

日本船舶振興会 昭和46年度補助事業
“船舶の構造・性能に関する基礎的研究”

研究資料 No. 144

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47年3月

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

は　し　が　き

本報告書は日本船舶振興会の昭和46年度補助事業「船舶の構造・性能に関する基礎的研究」の一部として日本造船研究協会が第109研究部会においてとりまとめたものである。

第109研究部会委員名簿（敬称略・順不同）

部会長	寺沢 一雄	
幹事	飯田国広（東京大学）	池田一夫（神戸製鋼所）
	井上 肇（船舶技術研究所）	賀来信一（日本海事協会）
	恒成利康（川崎重工業）	高橋幸伯（東京大学）
	寺本晋（三菱重工業）	富田康光（大阪大学）
	永井欣一（広島大学）	西牧興（日立造船）
	中村春雄（住友重機械工業）	堀岡正毅（日本钢管）
	長谷川 進（大阪大学）	南義夫（横浜国大）
	町田 進（東京大学）	八木順吉（大阪大学）
	森口恍次（防衛庁）	山口勇男（日本海事協会）
	矢田敏夫（石川島播磨重工業）	
委員	安藤良夫（東京大学）	稻井秀穂（大阪造船所）
	大井 浩（三菱重工業）	小倉信和（横浜国大）
	香川卓一（佐世保重工業）	加藤豊（住友金属工業）
	金沢武（東京大学）	菅尚史（佐世保重工業）
	小林三藏（名村造船所）	酒井利夫（日立造船）
	佐藤邦彦（大阪大学）	佐奈田雄一（石川島造船化工機）
	須賀定男（白井鉄工所）	鈴木晃（新日本製鉄）
	谷垣尙（新日本製鉄）	中島正樹（三菱重工業）
	中田英男（三井造船）	中村昭和（川崎重工業）
	野沢登（函館ドック）	萩原孝一（三菱重工業）
	服部堅一（住友重機械工業）	山越道郎（九州大学）
	山本英爾（東京計器）	吉田正一（三保造船所）
	藤掛勝正（新和海運）	

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

目 次

まえがき	1
1. 船体溶接部に発生した損傷とその原因の検討	1
1. 1 一般貨物船の内部構造部材に発生したき裂損傷の概要	1
1. 2 大きなき裂となつた溶接欠陥の実例写真	7
1. 3 大きなき裂の発生原因と溶接欠陥の役割	11
1. 4 損傷事故に結びつく大きなき裂の防止対策	16
2. すみ肉溶接部のルートギャップと溶込み量が疲労強度に及ぼす影響	19
2. 1 目的	19
2. 2 試験	19
2. 3 試験および考察	19
3. ピード形状の船体強度におよぼす影響	24
3. 1 ピード止端部の形状変化が疲労強度におよぼす影響	24
3. 1. 1 目的	24
3. 1. 2 試験	24
3. 1. 3 試験結果	25
3. 1. 4 考察	25
3. 2 溶接接手のピード影響について	28
3. 2. 1 目的	28
3. 2. 2 試験	28
3. 2. 3 試験結果	29
3. 2. 4 考察	30
4. 斜交隅肉接手の疲労強度に関する研究	47
4. 1 斜交隅肉接手の疲労強度	47
4. 1. 1 目的	47
4. 1. 2 試験	47
4. 1. 3 試験結果	49
4. 1. 4 考察	50
4. 1. 5 結論	53
4. 2 斜交隅肉接手の両振り曲げ疲労強度	69
4. 2. 1 目的	69
4. 2. 2 試験	69
4. 2. 3 試験結果	70
4. 2. 4 結論	73
5. 工作誤作を有する部材の船体強度に及ぼす影響	83
5. 1 隅肉溶接接手の疲れ強さ—板の目違いとルートギャップの影響—	83
5. 1. 1 目的	83
5. 1. 2 試験	83

5. 1. 3 試験結果	85
5. 1. 4 考察	85
5. 2 角目違いを有する接手の有効性について	89
5. 2. 1 目的	89
5. 2. 2 試験	89
5. 2. 3 試験結果	90
5. 2. 4 考察	91
6. スカラップに関係したまわし溶接の船体強度におよぼす影響に関する研究	109
6. 1 スカラップを有する部材の疲労強度－その1	109
6. 1. 1 目的	109
6. 1. 2 試験	109
6. 1. 3 試験結果	110
6. 1. 4 試験結果に対する考察	110
6. 2 スカラップを有する部材の疲労強度－その2	125
6. 2. 1 目的	125
6. 2. 2 試験	125
6. 2. 3 試験結果と考察	125
7. 溶接継手部金属の疲労強度減少係数に関する研究	142
7. 1 まえがき	142
7. 2 試験方法	142
7. 2. 1 試験機	142
7. 2. 2 試験片	142
7. 2. 3 試験方法	142
7. 3 試験結果と考察	143
7. 4 結論	144

まえがき

船体の疲労損傷例の調査結果によればその大部分は構造部材の溶接継手部に発生しており、特に隅肉溶接部にその発生頻度が高い。これらの損傷原因の主なものとして、構造設計上の問題点も考えられるが、その他の原因として溶接部の欠陥の存在、工作誤差の大きさ等があげられる。

本研究はこれらの疲労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究明し、強度上許し得る溶接部の許容欠陥量および工作上の誤差等を確立するのを目的とする。

本研究は昭和44年度より3ヶ年計画で実施されたもので、初年度は主として軟鋼材について研究を行ない、次年度においては主として 50 kg/mm² 級高張力鋼について研究を継続し、最終年度においては主として 60 kg/mm² 級高張力鋼について研究を実施した。

主な研究項目は、実船の溶接部に発生した損傷の調査集計、ルートギャップ、溶け込み量、ビードの形状、板の目違い等の工作誤差が疲労強度におよぼす影響、斜交隅肉継手の疲労強度、角違い溶接継手の疲労強度、スカラップを有する部材の疲労強度、溶接継手部金属の疲労強度減少係数の研究等である。これらの研究により上記の各因子が疲労強度におよぼす影響等が定量的に求められ、船体の疲労設計に関する基礎資料が得られた。

本報告は主として最終年度すなわち昭和46年度における研究成果をとりまとめたものであり、3ヶ年全体についての報告はこれとは別に作成発表される予定である。なお本研究協会において従来実施された研究の中で特に船体の疲労強度に関するものは非常に多いので、これらをすべてとりまとめさらに内外の疲労に関する研究成果を参考にして、実船の疲労設計に役立つような資料を作成する計画が進められている。

1 船体溶接部に発生した損傷とその原因の検討

1.1. 一般貨物船の内部構造部材に発生したき裂損傷の概要

大型の油槽船、鉱石船およびばら積み船の内部構造部材のき裂損傷については昨年調査を行つたが、今回は通常の貨物船の内部構造部材に発生した大きなき裂損傷事例について調査を行つた。

調査の対象となつた船舶は、1957年および1958年に建造された専用船といい一般貨物船で総トン数が5000トン以上11000トン未満の船とし、各構造部材に発生したき裂のうち長さが200mm以上となつたものを取り上げた。このき裂は船舶の全般、衝突など人為的原因と考えるものはすべて除き、波浪あるいは貨物の荷重によつて生じたものである。

図1.1.1は内部構造部材に発生したき裂の概要を示すもので、損傷箇所頻度を円グラフに、また損傷が最初に発見された船令の累積頻度を棒グラフに示す。一般貨物船の内部構造部材は図1.1.1に示す仰所以外にもき裂は発生することもあるが、その頻度も比較的少ないし、その長さを200mm以上となることも殆んどない。また本図に示す仰所においてもう1つの長さが200mm以上に達することはまれであり、それが14~15年の船令の間200mmを越えるき裂は皆無の船もあり、この種の船型がより安定した実績を示すものと考えてよいであろう。

各部の損傷について簡単に解説する。

1.1.1 船首部水平防撓桁と船首隔壁との固着部付近のき裂（図示A）

図1.1.1のAの仰所の個所の損傷は頻度の上からも最高で52隻中16隻の船がこの種のき裂を発生している。損傷が最初に発見されるに要する期間は4年以降8年までの間であり、船首部の波浪衝撃の繰返し荷重による疲労破壊と考えられる。き裂の発生点は、水平防撓桁と隔壁板との固着のR止まりの仰所のすみ内溶接始端、水平防撓桁と肋骨との貫通部のスロットであり、部材の腐食による喪耗もあつて、発見されたとき裂は水平防撓桁のウェブの全幅にわたつて伝ぱりことがあることが多い。

この疲労の防止方法は、防撓桁の端部の長さを充分とり、大きさRで隔壁に固着すること、スロットにカバー板を設けること、防撓桁の構造寸法に余裕をもたせること、防撓桁のウェブの裏面端子を突出させ溶接に変更することなどが有効と考えられる。

1.1.2 船首倉特設肋骨下端と二重底頂板との固着部のき裂（図示B）

図1.1.1のBの仰所の損傷もかなり多いが、200mm以上のき裂によることが

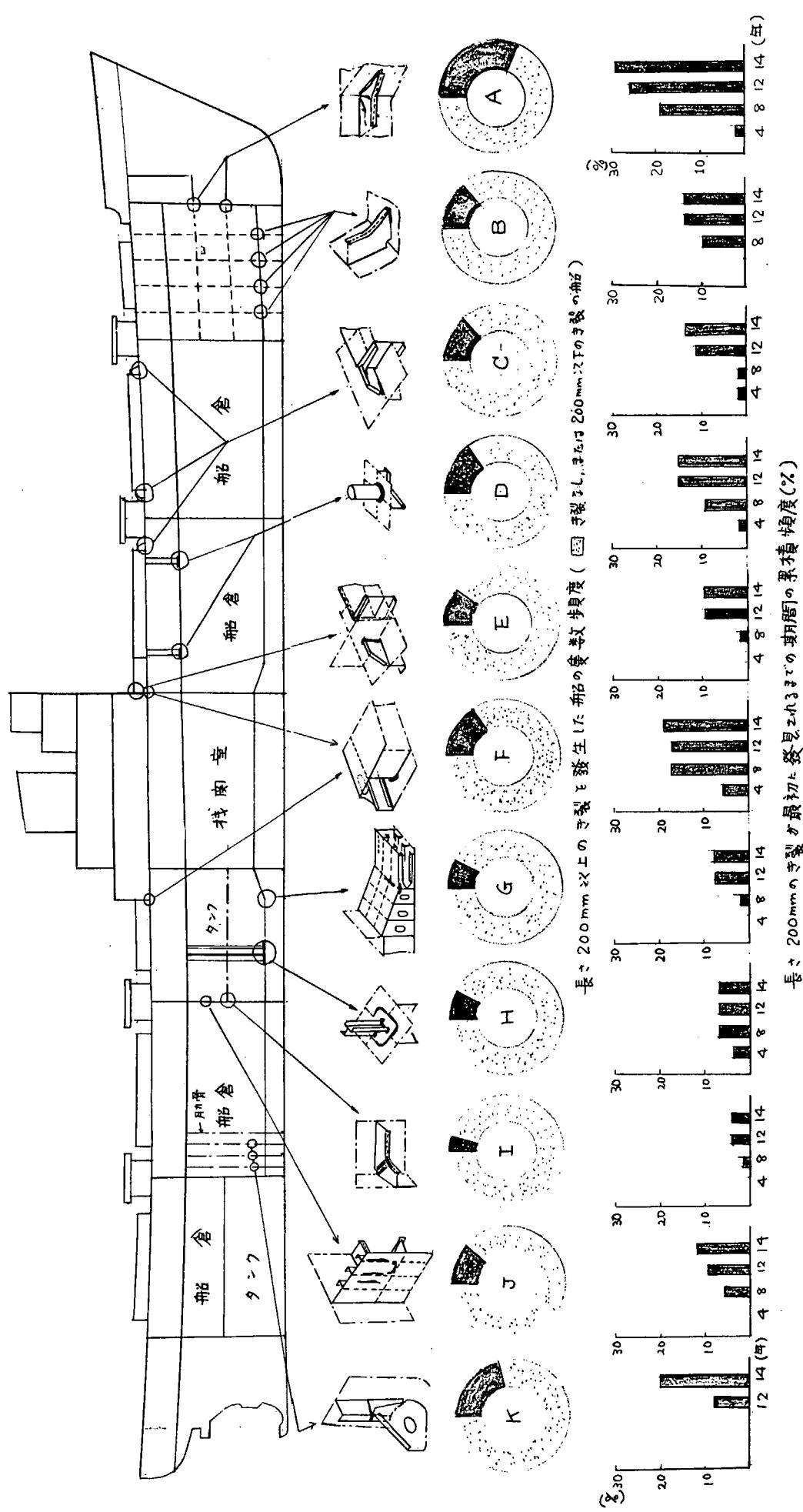


図 1.1.1. 一般貨物船の内部構造部材のき裂発生状況
(昭和 56 年 4 月～57 年 3 月の期間内に発見されたまでの期間)の累積頻度(%)

ある。200mm以上のかぎ裂としひき裂を見られるのは船令4年以降8年目が多く、他の場合と同様船首部の波浪による擦過し衝撃荷重による疲労破壊と考えられる。かぎ裂の発生は特設肋骨下端のすみ肉溶接の止端でウェップにかぎ裂が入るのが普通であるが、時には内底板自体にまた二重底の肋板と頂板とすみ肉溶接よりその止端にかぎ裂を発見することがある。

この損傷の防止方法は、特設肋骨の下端の長さを増すこと、この下端と二重底頂板との固着面積を増すためトリブをつけること、二重底のこの部分の肋板の構造を強固にすることなどの方法が考えられるが、あまり良い方法はないようである。

1.1.3 倉口縁材の端部と強力甲板との固着部のかぎ裂（図示C）

図1.1.1のCの個所の損傷もBの場合と同様、200mm以上のかぎ裂による船は10%程度あり、船令12年目頃からあらわれるようにある。この損傷の原因は船の縦曲ゲモーメントによつて倉口縁材の下縁と強力甲板の上縁とが離れようとする傾向をもつこと、および剪断おくれの現象によつて倉口縁材の端部に高いせん断应力を生じることなどが原因と考えられる。

この損傷の防止は良い方法があまりないが、端部をソフトトウにするなどその固着度を緩和することが考えられる。かぎ裂を防止するため端部の固着を強固にするとすみ肉溶接の止端に沿つて強力甲板自体にかぎ裂を生じることがあり、これがつて危険を招くことになる。

1.1.4 甲板間梁柱下端と甲板との固着部のかぎ裂（図示D）

図1.1.1のDの個所の損傷はかなり多く、200mm以上のかぎ裂によつた船は15%程度で8~12年の船令の船に発見される。このかぎ裂は甲板の二重張のすみ肉溶接に沿つて発生するもので、一たん発生するとその長さは200mm以上となるのが普通であるが、発生仰角が梁柱下端に限定され、他へ伝はさずおそれがないことがう危険視はしやすくても良いようである。

この損傷の原因是梁柱の引張力によるものであるが、対策としては二重張を大きな円盤上のものと始め、中空梁柱の断面形状に近いリング狀のものとし、二重張と甲板との溶接面積を増すことが望ましい。

1.1.5 倉口縁材と甲板室端隔壁との固着部のかぎ裂（図示E）

図1.1.1のEの個所の損傷はあまり多くなく、200mm以上のかぎ裂によつた船は10%以下であり、12~14年の船令の船に発見される。このかぎ裂は固着部のすみ肉溶接の止端に沿つて発生する。かぎ裂が倉口縁材を越つて強力甲板に達する危險であるが、その事例はない。この損傷の原因は縦曲ゲモーメントによる

船体の曲げ変形における甲板室端部と倉口縫合端部との変位差に基づくもの、あるいは应力の不連続性によるものと考えられる。

対策としては良い方法はあまりないが、この部分の固着度を緩和するような方法が考えられる。強固な固着はかえって大きなき裂を招くことになる。

1.1.6 甲板室端部の隔壁と甲板との固着部のき裂（図示F）

図1.1.1のFの個所の損傷はかなり多く20%に近い隻数の船に200mm以上のき裂となつてあらわれている。このき裂は固着部のすみ肉溶接部の隔壁側の止端に沿つて発生するものが普通であるが、この固着部強固にすぎると強力甲板自体にき裂を生じ極めて危険な状態となる。

この損傷の原因はCの場合と同様、船の総曲げモーメントによる主船体と甲板室端部との変位差によるものであるから、この部分の固着度を緩和することが良い方法と考えられる。実際には種々の方法が試みられておりあまり成功していない。

最近では中央栈橋の貨物船が少なくなり、中央部に大きな甲板室を設ける場合が減少したのでこの種のき裂の発生頻度はかなり減少した。しかし、稀ではあるが、船尾栈橋の船の甲板室前端にこの種のき裂を生じた例もあり、注意を要する。

1.1.7 栈橋室前後端の二重底桁と二重底頂板との固着部のき裂（図示G）

図1.1.1のGの個所の損傷は実際にはあまり多いが、200mm以上の大きさにはまことに10%以下と少ない。このき裂は桁板側のスカラップの廻りすみ肉溶接の止端に発生し、さらに二重底頂板のナッフル部にき裂を発生することがあるが、大きさでも200~250mmまでであり、大きくなるおそれは少ないので特に危険視する必要はないようである。

損傷の原因は構造の不連続性と栈橋の振動による疲労と考えられ、対策としてはき裂の発生をとるスカラップの廢止が考えられる。

1.1.8 深油タンク内の梁柱下端のすみ肉溶接のき裂（図示H）

図1.1.1 Hの個所の損傷はタンク内の油圧による引張、流動油による力、振動が原因で発生するが、その頻度は低く10%以下である。対策としては下端部の固着を強固にするため、二重張は柱の断面形状に沿つた小さなもののとし、梁柱と二重張、二重張と甲板またはタンク頂板との溶接を強固なものとすることが望ましい。

1.1.9 深油タンク内の水平桁相互の固着部のき裂（図示I）

図1.1.1のEの個所の損傷も若干ある。この部分は一般には重ね縫手となることが多いため、き裂が一旦発生すると200mm以上の大さなき裂となることが多い。このき裂は専用船のタンクの横筋あるいは水平筋に見られる長大なき裂と同種のもので、タンク内部材との大きなせん断力、流動油等による高応力低サイクル疲労あるいは接水張力などによる疲労と考えられる。

対策としては、重ね縫手を密合せ縫手にすること、構造寸法に余裕をもたせること等が考えられる。

1.1.10 深水(油)タンクの隔壁板と防撓材との固着部のき裂(図示J)

図1.1.1のJの個所の損傷はかなり発生しているが、このき裂の特徴は数百mmから1mと長大なき裂に成長することである。しかしこのき裂は主船体構造に伝播して船を危険にすることはないようである。

き裂発生の原因は接水(油)張力によるパネルの振動による高サイクルの疲労破壊と考えられる。対策としては隔壁板の寸法を増し、防撓材の间距等に考慮をはらうことなどが望ましい。

1.1.11 倉内肋骨下端の肘板と肋骨との固着部のき裂(図示K)

図1.1.11のKの個所の損傷は頻度の上からは最高のAに次いで2番目で、52隻中11隻の船にき裂が発生しているが、き裂の数は1船あたり10数個ないし数10個に達することは注目に値する。このき裂は1本の肋骨單独に発生するのではなく、隣接する各肋骨に転びみに発生するのが特徴で、き裂が進展すると外板に到達することもある。

き裂発生の原因は肋骨下端と肘板との固着部に水圧による大きな曲げモーメントが働き、高い曲げ応力を発生すること、この部分の腐食耗耗が著しくこと、固着部の構造が不連続でありさらに重ね縫手に基因するすみ内溶接始端に応力集中があることなど悪い条件が重なり合つてある。

このき裂の特徴として8年頃よりはき裂が短かいため殆んど発見されなかつて、12~14年目で200mm以上とがなり成長したき裂となつて発見されることが多い。この個所は一般にスパーリングによつてふうめにてき裂の発見が困難であり、定期検査の際スパーリングを撤去して始めと発見される性質のものであるため、もし定期検査前運航中に大きき裂となり、これが外板に達すれば外板のき裂の原因となり浸水のおそれも生じる。

き裂の防止対策としては肋骨の寸法を増し応力を下げること、重ね縫手をやめる構造とするなどの方法が考えられる。

この種のき裂は最近の貨物船およびばら積み船にも発生しており、船の浮沈に関する最も重要な損傷の一つとして注意すべき問題と考えられる。

1.2 大きなき裂となつた溶接欠陥の実例写真

1.2.1 船底外板に発生したき裂

大型漁船が入渠時船底外板の縦縫溶接継手から重油が漏洩していることが発見され、検査の結果完全溶接継手に断続してき裂の発生していることが判つた。き裂発生部周辺の継手のX線写真の一例は写真1.1のとおりであり、裏塗り不良に基づく長い溶込不良が随所に発見された。この溶込不良の深さは良く判らぬがより大きいものと考えられ、き裂はこれから進展したものと考えられる。

本船は横縫の完全溶接に対する建造時規定されたX線検査が行なわれたが、縦縫については外観検査しか行なわれなかったため、欠陥部を残したままで就航しき裂を生じたものと考えられる。

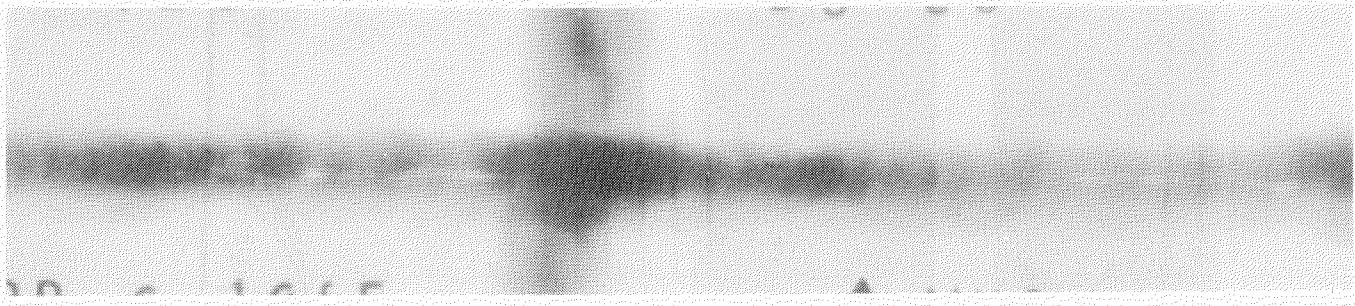


写真1.2.1 船底外板の縦縫溶接継手に発見された溶込不良
(溶込不良部からき裂を発生)

1.2.2 甲板縦通材の溶接継手の欠陥

大型ばら積み船(DW約40,000t船今4年)の甲板縦通材(厚さ28mm)の完全溶接継手が全長にわたりてき裂を発生した。き裂は発生しなかつたがほぼ同一条件で溶接されたと思われる付近の縦通材の継手のX線写真の一例は写真1.2のとおりである。

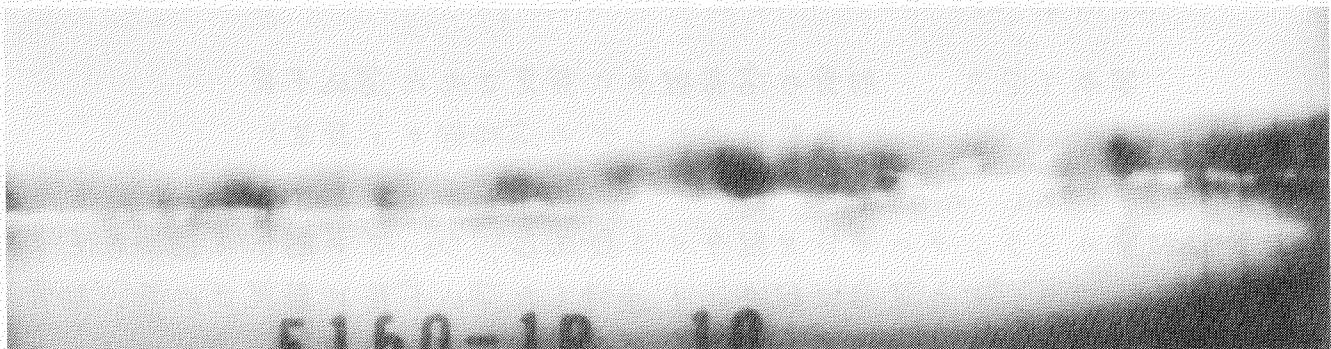
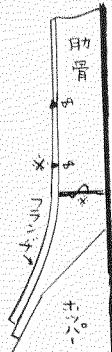
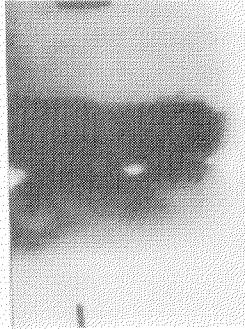
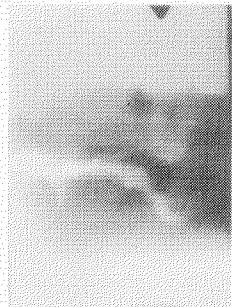


写真1.2.2 甲板縦通材の溶接継手に発見された溶込不良

このX線写真の結果からき裂を発生した縫合せ継手は、いずれも開先を殆んどどちらで厚さが28mmの鋼材の表裏の溶接を行なつたものと想像される。継手内の大きな溶込不良からき裂が発展し逐には継手を破断するに至つたものと考えられる。

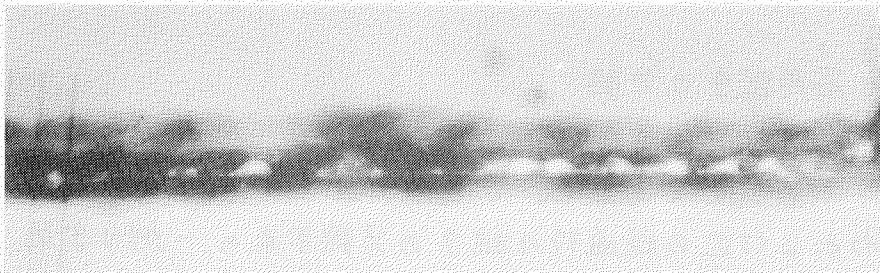
1.2.3 倉内肋骨の溶接継手の欠陥

大型ばら積み船(DW 55.000t)の倉内肋骨が図1.2.3のとおり多数破断した。この肋骨は2年前に補強のため切替えられたものであるが、き裂はこの切替え部分の溶接継手に発生した。き裂を発生していない付近の肋骨の溶接継手についてX線検査の結果、写真1.2.3のとおり連続して溶込不良のあることが判つた。



(a) 肋骨 フランジの溶接 (溶込不足とスラグの巻込み)

図1.2.3 倉内肋骨の
溶接継手のき裂



(b) 肋骨 ウェップの溶接 (溶込不足とスラグの巻込み)

写真1.2.3 肋骨の溶接継手に発見された溶込不良
(き裂はフランジの溶接部から発生)

き裂は肋骨のフランジの突合せ継手から発生し、ウェップの継手を通つたものと考えられ、フランジの突合せ継手にも連続した溶込不良が発見された。肋骨のこの継手は補強のため現場溶接によつたもので、溶接の環境としては必ずしも良好ではなかったかも知れない。

1.2.4 倉口縁材頂部の一部材の溶接継手の欠陥から破壊

貨物船(DW 5,000t 船今3年)は冬季日本海を航行中、船体中央部の上甲板の倉口縁材の頂部の部材の溶接継手が破断し、発生したき裂は倉口縁材を進展し、さらに右舷上甲板を通過して舷縁山型鋼の鉛孔で停止するという大きな損傷となつた。(図 1.2.4 参照)

この損傷の端緒となつた倉口縁材の頂部の部材の突合せ溶接部には写真 1.2.4 のように開先の深さの半分より少し分の 1 度の溶込み不良が継手の長さ全長にわたつて発見された。

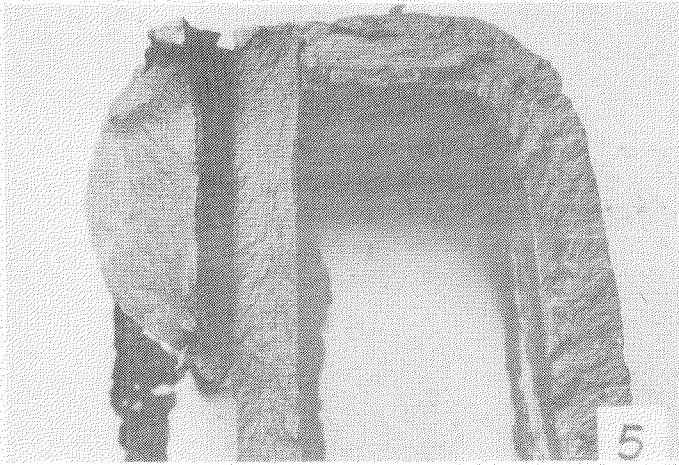
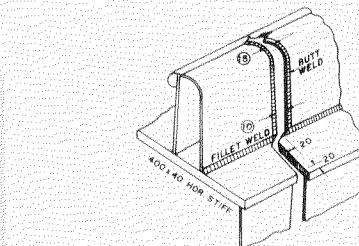
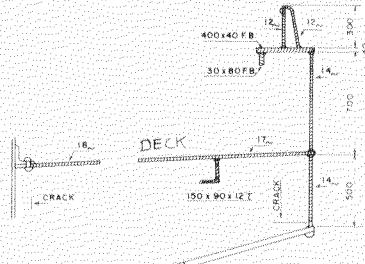


写真 1.2.4 セイ性破壊の発生部となつた

倉口頂部部材の溶接部の欠陥
(左方右側)に開先のカスチカ抜行面がみえる)



(a) き裂発生部



(b) き裂の通過

図 1.2.4 倉口縁材頂部から発生したセイ性破壊

この倉口縁材頂部の部材は強度計算で算入される重要な部材ではなく、一種の艦載品に属するもので、その溶接には特別な注意が払われていなかつたと考えられる。しかし、かなり長い倉口縁材の頂板上に設けられたこの部材には船の縱曲率モーメントによる引張り働き、その突合せ溶接部の大きさの欠陥からき裂が発生し、これが船の舷側に達する大きいき裂へ発展したものと思われる。

強力甲板など大きな応力を生じる重要な強度部材に取り付けられた部材は、強度計算の算入の有無にかかわらずその溶接には強度部材と同様の注意を拂うことが必要であることが判る。

1.2.5 倉口縁材の部材の溶接継手の欠陥から破壊(冷蔵貨物倉)

冷蔵貨物船(5,026 t 船今 0 年)は赤道付近を航行中、冷蔵倉内のオニ甲板の倉口縁材に固定する倉口蓋のガイドレールの種目の溶接部からき裂が発生し、き裂は倉口縁材を進展してオニ甲板を数メートルにわたりて伝はる大きな損傷となつた。(図 1.2.5 参照)

字道 1.2.5 冷蔵貨物船のセイ生石灰

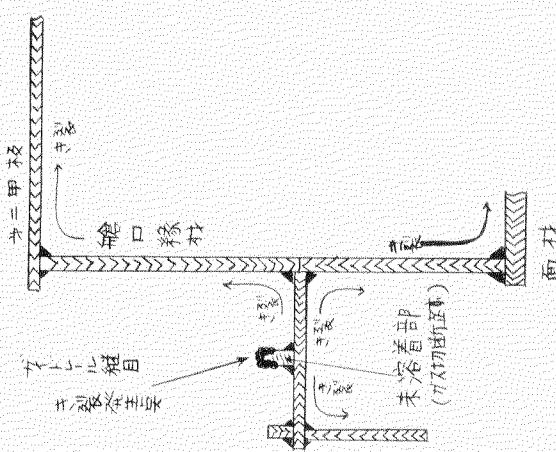
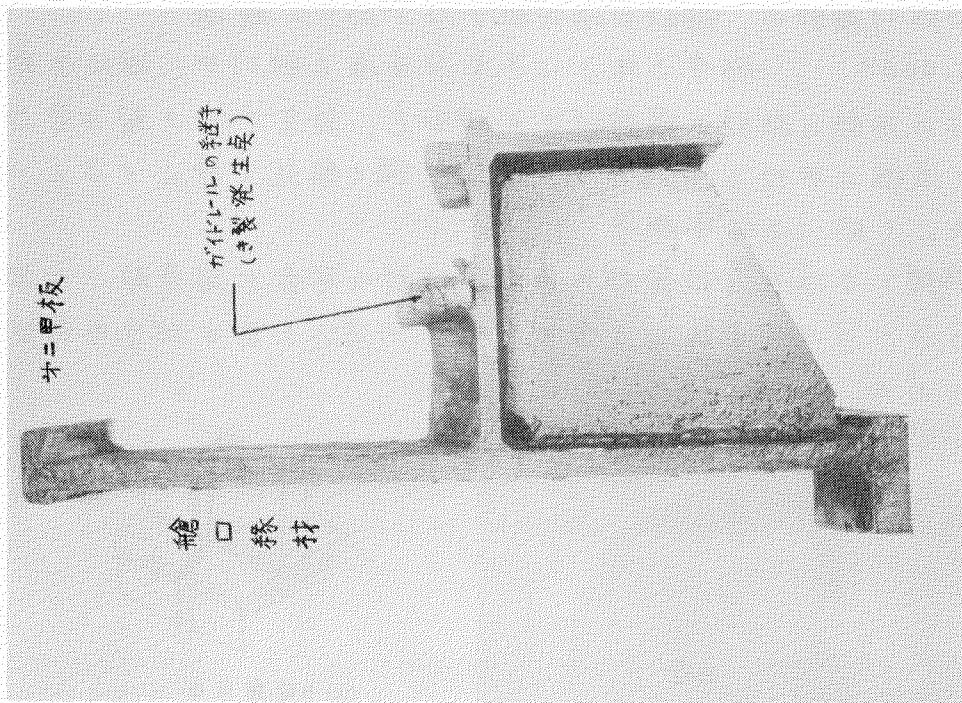


図 1.2.5 冷蔵貨物船のセイ生石灰

(倉口 温度 -20°C)

この損傷の端緒となつた倉口縫材の部材は前項におけると同様強度部材ではないが、縫曲ゲルメントによる应力の拘束に、倉内と倉外の40~60°Cに達する大きな温度差に基づく熱応力が倉内の全縫通部材に働き、この小部材の完全溶接部にあつた溶込み不良(写真1.2.5)から発生したき裂が伝はしたものと考えられる。

この程度の欠陥は常温で使用される船舶では充分食い止めらる程度のものと考えられるが、冷蔵倉内の温度が-20°C前後に低くなることと大きな熱応力のためにこのような大損傷となつたものと思われる。

1.3 大きなき裂の発生原因と溶接欠陥の役割

1.3.1 連続する溶接の内部欠陥

裏塗り不足あるいは裏塗りを行なわなかつたため連続して溶込み不足を内蔵したり、込み金を入れて溶接するため連続して融合不良のある場合は直かれ早がれ溶接継手にき裂を生じる。この場合は図1.3.1のとおり継手内の連続した溶接欠陥から発生したき裂は各々板厚方向に10数mm直展するだけだが、継手には数10cmから1m以上にも達する大きき裂となる。

もし、継手内の欠陥が連続せず、数mm程度の独立した欠陥で、欠陥の継手方向の長さが短ければ、この欠陥からき裂の発生やその進展速度は極めておそく、殆んどの場合問題となるような損傷にはならぬ。

換言すれば恐ろしい溶接欠陥とは継手の長さ方向に連続する欠陥であり、その連続した範囲で同時に長大なき裂が発生し、構造物の強度を大きく低下させ、重大な損傷に結びつく結果となる。

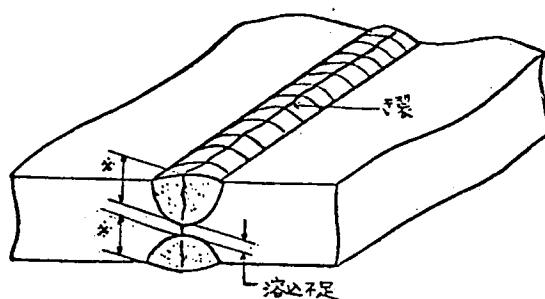


図1.3.1 継手の長さ方向に連続する欠陥

(※印の経路とき裂が伝はるにはあまり時間と要はない。)

連続する溶接欠陥とは、どの程度の寸法のものが継手強度の低下をもたらすかは、継手の厚さ、応力の種類と大きさによって異なると考えられるが、少なくとも軟鋼材や50盤高張力鋼に関する限りかなり大きなものであり、たとえば放射線検査の写真のJIS等級で1~3級あれば使用上何ら差しつかえないものと考えられよう。

欠陥の種類としては、溶込み不足あるいは融合不良が連続する欠陥となりやすく、継手の破壊に直接結びつく欠陥と考えられる。一方スラブの巻込みは、これ単独では破壊の原因とは実績上なってはいない。しかし、溶込み不足や融合不良の個所にはスラブの巻込みも散見されたことは事実である。

一方、プロホール状の欠陥は実績上破壊に結びつく欠陥とは考へなくとも良い様である。破壊を生じたり、生じる可能性の大きな継手に気泡状の欠陥は殆んど見当たなかつた。

1.3.2 連続した応力集中を生じる形状の継手

溶接がいかに完全に行なれたとしても、継手が応力集中を生じる形状となつてゐる限り、遅かれ早かれ応力集中部にき裂を生じる。例えば重ね継手は図1.3.2(a)のようにすみ肉溶接の止端に引張と曲げによる应力が集中し、表面にき裂を生じる。この応力集中は図1.3.2(b)のように継手の全長にわたつて存在するため、この部分は前項の溶接欠陥と同様の役割をもち、同時にき裂を生じ、板厚方向にき裂が進めば部材は継手の熱影響部から一挙に破断し、大きな損傷に発展するニヒがある。

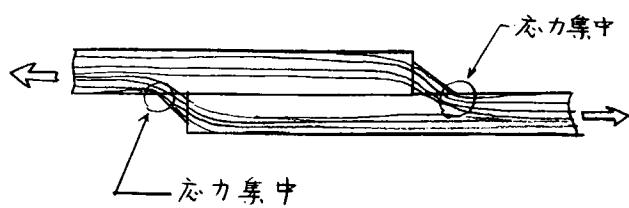


図1.3.2(a) 重ね継手の応力集中

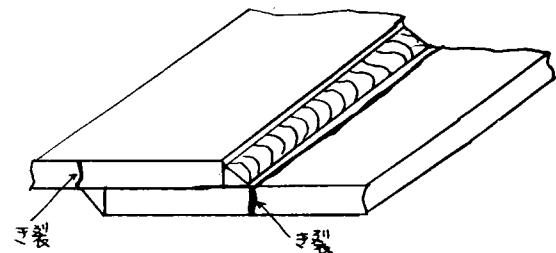


図1.3.2(b) 重ね継手のき裂

タンカー や鉱石船の船側タンクの横桁や支柱の継手で重ね継手となつてゐる個所では殆んどといつて良いほど、この種のき裂を発生しており、現在き裂を生じていない継手もいずれはき裂を発生するものと考えられる。このことは、一般貨物船の倉内肋骨の下端の肘板と肋骨の重ね溶接が就航後10年ないし12年までは殆んど損傷がないにもかかわらず、この期間を経過すると一せいに多数の肋骨に図1.1.1(K)のようにき裂を生じることからモ、たとえ数年の就航実績からみて良い結果であつても油断がならないことが判る。

目違いのみ3十字すみ肉継手でも重ね継手と同様のことがあり、図1.3.2(c)のとおり、継手に目違いがあると引張のほか曲げによる应力が加算されるため繰返し应力の下では応力集中部にき裂を生じる。

図1.3.2(d)および図1.3.2(e)は目違いによる船体構造の損傷の例である。

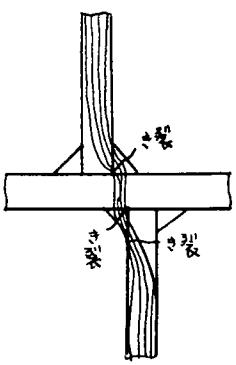


図 1.3.2 (c) 目違いのふた継手

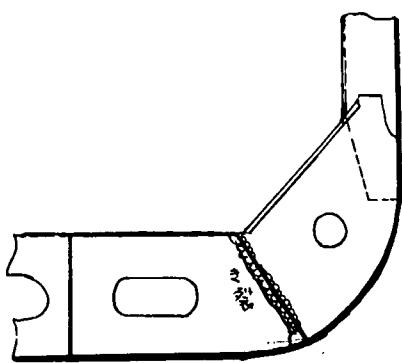


図 1.3.2 (e) 助枝と肘板との目違いによるき裂(ビードにき裂)

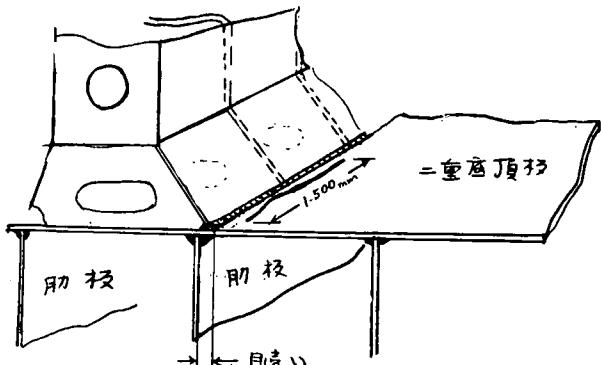


図 1.3.2 (d) 目違いによる損傷

図 1.3.2(d) の例は局部的な目違いからせい性破壊のため長いき裂となつたものであるが、図 1.3.2(e) の例は重ね継手の応力集中の場合と同様相当な長さにわたつて目違いによる大きな応力集中部があり、その長さの個所に一せいにき裂が発生した後継手の破断に至つたものと考えられる。

1.3.3 予測されなかつた高応力場の溶接継手と欠陥

船体構造は従来の経験から高い応力の発生する個所に対しては構造寸法を増やすなどの対策がとられていたが、最近のように新しい構造様式の専用船や急速に大型化したタンカーでは従来の計算モデルが適用し難い点がある。さらに大型船のタンクにおける防食が完全ではなく、腐食によつて思ひぬ裏耗が経験され、高応力の個所は普通の腐食裏耗に加えて高応力を伴なう応力腐食による裏耗のため部材の厚さが極めてうすくなり、応力集中部からき裂が進行する損傷が目立つてゐる。

大型タンカーの縦通隔壁の縦通材間にみられる 1m 以上に達するき裂、タンカーや鉱石船の船側メニクのトランスリングに見られる各種のき裂、大型船の隔壁防撲構造にみられる各種のき裂は、剪断による応力がかなり大きい上腐食による部材の厚さの減少のため部材は非常に高い応力となり、スカラップや部材端部のまくし溶接部はき裂発生の引き金の役割を果し、高応力場をき裂はかなりの早さで伝播したものと考えられる。

このような場合、すみ肉溶接の端部のまわし溶接の欠陥は図1.3.3A(a)(b)のとおりき裂の発生点となり、その発生時期を若干早めることになるかも知れないが、スカラップやスニッフ端をやめても図1.3.3B(c)(d)のとおりき裂は発生することができる経験されており、き裂の発生を根本的に防ぐためには高い応力場を少なくするエラに構造部材の寸法を増加することおよび防食措置を徹底的に行なうことが必要と思われる。

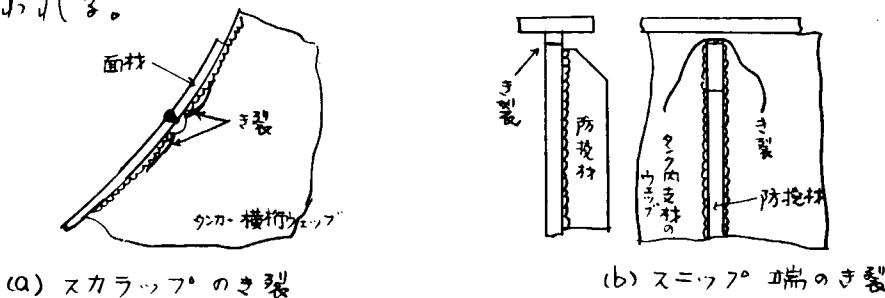


図1.3.3A スカラップ、スニッフ端のき裂

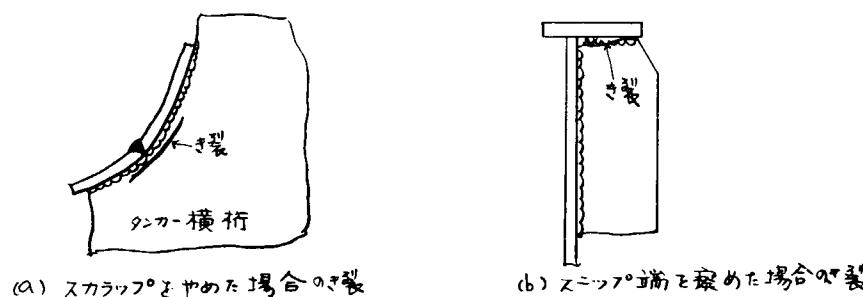


図1.3.3B スカラップおよびスニッフ端の発生防止

大型タンカーの横行のスロット付近に設けられた防撓材と縦通材とのすみ肉の切断を計算の結果溶接欠陥といふよりもより高い応力によることが判明した。
(参照) 1.2.1 で実例を示した倉口縁材の頭部の部材の切断を予測し得なかつた高応力場における溶接欠陥を考えらる。

1.3.4 平均応力の下での高い繰返し数の繰返し応力

機関やプロペラの起振によつて部材に振動を生じることがあり、大型船の船尾倉のタンクや機関室前部の荷油あるいはバーストタンクの部材は他の箇所の構造部材にくらべてき裂損傷が多いのはこのためにあらうと考えられる。

一般に機関の振動による応力は1/2~2倍とそれ程大きなものではなく破壊と結びつくものではないと従来考へられていた。しかし、実際には振動の多さと考へられる箇所でき裂発生の損傷が多いのは、部材に水圧などの荷重による平均応力が加わった状態に振動による応力が加わったたりと考えられる。

機関の振動による応力の繰返数は短期間に相当大きな数に達するため、部材の平均応力がかなり大きいと部材あるいは継手にき裂を生じることがある。この場合前項におけると同様、スニット端やスカラップの廻し溶接の止端あるいは重ね溶接の始端はき裂発生の引き金の役割をするものと考えられる。

写真 1.3.4 は船尾タンクのスカラップからき裂を発生した例である。

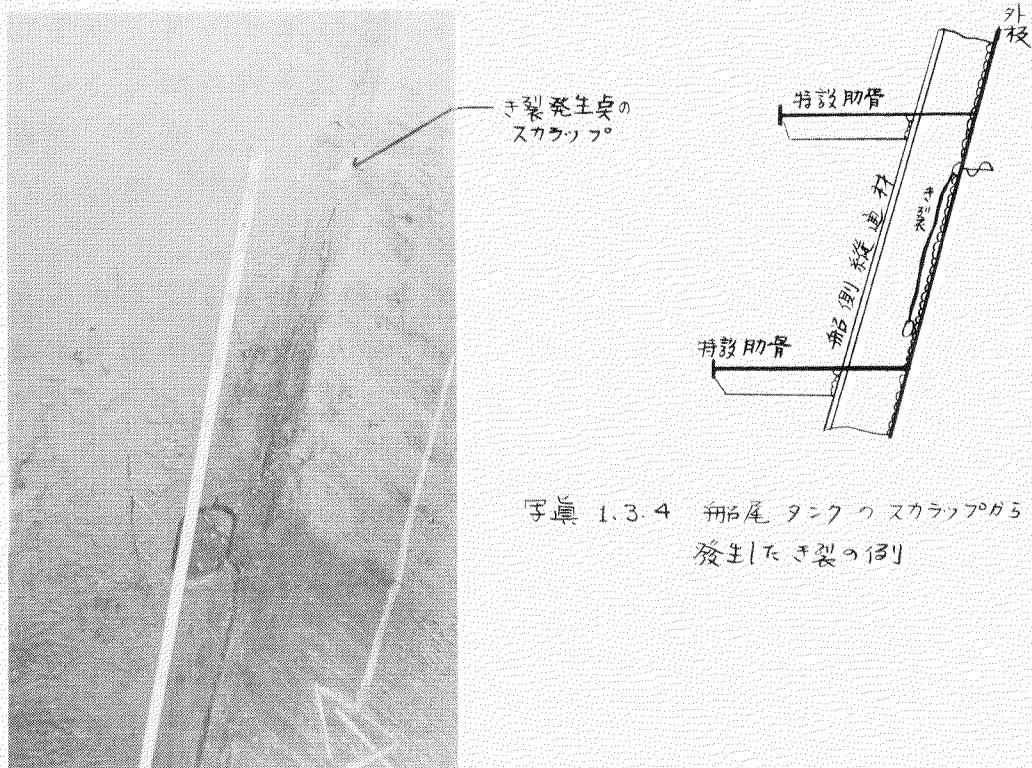


写真 1.3.4 船尾タンクのスカラップから
発生したき裂の例

1.3.5 せい性破壊

溶接欠陥から発生したき裂が長く溶接継手内を伝はして低応力破壊はない。せい性破壊の発生点は溶接欠陥であることは多いが、伝ばは母材部であつて溶接継手ではない。したがつて大きなせい性破壊事故の防止は母材の切欠きじん性の問題である。

母材のせい性破壊に対する抵抗力は一般に温度が低いほど、また発生したき裂の長さが長いほど弱くなることが判つてゐる。すなはち、連続した溶接欠陥から発生したき裂の長さが充分に長ければ母材にあら程度の切欠きじん性をもつていてしても、せい性き裂の伝ばを食い止めることは困難となり、大きなせい性破壊となる可能性がある。(1.2.1 の例参照)

また、せい性破壊に対する抵抗力は応力が大きくなる程弱められる。1.2.5 の例でも判るように普通の応力状態ではとてもせい性破壊には進展しないような小さな溶接欠陥でも降伏点の3分の2に達するような大きな塑性応力の下でせい性破壊となる可能性のあることを示している。冷蔵倉の甲板では大きな熱

応力の発生を防ぐするような構造とすることが望ましいが、これができないときは小さな溶接欠陥を作らないように工作中特に留意すること、および一回と切欠きじん性のすぐれた鋼材を使用することが必要と考えられる。

1.3.6 諸原因の組合せによるモルタル

船体の損傷中、溶接継手との欠陥から発生したものの大部分は上記の原因によるものであるが、一部の例の中述べてあるとおり、单一の原因で損傷する例は少なく、いくつかの要因が重なり合って破壊事故に結びついている。すなわち、設計、工作、材料および防腐食のうち一つが二つが完全に行なわれておればかなりの損傷は防ぎ得たであろうが、逆に溶接を完全に行なっても重ね継手のき裂のように大きなき裂を防止できることもある。

さらに大型船の船首部付近の構造に継手や母材を問わずき裂や座屈の発生が報告されており、船首部付近の波浪の衝撃に対する設計上の配慮がさらに必要とされている。

1.4 損傷事故に結びつく大きなき裂の防止対策

1.4.1 溶接施工とその管理

-連続する溶接欠陥を防ぐためには-

溶接欠陥は小さな欠陥が単独にと二三個はほれで存在する場合は殆んど損傷事故に結びつくよう大きなき裂にはならぬ。しかし溶込不足や融合不良のような欠陥が連続して存在するときは、その連続する欠陥の長さに相当するき裂が一時に発生し、発生したき裂が長くほど構造物の強度の低下あるいはせい性破壊の発生率となることがありもっとも警戒を要する。

この種の欠陥は強力甲板や外板など重要構造部材の継手にあつてはならぬことはもちろん、それに直接溶接される肋骨や縦通材およびこれらの部材を通じて高応力の発生する部材の継手にあつてはならぬ。この欠陥を防ぐためには次の方法が考えられる。

(1)構造部材の切断および組立精度管理

欠陥の少ない溶接結果を期待するためには良い開先を準備することが第一である。開先の形状が悪かつたり、間隙が広すぎたりすればその分の溶接ができる入り金溶接の原因となる。また精度が悪ければ手直しがため多くの工数や工期を要し、進水や引渡しの時期が遅れると必然的に溶接のための工期が短くなり、これが早からう要がうる溶接結果となる。

換言すれば、切断、組立の精度を良くし無理のない工程を組むことがまず第一の条件である。

(2)溶接工のモラルの向上

手溶接の場合、継手の各層の溶着とスラブの清掃、裏塗りの有無は溶接工一人一人に委ねられており、溶接後の外観だけではどんなに丁寧に検査しても内部に欠陥があるか否かは判らない。継手全線を非破壊検査することをしない以上、内部欠陥の有無は溶接工の技術とモラルにかかるといえよう。溶接工の技術については、造船所で適当な訓練が行なわれたのち技術試験に合格して資格のあるものにがぎつて作業に従事するものであるが、応問題はないが、入間でみる以上モラルの問題は如何ともし難い。しかし連続する欠陥はこのモラルの欠如によるところが大であるだけにこの問題は重要である。モラルの向上に關係して溶接工一人一人に対する動機づけとムード作りが必要となる。溶接の長針だけを競小せような管理体制はとるべきではない。

(3) 非破壊検査の適正化活用

溶接欠陥を作らないためには溶接工の教育指導とともに溶接継手に対して適正な非破壊検査を行なつて欠陥のないことを確認する必要があり、これは溶接工に対する良い刺激となる。非破壊検査の方法は放射線検査または超音波検査のいずれかの方法でも差しつかえない。

1.4.2 応力集中の少ない継手

一重ね継手、目違いをさける

重ね継手のように応力の集中を生じるような継手形式を止め、突合せ継手に替えるべきである。重ね継手は取付組立が容易な利点があるが、のみ内溶接止端の応力集中は大きく、かさかね早かれき裂の発生を招くことはまさかの事実である。止むを得ず重ね継手を用いる場合は部材の構造寸法にかなりの余裕をもたらせ、応力値をほかのが高くならぬよう配慮すべきである。

T継手の目違いも重ね継手と同様に応力集中を生じるので、精度管理を厳密に行なつてT継手の際は目違いについて縦と横の留意ある措置をとることが必要と思われる。

1.4.3 設計の合理化と防食対策

一高い応力場を少なくする

船体構造の設計を合理化し、各部材の局部的応力集中部を除く平均応力が過大にならぬように配慮すべきである。船体のような複雑な構造物では局部的な応力集中は避け難いが、このような箇所に対しては溶接線を避けたりとか、溶接部があつても欠陥を極力少なくてするよりは配慮が必要である。特に応力の高くなる箇所のスカラップはこまを埋めたり、応力集中を増すスニップ等は廃めなければならぬ。

また腐食による部材の消耗のため応力が高くならぬよう防食措置を充分

に考慮しなければならぬなり。

1.4.4 船体振動と疲労設計の導入

推進機関の起振力に基づく船体の振動は極力少なくする二とは居住性のみならず強度の点からも望ましいわけである。しかし船体振動を皆無にする二とは現在の段階では困難な二と/orから、船体振動でき裂を発生しやすい船体の部分、たとへば船尾タンクや後部の貨物油タンクや海水タンク、機関室付近の各種タンクには振動による繰返し応力を考慮した構造手法と/orべきである。完全な意味での疲労設計は困難かもしれないが、少なくとも現在の手法より若干の余裕をもたらす二とは必要である。

1.4.5 切欠きじん性のすぐれた鋼材の適正な配置

鋼材としてそのグレードに応じてそのグレードに応じた切欠きじん性を有するにもかかわらず、せい性破壊を防止できなかつて損傷は注目しなければならぬ。連続する溶接欠陥によつて発生するき裂は一時にかなりの長さになることがあり、船が通常遭遇する温度、応力の状態でも、その鋼材のき裂伝ばの条件を満足してせい性破壊事故となることがある。

き裂の長さが長くなればほど、き裂の伝ばを阻止する二とが困難となることから、せい性破壊事故を防ぐためにはき裂を長くしないような配慮が必要となる。これには、溶接継手に連続する欠陥を作らないこと、およびき裂の発生しやすい個所にE級鋼のように切欠きじん性のすぐれた鋼材を多く配置しておく二とが望ましいと考えられる。

2. すみ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部は、結合部材間に gap を生じる場合が多く、その処理法について強度上の検討を必要とする。

そこでこれまでの二年間に SM41材を用いたすみ肉溶接継手について、root gap と溶込み量が引張疲労強度にいかように影響するかを検討したが、本年度は HT60相当材を用いた場合について同様な検討を行なう。

2.2 試験

(1) 試験機

使用試験機はローゼンハウゼン型疲労試験機で、500 cpm の繰返し速度を用いた。

(2) 試験片

供試材は板厚12mm の SM58Q材で、その機械的性質および化学成分は。

$$\text{C}_B = 0.69\%, \quad \text{Cr} = 0.62\%, \quad \text{Mn} = 2.6\% \quad (\text{G.L.}=200\text{mm})$$

$$\text{C} = 0.13\%, \quad \text{Si} = 0.33\%, \quad \text{Mn} = 1.10\%, \quad \text{Ni} = 0.2\%, \quad \text{Cr} = 0.03\%, \quad \text{Mo} = 0.051\%,$$

$$\text{V} = 0.038\%, \quad \text{Cu} = 0.01\%, \quad \text{Ceq.} = 0.35\%$$

である。試験片形状を図2-2-1 に、表2-2-1 にその溶接部の詳細を示す。特にroot gap が5mm の場合は、図2-2-1 に示すように板厚に相当する巾の板材を挿入し、挿入材に対して root gap が零となるようにした。これら試験片の溶接は棒全4mm の D6016 を用い、水平および立向上進で溶接を行なった。両者の溶接で gap 1mm 以下では一層盛り、3mm の場合 G3-8H は二層盛りでその他は三層盛りであった。

表 2-2-1 root gapと脚長

なお G5-10H は一層盛りである。

(3) 試験方法

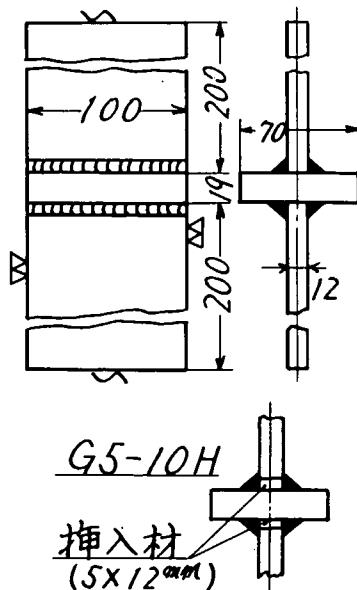
試験は上記の試験材を用い、すべての試験片系列に対して、片振り引張荷重を加えた。

2.3 試験結果および考察

(1) 破壊の様相

記号	rootgap (mm)	脚長 (mm)	備考
G0-5H	0	5	
G0-7H	0	7	
G0-7VH	0	7	立向上進
G1-5H	1	5	
G1-7H	1	7	
G1-7VH	1	7	立向上進
G3-8H	3	8	
G3-10H	3	10	
G3-10VH	3	10	立向上進
G5-10H	5	10	挿入材有

図 2-2-1 試験片形状



GO-5とGI-5の試験片は全てroot部からき裂を発生し、それが進展して破断を生じたが、その他の系列の試験片は、同一面にある片側の溶接部が上記と同じ破壊をして、他の側が止端部からroot部につながるようにはばく壊するものと、上記のように両者共root部から破壊を生じるものとが混在していた。なお、止端部から破壊した試験片においても、root部からき裂を発生していた。この原因としてはSM41B材を用いた立向上進溶接の場合と同じように、溶接止端部の粗悪な形状によることも考えられる。また両者の破壊様式の相違と負荷応力との関係は明らかでない。

さて、root部からのき裂は試験片中の中央附近に生じ、中方向およびどの厚方向に伝播する。そこでき裂発生点近傍についてその断面をみると、図2.3.1に示すように、疲労き裂は水平に対してある角度をもち、ほぼ直線で進展し、あるき裂長さになった時静的破断を生じる。勿論静的破断直前で疲労によるき裂は若干直線からはずれる。そこで水平に対する疲労き裂の伝播角度を疲労き裂伝播角度と称し、き裂発生点近傍から切取った試験片について拡大投影機を用いて測定した値を図2.3.2に示す。図中SM41B

図2.3.1 疲労き裂伝播角度の説明

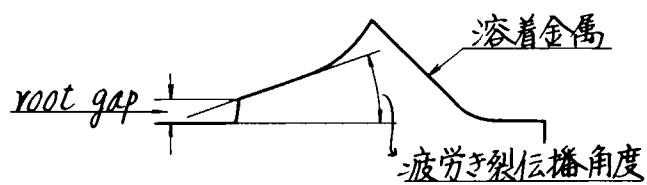


図2.3.2 疲労き裂伝播角度の分布

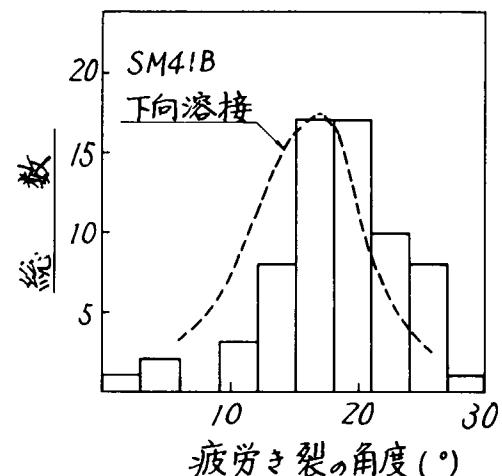
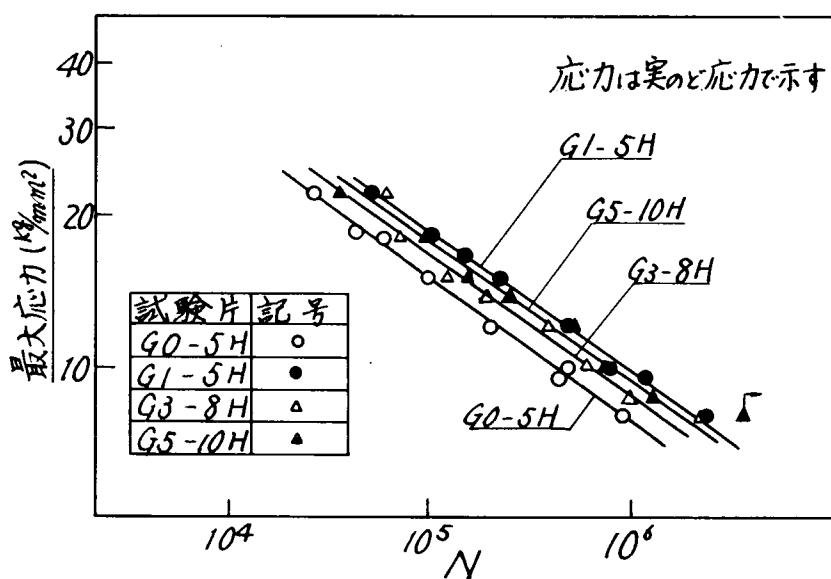


図2.3.3 十字すみ肉溶接継手S-N線図(5系列)



を用いた下向溶接による同様な継手の測定値を併記したが、ほぼその最頻値は18°程度とみなされよう。なお静的破断についても同様にして求めた値の最頻値は50°近傍であり、SM41B材の場合とほぼ等しい。またroot部から破壊した場合、静的破断は上記の角度における残留断面積に対する応力が、溶着金属の引張り強さの約0.6倍になった時に生じた。

(2) S-N線図

試験結果を図2-3-3～図2-3-5に示す。図中縦軸は試験片ののど厚の実測値で最大荷重を除した応力を用いてい。横軸は破断迄の繰返し数である。図2-3-3は脚長が5mmに相当する場合の系列(5系列と称する)の試験結果で、これによるとこれらの試験片についてのS-N線図はroot gapの相違があつても、ほぼ平行になると見做しえる。また実験片のバラッキに対して試験片の脚長の相違や溶接時の製作ブロックの相違との間に関連はみられなかつた。図2-3-4は脚長が7mmに相当する下向溶接の場合(7系列と称する)の試験結果である。図中G3-10系列はS-N曲線が

2つになつてゐるが寿命の短い場合は、溶接時の製作ブロックが同一のものであり、初層に割れを生じていたものと思われる。以上の図から7系列と7V系列はほぼ同様な傾向、すなわちgap零と1mmでは同等の強度となり、gap 3mmの場合は他の結果より寿命が長い。この原因は溶込み量の差異によるものと思われる。それに対して5系列のgap 3mmの場合は零

図2-3-4 十字すみ肉溶接継手S-N線図(7系列)

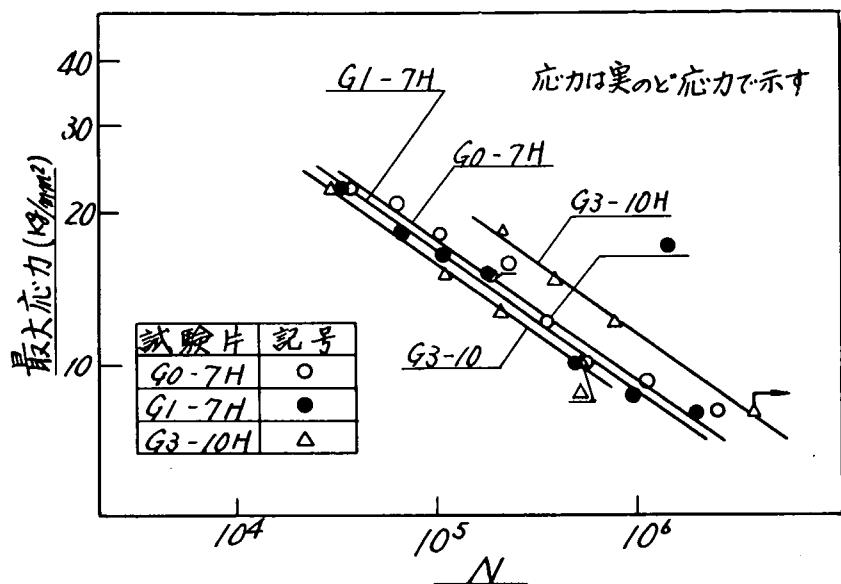


図2-3-5 十字すみ肉溶接継手S-N線図(7V系列)

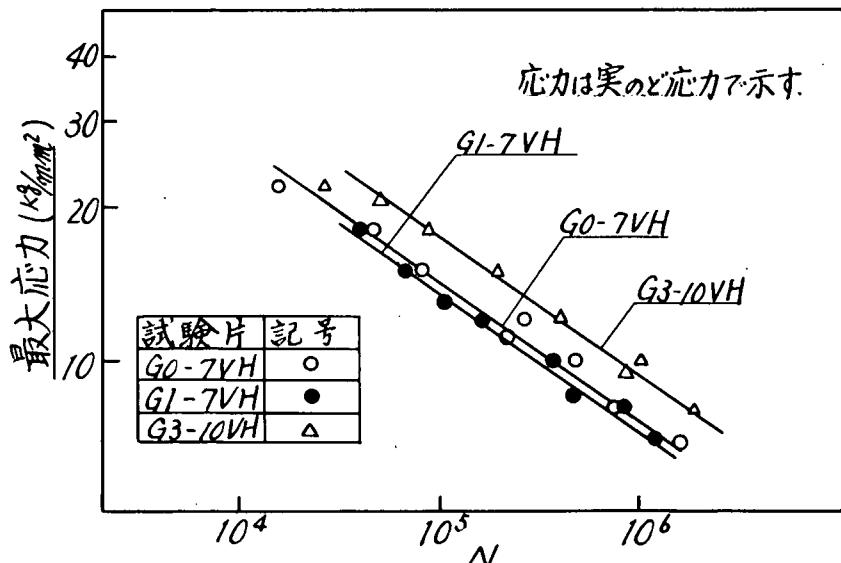
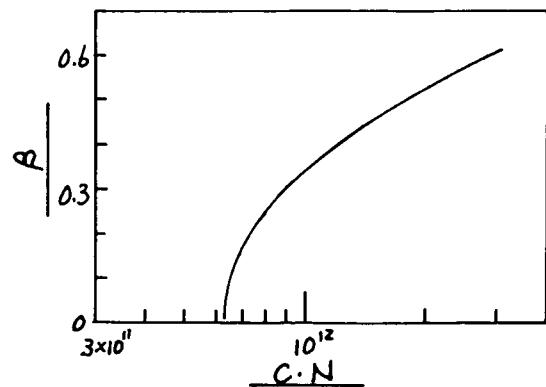


図2-3-6 溶込み量の影響



のそれと較べて、強度差がない。これも同様に溶込みの相違によるものと思う。例えば第1年度の研究報告で述べたように、stress intensity factor を用いた次式のような解析法

$$\left(\frac{\sigma_p}{\eta \cdot E \cdot X^*} \right)^4 \cdot N \cdot t = \frac{1}{\pi \cdot C}$$

ここで $\eta = \alpha + \sqrt{2} - 0.41\beta$

$$X = \frac{1}{\sqrt{2}\eta} \left[\text{Cot} \left\{ \frac{\pi(1-\beta)}{\sqrt{2}\eta} \right\} + \frac{\pi(1-\beta)}{\sqrt{2}\eta} \right]$$

$$- \text{Cot} \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{\sigma_p}{\eta_B \cdot \eta} \right) - \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{\sigma_p}{\eta_B \cdot \eta} \right)$$

σ_p : 板に対する応力, $2t$: 板厚

f : 脚長-ルートギャップ

b : 溶込み量, $\alpha: \frac{f}{t}, \beta: \frac{b}{t}$

N: 破断迄の繰返し数

E: マンゲ率, C: 常数

により、 $\sigma_p = 10 \text{ kg/mm}^2$, $f = 5 \text{ mm}$, $t = 6 \text{ mm}$ として β の影響を計算した値を図2-3-6 に示す。これによれば以上の S-N 線図ののど厚による応力（実のど応力と称する）では溶込みの影響が正しく評価されない可能性もある。この点については今後検討を要するものと思う。なお、各試験片について β の実測値の各グループにおける平均値は、G0-7V が -0.02 で最小となり、G3-10V が 0.55 で最高となる。また、G3 系列でも G3-8 が 0.36, G3-10 が 0.46, G3-10V が 0.55 であった。

さて今回の各グループの実験結果そのままでの値について、 10^5 と 10^6 回における疲労強度を比較したのが図2-3-7 である。図中の縦軸は実のど応力であるが、この値を用いて t が 5 mm と 7 mm の場合について板に対する応力に換算し

図2-3-7 $10^5, 10^6$ 回の疲労強度の比較

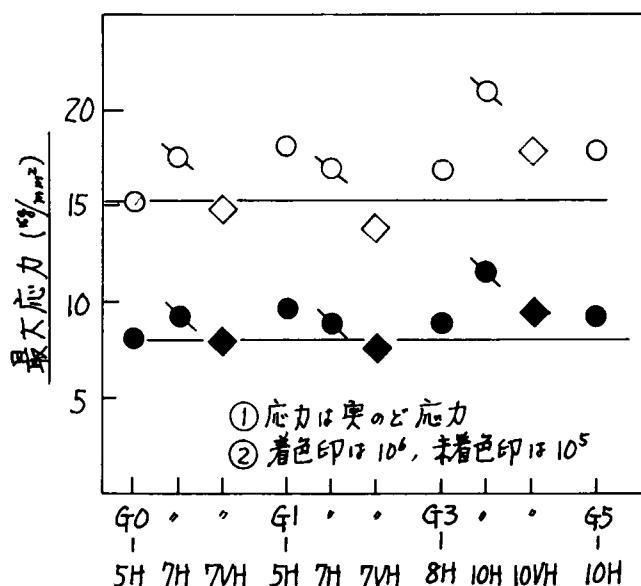


図2-3-8 $10^5, 10^6$ 回の疲労強度の比較

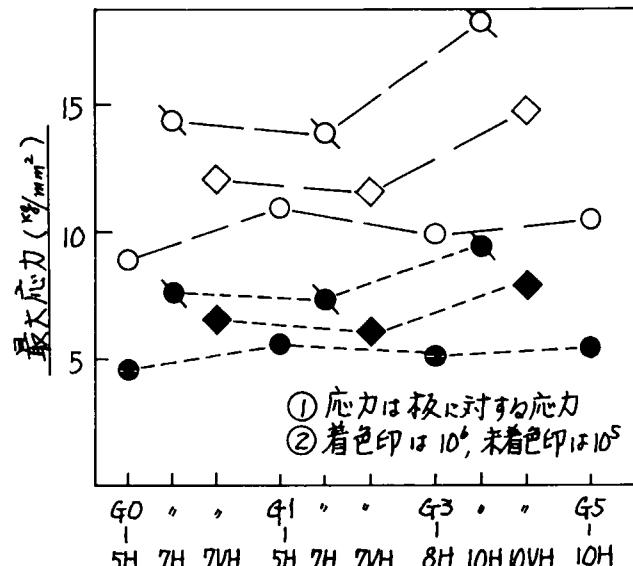
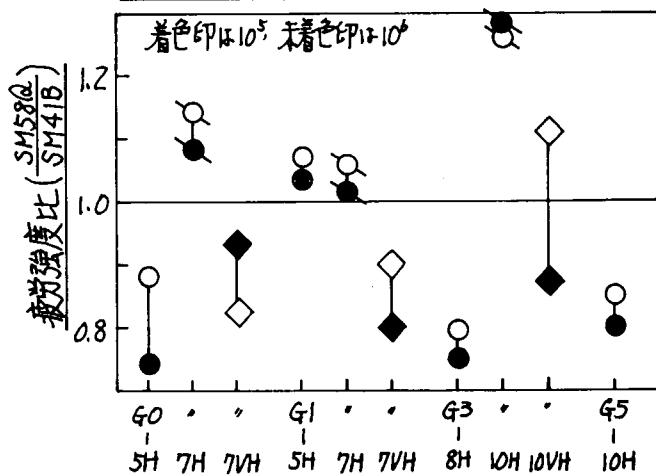


図2-3-9 SM41B材との比較



たのが図Z-3-8である。これらの値は上述したように β の影響が明らかにされなければ変りうることも考慮しておく必要があろう。

図Z-3-9はSM41B材を用いた場合に対する比較である。これらの値も β の影響を含むと思うが、この図によれば5系列と7V系列は、SM41Bの場合より弱く、7系列の場合は強くなっている。いずれにしてもその差は±20%程度以内になっており、 10^5 回と 10^6 回の場合でその比に差はないようである。以上のような試験によって、root gapの影響はさらに β の影響を明らかにする必要があると考えられ、本結果からはroot gapの影響についての結論は得られないが、その影響を検討する基礎資料となるであらう。

3 ビード形状の船体強度に及ぼす影響

3.1 ビードの形状変化が疲労強度に及ぼす影響

3.1.1 目的

ビードの形状変化が疲労強度に及ぼす影響を調査するため、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、疲労試験を行なつた。今年度は60キロ級高張力鋼を供試材とした疲労実験を行ない、昨年度行なつた軟鋼の疲労試験結果と比較した。

3.1.2 試験

(1) 試験機

本疲労試験に使用した試験機は東京衡機製アムスラー型50トン万能疲労試験機と東京衡機製低サイクル疲労試験装置(50トン)である。これらの2つの疲労試験機の繰返速度は、前者が毎分400回および600回、後者は毎分約10回である。

(2) 試験片

今回実験した試験片は、実際に溶接した継手ではなく、ビードの高さや傾斜角を正確に揃えるため、図3.1.1に示すように、板厚16mmの厚板から機械切削により削り出した4種類の試験片である。試験片1は平滑材で試験片2および試験片3はビードの高さの影響を試験するもの、試験片4は、ビードの傾斜の影響を試験するものである。

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	Cu	Ni	Nb	Y.P.(kg/mm ²)	T.S.(kg/mm ²)	伸び(%)	曲げ試験
0.15	0.50	1.35	0.019	0.009	0.70	0.80	0.04	49	65	34	Good

なお、試験片に加工した状態での静的試験による降伏応力および引張り強さを表3.1.2に示す。

表 3.1.2 各種試験片の降伏点および引張り強さ

試験片の種類	試験片1	試験片2	試験片3	試験片4
降伏点 (kg/mm ²)	48.5	51.5	51.4	48.4
引張り強さ (kg/mm ²)	63.6	65.1	65.6	64.2

(3) 試験方法

万能疲労試験機と低サイクル疲労試験機とを大略次のような基準で使い分けた。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 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を使用し、上記以外の試験片は万能疲労試験機を使用した。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1.0トン（公称応力に換算すると 1.4 kg/mm^2 ）とした。このような小さな最低応力では、ほぼ完全片振りの状態に近いと考えて差支えない。

3.1.3 試験結果

試験結果をS-N線図にまとめて図3.1.2に示した。試験片1は平滑材、試験片2および試験片3は傾斜角が 90° で、ビードの高さがそれぞれ1mm、3.5mmの試験片、試験片4は傾斜角 45° でビードの高さが3.5mmの試験片である。図の縦軸は公称最大応力（最大荷重を試験片の平滑部の断面積でわった値）、横軸は破断までの繰返し数を、それぞれ対数目盛で示した。これらの試験片の最低応力は 1.4 kg/mm^2 であるので、縦軸の値から 1.4 kg/mm^2 を差引いた値が応力振幅である。

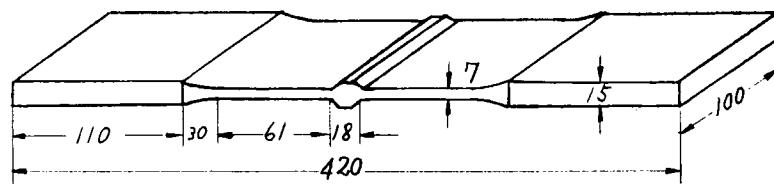
次に、昨年度行なった軟鋼試験片と本年度の高張力鋼試験片のS-N線図の比較を図3.1.3に示す。

3.1.4 考察

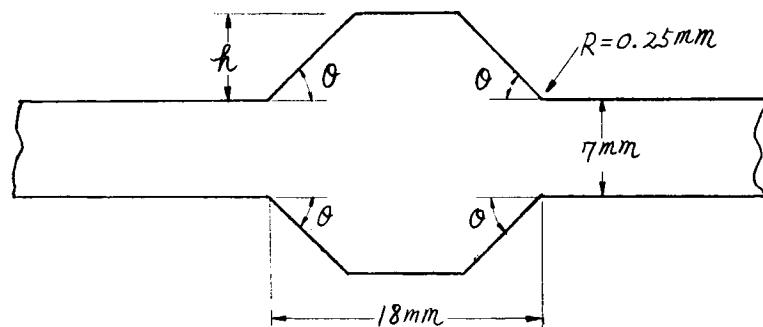
今回60キロ級高張力鋼を供試材として、ビードの幅を一定にして、ビードの高さと傾斜角を変えたりだし試験片について疲労試験を行なった結果、大略次のような結論を得た。

1) ビードの傾斜角が 90° の場合、たとえ、ビードの高さが1mmの場合（試験片2）でも、平滑材（試験片1）に比べて、疲労強度はかなり低下する。なお、ビード高さの影響については、昨年度軟鋼材について実験を行ない、ビード高さが母材板厚の半分以上になると、その影響は飽和することになつているので、高張力鋼の場合でも、試験片3以上のビード高さの試験片の疲労強度は、試験片3のそれと大体同程度と思われる。

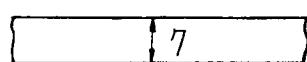
2) 昨年度行なった軟鋼試験片と本年度の高張力鋼試験片とを比較すると、平滑材および継手試験片のすべての種類の試験片で大体その母材の引張り強さに比例した疲労強度をもつてゐる。しかし、実際の溶接継手においては、溶接熱による材質の変化や、ビード自身の材質と母材の材質との相違などのため、必ずしも引張り強さに比例した強度を示すとは限らないので、注意を要する。



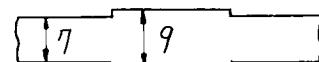
(a) 試験片概略図



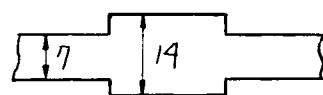
(b) ビード部の形状と記号



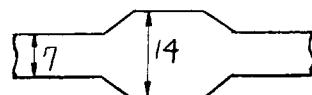
試験片 1
平滑材



試験片 2
 $\theta = 90^\circ$, $h = 1 \text{ mm}$



試験片 3
 $\theta = 90^\circ$, $h = 3.5 \text{ mm}$



試験片 4
 $\theta = 45^\circ$, $h = 3.5 \text{ mm}$

(c) 各試験片のビードの形状と寸法

図 3.1.1 試験片の形状と寸法

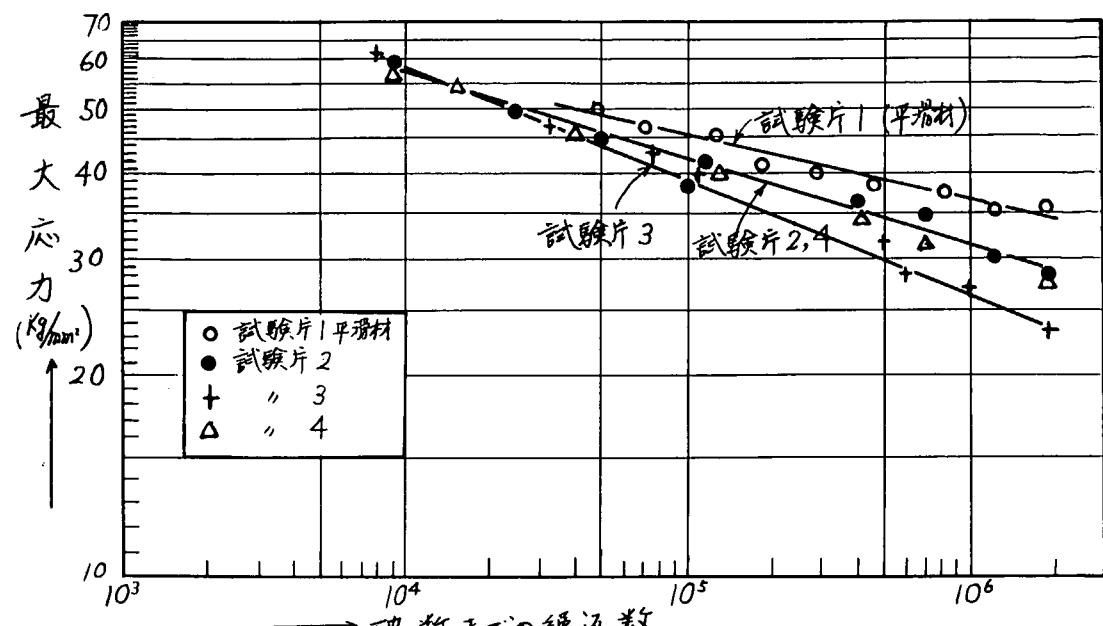


図 3.1.2 試験結果の S-N 線図

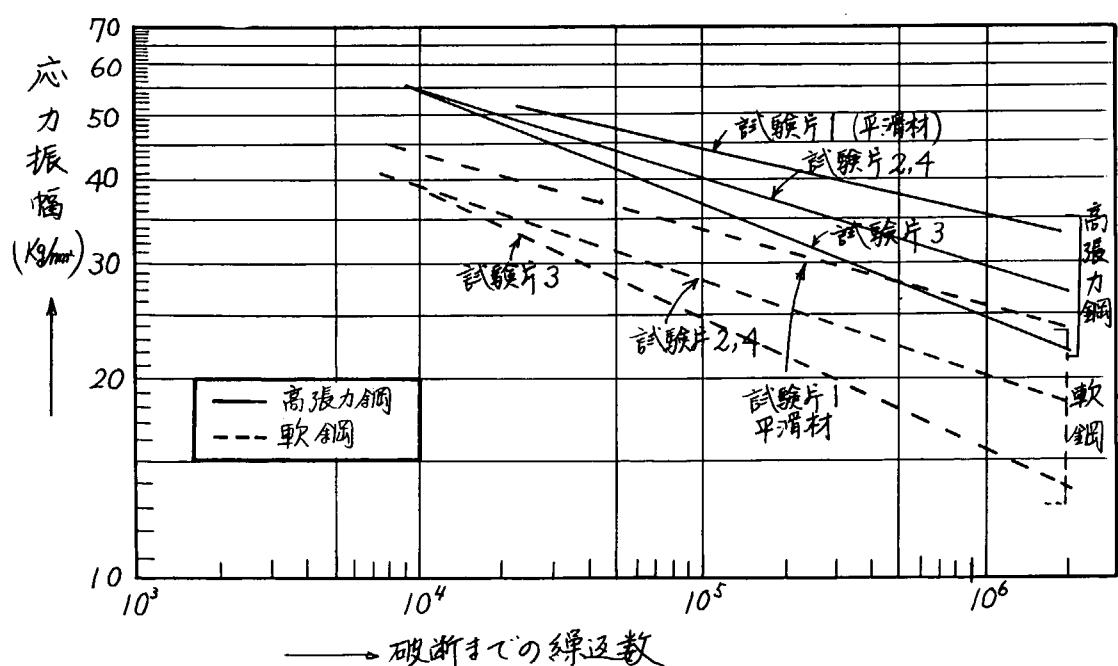


図 3.1.3 高張力鋼と軟鋼との比較

3.2 痢接接着のビード影響(二)

3.2.1 目的

本研究は、基礎的研究として「接接着」の在化および接接着による機械化しが
被子の静的および疲劳强度における可動部の影響を調査するにあり、今後、复合セラミック
被子の静的および疲劳强度の余裕と機械化上げて除去したところに、ビードの形状の試験
片を作製し、それより静的および疲劳强度を求めることを目的とする。

すなわち、静的引張り試験による、各被子の接接着中の塑性域における
応力およびひずみ分布を求り、接接着による機械化しがひずみ集中などにあたる
か影響からいに静的破壊特性に及ぼす影響などを調査した。一方逆サイクル疲劳
試験により、接接着による余裕と機械化しが疲劳されつ発生寿命および過度寿命
における影響などを調査した。

本年度は 60kg/mm^2 鋼調質高張力鋼による実施した。

3.2.2 試験

(1) 試験機

静的引張り試験には、アムスラー型万能試験機を用い、疲劳試験は油圧式
往復式引張り荷重試験機を用いた。

(2) 試験片

使用した鋼材は、公称板厚 6 mm の 60 kg/mm^2 鋼調質高張力鋼 HT60 2"、その化学成
分および機械的性質を表3-2に示す。表中の化学成分はミルシートから引用
したものであり、機械的性質は JIS 1号引張り試験片による結果である。

各試験片の形状および寸法を表3-1に示す。切欠き部の弹性ひずみ集中係数の値は、Patterson's Chart により求め 2.2 (2号引張り切欠き試験片を C 型
と呼ぶ) および 7.2 (2号引張り切欠き試験片を E 型と呼ぶ) の 2種類である。

复合セラミックの接接着条件を表3-4に、使用した接接着の化学成分および機械
的性質を表3-5に示す。なお表3-5の値は“神鋼接接着料'69~'70編”より
引用したものである。

切欠きと复合セラミックを有する試験片の作製は、試験片の幅よりやや広い約
10mmを引削りした。

切欠きと复合セラミックを有する試験片の作製は、試験片の幅よりやや広い約
10mmを引削りした。

(3) 試験方法

(a) 静的試験

ひずみの計測は、strain gauge およびモーリ法(250 line/inch の板)、ミクロンゲージを用いた。

ひずみは図3.22(a)に示す①, ②, ③, … ⑨の各点が含むひずみ計測した。

(b) 疲労試験

疲労試験は引張荷重法で、ひずみ $10^2 < N_s < 10^4$ の間の応力域で疲労試験片を引張り試験を実施した。繰返し速度はひずみ 20 c.p.m. 、荷重波形は三角形である。

疲労され、発生および進展する微細裂縫を示す。

3.23 試験結果

(1) 静的試験

(a) 使用鋼材の応力-ひずみ曲線

高強度鋼HT60 の母材および完全セラ接合の平滑試験片(JIS1号)の応力-ひずみ曲線を図3.21に示す。

(b) 切欠き試験片のひずみ分布

各種切欠き試験片の切欠き部最小断面上の荷重と同方向の公称ひずみ分布および荷重と直角方向の公称ひずみ分布を図3.22(a), (b), (c) に示す。

(c) 切欠き試験片の応力分布およびひずみ分布

各種切欠き試験片の切欠き部最小断面上の真応力分布($\sigma_y)_t$ ・荷重と同方向の真応力、 $(\sigma_x)_t$ ・荷重と直角方向の真応力)および真ひずみ分布($\epsilon_y)_t$ ・荷重と同方向の真ひずみ分布、 $(\epsilon_x)_t$ ・荷重と直角方向の真ひずみ)を図3.23に示す。

(d) 切欠き試験片の機械的性質

各種切欠き試験片の機械的性質を表3.22にまとめ示す。

図3.24は横軸に各試験片の引張り強度、図3.25は縦軸に各試験片の伸び率を示す。強度は引張り強度の弹性ひずみ集中係数以上を示し、伸びは引張り強度の2倍を示す。

(2) 疲労試験

疲労試験片、平滑試験片(P型) および切欠き試験片(C型、E型)、各々 $\sigma = 230$ N/mm²、平行せき接接着剤の表面余留量除去 $t = 0.7 \sim 2.0$ mm 実施 \times 。

(a) S-N 曲線

図3-26(a)、縦軸： σ = 最大公算応力 σ 、横軸： $\tau = \sigma/\sigma_0$ と各種切欠き試験片の引張り強度 σ_0 と無次元化 $\tau = \sigma/\sigma_0$ を採り、横軸：破断までの繰返し歎吸を付歎吸率 γ 、綫図：高強度鋼 HT60 = 図3-3 σ - N_{f0} および $\sigma/\sigma_0 - N_f$ 曲線図 \times 。

図3-28(a),(b),(c)、縦軸： σ = 動荷の引張り強度 σ_0 と無次元化 $\tau = \sigma/\sigma_0$ と、横軸： $\tau = \sigma/\sigma_0$ と無次元化 $\gamma = \gamma/\gamma_0$ を採り、横軸： N_f を付歎吸率 γ 、非調質鋼 HT50 と調質鋼 HT60 の時間強度と比較 \times $\tau = \sigma/\sigma_0 - N_f$ および $\sigma/\sigma_0 - N_f$ 曲線図 \times 。

(b) 疲労の発生

図3-210(a)、縦軸： σ = σ/σ_0 と、横軸： $\tau = \sigma/\sigma_0 - N_f$ 曲線図 \times 。HT50 および HT60 = $\tau = 2.0$ 未 \times $\tau = \sigma/\sigma_0 - N_f$ 曲線図 \times 。

図3-3-11(a)、縦軸： σ/σ_0 と、横軸： N_f/N_{f0} を採り \times 。HT50 および HT60 = $\tau = 2.0$ 未 \times $\tau = \sigma/\sigma_0 - N_f/N_{f0}$ 曲線図 \times 。

(c) 疲労の進展

図3-212(a)、縦軸： σ = σ/σ_0 と、横軸： $\tau = \sigma/\sigma_0 - N_f/N_{f0}$ 曲線図 \times 。未 \times 、たすかに進展曲線 \times 。

3-24 考察

(1) 疲労試験

(a) 使用鋼材の応力-ひずみ曲線

図3-219 直応力-直ひずみ曲線は下記とし、着接は下り軟化 \times $\gamma = 3.0$ と被判る。平行せき接接着剤の破断が熱影響部から生じ \times 。

着接接着剤測定箇所付。同国に示すように着接金属と熱影響部との境界を中心として接点距離を 5 mm とする。

(b) 切欠き試験片の応力分布と下記分布

切欠き部最小断面上の応力分布を計算する。次のように行 \times 。

すなれど、次の結果を示す。

①塑性ひずみの大きさ領域を表す3つの弹性ひずみ範囲 \times 。

②耐撞性=より応力の主軸、1/10倍 \times ひずみ(増分)の主軸に回転 \times 。

③ 比例ひずみの条件が成立する。

④ 応力状態は平面応力とする。

仮定④より ③ は成り立つ場合に付して、ひずみ理論と全ひずみ理論は一致する。全ひずみ理論による応力 - ひずみ式は

$$\varepsilon_{ij}'^P = \sigma_{ij}' \cdot \text{入} \quad (3.21)$$

$$\text{仮定の} (3.21) \quad \varepsilon_{ij}' = \sigma_{ij}' \cdot \text{入} \quad (3.21)'$$

入 = $\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$: 平均応力

ε_{ij}' : 平均ひずみ

入 : 負荷の負の符号は正の比例定数

入を求めるために、ひずみ理論と全ひずみ理論とし、(一)式入型の条件式を用いる。
相当応力 σ_{eq} は $\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \}}$

$$= \sqrt{\frac{3}{2} \{ \varepsilon_1'^2 + \varepsilon_2'^2 + \varepsilon_3'^2 \}} \quad (3.22)$$

∴ ひずみ相当応力相当強度の式 σ_{eq}^P は

$$\sigma_{eq}^P = \sqrt{\frac{1}{3} \{ (\varepsilon_1^P - \varepsilon_2^P)^2 + (\varepsilon_2^P - \varepsilon_3^P)^2 + (\varepsilon_3^P - \varepsilon_1^P)^2 \}}$$

$$= \sqrt{\frac{3}{2} \{ \varepsilon_1^P + \varepsilon_2^P + \varepsilon_3^P \}^2} \quad (3.23)$$

単軸引張りの塑性変形線

$$\sigma_0 = g(\varepsilon_0^P) \quad (3.24) \quad \text{ここで } \sigma_{eq}^P \text{ と } \varepsilon_{eq}^P \text{ の関係}$$

$$\sigma_{eq}^P = g(\varepsilon_{eq}^P) \quad (3.25) \quad \text{が成り立つと仮定する。}$$

全ひずみ理論によればひずみ理論化の法則が成り立つ。

(3.21)' 式と (3.23) 式へ代入し、(3.22) 式を用いて

$$\varepsilon_{eq}^P = \frac{2}{3} \sigma_{eq} \cdot \text{入}$$

$$\text{入} = \frac{3}{2} \cdot \frac{\varepsilon_{eq}^P}{\sigma_{eq}} \quad (3.26)$$

∴ 入は材料の固有値であり、半滑材の単軸引張り試験から求めた。すなはち応力 - ひずみ関係式 (3.21)' 式で、塑性変形によらず强度一定の条件を用いる。

$$\varepsilon_{ij}' = \sigma_{ij}' \cdot \text{入} \quad (3.27)$$

よって。仮定④を用いて $\sigma_3 = 0$ とすれば (3.27) 式は

$$\frac{\varepsilon_1}{2\sigma_1 - \sigma_2} = \frac{\varepsilon_2}{2\sigma_2 - \sigma_1} = \frac{\text{入}}{3} \quad (3.28)$$

よって (3.28) 式を用いて σ_1 と σ_2 は $\sigma_1 = 2\sigma_2$ となる。

$$\sigma_1 = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_{eq}^P}{\varepsilon_{eq}^P} (2\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \quad (3.29)$$

$$\sigma_2 = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_{eq}^P}{\varepsilon_{eq}^P} (\varepsilon_1 + 2\varepsilon_2) \quad (3.210)$$

応力分布の計算は、(3.29) 式と (3.210) の方程式を用いて。

図3.2.2のJ字計分布形状によると、母材と溶接棒では分布形状が、溶接と同じであるが、J字計の絶対値は、溶接棒より大きな溶接による計算強度はより軟化してしまった。

切欠き端J字計集中に影響を及ぼす範囲は、切欠き端の近く近傍でありその様子は切欠き端鏡C型など、下部J字計が大きくなるほど顕著があり、上部はJ字計勾配が急となり拘束によって軸性が増加するところである。

切欠き端鏡C型ではJ字計の静的強度が上昇するため(図3.2.4参照)、公称应力が同じ場合に於て、切欠き先端の最大J字計C型の方でE型より大きい。

図3.2.3の応力分布によると、J字計分布形状が大きくなる程より強くなる一方で応力分布に差異があらわれ、E型試験片の切欠き端近傍の拘束がC型に比べ大きいことが判る。またJ字計分布形状が同じ(切欠き先端のJ字計が同じ場合)場合に於て、溶接棒はC型より母材のほうが、切欠きの拘束の影響を強くうつる。

(c) 静的強度と弹性J字計集中係数との関係

図3.2.4によると、G₀とGの関係に計算の影響をうけ、弹性J字計集中係数の片付せん強度が大きい。

(d) 線りと弹性J字計集中係数との関係

線りは試験片形状および寸法により変化するところからして、定量的な関係は人任せに得ることはできないだけである。図3.2.5によると、切欠き端鏡C型ほど線りが減少してしまった。これは弹性J字計集中係数が大きくなると、切欠き端近傍のJ字計勾配が大きくなり拘束度が増すことに思われる。

以上の実験結果から、定性的に次の事項判明した。

- ①溶接接着部と有り3場合に、切欠きの片付せん場合よりも計算強度(軟化)がJ字計の絶対値が大きいが、J字計分布形状はほとんど同じである。
- ②弹性域におけるJ字計分布形状は、弹性域の場合と全く相似形となりず、ひずみが大きくなるほど、J字計勾配が急になる。
- ③線りは弹性J字計集中係数が大きくなるほど、E減が大きい。
- ④切欠き上に有り3溶接棒の静的強度は母材よりも低下する。
- ⑤静的強度は、切欠き形状の片付せんから計算の影響をうける。

(2) 疲労試験

(a) 顕微鏡観察結果

① C型試験片

疲労生れつけ、せじり板厚面に数個発生し、平行板印面にも発生し板印方向に進展するといふ。板厚面に生れつて連結し破断に至る「V」型式と云ふ。余留付試験片(Sw)の場合に余留止端部分に発生し、進展する「V」型式で、余留は主として集中の影響が計らわれた。

② E型試験片

疲労生れつけ、切欠き底近傍の引張応力状態の影響を強く受け、せじり板厚面中央附近に発生し、進展して板印表面に達し板印方向に進展する「V」型式である。

(b) 平滑材の時間強度

是荷重中板431張り試験の際に取扱うたHT50は引張側にあらわれたサナリーリング・リリ-フ¹の現象はHT60の場合とはほとんどあらわれず、一方サナリーリングの塑性変形以後の繰返し荷重は31回²、引張強度不高と云ふ。その他の平滑母材(P)および余留除荷試験片(Pw₀)³は、一方サナリーリングで研削しない場合(約10⁴回以内で引張側)では、(図3.2.6の実験結果、F%₀÷1.0の割合で角3。)

しかし余留付試験片(Pw)の場合には、静的引張り試験では母材部分の剥離¹だが、繰返し荷重では余留は主として集中の影響をうけ余留止端部で主かつて発生、進展する「V」型式で研削した。

非鉄質鋼HT50と比較するとき調質鋼HT60の方が繰返し荷重に対する余留の影響が強くなるのである。

(c) 切欠き試験片(C型、E型)の時間強度

平滑試験片と同様サナリーリング・リリ-フ¹の外、平行板印面に数個発生するといふ。断面減少率3%の応力が増加時、一方サナリーリングの塑性変形量は直角エッジより大きい。¹F=0²、2試験片を用ひ、それらの発生過程、研削する「V」型式である。

調質鋼HT60は非鉄質鋼HT50と比較して落接は下す材質変化(軟化)のため時間強度が低下する。

図3.2.6がサナリーリング・リリ-フ¹とF%₀と、C型の方がE型に比べ時間強度が高くなるのが次の表に示される。

E型の静的強度がC型に比べて大きい（図3.2.4参照）ことから、E型の静应力が同じ場合にE型の方が最大引張応力が大きい。しかし切欠きを近傍のV字形勾配付、E型のV字形鍋（図3.2.2参照）がV切欠きにE字拘束がE型の方で大きい。（図3.2.3参照）であるため、横亘し荷重中の切欠き直近端の応力がV字形分布、E字形拘束部の残留応力分布の様子が明確である（図3.2.2）。静的引应力がV字形分布がV字形切欠きに正しく示されることは（図3.2.2）。疲労強度は切欠き先端の最大引張応力とE字形拘束部のV切欠き拘束による応力の塑性域相当影響によって増加する。

C型とV-E型とでは、瞬間強度（HT50の場合は、瞬間強度は余留除去、余留付、母材の順である。）は、母材、余留付、余留除去の試験片の順で1、2、3の順位で最も高い。余留の影響が次第に強くなる順位は同じ。

図3.2.8はC型とV-E型とで、HT50のC型を除く2余留付試験片のS-N線図の配付、余留の形状影響が他の試験片に比べてC型とE型と。母材HT50 C型は、 $\sigma_{-1} = 74.4 \text{ MPa}$ 、 $\sigma_{-1} - 70^\circ = 31.3 \text{ MPa}$ 強度が約60%以下でV-E型は、 $\sigma_{-1} = 74.4 \text{ MPa}$ 、 $\sigma_{-1} - 70^\circ = 31.3 \text{ MPa}$ 強度が約70%以下である。

図3.2.9はC型とV-E型とで、HT50とHT60の瞬間強度がHT50に比べて高い（1、2、3）、 σ_{-1} は横亘し荷重の塑性疲劳では、疲労強度は約1、2、3強度が約60%以下でV-E型の形状による降伏応力の影響がある（参考図3.2.3）。

図3.2.9はC型とV-E型とで、余留付試験片では、余留付静的强度はV-E型付（図3.2.3参照）横亘し荷重は3位と2位、V-E型付の影響が強くなる、不利となることは判明した。

(d) 疲労の発生

前述の（c）C型試験片では、明確な疲労の発生は見当たらない（図3.2.4）、（d）V-E型試験片では、V-E型試験片の片には（参考図3.2.2）。

E型試験片の中、はじめ板厚面内に発生した正體の裂見がV-E型とE型の疲労発生と、板厚面内を貫通する板面方向に若干（0.2mm程度）ずれたE型では見られず。

図3.2.10の $\sigma/\sigma_0 - N_c$ 線図はC型と、疲労の発生が最大引張応力の影響を受け、 σ/σ_0 倍比例関係は見られない。

HT60はHT50と異なり、疲労の発生はE型とV-E型の強度は比較的の差が大きい。

図3.2.11はC型と、多くのばらつきがあるE型（ $\alpha=7$ ）の場合には、寿命が20%までV-E型が発生する傾向がある。

(d) 空氣の進展

図3.2 12.5-3上、空氣の発生寿命と同様、空氣の進展は荷物3種抗度も用材に比べて荷持性は著しく小さい。(たゞHT50では、やや荷持性の方が用材に比べて抵抗度が大きい。)

HT60 の場合には、HT50 の観察空氣は“空氣の厚さが1mm程度まで進展速度が早く、空氣以後の進展速度が遅くなり、次第に加速し切欠き部断口を失う。”といふ現象が見られる。初期の現象はあらわれず、比較的一様な現象が観察される。

二刀理屈として次の様に考へる二刀理屈

1すり合分布形状は、両材料ともほとんど同じであることは同じし、HT50 では切欠き部進展の応力勾配がHT60 に比べて大きい。すなはちHT60 の応力場が比較的一様であるため、空氣の発生までの疲労損傷の様子が異なつて思われる。(1) 2. 空氣の進展速度は初期における切欠き形状が大きいために支配される応力が下りるすり合分布の影響をうけたもの。

以上の実験結果から、調査鋼HT60 は(1) 2の理屈が判明する。

- ①荷持性より、空氣の発生までの進展に対する抵抗度が、用材に比べて極めて大きい時間強度を低下する。
- ②荷持性の余裕の影響は、すり合分布形状として時間強度を低下させ、空氣の応力場は(1) 2のが顕著である。
- ③空氣の発生がよじ初期の進展速度は、切欠き部進展の応力がよじすり合分布の影響を受ける。

表 3.2.2. 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	Ni	Cr	V	σ_y	σ_b	伸長%	絞り%
0.14	0.41	1.28	0.011	0.01	0.04	0.03	0.024	58.5	64.3	16.4	54.6

表 3.2.3. 切欠きの機械的性質

	S_c	S_E	SW_c	$(SW_c)_c$	SW_E	$(SW_E)_c$
σ_b'	65.0	69.7	71.3	64.8	73.9	67.0
絞り	52.2	39.7		50.0		39.0

表 3.2.4. 落接条件

落接棒		厚板		電圧 V		電流 A	速度 mm/分
種類	直径	表	裏	T-T	無負荷		
LB62	3.2	2	1	30	75	110	130

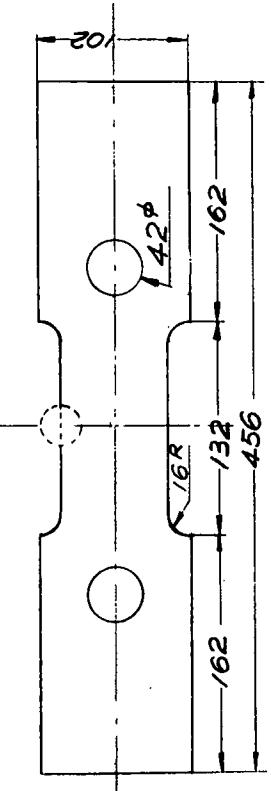
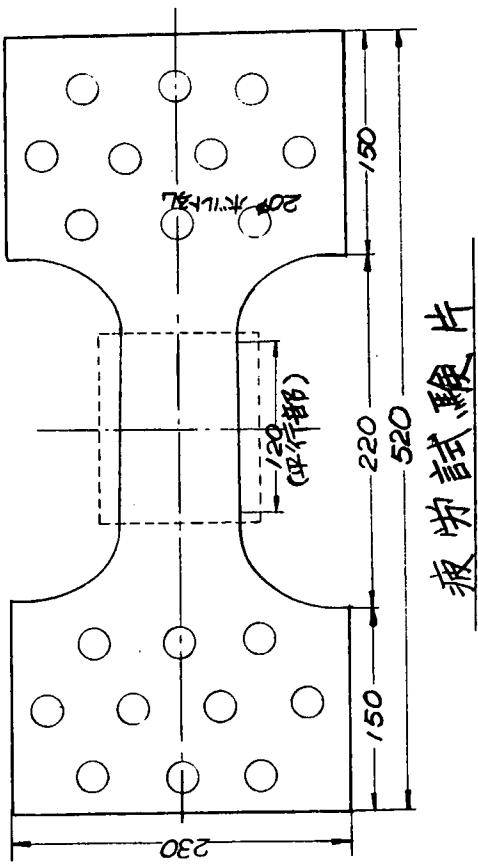
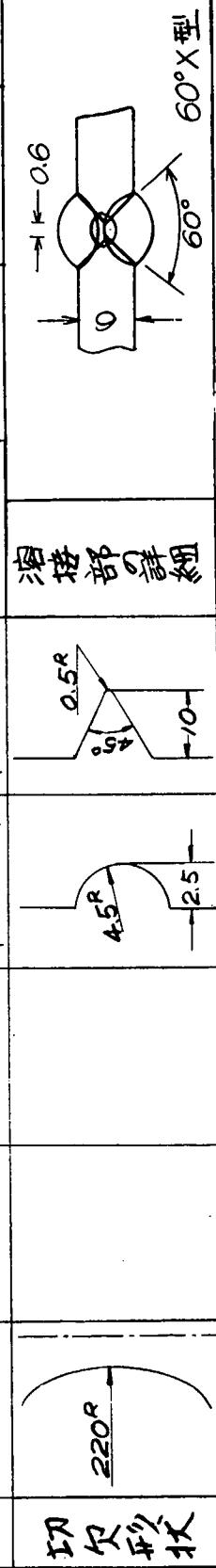
表 3.2.5. 落接金属の化学成分
および機械的性質

化学成分 %								機械的性質			
C	Si	Mn	P	S	Ni	Mo		σ_y	σ_b	伸長%	
0.08	0.62	1.16	0.014	0.007	0.58	0.26		59.0	68.0	28.0	

(落接棒 LB-62)

表 3.2.1 試験片形状および寸法

P	(PW) _c	PW	S	SW		
				S _c (2.2)	S _E (7.2)	(SW _c) _{b(2.2)} (SW _E) _{b(7.2)}
平行部						
切欠き部		220°				



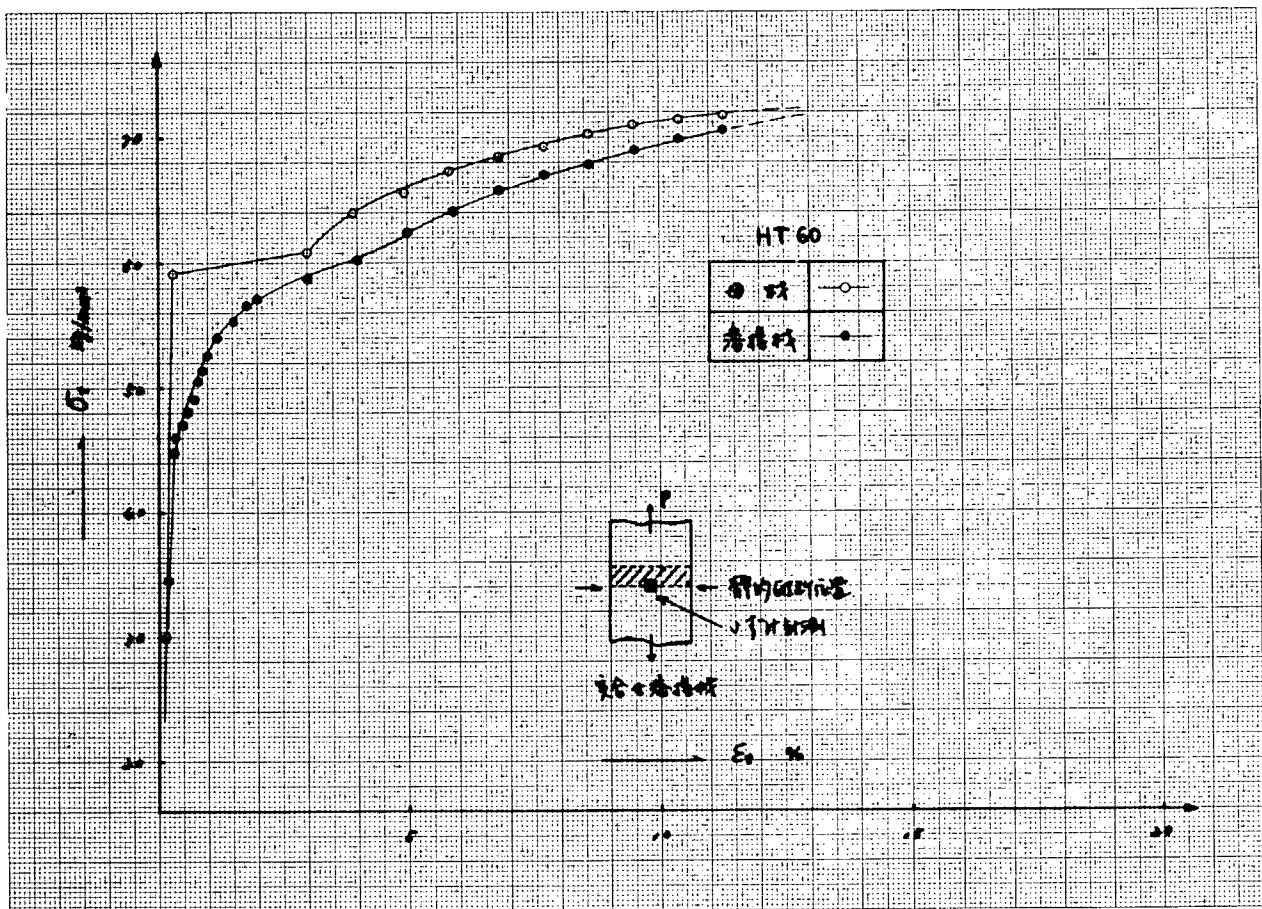


图 3.2.1 高应力 - 高应变率曲线

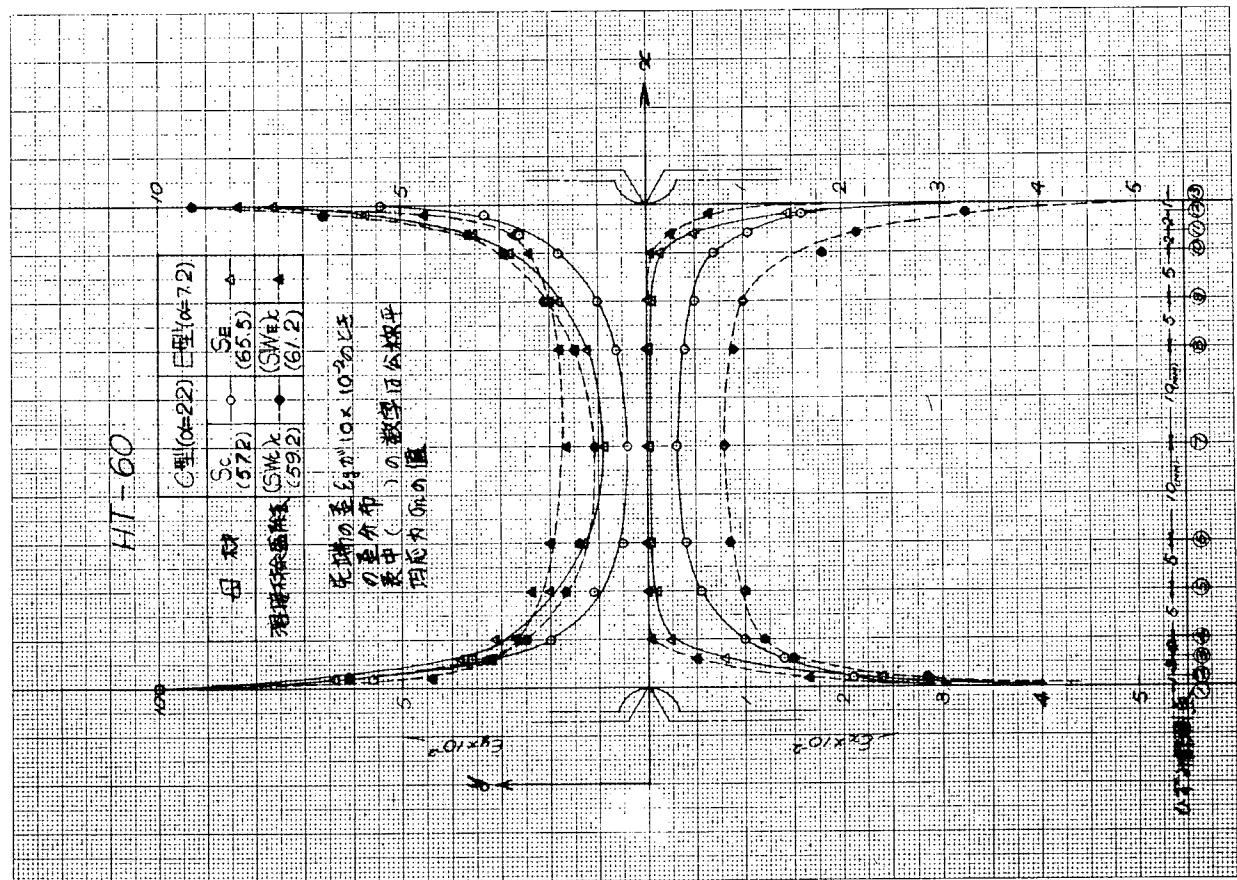


图 3.2.2 (a) 公算成形力分布 (E₀ε₀ × 10⁻³)

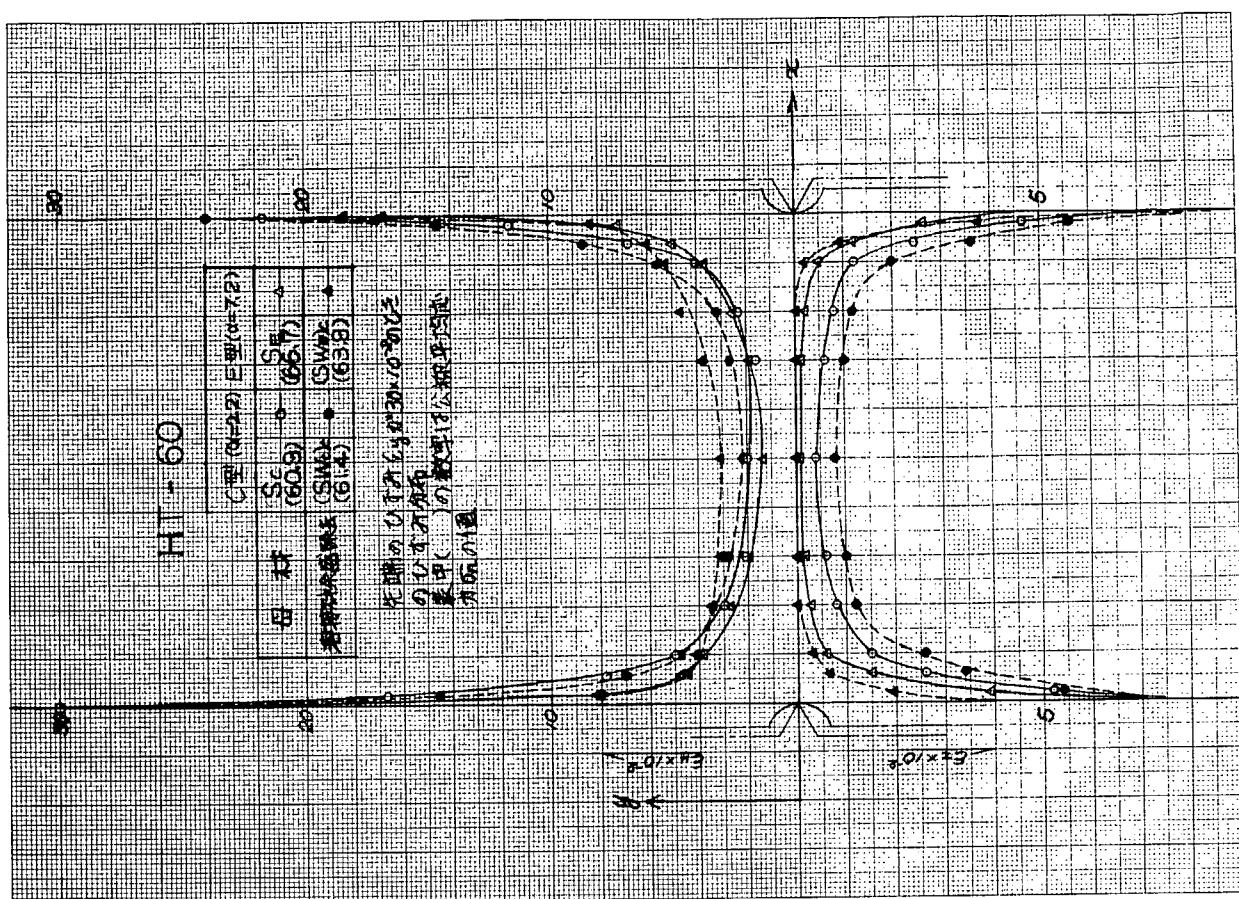


图 3.2.2 (c) 公共福利分布 (C型)

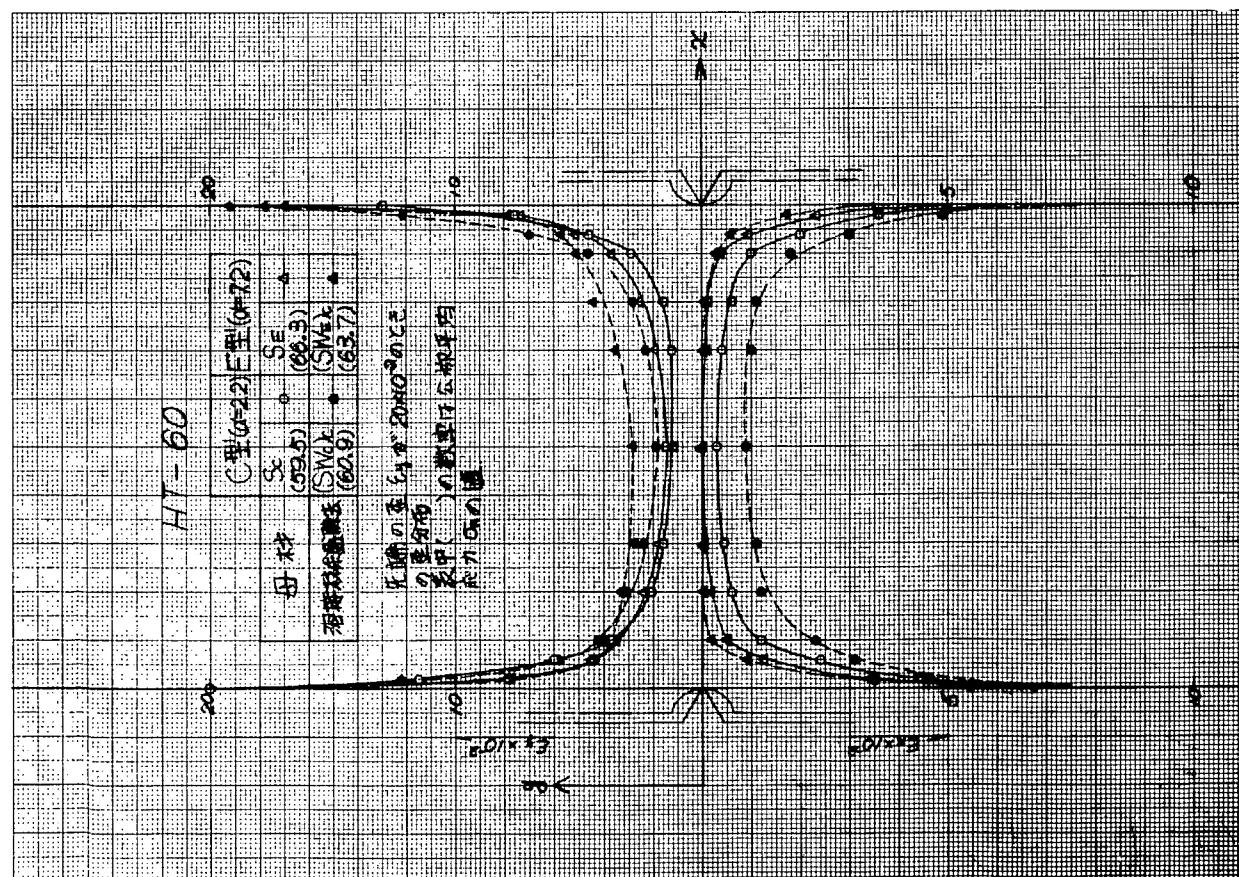


图 3.2.2 (d) 公共福利分布 (C型)

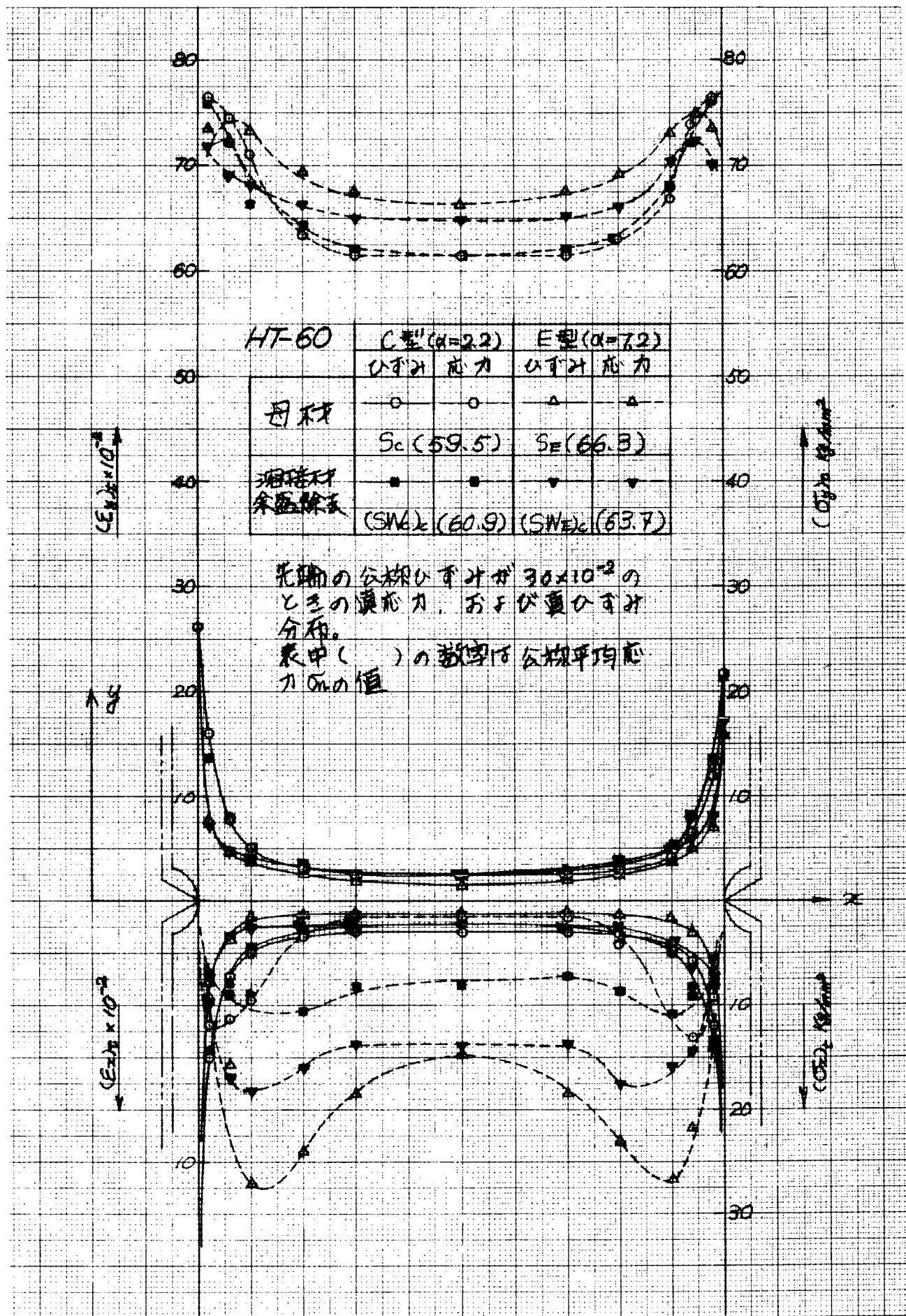
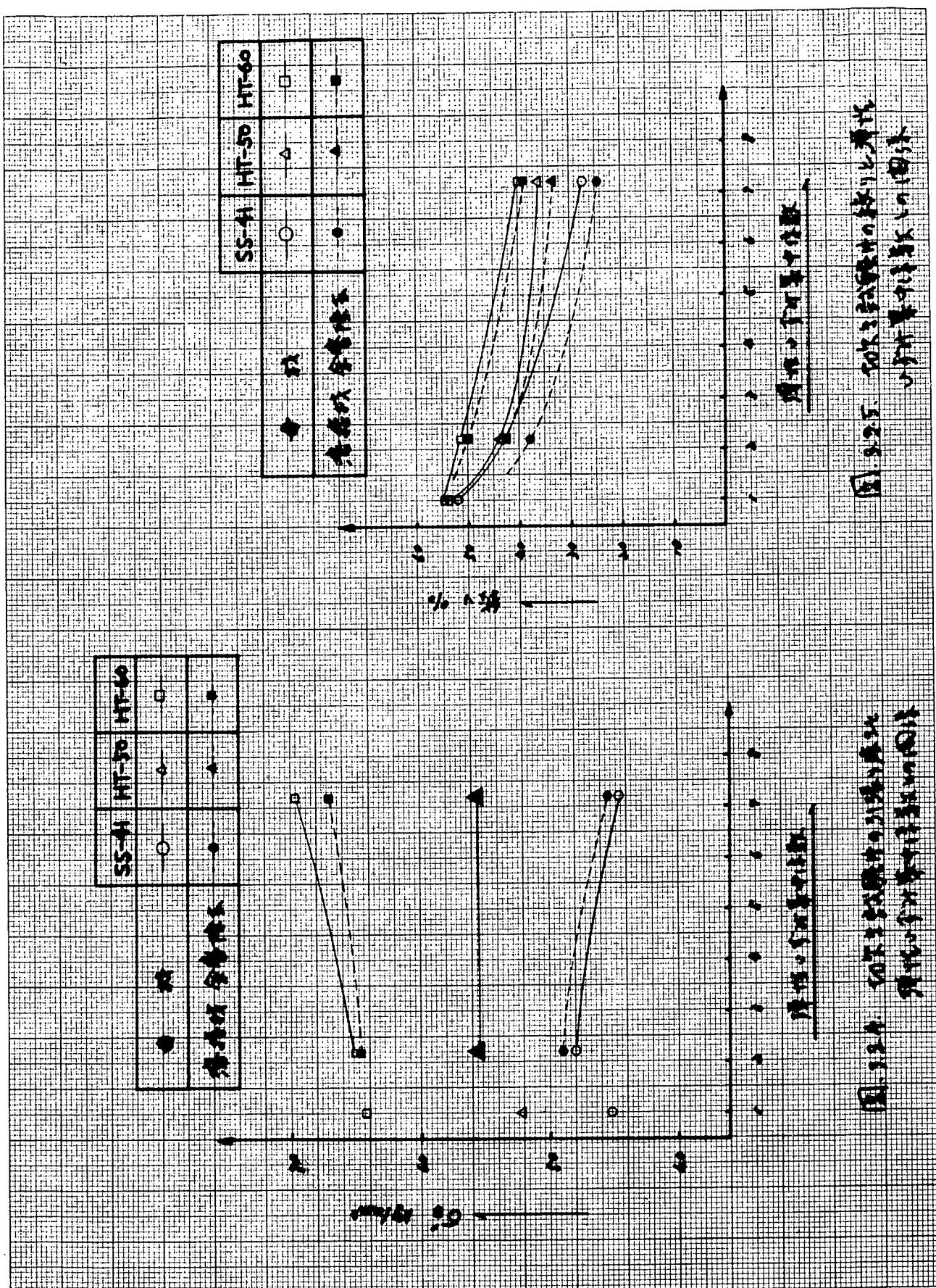


図 3.2.3 応力分布およびひずみ分布(真応力-真ひずみ)



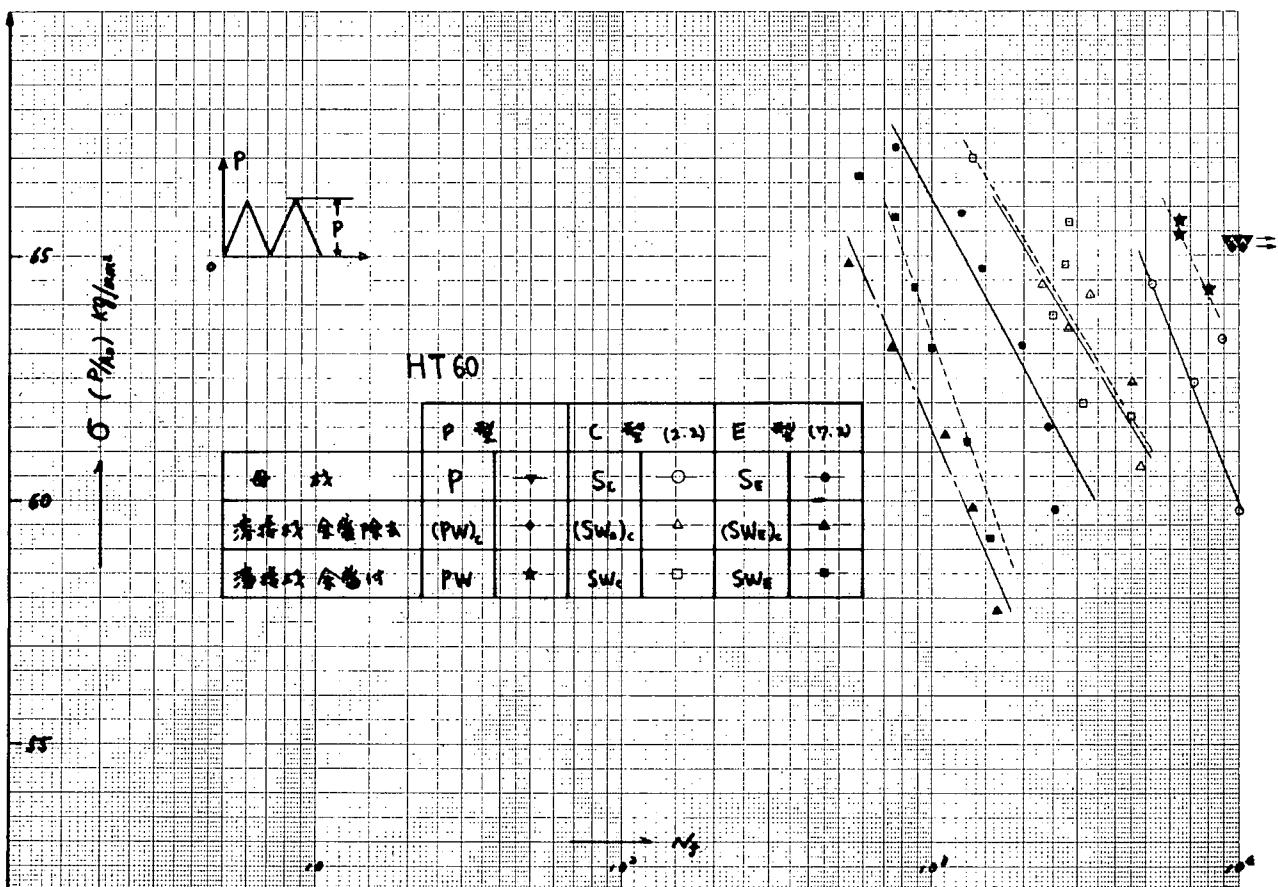


图. 3.2.6. σ - N_f 線図

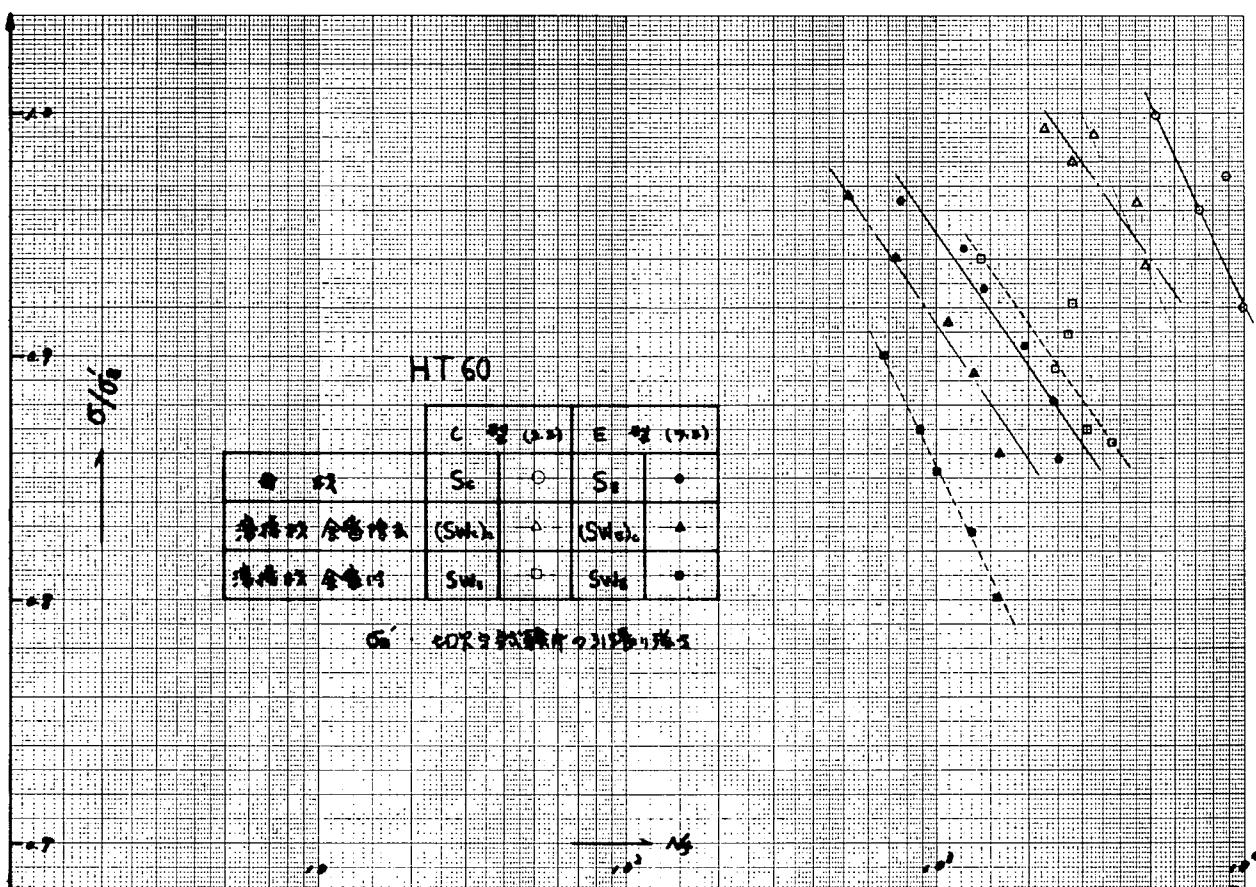


图. 3.2.7. $\sigma\%$ - N_f 線図

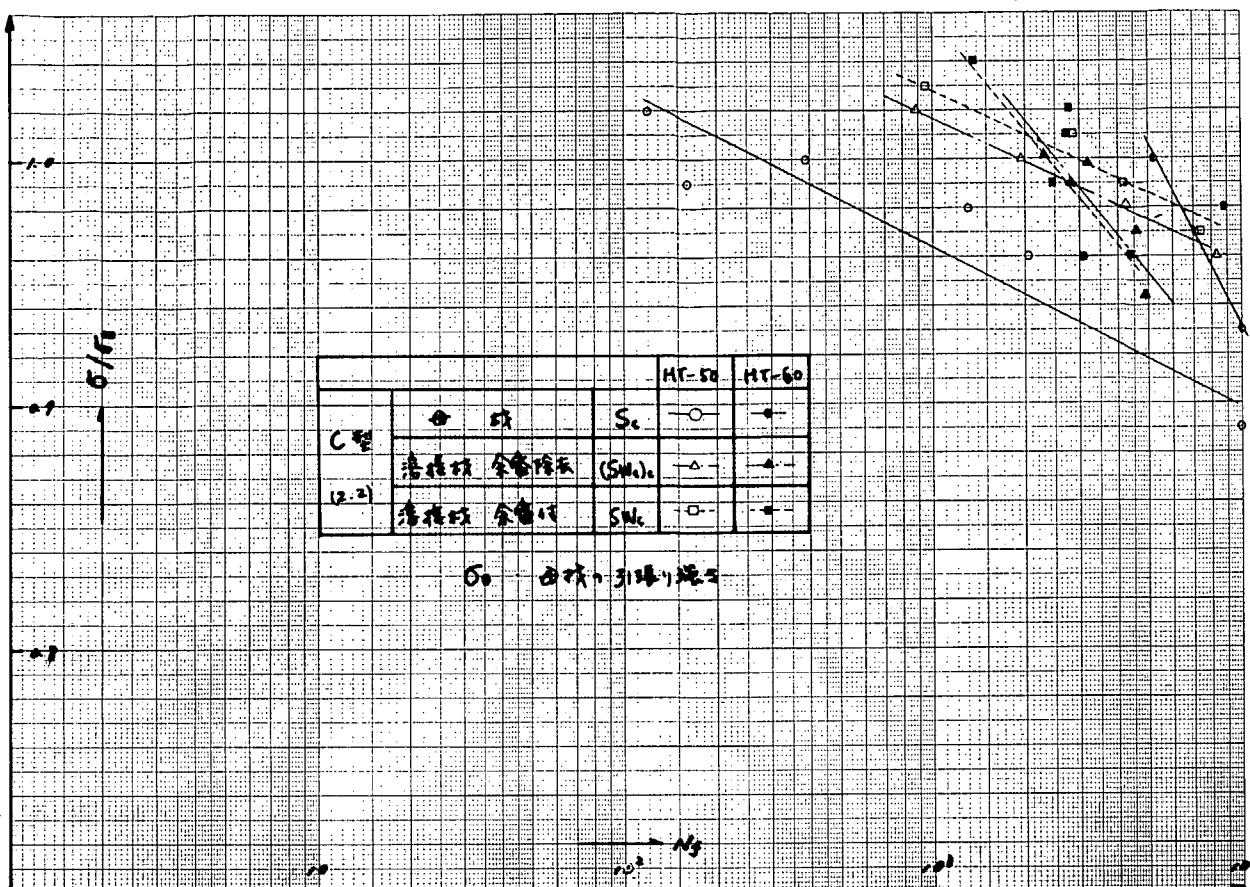


图. 3.3.8.(a) σ/σ_0 - ϵ/ϵ_0 線図

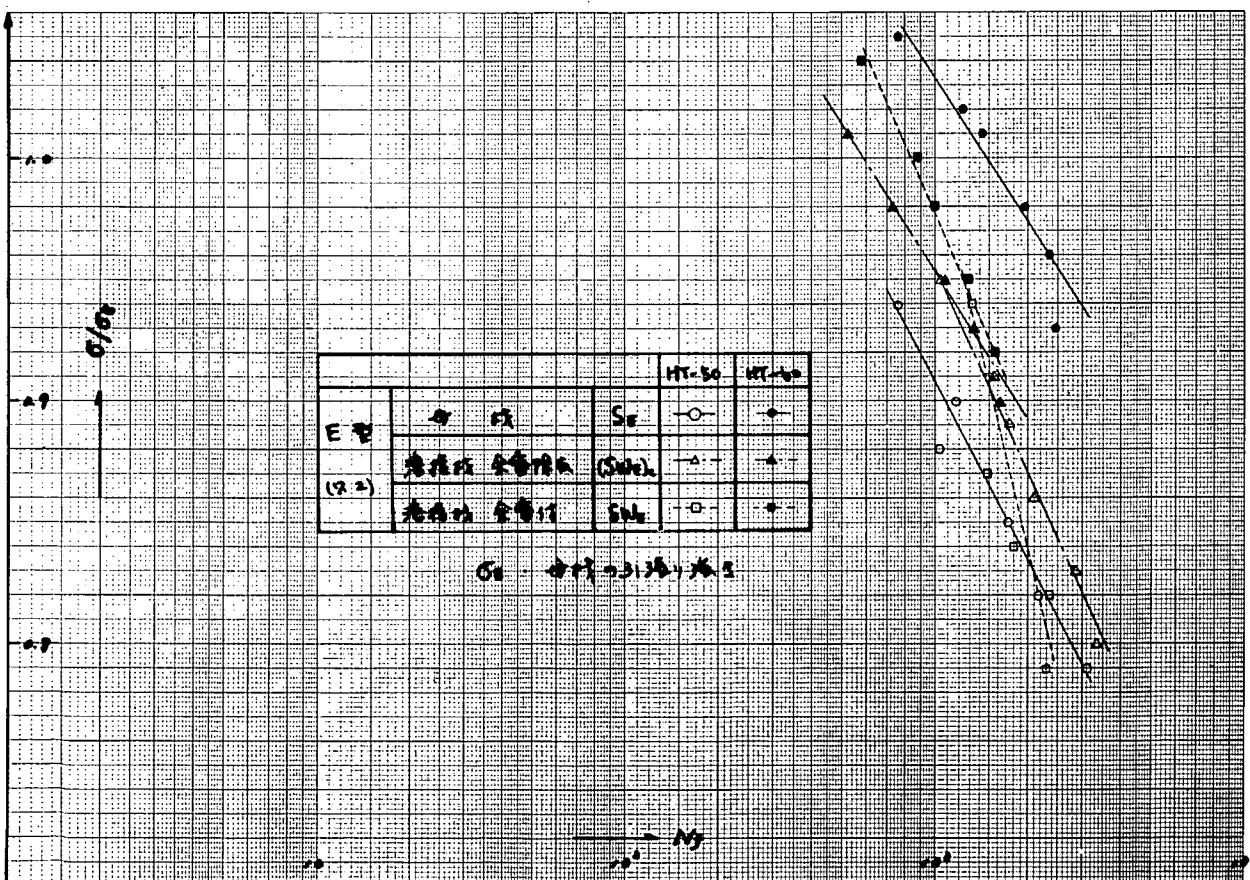


图. 3.2.8.(b) σ/σ_0 - ϵ/ϵ_0 線図

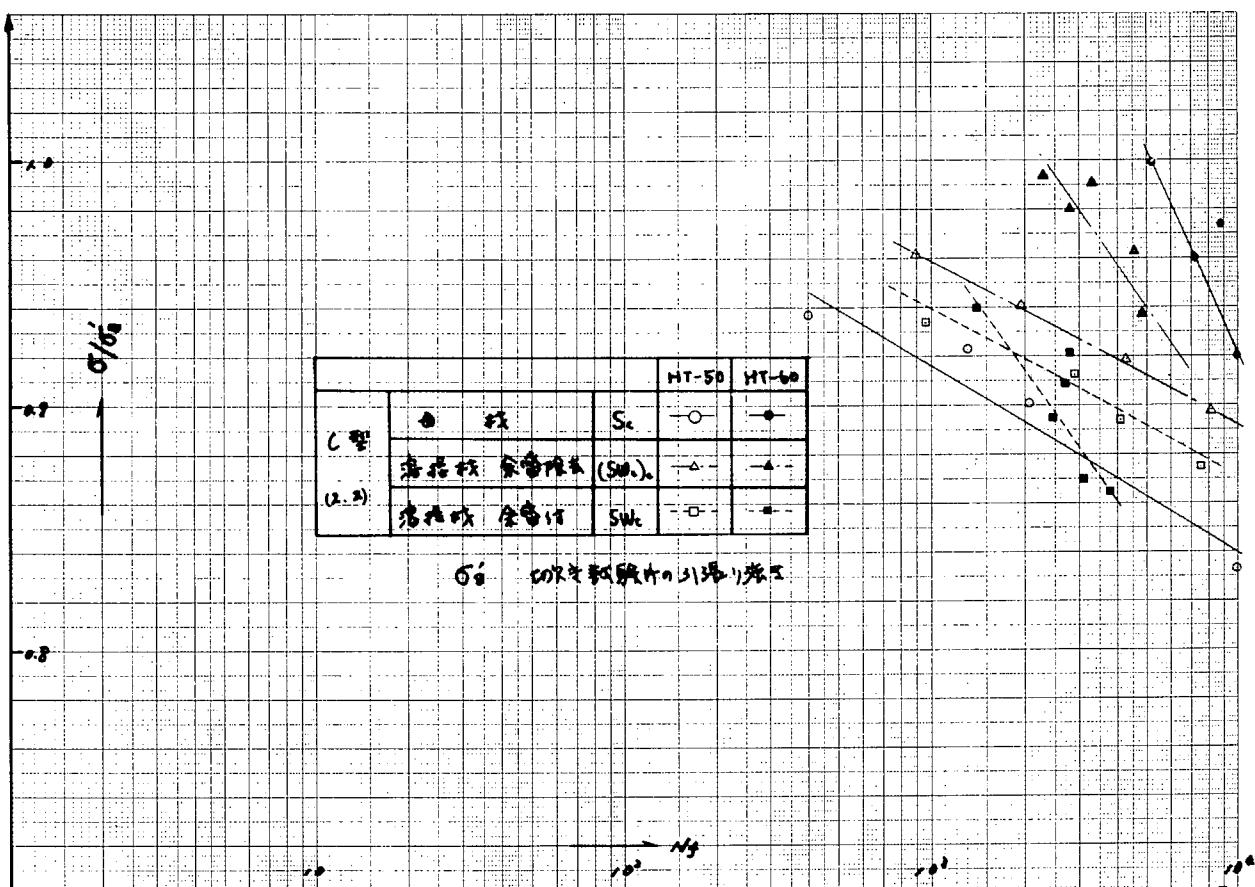


图. 3.2.9-(a) σ_{00} - N_3 線図

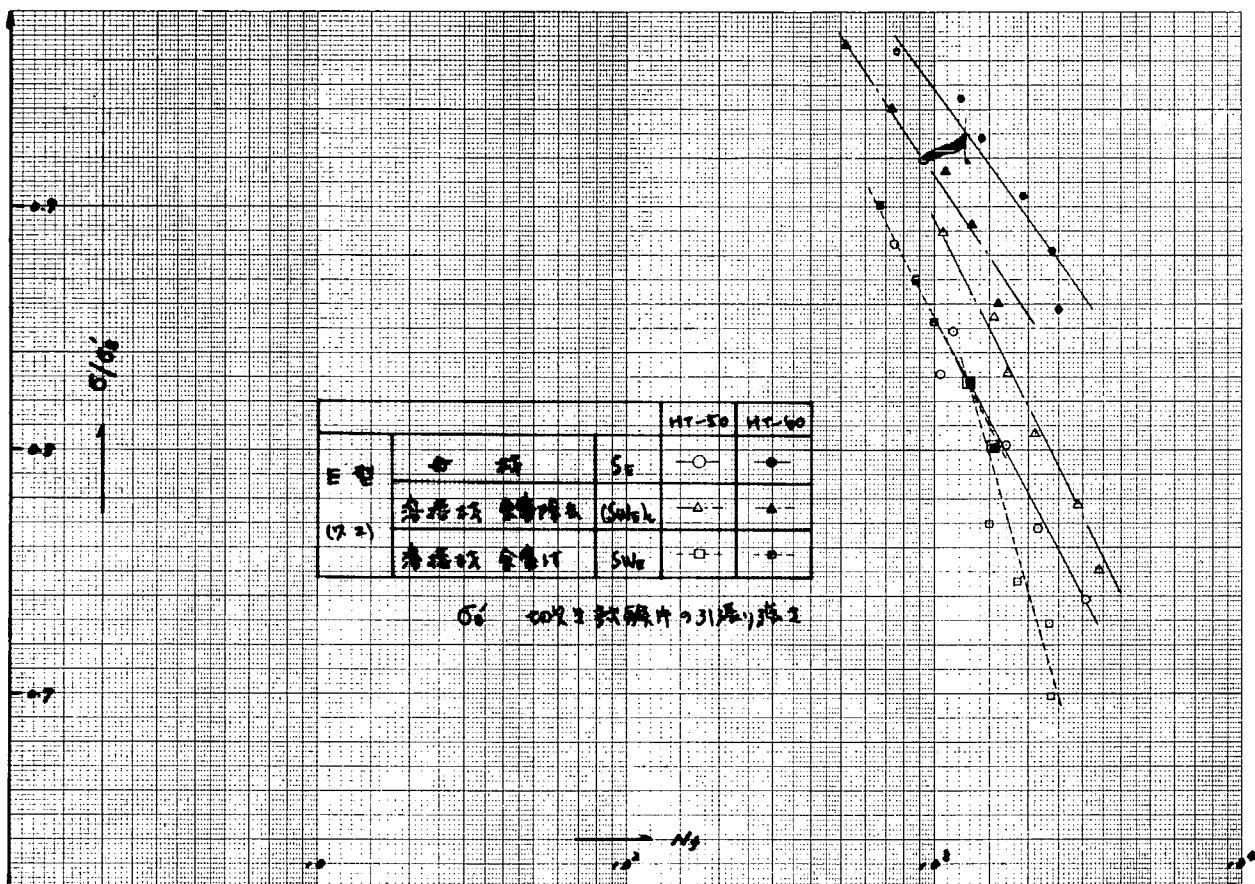


图. 3.2.9-(b) σ_{00} - N_3 線図

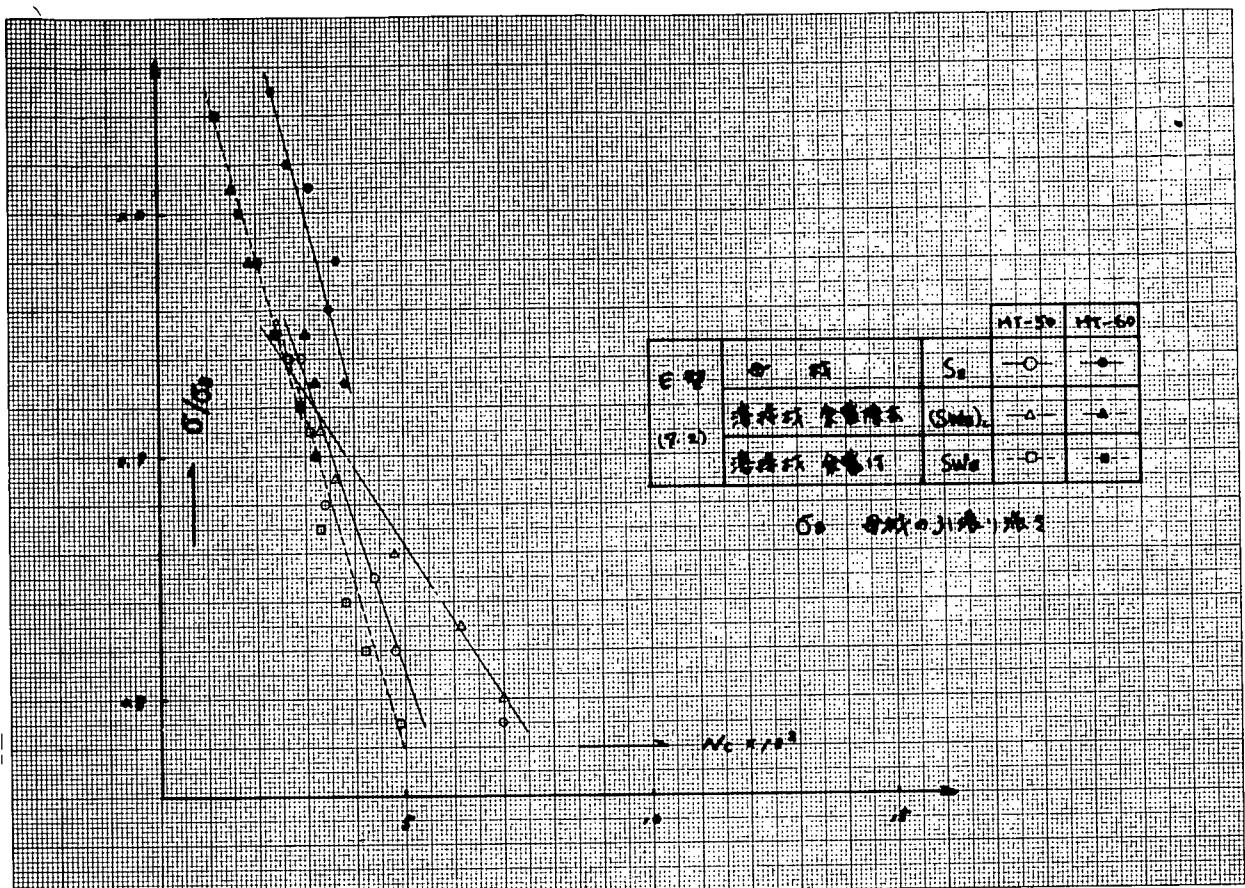


图 3.2.10. $\sigma_{\text{C}}/\sigma_{\text{Si}} - \text{N}/\text{Ni}$ 线图

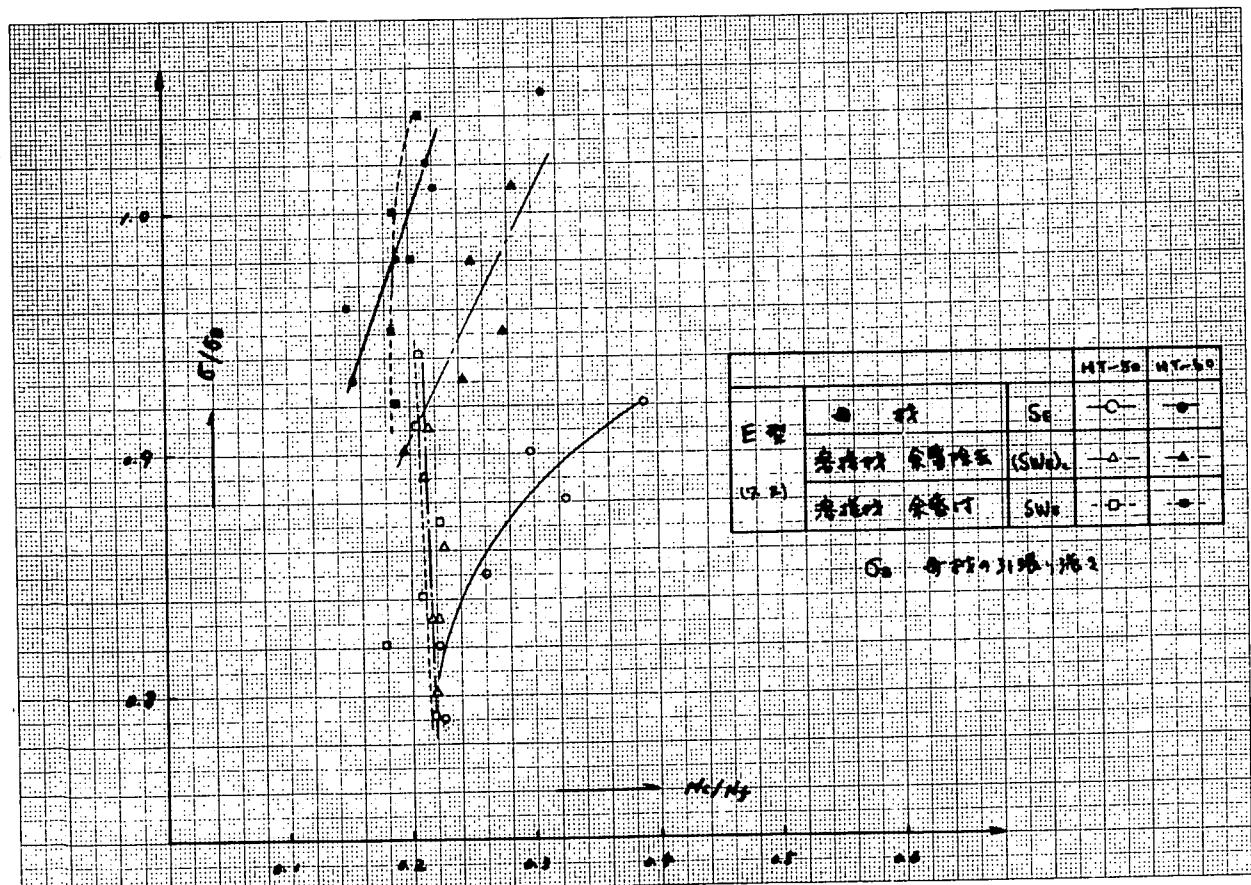
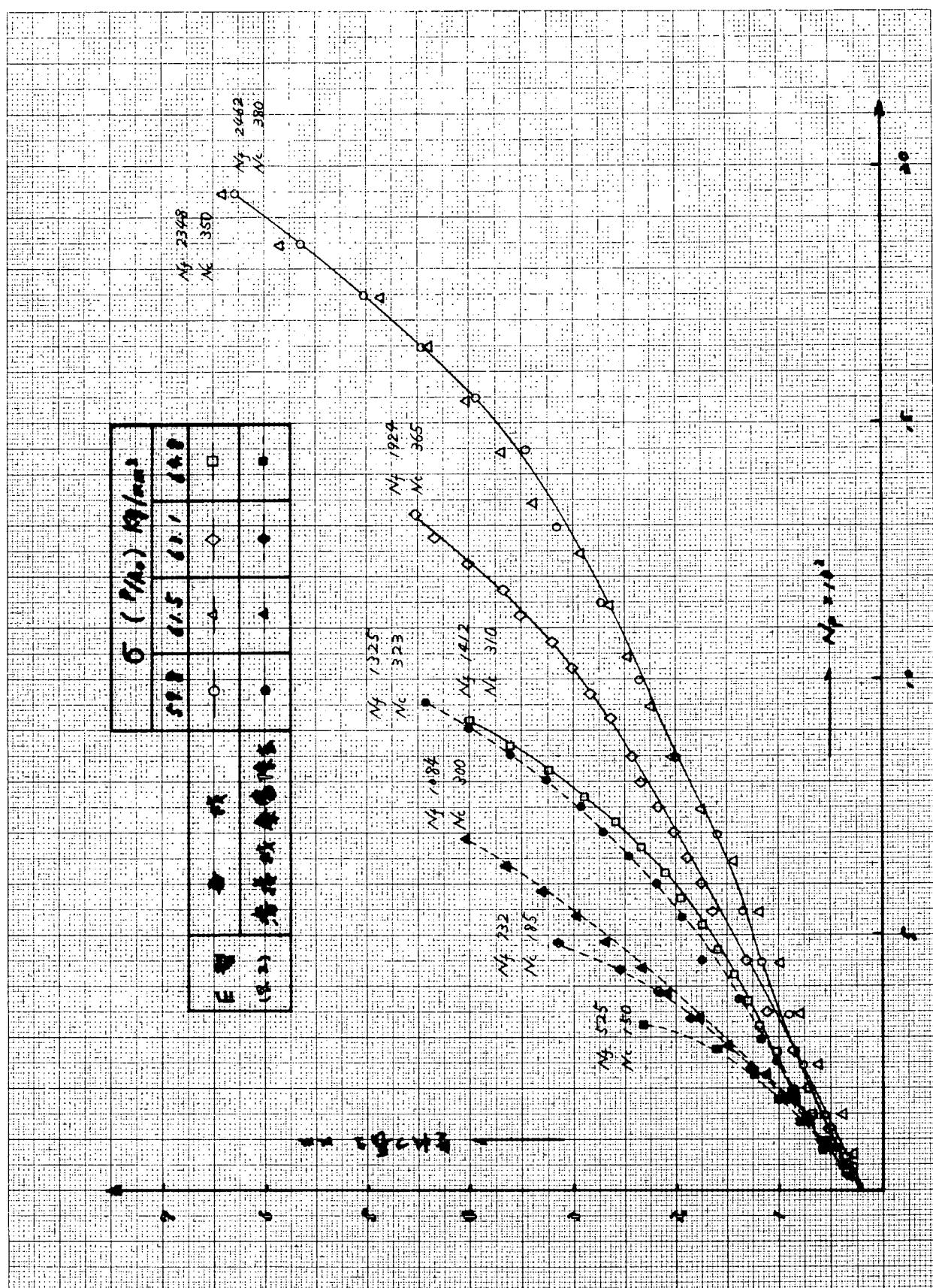


图 3.2.11. $\sigma_{\text{C}}/\sigma_{\text{Si}} - \text{N}/\text{Ni}$ 线图

图 3.2.12. 三轴强度图样



4 斜交隅肉継手の疲労強度

船体構造には突合式継手とはじめ種々の溶接継手が使われている。そのうち、斜交隅肉継手は構造が複雑な個所で多く使われ、溶接が施工しにくい場合が多い、したがって継手効率も低くなりやすいが、例えば船首尾などではある程度使用せざるを得ない継手形式である。本研究部会で発表されて¹⁾調査結果などにも、この形式の継手に多く疲労破壊と思われる損傷が起つて¹⁾いる（報告書）が、問題の多く継手の1つに数えられてある。しかしながら継手長さの割合が少々¹⁾ためか、今まであまり研究が行なわれて¹⁾おらず、本研究部会の項目の1つにとりあげたものである。

研究としては、3年計画で引張片振方式による斜交隅肉継手の疲労試験を行ない、各種パラメタの影響を明らかにし、設計資料となるデータを求める目的として行なつたものであるが、本章に於いては4.1に引張片振、4.2に曲げの第3年度として行なつた研究について報告する。

4.1 斜交隅肉継手の引張片振疲労強度

4.1.1 目的

本項の供試材は最も一般的な船体構造用材料である軟鋼を使用した。十字隅肉継手試験片の中板を 90° から 75° , 60° , 30° と傾斜ニセ正形の試験片を用いて、中板の交叉角度の影響をしらべ、年度²⁾ごとに図4.1.1に示すように溶接開先を変化させて、溶接の溶け込みなどの影響をしらべることとした。本年度は图中の一番下に示すような開先を採用して、最もでかい不溶接を行なつた場合について実験した。疲労試験は主として高サイクル領域で行なった。

4.1.2 試験

(1) 試験機

疲労試験の他に、参考として静的引張試験と硬度分布の測定を行なった。静的引張試験は50 Tonアムスラー型万能試験機で行ない、硬度分布はビッカース硬度計を用いて測定した。

疲労試験には引張圧縮30 Tonの容量をもつシエンクプログライバルサーのPBTN型試験機を用いた。この疲労試験機には低速の油圧式駆動装置と、高速の機械共振式駆動装置があり、本研究においては寿命によって、この两者を使い分けた。

(2) 試験片

供試材は厚さ 10 mm の構造用圧延鋼板 SM 41 であり、ミルシートの化学成分および機械的性質を表 4.1.1 に示す。

予め付合せ継手、十字隅内継手 (90°)、および 75° 、 60° 、 30° の斜交隅内継手の 5 種の溶接継手の試験片を作成した。試験片の形状寸法は図 4.1.1 に示す。図中の脚長および板厚は平均値である。試験片長手方向は口一ル方向と一致しており、試験片はすべて黒皮付である。溶接は 3.6 中下部の中の被覆溶接棒を用い、5 分力 \times 2 タンメートルで適正条件で下向立手アーチ溶接を行ない、あとから機械加工により分離し、仕上げた。参考のため、溶合せ継手と同じ形状寸法で、継手部の U 形の田畠試験片を作り、引張試験に供した。溶接継手試験片のマクロ写真の例を写真 4.1.1 ~ 5 に示す。

試験片成作数は母材が 2 本、溶合せ継手が 15 本、他は全て 17 本である。母材を含めて各系列とも 2 本ずつを引張試験に使用し、溶接継手試験片の系列から各 1 本ずつを用いて硬度分布の測定を行なった。残りは全て疲労試験用であるが、溶接の外観の特に悪化のや、目違の特に大きなものは除いて使用した。

(3) 試験方法

a) 静的引張試験

引張試験を行なった。本年度の試験系列では疲労亀裂が必ずしも溶接継手のトウ部であるので、ゲージ長 25 mm の抵抗線歪ゲージを 5 枚直列に並べて応力集中ゲージをトウ部を中心貼り、歪測定を行なった。ただし、斜交隅内継手の鋭角側のトウ部は歪ゲージが貼り難い形状であるため、応力集中ゲージに付けて歪測定は割愛せざるを得なかつた。

十字隅内継手下部斜交隅内継手の中板は、引張荷重を試験片にかけた時に回転する可能性があるので、ダイアルゲージを用いて中板の回転角を測定する計画とした。

b) 硬度分布の測定

硬度分布は継手の断面について行なつた。測定点はなるべく試験片の表面に近いところが望ましいが、表面から 1 mm 程度板厚方向に入ることにして、トウ部附近を中心に入れられた。

ローラースケール硬度計の重錘は 10 kg に設定した。

c) 疲労試験

荷重条件は最小荷重を 0 Ton とした完全片振引張荷重である。疲労寿命が短い場合は高速で繰返し荷重をかけたと試験片に発熱が起きた場合にて、寿命が 10^6 サイクル以下と推定された場合には低速の油圧サーボ駆動装置を用い、120 cpm または 180 cpm のサイン波で試験を行なつた。寿命が 10^6 サイクル以上となる場合は高速の機械共振式駆動装置を用い約 2300 C

μm で試験を行なつた。二れまでの疲労試験の経験から溶接継手は $4 \sim 5 \times 10^6$ サイクルまで疲労破壊を起すので、疲労限を求めよため全系列につれて 5×10^6 サイクル以上で疲労破壊（ $\sigma_{\text{応力}} \approx \text{最大荷重} / \text{約 } 1 \text{ kg/mm}^2$ 方向に下り）が求められた。二ニで、応力または平均応力は荷重を平行部断面積で除して値である。試験温度は全て室温である。

4.1.3 試験結果

(1) 引張試験

表 4.1.2 に引張試験結果を示す。溶接継手試験片の降伏点は明確ではなく母材にくらべて若干低くなつてゐる。しかし引張強さはほとんど差が見られない。破断時の応力 σ_u は溶接継手試験片の方が母材試験片よりも $1 \sim 2 \text{ kg/mm}^2$ 高い値を示してゐるが、破断個所はいずれも母材部であるため、この差は溶接継手による拘束のためと思われる。

図 4.1.3 に応力分布測定の結果の一例を示す。応力値は歪の測定値にヤング率 $E = 21000 \text{ kg/mm}^2$ を乗じたものであり、トウ部にかなり応力集中が生じてゐるが見られる。対応する位置で応力値に差が生じてゐるのは角目違ひのためと考えられる。トウ部の応力を平均応力を除して応力集中係数を求め、応力集中係数と平均応力との関係を図 4.1.4 に示す。図 4.1.3 に示した例の場合には角目違ひのために $\# - 3 \# 4 \times \text{ゲージ } 11$ で差が生じてゐるが、両者の平均をとれば角目違ひによるゲージメントの影響を消去できるようである。平均的操作によつて求めた応力集中係数の値は、実合せ縫合 $\times 30^\circ$ の斜交隅肉継手の場合に 1.1 程度、 $90^\circ \times 60^\circ$ の斜交隅肉継手の場合に 1.4 程度、 75° の斜交隅肉継手で 1.9 程度となる。しかし、応力集中ゲージを貼るためにトウ部はグラインダーで研磨して少しならかが形になつたり、またゲージ長さが 2 mm であるため、実際の応力集中係数よりはかなり低い値を示したものと考えられる。

図 4.1.5 に引張試験で測定した中板の回転角と平均応力との関係を示す。 90° の場合はほとんど回転していない。 $60^\circ \times 30^\circ$ の場合は初期の角目違ひの影響による回転の部分を除けば全面的な降伏の起きる前にはあまり回転は起つてない。しかし、 75° の場合は角目違ひによる初期の回転を除いても平均応力の上昇とともに回転角が増加するものが見られ、これは鈍角側の隅肉が若干弱いことを示すが、これによつて 75° の縫合の応力集中係数が高い値となつたものと考えられる。左列二の結果から、 $60^\circ \times 30^\circ$ は鈍角側と鋭角側の隅肉のバランスは良いといふと言ふことができる。

$60^\circ \times 30^\circ$ で応力集中係数に差があるか、これは両者の測定直附近のフランク角の差であると思われる。

(2) 硬さ試験

図4.1.6～図4.1.10に硬度分布測定結果を示す。母材のビッカース硬度Hvは110ないし120であった。溶接継手部附近ではいずれの継手の場合もトウ部直下附近の熱影響部に最高硬度が現われており、その値は溶合せ継手で160程度、90°継手で180程度、75°継手では鈍角側で195、鋭角側で175、60°継手では鈍角側で約190、鋭角側で170、30°継手では鈍角側で185、鋭角側で約170となつている。最高硬度は溶接順序その他の溶接条件で変りうるが、今回の供試材の場合、鋭角側では170～175であり、鋭角側では75°の195から30°の185へと変化しており、90°継手の値は鋭角側の値と鈍角側の値の中間に位置している。また、全般的に硬度の分布が母材部から徐々に増加する傾向があるが、これは溶接による歪形の影響を考慮せらるべき。

(3) 疲労試験

図4.1.11に疲労試験結果をとりまとめて $\sigma_{max} - N_f$ 線図として示す。左軸は最大応力 σ_{max} 、横軸は破断寿命 N_f である。溶合せ継手は実験表のバラツキの上限に位置しており、他はほとんど同一の分散帶の中に分布している。疲労限は溶合せ継手で 14 kg/mm^2 、90°継手と75°継手で 13 kg/mm^2 、60°継手と30°継手では 12 kg/mm^2 である。

4.1.4 考察

(1) 疲労亀裂伝播経路

図4.1.12は今年度の試験系列での疲労亀裂の伝播経路を示す。

溶合せ継手の場合にはすべて予盛のトウ部から亀裂が発生し、反対側へ横断するような形で伝播し、伝播経路が組織の影響を受けたような形跡は見られない。亀裂の発生点は板中方向の特定の個所と云うことはなく、複数の亀裂が発生している場合が多い。

十字隅内継手(90°継手)の場合、全般にルートの溶込みは良好だが、2mm程度の不溶着部がある。不溶着部から亀裂が発生した例はなく、すべてトウ部に発生した亀裂によって破断した。破断面は溶合せ継手と類似していた。

75°継手の場合は、最大応力 $\sigma_{max} = 30.8 \text{ kg/mm}^2$ の時にルートから発生した亀裂によって①の経路で破断した。 $\sigma_{max} = 24.7 \sim 17.0 \text{ kg/mm}^2$ の範囲では鈍角側のトウ部から破壊したが、 $\sigma_{max} = 17.0 \text{ kg/mm}^2$ の場合は③の経路をとり、他は②の経路をとった。また $\sigma_{max} = 15.0 \sim 14.0 \text{ kg/mm}^2$ の場合は鋭角側のトウ部から発生した亀裂によって破断した。亀裂発生個所が高応力側で鈍角側となるのは(平均)応力が大きくなるためにニップルと中板の回転の影響が現れること

ものと思はれる。また低応力側では鋭角側から破壊しており、寿命も突合せ継手程度まで伸びていいので、鋭角側と鈍角側で応力集中係数の差はあまりなく、むしろ中板の回転の影響を考慮するならば鋭角側の方が、中板の回転を止めに場合には破壊が起り易くなると考えられる。

60°継手の場合、 $\sigma_{max} \geq 22.9 \text{ kg/mm}^2$ の範囲では母材部のRよりも近いところにあつた小さな圧痕から亀裂が発生し破断した。溶接部から破断しなかつた理由は不明であるが、この種の継手の応力集中係数は相対的には小々かつかのでは本いかんと思われる。 $\sigma_{max} = 20.4 \text{ kg/mm}^2$ の範囲では主な亀裂は鈍角側のトウ部に発生し、それによつて破壊した。

30°継手の場合、 $\sigma_{max} = 24.0 \sim 20.0 \text{ kg/mm}^2$ の範囲では鋭角側のトウ部から①の経路で伝播した亀裂によつて破壊したが、 $\sigma_{max} \leq 18.4 \text{ kg/mm}^2$ の範囲では鈍角側のトウ部から出た亀裂が②の経路で伝播し、破断した。 30° 継手には約2mmの差違があつて、引張応力をよつて鈍角側に圧縮の曲げ応力が生ずるようなら部材配置となつていい。そのため、 σ_{max} が高くなる場合は鈍角側より鋭角側に亀裂が発生しやすく、また伝播しやすかつたものと考えられる。

(2) 疲労強度

図4.1.11に疲労試験結果をまとめて示したが、系列ニヒに7°ロット万3と図4.1.13～図4.1.17のようになら。図中の破線は突合せ継手以外の系列全体を通すように引いたものであり、1点鎖線は突合せ継手の結果をあらわすものである。

図4.1.13は突合せ継手の疲労試験結果であり、かなりバラツキは少ない。45年度の結果にくらべて時間強度は約1.5kg/mm²高く、疲労限は約3.5kg/mm²高くなつていい。

図4.1.14は十字隅肉継手(90°継手)の疲労試験結果である。44, 45年度のルートの溶込みが少なかつた場合にくらべ、特に高応力側で時間強度が高くなつていいのがわかる。破線にくらべて約1kg/mm²疲労強度は低くなつていい。

図4.1.15は75°継手の結果である。 10^6 サ1クル以下の寿命の場合はやや破線よりも0.5～0.8kg/mm²程度低い値を示しているが、 10^6 サ1クル以上の寿命の場合は1点鎖線の突合せ継手の線図にほぼ乗つていい。突合せ継手にくらべてバラツキは大きが、44, 45年度の結果にくらべて相当疲労強度が改良されていいのがわかる。

図4.1.16は60°継手の結果である。かなりバラツキがあるが、ほぼ破線の線に乗つており、45年度のものにくらべて高応力側での時間強度が改良されていい。

図4.1.17は30°継手の結果である。実験点は高応力側では破線よりやや

下に、低応力側ではやや上に位置する傾向がある。45年度の結果とくらべて疲労限は 0.5 kg/mm^2 程度上昇してしまったらしいが、時間強度は約 4 kg/mm^2 上昇している。

斜交隅内継手試験片の 10^5 , 10^6 , および 2×10^6 サイクル時間強度を、今年度の突合せ継手の対応する時間強度の比として、交叉角度に対するプロットすると図 4.1.18 のようになる。傾向としては、 2×10^6 サイクル時間強度では 90° , 75° , 60° の継手の間ではあまり差はない約 85 % の値を示し、 30° 継手はそれよりやや強度が高く、約 90 % の値となつている。しかし、 10^5 時間強度についてはあまり差はない、一方でも 94 ~ 96 % の値となつている。ただし、二二での時間強度は図 4.1.13 ~ 17 の実線から読んだ値である。

4.1.3 項に述べた応力集中係数と硬度分布の測定結果と疲労強度との関係は明らかではない。

(3) 最大応力と疲労破面率との関係

破面の全面積 A_T の疲労亜裂の伝播によって形成された破面の面積 A_F の占める割合 A_F/A_T を疲労破面率とし、疲労破面率と最大応力 σ_{\max} との関係をプロットすると図 4.1.19 のようになる。

二二で、繰返しの最大荷重によって、残留断面 ($A_T - A_F$) の平均応力が静的引張試験で得られる引張強度 σ_{ult} になつた時に最終破断が起る考え方次式が得られる。

$$\sigma_{ult} (A_T - A_F) = k \sigma_{\max} \cdot A_T$$

ただし、 k は見かけの応力集中係数であり、 $k=1$ は応力集中がないことを意味する。上式を変形して次式が得られる。

$$\frac{A_F}{A_T} = 1 - \frac{1}{k} \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{ult}}$$

破線は $k=1$ として描いた線であるが、実験よりも下になつている。実線は実験より通りように引いた線であり、 k の値は 1.14 であった。 $k > 1$ となつた原因としては、溶接継手による塑性拘束や、疲労亜裂によく切欠効果が挙げられる。

Illy & Hardrath²⁾ はアルミニウム合金の薄板試験片に疲労亜裂を入れ、静的引張試験にかけて、疲労亜裂による静的破壊強度の減少を測定した。その結果見かけの応力集中係数 k が約 1.3 と程度に破壊強度が減少するとして報告している。今回の実験で得られた k の値は 1.14 であったが、材料の相違やバラツキなどを考慮すれば、ほぼ妥当な値であろう。

4.1.5 結論

ルートの溶込みを充分とつてハサハ公溶接をし合せ継手、十字隅肉継手がよび 75° , 60° , 30° の斜交隅肉継手の静的引張試験と大引張片振疲労試験を行なつて結果、次の結論を得た。

(1) 引張強度は母材と同程度に改良万ヨニシニテアリ。今回の供試材程度の溶接ミスルべ斜交角度にはほとんど無関係となる。

(2) 中板の回転はトウ部の応力集中を増加させる。

(3) 今回の供試材の場合、十字隅肉継手と斜交隅肉継手の疲労強度はほとんど変わらず、 10^5 サイクル時間強度は溶合せ継手の $94\sim96\%$, 2×10^6 サイクル時間強度は $85\sim90\%$ である。疲労限は溶合せ継手が 14 kg/mm^2 、十字隅肉継手と 75° 斜交隅肉継手は 13 kg/mm^2 , 60° と 45° 30° の斜交隅肉継手は 12 kg/mm^2 である。

(4) 疲労亀裂の而3板の静的引張強度は 1.14 程度の見かけの応力集中の而3部材の強度に相当万ヨ。

参考文献

- 1) 特殊作業船の構造・材料に関する研究事務報告, B. 構造部材の疲労強度。 (販) 日本船舶開発協会。 昭和45年3月
- 2) Illg, W. and Hard Rath, H.F., Some Observations on Loss of Static Strength due to Fatigue Cracks (NACA RM L55D 15a), 1955

表 4.1.1 供試材の化学成分析及機械的性質 (三ル三一ト)

化 学 成 分					引張試験 (G.L.=200 mm)			伸び試験	
C	Si	Mn	P	S	降伏強さ σ_y	引張強さ σ_{ut}	伸び ϵ_f		
SM 41	0.16	0.02	0.81	0.007	0.019	28 kg/mm ²	42 kg/mm ²	31%	Good

表 4.1.2 引張試験結果

種類	交叉角度	試験片番号	降伏応力 σ_y , kg/mm ²	引張強さ σ_{ut} , kg/mm ²	破断応力 σ_f , kg/mm ²	破断位置
母材	—	M - 3T1	(上) 28.3	(下) 26.1	42.3	35.3
		M - 3T2	27.4	25.8	41.8	34.7
		平均	27.9	26.0	42.1	35.0
予盛付 突合せ 継手	—	B0 - 3T1	25.6	43.0	37.1	母材
		B0 - 3T2	25.5	42.8	36.9	母材
		平均	25.6	42.9	37.0	
十字隅 継手	90°	A90 - 3T1	24.7	42.1	37.0	母材
		A90 - 3T2	25.5	42.9	35.8	母材
		平均	25.1	42.5	36.4	
斜交隅 継手	75°	A75 - 3T1	25.3	42.7	35.9	母材
		A75 - 3T2	24.4	42.6	36.1	母材
		平均	24.9	42.7	36.0	
"	60°	A60 - 3T1	24.5	42.7	36.2	母材
		A60 - 3T2	24.8	42.6	36.1	母材
		平均	24.6	42.6	36.2	
"	30°	A30 - 3T1	24.8	42.5	36.5	母材
		A30 - 3T2	25.3	42.7	37.2	母材
		平均	25.1	42.6	36.8	

圖 4.1.2 試驗件 9 形狀寸法

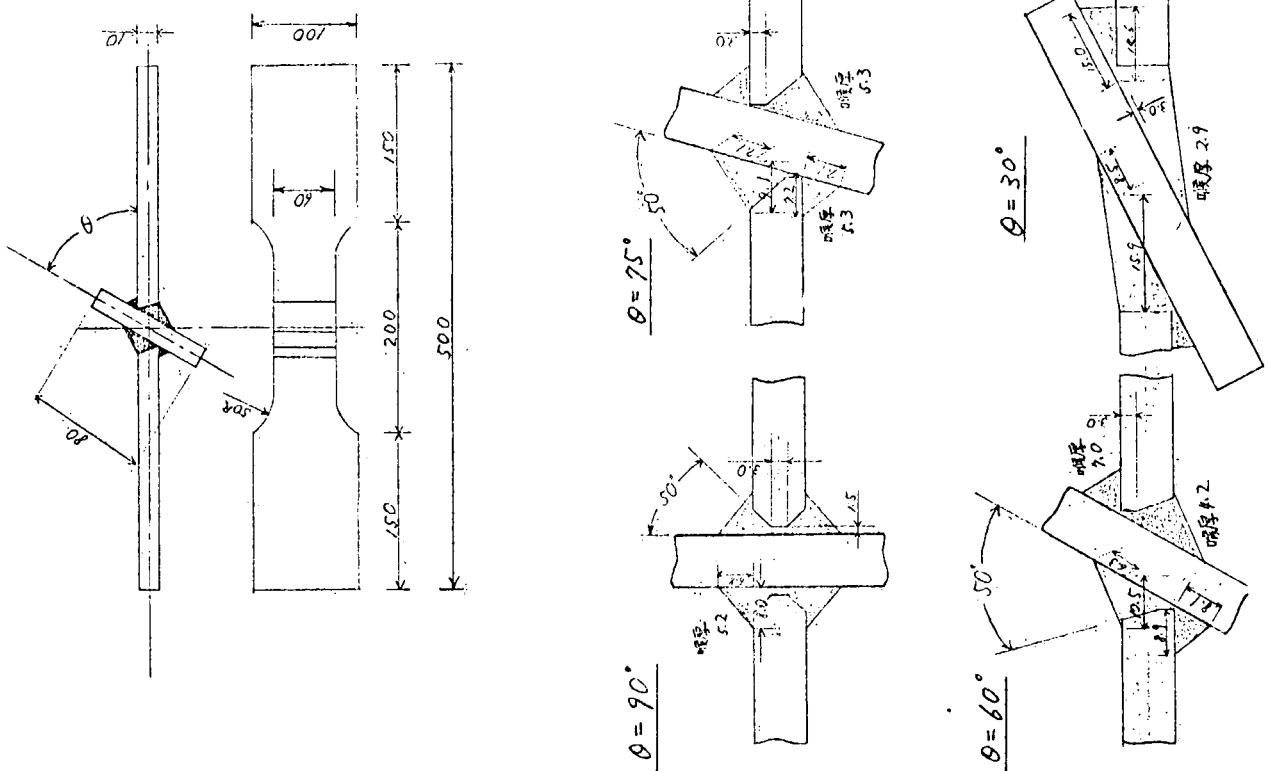
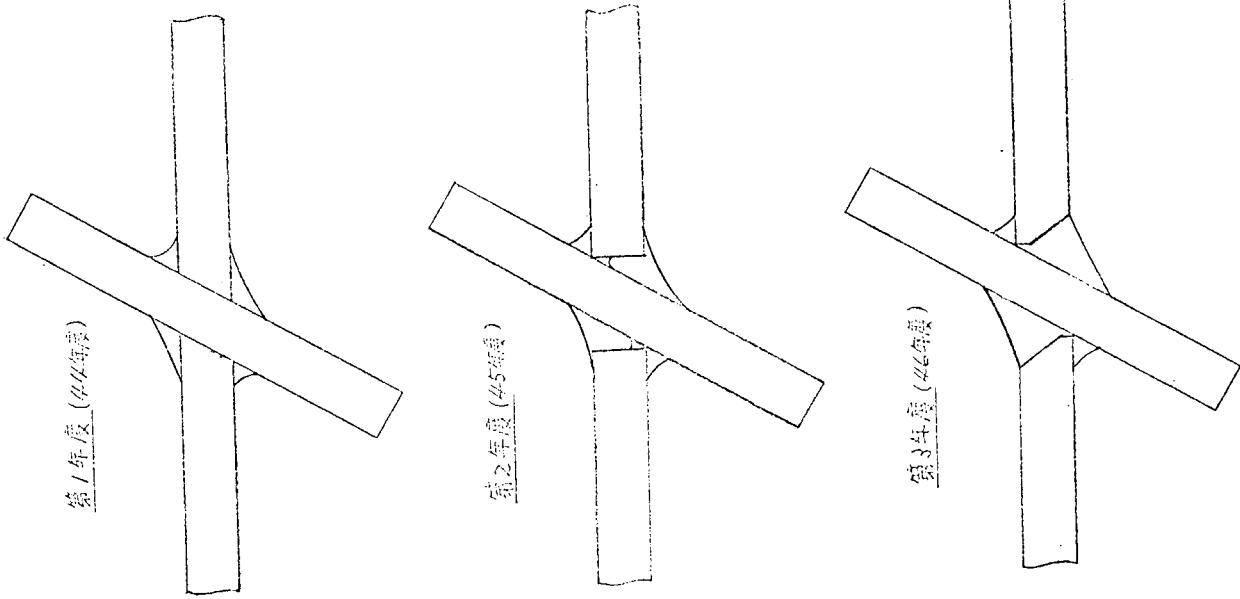


圖 4.1.1 溶接用先 9 種類



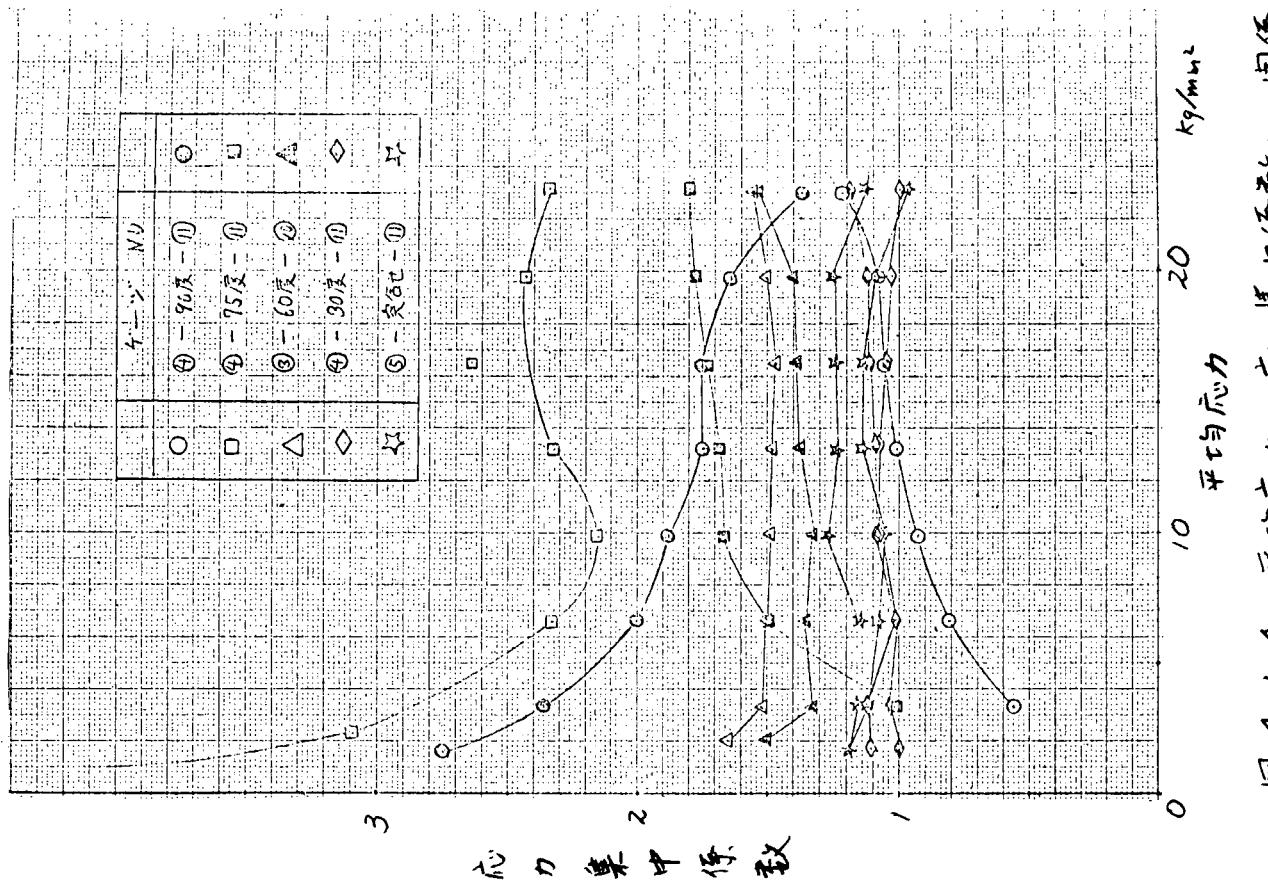


図 4.1.4 平均応力と応力集中係数との関係.

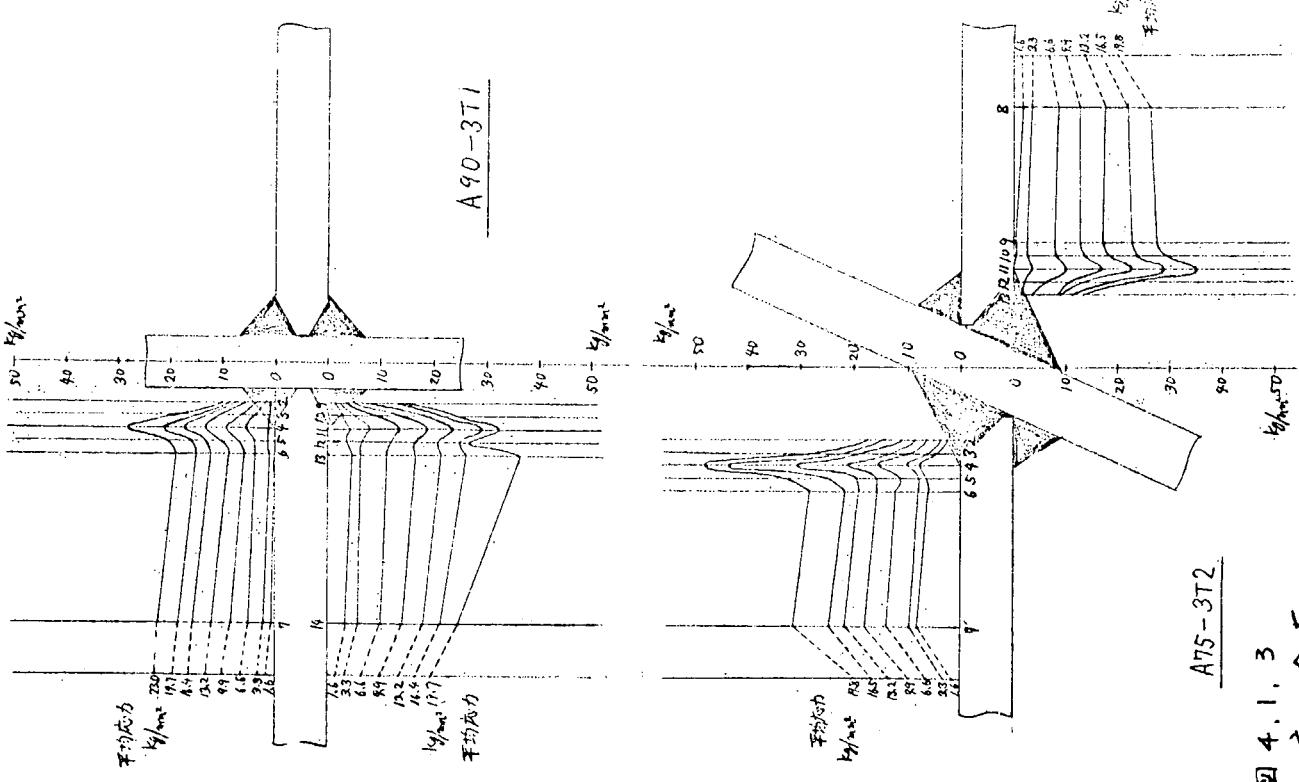


図 4.1.3 応力分布

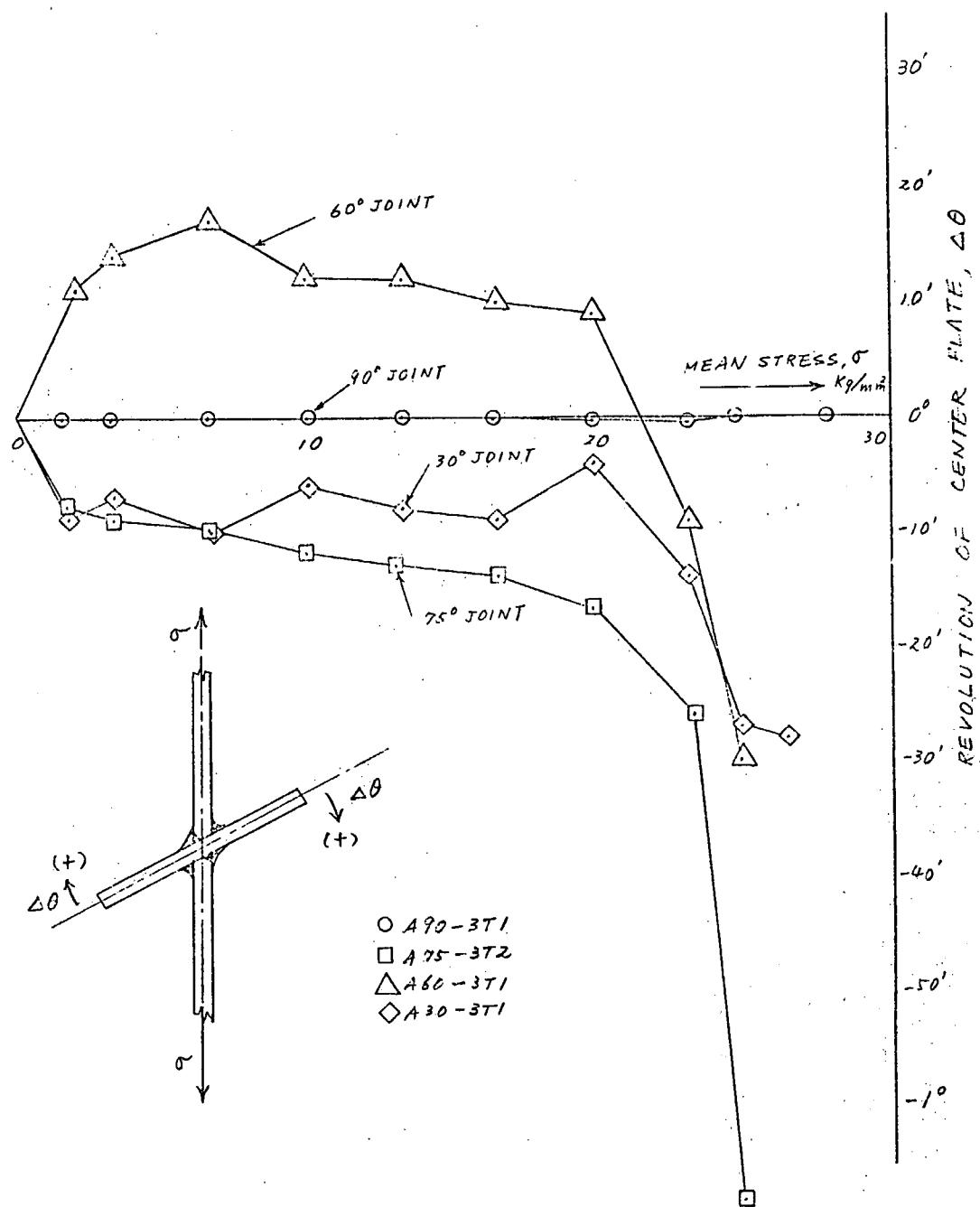


図4.1.5 中板の回転角と平均応力との関係

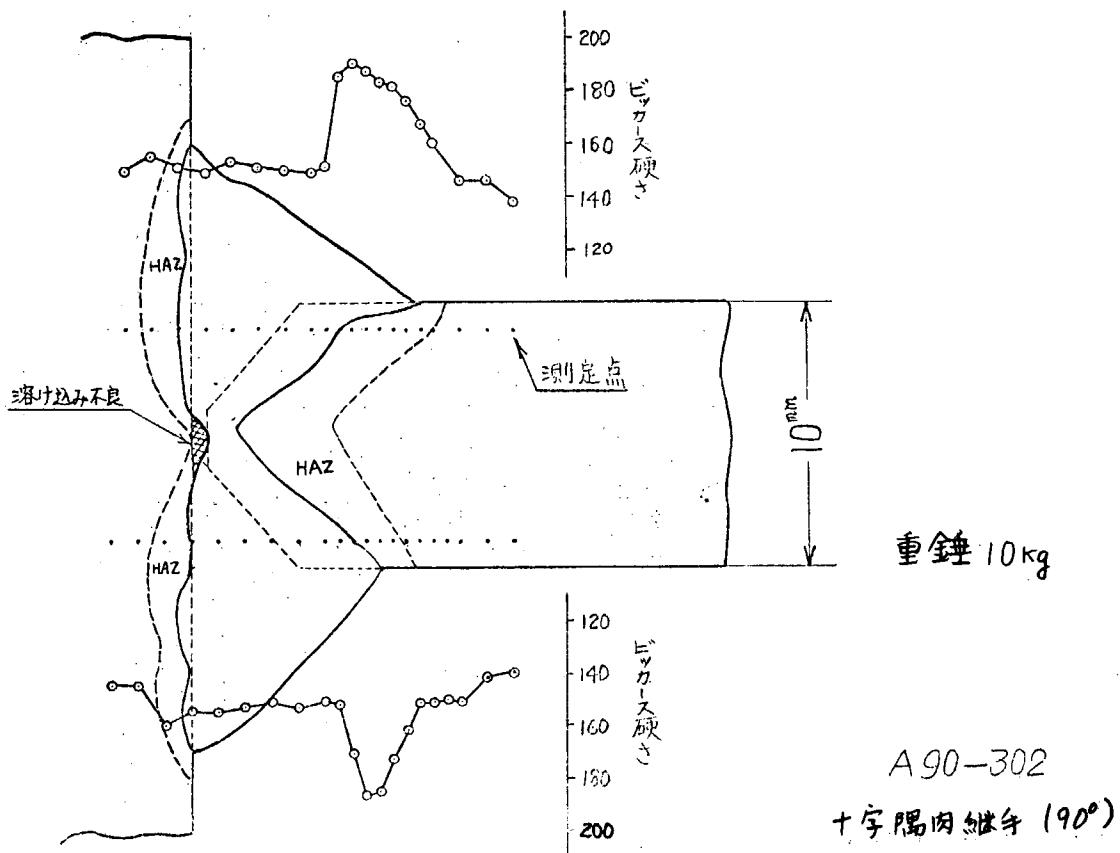
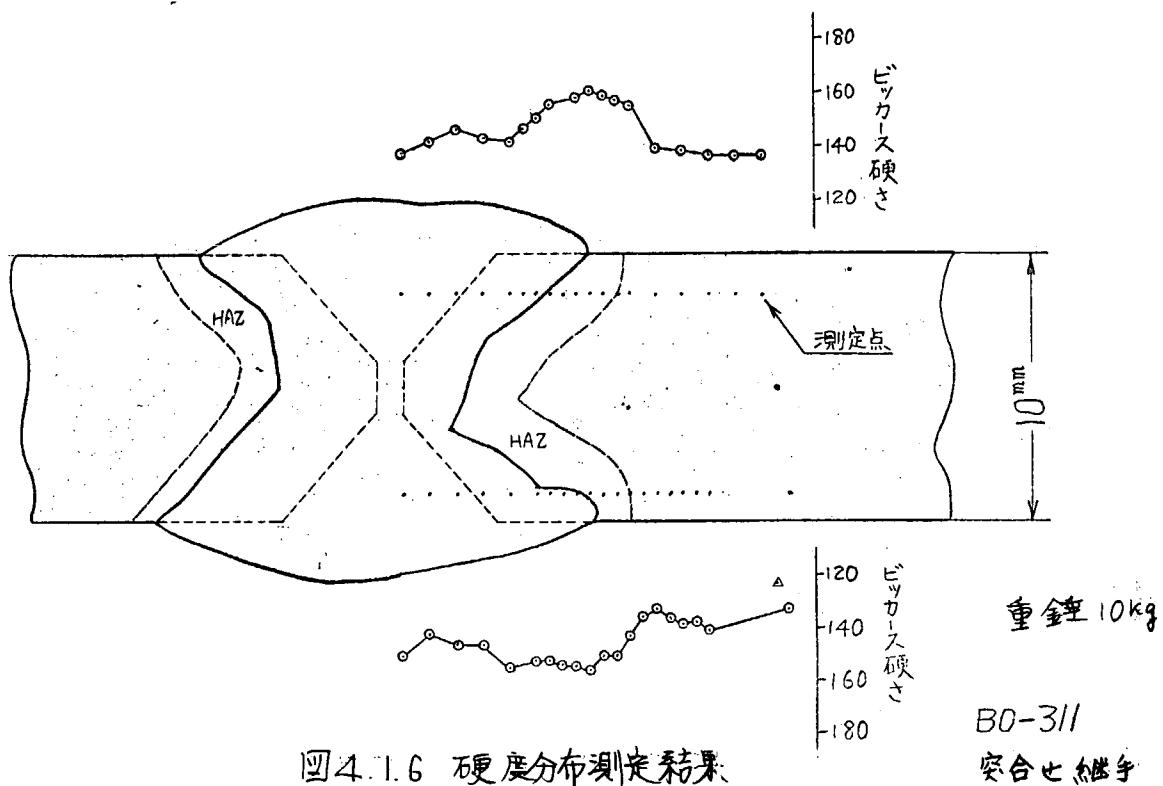


図4.1.7 硬度分布測定結果

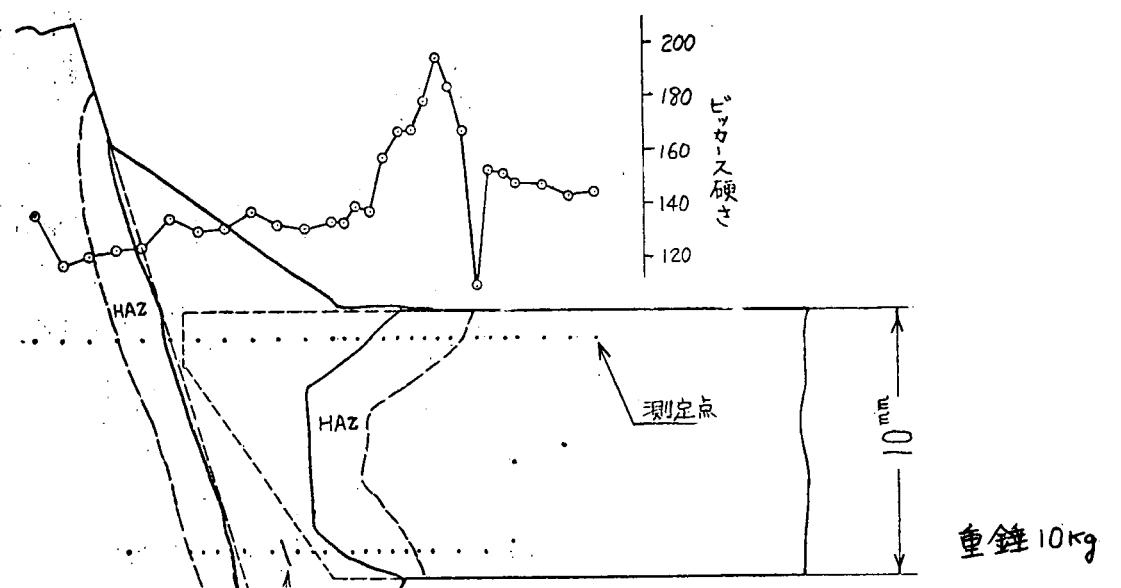
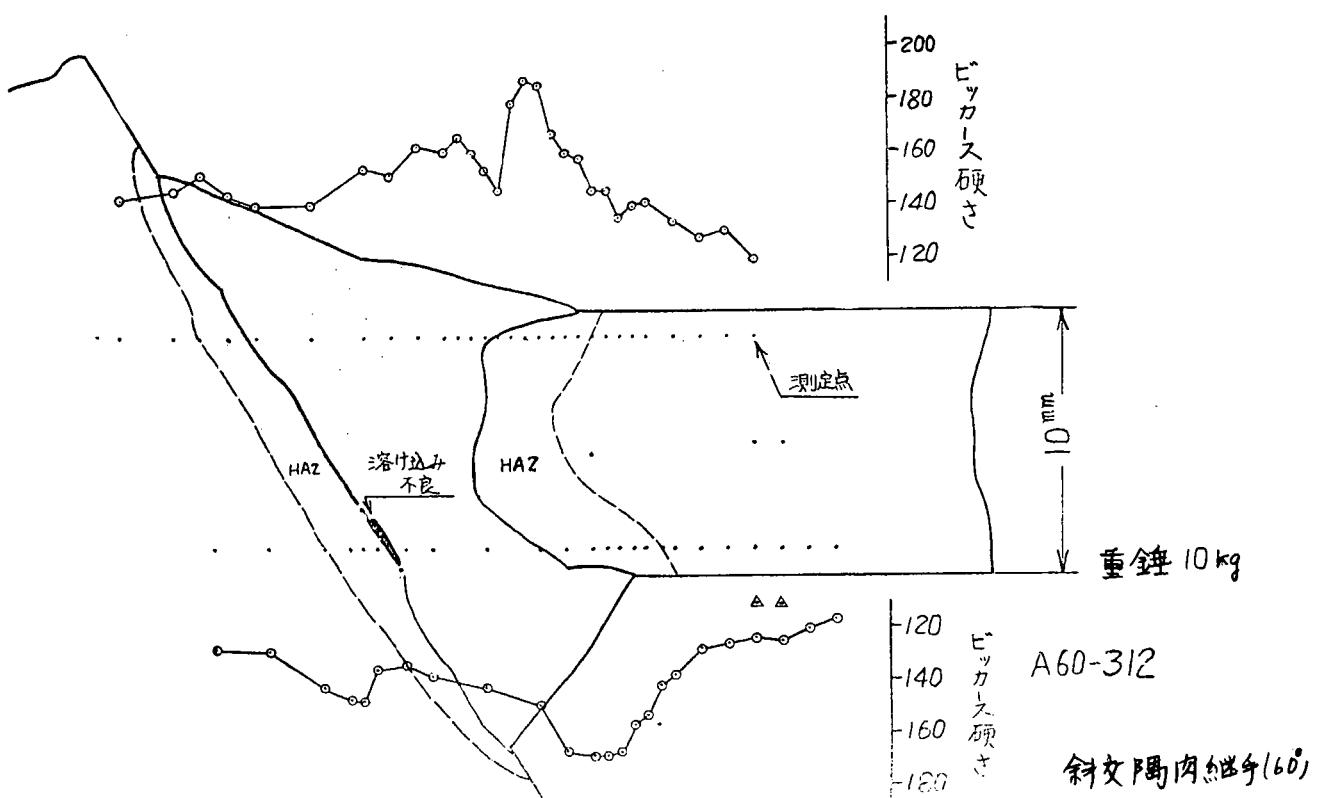
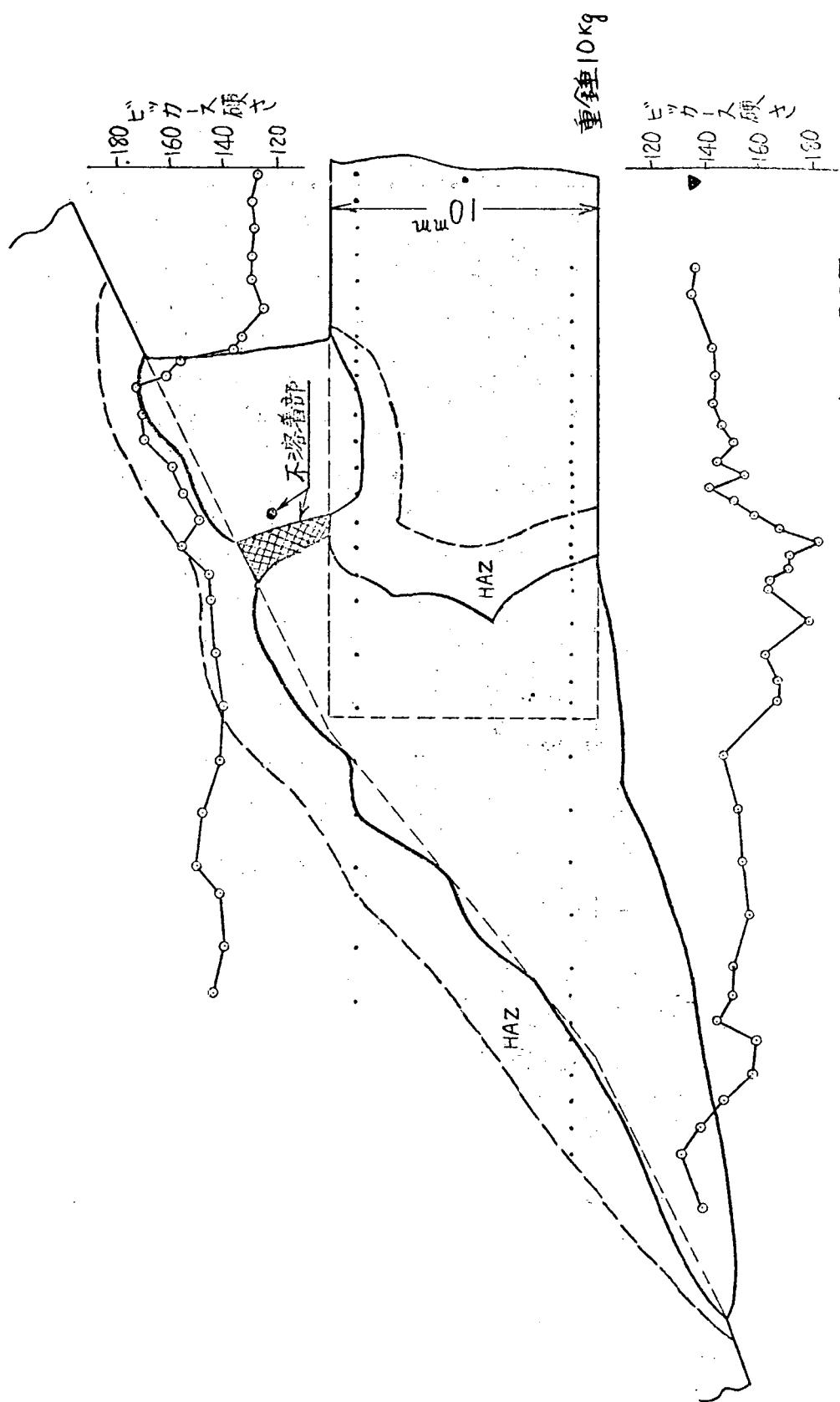


図4.1.8 硬度分布測定結果



A30-307
鋼交割内燃端 (30°)

図4.1.10 硬度分布測定結果



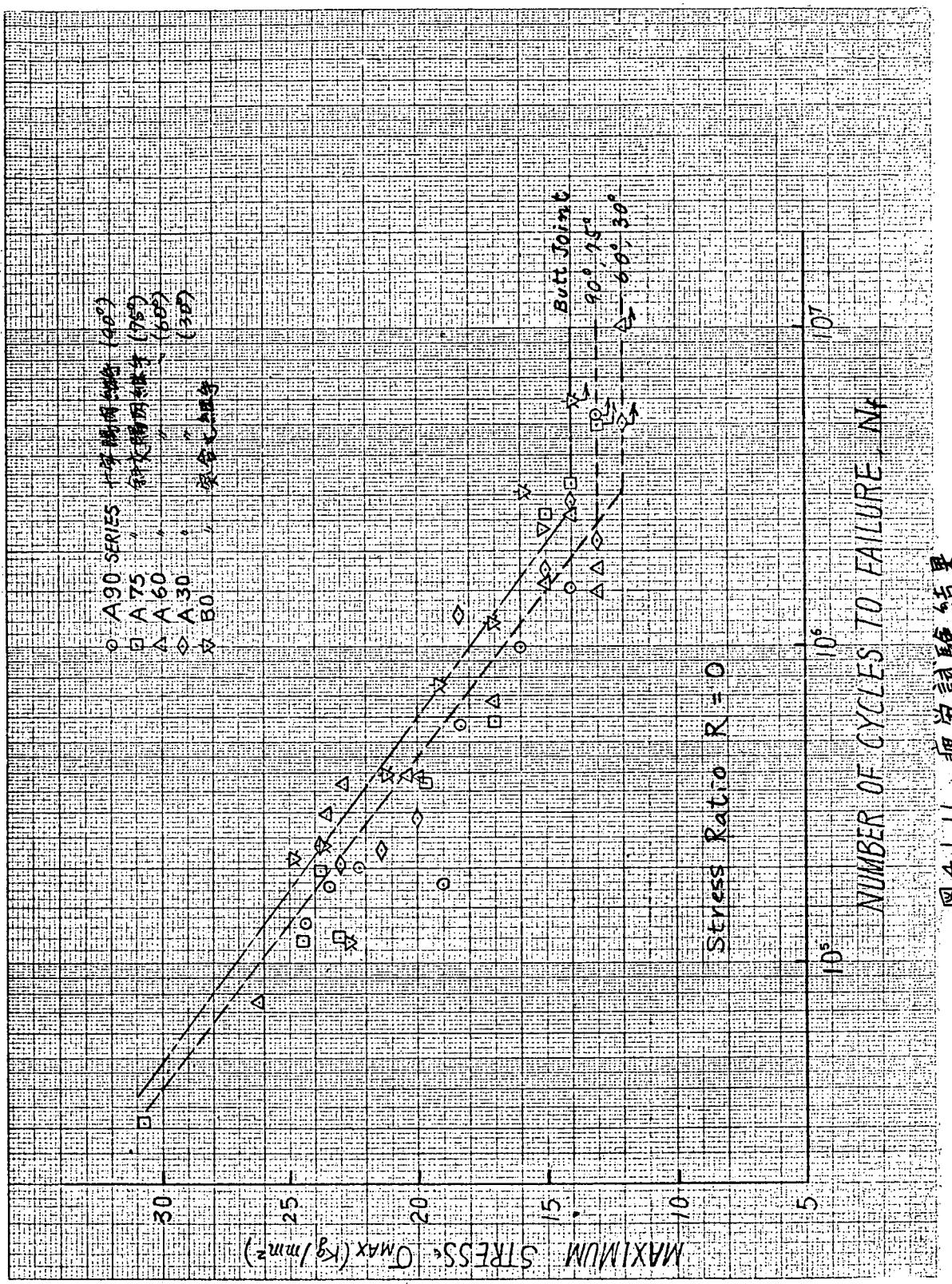
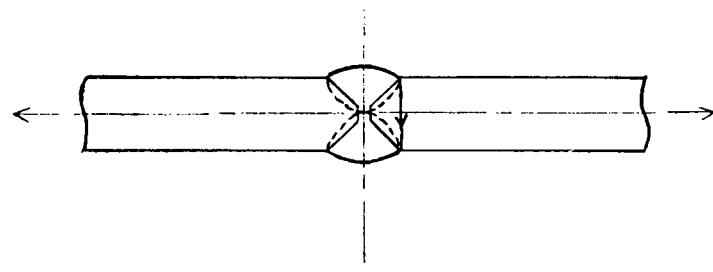
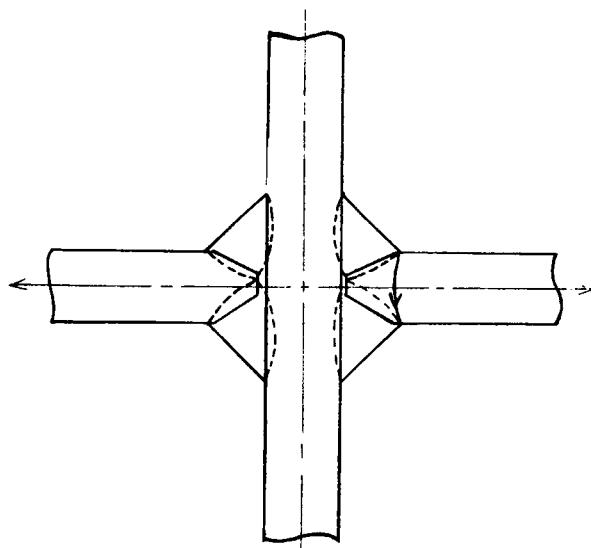


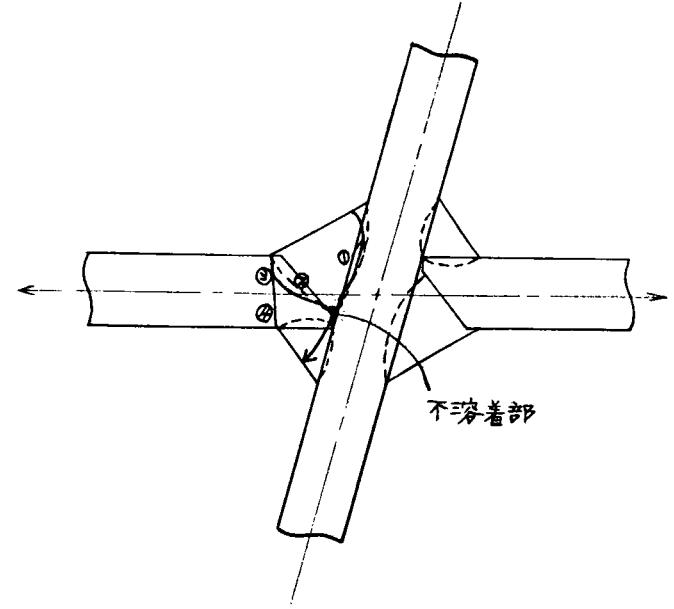
図 4.1.11 波形試験結果



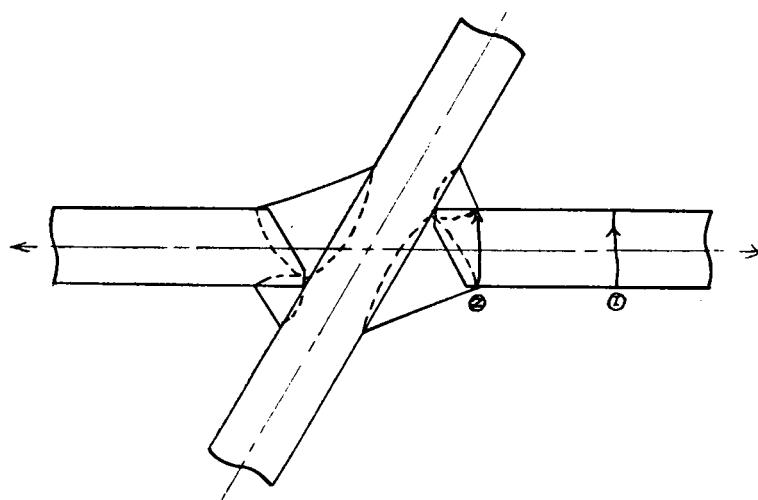
(a) 突合せ継手



(b) 十字隅内継手 (90°)



(c) 斜钭交隅内継手 (75°)



(d) 斜钭交隅内継手 (60°)

(e) 斜钭交隅内継手 (30°)

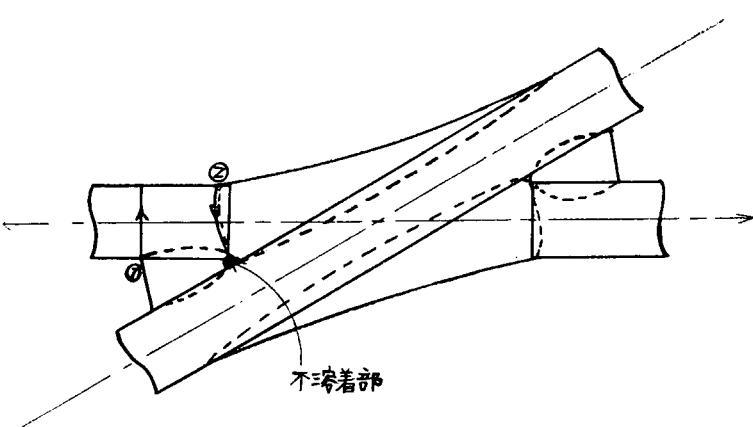


図 4.1, 12

疲労亀裂の伝播経路

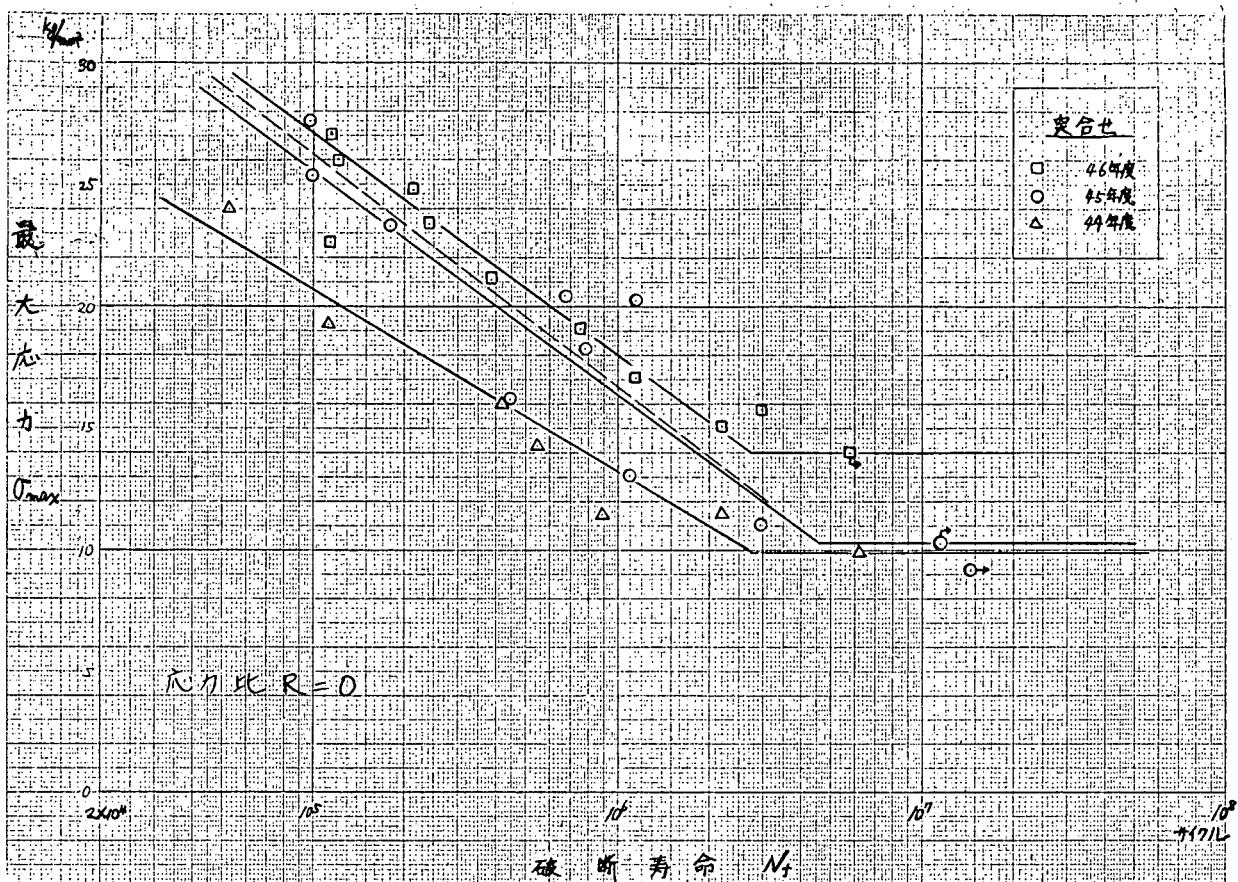


図 4.1.13 S-N 曲線(交合せ)

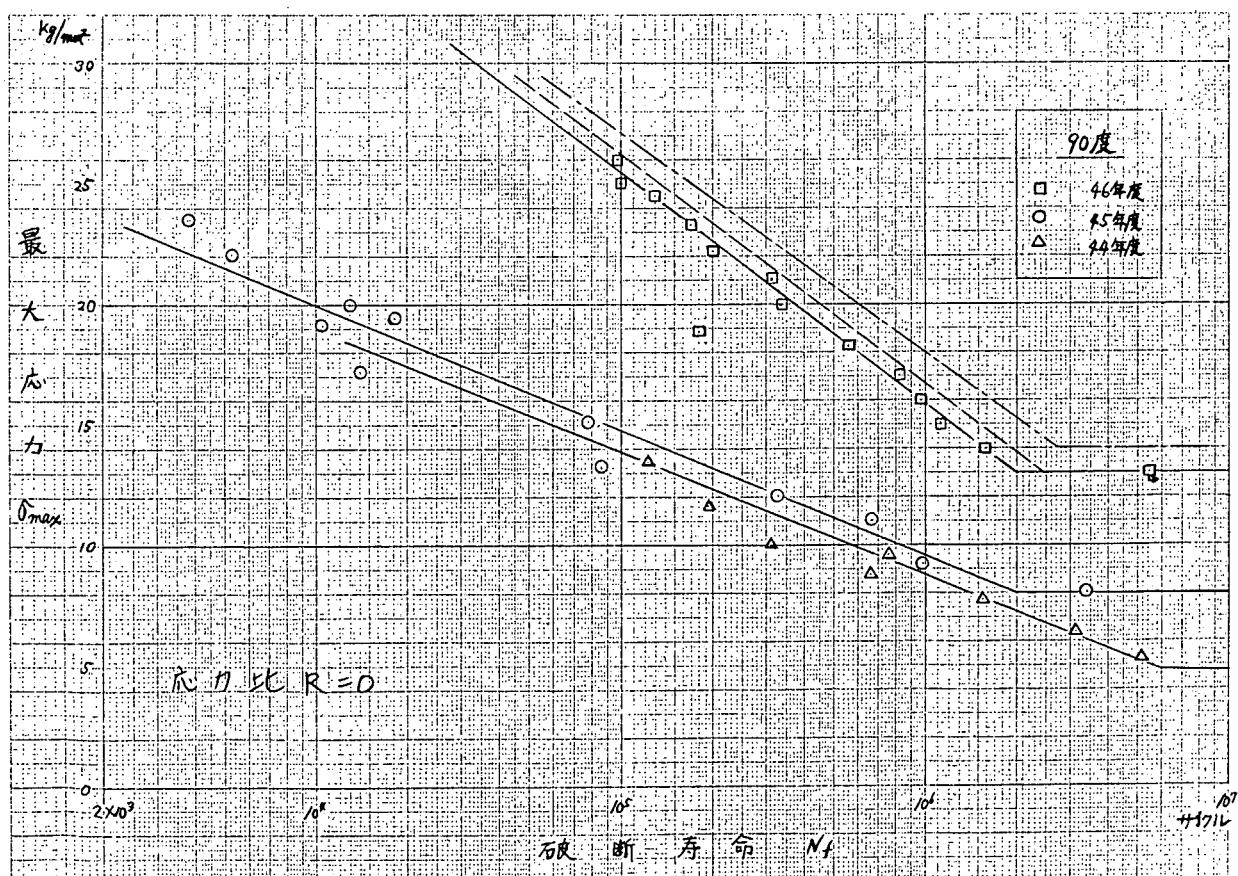


図 4.1.14 S-N 曲線(90度)

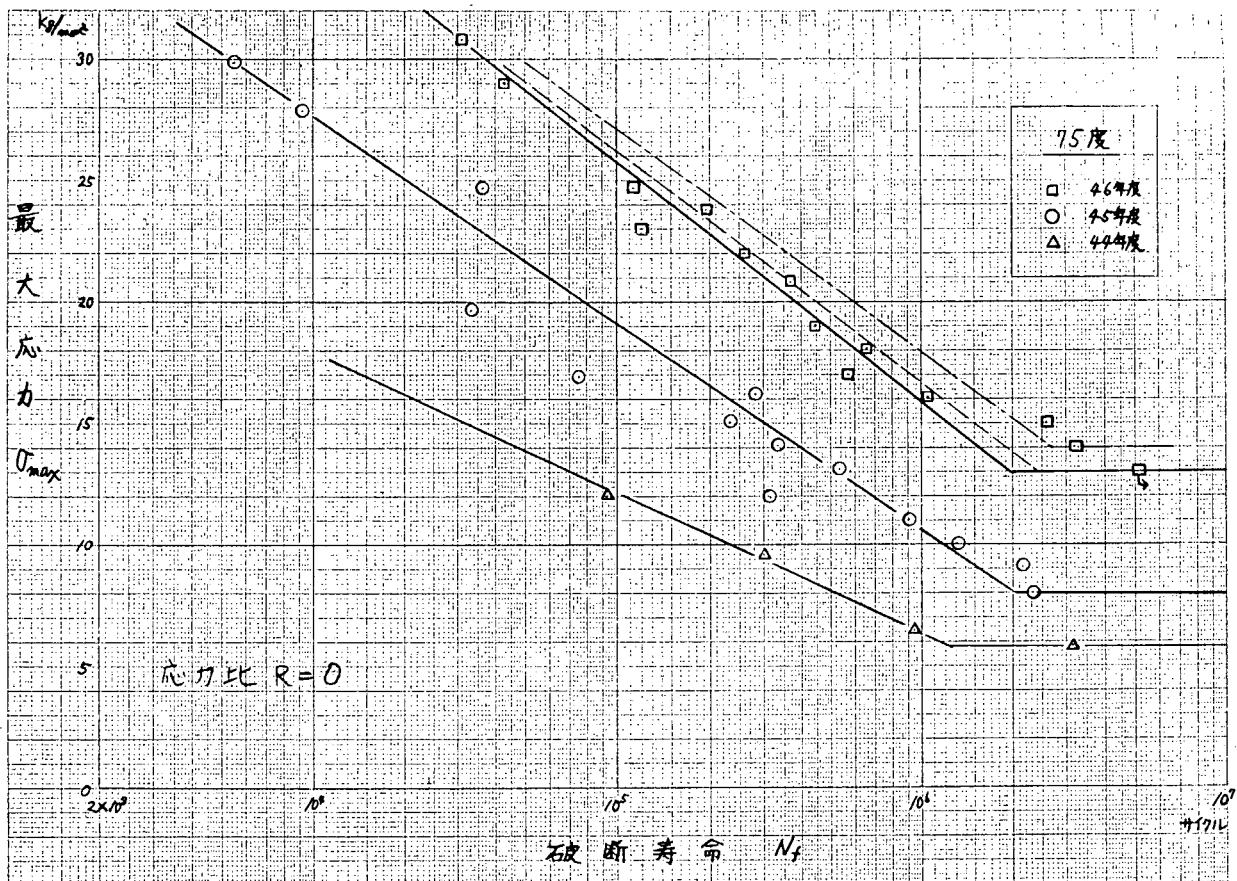


図4.1.15 S-N曲線(75度)

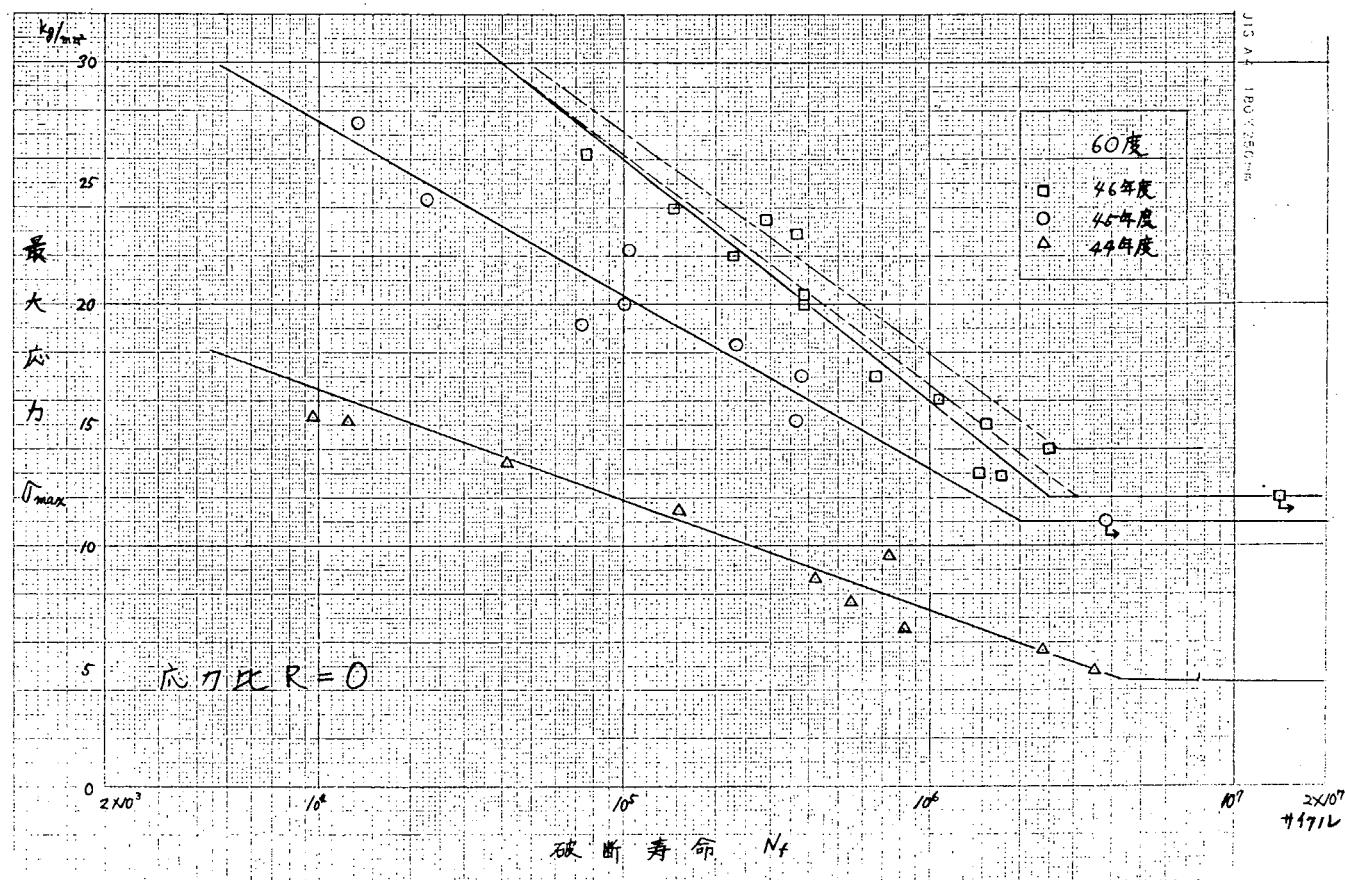
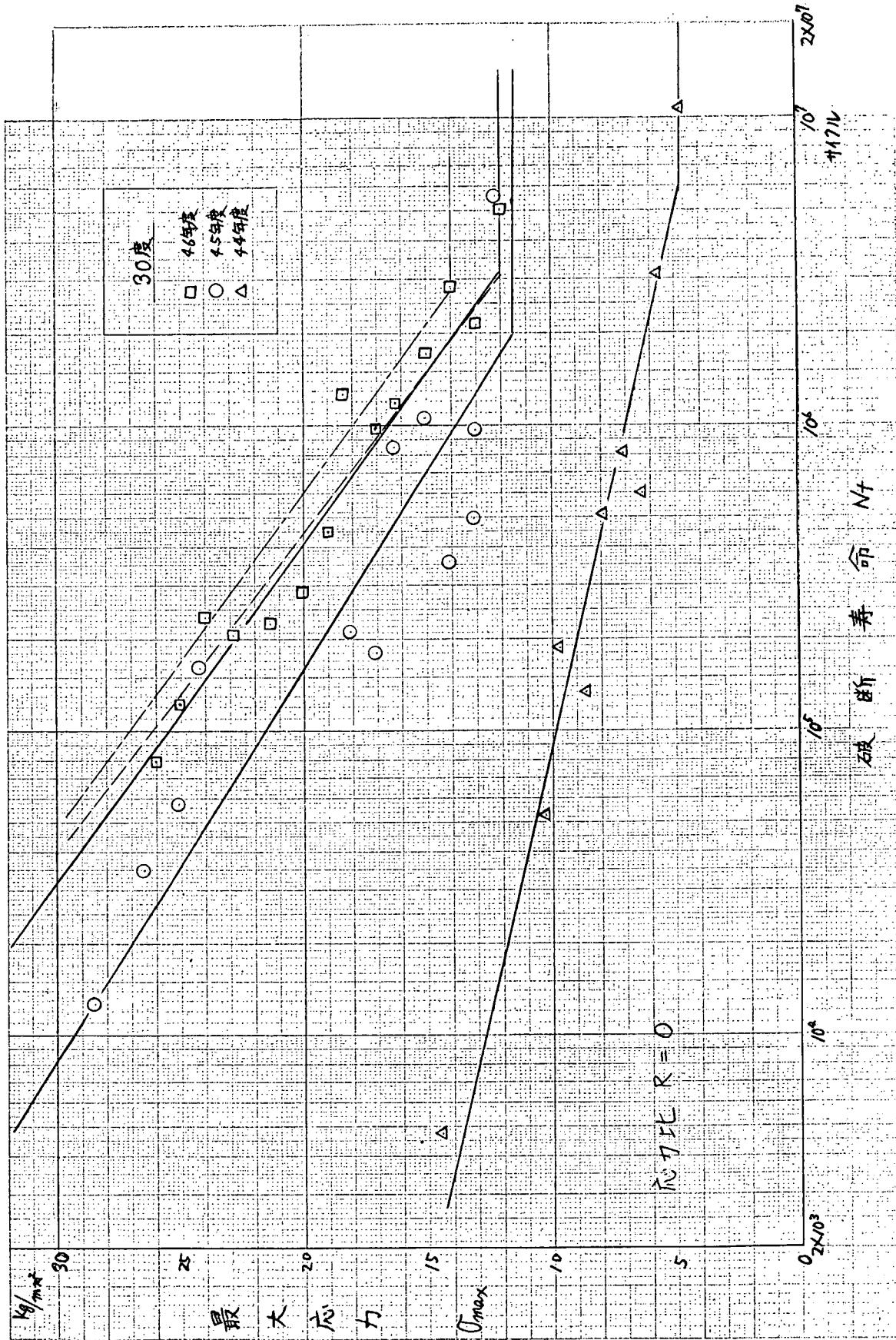


図4.1.16 S-N曲線(60度) 66-64-

図 4.1.17 S-N 曲線 (30度)



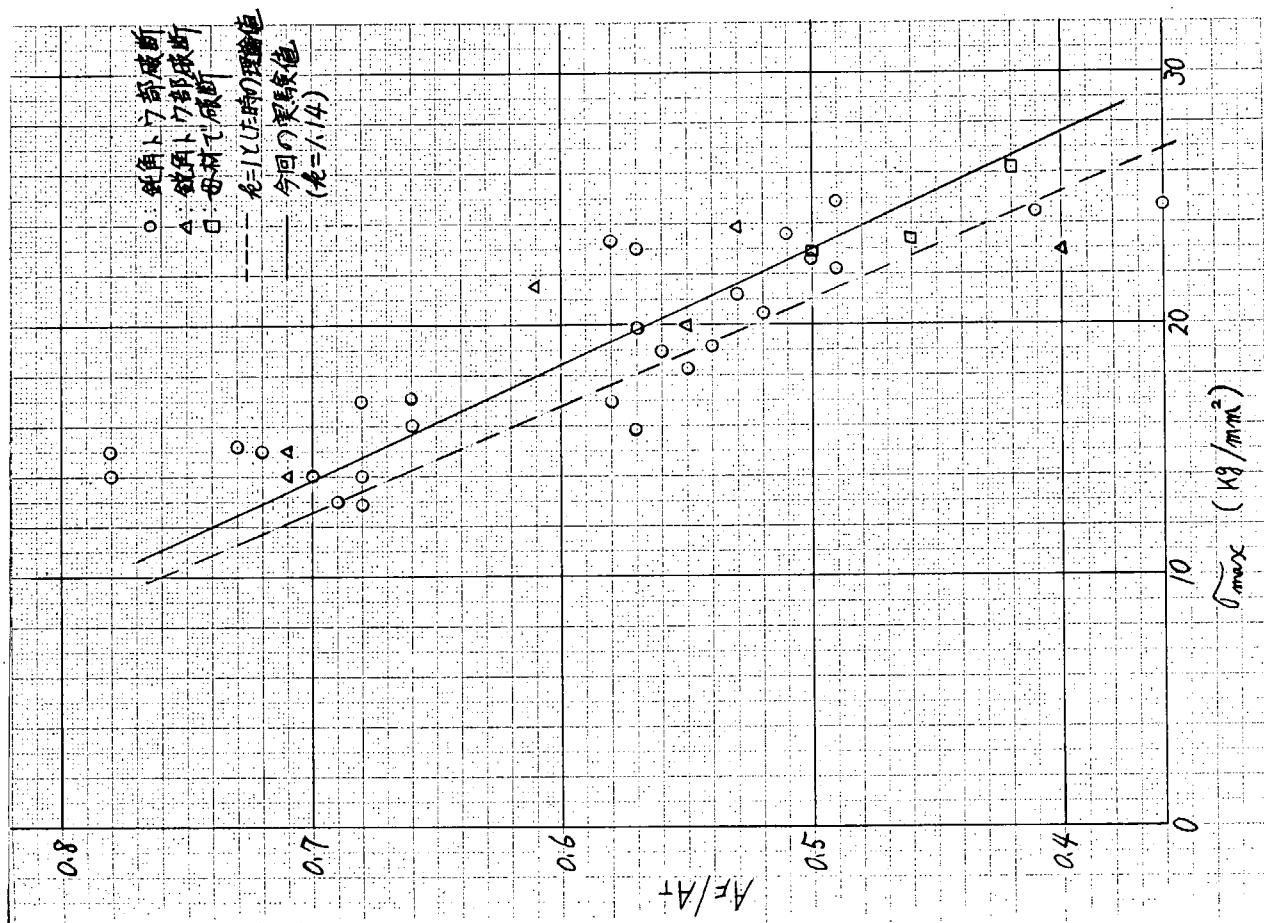
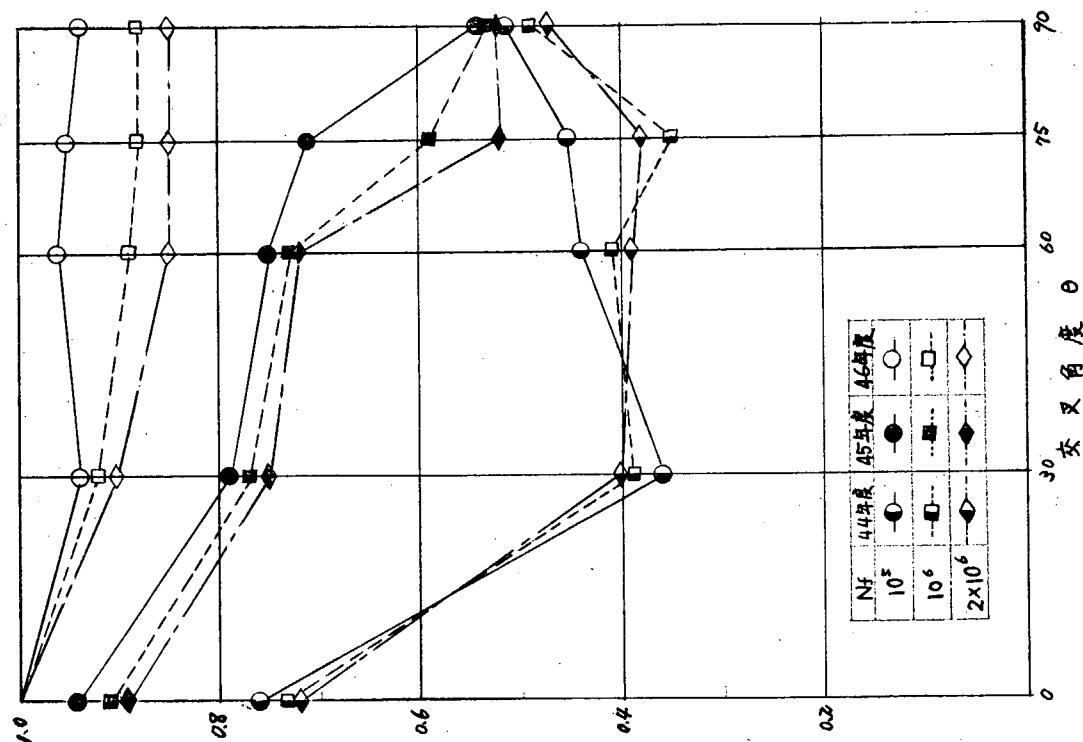
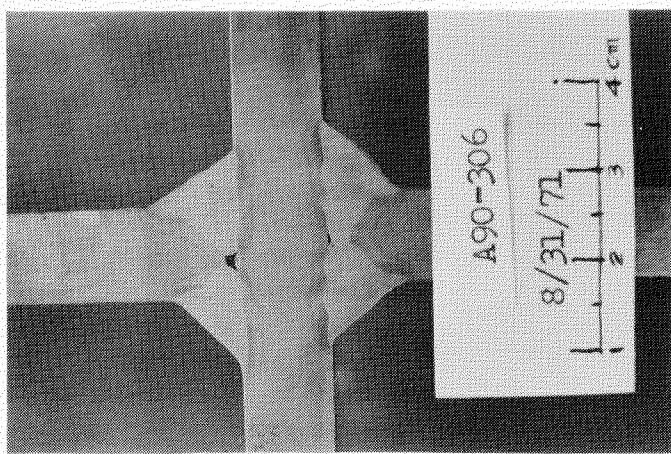


図 4.1.19 疲労破壊率 A_F/A_T と最大応力比の関係

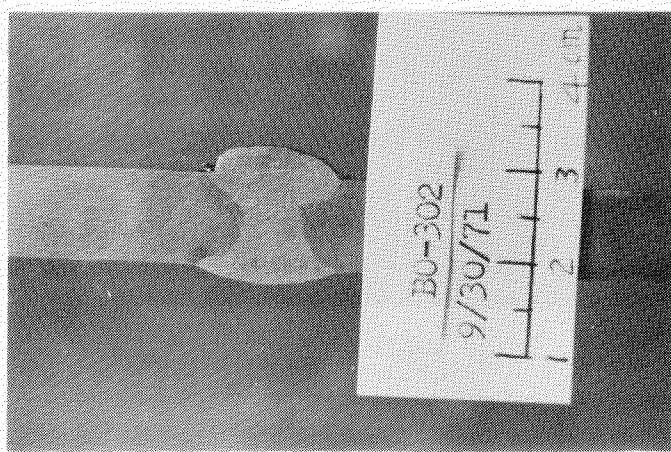


斜文隔内鋼手と実合せ鋼手の時間強度比

写真乙、十字隅内縫手の
ノロ口写真



写真丙、突合せ縫手の
ノロ口写真



斜文陽面縦手の
27口写真 (30°)

写真5

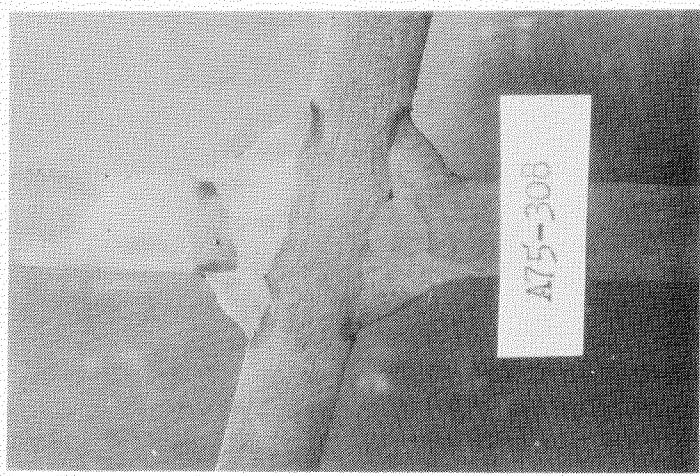
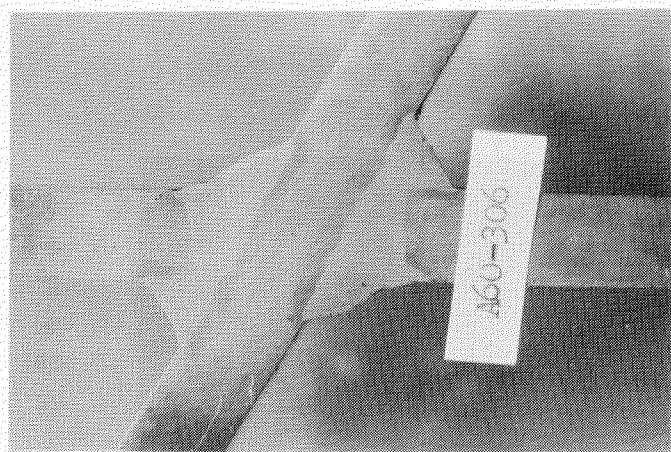
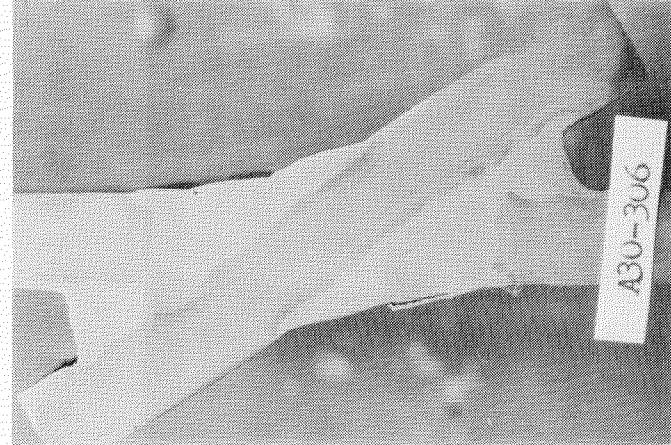
斜文陽面縦手の
27口写真 (60°)

写真4

写真3

斜文陽面縦手の
27口写真 (30°)

斜文陽面縦手の
27口写真 (75°)



4.2 斜交隅肉溶接手の荷振り曲げ疲労強度

4.2.1 目的

斜交隅肉溶接手の斜交角、ビード形状などと、溶接手の疲労強度に及ぼす影響を究明し、部材交換の結合法と疲労強度との関連を検討することを目的とするものである。

船首尾構造、ビルジ部構造などでは、斜交隅肉溶接部が複数に曲げの変形を受け荷重を受ける場合も多いので、ここでは複数に曲げの低サイクル疲労試験を行なった。本年度は、昨年度までの試験に引きつづき、主として高張力鋼 HT-60 について試験を行なった。

4.2.2 試験

(1) 試験材および試験片

試験材は主として高張力鋼 HT-60 を用いた。その機械的性質および化学成分を表4.2.1 に示す。なお参考のために、これまで試験してきた軟鋼 SS-41 および高張力鋼 HT-50 についても同表に併記した。

試験片形状および寸法を図4.2.1 に示す。斜交角度 θ を $30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ および 90° と変化して、厚さ 20 mm の厚板に溶接したものである。厚板を試験材と同種の鋼材を用いたが、その機械的性質などの詳細は不明である。試験片の幅方向にあらかじめ長く溶接してから、幅 100 mm に機械加工で仕上げたものである。試験材表面は黒皮のままである。

溶接は手溶接で、溶接棒は母材にマッチしたものを用い、溶接条件を造船所における通常溶接作業の標準仕様に準じて選定した。溶接条件概略および隅肉

表4.2.1 試験材の機械的性質および化学成分

材 料	板 厚 mm	機械的性質			曲げ 試験	化学成分 (%)					
		引張試験 (200 mm)				C	Si	Mn	P	S	
		降伏点 kg/mm ²	引張強度 kg/mm ²	伸び %							
SS-41	10	28	42	21	good	.19	.02	.81	.007	.019	
HT-50	8.8	39	56	24	good	.18	.33	1.24	.013	.013	
HT-60	9	45	62	37	good	.19	.47	1.24	.014	.012	

の予定寸法を 図4.2.2 に示す。

(2) 試験方法

試験は、片持ちはりの一端に集中荷重を加えた方式の、変位振幅一定の固振り曲げ試験を行った。その模型図を 図4.2.3 に示す。試験架構、油圧装置、10トン複動シリンダ、試験片固定治具、チャックおよび変位制御装置などは、これまで用いたものと同じものである。

試験は変位振幅一定の繰返しとし、まず中正位置から一定の変位で下押下す（上面引張り），次に中正位置から下下げて引上げ（上面圧縮）という，± δ の繰返しを行なった。繰返し速度は変位量によると若干異なが、大体において 15~40 cpm 程度とした。

4.2.3 試験結果

(1) 隔肉寸法

予定された隔肉寸法は主に 図4.2.2 に示したものであるが、各試験片についての実測結果は、図4.2.4 および 表4.2.2 に示すところと、相当のばらつきがある。実際の寸法は大体において計画寸法よりいくらくらいより大きい、特に鋭角側の隔肉寸法が大きいのが目立つているようである。

(2) たわみと荷重の関係

数回繰返しを行なったのとの疲労試験初期における、荷重と荷重長のたわみの関係を 図4.2.5 に示す。併記した SS-41, HT-50 の計測結果は前に報告したものである。実際にには中と長（たわみ零）からの押下と引上げでは、若干荷重が異なるが、ここでは荷重全幅中の $1/2$ と荷重幅中として縦軸にプロットしている。

図中のプロットされた点は 1 ヶ月毎に 3 枚の試験片に対応するものであるが、昨年漢の計測結果では、1 本の試験について順次に荷重を変化していくプロット上に荷重へたわみ線も、ほぼこれと一致する事が認められた。

図中の曲線は、隔肉部分の断面変化や応力集中を無視して、長さ 300 mm の断面一様の片持ちはりと考え、完全弾塑性体として計算した荷重へたわみ曲線である。この計算係数は 表4.2.3 に示すところである。図に見られるところ、加工硬化の影響は高強力鋼にはほどかなく見えるようである。

(3) 荷重変化

疲労試験中の荷重振幅の変化を 図4.2.6 および 図4.2.7 に示す。これを見ると、

表4.2.3 完全塑性半体で考えた場合の最大荷重

材料	板厚 <i>h</i> (mm)	断面二次 モーメント <i>I</i> (mm ⁴)	断面係数 <i>C</i> (mm ³)	ヤング係数 <i>E</i> (kg/mm ²)	降伏応力 σ_y (kg/mm ²)	最大弹性荷重 <i>We</i> (kg)	最大塑性荷重 <i>W_p</i> (kg)
SS-41	10	8.33×10^3	1.67×10^3		28	155	233
HT-50	8.8	5.66×10^3	1.28×10^3	21,000	39	168	252
HT-60	9	6.08×10^3	1.35×10^3		45	203	304

繊維の荷重振巾は、引上げ押下げの平均値として全振巾の $1/2$ とった。繊維レバーにいくつも荷重が減り下る傾向はみるが、ほとんどの初期の値が破断寸前まで保たれていた。荷重低下の傾向も高張力鋼には程少ないとみてよい。

前報でも述べた通り、クラックの発生は相当早い時期に肉眼でも発見できたが、クラックによる顕著な荷重低下は認められない。たしかに振幅一定の試験ではあるが、実験結果は荷重振巾一定の試験と考えて差支えはないものと考えられる。

(4) 疲労強度

今年度試験した HT-60 材のたしかに振巾と疲労寿命との関係を示す δ -N 線図を 図4.2.8 に示す。SS-41材、HT-50材のとき全く同様に、同じたしかに振巾に対しては、斜交角θの鋸いほど寿命が短かく、直交継手が最も強いといふ傾向が認められる。ただし、特に顕著な差があるといふほどのではない。

外部から与えられた強制変位に対する耐力チャートをメートル～度量といふ表では、主に 図4.2.5 でみたとおり斜交角によく差はほとんどのないが、疲労強度といふ点では斜交継手は好ましいといふことは確かである。

斜交角θとの δ -N 線図を引くのは無理があるようと思われるうえで、全体を包んで了のバンドと図中に破線で表わした。大体において、直交継手はバンドの右の方、 $\theta=30^\circ$ の継手は左の方に該当すると言えてもよい。バンドから外れた①② 2本の試験片は、下部に図示したとおり特異の破断状況を示したものであった。それ以外の試験片はすべて、鋸角側の溶接止端部に発生したクラックが進展して破断に至ったものである。

これまで試験した SS-41、HT-50 についても同様のバンドを求め、これらを比較したのが 図4.2.9 である。SS-41材は板厚 10 mm であるので、断面2次モーメント比を考慮して、板厚 9 mm の場合に換算した。HT-50材は板厚 8.8 mm で僅かに異なるが、そのまま転載したものである。応力を考慮しないで、外部からの強制的な繊維変位の大きさについていえば、ほぼ引張強度に比例して疲労

強度を示すとも考えられようであるが、応力が問題となりないよりは低応力高サイクル域では、三つのバンドル差異がなくなりうる傾向もみられるので、このことは高張力鋼の有利性を示す材料とはなり得ない。

前述のことより、本試験はたわみ剥離ではあるがほぼ荷重振幅一定の試験と考えても差支えないと考えられるので、固定端の公称応力を縦軸にとって $0-N$ の関係をプロットしてみると、図4.2.10の○印のようになる。これは、下べての斜交角の試験片を含んでいたが、図示のとおり斜交角の関係なくほぼ一本の曲線(直線に近い)で表わすことができそうだ。この応力は、腰肉部の断面変化を考慮して固定端まで($l=300\text{ mm}$)断面一枚として、試験時の荷重振幅から弹性計算で求めた固定端表面の公称曲げ応力振幅である。

これらは、SS-41、HT-50についても、斜交角には関係なく求められ ○印および X印でプロットしてみると、これらもほぼ同じ線上に乗るようである。下をもち、これらの試験片製作を行なつた程度の溶接工程を行なえば、腰肉部の曲げ応力に關する限りは、軟鋼でも高張力鋼でも、斜交端子でも直交端子でも、ほぼ同程度の疲労強度を期待することができると思われる。

図4.2.10から、各材料ごとの $0-N$ 曲線を想定して、それぞれの引張強さとの比 σ/σ_B を縦軸にとって比較してみると、図4.2.11のようになる。HT-50とHT-60の差はあまりはないが、軟鋼に比べると疲労強度は弱く、高サイクル域に近づくほどその差は顕著になつていい。

(5) 積接止端部の形状の影響

試験片のほとんどの全部が、斜交角の鋸歯側の積接止端部に発生したクラックによつて破壊しているので、止端部の形状の影響を検討する試験を若干行なつた。一つは、止端部の曲率半径をえたもの、もう一つは止端部の切線角を変えたものについて系列試験を行なつた。残念ながら、試験片数の関係であまり多くの系列を試験することはできず、また、曲率半径の七つと切線角の七つと同一材料の試験片で行なうことできなかつた。

曲率半径を変えた試験結果を図4.2.12に示す。SS-41材の斜交角 60° と 90° のものについて、機械加工により止端部の曲率を 1 mm と 5 mm として試験した。たわみ振幅はいずれも 15 mm とした。図にみるとおり、曲率半径が大きくなる方が疲労寿命が延びていう実験的な結果が得られたが、あまり顕著な差ではない、これまじめの疲労試験のばらつきの範囲内に收まつ程度のものである。

切線角を変えた試験結果は図4.2.13に示すとおりである。これは HT-60 材の $\theta=60^\circ \times 90^\circ$ のものについて、機械加工により止端部の角度を 30° 、 45° より 60° に変えたものを、たわみ振幅 15 mm で試験したものである。この場合

止端の曲率半径は $0.05 \sim 0.1$ mm である。この場合も、結果はすべてこれまでの著者ままの試験片のばらつきの範囲内に入っている。しかし、 $\theta = 90^\circ$ のものについては、止端角の小ささのほど寿命が延びるという常識的な結果が得られなかつた。 $\theta = 60^\circ$ のものでは反対の結果が得られた。

著者止端の形状の影響を検討するところ當初の目的からいへんは、大まかにばらつきを予想しておきながら多数の試験片による系列試験によつたが、あるいは、他のパラメタは同一であるといふ保証の得られるより精密な加工された試験片を用ひるかうるべく無理のようである。

4.2.4 結論

斜交隅肉着接によって固定された片持はり式の試験片で、斜交角度を $113\text{--}133^\circ$ 変えたものについて、変位振幅一定の曲げ試験を行なつた。本年度は HT-60 材について試験し、これまで行なつて来た SS-41 材および HT-50 材の試験結果との検討を行なつた。

大体 5 万回以下の低サイクル域で試験したが、この範囲内では、どの材料についても、変位振幅一定の試験では斜交角度が鋸くほゞほど若干時効強度が低下する傾向が認められた。

これらの試験はほゞ荷重振幅一定の試験と同等と考えてよいようであるが、荷重あくへは公称応力を基準にして考えると、現在慣用されてゐる程度の着接仕様によれば、斜交角度による疲労強度の差はほとんど認められない。また、材種による差異もほとんど認められなかつた。すなはち、引張り強さとの比をとって考えると、軟鋼の方が有利で、特に低応力高サイクル域になると、高張力鋼使用のメリットは損われることが多いようである。

ほとんどの著者の試験片の破断場所となるてゐる、斜交部の鋸角側の止端形状の影響について、若干の追補実験を試みたが、十分目的を達成するに至らなかつた。

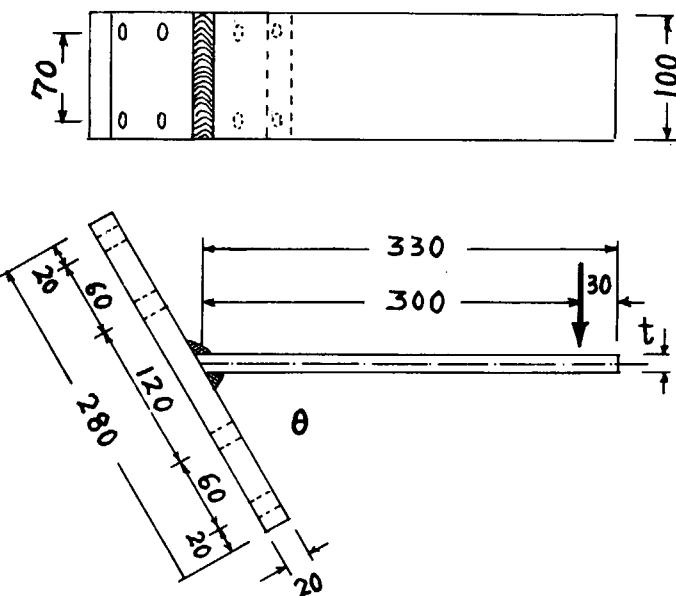


図4.2.1 試験片

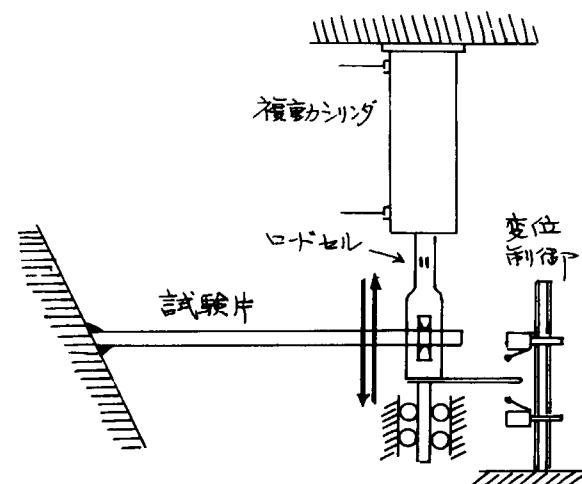


図4.2.3 試験方法

開先形状	バス	棒径 mm	電流 Amp	電圧 V
$\theta = 30^\circ$	1 2-6	2.6 4	100 180	22 27
$\theta = 45^\circ$	1-4	4	180	27
$\theta = 60^\circ$	1-5	4	175	27

図4.2.2 焊接方法

開先形状	バス	棒径 mm	電流 Amp	電圧 V
$\theta = 75^\circ$	1-4	4	180	27
$\theta = 90^\circ$	1,2	4	180	27

図4.2.4 下層床下法分布 (HT-60)

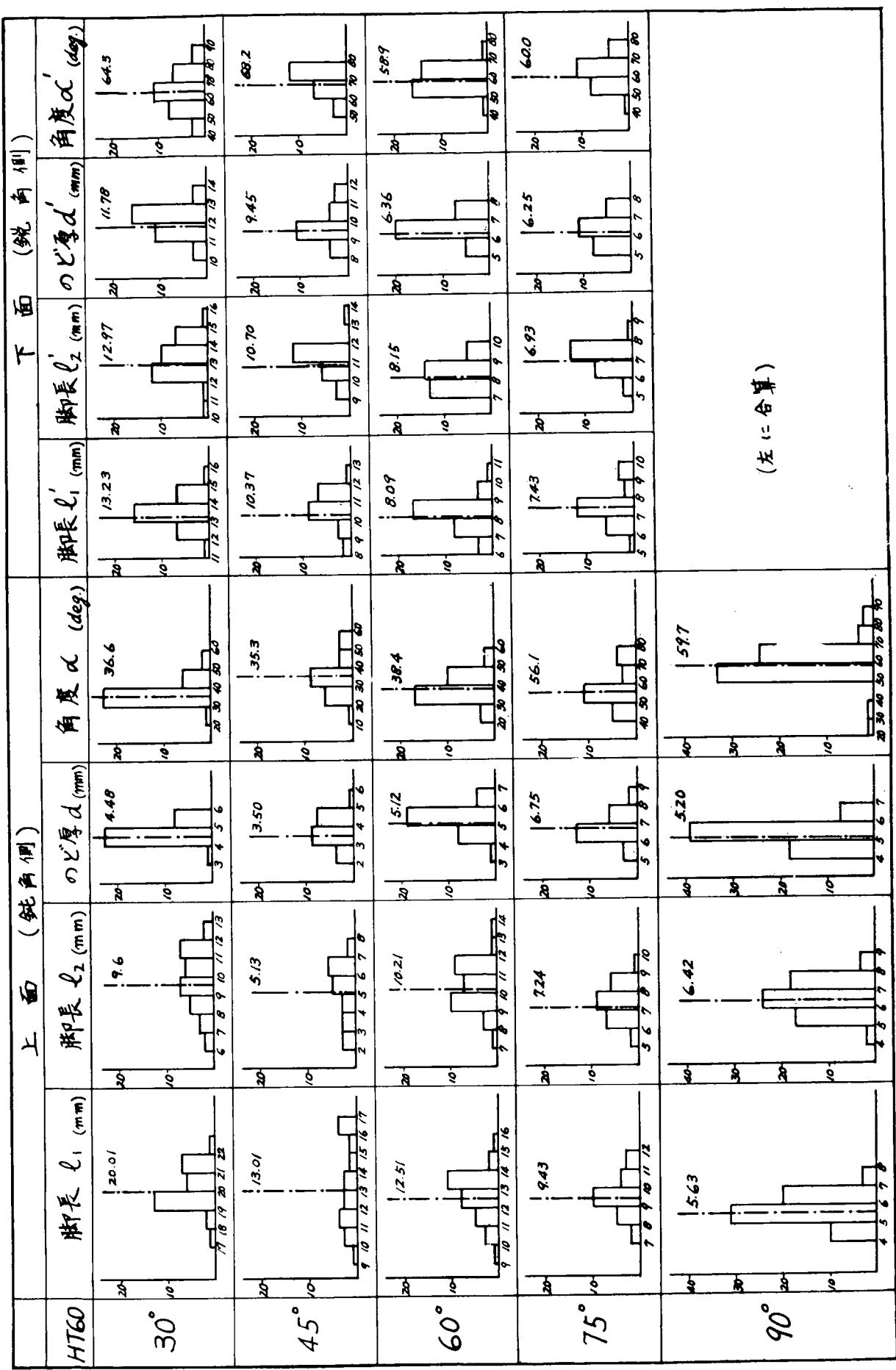
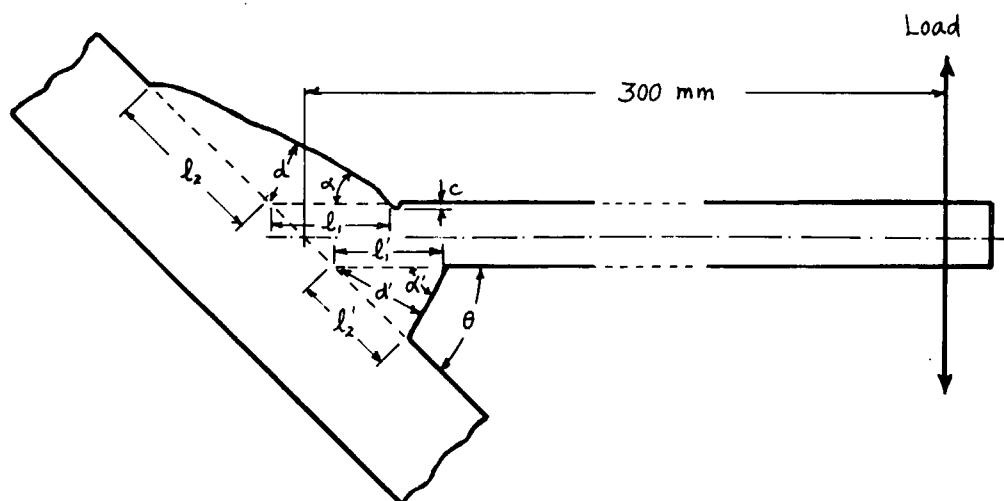


表4.2.2 隅肉寸法実測例 (HT-60)

θ	上面(鈍角側)				下面(鋭角側)			
	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' (mm)	角度 α' (deg.)
30°	17.7~22.0 平均 20.01	6.0~12.0 9.60	3.6~5.6 4.48	29~54 36.6	11.5~15.3 13.23	10.5~15.5 12.97	10.0~13.2 11.78	4.6~8.0 64.3
45°	9.0~16.5 平均 13.01	2.5~7.6 5.13	2.0~5.0 3.5	16~58 35.3	8.9~12.0 10.37	9.0~13.0 10.7	8.0~11.0 9.45	57~79 68.2
60°	9.0~15.2 平均 12.51	7.5~13.5 10.21	3.5~6.8 5.12	27~57 38.4	6.0~10.1 8.09	7.0~9.5 8.15	5.0~7.5 6.36	49~71 58.9
75°	7.0~11.3 平均 9.43	5.5~9.0 7.24	5.7~8.2 6.75	42~73 56.1	5.8~9.5 7.43	5.8~8.0 6.93	5.3~7.7 6.25	48~74 60.0
90°	4.2~7.5 平均 5.63	4.9~8.5 6.42	4.2~6.5 5.20	26~87 59.7	(左=合算)			



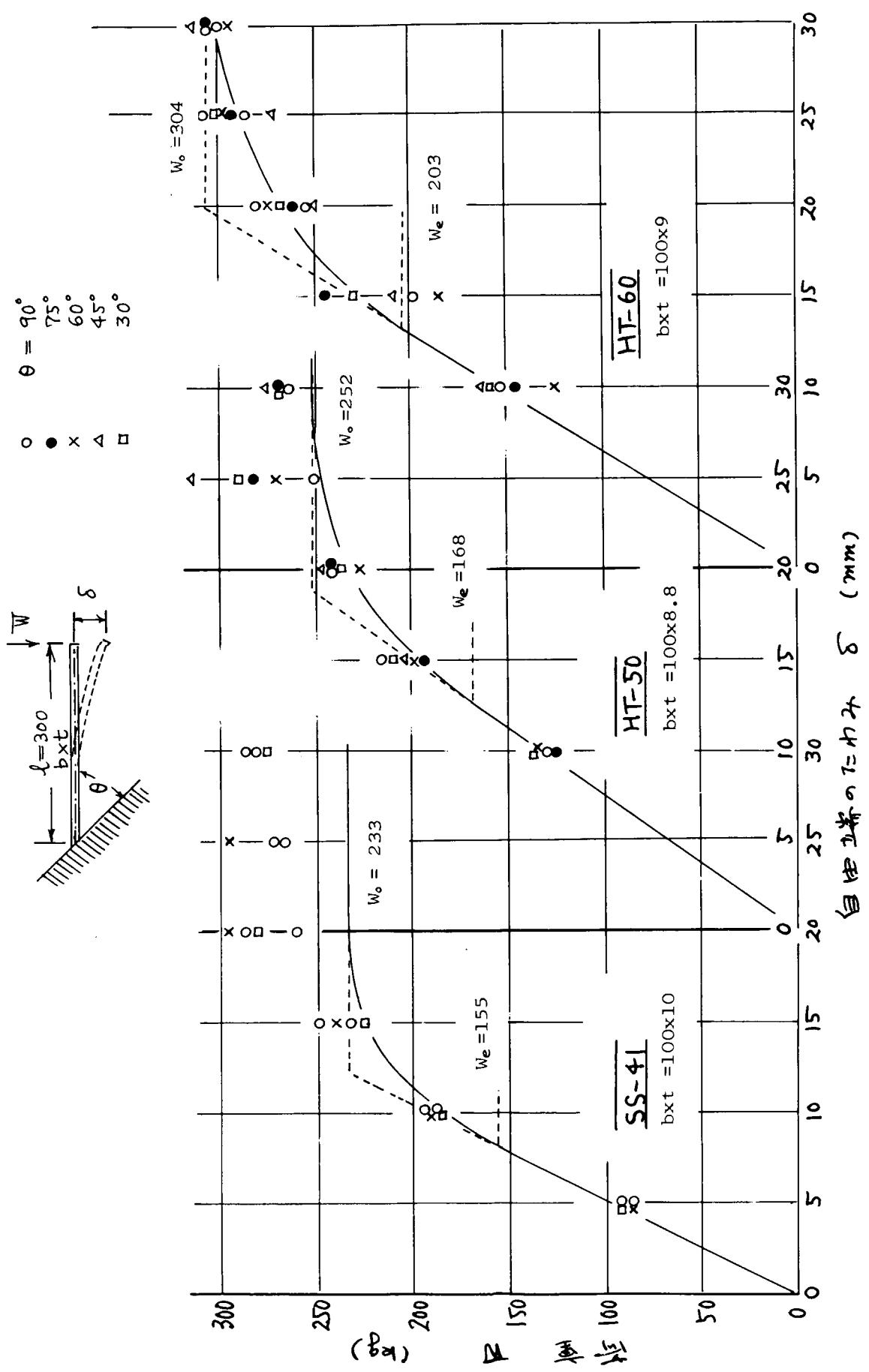


図4.2.5 荷重～傾角計測図

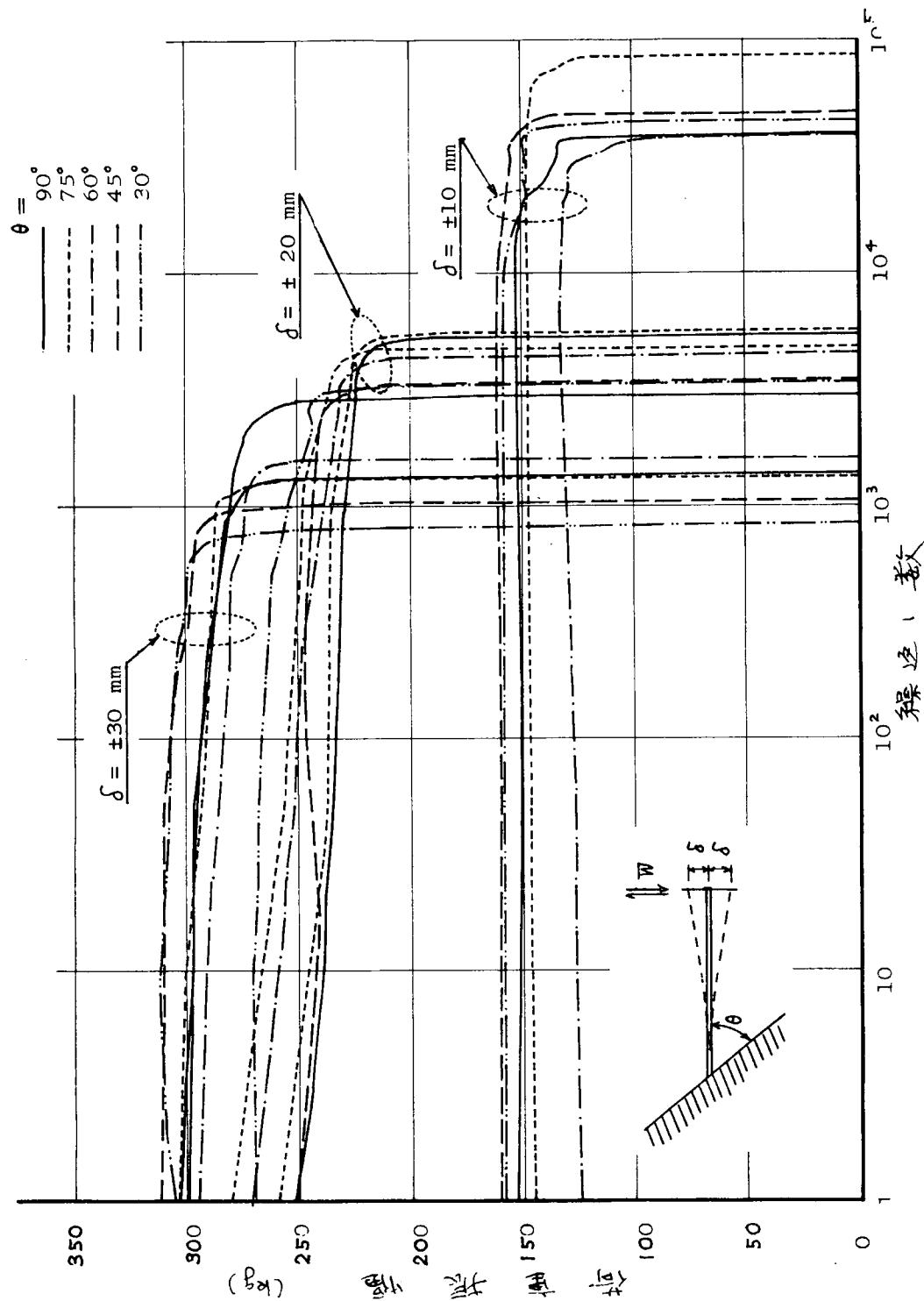


图 4.2.6 循环变化 (1) (HT-60)

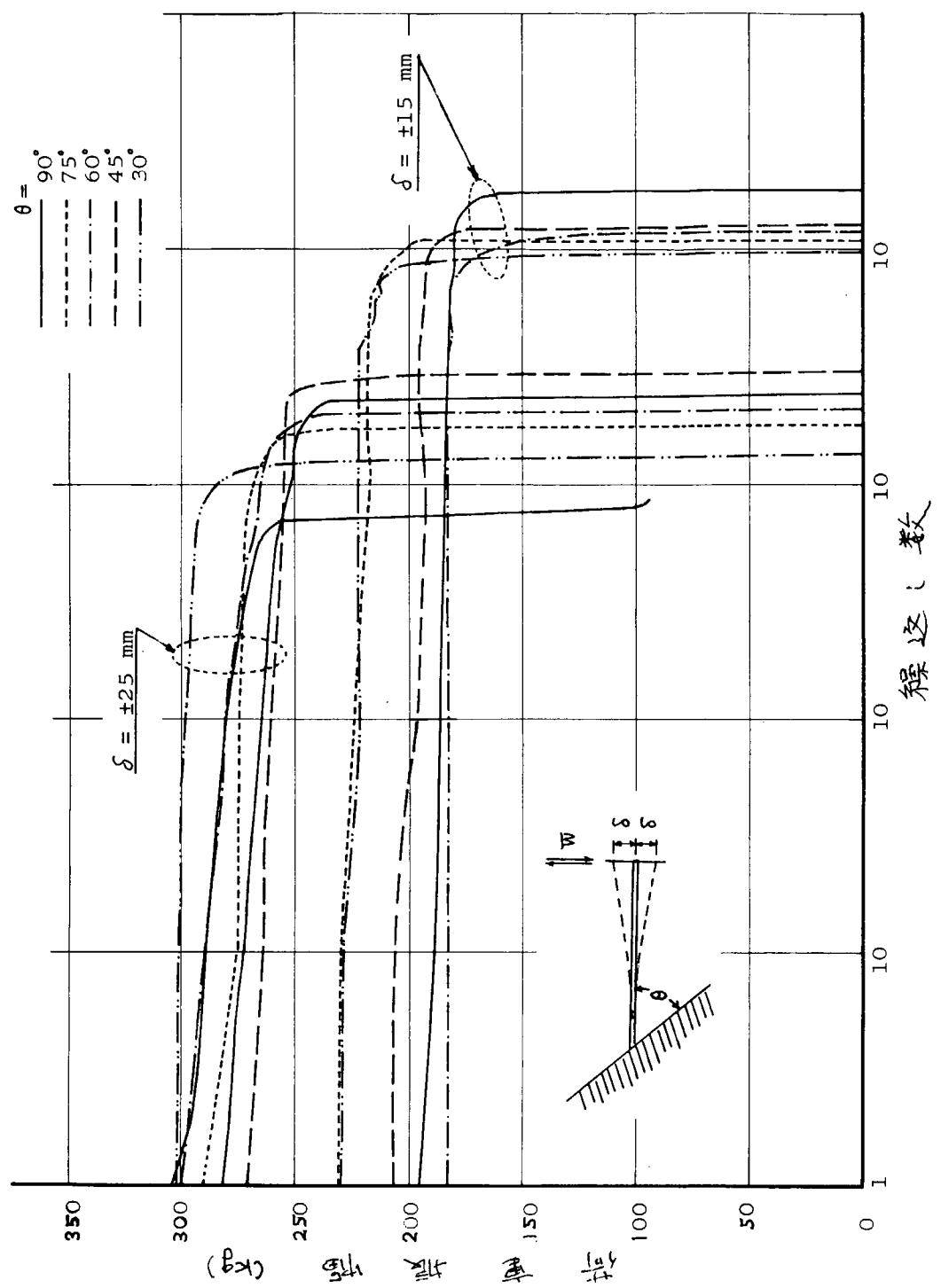


图4.2.7 衍重变化(2) (HT-60)

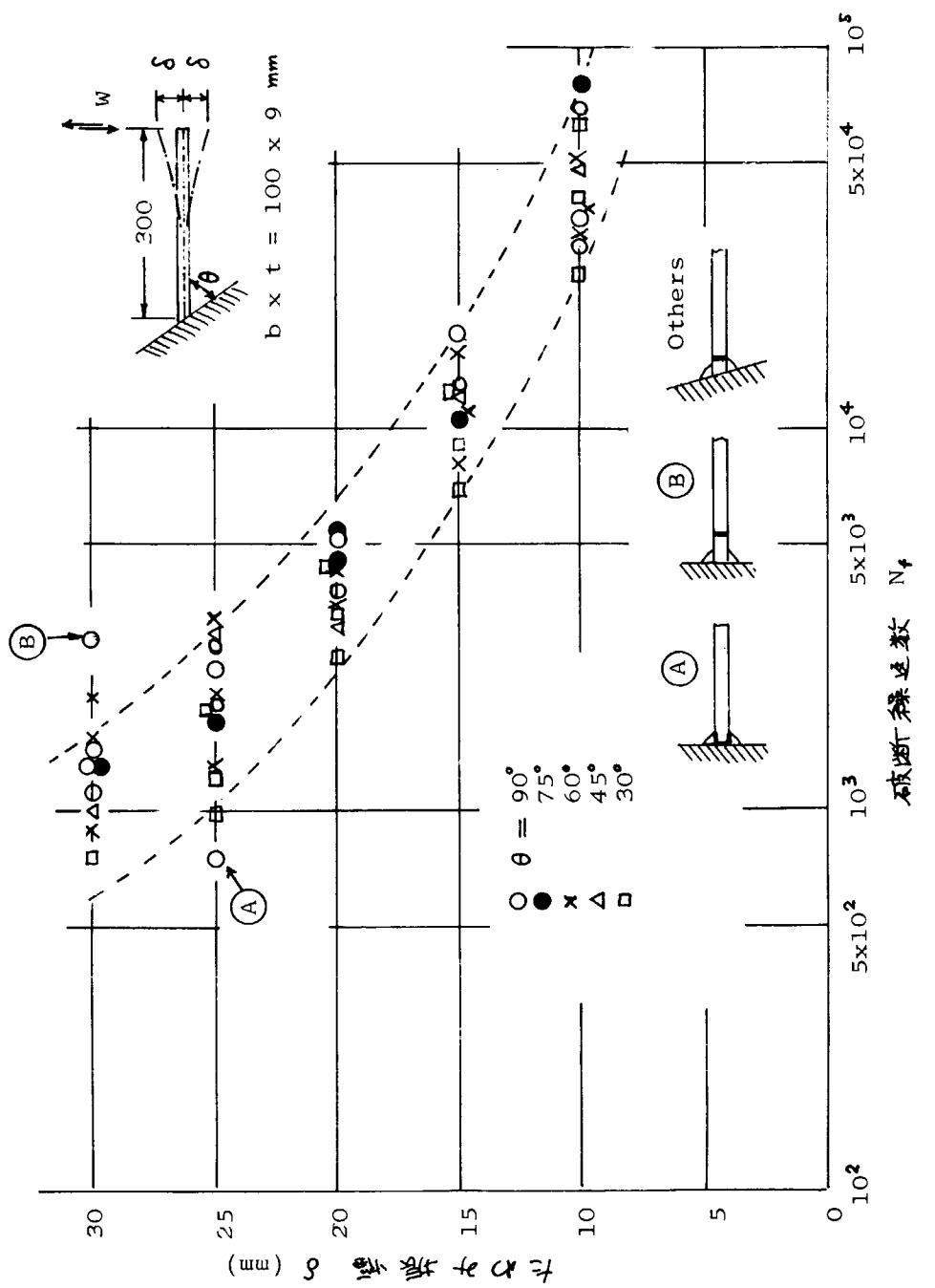
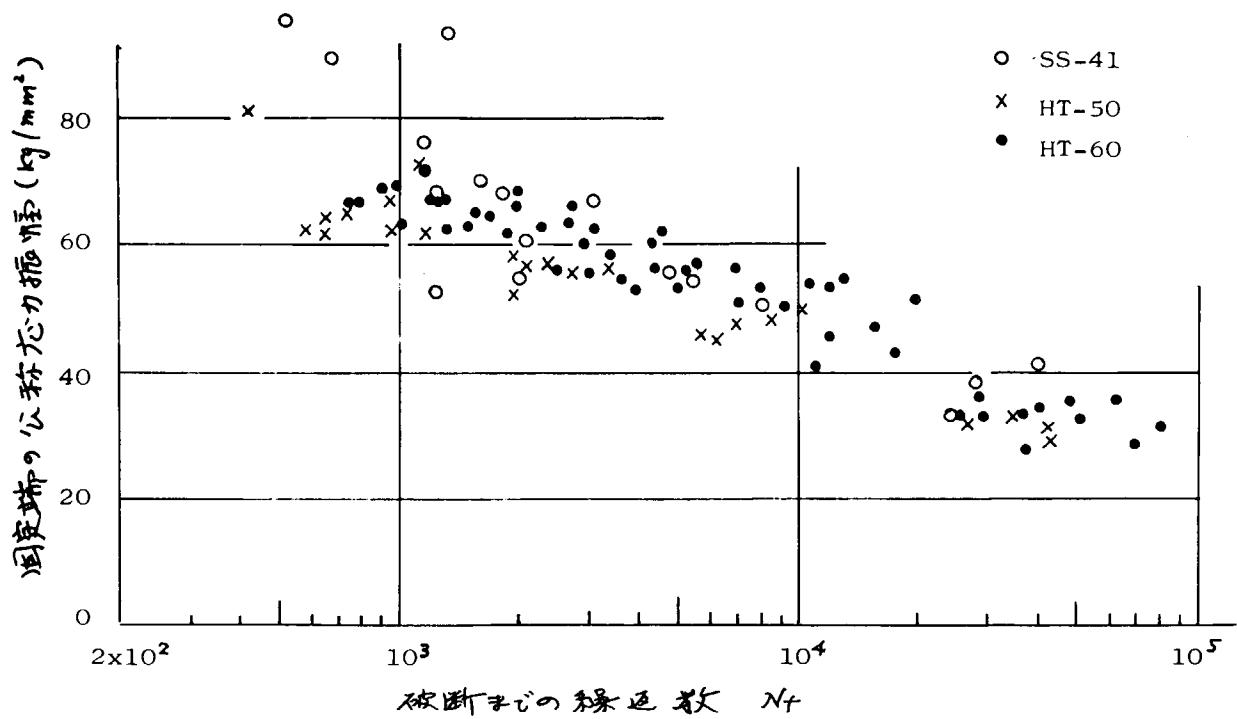
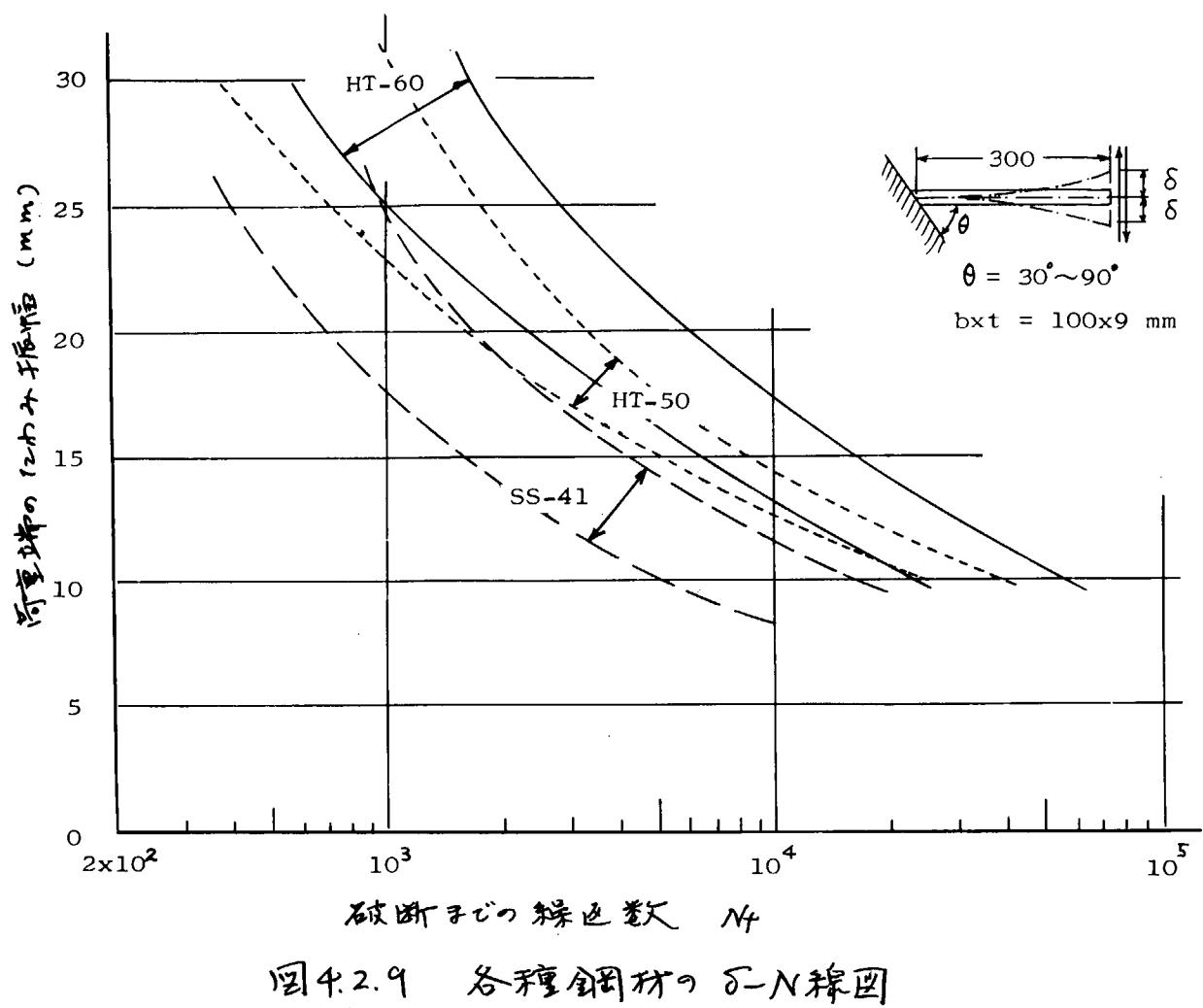


図4.2.8 $\delta-N$ 線図 (HT-60)



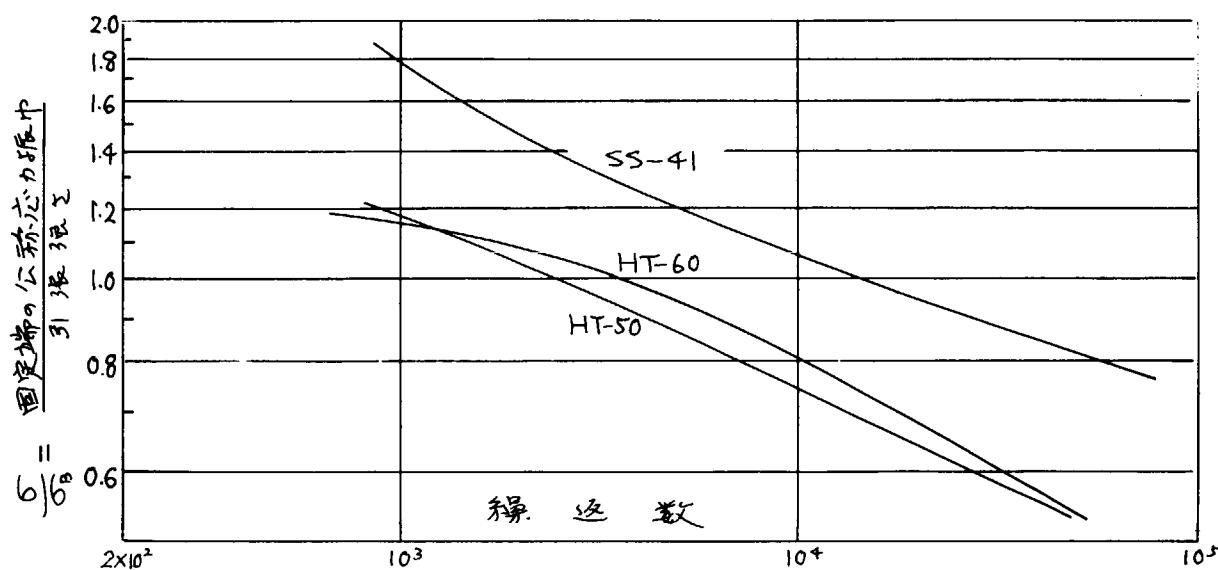


図4.2.11 $\sigma/\sigma_0 \sim N$ 繰図

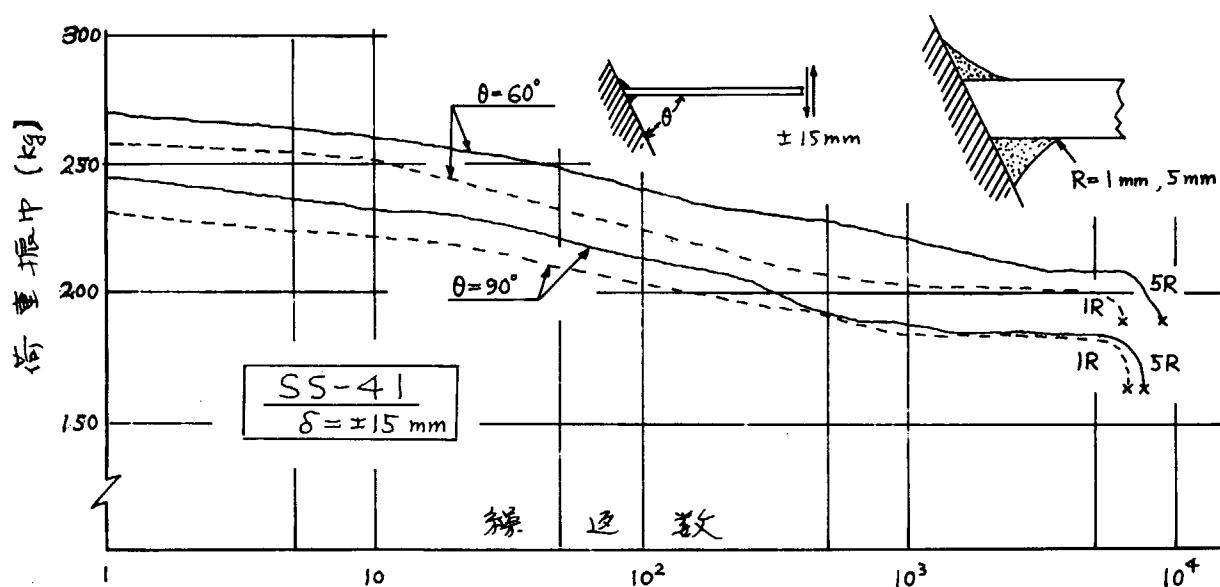


図4.2.12 滑接止端部の曲率半径の影響

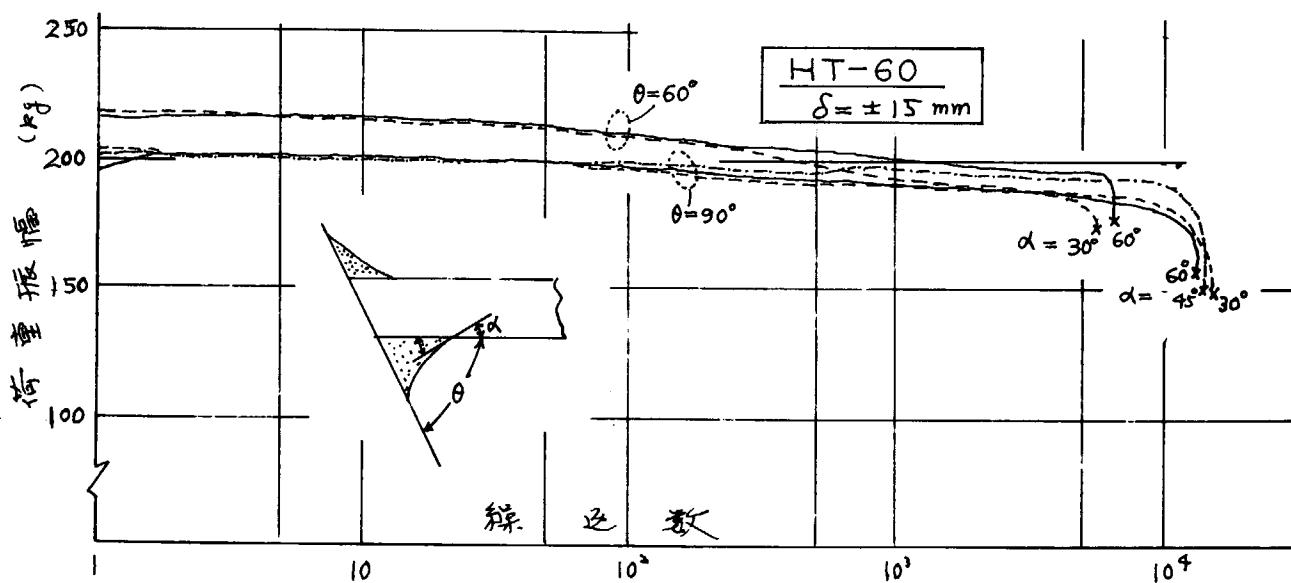


図4.2.13 滑接止端部の切線角の影響

5 工作誤作を有する部材の船体強度に 及ぼす影響

5.1 隅内溶接継手の疲れ強さ

一板の目達ひとルートギヤップの影響 —

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達ひとルートギヤップがこれの強度的検討をすることによっ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二点が重要である。本実験はすみ内溶接継手に、板の目達ひ、ルートギヤップが存在するとの部材の勤的強度をもとめ、設計および建造工程における工作基準設計のために計画、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達ひのあるものと、目達ひとルートギヤップが共存するものの 2 種列である。

表 5.1.1 は、この内訳をまとめす。

供試鋼材は、高張力鋼 ハイテン 60 N 構造材、およびハイテン 60 QT 製造材の 2 鋼種で、その化学成分および機械的性質を表 5.1.2 に示す。

表 5.1.1

T. NO.	受け板 mm	目達ひ		ルートギヤップ mm	鋼材	溶接棒
		mm	xt			
6A1	8	—	—	*	60N	JISD6016
6A1-Q	8	—	—	"	60QT	"
6A1-S-Q	8	—	—	"	60QT	JISD4316
6A2	8	—	—	3	60N	JISD6016
6C1	8	8	1.0	*	60N	"
6C1	16	8	1.0	"	60N	"
6C2	8	8	1.0	3	60N	:

(注) 1) 板厚 t : 8 mm

3) * 全溶込み 45°片開先

2) すみ内脚長 6 mm

表 5. 1. 2

ヒート NO.	寸法 mm	化學成分 %								引張試験		伸び 室温
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Y.P.	T.S.	E%	
18196	8・1500・6000	.15	.50	1.42	.020	.013	.70	.74	54	67	33	良
18196	16・1500・6000	.15	.50	1.42	.020	.013	.70	.74	55	71	25	良
12328	8・1500・3000	.15	.47	1.30	.013	.030	.14	—	60	68	26	良

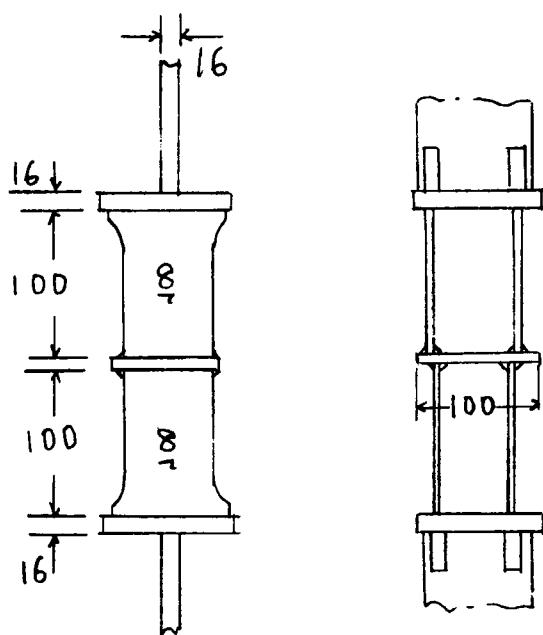


図 5. 1. 1(1) 試験片形状

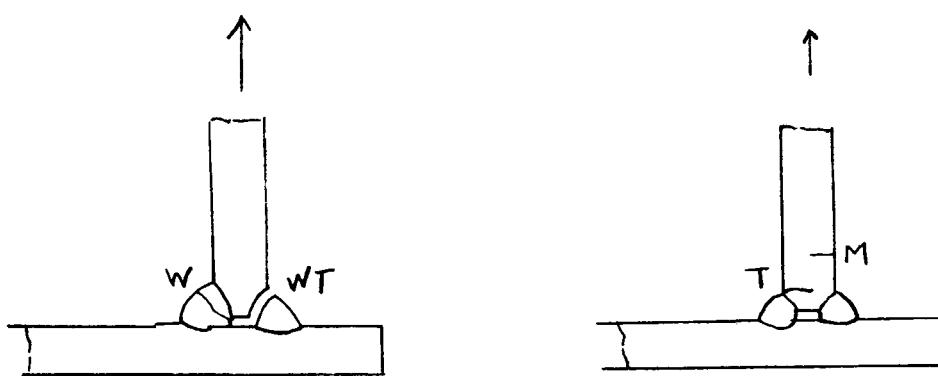


図 5. 1. 1(2) 破壊形式と記号

試験片は溶接終了後とくべつほ熱処理をほどこしていな。

(2) 試験条件

使用試験機は、アムスラー型 50 吨油圧万能疲労試験機で、往復式荷重速度は 300 cpm, 荷重サイクルは 片振引張 最大荷重 2Ton と 1T.

5. 1. 3 試験結果

試験片 A1, C1 (ルートギヤップなし) の疲労試験結果を図 5.1.2 に、また試験片 A2, C2 の試験結果を図 5.1.3 に示す。実験値は素材の断面積を基準とする公称応力を示している。

また、図 5.1.4 と図 5.1.5 には、隅肉溶接継手の 10^5 疲れ強さと目達ひ量による疲れ強さと低下率を示してある。

5. 1. 4 参 照

これらの結果よりつきのことがわかる。

1) 高張力鋼 60N あるいは 60QT について実施した今回の実験値についても、隅肉継手の疲れ強さは、板の曲げによる応力分布によつてもつとも影響される。

2) 板の目達ひ量に対する疲れ強さの低下はほど直線的であり、目達ひ量 1.0T において隅肉継手の疲れ強さ低下率は 30% 以上となる。

3) 中間板の板厚の影響は顕著に示され、中間板の板厚増加は、目達ひ量 1.0T による疲れ強さの低下を防ぐうえ、素材が SM50, 60N あるいは 60QT の場合は SM41 に比べて 中間板の効果と同等とするために、中間板の板厚を大きくすることが必要と思われる。図 5.1.5

4) 60N あるいは 60QT の隅肉溶接継手においては 3mm のルートギヤップが存在しても 継手の疲れ強さは SM41 の場合と異り、10% 以上 低下するようである。

現行の J.S.Q.S. 等の工作法においては、板の材質、中間板の板厚に無関係に 板の目達ひ量 0.5T 以上の補修基準、ルートギヤップの増し脚長 = ルートギヤップ量 - 2mm が決められているが、これらの実験結果より 板の材質、中間板の板厚、溶接棒の材質等も考慮することが必要である。

5) 工作基準の設定のための パラメーターとして板の目達ひ量 s 、板の板厚 t 、中間板の板厚 t_0 を含む指數 $s/t \cdot t_0^2 \cdot 10^{-2}$ を考えた。これは s/t は 十字継手に作用する曲げの大ささに因する量、 t_0^2 は 中間板の板厚の自乗の逆数である。十字継手の 10^5 疲れ強さは 図 5.1.6

に元も二通り、パラメータ $\delta/t \cdot 1/t^2 \cdot 10^2$ は比例して低下する傾向が認められる。

疲れ強さから見た十字継手の安全限界は、素材の計算正考査(乙)法走すべきであるが、50 kg/mm²高張力鋼以下の計算は $\delta/t \cdot 1/t^2 \cdot 10^2$ を 0.5 以内にあたれば十字継手の品質保証上支障がないというである。

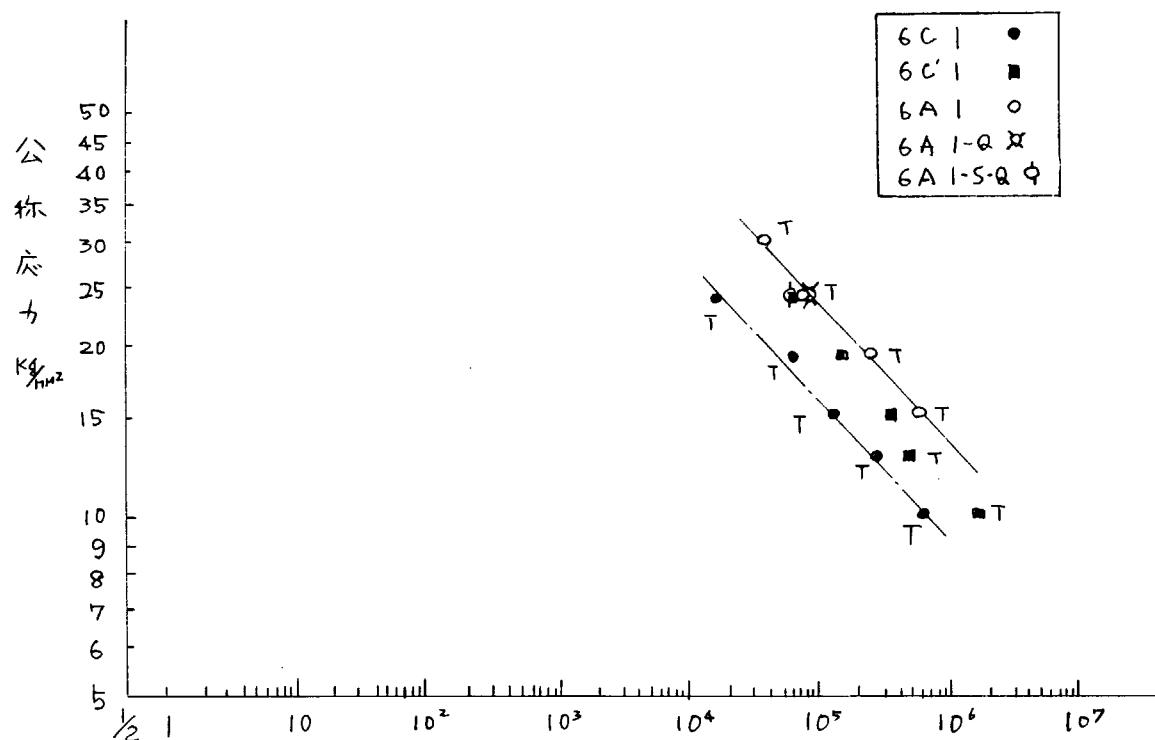


図 5.1.2

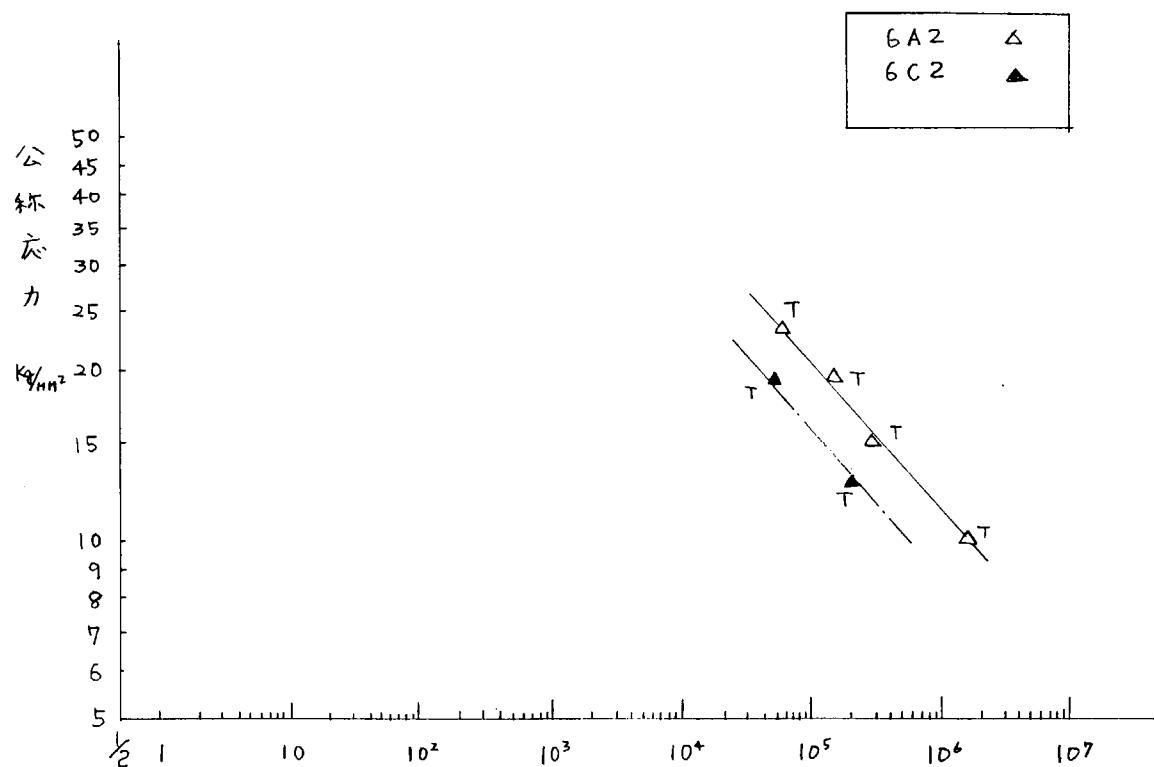


図 5.1.3

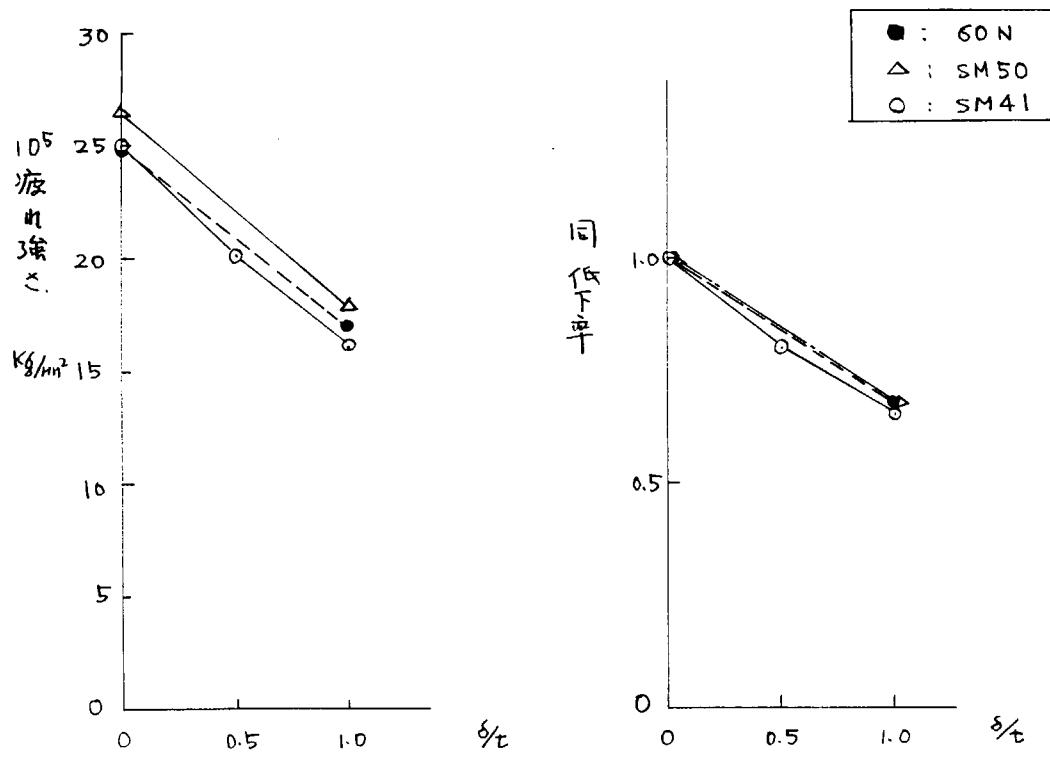


図 5.1.4

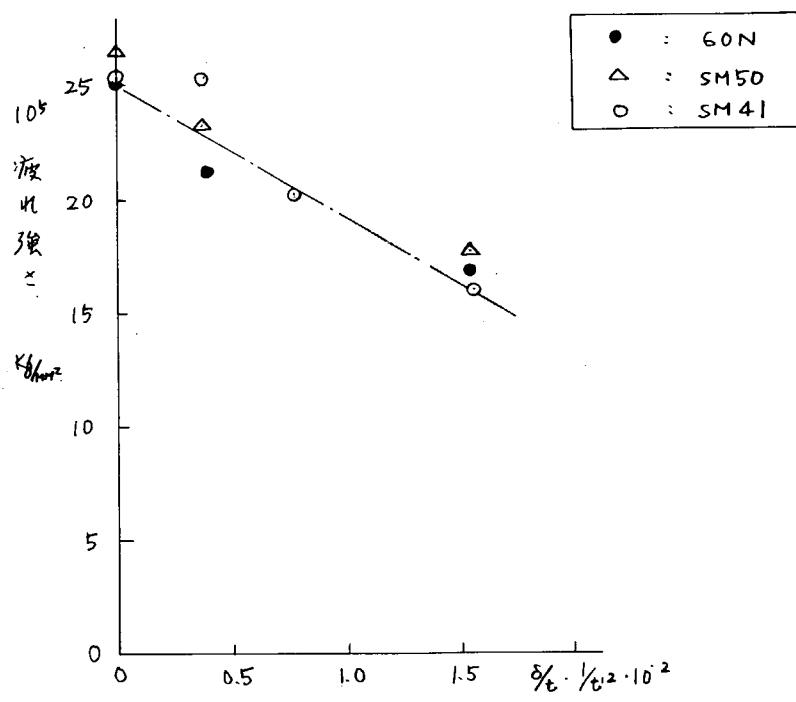


図 5. 1. 6

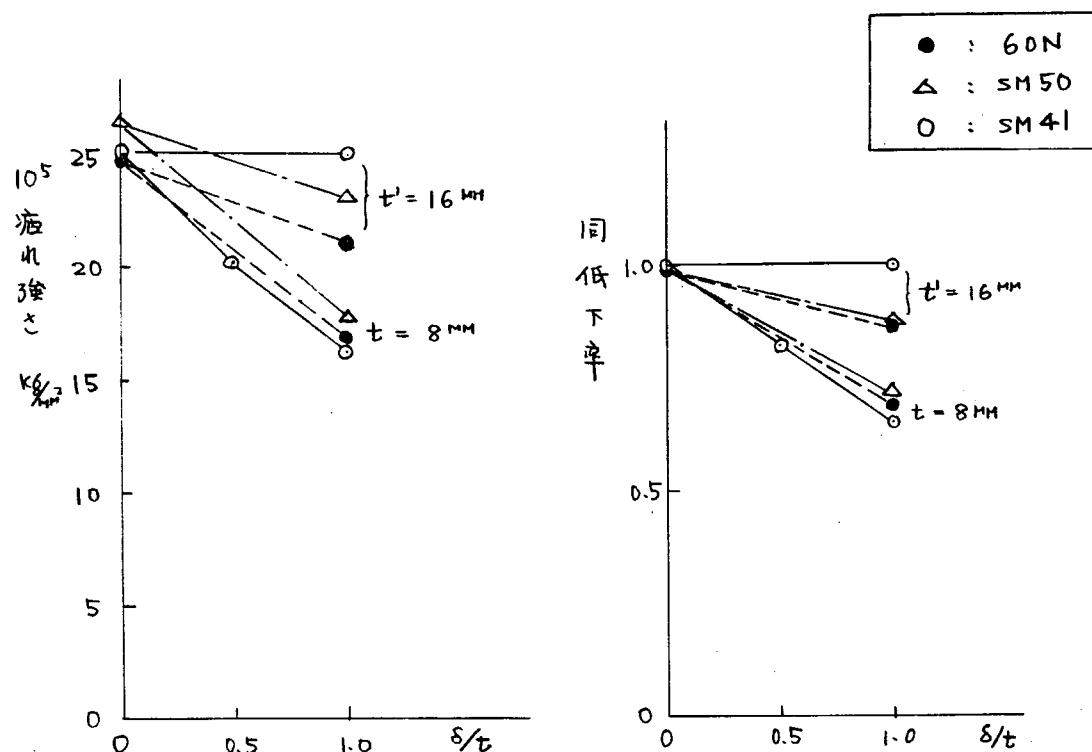


図 5. 1. 5

5.2 角違いを有する接手の有効性の検討

5.2.1 目的

船体の溶接構造において特に隔壁板あるいは甲板等と骨部材の交差部で板を介してその両側にウェブ材が突き合わせる状態でつけられる場合がある。この時設計上は前後のウェブが同一平面上に取り付けられていると考えているが、実際には多少の誤差は避けられないことがある。このような場合、骨部材の連続性が低下して取付部の板に曲げが付加される結果強度がかなり低下することが考えられる。

いわゆる現場工作誤差によるこのような目違いに対し定量的裏付けのある許容限度を求め、工作精度管理の資料を得ることを目的として実験が立案されたもので、本研究はその工作誤差のうちでも両ウェブ相互の間に、ある角度をもった目違いを生じた、いわゆる角目違い誤差に関するもので、種々の角目違い量を有する試験片により静的および疲労強度を求めている。

また、単なる誤差の領域からははずれるが、大角度のズレに相当するポイントタッチの状態についても静的試験を行なった。

なお、静的試験では引張試験によりウェブ材に現われる弾性域における応力分布を求め、各角目違い量に対する応力集中状況および、静破断最高荷重に及ぼす影響などを検討した。また、疲労試験においては、それぞれ角目違い量ごとの疲労曲線を求めた。

表 5.2.1 材料の機械的性質および化学成分

機械的性質		化 学 成 分 (%)						
降伏点	抗張力	C	Si	Mn	P	S	Cr	V
30.9 kg/mm ²	46.0 kg/mm ²	0.15	0.02	0.75	0.011	0.016	0.01	0.00

5.2.2 試験

(1) 試験機

試験機は 100 ton アムスラ型万能試験機に 70 ton パルセータを付けたものである。試験機の性能上最小荷重は 3 ton (応力に換算して約 2.3 kg/mm²) とした。この時の繰返し速度は約 30 cpm であった。なお荷重波形は図 5.2.1 の通りである。

(2) 試験片

試験片用材料には軟鋼 (SS-41) を用いた。その機械的性質および化学成分は表 5.2.1 の通りである。また、試験対象とした角目違いの種類および製作数を表 5.2.2 に示し試験片の形状を図 5.2.2 に示した。製作に当つて特に被試験部分 (図 5.2.2 に※印で示した部分) の施工にあたつては、脚長および交差角度に対し可能な限り工作精度を上げることにつとめた。特に角度θについては、それぞれ専用の治具を作り、正確にセットしたのち溶接にあたつた。

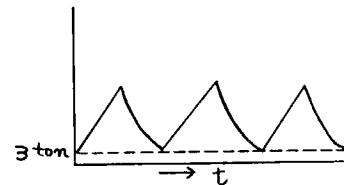


図 5.2.1 荷重波形

また、全試験片の溶接条件および仕上りの均一を期すために、全て同一者による施工とした。

以上により試験片の仕上り精度は、目違い角 θ については表5・2・3の通りであり、この種の試験片としては、十分な精度を得られた。また、脚長についても充分満足できる結果を得た。

(3) 試験方法

(a) 静的試験

表5・2・2に示すように、各種試験片($\theta = 0, 5^\circ, 10^\circ, 30^\circ, 90^\circ$)から、角目違い(θ)のおよぼす影響を調査した。

試験は、引張試験によりウェブ材に現われる弾性域における応力分布を抵抗線歪ゲージを用いて測定した。測定点は図5・2・3に示す通りである。

また、歪計測に引続いて同試験片で静破断最高荷重(P_{max})、および荷重(P)—変形(δ)曲線をX-Yレコーダにより求めている。

(b) 疲労試験

疲労試験は先に述べた表5・2・2に示す通り角目違い $\theta = 0, 5^\circ, 10^\circ$ の3種類について行ない、 $\theta = 30^\circ, 90^\circ$ のものについては静試験のみにとどめた。

ここで用いる呼称応力(σ_N)は、荷重(P)をウェブ材の断面積(A)で除したものである。

また、荷重波形は前述(図5・2・1)のようにほぼ三角波形で、定荷重疲労試験を実施した。

5.2.3 試験結果

(1) 静的試験

(a) 各角目違い試験片の応力分布測定

各試験片に対するウェブ各点の応力分布を図5・2・4～5に示し、また、接手近傍(はさみ板面より12mmの位置)の荷重方向の応力 σ (E-E)を表裏別々にプロットしたものが図5・2・6であり、その値から平均応力、および曲げ応力を求めプロットしたものを図5・2・7に示す。また、各角目違いによる最大曲げ応力の変化を示したものが図5・2・8である。

(b) 主応力分布

3方向歪ゲージにより求めた主応力およびその方向をそれぞれ図5・2・9～12に示した。

(c) 静破断最高荷重および荷重—変形曲線

弾性域での応力分布測定後引続き同試験片により最高荷重、および破断までの荷重—変形曲線を求めたものが図5・2・13である。これはX-Yレコーダ

により求めたものであり、変形は試験片の全体（試験機のつかみ部分を除く）の伸びを変位計で検出したものである。

(2) 疲労試験

(a) 疲労曲線

試験結果を表5・2・3に示す。これから目盛角 $\theta = 0, 5^\circ, 10^\circ$ についてそれぞれS-N線図に図示したものを図5・2・14に示す。S-N線図から求めた時間強度を図5・2・15に示した。

5.2.4 考 察

(1) 静的試験

各角目違いごとに接手近傍（はさみ板面より12mmの位置の引張り方向の歪）の応力をプロットした図5・2・6および5・2・7から見ると、当然のことながら、かなりの曲げ応力を生じており、 $\theta = 5^\circ, 10^\circ, 30^\circ$ ではいずれも最大表裏平均応力より曲げ応力成分の方がいずれも大きくなっている。この図より θ が 10° より大きいものは端部での平均応力が、ほぼ0となつてあり、この程度すなわち、隅肉部が互いに重なつていなければズレていると、その部分は荷重をほとんど受け持つことはできないことがわかる。このように荷重を分担しなくなるズレ量は、中に挟まれた板の厚さなどによっても変わることははずであり、正確にはもっと多くの実験が必要であろうが、大方の見当をつける際の参考になるであろう。

次に各試験片の破断までの荷重～変形曲線（図5・2・13）を見ると、 $0^\circ, 5^\circ, 10^\circ$ および $30^\circ, 90^\circ$ の2グループに分かれていることがわかる。ただし、ここで $5^\circ, 10^\circ$ が 0° に近いのは、この程度の誤差は問題でないと考えるべきではなく、この角目違い接手の有効巾が200mm近くであると考えるべきである。たとえば、いま試験片の巾を2倍にしたときに、 0° では強度も2倍になるが、 5° および 10° のものでは、元の強度と大差はないと考えられる。

試験片が一つで実験のバラツキが大きいのかも知れないが、 30° と 90° の差が意外に小さいように思われる。

(2) 疲労試験

疲労曲線（図5・2・14）を見ると比較的繰返し数の多い低応力域では $\theta = 5^\circ$ が、 0° および 10° の中間になっているが、高応力状態では、 5° と 10° の差がほとんどなくなっている。この原因は現在のところ判明していない。

(3) 有効接手巾

今回試験の対象とした部分についてはその強度を表わす方法として“有効接手巾”のような量を考え、板厚の倍数で表示するのが妥当であろう。このような表現を用いれば寸法が变っても、中に挟まれる板の厚さ、隅肉脚長などの影響を除いてほぼ同じ数値を用いることができると思われる。

この接手巾を計算するとき、どの強度を用いるかによって差が出るが、ここでは次の4種を計算し、図5.2.16に示す。実際に使用する場合には、そこに加わる荷重の種類によって δ_B , δ_F , などを使い分けるべきである。

(a) 静破断最高荷重強度で考えたとき; δ_V

$$\delta_V = \frac{\text{角目違いの静破断荷重}}{\text{なしの}} \times \frac{200}{6.5} \quad *1)$$

(b) 時間強度で考えたとき; δ_F

$$\delta_F = \frac{\text{角目違いの時間強度}}{\text{なしの}} \times \frac{200}{6.5} \quad *1)$$

(c) 板面内応力で考えたとき; δ_M

$$\delta_M = \frac{\text{一様分布としたときの応力}^{*2)}{\text{角目違いの板面内最大応力}} \times \frac{200}{6.5} \quad *1)$$

(d) 板曲げ応力を考えたとき; δ_B

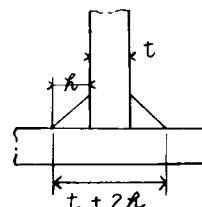
$$\delta_B = \frac{\text{一様分布としたときの応力}^{*2)}{\text{角目違いのルート部最大応力}^{*3)}} \times \frac{200}{6.5} \quad *1)$$

*1) $200/6.5$ は、今回の $\theta = 0$ の試験片巾/板厚

*2) 荷重/断面積

*3) 次式による。

ルート部最大応力 = $\left[(\text{板面内応力}) + (\text{曲げ応力}) \times \frac{t^2}{(t+2r)^2} \right]$ の最大値



なお、これらの値のうち5°のものについては、端部でも力を分担しているので実際はもう少し大きな値となることが予想される。

表 5.2.2 試験片及び製作数

	角目違い	製作数	試験
1	$\theta = 0$	10	静的試験及び疲労試験
2	$\theta = 5^\circ$	11	"
3	$\theta = 10^\circ$	11	"
4	$\theta = 30^\circ$	1	静的試験
5	$\theta = 90^\circ$	1	"

表 5.2.3 試験結果

角目違い	試験片 No.	実測角度 θ	試験方法	破断荷重 F [ton]	破断応力 σ_B [kg/mm ²]	繰返し応力 σ_N	破断までの繰返し数 N	破断箇所および形状
0	0-1	$0^\circ 0'$	静的試験	57.8	$\sigma_B = 44.5$		$1/2$	ルート部
	2	$0^\circ 05'$	疲労 "	25.0	$\sigma_N = 19.2$		43.5×10^3	"
	3	$0^\circ 0'$	"	32.0		24.6	9.3×10^3	"
	4	$0^\circ 0'$	"	20.0		15.4	216.7×10^3	"
	5	$0^\circ 05'$	"	16.0		12.3	389.4×10^3	"
	6	$0^\circ 05'$	"	18.0		13.8	226.4×10^3	"
	7	$0^\circ 10'$	"	23.0		17.7	58.7×10^3	"
	8	$0^\circ 05'$	"	29.0		22.3	11.5×10^3	"
	9	$0^\circ 0'$	"	14.0		10.7	830.0×10^3	試験中断
	10	$0^\circ 0'$	"	40.0		30.7	0.6×10^3	ルート部
5°	5-1	$5^\circ 30'$	静的試験	48.9		37.6	$1/2$	対称外破断*
	2	$5^\circ 25'$	疲労 "	25.0	$\sigma_N = 19.2$		15.3×10^3	ルート部
	3	$5^\circ 20'$	"	32.0		24.6	1.3×10^3	"
	4	$5^\circ 35'$	"	20.0		15.4	53.3×10^3	"
	5	$5^\circ 25'$	"	16.0		12.3	120.0×10^3	"
	6	$5^\circ 30'$	"	18.0		13.8	104.3×10^3	"
	7	$5^\circ 30'$	"	23.0		17.7	17.0×10^3	"
	8	$5^\circ 20'$	"	29.0		22.3	2.0×10^3	"
	9	$5^\circ 35'$	"	38.0		29.2	0.1×10^3	"
	10	$5^\circ 40'$	"	35.0		26.9	1.5×10^3	"
	11	$5^\circ 30'$	静的試験	56.15	$\sigma_B = 43.2$	$1/2$		*
10°	10-1	$10^\circ 20'$	静的試験	50.0	$\sigma_B = 38.5$	$1/2$		"
	2	$10^\circ 10'$	疲労 "	25.0	$\sigma_N = 19.2$		3.9×10^3	"
	3	$10^\circ 15'$	"	32.0		24.6	1.0×10^3	"
	4	$10^\circ 25'$	"	20.0		15.4	12.3×10^3	"
	5	$10^\circ 30'$	"	16.0		12.3	20.6×10^3	"
	6	$10^\circ 15'$	"	18.0		13.8	14.3×10^3	"
	7	$10^\circ 10'$	"	23.0		17.7	4.5×10^3	"
	8	$10^\circ 20'$	"	29.0		22.3	1.1×10^3	"
	9	$10^\circ 25'$	"	40.0		30.7	0.65×10^3	"
	10	$10^\circ 20'$	"	35.0		26.9	1.0×10^3	"
	11	$10^\circ 10'$	"	39.0		30.0	0.55×10^3	*
30°	30-1	$30^\circ 10'$	静的試験	25.0	$\sigma_B = 19.2$	$1/2$		"
90°	90-1	$89^\circ 40'$	"	18.5		14.2	$1/2$	*

注、 1) 破断応力及び繰返し応力は
ウエブ材の断面積を用いて算
出した。

2) *印； マックのつかみ部材
とウエブ材との溶接部分。

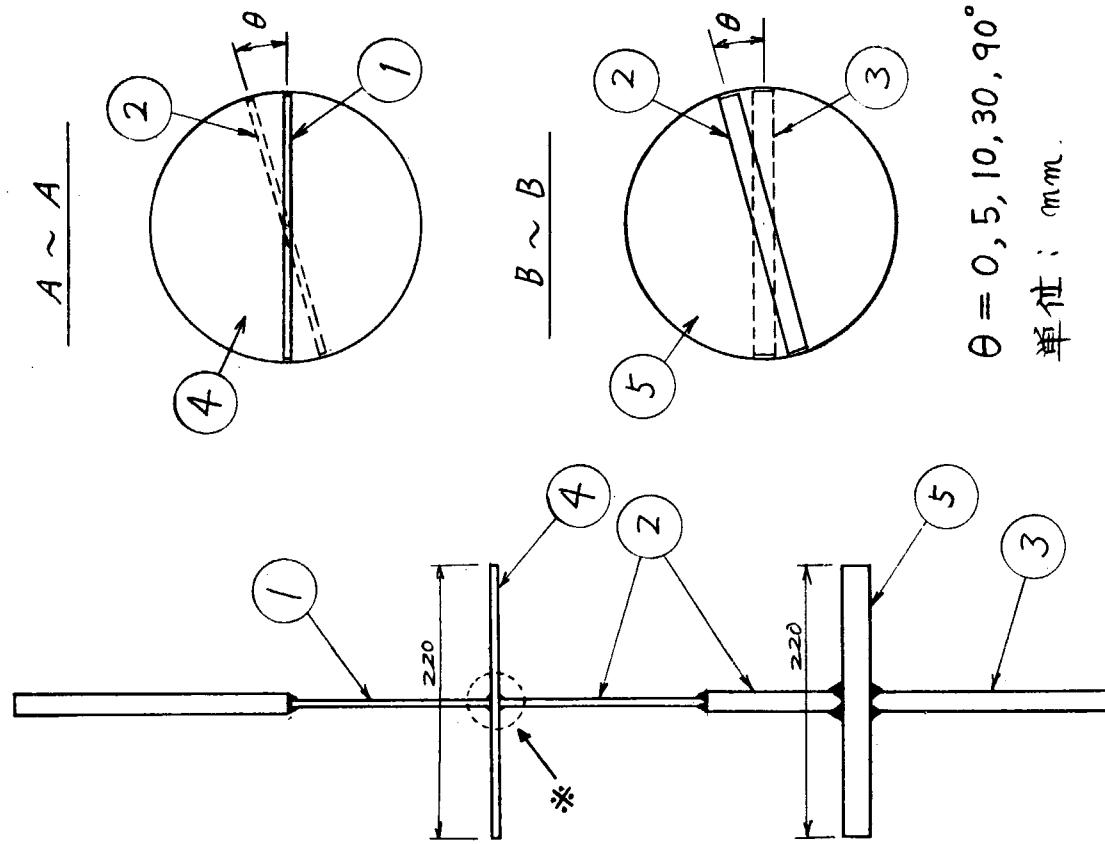
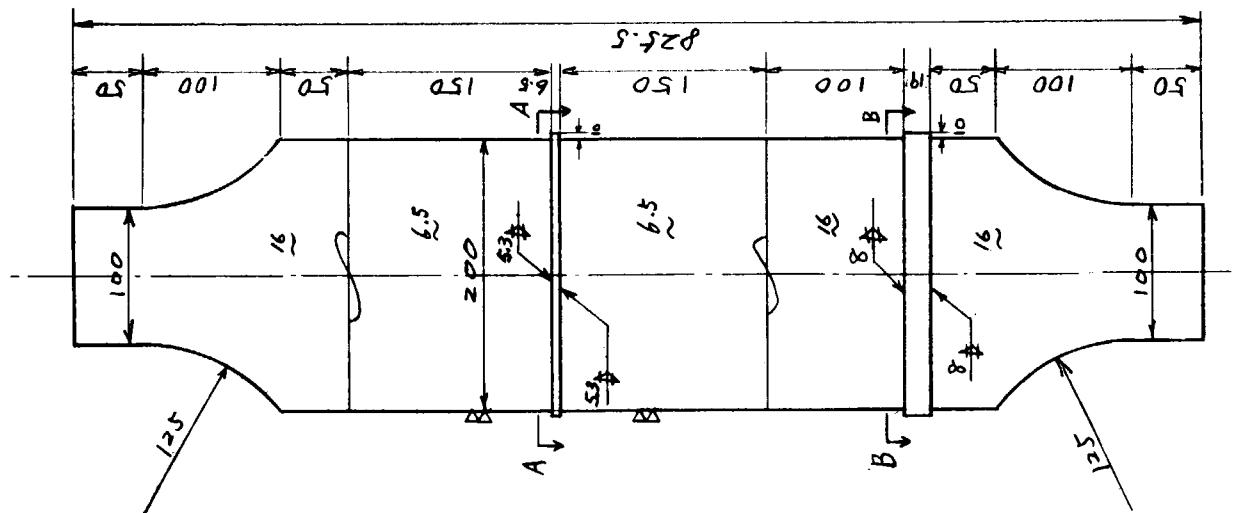
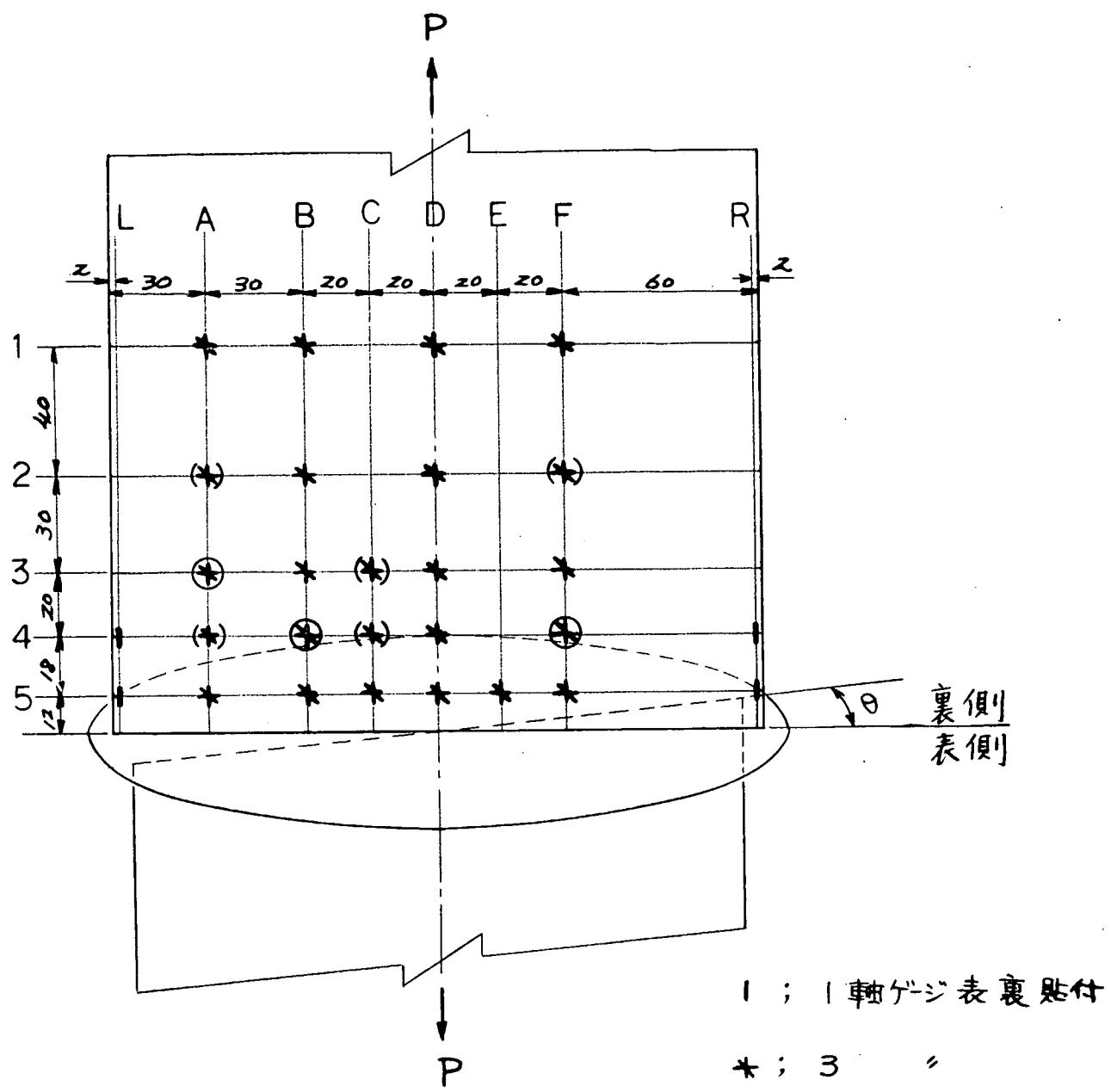


図 5.2.2 試験片形状図





試験片	計測点
$\theta = 0$	L ₅ , R ₅ , D ₅ は表裏, } 1軸ゲージ A ₅ , B ₅ , C ₅ , E ₅ は表裏 }
5°	C の () 内省略
10°	〃
30°	A, F 〃
90°	A, B, F の (), ○ 内省略

図 5.2.3 歪ゲージ配置図

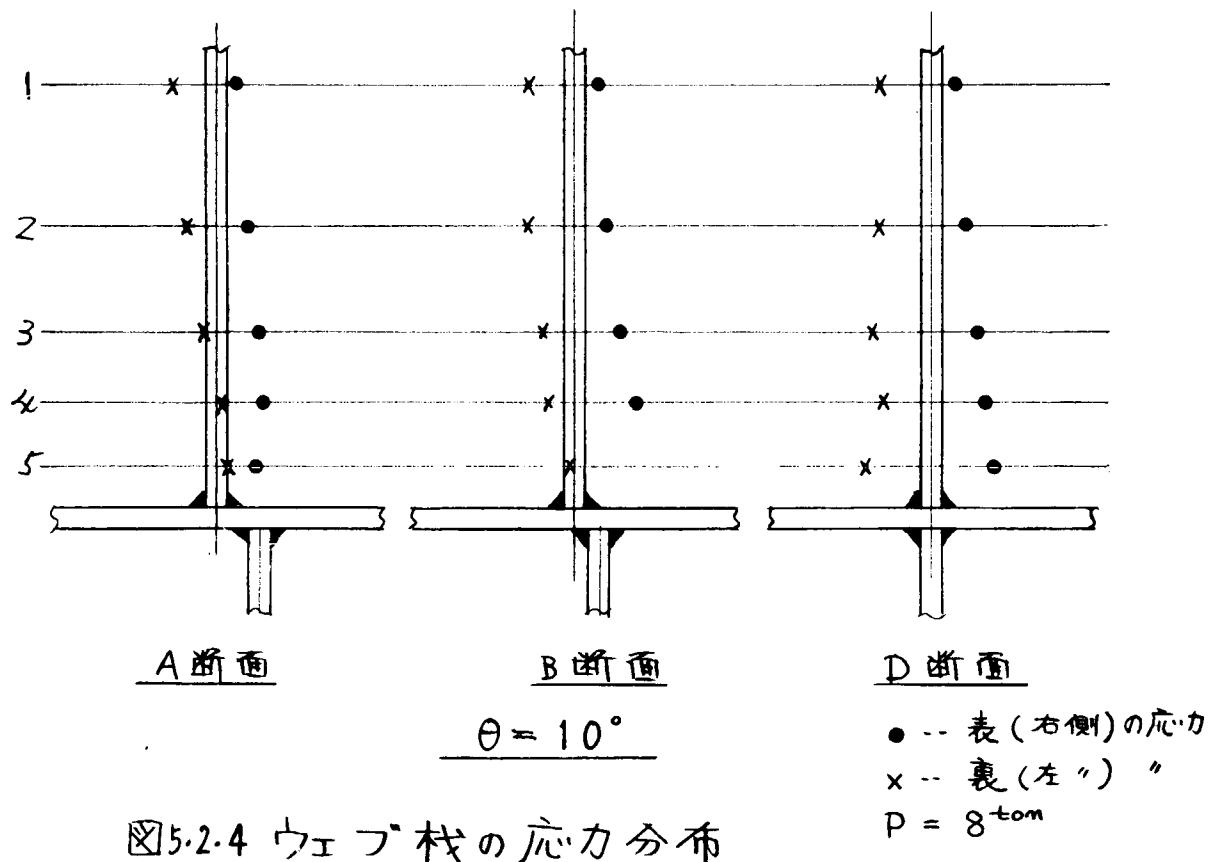
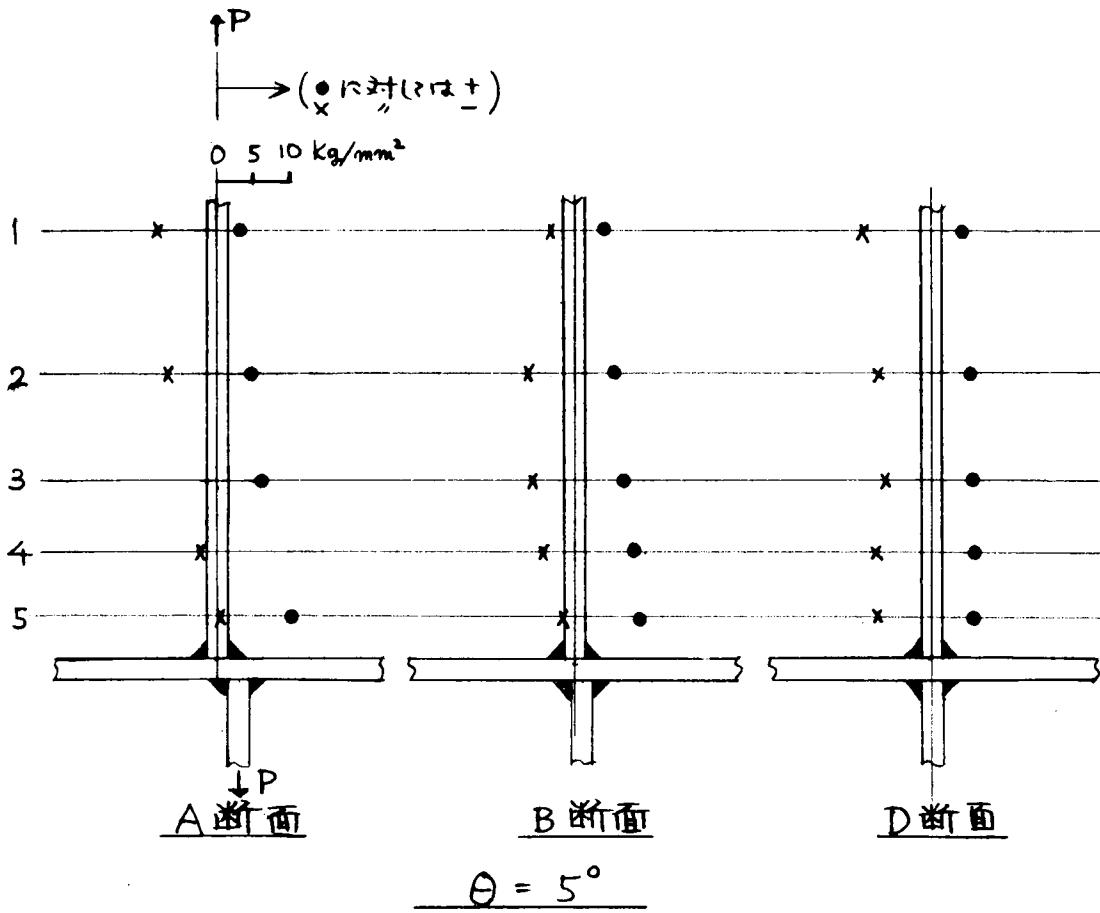
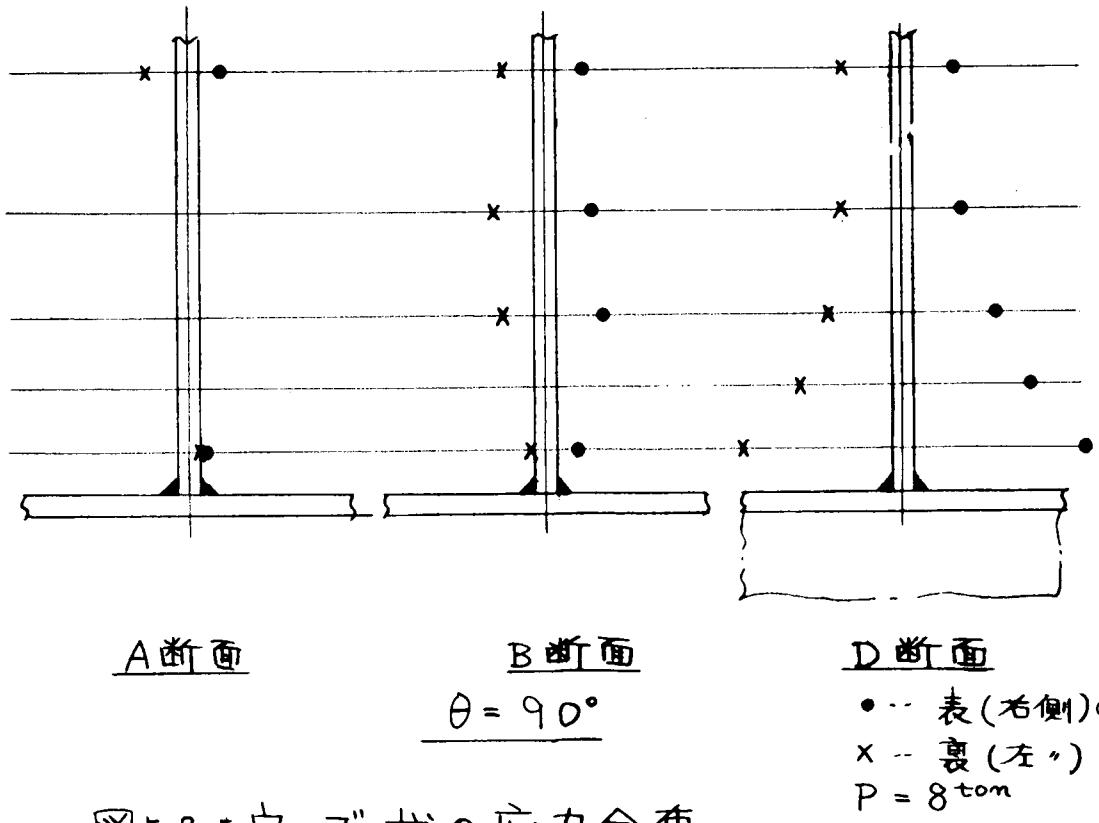
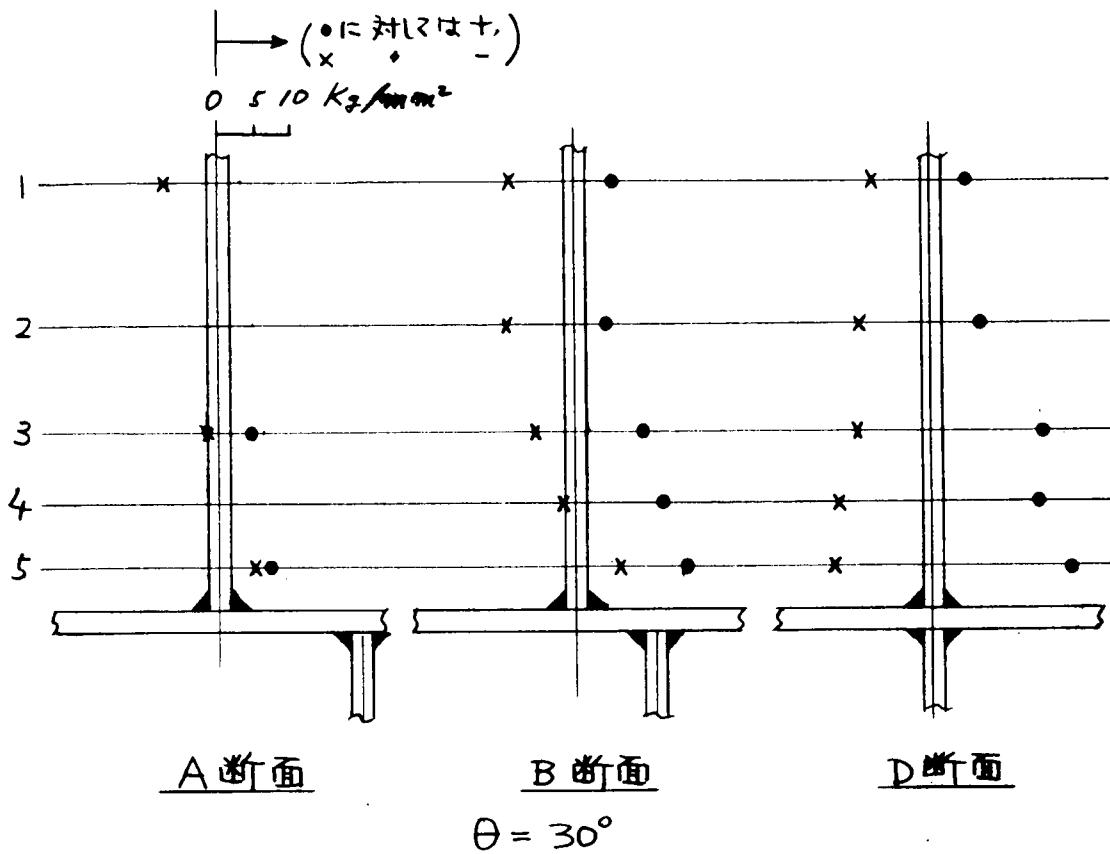


図5.2.4 ウエブ桟の応力分布



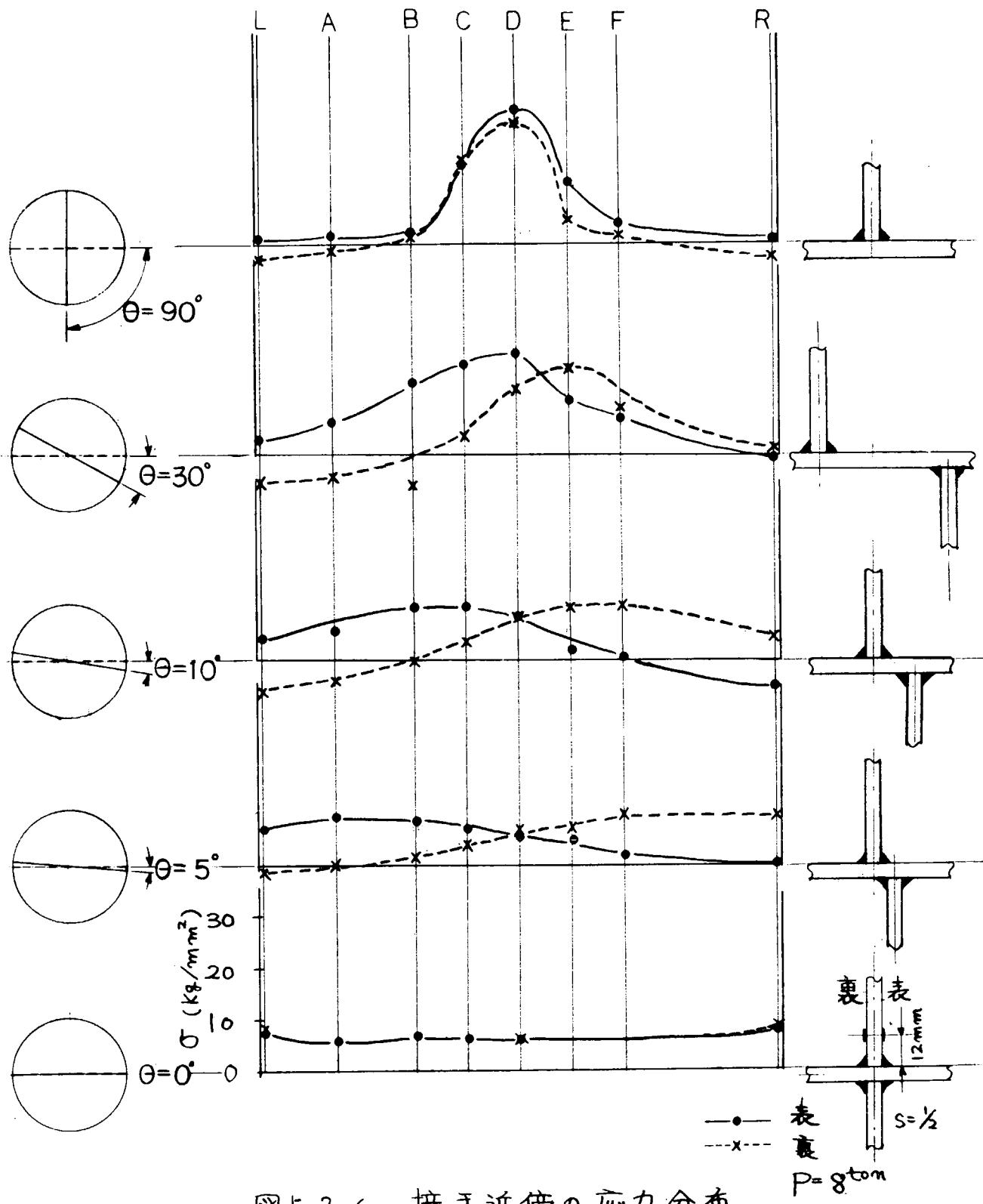


図 5.2.6 接手近傍の応力分布

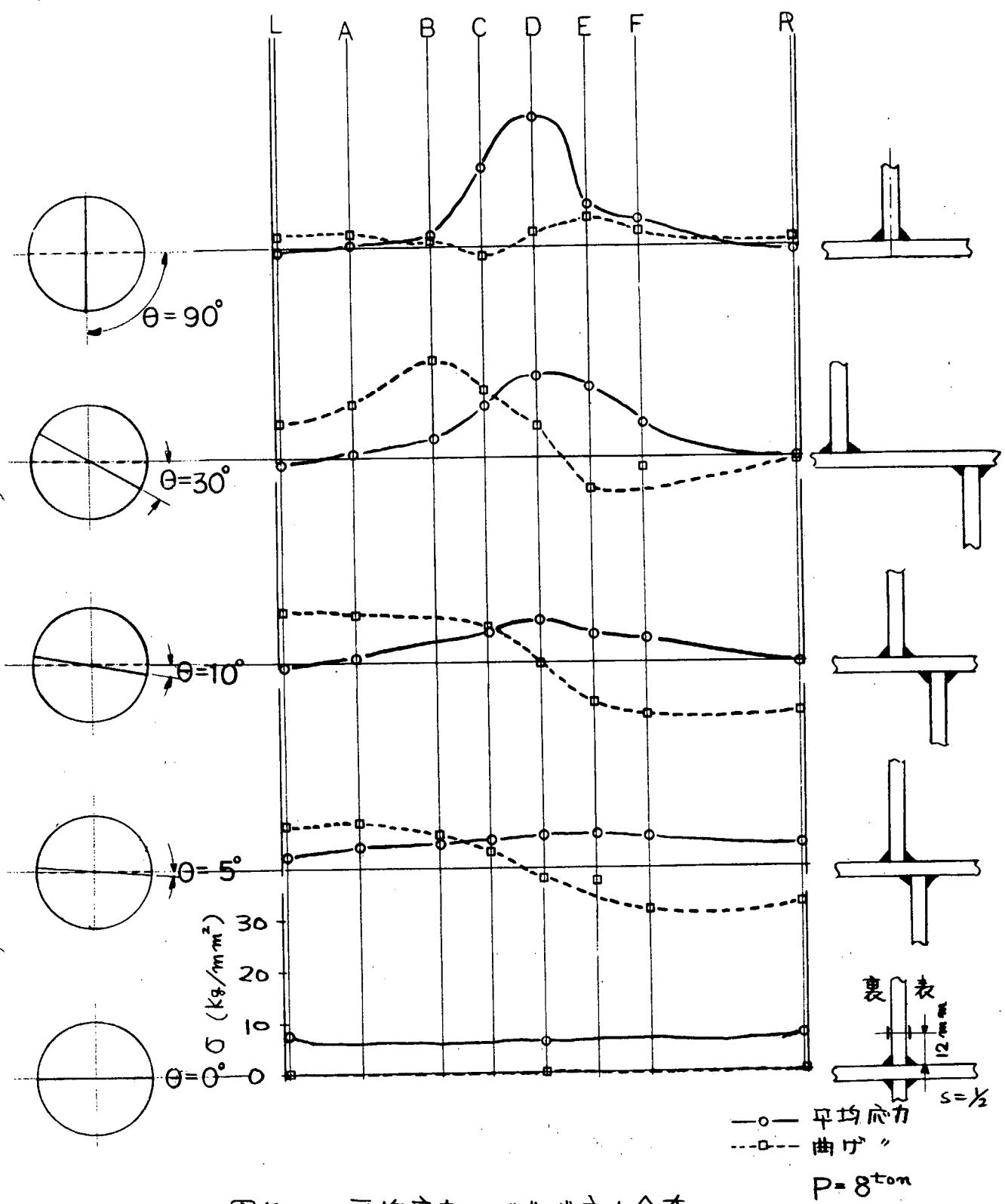


図 5.2.7 平均応力および曲げ応力分布

$$\beta = \left\{ \frac{\text{最大曲げ応力}}{\text{チエフ応力}} \right\}$$

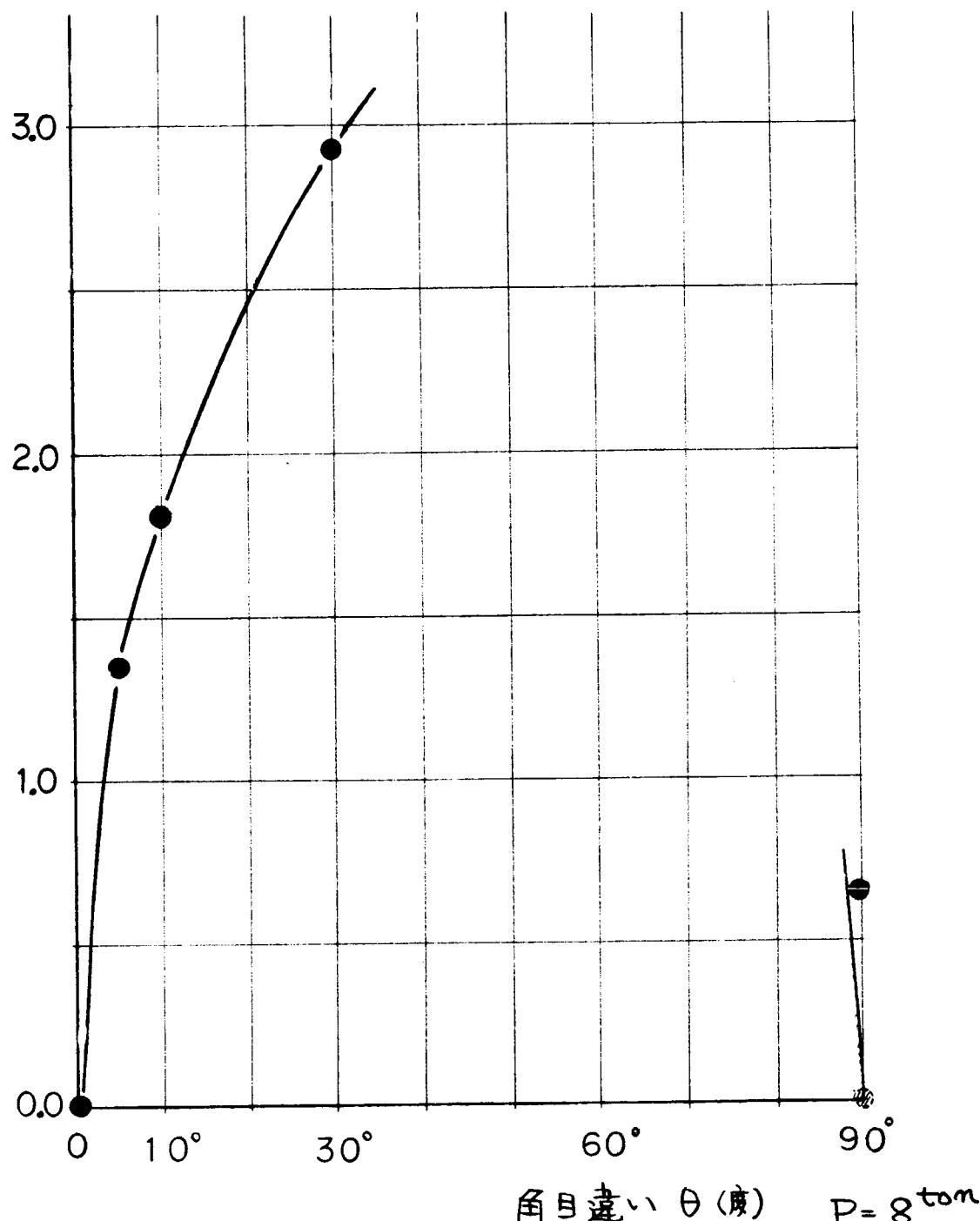
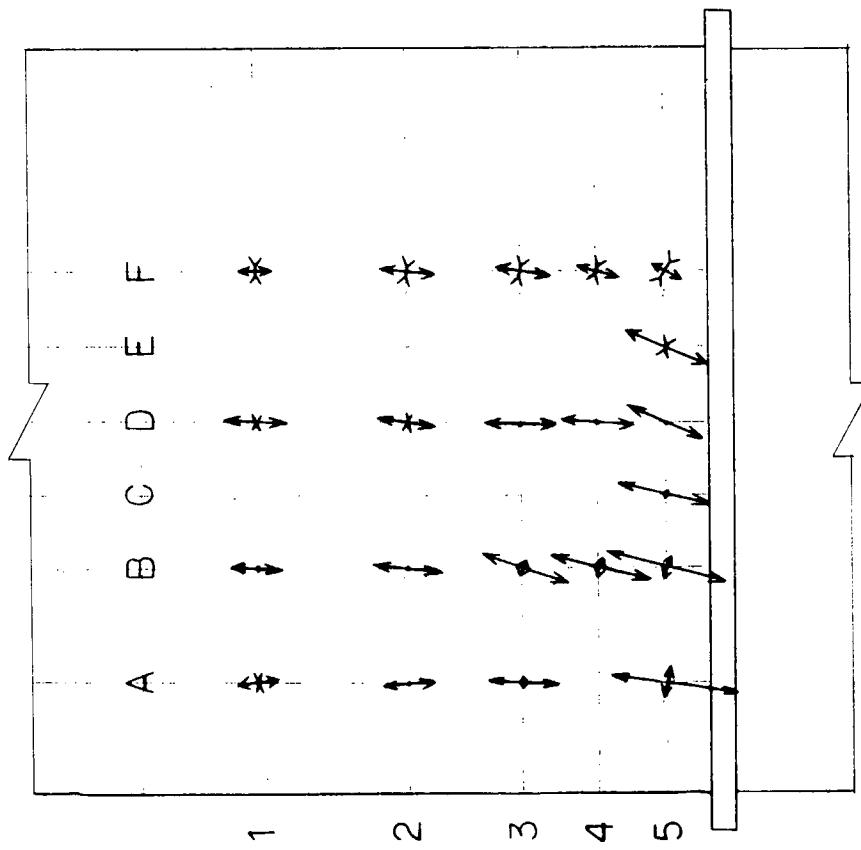


図 5.2.8 β - θ 曲線

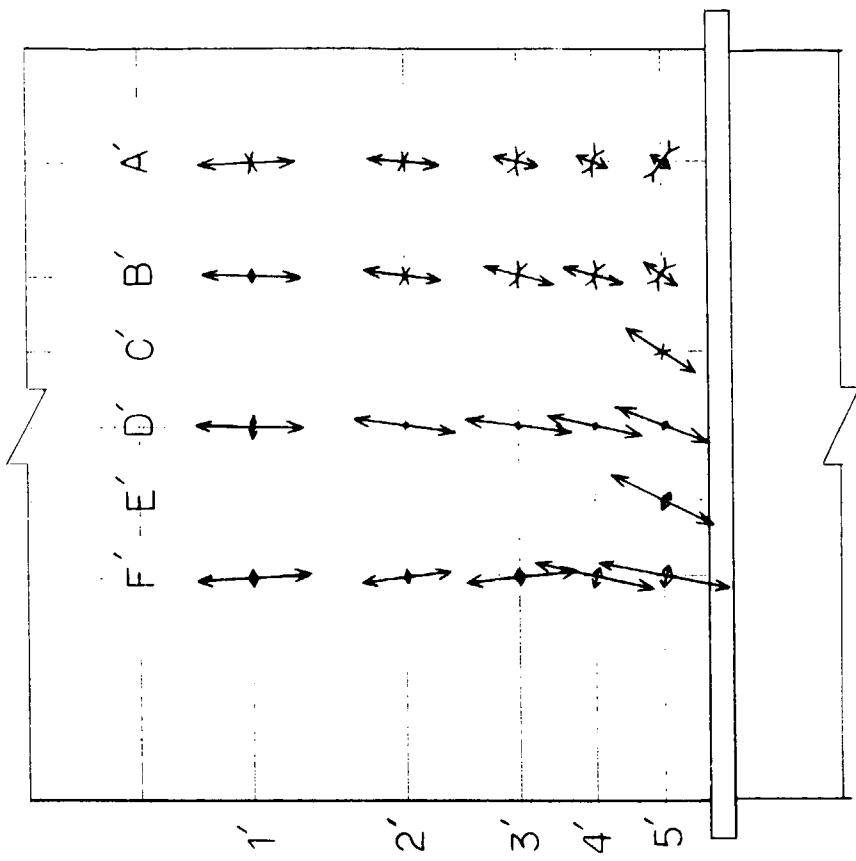
10kg/mm^2
 引張応力
 壓縮応力
 $P = 8 \text{ton}$

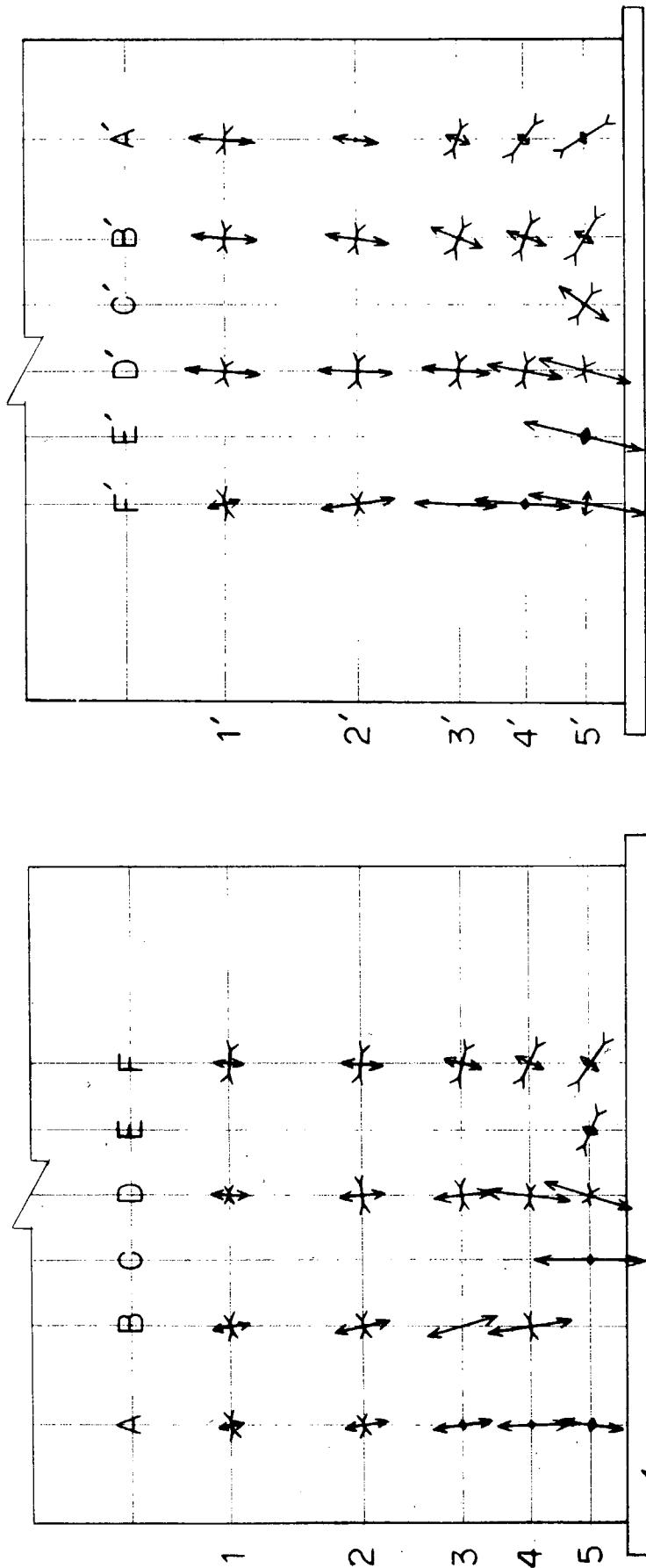
(裏)

図5.2.9. 主応力分布 $\theta=5^\circ$



(表)





(表)

(裏)

10kg/mm^2

引張応力
圧縮応力

$P = 8 \text{ton}$

§5.2.10 主応力分布 $\theta=10^\circ$

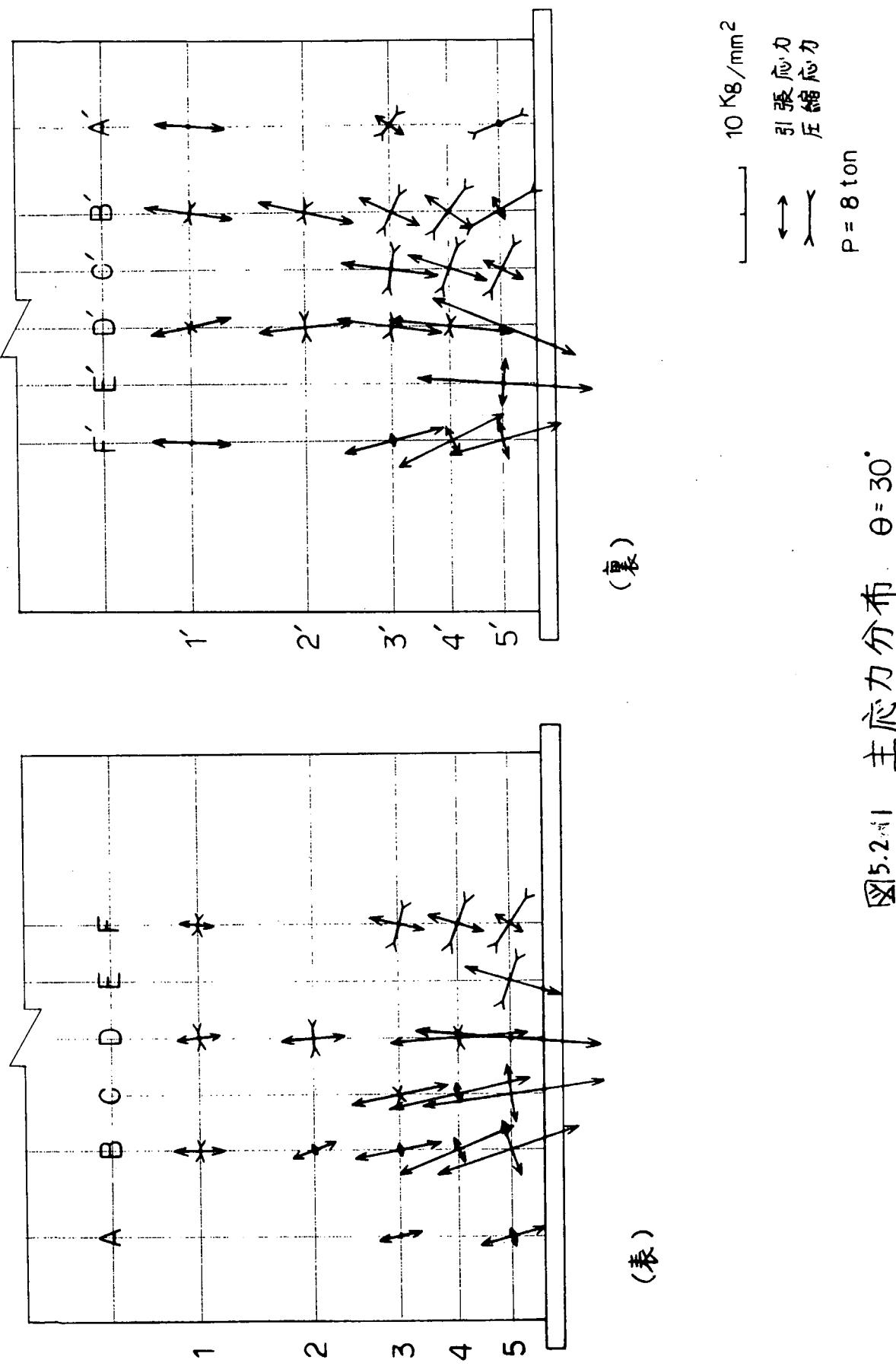
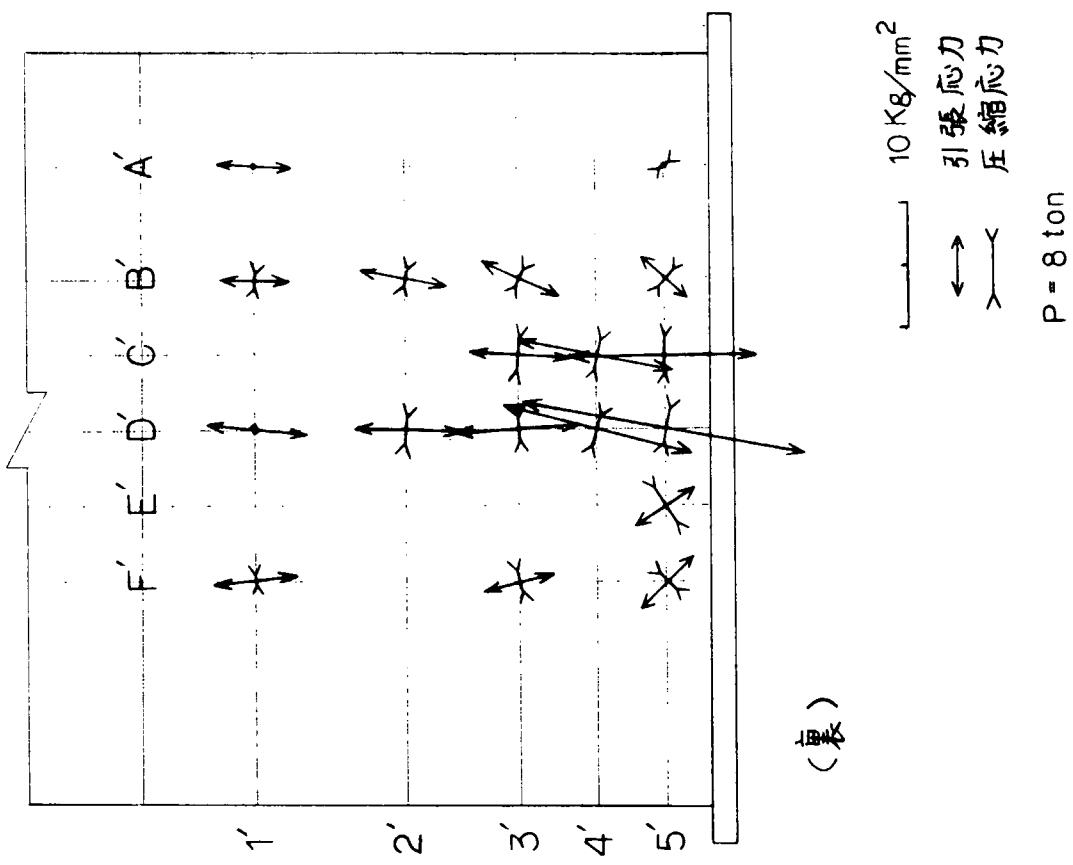
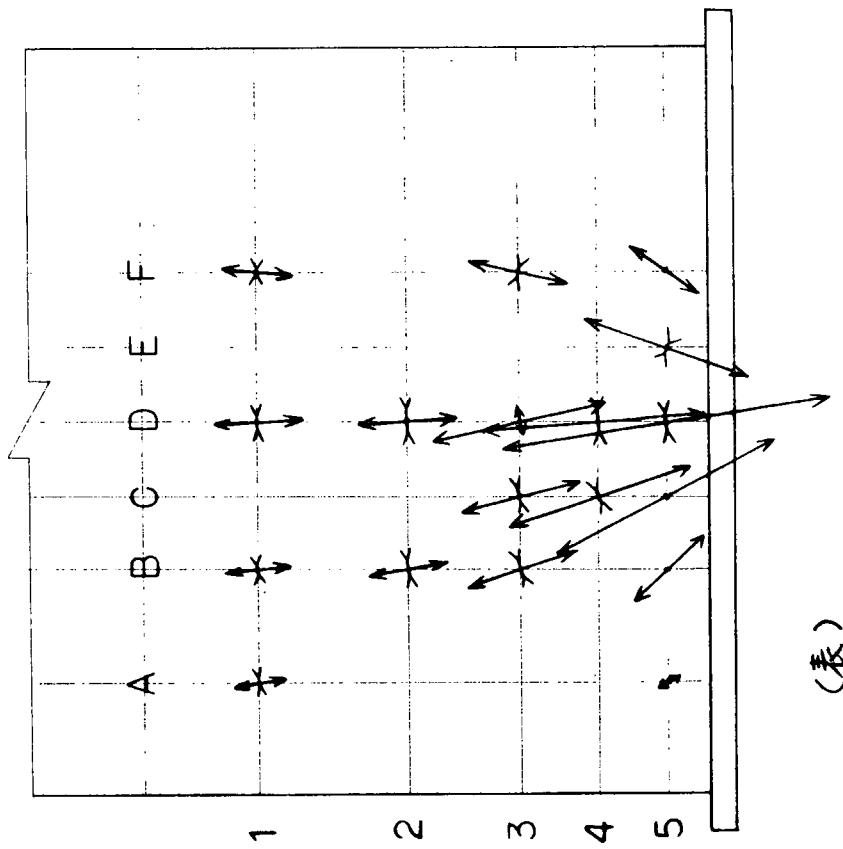


図5.2.11 主応力分布 $\theta = 30^\circ$



(裏)

圖 5.2.12 主應力分布 $\theta = 90^\circ$



(表)

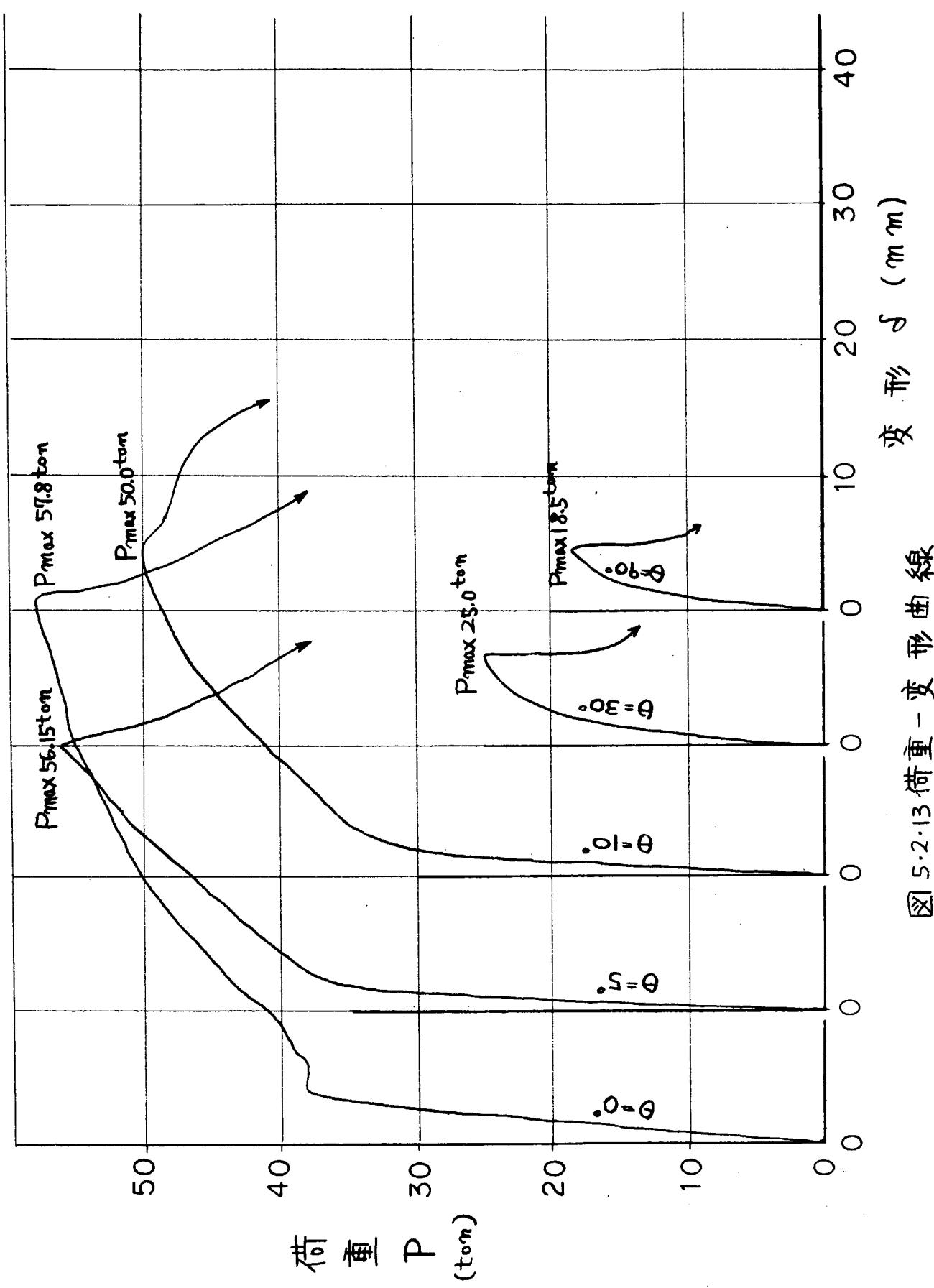
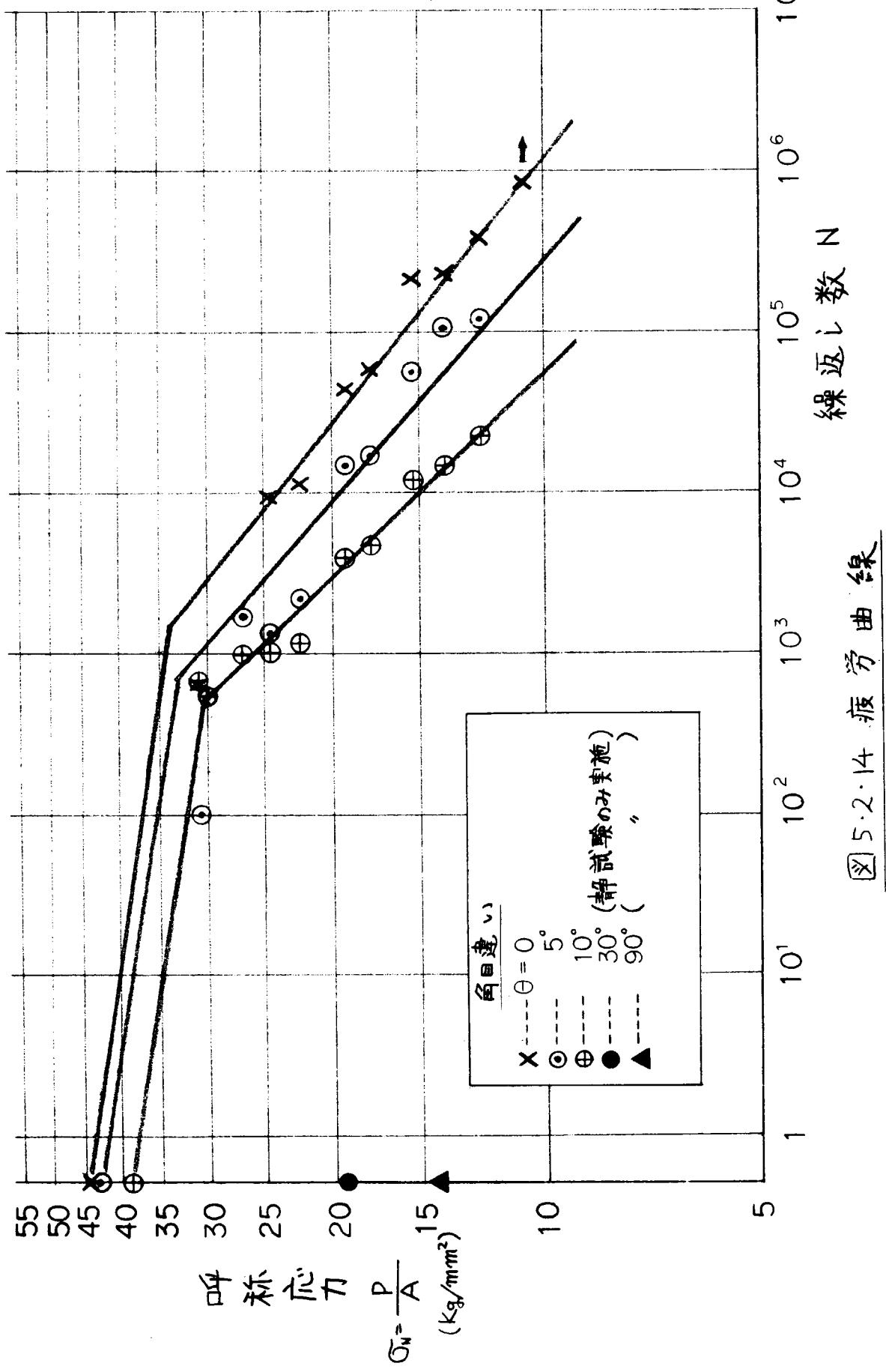


図 5.2.13 傾重一変形曲線



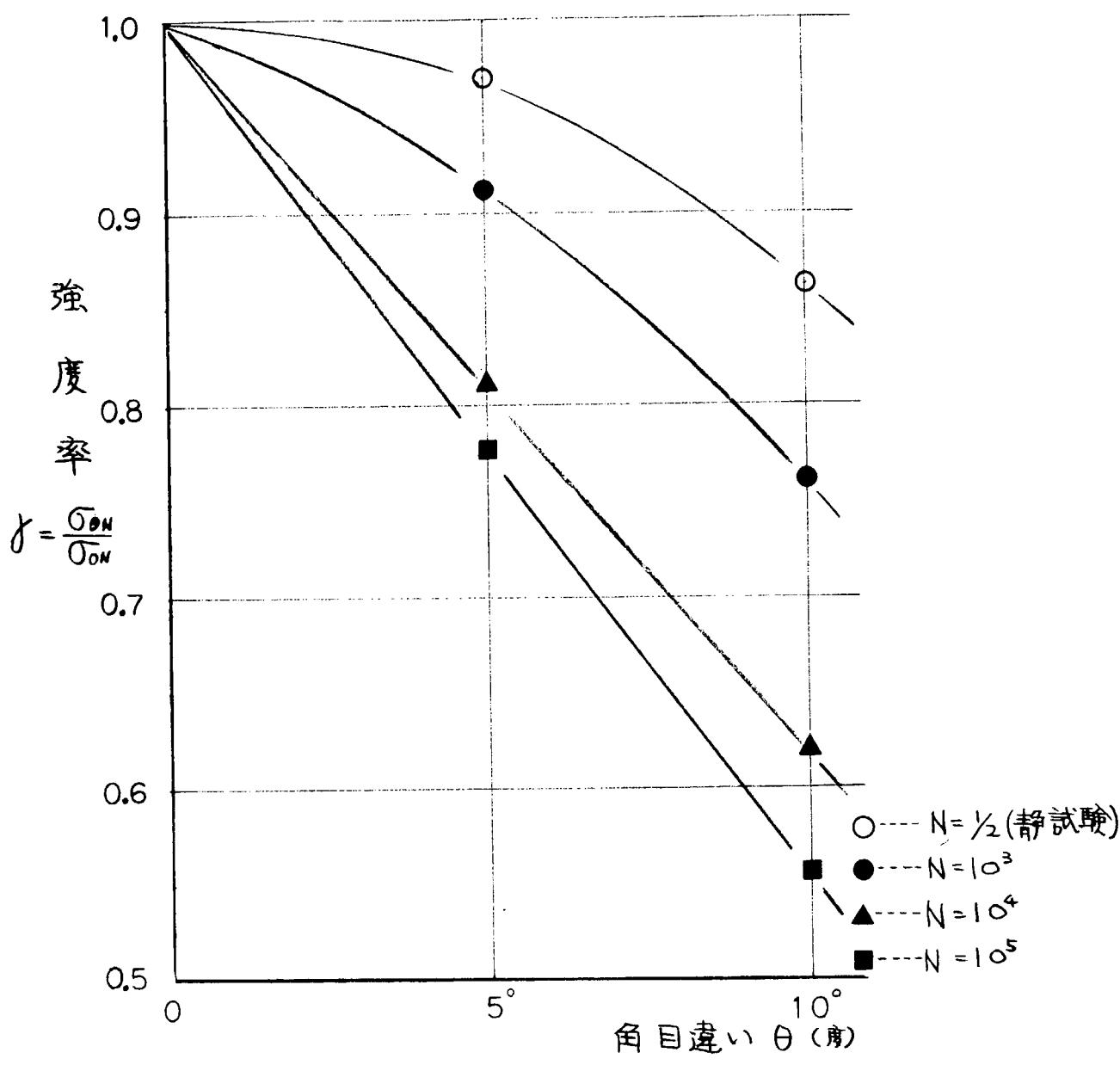


図 5・2・15 時間強度率

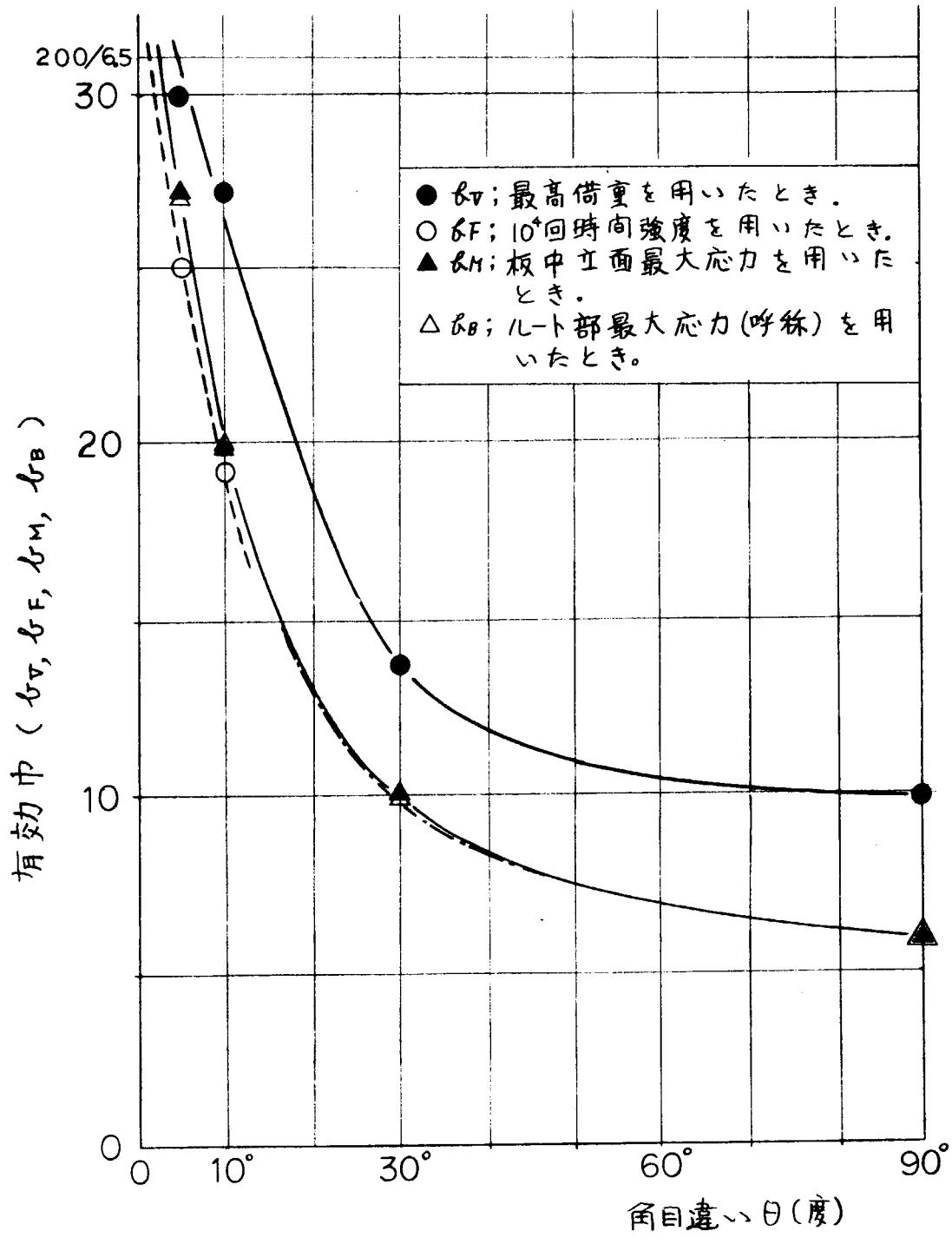


図 5-2-16 有効巾 - 角曲線

6. スカラップ^oに關係したまゆし溶接の 船体疲労強度におよぼす影響に関する研究

6.1 スカラップ^oを有する部材の疲労強度一その1

6.1.1. 目的

船体には工作上各所にスカラップ^o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^o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は行なわれた。

6.1.2. 試験

スカラップ^o部に作用する外力はその存在箇所によって異なるものと思われるが、こゝでは使用試験機の關係から、片振引張り又は両振曲げの作用が繰返えされた場合を取りあげた。

(1) 試験機

片振引張試験には、油圧制御装置をとりつけたアムスラー型試験機(容量 50 Tons)を、両振曲げ試験にはシンク型試験機(容量 80 kg-m)を用いた。繰返し速度は前者で約 10 cpm、後者では約 30 cpm である。

(2) 試験片

試験に供した材料は軟鋼及び H.T.50 で、その化学成分および機械的性質を表 6.1.1 に示す。

試験片の形状および寸法は図 6.1.1 に示す通りで、この中 A, B, C および F は引張用、D および E 型は曲げ用、もう 1 つである。試験機の容量の關係から、H.T.50 では所要試験部、板厚 ± 9 mm としている。図 6.1.1 では() を付けてこれを示し、記号にも月を付けて HA, HB, HF, HD および HE として軟鋼の A, B, F, D および E と区別した。尚、HA では巾 ± 60 mm にあとしたり、これも() で示してある。

試験部、溶接脚長はすべて 5 mm とい、溶接は表 6.1.2 の条件に従つて行つた。

(3) 試験方法

実施した試験の内容を表 6.1.3 に示す。

片振引張試験に於ては、先づ各形狀の試験片について静引張試験を行い、その引張強さを基準として、片振引張試験、上限荷重を適宜に決め、下限荷重はすべて約 0.5 T とした。静的引張試験の際には、スカラップ^o周辺に歪ゲージを貼付して歪分布を測定し、又、疲労試験、試験片にも各試験片ごとに 2~3 点づゝ歪ゲージを貼り、最初の上限荷重を加えた時に、その歪を計測した。

軟鋼，BおよびC型，試験片に対する二段二重試験も行つた。オ一段の荷重に対して繰返し数比0.5又は0.3をえた後，オニ段，荷重に変えて破断せた。荷重は大から小に，又は小から大に変えた。

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

両振曲げ疲労試験では，引張強さを参考にして荷重を決めて実験を行い，S-N線図を求めた。

6.1.3 試験結果

片振り張試験に於ては，破断はほとんど“全部の試験片で喉部で起つた”，喉部の応力を結果を整理した。

S-N線図を図6.1.2～6.1.6に，荷重一差線図の例を図6.1.7～6.1.8に，又，スカラップ周辺の応力分布の例を図6.1.9に示す。

両振曲げ試験では，破断は止端部，母材で起つて，板，断面，公綫応力で結果をあらわした。図6.1.10～6.1.11がそれである。図6.1.12は曲げ試験片のスカラップ周辺の応力分布を示したものである。

6.1.4 試験結果に対する考察

H.T.50を中心として述べ，軟鋼はこれと比較する程度になるとめることとする。

(1) S-N線図

図6.1.2～6.1.4，(i)は，片振り張，上限荷重に対する喉部応力(σ)と繰返し数(N)との関係であるが，どう型，試験片でもH.T.50の方が軟鋼に比べて高い疲労強度を有する。同じ図，(ii)は，喉部応力(σ)と同型試験片の引張強さ(σ_B)との比を縦軸にとって示したものであるが，HA型はA型よりやや高く，HB型はB型とほぼ等しく，またHF型は逆にF型よりやや低い結果となつてゐる。

図6.1.5は軟鋼，A，BおよびC型の結果を重ねてプロットしたものであるが，入り乱れて一群をなしている中で，スカラップの有無に關係なくこの結果に対して， $\log S - \log N$ 間に直線関係があるものとみなして最小自乗法で与えられた直線が図の実線である。また，同図の点線は実線に対して，95%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ところよりも，溶接の巧拙等の工作條件あるいは試験条件によるものと考えられる。

HAとHBの間にもこれとほとんど等しい関係がある。即ち，スカラップの有無は疲労強度にとってほとんど影響がないよう見える。

F型又はHF型の結果は，A，B型の結果よりやや低く1本のS-N線図で与えられる。この型の試験結果がA又はB型のそれと比べて低く出るのは曲げによる影響が加わる為である。

軟鋼のB型でアンダーカット（肉眼でそれらしく感じられるもつて、量的にはあらわし難い）のあると認められたものの結果も図6.1.6に見るよろしく95%信頼度曲線の中に含まれるもつて、特に問題とすることはないよろしく見える。

二段二重試験の結果の整理方法として、これでは第一段目、繰返し数を第二段目、繰返し数に換算して比較する方法によることとした。すなはち、応力 σ_1 又は σ_2 による破断までの繰返し数をそれぞれ N_1 , N_2 とし、いま σ_1 を σ 、回繰返した後、 σ_2 に変えて実験をつづけ、 n_2 回で破断したものとする。このとき

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} = \alpha \quad \text{とおけば} \quad \frac{n_1}{N_1} \cdot N_2 + n_2 = \alpha \cdot N_2 (= N_r)$$

この N_r を換算繰返し数と呼ぶこととし、図6.1.6にはこの N_r と σ_2 の関係が示してある。数本の試験片に過ぎないのに“確言は出来ないが、応力が大→小に変るときは $\alpha > 1$ 、小から大のときは $\alpha \approx 1$ ”の傾向が見られる。

両振曲げ試験の結果は、図6.1.10および図6.1.11の通りであるが、片振引張の場合ほど軟鋼とH.T.50の間に差はない。又DとE型の結果を比べると、スカラップの影響は少い。

(2) 応力一歪曲線

前述、S-N線図から、HB型とHF型の間に寿命の差が明らかに認められたが、これは両者、間の構造上の差が、スカラップ周辺の応力分布に大きく影響している為と思われる。そこで、スカラップ周辺に歪ゲージを貼付してその付近の歪分布を計測した。歪ゲージ貼付位置および計測した歪の例を図6.1.7(HB型)および図6.1.8(HF型)に示す。この結果から、スカラップ周辺の応力分布を示したもののが図6.1.9である。HF型では曲げ作用が加わる為にHB型に比べて応力集中が著しく、従って疲労強度の低下を來すものと考えられる。

図6.1.12は曲げ試験片(HE型)に於ける応力分布の一例であつて、引張の場合に比べて応力集中は少い。

(3) 試験片破壊状況

静引張試験では、試験片の表面にクラックらしいものが観察出来ない中に、大きな音を発して突然に破壊を起した。破面を観察すると、クラックは溶着金属のルート部から発生し荷重方向に対して45°以下角度で上部止端部に向つて進行している。疲労試験においても二、三の場合を除いては試験中にクラックを観察することは困難で、突然破壊した。

HB型およびHF型の破壊後の一般的な様相は図6.1.13に示す通りで、ほとんどの試験片でスカラップの近いルートからクラックが発生している。又、スカラップの両側、溶着金属に疲労破面が存在することは稀で、存在しても他方と比較すると、きわめて小さな面積でしかない。一方のスカラップ端のルート

より発生したクラックは板、前面には同じ長さに拡がっており、HB型では比較的長い範囲に亘るものもあるが、HF型ではせいぜい $l = 15\text{mm}$ 程度である。

引張強さの 55%。荷重で試験を行った HB-3 では A, B の両止端（図 6.1.13 参照）部に水平方向にクラックが観察され、B 部から発生したクラックが母材部を貫通して破壊したが、A 部のそれは直接破壊には結びつかず、ルートより発生したクラックで破断している。

同じく引張強さの 30% で疲労試験を行った HF-5 でも、寿命、75% の繰返し数で A, B 両止端より水平方向に 5mm のクラックが発生しており、A 部のクラックはその後溶着金属内部を進展し、一方 B 部のそれは伝播することなく、ルートよりクラックで破断している。（図 6.1.14）

OB の 35% の荷重で行つた HF-8 は、寿命、90% の繰返し数で、溶着金属上にスカラップの内側から約 10mm のクラックが認められた。

両振り曲げ試験の HD 型では外側止端より母材にクラックが発生し、また HE 型ではスカラップ内側の止端より母材にクラックが発生して、外側に向って進展している。比較的低応力の場合には、母材に沿直角にクラックが進展するのにに対し、高応力のときは止端に発生したクラックが熱影響部に沿って内部に向っているのが観察された。（図 6.1.15）

表 6.1.1 化学成分 および 機械的性質

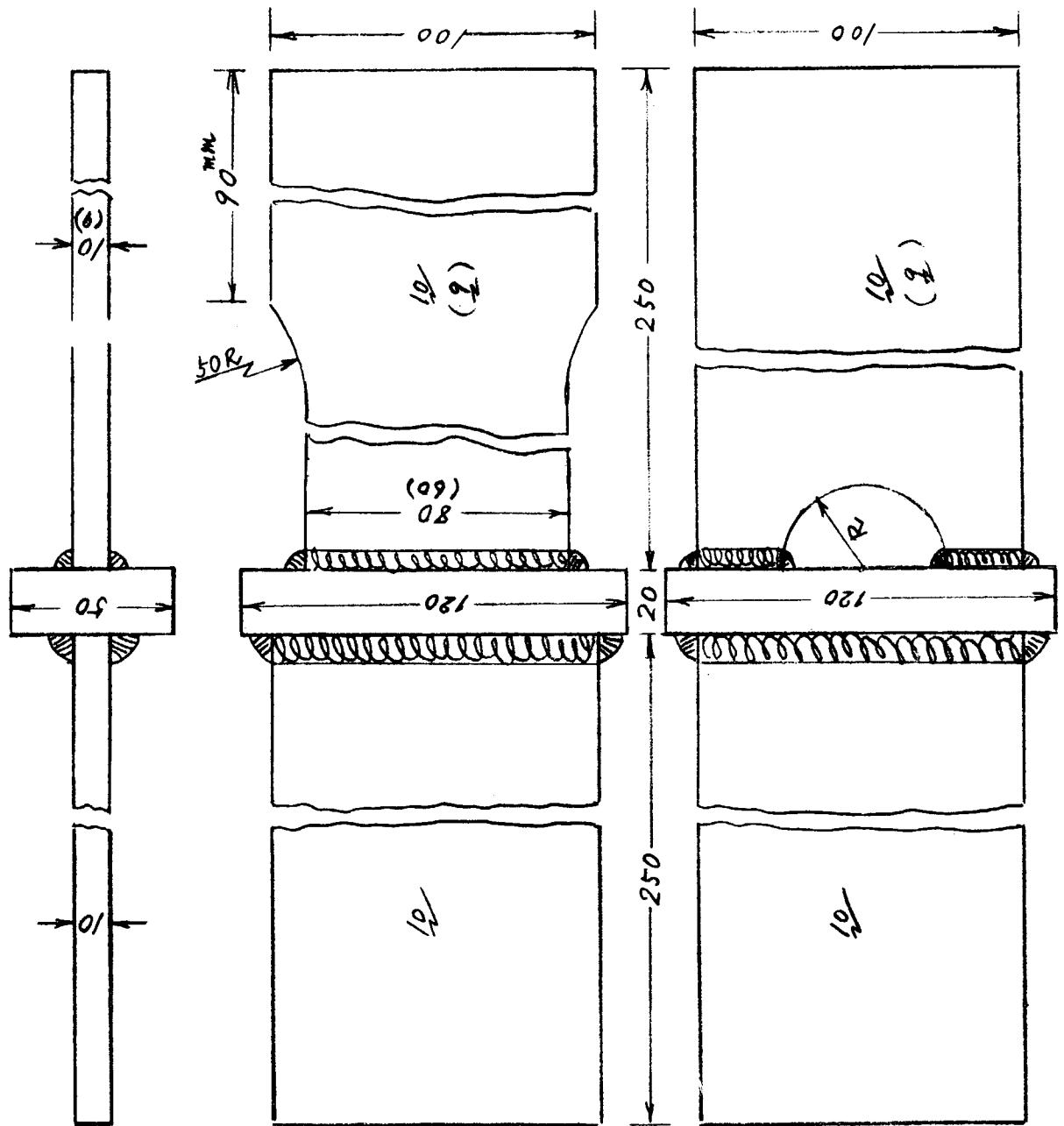
銅種	板厚 mm	化 学 成 分 %					機械的性質		
		C	Mn	Si	P	S	$\delta_{y,0}$	$\delta_{B,0}$	中%
軟鋼	10	0.29	0.99	0.036	0.023	0.025	34.5	53.2	34.7
H.T.50	9	0.14	0.86	0.013	0.022	0.022	38.4	56.0	38

表 6.1.2 熔接条件

銅種	溶接棒	溶接電流	溶接電圧	其の他
軟鋼	B-10, 4 ^{mm} Φ	160 A	25 V	—
H.T.50	LB-52, 3.2 ^{mm} Φ	115~120 A	24 V	熔接速度 155 mm/min. 下向-P溶接

表 6.1.3 実験実施項目 (○印で示す)

銅種		片振引 張		両振曲げ	
		疲労	2段2重疲労		
軟鋼	A	○			
	B	○	○		アンダーカット あらもとのを含む
	C	○	○		
	D			○	
	E			○	
	F	○			
H.T.50	HA	○			
	HB	○			
	HD			○	
	HE			○	
	HF	○			

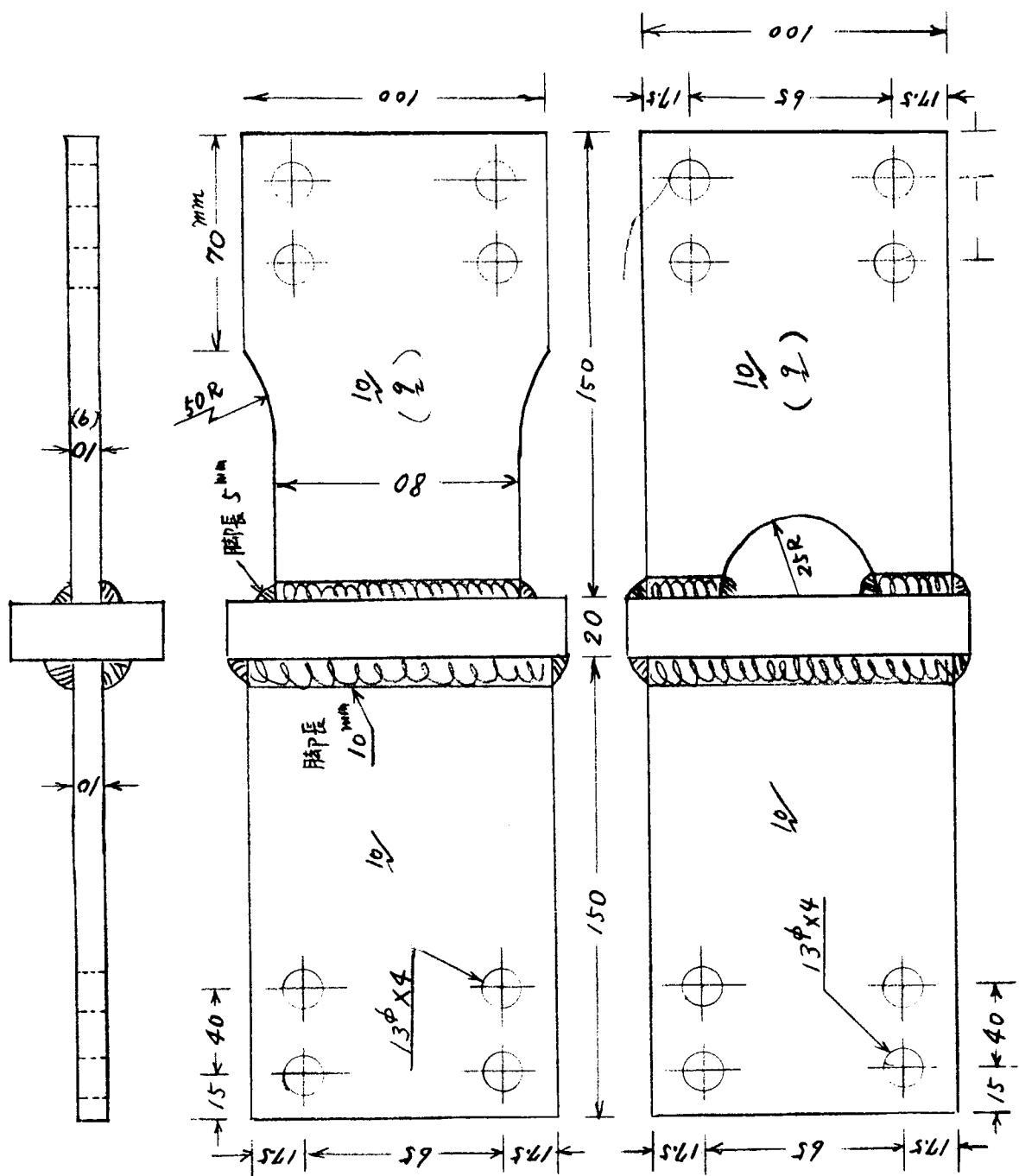


A型
(HA型)

B型
(HB型)
R = 25
C型
(HC型)
R = 20

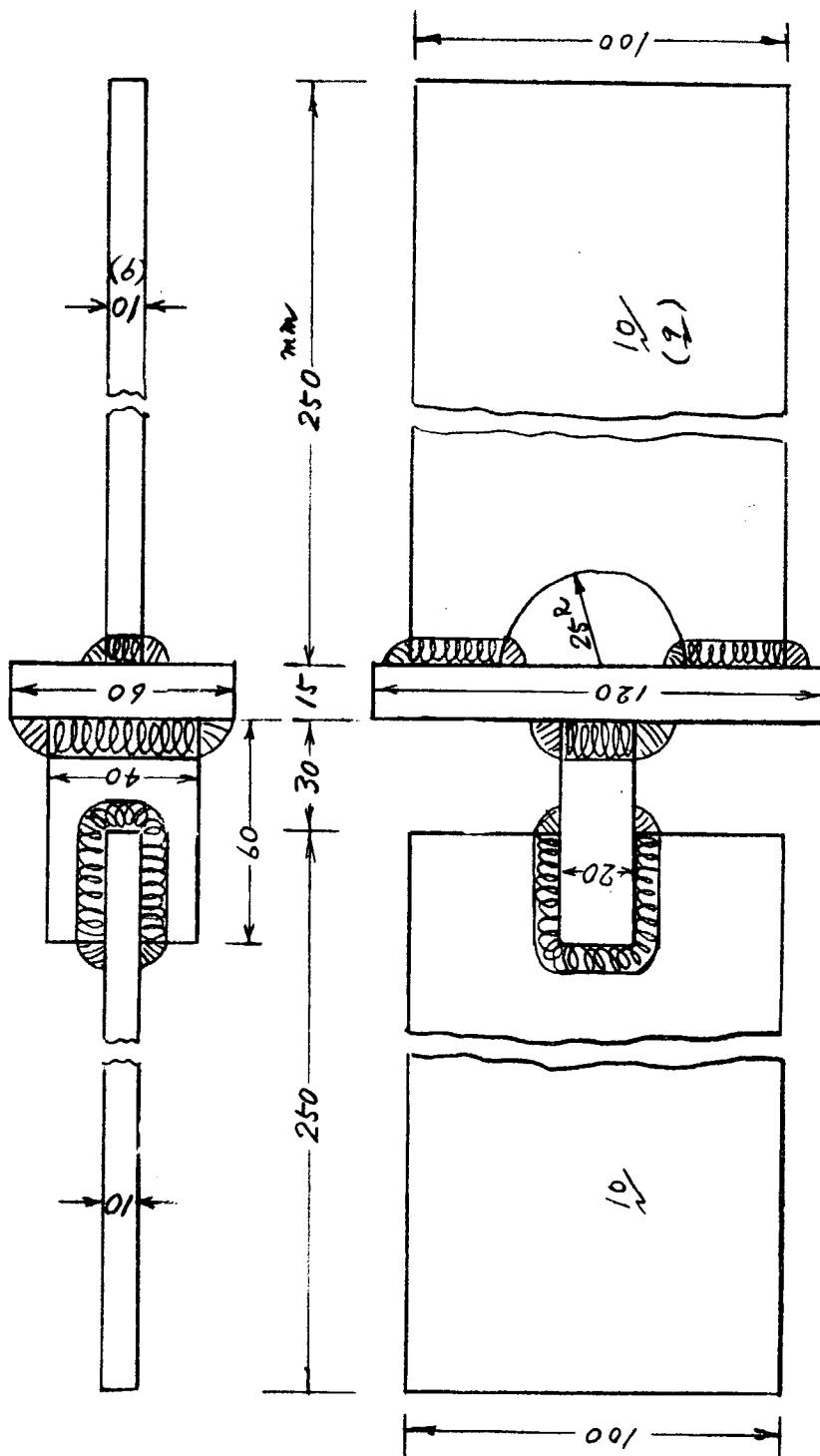
图 6.1.1-(1) 試驗片

圖 6.1.1-(2) 試驗片



D $\frac{1}{2}''$
(H D $\frac{1}{2}''$)

E $\frac{1}{2}''$
(H E $\frac{1}{2}''$)



F型
(HF型)

图 6.1.1-(3) 试模片

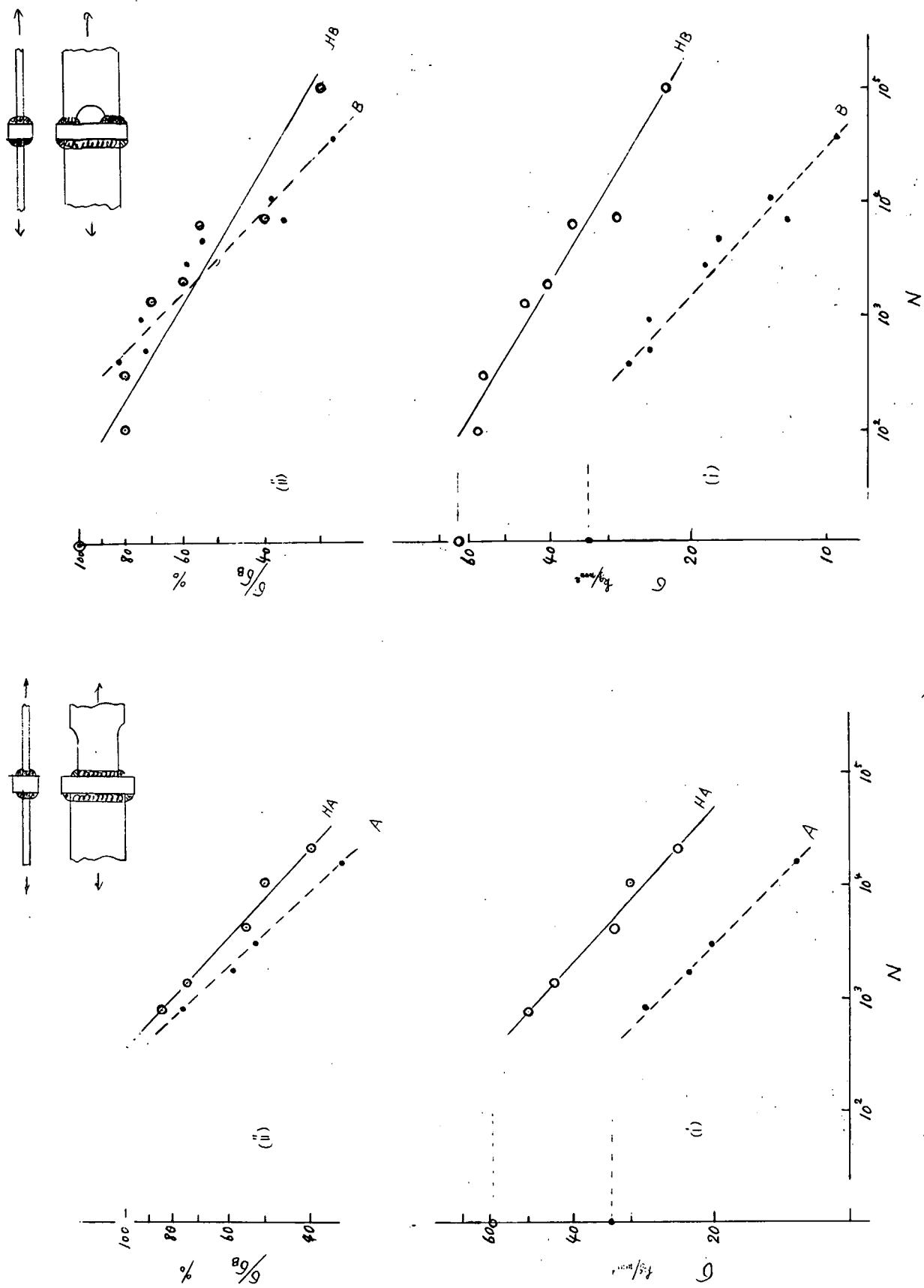


图 6.1.2 片板试验 S-N 曲线 (A3 钢 HA 型)

图 6.1.3 片板试验 S-N 曲线 (B 钢 HB 型)

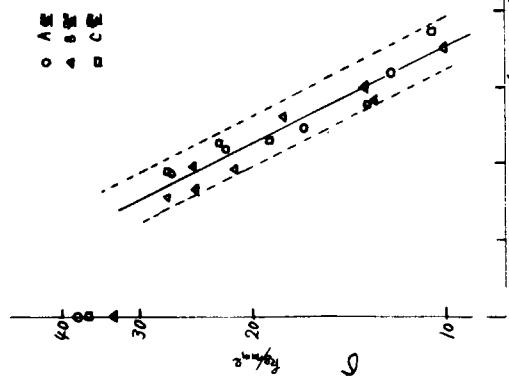


圖 6.1.5 S-N 曲線
(A, B, C 型)

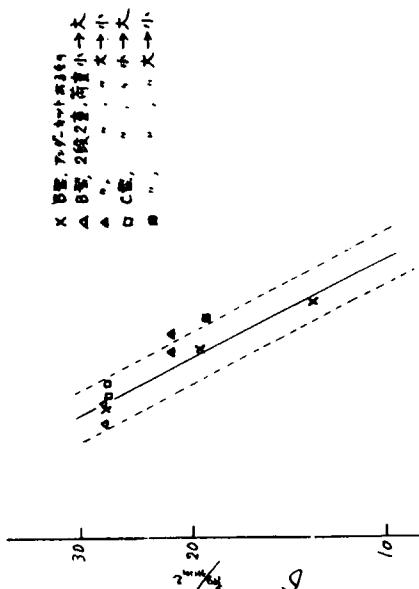


圖 6.1.6 S-N 曲線
(B, C 型)

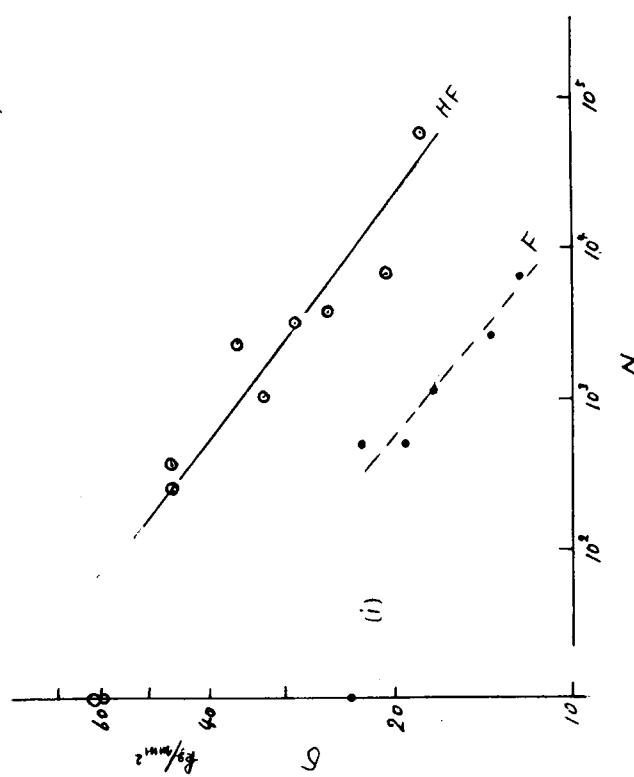
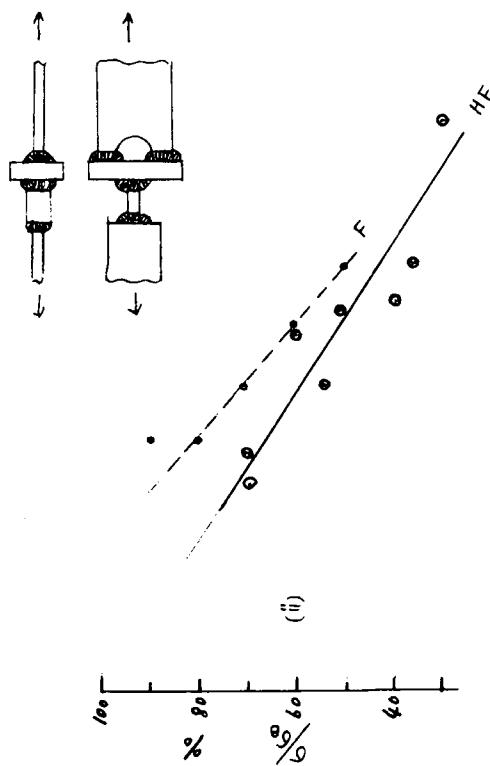


圖 6.1.7 片振試驗 S-N 曲線
(F 未加 HF 時)

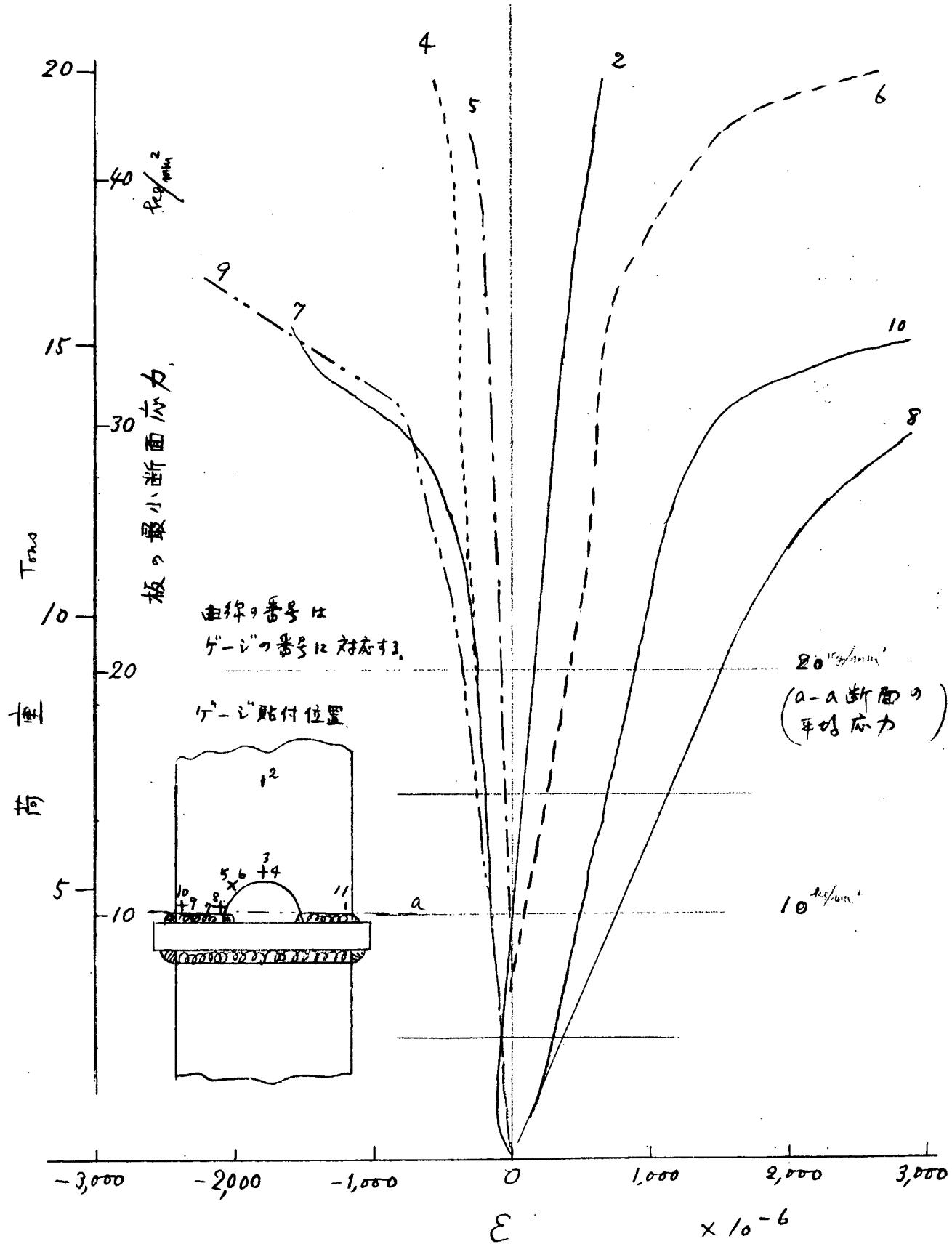


図 6.1.7 荷重一至線図 (HB-1)

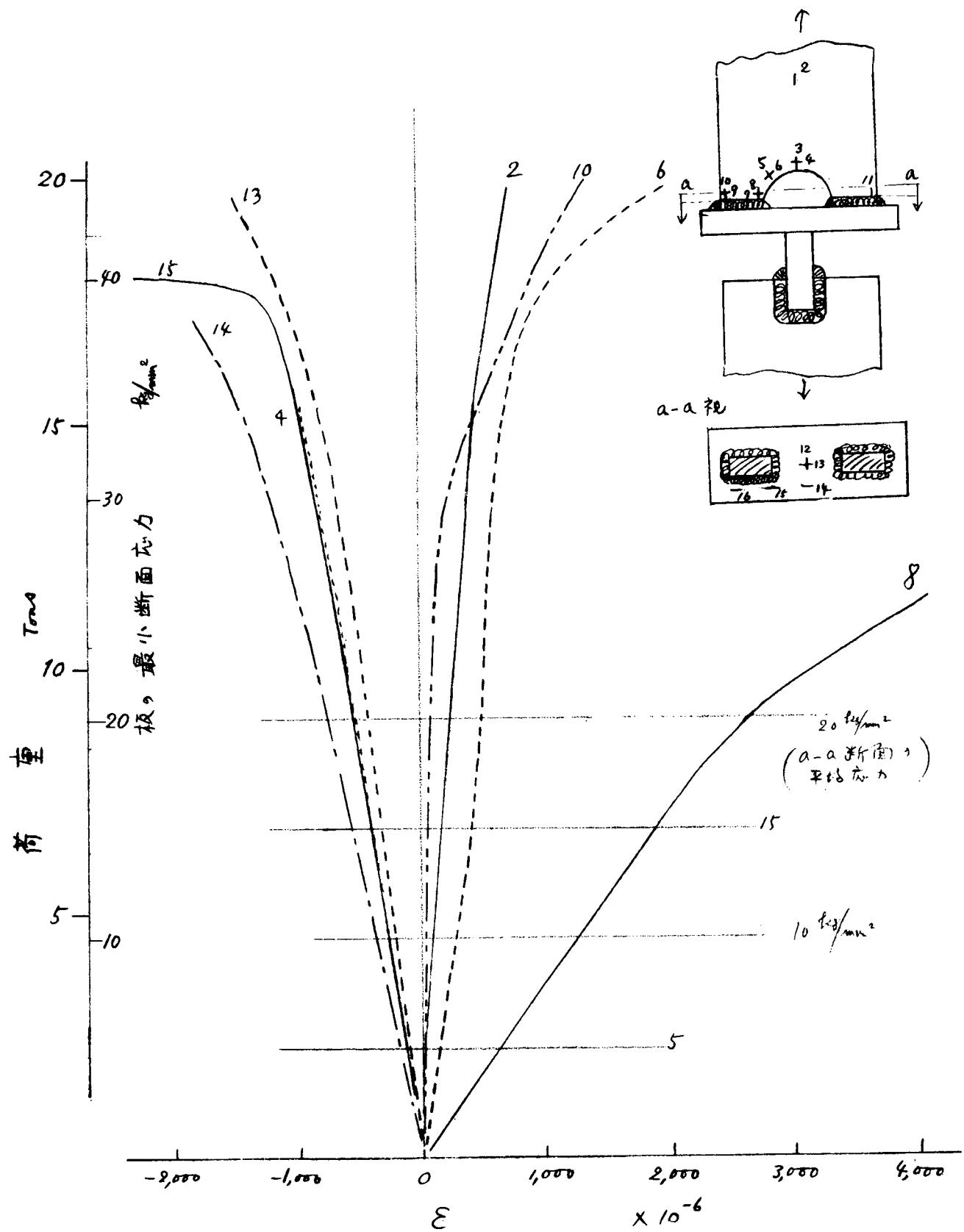


図 6.1.8 荷重-歪線図 (HF-1)

(i) HB-1

(ii) HF-I

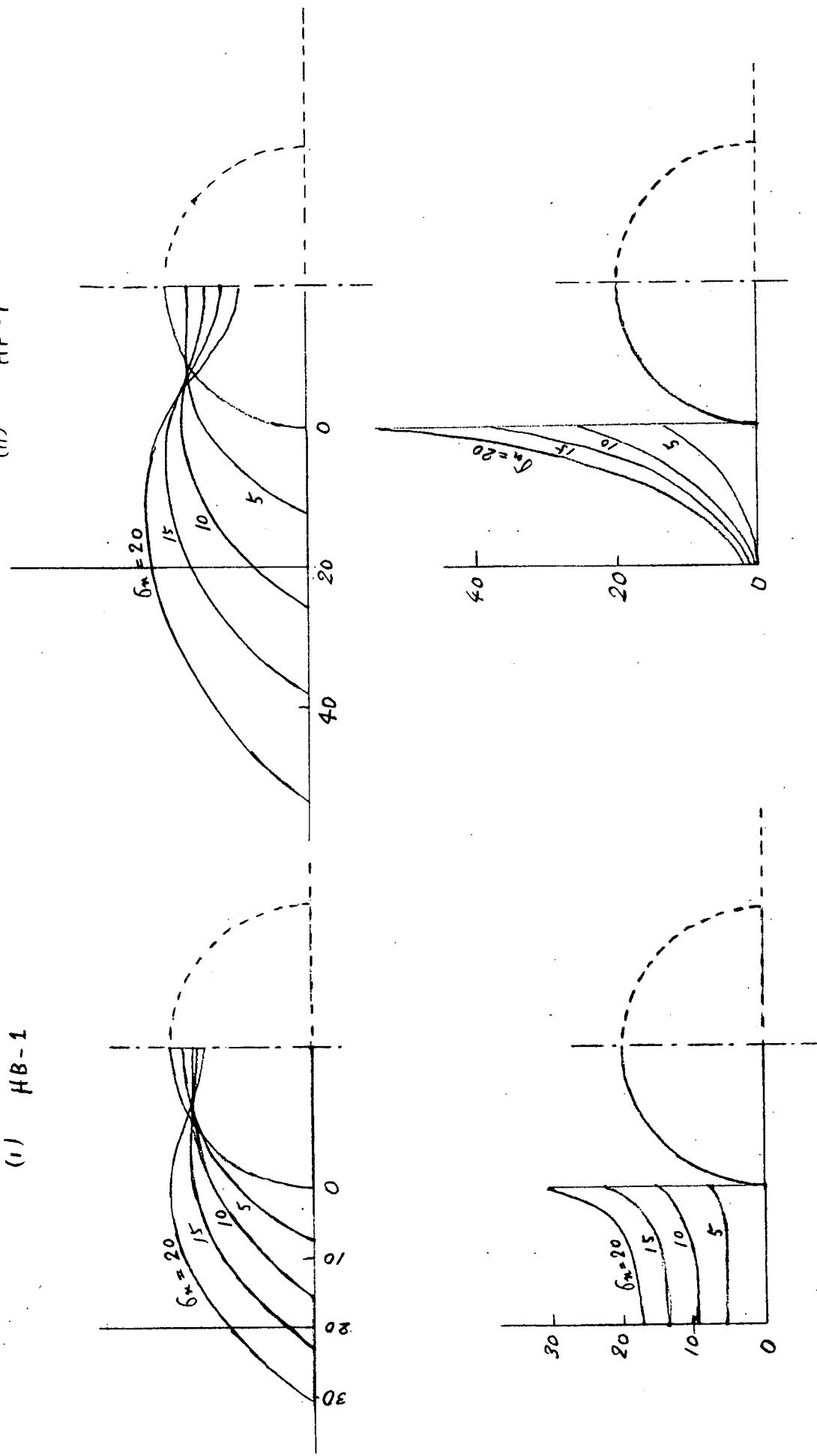


図 6.1.9 31 張試験片、スカラップ加工、応力分布

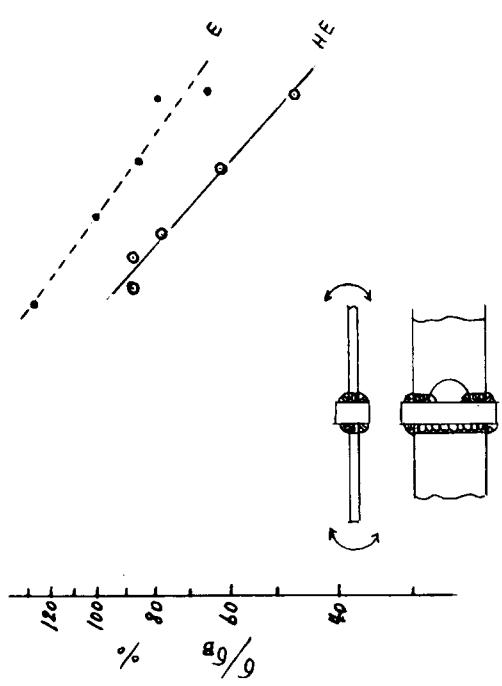


图 6.1.11 高振曲 "S-N 曲线" (E + n HD)

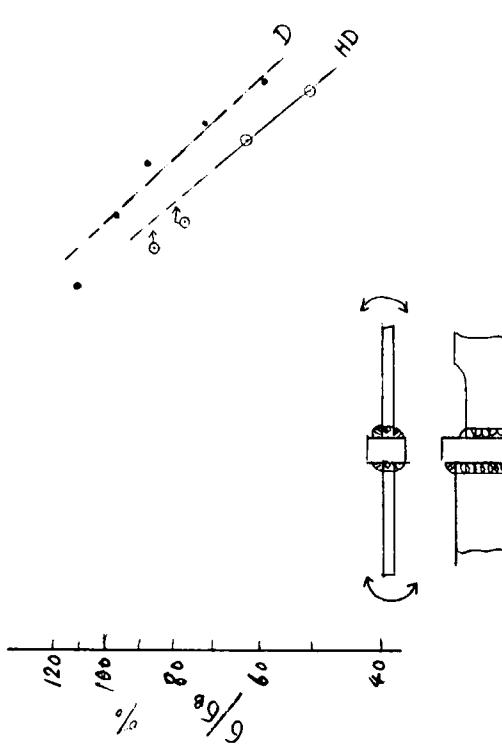


图 6.1.10 高振曲 "S-N 曲线" (D + n HD)

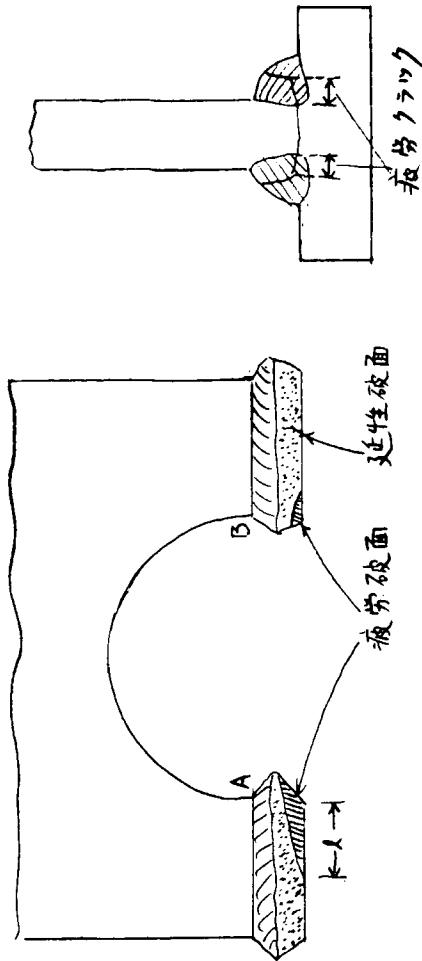


図 6.1.13 HB, HF 型の破断後試験片の状況

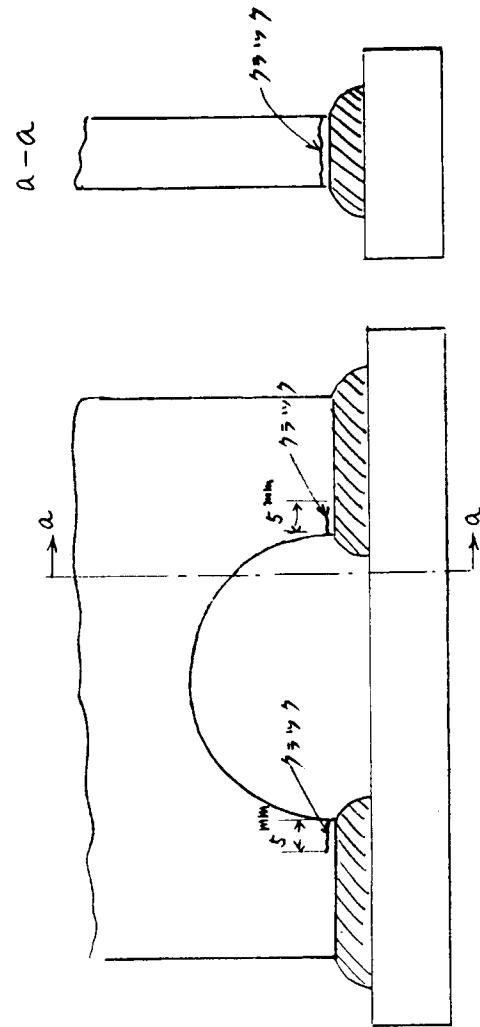


図 6.1.14 $N_f = 75\%$

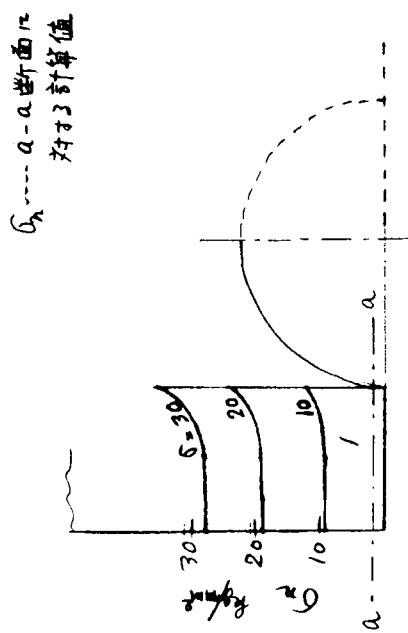


図 6.1.12 曲げと引張りによる周辺
の応力分布

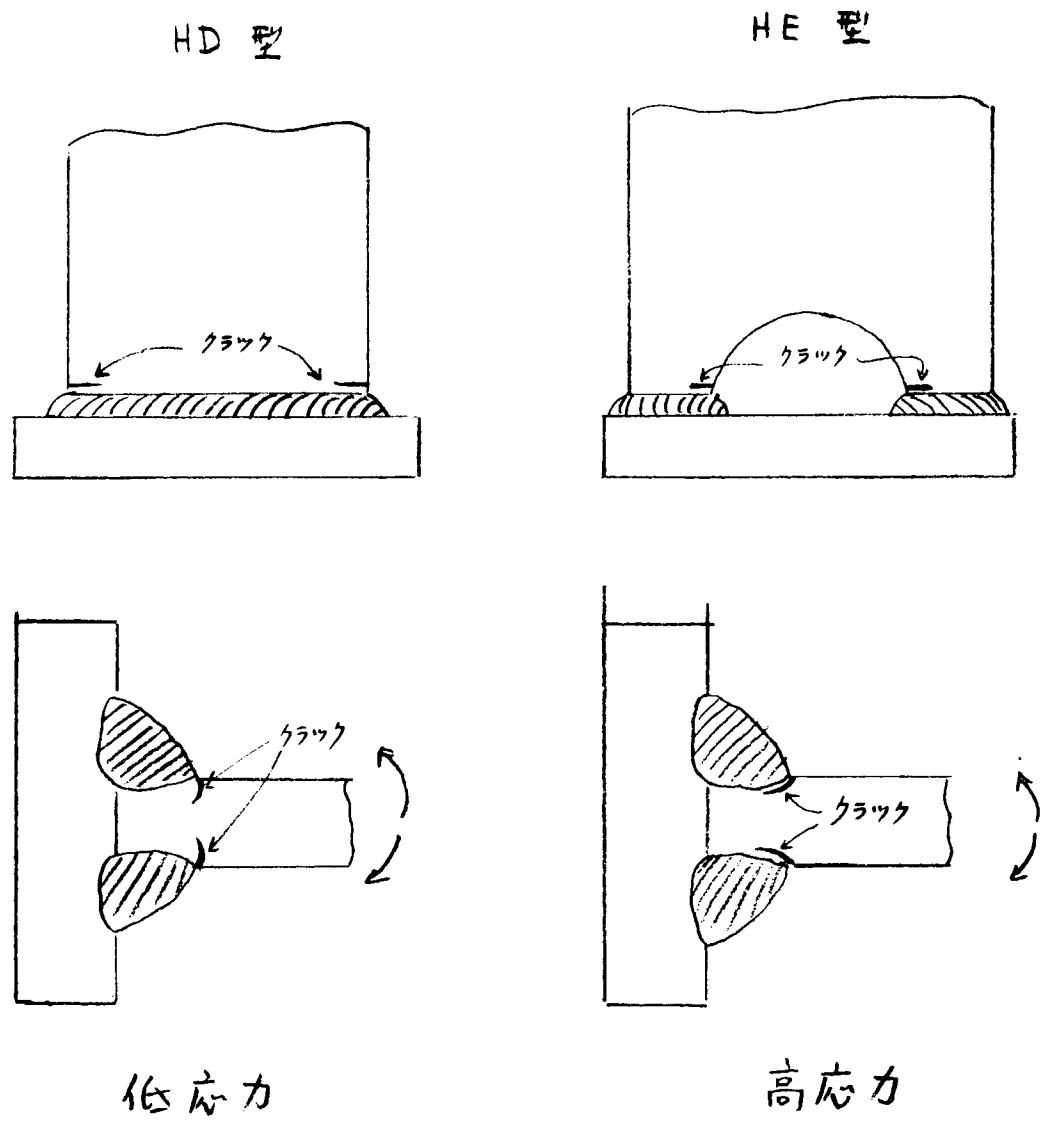


図 6.1.15 両振曲げ疲労試験片の
クラック発生状況

6.2 スカラップ^oを有する部材の疲労強度 その2

6.2.1 目的

船体には工作上、各所にスカラップ^oが存在し、このスカラップ^o端部のまわし溶接部からの疲労亀裂が多発することに鑑み、まわし溶接部の溶接施工処理などが疲労強度に及ぼす影響を明らかにしようとするものである。

6.2.2 試験

(1) 供試材料

試験に供試した材料は軟鋼および50 φ_{mm}^2 級高張力鋼の2種類を使用し、その機械的性質を表6.2.1に示す。試験は片振引張および片振曲げ荷重で行ない、それぞれの試験片の形状寸法は図6.2.1に示す。引張疲れ試験片は材種SM50用は試験片の端部にまわし溶接がある形状とし、材種SM41用は試験片の中央にスカラップ^oを設けてまわし溶接の有無による影響を調査することとしている。曲げ疲れ試験片は材種SM41およびSM50の両方とも形状は同一であるが、ウェブの板厚はSM41 φ は公称板厚9mmを使用し、他方SM50は公称板厚6mmを用いている。すみ肉溶接は棒径4mmを用いて、一層盛で行ない、溶接棒銘柄はSM41にはイルミナイト系のB17を用いて、SM50は低水素系のLB52を使用して行なっている。脚長は目標を6mmとして溶接を行なったが実測の結果は4.5mm～10mmの範囲にばらついている。

(2) 試験方法

試験は静的引張および静的曲げ試験を行ない、ひずみ分布、引張強さおよび曲げ強さを求めている。また、応力分布を検討するために有限要素法による応力分布も併せて行なっている。疲れ試験は片振引張および片振曲げ荷重で行ない、使用した試験機は容量30トンの油圧式万能疲れ試験機であり、繰返し数は毎分200～300回で行ない、片振引張試験の一部の試験は毎分15回で行なっている。

6.2.3 試験結果と考察

(1) 静的試験結果

静的引張および曲げ試験結果を表6.2.2、6.2.3にそれぞれ示す。引張試験片の破断はすべてすみ肉溶接から起っており、SM41材は実のど厚断面積による引張強さは40 φ_{mm}^2 であり、SM50材は53 φ_{mm}^2 および56 φ_{mm}^2 である。

曲げ試験片の破壊はSM41材は試験片中央のティフナーとウェブのすみ肉ビードに74mmきれつが発生している。SM50材はウェブが座屈している。

図6.2.2は曲げ試験における曲げモーメントと試験片中央の変位量との関係を示しており、SM41はSM50より変位量が少なく最大曲げモーメントでは曲線が平らになっていない。これはすみ肉溶接ビードで破壊したためである。

図6.2.3はスカラップが試験片の中央にある場合と端部にある場合の主応力分布を有限要素法によって求めた結果である。なお、すみ肉ビードは考慮せずに計算を行なっている。主応力分布はスカラップが中央にあっても端部にあってもほとんど同様な分布をしていることがわかる。まわし溶接部に相当する領域の最大応力は 45kg/mm^2 であり、平均応力の2.43倍である。

図6.2.4は曲げ試験片の有限要素法による計算のためのモデル分割図である。このような分割を行なって主応力を計算した結果を示したものが図6.2.5である。両端支持で中央集中荷重が20トンの場合、フランジの曲げ応力は 14.7kg/mm^2 であり、ウェブの断面積で除して求めた剪断応力は 8.3kg/mm^2 である。それと比べて有限要素法による結果はウェブの深さ方向の中央付近は約 10kg/mm^2 の純剪断応力となっている。試験片の中央のスカラップ端部は曲げモーメントによる応力集中がみられ、その引張応力は $20\sim25\text{kg/mm}^2$ である。

(2) 疲れ試験結果

図6.2.6は疲れ試験片のすみ肉ビードの脚長を実測して、分布を示している。引張試験片は昨年のものより形状のはうつきが大きく、あまり良い試験片ができていない。それに比べて曲げ試験片はほぼ良好な供試体である。

図6.2.7、図6.2.8はSM41およびSM50の引張疲れ試験結果である。図のたて軸は呼称最大応力および実のど厚応力で表わしている。呼称最大応力はビード止端部の母材断面積で上限荷重を除したものである。実のど厚応力は各試験片の脚長からのど厚部の断面積を求め、そのど厚断面積で上限荷重を除した値である。SM41はまわし溶接のないものがあるものより時間強度が全般に高くなっているが、SM50はまわし溶接のあるものがないものより少し高くなっている。試験片の破断はほとんどがすみ肉ビードから起っているが、SM41の一部は中央にスカラップがある片側のすみ肉ビードが破断し、他方はすみ肉ビード止端部の母材から破断しているものもある。

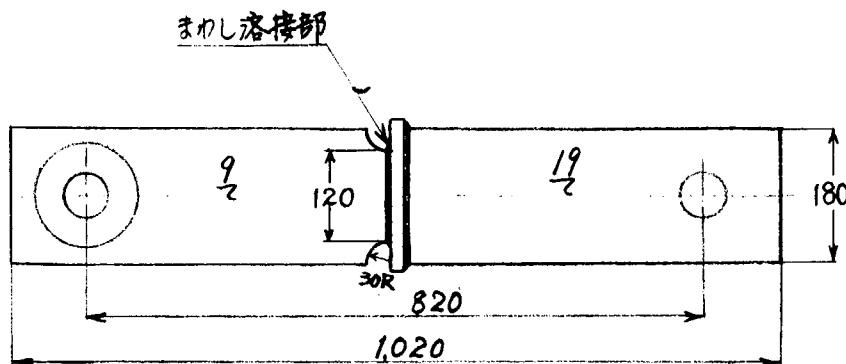
図6.2.9、図6.2.10は曲げ疲れ試験におけるS-N線図である。たて軸の剪断応力はウェブの断面積で剪断力を除した値である。図中の N_f は試験片が破壊した繰返し数を示し、 N_{C5} は目視観察によつてきれつの長さが約 5mm 伝播した時の繰返し数である。破壊繰返し数はまわし溶接のあり、なしにかかわらず寿命に差は見られない。図6.2.11はきれつの発生位置を示しており、写真6.2.1は破壊状況を示している。それによるとSM41はすべてすみ肉ビード止端部あるいはルートから発生してのど厚部へきれつが伝播する。まわし溶接のある試験片は中央のすみ肉ビードにきれつが発生し、約 50mm 程度伝播するとフランジ側のビード止端部からきれつが発生し、フランジ板が破断して試験片は破壊状態となる。他方まわし溶接のない試験片は写真からわかるように中央のすみ肉ビードにきれつが伝播して、順次番号順に破損して、前者のようにフランジ

が破断するものは見られない。

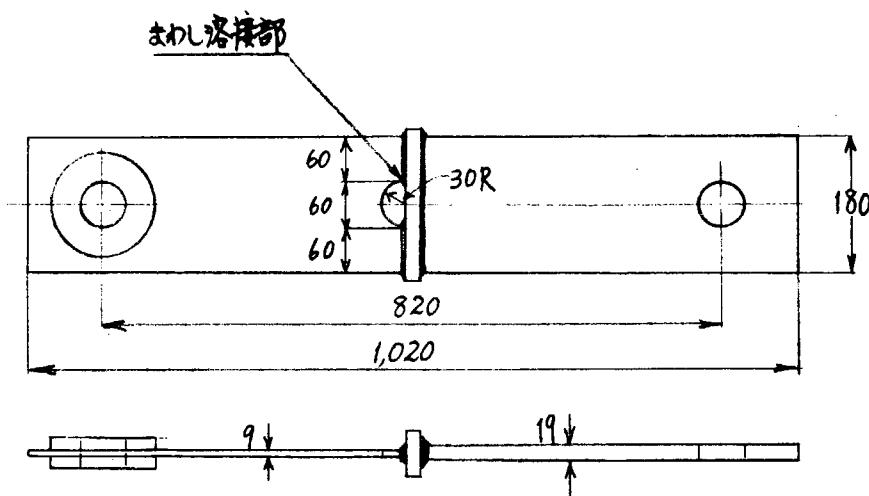
SM50はすみ肉ビード止端部から発生するきれつと、スカラップのR部中央あたりからウェーブ板に発生するきれつが見られる。しかしSM50の場合はSM41で見られたようにまわし溶接の有無によって破壊状況の差はほとんど見られない。いずれの試験片も両端支点には圧縮応力によってルートにきれつが発生しそれが外部に伝播して数10mmに達する。

図6.2.12はきれつ長さと繰返し数の関係を示す。きれつ長さは試験片の表裏の平均した値で表し、図中の数値はきれつの伝播速度を示している。このようなすみ肉溶接部の目視によるきれつ長さの測定は実験誤差をかなり含むと思われるが長さによって大きな傾向が見られる。きれつ長さが約10mm以下における伝播速度($\frac{dl}{dN}$)は $1.5 \times 10^{-5} \sim 6 \times 10^{-6} \text{ mm/cycle}$ であり、きれつが進展してきれつ長さが10mm～60mm程度になると $8 \times 10^{-4} \sim 8 \times 10^{-5} \text{ mm/cycle}$ になる。そのうちウェーブ板に発生したきれつは $3.1 \times 10^{-4} \sim 1.4 \times 10^{-4} \text{ mm/cycle}$ で伝播している。きれつがさらに進展して主きれつの長さが60mm以上になると $1.8 \times 10^{-3} \sim 4 \times 10^{-4} \text{ mm/cycle}$ の伝播速度が観察されている。

曲げ試験片におけるきれつの発生はまわし溶接のないものの方がきれつは早く発生している。したがって、まわし溶接を行なう方が疲れきれつの発生から考えると推しようされる溶接施工法である。

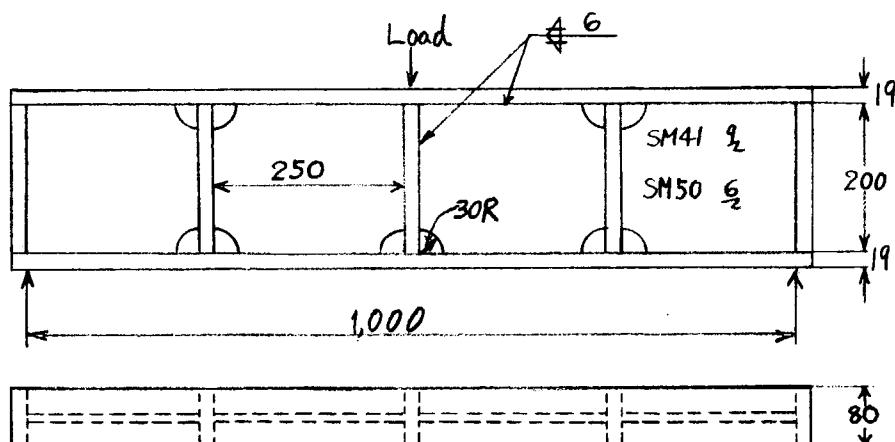


(A) 柱種 SM 50 用



(B) 柱種 SM 41 用

(1) 引張疲れ試験片



曲げ疲れ試験片 (柱種 SM41
SM50)

図 6.2.1 疲れ試験片の形状寸法

表6.2.1 供試材料の機械的性質

材種	公称板厚 (mm)	降伏応力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸び G.L. 200mm (%)
SM41	9	27.8	43.6	29.4
	19	27.0	45.0	31.0
SM50	6	35.4	52.0	24.0
	9	35.0	51.0	27.4
	19	36.6	51.1	26.6

引張試験片はJIS 1号試験片による。

表6.2.2 まわし溶接継手の静的引張試験結果

材種	まわし溶接の有無	平均脚長 (mm)	のぞき厚断面積 A_1 (mm ²)	最高荷重 W_{max} (ton)	引張強さ σ_B (kg/mm ²)		破断位置
					W_{max}/A_1	W_{max}/A_2 *	
SM41	あり	6.5	1,105	44.2	40.0	40.0	すみ肉ビード部
	なし	6.8	1,153	45.3	39.6	40.6	全上
SM50	あり	6.05	1,030	54.8	53.2	49.3	全上
	なし	6.9	1,170	65.8	56.3	59.3	全上

* 断面積 A_2 はビード止端部の母材断面積を示す。

表6.2.3 静的曲げ試験結果

材種	まわし溶接の有無	平均脚長 (mm)	ウェブの断面積 A_w (mm ²)	最高荷重 W_{max} (ton)	曲げ強さ $S_b \cdot M/Z_p$ (kg/mm ²)	ねじり剪断強さ $C = \frac{W_{max}}{2A_w}$ (kg/mm ²)	破壊状況
SM41	あり	6.1	1,800	62.9	37.2	17.5	中央のすみ肉ビードに されつ発生
SM50	あり	6.5	1,200	71.2	45.3	29.7	ウェブ座屈

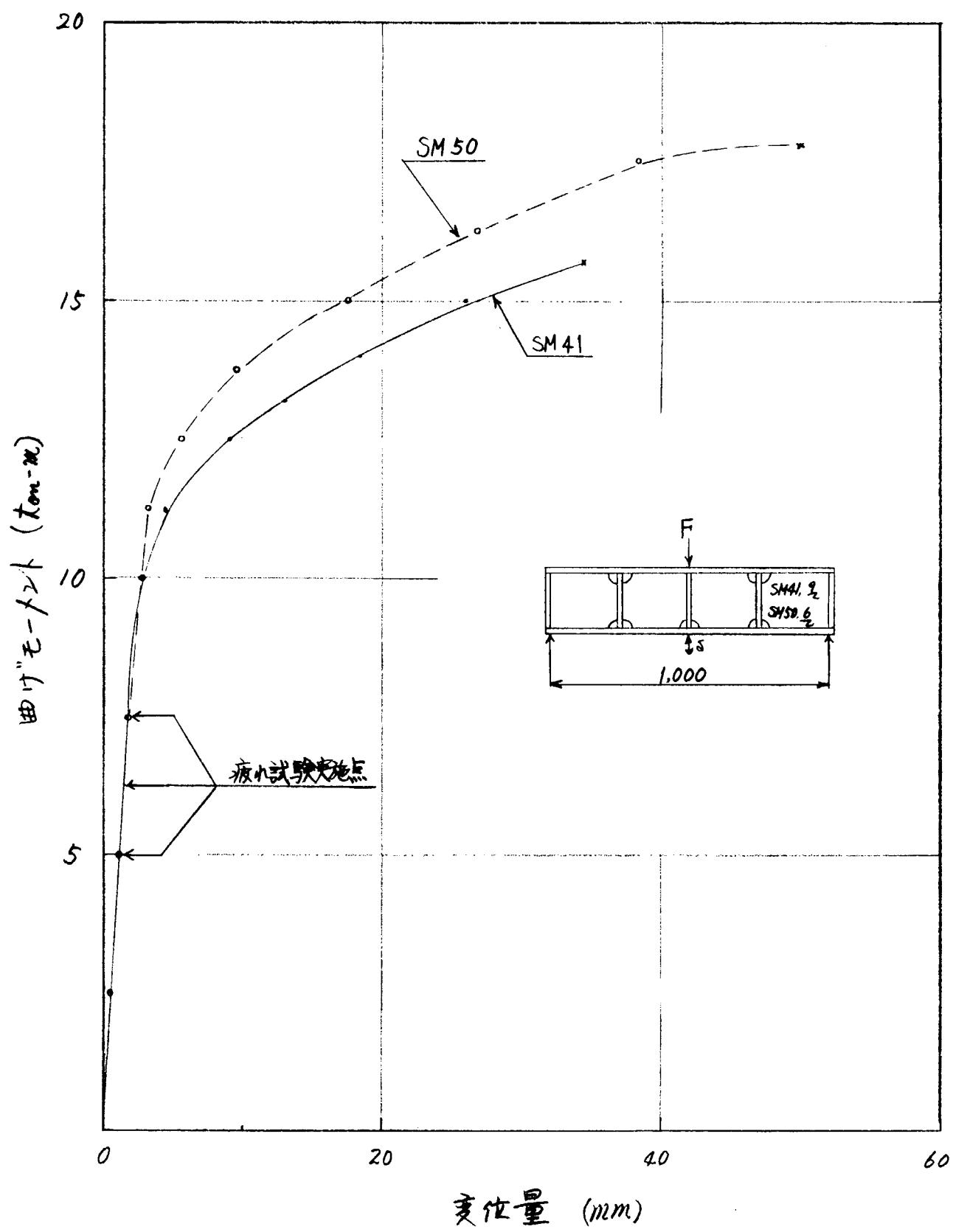
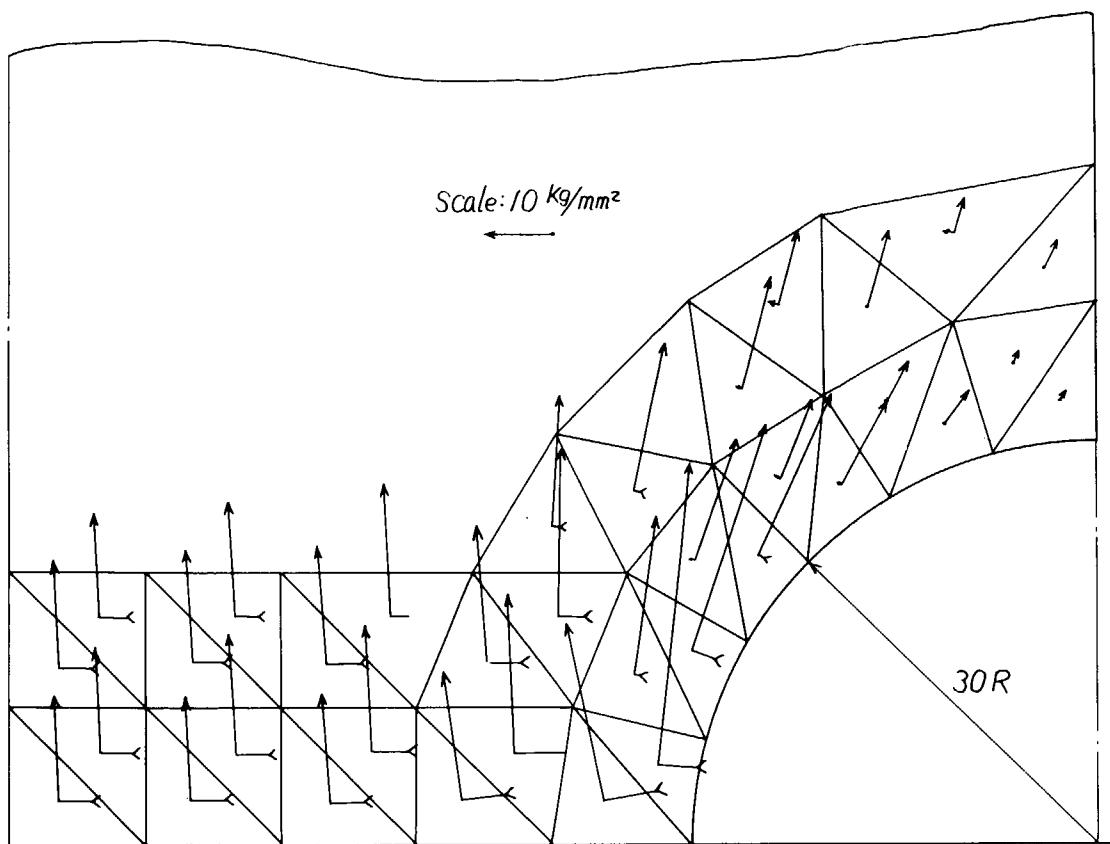
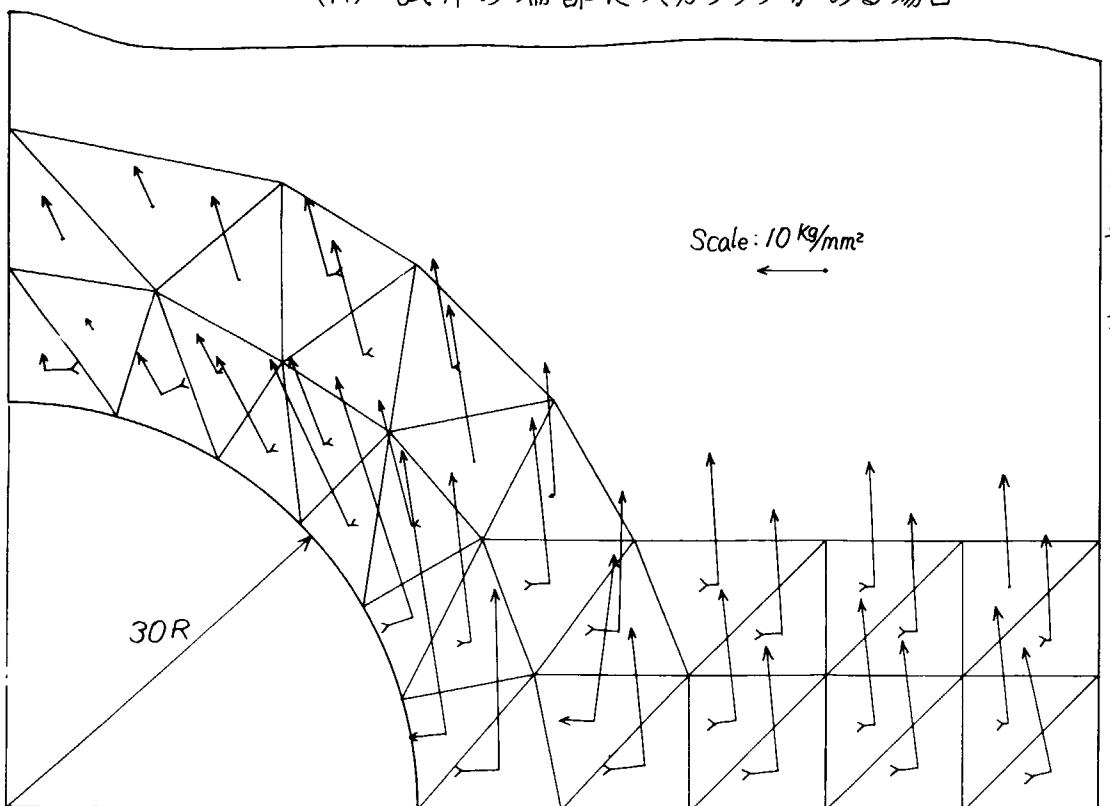


図 5.2.2 静的曲げ試験の曲げモーメントと変位量との関係



(A) 試片の端部にスカラップがある場合



(B) 試験の中間にスカラップがある場合

図 6.2.3 主応力分布

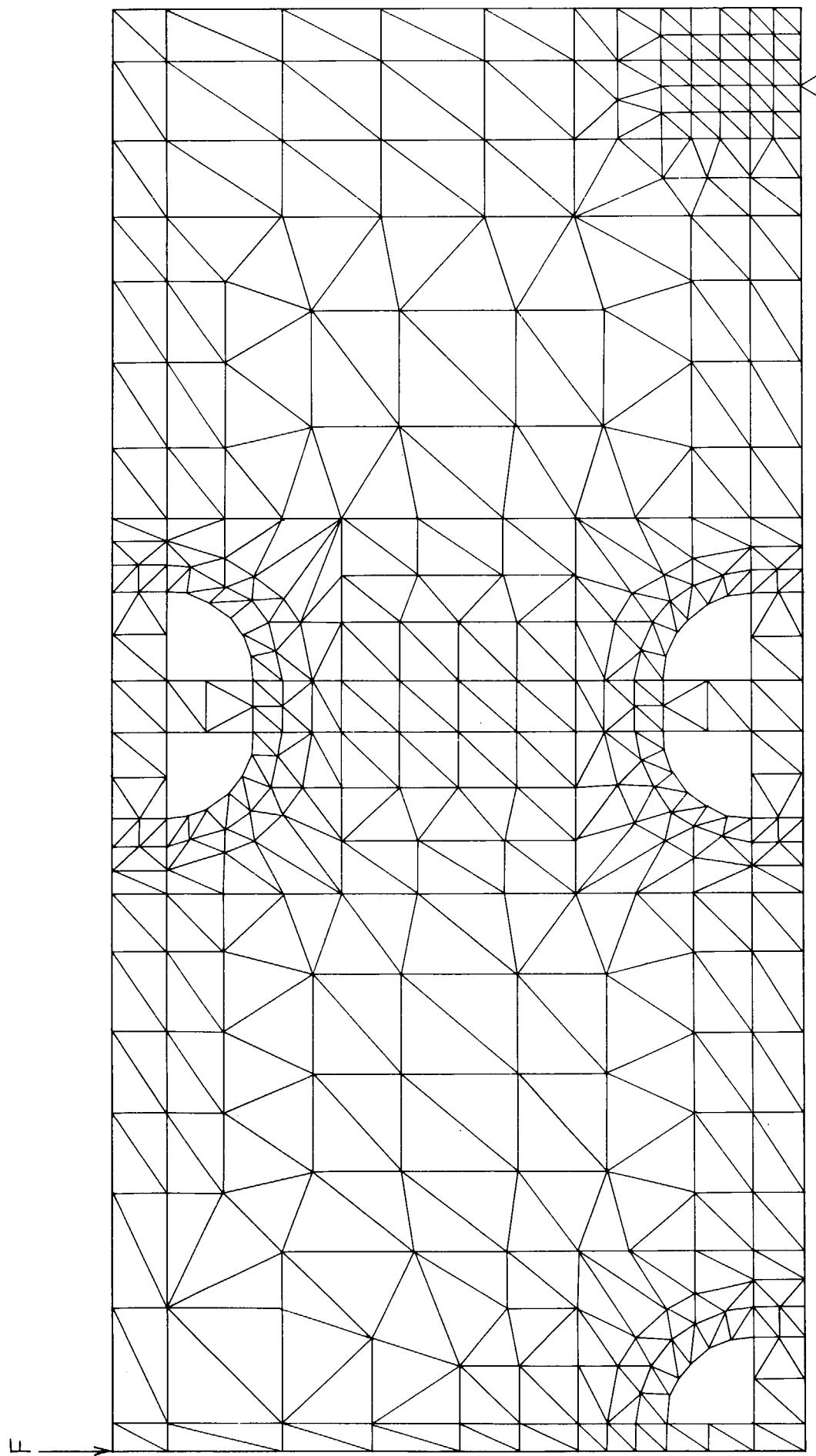


図 6.2.4 曲げ試験片のモデル 分割図

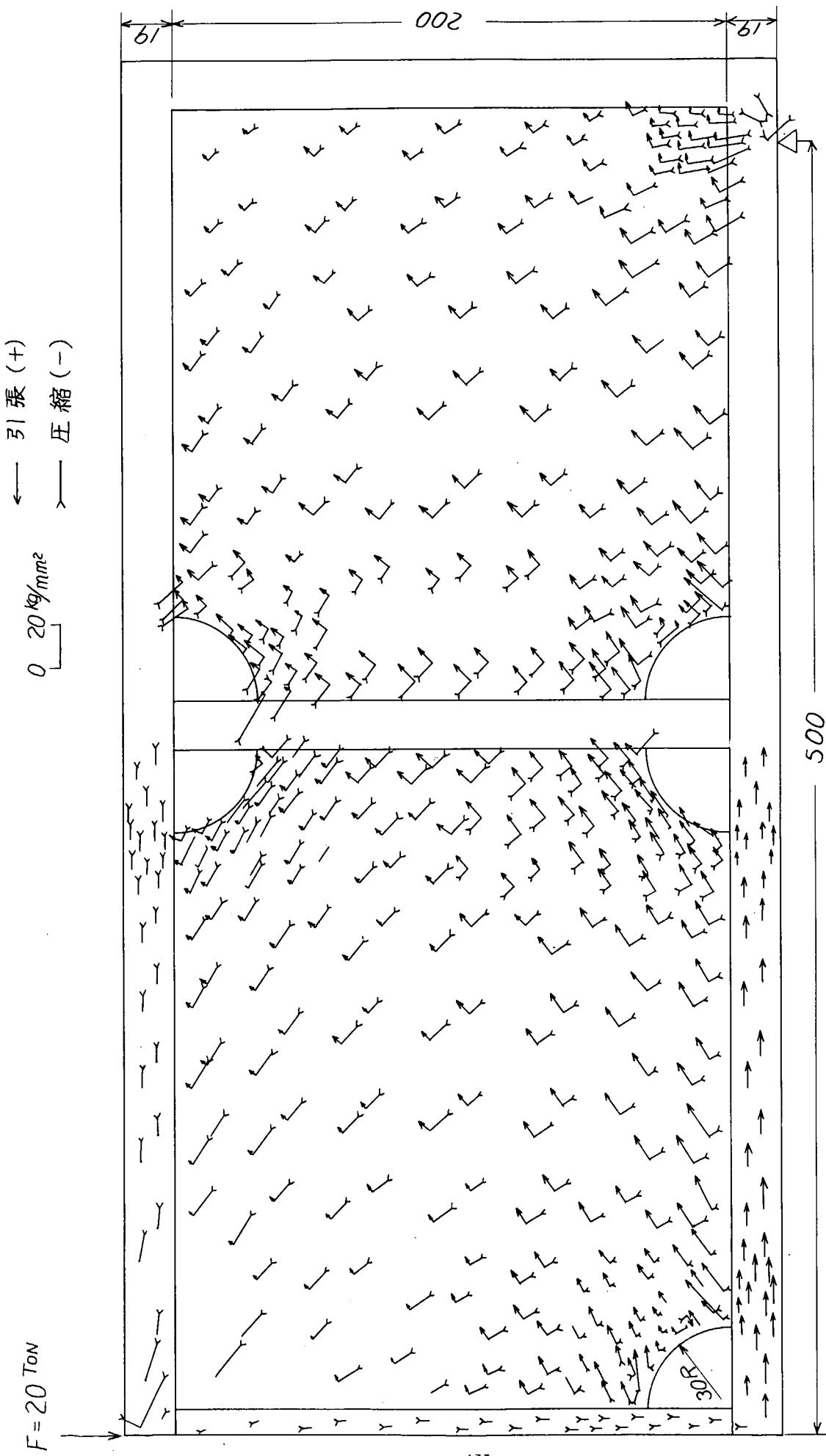


図6.2.5 曲げ試験片の有限要素法による主応力分布図

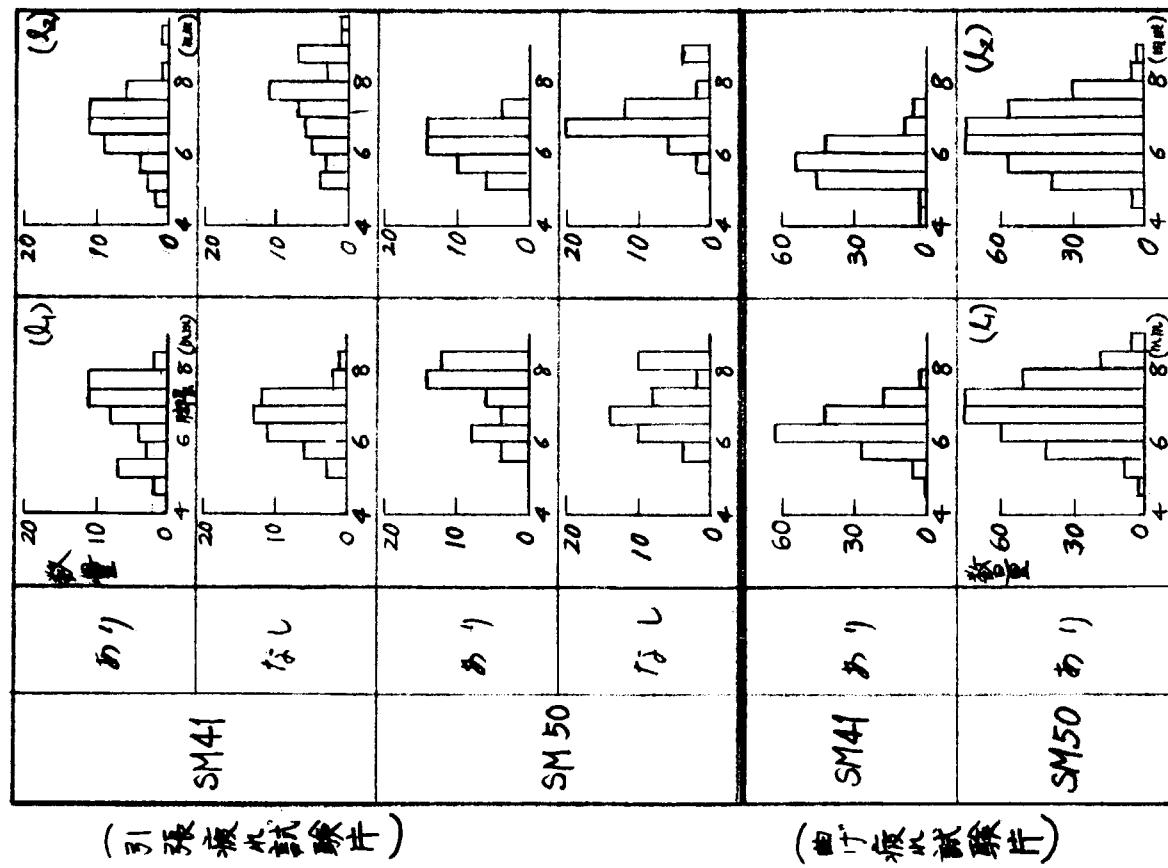
図6.2.6 ササガ肉ビードの脚長分布の一例

(引張疲労試験片)

材種	形状	脚長 (mm)	
		L_1	L_2
SM41	丸	4.5 ~ 8.5 平均 6.8	4.5 ~ 9.5
	なし	5.0 ~ 8.5 平均 7.0	5.0 ~ 10.0
	丸	5.5 ~ 8.5 平均 6.8	5.0 ~ 7.5
	なし	5.5 ~ 8.5 平均 7.0	5.5 ~ 9.0
SM50	丸	5.5 ~ 8.5 平均 6.8	5.0 ~ 7.5
	なし	5.5 ~ 8.5 平均 7.0	5.0 ~ 7.0

(曲げ疲労試験片)

SM41	丸	4.5 ~ 7.5 平均 6.3	4.0 ~ 7.5 平均 5.7
SM41	なし	5.0 ~ 8.5 平均 6.8	5.0 ~ 8.5 平均 6.3
SM50	丸	4.5 ~ 8.5 平均 6.8	4.0 ~ 9.0 平均 6.4
SM50	なし	4.0 ~ 8.5 平均 7.0	4.5 ~ 8.5 平均 6.5



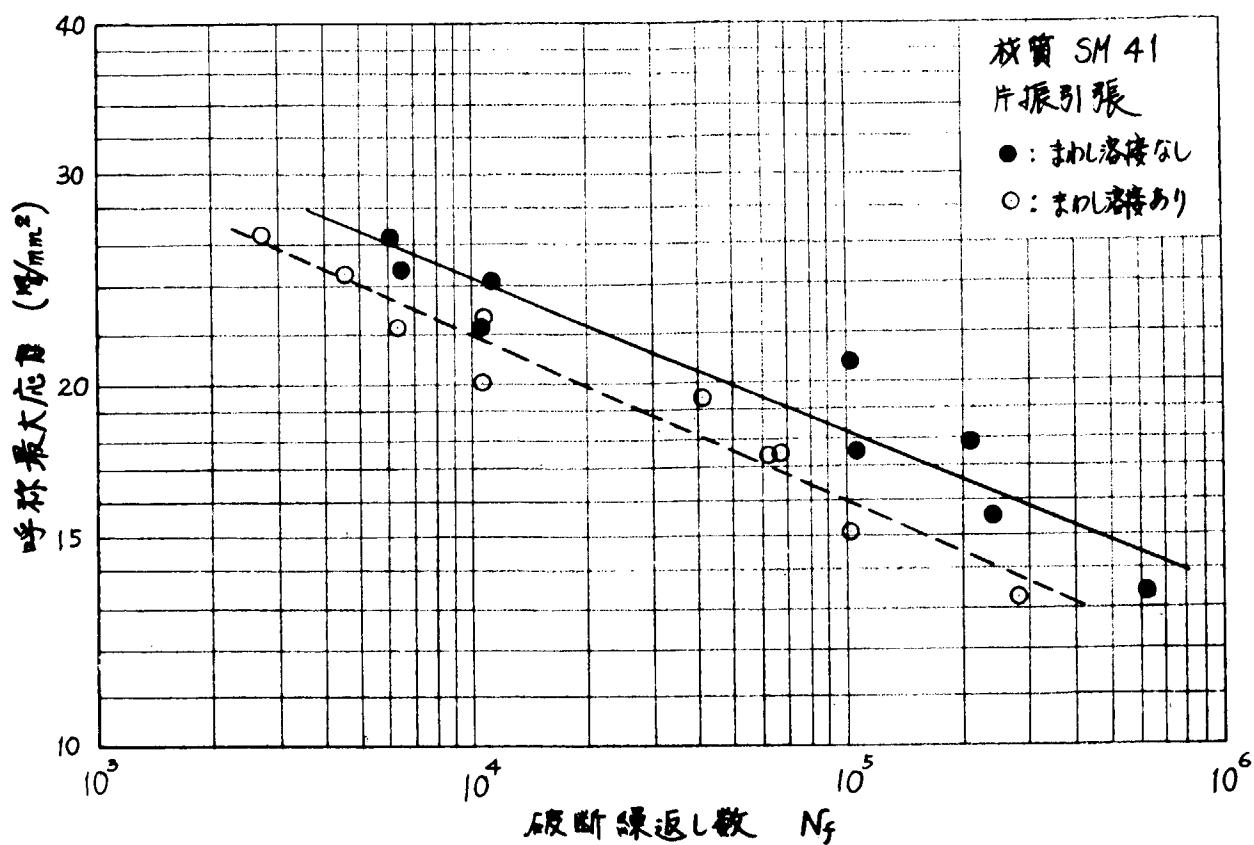


図 6.2.7(1) 呼称最大応力と繰返し数との関係

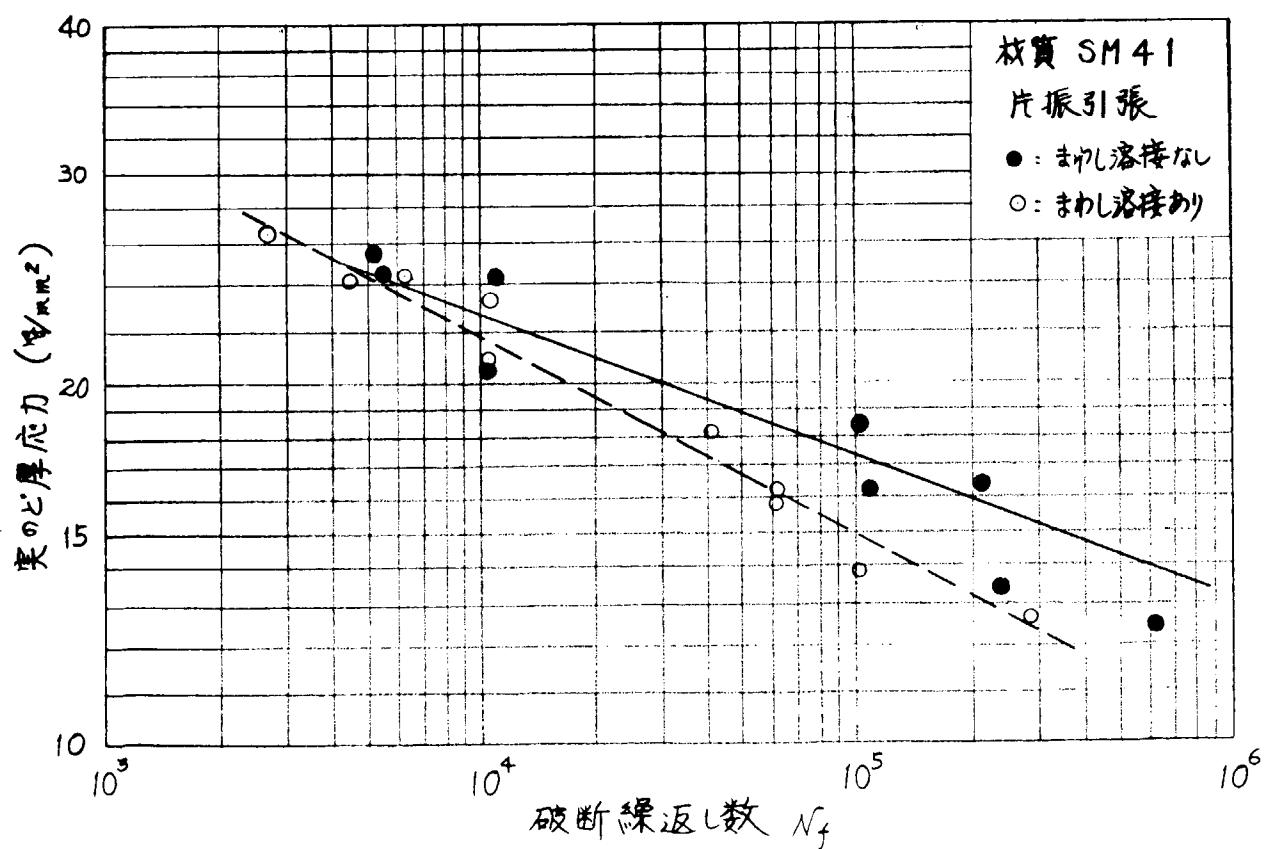


図 6.2.7(2) 実のど厚応力と繰返し数との関係

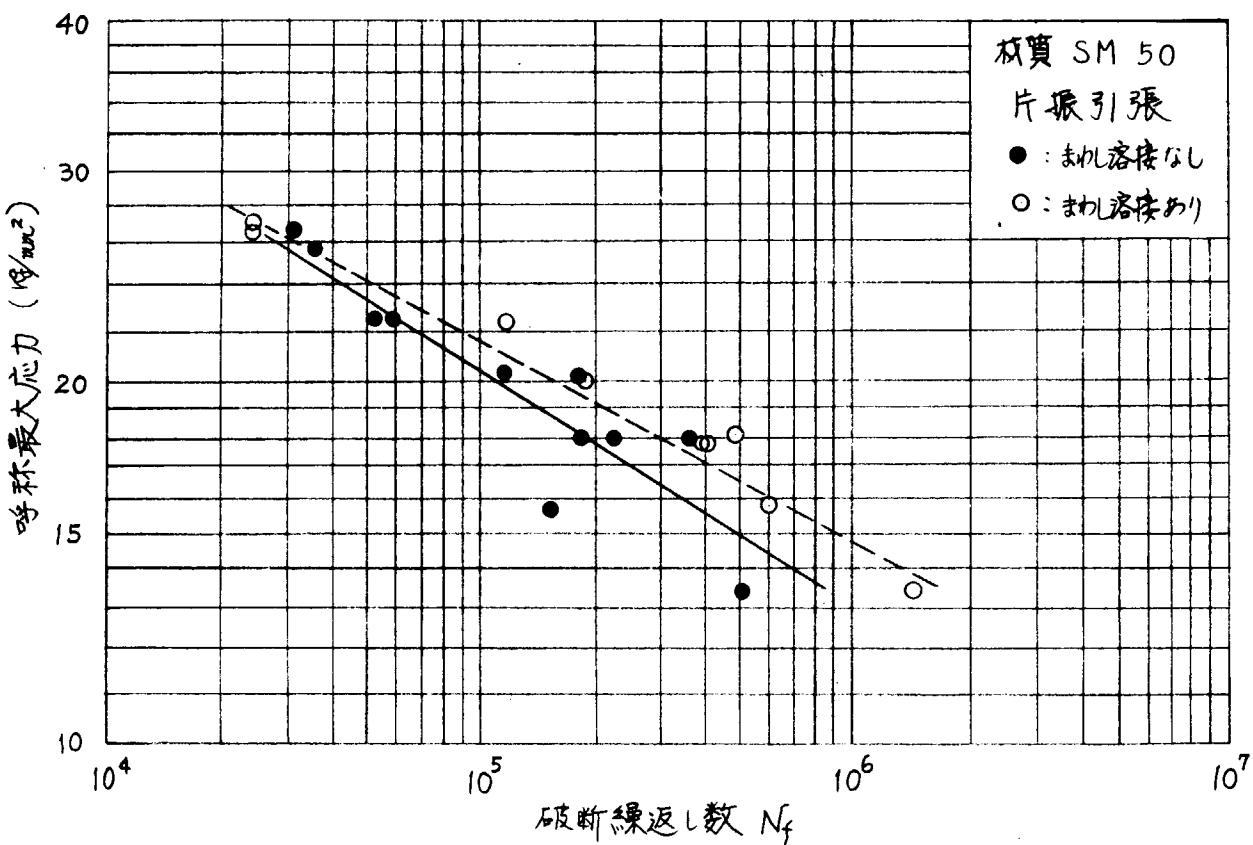


図 6.2.8(1) 呼称最大応力と繰返し数との関係

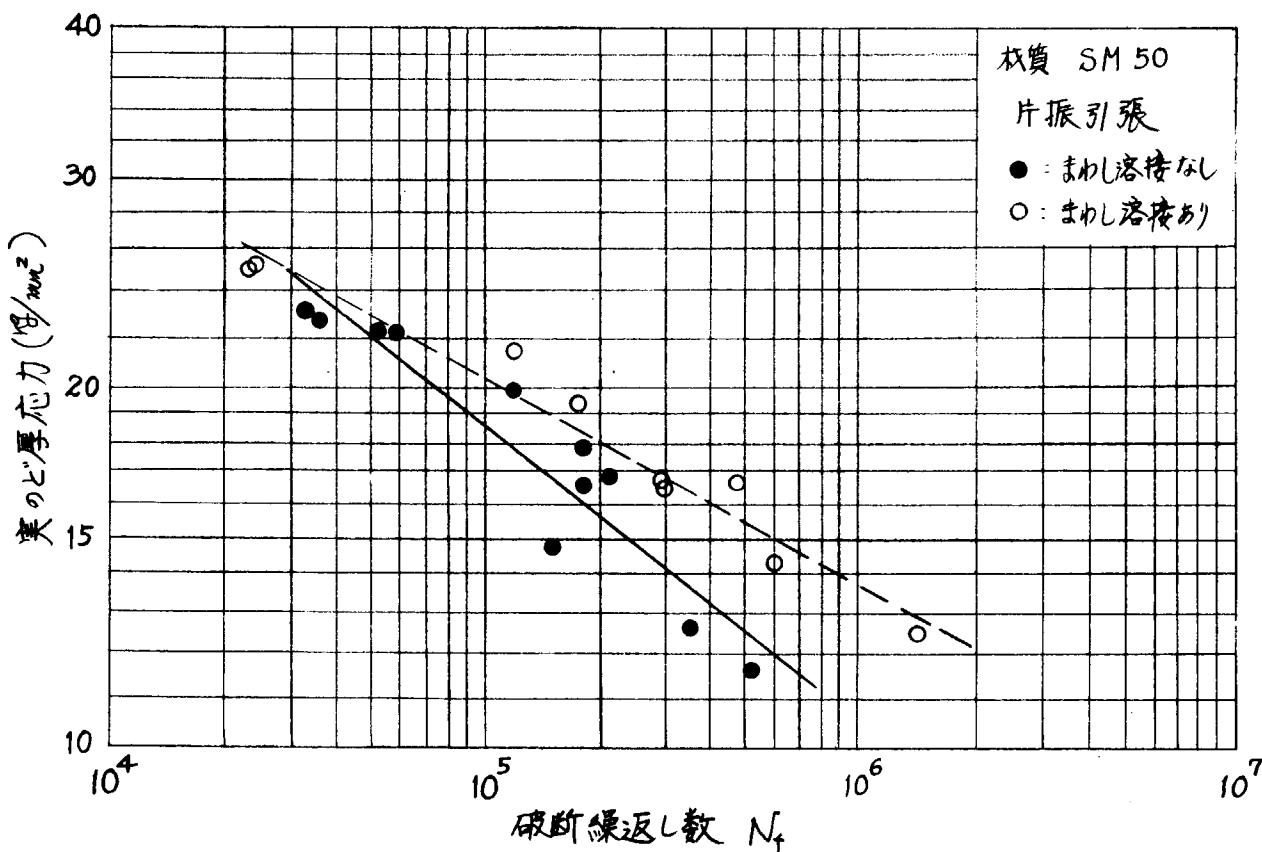


図 6.2.8(2) 実の比応力と繰返し数との関係

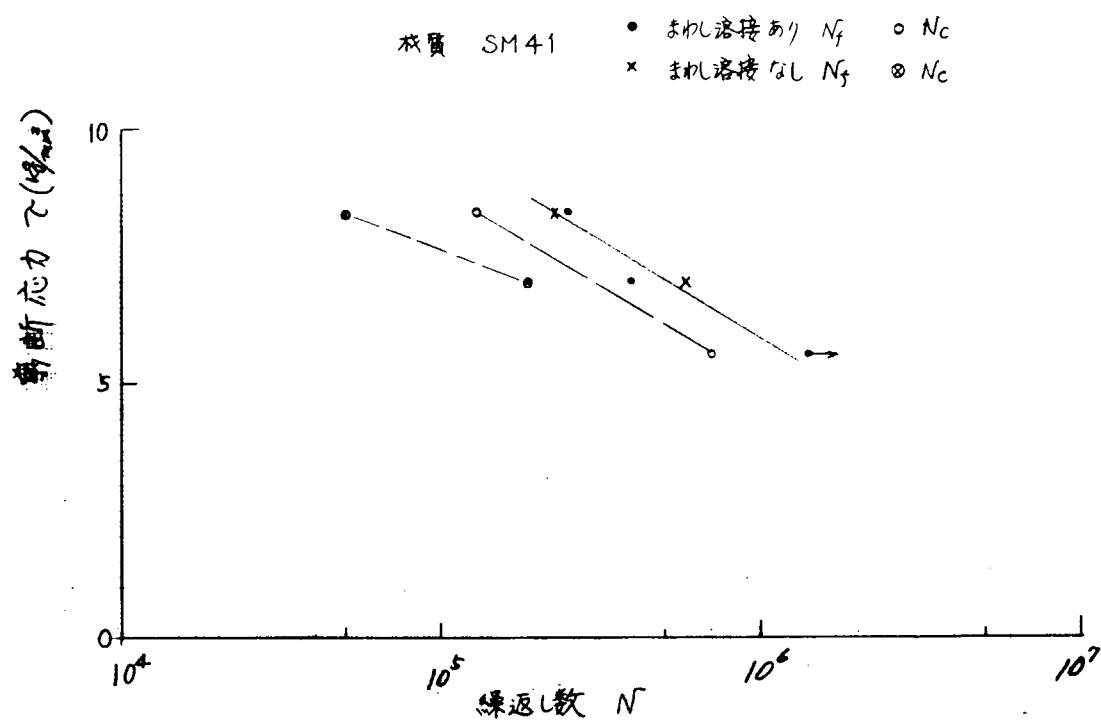


図 6.2.9 曲げ疲れ試験の S-N 線図

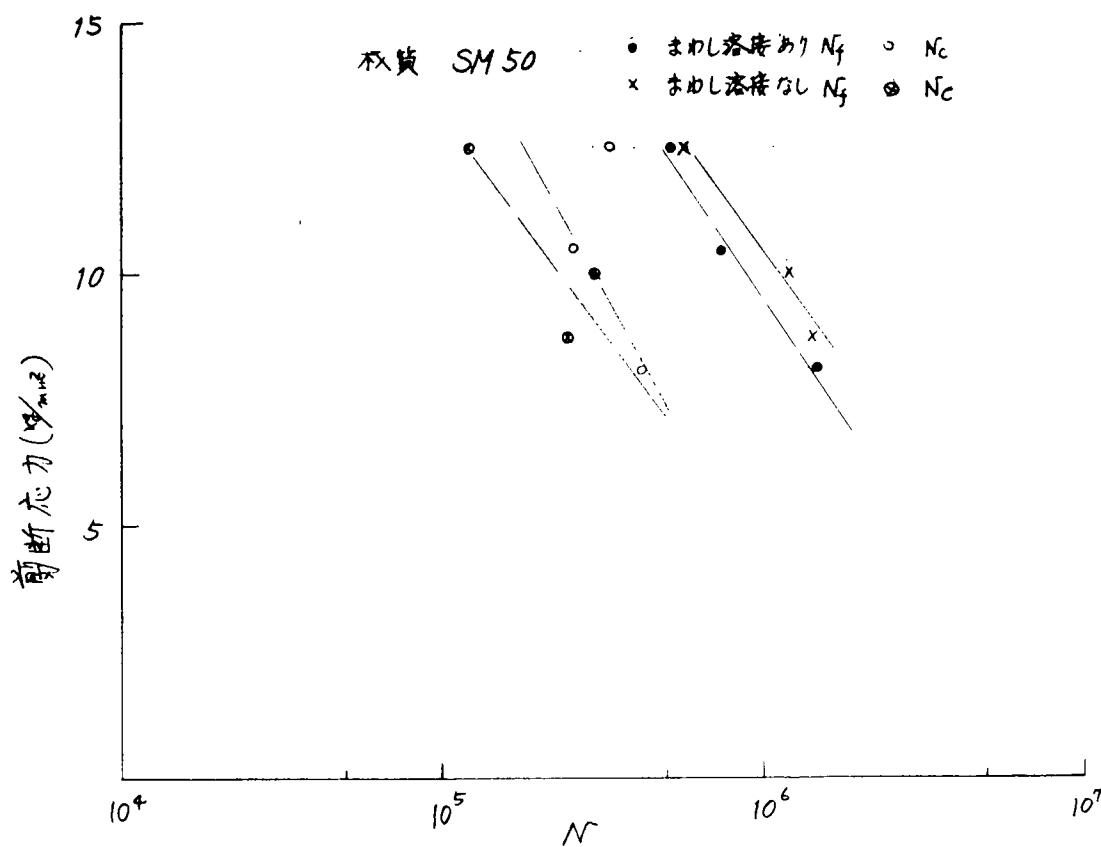
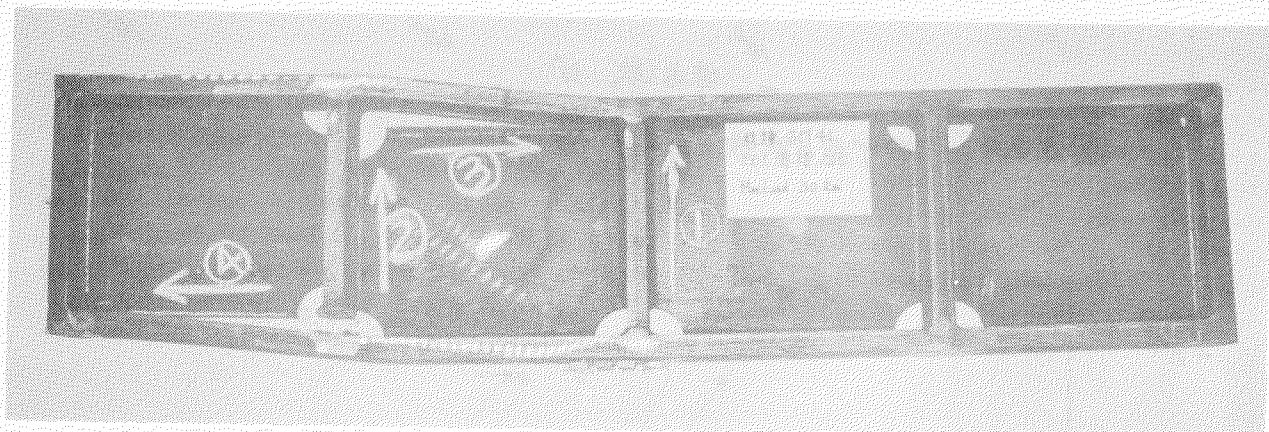


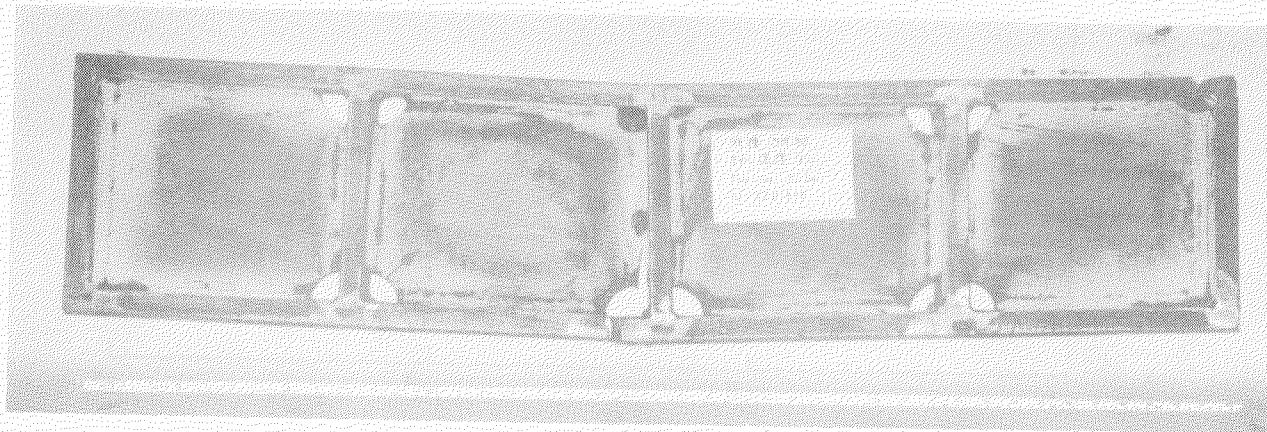
図 6.2.10 曲げ疲れ試験の S-N 線図



剪断応力: 8.3 kg/mm^2 $N_f = 252,900$

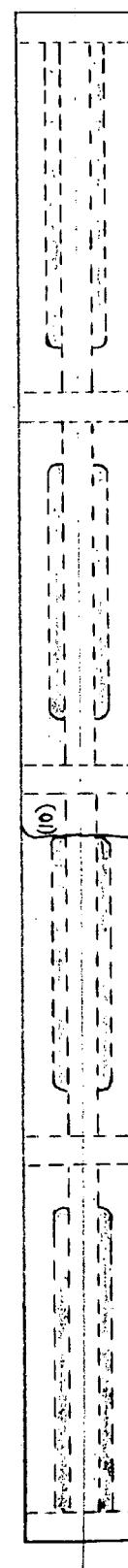
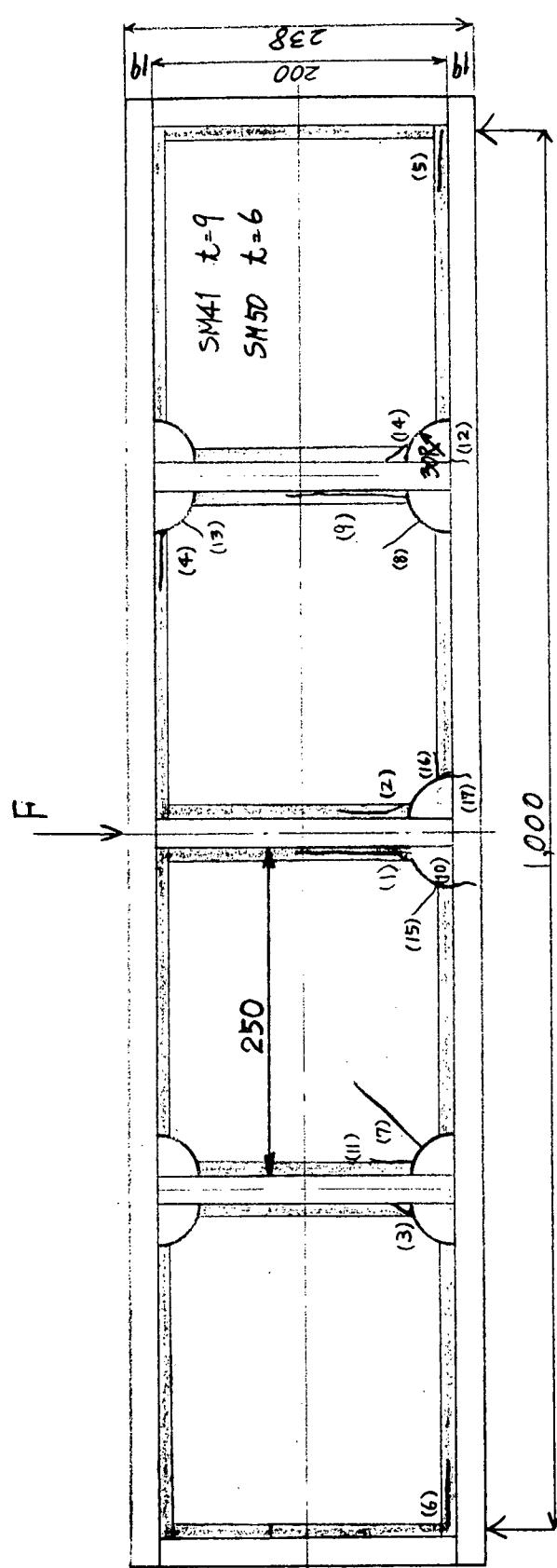
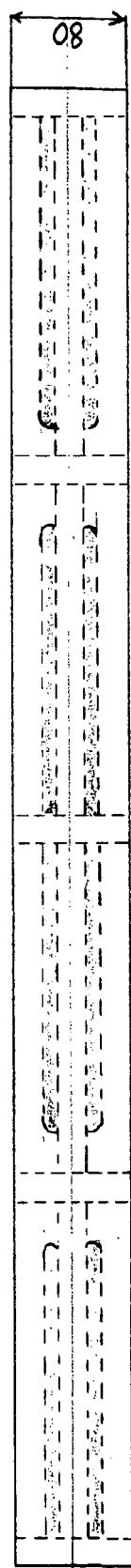


剪断応力: 8.3 kg/mm^2 $N_f = 231,720$



剪断応力: 12.5 kg/mm^2 $N_f = 572,810$

写真 6.2.1 曲げ疲れ試験片の破壊状況



すみ肉溶接部長 6 mm

図 6.2.11 曲げ疲れ試験片のきれつ発生位置

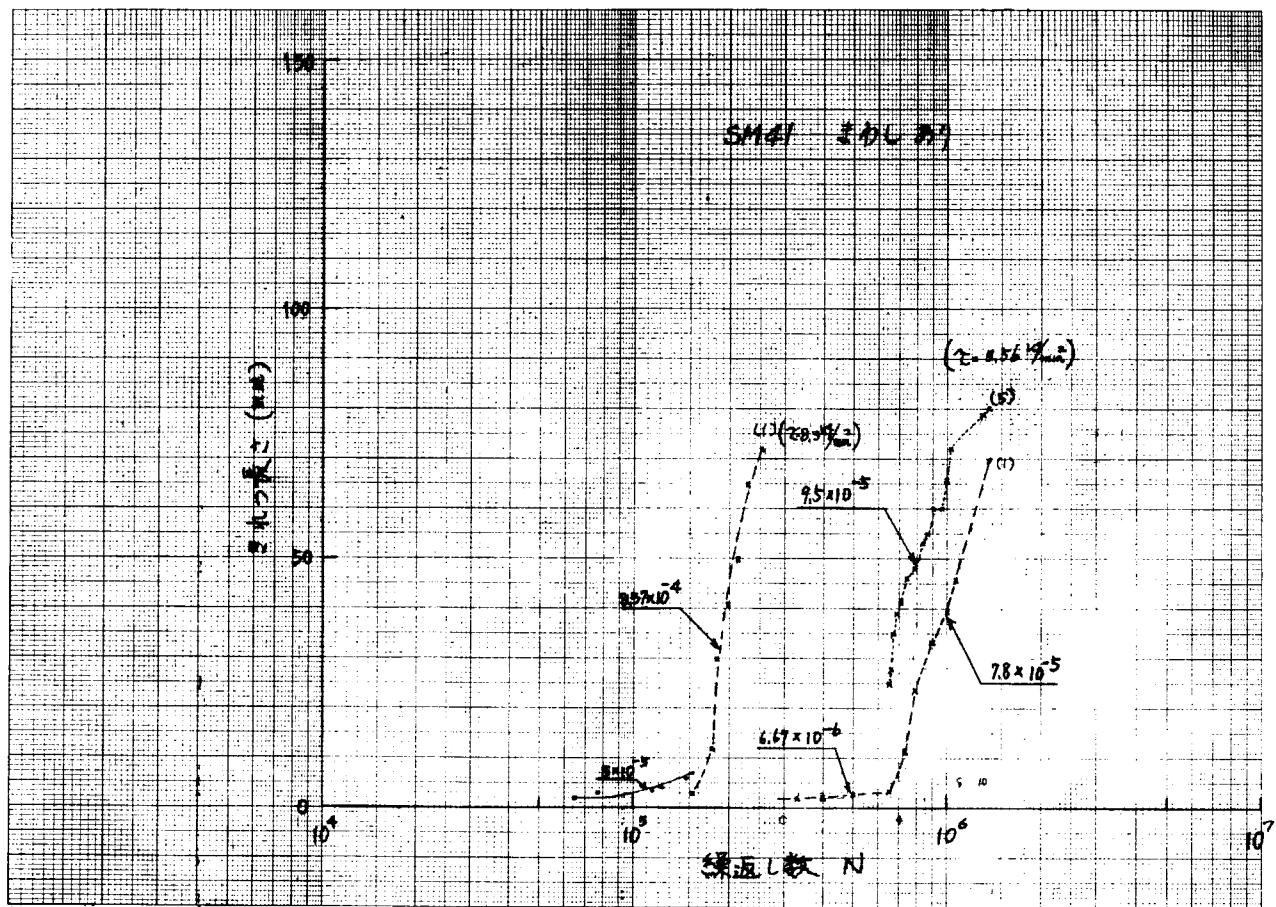


図 6.2.12(1) それつ長さと繰返し数との関係

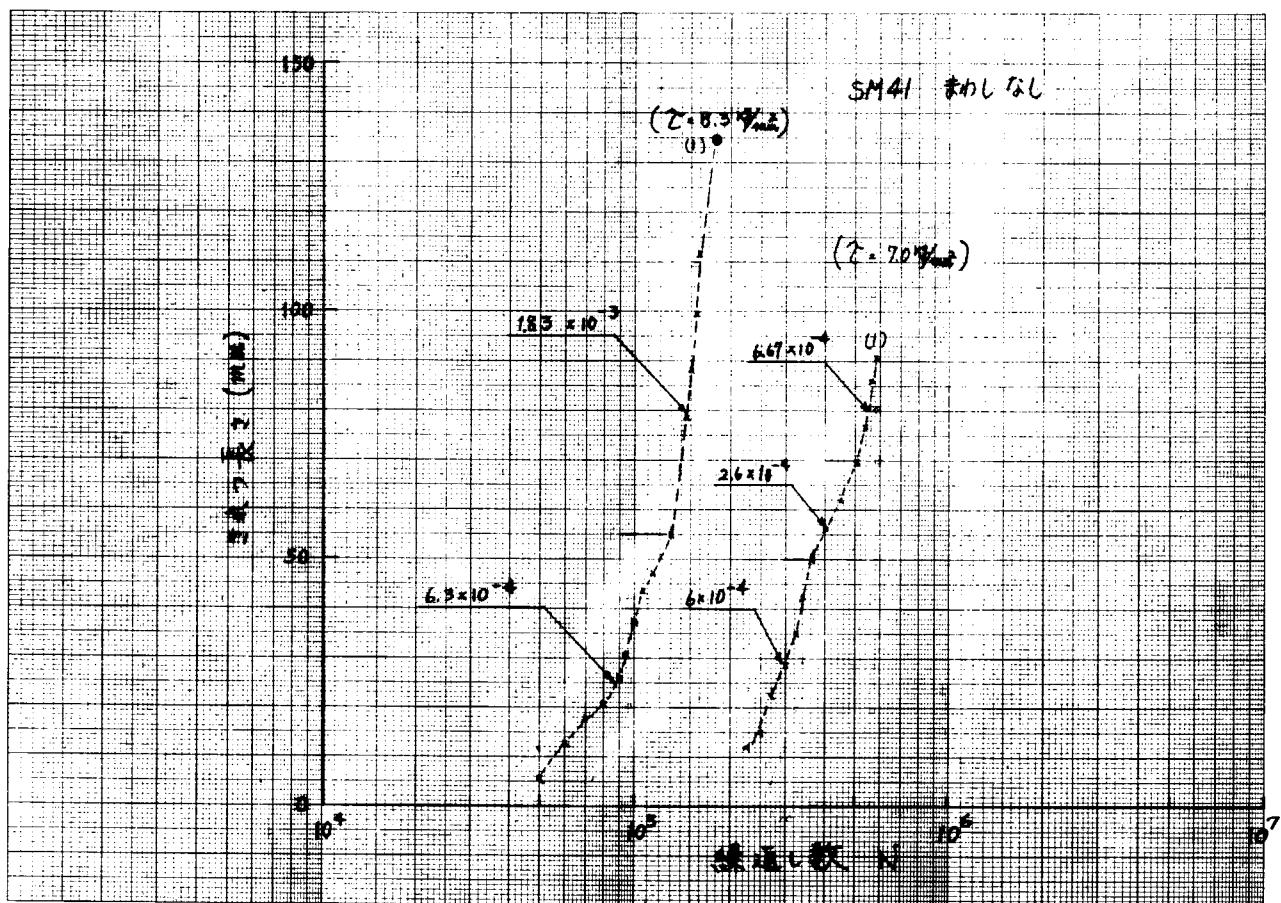


図 6.2.12(2) それつ長さと繰返し数との関係

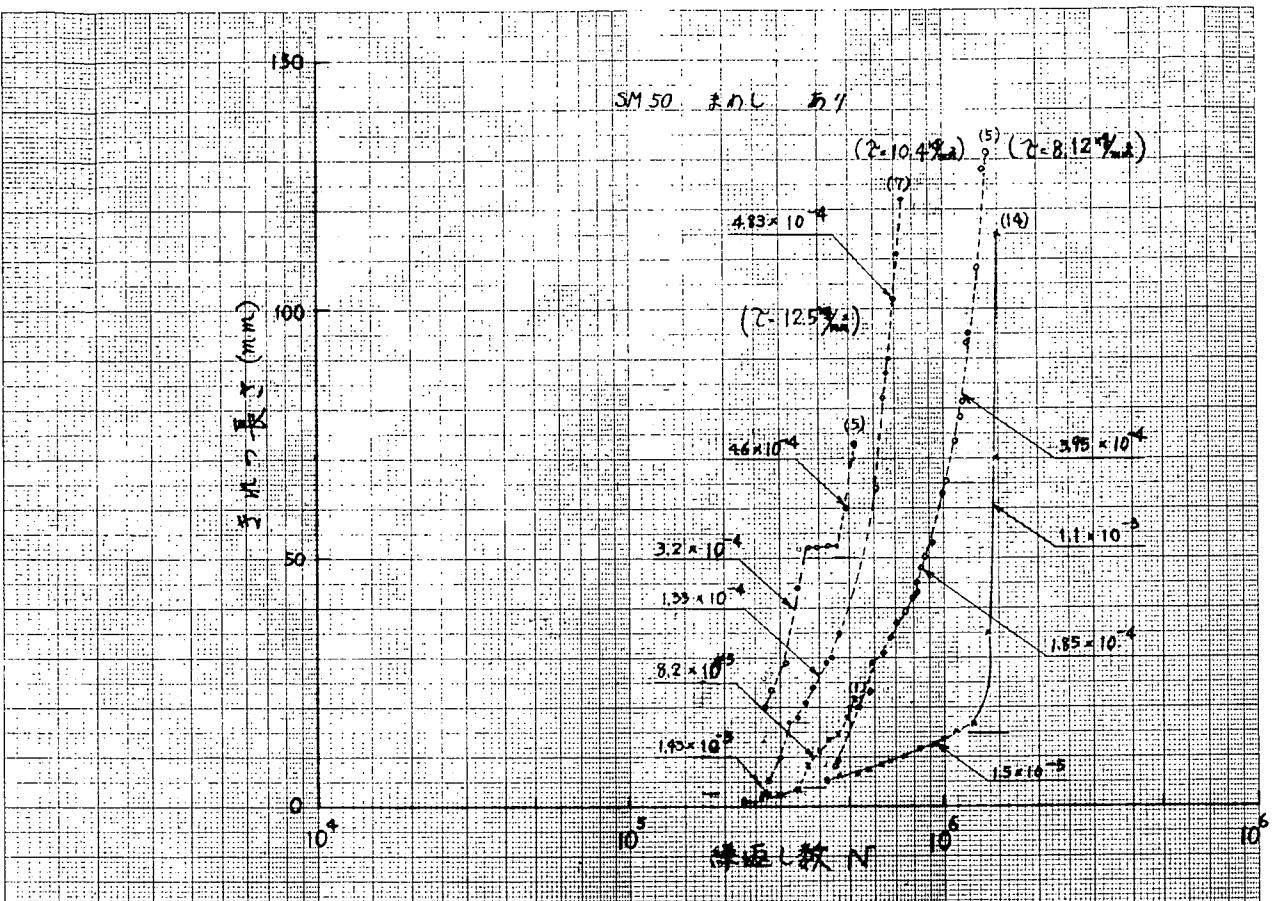


図 6.2.12(3) きれつ長さと繰返し数との関係

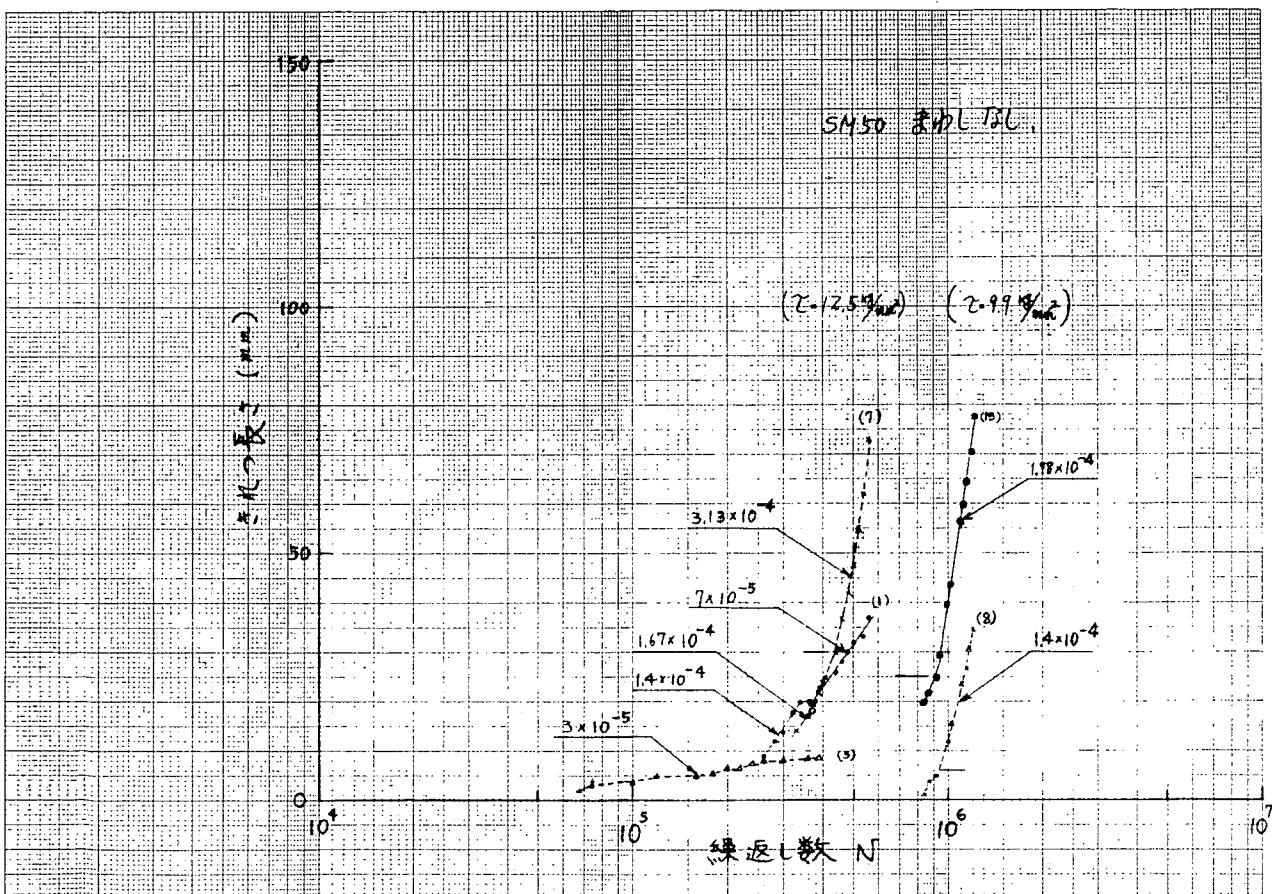


図 6.2.12(4) きれつ長さと繰返し数との関係

7. 熱接継手部金属の疲労強度減少係数に関する研究

7.1 考え方

内部熱接欠陥を含有しない突合せ熱接横継手の疲労強度は余盛趾端部における幾何学的な力集中率ならびにその部分の材料強度に左右されると考えられる。一方趾端部の形状係数、すなわち理論弹性応力集中係数 K_t は熱接方法の種類および熱接条件によって変わるから、したがって任意の横継手の疲労強度を推定ないしは解析するためには、母材、熱影響部および溶接金属について広範囲な K_t に対する疲労強度減少係数 K_f が明らかにされていなければならない。この理由から、本研究は SM41 の母材について $K_t - K_f$ 線図を求め、併せてサブマージドアーク溶接継手の溶接金属および熱影響部における K_f の変化率を求めることを目的として行なった。

7.2 試験方法

7.2.1 試験機

荷重範囲 20TON の Losenhausen 型万能疲労試験機を使用した。繰返し速度は 330 および 500 cpm とした。

7.2.2 試験片

供試材は SM41C 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 7.1 に示す通りである。板厚 $25\text{mm} \times 1,524\text{mm} \times 3,048\text{mm}$ の圧延材の板厚中心部から試験片の長軸がロール方向に一致するように母材試験片を切り出した。

突合せ熱接横継手試験片を得るため、供試鋼板のロール方向と直角方向に開先を加工し、板厚 12mm の裏当金を用いてギャップを 4mm とし、表 7.2 の条件で \sqrt{A} パスのサブマージドアーク溶接を行なった。溶接継手材から試験片の長軸がロール方向に一致するように試験片を切り出した。

試験片の形状詳細ならびに試験片符号を図 7.1 に示す。試験片の系列は表 7.3 の通りである。

7.2.3 試験方法

各系列の試験片について静引張試験ならびに軸力片振疲労試験を行なった。応力比は 0.05 とした。したがって下限応力は $2.49/\text{mm}^2$ 以内であった。

各試験片とも、あらかじめ試験片の平滑部の表裏の両端附近に計 4 枚の抵抗線査針を貼付した後、試験片をチャックにかませ、降伏点以下の応力となるよう引張荷重を与えた。この際の偏心率 ε

$$\ell = \frac{\frac{1}{2}(E_{\max} - E_{\min})}{\frac{1}{4}(E_1 + E_2 + E_3 + E_4)}$$

がほぼ5%以内となるように試験片の取付調整を行なった。

疲労試験は step-up 法ならびに一定振巾法で行なった。切欠から疲労亜裂が発生するまでの繰返し数を N_c とした。なお N_c は 0.2 mm 長さ程度の亜裂が刃の表面端面に生ずるまでの寿命である。肉眼観察の他に、表面レーパリカ法による方法も併用した。亜裂発生後は亜裂の進展挙動を観察した。

また図 7.2 に示す位置にダクタルゲージ (1/100 mm) を取り付け、COD を測定した。

7.3 試験結果と考察

有限要素法による計算結果を図 7.3 に示す。同図において余盛趾端部の K_t は余盛角 θ の増加につれて滑らかに増加している。

Step-up 試験結果を表 7.4 および図 7.4 に示す。 $K_t = 7.04$ に関する step-up 試験では BM が一番長寿命であった。

一定振巾疲労試験結果を図 7.5 ~ 7.9 に示す。縦軸は刃部の断面積で荷重範囲を除した実断面応力範囲 S_R であり、横軸は破断寿命 N_f 、肉眼亜裂発生寿命 N_c および亜裂伝播寿命 $N_p (= N_f - N_c)$ である。

図 7.5, 7.6 は K_t をパラメータにした母材の S-N 曲線であり、

$$S_R = C_1 \cdot N_c^{-k_1}, \quad S_R = C_2 \cdot N_f^{-k_2}$$

における各指數および定数を K_t に対してプロットすると図 7.10, 図 7.11 のようになる。 C_1 は K_t によらずほぼ一定値を保つようであり、また k_1, C_2 および k_2 は K_t の増加につれて増加する。

また図 7.5, 7.6 から母材各試験片の N_c および $N_f = 2 \times 10^5$ における疲労強度を読み取り K_t に対してプロットすると図 7.12 の K_t - S_R 曲線が得られる。さらにこの曲線の外挿から $K_t = 1.00$ における値を読み取り、

$$K_f = \frac{K_t = 1.00 \text{ の試験片の } N = 2 \times 10^5 \text{ における } S_R}{K_t = K_t \text{ の試験片の } N = 2 \times 10^5 \text{ における } S_R}$$

を求めてプロットすると $K_t - K_f$ 曲線が得られる。 K_f はつねに K_t より小さい。

図 7.7 は亜裂伝播寿命 N_p を S_R に対してプロットしたものであるが、亜裂伝播寿命は材料および K_t に依存しないと見なせる。

図 7.8, 7.9 は $K_t = 2.03, 7.04$ の母材と溶接金属および熱影響部の疲労強度を比較したものであるが、 $K_t = 2.03$ では BM, WM, HAZ の順に大きいようである。しかし $K_t = 7.04$ ではほとんど差がない。 $K_t = 2.03$ における差は亜裂発生に対する抵抗の差によるものと考えられるが、 $K_t = 7.04$ での差が

認められないことから、 K_t の増加について N_c の材料依存性が弱化するものと考えられる。

図7.13は N_c を N_f に対してプロットしたものであり、図7.14は N_c/N_f を N_f に対してプロットしたものである。 N_f が $10^4 \sim 10^6$ オーダーでは、 $K_t \leq 3.05$ の試験片は全て $N_c/N_f = 0.5$ の上位に位置しており、かつ材料および K_t による依存性は認められない。また $K_t = 5.12$ の試験片はほぼ $N_c/N_f = 0.5$ の直線上に、 $K_t \geq 7.04$ の試験片は全て同直線より下位に位置し、かつ K_t の増加に伴ってレベルダウンしている。したがって疲労寿命に占める亜裂発生寿命 N_c と亜裂伝播寿命 N_p との割合は、 $K_t \leq 3.05$ では N_c が主で、 $K_t \geq 7.04$ では N_p がより重要であり、かつ $K_t = 5.12$ の近傍にとの遷移域があるものと考えられる。また図7.14によると N_f が $3 \times 10^4 \sim 10^6$ オーダーで、 $K_t \leq 3.05$ については $N_c/N_f \geq 0.8$ 、 $K_t \geq 7.04$ については $N_c/N_f \leq 0.3$ となるようである。

切欠底から測った亜裂長さを N_c から数えた繰返し数に対してプロットすると図7.15のようになる。ダクヤルゲージから読み取ったCODの値を繰返し数に対してプロットした一例(BM, $K_t = 7.04$)を図7.16に示す。

7.4 結論

1) FEM計算による K_t は余盛角度に対し単調増加を示す。増加の割合は余盛角度が 30° 程度までほぼ角度に比例して増加する。

2) K_t をパラメータとした場合の

$$S_R = C_1 N_c^{-k_1}, \quad S_R = C_2 N_f^{-k_2}$$

における C_1 は K_t によらずほぼ一定($C_1 = 136$)であり、 C_2 , k_1 および k_2 は K_t の増加について増加する。

3) 母材、密接金属および熱影響部の疲労強度は $K_t = 2.03$ では BM < WM < HAZ の順に大きいようであるが、 K_t の増加とともにとの差は減少し $K_t = 7.04$ でほぼ等しくなる。すなわち K_t の増加について N_c の材料依存性は減少する。

4) 亜裂伝播寿命 N_p は材料および K_t によらない。

5) N_c/N_f は、 $K_t \leq 3.05$ では K_t によらず、かつ N_f が $3 \times 10^4 \sim 10^6$ オーダーでは $N_c/N_f \geq 0.8$ であり、 $K_t \geq 7.04$ では K_t に依存するが $N_c/N_f \leq 0.3$ である。さらに $K_t = 5.12$ では $N_c/N_f = 0.5$ である。

6) 10^4 オーダーから 10^6 オーダーにわたる N_c または N_f に対する K_f はつねに K_t よりも小さい。たとえば母材($N_c, N_f = 2 \times 10^5$)に関する K_t/K_f は $K_t = 2.03$ では 1.69 (N_c)、 $K_t = 5.12$ では 1.58 (N_c)、 1.92 (N_f)である。

7) N_c に基づく $K_t - K_f$ 曲線および N_f に基づく $K_t - K_f$ 曲線は $K_t \leq 3$ の範囲ではほぼ同じ挙動を示すが、それ以上の範囲では前者はほぼ直線的に増加し続ける

のに対し、後者は急激に勾配が減少し $K_t = 10.84$ ではほとんど飽和値に達しているようである。

Table 7.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Material Tested

Steel	Chemical Composition (%)					Mechanical Properties			
	C	Si	Mn	P	S	σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	Bending	Impact Value at 0°C (kg-m)
SM41C	0.14	0.25	1.00	0.13	0.15	28	46	Good	10.3

Table 7.2 Welding Conditions

Pass No.	Amp	Volt	Speed (cm/min)	Remarks
1~5	600	33	30	
6	600	35	30	
7	600	35	40	

Wire : US-36 4.8 mm ϕ

Flux : MF-38 20xG

Table 7.3 Specimen Series

D	R	K_t	Base Metal	HAZ	Weld Metal
42.21	42.0	1.078	4PMA1~12		
52.5	18.0	1.55	4PMB1~12*		
70	9.0	2.03	4PMC1 ~ 12*	4PHC1 ~ 12*	4PWC1 ~ 12*
70	3.4	3.05	4PMD1 ~ 12*		
70	1.0	5.12	4PME1 ~ 12*		
70	0.5	7.04	4PMF1 ~ 12	4PHF1 ~ 12	4PWF1 ~ 12
70	0.2	10.84	4PMG1 ~ 12		

* は45年度研究による

Table 7.4 Result of Step-up Test under Pulsating Condition

Material	K_t	S_1 (kg/mm)	S (kg/mm)	n_i	S_c (kg/mm)	n_c	N_c	S_f (kg/mm)	n_f	N_f
BM	1.078	12	1	1×10^5	—	—	—	35	0.9×10^5	1.39×10^6
BM	7.04	9	•	•	13	0.3×10^5	4.3×10^5	15	0.085×10^5	6.085×10^5
HAZ	“	“	“	“	13	0.01×10^5	4.01×10^5	14	0.732×10^5	5.732×10^5
WM	“	“	“	“	11	0.8×10^5	2.8×10^5	14	0.067×10^5	5.067×10^5
BM	10.84	“	“	“	9	0.64×10^5	6.4×10^4	13	0.237×10^5	4.237×10^5

S_1 : max. stress at first step

S_c : “ “ at crack initiation

S_f : “ “ at failure

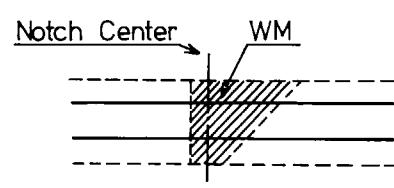
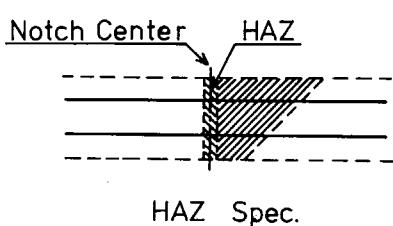
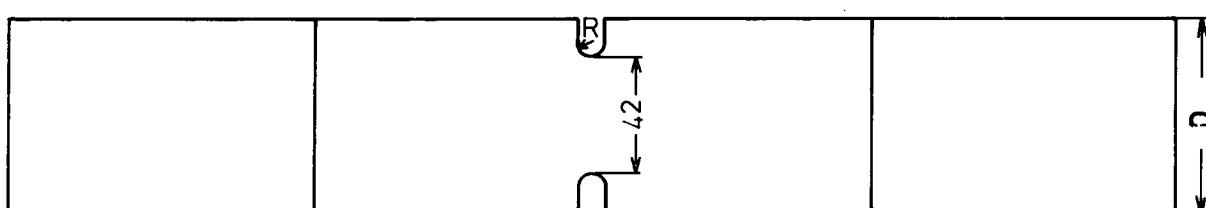
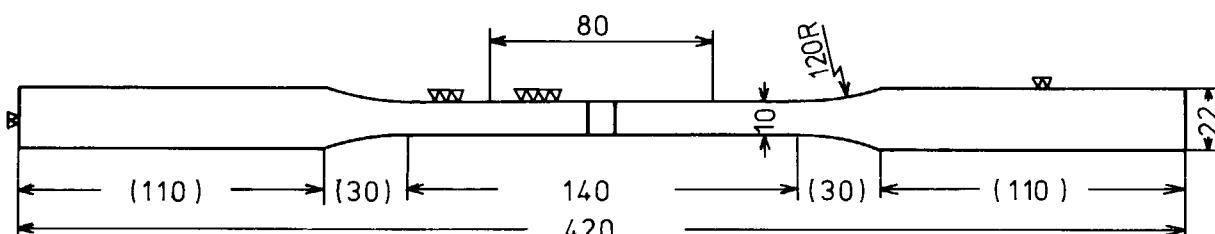


Fig. 7.1 Specimen

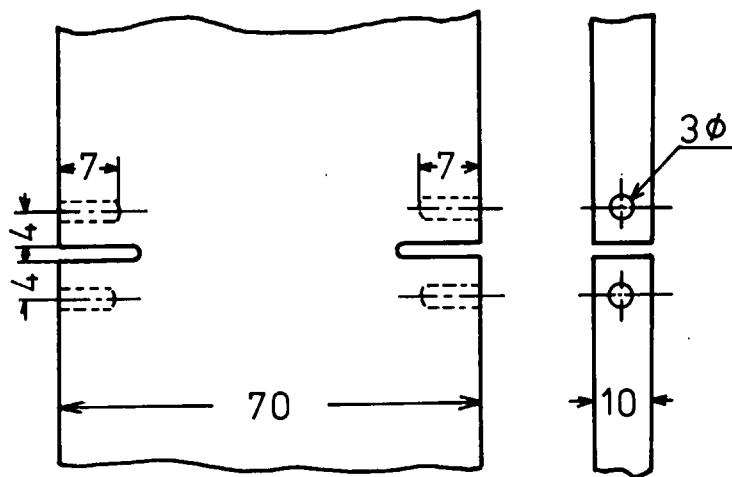
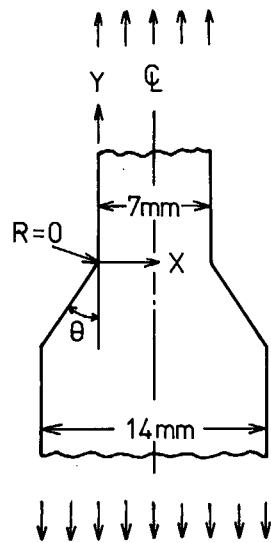


Fig. 7.2 Position of Dial Gauge



θ	K_t
10°	1.25
20°	1.50
30°	1.72
45°	1.98
60°	2.13
90°	2.26

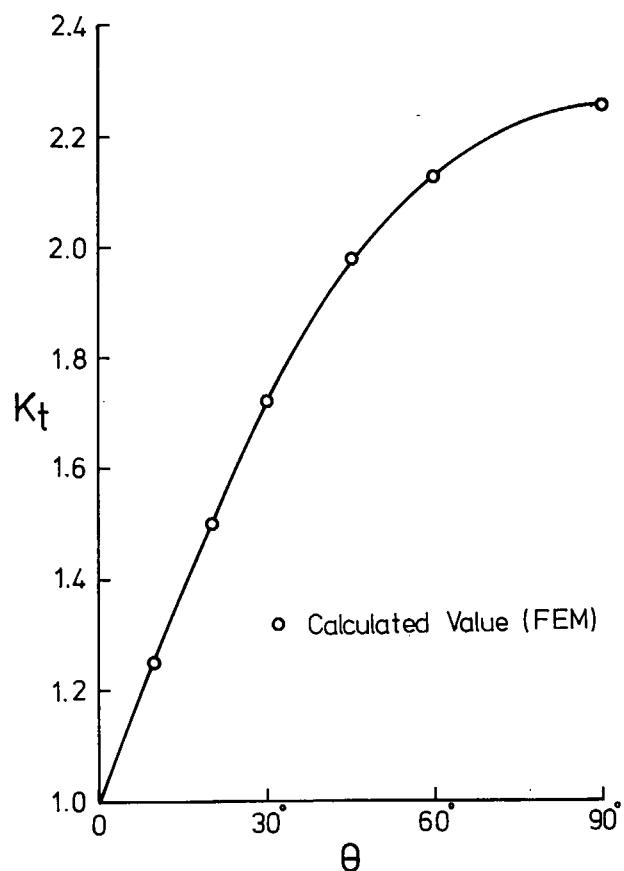


Fig. 7.3 Relation between K_t and θ by FEM

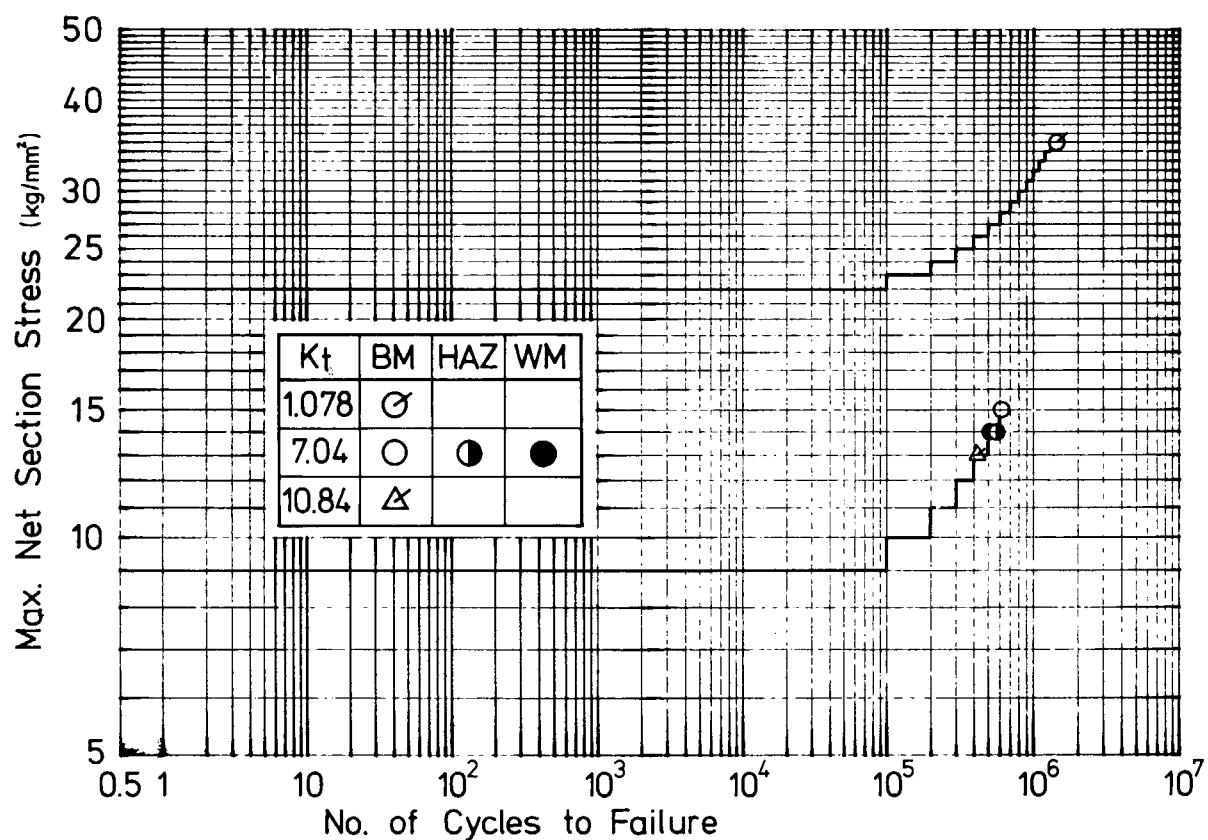


Fig. 7.4 Step-up Test Result

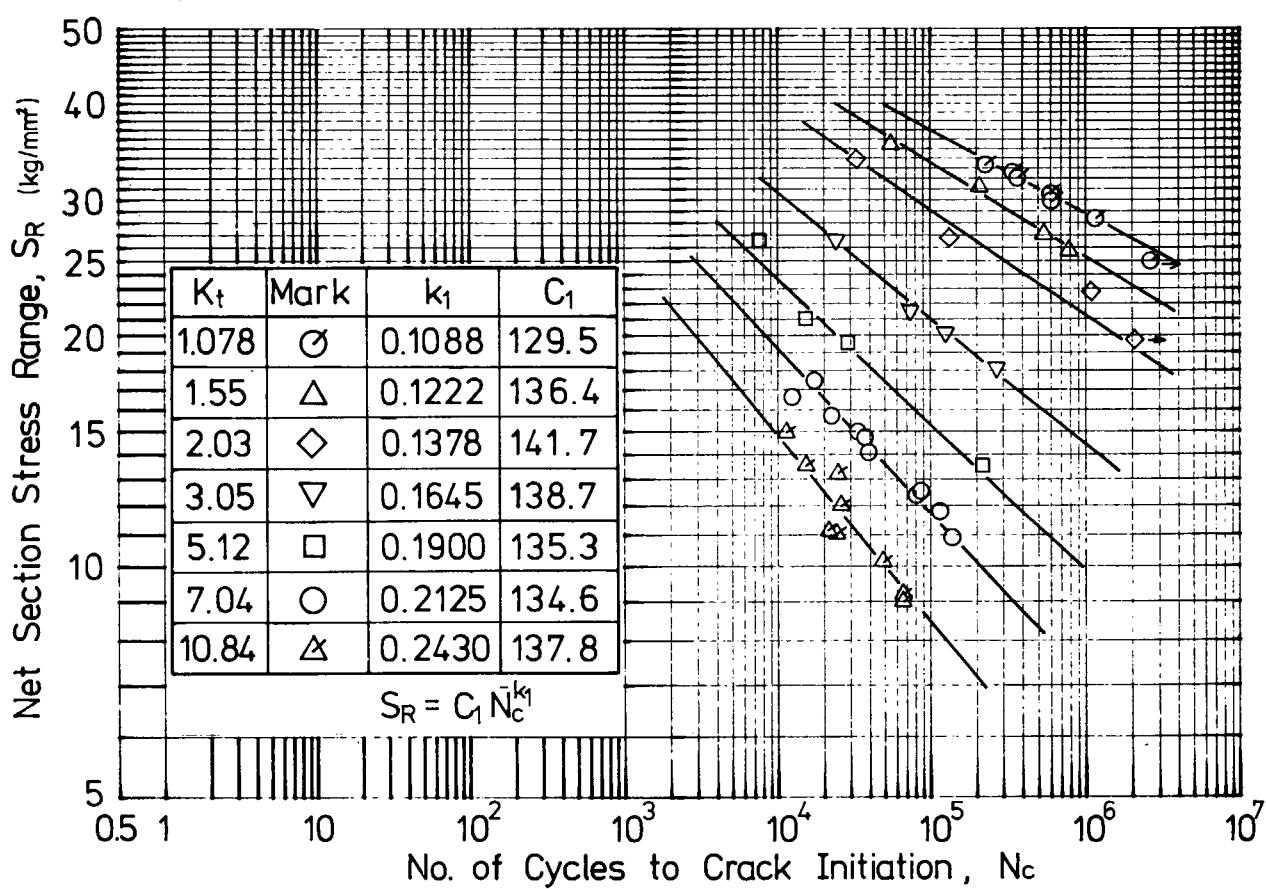


Fig. 7.5 S_R - N_c Curves for BM

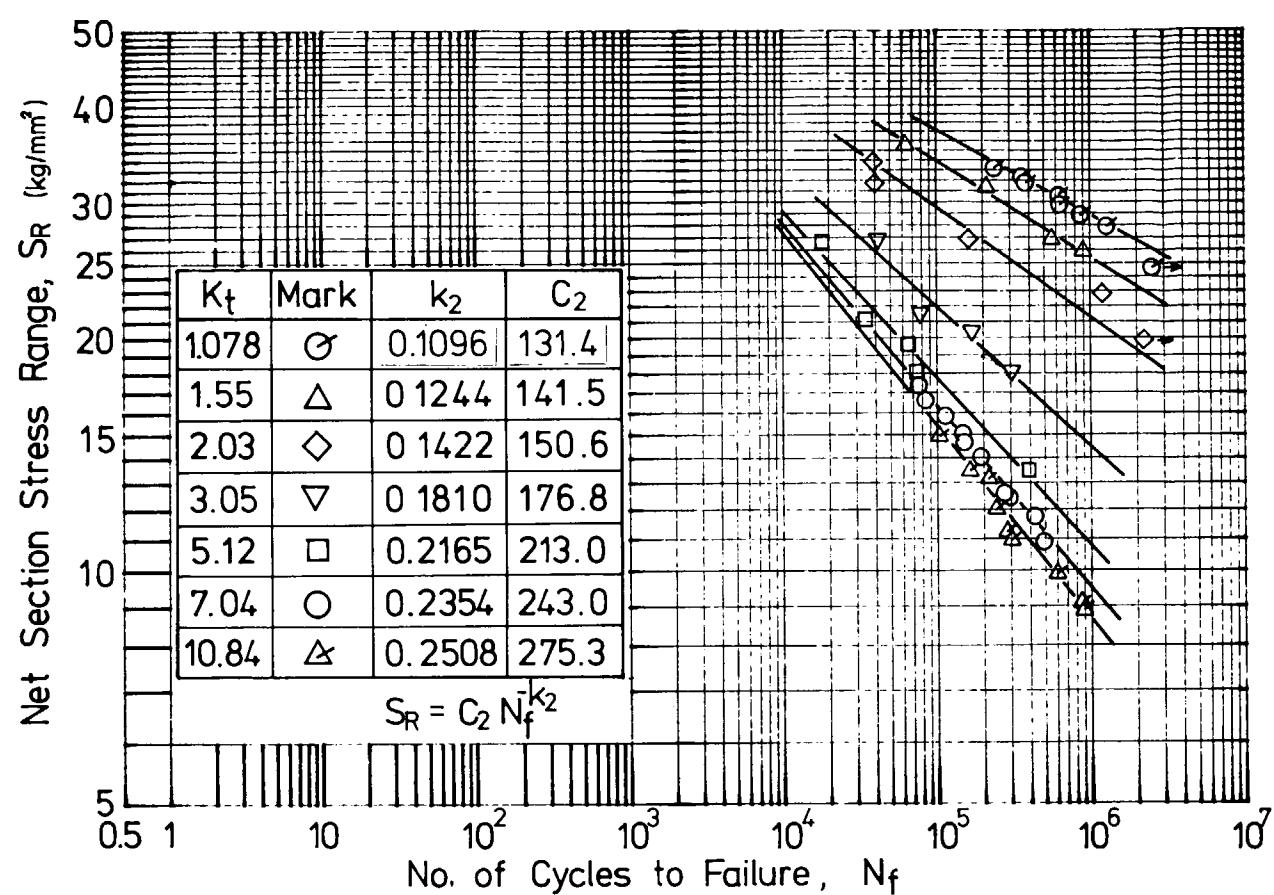


Fig. 7.6 $S_R - N_f$ Curves for BM

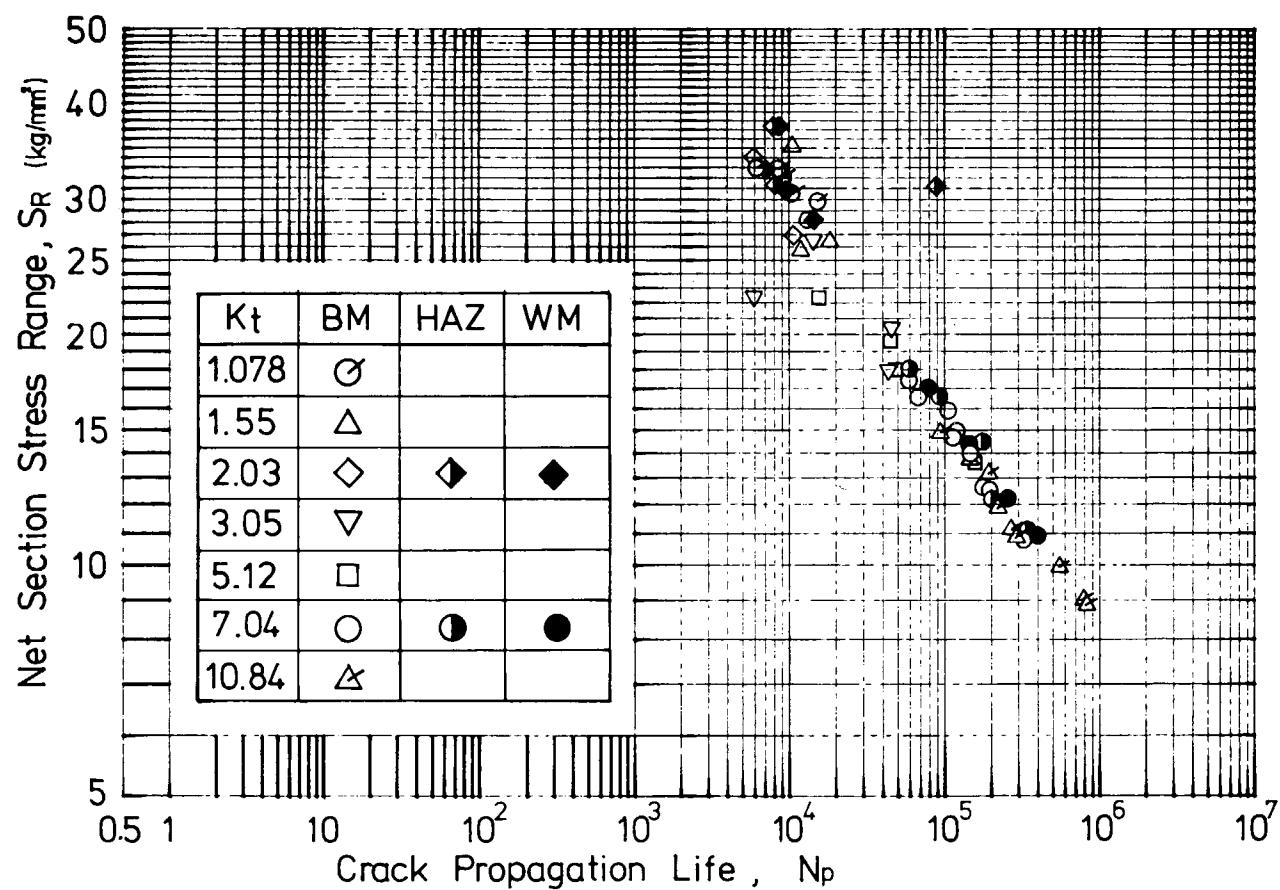


Fig. 7.7 S_R vs. N_p

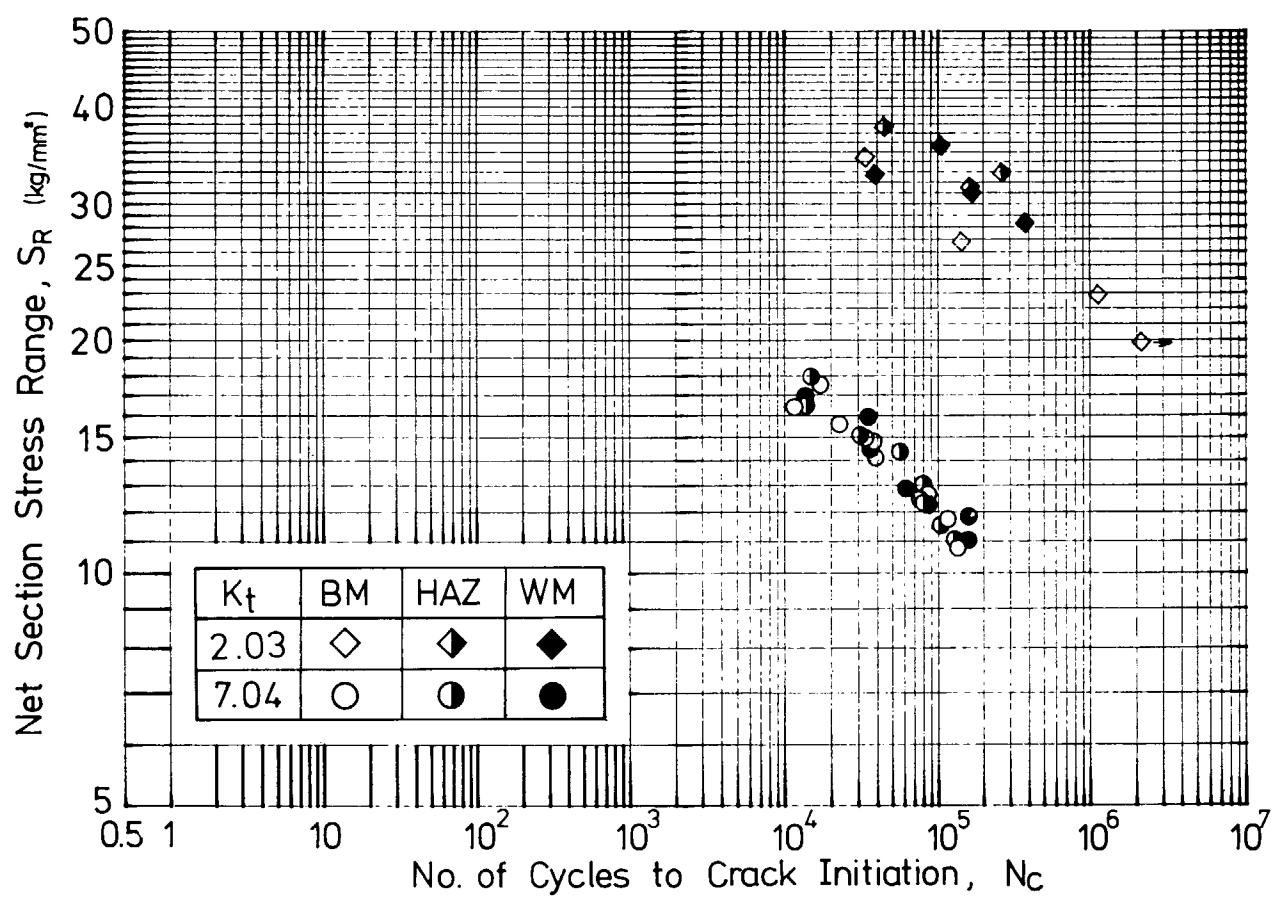


Fig. 7.8 S_R vs. N_c

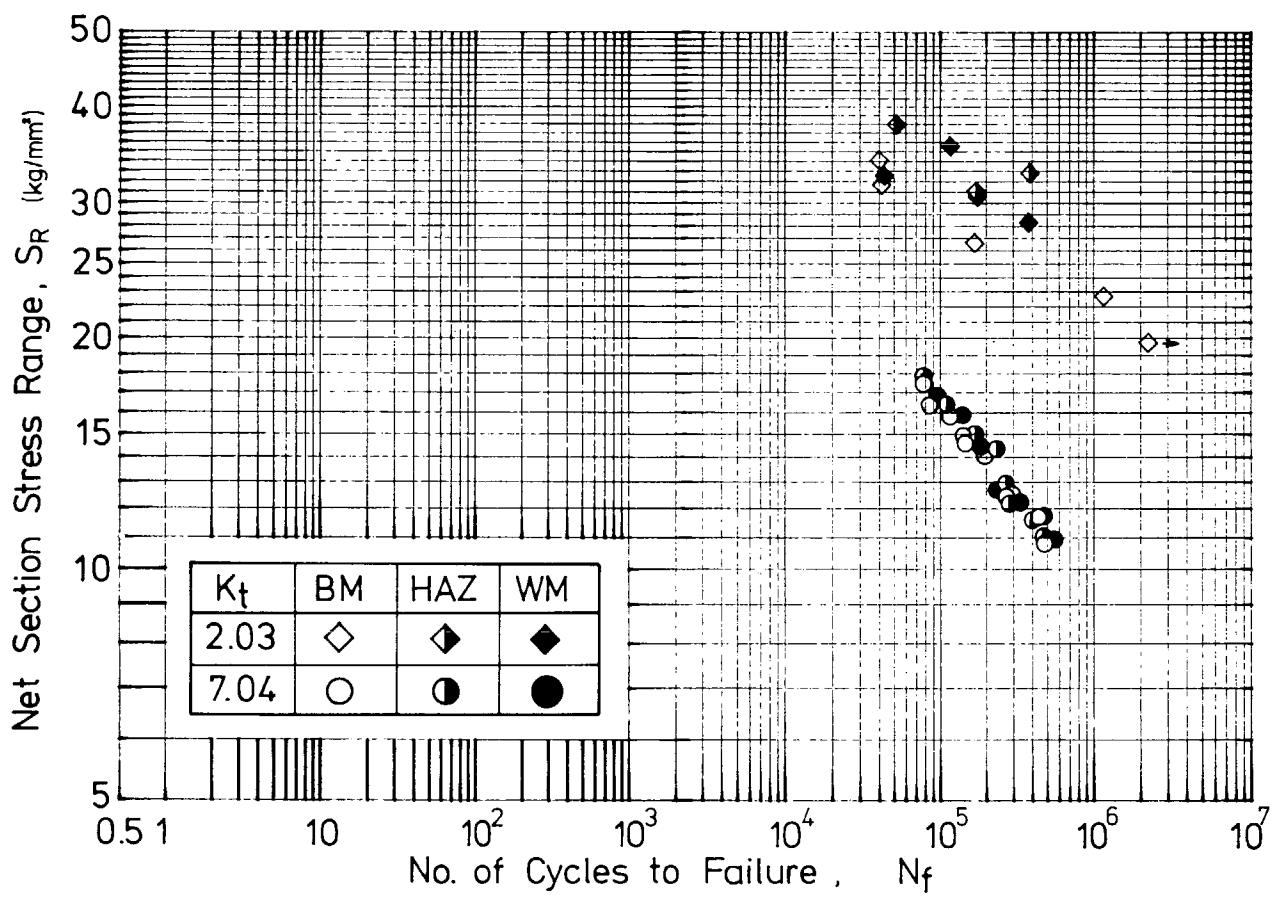


Fig. 7.9 S_R vs. N_f

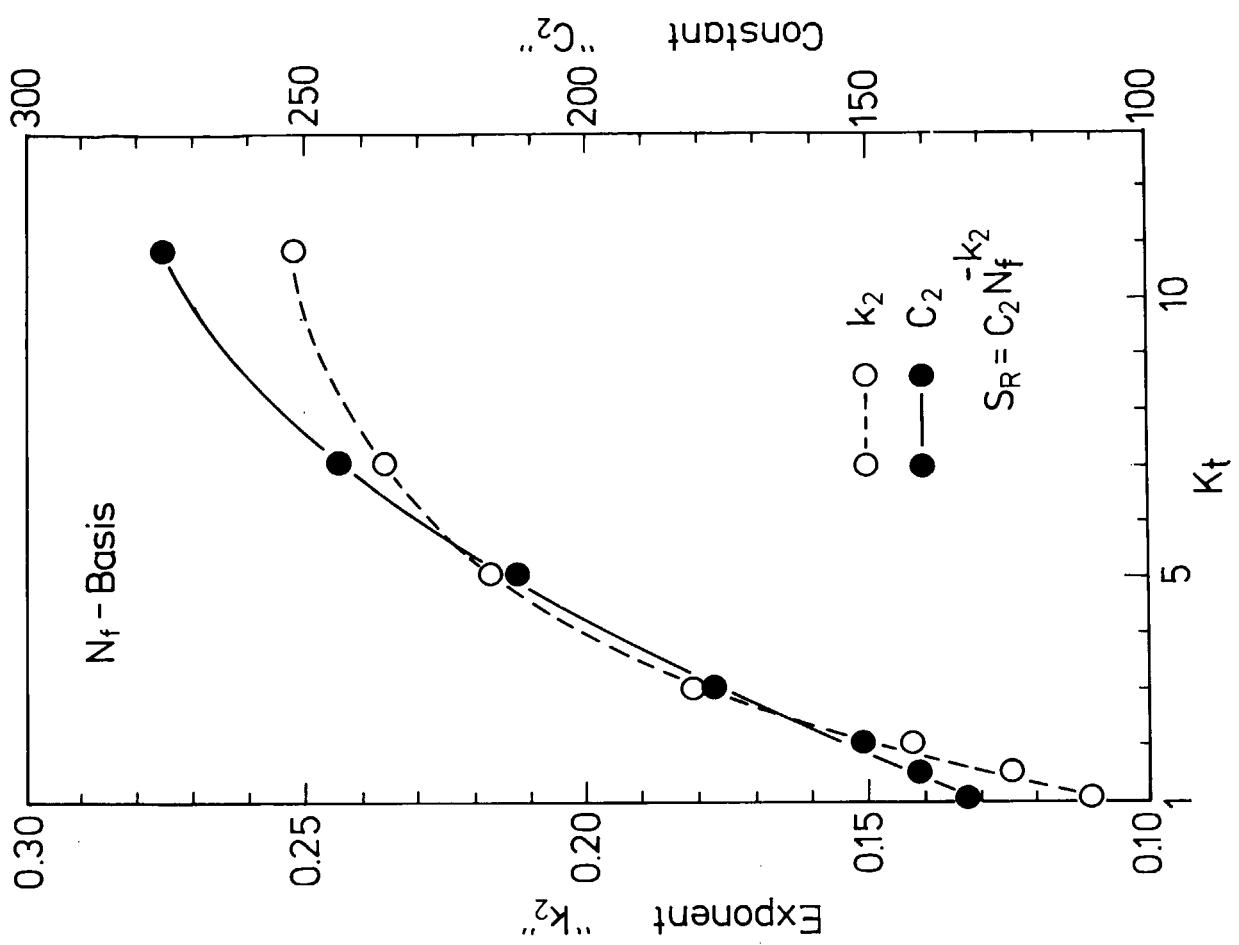


Fig. 7.11 "k₂" and "C₂" vs. K_t

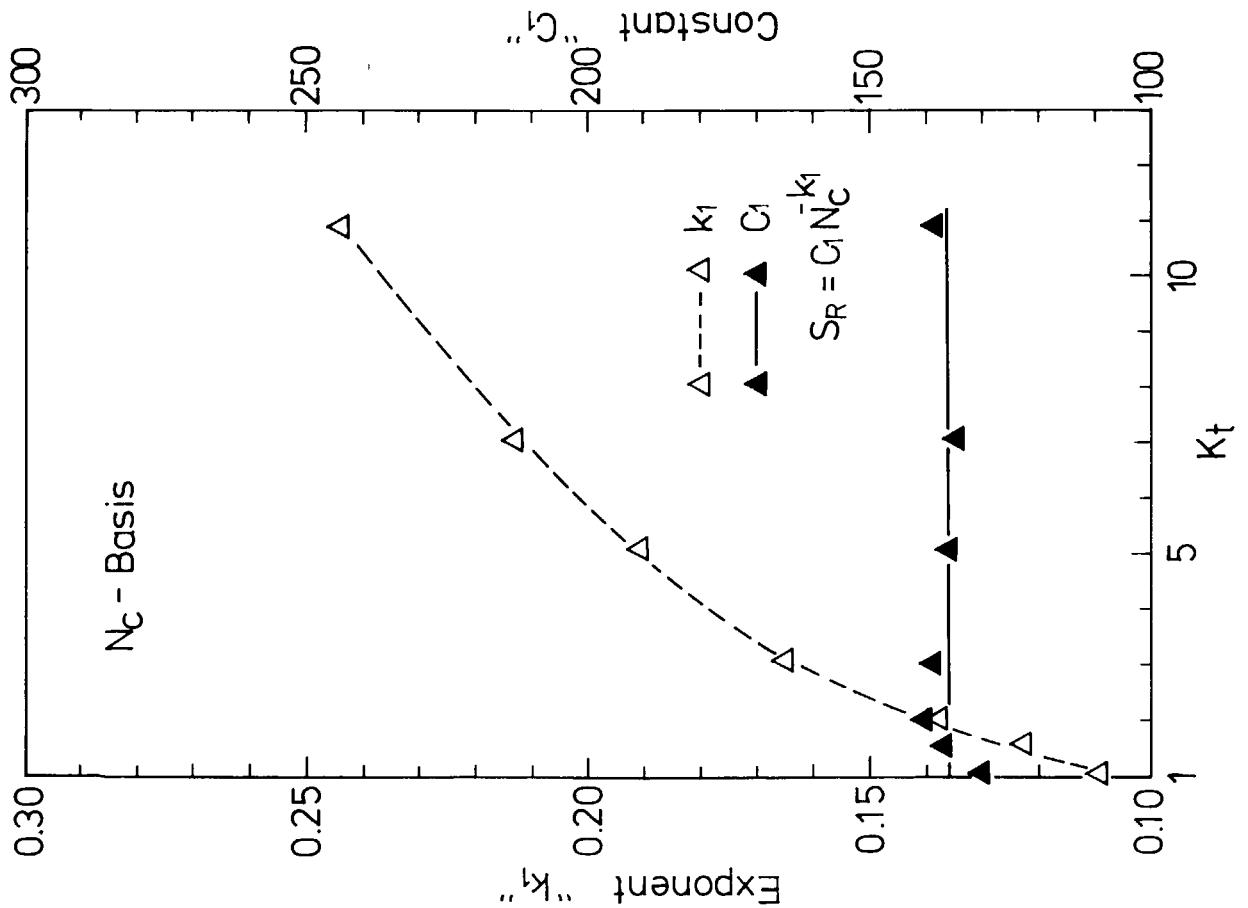


Fig. 7.10 "k₁" and "C₁" vs. K_t

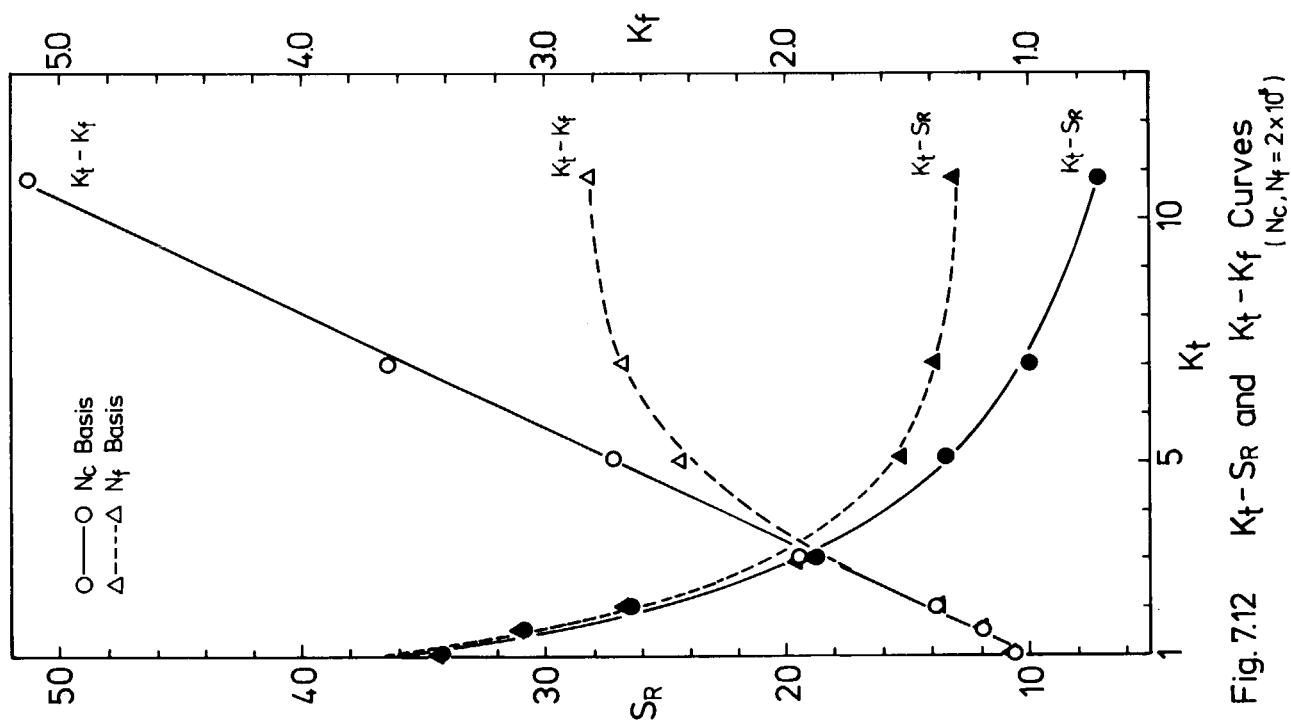


Fig. 7.12 $K_t - S_R$ and $K_t - K_f$ Curves
($N_c, N_f = 2 \times 10^4$)

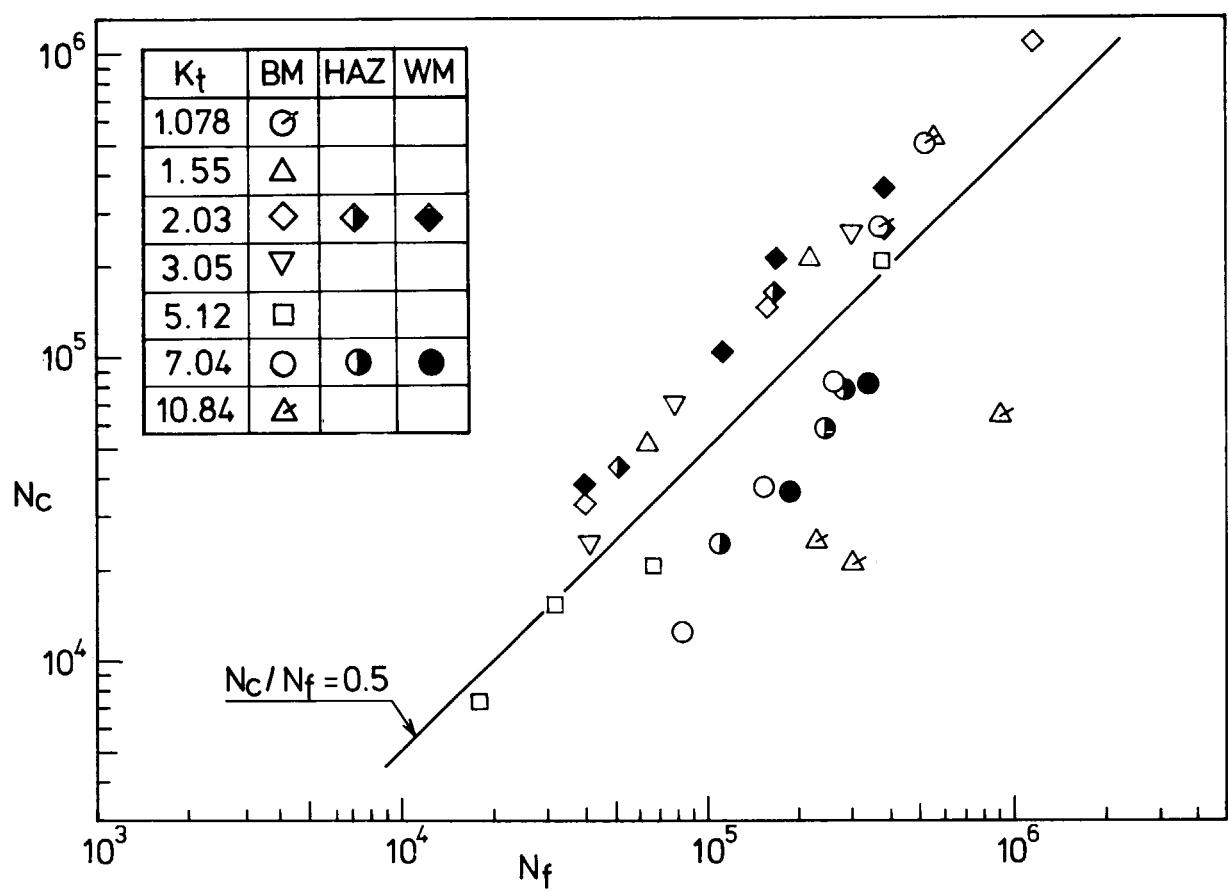


Fig. 7.13 N_c vs. N_f

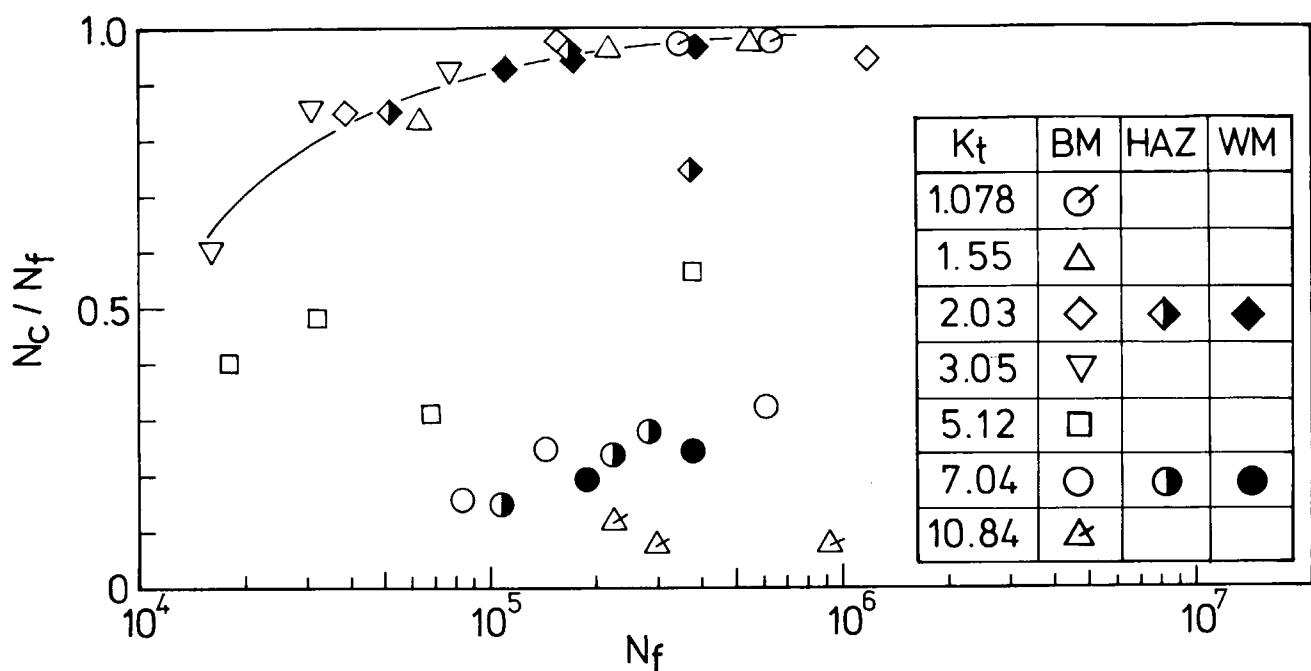


Fig. 7.14 N_c / N_f vs. N_f

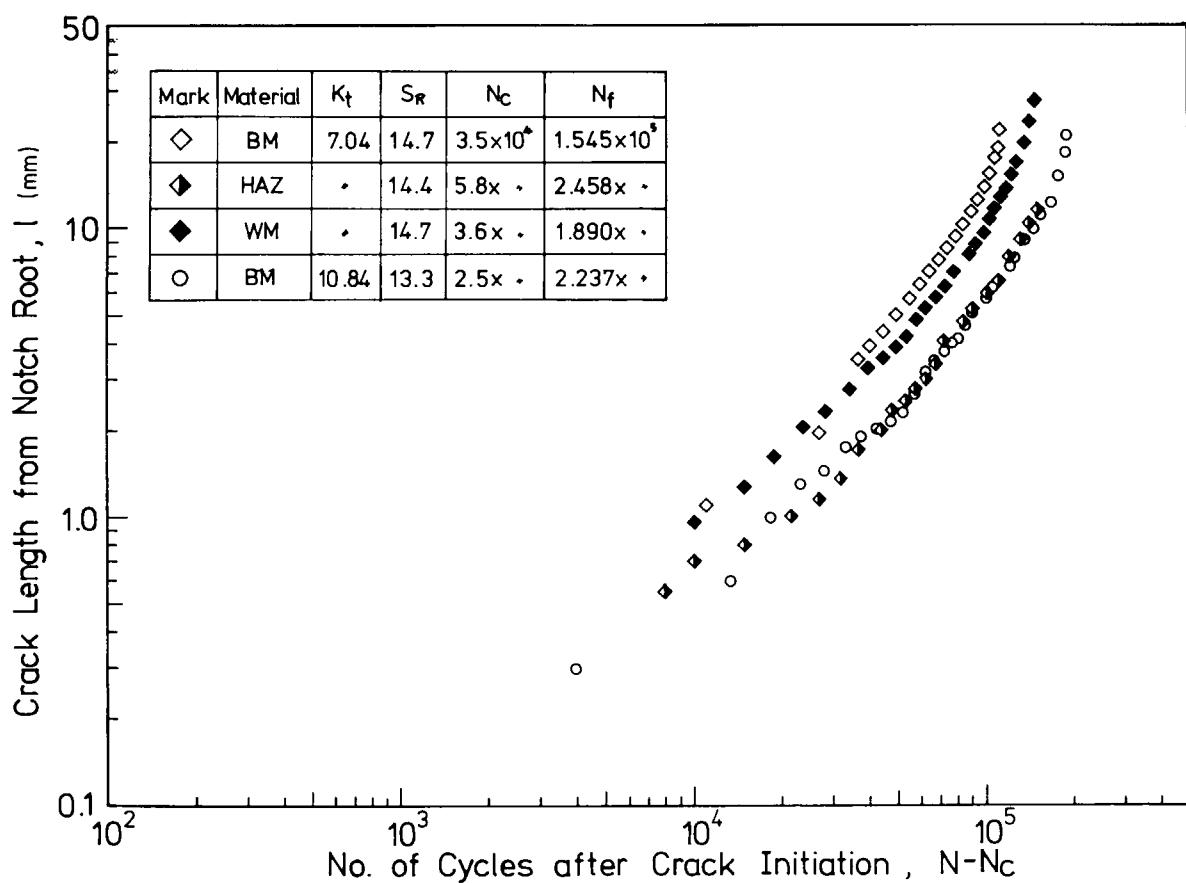


Fig. 7.15 l vs. $N - N_c$

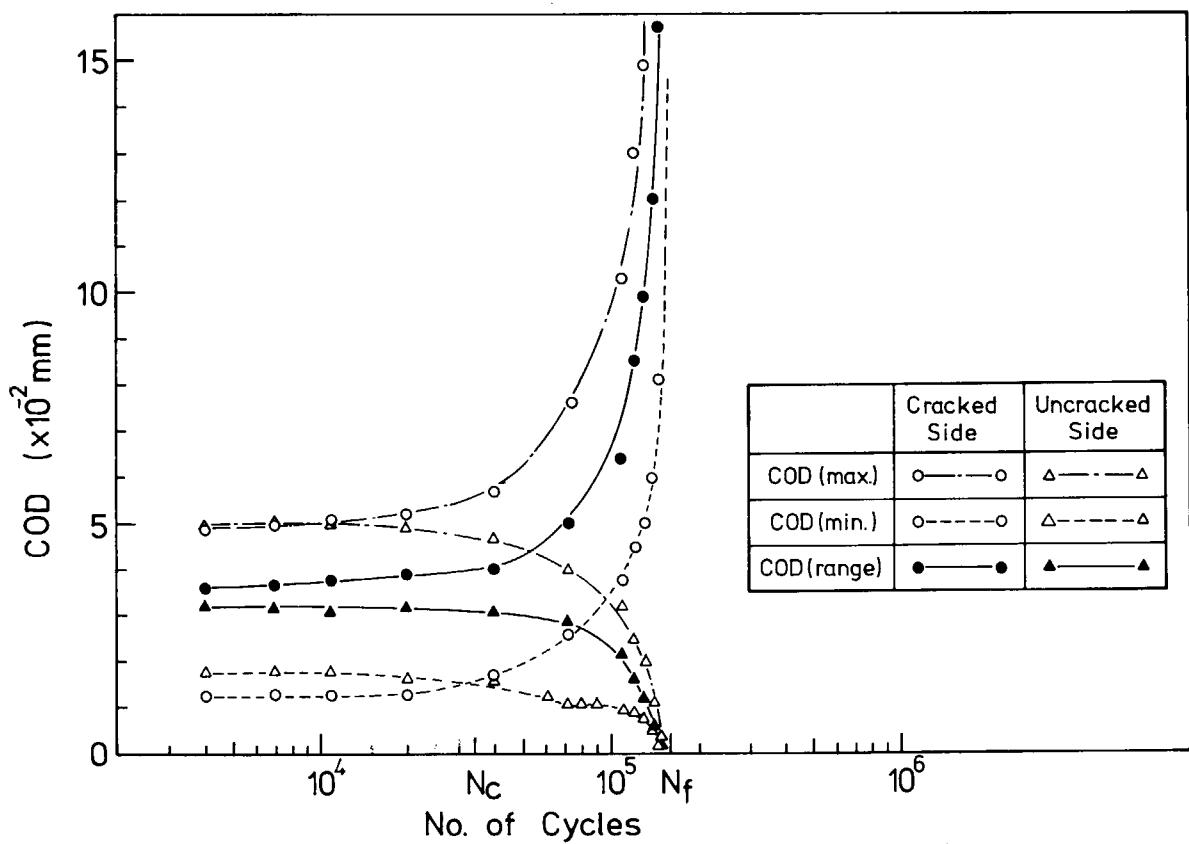


Fig. 7.16 COD vs. N (BM, $K_t = 7.04$, $S_R = 14.7$)