を 3.8.0 kg/mm² に設定）としたときのクラック発生から破断までの寿命を示したもので、縦軸はクラック発生までに与えた切欠き先端の 1 サイクルの最大相当歪であり、横軸はクラック伝播寿命 N_p である。

3.3.4 考 察

(1) 静的試験

a) 頭微鏡観察結果

各種の切欠き試験片（表 3.3.1 参照）の片面を研磨後化学腐食し、総合倍率 100 倍および 400 倍の頭微鏡にて引張り試験中切欠き底近傍を観察した結果次のことが判つた。なお使用材料（軟鋼 A 材）の平均結晶粒径は 0.02 mm～0.03 mm 程度であつた。

- i) クラック（0.1 mm 程度）は必ずしも歪集中の最も高いところに発生するとは限らないが、その発生域は切欠き周辺に沿つてゐる。そして歪集中率が大きくなるほど発生域は広くなる。したがつてクラックの発生は幾何学的形状が唯一のパラメータではないと考えられる。
- ii) 工作上または材質上の切欠き底近傍の微視欠陥の存在は 0.05 mm 程度のクラック発生を早めることもあるが、以後の荷重増加により深さ方向（板巾方向）にはほとんど進展せず、荷重方向に口が開くように変形する。
- iii) 破壊に導くクラック（0.1 mm～0.2 mm）の発生は、最高荷重の直前かあるいは最高荷重において生じ以後急速に進展する。
- iv) したがつて最高荷重以前にて発生するクラックはそれ以後の荷重増加に対してあまり進展しない。またこのクラックが必ずしも破壊に導くクラックに成長するとは限らない。
- v) クラックの発生は必ずしも 1 個ではないが、たかだか数個である。

b) 使用鋼材の応力一歪曲線

モワレ法で得られる歪をチエツクするため歪ゲージによる値と比較してみた。表 3.3.5 によると両者の差は 0.2 % 程度の歪量である。したがつて数パーセント以上の歪域では、モワレ法も十分信頼しうるものと思われる。

図 3.3.3 および図 3.3.4 の相当応力一相当歪曲線によると溶接材のほうが伸びがやや少なく、同じ相当歪に対する相当応力は母材にくらべてやや高くなつてゐる。また図 3.3.5 の $\lambda - \epsilon_{eq}$ 曲線によると、さらに大きい ϵ_{eq} に対する相当応力は図中の破線の如く $\lambda - \epsilon_{eq}$ 曲線を延長することにより求めてもさしつかえないようと思われる。

c) 各種切欠き試験片の歪分布

図 3.3.6～図 3.3.9 によると各試験片とも切欠き底近傍の最大歪量の大きさの順位は、ほぼ弾性歪集中係数の大きさの順になつてゐる。C 型と S 型では歪分布形状が異なり前者は歪勾配がゆるやかであるが後者では切欠き底付近の歪勾配は大きく切欠き底から少しはなれるとほぼ一様分布となる。そして切欠きが歪集中に影響をおよぼす範囲は、切欠き底のごく近傍でありそのようすは切欠きが鋭いほど切欠き底に狭い範囲にある傾

向である。

また溶接継手を有する場合（C W型、S W型）は切欠のみを持つ場合（C型、S型）に比べ、歪の絶対値は減少するが歪分布形状はほとんど変りがないようである。さらに塑性域における歪分布形状は、弹性域の場合とは異なり相似形とはならず、したがつて切欠き断面上の各位置における歪硬化係数は等しくないことが判る。

a) 同じ弾性歪集中係数をもつ試験片間の歪分布の比較

図3.3.10、図3.3.11および図3.3.12は、それぞれ $\alpha=2.2$ 、4.0および7.2の場合について4種の試験片の歪分布を比較したものでこれらの図から同じ弾性歪集中係数を有する試験片でも、各型により塑性域では歪の量および歪分布が異つていることが認められる。また溶接継手を有する場合は、材質の硬化により同じ荷重に対し、切欠きのみを有する場合に比べて歪の絶対値は小さくなっている。またC型とS型を比較するといづれの場合も弾性歪集中係数が同じであつてもC型の方が最大値が大きくなっている。この原因はC型の開口両側の部分は偏心引張りによる局部曲げ変形が生じやすいためと考えられる。

e) 弹性歪集中係数と切欠き先端の歪との関係

図3.3.13によると、一般に弾性歪集中係数が大きくなるほど歪は大きくなっているが溶接継手を持つ試験片では必ずしもそのような傾向を示していない。これは溶接による材質硬化、残留歪などが複雑に影響しているためと思われる。

f) 絞りと弾性歪集中係数との関係

図3.3.14によると各試験片とも切欠きが鋭くなるほど絞りは減少する。これは弾性歪集中係数が大なるほど、切欠き底付近の歪の拘束度が大きくなることおよび歪勾配が大になることによると思われる。中央切欠きと側面切欠きとでは、前者の方が大きいがこの原因としては、前述の歪分布形状の差異によるもので中央切欠きの方が変形しやすいためと考えられる。また溶接を行なうと絞りが減少しているがこれも前述のように材質の硬化が原因である。

g) 静的強度と歪分布の関係

i) 静的強度と弾性歪集中係数

切欠き試験片の静的強度は切欠き底付近の歪の拘束と歪集中の2つに影響される考えることができる。

図3.3.15によると引張り強さは $\alpha=2.2$ 付近で最大となりそれ以後は α が増加するにつれて減少している。これは切欠きの存在により絞りが小さくなる傾向と切欠きが鋭くなることにより歪集中が大きくなる傾向とが相互に影響した結果と考えられる。すなわち $\alpha=2.2$ では絞りの減少率の方が切欠き底部の歪集中の強度におよぼす影響より大であるため引張り強さは上昇しておりそれより α が増加すると切欠き部の歪集中の影響の方が支配的になるため引張り強さが減少していると考えられる。

ii) 静的強度と絞り

図3.3.16によると各切欠き試験片とも絞りが減少すると引張り強さも減少しているが、これは切欠部の歪集中の影響が大きいためと思われる。

iii) 静的強度と切欠き底の歪との関係

図3.3.17によると引張り強さはいづれも歪が大きくなるにしたがつて低下する傾向にあり、引張り強さと弾性歪集中係数との関係よりも、引張り強さと切欠き先端の歪との関係の方が定性的には意味があるよう思われる。また引張り強さに影響を与える因子としては前述のごとく歪集中の大きさと絞りの大きさが共に考えられるのでこれらの積（ $\psi \cdot \epsilon_{eq}$ ）と引張り強さとの関係を示した図3.3.18によると強度と絞りの関係が一様でないため定性的な傾向が認められない。

以上の実験結果のみでは十分でなく静的強度と切欠き形状との間に定量的な関係が求められなかつたが、これらの結果から定性的に次のような事項が得られた。

- a) 静的破壊に導くクラック（板巾方向の長さ $0.1 \text{ mm} \sim 0.2 \text{ mm}$ ）の発生は最高荷重の直前かあるいは最高荷重において生じ以後急速に進展する。
- b) 最高荷重以前に発生するクラック（板巾方向の長さ 0.05 mm 程度）は発生後は板巾方向にはほとんど進展せず、このクラックが必ずしも破壊に導くクラックに成長するとは限らない。
- c) 中央切欠きを有するものと側面切欠きを有するものとでは、弾性歪集中係数が同じであつても塑性域での挙動は相違する。すなわち中央切欠き試験片の方が塑性域では歪集中は大であり引張り強度は低い。本研究以外の実験結果においても同様に中央切欠き試験片の方が疲労強度が低いことが認められた。
- d) 溶接継手を有する試験片は切欠きのみを有するものよりも材質硬化のため歪の絶対値が小さいが歪分布の形状は切欠のみのものと余り変わらない。
- e) 引張り強さは弾性歪集中係数がおよそ 2 度まで絞りを拘束する影響により上昇するがそれよりも弾性歪集中係数が大きくなると歪集中の影響が支配的になって強度は低下する。
- f) 絞りは弾性歪集中係数が大になるにつれて減少する。
- g) 中央切欠き試験片の方が側面切欠き試験よりも絞りが大である。
- h) 溶接試験片は材質硬化のため引張り強度は、溶接継手のないものより大である。
- i) 静的引張り強度は切欠き底先端の最大歪には比例して低下する。

(2) 疲労試験

a) 頭微鏡観察結果

疲労クラックの発生は切欠き底近傍で 3 軸応力状態となるためほとんど板厚面内の中央付近であつた。そして巨視的には、荷重方向に対して直角であつたが頭微鏡的には 45° の方向をなすジグザグの形であつた。また板巾面に入るクラックも $0.1 \text{ mm} \sim 0.2 \text{ mm}$ 以下では荷重方向とほぼ 45° をなしていた。これらの観察からクラックの発生は剪断応力の影響を強くうけているものと考えることができる。

著しく損傷を受けている領域（結晶粒界が明瞭でない領域）は、 S_E 型および SW_E 型 ($\alpha=7.2$) の試験片では切欠き先端からおよそ 1 mm 程度の範囲であるが S_C および SW_C 型 ($\alpha=2.2$) では、それが 3 mm 程度まで拡がつている。またクラックの先端付近ではおよそ 0.5 mm 程度であつた。

b) 疲労試験

平滑母材試験片 P 型、平滑突合せ溶接試験片 PW 型、弾性歪集中係数 $\alpha=2.2$ の S_C および SW_C 型、 $\alpha=7.2$ の S_E および SW_E 型の 6 種類について低サイクル片振り引張り疲労試験を実施した。

|) クラック発生

前述のごとくクラックはほとんどの場合、はじめ板厚面内に発生しその正確な発見が困難なため今回の実験では、クラック発生として板厚面内を貫通後板巾方向に $0.2 \text{ mm} \sim 0.3 \text{ mm}$ まで達したときクラック発生とした。

図 3.3.19 によると、切欠き部最小断面の最大公称応力が同じ場合のクラック発生は母材および溶接材について、P 型 (PW 型)、 S_C 型 (SW_C 型) および S_E 型 (SW_E 型) の各試験片の順になつてある。また同じ切欠き形状を有する母材 (S_C 、 S_E) と溶接材 (SW_C 、 SW_E) を比べると、高応力域では溶接材のクラック発生がおそらく低応力域では逆に母材のクラック発生がおそくなつてゐる。

次に図 3.3.20 によると母材について、1 サイクルめの切欠き先端の最大相当歪が同じになるような繰返しに対してクラックの発生は高応力域では S_E 型、P 型、 S_C 型の順であるが低応力域では P 型、 S_C 型、 S_E 型の順になつてある。溶接材ではそれぞれ SW_C 型、 SW_E 型、PW 型および PW 型、 SW_C 型、 SW_E 型の順になつてある。

順になつてゐる。また同じ切欠きを有する母材と溶接材を比べると、いづれの場合も母材のクラック発生がおそれくなつてゐる。

ii) クラック伝播

平滑試験片および $\alpha=2.2$ のS_O型およびS_{WC}型試験片ではクラック発生後数回～数十回で破断した。したがつて今回の実験のような高応力域ではクラック伝播寿命はほとんど存在しなかつた。

$\alpha=7.2$ のS_E型およびS_{WE}型試験片に対しては、クラック発生後すべての試験片に対して同じ大きさの定荷重の実験を実施した。

図3.3.2.1によるとS_E型およびS_{WE}型共に、伝播寿命は一様でなくクラック発生までの材料が受けた歪履歴により異なつてゐる。

以上のクラック発生および伝播に対して今回の実験のみでは十分でなく、定量的な関係は得られなかつたが、実験結果の定性的な説明は切欠き底近傍の相当応力および相当歪を用いてエネルギー論的に材料のうける損傷を考えることにより可能である。

実験結果からおよそ次のことが判つた。

- a) クラックの発生には切欠き底近傍の応力および歪の挙動が重要な影響をおよぼす。
- b) クラックの伝播に関して、低サイクル疲労では鈍い切欠きほど伝播速度は早い。

今後は切欠き底近傍の3軸応力状態を避けるため薄板での実験的研究、動的繰返し中での切欠き底あるいはクラック近傍の応力および歪の挙動さらには溶接による材質変化の影響の解明などが是非必要と思われる。

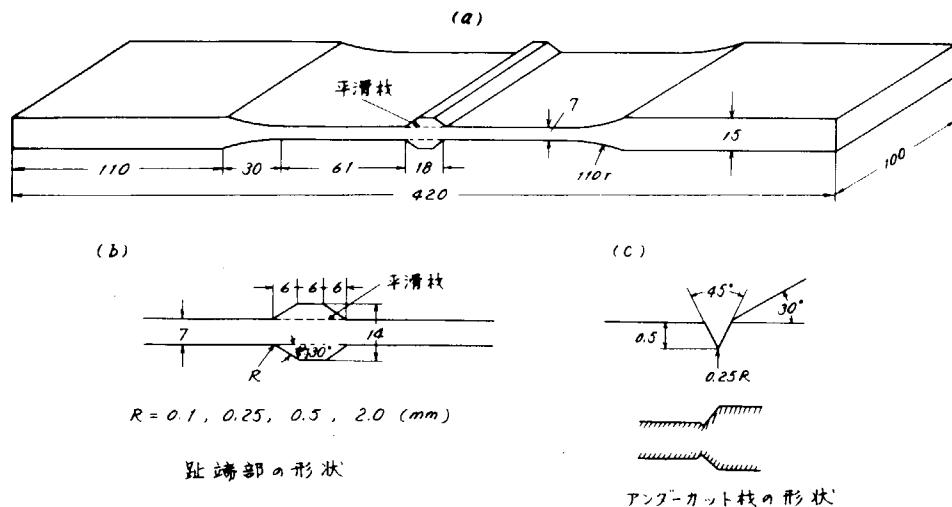


図 3.1.1 試験片の形状と寸法

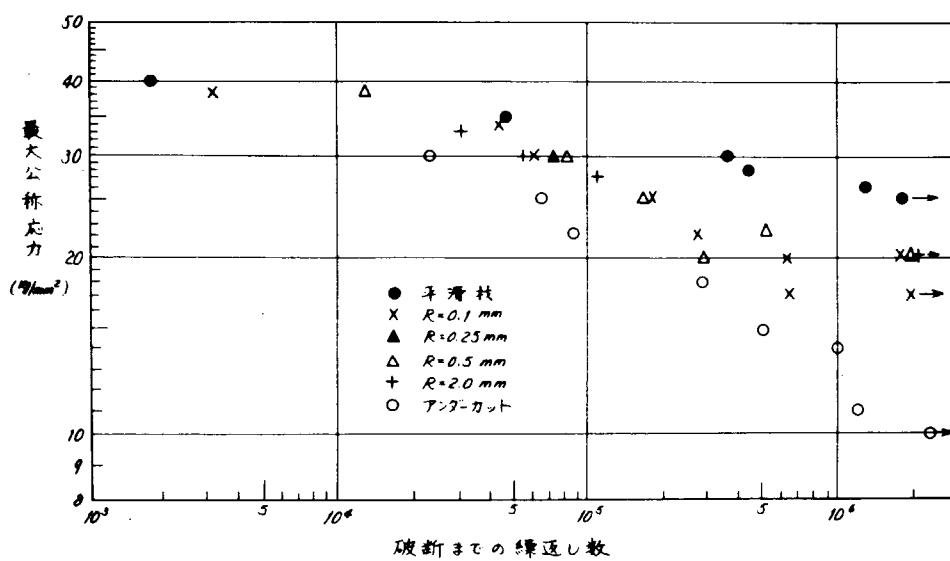


図 3.1.2 S-N 線図

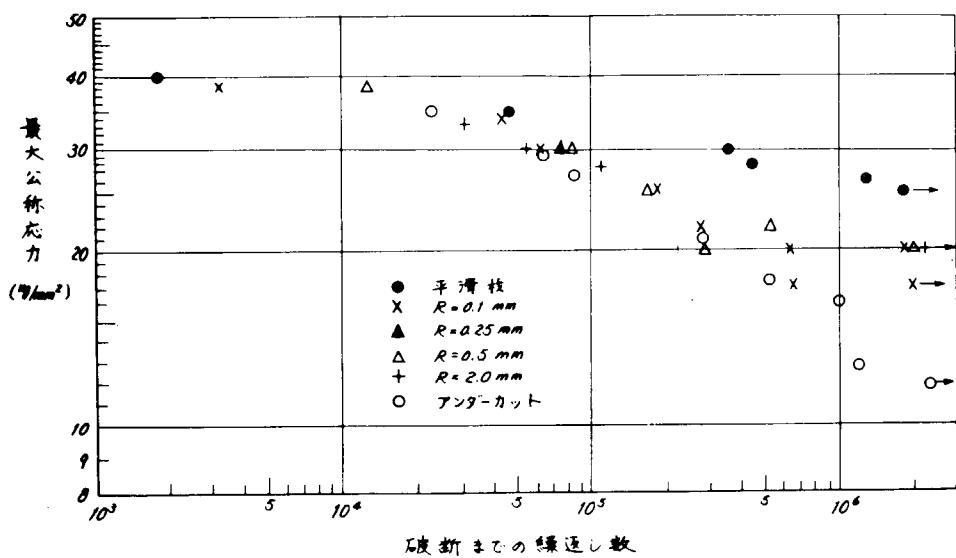


図 3.1.3 S-N 線図(アンダーカット機の断面積を最小断面で計算した場合)

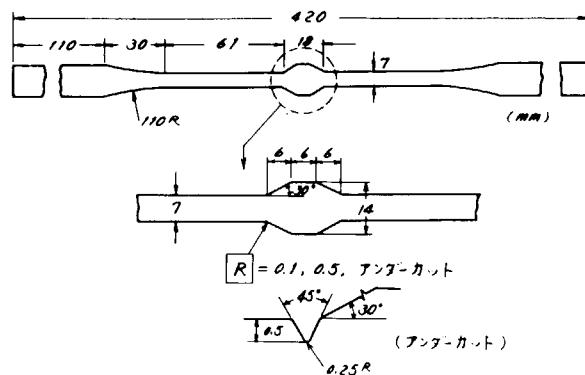


図 3.2.1 試験形状

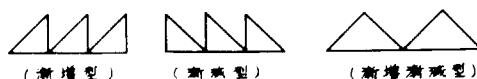


図 3.2.2 ブロック波型

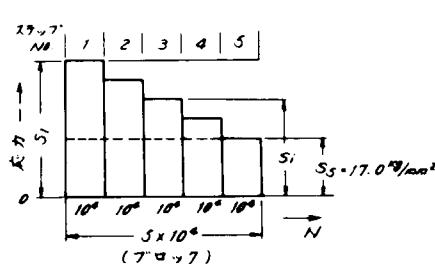


図 3.2.3 ブロック構成(漸減型)

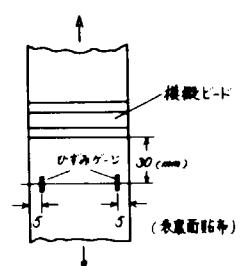


図 3.2.4 ひずみゲージ貼布位置

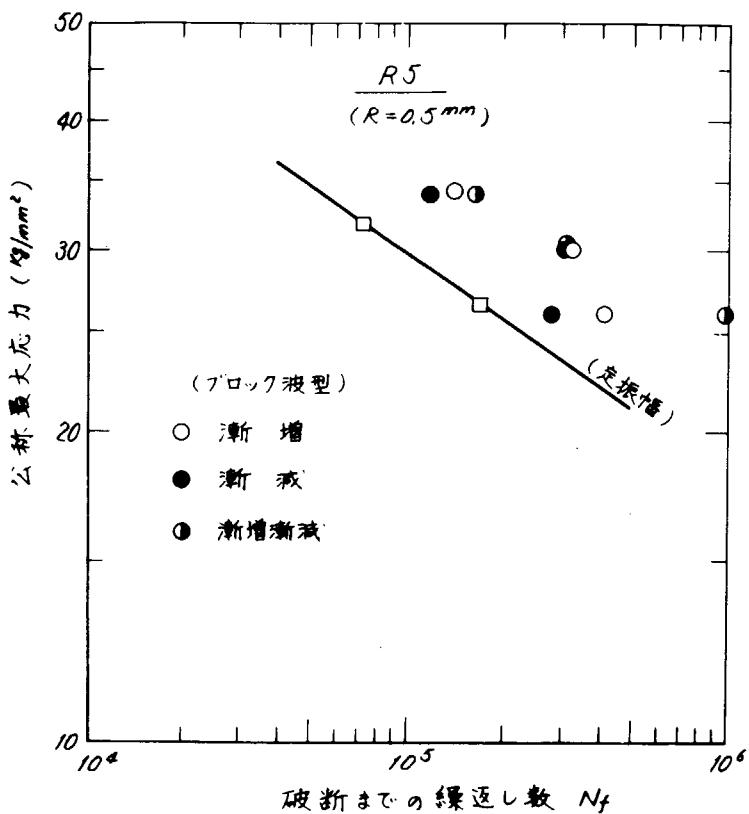


図3.2.5 S-N線図(R5)

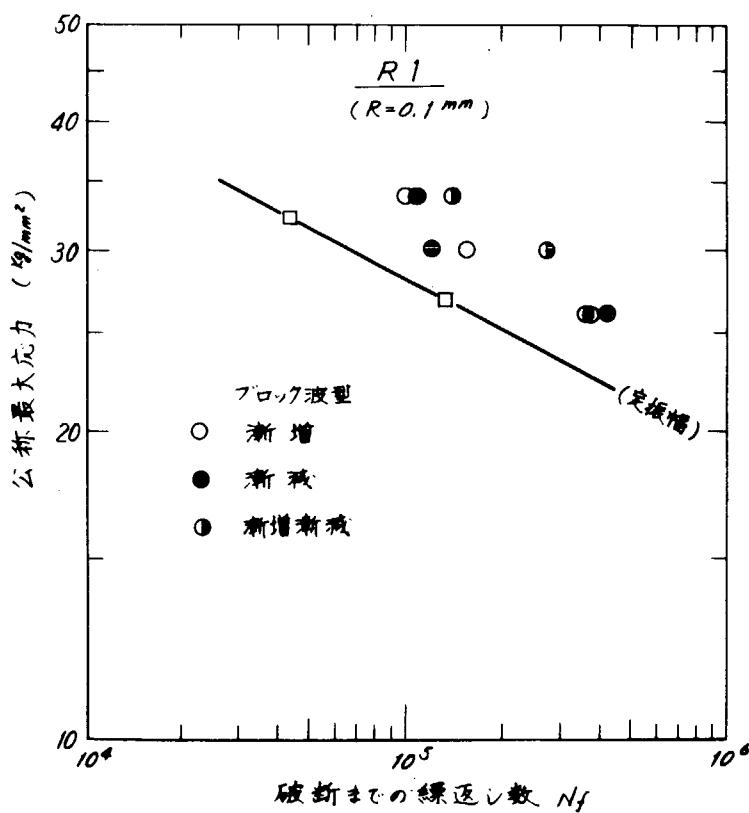


図3.2.6 S-N線図(R1)

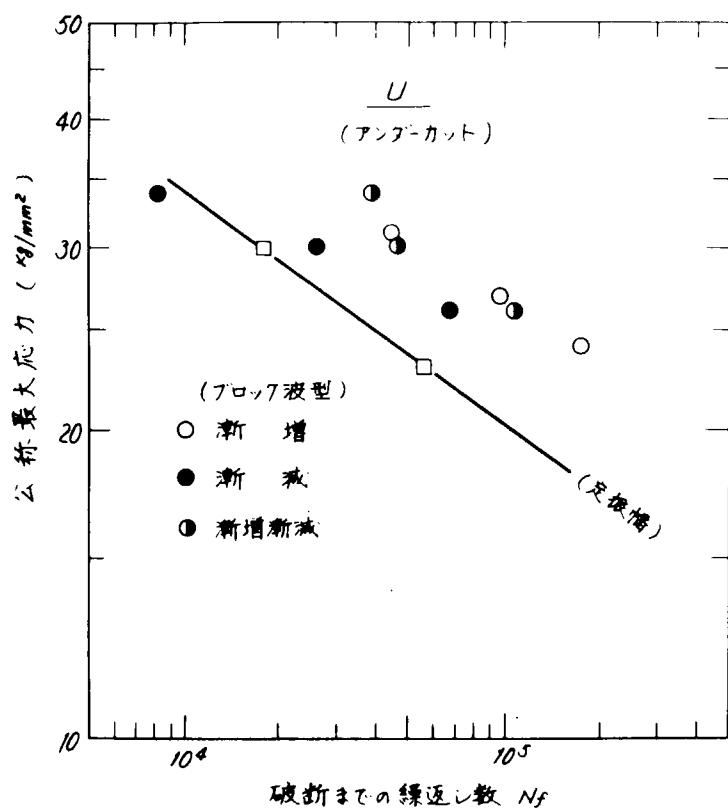


図 3.2.7 S-N 線図 (U)

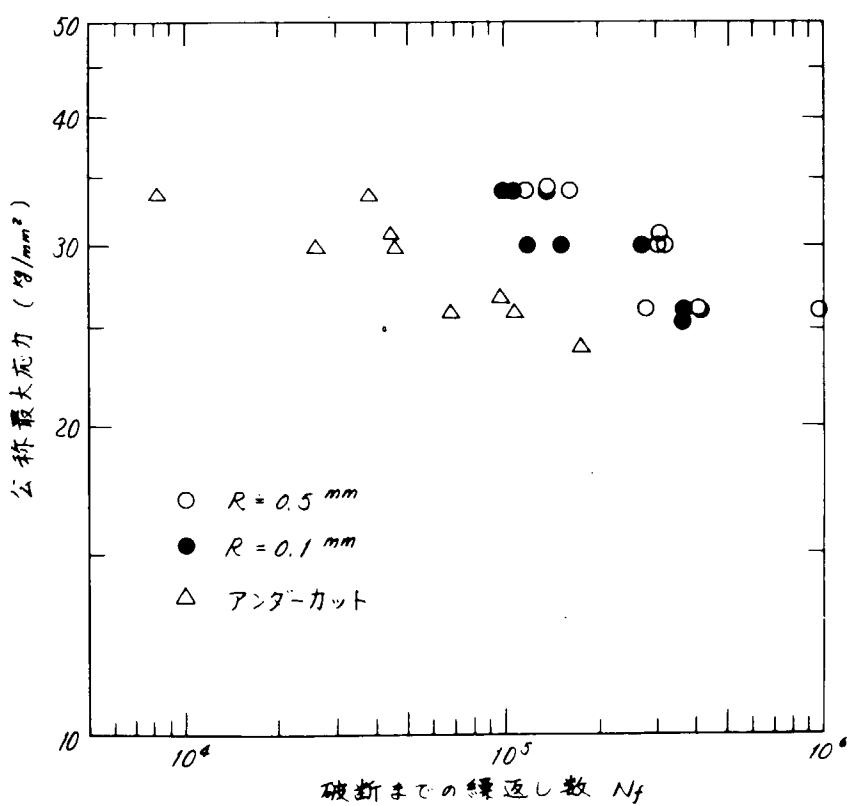


図 3.2.8 S-N 線図

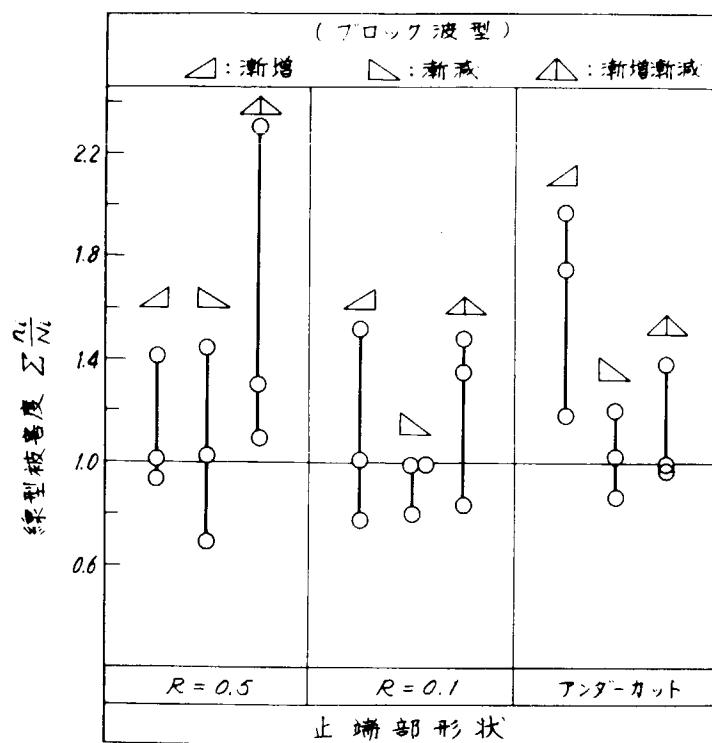


図 3.2.9 線型被害度

表 3.3.1 試験片形状および寸法

	C 型			CW 型			S 型			SW 型		
	$C_C(2.2)$	$C_O(4.0)$	$C_E(7.2)$	$CW_C(2.2)$	$CW_O(4.0)$	$CW_E(7.2)$	$S_C(2.2)$	$S_O(4.0)$	$S_E(7.2)$	$SW_C(2.2)$	$SW_O(4.0)$	$SW_E(7.2)$
平行部形状												
ノッチ形状												
突合せ溶接部詳細											CW, SW 型	

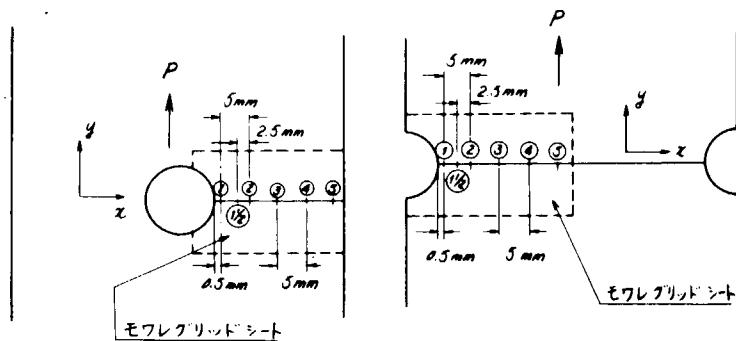


図3.3.1 モワレ法による歪の計測点

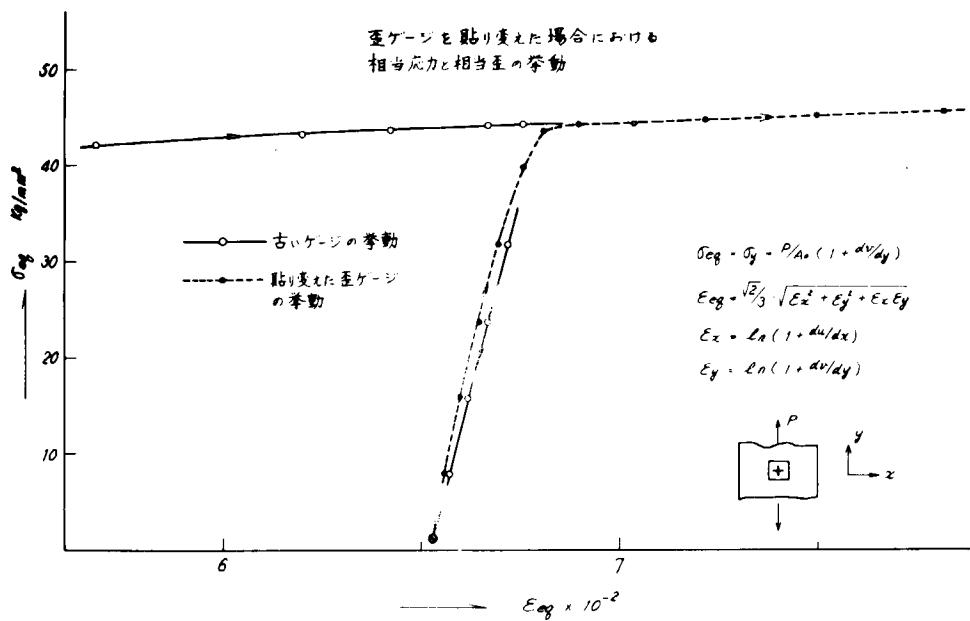


図3.3.2 相当応力 - 相当歪曲線(軟鋼、平滑母機)

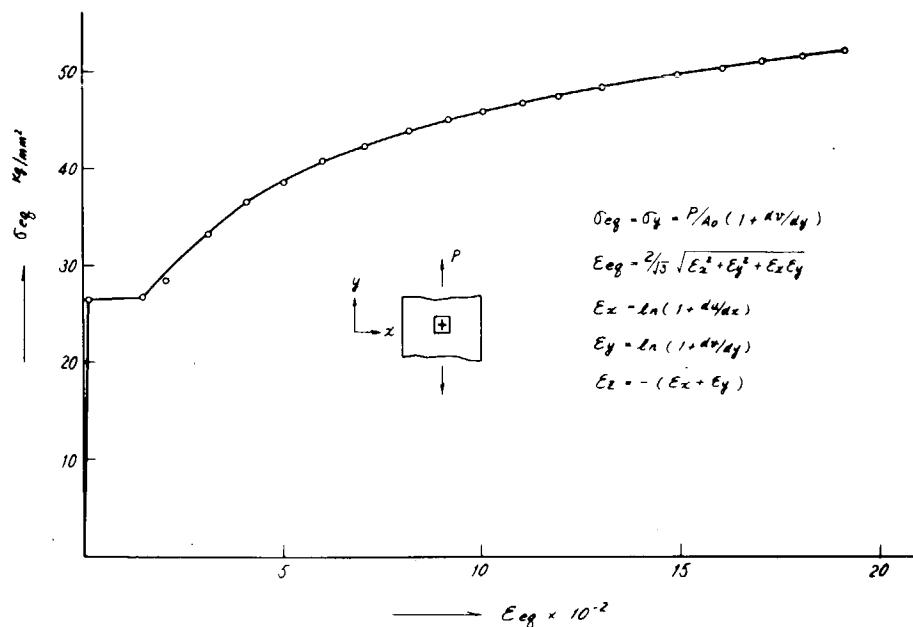


図 3.3.3 相当応力 — 相当歪曲線(軟鋼、平滑母機)

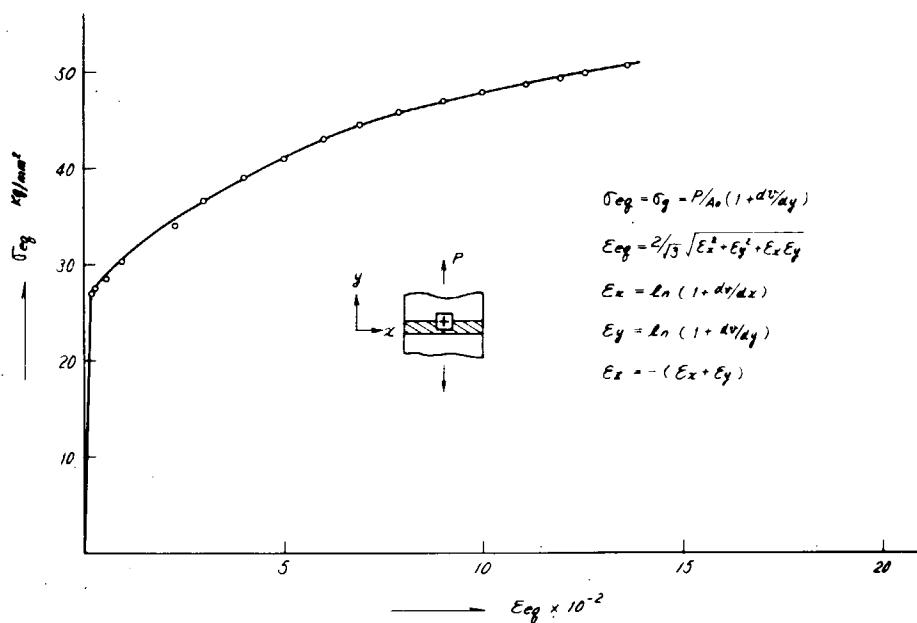


図 3.3.4 相当応力 — 相当歪曲線(軟鋼、平滑実合わせ溶接機)

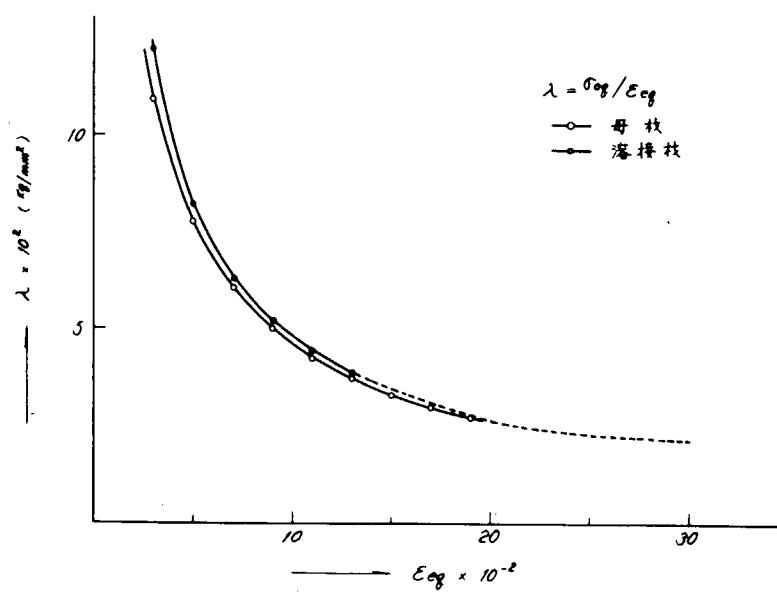


図 3.3.5 $\lambda - \epsilon_{yg}$ 曲線

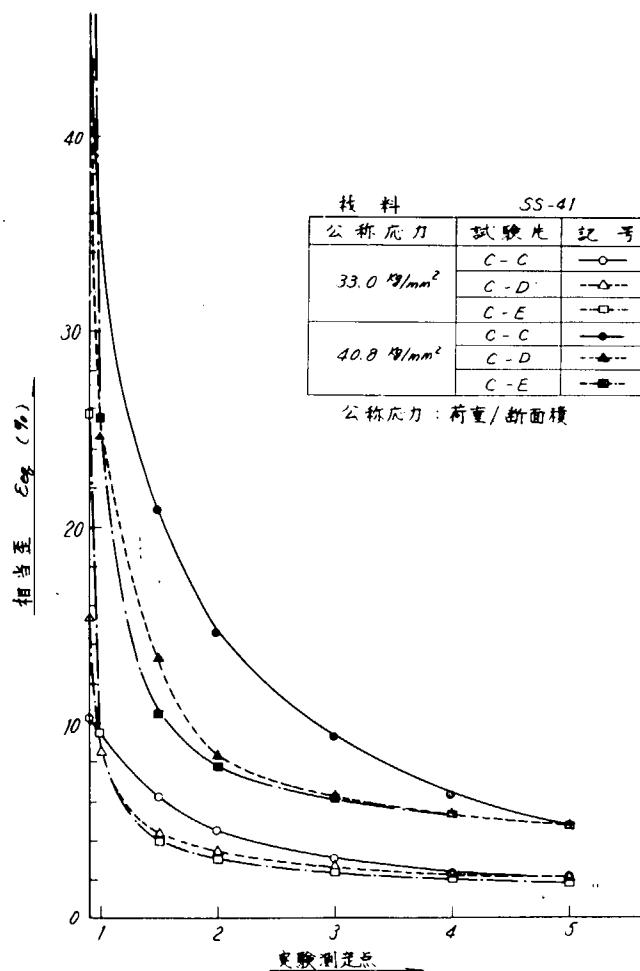


図 3.3.6 C型試験片の相当歪分布図

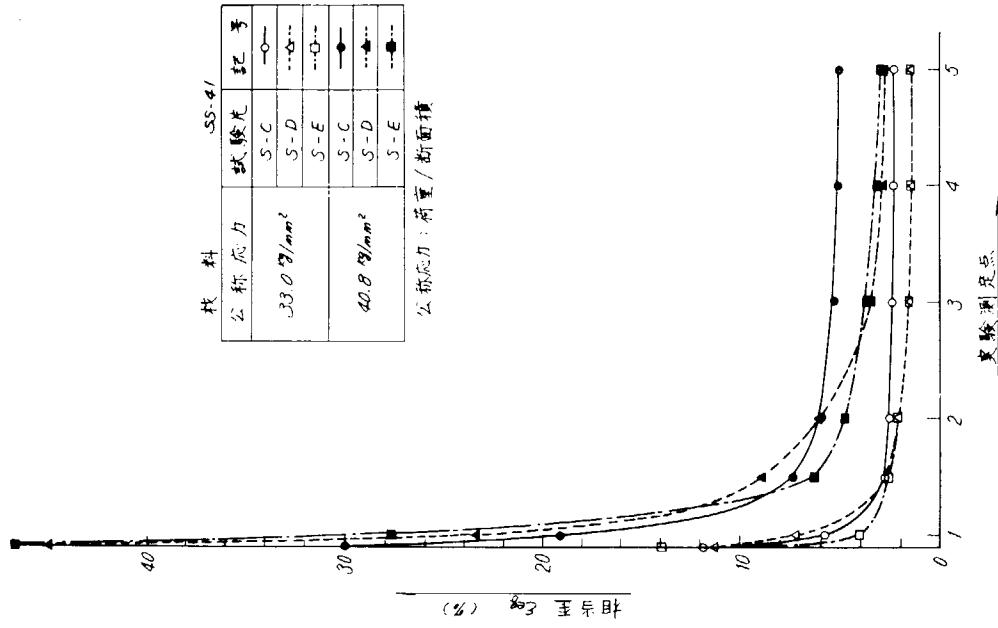


図 3.3.8 S型試験片の相当歪分布図

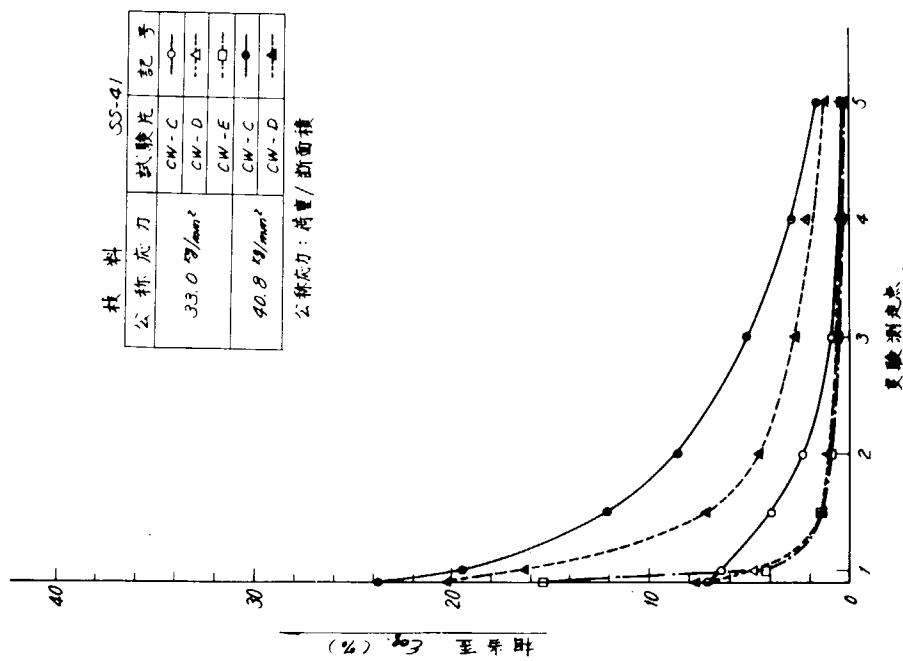


図 3.3.7 CW型試験片の相当歪分布図

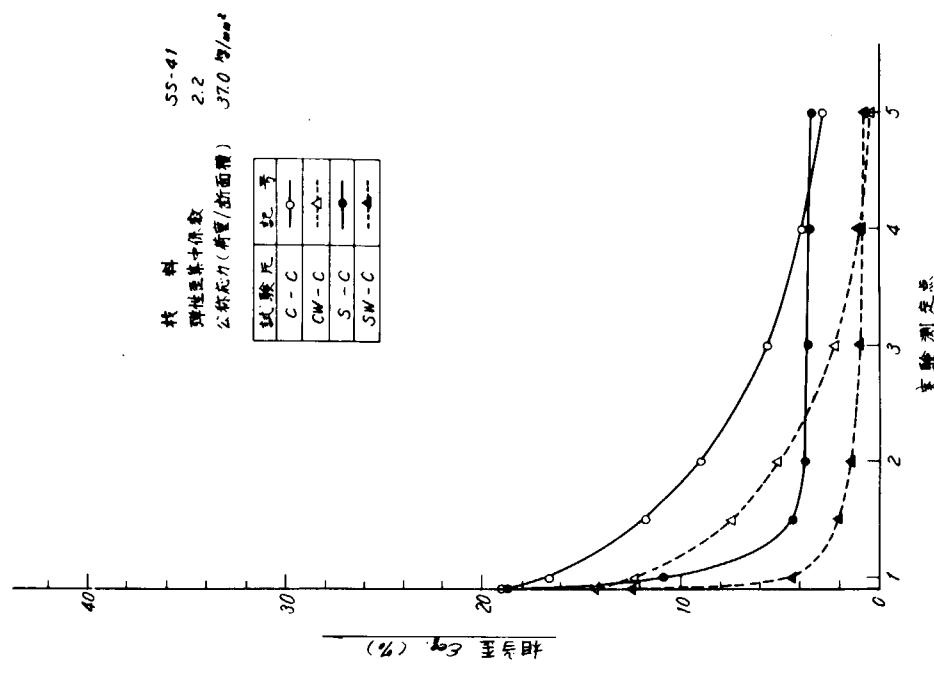


図 3.3.10 同じ弾性歪集中係数を有する切欠き試験片の相当歪分布

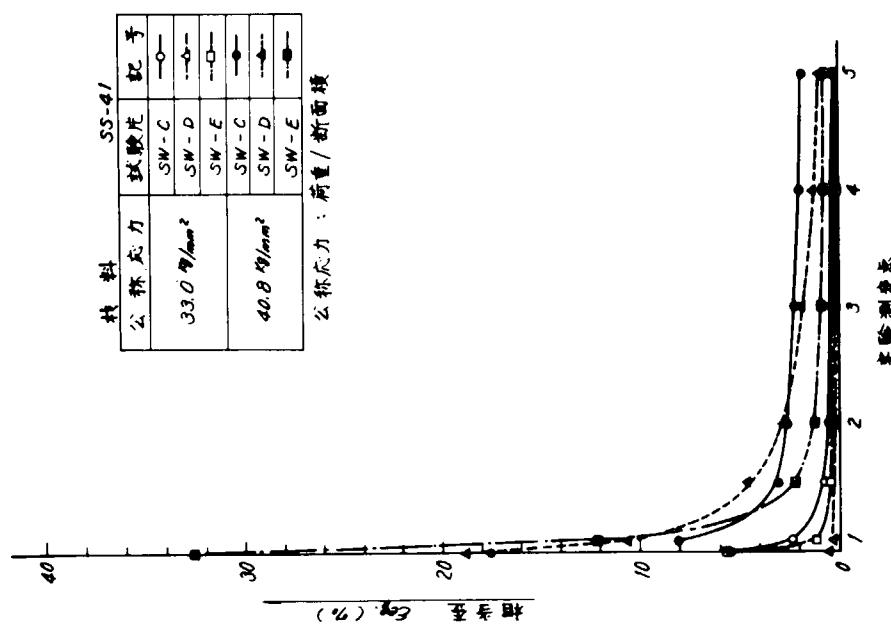


図 3.3.9 SW型試験片の相当歪分布図

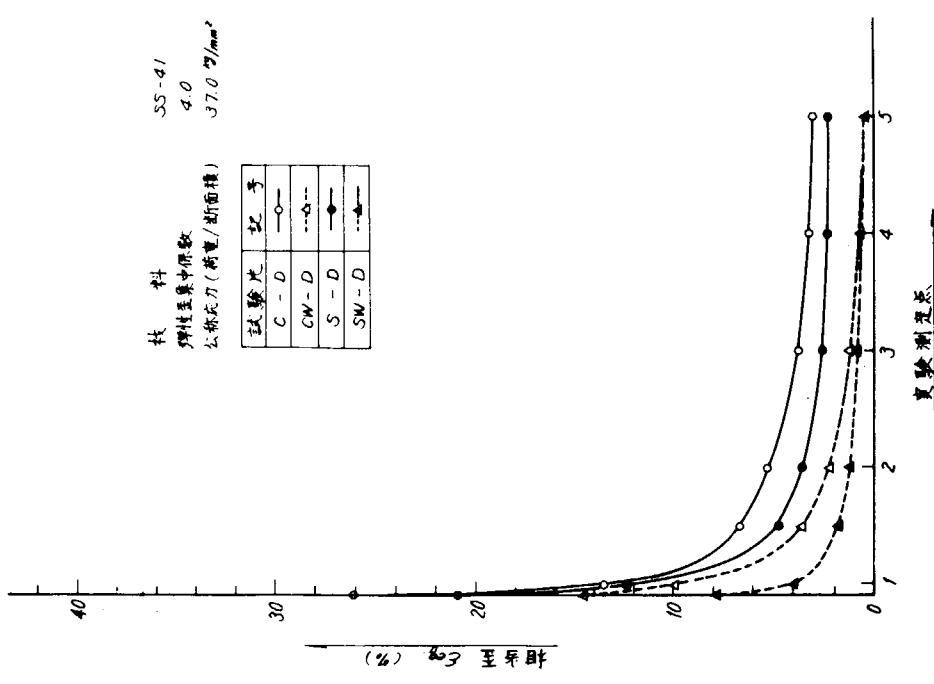


図 3.3.1 1 同じ弾性歪集中係数を有する切欠き試験片の相当歪分布

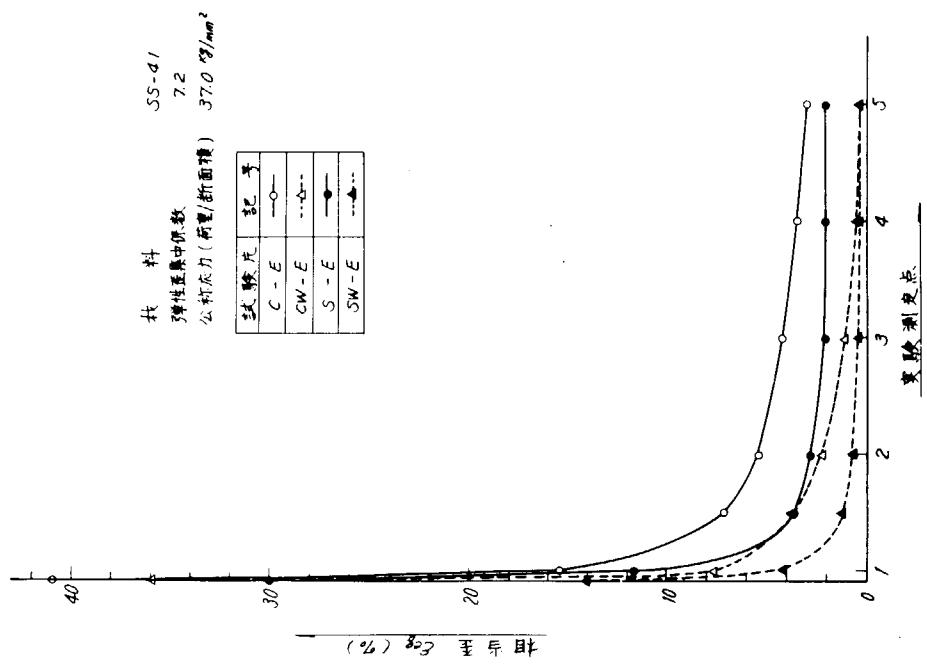


図 3.3.1 2 同じ弾性歪集中係数を有する切欠き試験片の相当歪分布

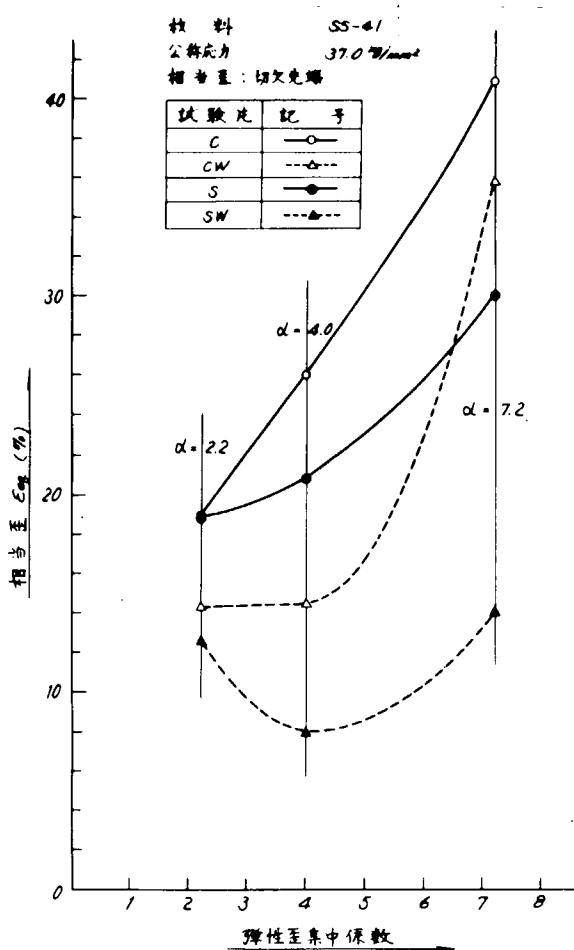


図 3.3.1.3 同じ応力条件に対する各種切欠き試験片の
相当歪と弾性歪集中係数との関係

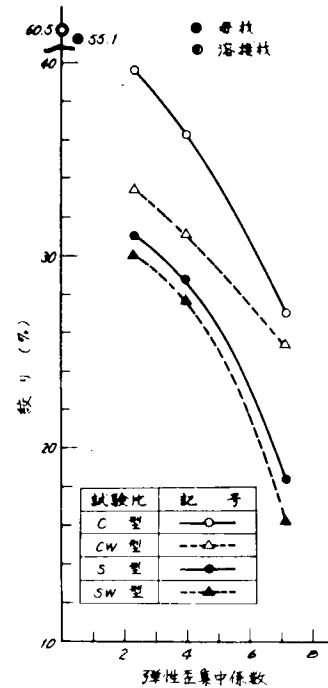


図 3.3.1.4 絞りと弾性歪集中係数との関係

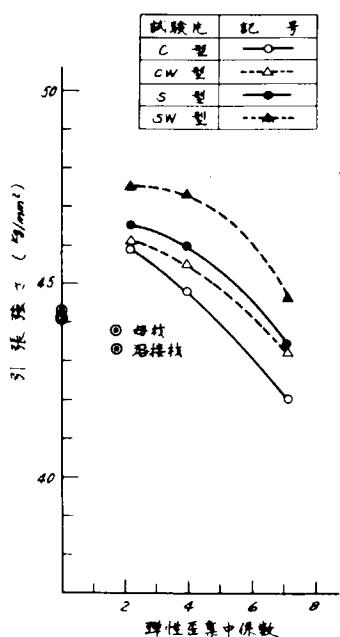


図 3.3.1.5 引張強さと弾性歪集中係数との関係

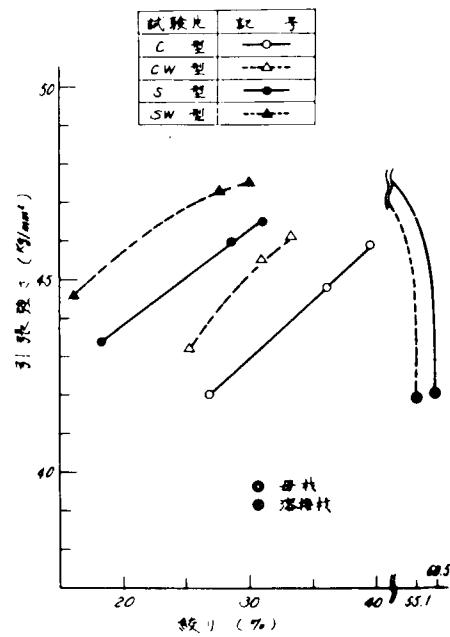


図 3.3.1.6 引張強さと絞りとの関係

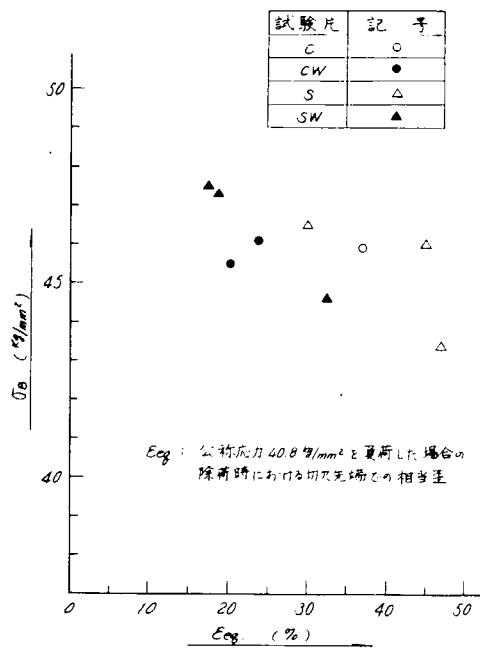


図 3.3.17 σ_B と ϵ_{eg} との関係

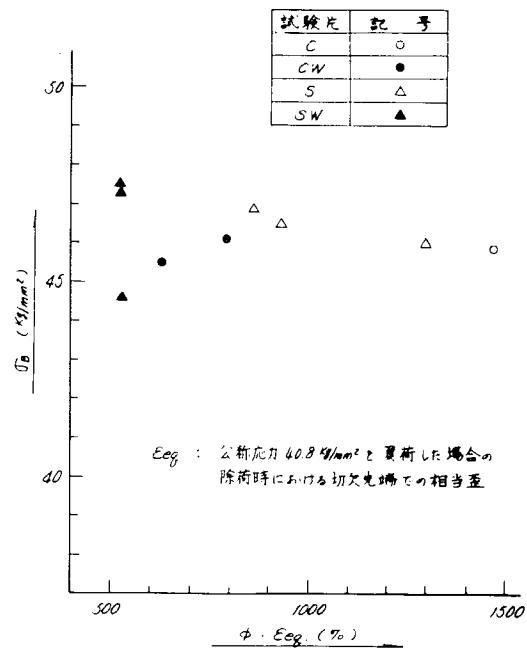


図 3.3.18 σ_B と $\phi \cdot \epsilon_{eg}$ との関係

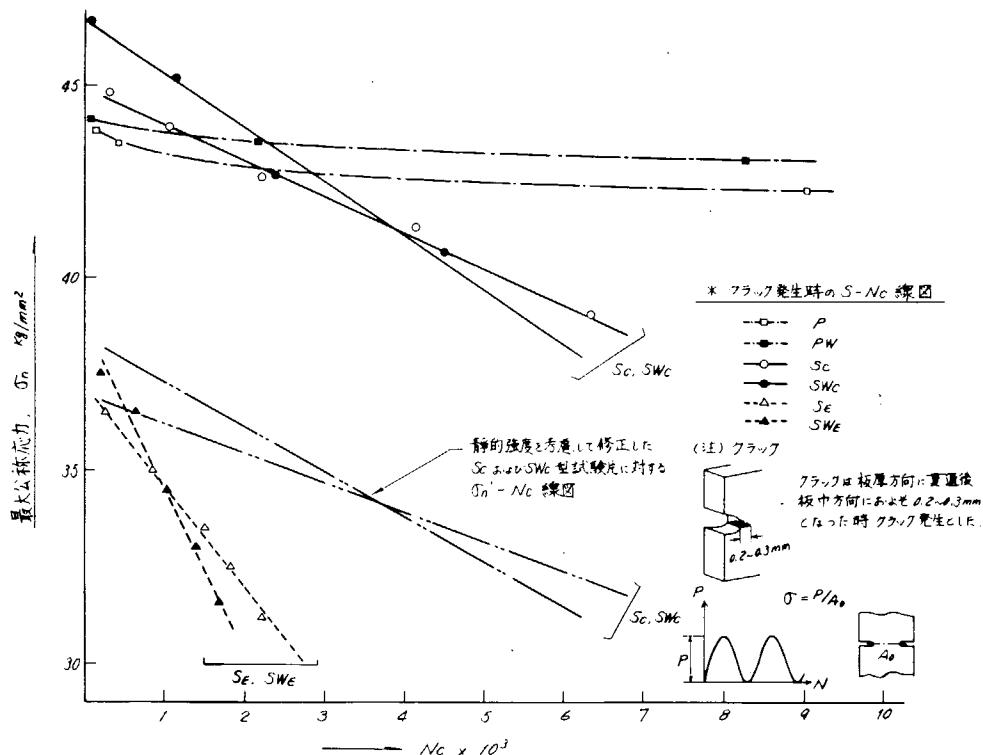


図 3.3.19 $\sigma_n - N_c$ 線図

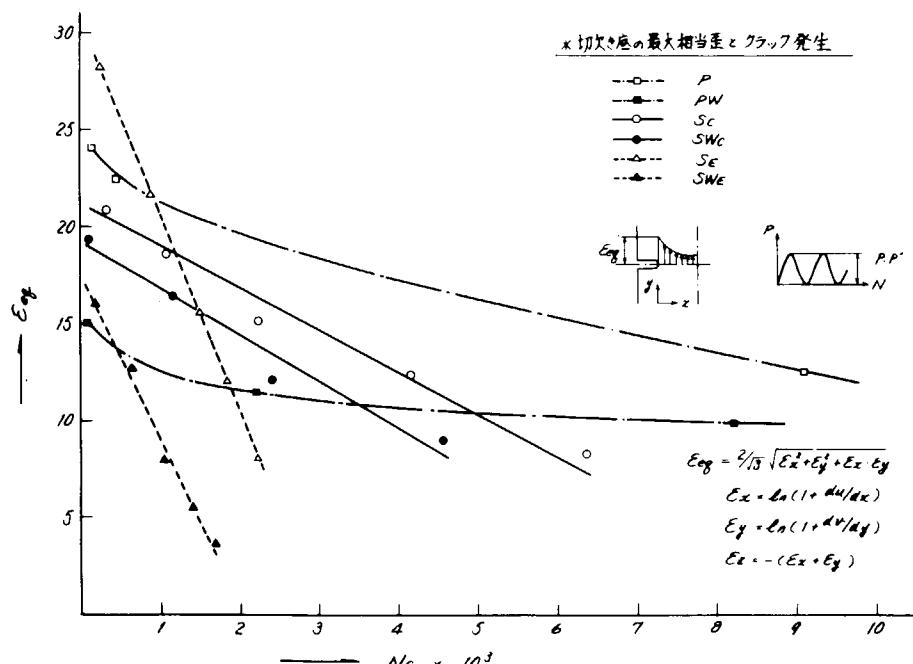


図 3.3.20 ϵ_{eff} - N_c 線図

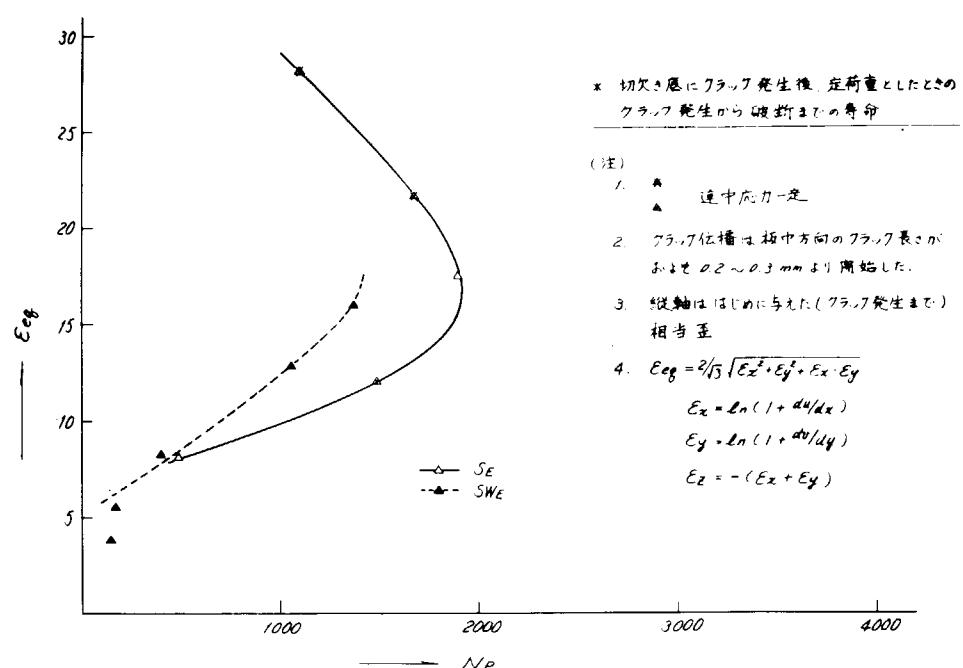


図 3.3.21 クラック伝播寿命 (S_E , S_{WE} 型)

4. 斜交隅肉継手の疲労強度の研究

4.1 斜交隅肉継手の疲労強度

4.1.1 目的

溶接船の溶接継手のうち隅肉継手の割合は相当大きなものであるが、隅肉継手のうちでも部材の交差角度が 90° 以外のいわゆる斜交隅肉継手がかなり用いられている。損傷調査の報告によれば、この斜交隅肉継手にしばしば亀裂の発生が見られ、問題の多い箇所の1つにあげられている。斜交隅肉継手の亀裂は就航後2～3年してから急に亀裂が多く発見されるような場合が多く、疲労破壊が有力な原因の1つと考えられる。斜交隅肉継手はある程度は設計上避けられず、実用的には重要であるが、斜交隅肉継手の疲労強度については今まであまり系統的な研究が行なわれていない。

本研究の目的は斜交角度および溶接開先形状をパラメタとして、斜交隅肉継手の高サイクル疲労試験を行ない、疲労強度の設計データを得ることである。本年度は3年計画の第1年度として、開先は中板と引張部材が面接触する形のものを用いた。

4.1.2 試験

(1) 試験機

試験機は容量引張圧縮30tonのScheuck PBVN型疲労試験機を用いた。本試験機は油圧式と共振式の2種の駆動装置を装備しているが、今回は共振式の駆動装置を使用した。繰返し速度は約2000cpmであり、比較的高速であるが、試験片に発熱などは見られなかつた。

(2) 試験片

供試材は軟鋼であり、化学成分および機械的性質を表4.1.1に示す。

表4.1.1 供試材の化学成分と機械的性質

化 学 成 分 (check)					引 張 試 験			曲げ試験
C	Si	Mn	P	S	降伏点 σ_Y (kg/mm ²)	引張強さ σ_B (kg/mm ²)	伸び (%)	常温
0.20	0.55	0.054	0.021	0.021	26.4	42.7		good

引張試験片と疲労試験片の形状および寸法を図4.1.1に示す。厚さ10mm、巾60mm、長さ80mmの中板をはさんで両側に引張部材を置き、隅肉溶接で組立てた構造であり、中板と引張部材との交差角度は 90° 、 75° 、 60° 、 45° 、 30° 、 15° の6通りとした。 45° の場合については一部は鈍角側の開先形状を変えたので隅肉溶接を2層盛としたが、他はすべて一層盛である。溶接棒は4mmのB-17であり、27V 170Ampで下向手アーク溶接を行なつた。棒径の関係から 15° の場合は溶接棒が鋭角側に入らなかつたので鋭角側のみの隅肉継手でとりつけた。比較のために突合せ継手の試験も1系列加えたが、X開先で両面から一層ずつ溶接したが、中央に巾2～3mmの不溶着部があつた。

(3) 試験方法

引張部材に引張片振りの荷重サイクルをかけて試験した。最小荷重は0tonに設定した。破断寿命が 10^4 サイクル以上の高サイクル疲労の範囲で試験し、試験温度は室温であつた。

4.1.3 試験結果および考察

(1) 静的引張試験

図4.1.2に降伏点 S_y 、最大応力 S_{ult} 、および破断時の応力 S_f と斜交角度 θ との関係を示す。ここで、それらの応力は引張部材の平行部の断面積で荷重を除した値である。斜交角度 θ が 60° 以上であれば静的引張試験の諸特性は母材や突合せ継手の値とほとんど変わらないが、 40° 以下になると急激に3者とも減少する。 15° のものは実用されないが、問題にならないほど強度の低下は著しい。

斜交隅内継手試験片では両面で対称ではないために引張り荷重により中板の回転が起り、試験片の中心にモーメントが生ずる。図4.1.3のように中板の中心に相当するAから試験機のグリップに相当する固定端Bまでの距離を ℓ 、Aを単純支持、Aに生ずるモーメントを M_0 、反力を Q 、かける軸力を P とすると、Aから距離 X の点におけるモーメント M と P から M_0 と P が次の式で得られる。

$$M_0 = \frac{(\sinh(k\ell) - k\ell \cosh(k\ell))M}{\sinh(k(\ell-x)) - k\ell \cosh(k(\ell-x)) + \sinh(h_x)} \quad (1)$$

$$Q = \frac{Mk(1 - \cosh(k\ell))}{\sinh(k(\ell-x)) + \sinh(kx) - k\ell \cosh(k(\ell-x))} \quad (2)$$

ここで、 $k^2 = P/EI$

E = ヤング率

I = 断面2次モーメント

引張試験片の適当な箇所に抵抗線直計を貼り、モーメント M を求め、(1)式により求めた M_0 の例を図4.1.4に示す。軸力 P が小さい間は P と M_0 はほぼ直線的な関係を示すが、軸力 P がある程度以上になると急に M_0 が増加する傾向を示す。 $\theta = 30^\circ$ と 60° の場合とではあまり数値的には M_0 の差はないが、 $\theta = 30^\circ$ の場合の方が小さい軸力で直線関係からはずれるようになる。しかしこの図で見るかぎり M_0 はあまり大きくはない。

破壊の様相については、一層盛の斜交隅内継手はほとんど鈍角側のルート部から亀裂が出て、鋭角側はあとから中板、あるいは引張部材の熱影響部で剥離が起つて最終破断に至る形態をとつたが、 90° の場合は両面とも剥離型であつた。二層盛の場合は溶接部を離れた母材で破断した。突合せ継手は中央に2～3mmの不溶着部があつたため、そのルートから溶接金属の剪断破壊が生じて破断した。

(2) 疲労試験

斜交隅内継手の場合は試験片の両面で対称ではないため隅肉にかかる応力を推定することは困難である。そこで、静的引張試験の場合と同様に、引張部材の平行部の引張最大応力 S_{max} を一応の目安として縦軸にとり、横軸に破断までのサイクル数、すなわち破断寿命 N_f をとつて、本試験の結果を S_{max} - N_f 線図として図4.1.5に示す。突合せ継手にくらべて斜交隅内継手の疲労強度は一般にかなり低い。

図中、白ヌキの点はルート部から伝播した亀裂によつて破断したことを示し、中実の点は鈍角側の隅肉の引張部材のトウ部から出た亀裂で破断したことを示す。

本実験に用いた試験片のように不溶着部を残している場合にはルート部とトウ部が亀裂発生点となる。図4.1.6のスケッチのCおよびD点が斜交隅内継手の亀裂が最も発生し易い点であり、そのいずれかから出た亀裂が伝播して破断に至るが、もう一方からもかなりの大きさの亀裂が見られることも多い。傾向的には長寿命側ほど、また斜交角度 θ が小さいほどトウ部から破断する。斜交角度 θ が小さいほどトウ部からの破断が起りやすくなるのは、両面の非対称の度合が大きくなり、引張部材に軸力をかけて生ずる曲げモーメント M_0 によりトウ部の引張応力が大きくなることと、特に斜交角度 θ が 30° 以下になると図4.1.6のスケッチでC-D間の距離が短くなることなどが理由として考えられる。

斜交角度と時間強度との関係を図4.1.7に示す。 10^5 サイクルの時間強度は斜交角度が減少するにつれてほぼ直線的に減少するが、 10^6 サイクル以上の時間強度は 60° 以下に斜交角度が小さくなつてもほとんど変わらなくなる。この傾向は破断箇所が長寿命側ではトウ部からの亀裂で破断する傾向と一致している。しかし斜交角度と時間強度との関係は、斜交角度と引張試験で得られる降伏点、最大応力などの特性との関係とは傾向時に異つており、静的引張試験の結果から疲労試験結果を推定することは困難であると考えられる。

4.1.4 結論

斜交隅肉継手および突合せ継手の静的引張試験および疲労試験を行ない、次の結論を得た。

- 1) 静的引張試験で得られる降伏点、最大応力などの特性は、斜交角度が 60° 以上であれば、母材や突合せ継手の値とあまり変わらない。しかし斜交角度が 30° 以下になると急激に減少する。
- 2) 突合せ継手に比べて斜交隅肉継手の疲労強度は著しく低下する。斜交角度が小さくなると疲労強度は減少するが、短寿命側では斜交角度による差が顕著である。しかし、 10^6 サイクル以上の時間強度は斜交角度が 60° 以下になつてもほとんど変わらない。
- 3) 斜交隅肉継手の疲労破壊は、トウ部からの亀裂による場合と、ルート部からの亀裂による場合とがあるが、斜交角度が小さくなるほど、また長寿命側になるほどトウ部からの亀裂で破断する傾向がある。

参考文献

高橋、他：海洋構造物の脚構造の疲労強度に関する研究

F S 委員会資料

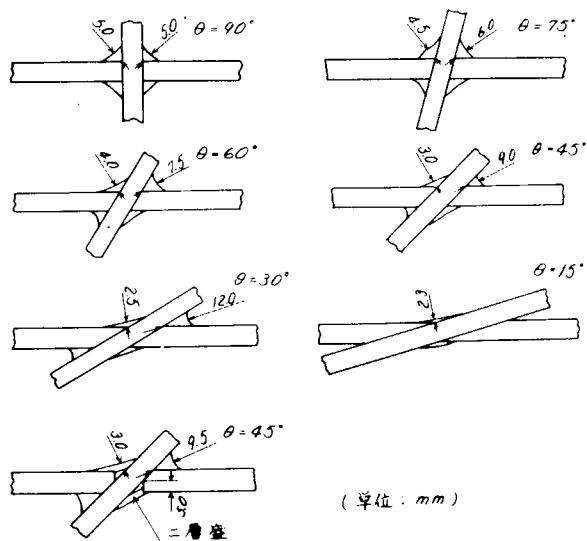
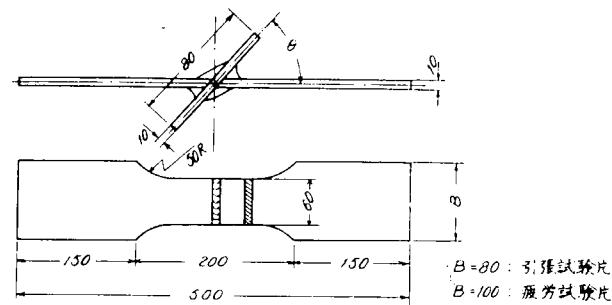


図 4.1.1 試験片の形状および寸法

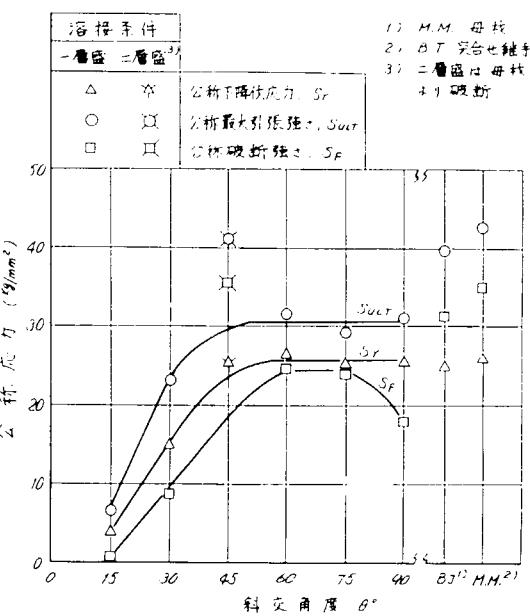


図 4.1.2 斜交角度と静的引張特性との関係

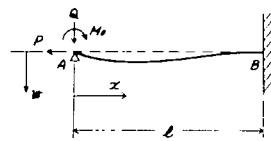


図 4.1.3 斜交隅肉試験片と
同等な梁のモデル

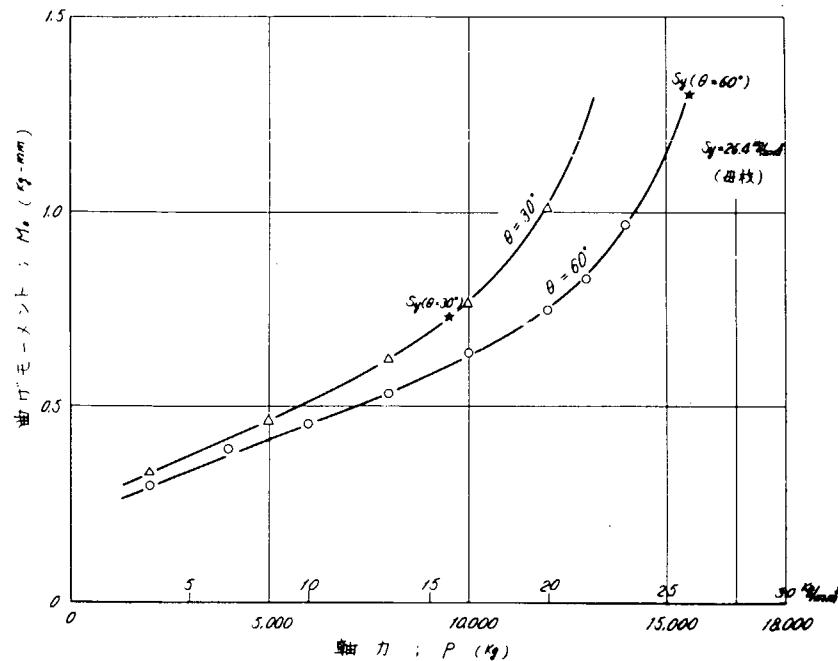


図 4.1.4 軸力と曲げモーメントの関係

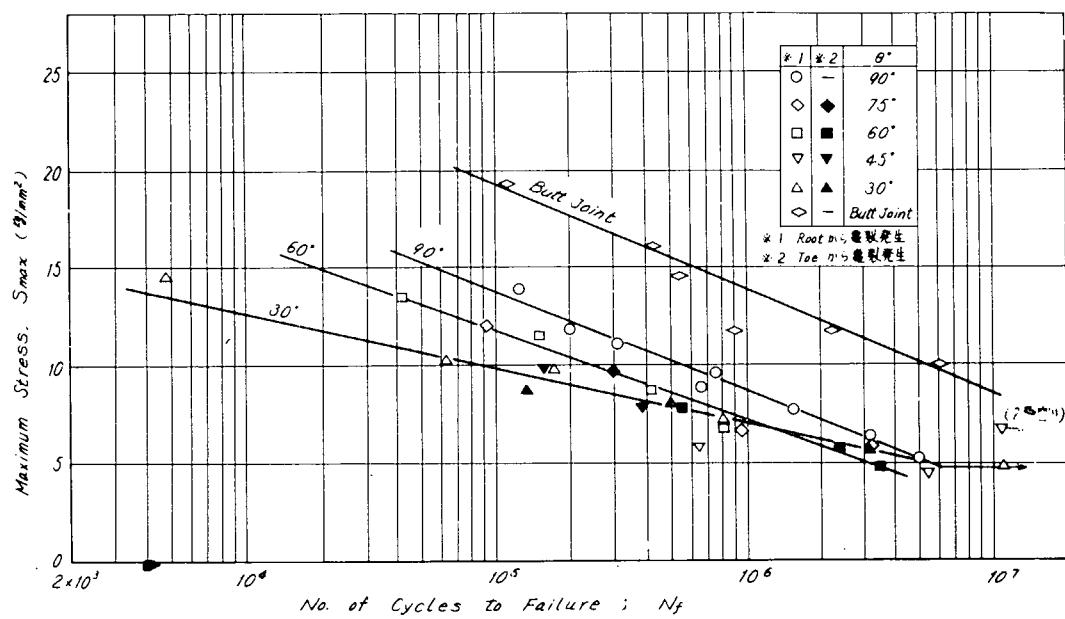


図 4.1.5 $S_{max} - N_f$ 線図

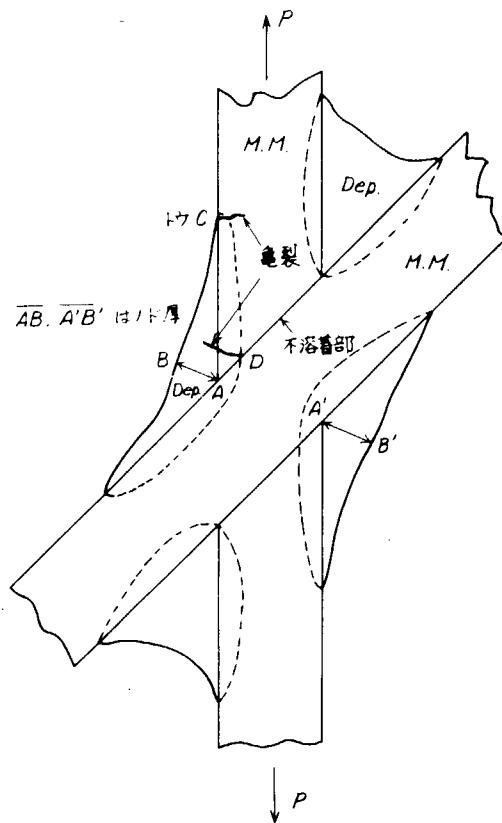


図 4.1.6 斜交隅肉継手のスケッチ

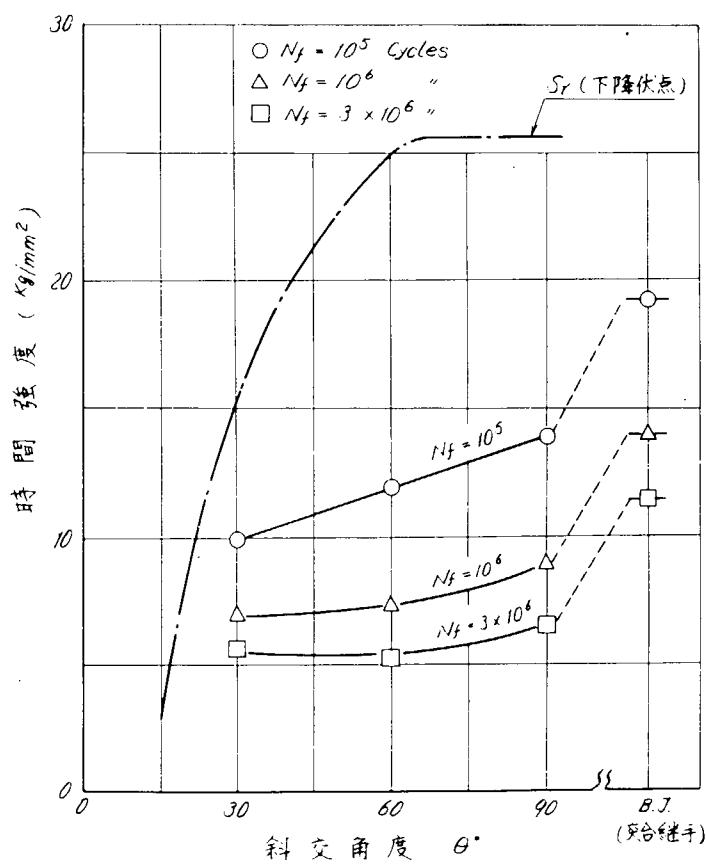


図 4.1.7 斜交角度と時間強度との関係

4.2 斜交隅内継手の平面曲げ疲労試験

4.2.1 目的

斜交隅内継手の斜交角度、ビード脚長等が継手の疲労強度に及ぼす影響を究明し、部材斜交部の結合法と疲労強度の関連を検討することを目的としたものである。

船首尾構造、ビルジ部構造などでは斜交隅内溶接部が、繰返し曲げ荷重を受ける場合も多いので、ここでは繰返し曲げの低サイクル疲労強度を検討した。

4.2.2 試験

(1) 試験装置

両振り荷重装置がなかつたので、簡単な複動油圧シリンダと、電磁弁式の油圧ユニットを試作した。その概要を図4.2.1に示す。シリンダは、能力±10トン、ストローク最大±50mm、油圧200kg/cm²、吐出量4.6ℓ/minのポンプを用いてラム移動速度は0～13mm/secである。ラムの上下動切換えは、外部からの0N～OFF信号によつて電磁弁で制御する。

試験架構は300×300mmのH形鋼を主体とした溶接構造で、図4.2.2に示すものを製作した。

(2) 試験片

試験材は引張圧縮疲労試験(4.1)に用いたと同じ軟鋼材でその機械的性質は表4.1.1に示すとおりである。溶接棒、溶接条件なども4.1と同じである。

試験片寸法は図4.2.3に示す。幅100mm、厚さ10mm、長さ600mmの両端固定はりの両端を斜交隅内継手としたものである。

(3) 試験方法

試験は両端固定はりの中央集中荷重による両振り平面曲げ試験とした。荷重は図4.2.4に示すロードセル(抵抗線ひずみゲージ使用)兼用のチャックを複動ラムの先端に取付けて加えた。

試験片の固定は図4.2.5に示す治具を用い、常にはりが水平になるような状態で試験を行なつた。試験片と治具、治具と架構との取付けはボルト止めとしたが、試験時ははりに働く軸力(引張力)のため、移動のおそれがあつたので、さらに支持棒、万力などを多数使用して固定し、径間移動を防いだ。これによつて径間(600mm)の移動は最大荷重時でも150mm程度に押えることができた。試験状況を図4.2.6に示す。

試験は中央荷重点の変位振幅一定を保つようにして行ない、制御はマイクロズイッチによつて行なつた。

ひずみの計測は抵抗線ひずみゲージを直接はりつけて行なつたものもあるが、主として摩擦型抵抗線ひずみゲージをクランプ装置で着脱しながら測る方法によつた。

たわみの測定は、ダイヤルゲージと抵抗消を組合せた変位計を用いた。

たわみおよびひずみの計測は、試験開始直後と破断間近の2回行なつた。中央点のたわみ振幅一定で試験すると荷重は途中で徐々に変化するが、荷重変化は連続記録をとつた。

試験片の脚長、のど厚などの計測は、試験前に石膏型を採取して、これをスライスして計測した。

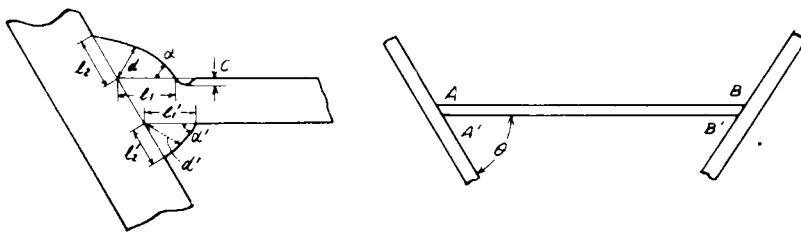
4.2.3 試験結果

(1) 脚長

溶接条件は特に指定せず、通常の条件で行なつたものであるが、ビード部分の石膏型による計測結果では、表4.2.1および図4.2.7に示すとおり、脚長のばらつきは相当大きかつた。

表4.2.1 すみ内寸法計測例

θ	上面 A, B (鈍角側)				下面 A', B' (菊角側)		
	脚長 l_1 (mm)	脚長 l_2 (mm)	のど厚 d (mm)	角度 α (deg)	脚長 l'_1 (mm)	脚長 l'_2 (mm)	のど厚 d'_1 (mm)
15°	8~12.5 平均 9.4	0~2.5 平均 0.6	0~1.5 平均 0.3	0~3.5 平均 1.55			
30°	3.5~9.0 6.2	1.5~7.0 4.7	0.5~3.0 2.1	1.0~6.0 3.17	13.5~19.5 平均 15.9	14.0~18.5 平均 16.1	12.5~17.5 平均 14.3
45°	3.0~8.5 5.4	3.5~9.0 6.4	2.0~4.0 3.0	1.5~6.0 3.10	7.5~12.5 10.4	8.5~14.0 10.3	6.5~11.5 8.7
45°B	11.5~17.0 14.5	2.5~7.5 5.1	2.0~4.5 3.1	1.0~6.0 3.16	8.0~13.0 10.6	8.5~12.5 9.3	7.0~11.0 9.3
60°	2.5~5.0 4.0	5.0~9.5 7.1	2.0~4.0 2.9	1.0~7.0 3.12	6.5~12.0 8.9	6.5~11.5 8.6	5.0~9.5 7.1
75°	3.0~5.5 4.3	5.0~8.0 6.8	2.0~4.5 3.3	1.5~6.0 3.42	6.5~13.0 9.0	5.0~11.0 8.8	3.5~9.0 6.6
90°	4.0~9.5 5.8	6.0~10.0 7.6	3.0~7.0 4.6	1.5~8.5 4.02			



(2) 荷重変化

試験中の荷重振巾の変化を図4.2.8～13に示す。いずれも徐々に減少し、破断直前になつて急激に減少する。急激に荷重が下つた所で試験を止めたが、クラックが完全に貫通してからでも、なお荷重が零となるまでには相当の回数を要するのがふつうであつた。

試験開始直后と破断寸前の荷重振巾を斜交角別にプロットすると図4.2.14が得られる。必ずしもはつきりした傾向を示さないのは、脚長・のど厚などのばらつきによるものと思われる。大体において斜交角が 90° から鋭角になるにしたがつて、荷重耐力が減少すること、開先をとつた 45° B型が大きい耐力を示すこと、変位振巾の小さい場合はほとんど角度の影響がないことなどがわかる。斜交角 15° のものは溶接不能のため片面だけしか溶接を行なつていなかつて、特に目だつて弱いともいえないようである。

(3) S—N線図

S—N線図を図4.2.15に示す。Nとしては上述の荷重が急激に下り始めたときの回数をとつたものである。点数が少なく、バラツキが大きいので明確な曲線を引くには困難であるが、斜交角が鋭角になるにしたがつて寿命が短くなる傾向が顕著である。特に片面溶接しかしていなかつて 15° シリーズは疲労寿命が短かい。

この差は低サイクル域ほど顕著で、変位振巾の小さい範囲ではあまり有意の差は認められない。

(4) 破断状況

継手の位置を図4.2.16のようにA・Bと名付け各試験片のクラック進行状況を図示すると図4.2.17のようである。大体においてA,Bいずれか一方のみで顕著にクラックが進むことが多かつたが、若干の試験片ではA・Bほぼ同程度に破損したものもある（図中A・Bと記したもの）

クラック発生はすべて幅の端の下側A'またはB'（鋭角側）の隅肉と母材の境界点からであつた。両端から板巾中央に向つて進行し中央でつながるもののが大部分であつたが、いくらかは中央にも発生して両側方に進行するというものもあつた。

破面はいずれも静的破断面とほんと同様の延性破面であつた。

(5) 軸 力

はりの両端を固定して長さ方向の移動を拘束しているので大きい引張り力を生ずる。最小変位の±5mmの場合でも、両端および中央荷重点では塑性域に入つてゐるので、解析は容易でないが、一例として $\theta=90^\circ$ 、 $\delta=\pm 5\text{mm}$ のものについてひずみ計測を行なつた結果では図4.2.18に示すように約 $1\text{kg}/\text{mm}^2$ 程度の引張応力を生じてゐる。すなわち横荷重約 800kg によつて約 1t の軸力を生じてゐることになる。また、塑性変形によつて伸びているため、はりが水平位置に戻つたときには約 $0.3\text{kg}/\text{mm}^2$ の圧縮応力（ 300kg の圧縮力）を生じてゐる。

(6) ひずみおよびたわみ

ひずみ分布およびたわみ分布を図4.2.19に示す。ひずみは上面で計測したもので、前項で述べたように、曲げ応力と軸応力の重畠したものである。図は $\beta=75^\circ$ の試験片で、いずれも試験開始直後のものを例示した。

開始直後と破断直前の測定結果の比較を図4.2.20および21に示す。両端がクラックの進行や塑性ヒンジの生成などのためにたわみが大きくなること、特に破断側（ $\theta=70^\circ$ では右B、 $\beta=30^\circ$ では左A）でそれが顕著なことがよくわかる。ひずみの方でも両端および中央がヒンジになることによつて、他の部分は試験開始時よりはひずみ緩和が生じてゐる。

4.2.4 考 察

試験数が少なかつたことに加えて、ビード形状にバラツキが大きかつたので、はつきりした結論を導くことができなかつた。現在溶接条件をさらに統一した試験片による追加実験を計画中である。

今回実験した範囲では、斜交隅肉継手の平面曲げにおいては、斜交角が鋭くなるほど著しく低サイクル疲労強度が低下すること、高サイクル疲労では角度の影響は少ないことが明らかとなつた。

同じたわみ量に対する静的耐荷力も、斜交角の影響は少ない。

開先をとつて溶込みを十分にした継手は角度があつても、直交継手とあまり強度が変わらないようである。

今後さらに検討を必要とするものとして次のようなものが考えられる。

- 1) 高張力鋼の斜交隅肉継手
- 2) ピード形状(脚長、のど厚、アンダーカットなど)の影響
- 3) 荷重振巾一定の疲労強度
- 4) 軸力の影響を除去した曲げのみの疲労強度

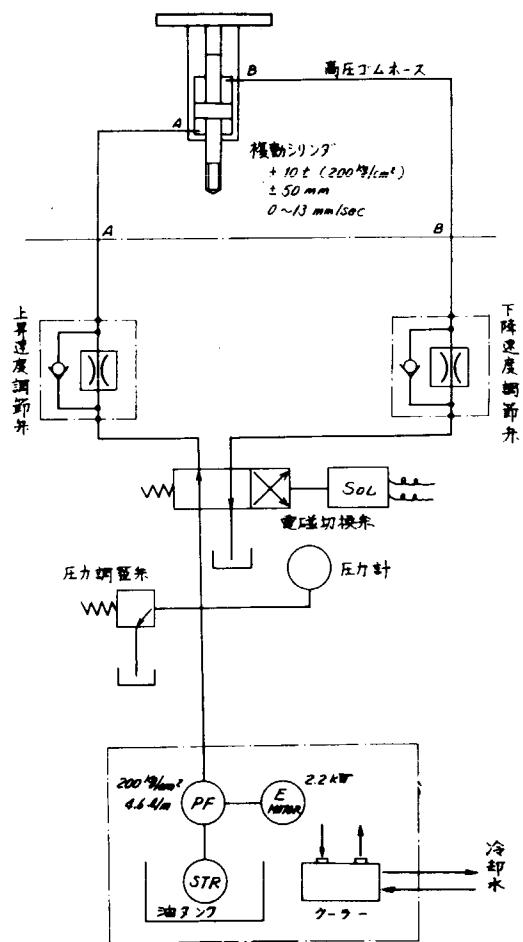


図 4.2.1 試験装置

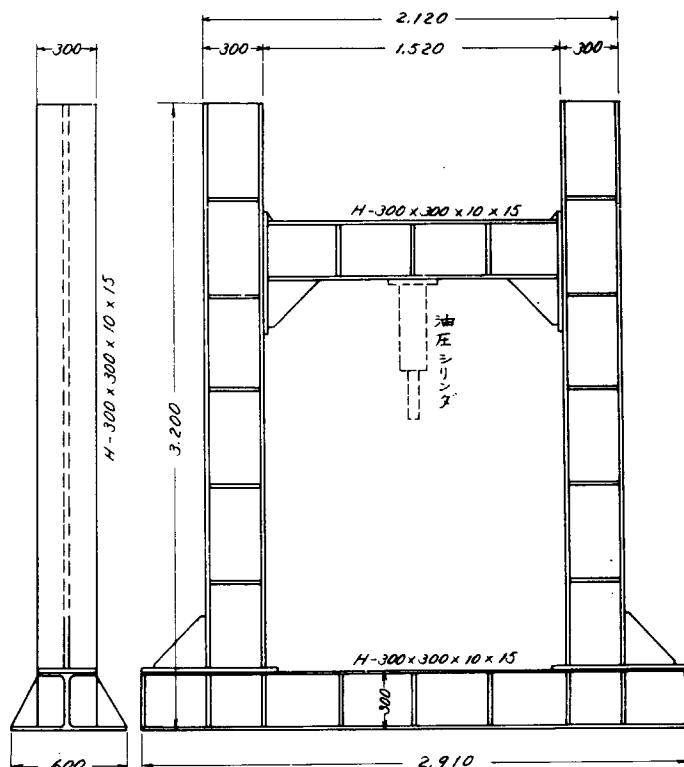


図 4.2.2 試験架構

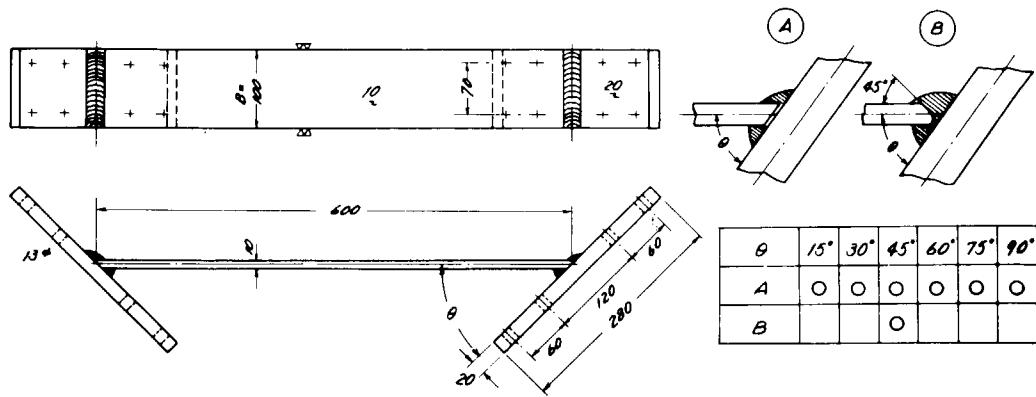


図 4.2.3 試験片寸法

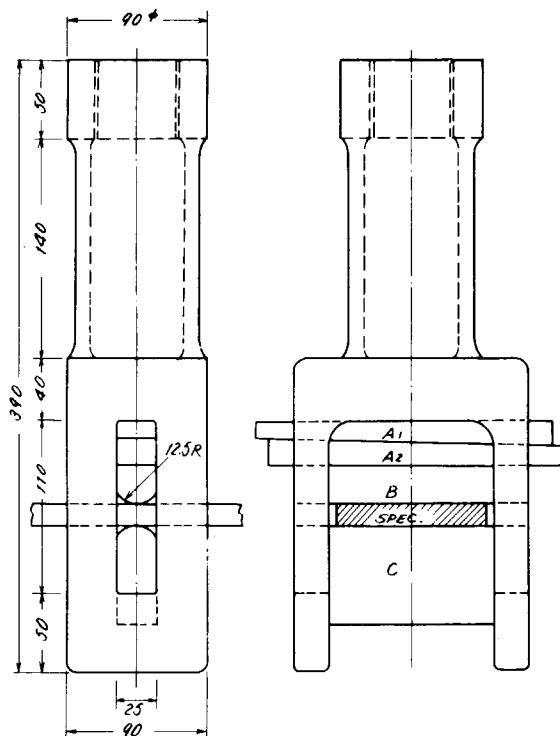


図 4.2.4 ロードセル兼用チャック

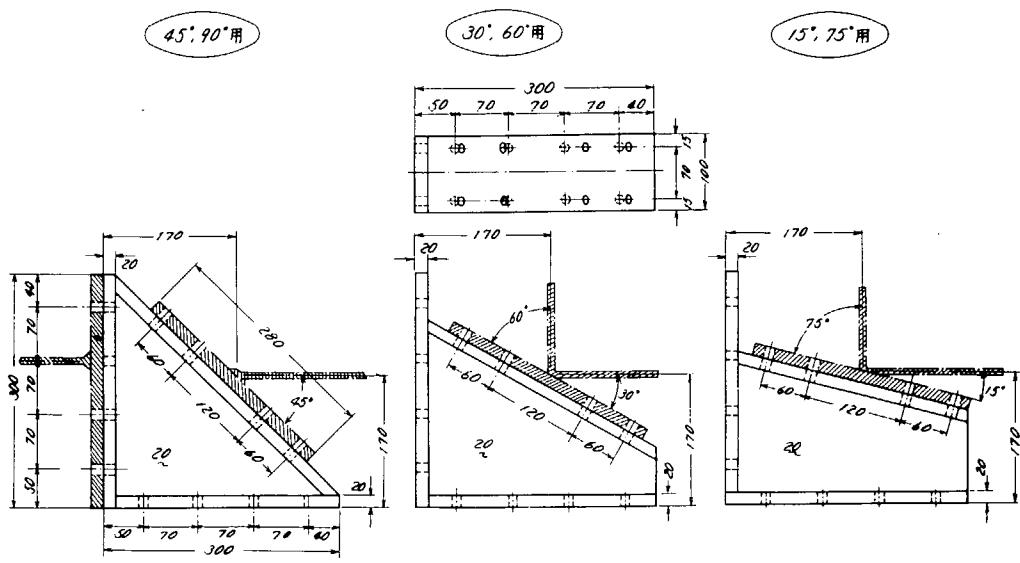


図 4.2.5 試験治具

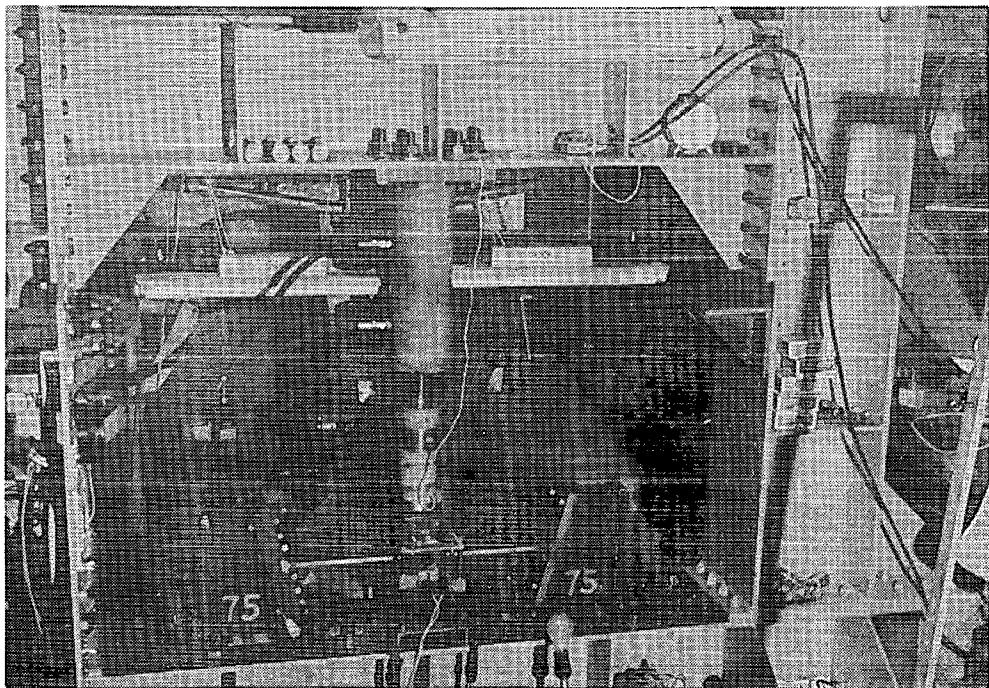


図 4.2.6 試験状況

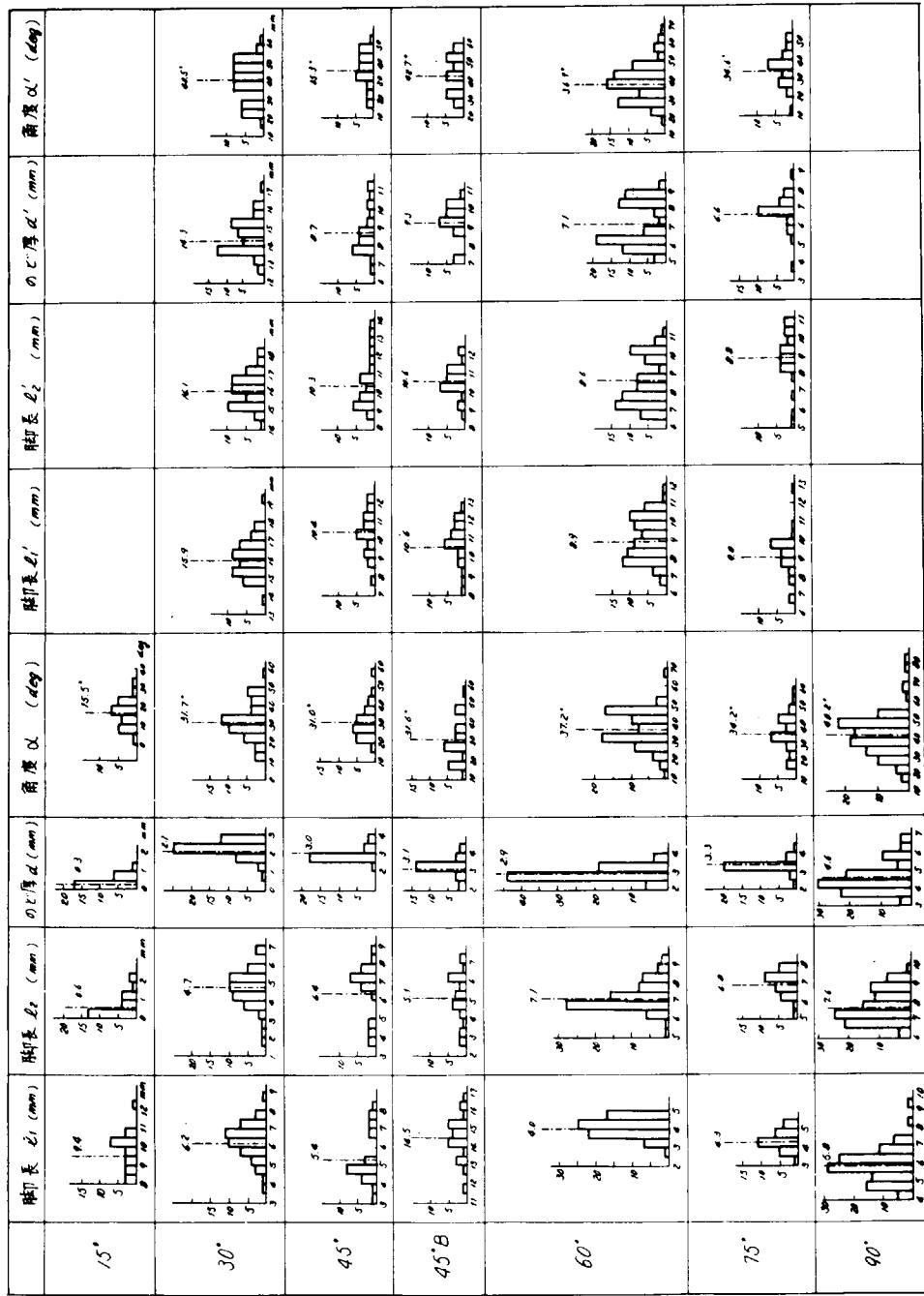


図 4.2.7 すみ肉寸法分布表(定義は表 4.2.1 参照)

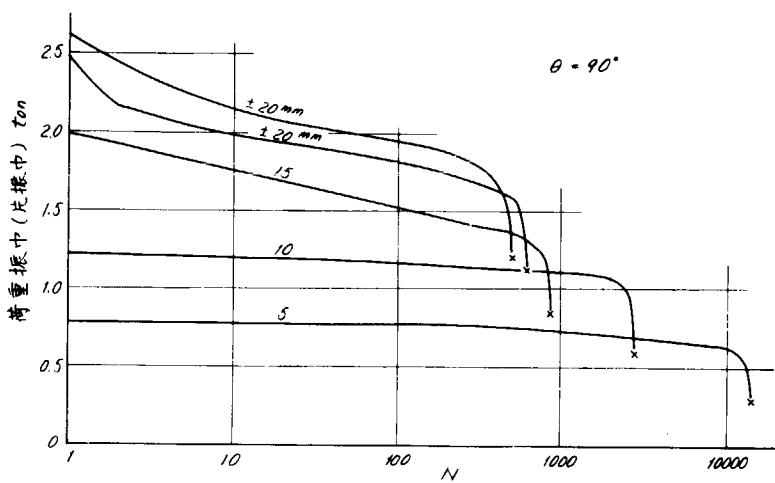


図 4.2.8 荷重変化 ($\theta = 90^\circ$)

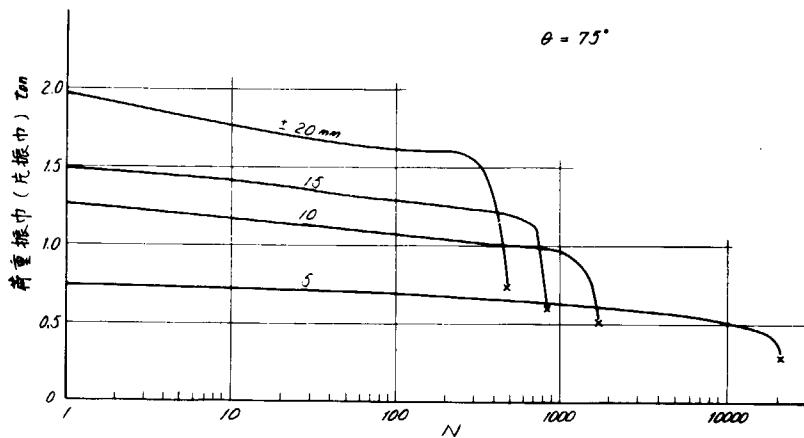


図 4.2.9 荷重変化 ($\theta = 75^\circ$)

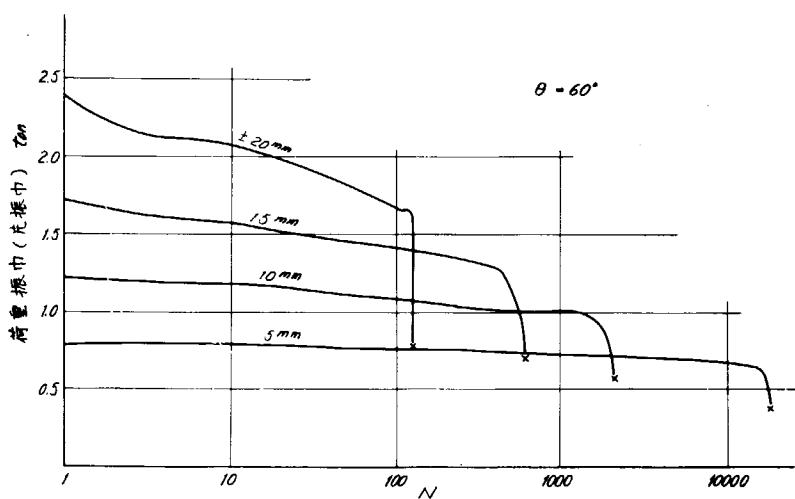


図 4.2.10 荷重変化 ($\theta = 60^\circ$)

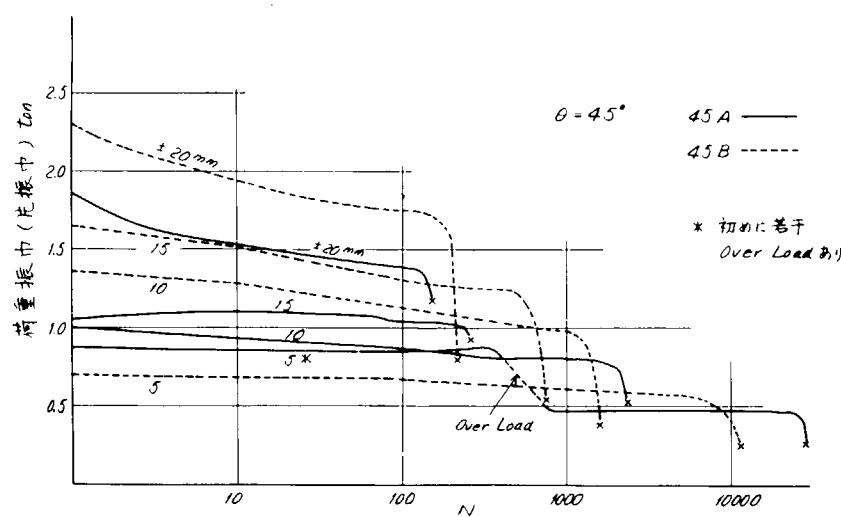


図 4.2.11 荷重変化($\theta = 45^\circ$)

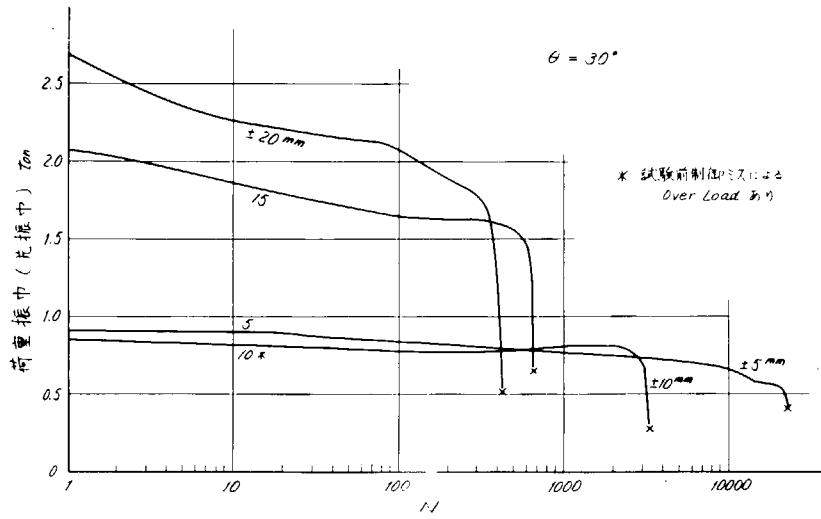


図 4.2.12 荷重変化($\theta = 30^\circ$)

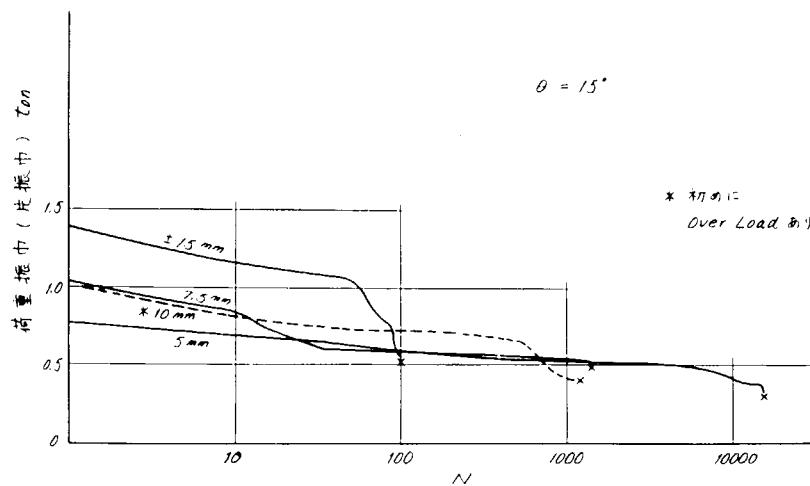


図 4.2.13 荷重変化($\theta = 15^\circ$)

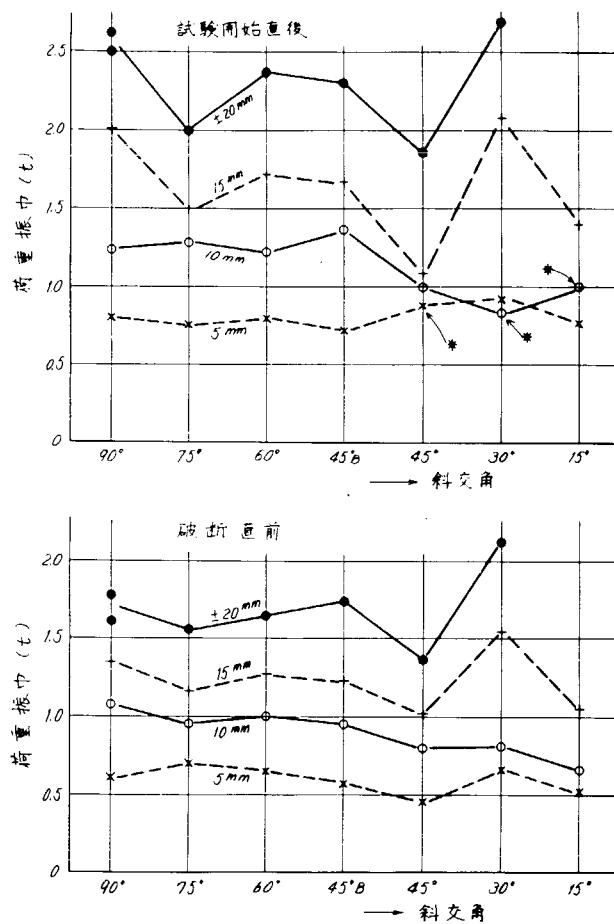


図 4.2.14 荷重振巾

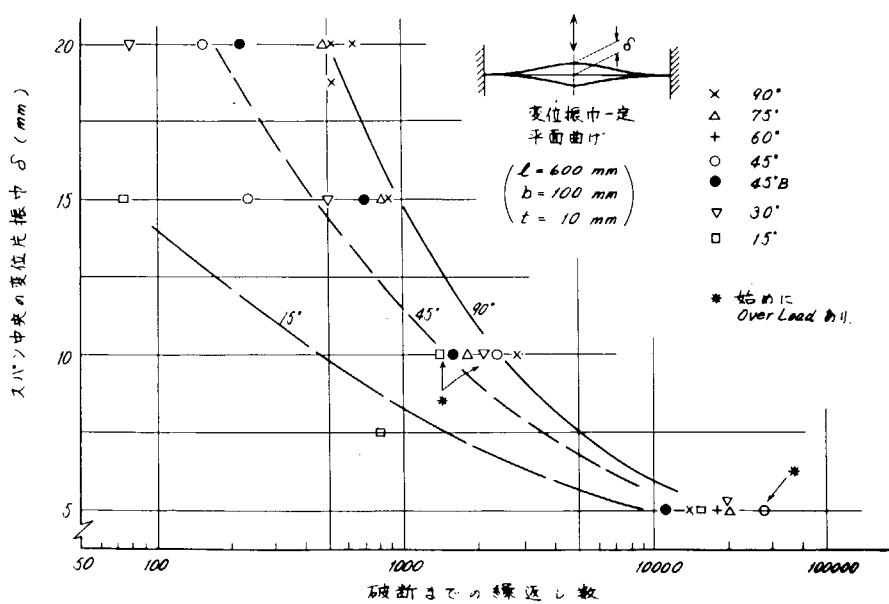


図 4.2.15 S-N 線図



図 4.2.16 S-N 線図

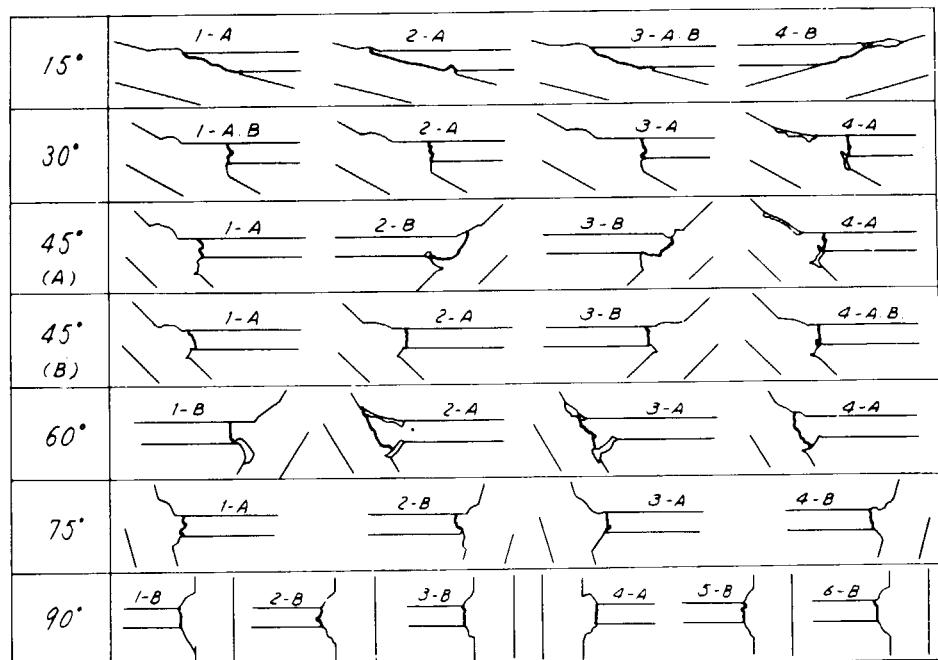


図 4.2.17 破断面の形状

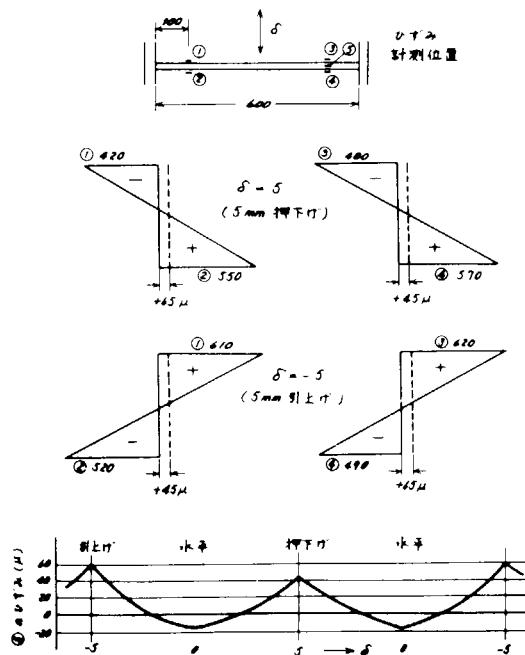


図 4.2.18 軸力の計測

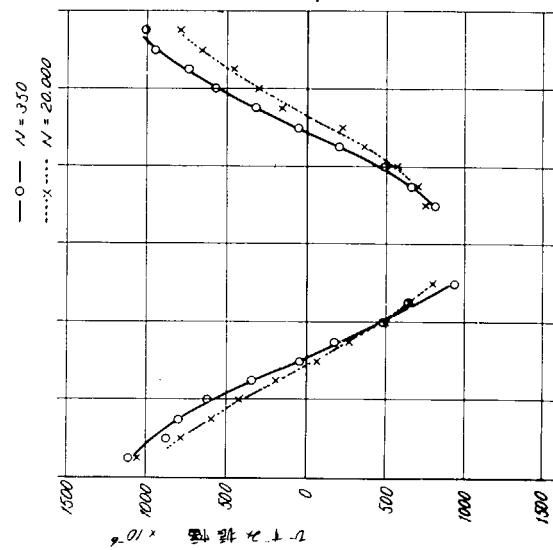
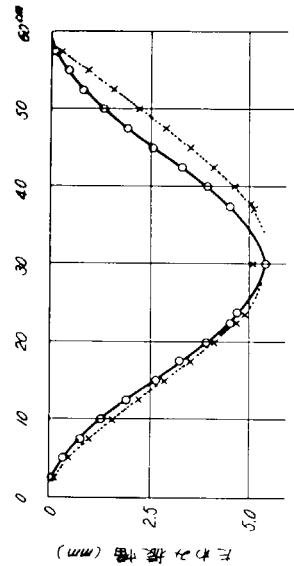


図 4.2.20 試験前期後期のひずみとたわみ
 $\theta = 75^\circ \pm 5^\circ \text{mm}$ (No. 75-4)

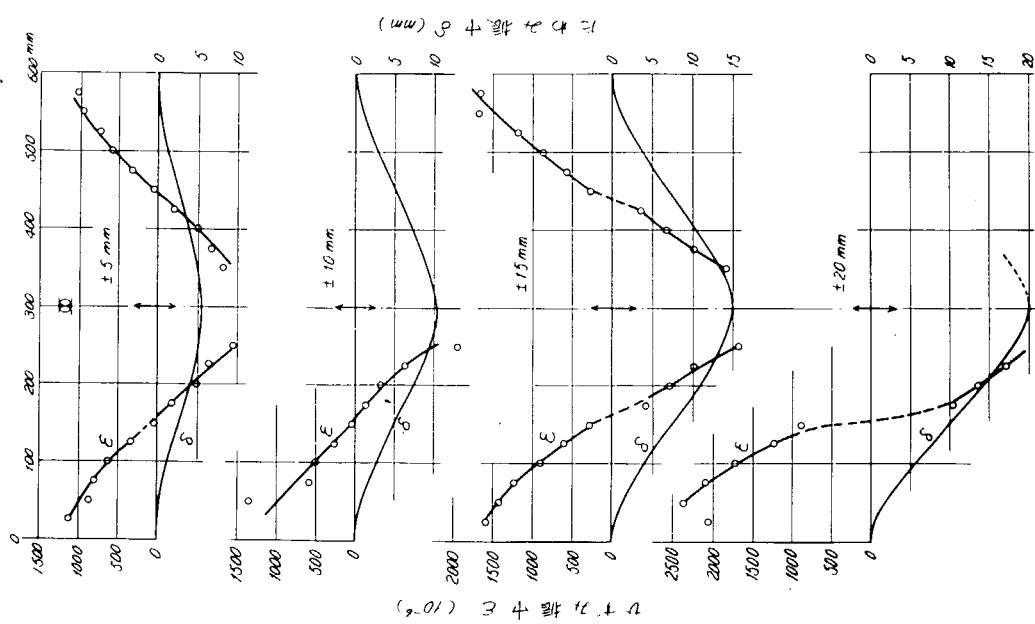


図 4.2.19 ひずみ分布、たわみ分布 ($\theta = 75^\circ$)

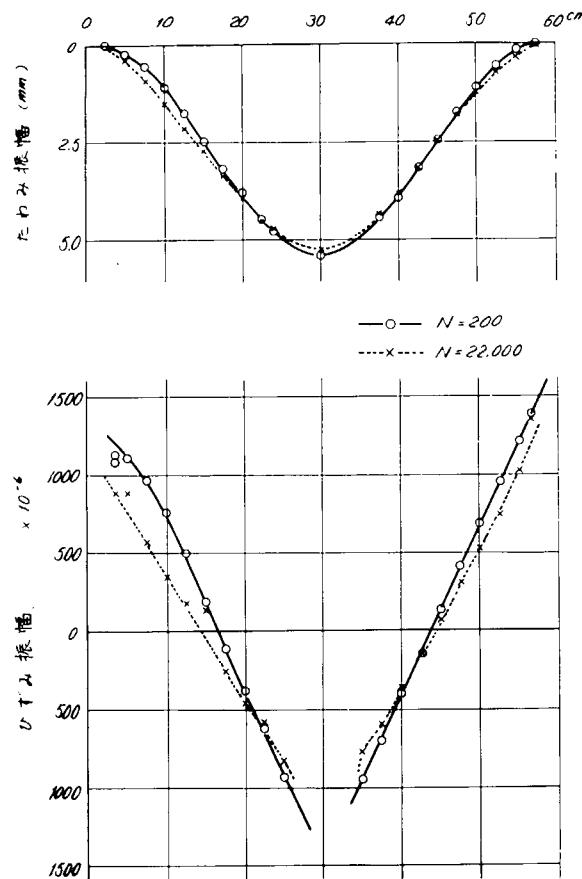


図 4.2.2.1 試験前期後期のひずみとたわみ
 $\theta = 30^\circ \pm 5\text{mm}$ (No 30-4)

5. 工作誤作およびスカラップを有する部材の 船体強度におよぼす影響

5.1 溶接部の疲れ強さ

板の目違いとルートギャップの影響

5.1.1 目的

船体溶接構造の不連続部の例として、船殻建造工程における部材の目違いはこれの強度的検討をすることによつて合理的施工および補修基準をきめ工作の安全と省力化をはかることが重要である。本実験はすみ肉溶接継手に板の目違い、ルートギャップが存在するときの部材の動的強度を調査し、建造工程における工作基準設定の1資料とするために計画実施した。

5.1.2 試験方法

(1) 試験片

試験片の形状、寸法は図5.1.1に示すとおりであり目違いのあるものと、目違いとルートギャップが共存するものとの2系列である。

表5.1.1はこの内訳を示す。

供試鋼材は軟鋼S M 4 1 Aでその化学成分および機械的性質を表5.1.2に示す。

試験片は溶接終了後特別な熱処理をほどこしていない。

表5.1.1

T. NO	受け板 mm	目違い量		ルートギャップ mm
		mm	mm	
A 1	8	—	—	
B 1	9	4	$\frac{1}{2}t$	
B' 1	16			※
C 1	8	8	1.0 t	
A 2	8	—	—	
B 2	8	4	$\frac{1}{2}t$	3 mm
B' 2	16			
C 2	8	8	1.0 t	

注) 1) % フルベネトレーション

溶接条件

A m p

2) t : 8 mm

表 1層 J I S D 4 3 0 1 4 φ 180

3) すみ肉脚長 6 mm

2 " 4 φ 180

3 J I S D 4 3 0 3 4 φ 180

裏 1 " 4 φ 180

表5.1.2

チャージ No.	寸法 mm	化学成分 %					機械的性質			曲げ 室温 %
		C	Si	Mn	P	S	Y.P	T.S		
20802	8×1.5 24×30 48	.13	.22	51	.017	.014	31	47	27	良
20928	16×1.5 24×30 48	.14	.22	55	.019	.016	28	45	30	良

(2) 試験条件

荷重は片振引張荷重で板厚8 mmの母材の降伏点Y.Pを基準とした。

使用試験機はアムスラー型50屯万能試験機で常用繰返し荷重は333 cpmとし、破断くり返し数Nが10³以下の範囲は2～3 cpmとした。

5.1.3 試験結果

(1) 静 試 験

試験片の静的応力分布についての計測結果のうち荷重8 Tに対応する値を図5.1.2～5に示す。

この結果によれば、板の目違い量によつて曲げが大きくあらわれこの影響が疲労試験の結果にも生じていると思われる。

隅内部の最大応力は直ゲージによる計測値より多少ばらついていると推定される。

隅内部の応力集中を推定するためにジアリルフタレート板6 mmからなる形状モデルを作成し、偏光光弾性実験によつて、隅内部の応力集中率、ここで用いる呼称応力は荷重を板厚断面で除したもの求めた。この結果を表5.1.3に示す。

表5.1.3 すみ肉端手の形状系数 α

目違い量 (t)	t' = t	t' = 0.5 t	t' = 2 t
0 t	1.4		
0.5 t	1.6		1.2
1.0 t	2.4	3.1	1.7

(2) 動 試験

試験片 A 1 ~ C 1 (ルートギヤップなし) の疲労試験結果を図 5.1.6 に、また、試験片 A 2 の試験結果を図 5.1.7 に示す。これらの実験値の平均を与える S-N 線図を各試験片系列ごとにあわせて示した。

5.1.4 考察

これらの結果よりつきのことがわかる。

- 1) 隅肉継手の疲れ強さは補強のダイアフラムがないとき目違い量の影響がかなり大きい。
 - 2) 目違い量の影響は板の曲げによる応力分布の差異の影響をかなりうけていると思われる。
 - 3) 静試験の応力計測値から各試験片のルートトウ部の曲げ応力を計算し、各試験片の S-N 線図の公称応力レベルを補正したものはほど一致する傾向を示した。
- これらの結果を図 5.1.8 に示す。
- 4) はさみ板の板厚か目違い板の板厚が 2 t のときの場合に比べて曲げ応力は少なく目違い隅内部の疲労強度は増加する。

5.2 スカラップを有する部材の疲労強度

5.2.1 目的

船体には工作上、各所にスカラップが存在し、この部がしばしばクラックの発生源となる。よって、スカラップの存在が疲労強度にいかなる影響を与えるかを調べる目的で本研究を行なつた。

5.2.2 試験

スカラップ部に働く外力は、その存在箇所によつて異なるものと思われるが、こゝでは、片振引張荷重の繰返す場合を取りあげた。

(1) 試験機

アムスラー型試験機(容量 50 T)に油圧制御装置をとりつけて実験に使用した。繰返し速度は約 10 cpm である。

(2) 試験片

試験に供した材料は軟鋼で、その成分および機械的性質を表 5.2.1 に示す。試験片の形状および寸法は図 5.2.1 のとおりである。また、溶接は表 5.2.2 の条件に従つて行なつた。

(3) 試験方法

最初に各形状の試験片 1 ケづ引張試験を行ない、その引張強さを基準として、繰返し片振引張試験の上限荷重を適当に選び、下限荷重はすべて約 0.5 T として実験を行なつた。静的試験の際には、スカラップの周辺に歪ゲージを貼付して歪分布を測定し、また疲労試験の試験片にも 2 ~ 3 点に歪ゲージを貼り、最初の上限荷重を加える時にその歪を計測した。

2 段 2 重試験は B および C 型の試験片に対して行なつた。第 1 段の荷重に対して繰返し数比 0.5 または 0.3 を与えた後、第 2 段の荷重に変えて破断させた。荷重は大から小におよび小から大にと変えた。

また、アンダーカットのある試験片も B 型に対して数本用意して実験に供した。

5.2.3 試験結果

試験片は各型とも喉部で破断するので、のど部の応力を結果をあらわすこととし、 $\log S - \log N$ 軸で示すと図 5.2.2 のようになる。

図 5.2.4 はアンダーカットのある試験片および 2 段 2 重試験片の結果であり、また、図 5.2.4、5.2.5 および

5.2.6は各型の静引張試験片のスカラップ周辺の応力分布を示す。

5.2.4 考 察

1) 図5.2.2で見るよう、スカラップ無し(A型)およびスカラップ付(B,C型)の結果は入乱れて1群をなしているので、スカラップの有無に関係なく、この結果に対し $\log S - \log N$ 間に直線関係があるものと見なし、最小自乗法で与えた直線が図5.2.3の実線である。

また、同図の点線は実線に対して9.5%の信頼度曲線であり、実験点はすべてこの中に含まれる。この散らばりは、スカラップの存在によるよりも、溶着の巧拙等の工作条件あるいは試験条件によるものと考えられる。

2) F型試験片の結果はA,B,C型の結果より離れて比較的まとまっており、1本のS-N曲線であらわすことが出来る。この型の試験結果が、B,C型のそれに比べて低く出るのは曲げによる影響が加わるためである。

3) アンダーカット(肉眼でそれらしく感じられるもので、量的にはあらわし難い)のあると認められるものの結果も、図5.2.4で見るよう、9.5%信頼度曲線の中に含まれるので、特に問題とすることはないように見える。

4) 2段2重試験結果の整理方法としては、いくつかの方法が考えられるが、こゝでは、第1段目の繰返数を第2段目の繰返数に換算して比較する方法によることとした。すなわち、応力 S_1, S_2 による破断までの繰返数をそれぞれ N_1, N_2 とし、いま、 S_1 を n_1 回繰返した後、 S_2 に変えて実験を続け、 n_2 回で破断したものとする。このとき $\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} = \alpha$ とおき $N_2 \cdot \frac{n_1}{N_1} + N_2 = \alpha N_2$ ($\equiv N_r$) この N_r を換算繰返数と呼ぶ。図5.2.4のX点以外はこのようにしてプロットしたものである。

数本の試片に過ぎないので確言は出来ないが、傾向としては、 α の値は応力が大→小に変るときは、 $\alpha > 1$ 、小→大のときは $\alpha < 1$ といえそうである。

5) スカラップ周辺の歪分布はC型においても、F型においてもほど似た形状を示す。F型の方が曲げが入るために大きな歪があらわれる。

6) 破断は1,2の例外を除き、すべて溶接喉部に生じており、クラックはスカラップ部に発生して、外方に向うように見える。

表5.2.1 化学成分および機械的特性

板厚	C %	Mn %	Si	P	S	σ_y kg/mm ²	σ_u kg/mm ²	ϕ %
10mm	0.29	0.99	0.036	0.023	0.025	34.5	53.2	34.7

表5.2.2 溶接条件

溶接棒	溶接電流	アーク電圧
B-10.4 mmφ	160 amp	25 volt

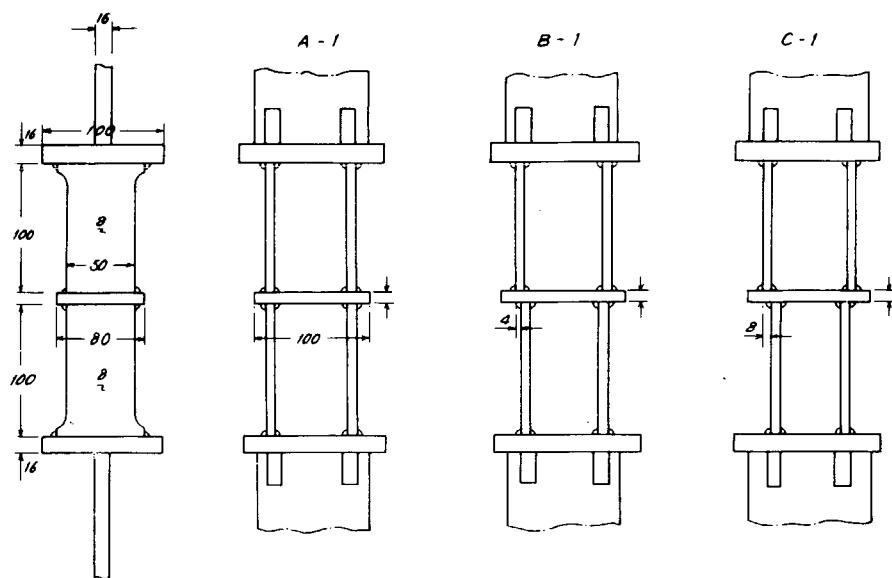


図 5.1.1 試験片

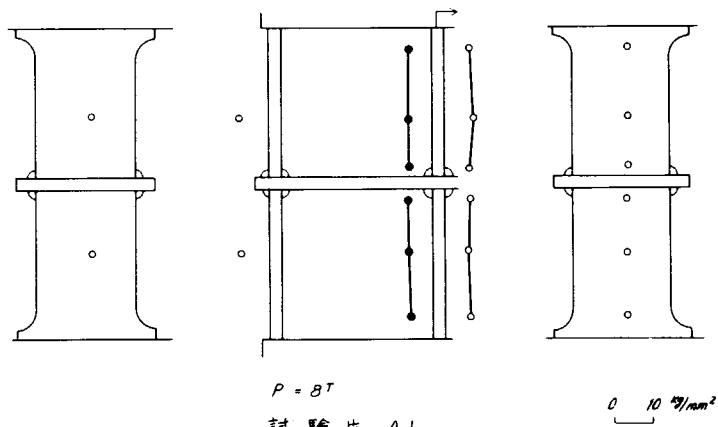


図 5.1.2 試験片

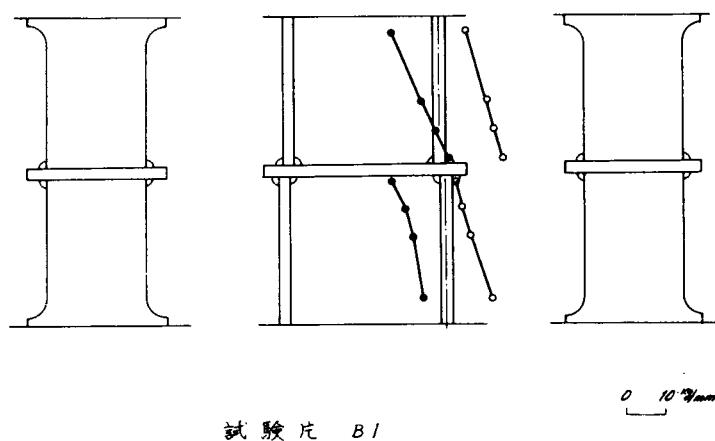
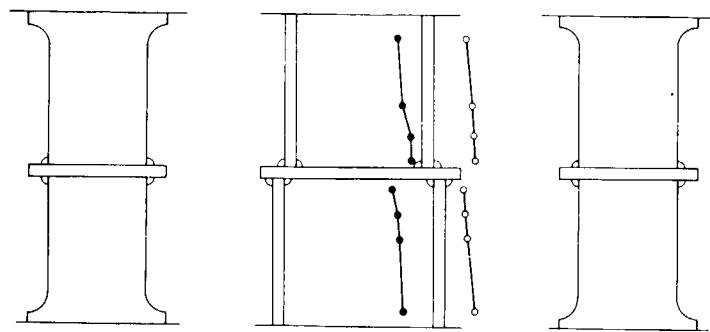


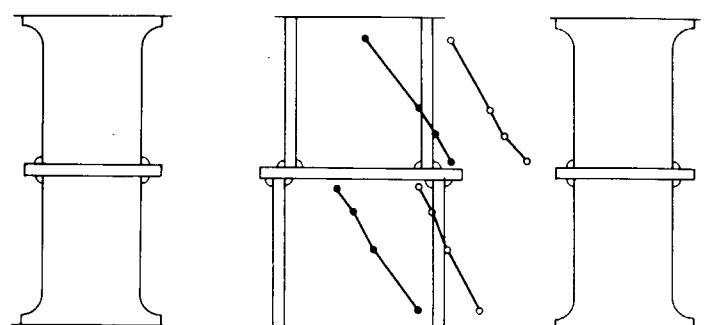
図 5.1.3 試験片



試験片 B1-1

$$\delta = 4 \text{ mm} (\frac{1}{2}t), t' = 2t$$

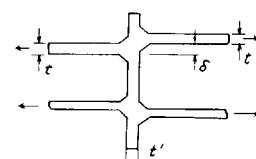
図 5.1.4 試験片



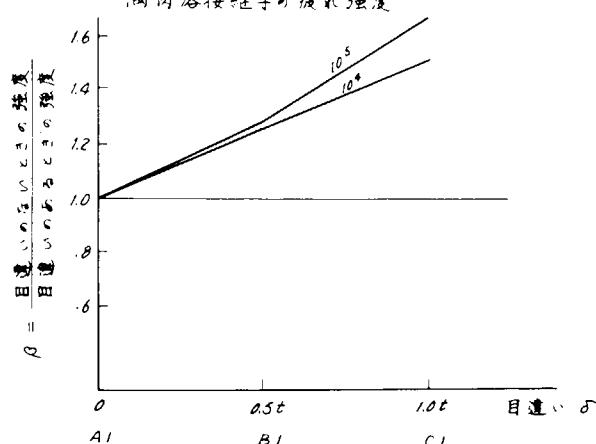
試験片 C1

$$\delta = 8 \text{ mm} (t)$$

図 5.1.5 試験片



隅肉溶接継手の疲れ強度



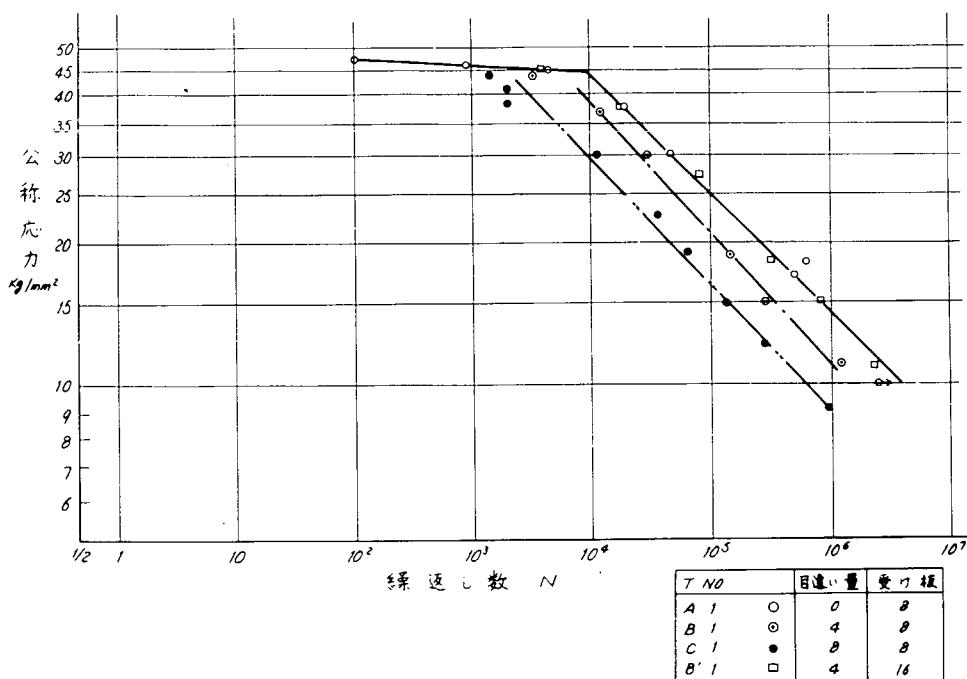


図 5.1.6 S-N 線図

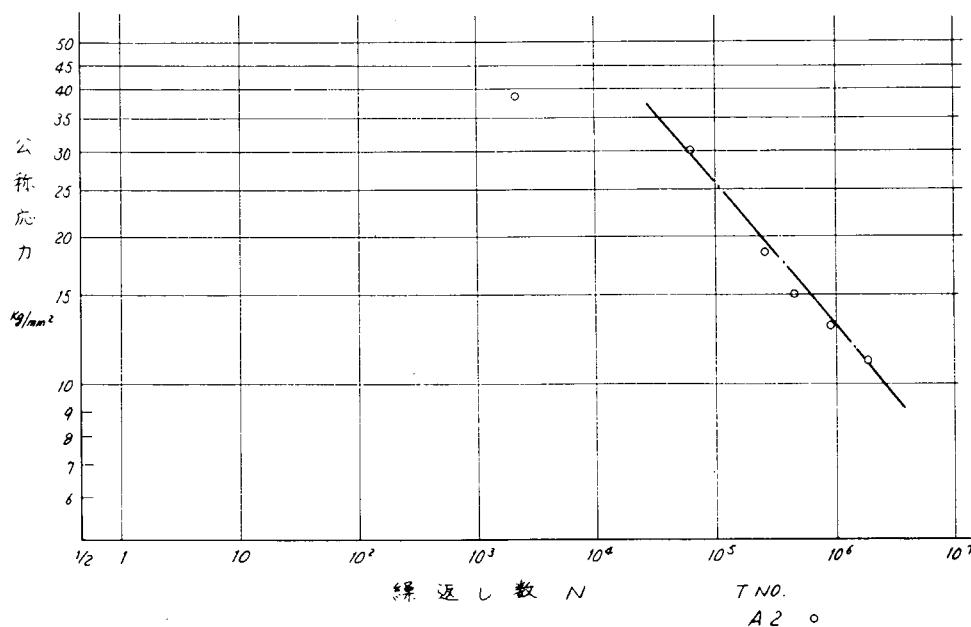


図 5.1.7 S-N 線図

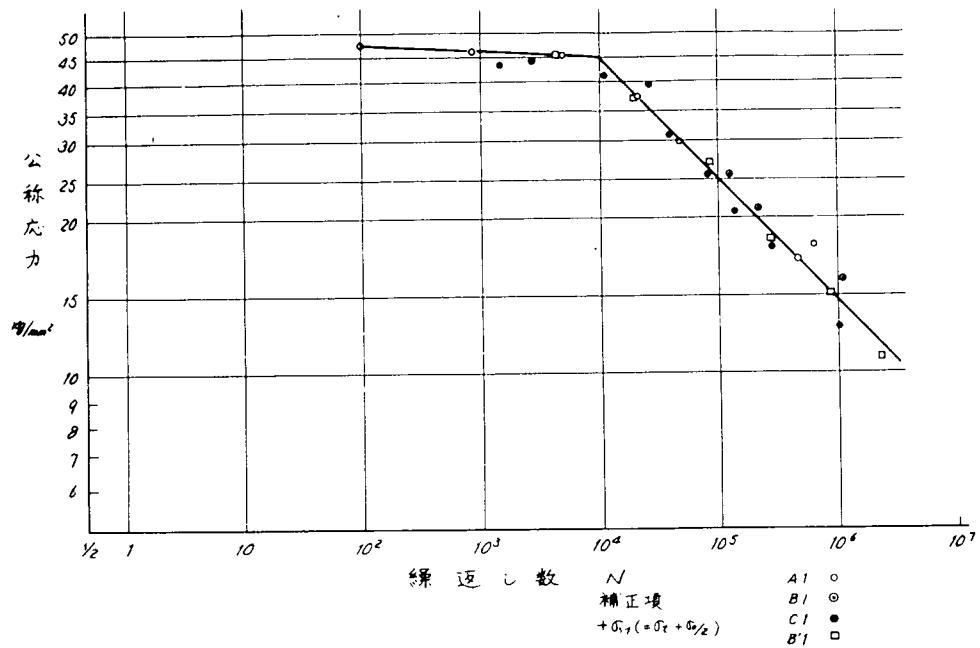


図 5.1.8 S-N 線図

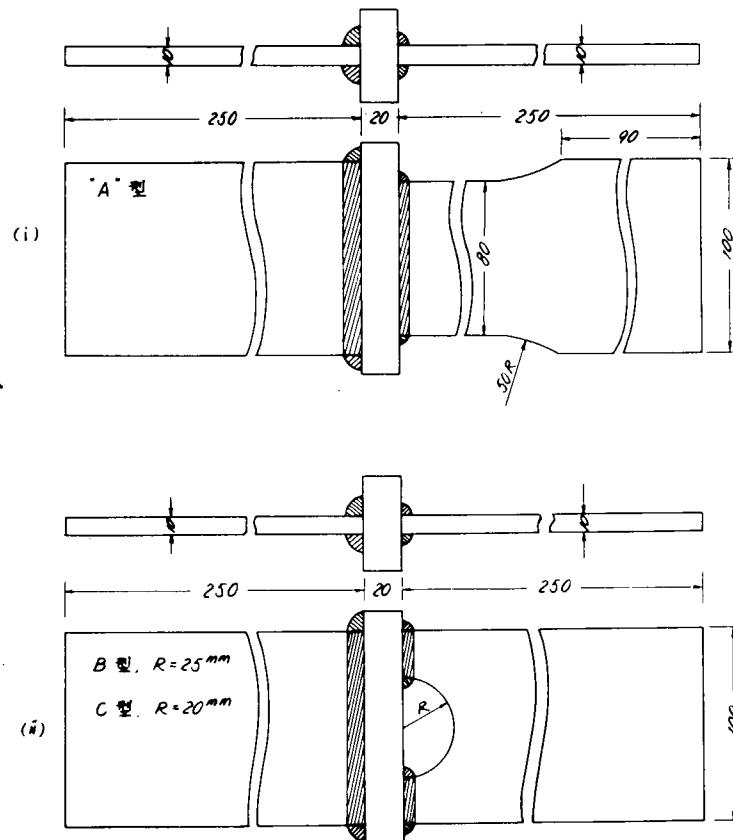


図 5.2.1(1)

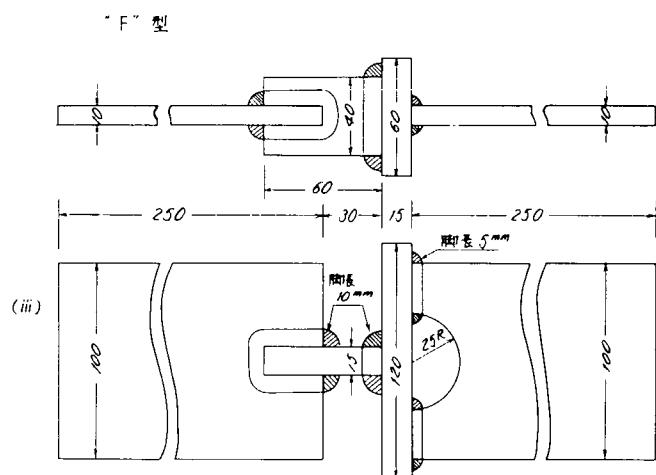


図 5.2.1(2)

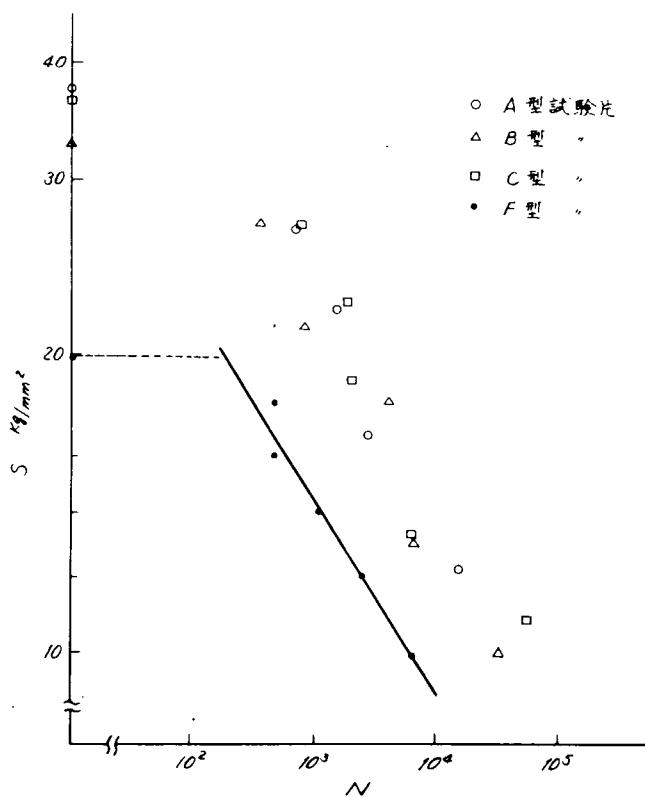


図 5.2.2

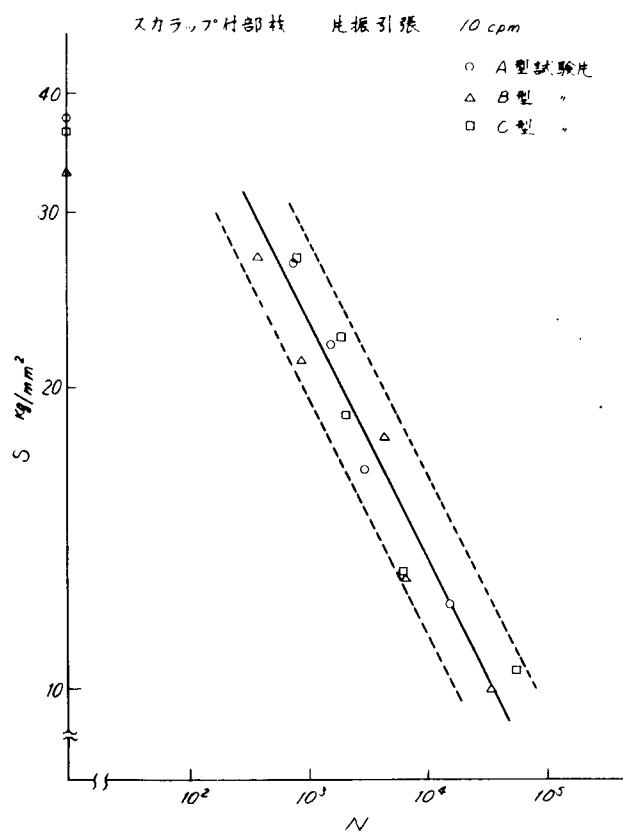


図 5.2.3

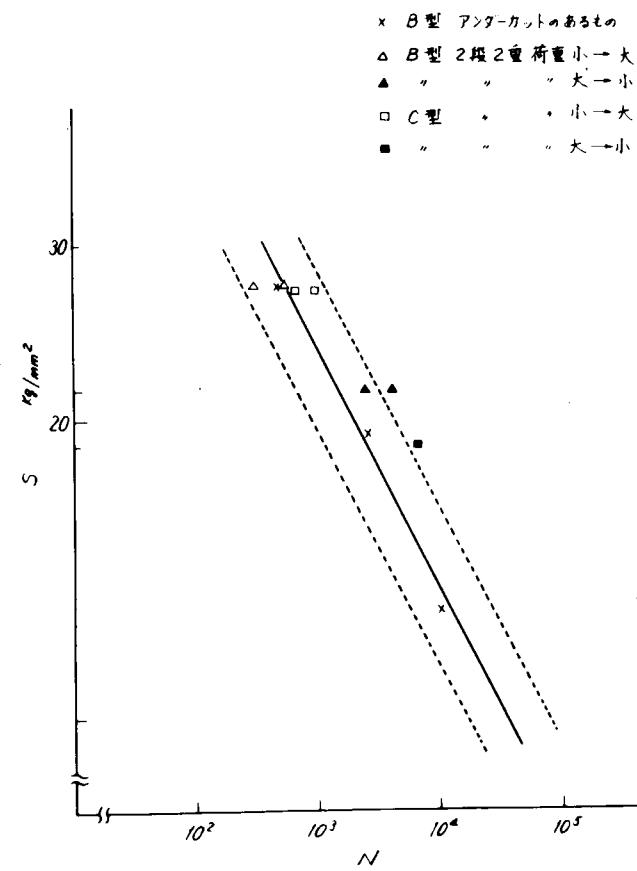


図 5.2.4

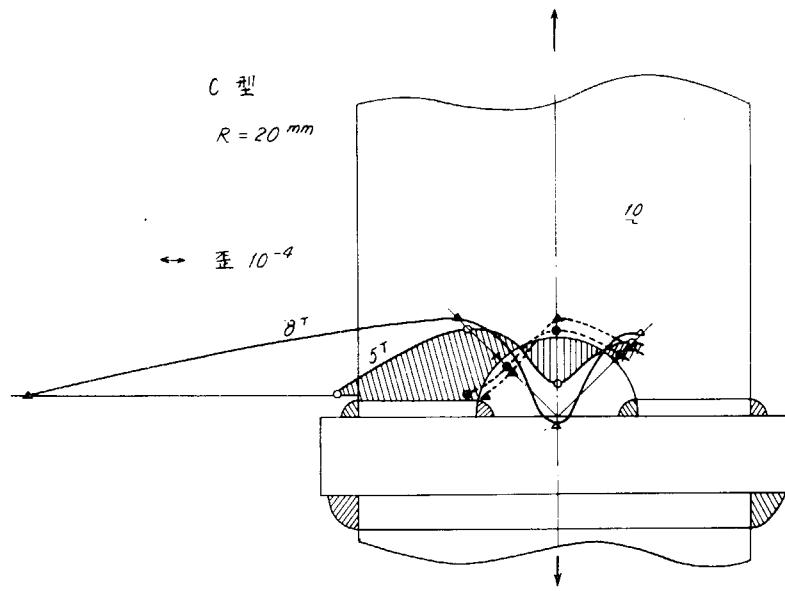


図 5.2.5

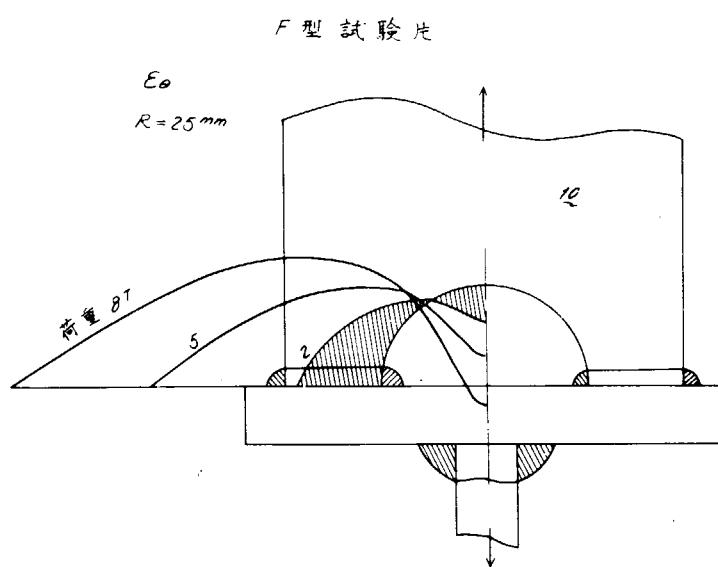


図 5.2.6

6. 溶接条件が疲労強度におよぼす影響に関する研究

6.1 目的

溶接部の疲労強度が平滑な素材に比較して低い原因としては、ビード趾端部の切欠としての効果が大きいと云われている。一方、ビードの形状は溶接法、溶接姿勢などにより、かなり異なると考えられる。本研究は、種々の方法によつて溶接した板より試験片を取り出し、ビード形状を調査してその実際を把握することを第一の目的とし、その計測結果と疲労強度との関連を見ることを第二の目的として実施されたものである。

6.2 試験

(1) 試験機

疲労試験に用いた試験機は大和製衡機製100tアムスラー形試験機で70tのバルセータをつけたものである。今回の試験では片振引張荷重で実施したがバルセータの性能上、下限荷重を零近くにすると繰り返し数が非常に遅くなるので最小荷重を4t(応力に換算して約4kg/mm²)にした。この時の繰り返し速度は20~40cpmであつた。

(2) 試験片

今回試験の対象とした溶接の種類は、表6-1の通りである。このうち、上向き溶接については下側に開先をとることは實際にはないが、他のものと条件を合わせるため、特にこのような溶接を行なつた。ただし、疲労強度に關係するのは趾端部のみと考えて最終層のみ上向きとした。

試験片の形は図6-1に示すようなもので、厚さ25mmの軟鋼板に長さ約2mの突き合せ溶接を行ない、このビードが同図に示すように試験片の中央に来るよう切り出した。平滑試験片は、下向きに溶接した板より同様に切り出した試験片を厚さが20mmになるように両面とも機械加工した。

各溶接部は試験片を切り出す前にビードに沿つてX線写真をとつた。ただし、ビードに沿つての欠陥の変化が少ないので自動溶接では、その一部を省略した。X線検査の結果では、立向き下進溶接を除き、ほとんど旧JIS規格4級以内に入つていたが、立向き下進の場合だけは、全線に亘つて旧JIS規格6級のできであつた。全般に試験片としてていねいな作業をしないようにとの注意が却つて行き過ぎたようであつた。

表 6-1

番号	溶接法	バース数	摘要					要
1	下 向	表 8 裏 2	両面機械加工して疲労試験に供す。					
2	下 向	7 2	最終層：溶接棒	Ø 1	7 ♂	電流 400A		
3	立 向 下 進	25 5	" "	B 16 D	4.5 ♂	225A		
4	立 向 上 進	7 2	" "	B 17	4 ♂	145A		
5	上 向 ^{注1}	14 2	" "	B 17	4 ♂	140A		
6	片面自動(FCA)	1	フラックス P F 1-45 ワイヤ US-43	1極	1190A×34V	速度		
				2極	1080A×44V	31cm/min		
7	エレクトロスラグ (CES)	1	フラックス YE-15 消耗ノズル SES-15A ワイヤ Y-CS	440A×42V				
8	エレクトロガス	1	シールドガス CO ₂ ワイヤ HS-42G	630A×36V	ガス量 25l/min	6.5cm/min		

注1) 最初7層を下向きで溶接、裏返して最終層のみ上向き溶接

母材 軟鋼 KDS t = 25.4mm σ_B = 45.1kg/mm², σ_y = 27.8kg/mm²

(3) 試験方法

a) ピード形状の調査

ピードの形状調査としては図6-2の4種の寸法を測定した。このうち、ピード趾端部の半径Rおよびその立ち上り角度θは約10倍に拡大した写真より測定した。調査は平滑試験片用に切り出したものを除く、全試験片の両断面で行ない、各溶接法につきRおよびθが48個、hおよびtが24個ずつの測定値を得た。なお、試験片の断面で測定した理由は、ピードの長さ方向の凹凸はかなり細く、かつ不規則なので、このような取り方でも全骨における分布を把握すると考えたからである。

また後刻の検討の際に必要になることを考えて各試験片のピードの形状を歯科医の用いるD.C.

Impression Tray Compoundで型取り保存してある。

b) 疲労試験

図6-1に示す試験片を用いて疲労試験を行なつた。各試験片は溶接部の変形のため、試験部分に曲げ荷重が加わり、表と裏で応力が異なる。そこでピードより10mm以上離れた点で板を曲げ、その変形を減少させると同時にピード趾端部近くに貼つた歪ゲージよりそのチェックを行なつた。また、試験する際には溶接変形の大きいものはなるべく高い応力の試験に用いるように配慮した。

6.3 試験結果

(1) ピード形状

各試験片の趾端部半径Rと立ち上り角θの分布をヒストグラムで図6-3および図6-4に示す。また、ピード巾tおよび余盛高さhの分布を同様に図6-5および図6-6に示す。趾端部の形は大小の凹凸が連なつてゐる場合が多いので、Rとθ特にRはその測定値のとり方が極めて困難であつた。ここでは応力の流入が少ないような小さな突起部は無視した上で最小のものを取ると云う方針で読み取つた。

(2) 疲労試験

各溶接法ごとにS-N線図を求め図6-8に示す。

6.4 考 察

(1) ピード形状

趾端部半径Rは、その分布が極めてばらついている。しかしいずれの場合でもR<0.4mmの極めて小さいもののがかなりある。いま、各溶接法別にR<0.2mmのもの、R<0.4mm(R<0.2mmを含む)の割合を示すと次のようになる。

表 6-2 小さいRの占める割合

溶接法	R<0.2mm	R<0.4mm
下向	27%	50%
立向下進	33	69
立向上進	35	79
上向	25	50
片面自動	25	58
エレクトロスラグ	10	27
エレクトロガス	29	54

これを見ると、エレクトロスラグ溶接のものは他に比べてかなり低いが、下向き、上向き、エレクトロガスの各溶接では大差なく、片面自動溶接、立向下進溶接、立向上進溶接の順に小さいRの占める割合が増加している。

つぎにRに次いで大きな影響を及ぼすと考えられる立上り角 θ について見ると、片面自動溶接、エレクトロスラグ溶接が比較的小さく、エレクトロガス溶接と下向溶接はほぼ同じで次いでいる。立向下進溶接、立向き上進溶接、上向溶接はこれらに比べるとやゝ角度が大きく、特に後二者には大きな角度の例が見られた。

各趾端部毎に、横軸に半径R、縦軸に立ち上り角 θ をとつてプロットしたものを3種の溶接法について示したのが、図6-7(a)～(c)である。このように示したとき、点が左上に多いほど、疲労強度には有害を切欠となるわけであるが、これで見ると立向き上進溶接が悪く、エレクトロスラグ溶接が最も良いことになる。（ここに示していない溶接法は、全て両者の間にに入る。）

(2) 疲労強度

今回、実施した軟鋼では45年度に計画している調質高張力鋼の場合に比べて切欠きの影響は小さいと考えられる。従つて特に軟鋼の場合にこの形状による差が大きく現われるかどうかは疑問であつて、むしろ、切削加工した試験片による疲労強度試験の結果を検討する際の資料として疲労試験も実施した次第である。入熱量など、他の条件の異なるものを、一括して比較するのはやゝ乱暴であるが、エレクトロスラグの疲労強度が高く、立向き上進溶接の強度が低目なのは、興味をひくところである。

この点をもう少し詳しく見るため今までのデータをもとにS-N線図で落ち込みを始める繰り返し数N_fを横軸に、表6-2の小さいRの占める割合を縦軸にとつてプロットしたのが図6-9である。これを見ると、両者に何らかの関係があるようと思われる。（実験点の関係でS-N線図の引き難い下向きエレクトロガス溶接を入れれば変る可能性もあるが）また同様に横軸に 1×10^5 回における時間強度をとつてプロットしたのが図6-10であるが、これを見ても小さいRの多いものほど疲労性能が劣るようと思われる。

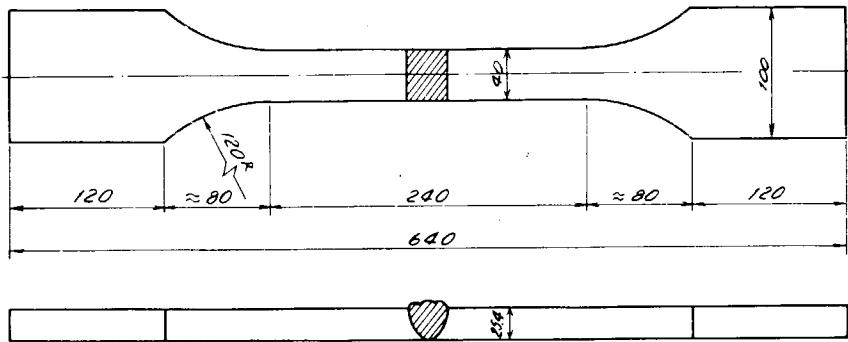


図 6.1 試験片形状図

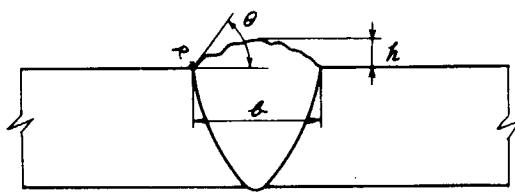


図 6.2 形状調査

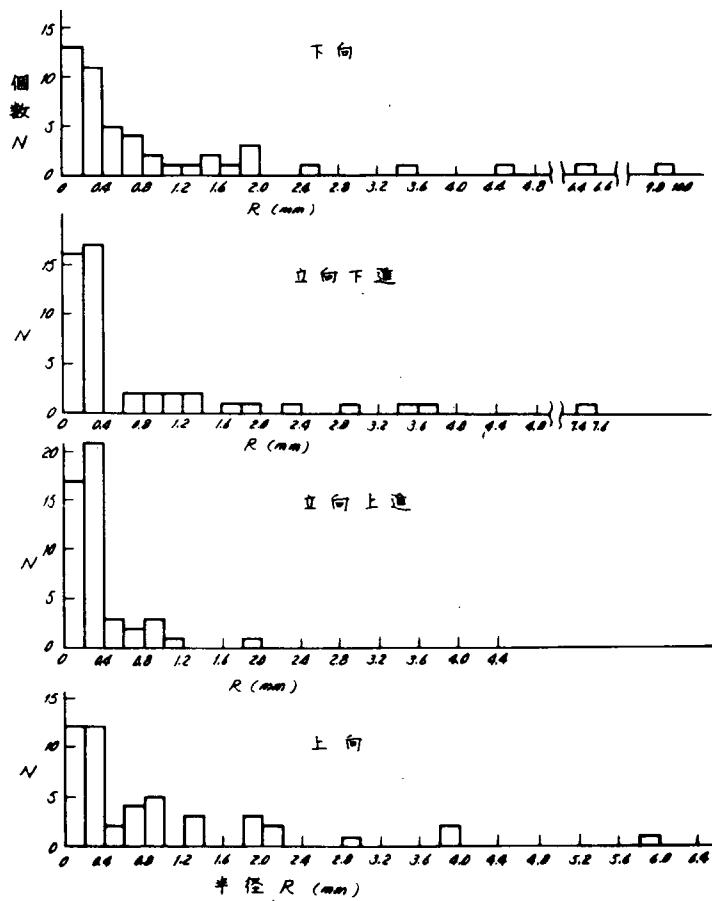


図 6.3 (a) 趾端部半径(手溶接)

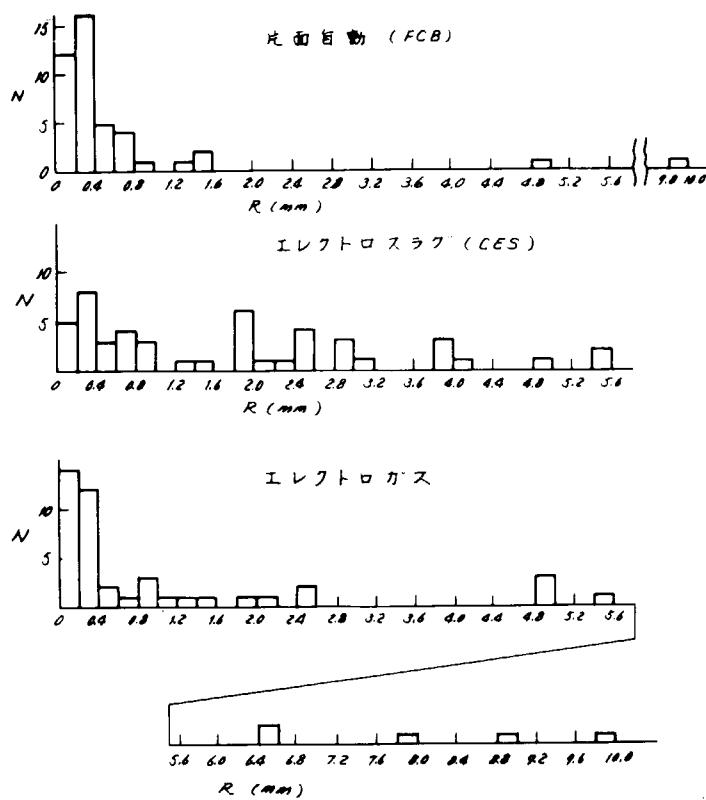


図 6.3 (b) 趾端部半径(自動溶接)

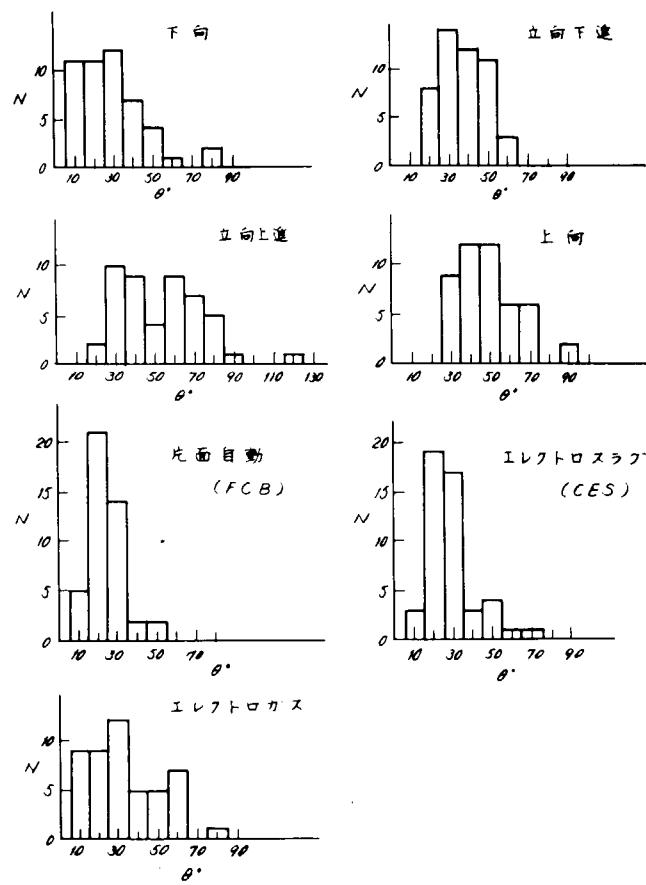


図 6.4 趾端部立ち角

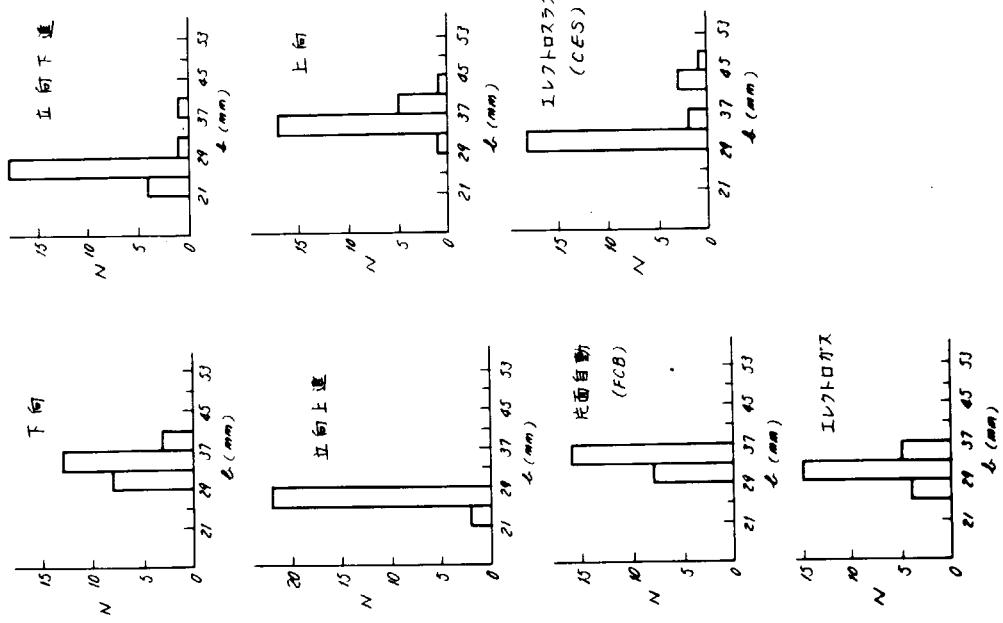


図 6.5 ピード巾

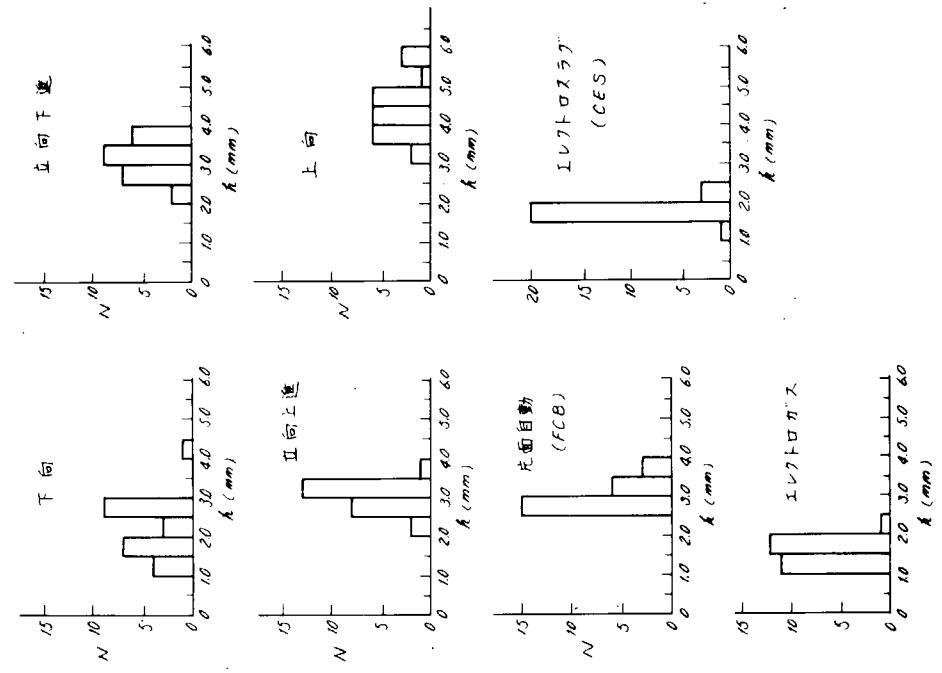


図 6.6 ピード高さ

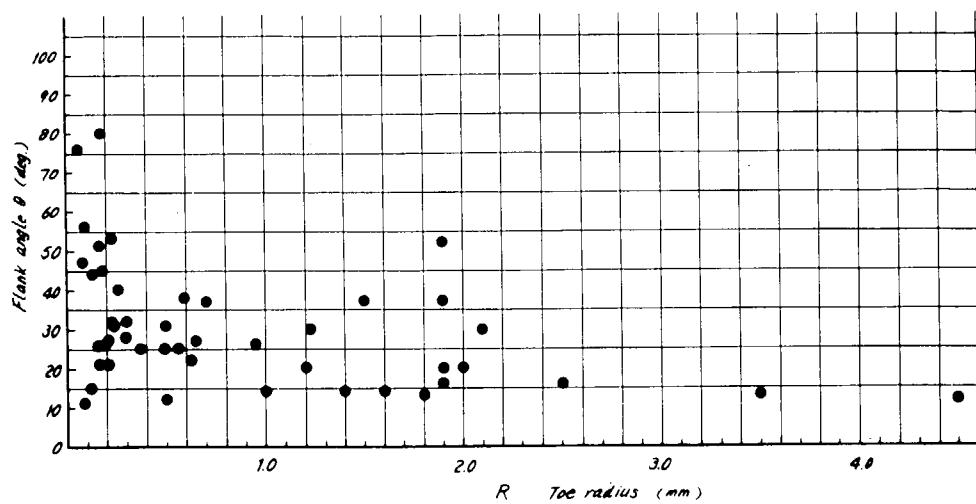


図 6.7 (a) 趾端部形状の分布(下向き溶接)

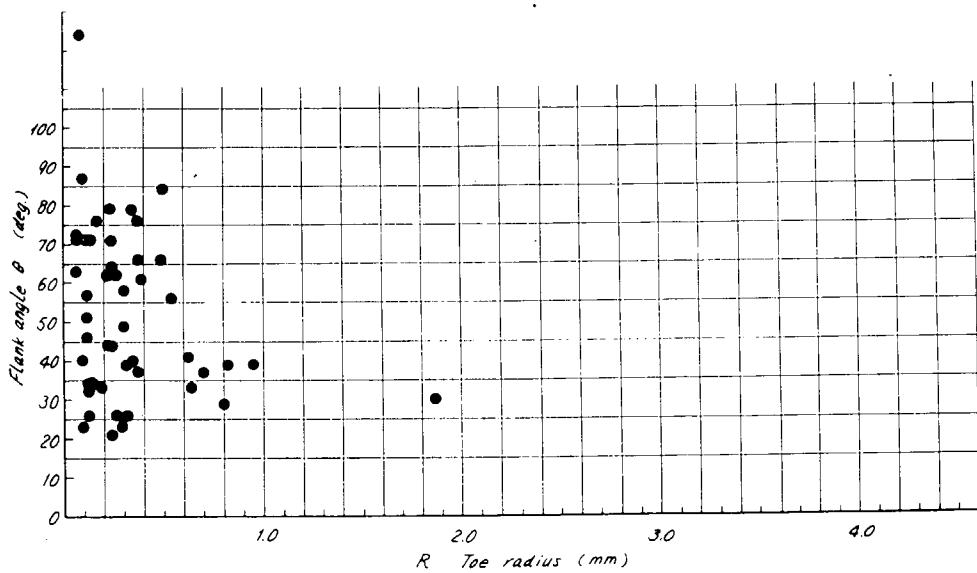


図 6.7 (b) 趾端部形状の分布(立向き上進溶接)

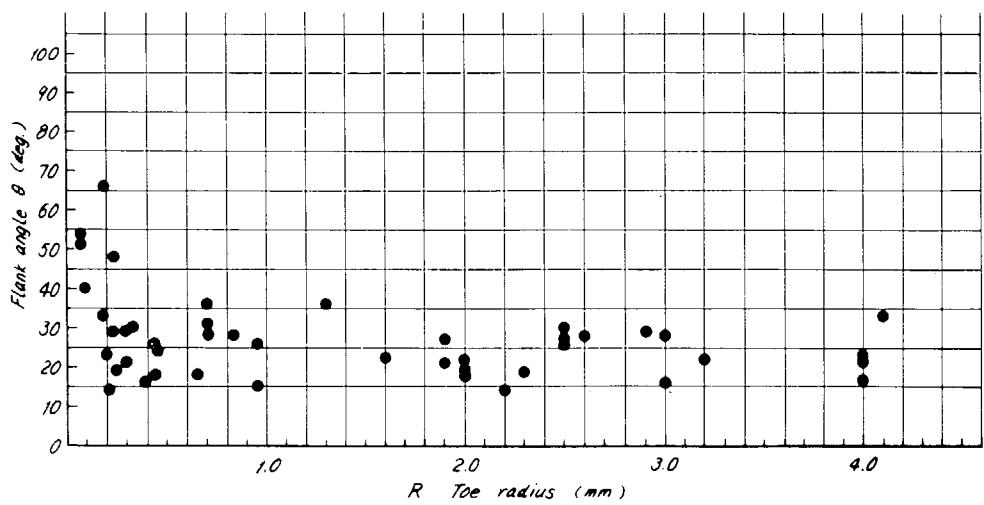


図 6.7 (c) 趾端部形状の分布(エレクトロスラグ溶接)

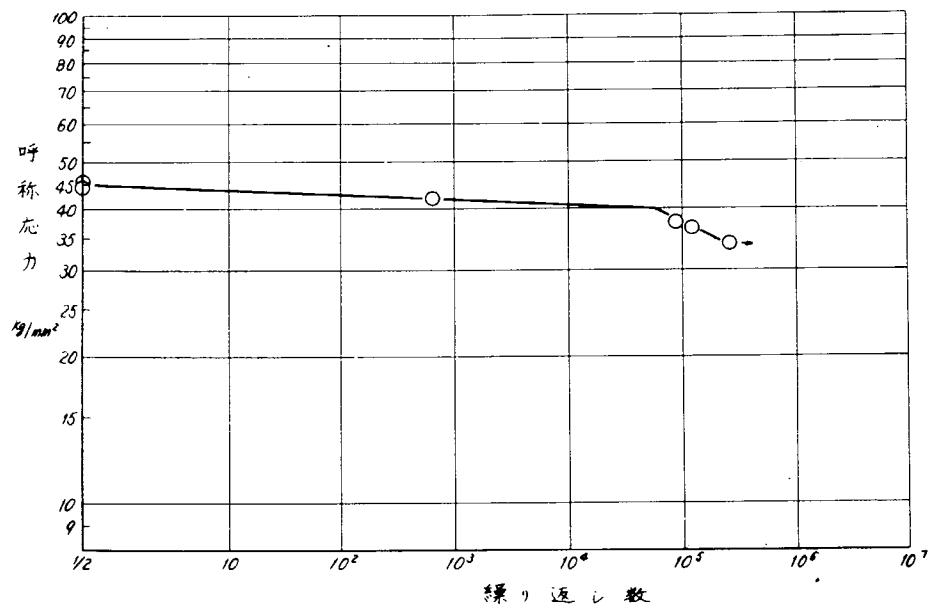


図 6.8 (a) 平滑試験片

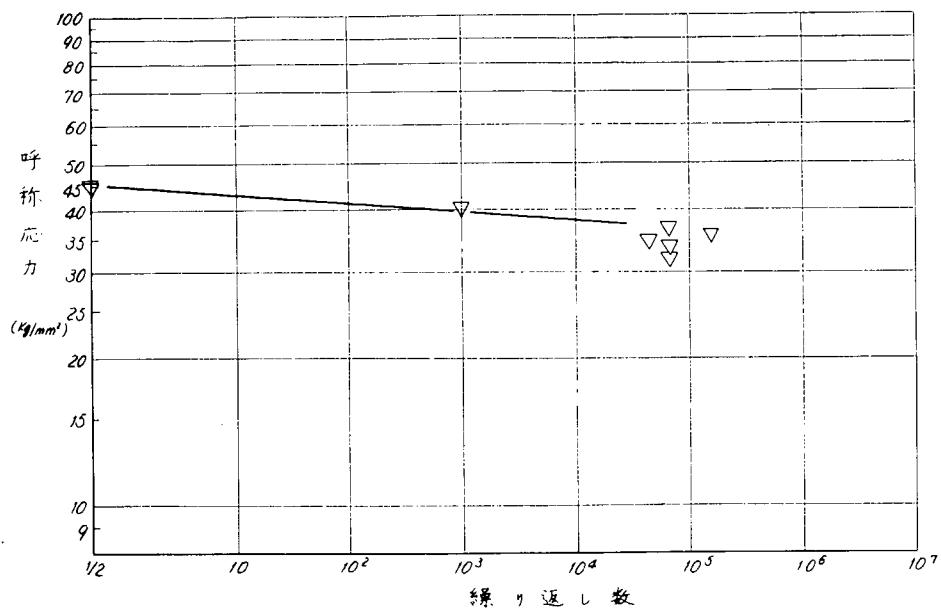


図 6.8 (b) 下向き溶接

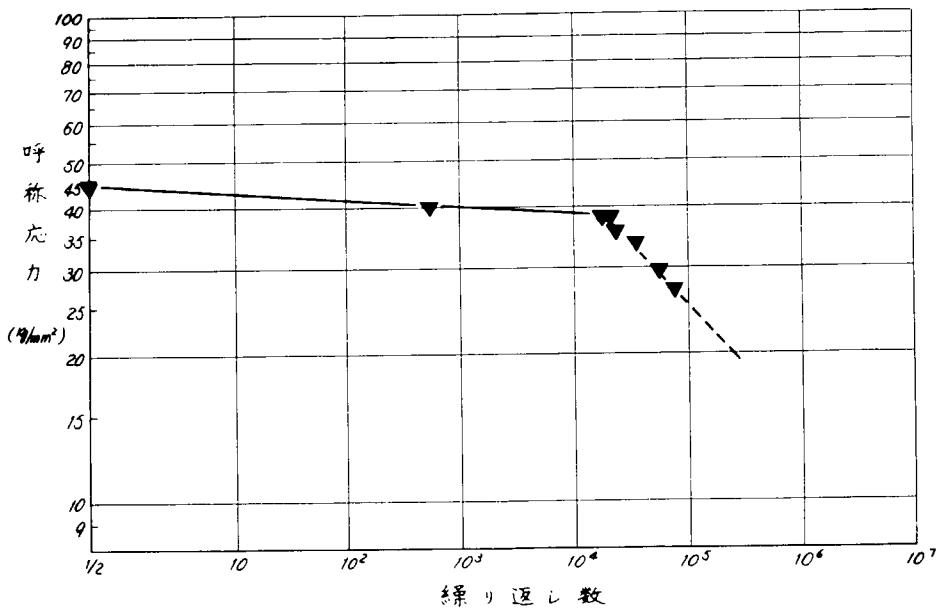


図 6.8 (c) 立向き下進溶接

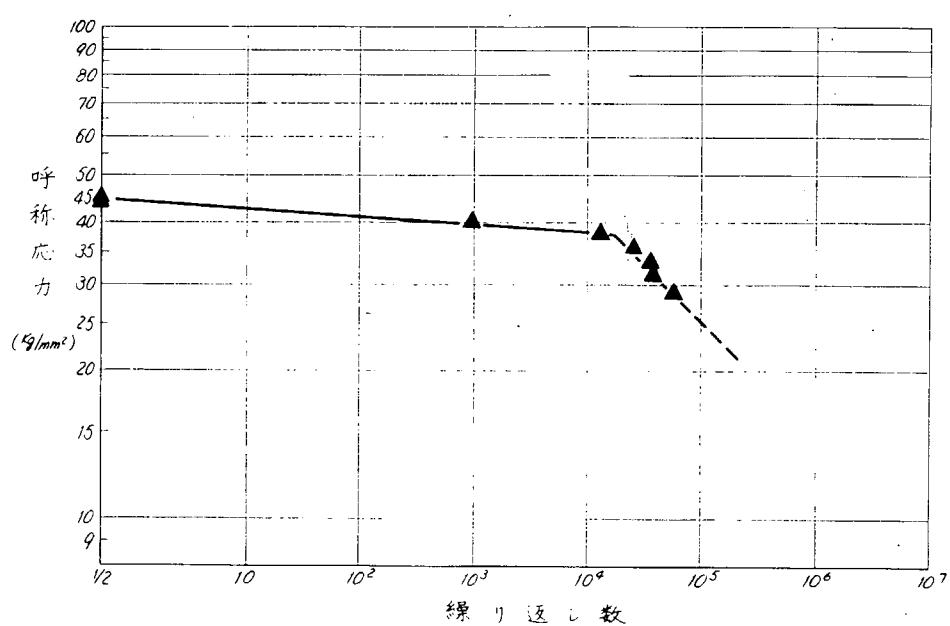


図 6.8 (d) 立向き上進溶接

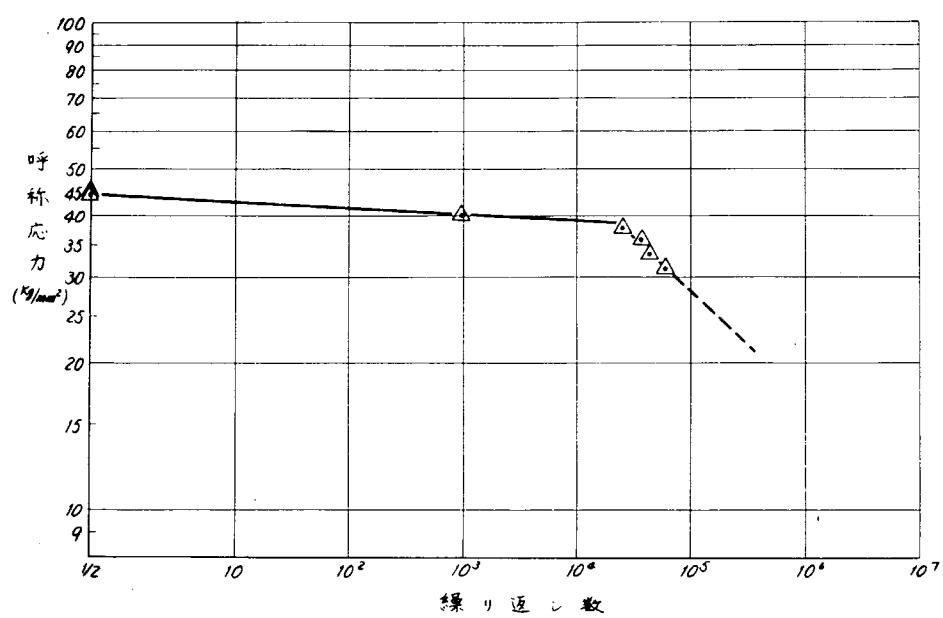


図 6.8 (e) 上向き溶接

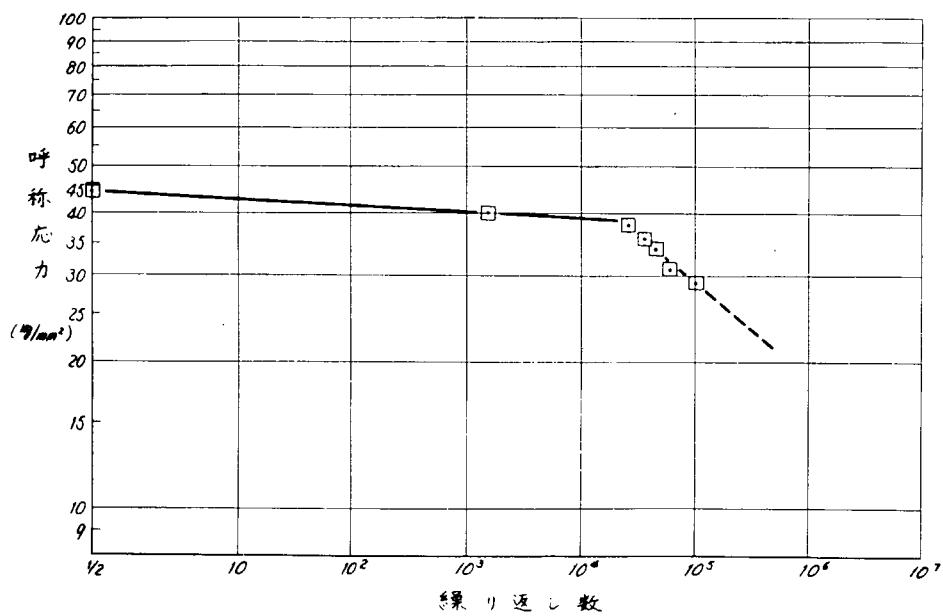


図 6.8 (f) 片面自動溶接(FCB法)

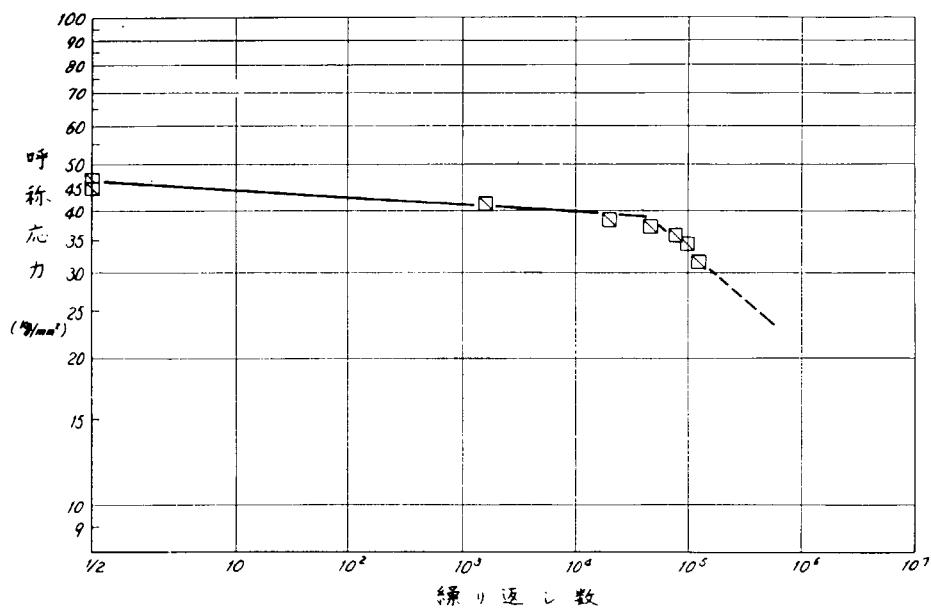


図 6.8 (g) エレクトロスラグ溶接(CES法)

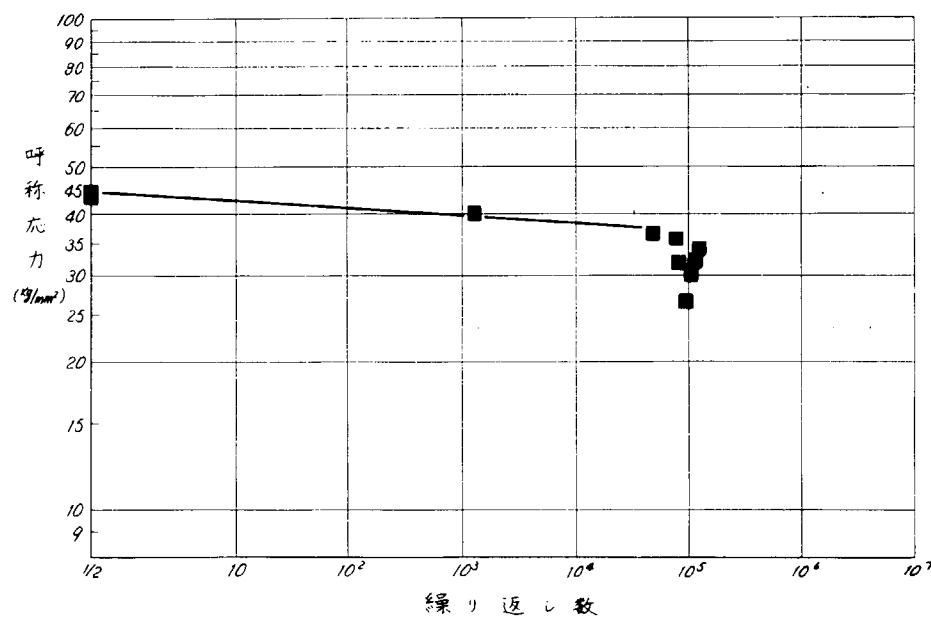


図 6.8 (a) エレクトロガス溶接

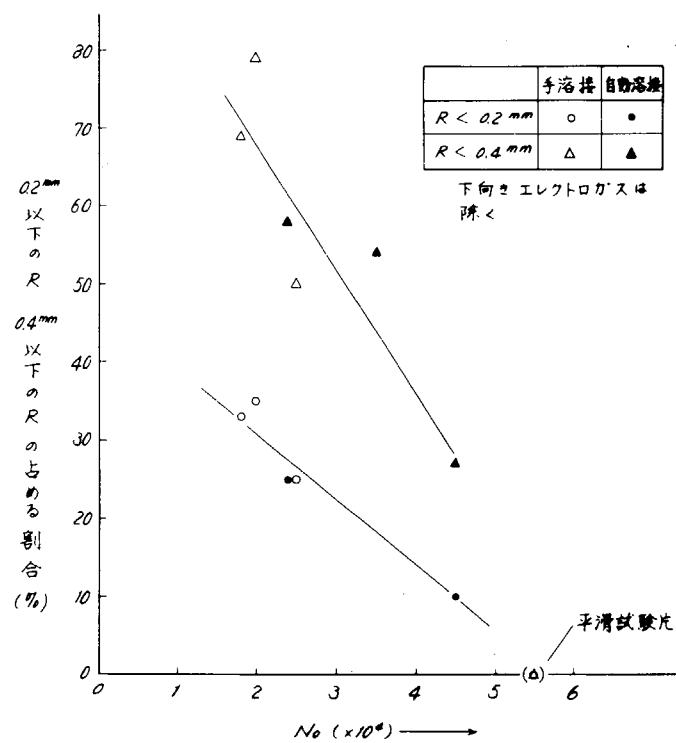


図 6.9 趾端部半径と疲労強度

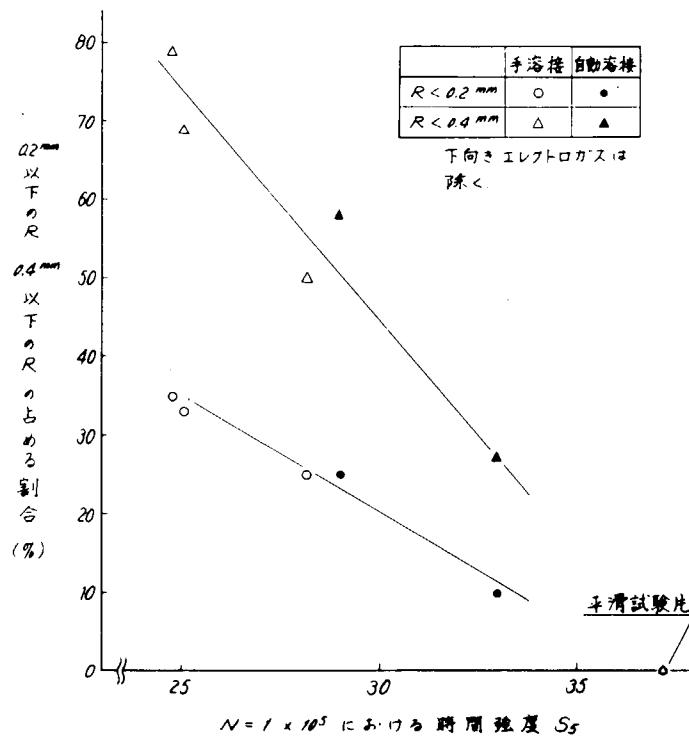


図 6.10 趾端部半径と疲労強度

7. 疲労亀裂の伝播開始条件に関する理論的研究

7.1 目的

構造上の切欠等の応力集中部からの低サイクルおよび高サイクル疲労亀裂が伝播を開始するのに必要な条件を、S M 4 1 材切欠付平板試験片について、切欠先端の歪分布の動的挙動から求め、さらに、切欠先端の歪挙動を同一鋼材の小型砂時計型試験片に与えて大型・小型の相関性に関する考察を行なうことにより、実船の疲労亀裂発生の機構を究明する基礎資料を求めるため本研究を実施した。

7.2 試験

(1) 試験機

切欠付平板試験片の動的引張および疲労試験には、東京衡機製造所製 200/300t ローゼンハウゼン型万能疲労試験機を用い、小型砂時計型試験片の疲労試験には東京衡機製造所製油圧ジャッキ+森試験機製作所製油圧ユニットを使用した。

(2) 試験片

供試材は、S M 4 1 B である。

受納状態の鋼板（板厚 13 mm）より図 7.1 に示される形状の平板試験片 8 枚と砂時計型試験片を採取した。平板試験片中央に長さ 30 mm、切欠底曲率半径 0.8 の切欠を加工した。この切欠について無限板中の梢円として応力集中率を求めると、 $K_t = 9.63$ である。砂時計型試験片は最小断面の直径は 8 mm で形状係数は Peterson 線図より $K_t = 1.06$ である。

(3) 試験方法

a) 平板試験片

平板の疲労試験では実断面平均応力が一定になるように亀裂長さに応じて荷重を下げ実断面平均応力を一定に保つた。亀裂が非常に長くなつくると、荷重が小さくなり試験機の荷重の読みの信頼性が悪くなつくるので、左右の亀裂長さの平均が 55 mm 位になつた時疲労試験を打ち切り静的破断させ残留強さを求めた。

歪の計測は、抵抗線歪計、モワレ法、光弾性皮膜法を適宜用いた。

切欠先端近傍あるいは亀裂先端近傍等の歪勾配の急な所には Y L-3 ゲージ（東京測器製）、歪勾配のならかな所には、Y L-5 ゲージ（同社製）を貼付した。モワレ法による歪計測は、最終仕上げ井 1000 エミリー紙まで研磨した試験片表面に 150 line/in の直交格子を写真食刻し、変形後の格子を写真撮影して引伸し機上でマスタースクリーンを重ねてモワレ縞を出させるという方法を用いた。歪解析は、linear mismatching technique によつた。光弾性皮膜は Budd 社製 Type S-02, thickness=1 mm を用いた。さらに伸び計を用いて G.L=300 mm について伸びを連続記録させた。

b) 砂時計型小型試験片

平板試験片の疲労試験で計測された、切欠先端での引張り方向歪の平均歪と歪振幅が砂時計試験片軸方向歪のそれと同一になるように砂時計試験片の歪制御を行なつた。

軸方向歪を塑性歪の体積一定の仮定と、フックの法則を用いて、直径変化になおし、D T F 式径方向変位計を用いて歪を制御し、亀裂発生までの繰り返し数を求めた。

7.3 試験結果

(1) 切欠付平板試験片

平板試験片 8 枚中の 1 枚は静的引張強さを求めるために、静的試験に供し、残り 7 枚を疲労試験に供した。疲労試験における制御応力である実断面平均応力 σ_u は 41.7, 41.3, 39.5, 35.9, 33.6, 31.9, 28.1

kg/mm^2 である。 σ_n と亀裂発生寿命および亀裂伝播寿命との関係を静的引張における最大応力とともに図 7.2 に示す。亀裂は常に切欠先端の板厚中心に発生するのが認められ、その後板厚方向に伝播していき板表面に達する。本研究では、板厚中心部に発生した亀裂が板表面に達した時を亀裂発生寿命としている。試験方法の項で述べたように、左右の亀裂長さの平均が約 5.5 mm に達した時に、疲労試験を打ち切つてるので、このときまでの繰り返し数を亀裂伝播寿命としている。

図 7.3 に疲労亀裂伝播後の残留静的強さと σ_n との相関を示す。

この図における残留強さとは、疲労試験後の静的引張の最高荷重を静的引張開始直前に計測された残留部分板幅と板厚から求めた断面積で除した残留実断面平均応力である。図 7.4 に 4 枚の試験片についての亀裂長さとサイクルとの関係を示す。

図 7.5 は静的引張試験においてモワレ法により求められた最小断面上での引張方向歪の分布挙動を描いたものである。モワレ法の linear mismatching technique で得られる縞模様は X または Y 方向の変位を表わしている。歪を求める点の近傍の X・Y 方向の変位を

$$\left. \begin{aligned} u &= a_0 + a_1 x + a_2 y + a_3 x^2 + a_4 xy + a_5 y^2 \\ &\quad + a_6 x^3 + a_7 x^2 y + a_8 xy^2 + a_9 y^3 \\ v &= b_0 + b_1 x + b_2 y + b_3 x^2 + b_4 xy + b_5 y^2 \\ &\quad + b_6 x^3 + b_7 x^2 y + b_8 xy^2 + b_9 y^3 \end{aligned} \right\}$$

の形に表わし、Fig. a に示すような 2.5 mm 間隔の正方形格子の各格子点においてモワレ写真により読み取った変位を用いて最小自乗法により上式の $a_0 \sim a_9$, $b_0 \sim b_9$ の係数を決定すれば歪は、

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 \right\} \\ \epsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 \right\} \\ \gamma_{xy} &= \frac{1}{2} \left\{ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial y} \right\} \end{aligned}$$

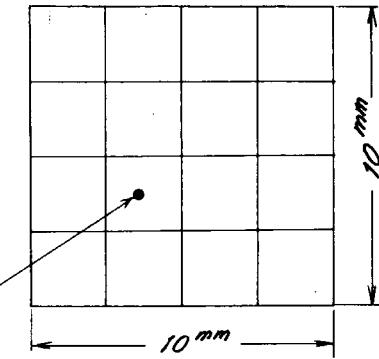


Fig. a

として求まる。本報告書においてはモワレ法による歪はすべてこのようにして求められたものである。歪勾配が非常に大きいのは切欠先端より数 mm までの範囲であることが図 7.5 より知れる。

図 7.6 に静的引張試験による切欠先端近傍の平均伸び挙動を示す。

図中に示すように試験片表面に切欠の長軸の延長線と、それに 5 mm 間隔で平行線を書き、モワレ写真より 2 本の黒書き線間の変位を求めたものである。この図の横軸が 1.5 mm 以下の部分は C.O.D. に対応するものであり 1.5 mm 以上の部分は G.L. = 5 mm の工学歪を表わしている。

この図からも、平均伸び分布の勾配が急なのは切欠先端の両側数 mm 以内の範囲であることがわかる。

疲労試験による歪および伸びの特性を図 7.7 ~ 図 7.9 に示す。

図 7.7 (a), (b) は $\sigma_n = 3.5.9$, $4.1.3 \text{ kg/mm}^2$ の疲労試験においてモワレ法により求められた切欠先端とそれより 2.5 mm 離れた点における歪の亀裂発生までの繰り返し特性である。図 7.8 と図 7.9 は $\sigma_n = 3.5.9 \text{ kg/mm}^2$ の疲労試験に用いるもので、図 7.8 は切欠近傍に書きかれた 1.0 mm 間隔の平行線間の伸びの繰り返し特性である。また図 7.9 は各サイクルにおける切欠断面上または亀裂断面上の歪分布である。この図において、亀裂発生 (200 サイクル) までは分布曲線の左端の点は切欠先端に一致している。亀裂発生以後は左端の点は亀裂先端に一致している。モワレ法では縞の読み取りなどによるある程度の誤差はまぬがれ得ない。図 7.7 ~ 図 7.9 における歪のバラツキや

あるいは、歪分布曲線が交差したりするのはこの誤差によるものと思われるが、歪挙動の大体のようすはこれらの図より知ることができる。

図7.10(a), (b)は $\sigma_n = 3.1.9, 3.9.5 \text{ kg/mm}^2$ の疲労試験において図中に示すように亀裂先端近くに抵抗線歪計(YL-3)を貼布してX-Yレコーダーにより記録した歪ループである。図7.11(a), (b)は図7.10の歪ループより求めた歪の値、歪振幅、ループ幅である。図7.10、図7.11に示される歪の値は、歪計を貼布した時を0としたものである。

図7.12は $\sigma_n = 4.1.3 \text{ kg/mm}^2$ の疲労試験において、伸び計により記録された、G.L=300 mmの伸びである。写真1, 2は $\sigma_n = 3.1.9$ の疲労試験において光弾性皮膜法による最大剪断歪の等高線の模様である。

用いた皮膜は、Budd社製 Type S-02 厚さ0.04 inch であり、この皮膜の1フリンジ当りの剪断歪は14200 μである。写真1は亀裂発生前の切欠先端近傍の歪のようすを示している。亀裂発生以後は亀裂にそつてナイフで皮膜を削り落としていった。写真2より亀裂先端近傍の剪断歪の変化を知ることができる。

b) 小型砂時計型試験片

砂時計型試験片の疲労試験は、平板の疲労試験によって得られた切欠底の歪挙動を模擬した歪制御である。たとえば図7.7において実線と破線で示される歪をそれぞれ上限歪と下限歪として制御を行ない、小型試験片の亀裂発生寿命が平板試験片のそれより大きくなる場合は図の実線と破線を接線方向に延長して疲労試験を続行し小型試験片の亀裂発生寿命を求めた。小型砂時計型試験片の亀裂発生寿命とそれに対応する平板試験片の亀裂発生寿命の相関を示したのが図7.13である。

これによると小型試験片の亀裂発生寿命は平板試験片のそれより大きい目になる傾向があるけれどもきわめて良い相関がある。

7.4 考察

平板試験片の切欠先端の歪の繰り返し特性については次のことがわかる。

最大歪と残留歪は共に繰り返し数につれて増加していくが、そのようすは $\sigma_n = 4.1.3 \text{ kg/mm}^2$ の場合にはクリープ曲線と類似の特性を示すが、 $\sigma_n = 3.5.9 \text{ kg/mm}^2$ では亀裂発生近くなつても歪は急激には増加しない。これより実測応力の大きさによって歪の増加のようすは多少異なることが推察される。このことにより平板試験片の亀裂発生は主として1サイクル目の歪の大きさと、その後の最大歪の増加に大きく依存するものと予想される。

σ_n が大きいものでは切欠先端に発生した亀裂は1~2 mm位までは急速に成長するが、その後は図7.4に示されるように定常的に伝播していく。これは図7.5あるいは図7.7に示されるように切欠先端より1~2 mmの領域に非常に大きな歪が集中していて、亀裂発生までにこの領域が受ける損傷が非常に大きいことによるものと思われる。

亀裂の伝播速度は図7.4に見られるように徐々に遅くなつていく。

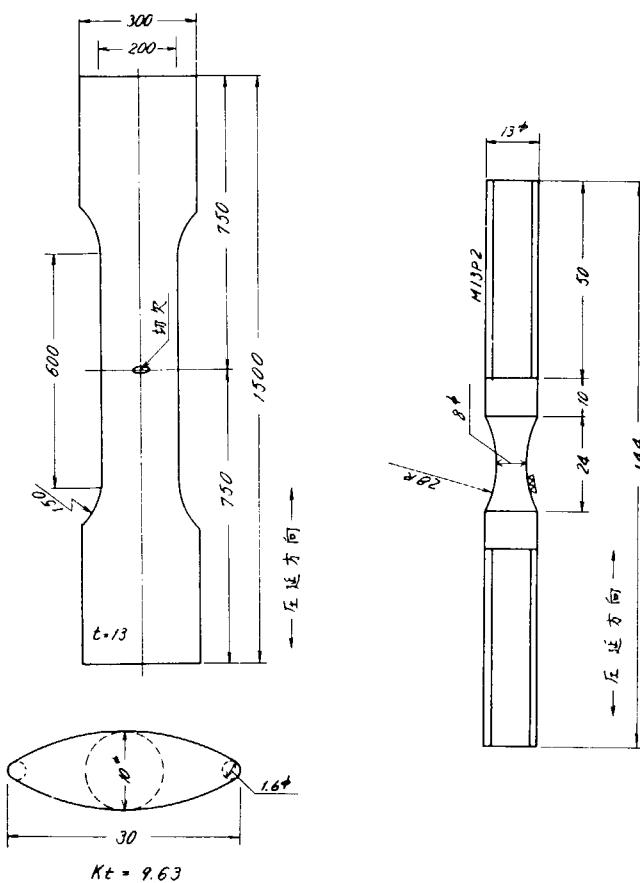
亀裂の延長線上の歪分布の例は図7.9に示されているが、これによると亀裂から遠方の点では繰り返し数の増大にしたがつてすなわち亀裂が長くなるにしたがつて歪が増加しているにもかかわらず、亀裂先端の歪は減少し歪分布ははだらかになる傾向にある。しかし亀裂先端の歪振幅はほぼ一定に保たれている。図7.9には1~500サイクルまでの歪挙動が与えられているが、図7.4に見られるように $\sigma_n = 3.5.9$ ではこの間は亀裂伝播速度はほぼ一定である。このことより、ある点における亀裂伝播速度は亀裂先端近くの歪の大きさあるいは歪集中の程度に直接的には依存せず、亀裂が到達するまでにその点における歪の繰り返し特性に依存するのではないかと思われる。

一方図7.10、図7.11に示される抵抗線歪計による歪については歪振幅の挙動が、 $\sigma_n = 3.1.9 \text{ kg/mm}^2$ で異っている。図7.11(b)に見られるような亀裂の進展について増加していく歪振幅が減少していく現象については、 σ_n が大きい場合は亀裂先端近傍が多少くびれるのでゲージが局部的に剥離することによるものかも知れない。

に検討する余地がある。

7.5 結論

- (1) 切欠先端の歪の繰り返し特性は実断面応力が大きいときは亀裂発生近くなると歪の増加速度が大きくなるが、実断面応力が小さいときは亀裂発生近くなつても歪の増加速度はほぼ一定である。
- (2) 切欠先端近傍は亀裂発生までに受ける損傷が非常に大きいので、亀裂発生後1～2mm位までは亀裂は急速に成長するが、それ以後は定常的に成長していく。
- (3) 亀裂伝播速度は亀裂先端近傍の歪の大きさや歪集中度には依存しない。
- (4) 広幅試験片と小型試験片の亀裂発生寿命には良い相関があり、広幅試験片の応力集中部における歪挙動がわかれれば小型試験片によつて亀裂発生寿命は推定できる。



a. 平板試験片と切欠形状 b. 砂時計型試験片

図 7.1 試験片形状

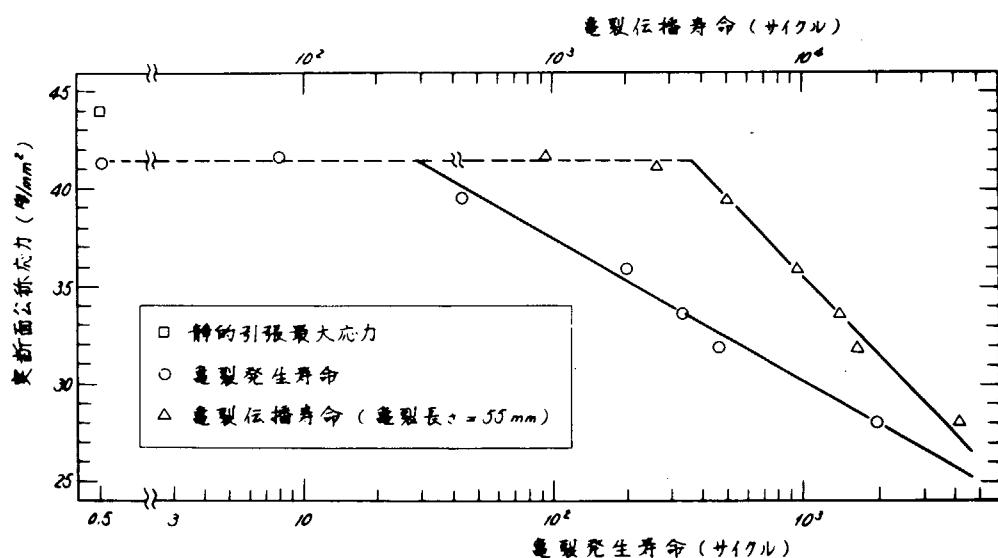


図 7.2 龟裂発生寿命と龟裂伝播寿命

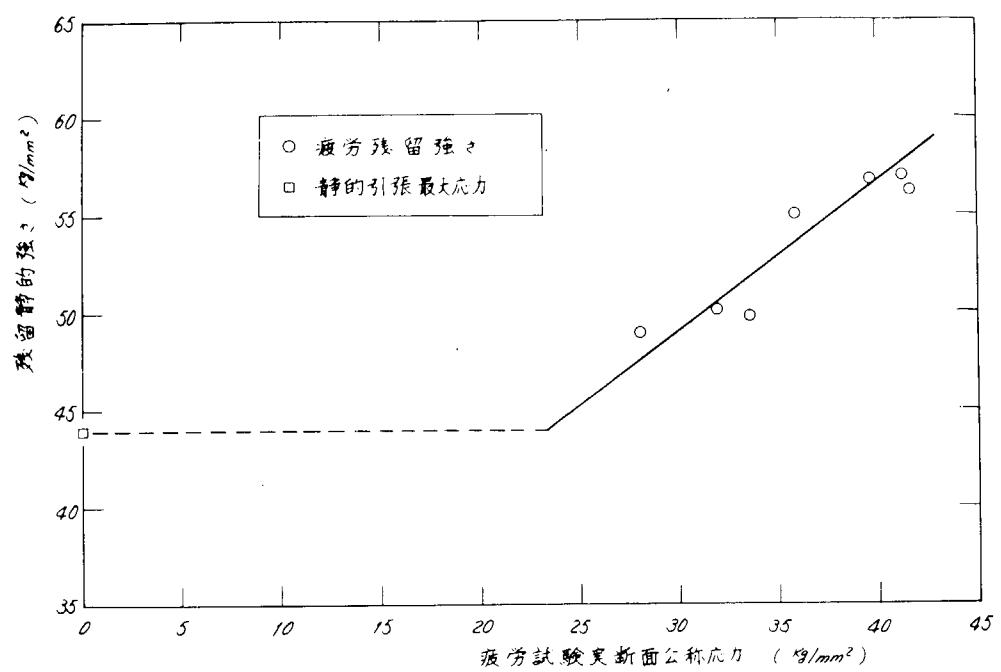


図 7.3 残留静的強さ

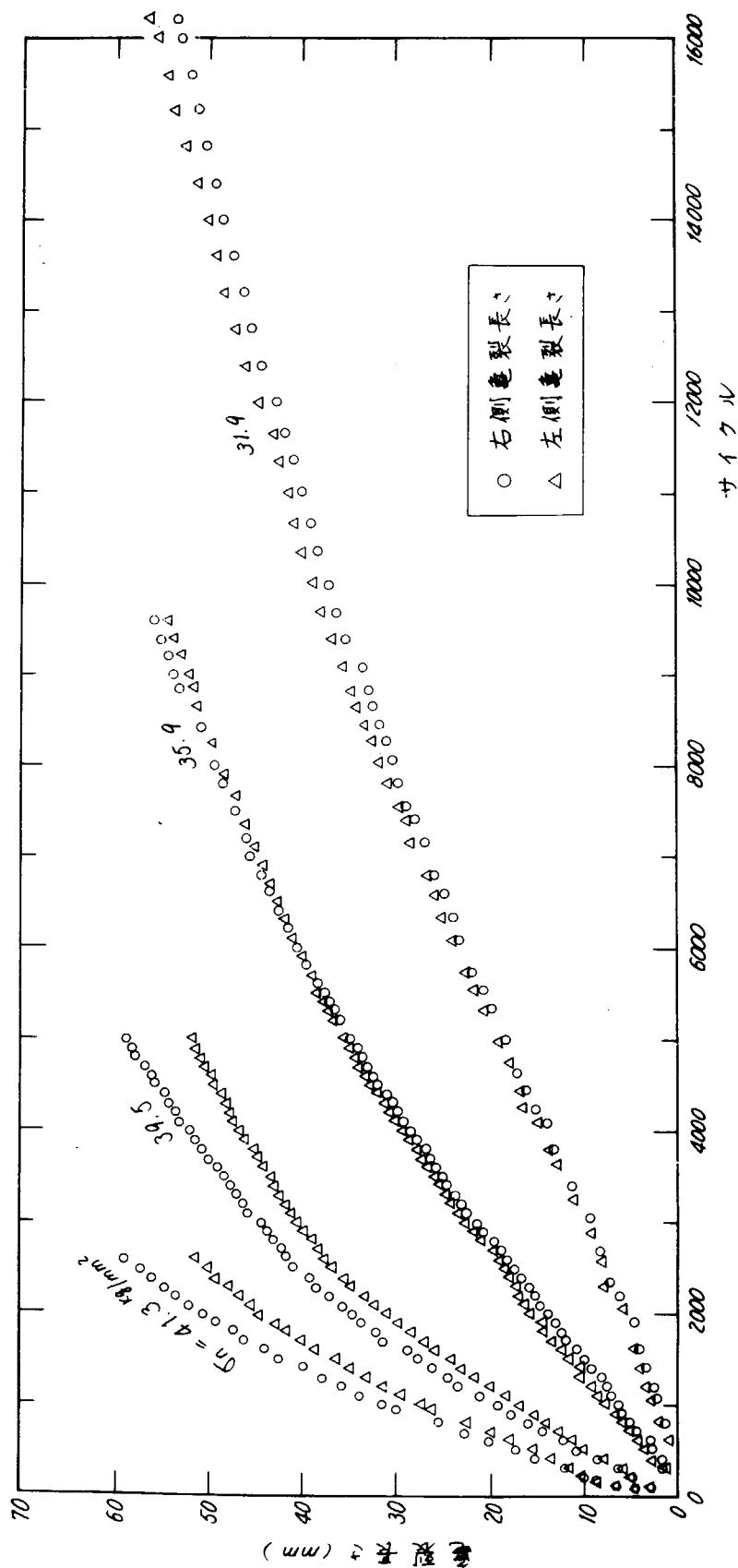


図 7.4 疲労亀裂の伝播

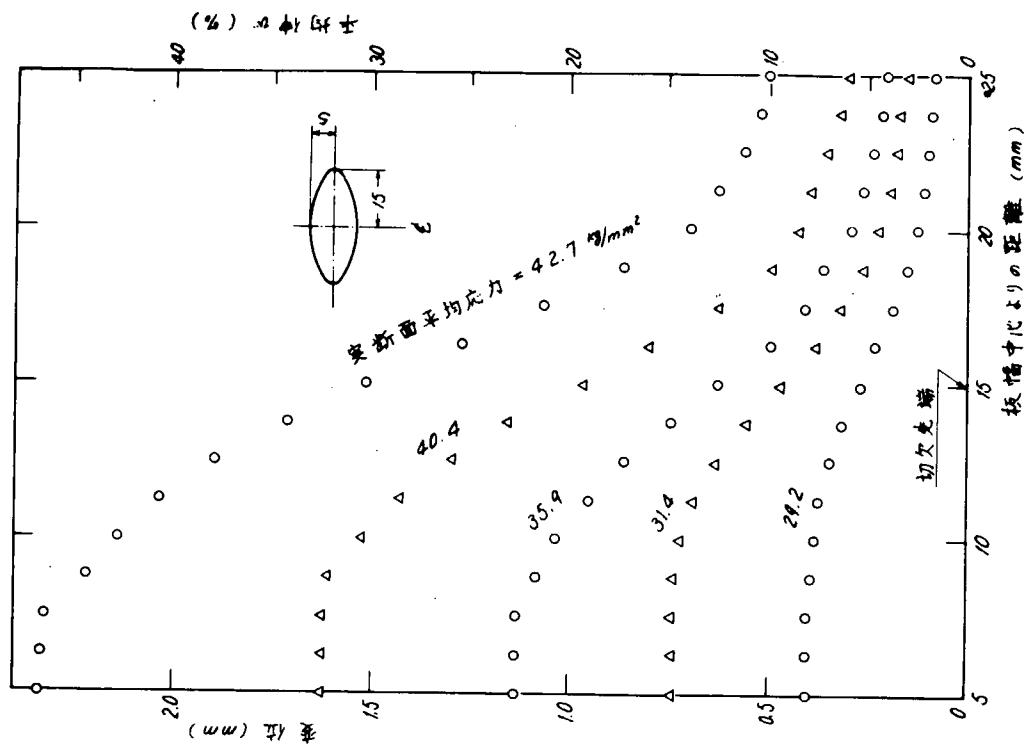


図 7.6 静的引張試験による切欠き端近傍の平均伸び挙動

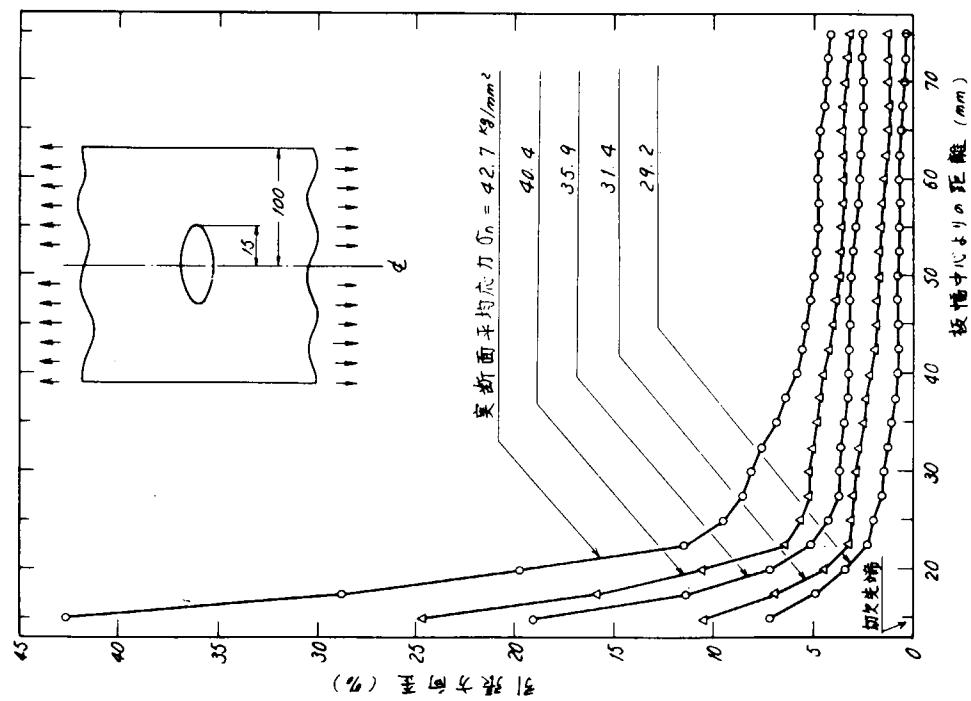


図 7.5 静的引張試験による切欠き面上の歪挙動

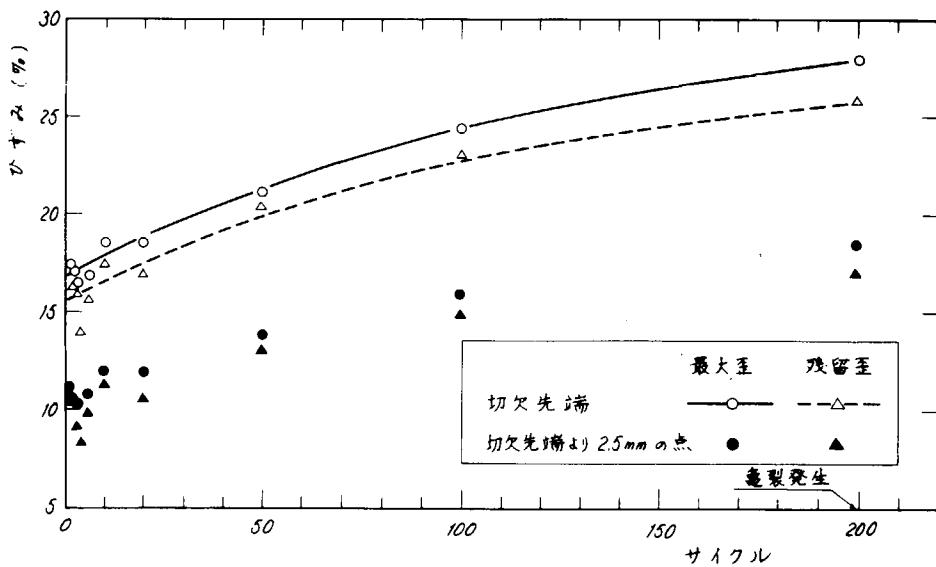


図7.7(a) 切欠先端とその近傍点の歪の繰り返し特性($\sigma_n = 3.5.9$)

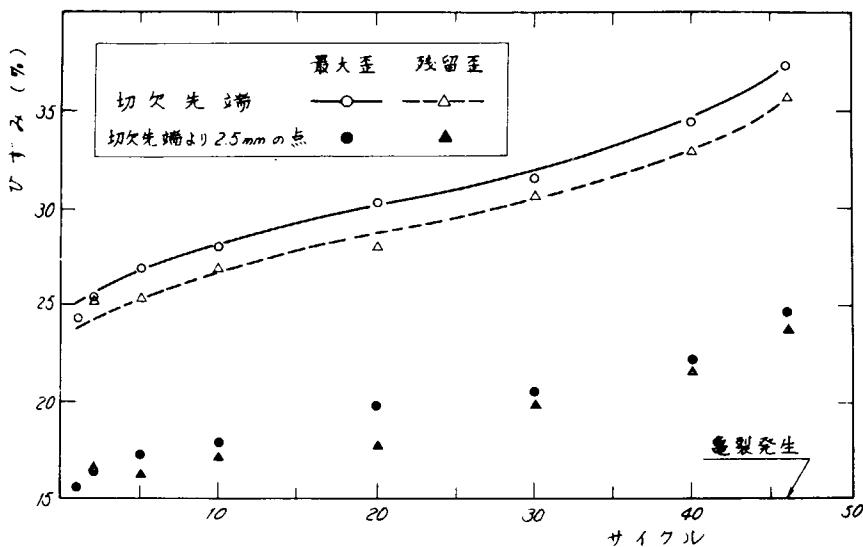


図7.7(b) 切欠先端とその近傍点の歪の繰り返し特性($\sigma_n = 4.1.3$)

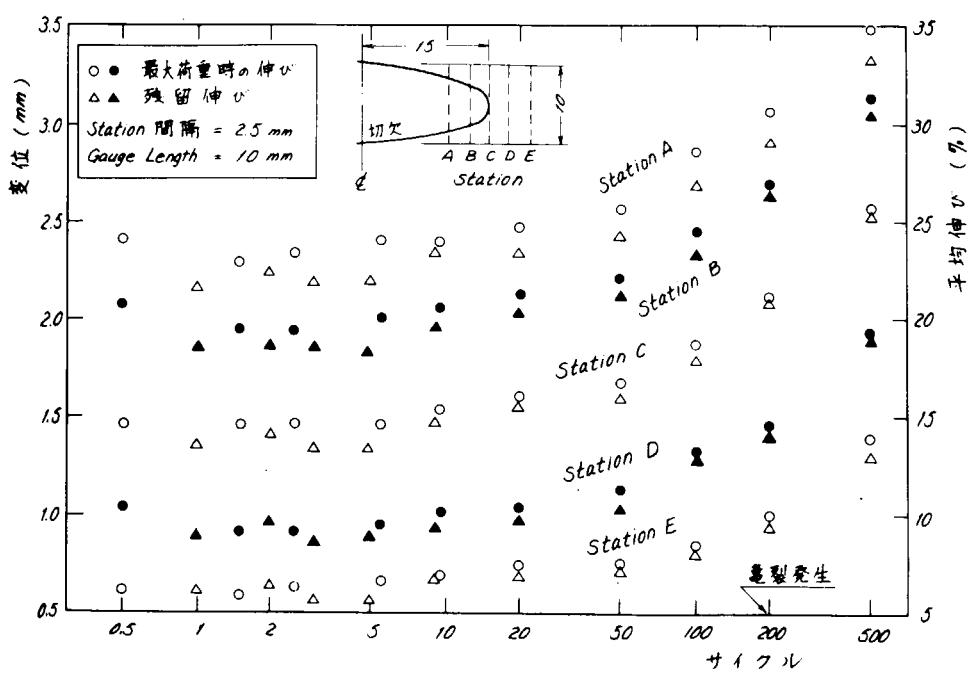


図 7.8 切欠近傍の平均伸び繰り返し特性 ($\sigma_n = 3.5.9$)

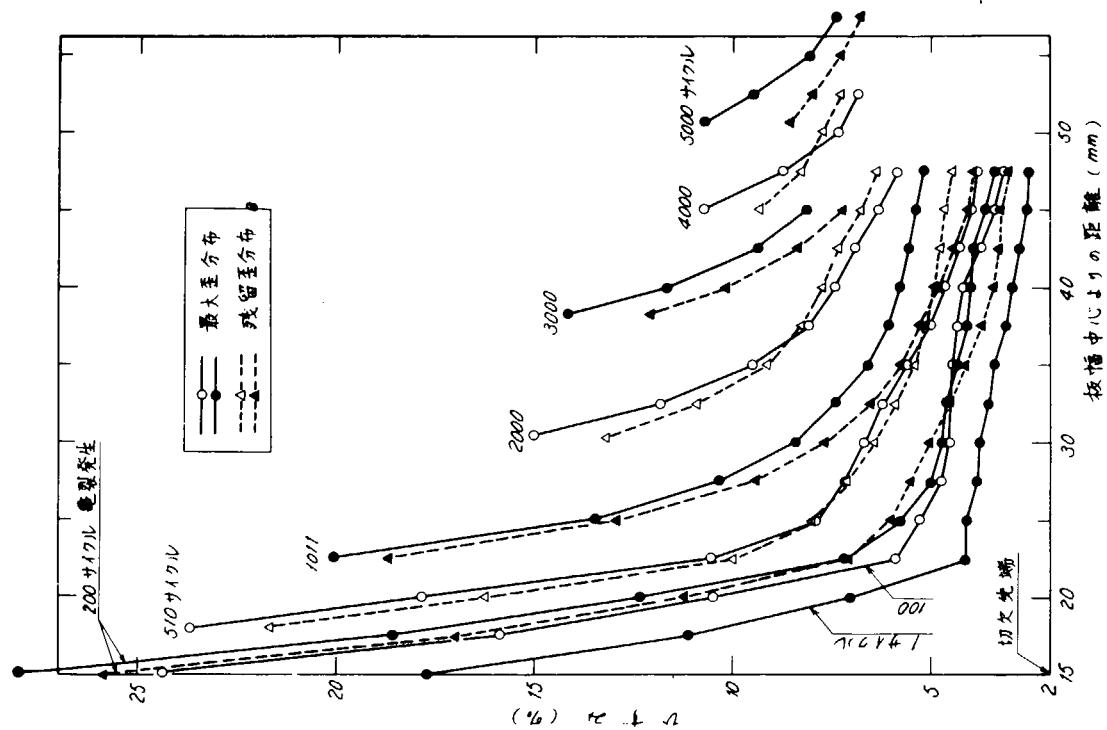


図 7.9 切欠断面および亀裂断面上の歪分布

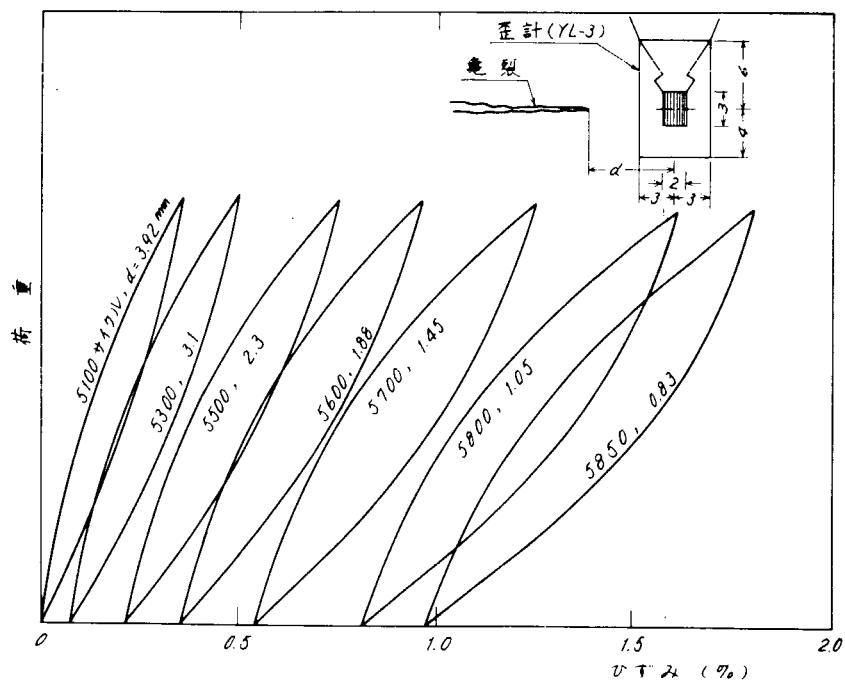


図 7.10(a) 疲労亀裂先端近傍のひずみループ ($\sigma_n = 31.9$)

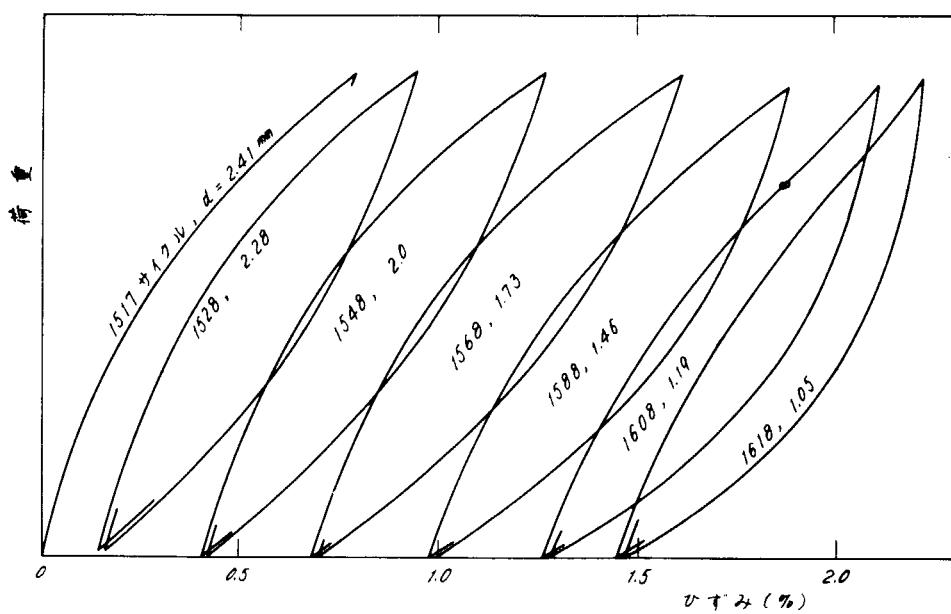


図 7.10(b) 疲労亀裂先端近傍のひずみループ ($\sigma_n = 39.5$)

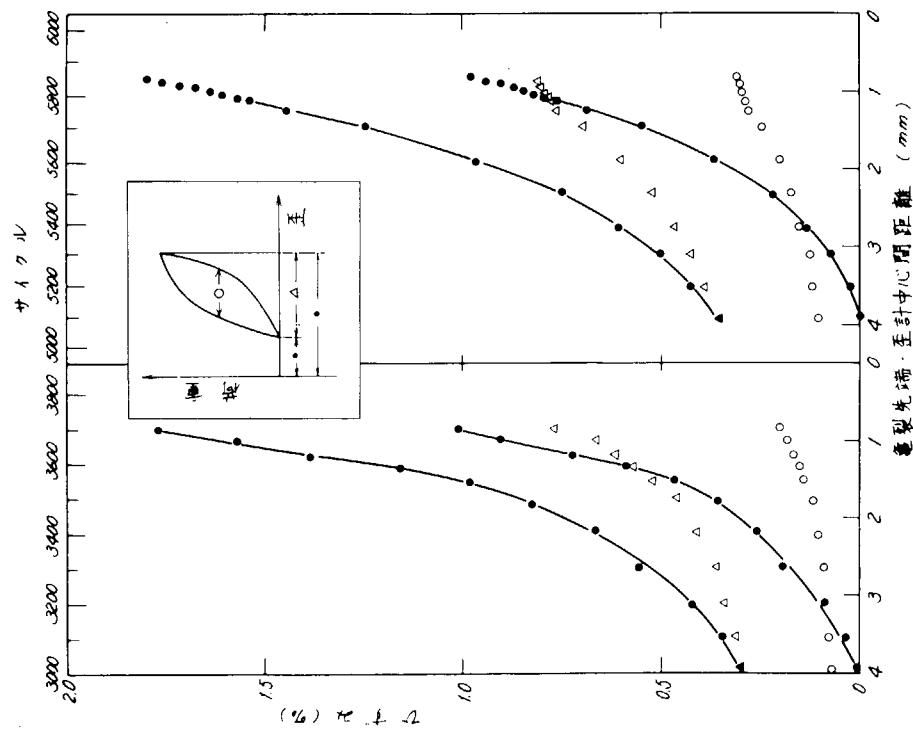


図 7.11(a) 疲労電気先端近傍のひずみループ挙動 ($\sigma_n = 31.9$)

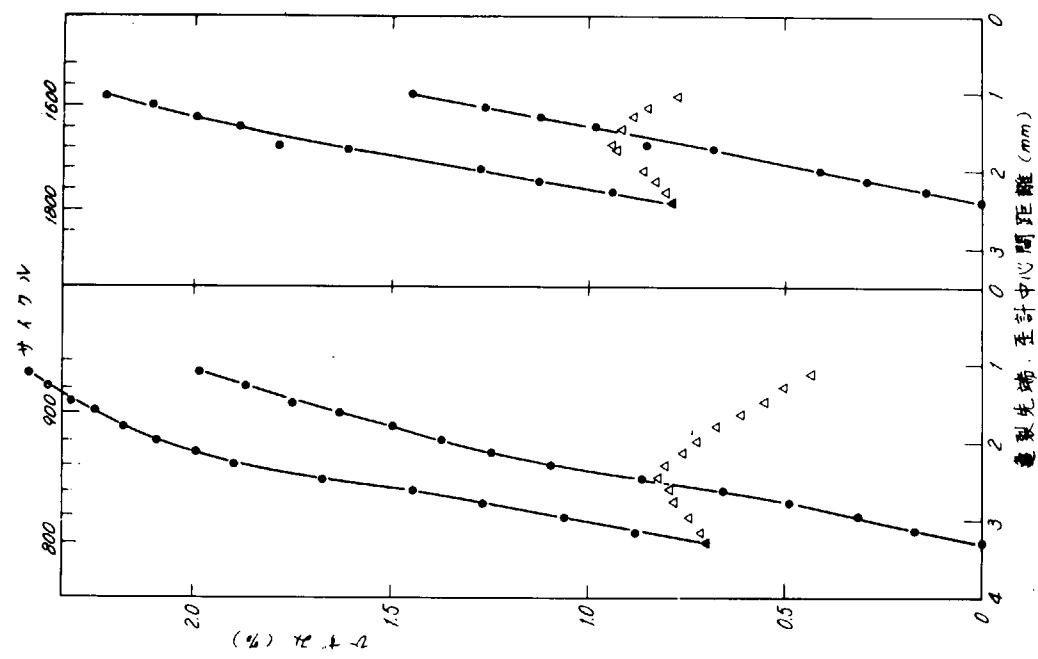


図 7.11(b) 疲労電気先端近傍のひずみループ挙動 ($\sigma_n = 39.5$)

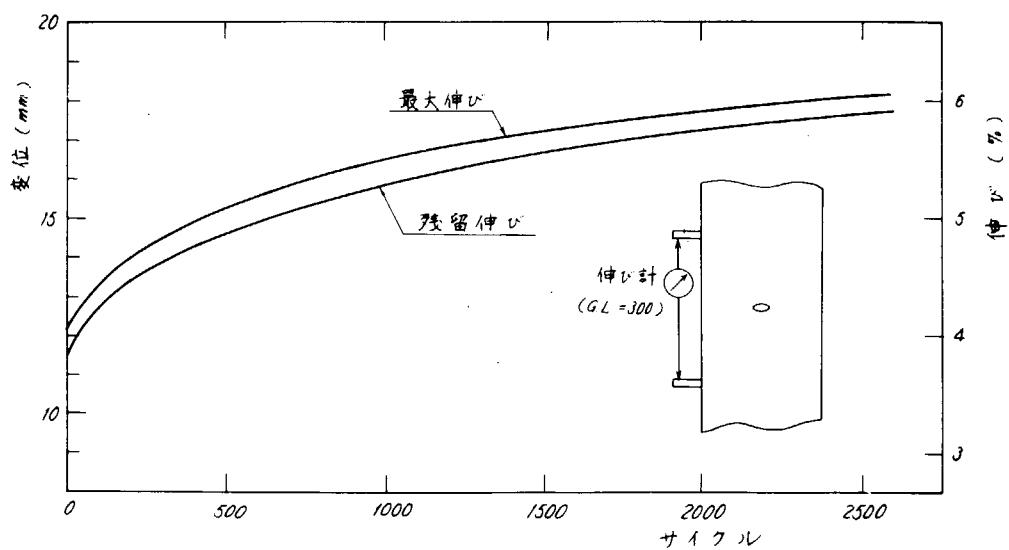


図 7.1.2 伸び計による平均伸び ($G \cdot L = 300$) ($\sigma_n = 41.3$)

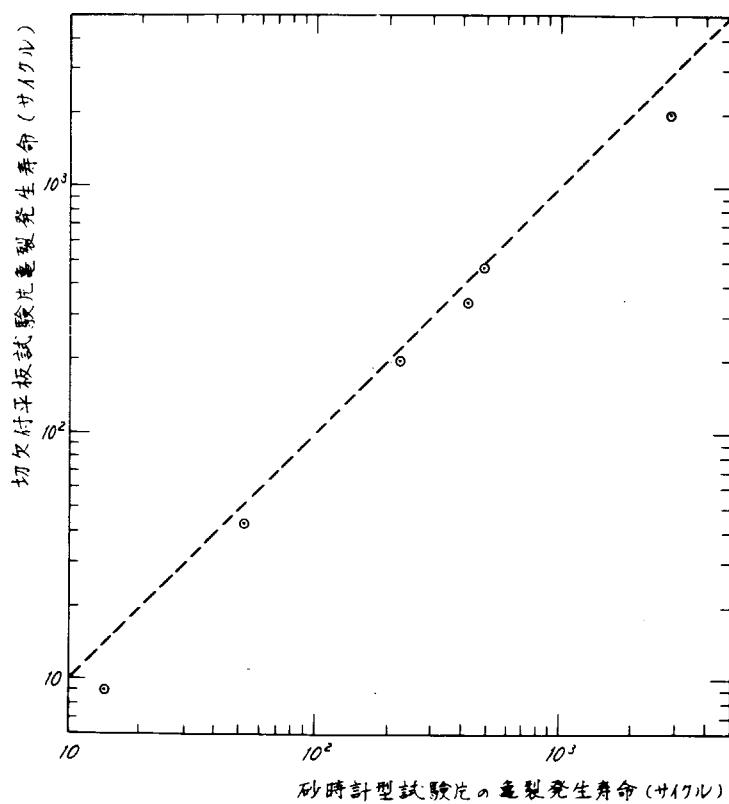
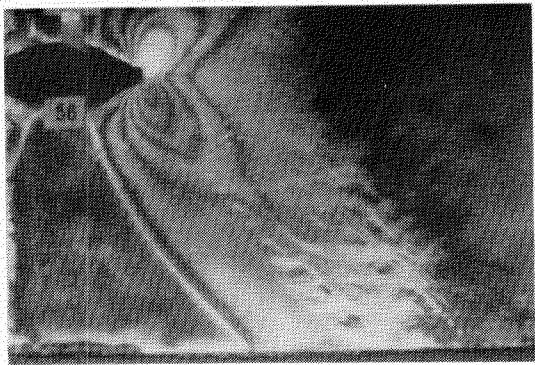
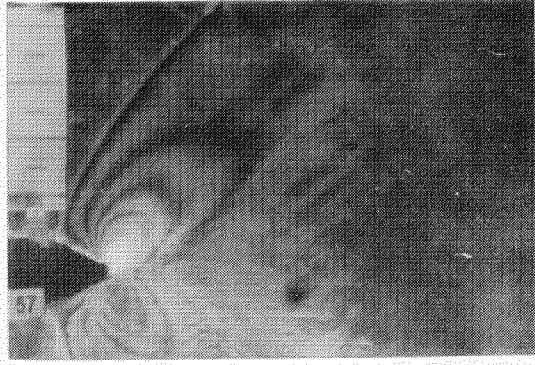


図 7.1.3 平均試験片と砂時計型試験片における亀裂発生寿命の相関

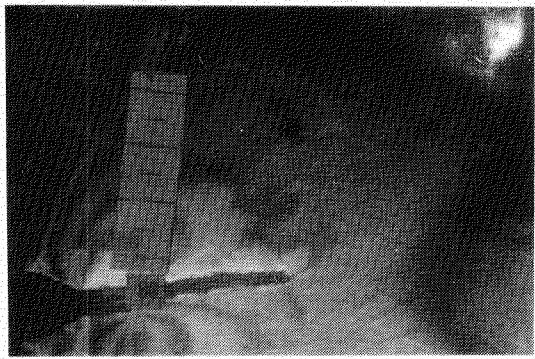


(a) 100 サイクル, 最小荷重(0 ton)

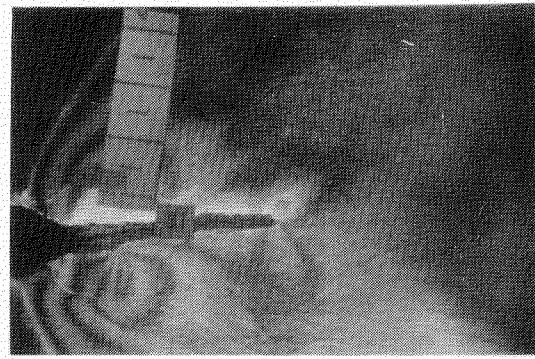


(b) 100 サイクル, 最大荷重(71ton)

写真1 疲労試験 ($\sigma_n = 31.9$) の光弾性



(a) 8830 サイクル, 亀裂長さ3.5mm, 最小荷重



(b) 8830 サイクル, 亀裂長さ3.5mm, 最大荷重

写真2 疲労試験 ($\sigma_n = 31.9$) の光弾性

あ と が き

本年度は主として軟鋼材について研究を実施して一応の成果を得たが、45年度は、主としてHT50材について、本年度と同様な研究を継続するとともに、軟鋼材についても本年度の研究によつて新たに提起された問題ならびに残された問題について究明する。