

日本船舶振興会 昭和45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. 126

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46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45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)
	井上鑑(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)
	中村春雄(住友重機械工業)	西牧異(日立造船)
	長谷川進(大阪大学)	堀岡正毅(日本钢管)
	町田進(東京大学)	南義夫(横浜国大)
	森口恍次(防衛庁)	八木順吉(大阪大学)
	矢田敏夫(石川島播磨重工業)	山口勇男(日本海事協会)
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(臼杵鉄工所)	鈴木晃(新日本製鐵)
	谷垣尚(新日本製鐵)	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)	

目 次

まえがき

1. 船体溶接部に発生した損傷と原因の検討	1
1.1 船体の内部構造部材に発生した損傷の概要	1
1.1.1 損傷の船の長さ方向の分布	1
1.1.2 貨物倉タンク 内部構造部材の 損傷の概要	1
1.2 船尾タンクの損傷(A)	1
1.3 機関室区画の損傷(B)	2
1.4 船尾貨物倉区画(C)の損傷	2
1.5 貨物倉区画(D)の亀裂	2
1.5.1 油槽船の場合	2
1.5.2 鉱石船の場合	3
1.5.3 ばら積み船の場合	3
1.6 船首貨物倉タンク(E)の亀裂	3
1.7 船首タンク(F)の亀裂	4
1.8 内部構造部材の亀裂と溶接欠陥	4
1.8.1 部材の亀裂発生箇所とすみ肉溶接熱影響部	4
1.8.2 突合せ溶接継手の溶接欠陥	4
1.8.3 すみ肉溶接の内部欠陥	4
1.8.4 重ね継手および取付金具などのすみ肉溶接	4
1.9 結　　言	5
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	16
2.1 目　　的	16
2.2 試　　験	16
2.3 試験結果および考察	17
2.4 結　　論	21
付録 模擬試験片のフラクトグラフィ	22
1. 肉眼観察	22
2. フラクトグラフィ	22
3. 考　　察	23
3. ピード形状の船体強度におよぼす影響	26
3.1 ピードの形状変化が疲労強度におよぼす影響－1	26
3.1.1 目　　的	26
3.1.2 試　　験	26
3.1.3 試験結果	27
3.1.4 考　　察	27
3.2 ピードの形状変化が疲労強度におよぼす影響－2	31
3.2.1 目　　的	31
3.2.2 試　　験	31

3.2.3 試験結果	32
3.2.4 考察	32
3.2.5 結論	32
3.3 溶接継手のビード影響	41
3.3.1 目的	41
3.3.2 試験	41
3.3.3 試験結果	41
3.3.4 考察	42
4. 斜交隅肉接手の疲労強度	57
4.1 斜交隅肉接手の疲労強度	57
4.1.1 目的	57
4.1.2 試験	57
4.1.3 試験結果	57
4.1.4 結論	59
4.2 斜交隅肉接手の平面曲げ疲労試験	80
4.2.1 目的	80
4.2.2 試験	80
4.2.3 試験結果	81
4.2.4 結論	83
5. 部材の工作精度が船体強度に及ぼす影響	102
5.1 すみ肉溶接継手の目違いとルートギャップ	102
5.1.1 目的	102
5.1.2 試験	102
5.1.3 試験結果	102
5.1.4 考察	104
5.2 スカラップを有する部材の疲労強度	109
5.2.1 目的	109
5.2.2 試験	109
5.2.3 試験結果	109
5.2.4 考察	118
6. 溶接条件が疲労強度に及ぼす影響に関する研究	119
6.1 目的	119
6.2 試験	119
6.3 試験結果	121
6.4 考察	122
付録 各試験片の溶接条件	131
7. 疲労亀裂の伝播開始条件に関する歪論的研究	135
7.1 目的	135
7.2 試験	135
7.3 試験結果と考察	136
7.4 結論	139

ま　え　が　き

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

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

本研究は3ヶ年にわたって実施する計画であり、昭和44年度では主として軟鋼について研究を実施し、昭和45年度においては主として50Kg/mm²級高張力鋼について研究を行ない、一応所期の目的を達した。本報告は主として昭和45年度において得られた研究成果について述べる。

なお研究項目は前年度と同様に、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、溶込み量、ピードの形状、板の目違い等の工作誤差等が疲労強度におよぼす影響、斜交隅内継手の疲労強度、溶接条件が疲労強度におよぼす影響、亀裂伝播に影響する寸法効果等である。

1 船体溶接部に発生した損傷と原因の検討

1.1 船体の内部構造部材に発生した損傷の概要

昭和39年以降に建造された油槽船、鉱石船およびばら積み船は船体の大型化とともに内部構造部材に損傷があることは知られている。そこで今回、昭和39年以降昭和43年頃までに建造された下記の船舶についてその内部構造部材に発生したかなり大きなき裂について調査を行なった。

油槽船(DW 70,000t～DW 240,000t)	47隻
鉱石船(DW 30,000t～DW 100,000t)	55隻
ばら積み船(DW 20,000t～DW 70,000t)	22隻

1.1.1 損傷の船の長さ方向の分布

船の種類と構造に応じ、船の長さを下記の5区画に分けた。

- A 船尾タンク（船尾隔壁より後部）
- B 機関室区域（船尾隔壁より前部、機関室前端隔壁より後部）
- C 船尾貨物倉区域（機関室区域に隣接する最初の貨物区画）
- D 貨物倉区域（C区画およびE区画を除くほぼ中央部の貨物区画）
- E 船首貨物倉区域（D区画より前部で船首隔壁より後部の貨物区画）
- F 船首タンク（船尾隔壁より前の部分）

各区画で強力甲板以下の部分に発生したき裂のうち、長さが300mm以上の内部構造部材に発生したき裂の分布状況を調査した。このき裂は船舶の坐礁、衝突など人为的な原因と考えられるものすべて除き、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は油槽船、図1.1.2は鉱石船、図1.1.3はばら積み船に発生したき裂の船の長さ方向のき裂の数の分布である。船の種類と構造によって発生頻度がかなり異なるが、種類別に発生したき裂数を調べてみると、表1.1.1のと

表 1.1.1

船の種類	き裂総数	調査隻数	1隻当たりのき裂数
油槽船	392	47	8.3
鉱石船	175	55	3.2
ばら積み船	78	22	3.5

おり、油槽船が他の船の2倍以上のき裂発生頻度をもっており、鉱石船、ばら積み船においても発生したき裂の大部分は各種水タンクに発生していることを考えると、タンク内の損傷が大型船の損傷の特徴と考えてよい。

1.1.2 貨物倉タンク内部構造部材の損傷の概要

損傷のもっとも多い貨物倉タンクの横強度部材の損傷の概要を船の種類別に図1.1.4ないし図1.1.6に示す。油槽船、鉱石船のトランスリングの支材の付近、スロットの周辺、トランスリングのコーナ付近にはき裂や坐屈などの損傷が多く、せん断による大きな力によってき裂が発生したものと考えられる。

1.2 船尾タンクの損傷(A)

船尾タンクの損傷はタンク内の構造方式が縦肋骨式か横肋骨式かによって損傷発生頻度がかなり異なるよう油槽船にき裂が多いのは縦肋骨構造方式において構桁と外板とのすみ内溶接部にき裂が発生することが多い。これは流動水による荷重と大馬力機関の振動による荷重が重畠されるためとも考えられるが、さらにこの部分が斜交すみ肉継手となるため、

充分なのど厚が得られないことも原因の一つと考えられる。

一方船尾隔壁の隔壁板にかなり長いき裂を生じている。(図1.2.3) このき裂は大部分は防撲材とのすみ内溶接の二番目に発生したものであるが、タンク内の静水荷重に船尾振動あるいは流動水による繰返荷重が加わったためと思われる。

船尾タンクに発生するき裂の累積頻度を図1.2.4に示すが、2~3年の間に急激に発見されるき裂の数が多い。

1.3 機関室区画の損傷(B)

機関室区画の損傷は比較的少ないが、き裂の生じるのは Settling Tank あるいは Gathering Tank, Distilled Water Tank など各種タンクの隔壁板に発生するもので、損傷の様相は船底隔壁に生じるものとよく似ている。この種のタンク内は流動水や振動によってすみ内溶接継手の熱影響部に長いき裂を生じている。

1.4 船尾貨物倉区画(C)の損傷

船尾貨物倉区画の損傷は油槽船と他の2種の船とは損傷の様相がかなり異なっている。すなわち油槽船の場合はC区画のき裂数が全貨物タンク(C, D, E)の総き裂数の39%を占めているが、鉱石船では9%、ばら積み船では7%にすぎない。

油槽船のC区画の損傷の主なものはポンプ室側の隔壁と水平横桁とのすみ内溶接部で、水平横桁のウェブに発生するものが多い。これは機関による振動と貨物油の荷重の影響が大きいためと思われる。水平横板の損傷例を図1.4.1に示す。

波型隔壁と水平横桁のウェブの隅部にはスカラップの有無にかかわらずき裂が発生しているようであり、一方平板隔壁の場合はその防撲材が横桁と貫通するためのスロットからき裂を発生している。この種のき裂は溶接の継手設計を少々考慮してみても駄目で、水平横桁のウェブの厚さを増す以外には良い方法はない。

しかし、水平横桁のウェブの溶接で若干改善する余地はある。すなわち、

- (1) 重ね溶接はやめる。
- (2) スカラップはやめる。
- (3) 横桁はタンク内をリング状にまわすか、あるいは、できるかぎり長く soft Toe にする。(図1.4.2参照)
- (4) 水平横桁に溶接するリブ類はその端部を面材など剛なものに固着させる。(図1.4.3参照)

次にC区画の損傷で目立っているのは縦通隔壁の損傷で、図1.4.4のように船の長さ方向に走るかなり長いき裂で1mから2mに達することがある。その原因是流動水による繰返し荷重と船の長さ方向の浮力差によるものと考えられる。き裂の発生はかなり上部付近の板厚のうすい個所に多い。き裂は隔壁とその防撲材とのすみ内溶接継手で、隔壁板側の熱影響部に生じるのが普通であるが、場合によっては、建造時に除去しわされた取付用治具やタンク内梯子の取付金具のすみ内熱影響部から発生することもある。(図1.4.5)

前記の点を考慮し、C区画の縦通隔壁のき裂や坐屈を防ぐには、設計上縦通隔壁の板厚を大きくすることが必要であり、一方隔壁板にはき裂の発生点となる小さな溶接固着部を極力皆無にすることが必要である。

鉱石船、ばら積み船のC区画の損傷は一般貨物倉D区画の損傷と大きな違いはないので、ここでは言及しない。

1.5 貨物倉区画(D)のき裂

1.5.1 油槽船の場合

油槽船のD区画のき裂は、船側タンクの横桁(トランスリング)の損傷が半数近くを占めており、そのき裂の様相は図1.1.4のとおりである。このき裂の半数近くは支材(ストラット)およびその付根の個所のき裂であり、重ね溶接の場合は継手形状の如何をとわずき裂を生じており、突合せ溶接の場合もウェブの厚さが薄いとき裂を生じている。このき裂は1m以上におよぶことも珍らしくない。支材のき裂を少なくするには次のことが考えられる。

- (1) トランスと支材の付根の個所は重ね溶接はやめて突合せ溶接とする。

- (2) トランスと支材の付根の個所のウエブの板厚を増す。
- (3) トランスあるいは支材のウエブに溶接する部材はその端部を面材など強固な部材までねばす。
- (4) Horizontal Girder 式のストラットとする。

次にスロット間のき裂であるが、これは溶接とは無関係な個所から発生する場合が多く、トランス材とロンヂ材とを肘板固着（重ね溶接はさける。）とし、スロットはカラーでふさぎ、トランス材のウエブの板厚を増すことでき裂の発生頻度を大巾に減じることは可能である。（図 1.5.1）

水平横桁における損傷の様相とその対策は、1.4 で述べたものと同じである。中央タンクにおける船底横桁、および中心線桁板の損傷の大部分は肘板端部のき裂（図 1.5.2）のとおりであり、Soft toe の部分を長くするか、リングにまわすことが良い。

1.5.2 鉱石船の場合

鉱石船の D 区画のき裂は船側タンクのトランスリングの損傷が $\frac{2}{3}$ を占め、その大部分は支材（ストラット）の付根付近の損傷である。鉱石船の場合ストラットは一本のことが多い、油槽船の場合よりき裂発生の可能性が高いようである。このき裂を少なくするための注意事項は、1.5.1 油槽船の場合と同様である。トランスリングのスロット周辺のき裂は油槽船の場合より少ないが、同様な様相をもっている。トランスリングの面材の突合せ継手にき裂を生じているのは溶接の内部欠陥によるものである。（後述）

水密隔壁板のき裂は防撓材とすみ内溶接部の熱影響部のき裂が主なもので、流動水による繰返し荷重、腐食すい耗に中央貨物倉とのせん断力が寄与しているものと考えられ、隔壁板の増厚が必要と考えられる。

止水隔壁板のき裂は図 1.5.3 のとおりすみ内の熱影響部に生じたものであり、重ね溶接の廃止と隔壁板の増厚が必要と考えられる。

1.5.3 ばら積み船の場合

ばら積み船の場合も、甲板のショルダータンク内のき裂が D 区画内のき裂数の 75 % を占めている。ショルダータンク内のき裂でもっと多いのは、隔壁板とショルダータンクの底板とのすみ内溶接部の熱影響部に生じるもので、1 m ないし 3 m に達するものがあり注意を要する。原因是、タンク内の流動水による繰返し荷重、腐食による衰耗、船体の捩りによるせん断力などが考えられる。対策としては隔壁板の増厚や防食、取付精度の向上に期待するほかはない。（図 1.5.4）

水平桁とはショルダータンクの最下部と外板、隔壁板の固着個所で、タンカーや鉱石船の水平桁におけるものと同様な損傷である。

縦通材とは主として甲板のスラグロンヂの突合せ継手の溶接内部欠陥から発生し、突合せ継手を破断に至らしめたものである。（後述）

船側肋骨ではその下端の肘板固着部の重ね継手にき裂を生じ、肋骨を数本ほとんど全ウエブを切断するようなき裂を生じたり、上下端で坐屈したりする損傷がある。この場合は肋骨の重ね継手も原因の一つかも知れないが、肋骨の強度を若干大きくすることも必要かも知れない。

二重底頂板に生じたき裂は、横隔壁ホッパ下端が二重底内の肋板の位置より 10 数mm の目違いがあつたためき裂が発生し、伝はしたものと思われる。

1.6 船首貨物倉タンク (E) のき裂

船首部における貨物倉タンクは航行時波浪の衝撃をうけるためき裂の発生が多いのではないかと考えられたが、油槽船は全貨物タンクのき裂数の 11 %、鉱石船では 15 %、ばら積み船では 11 % であり、特に目立って多いわけではなく、発生する部材にも目新らしいものはない。しかし鉱石船の場合はこの区画の損傷が他の種類が多く、しかもその約 75 % がトランスリングストラットの損傷であることは注目に値しよう。

1.7 船首タンク（F）のき裂

船首タンクの損傷は各船の種類においても、もっとも少ない個所である。この部分は波浪の衝撃をもっとも強くうける個所であり、損傷も多いがその大部分が凹損、坐屈の損傷でき裂は少なく、荒天時にはバラストとして注水するため波浪による衝撃がやわらげられ損傷に至らないのかも知らない。

しかし、タンクを満水にしないで $\frac{1}{2}$ あるいは $\frac{1}{3}$ 程度しか水を張らない場合は水の流動によって水平衡と船首隔壁との固着の肘板がすみ肉溶接の熱影響部から破断する事故があり、注意を要する。（図 1.7.1）

1.8 内部構造部材のき裂と溶接欠陥

1.8.1 部材のキ裂発生箇所とすみ肉溶接熱影響部

3種の大型船 84隻に発生した 300 個以上のき裂のうち、そのき裂発生点をしらべてみると図 1.8.1 のとおりその大部分がすみ肉溶接の二番に発生したものである。

熱影響部自体は欠陥ではないが、すみ肉溶接の止端部は形状的に若干の応力集中があり、さらに部材の固着によって剛性の急激な変化は避け難いと考えられる。したがって、部材がすい耗などによって寸法的に強度が不足したところに大きな力が加わると結果としてもっとも弱点でありすみ肉溶接の熱影響部である止端にき裂を生じることになろう。この場合発生したき裂は板巾方向へ進展するのではなく、板厚方向へ進展することが多いため、長いき裂が一時に発生するものと考えられる。

すみ肉溶接自体から発生したき裂（すみ肉のどの部分から発生したもの）は溶接の内部欠陥や脚長寸法不足に原因があると考えられるが、このような例は非常に少ない。

1.8.2 突合せ溶接継手の溶接欠陥

内部材の突合せ溶接継手で破断した例は 19 件ある。全体のき裂数からくらべると非常にわずかであるが、き裂発生の原因是突合せ溶接継手内の溶込不足、裏掘り不足、融合不良が原因であり、なかには溶着金属の中から溶接棒が発見された例がある。その内訳は甲板あるいは船底縦通材が 17 件、トランスリングの面材が 2 件である。

しかし、き裂発生箇所と類似の箇所を X 線検査した結果、同様の欠陥を含む継手が数多く発見された。一方付近の外板および強力甲板には目立った欠陥がない点から、X 線検査が通常要求されない内部構造部材の突合せ継手、特にロンヂ材やトランスリングの面材のように大きな応力を発生する箇所には溶接の管理、その後の内部検査に特に留意をすることが必要と考えられる。

1.8.3 すみ肉溶接の内部欠陥

すみ肉溶接のどの部分からき裂が発生した例は非常に少ない。しかしすみ肉溶接のビードの破断は図 1.8.2 のとおり、どの部分から破断するのではなく、かなり大きな角度で破断するため、熱影響部からき裂を発生したと考えられているもののうち実際はビードで破断したものもありあろうと考えられる。特に傾斜のあるすみ肉継手の場合は見分け難い場合が多い。

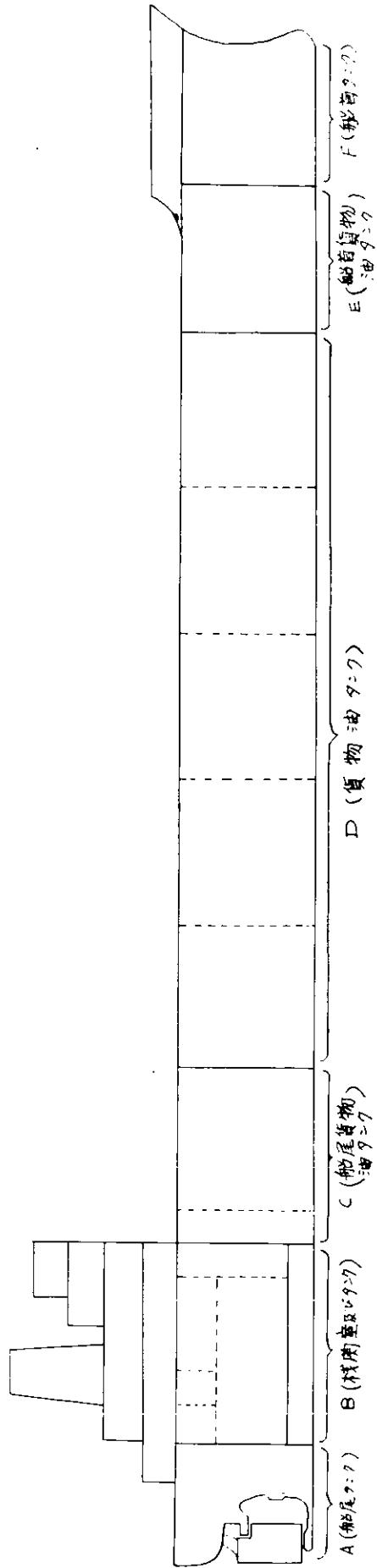
1.8.4 重ね継手および取付金具などの隅肉溶接

重ね継手はどのように工夫をしても重ね部分のすみ肉溶接の止端に全長にわたり長いき裂を生じている。重ね継手は余程寸法に余裕をもたせない限りはおそらく単かれき裂を生じるものであり、船体の重要な内部構造部材には適用すべきではないように考えられる。

また流動水による大きな繰返し荷重や、振動による高い繰返し回数の力を受ける隔壁板には足場の取付金具などを取り付けたまま放置するとき裂発生時期をはやめ、発生の端緒となるから注意を要する。

1.9 結 言

船体の内部構造部材の大きなき裂の発生状況を調査したが、大部分のき裂はすみ肉溶接のすみ肉止端に端を発し、すみ肉溶接の熱影響部に沿っているものが多い。しかし、その原因は溶接継手自体あるのではなく、予期しない大きさの繰返し荷重や振動による高応力低サイクル、低応力高サイクルの疲労と腐食によるすい耗がその主因と考えられる。しかし、一部にはすみ肉継手の目違いや突合せ継手の内部欠陥にもとづくき裂発生の例もあり、工作精度、ロンチ材の継手に対するX線検査の実施が必要と考えられる。



A (船底タンク) B (舷側室及ビック) C (船尾貨物)
 D (貨物油タンク) E (船首貨物) F (船首タンク)

E (船首貨物)
 F (船首タンク)

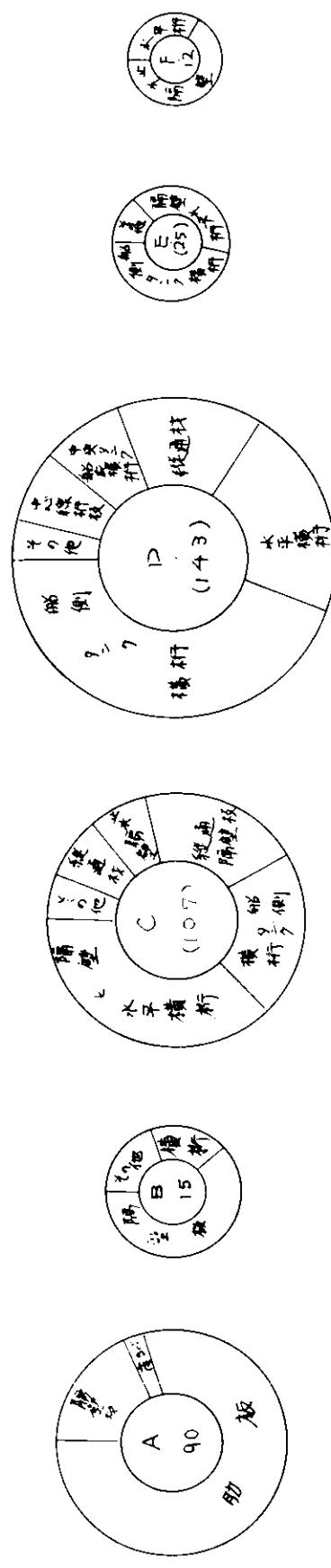
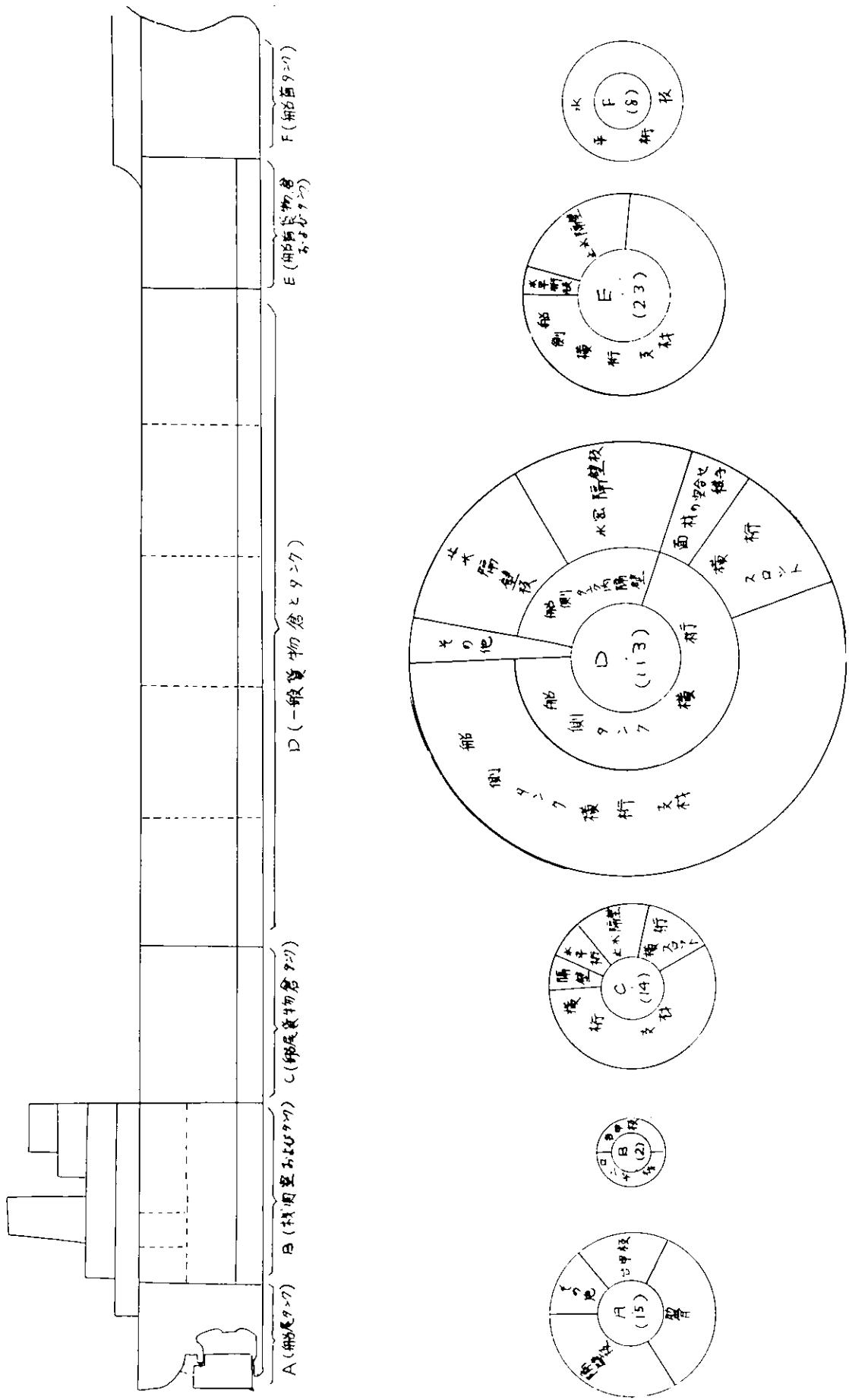


図 1.1.1. 油槽船の内部構造部材のき裂の分布
 (き裂長さ 300 mm 以上、図中の数字はき裂の数)
 き裂総数 392



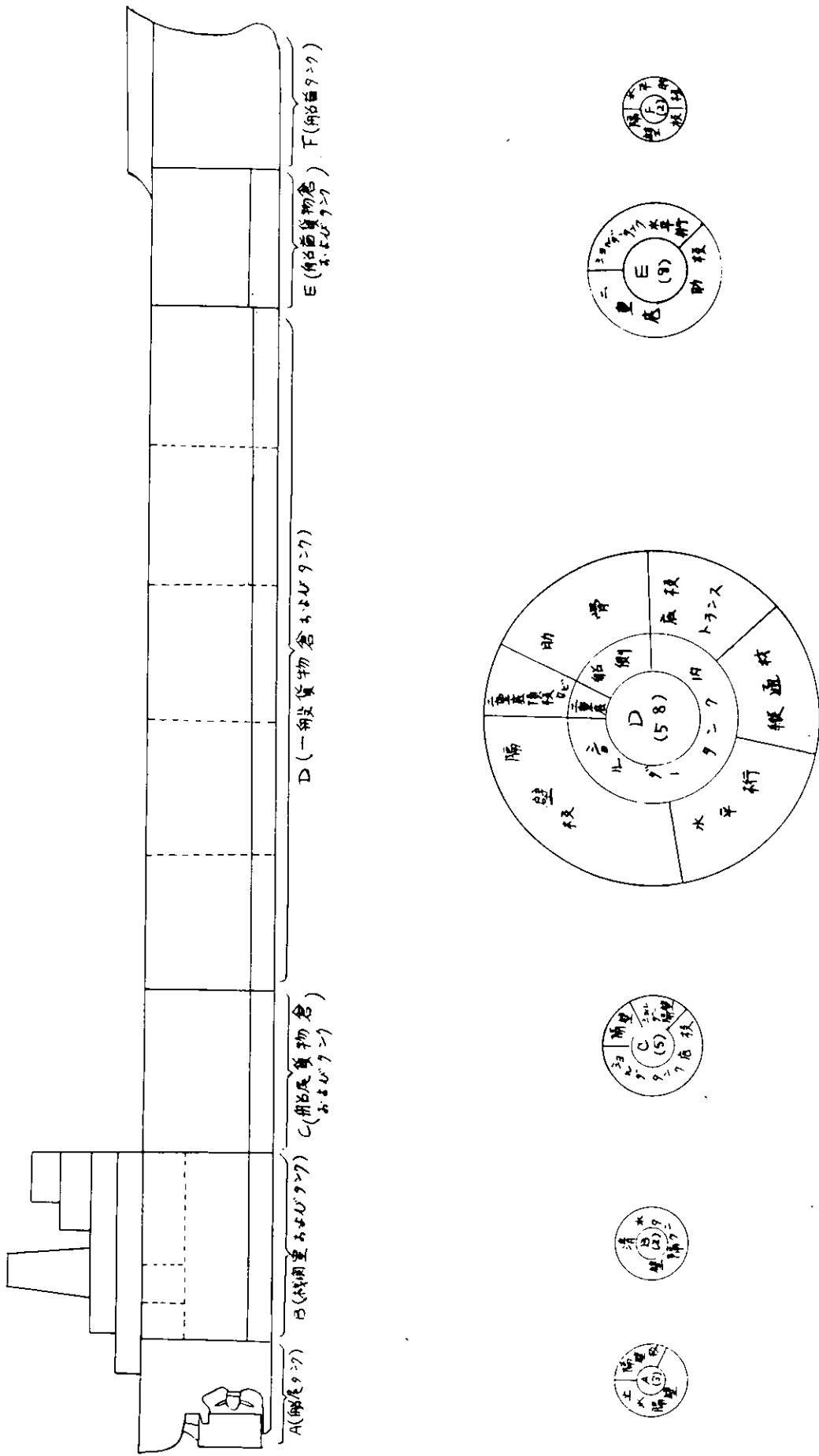


図 1.1.3 ばら積み船の内部構造部材のき裂の分布
(き裂の長さ 300 mm 以上。図中の数字はき裂の数)
き裂総数 78

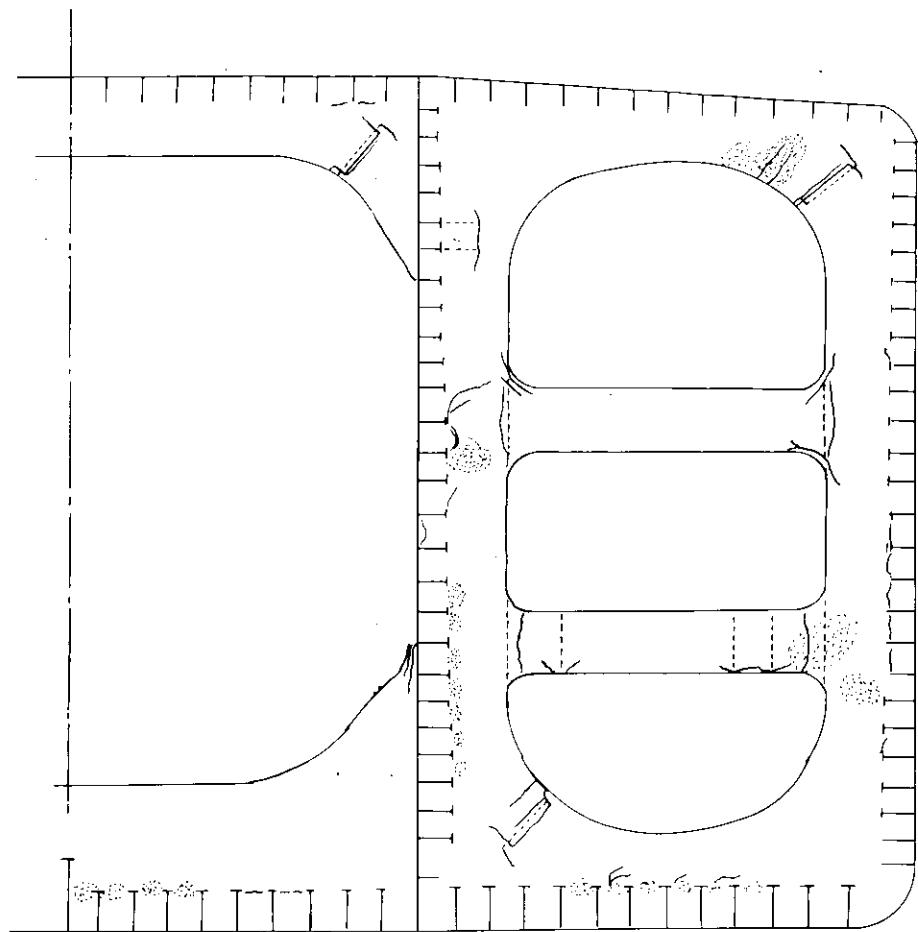


図 1.1.4 油槽船の横強度部材に発生したき裂(300mm以上)

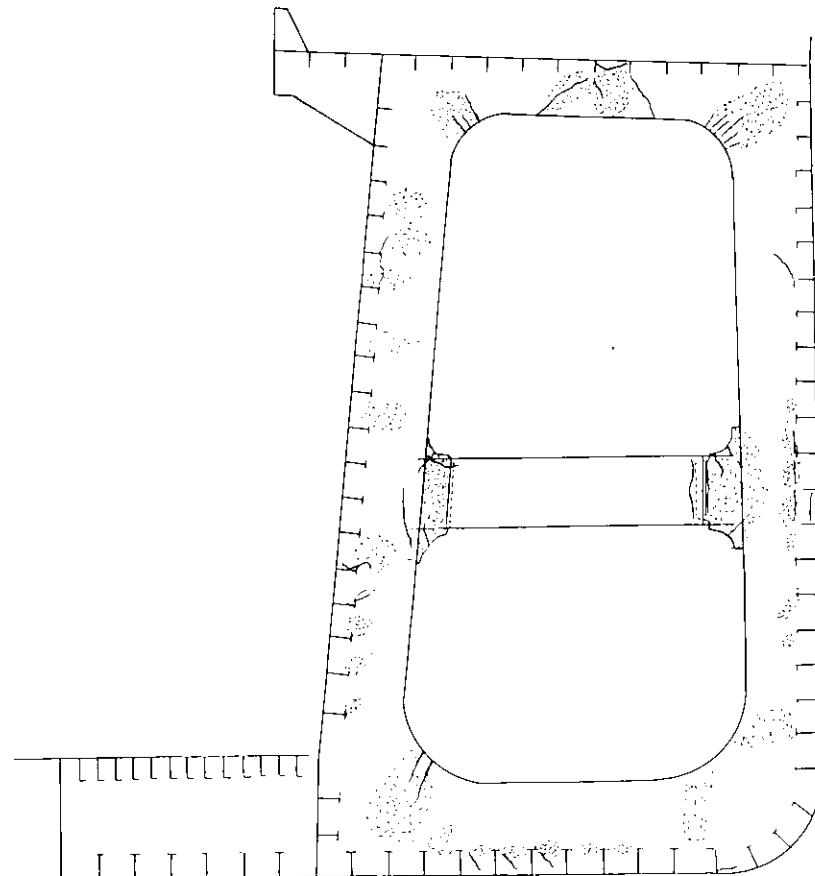


図 1.1.5 矿石船のトランス部材に発生したき裂(300mm以上)

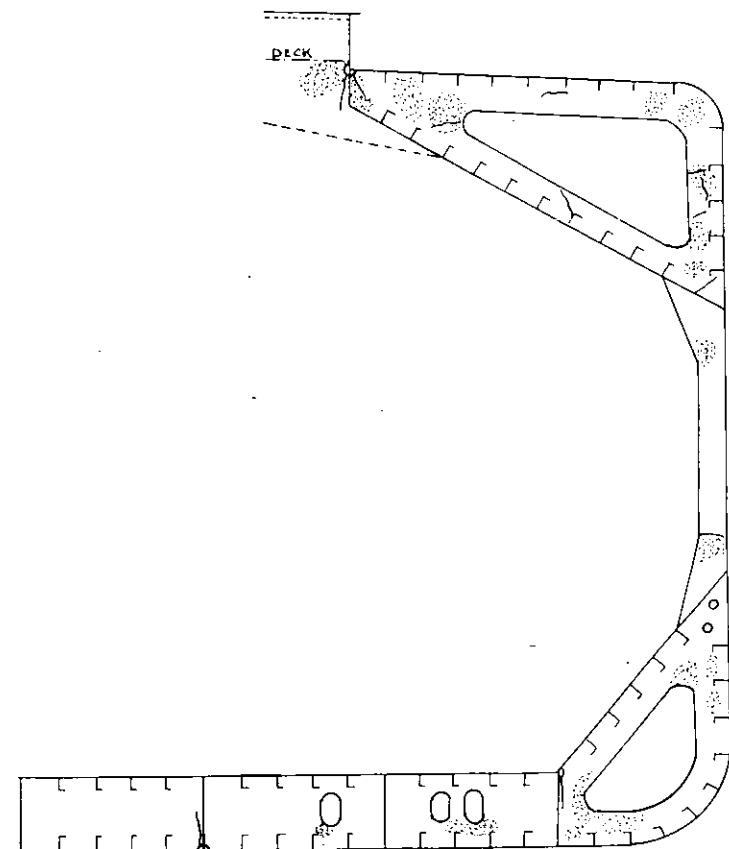


図 1.1.6 ばら積み船の横強度部材に発生したき裂(300mm以上)

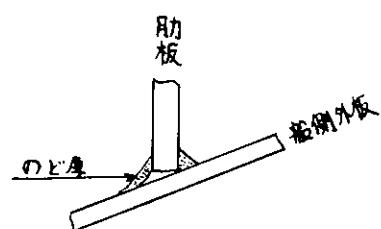
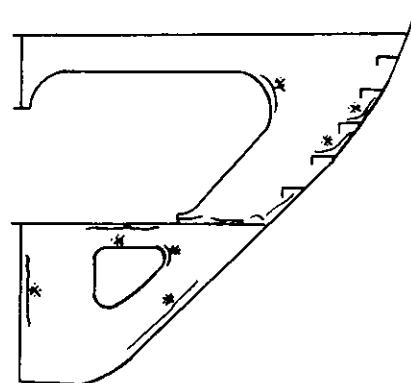


図 1.2.2 斜交すみ肉

図 1.2.1 船尾タンク横部材のき裂
(※印)

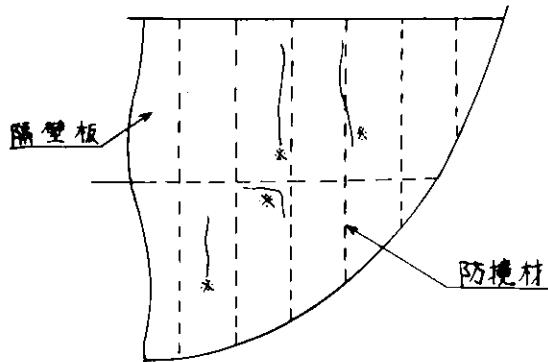


図 1.2.3 船尾隔壁板のき裂
(※印はき裂)

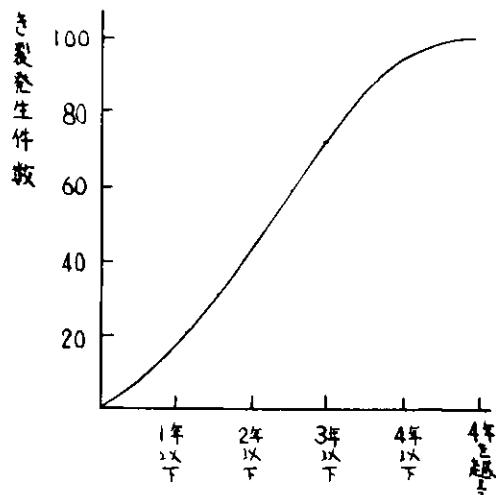


図 1.2.4 船尾タンクき裂発生
累積件数

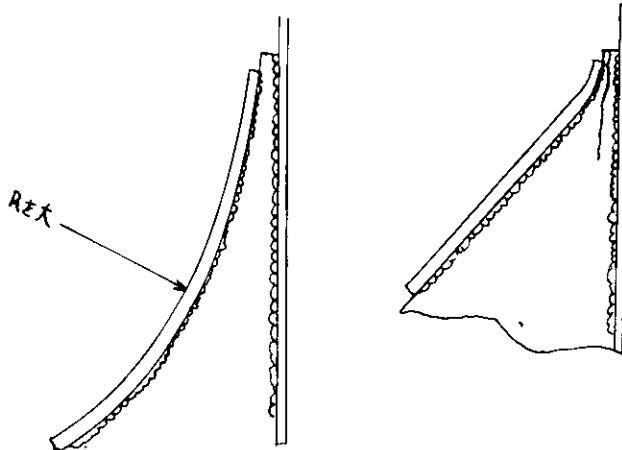


図 1.4.2 横桁の端部の Soft Toe

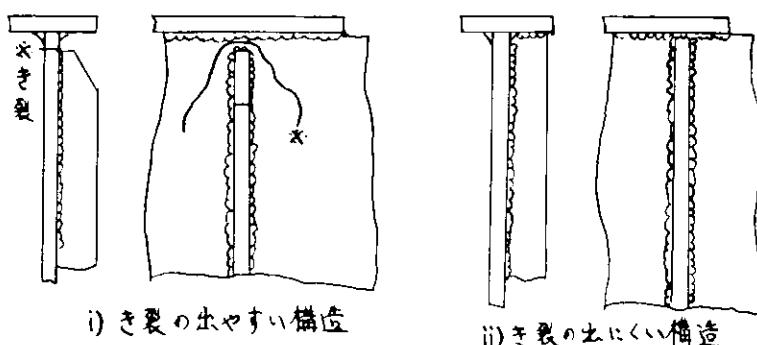


図 1.4.3 リブのつけ方

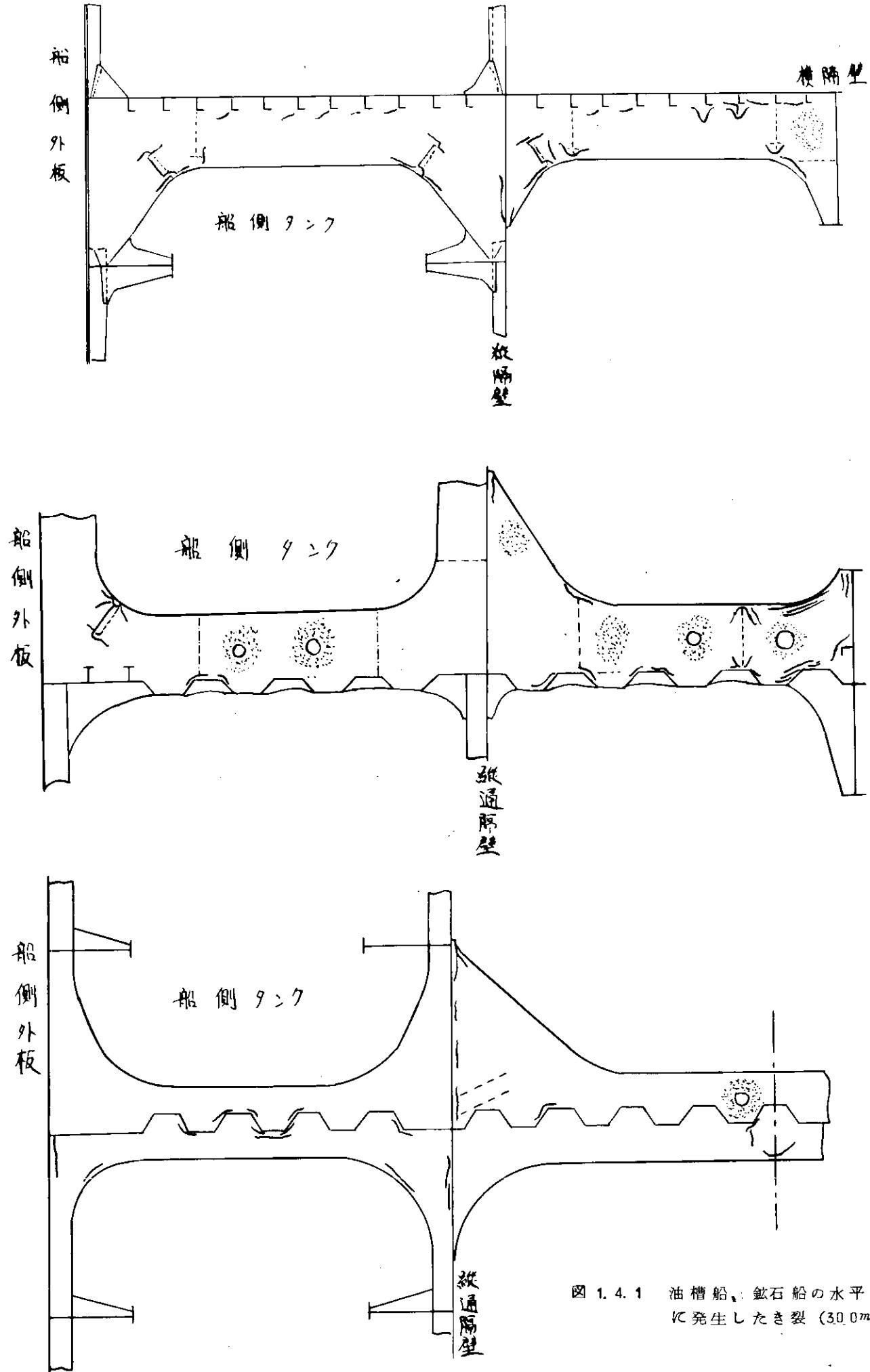


図 1.4.1 油槽船、鉱石船の水平横桁
に発生したき裂 (30.0mm以上)

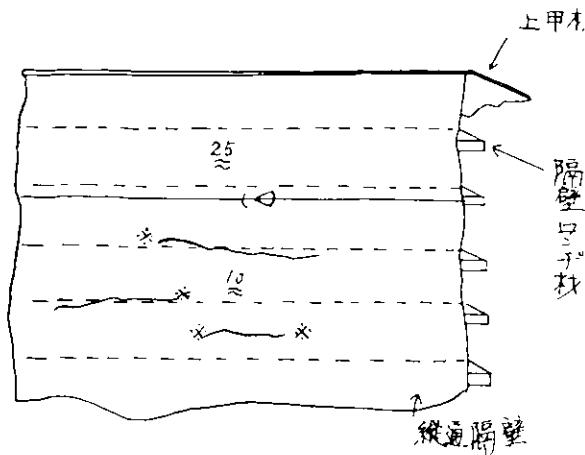


図 1.4.4 縦通隔壁板のき裂

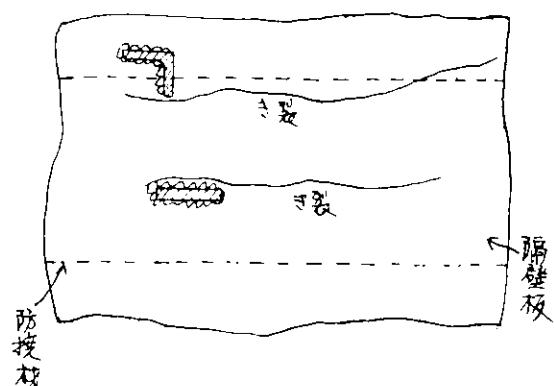
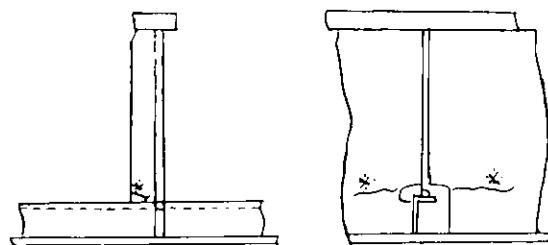
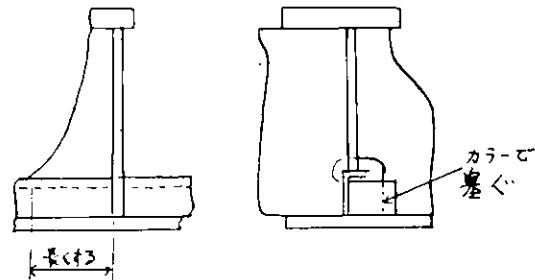


図 1.4.5 建造時のピースの止端から
発生したき裂



I) き裂を発生しやすい構造



II) き裂を発生し難い構造

図 1.5.1 スロット間き裂と防止法

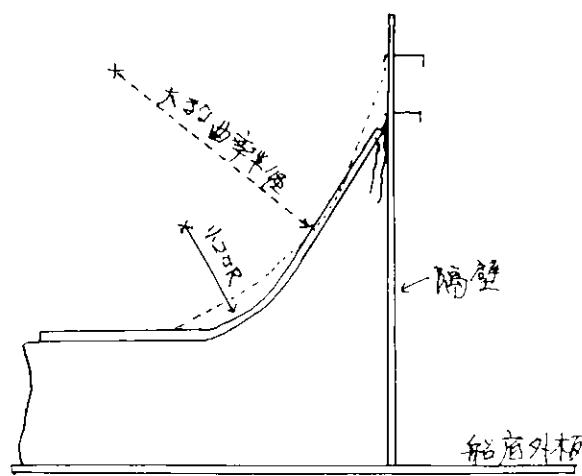


図 1.5.2 船底横筋端部のき裂と防止方法

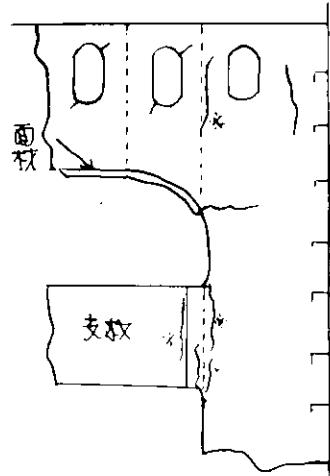


図 1.5.3 止水隔壁のき裂

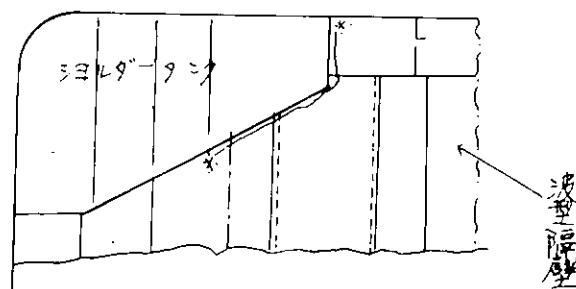


図 1.5.4 シ・ルダータンク基部の
隔壁板のき裂

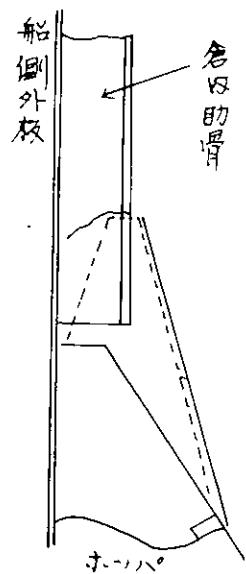


図 1.5.5 ばら積み船の倉内
肋骨の下端のき裂

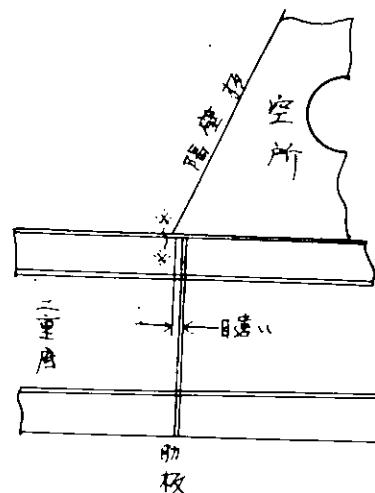


図 1.5.6 二重底頂板のき裂
(ばら積み船)

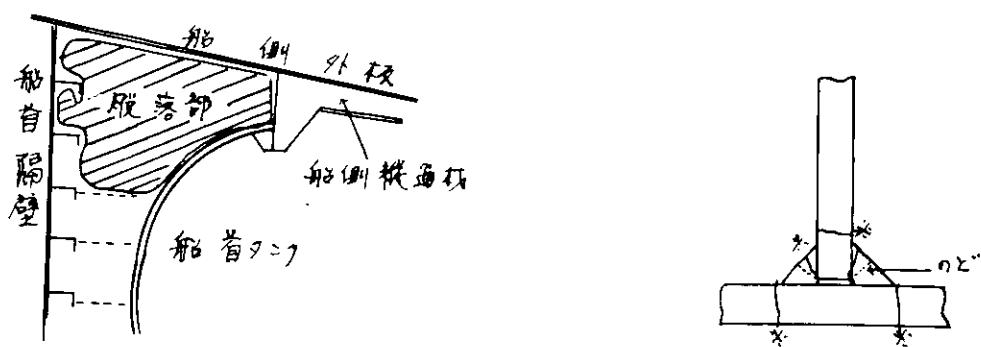


図 1.7.1 船首タンクの水平行桁板の損傷

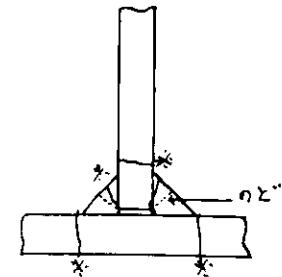


図 1.8.2 すみ肉継手のき裂

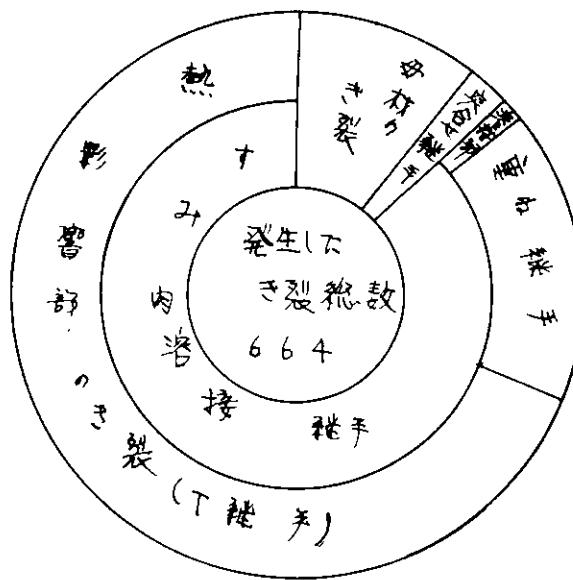


図 1.8.1 き裂発生位置と溶接との関連

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 root gap を生じる場合が多く、それを強度上どのように処理するかが課題とされている。

そこで前年度は下向溶接による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、本年度はすみ肉形状が凸状になる立向上進溶接継手の場合について検討を行なう。

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ある。繰返し速度は 550 c/m を用いた。

(2) 試験片

供試材は S M 4 1 B (板厚 12 mm) で、その機械的性質および化学成分は

$$\sigma_B = 45.5 \text{ Kg/mm}^2, \quad \sigma_Y = 28.5 \text{ Kg/mm}^2$$

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

である。

図 2.1 に試験片の形状を示す。この溶接部の root gap 量と脚長の関係を表 2.1 に示す。特に root gap 5 mm の場合は表 2.1 の付図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 が零になるようにしている。これらの試験片の溶接条件を表 2.2 に示す。

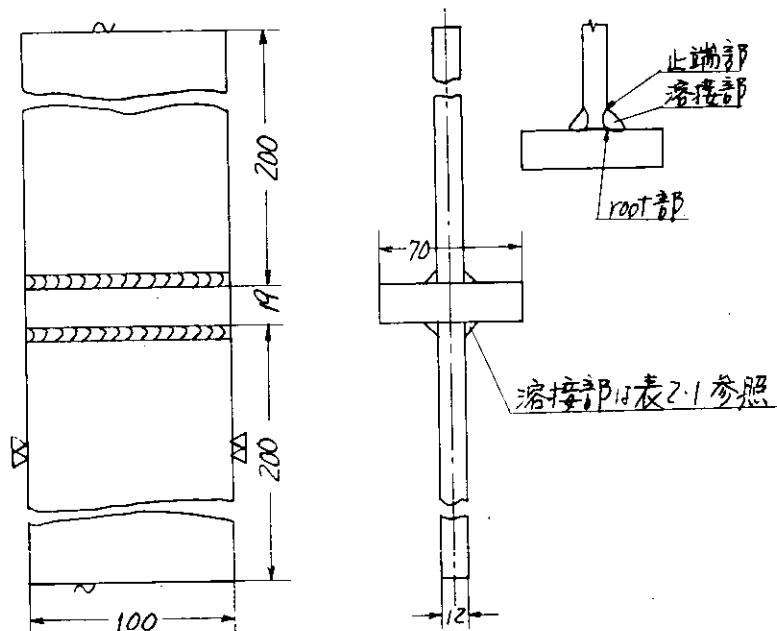
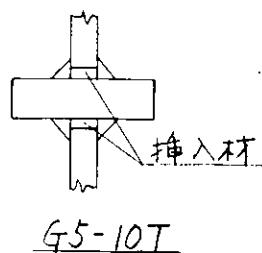


図 2.1 試験片の形状

表 2.1 root gap と脚長

試片記号	root gap (mm)	脚長 (mm)
G 0 - 7 T	0	7
G 1 - 7 T	1	7
G 3 - 10 T	3	10
G 5 - 10 T	5 (挿入材)	10



(3) 試験方法

試験は上記の試験機を用い、すべての試験片系列に対して片振り引張荷重を 550 N/mm の繰返し速度で加えて行なった。

2.3 試験結果および考察

(1) 破壊の様相

最終の破面を見ると破壊の様相は次のように2種に分けうるようである。

- (a) 下向溶接の場合と同じように、溶接のrootからき裂を生じ水平に対して約 20° の角度で疲労き裂が進展した後、約 45° の角度で静的破断を生じるもの。
- (b) 破断した片方のすみ肉溶接部は上記の(a)にはほぼ同じであるが、他方の溶接部はすみ肉止端より荷重に直角方向に若干き裂を発生しその後ほぼ bond 部に沿って荷重方向に平行にき裂を生じて破断に至るもの。

この(b)型の破壊様式は下向溶接の場合は見られなかつたものであり、立向上進溶接による溶接止端の粗悪な形状に起因しているものと思われる。

この破壊様式の相違と負荷応力との関係は明らかでない。

特に(b)型の破壊については溶接部を模擬した試験片(本研究計画の予定にないが)でも見られたのでそのフラクトグラフィを付録に示す。

(2) S-N線図

図 2.2 ~ 2.5 に各試験系列ごとの S-N 線図を示す。図中、縦軸はのど厚の実測値で最大荷重を除した応力を用いている。また一点鎖線は、下向溶接による試験片についての平均線である。G 5 - 10 T の場合を示す図 2.5 を除いた結果では、 10^5 以上の繰返し数では下向と立向上進溶接での差は認められない。すなわち、破壊の様相が上述の(b)型であっても、root 部からき裂を発生したことによって寿命が決まってしまったと考えられる。また、溶接止端部のき裂も若干伝播しており、本試験片のような形状(板厚、立向上進による溶接形状等)では止端部から破断する条件にかなり近くなっていることが示唆される。したがってこれ以上止端形状が粗悪になると止端部からの破壊が優先し、S-N 線図を低下させることになると考えられる。G 5 - 10 T は他の場合と異なり、 3×10^5 回以下の繰返し数で S-N 線図が曲線になる傾向を示すが、この理由は明らかでない。

(3) ルートギャップと時間強度

図 2.6 にルートギャップと時間強度の関係を示す。図中の縦軸は他の図と同様ののど厚の実測値に対する応力である。これによると寿命の短い領域では、ルートギャップ量に相当する脚長増加をすれば殆んど耐荷能力は同じになり、(G 5 - 10 T を除く)長寿命域ではルートギャップがあるための脚長増加によって、耐荷能力は、若干ルートギャップのない場合より増加する。

これらの結果は下向溶接の場合と同じである。

表 2.2 溶接条件

試験記号	裏層法	棒の種類	棒 径	バ ス	溶接条件		
					電流	電圧	速度
G0-7T		D4301	4 ^{mm}	1	(A)	(V)	(cm/min.)
					140	25 ~ 27	8.0 ~ 8.5
G1-7T		"	"	1	"	"	"
G3-10T		"	"	1	150	25 ~ 28	110 ~ 120
				2	"	"	100 ~ 110
G5-10T		"	"	1	"	"	110 ~ 120
				2	"	"	100 ~ 110

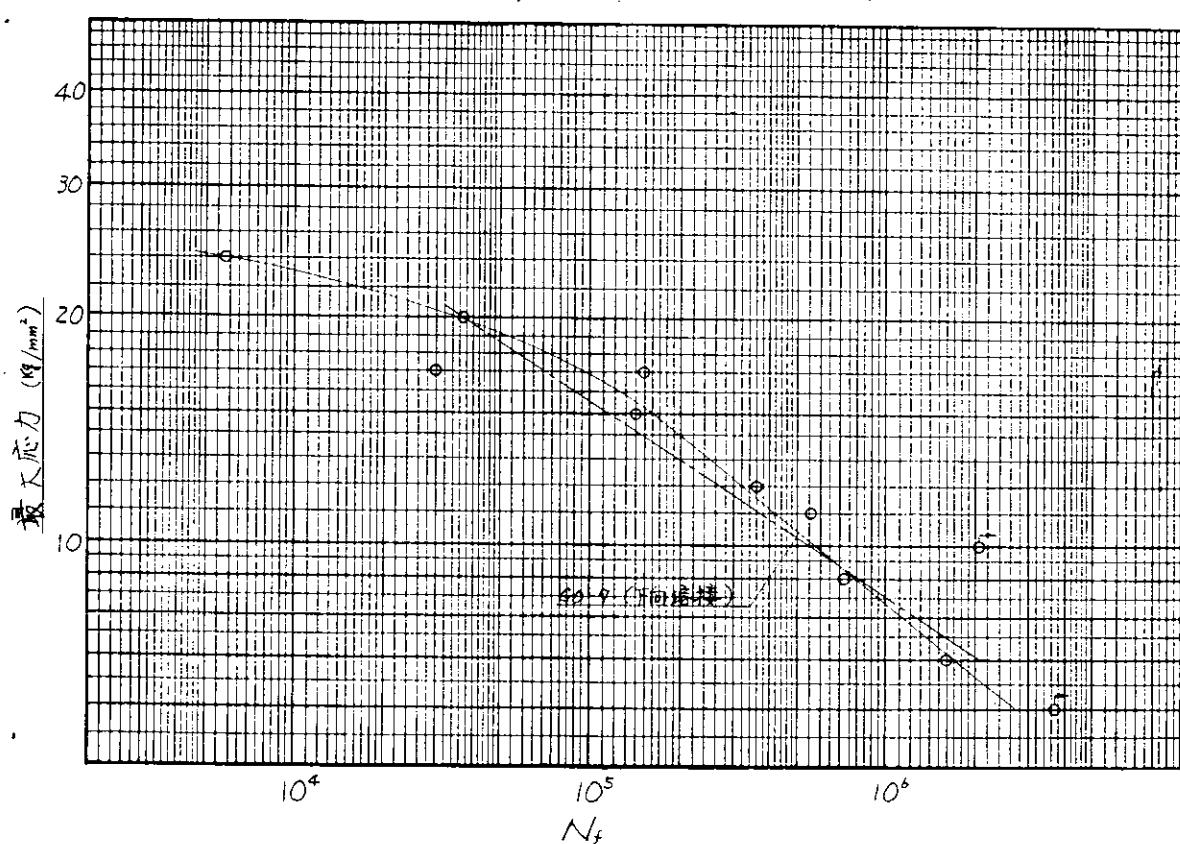


図 2.2 十字型隅内溶接継手（立向）S-N 線図 (G0-7)

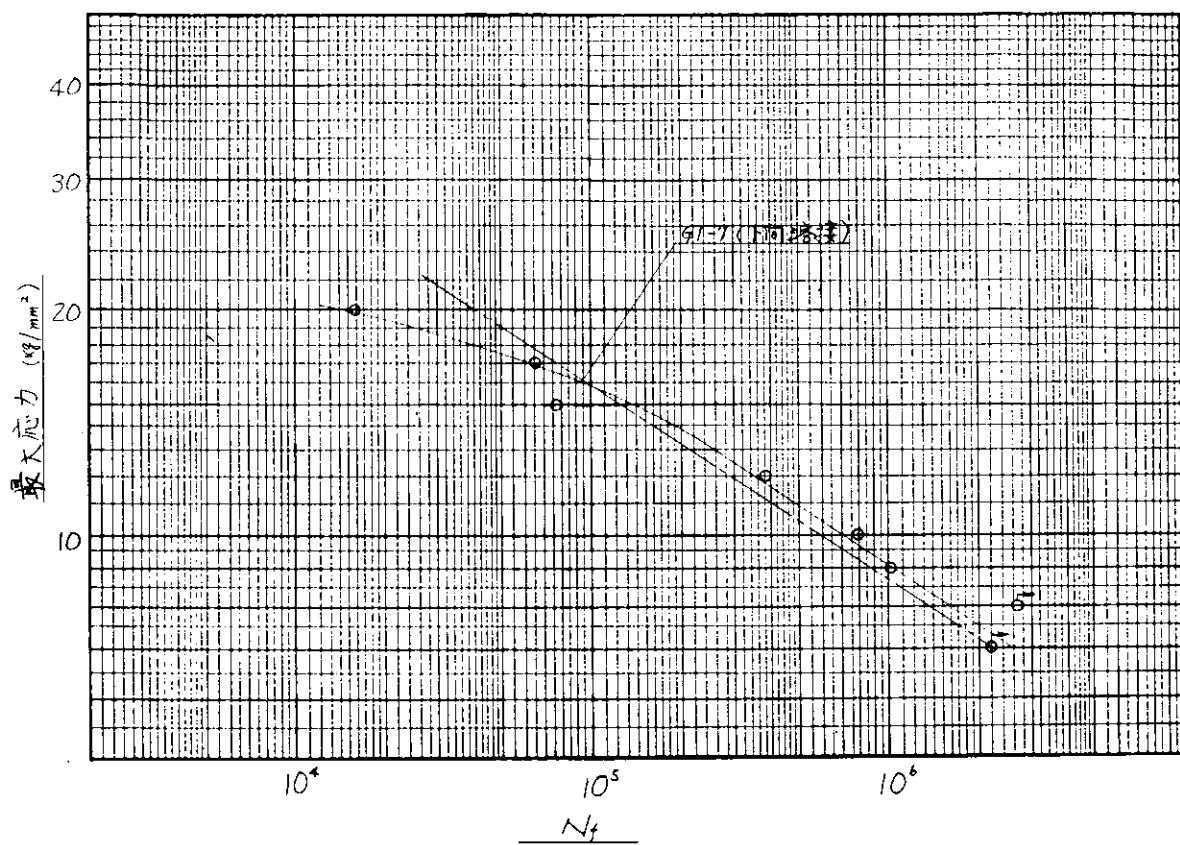


図 2.3 十字型隅肉溶接継手（立向）S-N線図 (G 1—7 T)

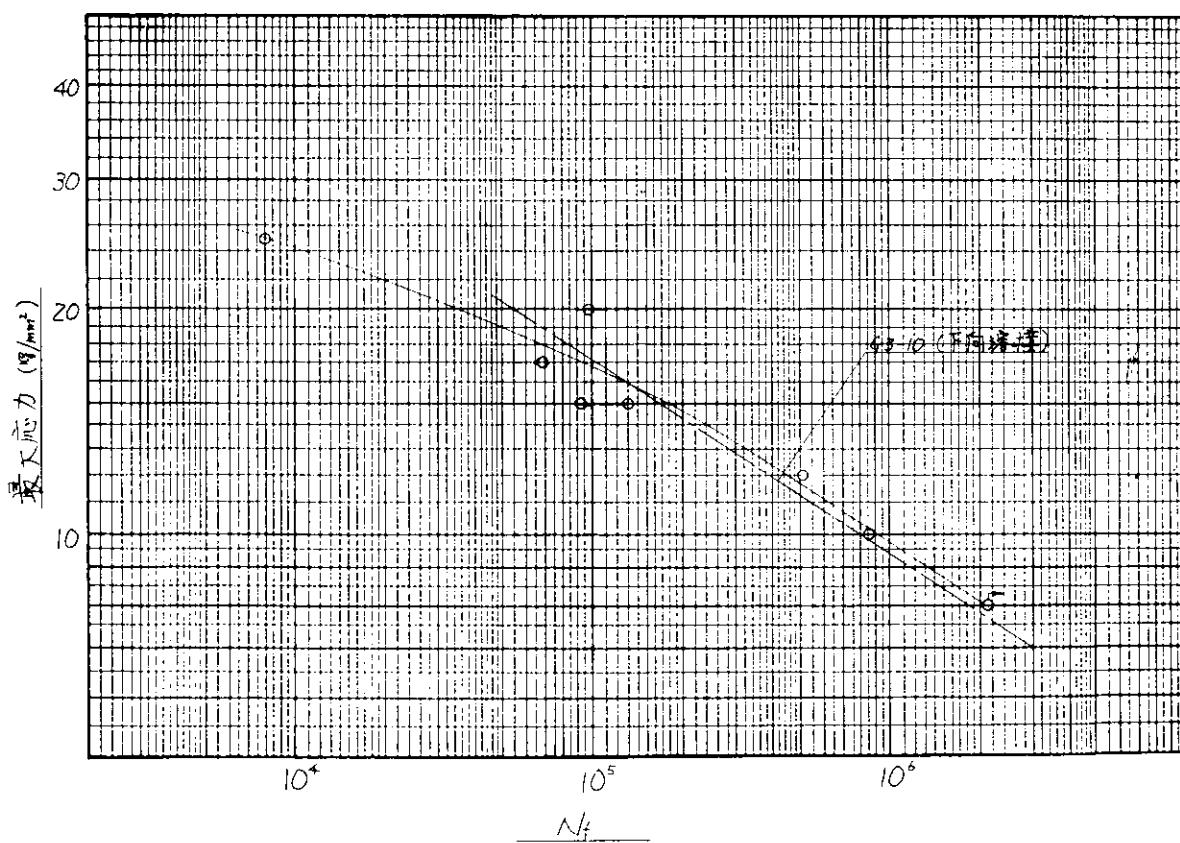


図 2.4 十字型隅肉溶接継手（立向）S-N線図 (G 3—10 T)

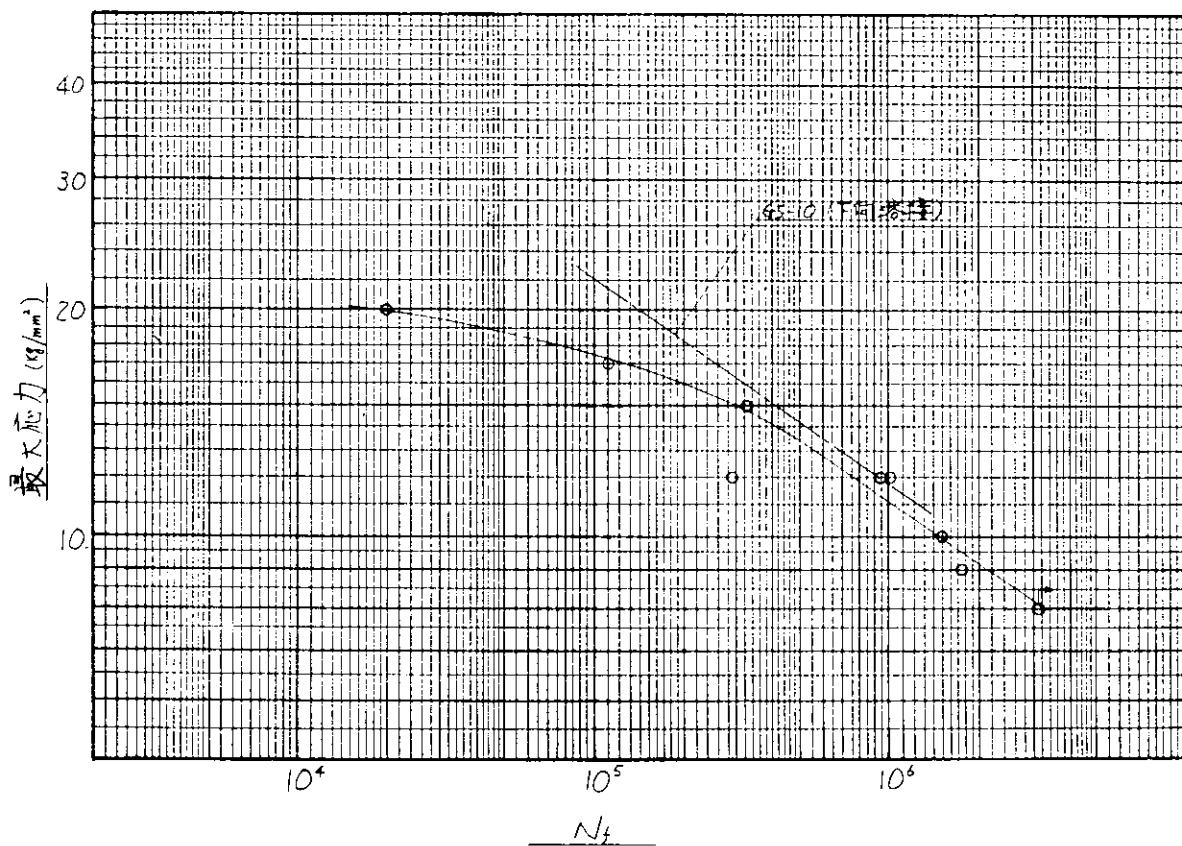


図 2.5 十字型隅肉溶接継手(立向) S-N線図(G5-10T)

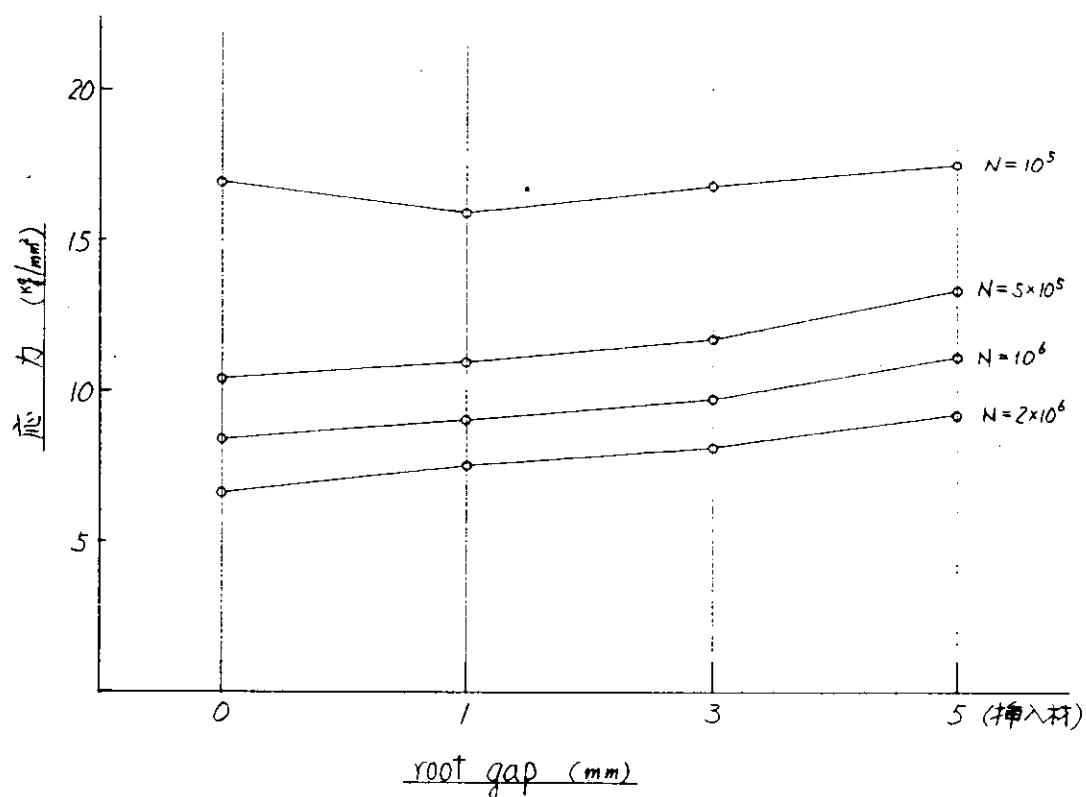


図 2.6 root gap と時間強度の関係

2.4 結論

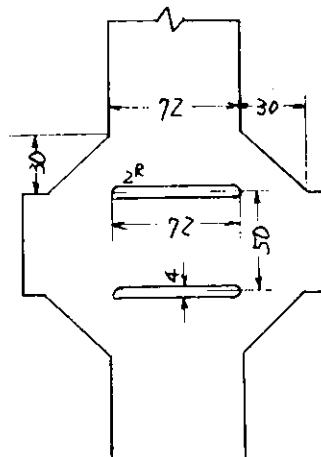
上述した試験により、次のことが判った。

- (a) すみ肉形状の最も悪くなる立向上進溶接でも、本形状の継手(板厚1.2mm、脚長7mm)ではルート部からの破壊を生じた。したがってその疲労強度は下向溶接の場合と同じであって同様な解析が可能である。
- (b) 止端部の形状が更に粗悪になりうるならば、本試験の一部でも止端部からき裂を発生しているため、止端部からの破壊によってS-N線図は異なることもありうる。

付録 模擬試験片のフラクトグラフィ

疲労破壊の巨視的方向を検討するため十字隅内溶接継手を模擬した試験片について片張り引張疲労試験を行なったが、その場合、溶接継手試験片にみられたような b)の型（本文 2.3-1）破壊の様相参照）を生じたものがあり、どの箇所のき裂が優先したかを調べるためにき裂面についてフラクトグラフィを行なった。

なお本試験片の寸法および試験条件と寿命は次のとおりである。



材料 S M 4 1 B , 板厚 12 mm

最大荷重: 6.2 Ton

N_f : 8.11 × 10⁴回

1. 肉眼観察

破断後の試験片のスケッチを付図 2.1 に、各断面のスケッチを付図 2.2 に示す。

A-A' 面にはほとんど necking が見られず、発生点から A₁ 点までは高サイクル特有の平滑な破面を呈していたが、A₁ 点以後はき裂方向が圧延方向? に変ったためか、層状の開口が多く見られ、また互に叩き合った痕がとくにき裂終端部に見られた。

B-B' 面には necking を伴った延性破面が見られた。疲労き裂の発生点近傍には M.F.D. (主なき裂伝播方向) に平行なしわが数個所見され、この疲労き裂が高い応力状態で発生したことを示している。しかし発生端から 2 ~ 3 mm より奥の部分における破面の外観は A-A' 面の始点近傍と大差なく、あるいはスリットによる応力集中が実質的に効果を及ぼしていた領域は切欠底から 3 mm 程度であったと見做せるかも知れない。換言すれば、このような見地から、たとえば #269、#270 および #273 のレプリカを比較する方が良いかも知れない。

C-C' 面の状態は B-B' 面と類似であった。疲労き裂始点にはやはり高応力での発生を示唆するしわが数本見られ、延性破面には層状の開口が見られる。

2. フラクトグラフィ

付図 2.2 に示したように 9 点から 2 段レプリカ法によって標本資料を作り、合計 412 頭の撮影を行なった。

防錆被膜が塗布してあったため、これを剥がすのに相当苦労した。アセトンなどの薬剤をかけたが完全には剥がれず、ブランクレプリカを 10 数回、超音波洗浄を数回繰り返したが、付図 2.2 の #272 点の topography はついに得られなかつた。

以下に各点（付図 2.2 参照）の fractography について述べる。

- № 269 : coarse striations, Sは 0.8μ (A), 0.6μ (B), 0.7μ (C), 0.45μ (D), 0.7μ (E)で全平均は 0.62μ であった。
- № 270 : flat striations. Sは 0.77μ (A), 0.69μ (B), 0.60μ (C), 0.74μ (D), 1.1μ (E), 0.79μ (F), 0.8μ (G) H.Iはcoatingのため不能、で全平均は 0.78μ
- № 271 : A視野はcoating厚く不明、B, D, E, G. 視野も同様、Bでquasi-cleavage-like texture, Cで小さなdimples, D, Eでdimples, Fでquasi-cleavage-like textureとflat areaが見られた。以上より№271の周囲は静荷重に近い荷重で破壊したと推測できよう。
- № 273 : flat striations. Sは 0.47μ (A), 0.45μ (B), 0.57μ (C), 0.41μ (D), 0.44μ (E), 0.53μ (F)で全平均は 0.48μ G.H.はcoating厚く不能。
- № 274 : ill-defined striations B.C.F.はcoated, Sは 0.38μ (A), 0.29μ (D), 0.37μ (E)で全平均は 0.35μ
- № 275 : ill-defined striations. coating厚い、SはわずかにC視野で 0.43μ が得られた。鋸が付着していた。
- № 276 : well-defined striations. Sは 0.78μ (A), 0.93μ (B), 0.37μ (C), 0.69μ (D), 0.57μ (E), 0.65μ (F), 0.57μ (G), 0.65μ (H)で全平均は 0.65μ
- № 277 : well-defined striations. Sは 0.33μ (A), 0.46μ (B), 0.41μ (C), 0.52μ (D), 0.55μ (E), 0.48μ (F), 0.57μ (G), 0.59μ (H), 0.49μ (I), 0.59μ (J), 0.42μ (K)で全平均は 0.49μ

S : spacing of striations (μ), (Mean Value)

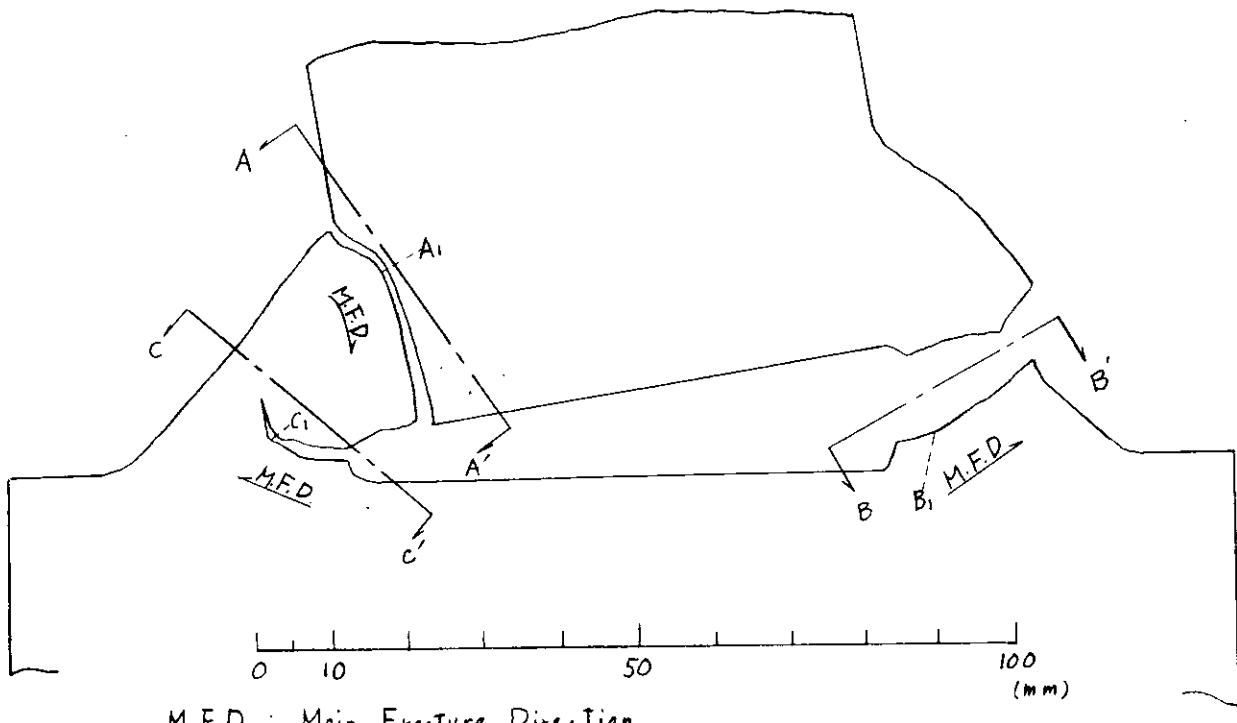
各点での計測平均値を付図2.2中に示した。A-A'面でのSが 0.62μ , 0.78μ と大きく、き裂伝播速度が大きかったことを示唆しており、一方B-B'面およびC-C'面でのSは $0.35\sim0.65\mu$ と全体的に小さい。
代表的な写真を写真1, 2に示す。

3. 考 察

以上の観察結果から推して、おそらく3つの疲労き裂は次のような順で発生し伝播したものと推定される。

	$\longrightarrow N$	$\longrightarrow N_f$
A \rightarrow A'	start \longrightarrow bast propagated \longrightarrow A ₁ \longrightarrow fractured	bast(ductile?)
B \rightarrow B'	Start \longrightarrow Slowly propagated \longrightarrow B ₁ \longrightarrow fractured	ductile
C' \rightarrow C	Start \longrightarrow slowly propagated \longrightarrow curved and arrested \longrightarrow fractured	ductile

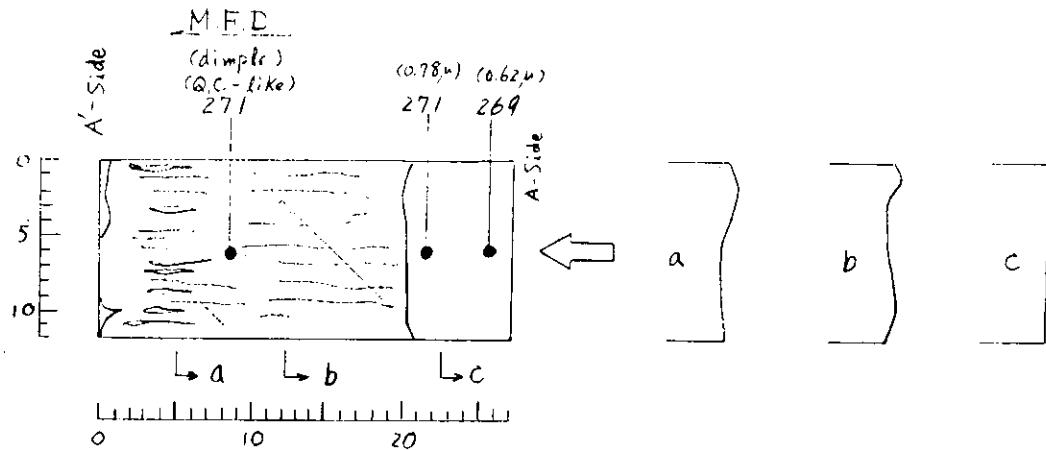
Specimen 2R-1



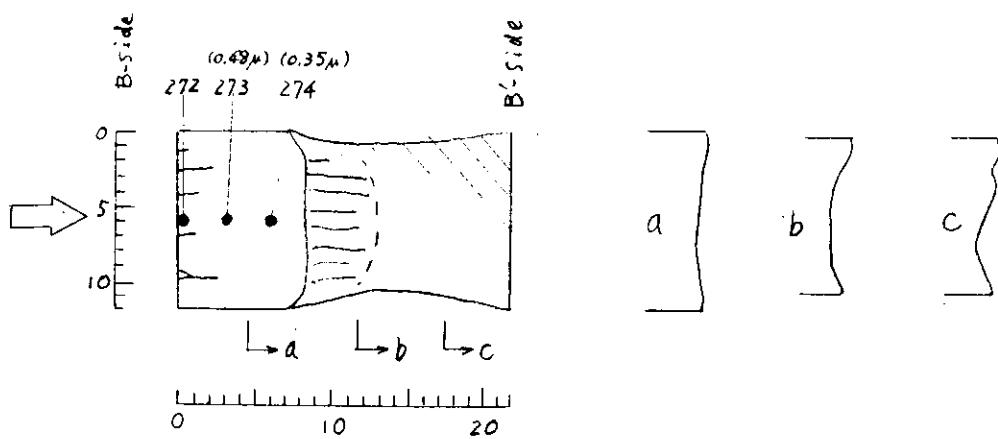
M.F.D. : Main Fracture Direction

付図 2.1 Sketch of fractured Specimen

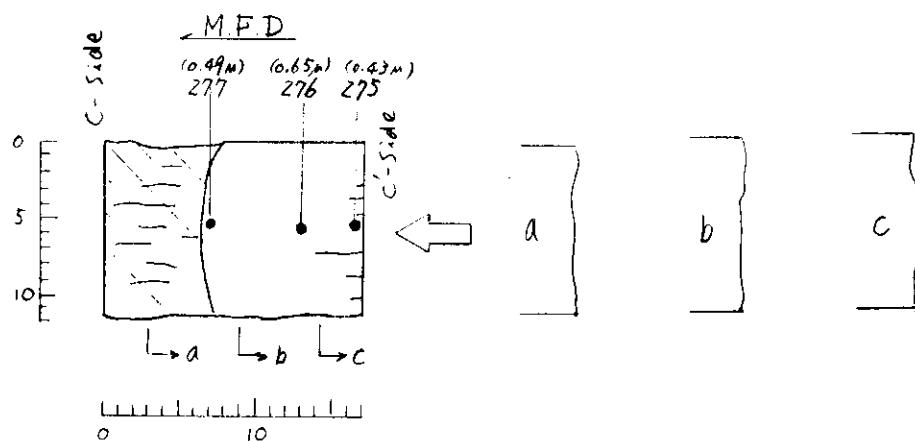
A - A' Section



B - B' section



C - C' Section



Note:



Fatigue Fracture Surface



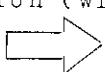
Ductile or High Stress Fast Fracture Surface with laminate Appearance



Point of Reprication (with Film 16)



Pounded Area



Shadowing Direction

付図2.2 Fracture Surfaces and Reprication Points

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、疲労試験を行なった。今年度は、ビード止端部の曲率半径を一定にして、ビードの高さや傾斜面の影響を調査するための実験を行なった。

3.1.2 試験

(1) 試験機

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

(2) 試験片

今回実験した試験片は、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25mmの厚板から機械切削により削り出した6種類の試験片である。試験片1は平滑材で、試験片2～試験片4はビードの高さの影響を試験するもの、試験片5および試験片6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	Y.P. (Kg/mm ²)	T.S. (Kg/mm ²)	伸び(%)	曲げ試験
0.14	0.25	1.00	0.013	0.015	28	46	27	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	試験片5	試験片6
降伏点(Kg/mm ²)	28.1	30.0	31.3	28.0	30.3	29.4
引張り強さ(Kg/mm ²)	48.6	48.9	47.3	46.5	48.1	46.9

(3) 試験方法

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

荷重はすべて片振り引張りの繰返し荷重であって、この場合の最低荷重は 0.7 トン（公称応力に換算すると 1.0 Kg/mm^2 ）とした。このような小さな最低荷重では、ほぼ完全片振りの状態に近いと考えて差支えない。

3.1.3 試験結果

試験結果のうち、平滑材（試験片 1）と、ビード端の傾斜角は 90° で、ビードの高さがそれぞれ 1 mm 、3.5 mm 、8 mm と異った試験片 2、3、4 の結果を S-N 線図にまとめて、図 3.1.2 に示した。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す。これらの試験片の最低応力は $1.0 \text{Kg}/\text{mm}^2$ であるので、縦軸の値から $1\text{Kg}/\text{mm}^2$ を差引いた値が応力振幅である。

また、平滑材とビード端の傾斜角の影響を調査した試験片 3、5、6 の結果を、前と同様、S-N 線図にまとめて、図 3.1.3 に示した。

次に、図 3.1.2 から、ビード高さによる疲労強度の変化を 10^5 、 10^6 回強度について求めたものが図 3.1.4 である。横軸はビードの高さを示す。同様に、図 3.1.5 はビード傾斜角と疲労強度との関係を示したものである。

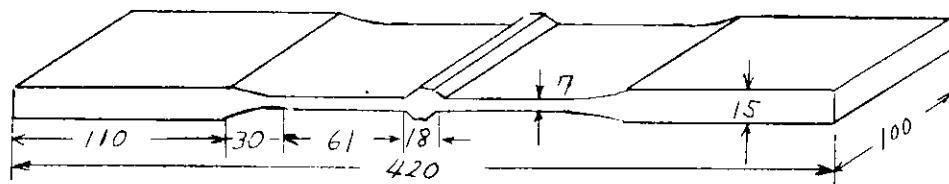
3.1.4 考 察

まず、ビードの幅を一定にして、ビードの高さが異なった場合の結果について述べる。図 3.1.2 および図 3.1.4 からわかるように、ビードの高さが 1 mm 程度のもの（試験片 2）でも、平滑材に比べて、かなり疲労強度が低下している。ビードの高さが 3.5 mm 、すなわち、溶接部の板厚が母材平滑部の板厚の 2 倍の場合（試験片 3）は、疲労強度の低下は著しい。しかし、ビードの高さが 3.5 mm 以上になり、試験片 4 のように、8 mm の高さになっても、ビード高さの影響は飽和して、3.5 mm の場合とほぼ同程度の疲労強度となっている。

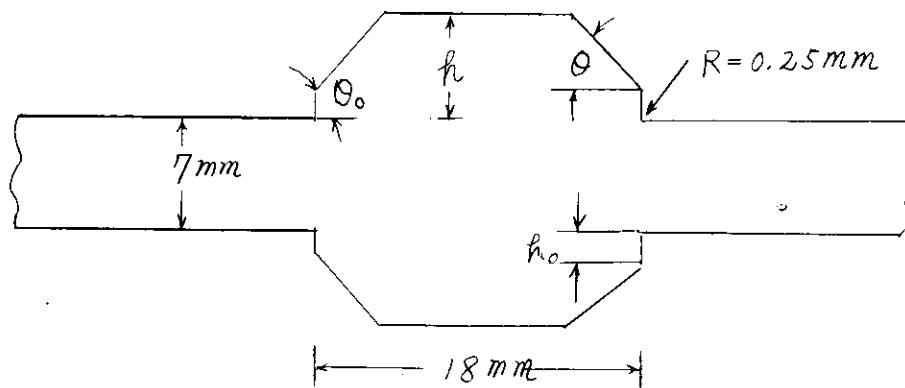
次に、ビードの幅と高さを一定にして、ビード端の傾斜角が異なった場合について述べる。図 3.1.3 および図 3.1.5 からわかるように、ビード端の傾斜角が 45° になると（試験片 5）、傾斜角が 90° の場合の試験 3 に比べて、かなり疲労強度は向上している。しかし、試験片 6 のように、ビードの上部だけ傾斜させても、止端部の傾斜角が 90° の場合は、疲労強度の向上はみられない。

以上の実験結果から、次のような定性的結論が得られた。

1. ビードの高さは疲労強度に影響を及ぼすが、ビードの高さが板厚の半分以上になると、その影響は大体飽和する。
2. ビード止端部の傾斜角は疲労強度にかなり強い影響を及ぼす。また、ビード止端部の傾斜角を一定にしてビード上端部を削りとっても、疲労強度にはあまり影響しない。



(a) 試験片概略図



(b) ビード部の形状と記号

試験片 1

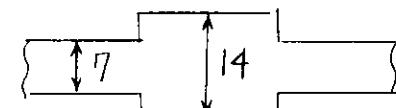
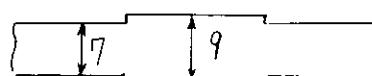
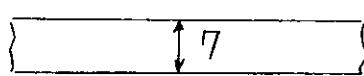
平滑材

試験片 5

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

試験片 3

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



試験片 4

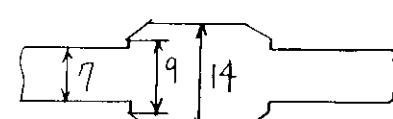
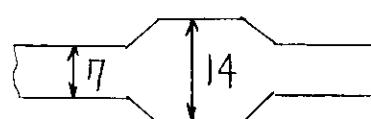
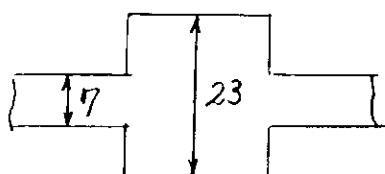
$\theta = 90^\circ, h = 8 \text{ mm}$

試験片 5

$\theta = 45^\circ, h = 3.5 \text{ mm}$
 $h_0 = 0$

試験片 6

$\theta = 45^\circ, \theta = 90^\circ$
 $h = 3.5 \text{ mm}, h_0 = 1 \text{ mm}$



(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

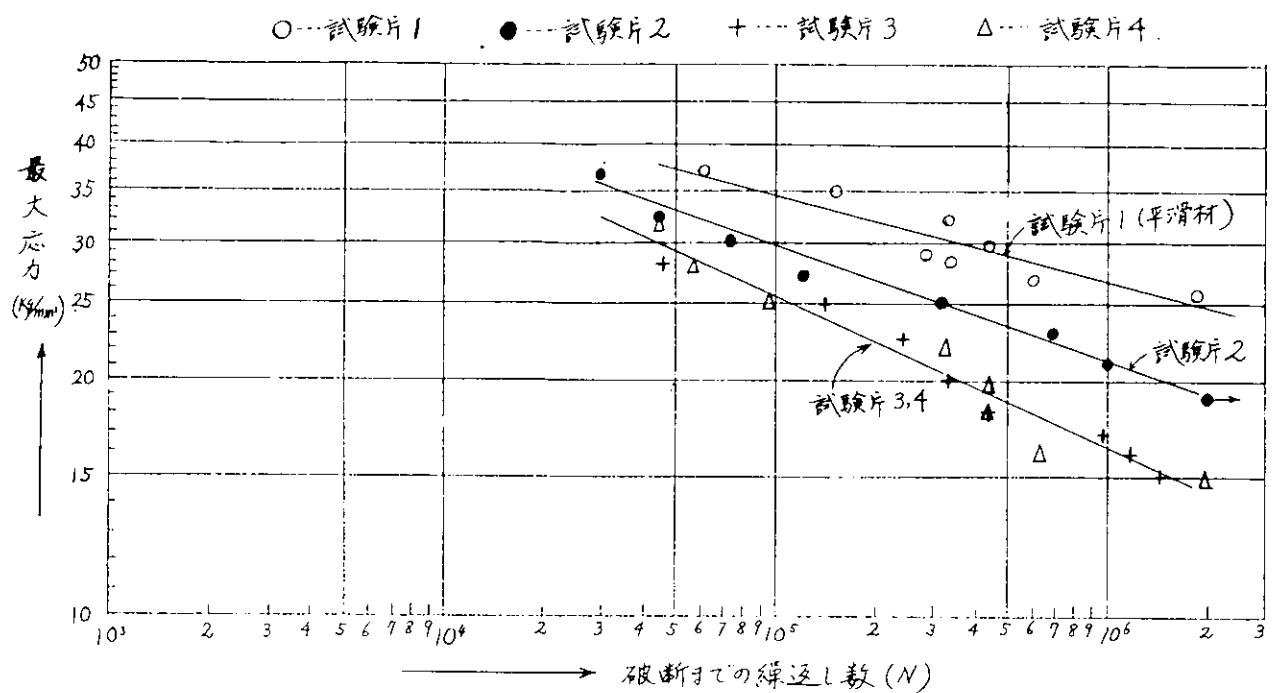


図 3.1.2 S—N 線図 (ピート高さの影響)

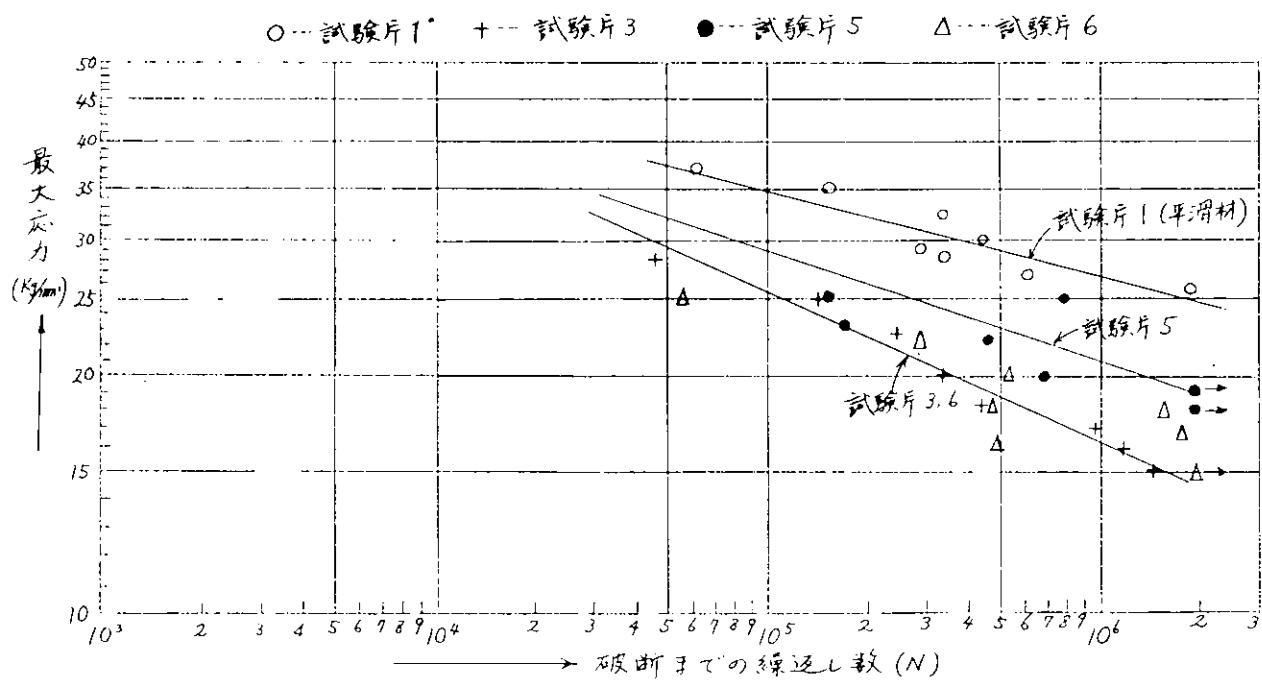


図 3.1.3 S—N 線図 (ピード端傾斜角の影響)

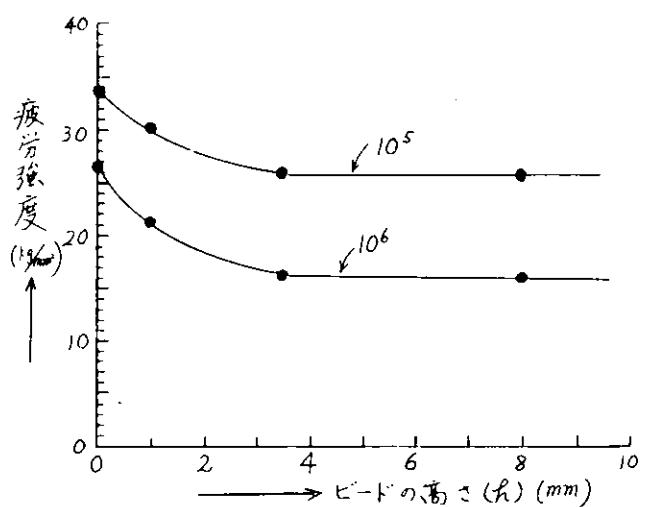


図 3.1.4 疲労強度とビード高さとの関係

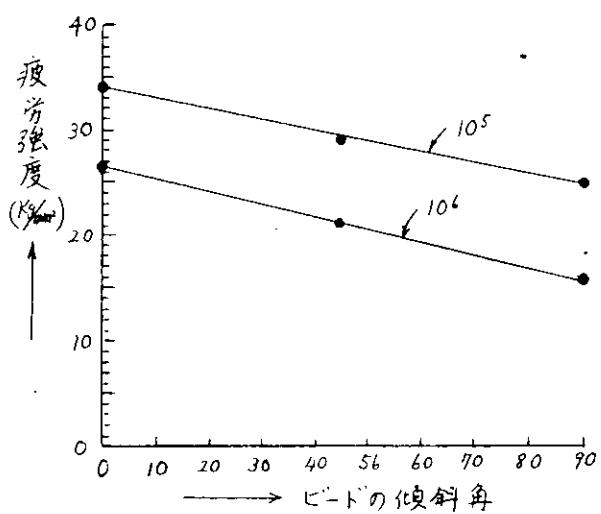


図 3.1.5 疲労強度とビード傾斜角との関係

3.2 ピード形状の船体強度におよぼす影響に関する研究一 2

3.2.1 目的

内部溶接欠陥を含有しない突合せ溶接横継手の疲労強度は余盛止端部における幾何学的な応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。一方止端部の形状係数、すなわち理論弾性応力集中係数 K_t は溶接方法の種類および溶接条件によって変わる、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、母材および溶接金属について相当広範囲な 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 S M 4 1 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 の変化率を求ることを主目的として行なった。

3.2.2 試験

(1) 試験機

荷重範囲 20TON の Losenhause n 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。

(2) 試験片

供試材は S M 4 1 C であり、ミルシートによる化学成分および機械的性質は表 3.2.1 に示すとおりである。板厚 2.5 mm × 1.5 2.4 mm × 3.0 4.8 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試験片を切り出した。

突合せ溶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図 3.2.1 の開先を加工し、板厚 1.2 mm の裏当金を用いてギヤツプ 4 mm とし、表 3.2.2 の条件で 7 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 3.2.2 に示す。試験片の系列は次のとおりである。

- (i) 母材試験片; $K_t = 1.55$ (4 P M B), 2.03 (4 P M C), 3.05 (4 P M D), 5.12 (4 P M E)
- (ii) 溶接金属試験片; $K_t = 2.03$ (4 P W C)
- (iii) 热影響部試験片; $K_t = 2.03$ (4 P H C)

(3) 試験方法

余盛止端における K_t に及ぼす余盛角度の影響を明らかにするため余盛角度を 30°, 45°, 60°, 90° とした場合の K_t を平面応力問題として有限要素法により求めた。このため図 3.2.3 のように 1 象限を 209 ~ 238 の要素に分割し H I T A C 5020 により計算した。

各系列の試験片について静引張試験ならびに軸力完全片振疲労試験を行なった。各試験片とも、あらかじめ試験片の平滑部の表裏の両端付近に計 4 枚の抵抗線歪計を貼付した後、試験片をチヤックにかませ、降伏点以下の応力となるように引張荷重を与え、この際の偏心率 ϵ

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

が 5 % 以内となるように試験片の取付調整を行なった。

応力比は 0.05 とした。したがって下限応力は 2 kg/mm² 以内であった。

切欠から疲労亀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 長さ程度の亀裂が切欠の表面端面に生ずるまでの寿命である。肉眼観察の他に、表面レプリカ法による方法も併用した。亀裂発生後は亀裂の進展挙動を観察した。

3.2.3 試験結果と考察

有限要素法による計算結果を図3.2.4に示す。

疲労試験結果を図3.2.5に示す。縦軸は切欠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 やび肉眼亀裂発生寿命 N_c である。図3.2.4において余盛止端部の K_t は余盛角 θ の増加につれて増加しており、しかも $K_t - \theta$ 曲線は滑らかであるが、 $\theta < 30^\circ$ に関する計算値を今後補足した方が一層良いように見られる。

図3.2.5の実験結果から母材各試験片の $N_f = 2 \times 10^4, 5 \times 10^4, 2 \times 10^5$ やび 5×10^5 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3.2.6の実線が得られる。さらにこの実線の外挿から $K_t = 1.00$ における値を読み取り、

$$K_t = \frac{K_t = 1.00 \text{ の試験片の } N_f \cdot 1 \text{ における } S_R}{K_t = K_t \text{ の試験片の } N_f \cdot 1 \text{ における } S_R}$$

を求めてプロットすると点線が得られる。形状係数が最も小さい試験片の K_t は 1.55 であり、したがって外挿値の確度については問題がある。今後さらに K_t が小さい、たとえば $K_t \leq 1.1$ の試験片のデータを補足する必要がある。しかしながら K_f はつねに K_t より小さく、 K_t / K_f は $K_t = 1.55$ で 1.22 ～ 1.44、 $K_t = 5.12$ で 1.81 ～ 2.93 である。

溶接金属および熱影響部の疲労強度は図3.2.5が示すとおり、大差がないと見做せる。

疲労亀裂の進展挙動の数例を図3.2.7と図3.2.8に示す。ほとんどの場合、亀裂はどちらか一方の切欠底の edge から発生してから進展し、破断に至ったが、その様子は図3.2.9に示すように 2 つのタイプに大別できる。

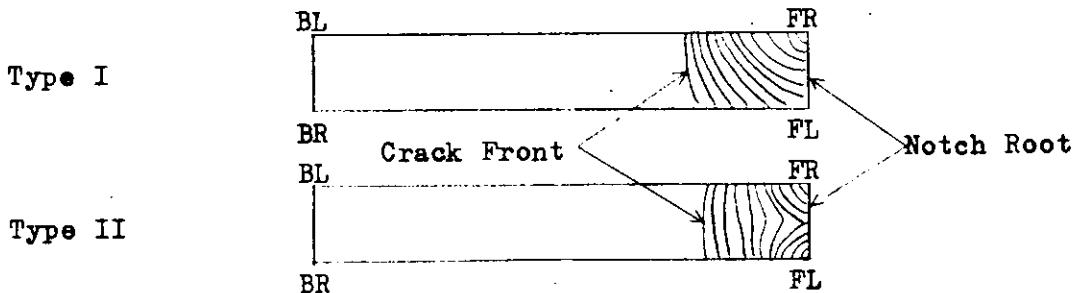


図3.2.9 Type of Crack Growth

すなわち、タイプIは片側edgeだけから発生した亀裂が板巾および板厚方向へ進展して行き、そして板厚方向へ進展した亀裂が他端へ達ったのち、他端からの亀裂は前者より早い速度で進展するが板巾の $1/4$ (約 10mm) 程度までには亀裂前面はほぼ板表面に垂直に近くなる。その例を図3.2.7 a～cに示す。タイプIIは両方のedgeからほぼ同時に亀裂が発生したもので、その例を図3.2.8 a～cに示す。またこれらの図から求めたマクロ的亀裂進展速度を切欠底からの亀裂長さに対してプロットすると図3.2.10のようになる。

3.2.4 結論

- (1) 余盛角度は余盛止端部の応力集中に顕著な影響を及ぼし、余盛角度 θ の増加とともに弹性応力集中係数 K_t は増加しつづけるが、 θ が 45° 以上の範囲では K_t / θ の増加率はやや減少する。
- (2) N_f が 2×10^4 以上では疲労強度減少係数 K_f は理論弹性応力集中係数 K_t よりつねに小さく、 K_f は K_t より疲労寿命の関数となる。
- (3) 溶接金属の疲労強度と熱影響部の疲労強度とは大差ないと見做せるが、母材の疲労強度よりは顕著に強い。

(4) 亀裂発生寿命 N_c と破断寿命 N_f との比は N_f が 10^4 サイクルオーダーでは 0.4~0.95程度であり、また N_f が 10^6 サイクルオーダーでは 0.55~0.96程度となる。

表 3.2.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Material Tested

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

表 3.2.2 Welding Conditions

Pass No.	Amp	Volt	Speed (cm/min)	Remarks
1~5	600	33	30	
6	600	35	39	
7	600	35	40	

Wire : US 36 4.8mm

Flux : MF 38 20xG

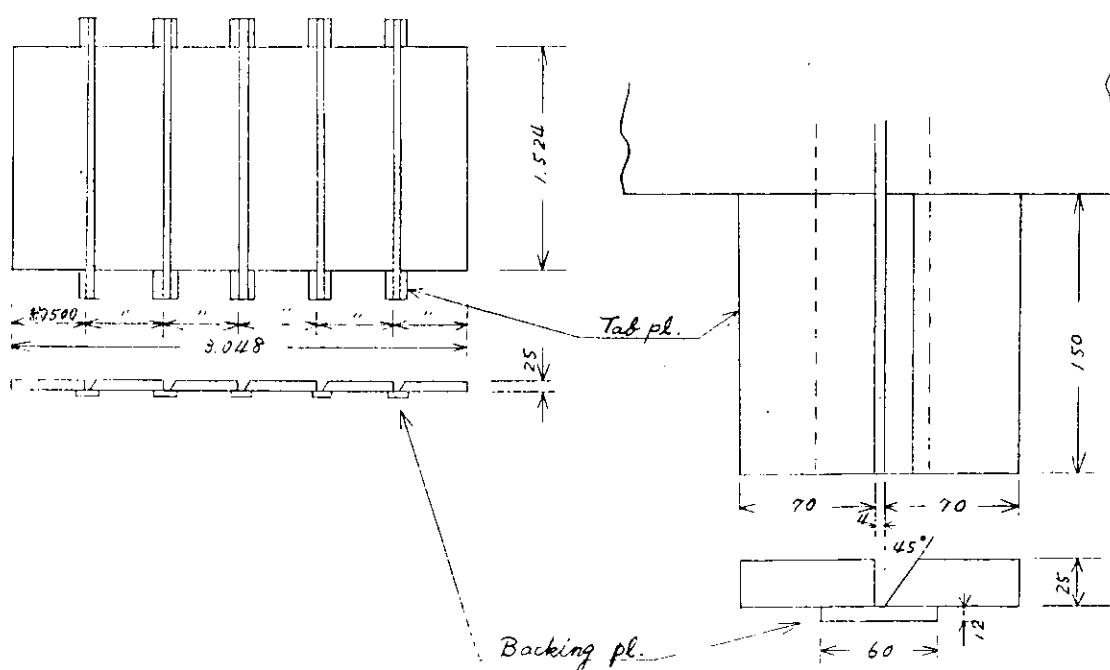
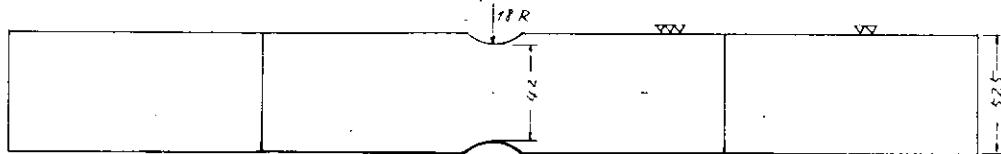
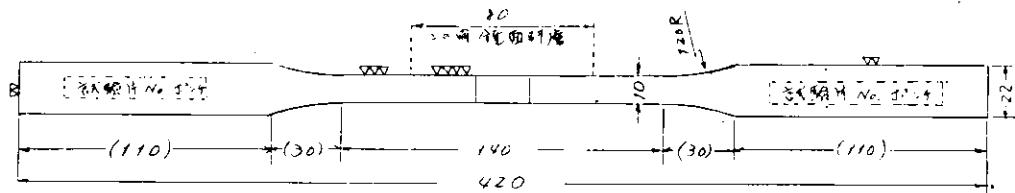
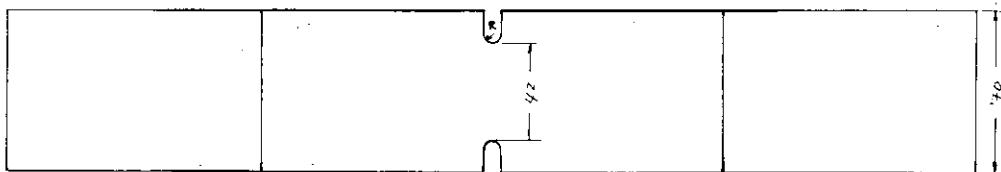


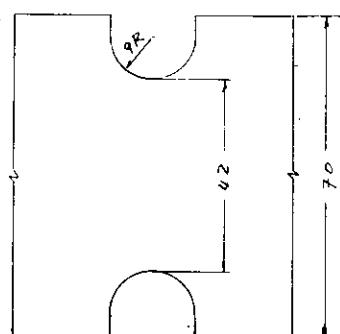
図 3.2.1 Welding Preparation



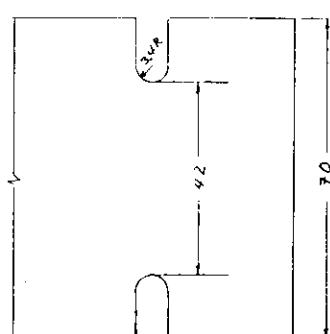
4PMB 試験片



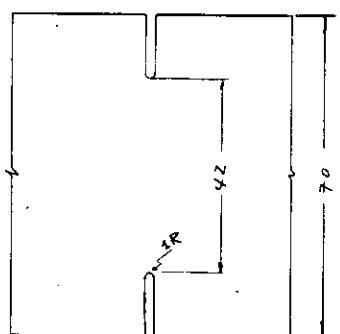
4PMC, 4PMD, 4PME, 4PHC, 4PWC 試験片



4PMC, 4PHC, 4PWC

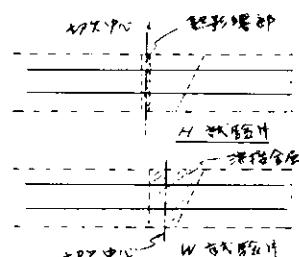


4PMD



4PME

H、W試験片は下図のように切欠中心が熱影響部あるいは溶接金属中心と合致するように採取した。



A, B, C, D, E : 切欠形状 H : 热影响部
4 P : S M 4 1 平板 W : 溶接金属

試験片符号

M : 母材

D(幅)	R	K _t	Base Metal	HAZ	Weld Metal
52.5	18.0	1.55	4PMB-1~12	-	-
70	9.0	2.03	4PMC-1~12	4PHC-1~12	4PWC-1~12
70	3.4	3.05	4PMD-1~12	-	-
70	1.0	5.12	4PME-1~12	-	-

図3.2.2.(2) 試験片

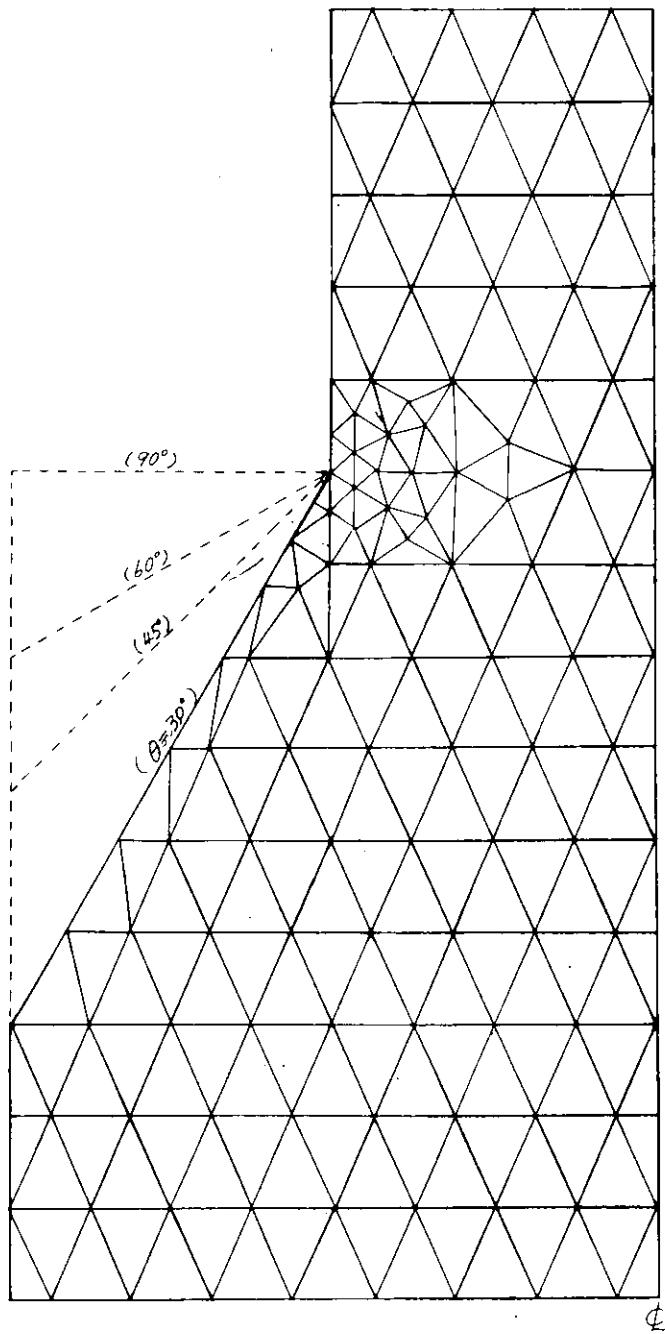


図 3.2.3 要素分割方法

要素数

$\theta = 30^\circ$	209
45°	220
60°	227
90°	238

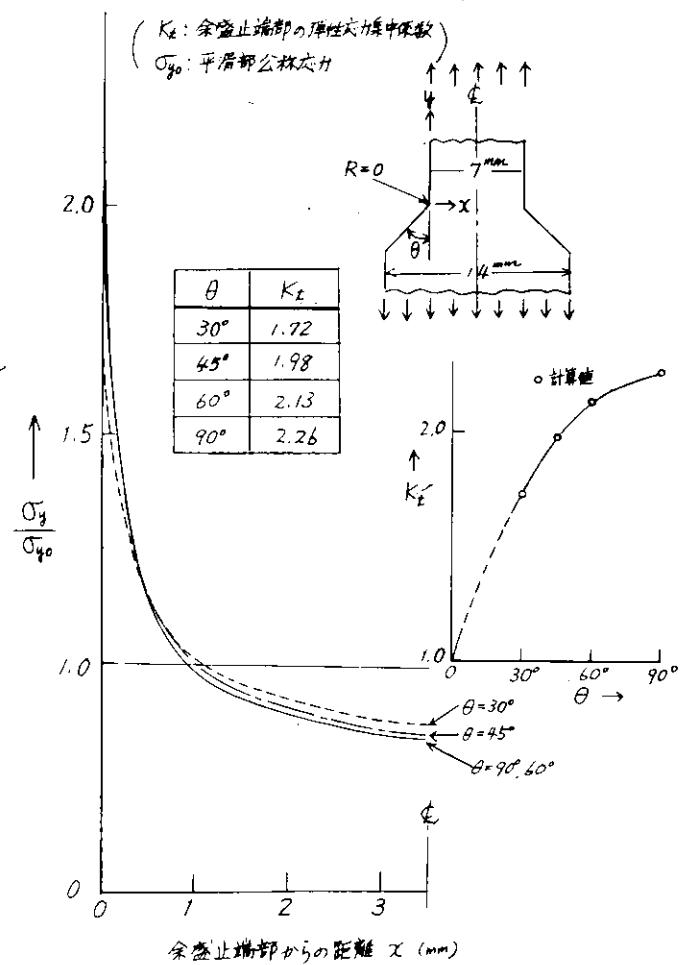


図 3.2.4 有限要素法で求めた応力分布と K_t

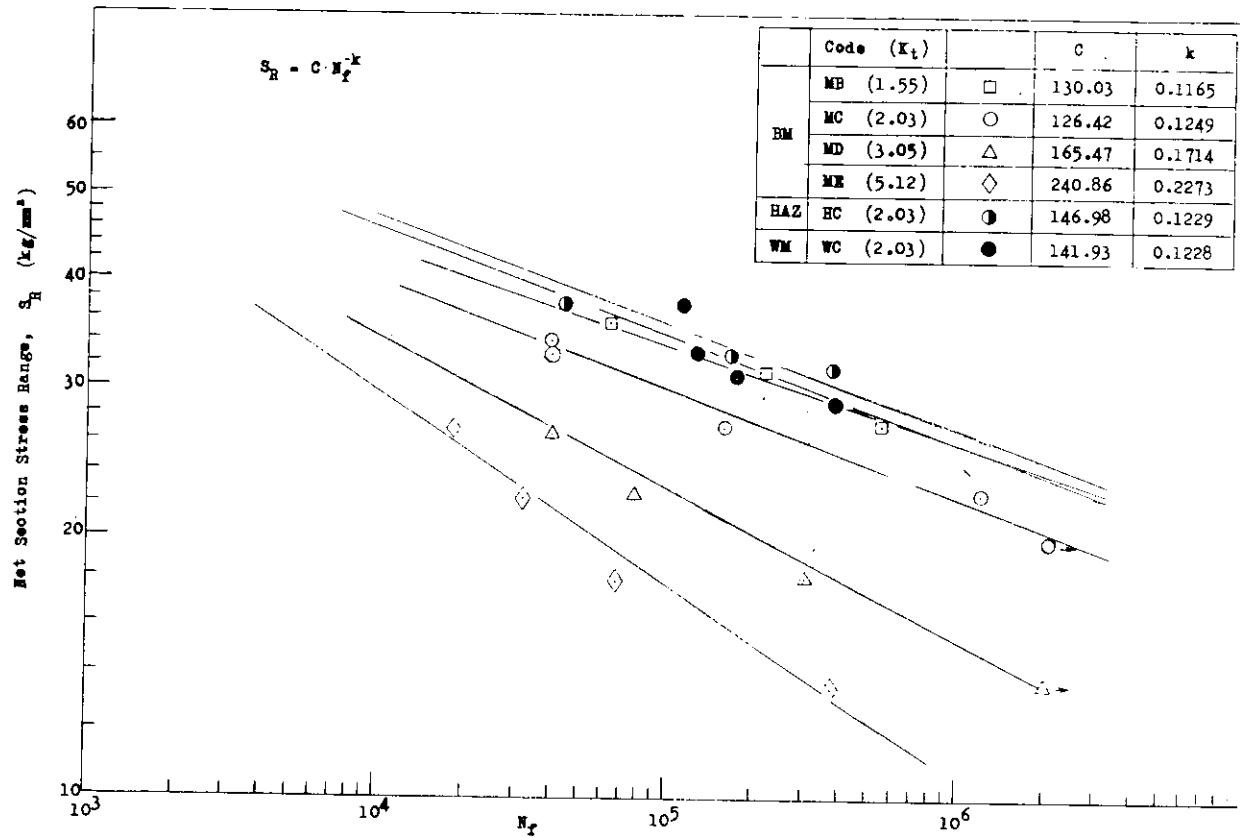


图 3.2.5 a s_R vs. N_f

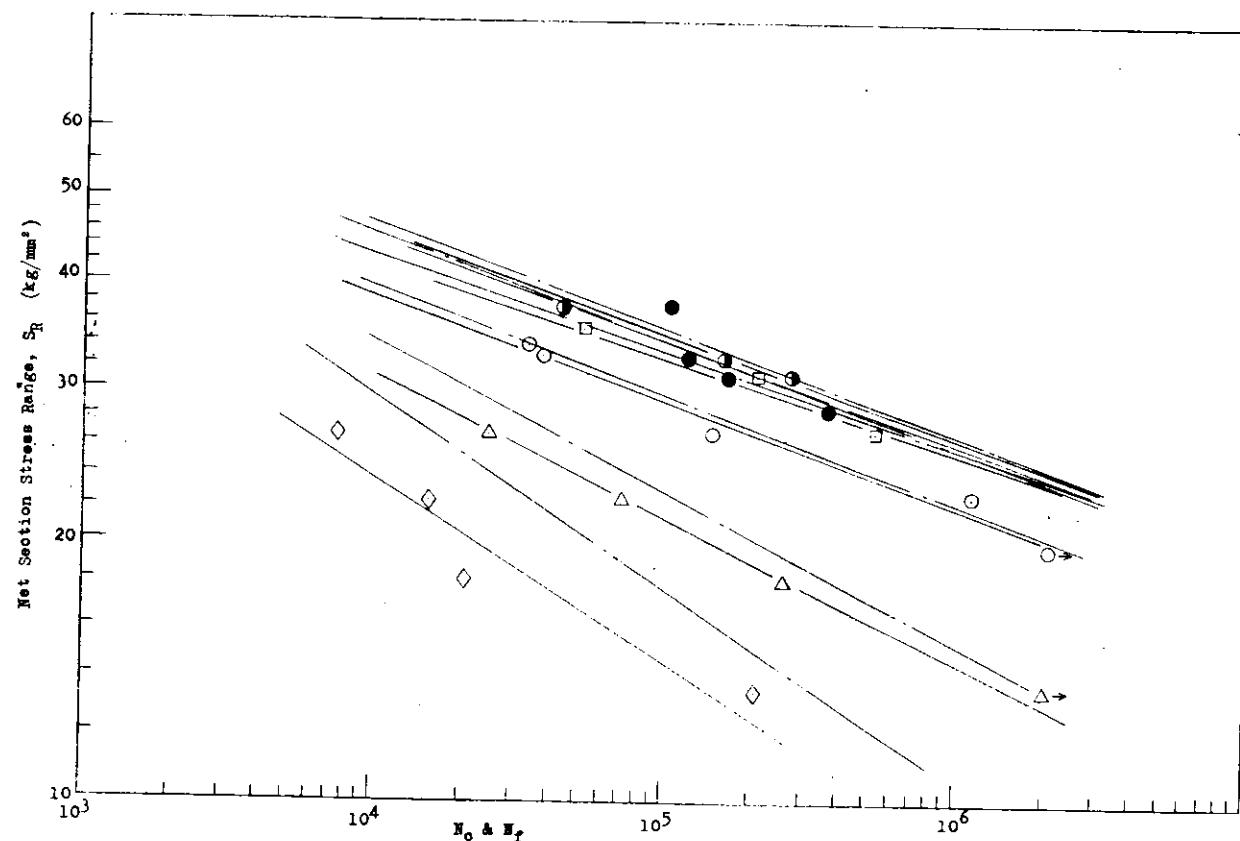


图 3.2.5 b s_R vs. N_c

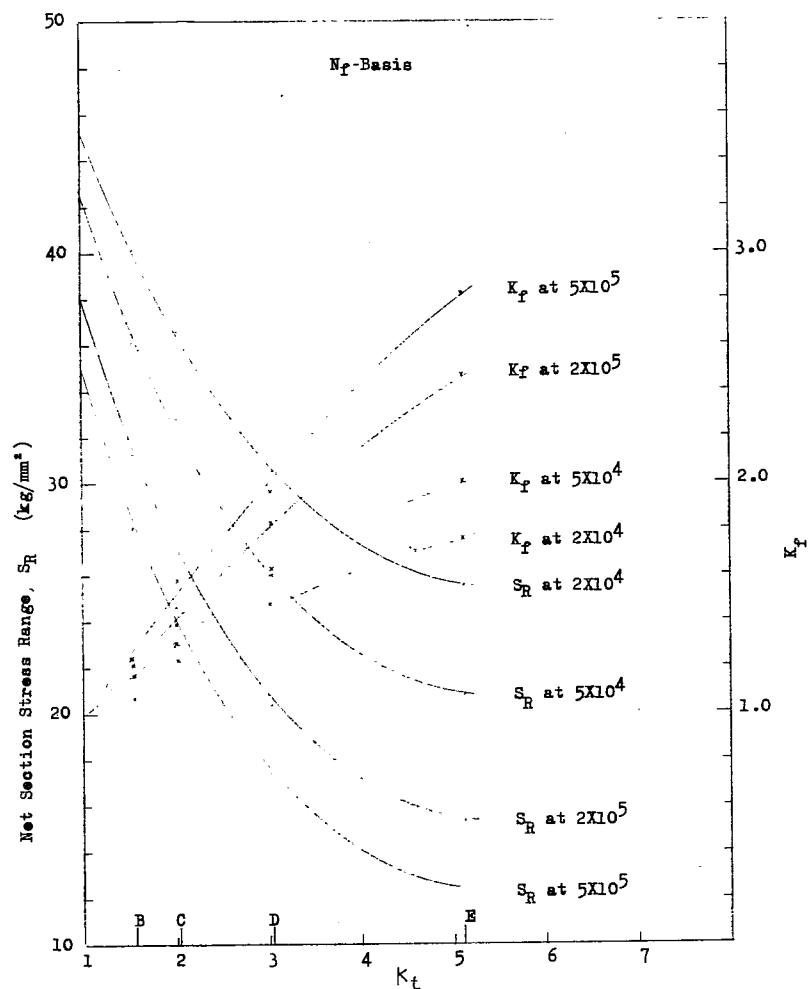


図 3.2.6 $K_t - S_R$ Curves and $K_t - K_f$ Curves

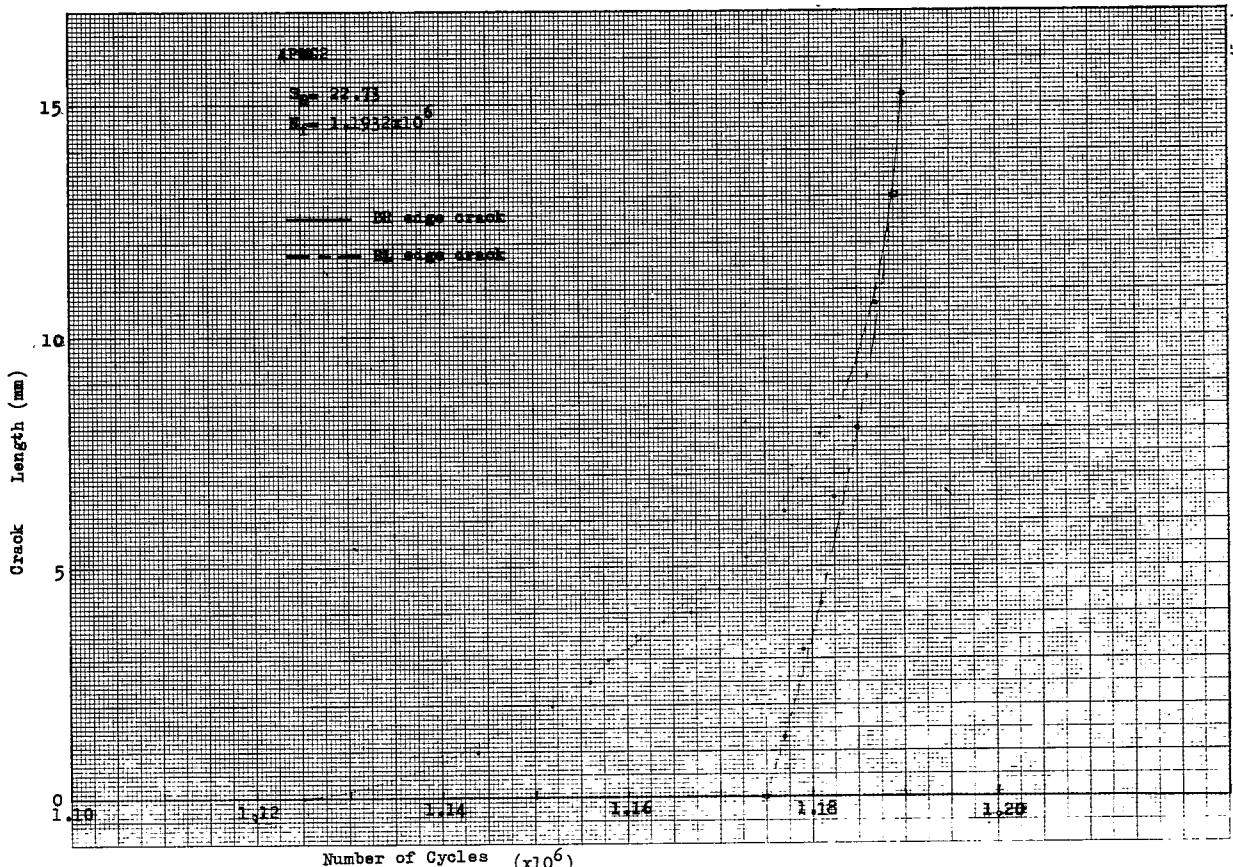


図 3.2.7 a Crack Length v.s. Number of Cycles

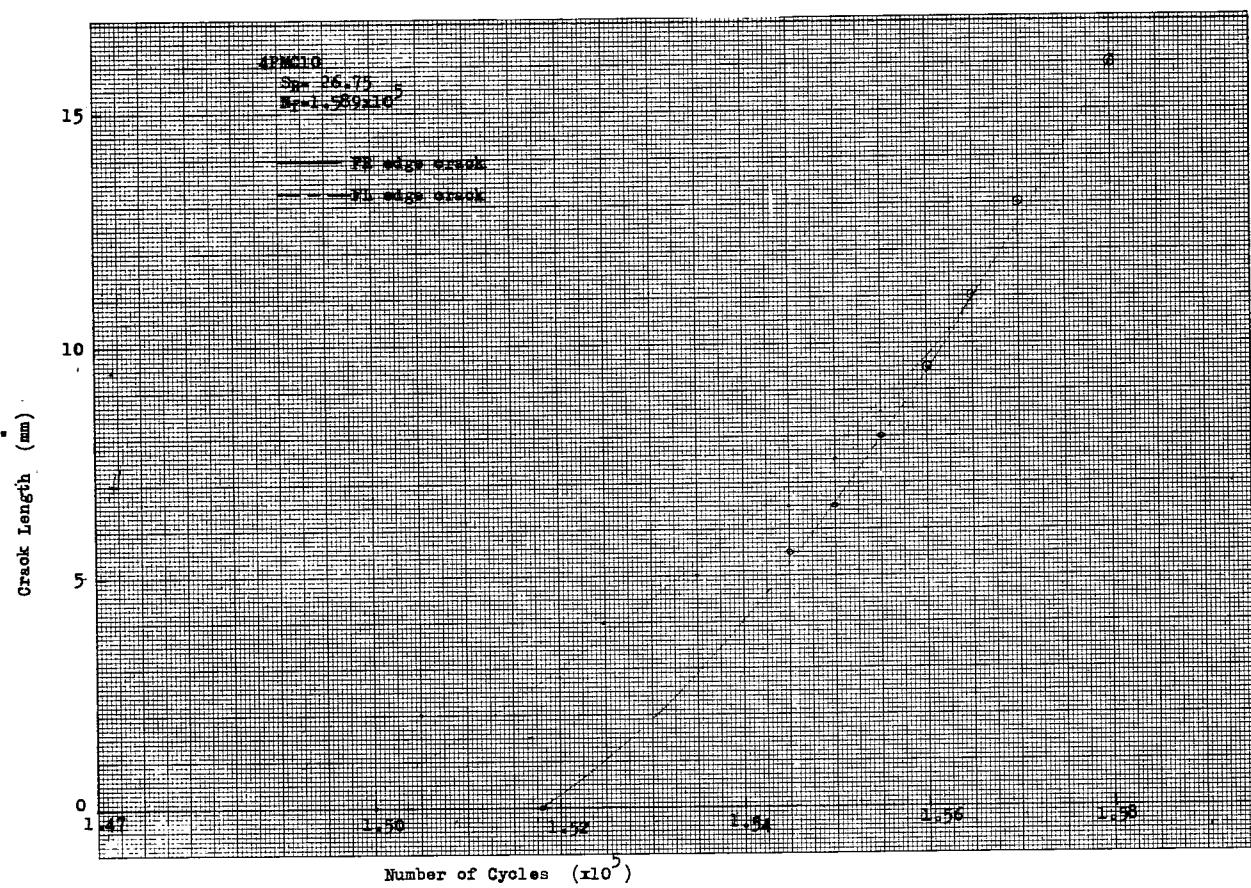


図 3.2.7 b Crack Length vs. Number of Cycles

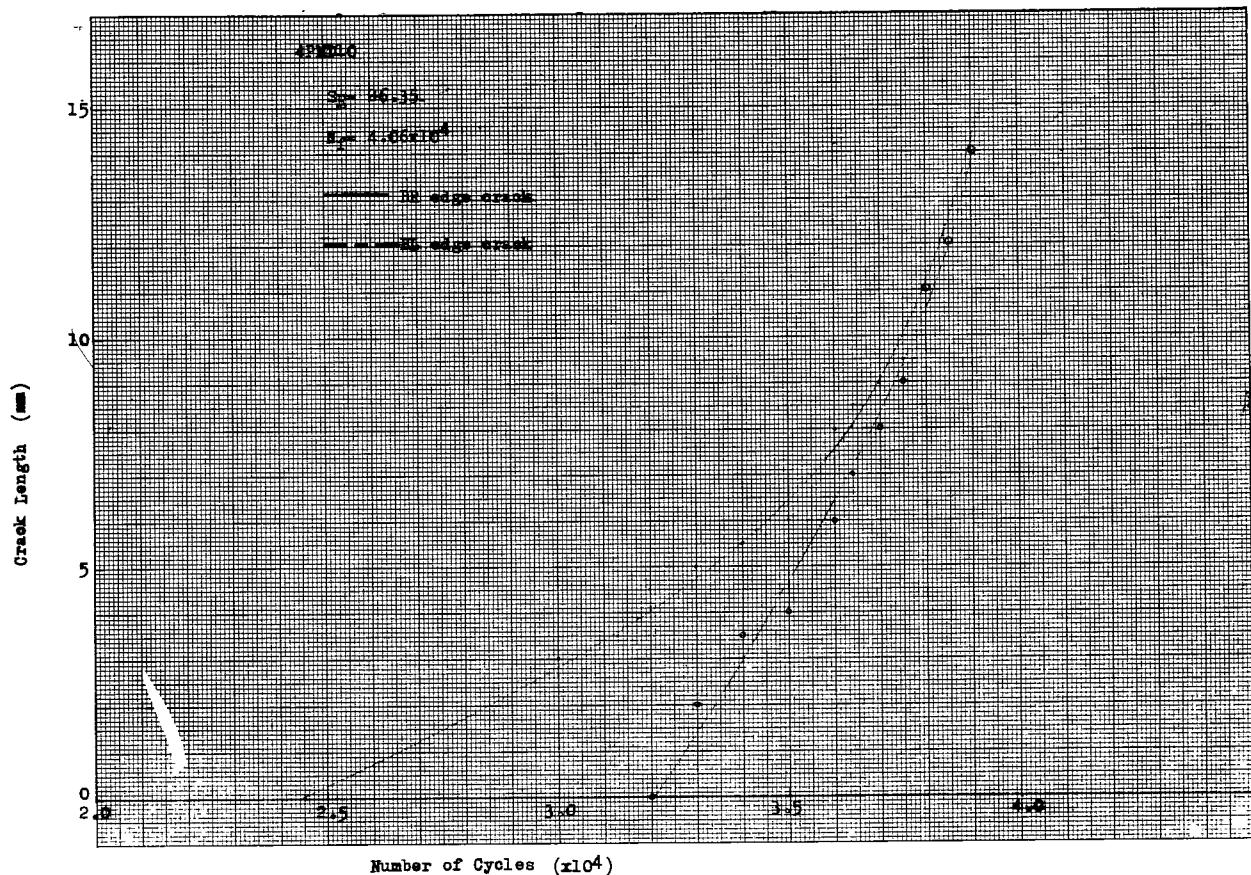


図 3.2.7 c Crack Length vs. Number of Cycles

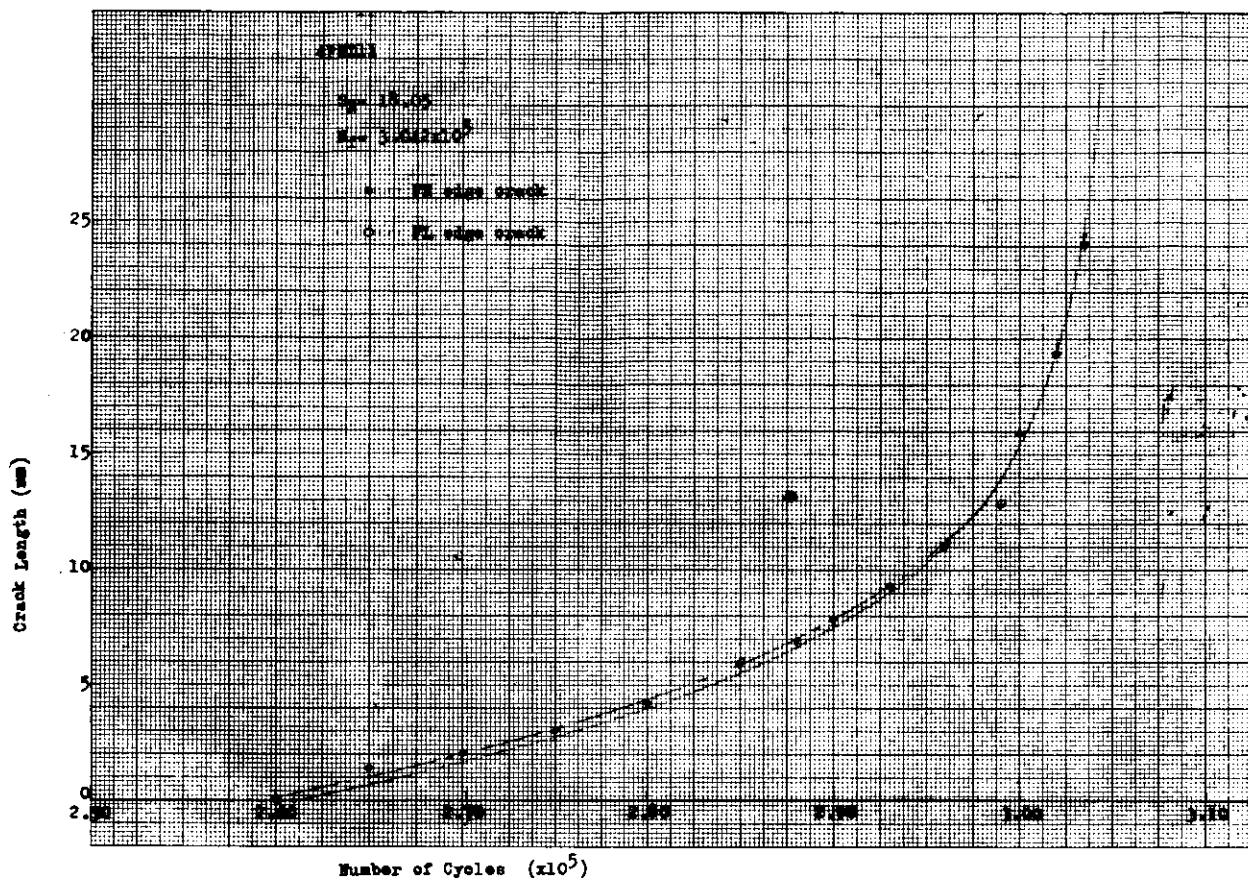
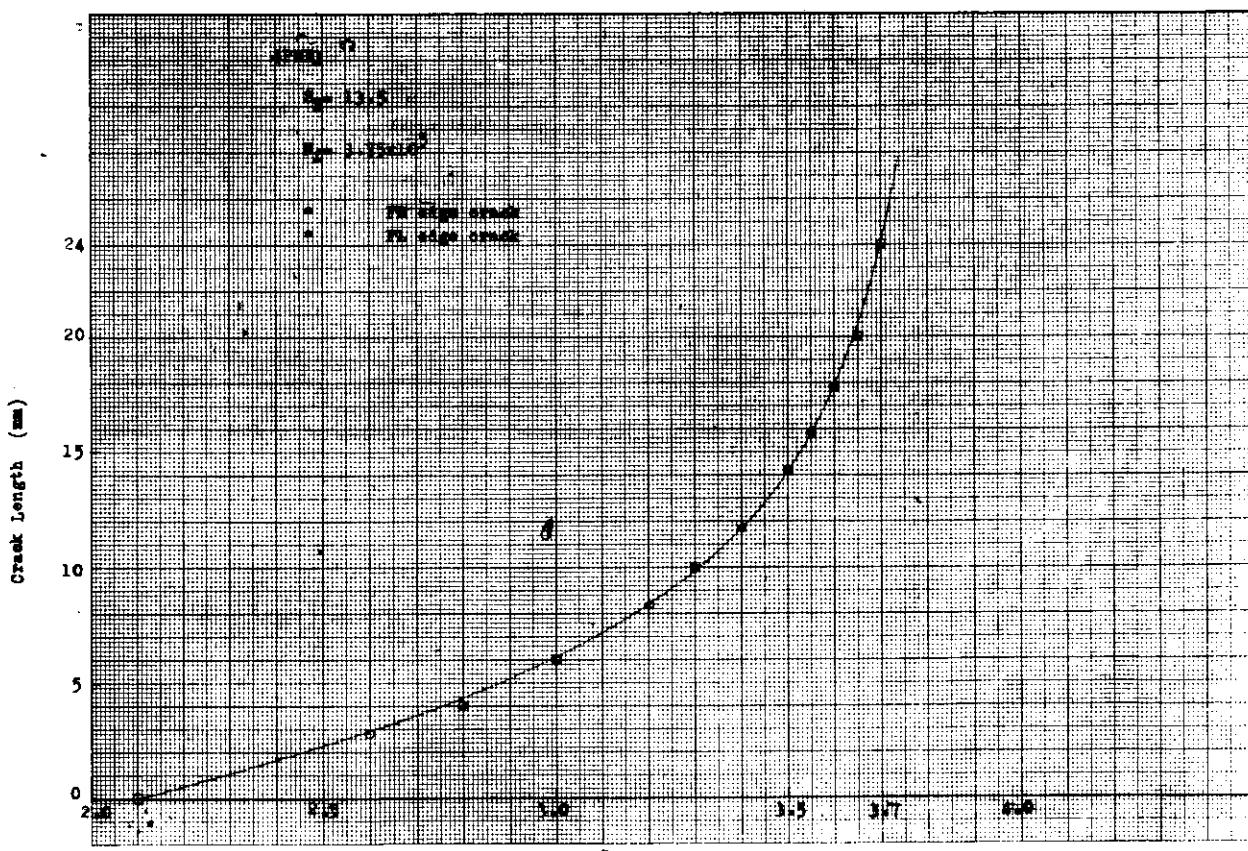


图 3.2.8a Crack Length vs. Number of Cycles



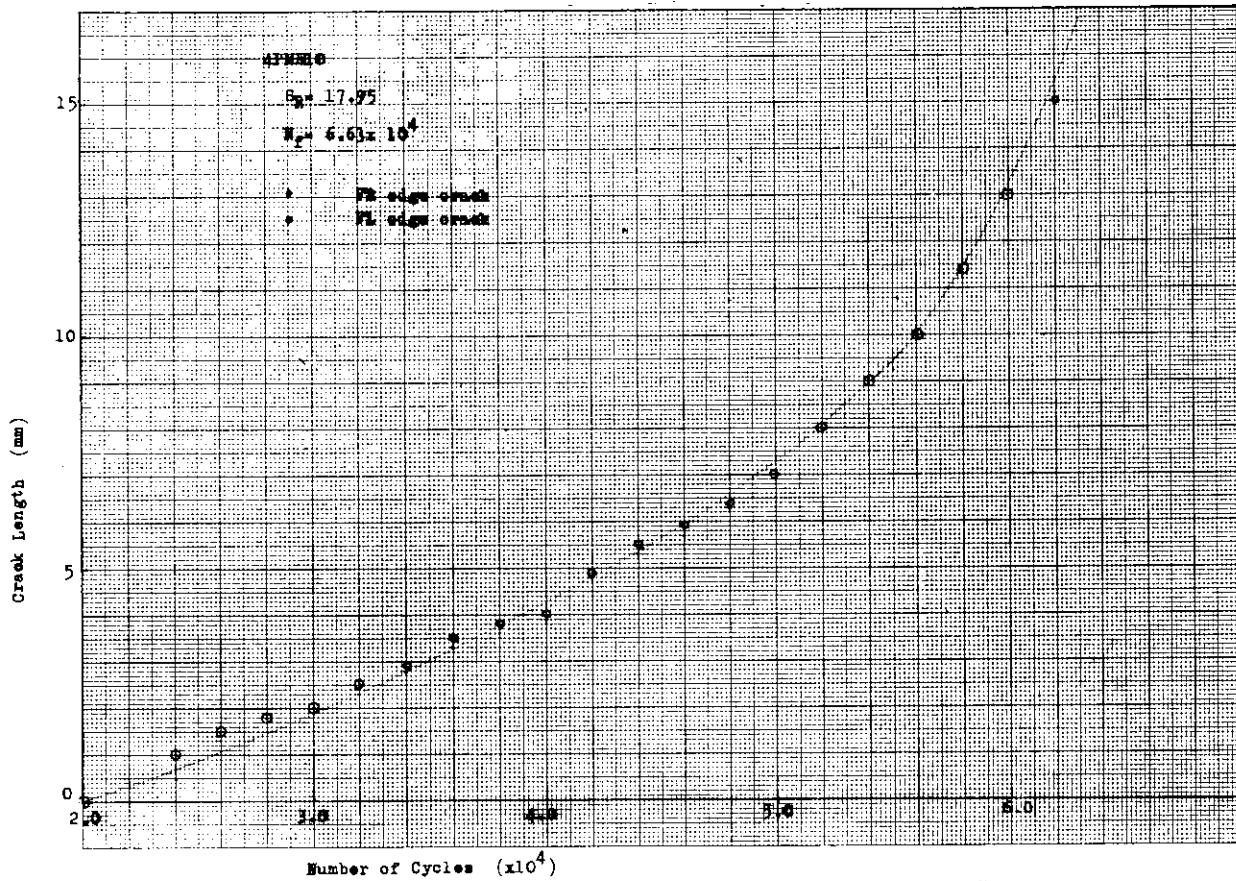


图 3.2.8c Crack Length vs.
Number of Cycles

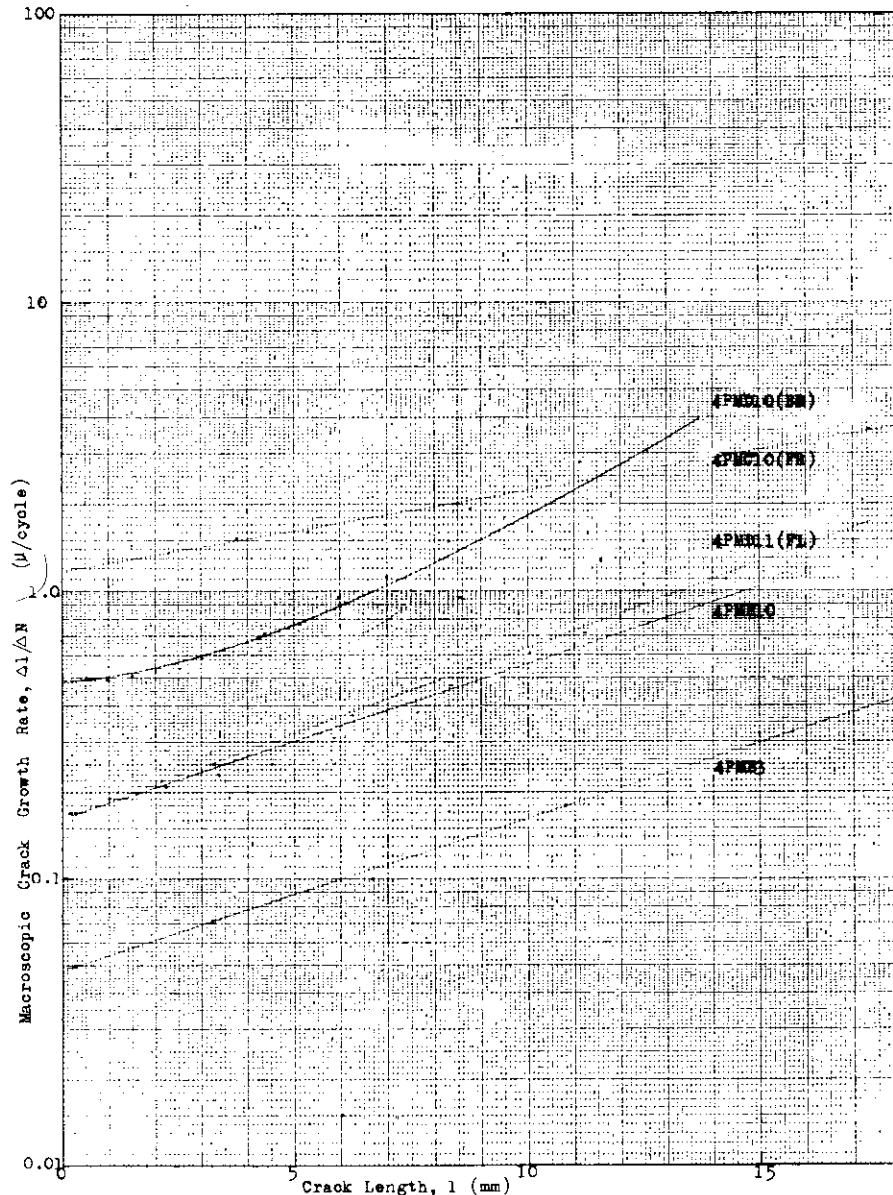


图 3.2.10 $\Delta l/\Delta N$ vs. l

3.3 溶接継手のピード影響について

3.3.1 目的

本研究は、基礎的研究として溶接による材質硬化および余盛の有無が接手の静的および疲労強度におよぼす影響を調査するため母材、突合せ溶接材および溶接接手の余盛を機械仕上げで除去したものについて種々の形状の試験片を作製しそれらの静的および疲労強度を求めた。

すなわち静的引張り試験によって母材および溶接試験片の塑性域における歪分布を求め溶接による材質変化が歪集中におよぼす影響および静的破壊特性に与える影響などを調査した。一方低サイクル疲労試験により溶接による余盛と材質変化が疲労き裂発生寿命および進展寿命におよぼす影響などを調査した。

本年度は $50\text{Kg}/\text{mm}^2$ 級高張力鋼について実施した。

3.3.2 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、疲労試験には油圧式低サイクル荷重試験機（東京衡機製）を用いた。

(2) 試験片

使用した鋼材は公称板厚 6mm の $50\text{Kg}/\text{mm}^2$ 級高張力鋼 H T - 50 で、その化学成分および機械的性質をそれぞれ表3.3.2および表3.3.3に示す。表中の化学成分はミルシートから引用したもので平滑材の機械的性質は J I S 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3.3.1に示す。切欠き部の弾性歪集中係数 α の値は Peterson の chart IC より求め 2.2 (このシリーズの切欠き試験片を C 型と呼ぶ) および 7.2 (このシリーズの切欠き試験片を E 型と呼ぶ) の 2 種類である。

切欠きと突合せ溶接を有する試験片の作製は試験片の幅よりやや広いめの材料を突合せ溶接したのち所定の寸法に仕上げ切欠きをつけた。

突合せ溶接の溶接条件と表3.3.4に示す。

(3) 試験方法

(a) 静的試験

歪の計測にはモワレ法 (150 line inch の格子、ミスマッチ法) を用いた。歪の計測点は図3.3.2に示す各点の、①、②・・・、⑦で全歪を計測した。

(b) 疲労試験

疲労試験は破断寿命 N_f がおよそ $10^2 < N_f < 10^4$ の極めて高い応力域の定荷重振り引張り試験を行なった。繰返し速度はおよそ 20 c. p. m. 荷重波形はほぼ 3 角形状であった。なお疲労き裂発生および進展は顕微鏡観察によった。

3.3.3 試験結果

試験結果の整理には、公称応力 σ ($= P/A_0$) および荷重方向の公称歪 ϵ_y を用いた。

(1) 静的試験

(a) 使用鋼材の応力-歪曲線

母材および突合せ溶接材の平滑試験片 (平行部長さ 200mm 、平行部幅 50mm) の応力-歪曲線を図3.3.1に示した。

(b) 各種切欠き試験片の応力-歪曲線

各種切欠き試験片の切欠き部最小断面上の各点①、②、・・・、⑦の応力-歪曲線を図3.3.2および図3.3.3に示した。また公称応力 $\sigma = 48\text{Kg}/\text{mm}^2$ に対する各種切欠き試験片の歪分布をまとめて図3.3.4に示した。

(c) 同じ弾性歪集中係数を有する試験片の応力一歪曲線の比較

同じ弾性歪集中係数 α を有する試験片の各点の歪の様子を図3.3.5および図3.3.6に示した。

(d) 機械的性質と歪分布との関係

図3.3.7は縦軸に絞り ϕ 、図3.3.8は縦軸に引張り強さを、横軸にはそれぞれ弾性歪集中係数 α をとり、 ϕ と α および σ_B と α の関係を示した図である。

(2) 疲労試験

疲労試験は、平滑試験片および切欠き試験片（C型およびE型）の各々に対して母材、突合せ溶接材および突合せ溶接の余盛を除去したものの3種類について実施した。

(a) S-N線図

図3.3.9～図3.3.11は縦軸に最大公称応力、横軸に破断までの繰返し数 N_f を対数表示したそれぞれ平滑材および切欠き材2種類に対するS-N線図である。

(b) 平滑材の破断後の伸び分布

図3.3.12は平滑材の破断後の伸び分布曲線である。縦軸は標点距離5mmの伸びを、横軸は荷重方向の伸び計測点を示している。なお溶接金属部はおよそ10mmであった。

(c) クラック発生

図3.3.13は縦軸に切欠き部最小断面の最大公称応力 σ 、横軸にクラック発生までの繰返し数 N_c をとって示した $\sigma-N_c$ 線図である。

図3.3.14は縦軸に σ 、横軸に N_c/N_f をとって示した $\sigma-N_c/N_f$ 線図である。

なおクラック発生は板厚方向貫通後、板巾方向におよそ0.2mmまで達したときに決めた。

(d) クラック進展

図3.3.15は縦軸にクラック進展長さ、横軸に繰返し数 N をとって示したクラック進展曲線である。

3.3.4 考 察

(1) 静的試験

(a) 使用鋼材の応力一歪曲線

図3.3.1の応力一歪曲線によると溶接材のほうが伸びが少なく同じ歪に対する応力は母材に比べてやや高くなる。これは溶接による材質硬化のため延性が減少したためと考えられる。

突合せ溶接材の歪測定箇所は図3.3.1に示すように、溶接金属と熱影響部との境界を中心として標点距離を5mmとした。

破断は母材部から生じたため表3.3.3の溶接材の値（引張り強さ、絞り）が母材とほとんど変わらない値となっている。なお破断後の歪測定箇所の絞りは13.2%であった。

(b) 各種切欠き試験片の応力一歪曲線

図3.3.2および図3.3.3によると切欠き底近傍の最大歪量の大きさの順位は弾性歪集中係数の大きさの順になっている。

切欠きが歪集中に影響をおぼす範囲は切欠き底のごく近傍でありその様子は切欠きが鋭いほど、また公称応力が高いほど切欠き底の狭い範囲にある傾向である。さらに塑性域における歪分布形状は弾性域の場合と異なり相似形とはならずしたがって切欠き断面上の各位置における歪硬化係数は等しくないことが判る。これらのことから塑性域における歪集中率は弾性域より大きくなることが推察できる。

図3.3.2～図3.3.4によると溶接接頭を有する場合は切欠きのみを有する場合にくらべ歪の絶対値は減少するが、歪分布形状はほとんど変りがないようである。これは図3.3.5および図3.3.6からも明らかである。

(c) 絞りと弾性歪集中係数との関係

図3.3.7によると各試験片とも、切欠きが鋭くなるほど絞りが減少している。これは弾性歪集中係数が大きいほど切欠き底近傍の歪の拘束度が大きくなることおよび歪勾配が大になることによると思われる。

以上(b), (c)については定性的には昨年度実施した軟鋼と同じである。

(d) 静的強度と弾性歪集中係数との関係

切欠き試験片の静的強度（引張り強さ）は切欠き底近傍の歪の拘束が強度を上昇させ、歪集中が強度を低下させていると考えることができる。したがって切欠き材の静的強度は、切欠きの存在により絞りが小さくある傾向と切欠きが鋭くなることにより歪集中が大きくなる傾向との相互に影響されるが図3.3.8によると前者の影響が支配的で平滑試験片に比べて強度が上昇し以後 $\alpha = 7.2$ まで強度の低下がみられない。また切欠きを有する場合には母材と溶接材の静的強度にはほとんど差があらわれていない。

これらのこととは軟鋼の結果（切欠きが鋭くなるほど静的強度が低下し、母材にくらべ溶接材の静的強度が高い）と異なっている。

以上の実験結果からのみでは、静的強度と切欠き形状あるいは溶接の影響との間に定性的な関係が求められなかつたが、定性的には次のような事が判った。

- 切欠き底近傍の最大歪量の大きさは弾性歪集中係数の大きさの順になる。
- 塑性域における歪分布形状は弹性域の場合と異なり相似形とならずしたがって塑性域における歪集中は弹性域より大きくなる。
- 溶接接手を有する場合は切欠のみを有する場合よりも材質硬化のため歪の絶対値は小さいが、歪分布形状は切欠きのみのものとあまり変らない。
- 絞りは弾性歪集中係数が大になるにしたがって減少する。

以上は昨年度実施した軟鋼と定性的には同じであるが、軟鋼が：

- 溶接接手試験片の引張り強度が母材試験片よりも大きい。
- 引張り強さは $\alpha = 2.2$ 付近から α が増加するにしたがい減少する、という結果が得られたのに対しHT-50は次のようであった。
- 切欠きを有する溶接試験片と母材試験片の静的強度は、ほとんど変りない。
- $\alpha = 2.2$ 付近から $\alpha = 7.2$ 付近まで静的強度は減少しない。

(e) 疲労試験

(a) 路微鏡観察結果

(i) C型試験片

疲労クラックは板巾表面および板厚面内に数個発生し、板巾方向に進展するとともに板厚面内のクラックとも連結し破断に至った。とくに余盛付の溶接試験片(SWC)の場合には、クラックは板巾面の余盛止端部から発生した。

(ii) E型試験片

疲労クラックは切欠き底近傍の3軸応力状態の影響で、はじめ板厚面内中央付近に発生し進展して板巾表面に達した。

クラック発生までに板巾表面内で疲労損傷の大きいところは、切欠き先端からおよそ1mm程度の範囲内でクラック発生後は、その先端付近では0.5mm程度であった。

(b) 平滑材の時間強度

平滑母材試験片は、極めて高い荷重の片振り引張り試験のためサイクリック・クリープの現象を示し破断に至った。余盛を除去した突合せ溶接試験片は、溶接による材質硬化の影響ですべて母材部から破断した。余盛付突

合せ溶接試験片は高応力域では余盛による歪集中の影響よりも、サイクリック・クリープによる母材部の断面減少の影響が大きく母材部から破断したが、低応力域では歪集中の影響が支配的となり、余盛止端部でクラック発生進展という形で破断に至った。今回の実験ではこの限界応力は $\sigma = 49 \text{ kg}/\text{mm}^2$ 、寿命で 5×10^3 回であった。母材で破断した試験片はすべて静的引張り試験の場合と同程度あるいはそれ以上の絞りを示す巨視的には延性破壊の様相を呈していた。注意すべきは溶接試験片で母材から破断した試験片すべてが母材試験片の時間強度よりも低いことである。

図 3.3.12 の破断後の伸び分布曲線によると溶接試験片は、溶接による材質硬化あるいは余盛による断面積増加によりその部分が母材試験片にくらべ伸びが極端に減少している。

(c) 切欠き材の時間強度

(i) C型試験片

寿命 N_f が 10^3 回以下の場合には、破断はクラック発生、進展という型式よりはむしろ平滑材に近いサイクリック・クリープの様相を呈して疲労破断している。寿命が 2×10^3 回以上になると断面減少は少なく、したがってクラック発生、進展という型式をとっている。

図 3.3.10 によると余盛付の溶接試験片の強度が最も高く、余盛を除去した溶接試験片が中間で母材試験片の時間強度が最も低くなっている。

母材試験片と溶接試験片の強度の差異は、溶接による材質硬化が切欠き底近傍の歪値を減少させていることおよび疲労試験中の断面減少すなわちサイクリック・クリープ的な現象に対して有利に働き試験中の実質的な応力上昇が少ないことによるものと思われる。

また余盛付と余盛除去試験片の強度の差異は、断面減少が余盛による拘束のため余盛除去試験片に比べ少なくその影響が余盛の歪集中による強度低下に勝っているためと考えられる。

さらに C 型の溶接試験片が平滑母材試験片より時間強度が高くなっているのは、疲労試験中の断面減少が溶接あるいは切欠きの拘束による影響などで少なく比較的公称応力に近い応力振幅をうけるのに対し、平滑母材では著しいサイクリック・クリープのため実質的な応力上昇が大きいことを考慮しないで公称応力による表示法を用いた結果と考えられる。

(ii) E型試験片

図 3.3.11 によると余盛を除去した溶接試験片の強度が最も高く余盛付溶接試験片が中間で、母材試験中の時間強度が低くなっている。

母材試験片と余盛除去試験片の強度の差異は、溶接による材質硬化が、高応力域においては、き裂進展寿命を高め、低応力域においてはき裂発生寿命を高めていることが原因と思われる。（図 3.3.13 および図 3.3.14 参照）

余盛付溶接試験片が高応力域で、母材試験片より時間強度が高いことの原因として、余盛による歪集中のための強度低下よりも材質硬化の影響および切欠き部の拘束が余盛による断面積、増加で母材のそれより強く、したがって断面減少が少なく応力上昇が母材にくらべて少ないととの 2 つの相互影響が大きいことによるものと考えられる。また低応力域で母材の時間強度よりも低下する傾向にあるのは余盛による歪集中の影響が支配的になるものと考えられる。

(d) クラック発生

前述のように C 型試験片に対しては、明確なクラック発生を定義することは困難であった。それゆえ今回の実験ではクラック発生は E 型試験についてのみ考察を行なった。

E 型試験片では、クラックは、ほとんどはじめ板厚面内に発生しその正確な発見が困難なため、今回の実験ではクラック発生として板厚面内を貫通後板厚方向におよそ 0.2 mm まで達したときに決めた。

図3.3.13によると切欠き部最小断面の公称応力が同じ場合には、高応力域で、ほとんど差がないが低応力域では、クラック発生順位が、余盛付溶接試験片、余盛除去溶接試験片の順になっている。これは材質硬化がクラック発生寿命を高めているものと思われる。また低応力域になるにしたがい、余盛による歪集中の影響が支配的になっていく。

図3.3.14によると溶接試験片では、クラック発生寿命が実験範囲内でおよそ全寿命の20%でほとんど一定である。

(e) クラック進展

図3.3.15によるとクラック長さが1mm程度までは、いずれの場合も進展速度が早くそれ以後やや進展速度が遅くなり、次第に断面積減少による公称応力の増加により進展速度が早くなり破壊に至っている。

これは前述のようにクラック発生までの切欠き先端の著しい損傷域が1mm程度であること、あるいは図3.3.6の歪分布によると歪が極めて大きいのは切欠き先端から1mm程度のところであることからも、切欠き底にクラック発生後1mm程度まではクラック進展速度が早いものと考えられる。

なおC型およびE型試験片についてクラック発生、進展の観察を行った結果、クラック進展と応力振巾とクラック長さのみで考えることは、クラック長さが短い場合には注意する必要がある。すなわち切欠き底近傍では、クラック発生までに材料がうけた疲労損傷の程度が異なりそれが大きく進展に影響しており、したがって進展速度は初期には、切欠き形状の影響をうけるようである。

実験結果からおおよそのことが判った。

- a. 溶接による材質硬化は時間強度を高める。
- b. 突合せ溶接の余盛の影響は低応力域になるにしたがい歪集中として支配的となり強度を低下させる。
- c. クラック発生および初期の進展速度には、切欠き底近傍の応力および歪分布が重要な影響をおぼす。

表 3.3.1 試験片形状および寸法

ρ	$(PW)_c$	PW	S	SW	SW_c	$(SW_c)_c(2.2)$	$S_E(7.2)$	$S_c(2.2)$	S
平行部									
形状									

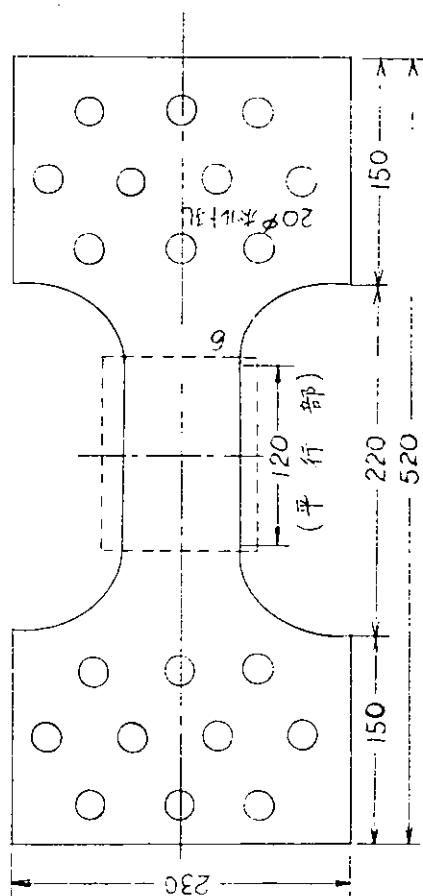
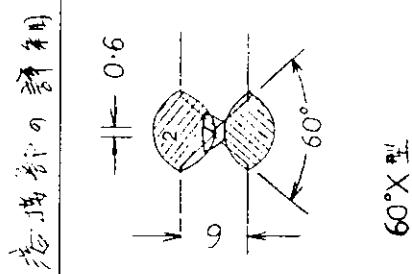


表 3.3.2 化学成分 %

材 料	C	Si	Mn	P	S
H T - 5 0	0.13	0.30	1.20	0.015	0.020

表 3.3.3 機械的性質

	σ_Y kg / mm ²	σ_B kg / mm ²	伸 び %	絞 り %
平滑母材	41.4	52.6	22.5	56.4
平滑溶接材	40.0	52.2	19.8	54.0
S _C		55.6		43.7
S _E		55.5		36.0
(S _{W_C}) _C		55.7		40.8
(S _{W_E}) _C		56.0		27.6

表 3.3.4 溶接条件

溶接棒		層 数	電 壓	電 流	速 度
種類	直 径	表 2	アーチ 30V		
L B - 5 2	3.2	裏 1	無負荷 75V	110A	130mm/min

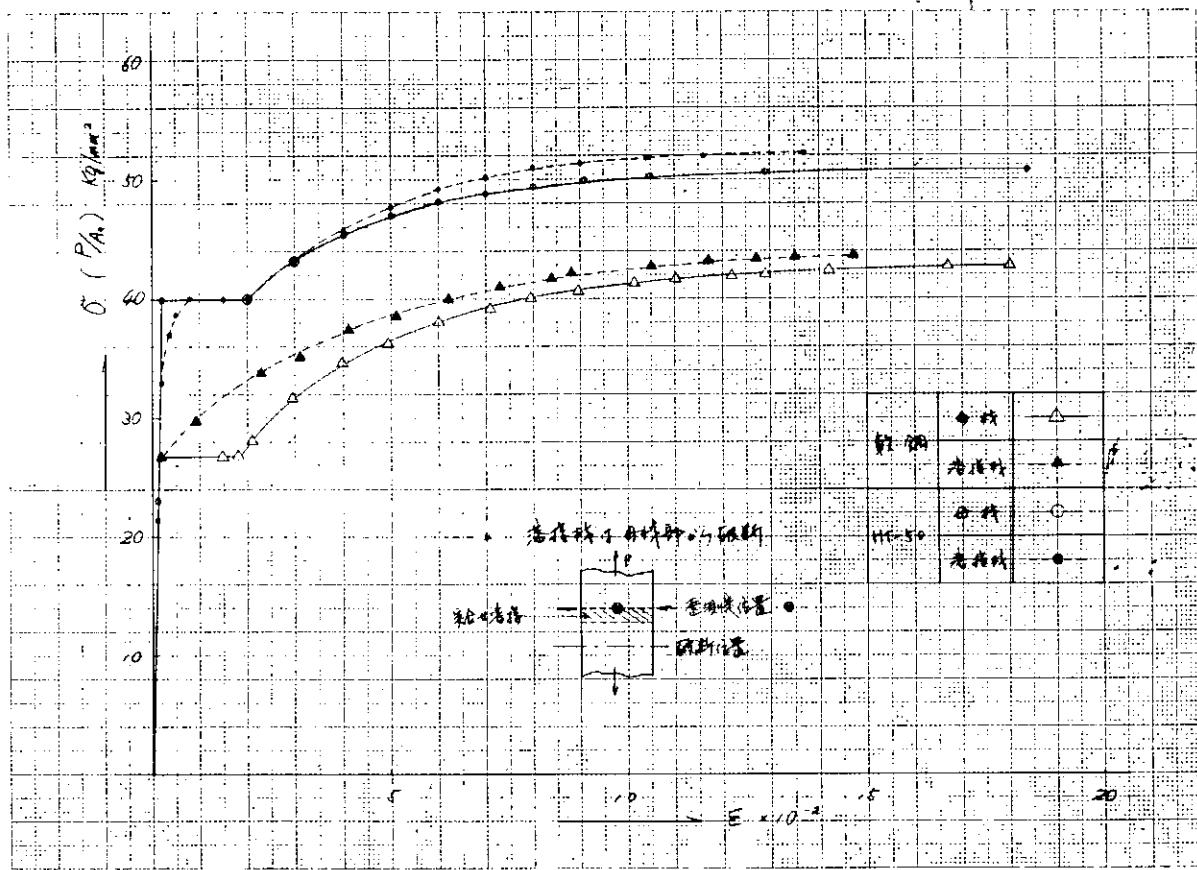


図 3.3.1 平滑材の公称応力一公称歪曲線 (HT-50)

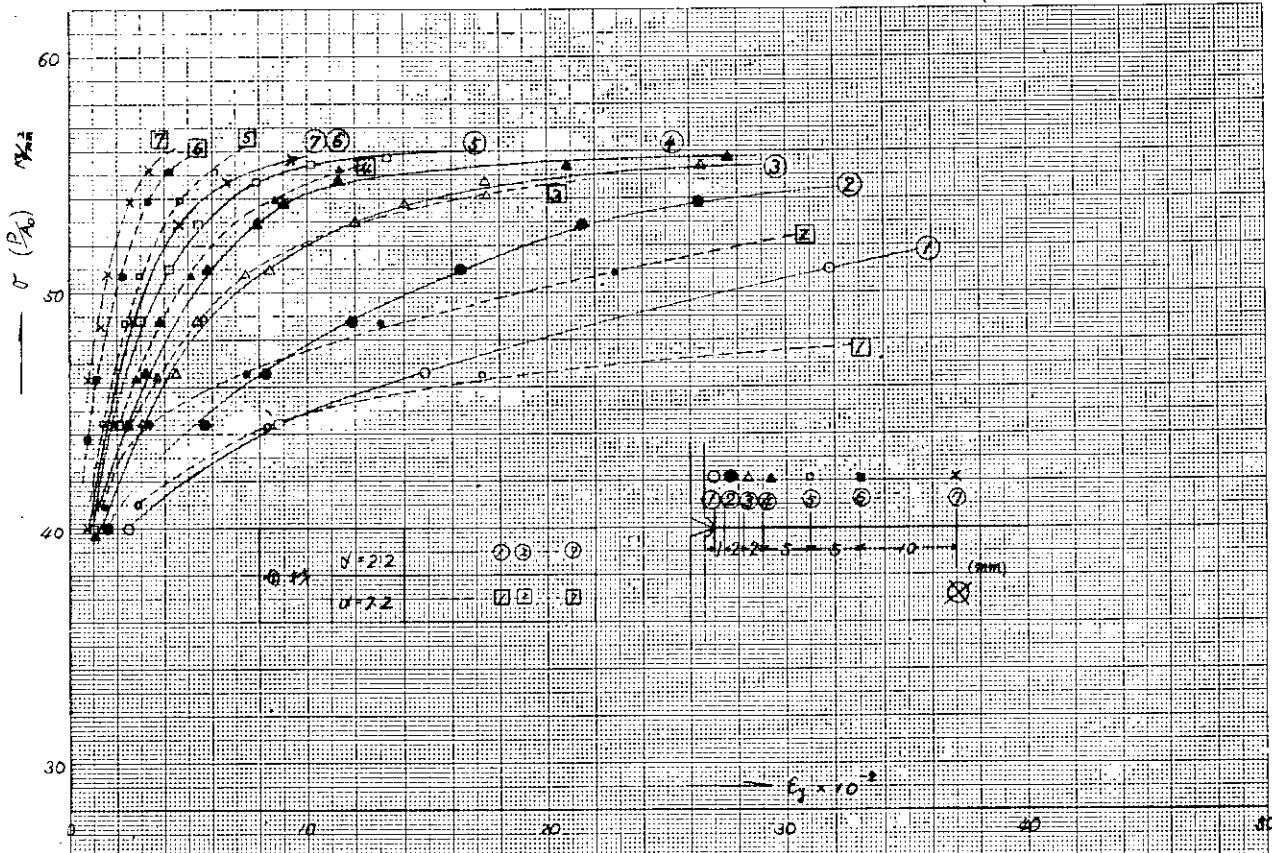


図 3.3.2 母材の公称応力一公称歪曲線図 (HT-50)

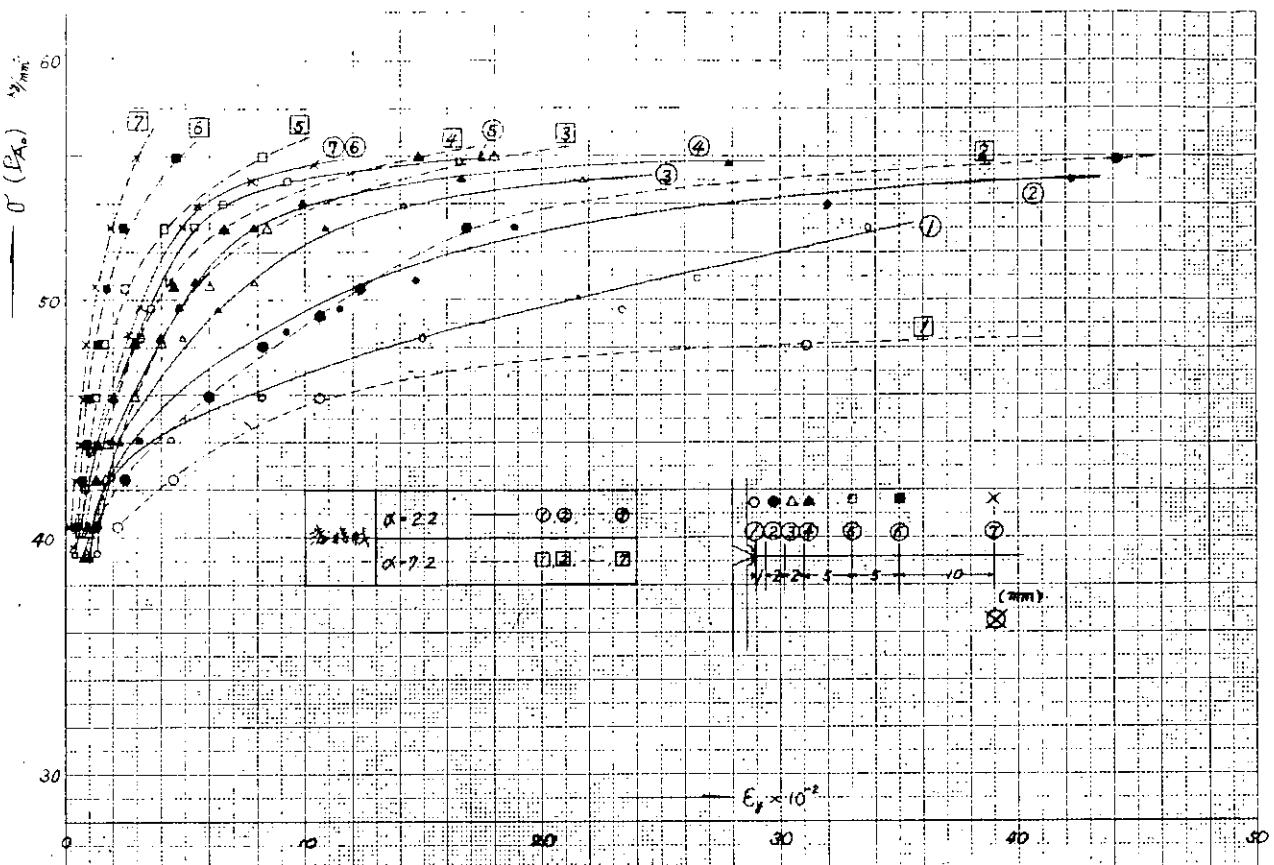


図 3.3.3 溶接材の公称応力
—公称歪曲線
(HT-5.0)

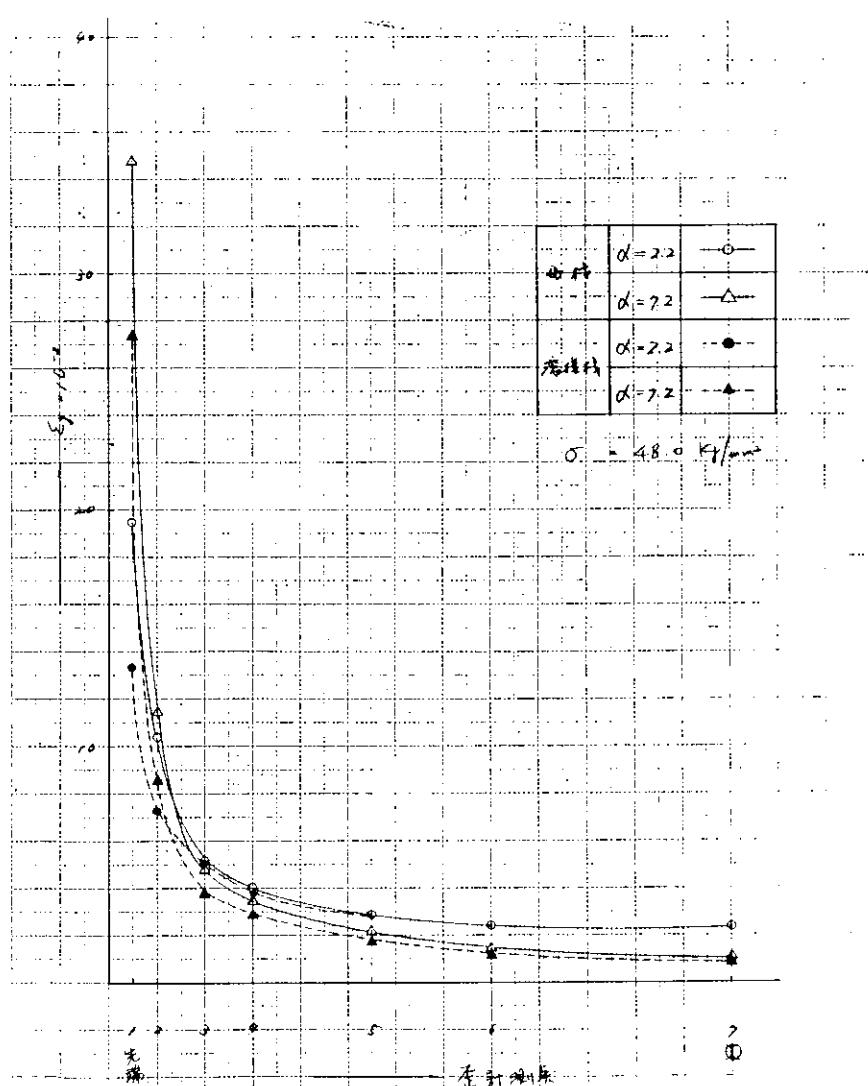


図 3.3.4 各種切欠き試験片の
歪分布

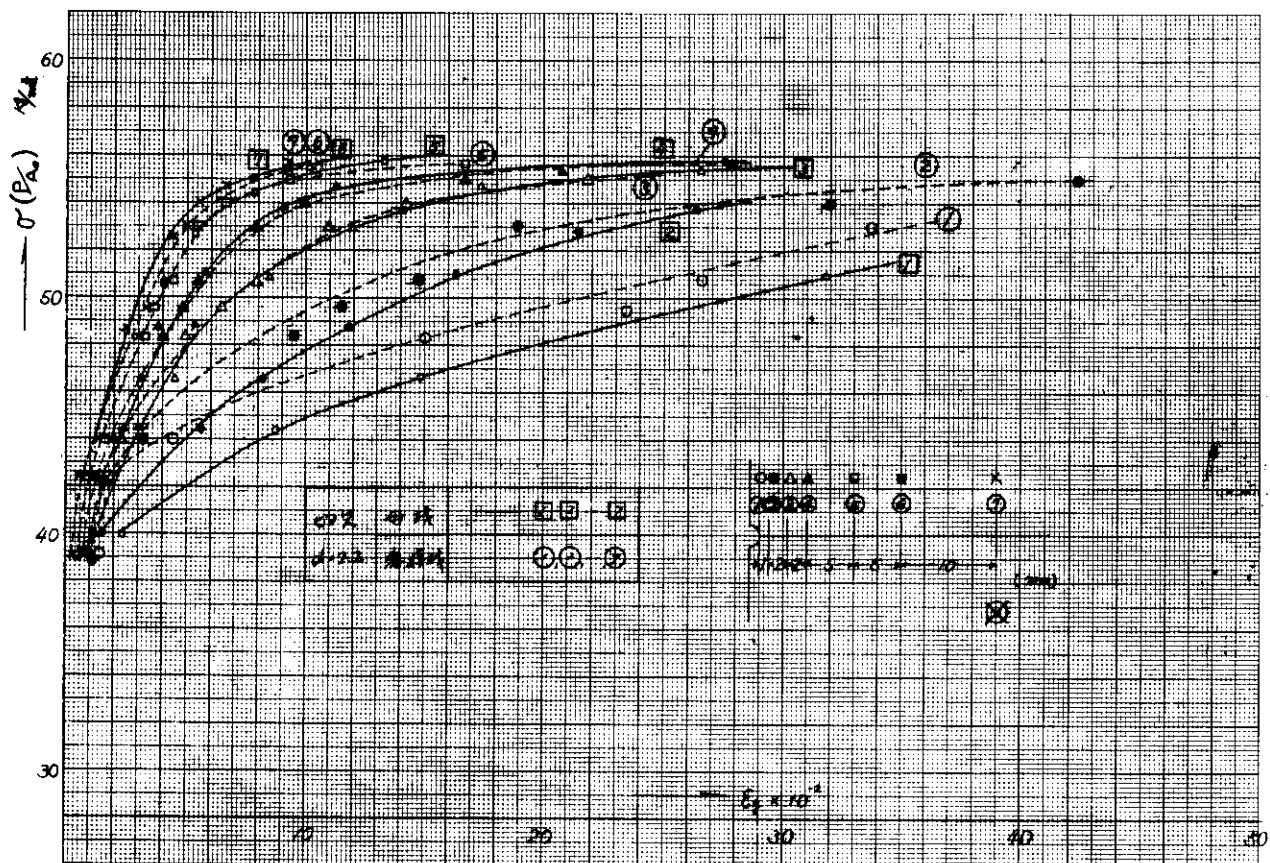


図 3.3.5 切欠き材 = 2-2 (母材、溶接材) の公称応力—公称歪曲線 (HT-50)

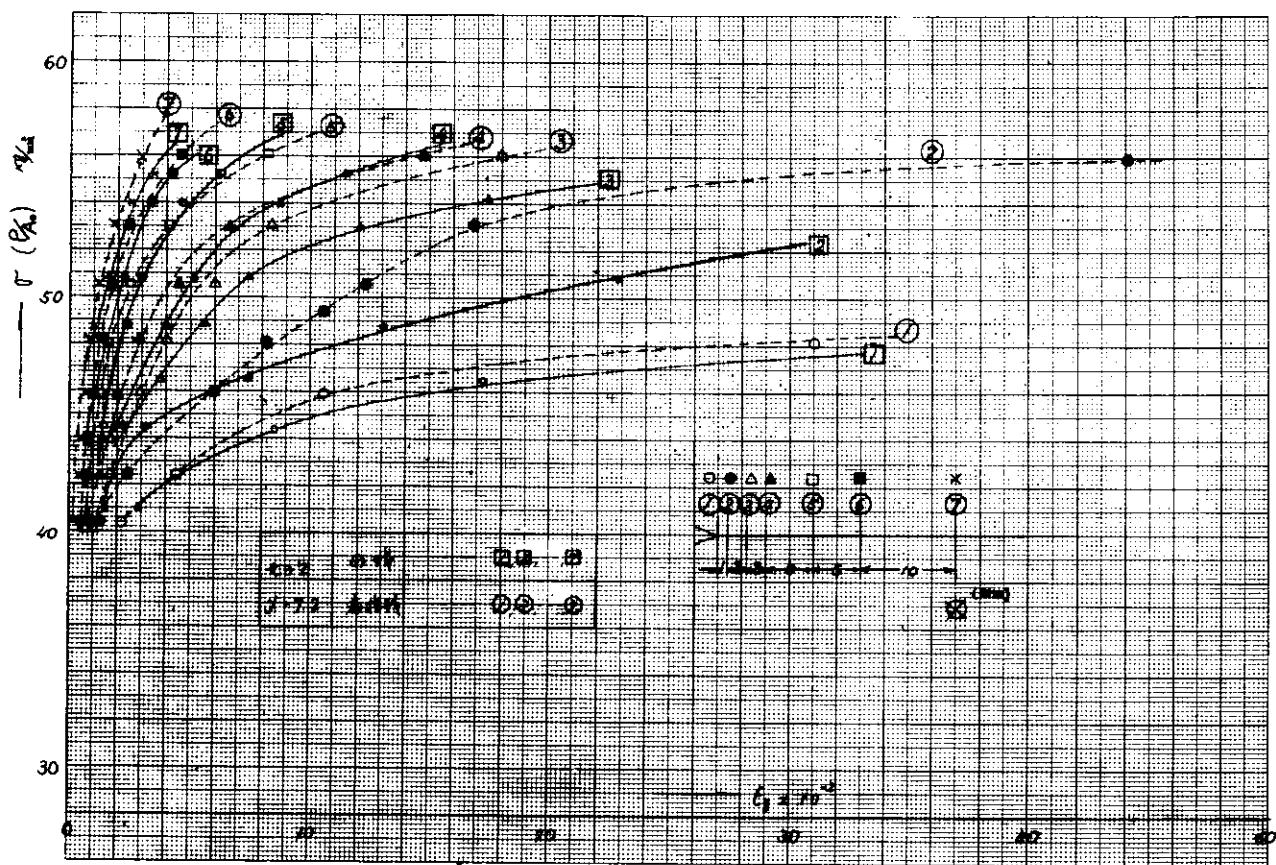


図 3.3.6 切欠き材メリット (母材、溶接材) の公称応力—公称歪線図 (HT-50)

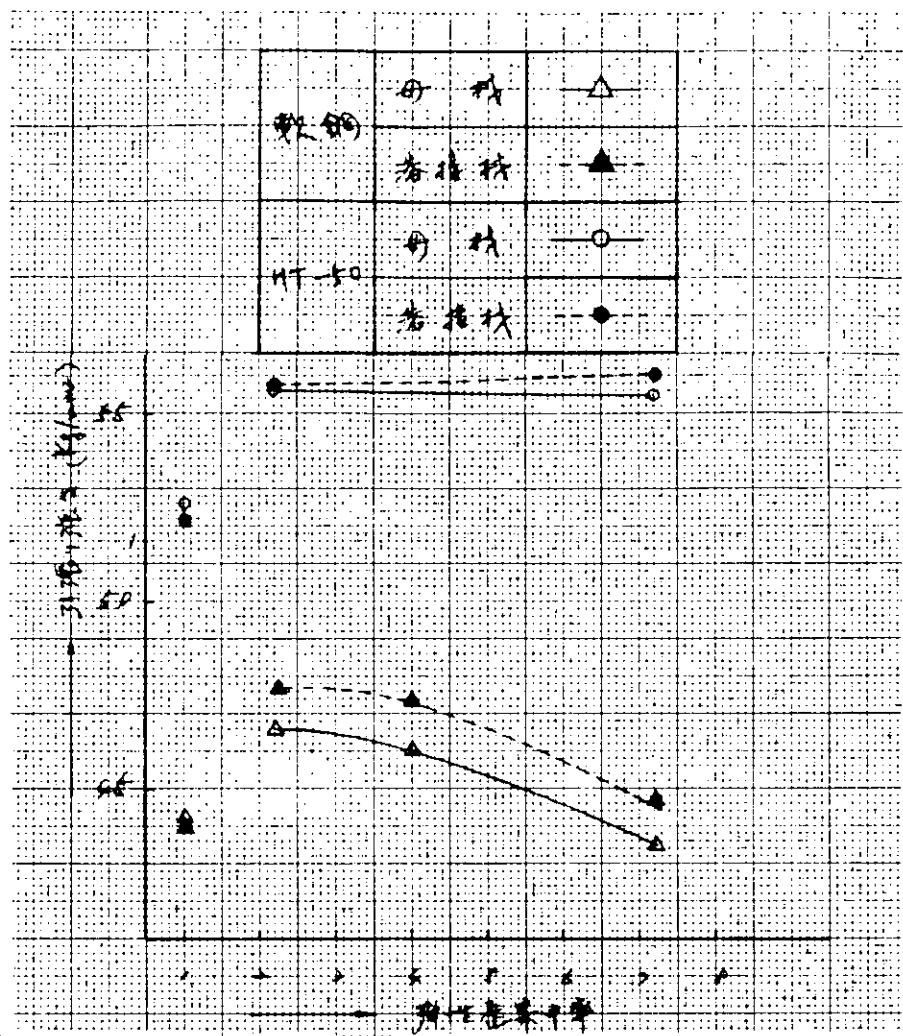


図3.3.7 継りと弾性率集中率との関係

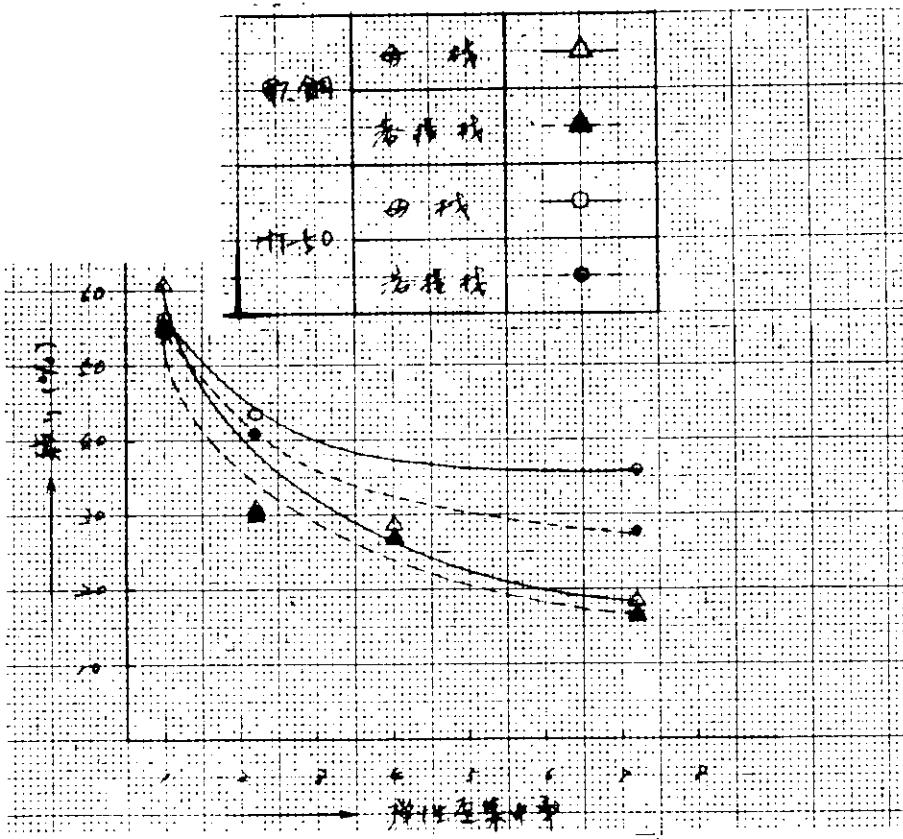


図3.3.8 引張り強さと弾性率集中率との関係

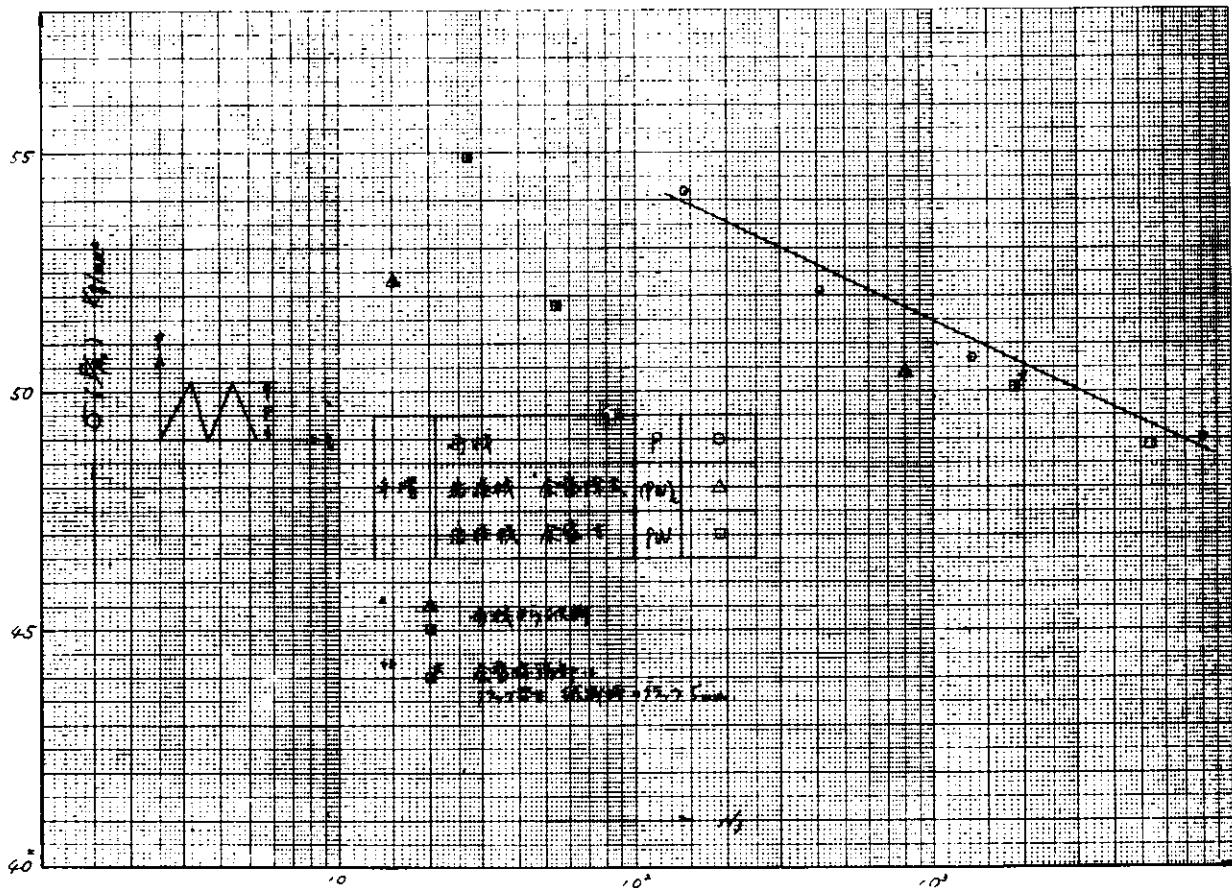


図 3.3.9 平滑材 ($P(PW)$ PW) の S—N 線図 (HT=50)

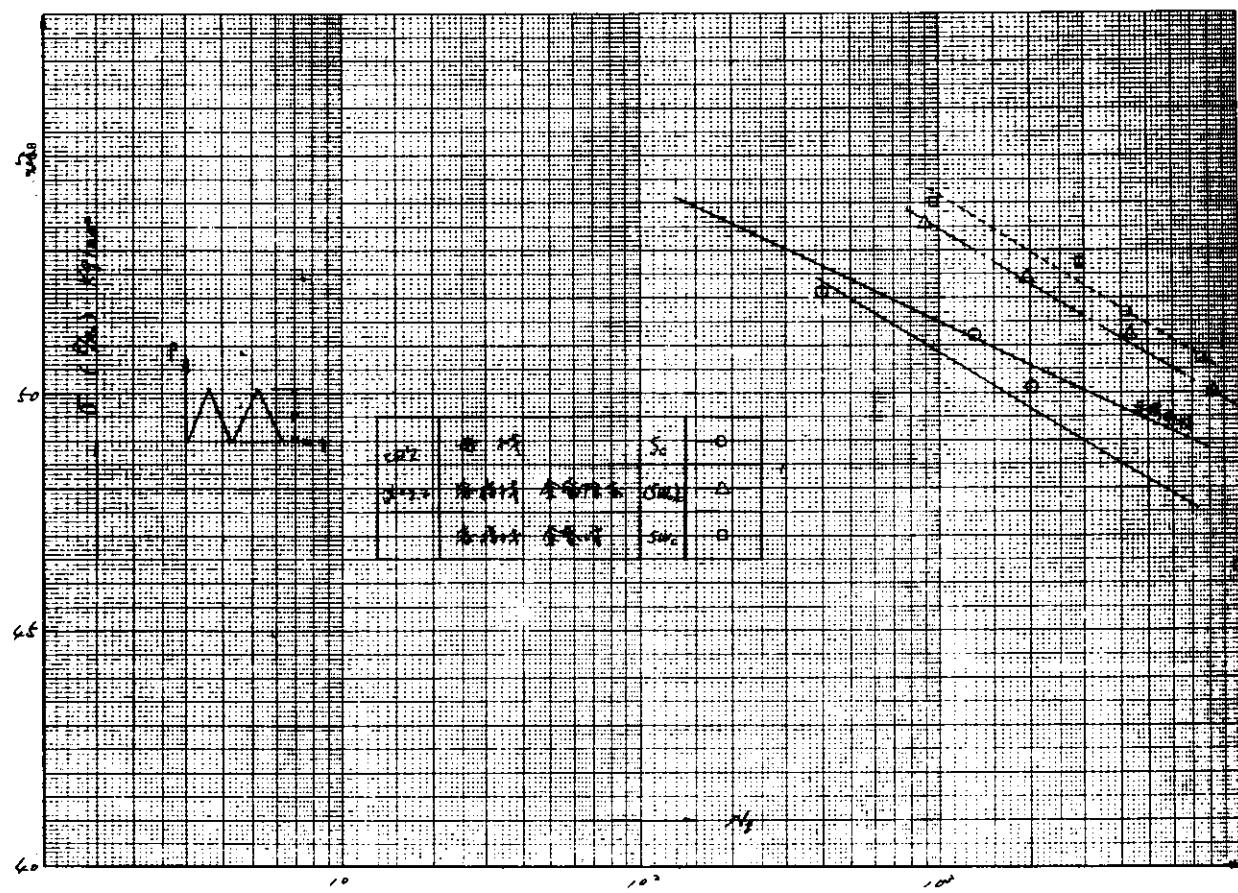


図 3.3.10 切欠き材 (sc (swc) swc) の S—N 線図 (HT=50)

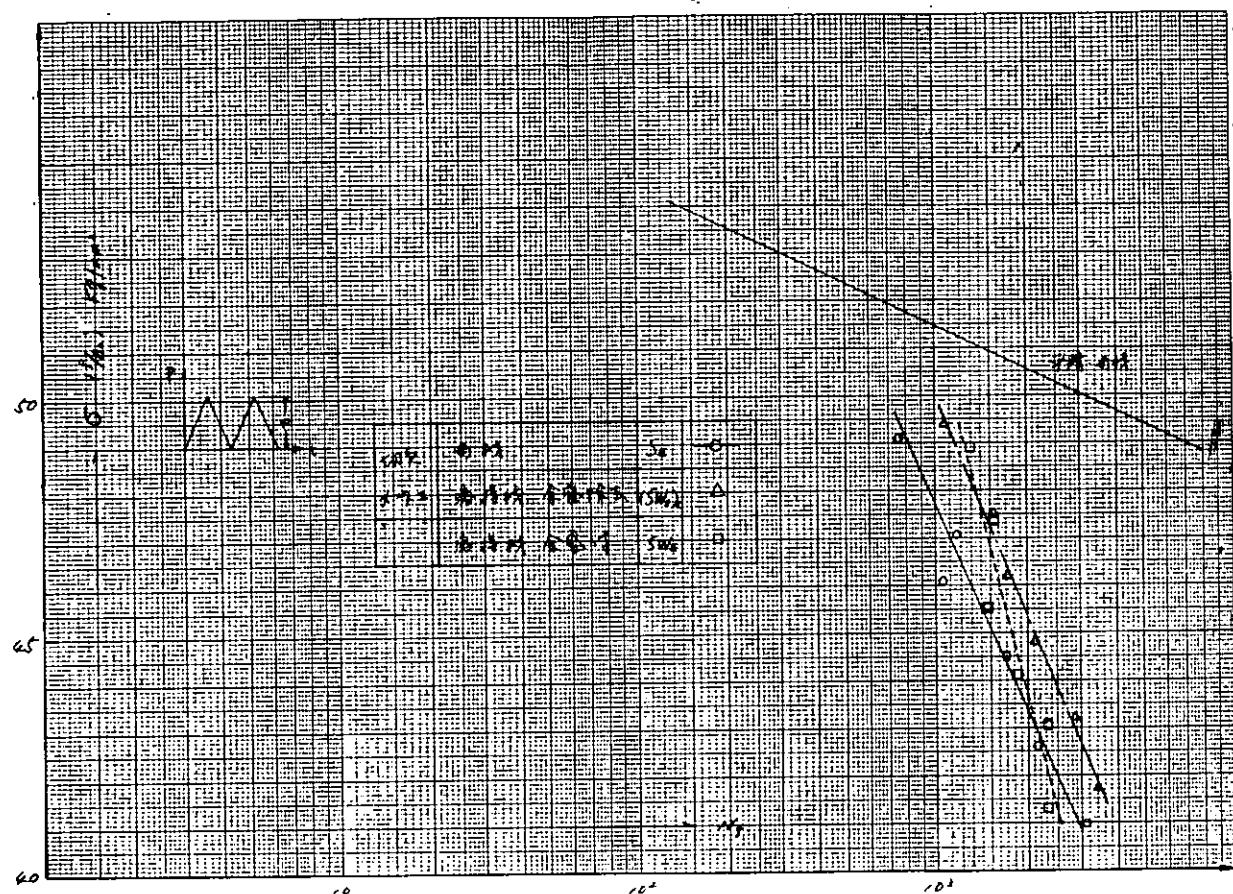


図 3.3.1.1 切欠き材 (S_E (SWE)c SWE) の S—N 線図 (HT=50)

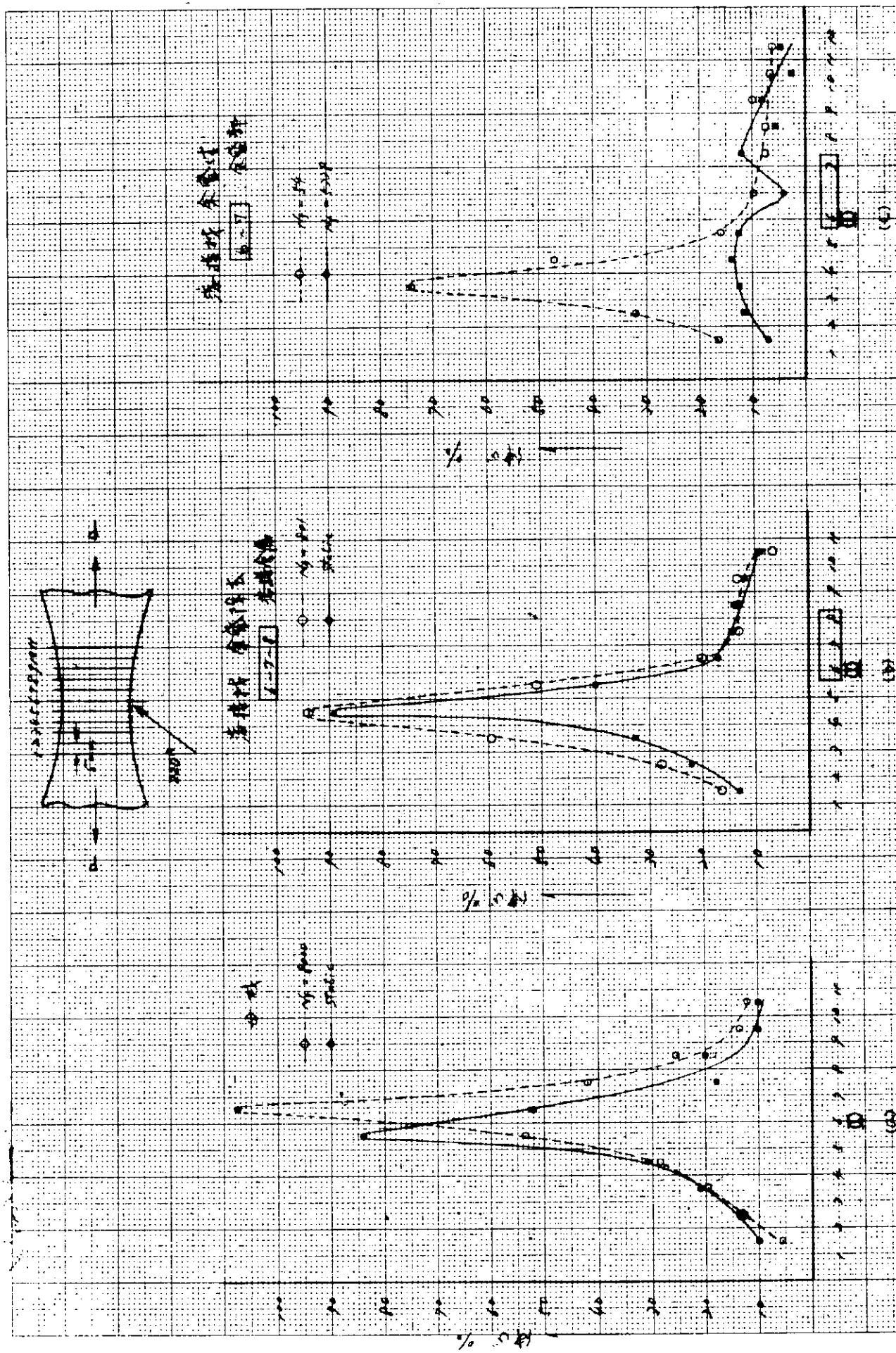


図 3.3.12 平滑試験片の破断後の破断片の伸び分布

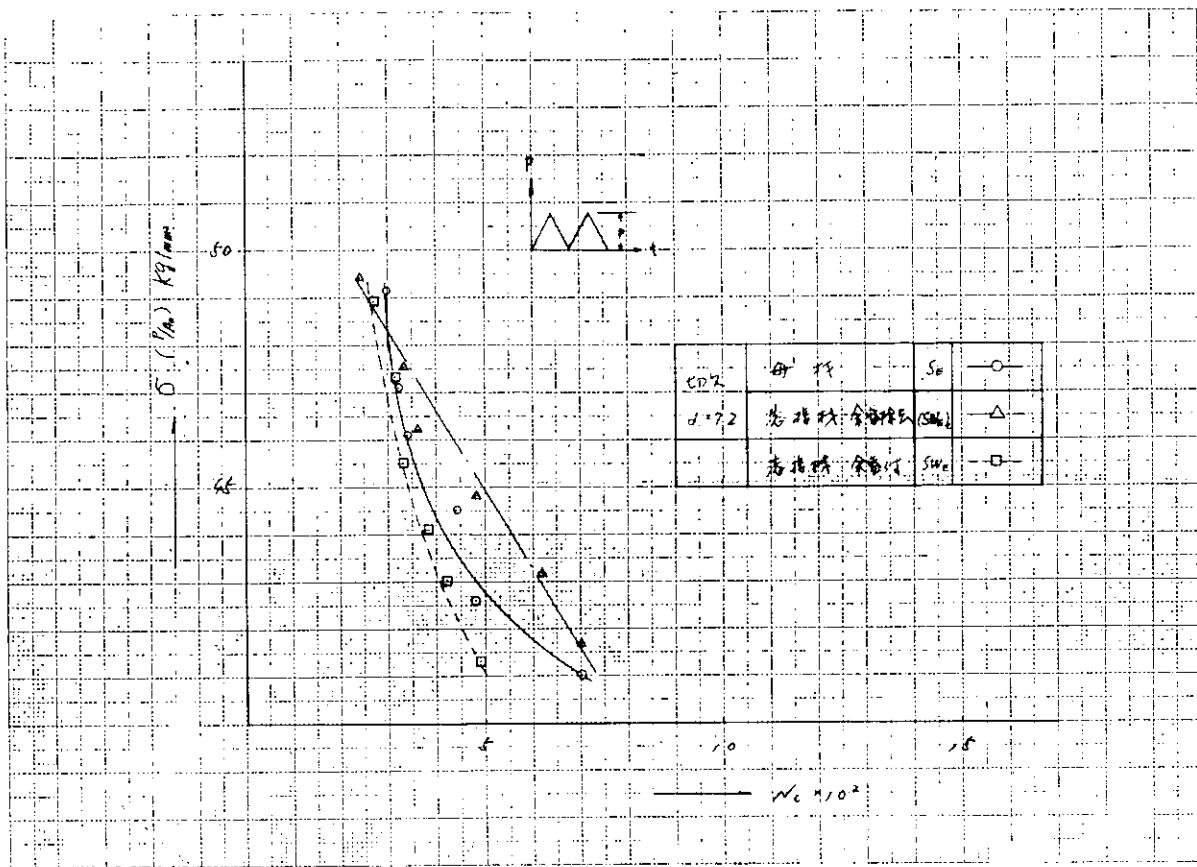


図 3.3.1.3 クラック発生時の $\sigma - N_c$ 線図 (SE (SWE) c SWE)

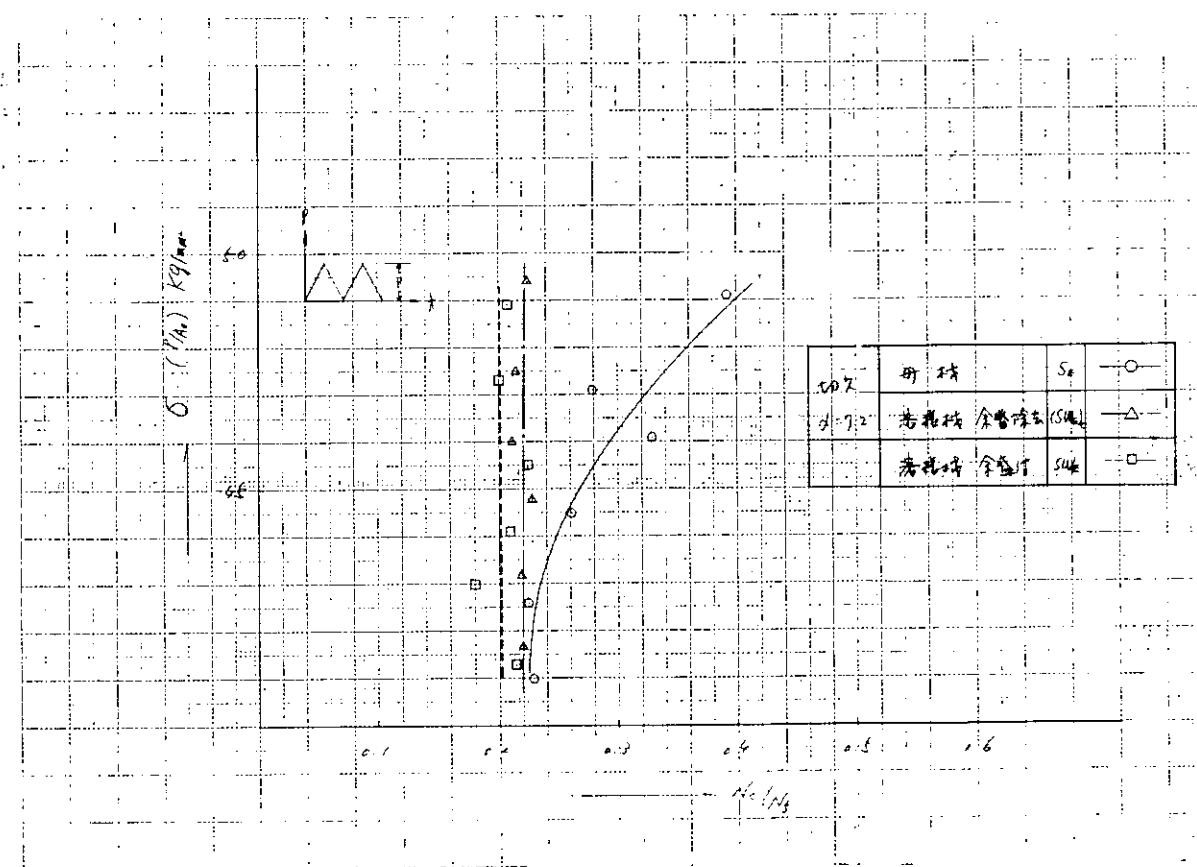


図 3.3.1.4 クラック発生時の $\sigma - N_c / N_f$ 線図 (SE (SWE) c SWE)

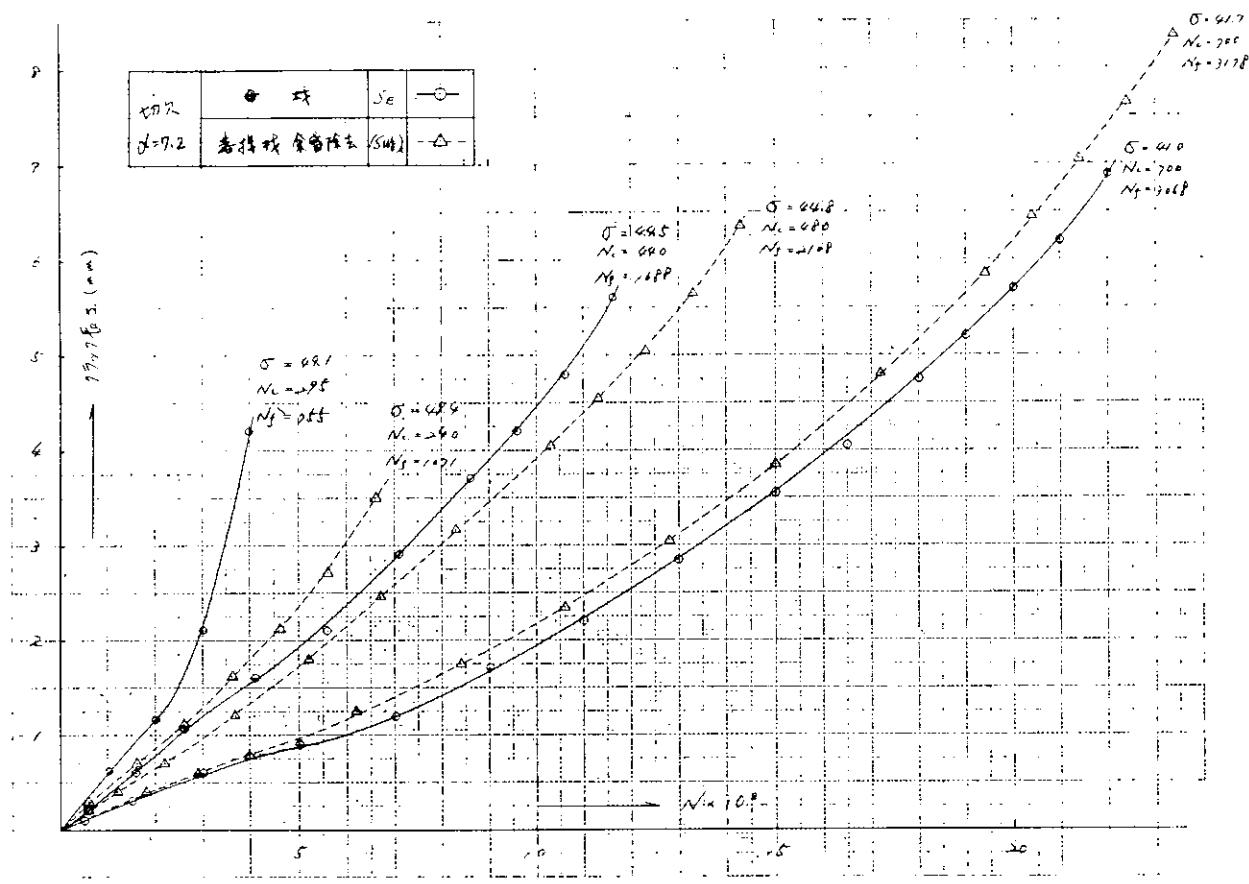


図 3.3.1.5 クラック進展曲線 (S_E (S_{wE})_c)

4 斜交隅肉継手の疲労強度

4.1 斜交隅肉継手の疲労強度

4.1.1 目的

斜交隅肉継手は船体構造において不可避な継手であるが、問題の多い個所の1つに数えられている。3年計画で部材の交叉角度および溶接開先をパラメタとして、斜交隅内継手の高サイクルおよび中サイクル疲労強度を研究している。溶接開先は年度毎に図4.1.1のように変え、第1年度はスリット状の不溶着部を、第2年度は3角形の不溶着部が残るものであり、第3年度はルートの溶込みが良いものである。本年度は第2年度にあたり、中央の開先を用いた。

4.1.2 試験

(1) 試験機

容量引張圧縮30TONのSchenck Program Pulser PBN型により試験を行なった。寿命が 10^5 サイクル附近ないしはそれ以上となる場合は、共振式駆動装置により繰返し速度約2000cpmで試験を行ない、寿命がそれよりも短い場合は油圧式駆動装置により90～150cpmのサイン波で試験した。

(2) 試験片

供試材は板厚10mmの圧延鋼板SS41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。

斜交隅肉継手試験片の形状寸法を図4.1.2に示す。交叉角度は90°, 75°, 60°および30°の4通りであり、いずれも試験片長手方向はロール方向と一致している。溶接は表4.1.2に示す要領で2.6φおよび4φの溶接棒により下向きで行なった。図4.1.2の継手部詳細図に示す脚長は平均値であるが、多層盛をしたことにもより、図4.1.3～6に示すように、場合によってはかなりバラツキがある。脚長の平均値とバラツキをまとめて表4.1.3に示す。90°の場合は平均が5.4ないし5.8mmで、NK鋼船規則に示す値よりも若干少なめである。比較のため、母材と突合せ継手の系列も試験したが、それら試験片の形状は斜交隅肉継手試験片の隅肉継手部のないもの、および突合せ継手に置きかえたものであり、他は全て同じ寸法である。

試験片のマクロ写真の例を写真1～4に示す。

溶接試験片には目進い等の誤差が不可避であるが、かなり大き目進いでも特別に区別せず使用した。アンダーカットは系列によつてはかなり多く、亀裂発生の原因になったと考えられる場合もあった。ブローホールも小数であったが見られ、ルートに熱間割れと考えられる亀裂が認められた系列もあった。

(3) 試験方法

試験はすべて完全片振荷重で試験した。母材試験片は全て2000cpmで試験したが、最大応力 σ_{max} が26kg/mm²以上では発熱を見られ温度は100°C程度と考えられる。

4.1.3 試験結果

(1) 引張試験

各系列とも2本ずつの引張試験を行なった。引張試験における伸び一荷重線図を図4.1.7に示す。図中に示す番号は、Aが斜交隅肉継手試験片を示し、Sは突合せ継手、Mは母材の試験片を表わす。Aの後の数字は交叉角度であり、ハイフンの後の数字は系列内の番号である。表4.1.4は引張試験の結果をとりまとめたものである。溶接試験片はいづれも母材にくらべ降伏点が高い。しかし、引張強度は90°をのぞきほとんど変わらない。伸びに関しては90°が非常に悪く、75°と60°は同程度でそれにつづき、30°がめぐらしく突合せ継手に近い。図4.1.8に交叉角度を横軸に、降伏点 σ_y 、最大引張強さ σ_u 、および破断強度 σ_f を縦軸にとってそれらの関係を示した。4.4年度のものでは交叉角度が小さくなるにしたがい強度が下るのに反し、4.5年度の試験片では交叉角度が小さくなるにつれて隅肉の層数の増すのでかえって強くなっている。破断箇所は90°、70°および60°が隅肉であり、他は母材

であった。

図4.1.9～13は斜交隅内継手試験片および突合せ継手試験片に応力集中ゲージを貼布して、引張試験時に測定した歪に弾性係数を乗じて求めた応力分布である。最大応力の測定値と平均応力との比、すなわち応力集中係数 K_t と平均応力 σ_n との関係を図4.1.14に示す。平均応力が増加するにつれて K_t が変化するのは、形状が複雑なために局部的な塑性変形が生ずることよりは、試験片の不整によると考えられる。図中の白スキーの点は同一試験片の大きな方の K_t を示し、黒点はそれとほぼ点対称な点の K_t であり、上のことは両者の比較からも伺える。図4.1.14のGauge No.に示す数字は図4.1.9～13の測定点を示す数字に対応する。

図4.1.15～18は引張試験における平均応力 σ_n と、引張りによって生じた曲げモーメントおよび中板の回転角との関係を示す。曲げモーメントは、平行部の両面に貼付した歪ゲージの測定値から中板中心部に生じたモーメントを求めた値で計算値であり、回転角は実測値である。交叉角度が小さくなるほど曲げモーメントの値が上昇し出す平均応力は小さくなっている。曲げモーメントや回転角が σ_n が $20\text{Kg}/\text{mm}^2$ を超える附近から増加するのは局部的な降伏のためと考えられる。

(2) 疲労試験

図4.1.19～22に斜交隅内継手試験片の疲労試験結果を昭和44年度の分と合せてS-N曲線として示す。△印は44年度分、○印は45年度分の試験結果である。○印のそばに括弧に入れて示す数字は、試験片を破断に至らしめた主な亀裂の伝播経路を示し、図4.1.24の数字と各系列ごとに對応する。図4.1.23は比較のために行なった母材および突合せ継手の試験片の疲労試験結果である。45年度分では 2×10^6 で疲労限に達するとして整理した。

図4.1.19に示す 90° の場合は、44年度と45年度とでは開先形状その他がほとんど変わらないため、疲労強度もほとんど一致している。主亀裂はほとんど(1)のルートからの亀裂であるが、(2)あるいは(3)のトウからの亀裂も破断時には相当大きなものが見られることが多い。

図4.1.20に示す 75° の場合は、44年度分では鈍角側から破断した場合が多かったのに反し、45年度分では1点をのぞき全て鋭角側の亀裂で破断した。トウからの亀裂で切れた場合の方が、ルートからの亀裂で破断した場合よりも若干短寿命側になる傾向が見られる。

60° の場合は、図4.1.21に見るよう、短寿命の場合には鈍角側のルートから破断し、長寿命側ではトウ部から破断する傾向が見られる。鈍角側から破断する傾向は44年度と同様である。

30° の場合は、図4.1.22に見るよう実験室のバラツキが非常に大きく、破断に至らしめた亀裂の伝播経路も多種である。ほとんど鈍角側から破断に至っているが、鈍角側は溶接の層数が最も多いので図4.1.6に見るよう脚長のバラツキが大きいためと考えられる。この場合は鈍角側のトウが最も亀裂の発生しやすい個所になっている。

44年度と45年度の突合せ継手の相違は、45年度のものが完全溶け込みであるのに対し、44年度のものが中央に $1 \sim 2\text{mm}$ 程度の不溶着部を残していることである。完全溶込みのものは例外なくトウ部からの亀裂で破断したが、不溶着部のある場合はルートからの亀裂で破断した。しかし疲労強度については、図4.1.23に見るよう長寿命側では差が少くなり、疲労限はほぼ同じである。

図4.1.25は図4.1.19～23のS-N線図のSummary Plotである。突合せ継手と比較すると、斜交隅内継手の疲労強度は短寿命側で一般に差が大きくなるが、 75° の場合はほぼ平行移動の関係になっている。今年度分に関しては 90° が最も悪く、交叉角度が小さくなるにつれて疲労強度が上る傾向にある。 30° と 60° は $1\text{kg}/\text{mm}^2$ 程度の差になっていて、 75° は長寿命側では 90° と一致し、短寿命側で 60° の疲労強度と同じ程度まで上昇している。

斜交隅内継手の時間強度を対応する突合せ継手の時間強度との比で表わし、交叉角度との関係をプロットすれば図4.1.26のようになる。ここで、基準とした突合せ継手は完全溶込みの本年度のものである。白スキーの点は本年

度分であり中実の点は44年度分であるが、傾向の相違が明らかである。中央に溶込み不足のある突合せ継手は、完全溶込みのものの約80%程度の時間強度であることがわかる。30°の場合は、44年度分は38~45%であるのに対し、45年度分では約2倍の85~88%の時間強度となっている。60°の場合は、44年度分では44~47%であるのに対し、45年度分では74~82%である。90°の場合は、44年度で53~57%、45年度は58%となり、あまり差がない。75°の場合は、44年度では38~48%程度であるが、45年度では58~79%であり長寿命側では悪く、短寿命側では良くなる傾向が見られる。

本年度分では交叉角度が小さくなるにつれて疲労強度が上昇するのは、1つには鈍角側のルートの溶け込み量が増加することによると思われる。また、鈍角側のルートは溶接金属の形状が一定になってはいないが、不溶着部による応力集中の効果が、44年度のスリット状の不溶着部にくらべて小さいことも理由にあげられるかもしれない。

4.1.4 結 言

板面に垂直に切断した部材を、傾斜している部材に隅肉溶接した継手の疲労強度を実験的に求めた結果、次の結論を得た。

- 1) 斜交隅肉継手の疲労強度は、十字隅肉継手のそれにくらべ、適切な肉盛を行なえば高くなり、突合せ継手の疲労強度の80%以上にすることもできる。
- 2) 不溶着部の形状および寸法は大きな影響をもつと考えられる。ルートの溶込み量を多くすることで、疲労強度は改善され、30°の斜交隅内は十字隅内よりも約50%高い疲労強度にすることができた。隅内の大きさも異なるため直接の比較はできないが、44年度のものにくらべて疲労強度が一般に高いのは、不溶着部の形状の差も影響していると思われる。

表 4.1.1 供試機の化学成分と機械的性質(ミルシート)

化学成分 (%)

C ×100	Si ×100	Mn ×100	P ×1000	S ×1000
16	2	81	7	19

機械的性質

引張試験 (G.L.=200mm)			曲げ試験
降伏点 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	
28	42	31	Good

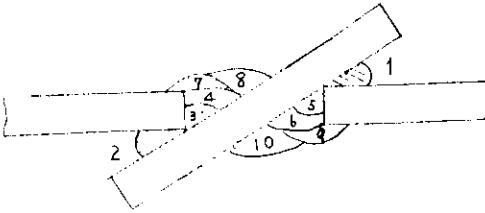
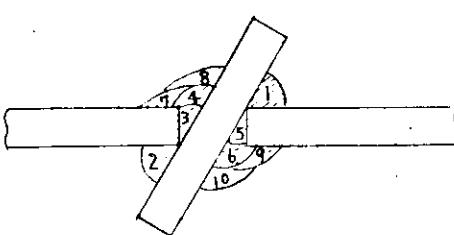
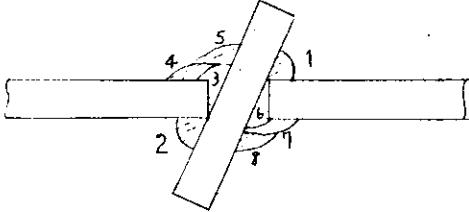
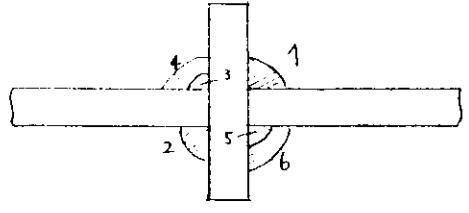
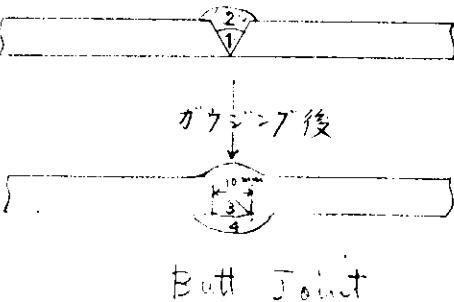
表 4. 1. 3 脚長の平均とバラツキ

交叉角度 θ°	脚長 $f_i \text{ mm}$	平均値 $f_i \text{ mm}$	標準偏差 $S_1 \text{ mm}$	変動率 S/f_i	
90	f_1	5.8	1.0	0.17	$\bar{s}/f_i = 0.22$
	f_2	5.4	1.1	0.26	
75	f_1	10.9	1.1	0.10	$\bar{s}/f_i = 0.14$
	f_2	9.8	1.0	0.11	
	f_3	5.6	1.0	0.20	
	f_4	6.4	0.7	0.11	
60	f_1	11.7	1.9	0.18	$\bar{s}/f_i = 0.13$
	f_2	12.1	1.2	0.10	
	f_3	6.4	0.7	0.11	
	f_4	6.8	0.9	0.13	
30	f_1	19.7	3.2	0.16	$\bar{s}/f_i = 0.21$ * 0.20以上 (\bar{s}/f_i)
	f_2	5.1	1.7	0.33	
	f_3	8.9	1.8	0.20	
	f_4	8.6	1.2	0.14	

表 4. 1. 4 試験片の引張試験結果

試験片	降伏点 (kg/mm^2)		引張強さ (kg/mm^2)	破断 個所
	上	下		
母材	25.9	24.7	41.7	母材
突合せ継手	27.8	27.6	46.5	母材 (平行部)
斜交隅肉継手 (90°)	26.9	26.6	34.0	隅肉
" (75°)	27.2	26.9	43.7	"
" (60°)	27.0	26.6	43.2	
" (30°)	26.6	26.4	44.7	母材 (平行部)

表 4.1・2 溶接条件

開先形状	バス	棒径	電流	電圧
 $\theta = 30^\circ$	1~2 4~10	2.6 mm 4.0	100 Amp 165	22 Volt 27
 $\theta = 60^\circ$	1, 2 3, 5 4, 6 7, 9 8, 10	4 " " " " " " " "	170 165 170 165 165	27 " " " "
 $\theta = 75^\circ$	1~10	4	165	27
 $\theta = 90^\circ$	1, 2 3, 5 4, 6	4 3.2 4	165 135 165	27 25 27
	1~4	4	165	27

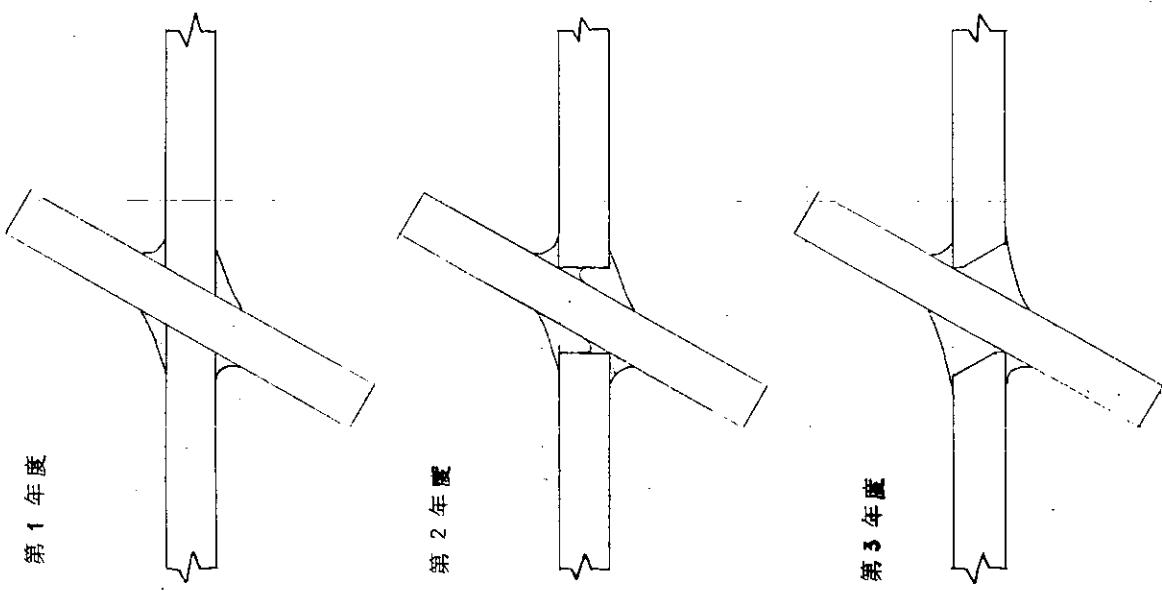


図 4.1・1 溶接開先の種類

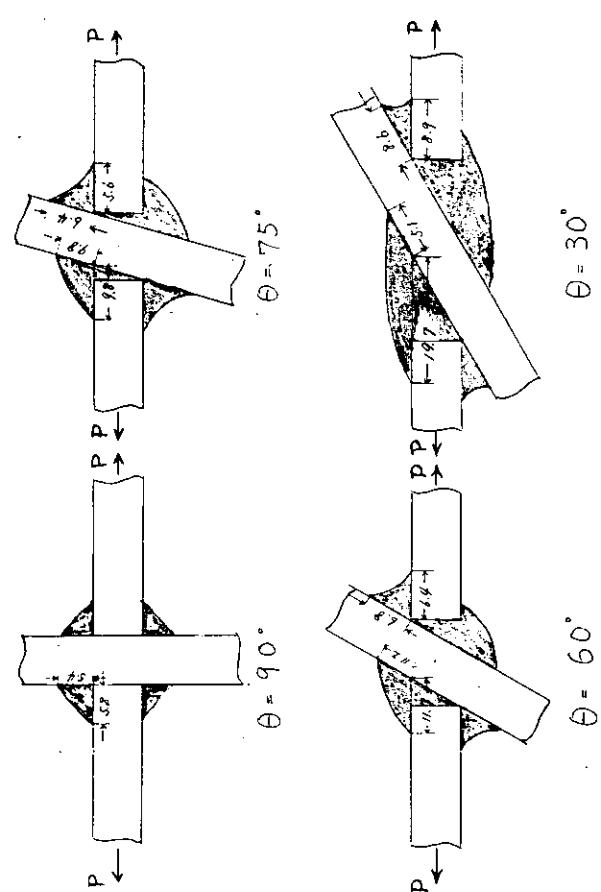
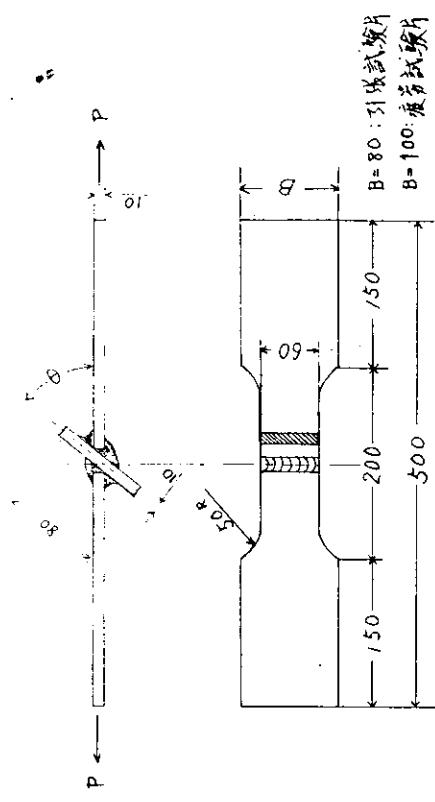


図 4.1・2 斜交隅肉継手試験片

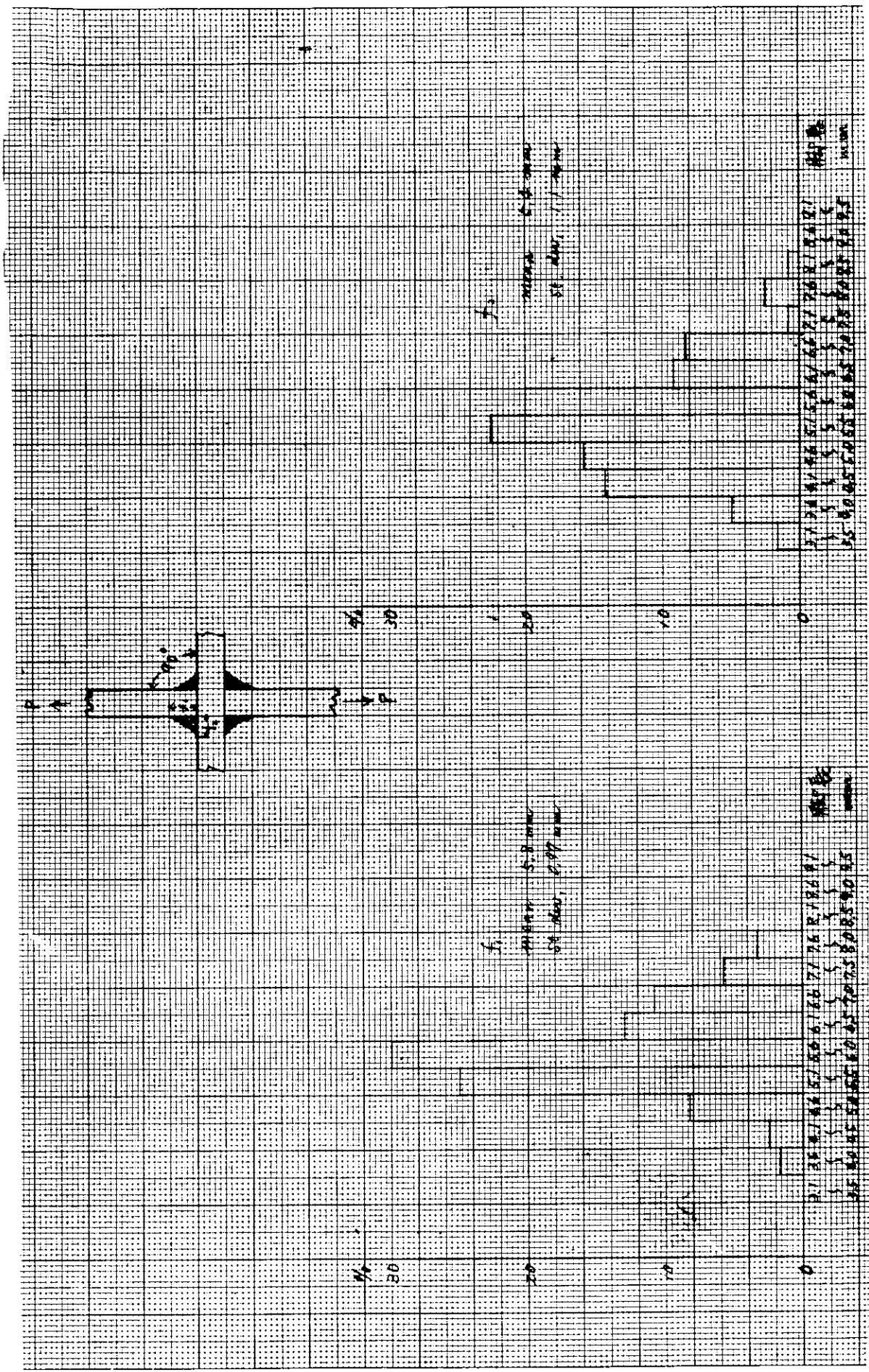


図 4.1・3 脚長のバラツキ(90°)

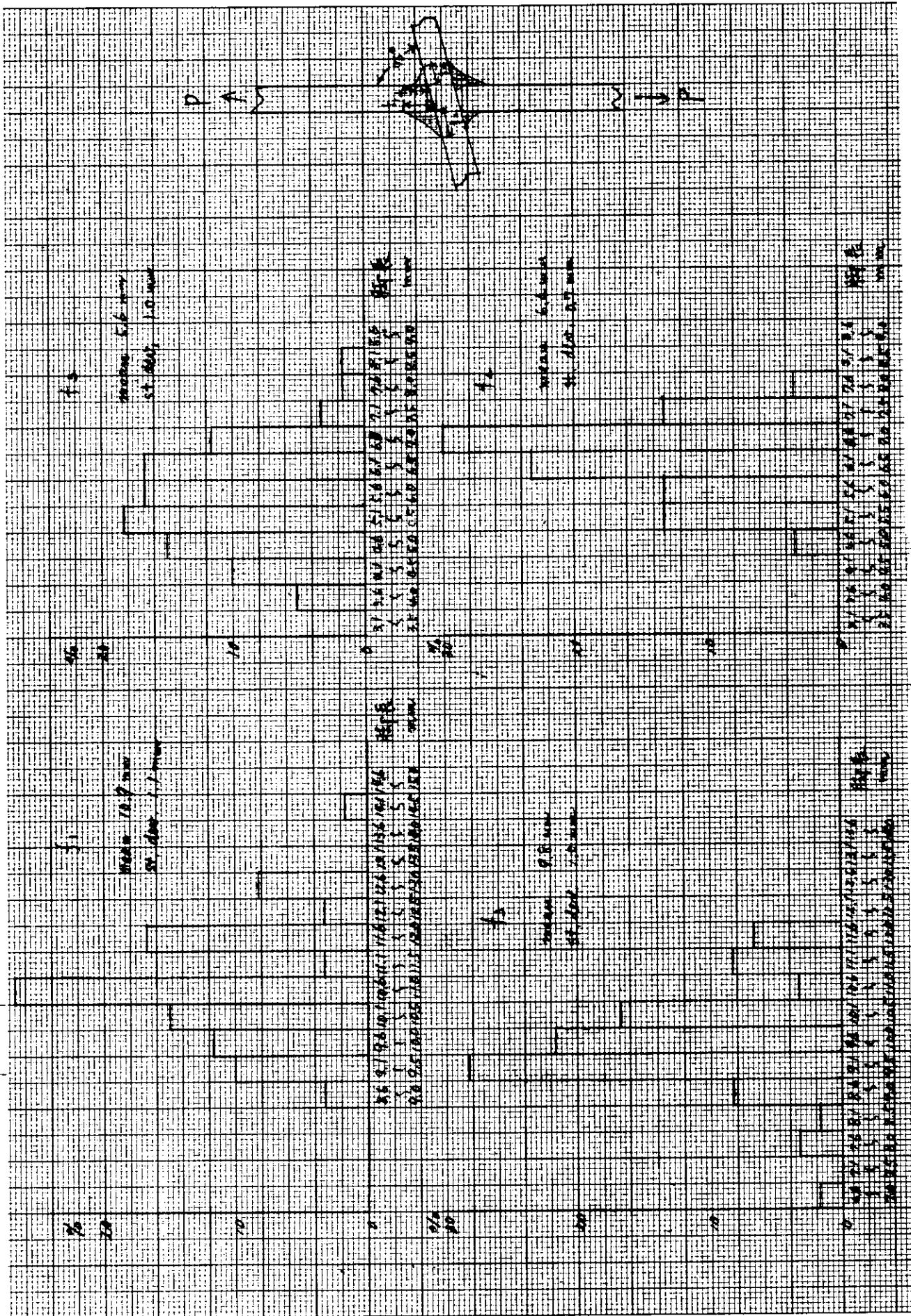


図 4.1・4 脚長のバラツキ (75°)

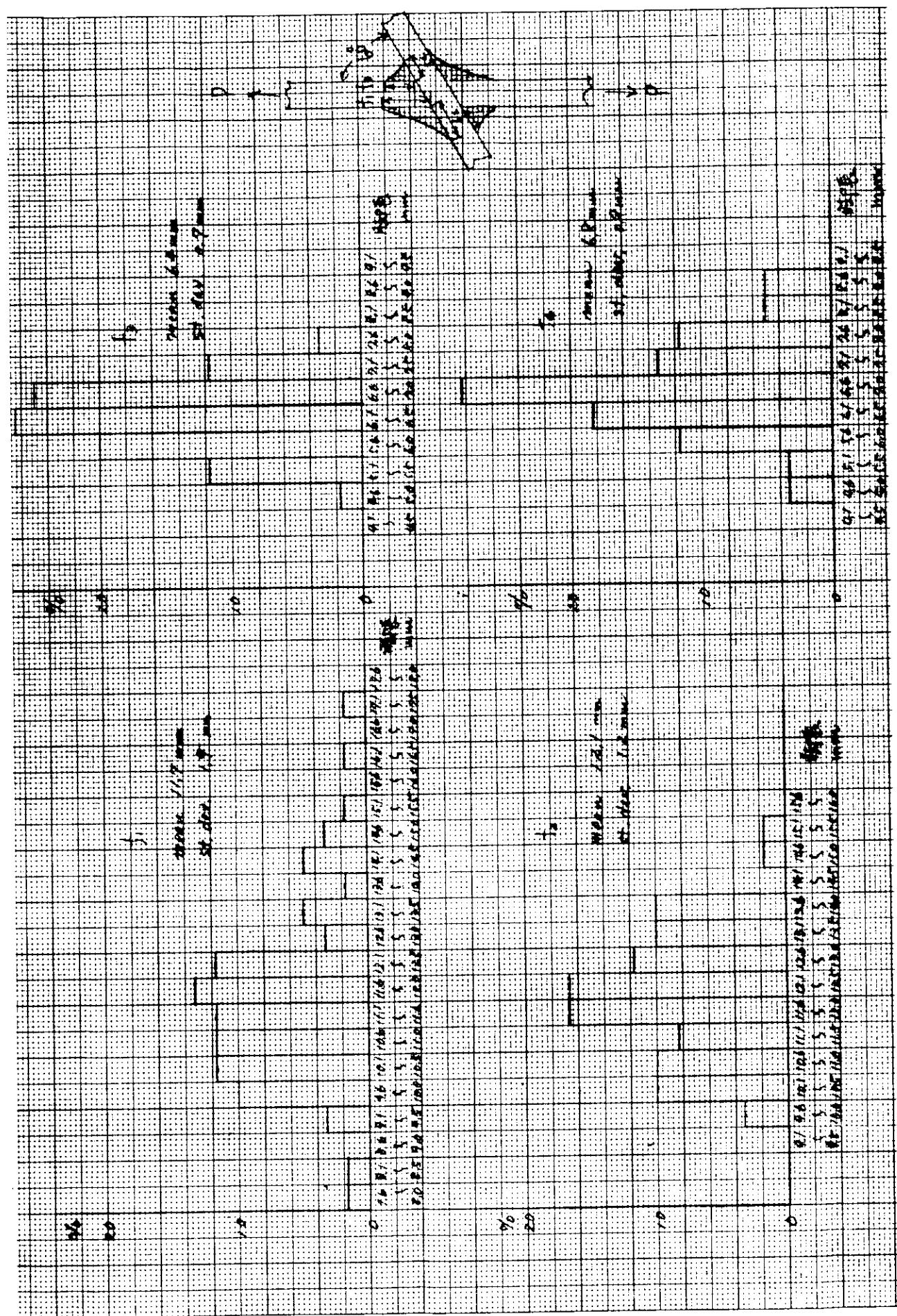


図 4.1・5 脚長のバラツキ (60°)

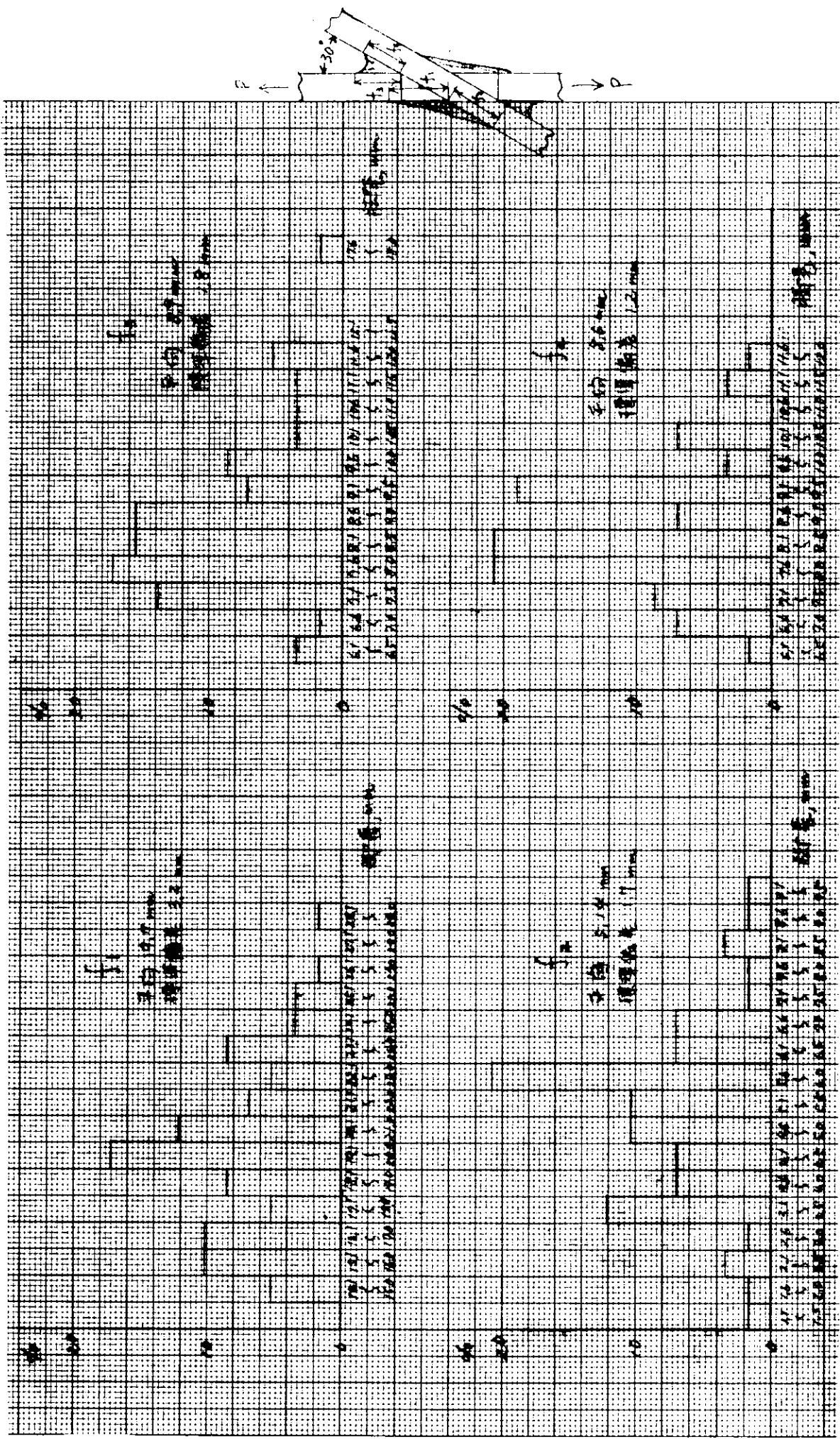


図 4.1・6 脚長のバランキ (30°)

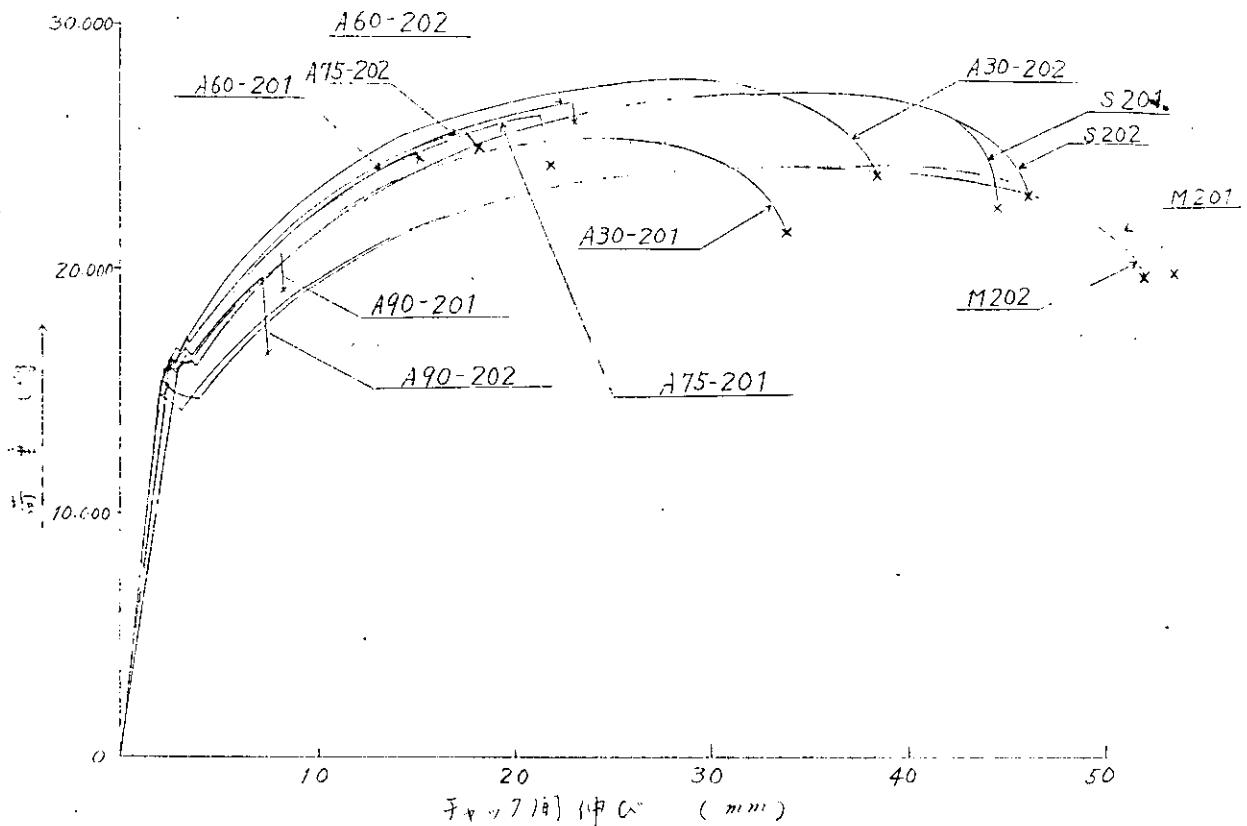


図 4.1.7 荷重一伸び線図

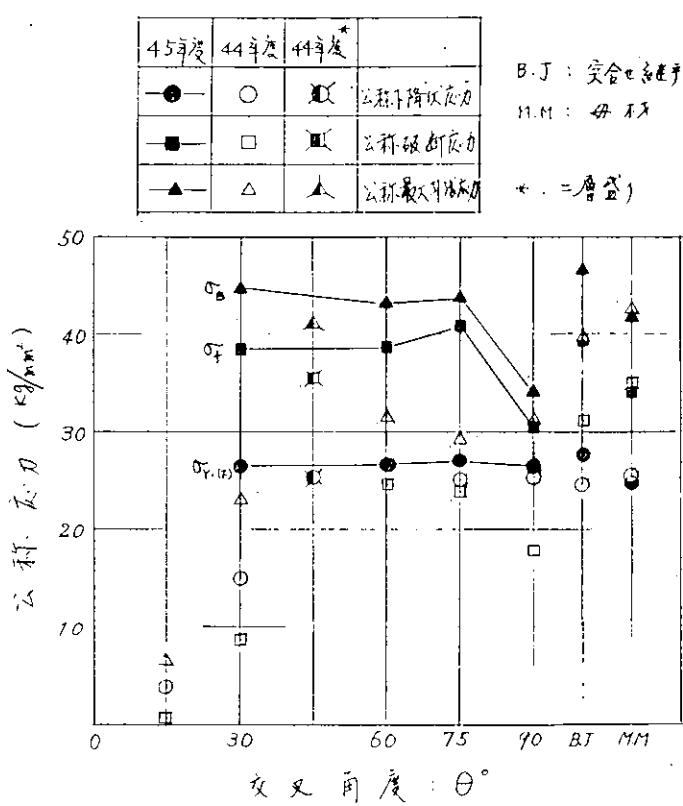
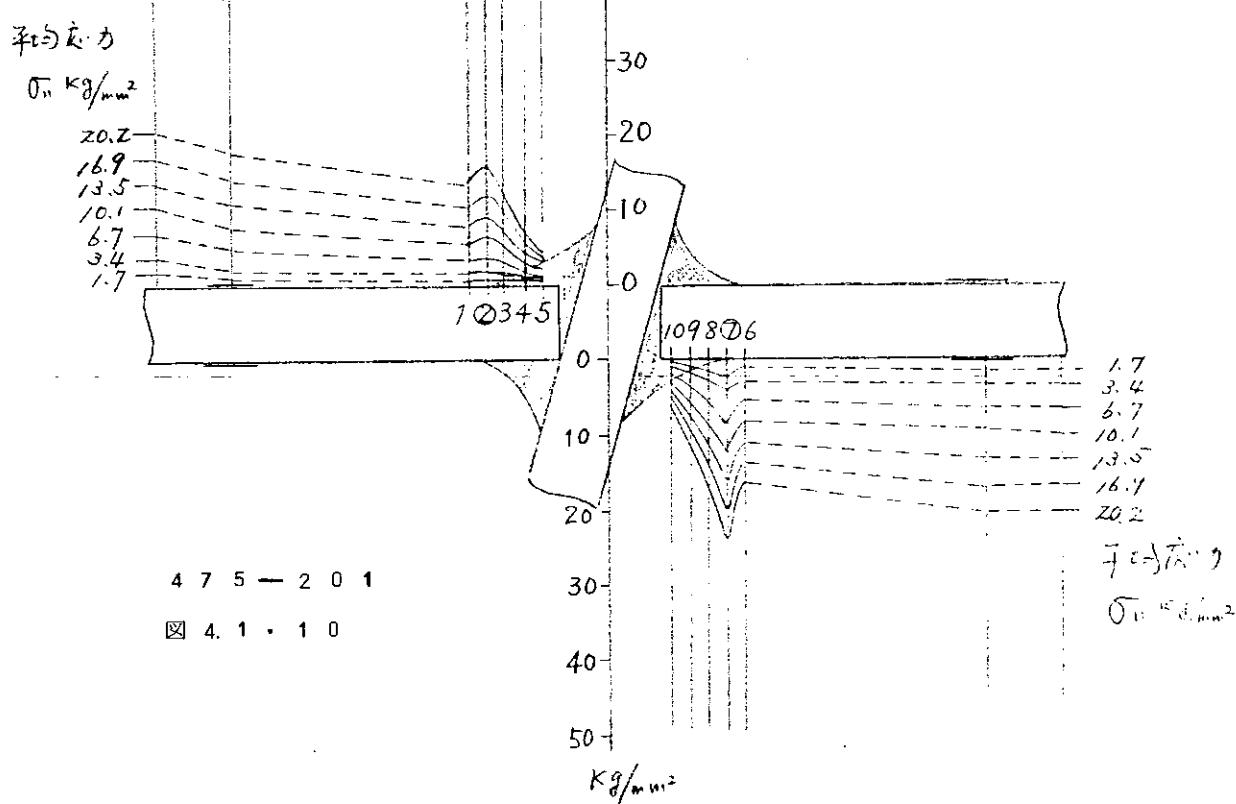
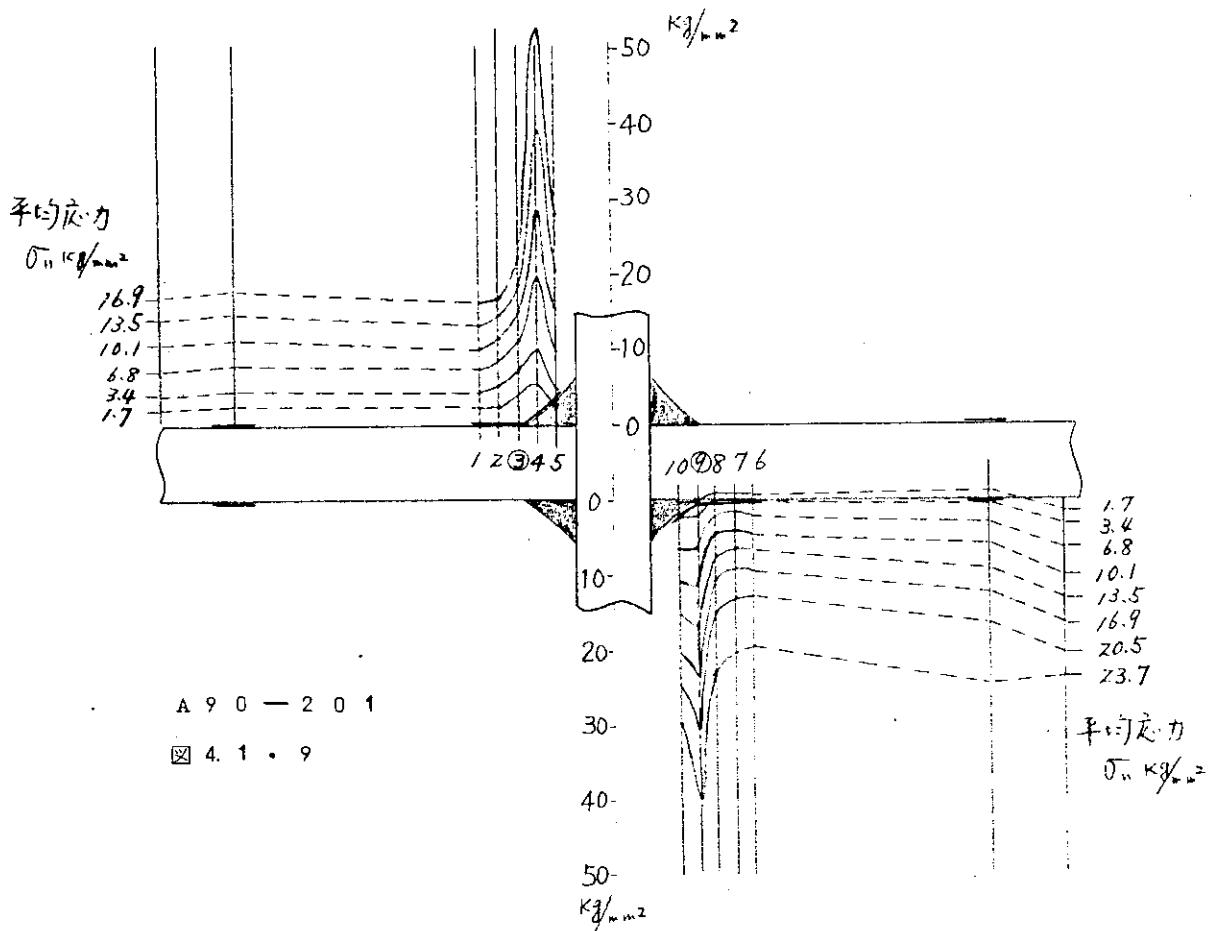
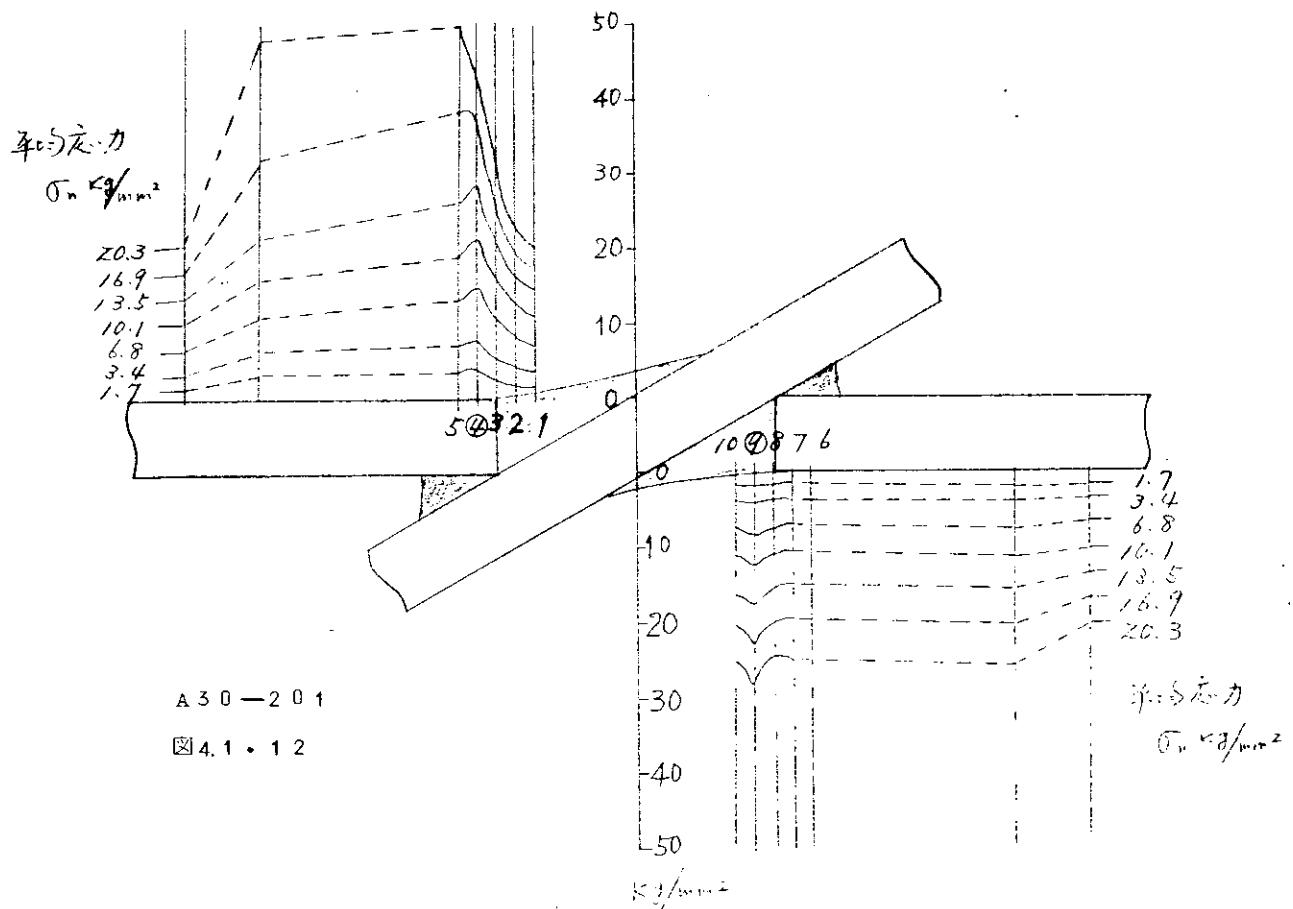
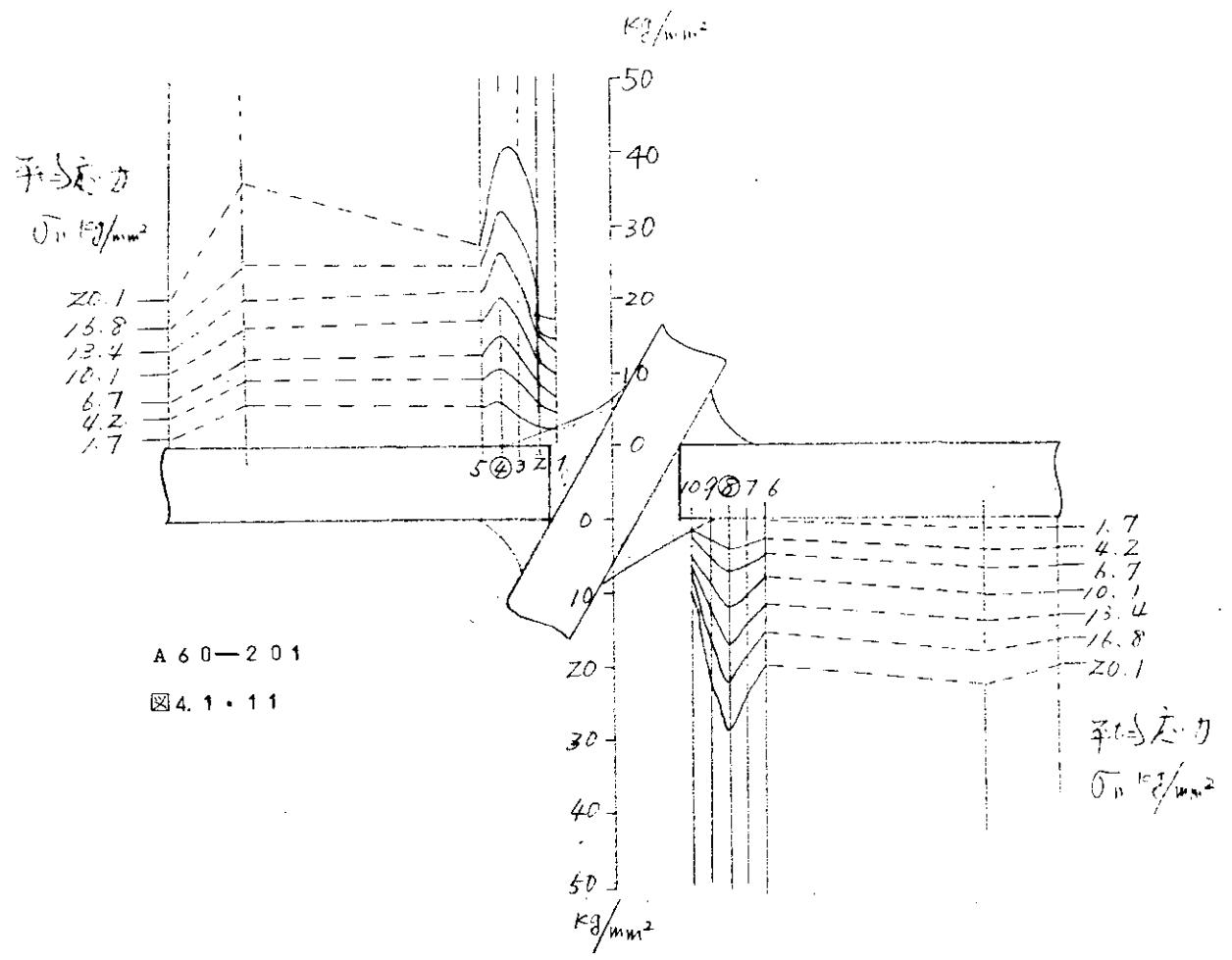
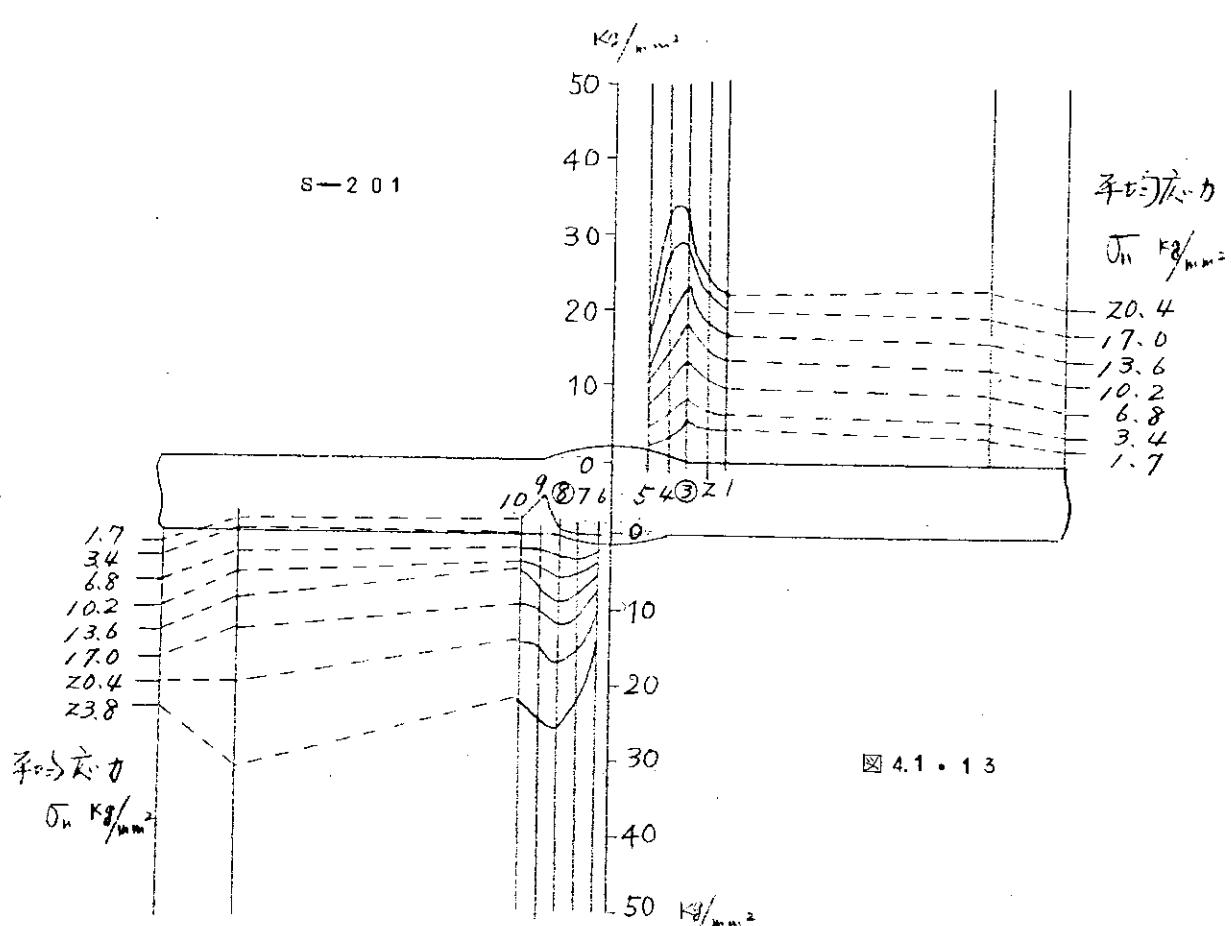


図 4.1.8 交叉角度と引張強度の関係







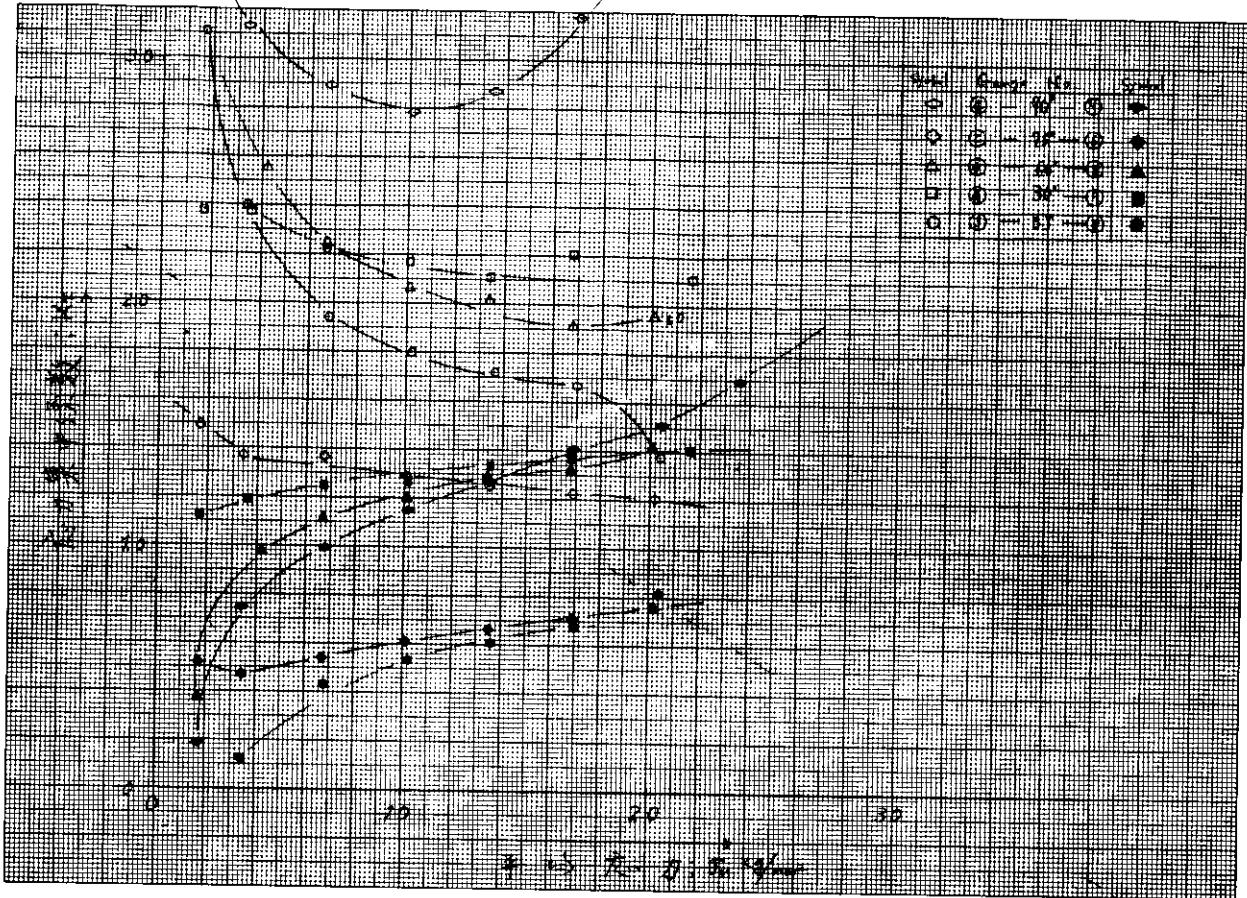
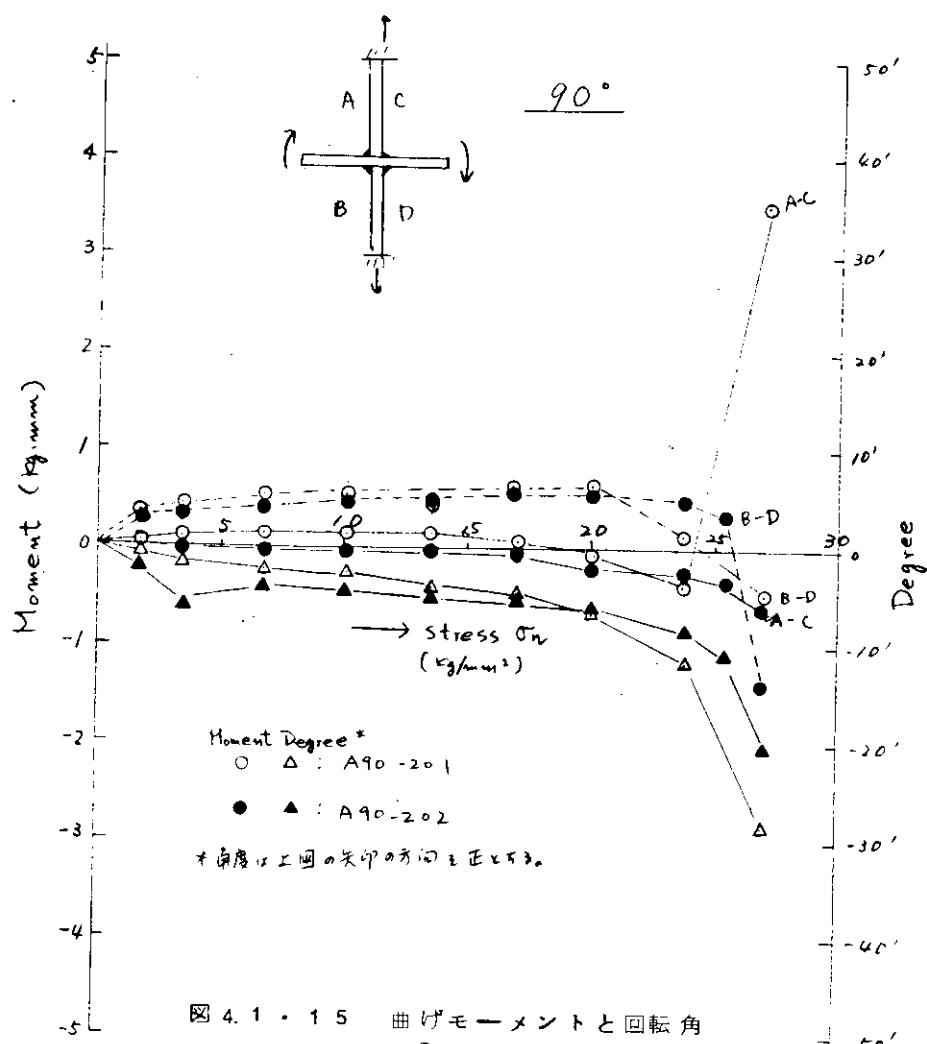


図 4.1・14 応力集中係数と平均応力との関係



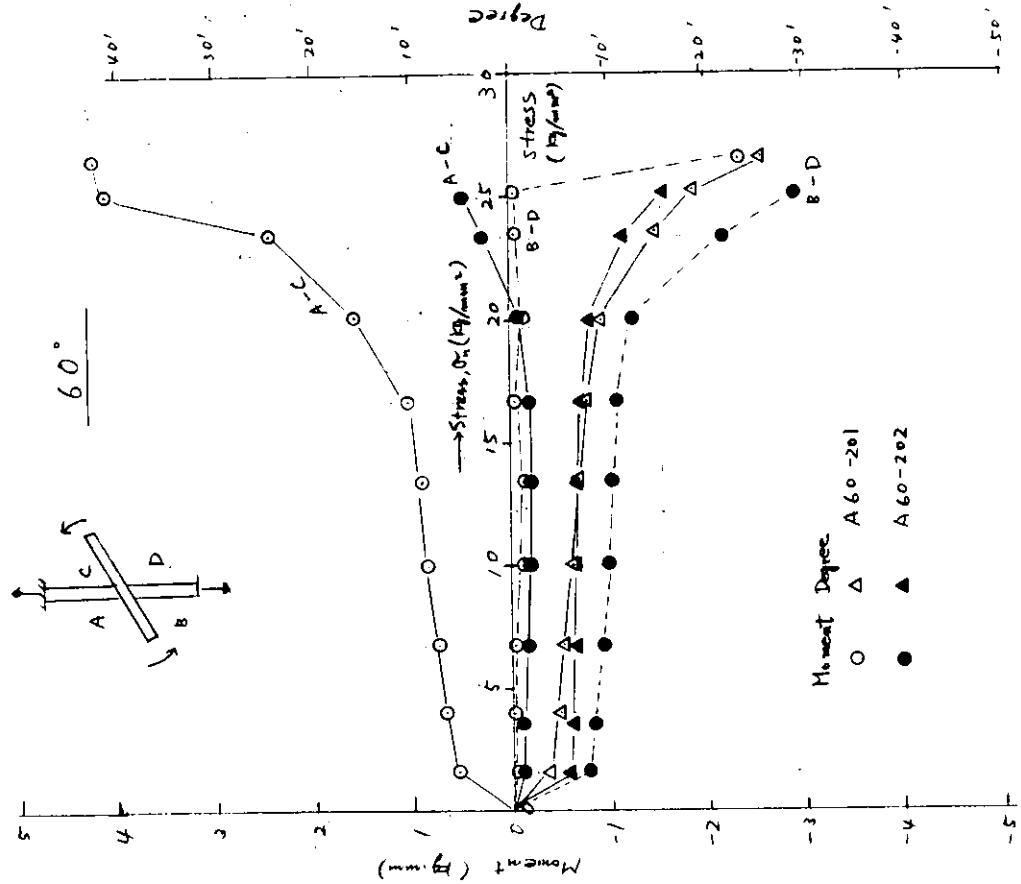


図 4.1-17 曲げモーメントと回転角

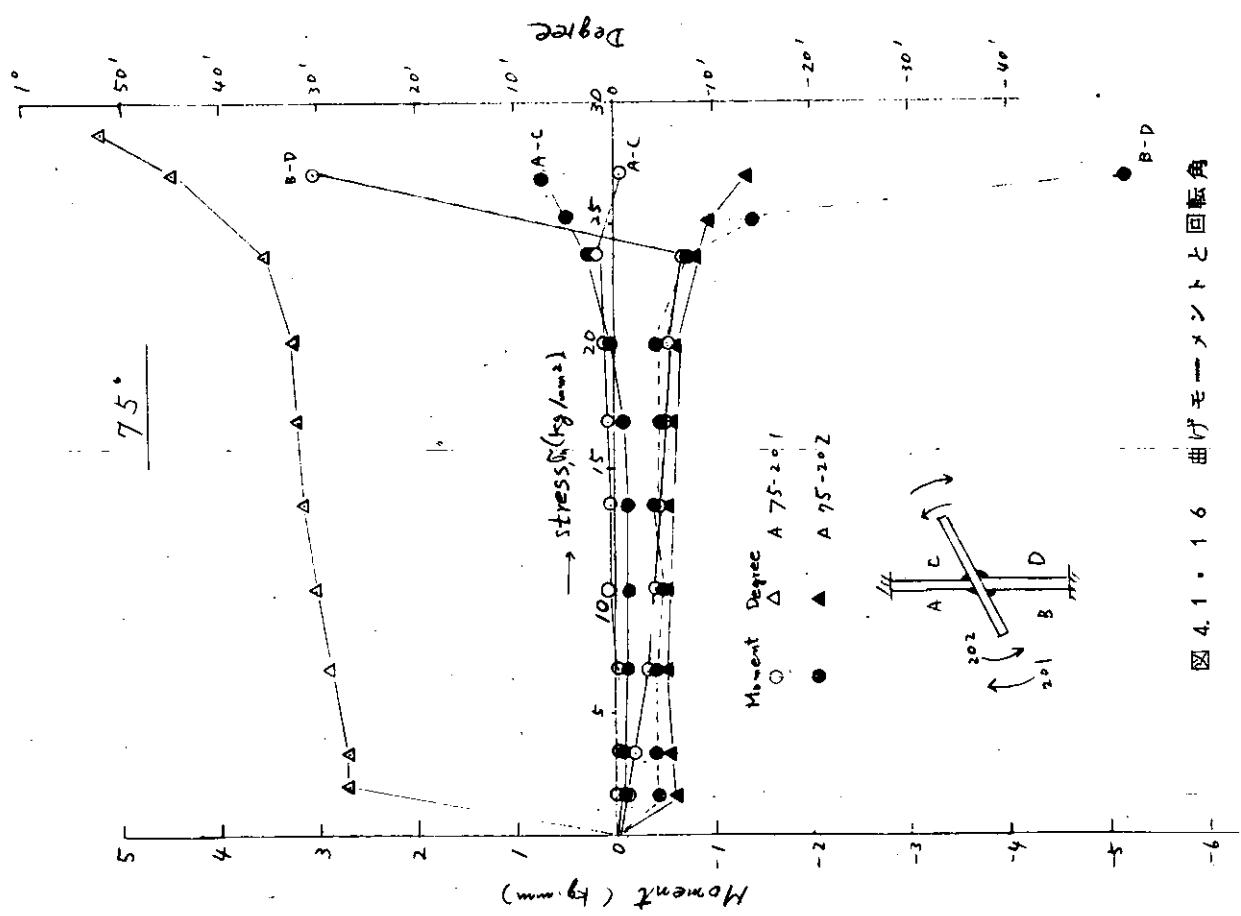


図 4.1-16 曲げモーメントと回転角

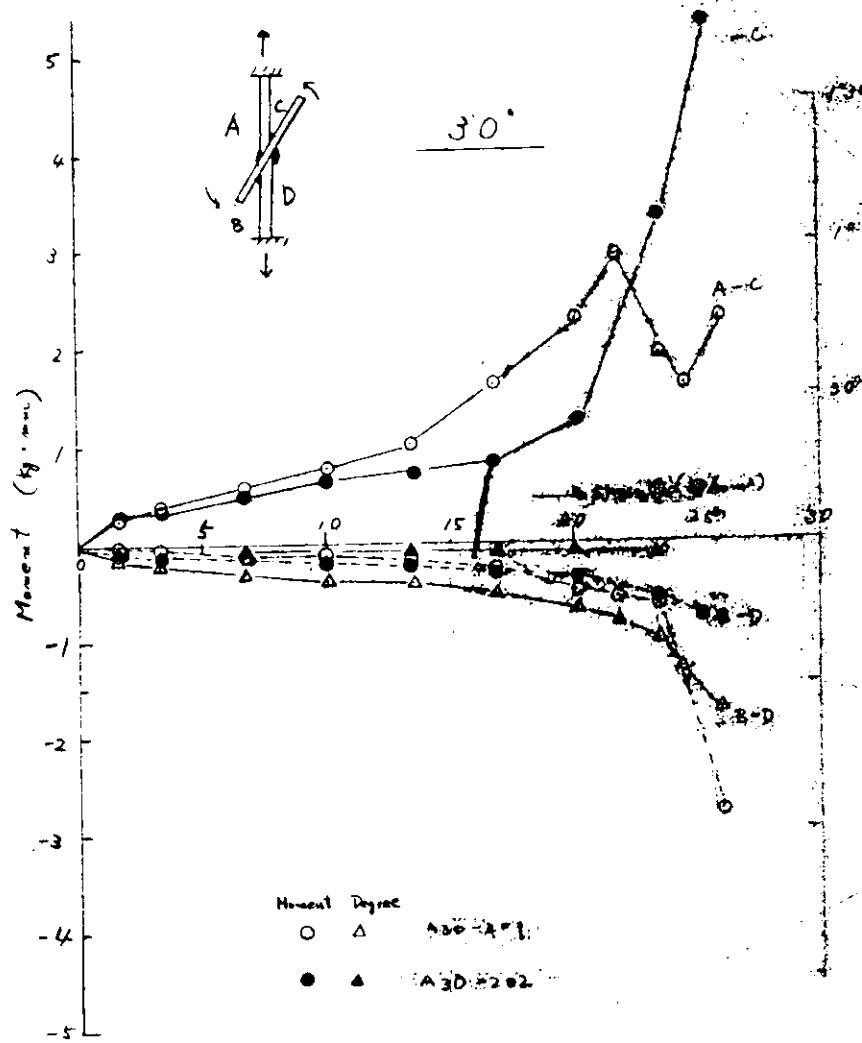


図 4.1.18 曲げモーメントと回転角

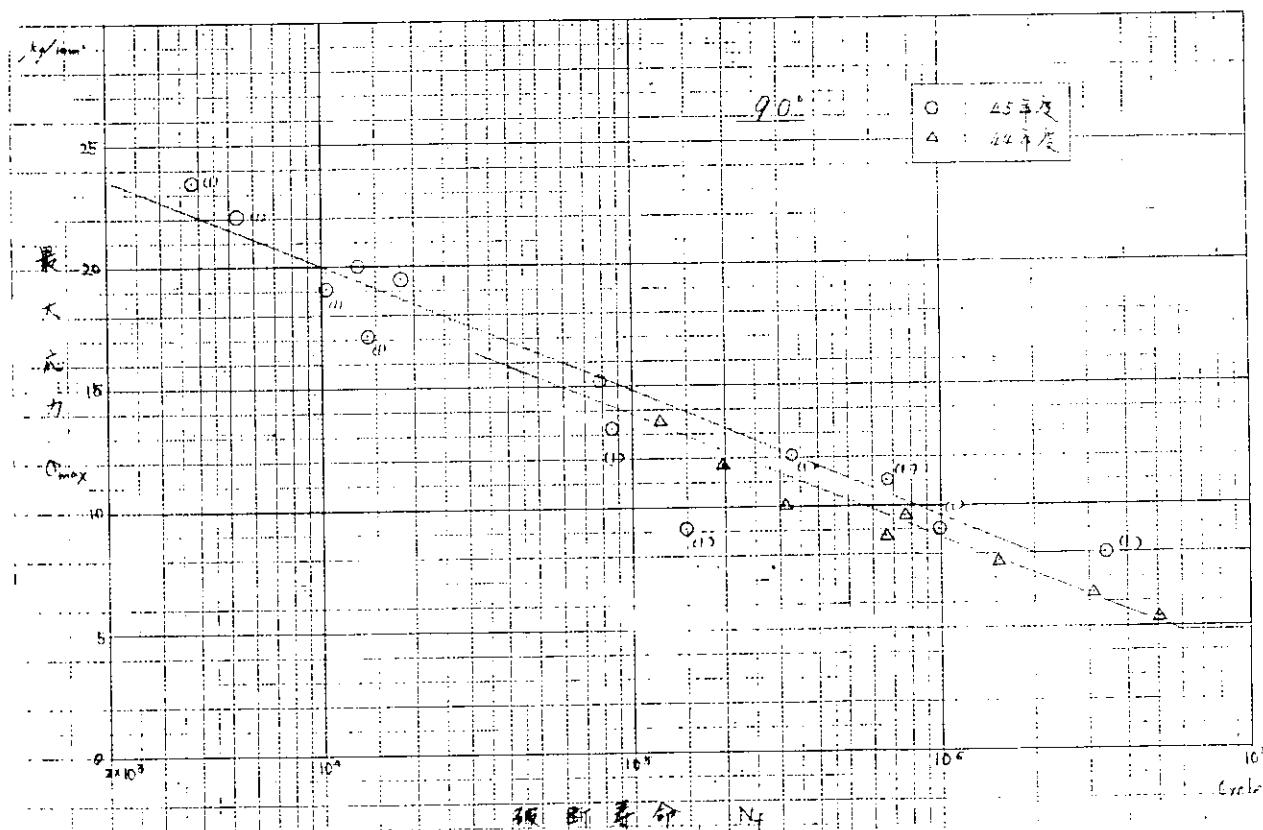


図 4.1.19 S-N 曲線 (90°)

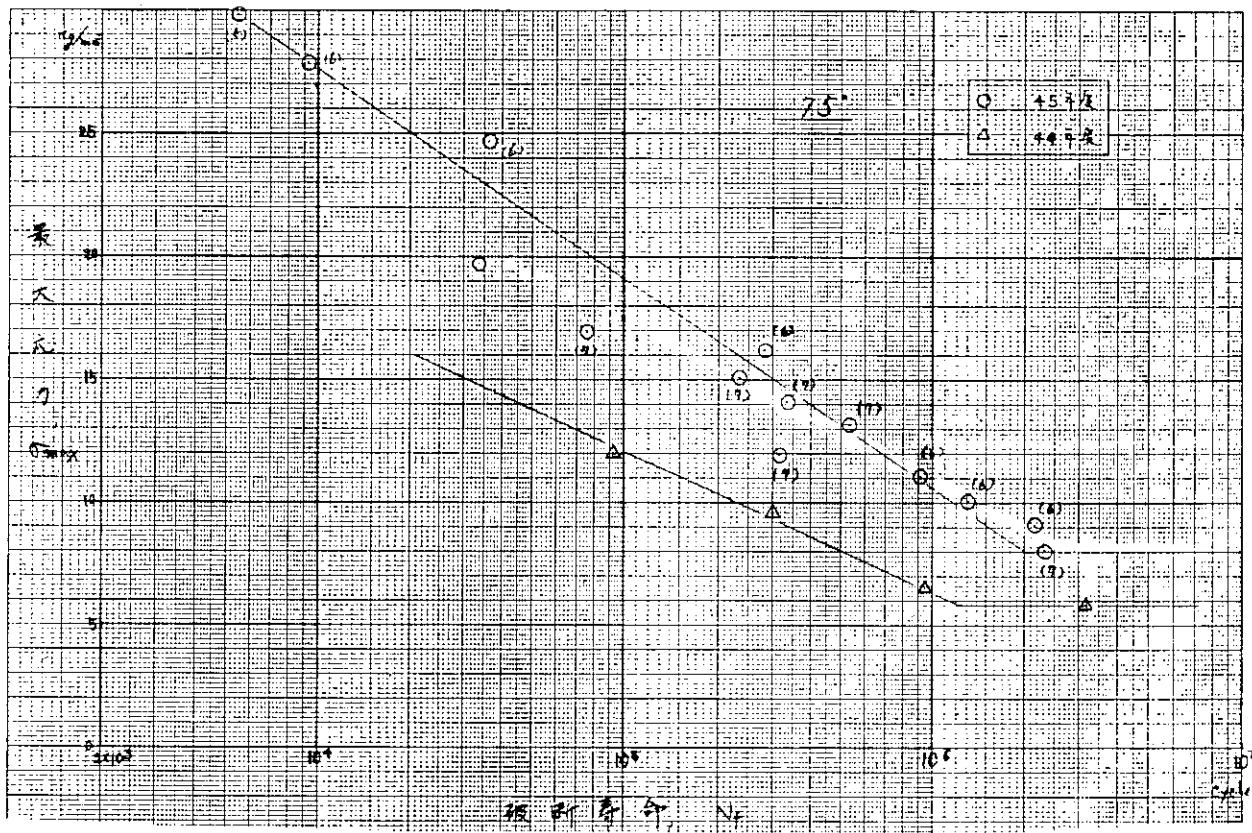


図 4.1・20 S-N 線図 (75°)

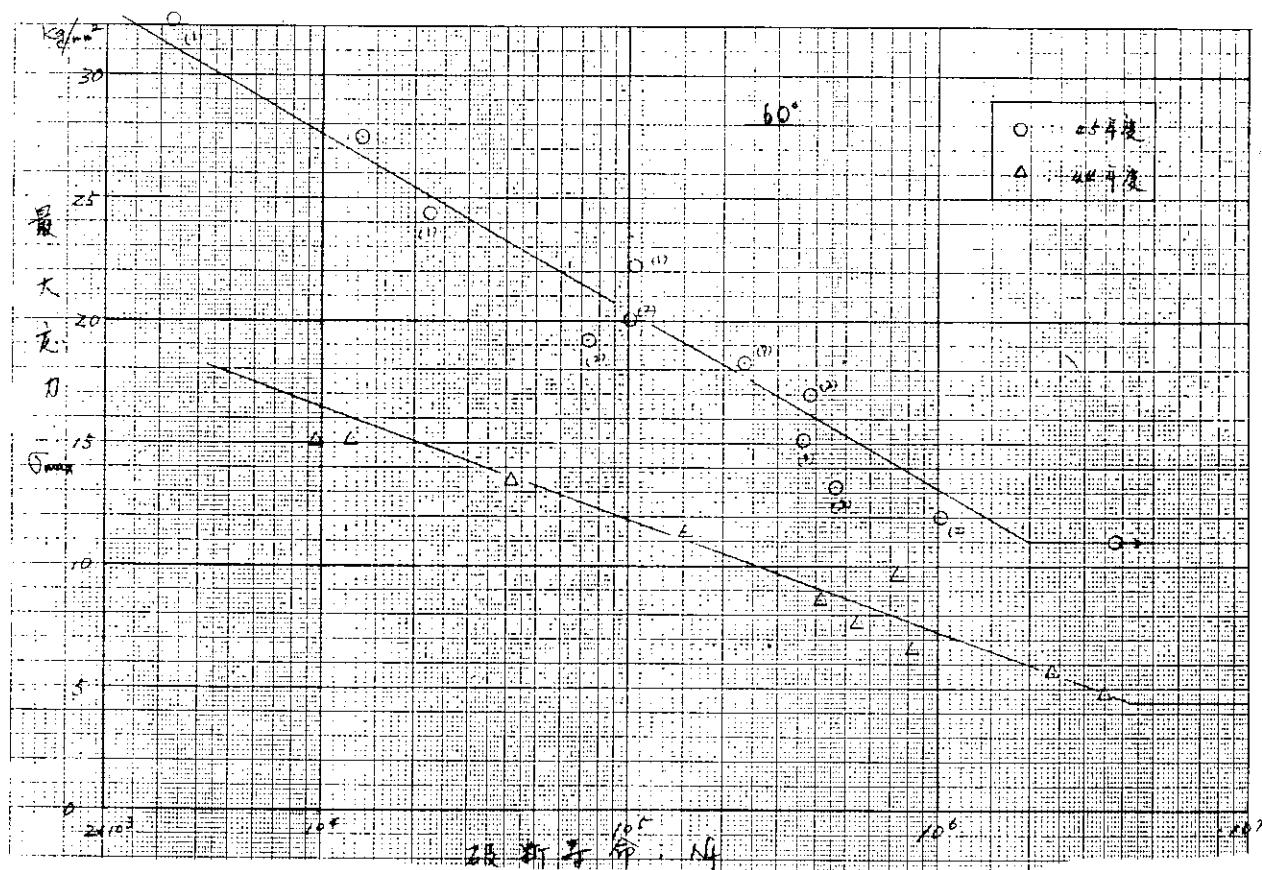


図 4.1.21 S-N 線図 (60°)

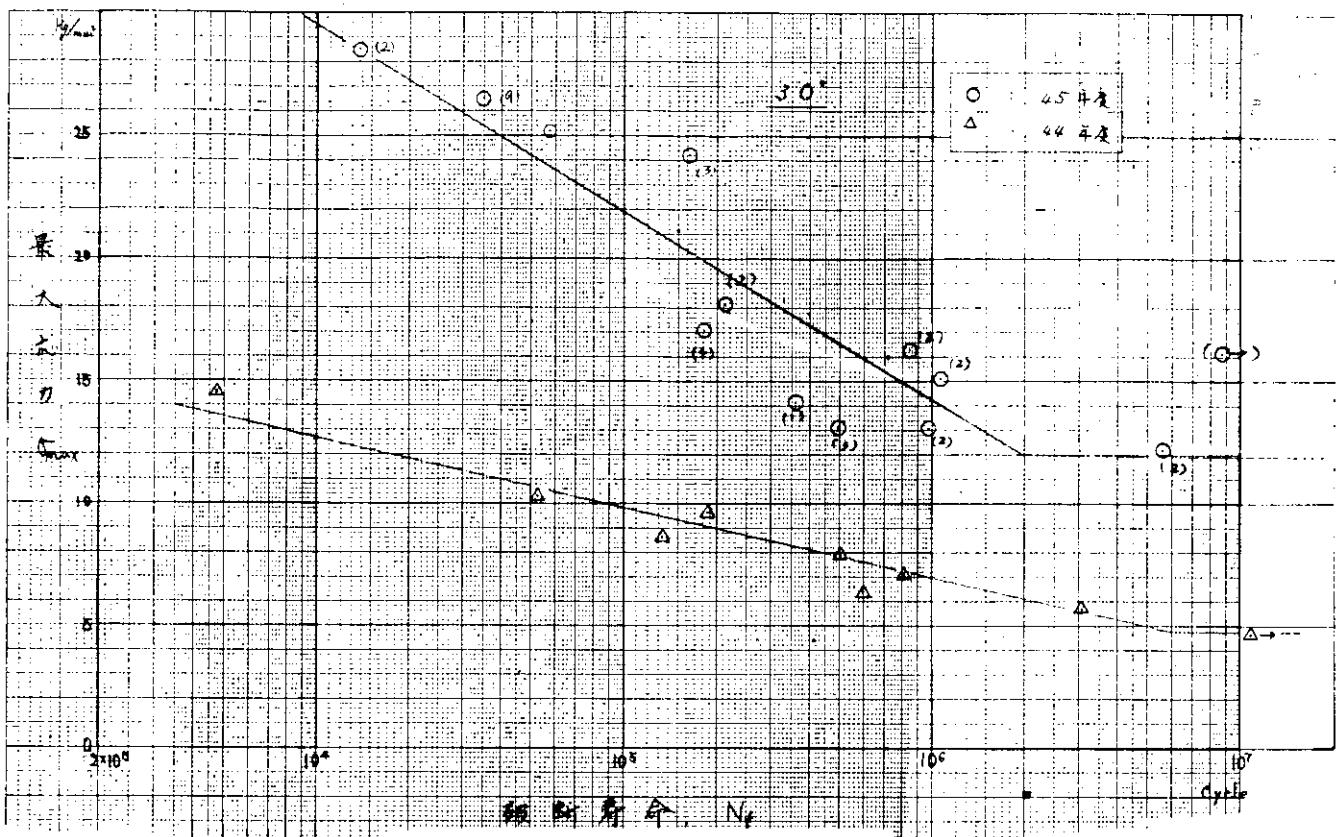


図 4.1・22 S—N 線図 (30°)

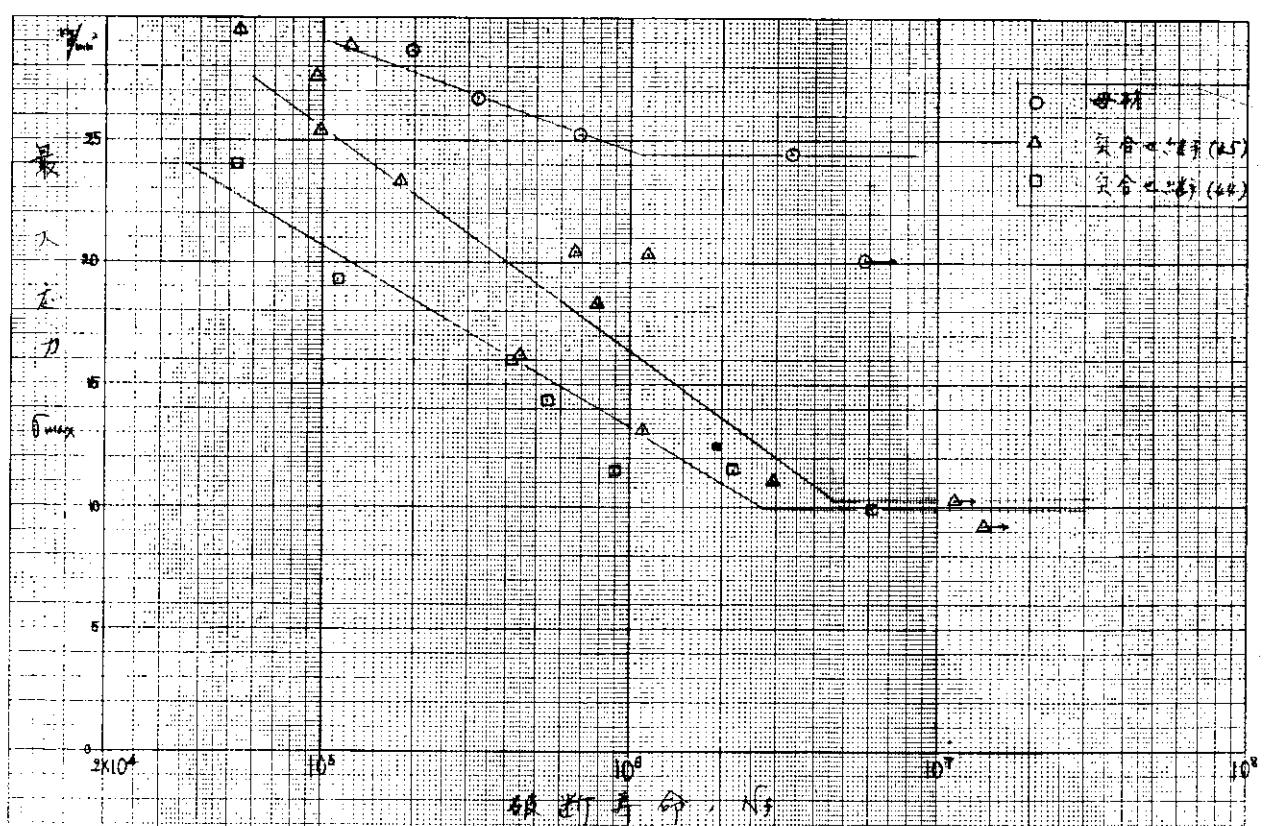


図 4.1・23 S—N 曲線 (母材、突合せ継手)

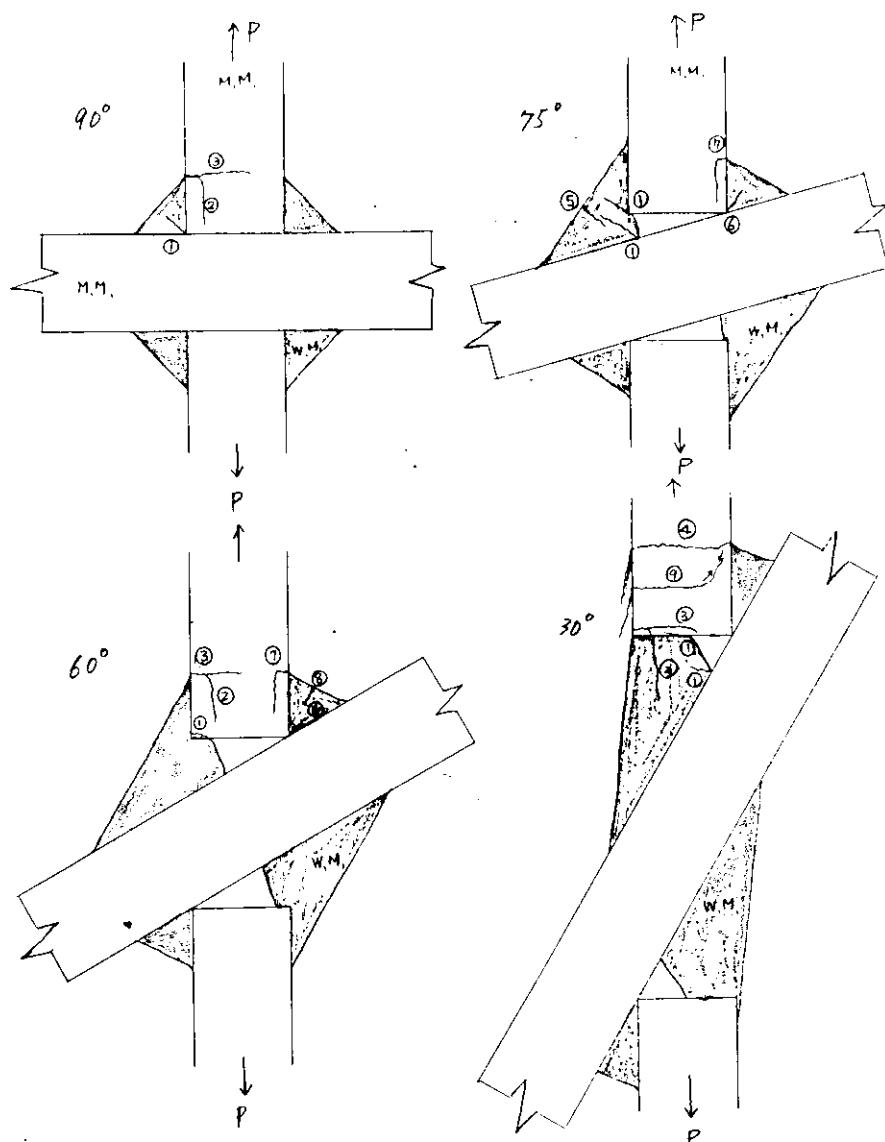


図4.1・24
亀裂の分類

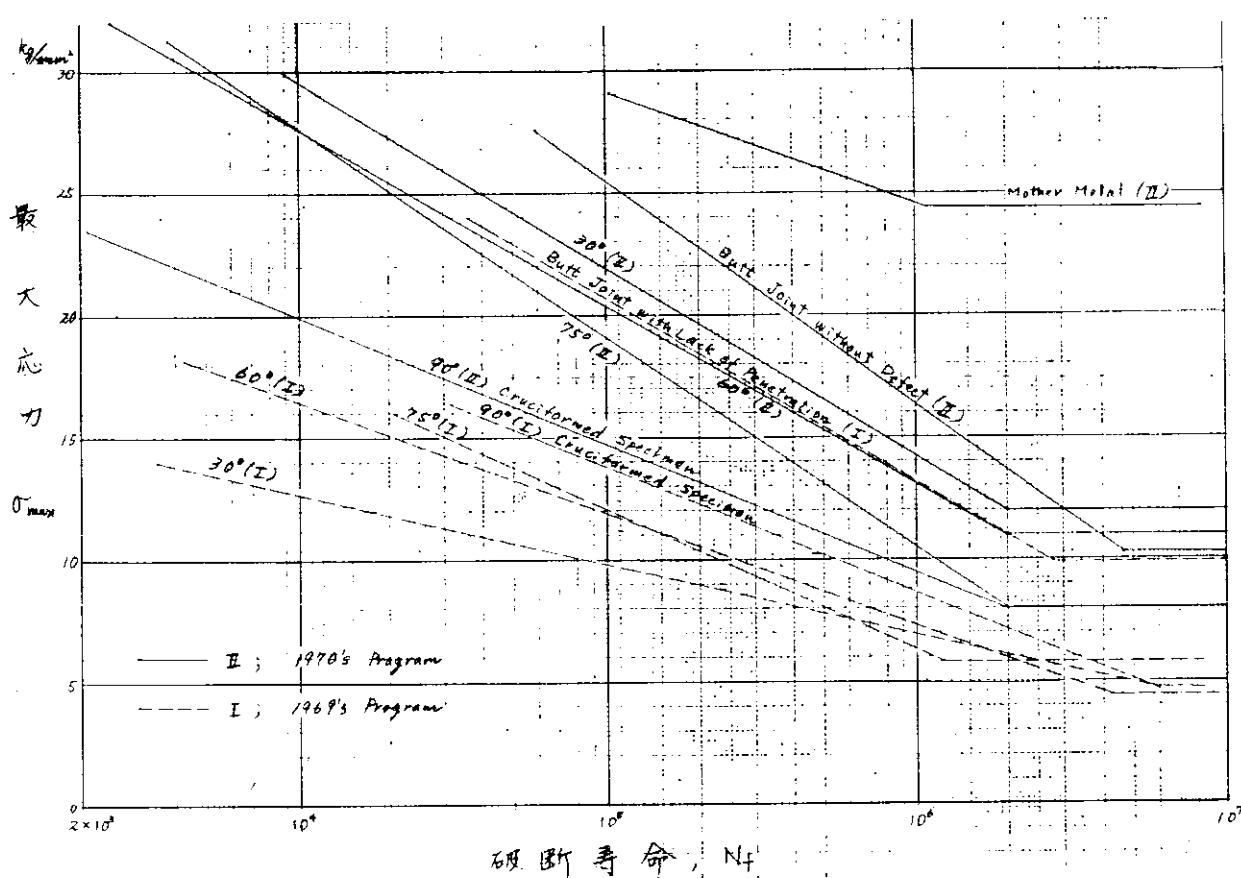


図4.1・25 S-N線図 (Summary Plot)

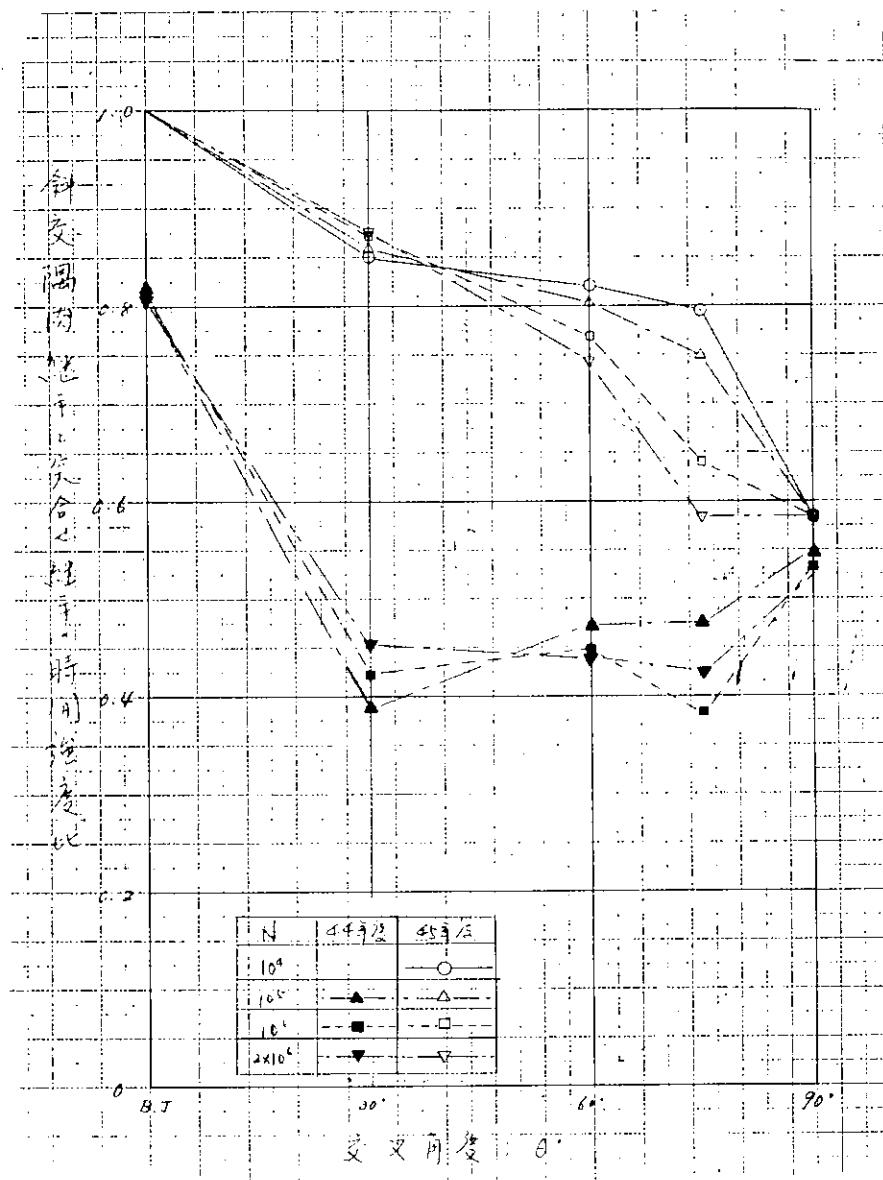


図 4.1・36 斜交隅肉継手と突合継手の時間強度
比と交叉角度

写真 2 斜交隅肉継手のマクロ写真 (75°)

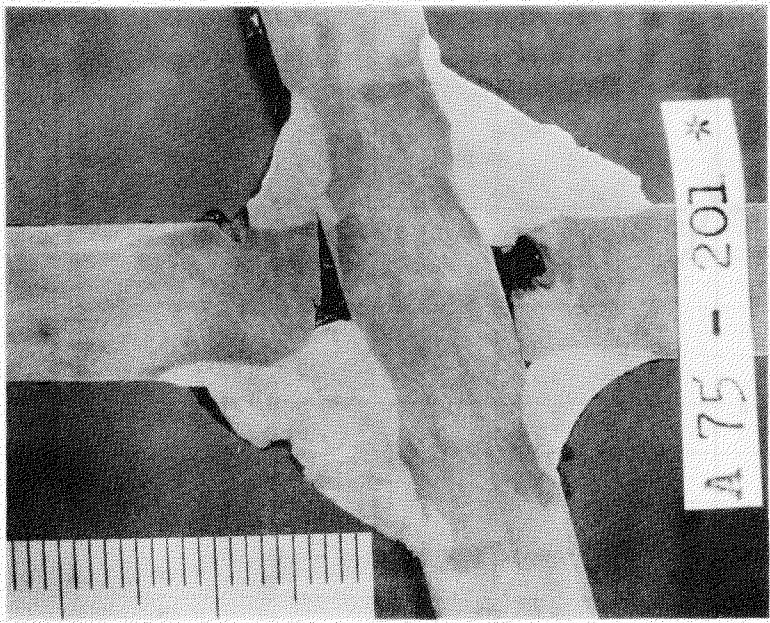


写真 1 十字隅肉継手のマクロ写真 (90°)

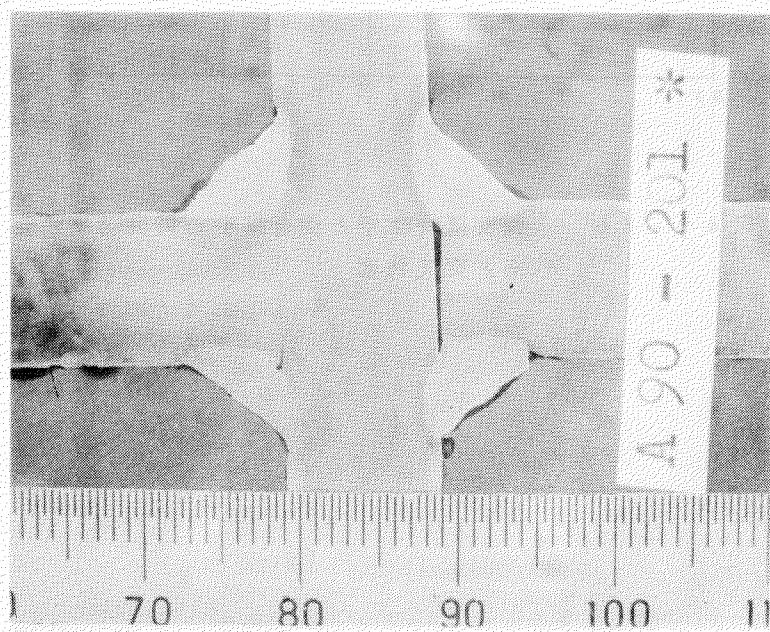


写真 4 斜交隅肉継手のマクロ写真 (30°)

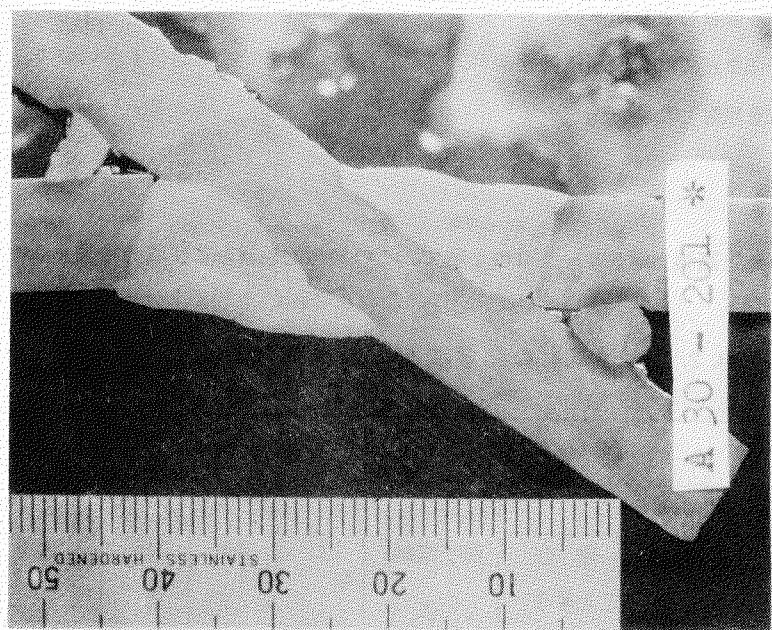
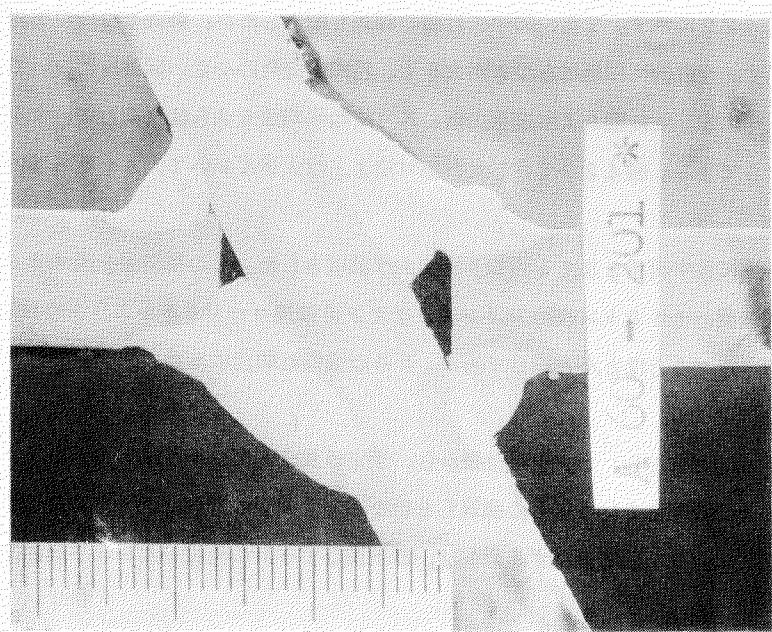


写真 3 斜交隅肉継手のマクロ写真 (60°)



4.2 斜交隅肉継手の平面曲げ疲労試験

4.2.1 目的

斜交隅肉溶接継手の斜交角度、ビード形状等が継手の疲労強度に及ぼす影響を究明し、部材斜交部の結合法と疲労強度との関連を検討することを目的としたものである。

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

4.2.2 試験

(1) 試験材および試験片

試験材は軟鋼 SS-41 と高張力鋼 HT-50 の 2 種で、その機械的性質および成分を表 4.2.1 に示す。板厚は

表 4.2.1 供試材の化学成分と機械的性質

材 料	機械的性質			曲げ試験	化学成分(%)					
	引張試験(G.I. 200)				C	Si	Mn	P	S	
	降伏点 (Kg/mm ²)	引張強さ (Kg/mm ²)	伸び (%)							
SS-41	28	42	21	Good	0.19	0.02	0.81	0.007	0.019	
HT-50	39	56	24	Good	0.18	0.33	1.24	0.013	0.013	

SS-41 が 10 mm、HT-50 が 8.8 mm(公称 9 mm) である。

試験片形状および寸法を図 4.2.1 に示す。斜交角度 θ を $30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ$ と変化して、厚さ 20 mm の厚板に溶接したものである。厚板も試験板と同じく軟鋼および高張力鋼を用いたが、その機械的性質は明らかでない。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。

溶接は手溶接で、溶接棒はそれぞれ軟鋼用および 50 キロ鋼用のものを用いた。溶接バスの手順、棒径、溶接電流、溶接電圧などを図 4.2.2 に示す。また、図中に計画の脚長も記入したが、脚長その他の実測値は表 4.2.2、図 4.2.3、図 4.2.4 に示す。全般的に相当ばらつきが大きく、特に斜交角の小さい試験片においてばらつきが著しい傾向がある。二つの表中に示した軟鋼および高張力鋼の各寸法の平均値をさらに平均して、すみ内寸法平均値として図示したのが図 4.2.5 である。図 4.2.2 で示した計画寸法よりは大体において大きくなっているようである。

(2) 試験方法

試験は片持りの一端に集中荷重を加える両振り平面曲げ試験とした。その模型図を図 4.2.6 に示す。試験架構、試験片固定治具、油圧装置、±10 トン複動シリンダ、チャック兼用ロードセルおよび変位振幅制御用マイクロスイッチなどは昨年度用いたものとほとんど同じである。ラムの横揺れ防止のため、チャックにローラガイドを新設した。

試験は変位振幅一定の繰返しとし、まず中正位置から、予定の変位 δ だけ押下げる(上面引張り)、次に中正位置から δ だけ引上げる(上面圧縮)という δ の繰返しを行なった。荷重の計測はチャック基部のロードセルで、たわみの計測は摺動抵抗式変位計で、またひずみ計測は、抵抗線ひずみ計の直接貼布および摩擦型抵抗線ひずみ計を用いて行なった。

ラムの移動速度は最大 13 mm/sec であるが、試験速度は大体 15 ~ 40 cm/min 程度とした。

4.2.3 試験結果

(1) たわみと荷重の関係

図 4.2.7 に示すような理想的な片持はりの自由端 B に集中荷重 W が加わる場合を考える。固定端 A の表面が降伏応力に達する最大弹性荷重を W_e 、A の全断面が降伏する最大塑性荷重を W_0 として、本試験の場合についてこれらを計算してみると表 4.2.3 のようになり、完全弾塑性体として荷重～たわみ線図を描くと図 4.1.8 の実線のようになる。

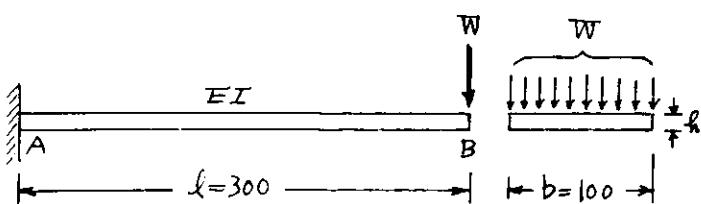


図 4.2.7

表 4.2.3 完全弾塑性体と考えた場合の最大荷重

材 料	板 厚 h (mm)	断面二次 モーメント I (mm ⁴)	断面係数 Z (mm ³)	ヤング係数 E (kg/mm ²)	降伏応力 σ_y (kg/mm ²)	最大弹性荷重 W_e (kg)	最大塑性荷重 W_0 (kg)
SS-41	1.0	8.33×10^3	1.67×10^3	21,000	28	155	233
HT-50	8.8	5.66×10^3	1.29×10^3		39	168	252

今回の試験片について、数回繰返しを行なったのちの疲労試験初期における荷重とたわみの関係と同じく図 4.2.8 にプロットしてみる。実際には、中点（たわみ零の位置）からの引上げと押下げでは荷重が若干異なるが、ここでは全振幅の $\frac{1}{2}$ を荷重振幅として縦軸にとった。理想的な場合とは異なり

- (i) 問題としている A 点部分はすみ肉部分のため断面二次モーメントも断面係数も異なること
- (ii) すみ肉部分の材質変化があること
- (iii) 断面不連続による応力集中があること
- (iv) 加工硬化の影響があること
- (v) 最大応力断面を考えれば、はりの長さ l と固定端の固着度が個々の試験片によって異なること
- (vi) すみ肉寸法に大きいばらつきがあること

などの影響により、図示の通り理想曲線とは塑性域において相当離れており、またばらつきも大きい。加工硬化の影響は軟鋼材の方がやや大きいようである。

図 4.2.9 は疲労実験ではなく、静的試験において階段的にたわみ量を増加しながら、押下げ引上げを繰返した場合の荷重たわみ曲線の一例である。荷重たわみとともに押下げの場合を正としている。負の場合（引上げ）の方が同じたわみ量に対して 10% 近く荷重が大きいが、前と同じく正負の平均をとってプロットすると図 4.2.10 のようになる。図 4.2.8 で前に示した疲労試験の場合（定変位振幅繰返し）の点も X 印で入れてあるが、静的試験（変位通増）の場合と有意の差はないようである。

(2) たわみ分布とひずみ分布

はりの長さ方向のたわみとひずみの分布の計測例と、両試験材とも $\theta = 30^\circ$ と 90° の場合について示したもののが図 4.2.11 および図 4.2.12 である。自由端 B の変位 θ を下向きを正とするとき、処女状態の試験片で θ を $0 \rightarrow +5 \rightarrow 0 \rightarrow -5 \rightarrow 0 \rightarrow +10 \rightarrow 0 \rightarrow -10 \dots$ と変化させたときの押下げの時の各点のたわみと、はり上面の引張りひずみを計ったものである。

(3) 荷重変化

試験中の荷重振幅の変化を図4.2.13～15(S S - 41)および図4.2.16～20(H T - 50)に示す。ここでも縦軸の荷重振幅は引張り圧縮の平均として全振幅の $\frac{1}{2}$ をとった。少数の例外を除いては、繰返しとともにいくらか荷重振幅が小さくなる傾向はあるが、ほとんど初期の値が破断寸前まで保持されている。クラックは相当早い時期に発生しているようであるが、クラック発生による荷重低下は認められない。たわみ振幅一定の試験ではあるが、公称応力振幅一定の試験と実質的には大差ないものと考えられる。

試験開始直後の初期段階と、破断直前の終期段階の荷重振幅を斜交角度別に図示すると図4.2.21および図4.2.22となる。斜交角度が变っても荷重振幅にはほとんど変化がない。今回の試験片程度のすみ肉形状寸法とすれば斜交角が相当鋭角となる継手でも、外部から強制される変位に対して、直交すみ肉継手と同程度の耐力をもたせることができるということになる。

(4) 破断状況

破断状況の数例を図4.1.23に示す。大体において下面(鋭角側)の溶接止端部から切れている。この部分は試験中観測できない状態にあるが、上面(鈍角側)のクラック進行状態とほぼ同じ過程をたどるものと思われる。ただし下面の方がクラック発生および進行が先行するようであるが、クラック発生時の繰返数を正確にとらえることはできない。

上面の観察によれば、板幅の端からクラックが発生する例は比較的少なく、幅の中央附近に多くの微細クラックが独立に発生し、疲労進行とともに次第に連結していくという過程をたどっている。

下面の溶接止端部は、ビードの立上り角度(表4.2.2中の α')も大きく、不連続度や応力集中度も大きいので最も疲労に弱い点となっているようである。ある程度の強制変位を吸収する必要のあるような部材では、この部分の隅肉形状を変えてsoftな継手とすることも有効かと考えられる。

(5) 疲労強度

軟鋼試験片のたわみ振幅と破壊までの繰返数との関係を示す δ -N線図を図4.2.24C、HT-50のそれを図4.2.25に示す。同じたわみ振幅に対しては、斜交角 θ の小さいほど疲労強度が低く、直交継手が最も強いという結果がでている。しかし角度差による違いは特に顕著というほどではない。外部から与えられる強制変化に対して、耐力あるいはモーメントの伝達という点ではさきIC(3)項で述べたように斜交角による差はあまりないが、疲労強度という点では斜交継手は好ましくないということになる。

図4.2.26は固定端Aの公称応力を縦軸にとったS-N線図である。この応力 σ は、すみ内部の断面変化は考えずに固定端(板厚中心線と厚板との交点まで、 $L = 300\text{mm}$)まで断面一様として、試験時の荷重振幅から弾性計算で求めた板表面の公称応力である。図示のとおり、斜交角度による有意の差はほとんど認められない。今回の上うな変位振幅一定の疲労試験でなく、荷重振幅一定の試験を行なった場合は、同じ荷重に対してたわみ量のばらつきは大きくなるであろうが、 σ -N線図においては斜交角の影響がほとんど認められないという結果になるものと考えられる。すなわち、今回の試験片程度の溶接工作を行なえば、継手部の曲げ応力に関する限りは、斜交継手でも直交継手と同程度の疲労強度を期待できるということになる。

荷重に対して設計するか、吸収すべき変位に対して設計するか、個々の場合についてその継手部の役割を十分認識してから設計する必要があると思われる。

図4.2.27は、両材について図4.2.26の斜交角の違いを無視して、縦軸に引張強さとの比 σ/σ_B をとって表わしたS-N線図である。 10^3 回以下の低サイクル域ではHTの方が有利のようであるが、 $10^3 \sim 10^5$ 程度の時間強度では軟鋼の方が有利で、高サイクル域に近づくほどその差は顕著で、HT使用のメリットが少なくなっていくようである。

図中の数字はさきIC(3)項で述べた、下面すみ肉止端の角度(α)であるが、この角度の影響もここに試験した範

囲では顕著ではない。

4.2.4 むすび

斜交隅肉溶接によって固定された片持はり式の試験片について、軟鋼および50キロ高張力鋼の2種の材料で、斜交角度を種々変化させ、変位振幅一定の両振り曲げ疲労試験を行なった。斜交継手の場合、隅肉の寸法形状は造船現場で慣用している程度の多層盛りの溶接仕様とした。

5万回以下の低サイクル疲労試験を行なったが、この範囲では、両試験材とも、変位振巾一定の試験では斜交角が鋭くなるほど若干時間強度が低下する傾向が認められた。しかし、荷重制御の試験ではほとんど斜交角による差がなくなるものと想定される。

ただし、現場作業においては、溶接姿勢その他の関係で斜交角の鋭い溶接は欠陥を生じ易いと思われるので十分注意は必要であろう。また、継手の部位によっては、鋭角側の隅肉形状を変えてsoftな構造とし、荷重を支えるというよりも変位を吸収するという考え方で、応力集中を避ける方が有利な場合もあるであろう。

軟鋼と高張力鋼の比較では、引張り強さとの比に関する限り、軟鋼の方が有利で、特に低応力高サイクル範囲になるほど、高張力鋼使用によるメリットは損われることが多いようである。

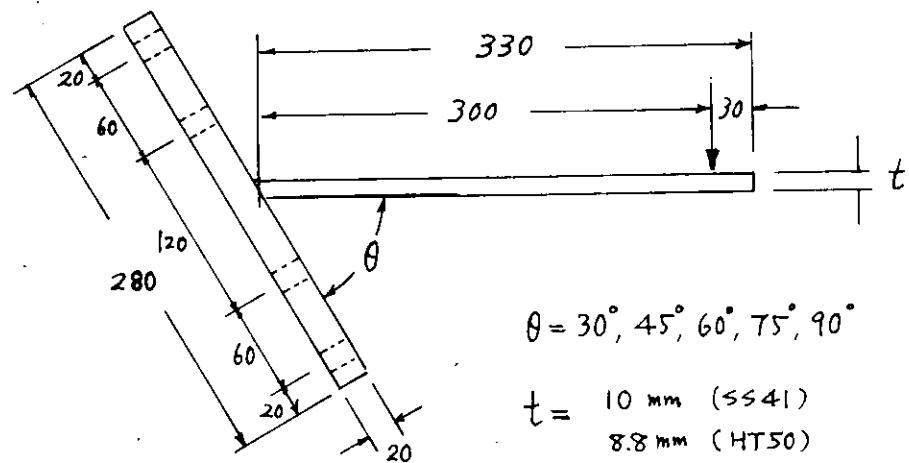


図 4.2・1 試験片寸法

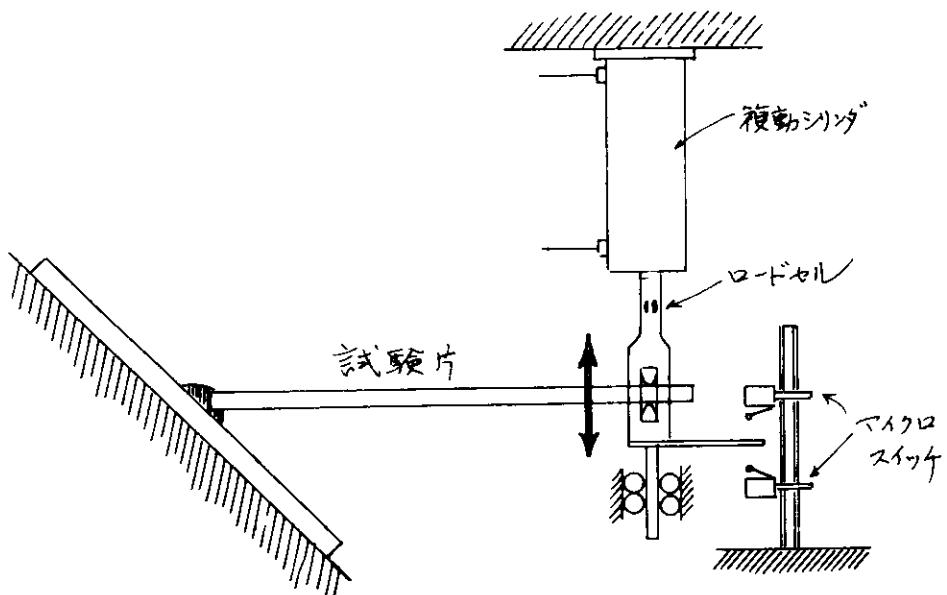


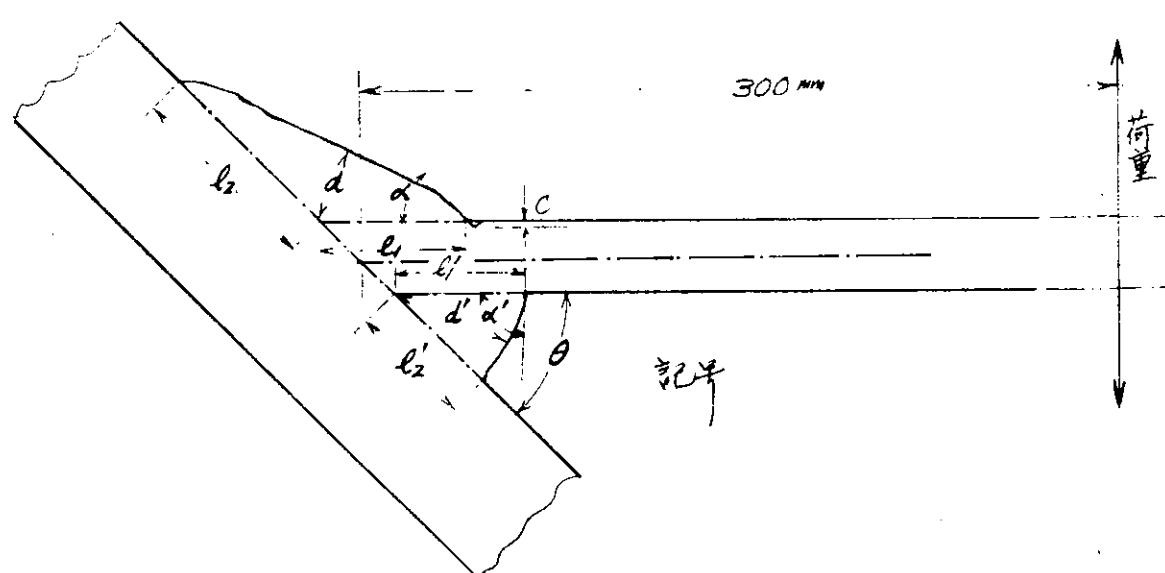
図 4.2・6 試験方法

銛角 θ	開光形状	バス	棒絶 mm	電流 Amp	電圧 Volt
30		1 2~6	2.6 4	100 180	22 27
45		1~4	4	180	27
60		1~5	4	175	27
75		1~4	4	180	27
90		1, 2	4	180	27

図 4.2・2 溶接方法およびすみ内計画寸法

表4.1・2 すみ内寸法計測例(軟鋼)

θ	上面(鈍角側)				下面(鋭角側)			
	脚長 l_1 (mm)	脚長 l_2 (mm)	のじ厚 d (mm)	角度 α (deg)	脚長 l'_1 (mm)	脚長 l'_2 (mm)	のじ厚 d' (mm)	角度 α' (deg)
30°	17.0 ~21.0	5.2 ~9.5	3.0 ~4.5	25.0 ~65.0	9.0 ~12.0	8.8 ~12.3	9.2 ~12.5	75.0 ~110.0
	平均 18.4	平均 7.4	平均 3.8	平均 41.0	平均 10.7	平均 11.2	平均 10.9	平均 88.0
45°	14.0 ~16.2	4.2 ~7.0	3.0 ~4.1	15.0 ~75.0	8.0 ~10.0	7.0 ~10.0	7.3 ~9.8	54.0 ~75.5
	15.6	5.6	3.6	46.0	8.9	8.3	8.2	65.0
60°	7.5 ~9.5	6.5 ~9.5	6.2 ~8.3	50.0 ~77.0	5.0 ~11.0	6.0 ~10.5	4.0 ~5.0	22.0 ~64.0
	8.2	7.75	7.0	65.0	9.0	7.1	4.3	35.0
75°	11.0 ~12.5	8.0 ~9.0	5.0 ~6.2	27.5 ~40.0	6.4 ~8.0	6.0 ~8.0	5.5 ~6.5	41.0 ~75.0
	11.6	8.3	5.8	33.0	7.1	6.9	6.0	59.0
90°	5.4 ~8.0	6.4 ~9.5	4.2 ~6.0	51.0 ~81.0	(左に合算)			
	6.7	7.6	5.6	62				



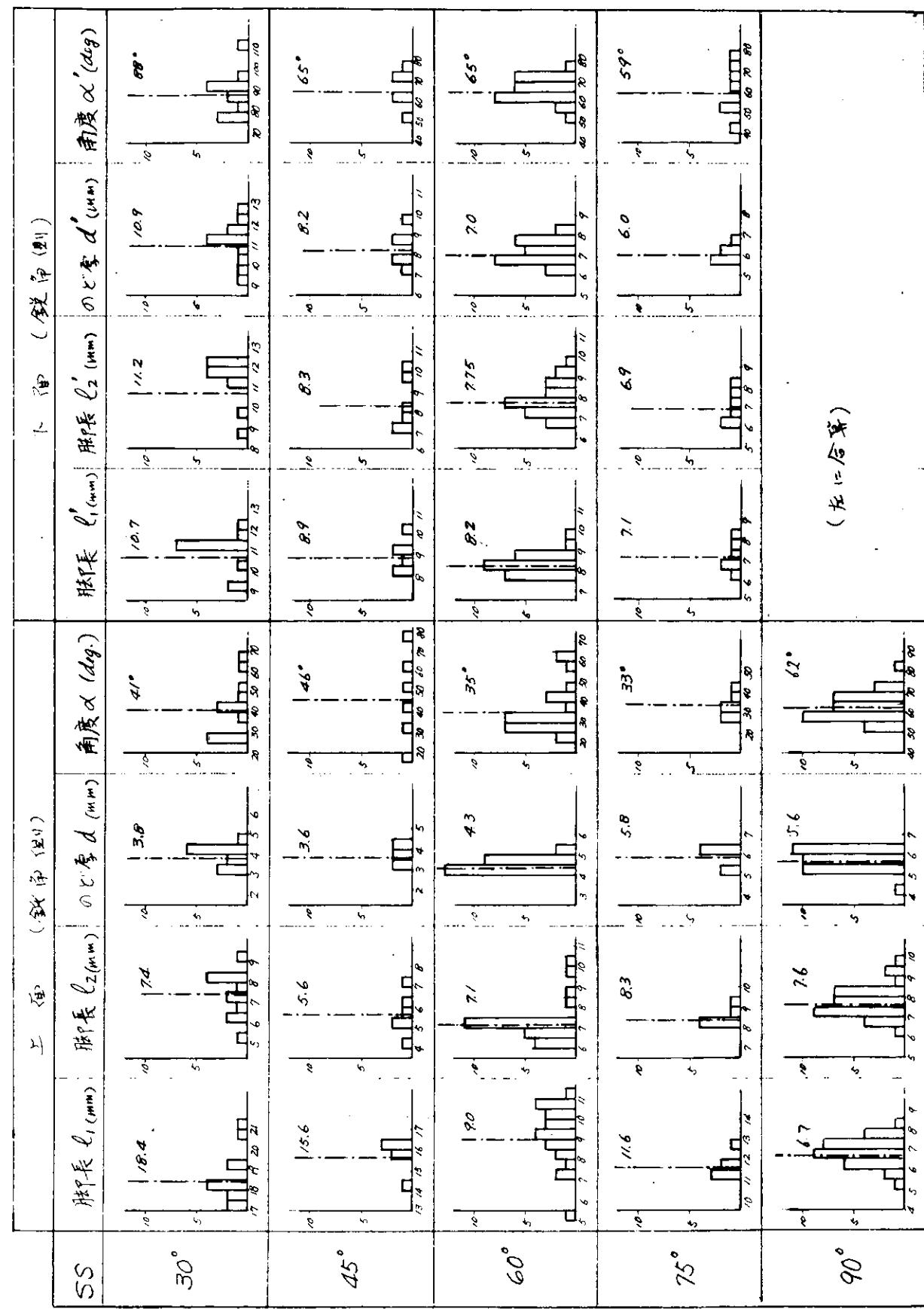


図 4.2.3 手足寸法分布表（軟鋼材）

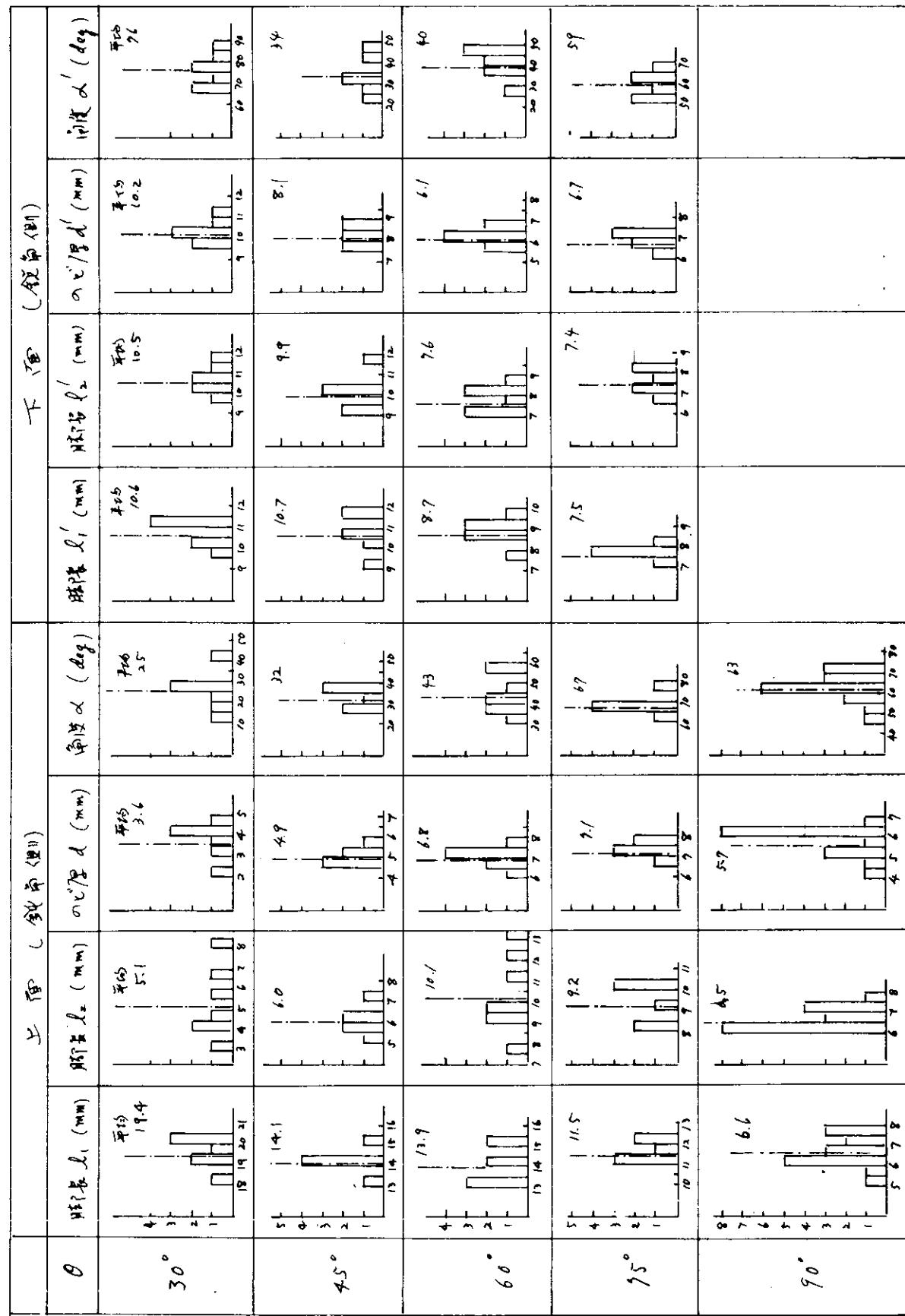


図 4.2.4 手み内寸法分布表 (H750材)

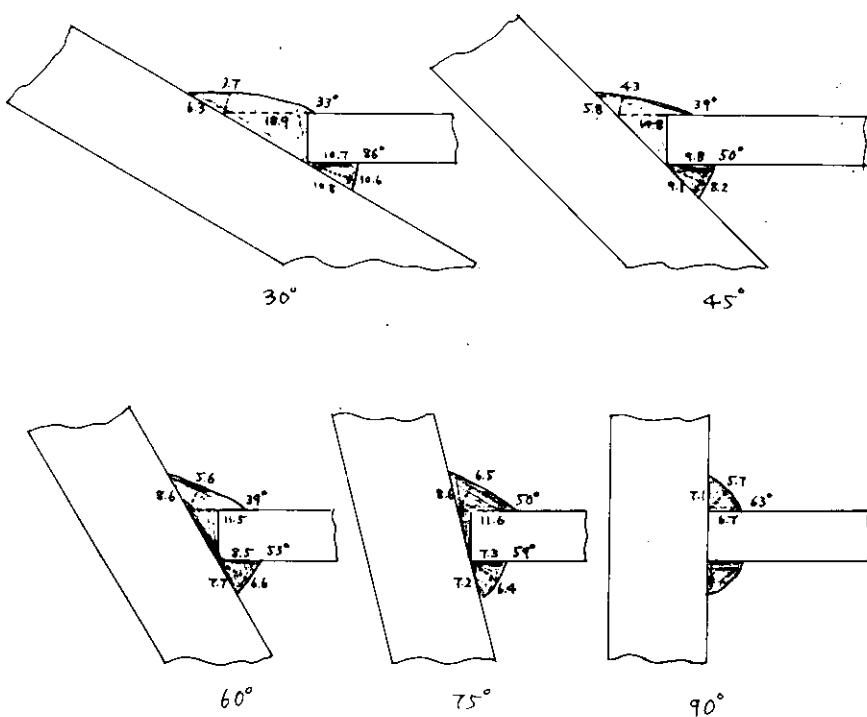


図 4.2・5
すみ肉寸法平均値

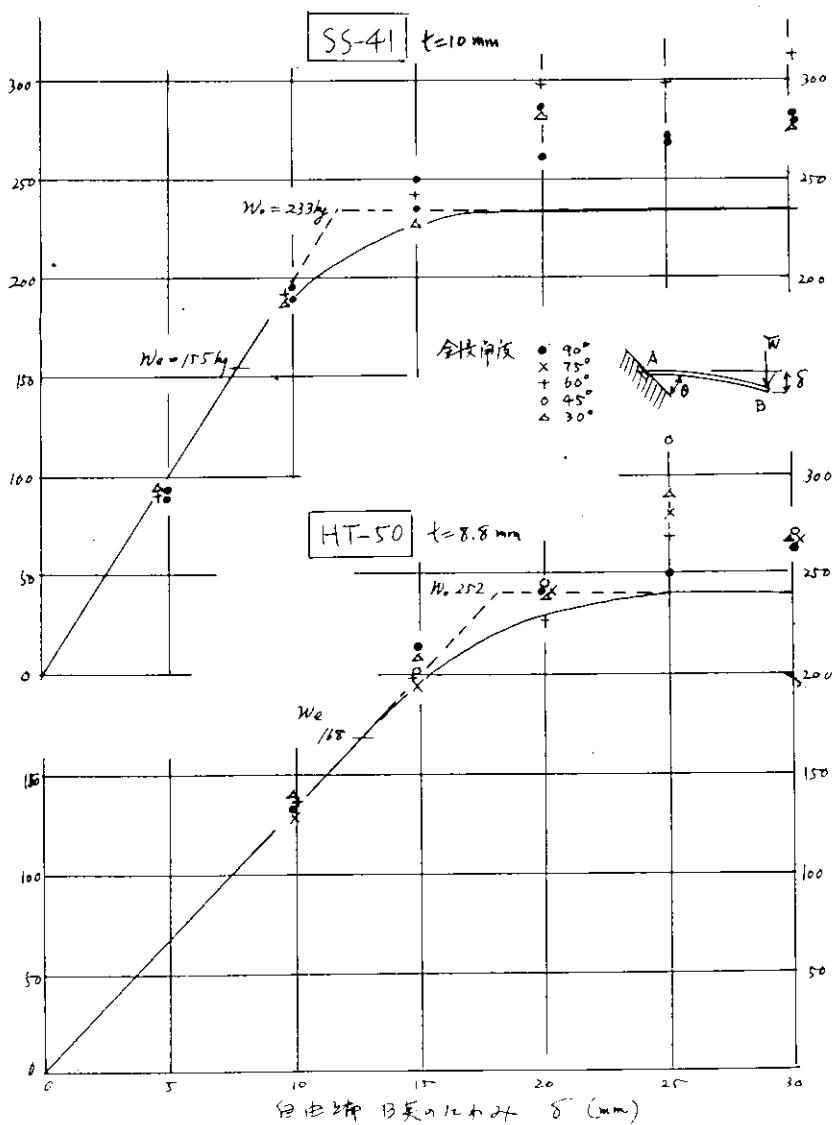


図 4.2.8 荷重たわみ線図 (1)

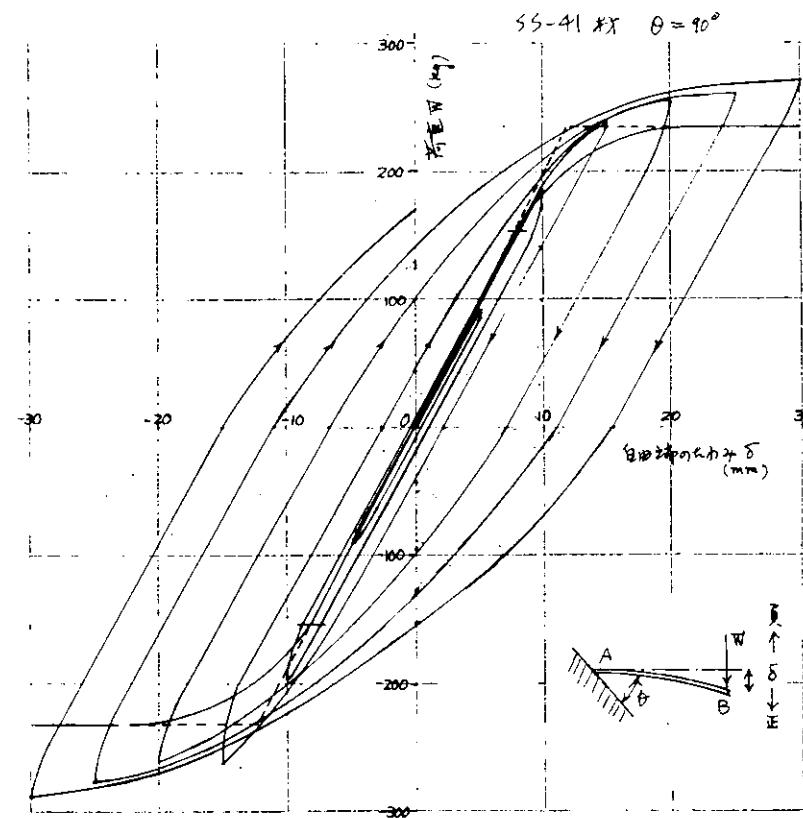


図 4.2-9 荷重たわみ線図(2)

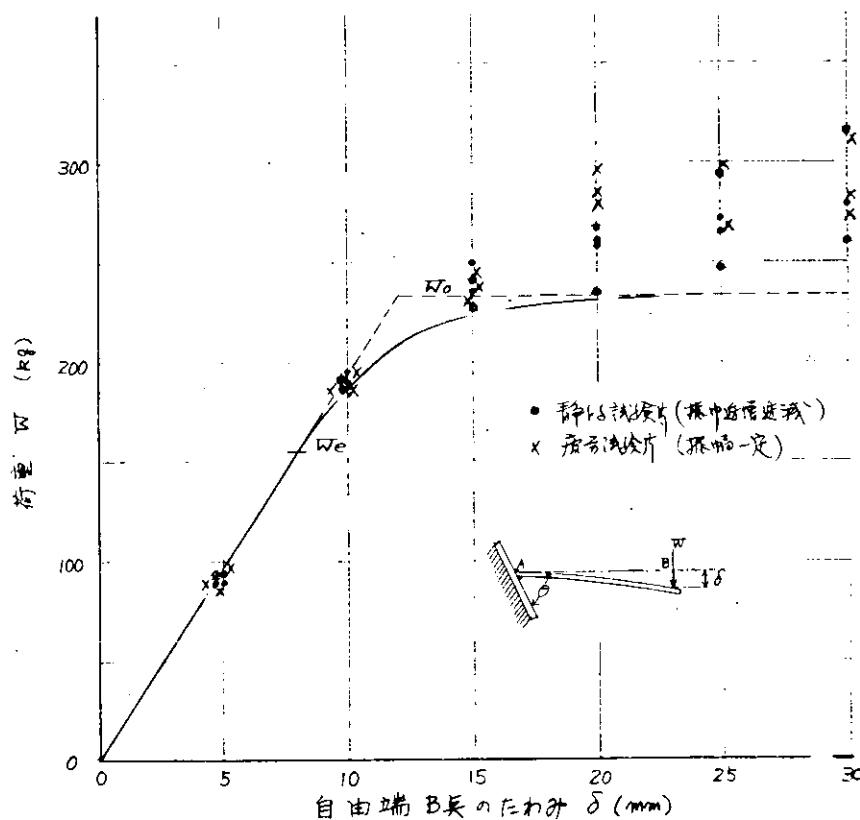


図 4.2-10 荷重たわみ線図(3)

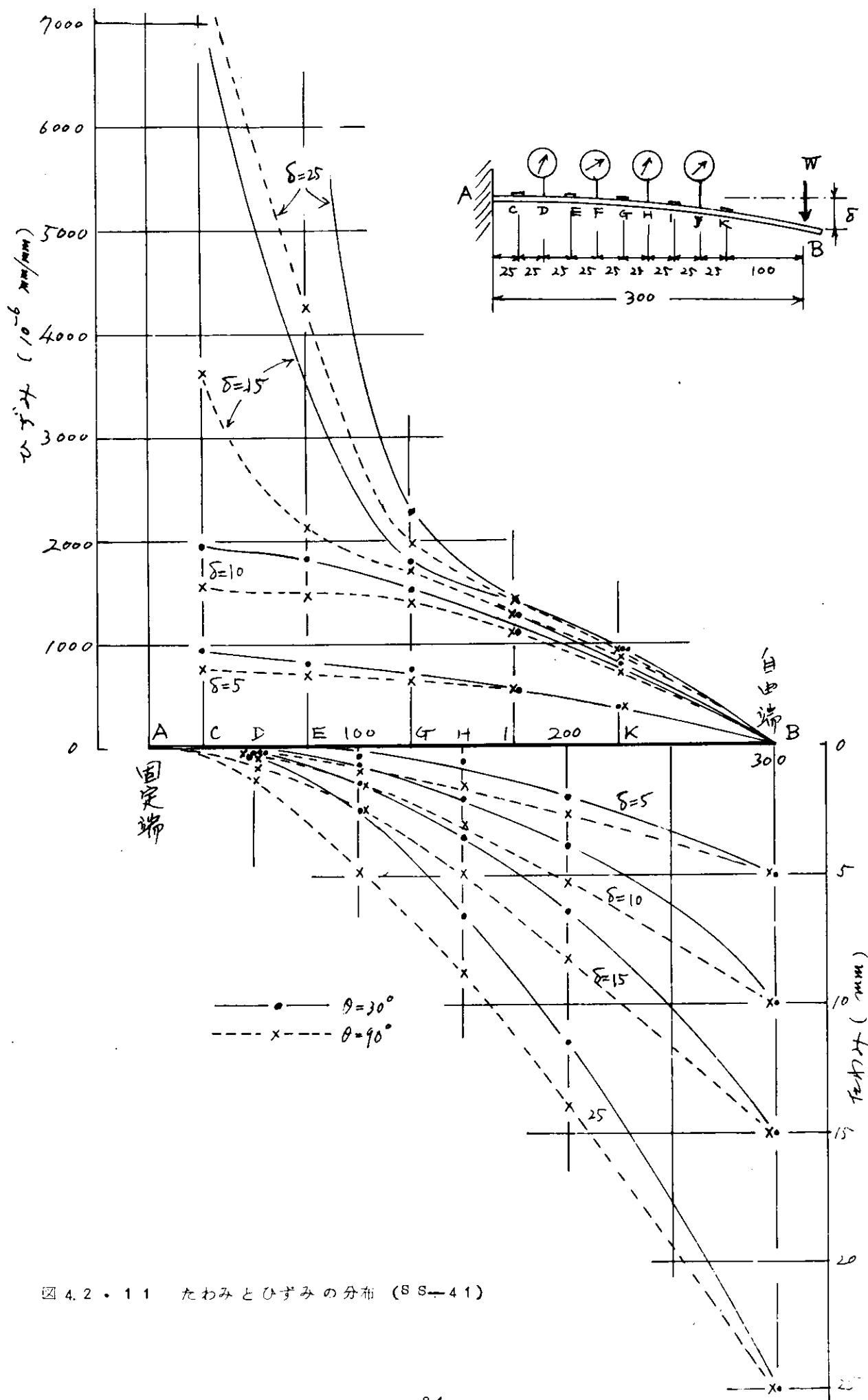


図 4.2・11 たわみとひずみの分布 (SS-41)

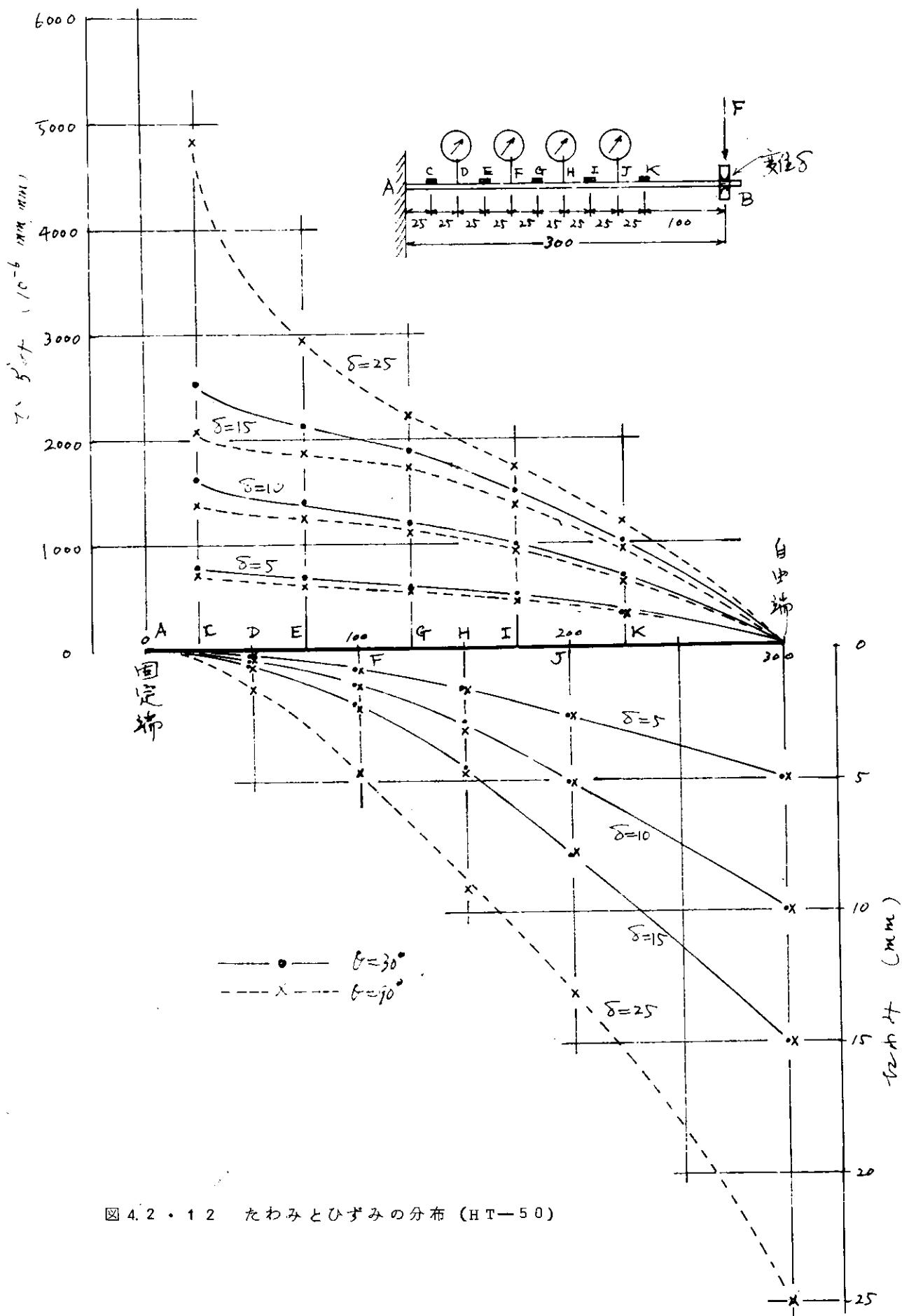


図 4.2・12 たわみとひずみの分布 (HT-50)

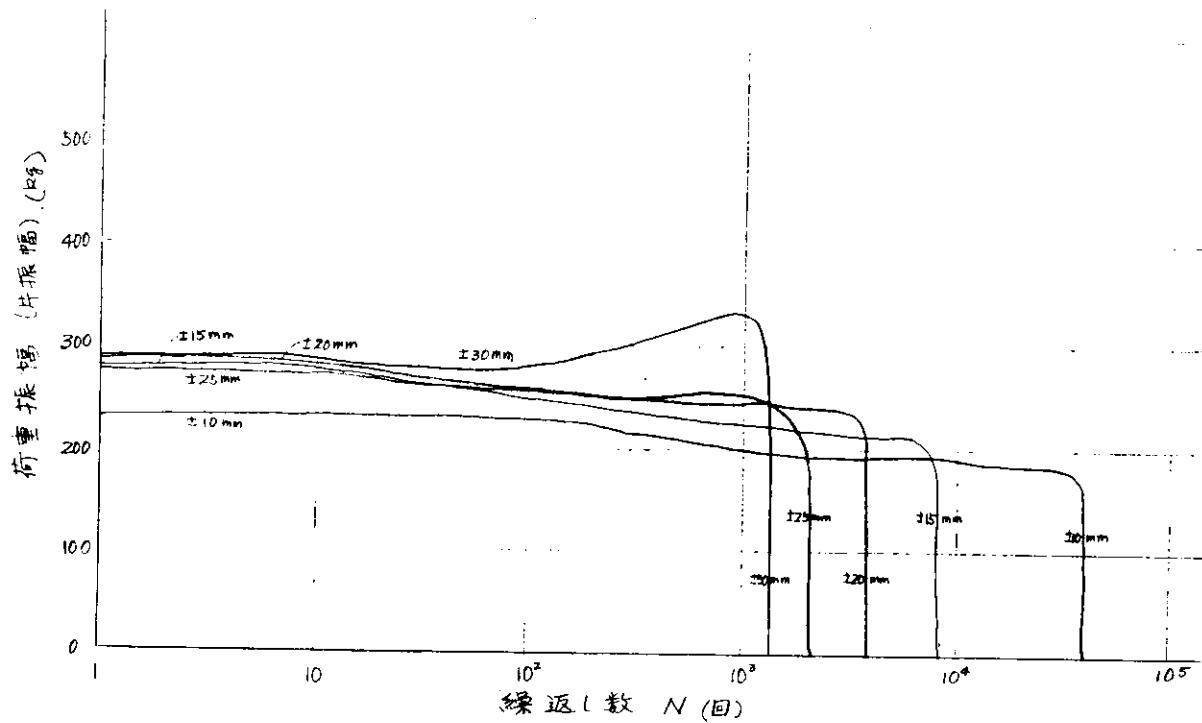


図 4.2・13 荷重変化 (S.S. 41 $\theta = 90^\circ$)

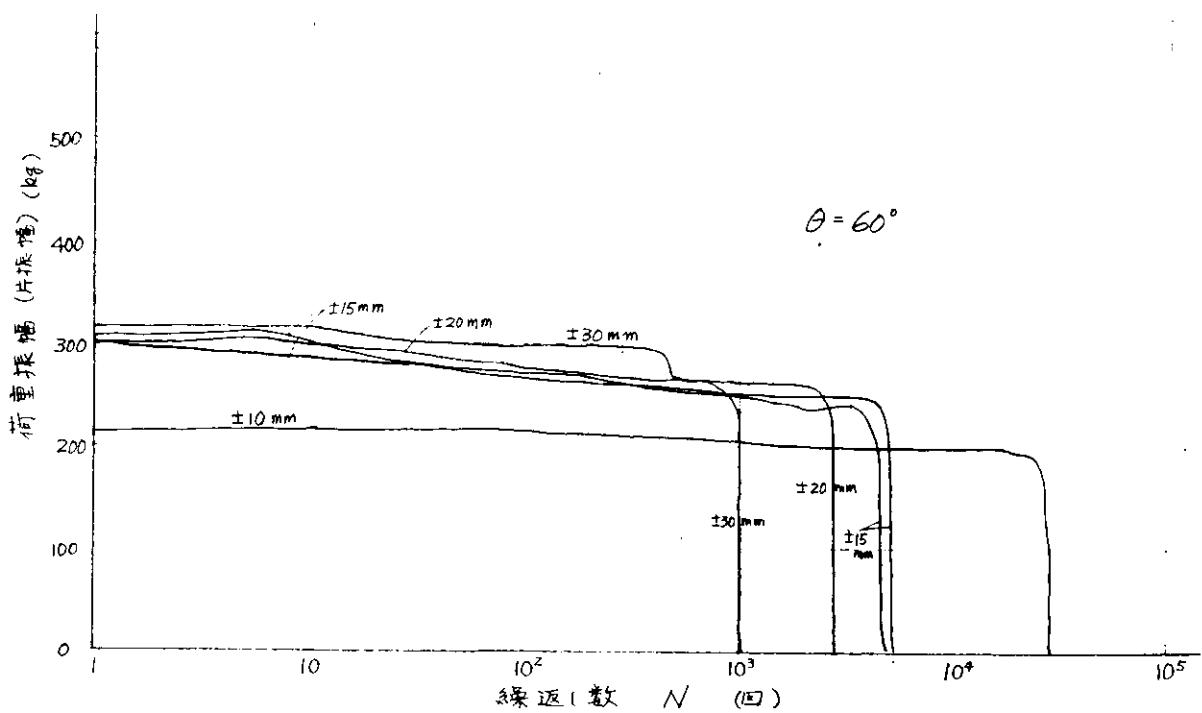


図 4.2・14 荷重変化 (S.S. 41 $\theta = 60^\circ$)

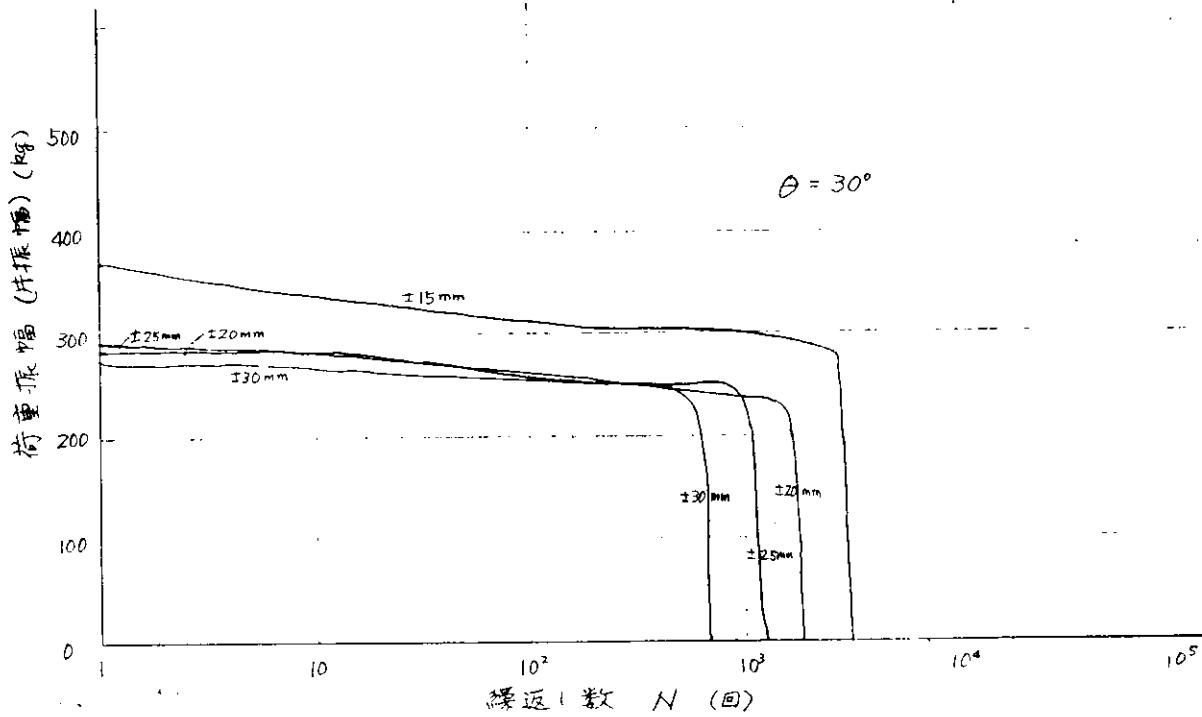


図 4.2・15 荷重変化 (S-S 41 $\theta = 30^\circ$)

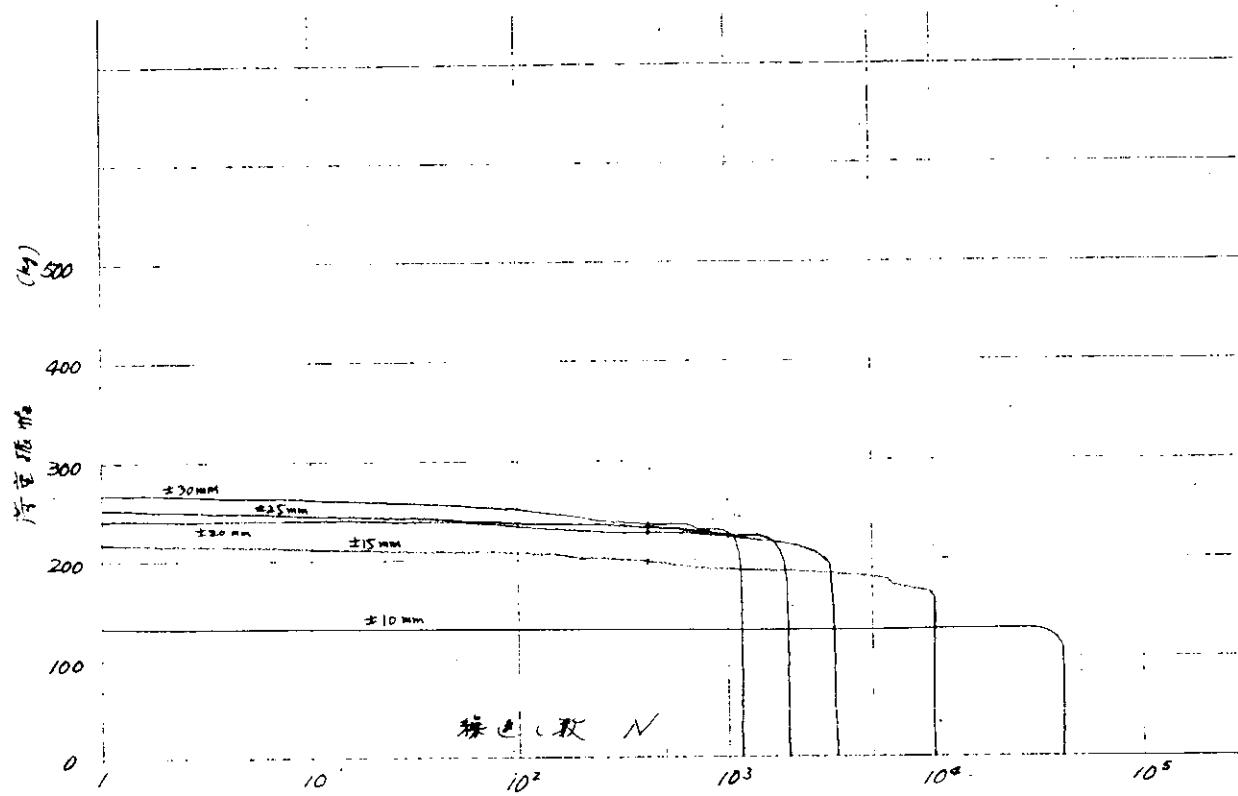


図 4.2・16 荷重変化 (H-T-50 $\theta = 90^\circ$)

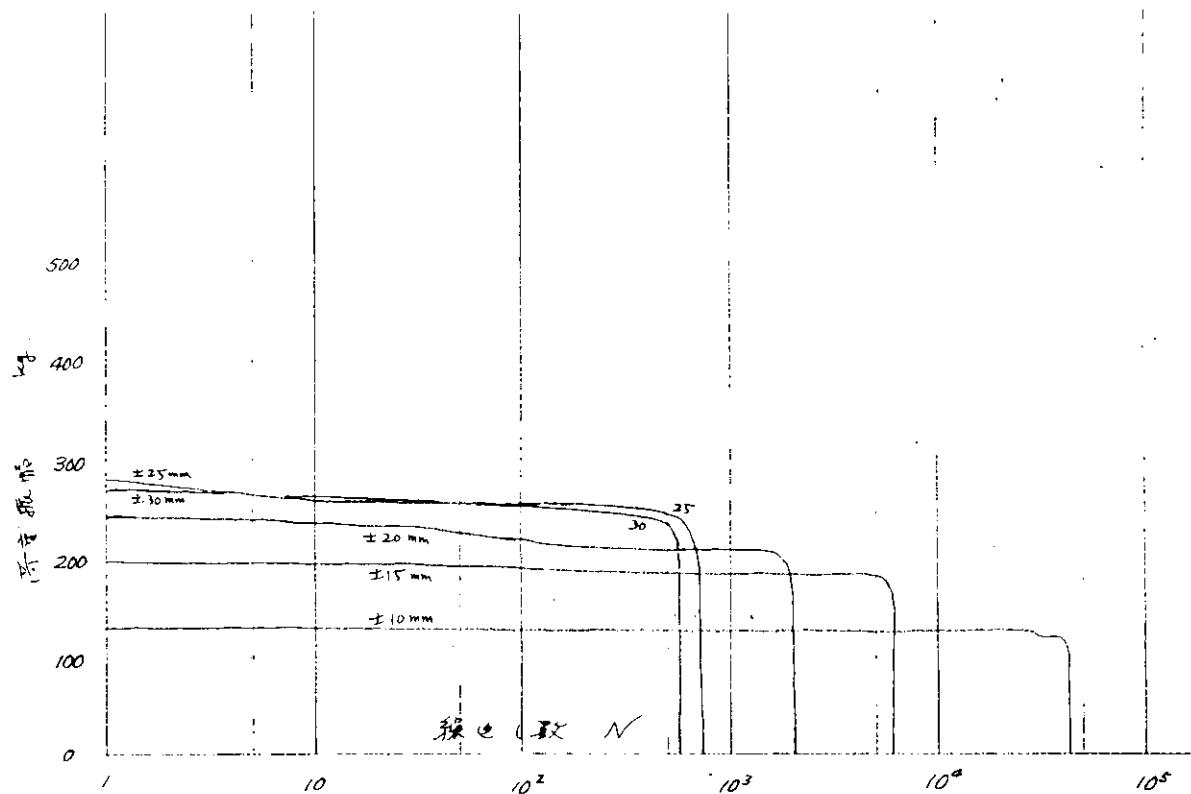


图 4.2·17 荷重变化 ($\text{HF} 50 \theta = 75^\circ$)

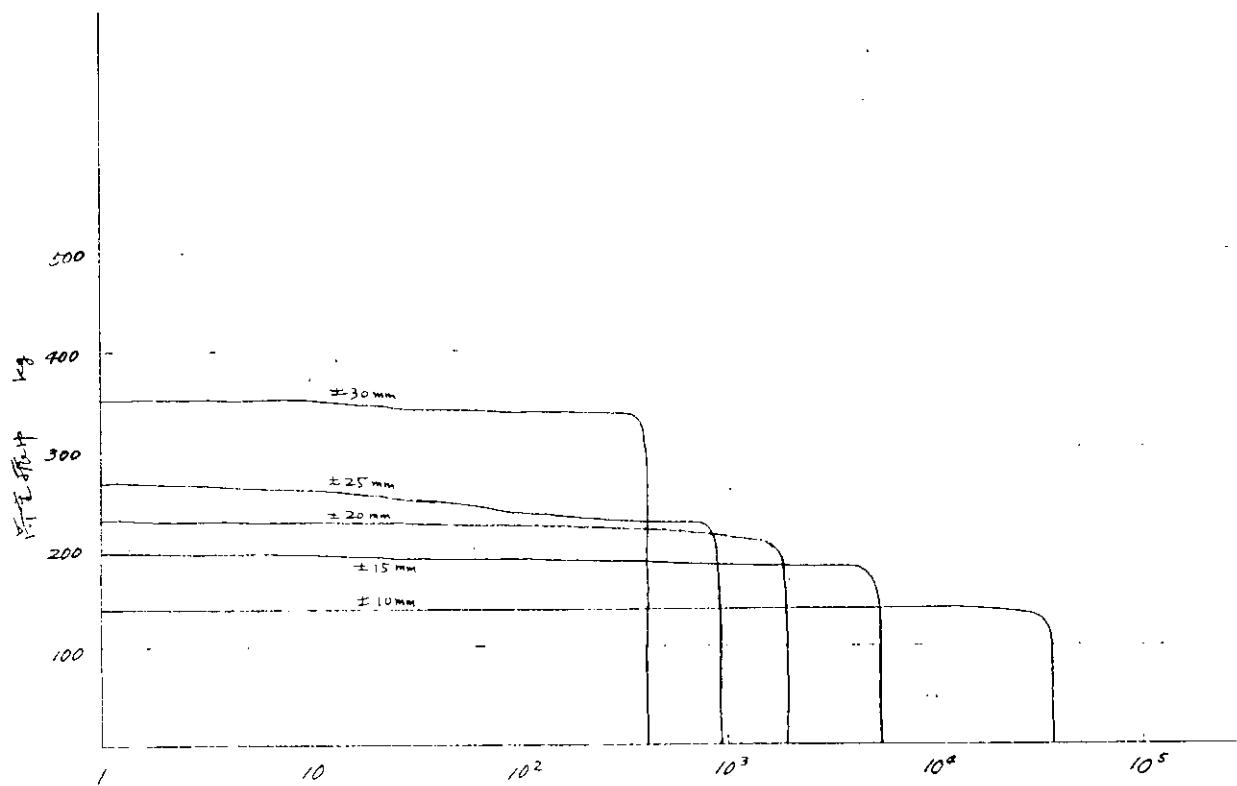


图 4.2·18 荷重変化 ($\text{HT-50} \theta = 60$)

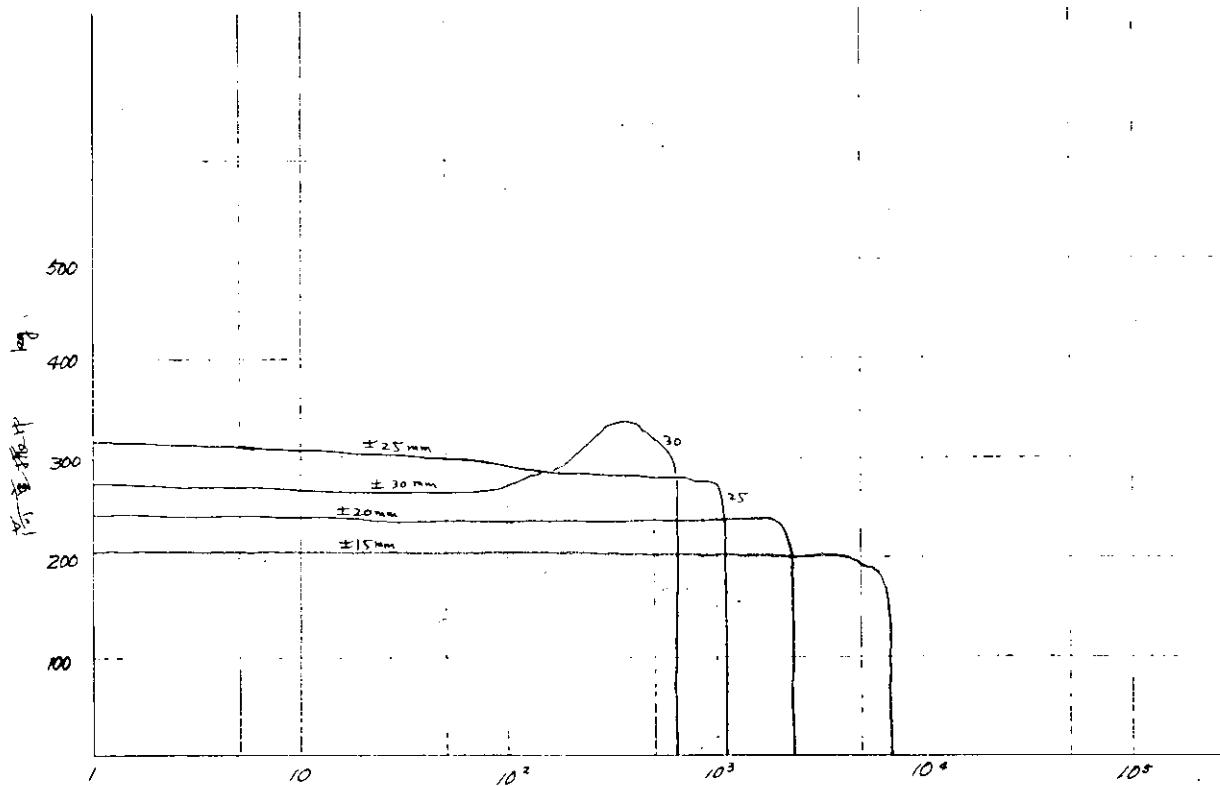


図 4.2・19 荷重変化 (HT-50, $\theta = 45^\circ$)

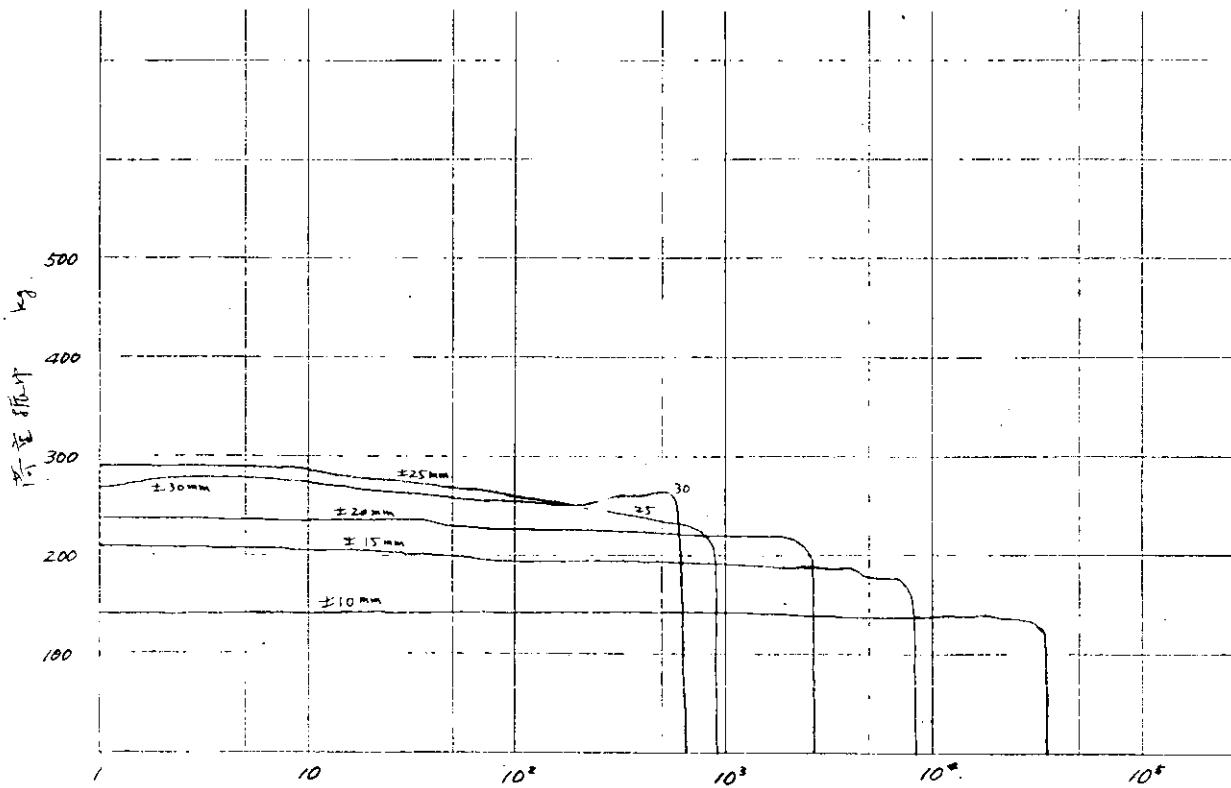


図 4.2・20 荷重変化 (HT=50, $\theta = 30^\circ$)

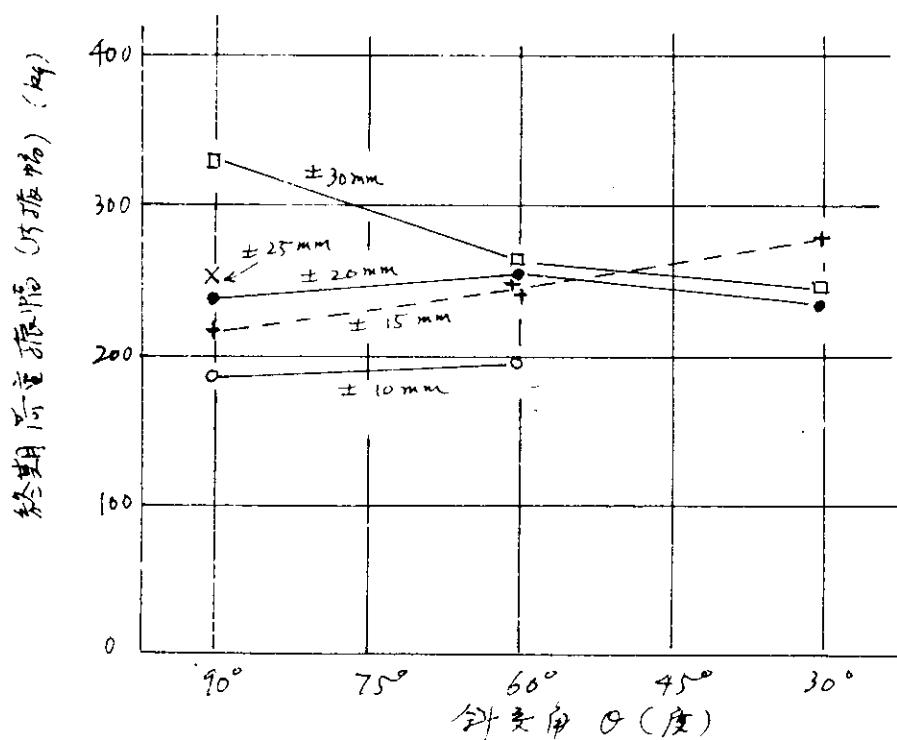
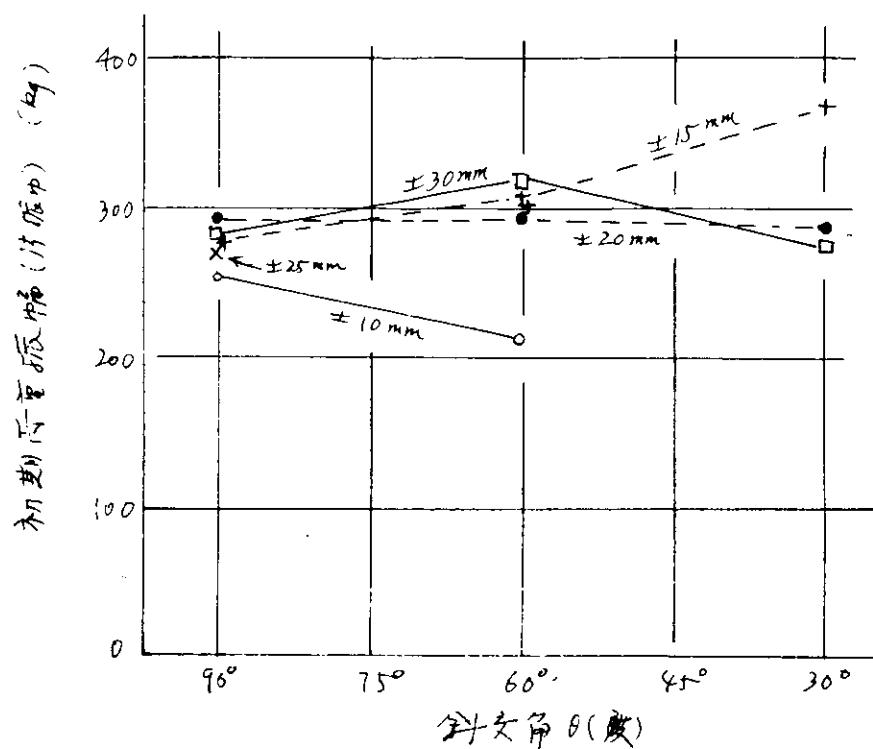


図 4.2・2.1 斜交角と荷重振幅との関係 (SS-41)

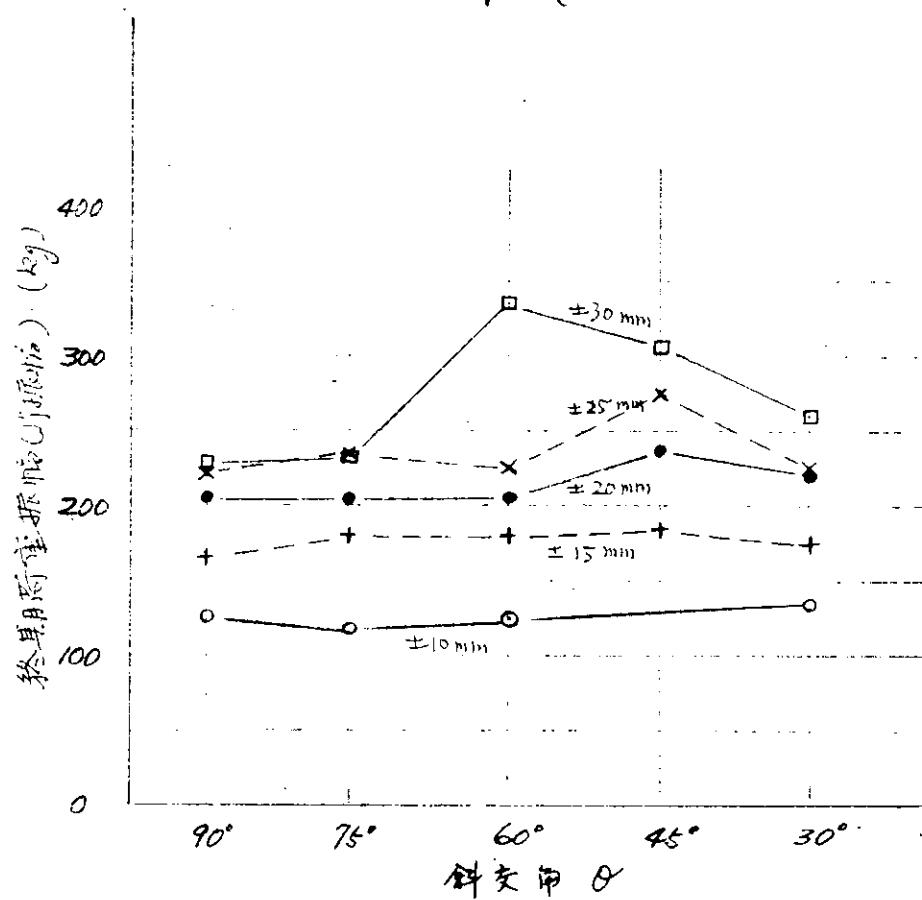
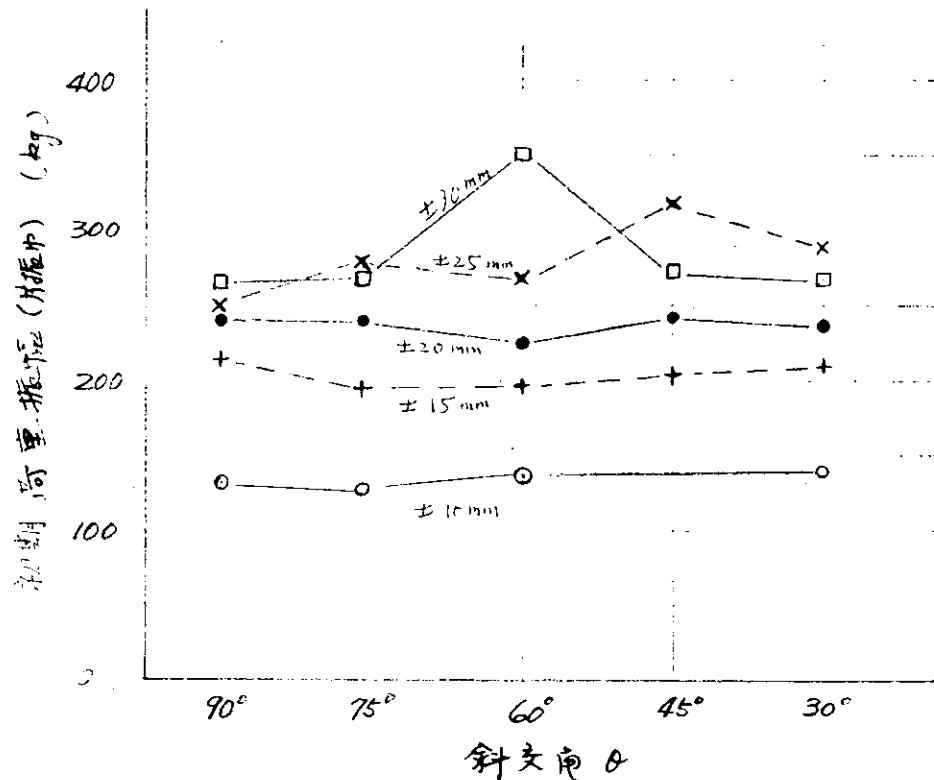


図 4.2・22 斜交角と荷重振幅との関係 (HT50)

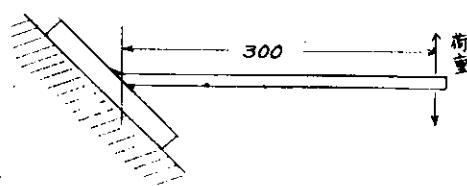
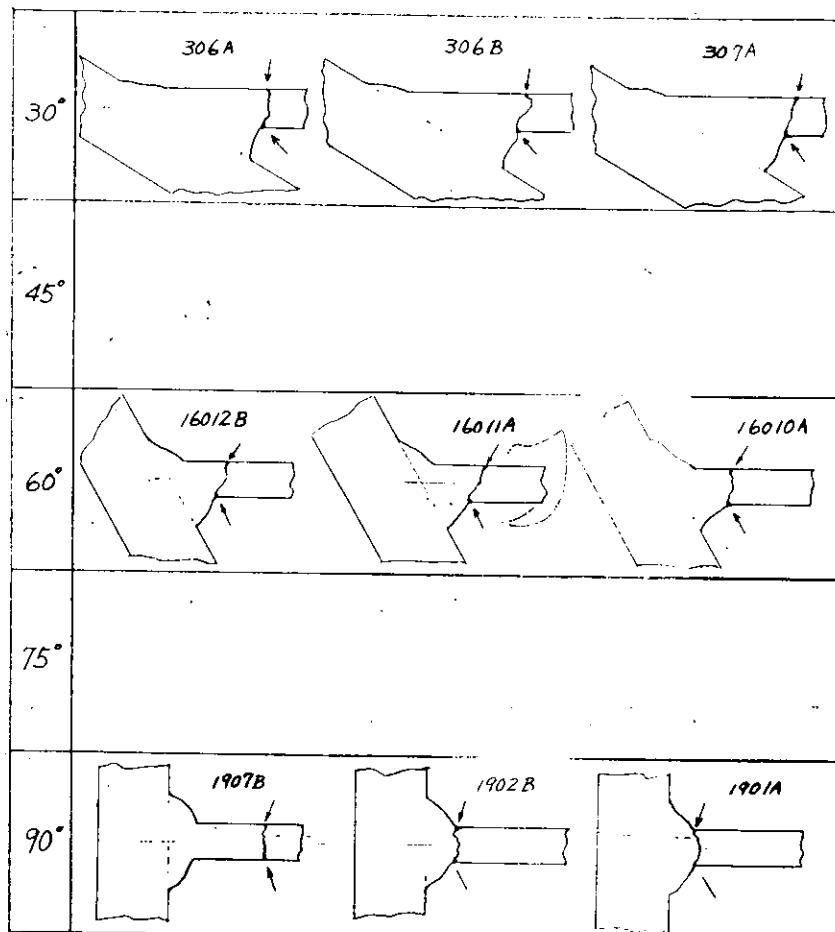


図 4.2・23 破断面の形状

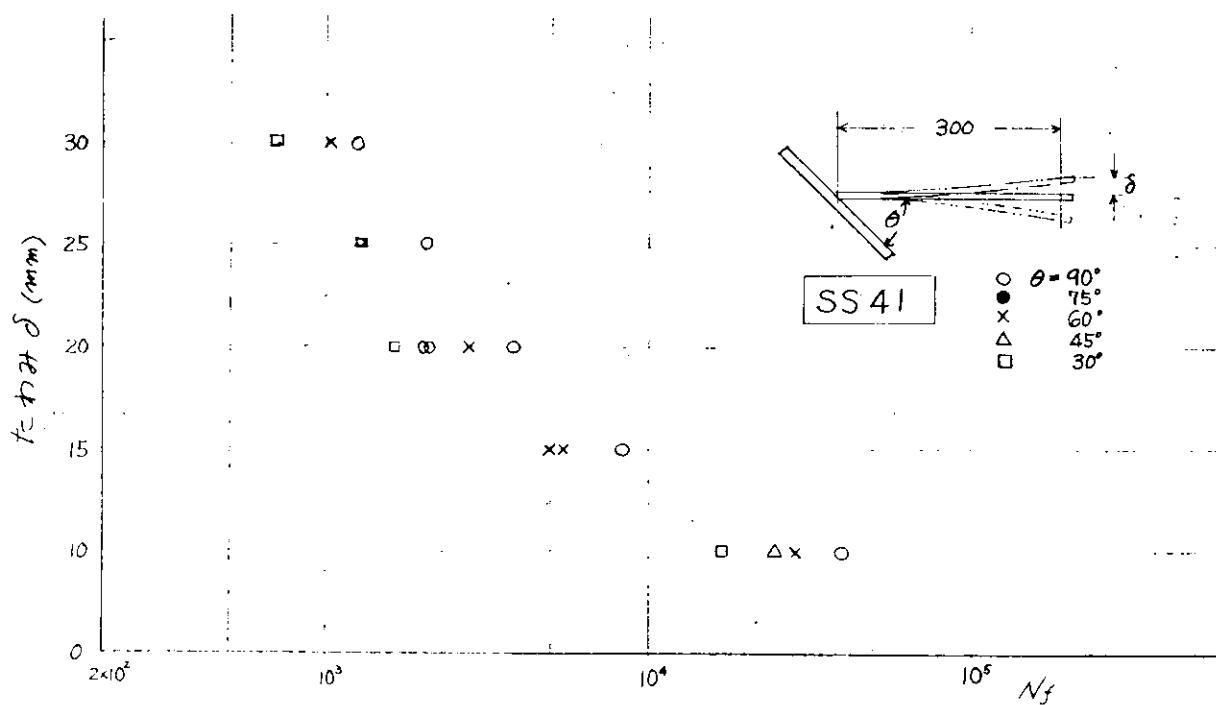


図 4.2・24 δ —N 線図 (SS 41)

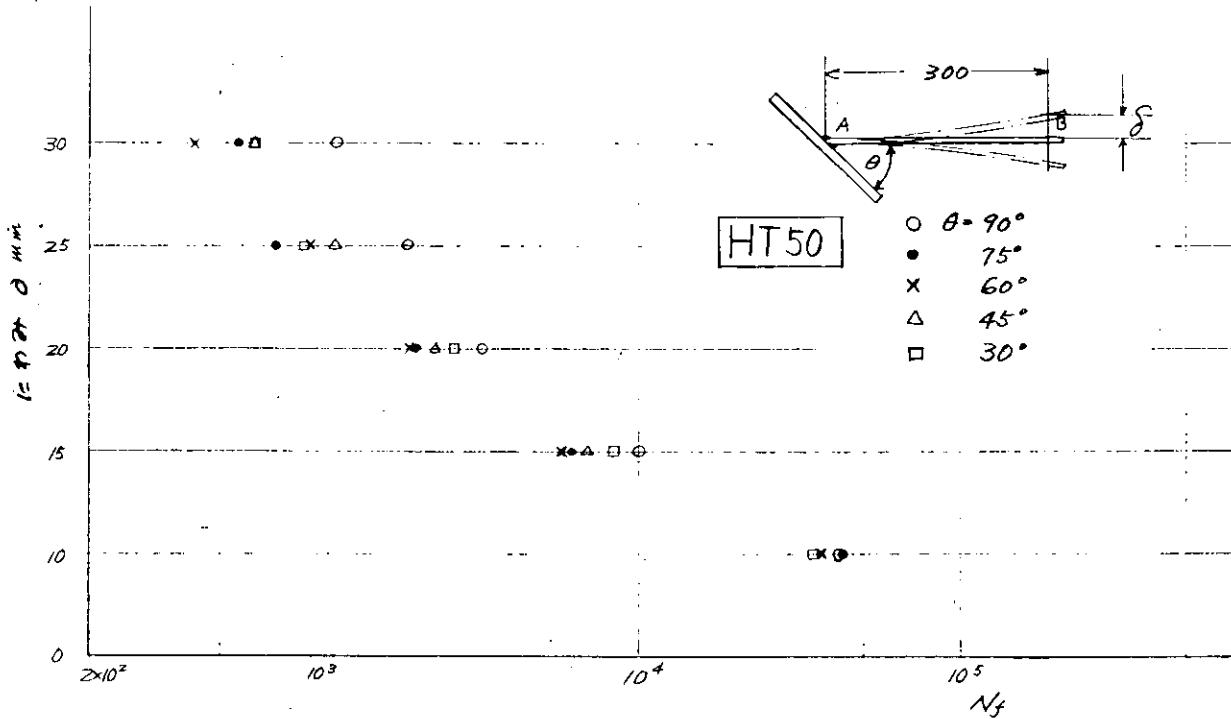


図 4.2・25 δ —N 線図 (HT50)

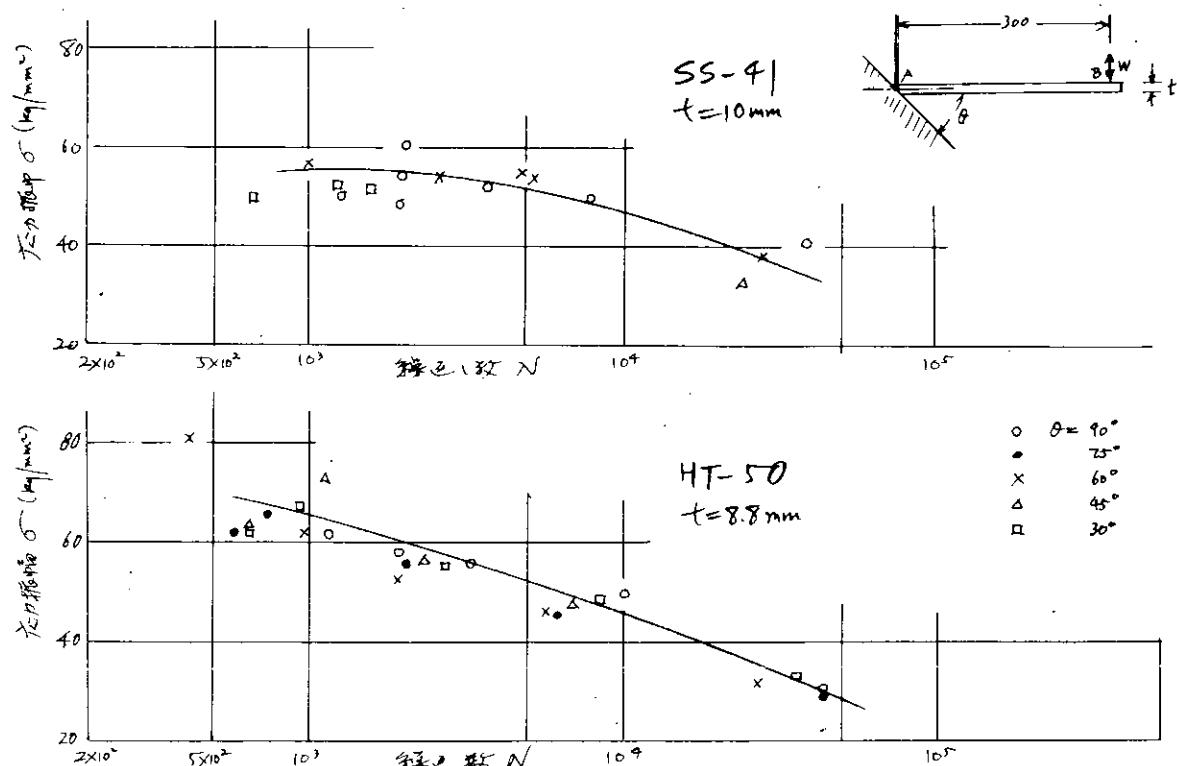


図 4.2・26 σ —N 線図

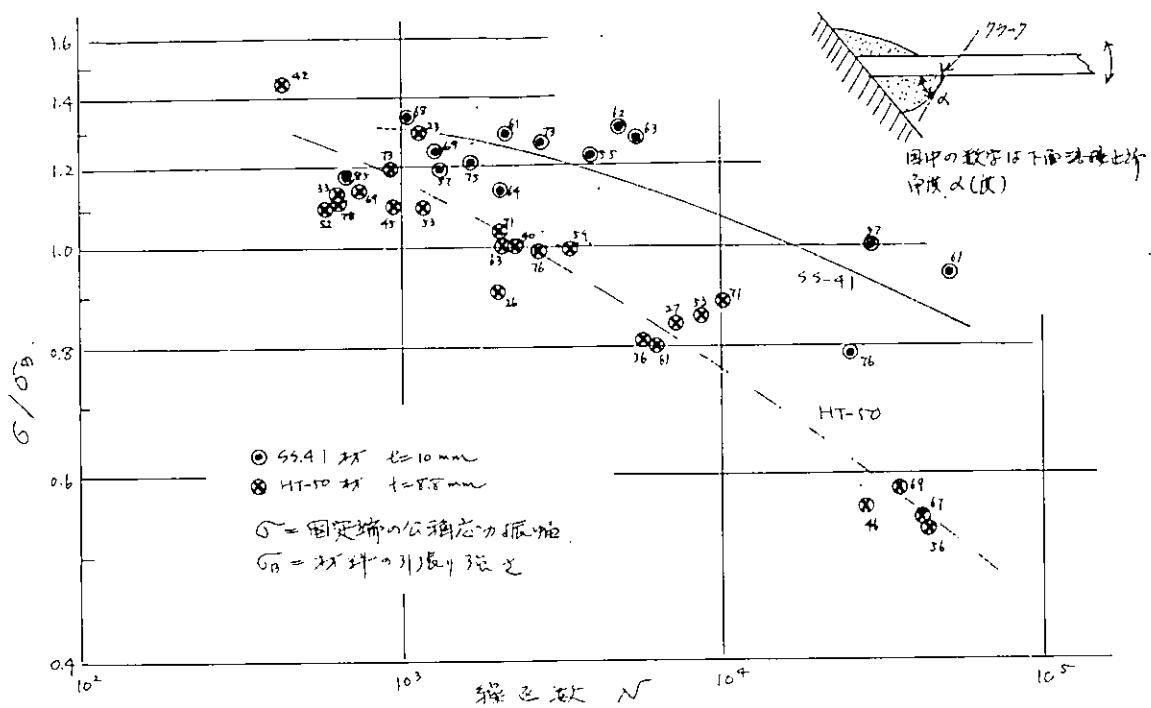


図 4.2・27 $\sigma/\sigma_B \sim N$ 線図

5 部材の工作精度が船体強度に及ぼす影響

5.1 すみ肉溶接継手の目違いとルートギャップ

5.1.1 目的

船体溶接構造の工作上の不連続部の例として船殻建造工程における部材の目違い、ルートギャップなどがある。これらの強度を検討し、工作上の許容誤作の限界基準をさだめることにより合理的施工および補修をおこない、工作の省力化と安全の保証をはかることが重要である。

本実験はすみ肉溶接継手に板の目違いルートギャップが存在するときの部材の動的強度を調査し、工作基準設定の資料とするために計画実施した。

供試鋼材は44年度軟鋼にひきつゞき45年度は50キロ鋼について実施した。

5.1.2 試験方法

i) 試験片

供試鋼材は50キロ高張力鋼SM51Aでその化学成分および機械的性質を表5.1.1に示す。試験片は溶接終了後特別な熱処理はほどこしていない。

試験片の形状寸法は、図5.1.1に示すとおりであり目違いのあるものと、目違いとルートギャップが共存するものとの2系列である。表5.1.2はこの内訳をしめす。

ii) 試験機および試験条件

荷重は片振り張荷重で板厚8mmの母材の降伏点を基準とした。

使用試験機はアムスラー型50T油圧疲労試験機で常用繰返し荷重は400cpm荷重サイクルのPminは2tonとした。

5.1.3 試験結果

i) 静的応力分布

すみ肉溶接継手部の応力集中率を推定するためにジアレルフタレート板6mmからなる形状モデルを製作し偏光光弾性実験によってすみ肉継手の形状系数 α ここで用いる公称応力は荷重を板厚断面で除したものを求めた。この結果を表5.1.3に、継手の破損形式を図5.1.4に、また継手の形状系数を時間疲れ強さを図5.1.5に示す。

表5.1.3 すみ肉継手の形状系数 α

目違い量 $\times t$	ルートギャップ	$t' = t$	$t' = 0.5 t$	$t' = 2 t$
$0 \times t$	—	1.4		
	3 mm	2.1		
$0.5 \times t$	—	1.6		1.2
	3 mm			
$1.0 \times t$	—	2.4	3.1	1.7
	3 mm	3.3		

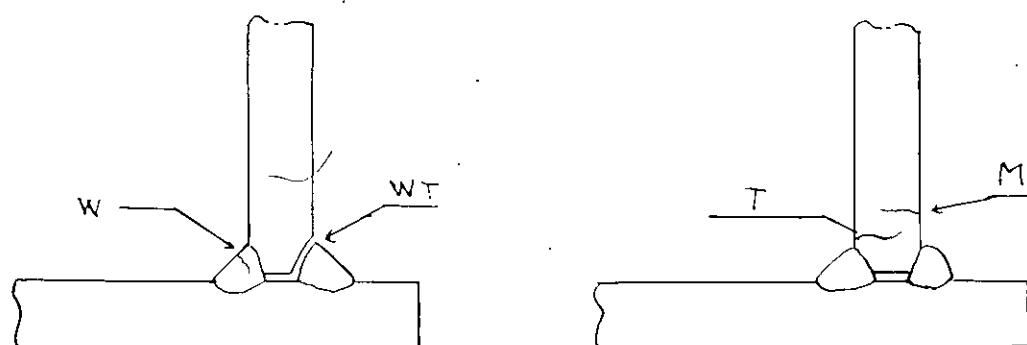


図 5.1.4 繼手の破損形式

表 5.1.1 供試鋼板

チャージ No.	寸法 mm	化学成分 %					機械的性質			曲げ 室温
		C	Si	Mn	P	S	Y.P. kg/mm ²	T.S. kg/mm ²	E ℓ %	
16341	8×1,524×3,048	15	42	1.28	0.15	0.12	42	58	25	良
26328	16×1,524×3,048	14	45	1.36	0.19	0.20	30	54	31	良

表 5.1.2 試験片形状寸法

T.N.O	受け板 mm	目 違 い 量		ルート ギヤップ	棒
		mm	× t		
5 A 1	8	—	—	全溶込み	LB 52
5 A 1 - S	8			同上	LB 47
5 C 1	8	8 mm	1.0 t	同上	LB 52
5 C' 1	16			同上	同上
5 A 2	8	—	—	3 mm	同上
5 A 2 - S	8			3 mm	LB 47
5 C 2	8	8 mm	1.0 t	3 mm	LB 52

注 1) t = 8 mm

2) すみ内脚長

3) 溶接条件

表 1層 J I S D 5 0 1 6 または J I S D 4 3 1 6

2層 "

3層 "

裏 1層 "

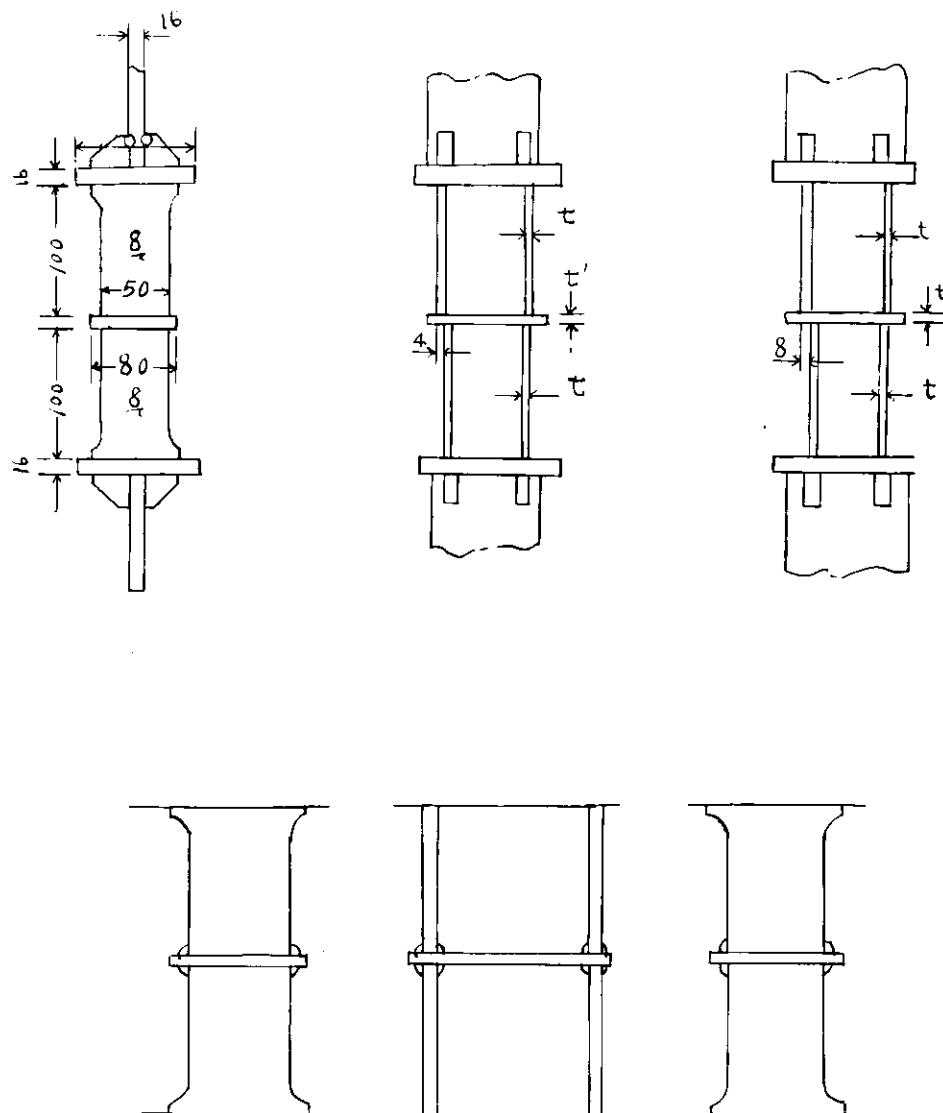


図 5.1.1 試験片形状および寸法

ii) 動 試 験

試験片 5 A 1～5 C 1系(ルートギャップなし)の疲労試験結果を図 5.1.2 と写真 1 に、また試験片 5 C 2 系列(ルートギャップ 3mm)の試験結果を図 5.1.3 写真 2 にしめす。

5.1.4 考 察

これらの結果よりつぎのことがわかる。

即ち、目違いの大きさ、受け板の厚さが疲れ強さに最も大きく影響しており溶接棒、ルートギャップのちがいは、S M 4 1 A および S M 5 0 Aについて実施した今回の実験の範囲では小さい。

- 1) 片振引張荷重の場合、ルートギャップ(3mm)の有無による継手の時間疲れ強さの差異は少さい。
ただし 5 A 2 シリーズ(△印)は A グループの下位に位置している傾向がある。
- 2) 目違い量とルートギャップが共存する C グループとしてまとめた 5 C 1(全溶込み) 5 C 2(ルートギャップ)相互間にも殆んど有意差はみとめられない。
- 3) 溶接棒のちがいによる差異は、5 A 1、5 A 1-Sなどとしてまとめたがこの影響も小さいことがわかる。

4) AグループとCグループとしてまとめた目違い量の有無は大きな差異があり、 10^5 強度（公称応力）では、

Aグループ $27.5 \pm 2.5 \text{ Kg/mm}^2$

Cグループ $19.0 \pm 2.0 \text{ "}$

である。

5) C'1シリーズはAグループとCグループの中間にあり、Aグループの下限付近に位置している。このことは受け板の厚さ8mmと16mmの差異が大きく影響していることがわかる。

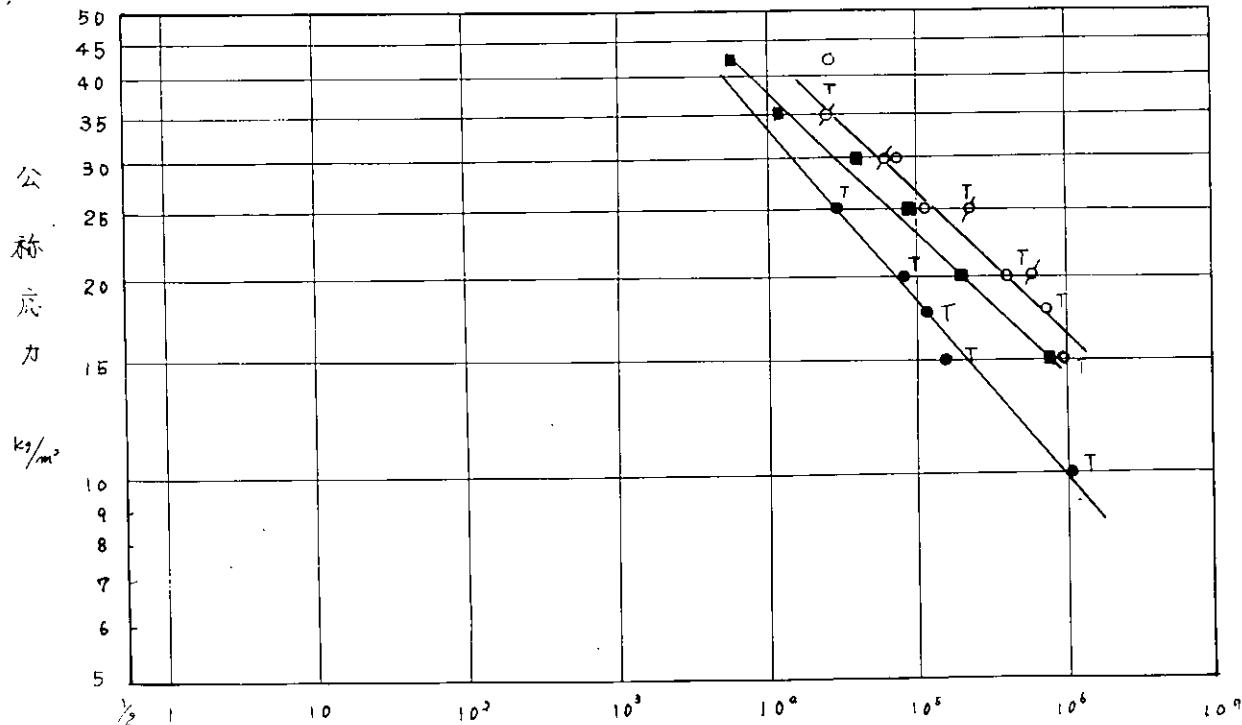


図 5.1.2 S N 線 図

T NO	目 追い mm	ルート キヤブ mm
5A1	○	—
5A1-S	⊖	—
5C1	●	8
x5C1'	■	8

※ t' = 16

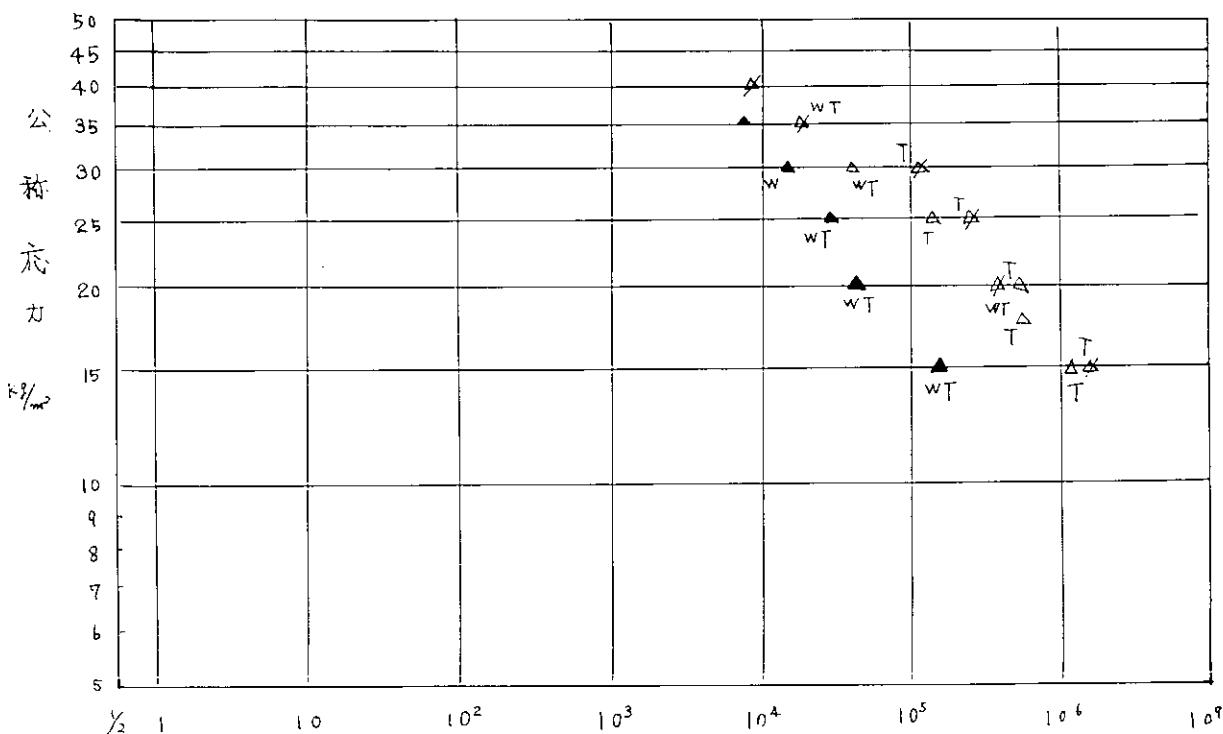


図 5.1.3 S N 線 図

T NO	目 追い mm	ルート キヤブ mm
5A2	△	—
5A2-S	⊖	—
5C2	▲	8

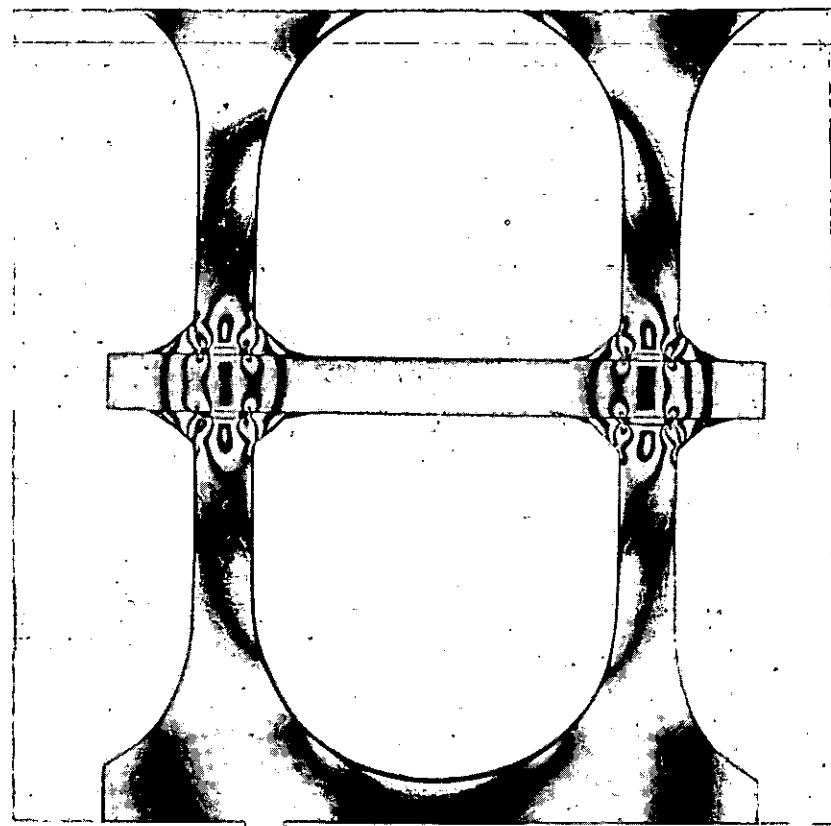


写真1 目違い量 0 ルートギャップ

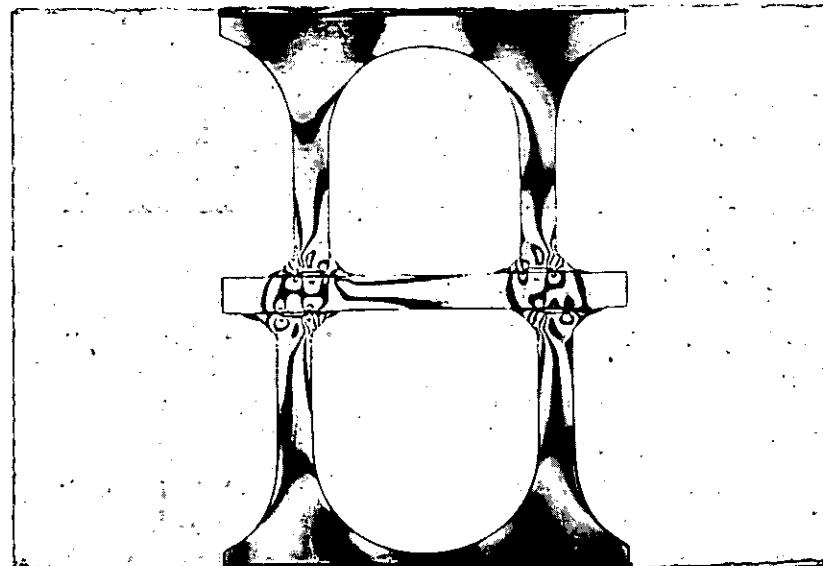


写真2 目違い量 $1/2 t$ ルートギャップ

鋼質、符号		すみ肉継手の形状		
41キロ	50キロ	目違い	ルートギャップ	系数 α
A 1	5 A 1	—	—	1.4
B 1	—○—	1/2 t	—	1.6
C 1	5 C 1	1.0 t	—	2.4
	5 A 2	—	3 %	2.1
	5 C 2	1.0 t	3 %	3.3

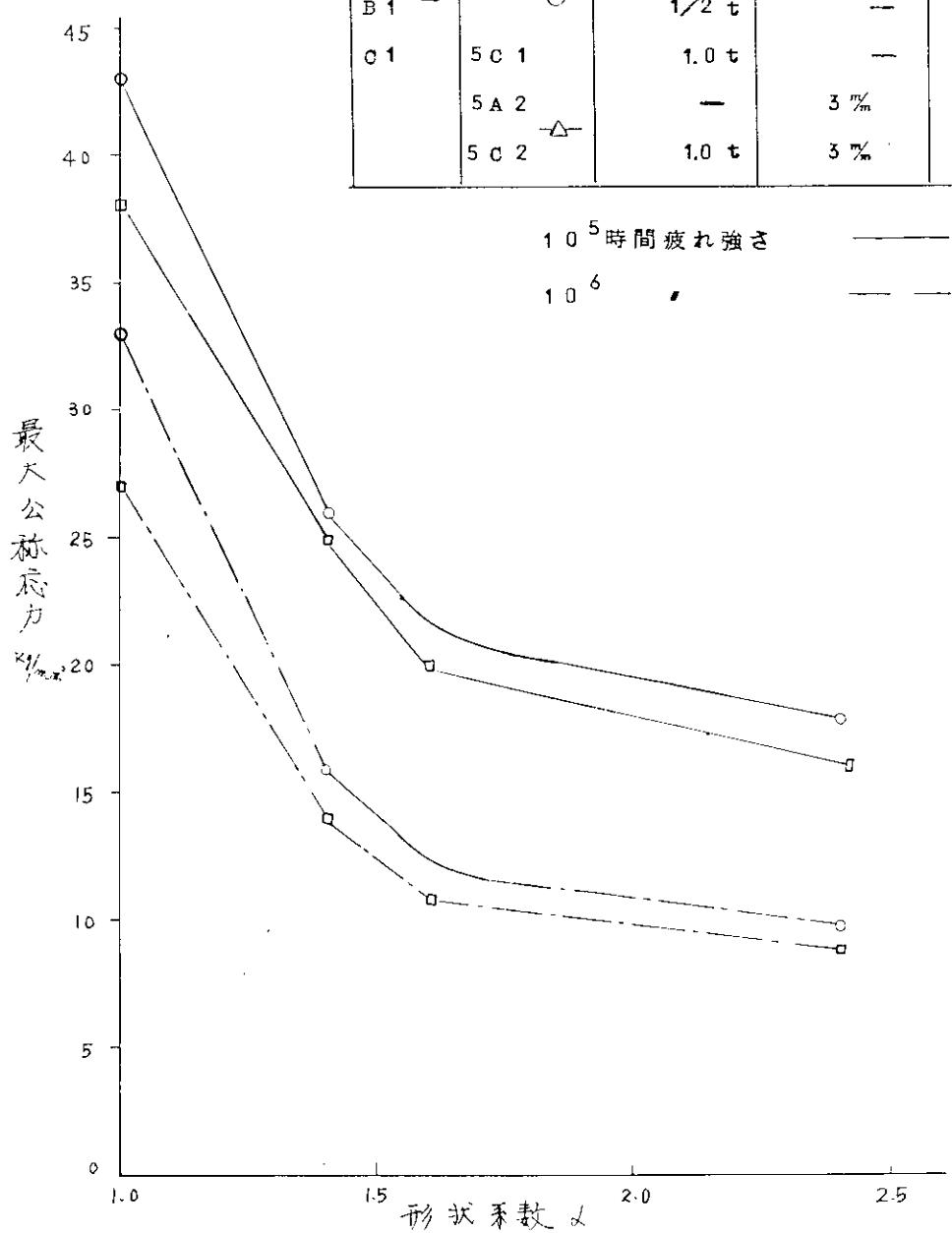


図 5.1.5 すみ肉継手の形状系数と時間疲れ強さ ($10^5, 10^6$)

5.2 スカラップを有する部材の疲労強度

5.2.1 目的

船体には工作上、各所にスカラップが存在し、このスカラップ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、まわし溶接部のビード形状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。

5.2.2 試験方法

(1) 試験片

試験に供試した材料は軟鋼であり、その機械的性質を表5.2.1に示す。試験片の形状および寸法は図5.2.1に示す。スカラップ部の溶接は溶接棒をまわすことができない、そのため現場でのプラクティスを考慮してまわし溶接部の溶接状況を5種類選んで実験を行なった。表5.2.2はまわし溶接部の溶接状況および溶接条件を示したものである。すみ肉溶接の脚長は6mmを目標とし、ビード形状をそろえるために棒径3.2mmの溶接棒を使用して多層盛で溶接した。記号1はまわし溶接部を溶接しないもの、記号2はまわし溶接部のビード形状が劣悪なものであり、記号3、4は現場で実際に用いられている方法であり、ビード形状の良好なものである。記号5は脚長を約50%増大し、9mmを目標としたものである。

表5.2.1 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 (%)	ヤング率 (Kg/mm ²)
SM41B	9	31.4	46.1	28.6	20,400

(2) 試験方法

各記号の試験片を1枚づつ静的引張試験を行ない、ひずみ分布および引張強さを求めた。

疲れ試験はすべて片振り張荷重で行ない、使用した試験機は容量30tonの油圧式万能疲労試験機であり、下限応力は約1Kg/mm²である。

5.2.3 試験結果

(1) 静的試験

静的引張試験の結果を表5.2.3に示す。ビード止端部にひずみ計を貼付して求めた応力分布を図5.2.2に示す。図中の呼称応力はひずみ計を貼付した断面の平均応力である。

(2) 疲労試験

疲労試験片のすみ内ビードの脚長 ℓ_1 , ℓ_2 を計測してまとめると表5.2.4に示すような分布となる。

図5.2.3は呼称最大応力と繰返数との関係を表わした。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。図中には外観から観察して計測したきれつ長さが10mmになった場合の繰返し数と破断繰返し数についてプロットしている。

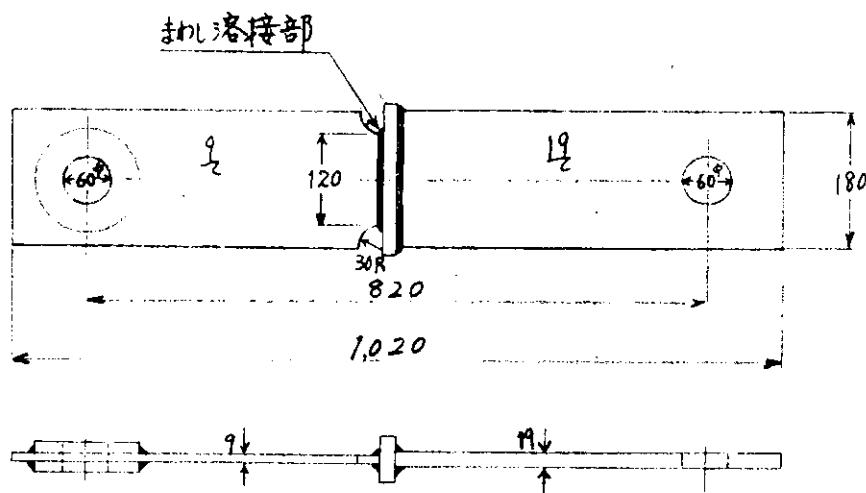


図 5.2.1 試験片の形状

表 5.2.2 まわし溶接部の溶接状況

記号	まわし溶接部溶接状況	溶接方法*
1	まわし溶接部を溶接しないもの	
2	まわし溶接部のビード形状劣悪なもの	
3	まわし溶接部のビード形状良好なもの	
4	同 上	
5	同 上 脚長大幅に 増大したもの	

* : 溶接は矢印の方向に行っている。矢印の部分はクレータ部を表わす。

溶接条件

記号	目標脚長 (mm)	積層法	棒銘柄	棒径 (mm)	溶接電流 (A)
1~4	6		KS-8	3.2	130
5	9		KS-8	4.0	160~165

表 5.2.3 静的引張試験結果

記号	平均脚長 (mm)	のど厚 断面積 A_1 (mm ²)	最・高 荷重 W (ton)	引張強さ (kg/mm ²)		破断 位 置
				W/A_1	W/A_2	
1	5.7	958	39.6	41.3	36.3	すみ肉 ビード部
2	6.8	1,137	50.5	44.4	45.8	同 上
3	5.9	995	45.2	45.4	41.1	同 上
4	6.9	1,164	48.8	41.9	44.5	同 上
5	9.3	1,514	53.5	35.3	47.9	母材

※ 断面積 A_2 はビード止端部の母材断面積を示す。

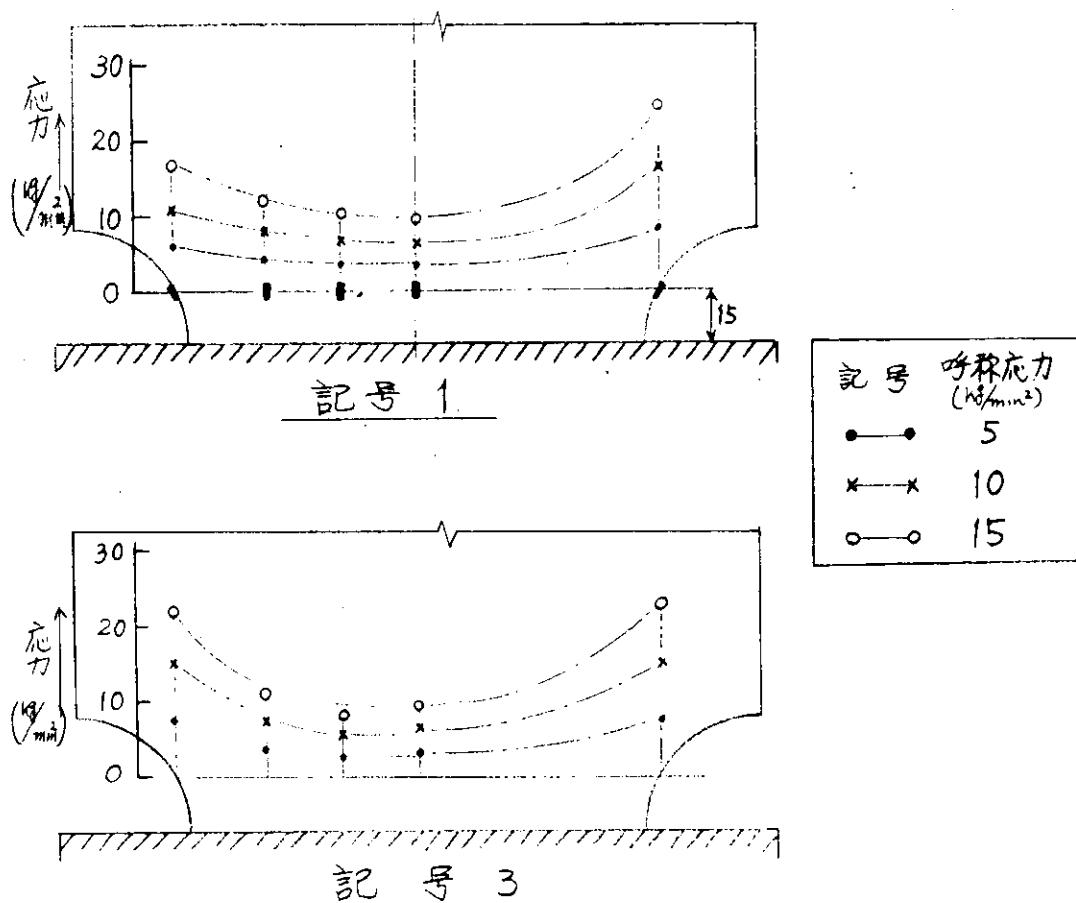


図 5.2.2 引張試験における応力分布

図 5. 2. 4 (2) すみ肉ビードの脚長分布

表 5. 2. 4 (1) すみ肉ビードの脚長

記号	脚長 (mm)	
	ℓ_1	ℓ_2
1	7.2~5.7 平均 6.46	6.8~5.2 5.85
2	6.7~5.1 平均 6.14	6.7~5.3 5.89
3	7.1~5.0 平均 6.12	6.5~4.8 5.87
4	7.2~5.2 平均 6.27	7.1~4.7 5.96
5	10.5~7.6 平均 8.87	9.3~7.6 8.44

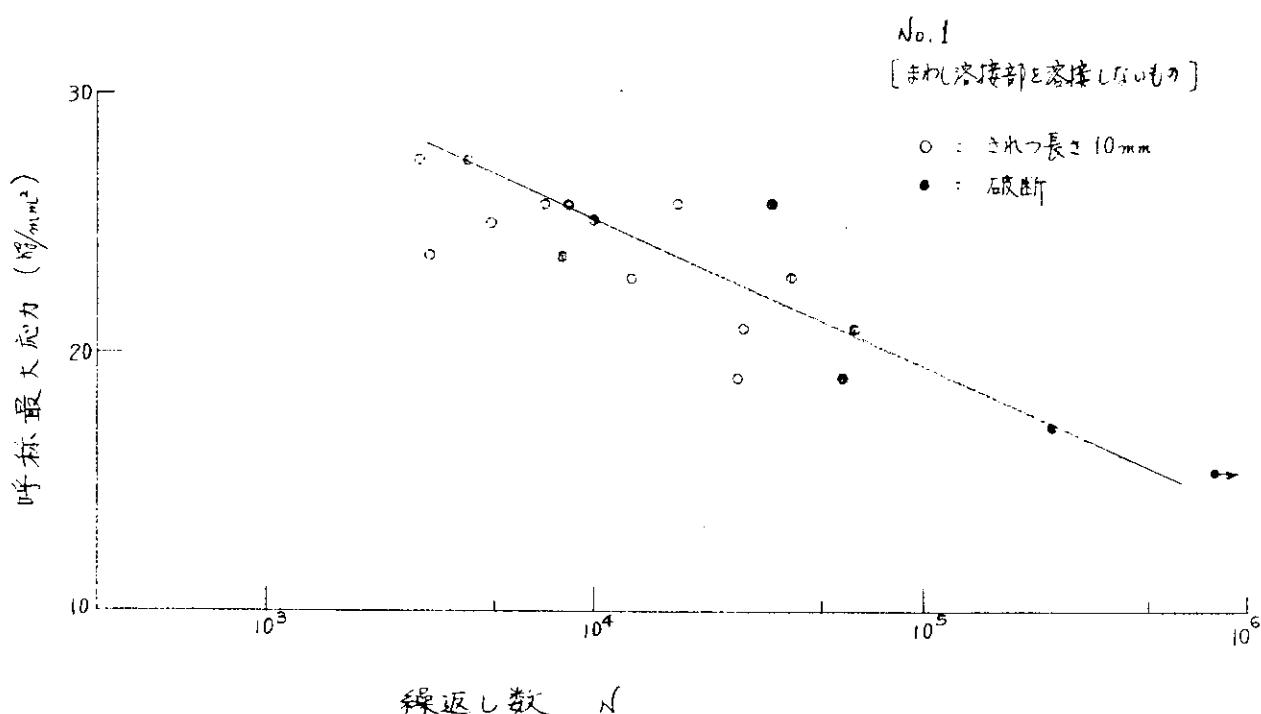
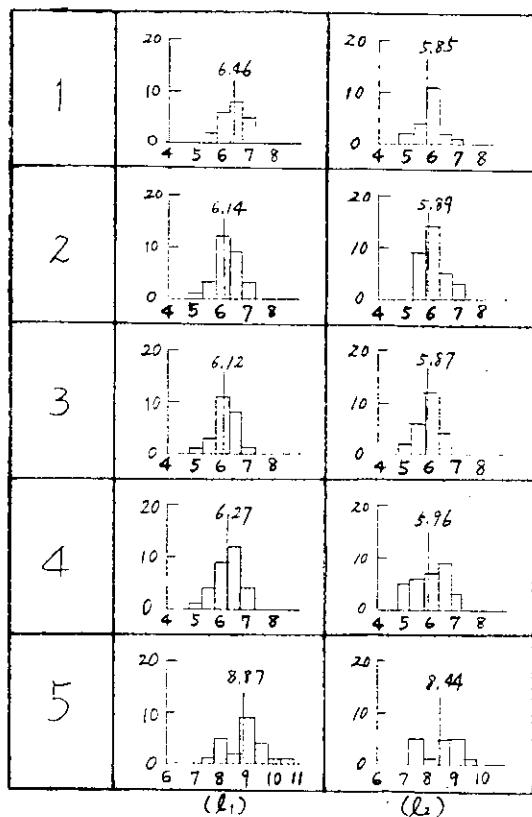
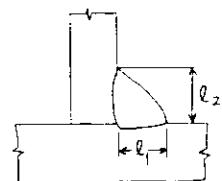


図 5. 2. 3 (1) 呼称最大応力と繰返し数との関係

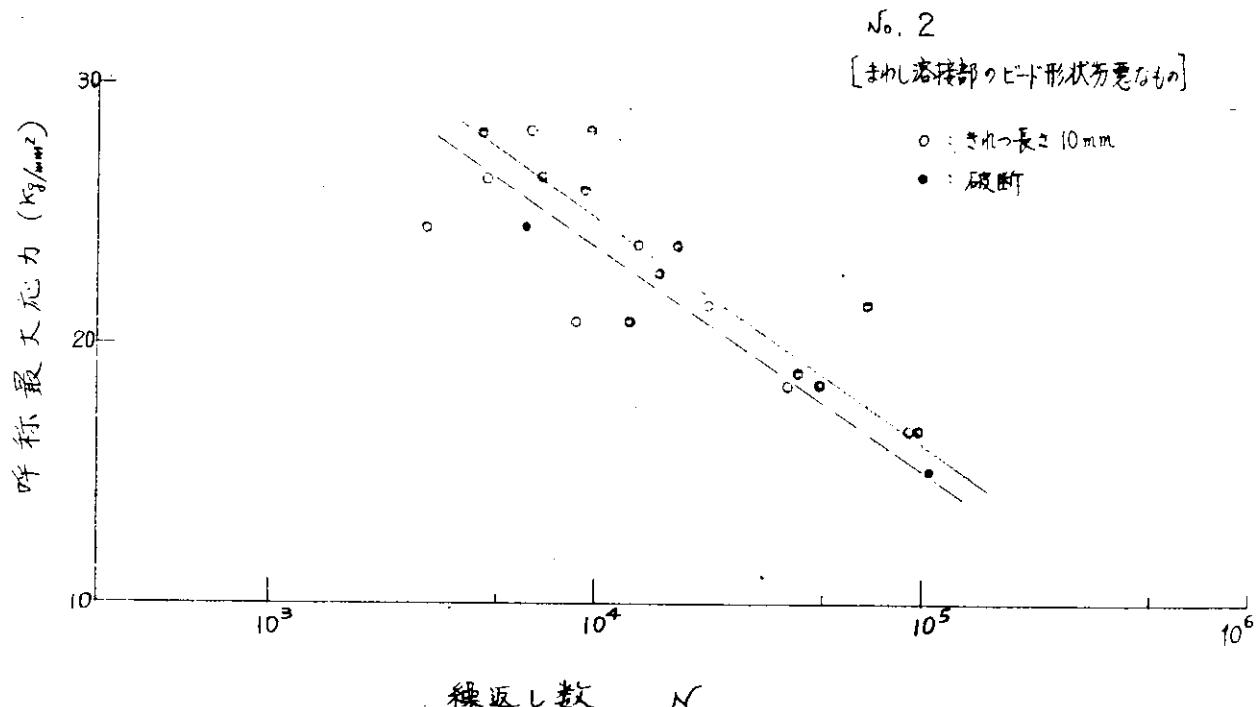


図 5.2.3(2) 呼称最大应力と繰返し数との関係

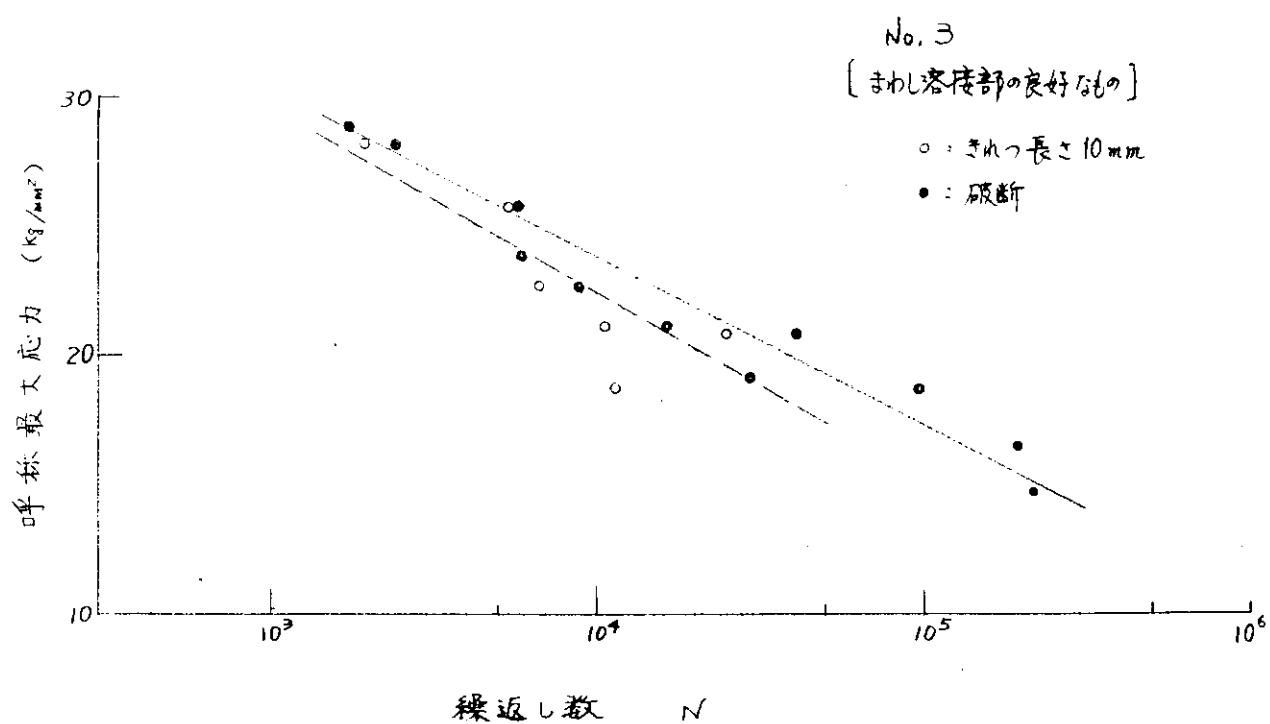


図 5.2.3(3) 呼称最大应力と繰返し数との関係

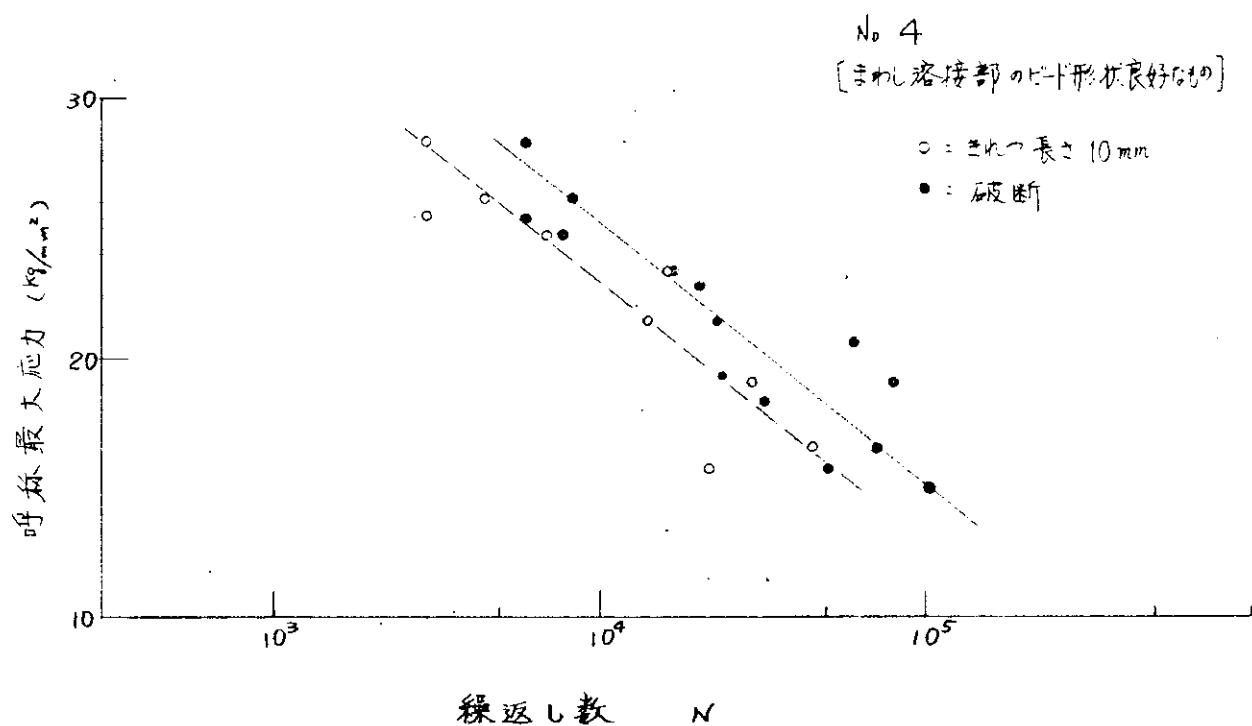


図 5.2.3(4) 呼称最大応力と繰返し数との関係

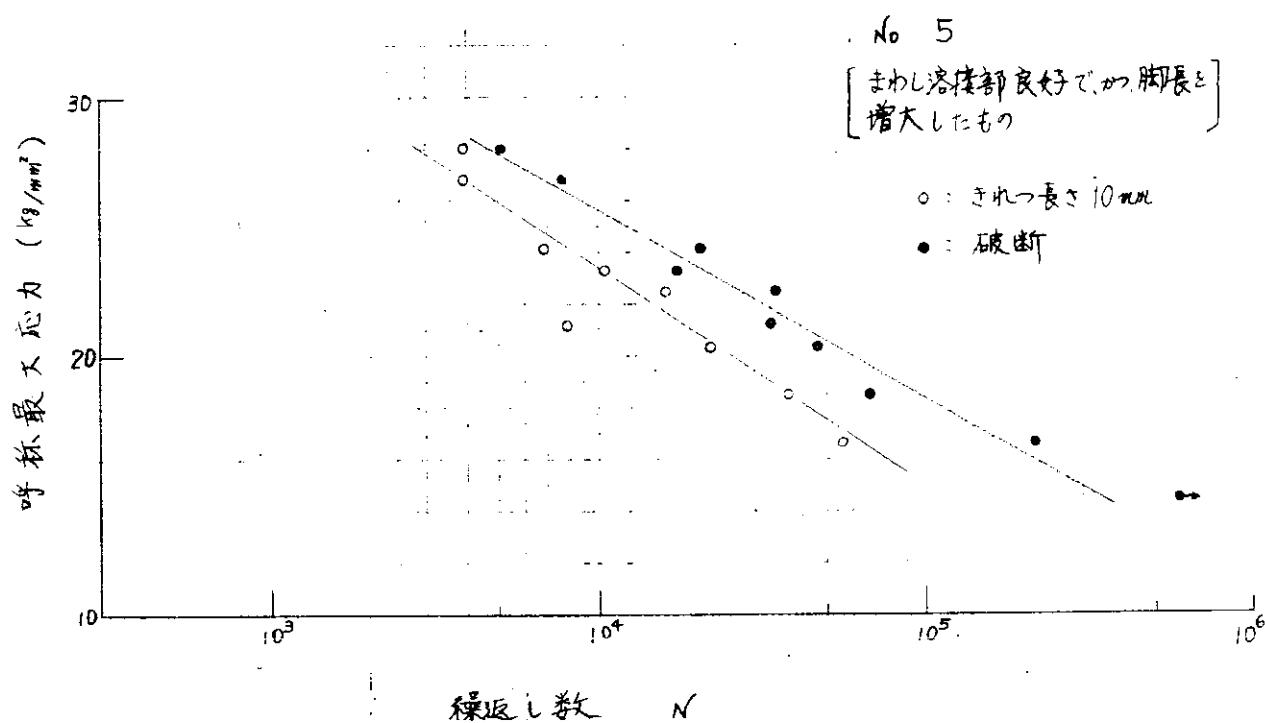


図 5.2.3(5) 呼称最大応力と繰返し数との関係

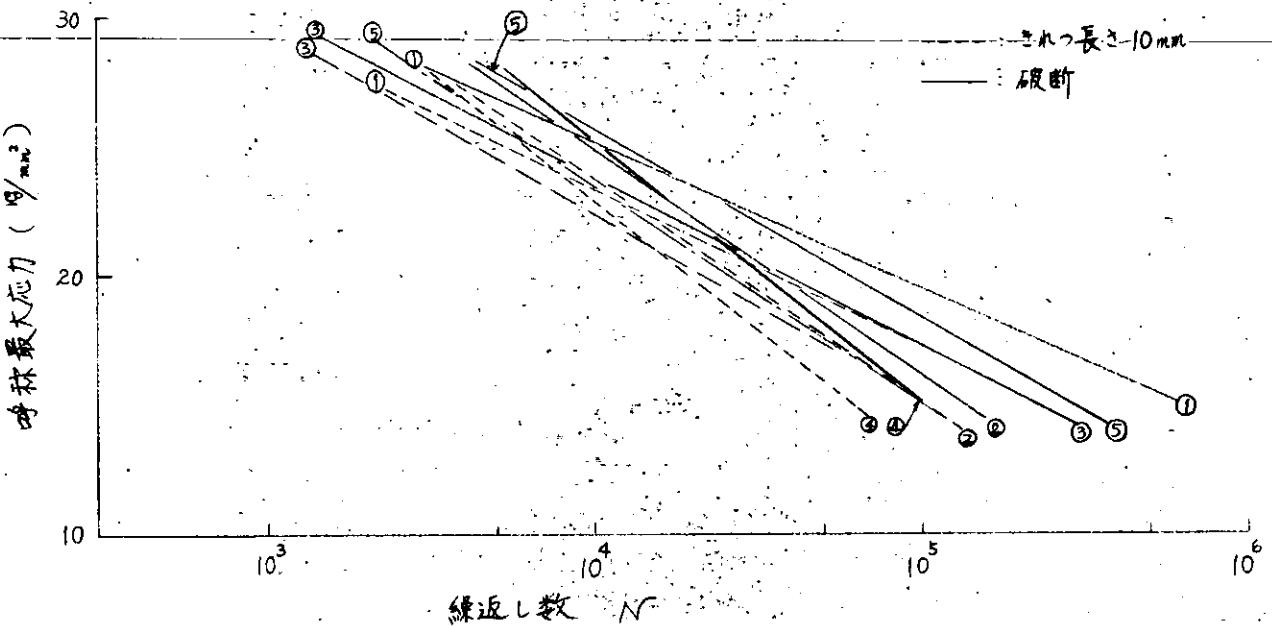


図 5.2.3(6) 呼称最大応力と繰返し数との関係

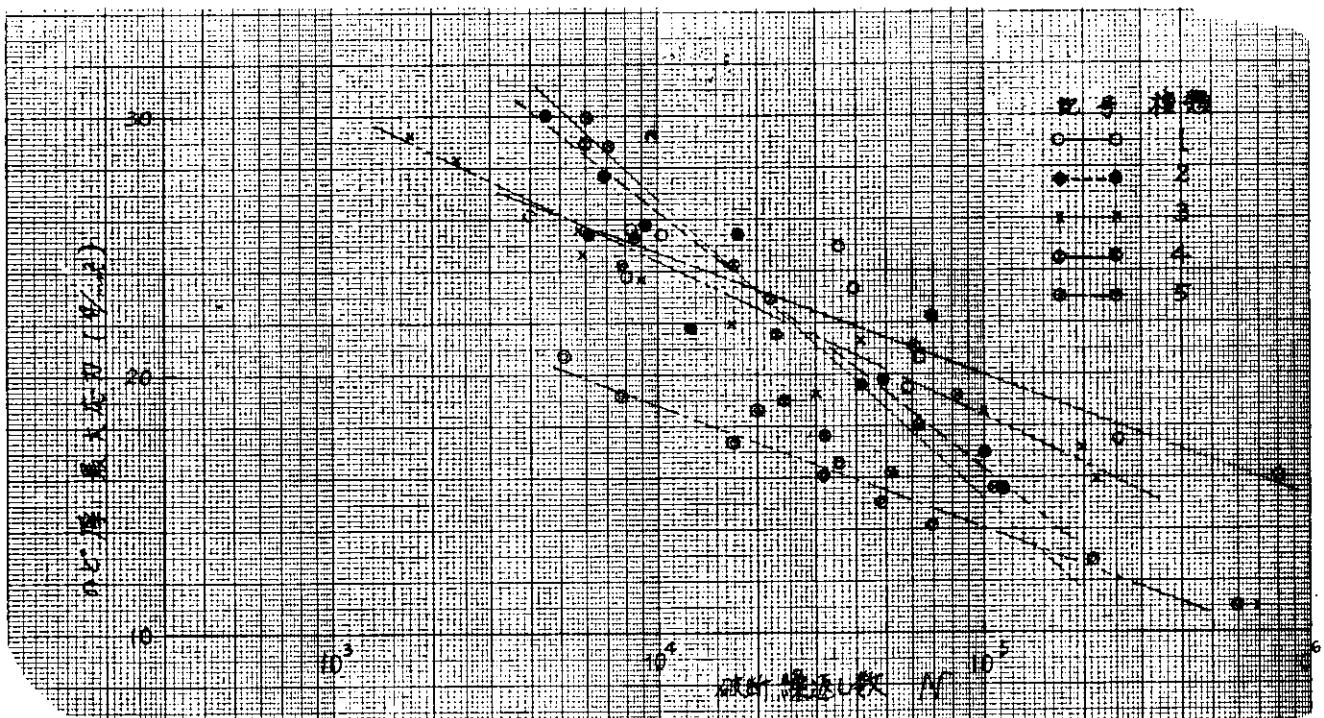
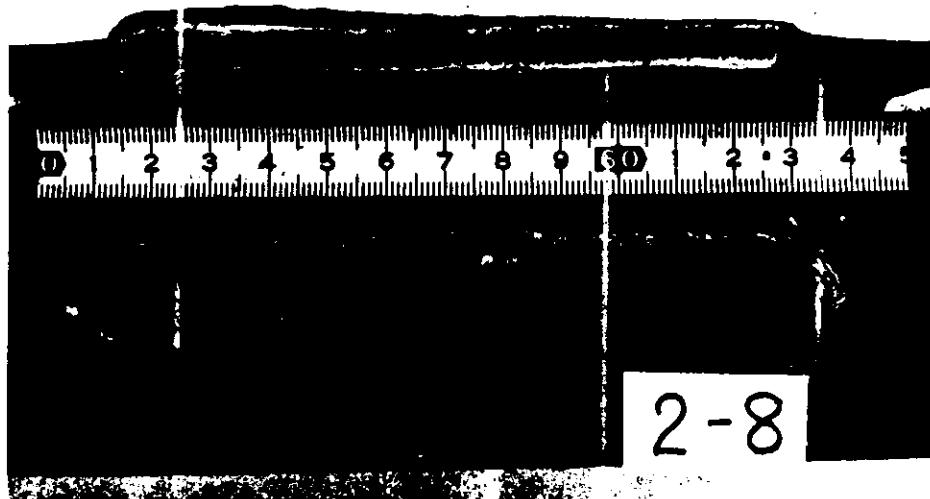
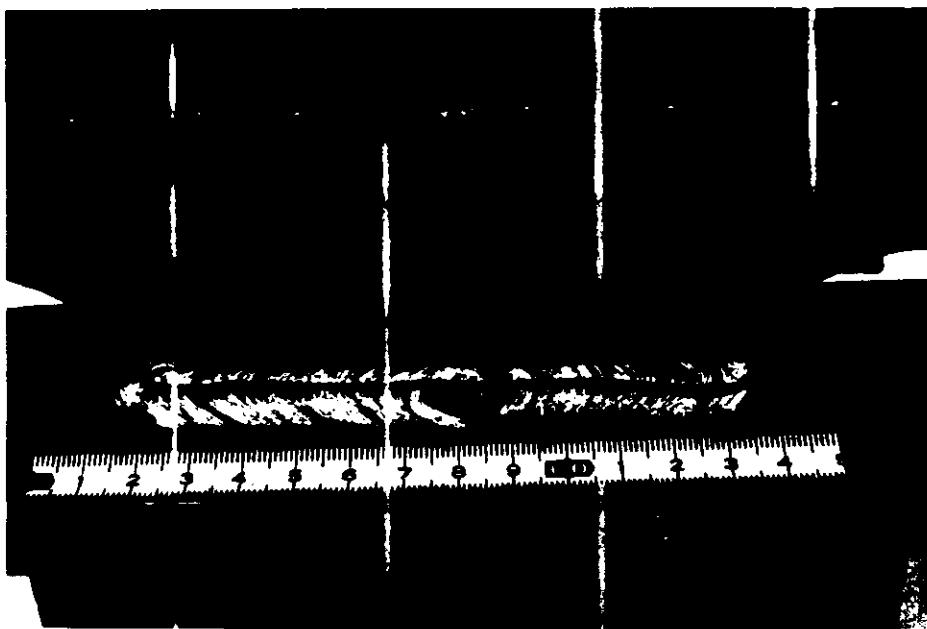


図 5.2.4 のど厚最大応力と繰返し数との関係



呼称最大応力 24.5 Kg/mm²

N = 6,090

写真 5.2.1 疲れ試験片の破断状況

No.4

[まわし溶接部良好]

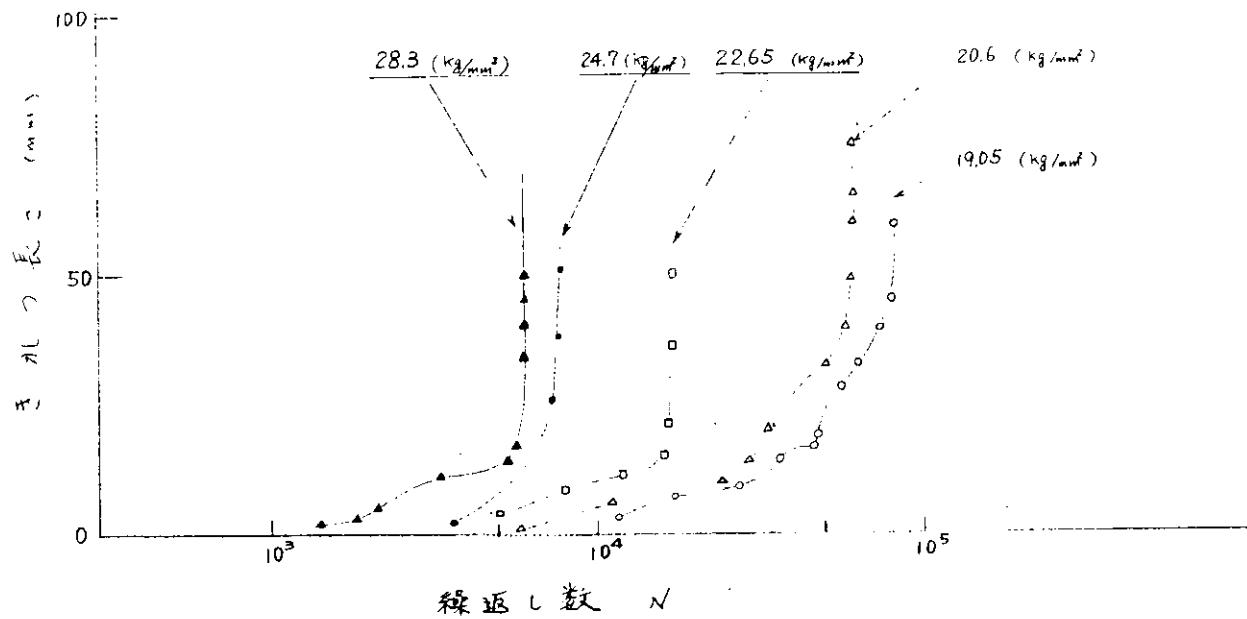


図 5.2.5 (1) きれつ長さと繰返し数との関係

No.5

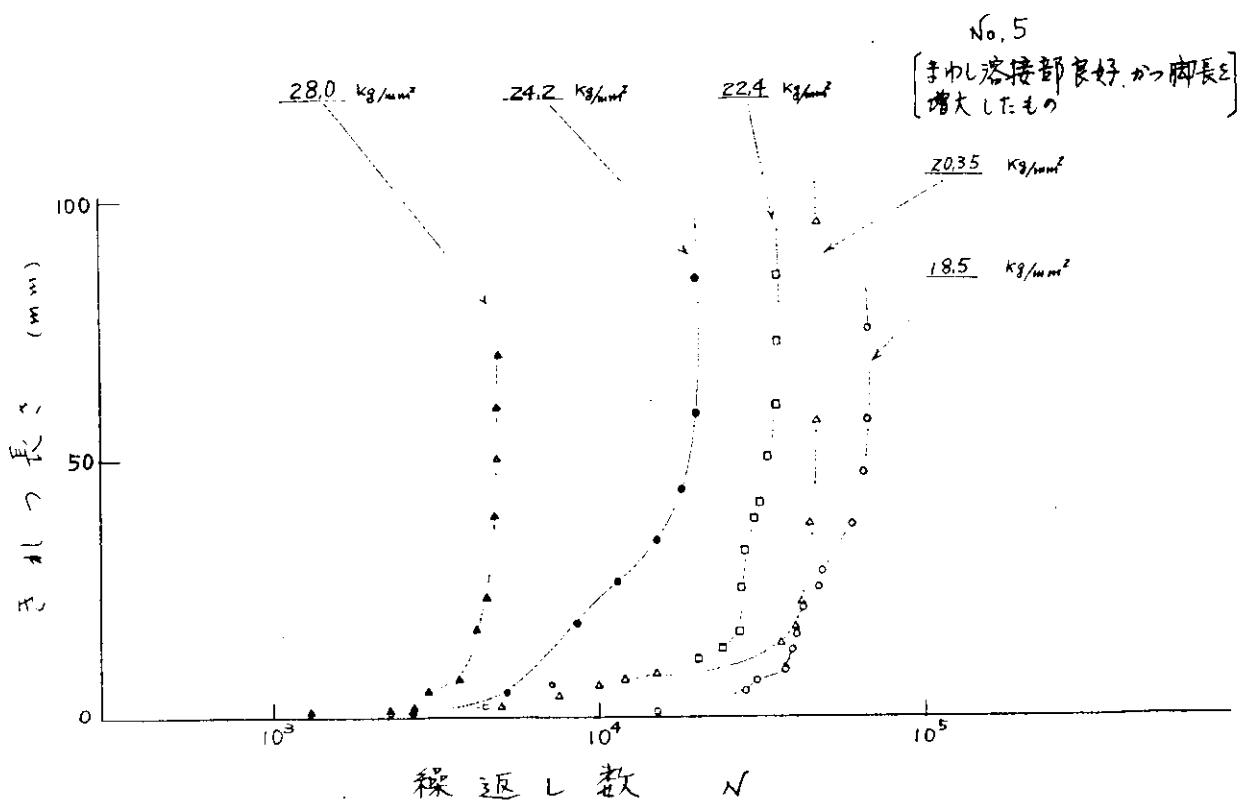
[まわし溶接部良好, かつ脚長さ
増大したもの]

図 5.2.5 (2) きれつ長さと繰返し数との関係

図 5.2.3(6)は 5 種類のビード形状の疲れ試験結果をまとめたものである。また、各試験片の脚長を計測し、のど厚部の応力で整理しまとめたものが図 5.2.4 である。

写真 5.2.1 は疲れ試験片の破断状況の 1 例を示したものである。きれつのは発生は内部と外観観察でわかる外部とから発生し、外部のきれつ発生の位置はまわし溶接部のビード止端部にあるアンダカットあるいはビードの継目などから発生している。しかし、この種のきれつは長くとも 20 μ m 程度であり、破断の破面とはつながらないのがほとんどである。内部のきれつは写真でわかるようにまわし溶接部でないビードの端部から発生し、20°～30°の角度をもってビードを貫通して外部へ現われる。このようなきれつが長く伸びてすみ肉ビード全周が破断する。

図 5.2.5 は外観観察によって検出できたきれつの長さと繰返し数との関係を示した。

5.2.4 考 察

静的引張強さはまわし溶接をしていないものが低く、まわし溶接を行なったものはビード形状にほとんど関係なく通常の値がでている。板厚 9 μ m で平均脚長が 9.3 μ m のものは母材で破断しているが、のど厚応力は 35.3 Kg/mm^2 と低く脚長の大きすぎることがわかる。

試験片の脚長にはばらつきがあるが、その平均脚長はほぼ良好な値となっている。

疲れ試験における実験点は相当のばらつきがあるがこのような継手試験片においては避けられないものであろう。

図 5.2.3(6)を見てわかるように、すみ肉溶接継手に一樣引張荷重が負荷するような場合には、ビードのルート部から発生したきれつから破壊が起るため、まわし溶接部の形状が低サイクル疲れ強さに及ぼす影響の少ないことがわかる。また、脚長を約 40 % 増加しても、それほど疲れ強さを上昇させることはできなかった。図 5.2.4 で見られるようにのど厚応力で整理するとむしろ低下していることがわかる。

きれつの発生はすみ肉ビードのルート不溶着部とまわし溶接部のビード止端部からそれぞれ発生する。図 5.2.5 に見られるきれつ長さのうち 10 μ m ～ 15 μ m はまわし溶接部の止端部に発生して伝播したきれつ長さであり、それ以後はすみ肉ビードのルート部に発生したきれつがビード表面に表われて伝播していく様子を図示している。破断は内部から発生したきれつが進展してすみ肉ビード全周が破断する。

6 溶接条件が疲労強度に及ぼす影響に関する研究

6.1 目的

溶接部の疲労強度が平滑な素材に比較して低い原因としては、ビード止端部の切欠としての効果が大きいと云われている。一方、ビードの形状は溶接法、溶接姿勢などにより、かなり変ると考えられる。本研究は種々の方法によって溶接した板より試験片を取り出し、ビード形状を調査してその実際を把握することを第一の目的とし、その計測結果と疲労強度との関連を見ることを第二の目的として実施されたものである。昨年度の軟鋼に引き続き本年度は60キロ高張力鋼について実施した。

6.2 試験

(1) 試験機

疲労試験に用いた試験機は大和製衡社製100tアムスラー型試験機に70tのバルセータをつけたものである。今回の試験では片振り張荷重で実施したが、バルセータの性能上、下限荷重を零近くになると繰り返し数が非常に遅くなるので最小荷重を3t(応力に換算して約4kg/mm²)にした。この時の繰り返し速度は約30cpmであった。

(2) 試験片

今年度の材料は60キロ高張力鋼WEL-TEN-60で、その機械的性質及び化学成分は表6.1(b)の通りである。

また対象とした溶接の種類を表6.1(a)に示す。このうち、上向溶接については通常の施工法に従う場合には、下側に開先をとることはないが、他の3種類のものと条件を合わせるために、特にこのように下側に開先をとって溶接を行なった。(裏側の溶接はトンボして再び上向きで溶接している)。また、立向および上向溶接については、疲労強度に大きく関係するのは止端部のみと考えて最終層のみ立向、および上向溶接とした。

なお、ユニオンメントのパス数を多くしたのは、溶接熱による強度の低下をさけたためである。試験片の形状は図6.1に示すようなもので、厚さ25mmの高張力鋼板に長さ約2mの突合せ溶接を行ない、このビードが同図に示すように試験片の中央に来るよう切り出した。なお昨年度は試験片の平行部の巾を40mmとしたが、今年度は巾30mmとした。これは試験機の性能によるもので、試験片の断面積を小さくして、試験荷重を試験機の持つ最大能力の70%以内で行なえるようにした。このことにより試験機に余裕を持たせると同時に繰り返し速度を極力速くするためである。平滑試験片は、下向に溶接した板から他の試験片と同様に切り出した試験片を厚さ20mmになるまで裏表面とも機械加工した。各試験片は切り出す前にビードに沿って各8枚のX線写真をとった。結果は次の通りである。なお、施工者の技倆、丁寧さなどは、実船との対応を考えて、平均的なレベルより低目になるようにした。

- | | |
|-----------|--------------|
| 1) 下向(平滑) | 全部1級(旧JIS規格) |
| 2) 下向 | 6級1枚 他は1級 |
| 3) 立向(上進) | 3級1枚 " |
| 4) 上向 | 6級…2枚 " |

試験片の採取にあたっては、これらの主な欠陥箇所はさけてとった。

(3) 試験方法

a) ビード形状の調査

ビードの形状調査としては図6.2に示す4種の寸法を測定した。このうちビード止端部の半径Rおよびその立上り角度θは約10倍に拡大した写真より測定した。調査は平滑試験片用に切り出したものを除く、全試験片の両断面で行ない、各溶接法につきRおよびθが48個、Rおよびθが24個ずつの測定値を得た。なお、試験片の断面で測定した理由は、ビードの長さ方向の凹凸はかなり細かく、かつ不規則なので、このような取り方でも全量における分布

表 6.1 (a) 溶接条件

番号	溶接法	バス数	摘要
1	下向	表 4 裏 3	両面機械加工して疲労試験に供す。
2	下向	5 3	最終層：溶接棒⑤L-60 5φ電流 240A (JIS D 6016)
3	立向上進	4 3	両面とも最終層のみ立向 最終層（両面とも）：溶接棒⑤L-60, 4φ電流 140A
4	上向	5 3	両面とも最終層のみ上向 最終層：溶接棒⑤L-60, 4φ電流 135A
5	ニオノメルト	3 2	ワイヤ Y-CM, 6.4φ 予熱 100°C フラックス YF-15, 20×D 入熱 800A 電圧 35~36V 42.000~56.000 Joule/cm

表 6.1 (b) 機械的性質及び化学成分

機械的性質	σ_Y			σ_B			
	6.1.4 Kg/mm ²			7.1.5 Kg/mm ²			
化学成分	C	Si	Mn	P	S	Cr	V
	0.15	0.45	1.12	0.014	0.008	0.02	0.04

を把めると考えたからである。また後刻の検討の際に必要となることを考へて各試験片のビードの形状を歯科医の用いるG.C.Impression on Tray Compoundで型取り保存してある。

(b) 疲 労 試 験

先に述べた(図6.1に示す)試験片を用いて疲労試験を行なった。前年複数鋼で実施した手溶接法の試験片では溶接部が変形し試験部分に曲げ荷重が加わるのをさけるためビードより10mm以上離れた点で板を曲げ、その変形を減少させたが、今回の試験片の溶接にあたっては、変形拘束治具をあらかじめSetして施工し、この変形を防止した。そのため、みた目にはほとんど変形は生じなかつたが、念のため前年度の方法と同様に矯正を行なつた。それと同時に代表的なものについては、ビード止端部近くに貼った直ゲージによりそのチェックを行なつた。

6.3 試験結果

(1) ビード形状

各試験片の止端部半径Rと立上り角θの分布をヒストグラム図6.3および図6.4に示す。またビード巾tおよび余盛高hの分布を同様に図6.5および図6.6に示す。止端部の形は大小の凹凸が連なつてゐる場合が多いので、Rとθ特にRはその測定値のとり方が極めて困難であった。ここでは応力の流入が少いような突起物は無視した上で最小のものを取るという方針で読み取つた。

(2) 疲労試験

各溶接条件ごとにS-N線図を求め図6.8に示す。

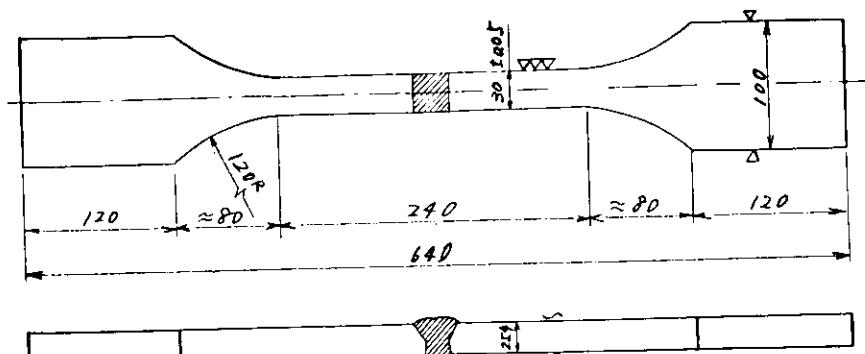


図6.1 試験片形状および寸法

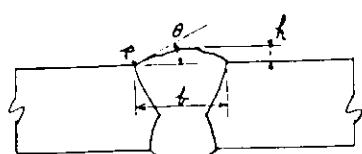


図6.2 形状調査

6.4 考 察

(1) ピード形状

ピード止端部の半径Rと立ち上り角θの関係をプロットしたのが図6.7(a)～(d)である。また、Rの小さいものが、どの位あるかをまとめたのが、表6.2である。

今回のピードは目で見た感じでは前年度の軟鋼に比べてかなりなめらかに見えたが、断面写真による測定結果では大差がなかったことが注目された。すなわち、Rが0.4mm以下のものが今回の場合でもかなりの割合を占めている。更に細かく見ると、

- ① 下向と上向ではRの大きいもの(2.0mm以上)が前年度のものに比べて少い。
- ② 立向上進の立ち上り角θは今年度の方がかなり小さい。
- ③ ユニオンメルトはθも小さいし、Rも小さい範囲に集中している。

これらについては軟鋼と高張力鋼の差のほかに、2回の溶接の差(施工者の個人差など)も大きいと思われる所以決定的なことは云えない。

ユニオンメルトの測定結果が、昨年度の片面自動溶接以上にRの小さなものが多く、疲労強度の低下と関係があるのではないかと考えられる。

(2) 疲労強度

図6.8(a)～(e)にS-N線図を示す。これを昨年度の実験と比較すると図6.9に示すように疲労強度の低下が見られる。一般にS-N線図の勾配はあまり変わらないが、落ち込み開始点が早くなっている。特にユニオンメルトの場合、それが $3 \sim 4 \times 10^3$ 回になっている点が注目される。

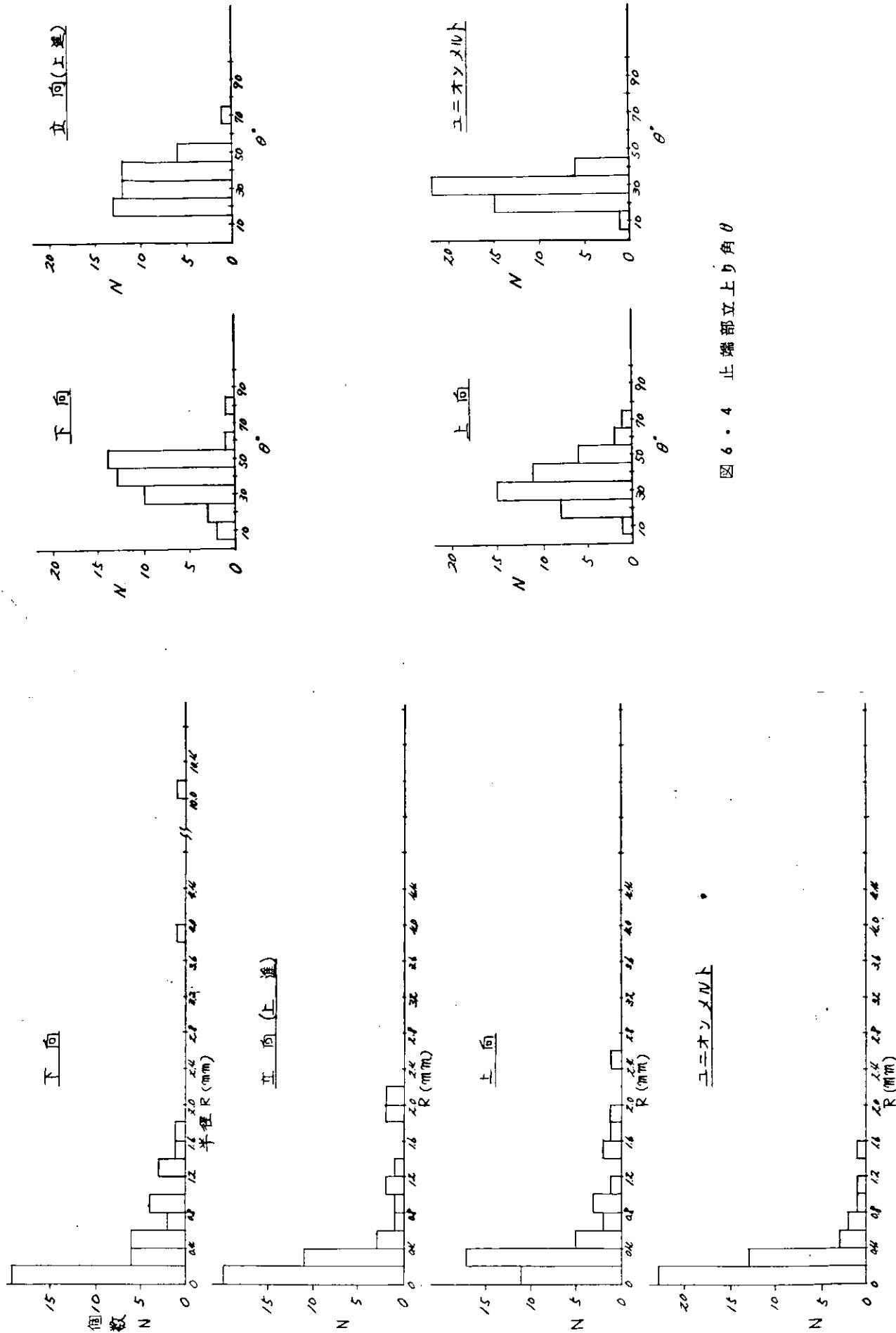


図 6・4 止端部立上り角 θ

図 6・3 止端部半径

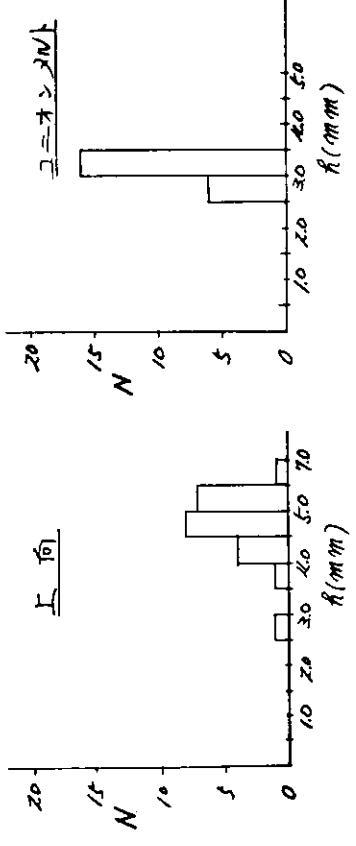
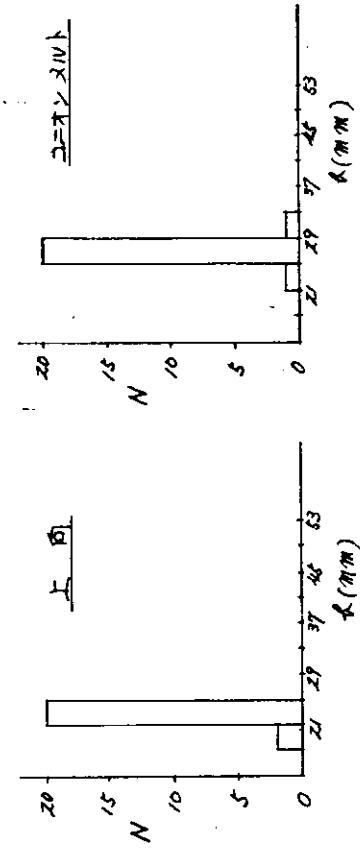
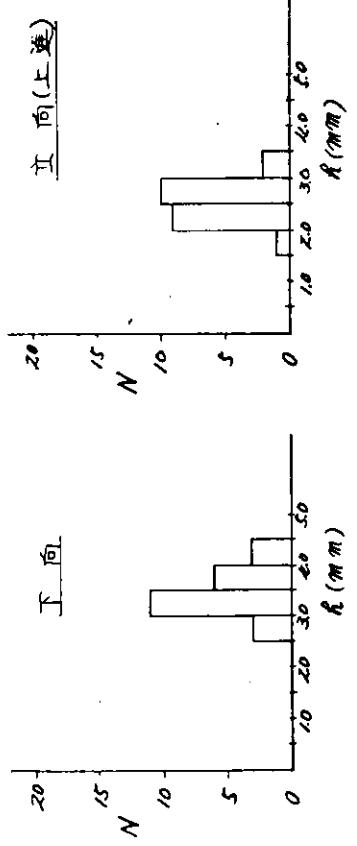
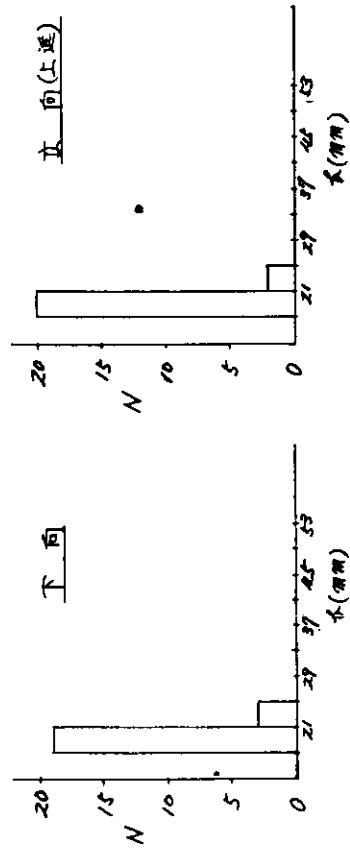


図 6・5 ピード高さ分布

図 6・6 ピード高さ分布

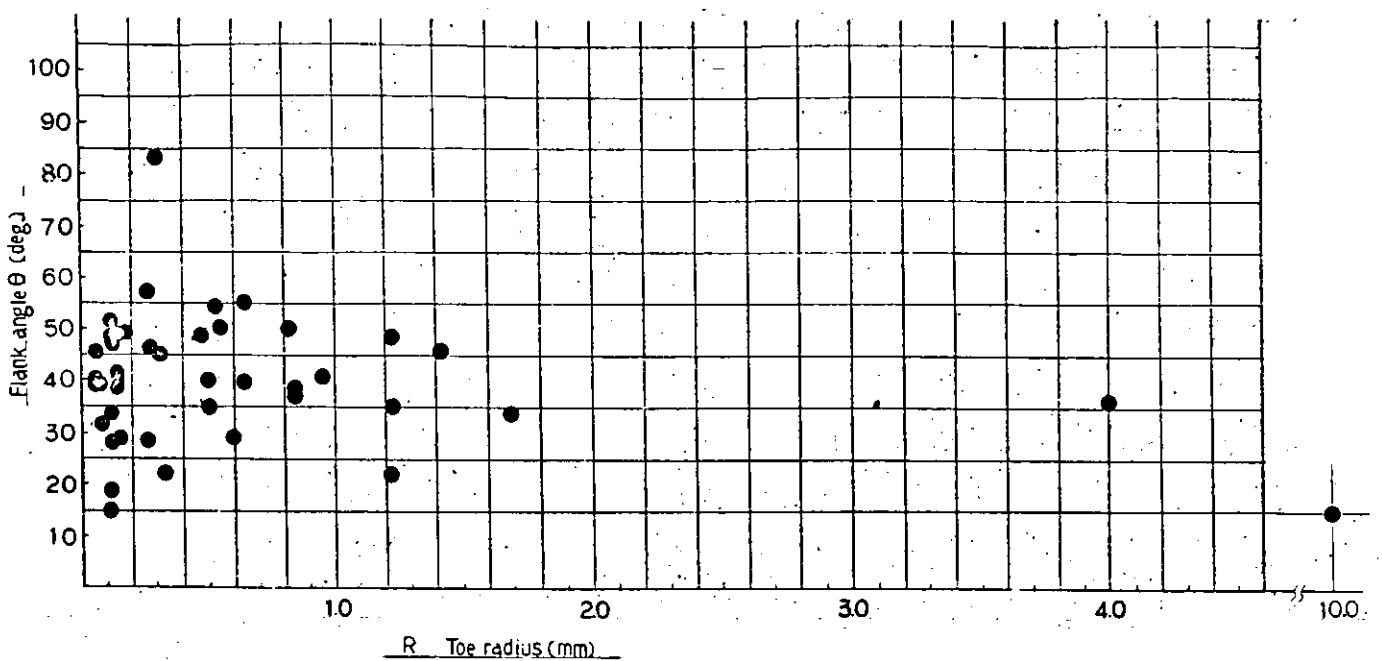


図 6・7 (a) 止端部形状の分布（下向き溶接）

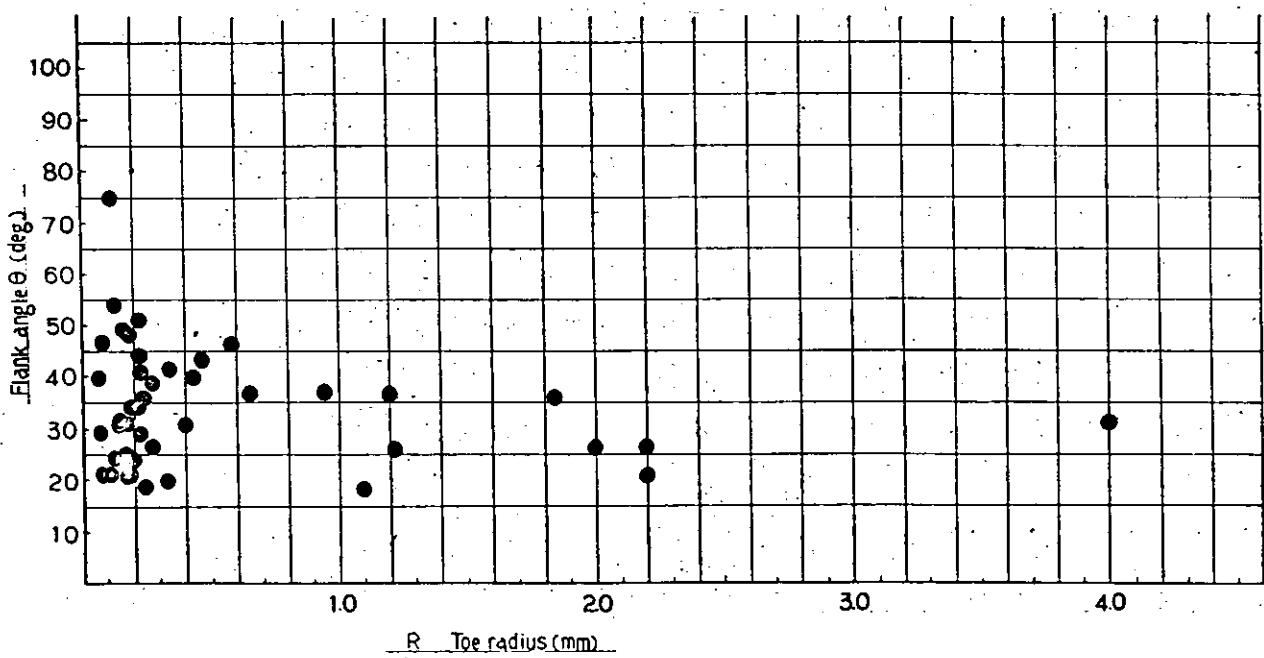


図 6・7 (b) 止端部形状の分布（立向き上進溶接）

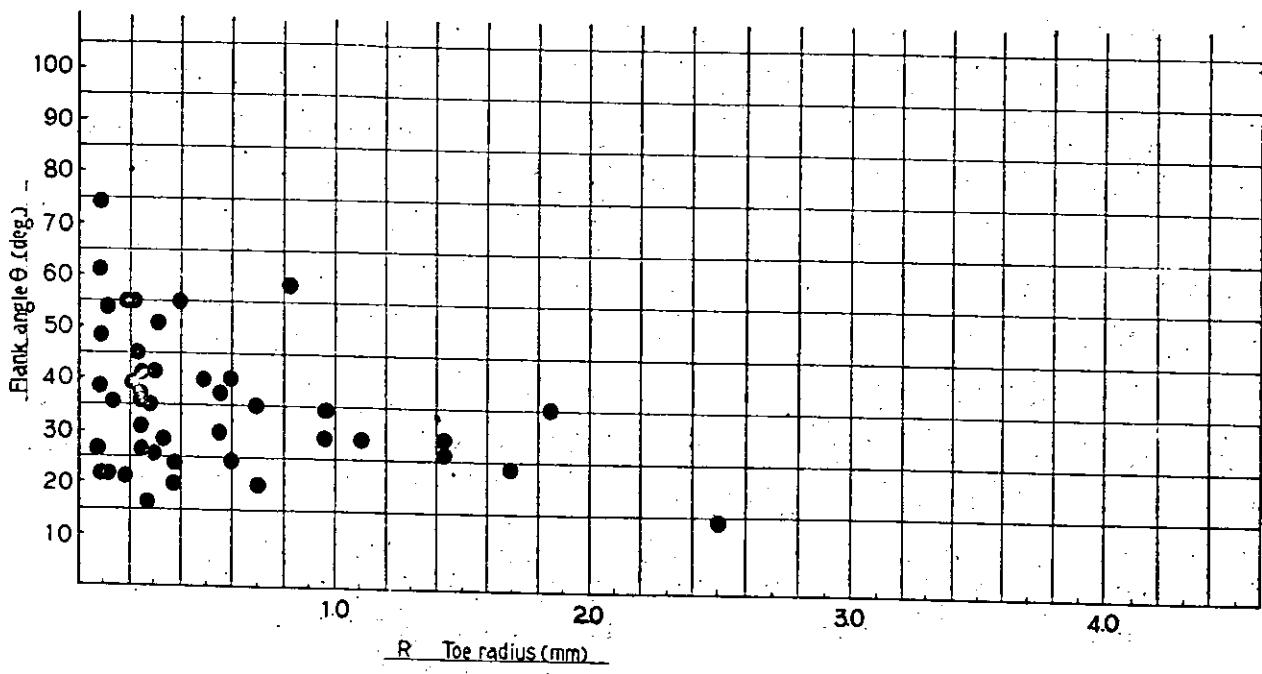


図 6・7 (c) 止端部形状の分布（上向き溶接）

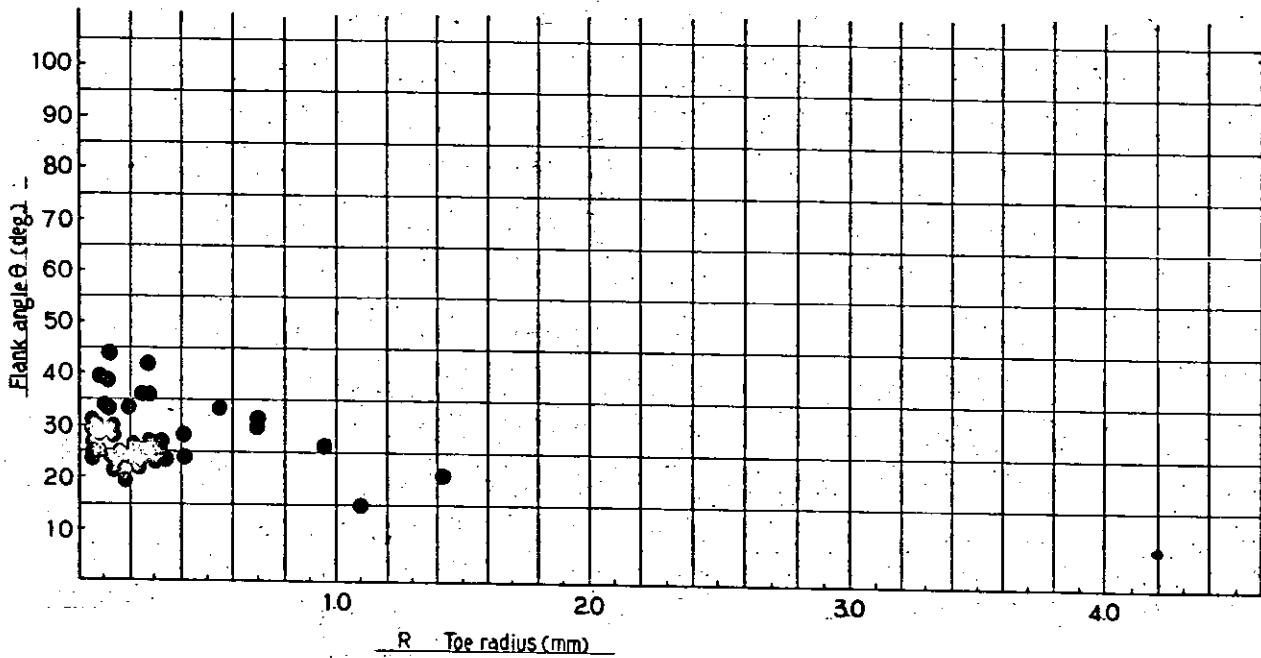


図 6・7 (d) 止端部形状の分布（ユニオンメルト）

表 6.2 小さい R の占める割合(%)

溶接法	$R < 0.2 \text{ mm}$	$R < 0.4 \text{ mm}$
下向	43 (27)	57 (50)
立向上進	45 (35)	70 (79)
上向	25 (25)	86 (50)
ユニオンメルト	52 (25)	82 (58)

()内は44年度軟鋼について実施したもの。

但し、ユニオンメルト欄については片面自動溶接のものを示す。

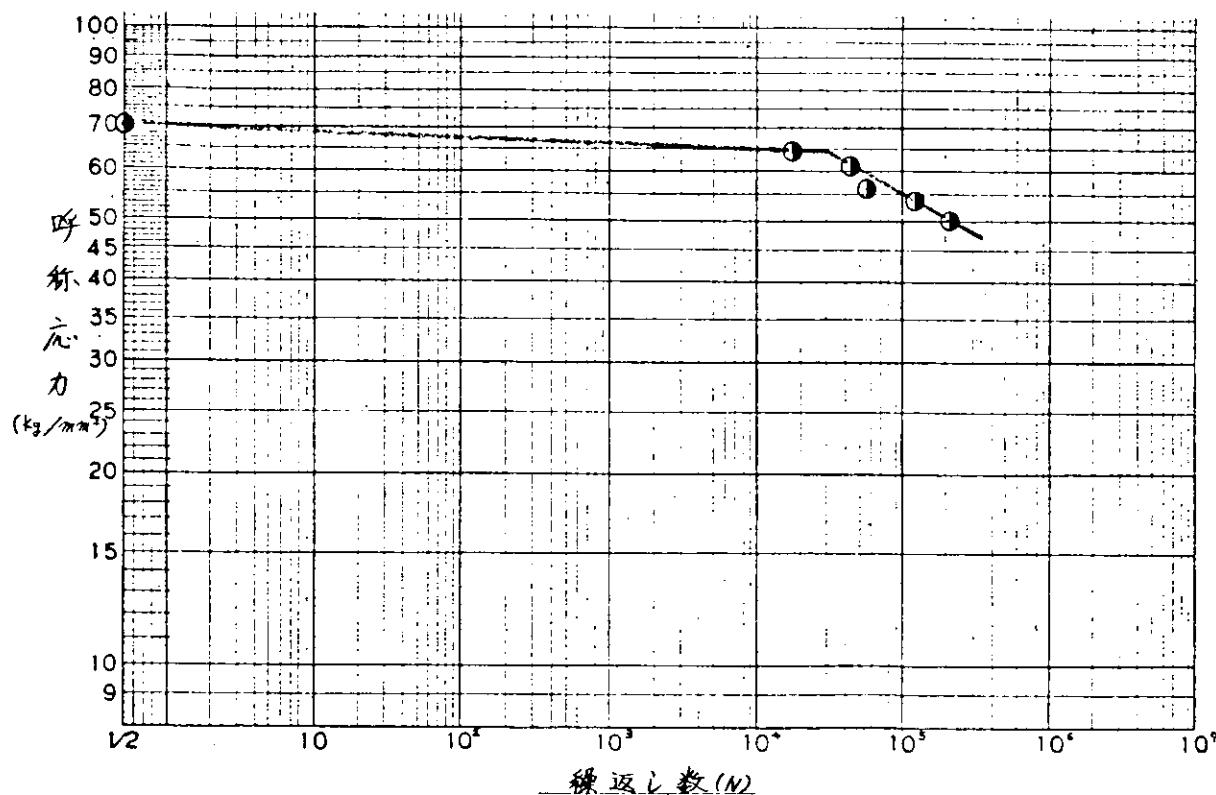


図 6.8 (a) 平滑試験片

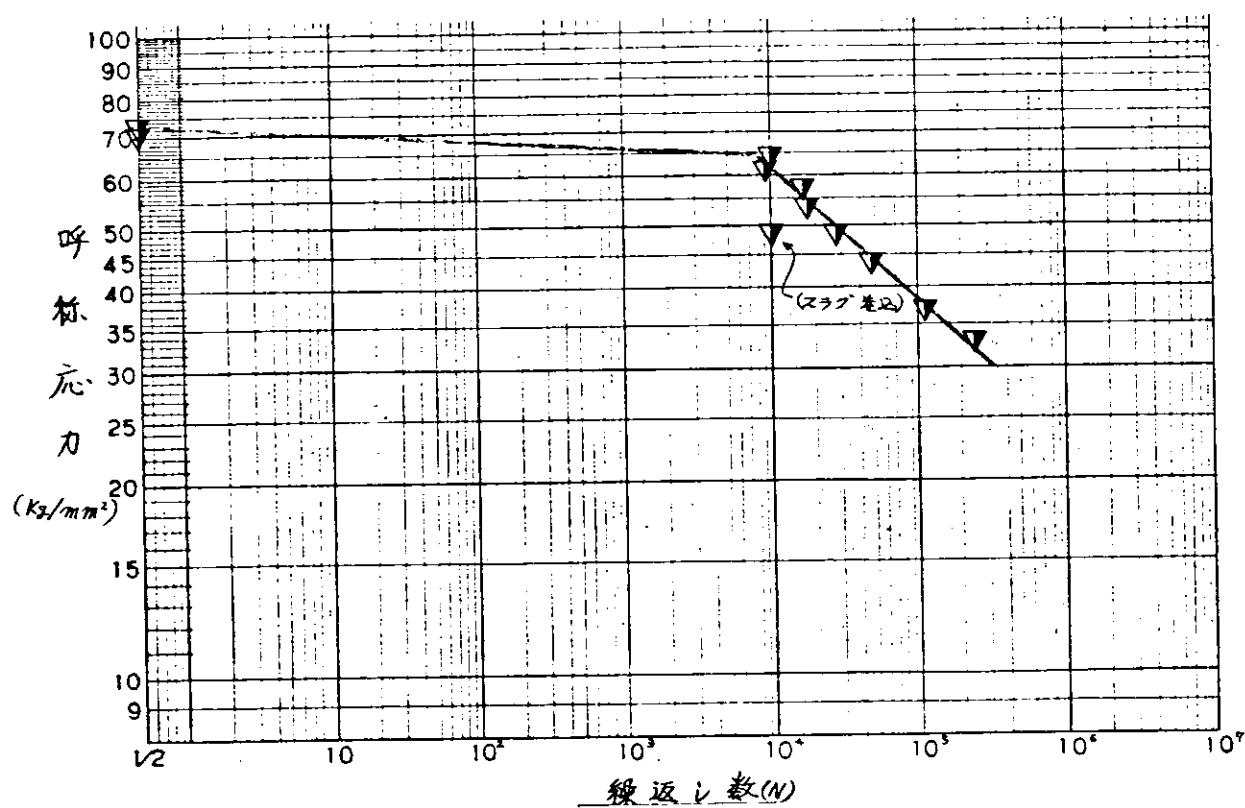


図 6・8 (b) 下向溶接

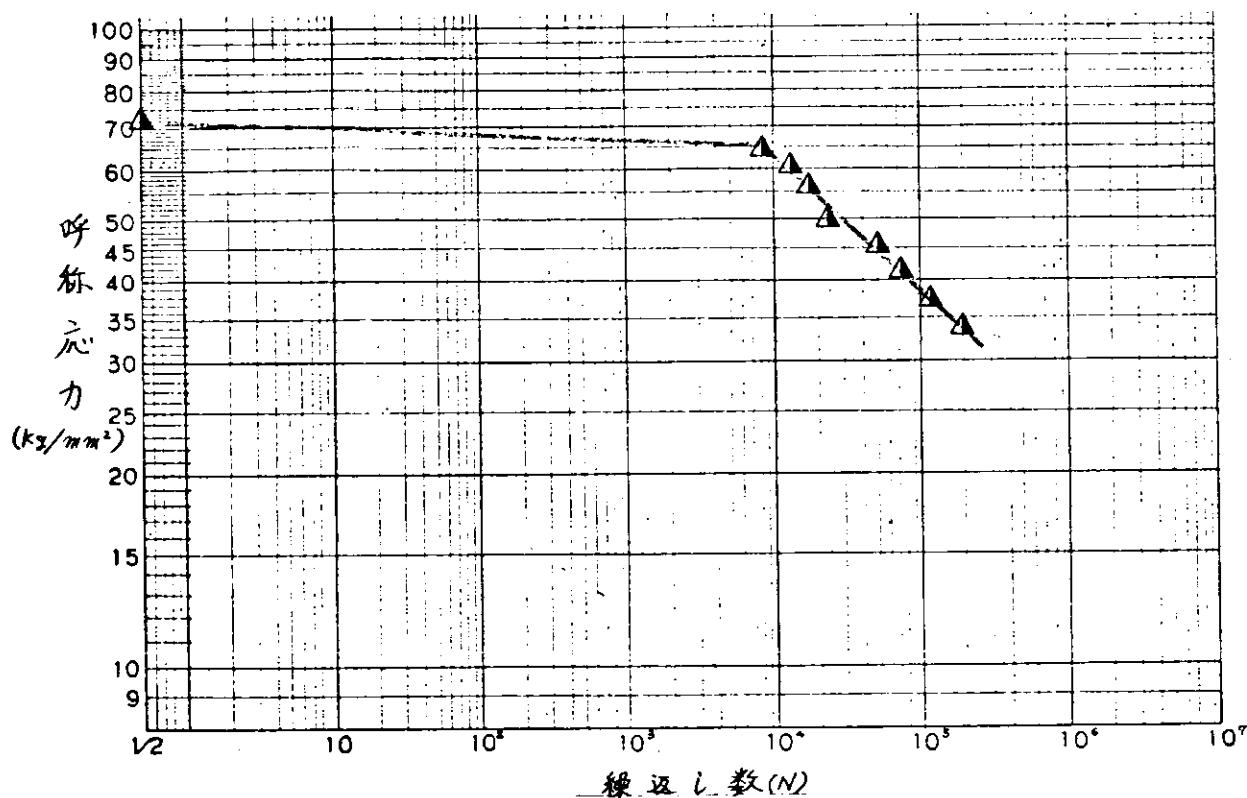


図 6・8 (c) 立向(上進)溶接

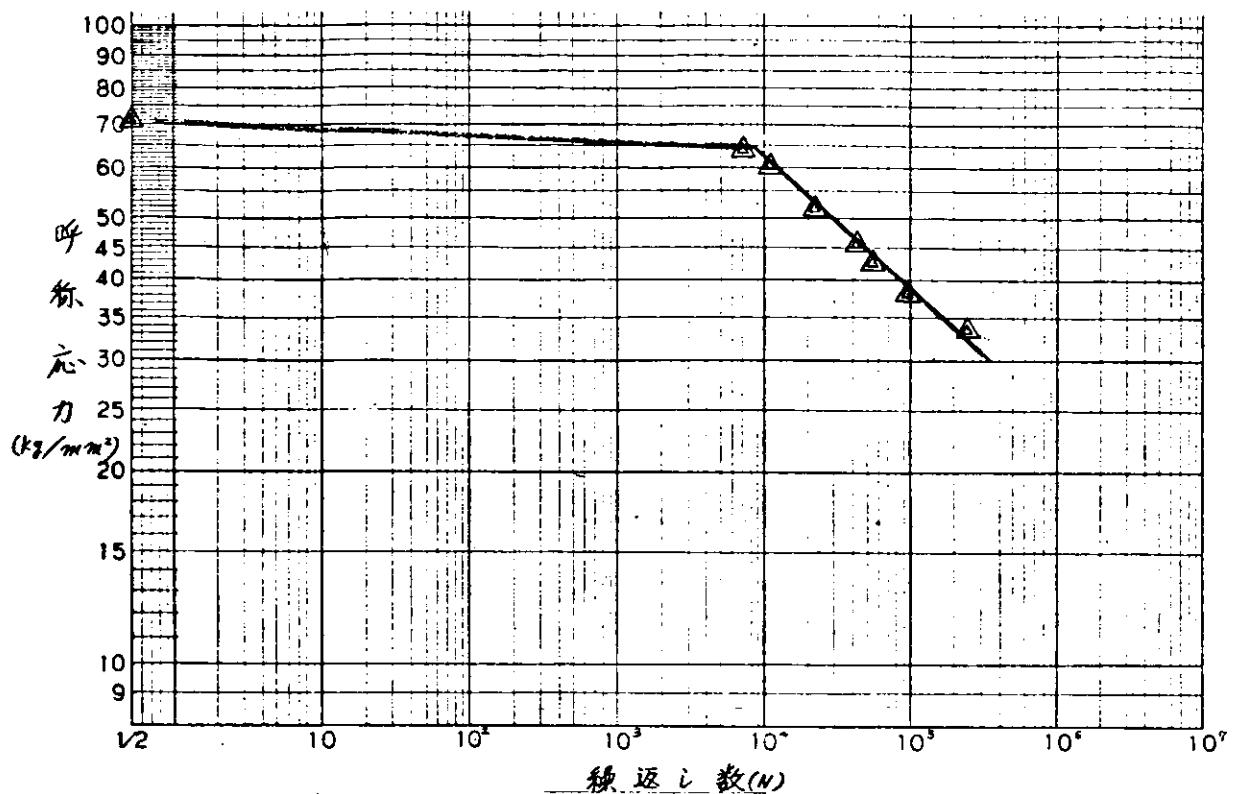


図 6・8 (a) 上向溶接

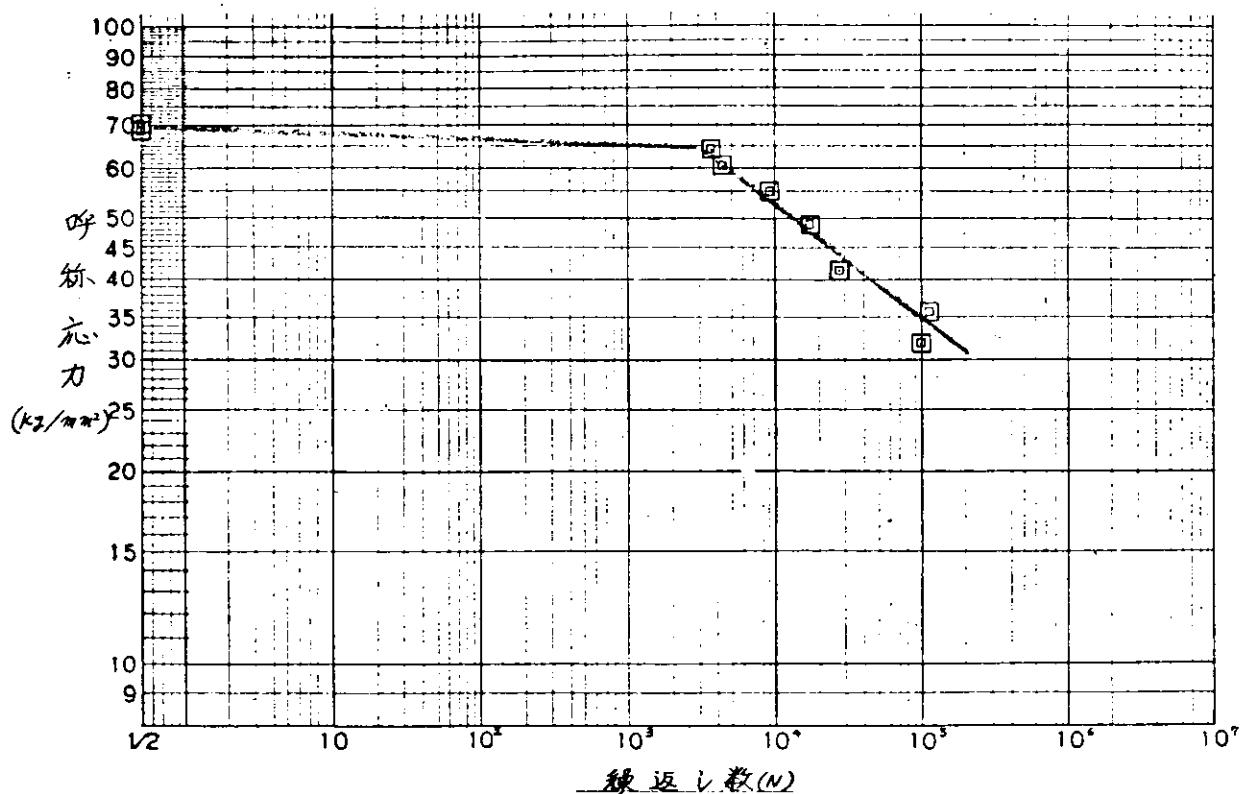


図 6・8 (b) ユニオンメルト

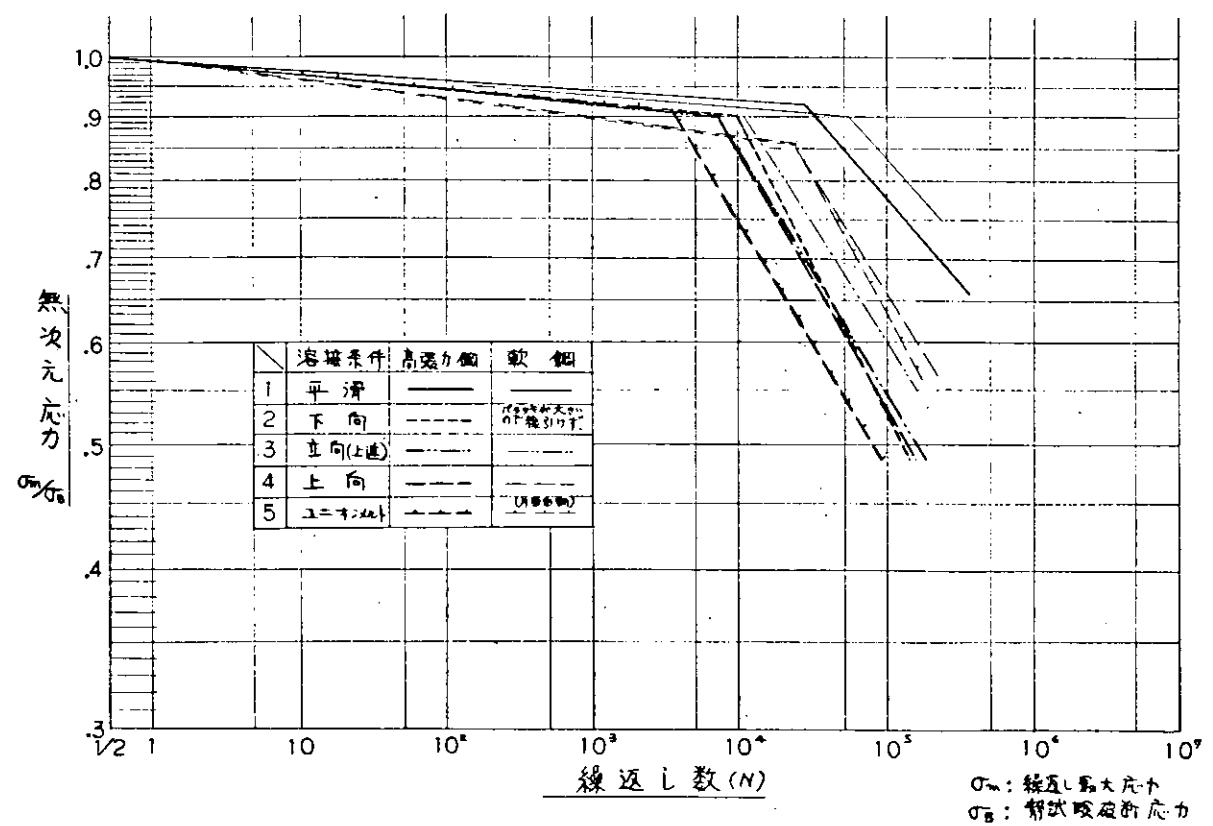


図 6・9 S-N 曲線総括図

付 錄

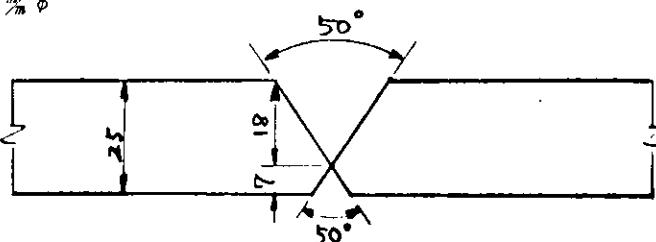
1. 下向溶接試験片 No.1 (平滑試験片)

1) 溶接棒

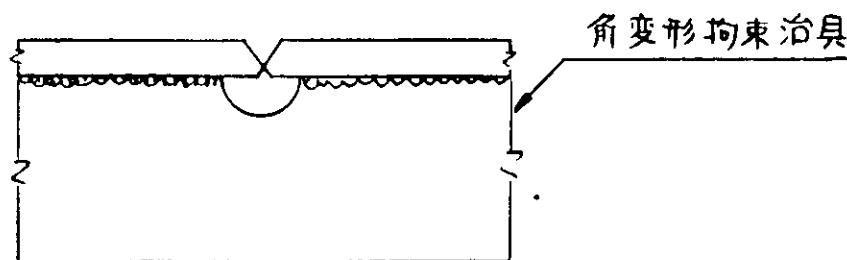
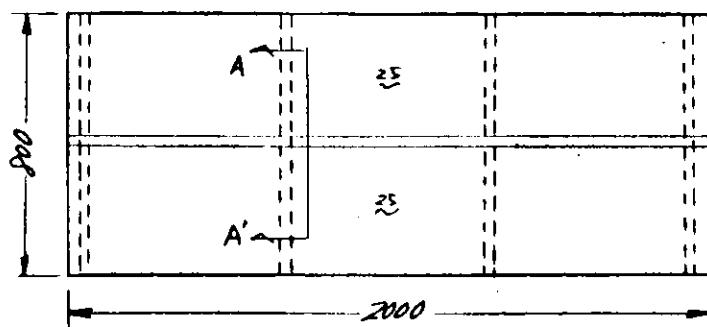
⑨ L-60 J I S D 6 0 1 6

4 $\frac{7}{16}$ ϕ , 5 $\frac{7}{16}$ ϕ

2) 開先形状



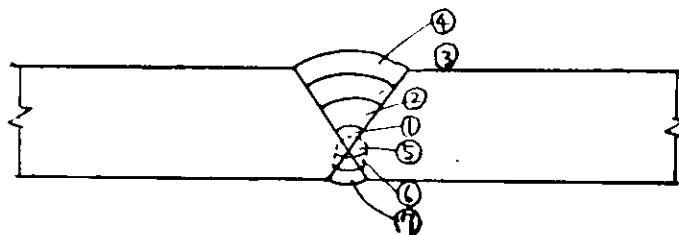
3) 溶接要領



A - A'

両面の溶接完了まで拘束治具は残した。

4) 溶接順序及び条件

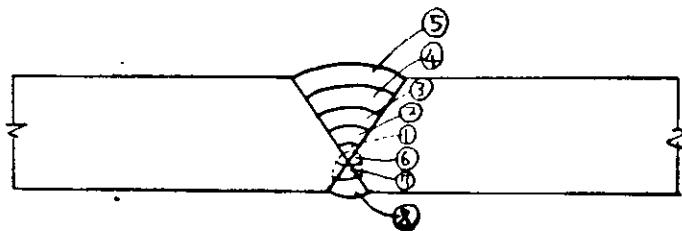


溶接棒	電流	溶接法
① 4%φ	175 A m P	下向
② 5%φ	240 A m P	"
③ "	"	"
④ "	"	"
アークエアガウジングにより裏堀り		
⑤ 5%φ棒	240 A m P	"
⑥ "	"	"
⑦ "	"	"

2. 下向溶接試験片 No. 2

- 1)
2) № 1 試験片に同じ
3)

4) 溶接順序及び条件

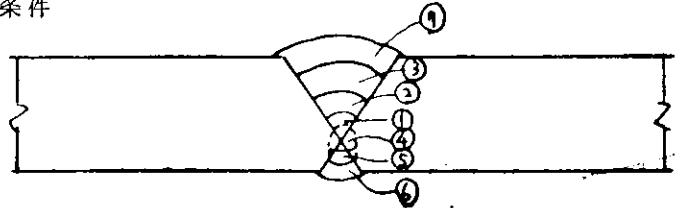


溶接棒	電流	溶接法
① 4%φ	175 A m P	下向
② 5%φ	240 A m P	"
③ "	"	"
④ "	"	"
⑤ "	"	"
アーク・エア・ガウジングにより裏堀り		
⑥ 5%φ	240 A m P	下向
⑦ "	"	"
⑧ "	"	"

3. 立向(上進)溶接試験片

- 1)
2)
3)
} *As 1 試験片に同じ*

4) 溶接順序及び条件



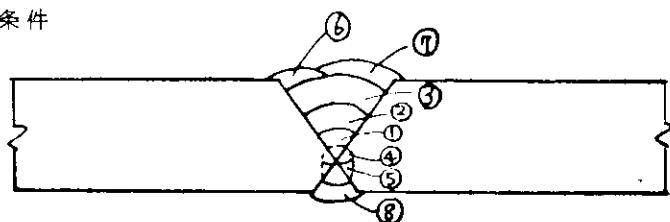
溶接棒 電流 溶接法

① 4 $\frac{7}{32}$ φ	175 A m P	下 向
② 5 $\frac{7}{32}$ φ	240 A m P	"
③ "	"	"
アーケ・エア ガウジングにより裏堀り		
④ 5 $\frac{7}{32}$ φ	240 A m P	"
⑤ "	"	"
⑥ 4 $\frac{7}{32}$ φ	140 "	立 向
⑦ "	"	"

4. 上向溶接試験片

- 1)
2)
3)
} *As 1 試験片に同じ*

4) 溶接順序及び条件



溶接棒 電流 溶接法

① 4 $\frac{7}{32}$ φ	175 A m P	下 向
② 5 $\frac{7}{32}$ φ	240 A m P	"
③ "	"	"
アーケ・エア ガウジングにより裏堀り		
④ 5 $\frac{7}{32}$ φ	240 A m P	下 向
⑤ "	"	"
⑥ 4 $\frac{7}{32}$ φ	135 A m P	上 向
⑦ "	"	"
⑧ "	"	"

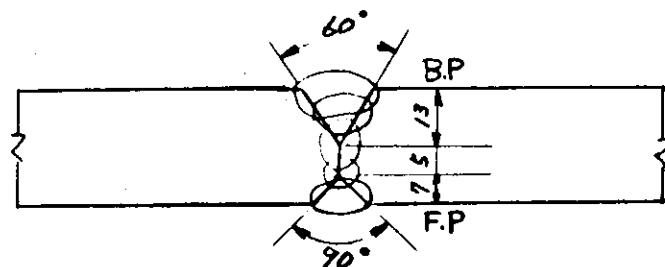
5. ユニオンメルト溶接（両面）

1) 溶接材料

ワイヤ Y-CM 6.4mmφ

フラックス YF-15 20×D (八幡溶接棒)

2) 開先形状



3) 溶接条件

		電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	入熱 (jule/cm)
B.P	1	800	35	40	42,000
	2	800	35	40	"
	3	800	35	30	56,000
F.P	1	800	36	35	49,000
	2	800	36	35	48,000

予熱 100°C

7 疲労亀裂の伝播開始条件に関する歪論的研究

7.1 目的

構造上の切欠等の応力集中部から低サイクルおよび高サイクル疲労亀裂が伝播を開始するのに必要な条件を切欠付平板試験片の切欠先端における歪の繰り返し挙動から求め、さらに切欠先端の歪挙動をそのまま再現するように同一鋼材の砂時計型小型試験片に与えて、大型試験片と小型試験片における疲労寿命の相関性に関する考察を行うことにより、実船の疲労亀裂発生の機構を究明する基礎資料を得るために本研究を実施した。昭和44年度は軟鋼(SM41B)について行ったので、昭和45年度は降伏点がこれらの疲労特性におよぼす影響について考察するために50kg/mm²級高張力鋼(SM50B)を対象とした。

7.2 試験

(1) 試験機

切欠付平板試験片の静的引張り試験および疲労試験には、東京衡機製造所製300/200トン、ローゼンハウゼン型万能疲労試験機を用い、小型砂時計型試験片の疲労試験には東京衡機製造所製油圧ジャッキと森試験機製作所製油圧ユニットの組み合わせを使用した。

(2) 試験片

供試材はSM50Bである。この鋼材と44年度の試験に供したSM41Bの化学成分と機械的性質をそれぞれ表7.1と表7.2に示す。化学成分はミルシートの値であり、機械的性質はミルシートの値と砂時計型試験片により得られた値を併記した。受納状態の板厚13mmの鋼板より図7.1に示す形状の平板試験片と砂時計型試験片を機械加工した。平板試験片の切欠について無限板中の橋円孔として応力集中係数を求めると $K_t = 9.63$ である。砂時計型試験片の形状係数はPeterson線図より $K_t = 1.06$ である。

(3) 試験方法

a) 平板試験片

平板試験片の疲労試験は亀裂が発生し伝播を開始するまでは完全片張り荷重制御試験とした。亀裂が伝播を開始してからは実断面応力範囲が一定、階段状減少あるいは直線的に減少・増加するように亀裂長さに従って荷重振幅を変化させた完全片振り試験とした。歪の計測は主としてモアレ法に依り、他に抵抗線歪計と光弾性皮膜法を適宜用いた。本研究で用いたモアレ法は最終仕上げ#1000エミリー紙まで研磨した試験片表面に緻密度150lines/in.の直交格子を写真食刻し、変形後の格子を写真撮影して引伸し画面上でマスタークリーンを重ねてモアレ縞を得るという方法を用いた。モアレ縞より歪を計算するにはlinear mismatching techniqueに依った。モアレ写真に見られる縞模様はxまたはy方向の変位を表わしている。歪を求める点の近傍のx、y方向の変位を

$$\left. \begin{aligned} u &= a_0 + a_1 x + a_2 y + a_3 x^2 + a_4 xy + a_5 y^2 + a_6 x^3 + a_7 x^2 y + a_8 xy^2 + a_9 y^3 \\ v &= b_0 + b_1 x + b_2 y + b_3 x^2 + b_4 xy + b_5 y^2 + b_6 x^3 + b_7 x^2 y + b_8 xy^2 + b_9 y^3 \end{aligned} \right\} \quad (7.1)$$

の形に表わして、歪を求める点の近傍に描いた2.5mm間隔の5×5の正方形格子の各格子点において、モアレ縞より読み取った変位を用いて最小自乗法により上記の $a_0 \sim a_9$, $b_0 \sim b_9$ の係数を決定すれば、歪は

$$\left. \begin{aligned}
 \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 \right\} \\
 \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 \right\} \\
 \varepsilon_{xy} &= \frac{1}{2} \left\{ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial x} \cdot \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \cdot \frac{\partial v}{\partial y} \right\}
 \end{aligned} \right\} \quad (7.2)$$

として求まる。本報告書においてモアレ法による歪は、すべてこのようにして求められたものである。

b) 砂時計型小型試験片

砂時計型試験片の試験は歪制御試験である。フックの法則と塑性歪の体積一定の仮定より導かれた。

$$l_n \frac{d}{d_0} = -\frac{1}{2} \varepsilon_l + \left(\frac{1}{2} - v \right) \frac{\sigma}{E} \quad (7.3)$$

によって軸方向全歪を直徑変化に換算して、DTF式径方向変位計を用いて直徑変化を制御した。

7.3 試験結果と考察

(1) 切欠付平板試験片の歪挙動

本報告書においては平板試験片の表面における歪と疲労寿命との関係について論ずるので、切欠先端の板表面の縁に、0.5 mm程度の亀裂が発生したときの荷重繰り返し数を亀裂発生寿命 N_c とする。実断面応力範囲 S_n と亀裂発生寿命 N_c との関係を図7.2に示す。静的試験と疲労試験における実断面応力と切欠先端の荷重方向歪の関係を図7.3に示す。図7.3における□印は破断後に切欠先端の板厚減少から計算される。

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_0 &= 2 l_n (t_0/t) \\
 (t_0; \text{原板厚}, \quad t; \text{破断後板厚})
 \end{aligned} \quad (7.4)$$

なる残留歪である。疲労試験における切欠先端の歪の繰り返し挙動を図7.4に示す。

これらの図と44年度のSM41Bについての試験結果から明らかとなつた亀裂発生までの歪挙動の傾向は次のように要約できる。すなわち、SM41Bでは $N < N_c/10$ においては繰り返し数 N に対する歪の増加率は大きいが、その後は増加率は小さくなりほぼ直線的に増加していく。これに対してSM50Bでは繰り返し数の初期から亀裂発生までの歪はほとんど直線的に増加していく。また、1サイクル目の最高荷重時から亀裂発生までの歪の増加量はSM50Bの方がSM41Bより小さく、同一鋼種では S_n が大きくなるにつれて増加量は増す。荷重の繰り返しによる切欠先端の歪範囲については鋼種あるいは S_n による差は顕著ではなく、SM41BよりもSM50Bの方がわずかに大きく、同一鋼種では S_n が大きくなるにつれて歪範囲は大きくなる傾向にあるが、いずれもほぼ1%前後である。また繰り返し数とともに歪範囲はわずかに増していくが、その増加量は小さく、歪範囲はほとんど一定とみなしても差しつかえない。

以上の切欠先端における歪の繰り返し挙動により、切欠付平板試験片の亀裂発生寿命は切欠先端における1サイクル目の最大歪とその後の歪の増加率および歪振幅に依存すると言える。

(2) 切欠付平板試験片と砂時計型小型試験片における亀裂発生寿命の相関

平板試験片の切欠先端の歪挙動を砂時計型小型試験片によって忠実に模擬して両者の亀裂発生寿命を比較した。小型試験片では肉眼観察による可視亀裂(0.2 ~ 0.5 mm)が発生したときの荷重繰り返し数を亀裂発生寿命 N_c^* として、平板試験片の N_c との相関を図7.5に示す。これによると平板試験片と小型試験片には良い相関があるが、一般的には

小型試験片が長寿命側になり、SM 50Bではこの傾向が大きい。これは平板試験片では切欠先端における板厚拘束が亀裂発生寿命に影響を及ぼすが、小型試験片によってはこのことが考慮されないことによると考えられる。また、SM 50Bの方が小型試験片の長寿命側へのずれが大きいのは、同一切欠形状でも材料特性の差によってSM 50Bの方が板厚拘束の効果が大きいといえる。

(3) 疲労亀裂の伝播開始条件

a) 切欠先端の歪挙動による累積被害則

前述のように、平板試験片の切欠からの疲労亀裂の発生に及ぼす主要な4つの因子は、1サイクル目の最大歪、歪振幅、平均歪の増加率および切欠先端の板厚拘束であろう。G.Sachsら¹⁾およびJ.T.P.Yao²⁾の研究結果に基づいて、亀裂の伝播開始条件として上記の4つの因子を考慮した累積被害則を導出する。

Sachsらは平均歪を有する歪制御試験における寿命推定式として

$$N_f = \left(\frac{\varepsilon_f - \varepsilon_m}{\varepsilon_{tr}} \right)^a \quad (7.5)$$

を導いた。これを変形すると

$p_i : \varepsilon_{tri}$ と ε_{mi} (i サイクル目の平均歪の増加率) の比の関係であり、その関数形は砂時計型小型試験片によって定められる。

と表わされるものとする。

この累積被害則に用いる p_i の関数形を定めるために図7.6に示す歪制御試験を行なった。すなわち、試験片に $\varepsilon_{mo} = 15.0\%$ の引張り予歪を与えた後、全歪範囲 ε_{tr} を2%の一定値に保ち、平均歪が1サイクル当たり $\Delta\varepsilon_m$ だけ増加する試験を行って破断寿命 N_f を求めた。その結果を図7.7と図7.8に示す。この試験では ε_{tri} と $\Delta\varepsilon_m$ が一定であるから p_i も一定となる。静的試験の歪 ε_0 としては静破壊延性 ε_f を用いると、(7.8)式は

$$N_f \left(\frac{\varepsilon_{tr}}{\varepsilon_f - \varepsilon_{mo}} \right)^p = 1 \quad (7.9)$$

となる。図7.7と図7.8の試験結果から(7.9)式によって得られる p と $\varepsilon_m / \varepsilon_{tr}$ の関係を図7.9に示す。これによると p の関数形は材料定数 a を含み

$$p = a \left(1 - \frac{\Delta\varepsilon_m}{\varepsilon_{tr}} \right)^4 + 1 \quad (7.10)$$

ただし $a = 0.92$ (SM 41B), 0.82 (SM 50B)

で近似される。このことから(7.8)式の p_i は

$$p_i = a \left(1 - \frac{\Delta\varepsilon_{mi}}{\varepsilon_{tri}} \right)^4 + 1 \quad (7.11)$$

と表わされる。

平板試験片の切欠先端の歪はSM 50Bでは繰り返し数に対してほぼ直線的に増加していくが、SM 41Bでは歪の増加率は一定ではない。しかし計算を簡略にするために2サイクル目の上下限歪と $N=N_c$ における上下限歪を直線で結ぶ歪挙動で近似する。また、歪範囲も一定とみなして $N=N_c/2$ のときの値を用いると、 ε_{tri} , $\Delta\varepsilon_{mi}$ および p_i は一定となる。静的試験の歪 ε_0 としては、静的試験の破断後に切欠先端の板厚減少から(7.4)式によっ

て得られる歪を用いる。このとき(7.8)式の左辺の疲労損傷率Dは

$$D = N_c \left(\frac{\varepsilon_{tr}}{\varepsilon_o - \varepsilon_{mo}} \right)^p \quad |$$

$$p = a \left(1 - \frac{\varepsilon_m}{\varepsilon_{tr}} \right)^4 + 1 \quad |$$

$$a = 0.92 (\text{SM41B}), 0.82 (\text{SM50B}) \quad |$$
(7.12)

である。この累積被害則が厳密に成立するならば、損傷率は $D=1$ となる。これらの式によって得られた各試験片の疲労損傷率Dを、その計算に用いた諸数値および $D=1$ となる繰り返し数Nとともに表7.3に示す。これによると各試験片のDの値は、中には1より大きいものもあるが、多くは1より小さくなる。このことは上記の累積被害則による疲労寿命の評価は危険側になる傾向、すなわち、 $D=1$ となるNが実際の亀裂発生寿命より長寿命側になることを示している。

b) 切欠開口変位の挙動による累積被害則

図7.10に切欠開口変位の繰り返し挙動を示す。この図の開口変位は、図中の挿入図に示すように、切欠先端から板幅の中心寄り5mmの位置に標点間距離 ℓ_0 が10mmの標点を野書いて、モアレ縞を読み取って計算されたこの標点間の変位である。この図と図7.4を比較することによって、切欠開口変位の挙動の傾向はそれに対応する切欠先端の歪挙動の傾向に一致することが知れる。このことから開口変位の挙動はある程度、切欠先端の歪挙動を代表していると言える。そこで開口変位の挙動による疲労亀裂の伝播開始条件としては、歪挙動による累積被害則を開口変位の挙動に拡張するのが簡便であろう。

静的引張り試験において計測された亀裂発生時の開口変位を δ_o 、疲労試験における1サイクル目の最大変位と残留変位の平均を δ_{mo} 、iサイクル目の変位振幅の2倍を δ_{ri} 、iサイクル目の平均変位の増加率を $A\delta_{mi}$ とする。疲労試験では1サイクル目の最高荷重によって比較的大きな変位が生じ、その後は小さな変位挙動を示すので、 δ_{ri} と $A\delta_{mi}$ に対しては標点間距離 ℓ_0 が δ_{mo} だけ長くなっていることによる修正をする必要がある。簡単のために線型に修正すれば、修正値は

$$\delta_{ri}^* = \frac{\ell_0}{\ell_0 + \delta_{mo}} \delta_{ri}, \quad A\delta_{mi}^* = \frac{\ell_0}{\ell_0 + \delta_{mo}} A\delta_{mi} \quad |$$
(7.13)

となる。これらの値を用いて、(7.7)式と(7.10)式における歪を開口変位におきかえると

$$\sum_{i=1}^N \left(\frac{\delta_{ri}^*}{\delta_o - \delta_{mo}} \right)^{p_i^*} = 1 \quad |$$

$$p_i^* = a \left(1 - \frac{A\delta_{mi}^*}{\delta_{ri}^*} \right)^4 + 1 \quad |$$
(7.14)

である。切欠開口変位の挙動を直線近似すれば $A\delta_{mi}$ は一定となり、 δ_{ri} も一定とみなしてさしつかえないから $N=N_c/2$ のときの値を用いる。このとき、(7.14)式の左辺の亀裂発生までの疲労損傷率 D^* は

$$D^* = N_c \left(\frac{\ell_0}{\ell_0 + \delta_{mo}} \cdot \frac{\delta_r}{\delta_o - \delta_{mo}} \right)^{p^*} \quad |$$
(7.15)

$$P^* = a \left(1 - \frac{4 \delta_m}{\delta_r} \right)^4 + 1 \quad \} \quad (7.15)$$

$$a = 0.92 (\text{SM41B}), \quad 0.82 (\text{SM50B})$$

である。亀裂の発生がこの累積被害則で厳密に表わされるならば $D^* = 1$ となる。

これらの式を用いて求められた各試験片の疲労損傷率 D^* を、その計算に用いた諸数値、および $D^* = 1$ となる繰り返し数 N とともに表 7.4 に示す。これによると各試験片の D^* の値は 1 の前後にはばらつき、そのばらつきの範囲は歪挙動による損傷率 D より大きい。これは切欠開口変位の挙動はある程度切欠先端の歪挙動を代表しているが、線型には結びつかないことによると考えられる。

(4) 疲労亀裂の伝播

平板試験片において、亀裂が伝播を開始してからは、実断面応力範囲 S_n が一定、階段状減少あるいは亀裂長さに対して直線的に減少・増加する制御条件の下に亀裂伝播速さを調べた。 S_n を一定に維持したとき、伝播速さは亀裂長さに依存せずほぼ一定である。このことから、亀裂伝播速さは S_n のみの関数で表わされる。 S_n を階段状に減少させると、減少直後のしばらくは減少直前の伝播速さを持続し、その後、急速に遅くなつて亀裂は定常的に伝播していく。また、 S_n を階段状に減少させたときおよび直線的に減少・増加させたときの伝播速さと、 S_n を一定としたときの伝播速さには明瞭なる差は見られない。亀裂伝播速さ dl/dN と実断面応力範囲 S_n の関係を図 7.1.1 に示す。これによると dl/dN と S_n の間には、ほぼ

$$dl/dN \propto (S_n)^{4.46} \quad (7.16)$$

なる関係が成り立つ。なおここでは、亀裂長さとしては試験片の左右表裏の平均値を用いた。

7.4 結論

- (1) 実断面応力の上限値を一定とするような、完全片振り引張り荷重制御試験における平板試験片の切欠先端における歪挙動は、1サイクル目の最大歪は大きいが、その後の歪振幅は小さい。
- (2) 平均歪は繰り返し数とともに徐々に増加していくが、歪振幅はほぼ一定に保たれる。
- (3) 切欠からの疲労亀裂の発生におよぼす主要な因子は、1サイクル目の最大歪、歪振幅、平均歪の増加率および切欠先端の板厚拘束である。
- (4) 平板試験片と、その歪挙動を模擬した小型試験片の亀裂発生寿命の間には良い相関があるが、一般的には小型試験片が長寿命側になり、SM41B より SM50B の方がこの傾向が大きい。
- (5) 平板試験片において疲労亀裂の伝播開始条件として切欠先端の歪挙動による

$$\sum_{i=1}^{N_c} \left(\frac{\varepsilon_{tr_i}}{\varepsilon_o - \varepsilon_m} \right)^{p_i} = 1 \quad \}$$

$$p_i = a \left(1 - \frac{4 \varepsilon_{mi}}{\varepsilon_{tr_i}} \right)^4 + 1 \quad \}$$

なる累積被害則が成立する。

- (6) 平板試験片において疲労亀裂の伝播開始条件として、切欠開口変位の挙動による

$$\left. \begin{aligned} & \sum_{i=1}^{N_c} \left(\frac{\delta_o}{\delta_o + \delta_{mo}} \cdot \frac{\delta_{ri}}{\delta_o - \delta_{mo}} \right)^{p_i^*} = 1 \\ & p_i^* = a \left(1 - \frac{4 \delta_{mi}}{\delta_{ri}} \right)^4 + 1 \end{aligned} \right\}$$

なる累積被害則がある程度のばらつきの範囲内で成立する。

(7) S M 5 0 B の実断面応力制御試験において実断面応力範囲と亀裂伝播速さの間には、ほぼ

$$dL/dN \propto (S_n)^{4.46}$$

なる関係が成立する。

参考文献

- 1) G. Sachs, et al. "Low-Cycle Fatigue of Pressure-Vessel Materials", Proc. ASTM, Vol. 60 (1960)
- 2) J.T.P. Yao, W.H. Munse "Low-Cycle Axial Fatigue Behavior of Mild Steel," ASTM STP 4633 8 (1968)

表 7.1 S M 4 1 B と S M 5 0 B の化学成分

	C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)
S M 4 1 B	0.20	0.06	0.71	0.11	0.23
S M 5 0 B	0.17	0.32	1.34	0.20	0.11

表 7.2 S M 4 1 B と S M 5 0 B の機械的性質(砂時計型試験片による)

	S M 4 1 B	S M 5 0 B
降伏応力 σ_Y (kg/mm ²)	27.5 (28.0)	36.1 (39.0)
公称引張強さ σ_u (kg/mm ²)	44.6 (45.0)	53.4 (55.0)
σ_Y / σ_u	0.617 (0.622)	0.676 (0.709)
破断真応力 σ_f (kg/mm ²)	97.0	114.8
R.A. (%)	5.8.8	6.9.4
静破壊延性 ε_f	0.887	1.184
伸び (%)	(30.0)	(25.0)

() : ミルシートより (G.L.=200mm)

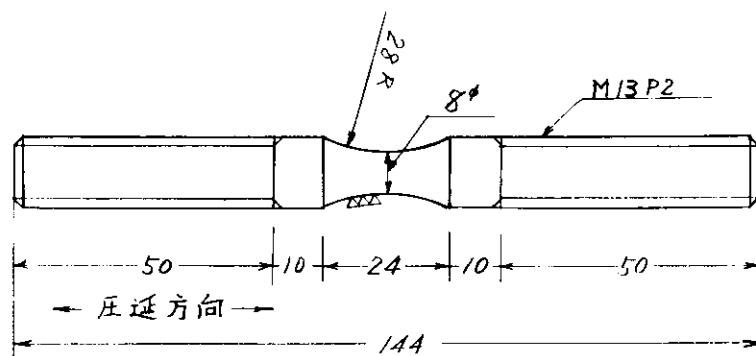
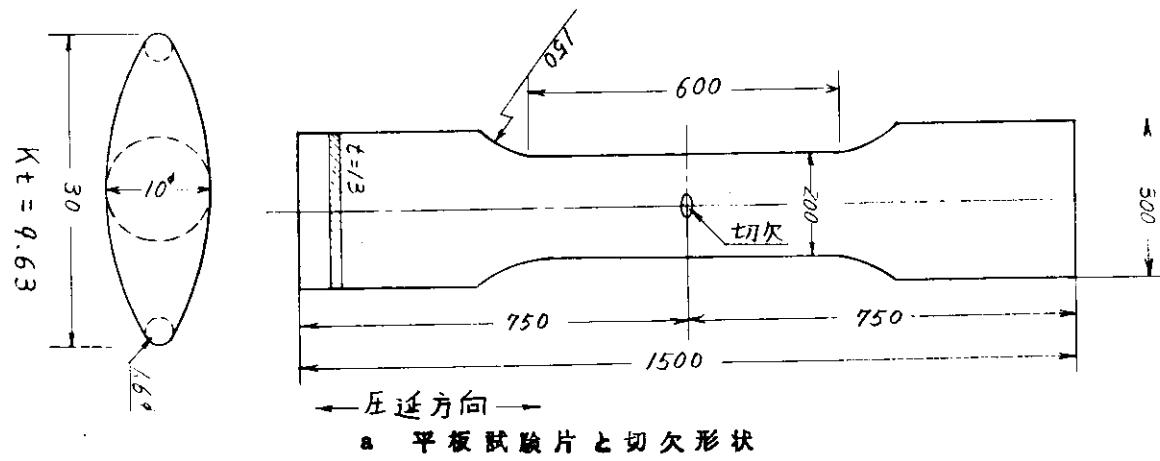
表 7.3 平板試験片における切欠先端の歪挙動による疲労損傷率

鋼種	ϵ_o (%)	S_n (Kg/mm ²)	N_c	ϵ_{mo} (%)	ϵ_{tr} (%)	$\Delta \epsilon_m$ (%/cycle)	損傷率 D	$D = 1$ とする N
SM 41B	42.35	26.9	1400	1.10	0.73	0.00123	0.621	2255
		31.9	470	14.30	0.91	0.0102	0.749	627
		35.9	200	16.78	0.94	0.0521	0.654	306
		39.5	43	24.13	1.22	0.247	1.051	41
SM 50B	53.33	33.0	950	1.28	0.90	0.000421	0.593	1602
		35.0	520	2.30	1.35	0.000673	0.704	739
		37.0	310	8.79	1.23	0.00868	0.490	633
		39.7	340	16.88	1.38	0.0122	0.965	352
		42.5	210	23.43	1.49	0.0157	0.991	212

表 7.4 平板試験片における切欠開口変位の挙動による疲労損傷率

鋼種	δ_o (mm)	S_n (Kg/mm ²)	N_c	δ_{mo} (mm)	δ_{tr} (mm)	$\Delta \delta_m$ (mm/cycle)	損傷率 D^*	$D^* = 1$ とする N
SM 41B	3.70	26.9	1400	0.09	0.086	0.0000814	1.067	1312
		31.9	470	1.98	0.09	0.000766	1.263	372
		35.9	200	2.21	0.13	0.0037	1.644	122
		39.5	43	2.99	0.14	0.0158	2.150	20
SM 50B	4.95	35.0	520	0.08	0.10	0.000106	0.441	1180
		37.0	310	1.03	0.11	0.000484	0.410	756
		39.7	340	2.08	0.135	0.000912	0.993	342
		42.5	210	2.95	0.135	0.00105	1.046	201

標点間距離 $l_o = 10\text{ mm}$



b 砂時計型試験片

図 7.1 試験片形状

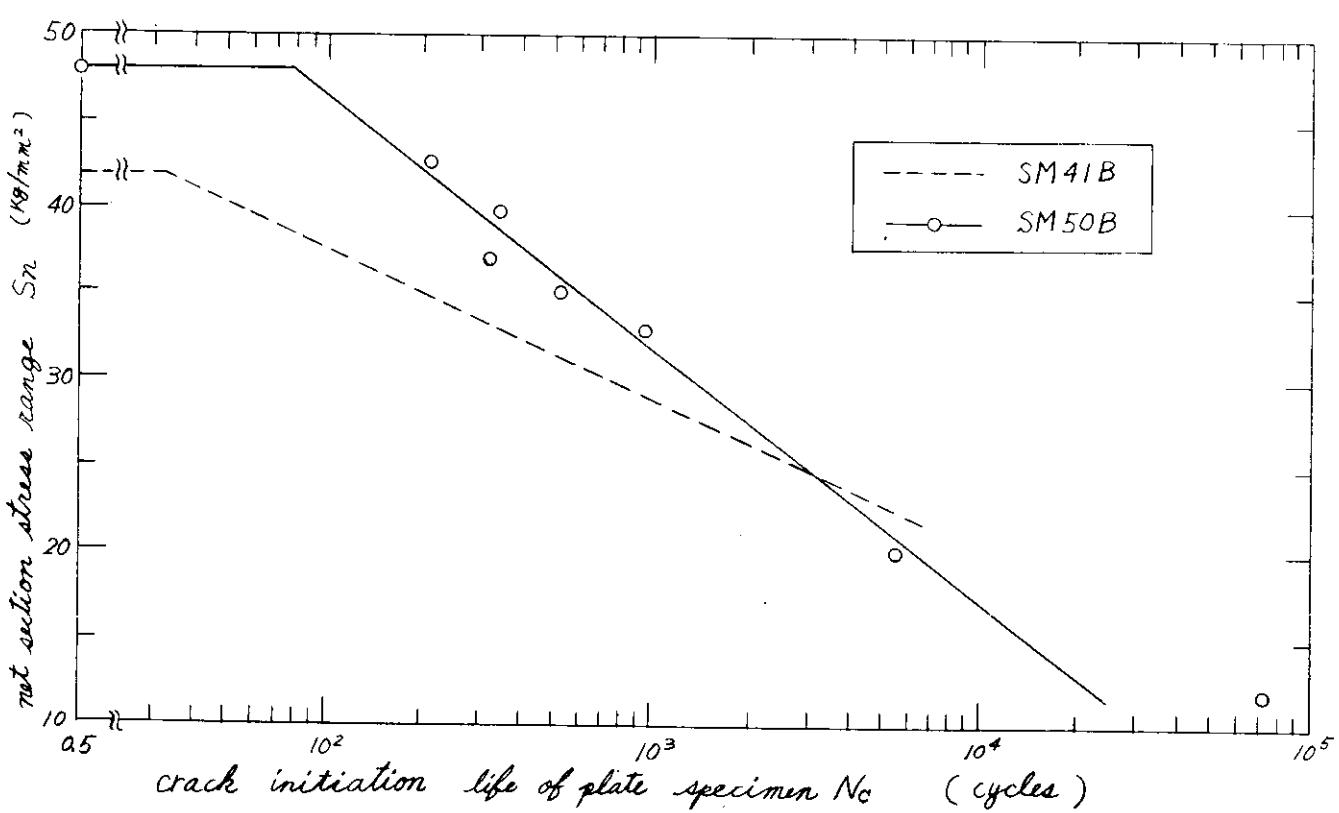


図 7.2 平板試験片の S - N 線図

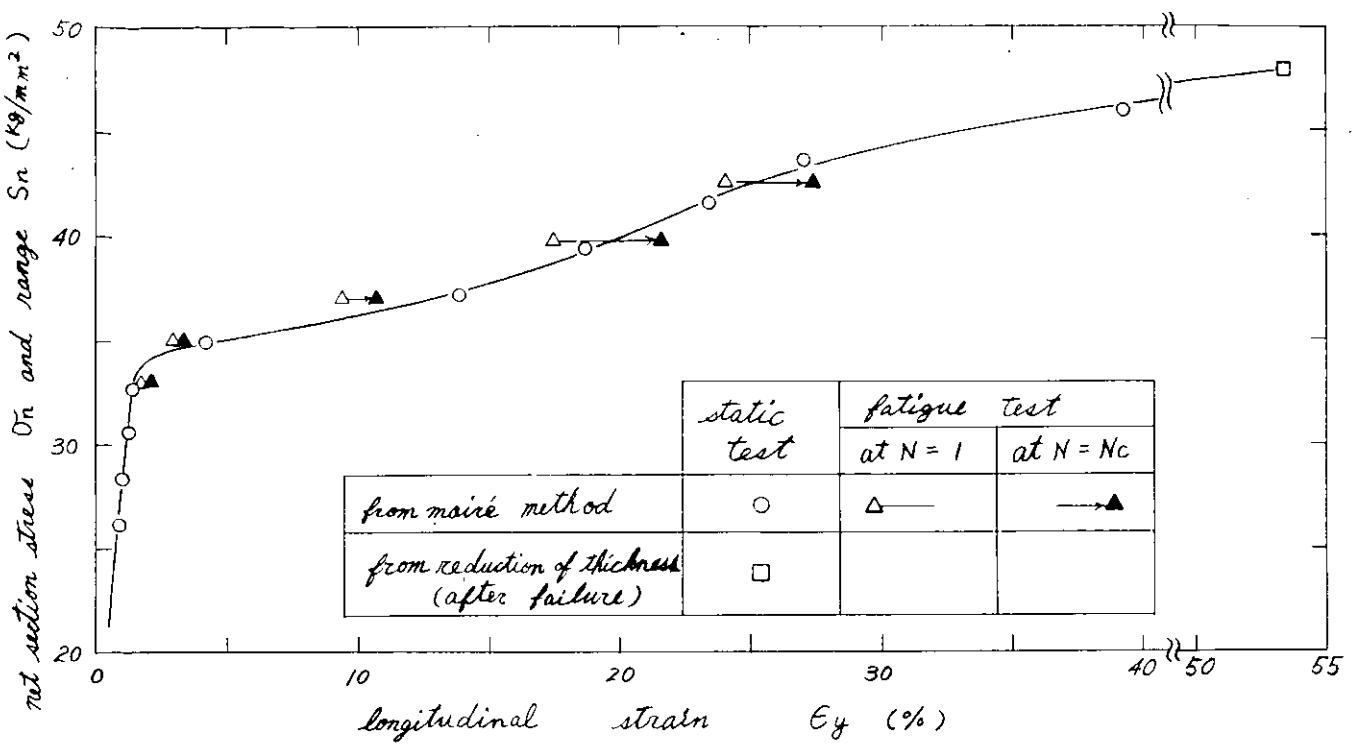


図 7.3 平板試験片の静的試験と疲労試験における切欠先端の歪 (SM50B)

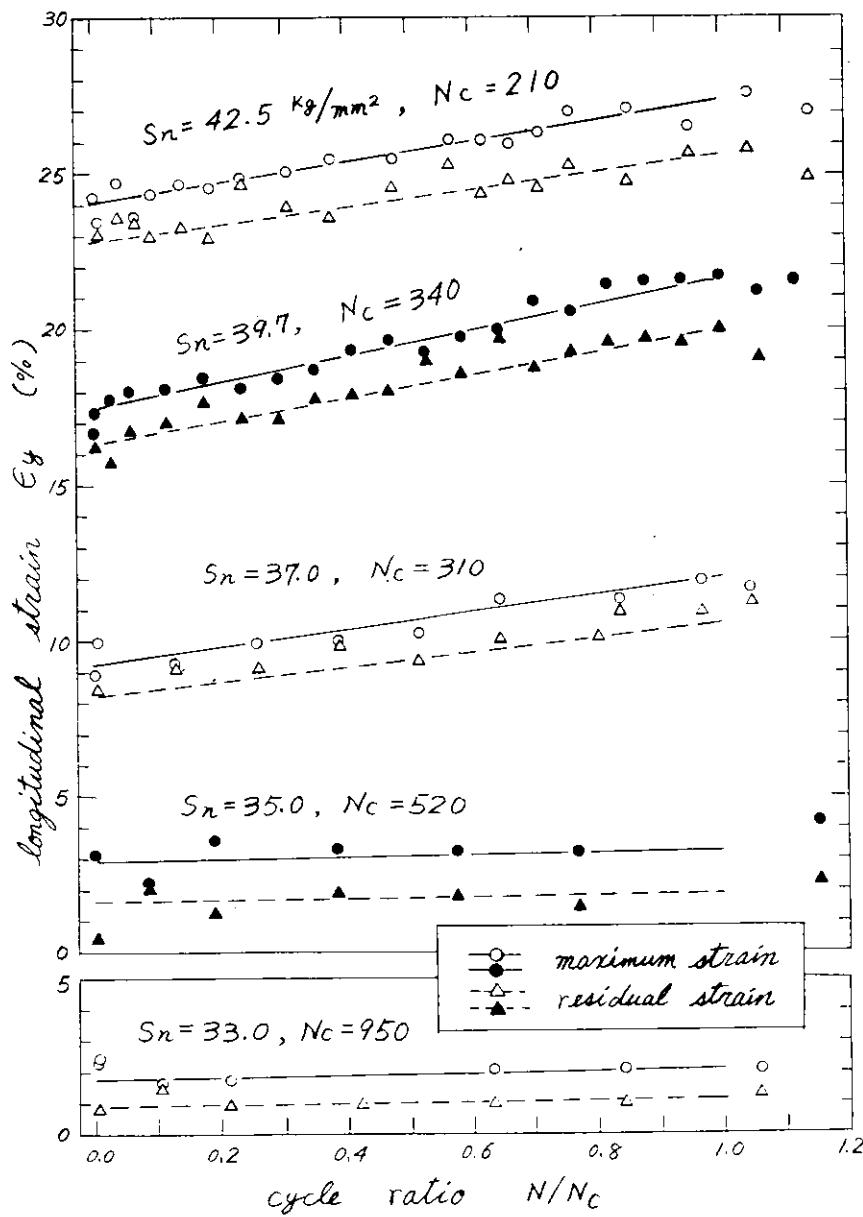


図 7.4 平板試験片の疲労試験における切欠先端の歪の繰り返し挙動 (SM50B)

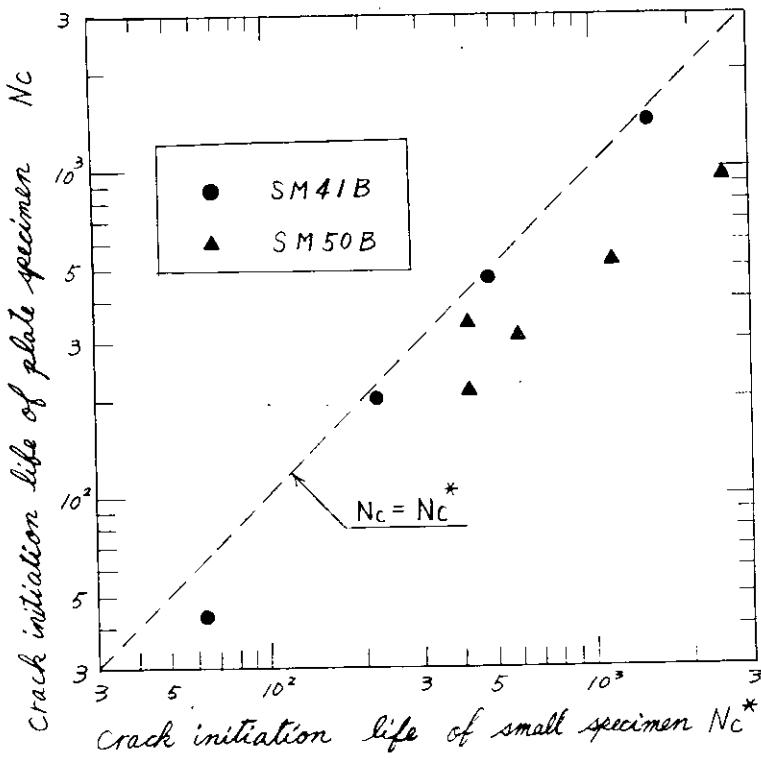


図 7.5 切欠付平板試験片とその歪挙動を模擬した小型試験片における亀裂発生寿命の相関

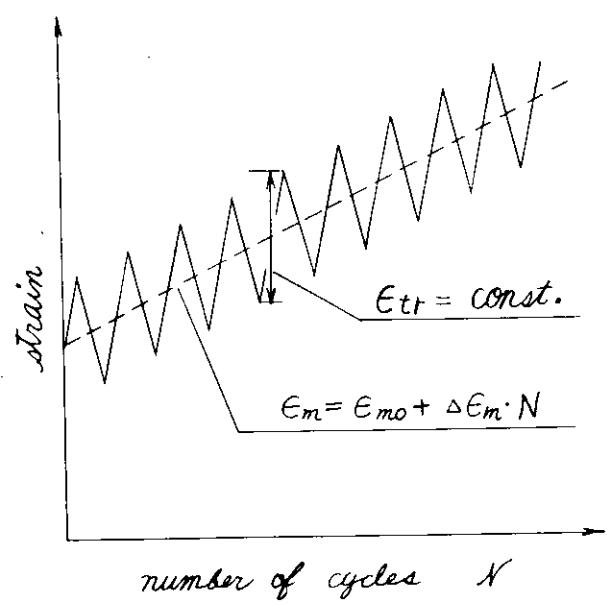


図 7.6 全歪範囲一定・平均歪直線的增加の試験

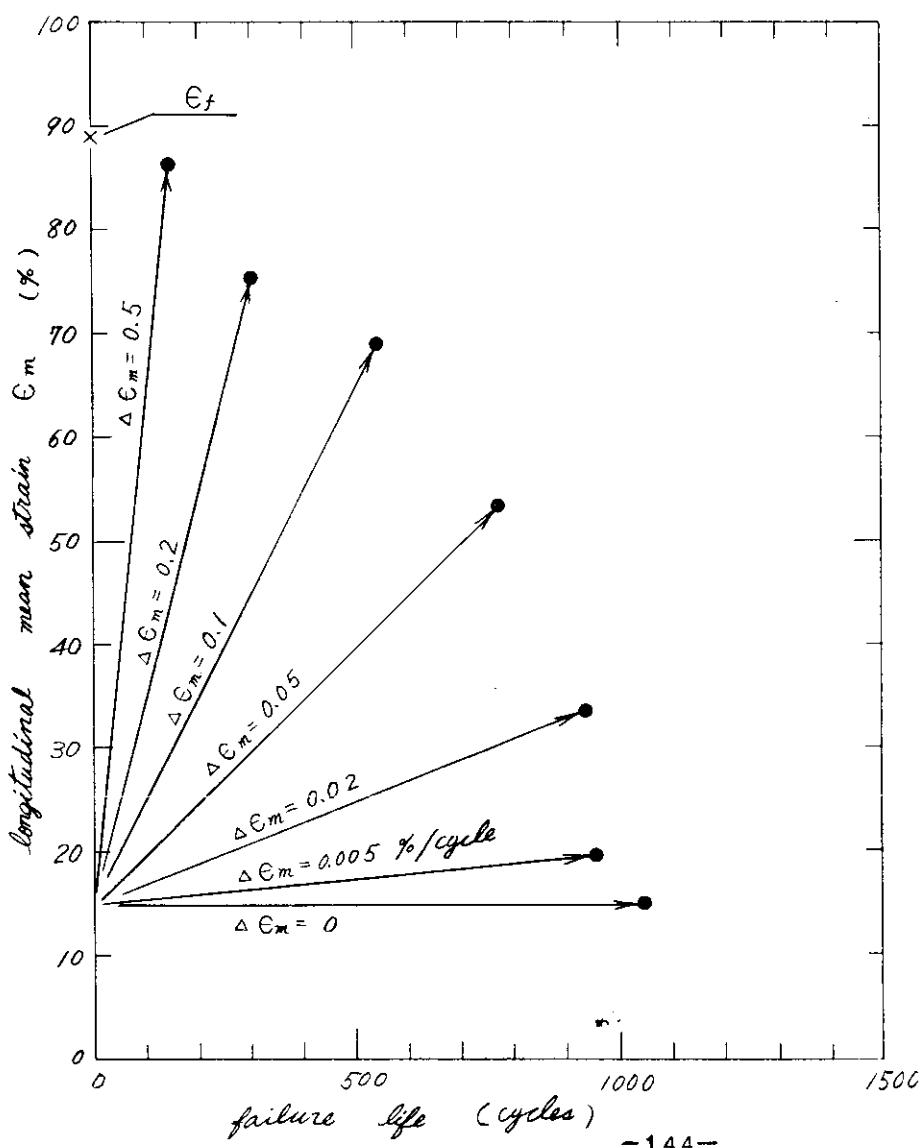


図 7.7 全歪範囲を 2 % に保ち、平均歪直線的增加の試験における破断寿命 (SM41 B)

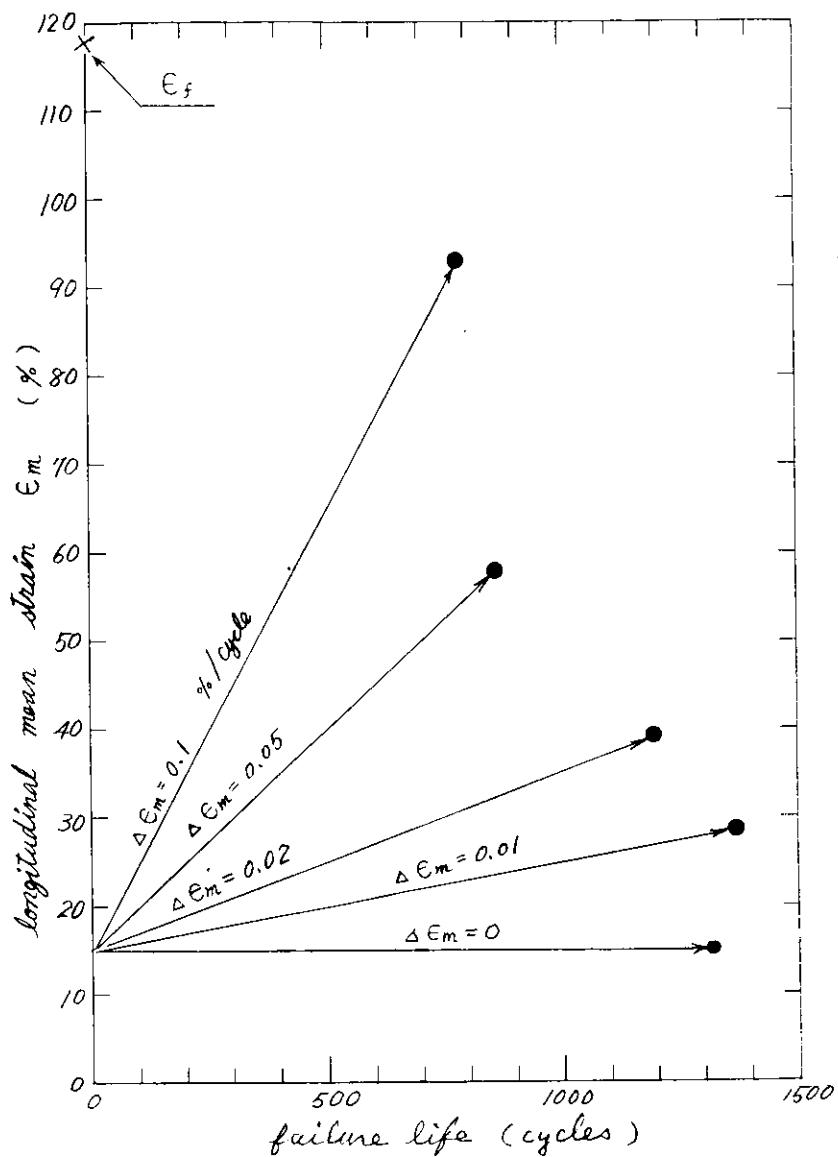
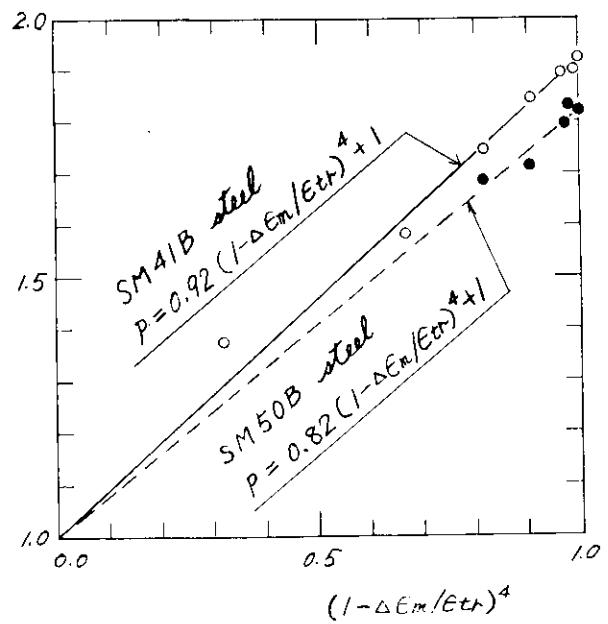


図 7.8 全歪範囲を 2 % に保ち、平均歪
直線的増加の試験における破断
寿命 (SM50B)

図 7.9 $N_f \{ \epsilon_{tr} / (\epsilon_0 - \epsilon_{mo}) \}^P = 1$
を満たす P の値



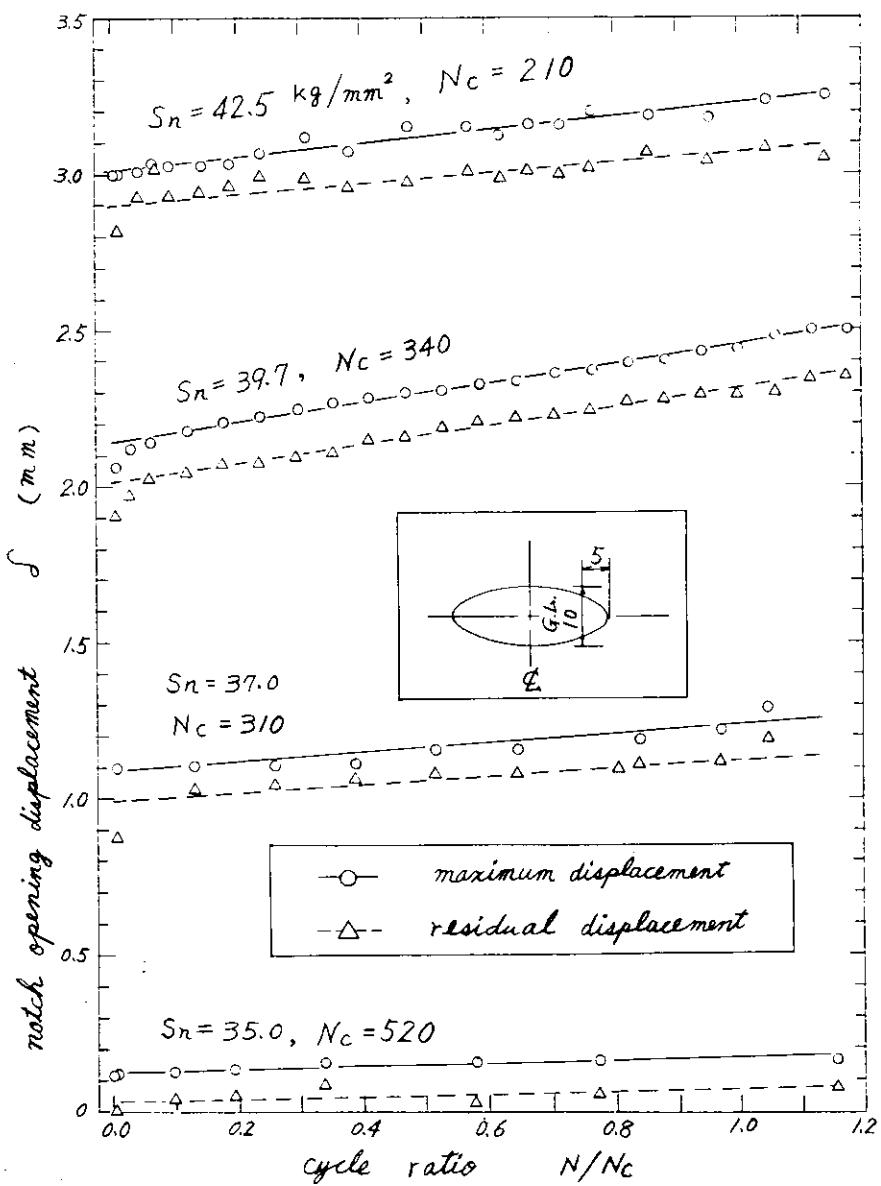


図 7.10 切欠開口変位の繰り返し挙動 (SM50B)

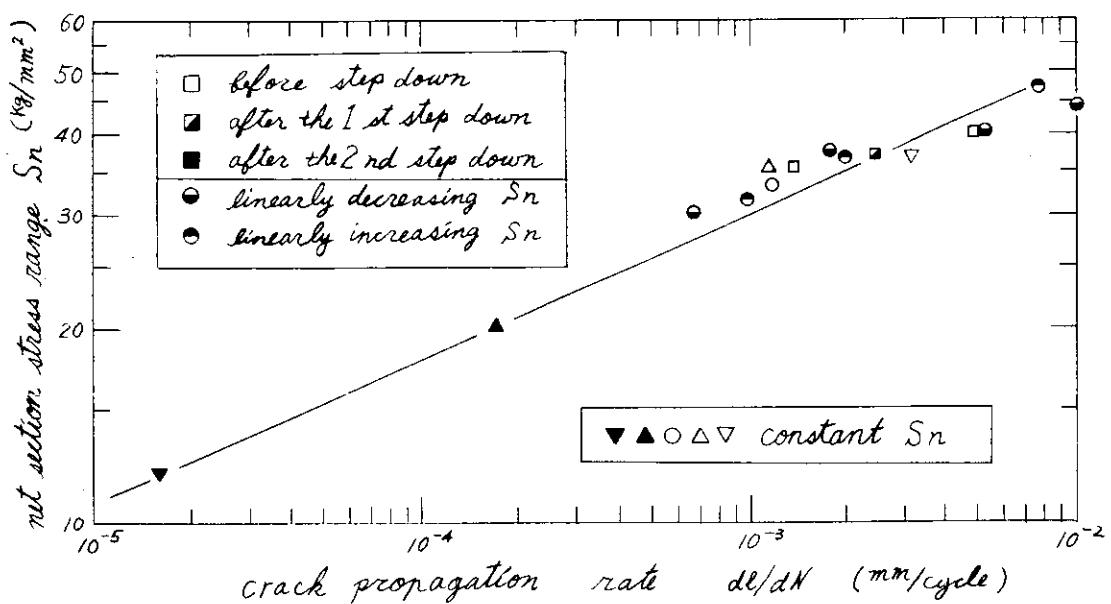


図 7.11 実断面応力範囲と亀裂伝播速さの関係 (SM50B)