



Title	高靱性高張力鋼を用いた構造物の溶接工作に関する研究
Author(s)	山田, 桑太郎
Citation	大阪大学, 1974, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1728
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

高靱性高張力鋼を用いた構造物の 溶接工作に関する研究

昭和48年11月

山田桑太郎

論文目録

大阪大学

報告番号 乙第1371号 氏名 山田 桑太郎

主論文 高靱性高張力鋼を用いた構造物の溶接工作に関する研究

(主論文のうち印刷公表したもの)

1. 題名 Study on Preheating Temperature
in Welds of High Strength Steel
Structure

(高張力鋼構造物における予熱温度の研究)

Trans of the JWS,

1巻1号

昭和45年4月1日

1. 題名 Study on Weld Cracking in
Multiples Pass Welds of High
Strength Steel

(高張力鋼の多層溶接における溶接割れの研究)

Trans of the JWS,

1巻1号

昭和45年4月1日

1. 題 名 Weld Cracking Behavior of 100 kg/mm²
High Strength Steel by Large Size
Restraint Testing Machine

(大型拘束試験機を用いた100 kg/mm²級高張力鋼
の溶接割れ挙動)

Trans of the JWS,

2巻2号

昭和46年9月1日

1. 題 名 高張力鋼におけるY型拘束割れ試験とTRC, RRC
試験の相関性について

日本造船学会論文集133巻

昭和48年6月1日

1. 題 名 Welding and Fabrication of New High
Tensile Steels

(新高張力鋼の溶接工作)

Trans of the JWS, 3巻1号

昭和47年4月1日

(主論文のうち未公表のもの)

1. 題 名 多層溶接における拘束応力の発生過程に関する理
論的検討

川崎技報 52号

昭和49年2月15日掲載予定

1. 題 名 高張力鋼構造物における溶接部の品質管理体制

川崎技報 53号

昭和49年4月下旬掲載予定

山田 桑太郎 殿

川崎技報論文掲載について

昭和48年10月5日

川崎技報編集委員会
事務局



貴論文は下記の要領により受付けならびに掲載されますので、御
連絡致します。

記

1. 論文名 多層溶接における拘束応力の発生過程に関する理論的検討
2. 受付日 昭和48年10月5日
3. 掲載予定 昭和49年2月15日 (川崎技報52号)

以 上

山田 桑太郎 殿

川崎技報論文掲載について

昭和48年10月5日

川崎技報編集委員会
事務局



貴論文は下記の要領により受付けならびに掲載されますので、御
連絡致します。

記

1. 論文名 高張力鋼構造物における溶接部の品質管理体制
2. 受付日 昭和48年10月5日
3. 掲載予定 昭和49年4月下旬 (川崎技報 53号)

以 上

目 次

緒 論	1
第 1 編 高靱性高張力鋼の工作性に関する研究	3
第 1 章 溶接工作法の確立に関する研究方法の検討	5
第 1 節 緒 言	5
第 2 節 供試鋼材および溶接材料の性能	5
2.1 供試鋼材の性能	5
2.2 溶接材料の性能	5
第 3 節 溶接工作法の研究方法的検討とその策定	7
3.1 研究方針の策定	7
3.2 溶接割れの種類と溶接工作法の研究的方法	8
第 4 節 結 言	12
第 2 章 溶接割れ性状に関する予備的検討	13
第 1 節 緒 言	13
第 2 節 供試鋼材および溶接材料	13
第 3 節 実 験 方 法	14
3.1 実 験 条 件	14
3.2 実 験 方 法	14
第 4 節 実 験 結 果	20
4.1 y 開先拘束割れ試験	20
4.2 窓型拘束割れ試験	20
4.3 C T S 割れ試験	23
4.4 十字すみ肉割れ試験	24
第 5 節 実験結果の検討	24
5.1 割れ防止の予熱温度	24
5.2 鋼材の影響	25
5.3 施工環境の影響	26
第 6 節 結 言	29

第3章 初層溶接割れ防止施工条件の設定	30
第1節 緒 言	30
第2節 実験方法	31
2.1 供試材料および供試溶接材料	31
2.2 試験方法	31
第3節 初層溶接割れの発生条件	34
3.1 拘束応力の発生と割れ挙動	34
3.2 割れ発生限界拘束応力と予熱温度	38
第4節 溶接予熱条件の選定	43
4.1 実際継手における拘束状態	43
4.2 拘束状態と割れ防止予熱温度の関係	45
第5節 結 言	47
第4章 多層溶接割れ防止施工条件の設定	49
第1節 緒 言	49
第2節 実験方法	49
2.1 供試材料および試験片寸法	49
2.2 試験方法	50
2.3 試験条件の検討	51
第3節 多層溶接における拘束力の発生過程	52
3.1 拘束力におよぼすパス数と予熱パス間温度の影響	52
3.2 拘束力の発生過程に関する理論的検討	57
第4節 多層溶接の割れとその防止施工条件の選定	65
4.1 多層溶接の割れ発生条件	65
4.2 割れ防止予熱温度の選定	65
第5節 結 言	69
第5章 溶接割れ発生におよぼす試験片寸法の影響	70
第1節 緒 言	70
第2節 大容量引張拘束割れ試験機の開発	70
2.1 本試験機の性能	71
2.2 本試験機本体の概要	71

2.3	本試験機の制御機構	73
第3節	実験方法	74
3.1	供試材料および試験片形状	74
3.2	実験	75
第4節	実験結果	76
4.1	y 開先拘束割れ試験	76
4.2	引張拘束割れ試験	77
第5節	大型引張拘束割れ試験における割れ発生挙動	80
5.1	大型試験片における割れ発生位置	80
5.2	割れ発生におよぼす試験片寸法の影響	81
第6節	y 開先拘束溶接割れ試験と引張拘束割れ試験との相関	83
6.1	y 開先拘束溶接割れ試験の拘束応力	83
6.2	冷却速度の影響	86
第7節	割れ試験結果の実際構造物への適用について	88
第8節	結 言	89
第6章	溶接施工時の割れ防止対策の検討	90
第1節	緒 言	90
第2節	溶接割れ発生条件の設定法	90
2.1	割れ発生条件に関する基本的考え方	90
2.2	溶接施工の立場からの割れ発生条件の設定法	90
第3節	溶接割れ防止の施工条件の設定	92
3.1	ルート割れの発生条件	92
3.2	ルート割れと他の割れの発生条件の関係	103
3.3	溶接割れ防止の施工条件の設定	108
第4節	結 言	110
Appendix	予熱ヒータによる加熱・冷却過程の計算	112
第2編	実物大構造模型による溶接施工法の確立に関する研究	115
第1章	溶接工作 simulation 用模型の構造とその溶接工作基準の策定	117
第1節	緒 言	117

第2節 構造模型	117
2.1 具備すべき条件	117
2.2 模型の構造	118
第3節 溶接工作法	119
3.1 材 料	119
3.2 施工環境と溶接棒および作業管理	119
3.3 施 工 条 件	122
第4節 結 言	126
第2章 溶接品質管理システムの設定	127
第1節 緒 言	127
第2節 H W 63鋼の溶接品質管理の要件	127
2.1 品質管理システムの運営上の要件	127
2.2 施工管理上の要件	128
第3節 溶接品質管理システムの設定	130
3.1 溶接指示記録カードシステム	130
3.2 溶接品質管理へのコンピュータの導入	133
第4節 結 言	138
第3章 構造模型の製作と解体試験	140
第1節 緒 言	140
第2節 使用材料	140
2.1 鋼 材	140
2.2 溶 接 棒	141
第3節 組 立 法	144
3.1 組立順序	144
3.2 仮付溶接	144
第4節 溶接施工法	145
4.1 予熱施工法	145
4.2 溶 接 条 件	147
第5節 品 質 管 理	152
5.1 溶接作業指示記録カードシステム	152

5.2	溶接外觀寸法検査	153
5.3	非破壊検査	153
第6節	解体試験	157
6.1	試験項目	157
6.2	試験結果	158
第7節	結 言	160
総 括		163
謝 辞		166
参 考 文 献		167

緒 論

近年、船舶、圧力容器、橋梁などの鋼構造物は大型化と高性能化への要求が強まり、これに対して各種の構造用高張力鋼の実用化が図られ、さらにより強度の大なる鋼材とその溶接技術の開発研究が各所で積極的に実施されている^{1~8)}。

このような使用鋼材の高強度化はその工作技術面とくに溶接技術の水準の向上を必要とするものであり、これがともなわない場合大きな事故を誘起する恐れが多いといえる。事実、各種高張力鋼の実用化当初においてその構造物の建造時に溶接割れ事故を生じた例が多い^{9~11)}。1例として靱性の高い船舶用高張力鋼を用いた実船の溶接割れ事故に関する調査報告によると生じた割れは建造時の溶接工事における初層あるいは多層溶接の拘束割れが大部分であったことが明らかにされており、割れの原因は溶接割れ防止という点から見て、用いた溶接施工条件が不適切であり、かつ設定溶接施工条件が確実に実際の施工において具現化されることを保証する品質管理体制が十分に確立されていなかったことにあると考えられる。

高張力鋼の溶接割れの研究についてはこれまで各所で熱心におこなわれ、冶金的あるいは力学的立場からそれぞれ発生条件あるいは機構が解明されつつあり^{12~14)}、かつ多くの試験法が開発されている。しかし従来の研究の一般的傾向として割れの成因の探索を主目的として実施されることが多く、このため施工条件の設定に必要な情報を必ずしも十分に得られない。

いっぽう最近定荷重引張拘束割れ試験法(TRC試験)¹⁵⁾ならびに定変位引張拘束割れ試験法(RRC試験)^{16~18)}などの開発により割れ現象をより定量的に把握することが可能になった。これとともに初層溶接の拘束応力の発生過程と割れとの関係が究明され、鋼材、拘束度、予熱温度といったパラメータでもって溶接割れ防止の施工条件の設定を可能としようとする努力がおこなわれている^{19~21)}。しかしながらこれらの研究は一般構造用高張力鋼を対象にしたものであり、本研究において対象とする高靱性高張力鋼にそのまま適用するには問題があり、また実験的研究結果を実際の構造物に適用するのに重要な溶接割れの寸法効果についてはまだ未知のことが多く、この分野での研究が必要である。

さらに多層溶接については拘束応力の発生過程あるいはそれと割れとの関係などの基本的事象についての研究はきわめて少なく、ほとんど解明されていないといえる。また溶接割れに関する実験室的研究成果を実際構造物に具体化する方法について十分に検討がおこなわれておらず模型実験などにより有効性を確認することはまれであり、最終的には経験的な判断にゆだねられることが多いようである。このような研究方法は実際構造物の溶接割れ防止という観点からみた場合万全とは言い難く、新たな立場から検討することが必要であろう。

以上の観点から本論文は高張力鋼を用いた構造物の溶接割れ防止を主眼に置いてその溶接施工法を確立することを目的とし、主として高靱性高張力鋼HW63を用いてその初層および多層溶接の割れ挙動について実験解析をおこない、これをもとに設定した溶接施工条件と品質管理体制を構造模型の製

作において試行し確証した結果について記述したものである。

まず本論文の第1編において、高靱性高張力鋼の突合せ継手の多層溶接の割れ挙動とその防止策について検討する。

第1章では、本研究の対象となる高靱性高張力鋼H W63に求められる使用性能と工作性能を示す。また従来の高張力鋼の溶接工作法に関する研究方法上の問題点を明らかにし、対象構造物に適した溶接工作法の研究手法について検討する。

第2章では高靱性高張力鋼H W63について各種工業的割れ試験を実施し、これらの結果から本鋼材に生ずると考えられる割れの種類と発生条件を明らかにし、あわせて施工環境としての大気中湿度と溶接割れとの関係についても言及する。

第3章においては、初層溶接の割れ発生条件を明らかにするため拘束割れ試験をおこない、拘束応力状態の異なった突合せ継手の初層溶接に生ずる割れに対する予熱温度の影響について述べる。

第4章では、多層溶接の拘束応力の発生過程をパス数、予熱温度と入熱との関係において検討し、多層溶接の割れ発生条件について記す。

つづいて第5章では、試験片寸法の溶接割れに対する影響を研究することを目的として、2000 T容量の引張拘束割れ試験機を開発し、これを用いて溶接割れ試験の結果を冷却時間、残留応力の実験結果により検討を加え、試験片寸法の影響について論ずる。

第6章では、第3章、第4章および第5章の検討結果から初層および多層溶接の割れ防止に有効な施工条件を明らかにし、加えてこの施工条件の第1章で述べた多層溶接の横割れあるいはすみ肉溶接の各種割れに対する効果性についても検討して、高靱性高張力鋼H W63鋼の割れ防止策を提示する。

つぎに第2編においては、第1編において論じた溶接割れ防止策を実際の構造物に適用する上の問題点を検討する。これらの問題点を解決する上での実物大構造模型の製作の意義と必要性を明らかにし、さらに模型の製作により溶接割れ防止策の有効性を確認して最終的に溶接施工法を確立する。

そこで第1章では第1編で求められた溶接割れ防止条件を実際の構造物に適用し得るか否かを明らかにすることを目的として作製する実物大構造模型の具備すべき条件とその溶接工作条件の設定について述べる。

第2章では設定した溶接工作条件を実際の構造物に確実に具現化するための品質管理システムとここでのコンピュータの導入について記述する。

最後に第3章において構造模型の組立、溶接法、溶接部の非破壊検査および施工後の解体試験について述べ、高靱性高張力鋼H W63の溶接工作法の確立に関して論述する。

第 1 編

高靱性高張力鋼の工作性に関する研究

第1章 溶接工作法の確立に関する研究方法の検討

第1節 緒 言

構造物の溶接工作において、その溶接継手に要求される品質・性能を満足する溶接工作法を採用することが肝要である。溶接継手の品質・性能に対して溶接割れは重大な影響を与えるため、溶接工作法の設定にあたっては、この溶接割れを防止しうることを第一義的条件とすべきであり、なかでも割れ感受性の大きな高張力鋼を対象とする場合にはこの点に関して十分に留意されなければならない。

実際の構造物の溶接割れは材料・構造・施工環境・施工条件などの諸工作条件が複雑にからみあって生ずることが多く、溶接工作法を設定するにはまずこれらの工作条件と溶接割れとの関係をあらかじめ検討・研究しておくことが必要である^{22, 23)}。いっぽう従来の溶接割れの研究においてその大部分は割れの発生原因あるいは機構についておこなわれ、これらの研究により割れに関して多くの有益なことを知ることができるようになった。しかしそこでとられる研究方法と工作法の確立を目的としてとられる研究方法とはおのずと異なるものであり、この意味で高張力鋼の工作法の研究を実施するにあたっては、工作者側として新たな立場から研究方法を検討することが求められる。事実、これまで使用鋼材の高強度化にともなって構造物に不可避免的に生じてきた割れの初期事故は、その工作法の設定のもととなった研究内容の問題に加えて、研究方法上の問題にも間接的には起因していることが考えられる。

そこで、本章では高靱性高張力鋼を用いた構造物の溶接割れ防止を主眼とした溶接工作法の研究手法について検討をおこなう。

第2節 供試鋼材および溶接材料の性能

2・1 供試鋼材の性能

本研究において使用した高靱性高張力鋼はTable 1.1に示すごとく3チャージ製造された。これらの基本成分系は低CのNi-Cr-Mo系であり、調質処理がおこなわれている。この成分上の特徴としては、靱性を確保するためにNi量を2.5%以上含み、また靱性および耐割れ性の上から好ましくないPおよびSについてはその合計成分量(P+S)を0.030以下に抑えた不純物の少ない鋼材である。

供試鋼の機械的性質を同じくTable 1.1に示す。供試鋼の耐力は $66\text{kg/mm}^2 \sim 68\text{kg/mm}^2$ の範囲にあり、靱性については -70°C で $18\text{kg-m} \sim 25\text{kg-m}$ である。これらの値はいずれも本研究の第2編で取上げる実際構造物の耐圧容器に要求される性能(Table 1.3参照)を満足するものである^{24~26)}。

2・2 溶接材料の性能

溶接材料としては、被覆アーク溶接棒(2種)が試作された。これらの溶接金属の化学成分および機械的性質をTable 1.2に示す。化学成分の基本系はNi-Cr-Mnである。

Table1.1 Chemical composition and mechanical properties
of steels used

Steel		Chemical composition (%)								* Ceq. (%)
Identification	Thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	
HW63(A)	31	0.07	0.19	0.60	0.013	0.012	2.57	0.41	0.54	0.46
	38	0.08	0.19	0.61	0.011	0.008	2.55	0.71	0.43	0.50
HW63(B)	38	0.12	0.31	0.52	0.008	0.008	3.51	0.52	0.30	0.49
HW63(C)	38	0.15	0.26	0.35	0.011	0.007	2.51	1.18	0.40	0.62

$$* \text{ Ceq. (\%)} = \text{C} + \frac{1}{24} \text{Si} + \frac{1}{6} \text{Mn} + \frac{1}{40} \text{Ni} + \frac{1}{5} \text{Cr} + \frac{1}{4} \text{Mo} + \frac{1}{14} \text{V}$$

Steel		Tensile test (JIS No. 4)			Charpy test	Grain size of austenite
Identification	Thickness (mm)	0.2 % proof stress (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elong. (%)	vE-70 (kg-m)	
HW63(A)	31	68.5	73.3	24.9	18.4	6.5
	38	67.6	74.4	25.1	23.2	8.2
HW63(B)	38	67.2	75.6	28.2	21.6	6.5
HW63(C)	38	66.4	77.0	27.4	>25.0	—

Table1.2 Chemical composition and mechanical properties
of welding material used

Welding material		Chemical composition (%)							
Identification	Dia. of wire (mm ϕ)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
E63(A)	4	0.05	0.40	0.96	0.013	0.012	2.69	0.80	0.32
E63(B)	4	0.034	0.42	1.16	0.009	0.006	3.42	0.21	0.51

Welding material		Tensile test (JIS A-No.1)			Charpy test	Remark
Identification	Dia. of wire (mm ϕ)	0.2% proof stress (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elong. (%)	vE-50 (kg-m)	
E63(A)	4	70.2	78.2	25.2	8.8	Shielded metal arc welding
E63(B)	4	70.1	79.3	24	8.9	

各溶接金属の引張強さは63kg/mm²以上であり、また衝撃値は-50℃において8 kg-m 以上を有しており、前述の Table 1.3に示す要求性能を満足している。

Item	Content
Mechanical properties	Proof stress ; over 63 kg/mm ² (inclusive) Elongation ; over 20 % (inclusive, G.L.=50mm)
Toughness	Nil ductility transition temp. ; below -85℃ (inclusive) V-notched charpy absorbed energy ; over 10 kg-m (inclusive) at -70℃, (base metal) over 2.8 kg-m (inclusive) at -50℃, (weld metal)

Table1.3
Requirements for pressure
hull steel

第3節 溶接工作法の研究手法の検討とその策定

3・1 研究方針の策定

本研究は溶接割れの防止が可能な工作法を確立することを目的としており、この意味で “Know-How” を知ることが一つの主眼であるといえる。いっぽう、従来の溶接割れの研究においてはその多くは溶接割れの成因あるいは機構の解明を目的としたものであり、探索的研究あるいは “Know-Why” を求める研究といえよう。しかし溶接工作法の研究が “Know-How” を最終目的とするとしても、探索的研究の成果により裏づけされることが必要である。

従来溶接工作法の研究では、探索的研究からの “Know-Why” を実際の工作に必要な “Know-How” に進める過程での研究の重要性に認識を欠き、この過程で経験にゆだねられ、研究成果が実際には活用されないか、あるいは誤って用いられることが少なくない。このような溶接工作法の研究は使用鋼材の強度化が進展することにともない、その溶接割れは、経験的延長線上での技術改善では防止できなくなり、大きな誤りをおかすことになる。

したがって溶接工作法の研究においては、探索的研究をいかに展開し、組織化するかという研究方法の検討がきわめて重要である。

以上の観点から本研究は Fig. 1.1に示すように溶接工作性の研究、溶接品質管理システムの策定および構造模型による工作法の研究より構成され、その中で基本となる溶接工作性の研究では構造物の溶接施工に対応して、初層溶接ならびに多層溶接の割れ発生条件を実際の溶接施工において管理対象となる工作上の諸条件との関係で明らかにし、これらの諸条件により割れ防止の工作法を提示することを基本原則とする。

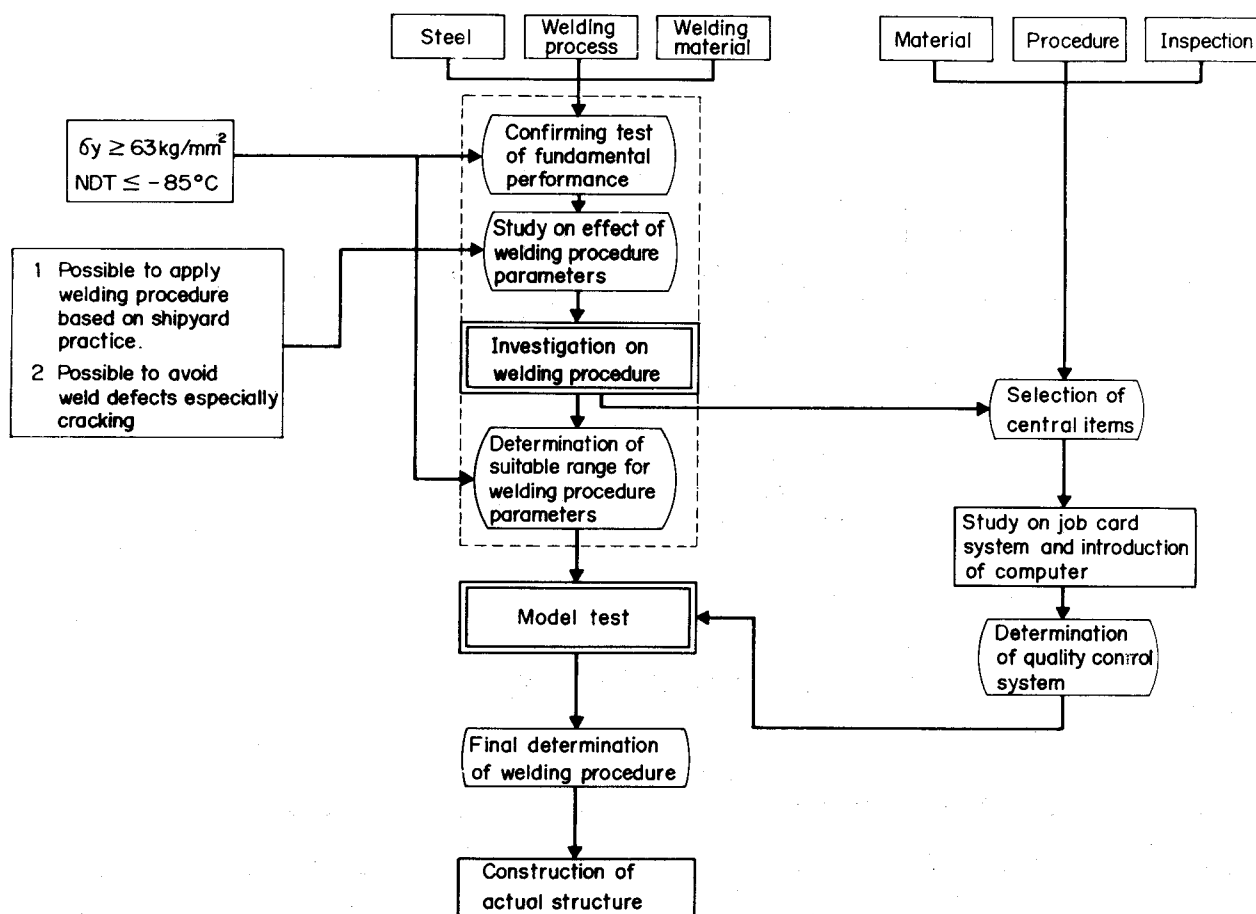


Fig.1.1 Research system used for development of welding procedure for new notch tough-high strength steel

3・2 溶接割れの種類と溶接工作法の研究手法

溶接施工時に生ずる割れはその発生時期により、熱間割れと冷間割れとに大別される。

熱間割れは鋼材、溶接材料などの化学組織に影響される要素が大きく、本研究において供試した鋼材および溶接材料は耐熱間割れ性については製鋼技術面で十分に検討され、PおよびSの合計量を0.03%以下におさえられている。供試鋼およびその溶接部の熱間割れ感受性試験結果は、Fig. 1.2に示すごとくであり、HY-80鋼より良好な耐割れ性を有していることが確められている。

また米国における同系統の鋼材を用いた構造物の溶接割れ事故の調査では、實際上問題となったのは熱間割れではなく、冷間割れであると報告されている。さらに実際の鋼構造物の工作時に生ずる溶接割れは、引張強さが 100 kg/mm^2 以下の高張力鋼の場合、大部分が冷間割れと区分されるものである。

したがって、冷間割れに関する研究は、各所で熱心におこなわれ、その発生原因あるいは機構について多くの事実が明らかにされるようになった。とくに最近の多くの研究により^{19~21, 27~29)}、冷間割れにおいては金属組織、水素および応力が主要な因子として働くことが知られるようになった。

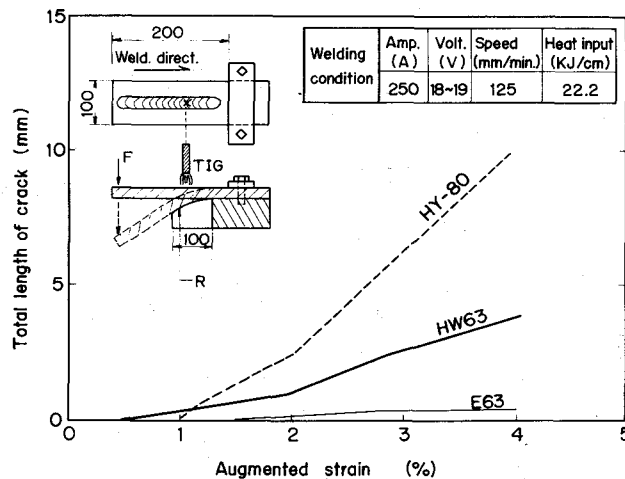


Fig.1.2 Hot cracking susceptibility of HW63 steel and other high strength steel evaluated by vareststraint test

溶接冷間割れは発生個所、成因、形状などにより多種に分類されるが、Table 1.4に実際の構造物の施工時に生ずる割れの代表例をその発生個所によって区分して示す。

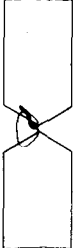
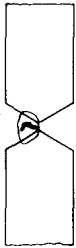
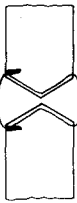
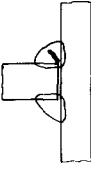
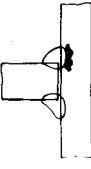
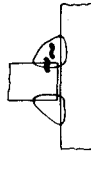
実際構造物を建造する施工者側からみた場合、金属組織、水素、応力などは直接管理する対象とはならず、材料、施工環境、構造、施工条件あるいは溶接仕上げ法などの工作上の諸条件を何らかの手段により管理し、間接的には影響因子を溶接割れの生じない範囲におさえることが必要となる。

これらの相互の関係をFig.1.3 に示すが、影響因子と工作条件の各項目との依存関係は直線で印すごとく（一般に依存関係が強いと認められるものについて示した）非常に多岐な関連がある。

最近、工作条件の影響を整理し、溶接割れ発生の条件を明らかにする研究が急速に進み、 C_{eq} 、拘束度、 P_{CM} ^{19,20)} などが提案され、これにより溶接割れ防止に効果的な工作条件を合理的に設定するのに有力な手がかりが与えられるようになった。しかしこれらの方法は工作上の条件を網羅しているのではなく、とくに初層溶接における溶接割れの実験を根拠としているためにそのみに頼って工作条件を設定することは妥当でないと言える。したがって新たな高張力鋼を構造物に採用するにあたってその溶接工作法の研究を実施する場合は、実際の構造物の主要継手についてそこで用いられる溶接作業の手順にそって、材料、施工環境、構造、施工条件などの溶接割れに及ぼす影響を実験、解析により明らかにしながら適正な工作条件を求め、溶接割れ防止の溶接工作法を設定するのが妥当であると考えられる。

本研究の第1編では、対象構造物の耐圧殻の主要継手はFig.1.4 に示すごとく突合せ継手であり、実際の溶接は多層溶接でおこなわれることを考え、初層溶接および多層溶接割れ挙動の研究を中心として溶接工作条件の設定を試みる。Table 1.5 に研究項目とそこで検討する溶接工作条件との関係を示すが、予備試験においては一般的なY開先割れ試験、CTS割れ試験、窓型割れ試験、十字すみ肉割れ試験などの各種試験法を用いて、供試鋼の割れ性状とさらに材料および施工環境の工作条件の影

Table 1.4 Kind of cracking induced in weld joint of high strength steel

Kind of joint	Location of crack		Name of crack	Appearance of crack	Influential factors of procedure	Usual testing method
Butt joint	First pass weld	HAZ	Root crack		Preheating, inter pass temperature, restraint	γ slit type test
		W M	Root crack		Same as above	Lehigh type test
	Inter pass weld	HAZ W M	Inter-pass crack		Appearance of bead undercut at toe	
	Inter pass or Final pass weld	HAZ W M	Transverse crack		Inter pass temperature, restraint	window type test
	Final pass weld	Bond HAZ	Toe crack		Undercut at toe deposit sequence	
Fillet joint	First pass weld	W M	Root crack		Preheating and restraint	CTS test
	First pass or Inter pass weld	HAZ	Under-bead crack		Preheating	
	Inter pass weld	W M HAZ	Inter pass crack		Appearance of bead	Cruciform test
	Final pass weld	Bond HAZ	Toe crack		Undercut at toe deposit sequence	Cruciform test

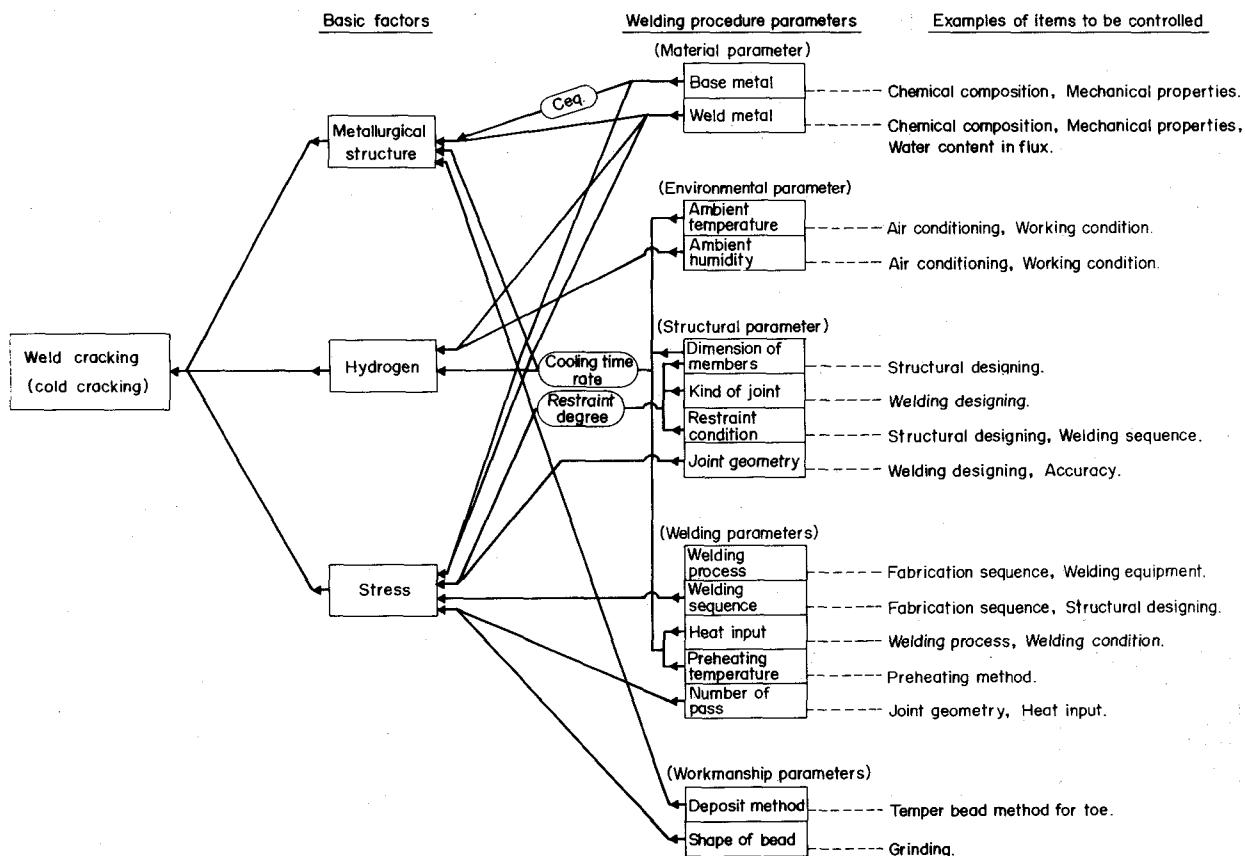


Fig.1.3 Relation of basic factors and welding parameters to weld cracking

響を明らかにする。つぎに初層溶接、多層溶接、寸法効果あるいは溶接ビード仕上げ効果などの研究においては引張拘束割れ試験あるいはH型拘束割れ試験法を用い、同表に示すごとく構造および施工条件の割れに及ぼす影響を明らかにし、これらの研究成果をもとにして溶接割れ防止の溶接工作条件を設定する。

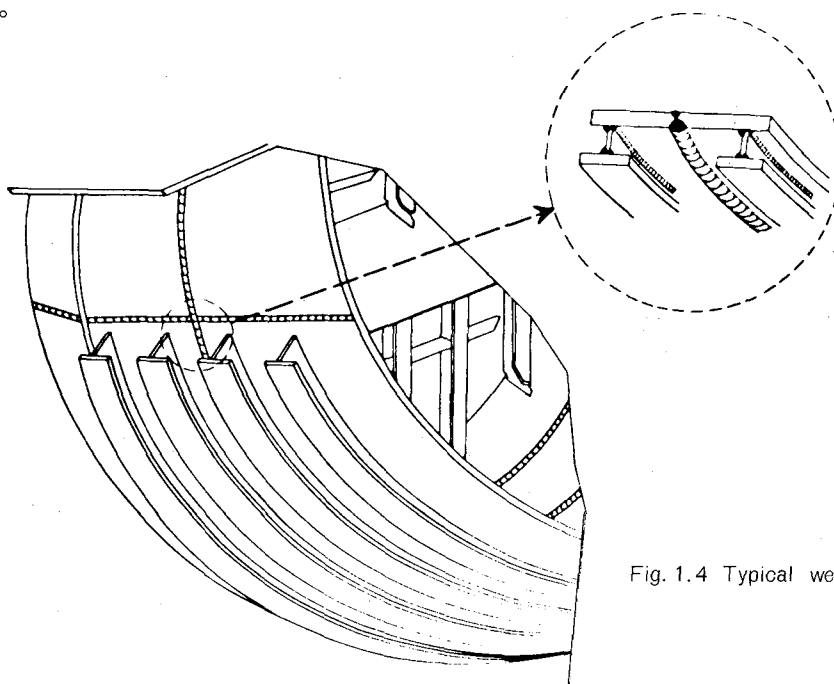


Fig. 1.4 Typical weld joints in submergence ship

Table 1.5 Research theme and welding procedure parameters

Welding procedure parameter Research theme	Material		Environments		Structure				Procedure					Workmanship of inter and final pass	
	Steel	Welding material	Ambient temp.	Ambient humidity	Size and shape	Kind of joint	Restraint degree	Groove geometry	Weld process	Welding sequence	Heat input	Preheating temp.	Number of pass	Grinding	Bead technique
Preliminary research	○	○	○	○	—	○	—	—	○	—	—	○	—	—	—
Root pass weld cracking	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	○	○	—	—	—
Multi-pass weld cracking	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	○	○	○	—	—
Specimen size effect on cracking	—	—	—	—	○	—	○	—	—	—	—	○	—	—	—
Effect of interpass grinding and temper bead on cracking	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—	—	—	○	○
Determination of suitable welding procedure parameter	○	○	○	○	○	○	○	△	○	△	○	○	○	○	○

Remarks ○: the item to be studied

△: the item to be studied in model test

第4節 結 言

(1) これまでの溶接割れの研究の大部分はその発生機構および成因を究明することに主眼がおかれてきたといえるが、このような探索的研究から溶接施工条件の設定にいたるまでの研究の重要性に認識が十分でなく、このことが従来の割れ事故の1つの背景として存在していたと考えられる。したがって溶接工作法の実施するにあたっては、新たに割れ防止策の確立を目的とした研究方法上の検討がまず必要である。

(2) 供試HW63鋼3種および溶接棒E63の2種の溶接金属の機械的性質は耐圧容器の基本要求使用性能を十分に満足する。

また成分的には各供試鋼および溶接棒の溶接金属は低CのNi-Cr-Mo系であり、とくにPおよびSの合計量を0.03%以下に抑えた不純物の少ない鋼材である。

(3) 溶接施工の立場からは直接管理対象となる施工環境、構造、溶接条件などの工作条件との関係において割れ現象を明確にし、割れ防止条件が提示されることが必要である。そこで本研究の第一編ではまず従来の工業的割れ試験法を用いてHW63鋼の割れ性状について予備的検討を加え、つぎに実際の継手の施工順序に対応して引張り拘束割れ試験法を用いて、初層、多層および最終層における工作条件と割れとの関係を明らかにする。さらに実験室的研究結果を構造物に適用する上に重要な寸法効果について検討を加え、最終的に割れ防止の基本工作条件を提示する。

第2章 溶接割れ性状に関する予備的検討

第1節 緒 言

実際の構造物の溶接施工において、各種の溶接割れが発生してきたことが報告され、それぞれの割れの種類に対応して y 開先拘束割れ試験法³⁰⁾、リーハイ型拘束割れ試験法³¹⁾、CTS 割れ試験法³²⁾、窓型拘束割れ試験法^{7,33)}などの多種の溶接割れ試験法が提案され用いられてきた³⁴⁾。これらの試験法の大部分は主として経験にもとづき考案されたものであり、特定の割れ現象を再現するには有効である。またそこで得られた試験結果は、在来の高張力鋼では実際の溶接施工を設定するのに多く用いられてきており、その有効性が経験的に確認されている。

本研究で取扱う高靱性高張力鋼 HW63 の溶接施工については、対象構造物の要求性能あるいは溶接部の組成からいって予想される溶接割れ発生現象を在来の高張力鋼の延長線上のみにとらえて、工作条件を設定することは妥当でない。しかしこの HW63 鋼の溶接施工の研究にあたってまずこの鋼材について従来から広く用いられてきたこれらの工業的割れ試験法を用いてその溶接割れの性状を知ることとは、今後さらに詳細な研究を進めていく上に必要なことである。

いっぽうこれらの工業的な試験法はふつう拘束条件が一定であり、溶接割れの材料的要因を探るのに適している。この意味において鋼材および溶接金属の組成あるいは施工環境としての大気湿度の割れへの影響などを知るのに有用である。従来溶接割れの研究において金属組成および水素等の影響については多くの事実が解明されてきたが、施工者側にとって重要な大気中湿度と水素量との関係についてはまだ十分なる資料が得られていない。しかし強度の大なる鋼材の溶接においては大気中の湿度が溶接割れに影響することが予想され、この要素も今後の試験条件および工作条件を設定するにあたっては考慮に入れる必要があると考えられる。

以上の観点から本章では、高靱性高張力鋼 HW63 に関して、突合せ継手の初層溶接として y 開先拘束割れ試験、多層溶接として窓型拘束割れ試験を、すみ肉継手の初層溶接として CTS 割れ試験、多層溶接として十字すみ肉割れ試験をおこない、その溶接割れ性状を検討する。

さらに HW63 の 3 種の供試鋼について割れ感受性を比較するとともに、大気湿度と溶接棒中の水分量の溶接割れへの影響を明らかにする。

第2節 供試鋼材および溶接材料

本試験に用いた供試鋼材は Table 2.1 に示すごとく、HW63(A)、HW63(B)、HW63(C)の 3 種である。3 鋼種の化学成分上の特徴は C 量において HW63(A)が 0.07~0.08、HW63(B)が 0.12、HW63(C)が 0.15 であり順に高くなり、また Ni 量では HW63(B)が 3.51%でありもっとも高い値を示す。3 鋼種の機械的性質はいずれも耐力で $66\text{kg}/\text{mm}^2 \sim 68\text{kg}/\text{mm}^2$ であり、 $vE-70$ は $18\text{kg}\cdot\text{m} \sim 23\text{kg}\cdot\text{m}$ である。

溶接棒はE63(A)とE63(B)の2種を用いた。Table 2・2に示すように全溶接金属の化学成分ではいずれもNi-Cr-Mo系であるが、E63(A)がCr量が高く、E63(B)がNi量において高い値を示した。機械的性質は両溶接棒とも耐力において約70kg/mm²、vE-50が約9kg-mである。

Table 2.1 Chemical composition and mechanical properties of steels used

Steel		Chemical composition (%)								* Ceq. (%)
Identification	Thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	
HW63 (A)	38	0.08	0.19	0.61	0.011	0.008	2.55	0.71	0.43	0.50
HW63 (B)	38	0.12	0.31	0.52	0.008	0.008	3.51	0.52	0.30	0.49
HW63 (C)	38	0.15	0.26	0.35	0.011	0.007	2.51	1.18	0.40	0.62

* Ceq. (%) = C + $\frac{1}{24}$ Si + $\frac{1}{6}$ Mn + $\frac{1}{40}$ Ni + $\frac{1}{5}$ Cr + $\frac{1}{4}$ Mo + $\frac{1}{14}$ V

Steel		Tensile test (JIS No. 4)			Charpy test	Grain size of austenite
Identification	Thickness (mm)	0.2 % proof stress (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elong. (%)	vE-70 (kg-m)	
HW63 (A)	38	67.6	74.4	25.1	23.2	8.2
HW63 (B)	38	67.2	75.6	28.2	21.6	6.5
HW63 (C)	38	66.4	77.0	27.4	>25.0	—

第3節 実験方法

3・1 実験条件

溶接割れ試験法としてもっとも広く用いられている y 開先拘束割れ試験法を本章においても主として用いた。これに加えて突合せ継手の多層盛り溶接の割れ挙動を知るため窓型拘束割れ試験を、すみ肉継手の割れ挙動を調べるためCTS割れ試験と十字すみ肉割れ試験を用いた。各試験法の実験条件をTable 2.3に示す。

3・2 実験方法

(1) y 開先拘束割れ試験法

試験片形状をFig. 2.2に示す。試験溶接はすべてFig. 2.1に示す空調室においておこなった。なお空調室は容積45m³で温度0℃～50℃、絶対湿度で10mmHg～40mmHgまで調整可能である。

予熱温度の溶接割れへの影響を調べる試験はすべて室温20℃、相対湿度70%（絶対水蒸気圧13.0mmHg）の雰囲気において溶接をおこなった。

また大気水蒸気圧の溶接割れの影響を調べる試験は予熱温度を100℃とし、絶対水蒸気圧を10mmHg～40mmHgの間に变えて割れ試験をおこなった。試験溶接はいずれも170Amp.、150mm/min(17,000Joule/cm)の標準条件を用いた。

Table 2.2 Chemical composition and mechanical properties
of welding material used

Welding material		Chemical composition (%)							
Identification	Dia. of wire (mm ϕ)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
E 63 (A)	4	0.05	0.40	0.96	0.013	0.012	2.69	0.80	0.32
E 63 (B)	4	0.034	0.42	1.16	0.009	0.006	3.42	0.21	0.51

Welding material		Tensile test (JIS A-No.1)			Charpy test	Remarks
Identification	Dia. of wire (mm ϕ)	0.2% proof stress (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elong. (%)	vE-50 (kg-m)	
E 63 (A)	4	70.2	78.2	25.2	8.8	Shielded metal arc welding
E 63 (B)	4	70.1	79.3	24	8.9	

Table 2.3 Testing conditions

Type of weld	Cracking testing method	Steel			Electrode		Preheating temperature (°C)						Water in flux of electrode	Ambient absolute humidity	Remarks
		HW 63(A)	HW 63(B)	HW 63(C)	E63 (A)	E63 (B)	R.T.	50	75	100	125	150			
Butt weld	Y slit type testing	○	○	○	○	○	—	○	○	○	○	○	Constant (below 0.18%)	Constant (13mmHg)	Comparison of steels used
		○	—	—	○	—	—	—	—	○	—	—	Constant (below 0.18%)	(10~38mmHg)	Effect of ambient humidity
	Window type testing	○	○	—	○	—	○	○	○	○	—	—	Constant (below 0.18%)	Constant (ab.15mmHg)	Comparison of steels and electrodes used
		○	—	—	○	○	○	○	○	○	—	—	0.18~0.52%	Constant (ab.15mmHg)	Effect of water content in flux
Fillet weld	CTS testing	○	—	—	○	—	○	○	○	—	—	—	Constant (below 0.18%)	Constant (13mmHg)	
	Cruciform testing	○	○	—	○	—	—	○	○	○	—	—	Constant (below 0.18%)	Constant (13mmHg)	



Fig. 2.1 Welding of test specimen in controlled humidity chamber

これら溶接の完了した試験片は48時間以上放置した後、ビード表面を磁粉探傷検査をおこない、さらに5断面に切断し、それぞれの面をマクロエッチして10倍の拡大鏡により、断面割れを調べた。なお本試験にあわせて溶接棒のフラックス中の水分量および溶接金属中の水素量の測定を行なったが、フラックス中の水分量は1,000℃にフラックスを1時間熱焼せしめて測定する方法（ゲイリイ・ウッディング法）を用い、溶接金属の水素量はJISに規定された拡散性水素試験法により測定した。

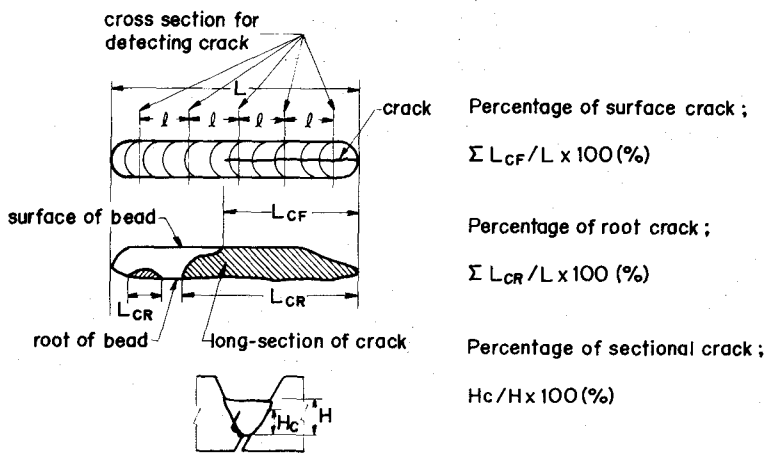
(2) 窓型拘束割れ試験

Fig. 2.3に示すような中央部を切抜いた1,200mm角の拘束板の抜取部に試験片を取付け、横向き姿勢で溶接をおこなった。溶接棒は400℃、1時間再乾燥後1時間以内大気中に放置したもの、大気温度20℃、湿度80%（絶対水蒸気圧19.0mmHg）において8時間、24時間、72時間放置して吸湿せしめたものなど4条件として、それぞれの条件に吸湿せしめた溶接棒を用いて予熱温度を室温から100℃にかえて溶接をおこなった。

溶接割れの検出は表裏溶接完了後48時間以上経過したのち、溶接線全長にわたりX線検査をおこない、さらに試験板の溶接部をFig. 2.4のごとく切り出し、これらを表裏より5mmずつ表面を切削して研磨し、磁粉探傷検査によって割れの有無を調べた。

(3) CTS割れ試験

試験片形状はFig. 2.5に示すごとくであり、bithermalとtrithermalの2つの試験ビードを入熱14,000Joule/cmでもって溶接した。溶接完了後48時間以上放置した後、ビード表面を磁粉探傷で検査し、さらにビードを4断面に切断してそのマクロエッチ面を10倍の拡大鏡により調べた。



Technical drawing of a rectangular structure, likely a component of a machine. The main view shows a rectangle with overall dimensions of 1,200 (width) by 1,200 (height). A central rectangular feature has a width of 470 and a height of 315. A dimension of 12 is indicated for a small feature on the top edge of this central feature. The structure is supported by two vertical legs. A detail view on the right shows a cross-section of a joint, with dimensions 25, 13, 38, and 50, and angles of 60°.

– 17 –

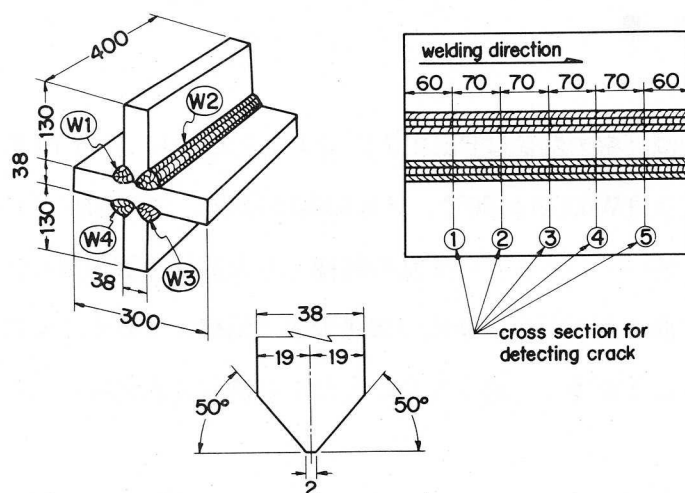


Fig. 2.6 Testing procedure for cruciform tests

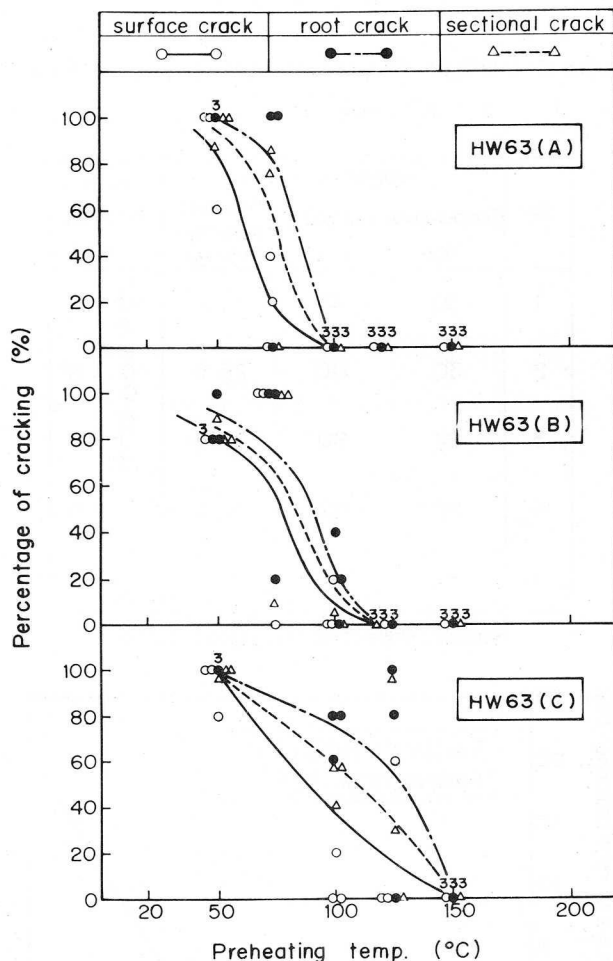


Fig. 2.7 Results of y slit type cracking test

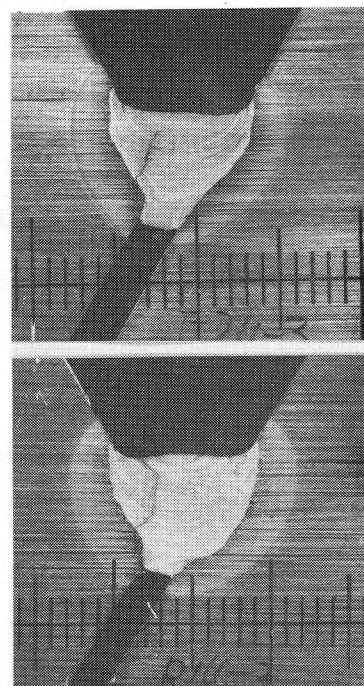


Fig. 2.8 Examples of macro-structure specimen of y slit type cracking test

第4節 実験結果

4・1 y 開先拘束割れ試験

各供試鋼の予熱温度と溶接割れ率の関係はFig.2.7に示すごとくであり、y 開先拘束割れ試験の結果によれば割れ防止予熱温度はHW63(A)は100℃、HW63(B)は125℃、HW63(C)は150℃となり、HW63(A)の割れ感受性がもっとも低いといえる。いずれの鋼種とも大部分の溶接割れはFig.2.8にみられるごとく鋭角側の開先ルート部のボンドから発生し溶接金属に伝播している。また予熱温度が低い場合は割れは表面まで貫通することが多く、高くなるにしたがい割れは表面にいたらず途中で停止する傾向がみられた。

空調室内の絶対水蒸気圧を変えて、100℃の予熱温度をもってy 開先拘束割れ試験をおこなった結果をTable 2.4およびFig. 2.9に示す。これより先に絶対水蒸気圧13.0mmHgの条件下ではy 開先割れ試験は100℃の予熱温度において割れの防止が可能であったが、同じ100℃の予熱温度であっても絶対水蒸気圧が25.0mmHg以上となると溶接割れが生ずることが認められた。

Table 2.4 Effect of ambient humidity on cracking in y slit type cracking test

4・2 窓型拘束割れ試験

窓型拘束割れ試験における溶接割れはFig. 2.10に示すごとく溶接金属および溶接金属と熱影響部にわたる横割れである。この横割れと予熱温度との関係はFig.2.12に示すように予熱温度が室温の場合に割れ発生数が多く、予熱温度を50℃とすると割れ発生数が急激に低減し、75℃の予熱では割れの発生が認められなかった。

つぎに溶接棒のフラックス中の水分量と窓型拘束割れ試験における溶接割れとの関係を調べた。溶接棒E63(A)を400℃で再乾燥後、大気条件（温度20℃、湿度80%）に所定の時間放置し、ゲイリイ法でもってフラックス中の水分量を測定した。測定結果をFig.2.13に示す。

No.	Ambient condition			Root cracking (%)
	Temperature (°C)	Humidity (%)	Absolute humidity (mmHg)	
1	30	95	30.2	10 10 2 } 7
2	30	80	25.5	0 0 0 } 0
3	27	80	21.4	0 0 0 } 0
4	20	60	10.5	0 0 0 } 0
5	35	90	38.0	22 9 18 } 16

Remark ; Preheating temperature : 100℃

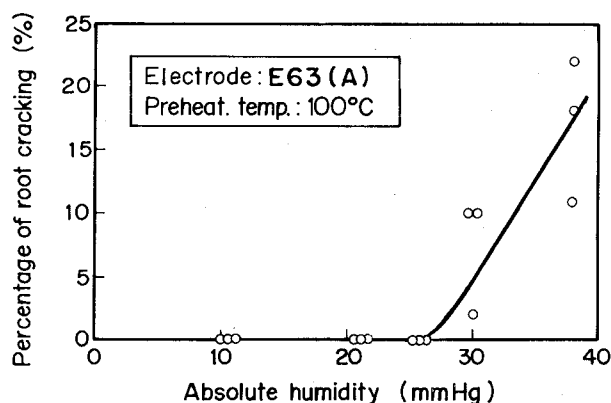


Fig. 2.9 Relation between absolute humidity and cracking percentage

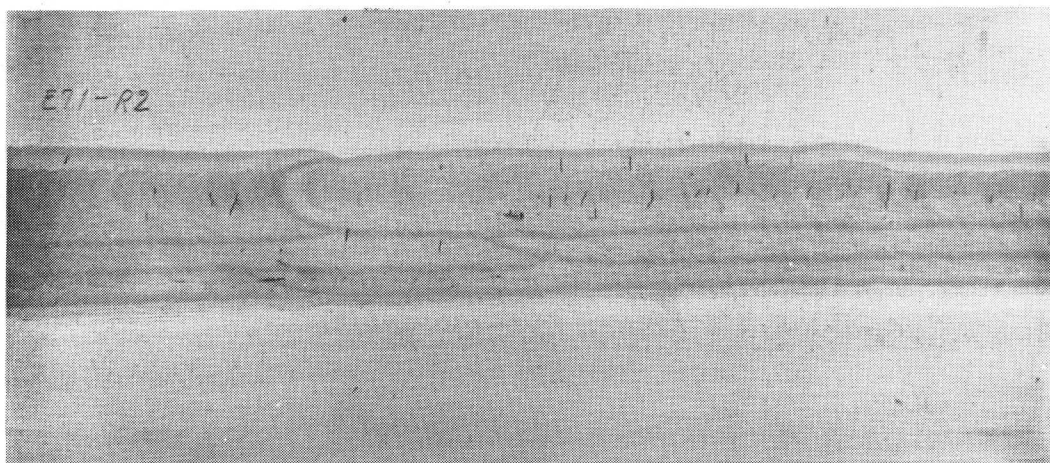


Fig. 2.10 Example of macro-structure of window type restraint cracking specimen reverse side)

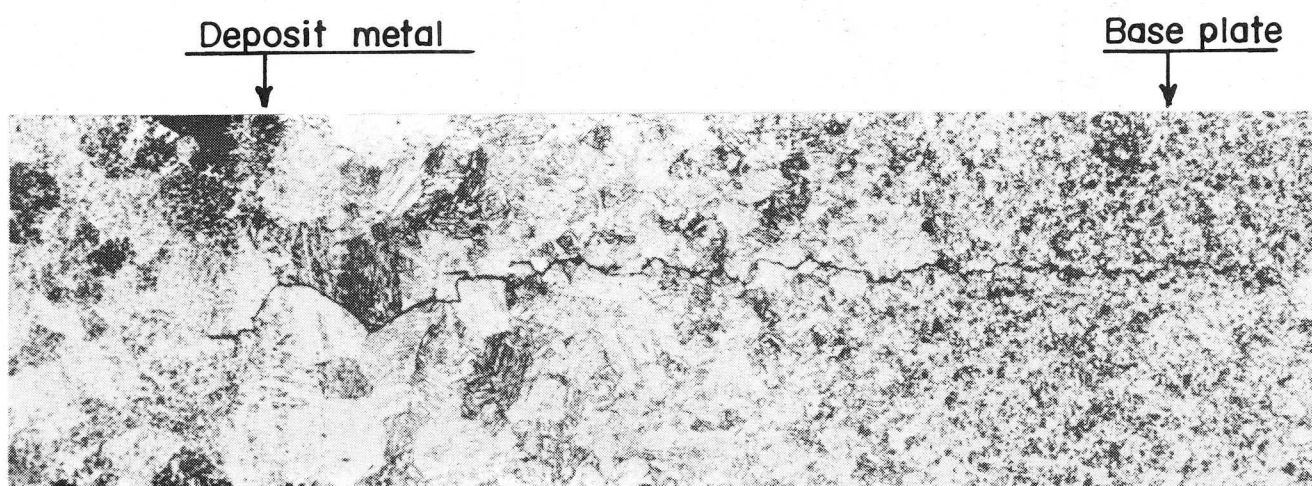


Fig. 2.11 Example of micro-structure of window type restraint cracking specimen (X100)

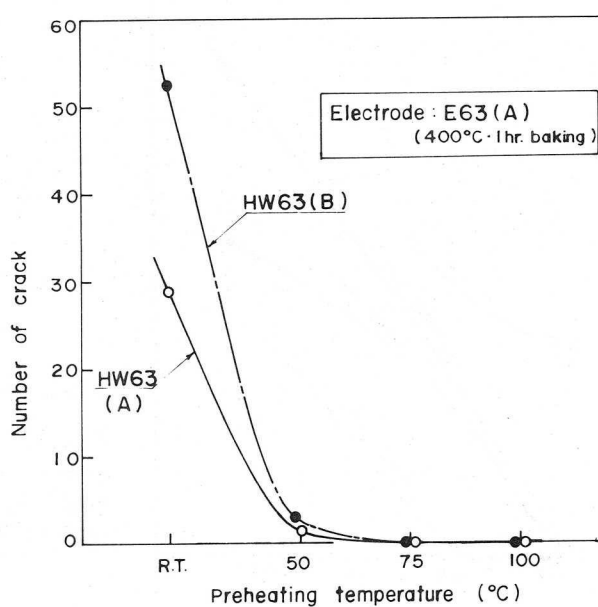


Fig. 2.12 Relation between preheating temperature and number of crack

それぞれの吸湿量の溶接棒を用いて、窓型拘束割れ試験をおこなった結果を溶接棒のフラックス中の水分量と割れ発生数との関係でFig. 2.14に示す。これによれば溶接棒のフラックス中の水分量が増大するにしたがい割れ発生数が増加する傾向がみられ、予熱パス間温度が高いほど同じ吸湿量であっても割れ発生数が低いことが認められる。予熱温度が100℃、溶接棒の吸湿量が0.18%の場合割れ発生が認められない。

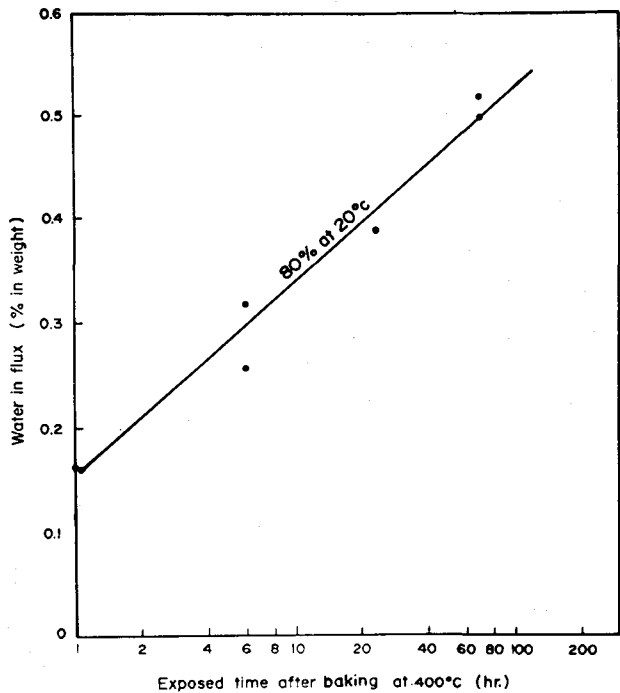


Fig. 2. 13
Relation between exposed
time after electrode baking
and water in flux

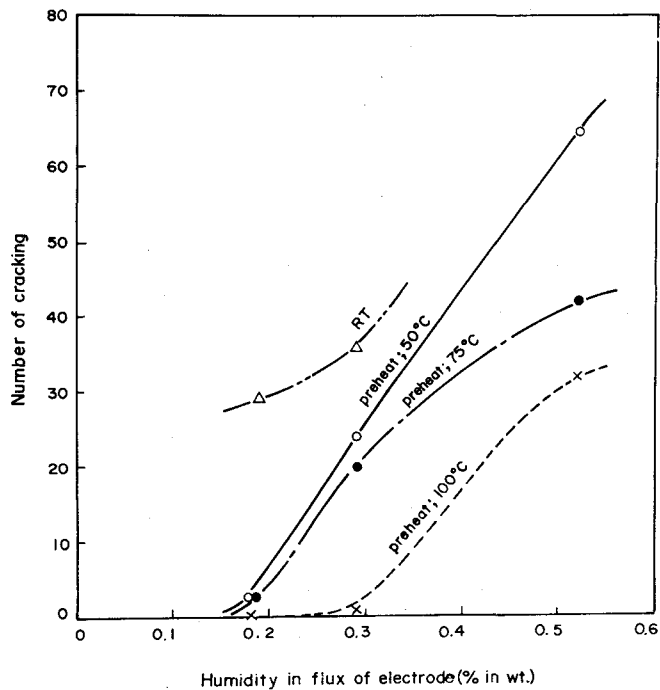


Fig. 2. 14
Relation between humidity
in flux of electrode and
number of crack in window
type cracking tests

4・3 CTS割れ試験

CTS割れ試験では bithermal と trithermal の2つのビードについて割れ率を求めることができるので、それぞれのビードの割れ率を予熱温度との関係において Fig.2.15に示す。予熱温度が室温の場合ルート割れ率は bithermal のビードでは60%、trithermal のビードでは100%を示すが、予熱温度が上昇するほど割れ率は低下し、75℃の予熱温度において両ビードともに溶接割れの発生がみられない。

割れは Fig. 2.16に示すごとく、ルート部に発生し溶接金属に伝播するものが大部分であった。予熱温度の低い場合溶接金属の断面に深く割れが伝播し、表面に達するものもみられた。bithermal と trithermal の割れ率の比較では割れ率は前者の方が低い値を示した。しかし割れ防止の最低予熱温度は両者とも同じであった。

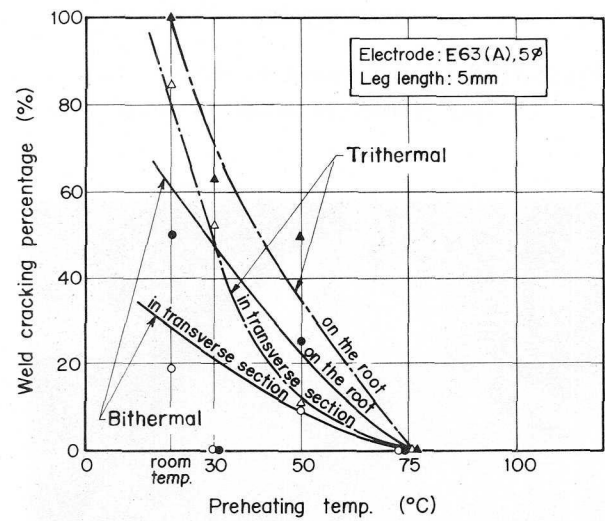


Fig. 2. 15 Effect of preheating temperature on cracking in CTS cracking test

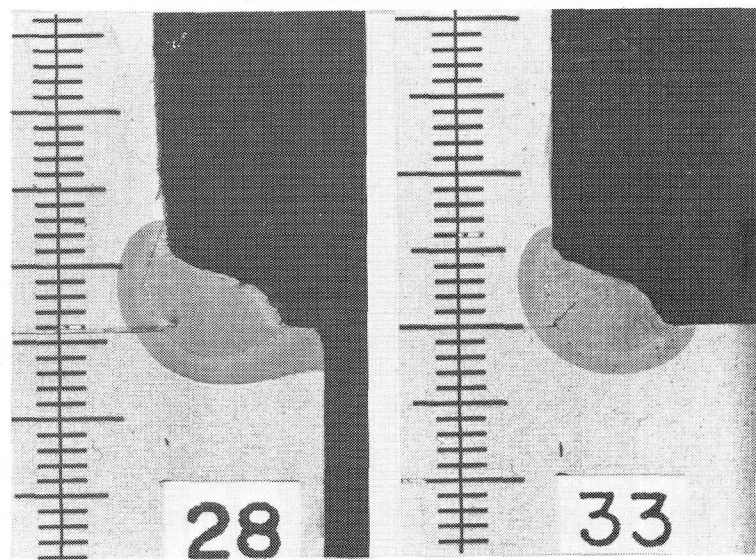


Fig. 2. 16 Example of macro-structure of sectional specimen in CTS cracking test

4・4 十字すみ肉割れ試験

予熱パス間温度が50℃以下の場合、W 1 およびW 4 の溶接部においてルート部から溶接金属および熱影響部にわたる微小な割れがみられた。予熱パス間温度を75℃以上とした場合溶接割れは認められなかった。十字すみ肉割れ試験の結果を割れ率と予熱温度の関係において Fig. 2.17 に示す。またルート部の割れのマクロ写真を Fig. 2.18に示す。

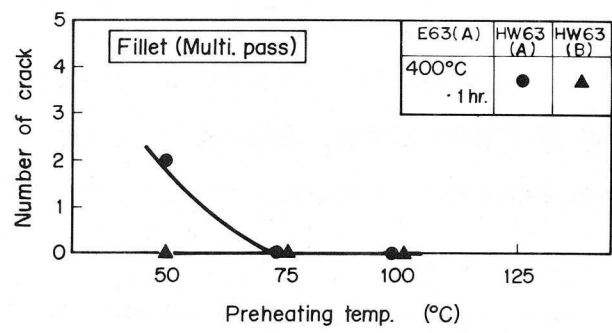


Fig. 2.17 Relation between preheating temperature and number of crack in cruciform test

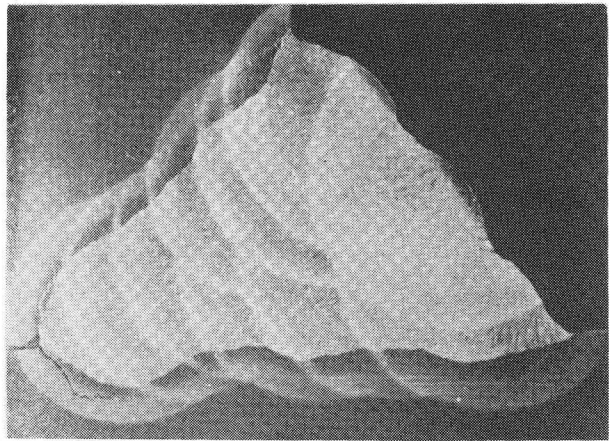


Fig. 2.18 Example of macro-structure in cruciform test

第5節 実験結果の検討

5・1 割れ防止の予熱温度

供試鋼 H W 63(A)、H W 63(B)、および H W 63(C)の中で、割れ感受性のもっとも低い値を示した H W 63(A)について、y 開先拘束割れ試験、窓型拘束割れ試験、C T S 割れ試験および十字すみ肉割れ試験などの結果より求められる割れ防止の予熱温度を Table 2.5にまとめて示す。

このように各試験法において発生する溶接割れは試験法の相違によって割れ発生率は異なるが、いずれの試験法によっても生ずる割れは予熱温度が上昇するにしたがい割れ発生率の低下が認められ、割れ防止の最低予熱温度は75℃～100℃間に求められる。これらのことから供試鋼 H W 63(A)の溶接割れは予熱温度に影響されるところが大きいといえる。

各試験法によって求められた割れ防止の最低予熱温度は、 y 開先拘束割れ試験による場合は 100°C であり、これに対して窓型拘束割れ試験、CTS 割れ試験および十字すみ肉割れ試験はいずれも 75°C であり、 y 開先拘束割れ試験による結果がもっとも高い予熱温度を示している。これら試験法によって異なった結果が得られる原因として、パス数の相違、拘束応力状態の相違、同一予熱温度であっても溶接熱サイクルの異なることなどをあげることができる。

同じ突合せ継手形式の y 開先拘束割れ試験と窓型拘束割れ試験の割れ挙動を比較すると、前者は割れの種類が初層溶接のルート割れであり、後者の窓型拘束割れ試験において認められた割れは多層溶接部の横割れであって、かつ割れ防止の最低予熱温度は前者より 25°C 低い値が求まっている。この理由として窓型拘束割れ試験は初層時の溶接割れが発生しない予熱温度が保持されていればルート部に割れが生ぜず、また微小な割れがルート部に存在してもガウジングにより除去される。

さらにつぎの溶接パスを重ねることによって溶接線に直角方向の拘束力が緩和され、溶接線に平行方向の拘束力が有効に働くようになり、横割れが生ずると考えられる。横割れの場合は拘束力と直角方向には形状的に応力集中を生ずることが少ないのでルート割れの場合よりも割れ防止の予熱温度が低く求まるものと考えられる。なお初層溶接と多層溶接の割れ挙動の相違については未知の分野が多く、後章においてさらに検討を加えたい。

つぎに y 開先拘束割れ試験とCTS 試験との比較では、CTS 試験による割れ防止の最低予熱温度は 25°C 低い 75°C である。両試験法はいずれも初層溶接割れ試験であり、同一予熱温度であっても冷却時間が異なること、あるいは継手形式の相違による拘束応力の相違などが試験結果に影響することが考えられる。Fig. 2.19は y 開先拘束割れ試験とCTS 試験結果とを予熱温度のかわりに 100°C までの冷却時間を取り、それぞれの割れ率を比較したものである。これによれば割れ防止の最低冷却時間は y 開先拘束割れ試験では650sec.、CTS 試験のbithermal 側の溶接部は300sec.、trithermal が250sec.となり、冷却時間についてはCTS 試験の方が厳格な値が得られている。この場合突合せ継手とすみ肉継手では拘束応力の状態が異なり、とくにCTS 試験ではルートギャップのないすみ肉溶接がおこなわれるため、当然 y 開先拘束割れ試験よりも拘束状態が緩和されることになり、予熱温度が低く求まるものと考えられる。

十字すみ肉継手試験はいわゆる開先付きすみ肉溶接であるが、従来この割れ試験は溶接部の熱間割れを調べるのに主として用いられてきたが、本実験ではこの種の割れは検出されず、裏面側の溶接をおこなったルート部に 50°C 以下の予熱温度において2、3の割れが生じているのが認められたのみである。割れの性状はCTS 試験と同様のルート部から溶接金属に2～3mm伝播したものであり、割れ防止の最低予熱温度もCTS 試験と同じく 75°C を示している。

5・2 鋼材の影響

供試鋼材HW63(A)、(B)、(C)の y 開先拘束割れ試験による割れ防止の予熱温度はHW63(A)が $\geq 100^{\circ}\text{C}$ HW63(B)が $\geq 125^{\circ}\text{C}$ 、HW63(C)が $\geq 150^{\circ}\text{C}$ であり、HW63(A)の割れ感受性がもっとも低かった。また

Table 2.5 Preheating and interpass temperature decided
by various cracking test

Cracking test method			Material		Preheating and interpass temp.	Remark
Kind of joint	Pass	Specimen	Steel	Electrode		
Butt	One pass	y slit type	HW63	E63(A)	$\geq 100^{\circ}\text{C}$	Water in flux ; below 0.18% Absolute humidity ; below 25mm Hg
	Multi.pass	Window type	"	"	$\geq 75^{\circ}\text{C}$	"
Fillet	One pass	CTS	HW63	E63(A)	$\geq 75^{\circ}\text{C}$	"
	Multi pass	Cruciform	"	"	$\geq 75^{\circ}\text{C}$	"

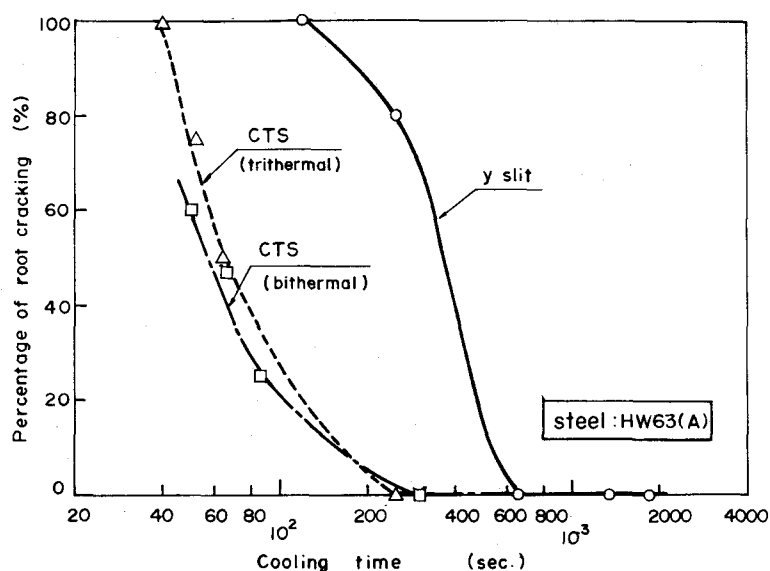


Fig. 2. 19 Relation between cooling time and percentage of root
cracking

HW63(A)、HW63(B)については窓型拘束割れ試験をおこなったが、割れ防止の予熱温度はいずれも $\geq 100^{\circ}\text{C}$ であるが、割れ発生数はHW63(B)が約倍の値を示した。

その他HW63(A)はTable2.6に示すようにテーパー硬さ試験、 C_{eq} 、 P_{CM} などの指標においても他鋼種に比較して耐割れ性に有利な値を示した。

なお以上の事実より供試鋼材中HW63(A)が割れ感受性の低い鋼材であると考えられ、第3章以降の実験においてはHW63(A)系の成分のHW63鋼を用いる。

5・3 施工環境の影響

HW63鋼の各種溶接割れ試験にみられる割れは現象的にいずれも冷間割れと判断されるものである。

Table 2.6 Cracking susceptibility of steels used

Steel	Preheating temp. by y slit type cracking test		Hvmax. (15 °c/sec, 10 kg VHN)	* Ceq. (%)	** P _{CM} (%)
	Calculated value, P _c -(t _c) _{cr}	Experimental value			
HW63(A)	80 °C	100 °C	370	0.50	0.223
HW63(B)	110 °C	125 °C	395	0.49	0.256
HW63(C)	175 °C	150 °C	435	0.62	0.304

$$* \text{ Ceq} = C + \frac{1}{24} \text{ Si} + \frac{1}{6} \text{ Mn} + \frac{1}{40} \text{ Ni} + \frac{1}{5} \text{ Cr} + \frac{1}{4} \text{ Mo} + \frac{1}{14} \text{ V}$$

$$** \text{ P}_{\text{CM}} = C + \frac{\text{Si}}{30} + \frac{\text{Mn}}{20} + \frac{\text{Cu}}{20} + \frac{\text{Ni}}{60} + \frac{\text{Cr}}{20} + \frac{\text{Mo}}{15} + \frac{\text{V}}{10} + 5\text{B}$$

その冷間割れにおいて溶接金属中の拡散性水素量が大きな役割りを果していることはよく知られている事実である。

溶接金属中の拡散性水素量に影響を与える要素として、溶接施工上の条件として溶接棒のフラックス中の水分量と大気中の水蒸気圧をあげることができ、またフラックス中の水分量は再乾燥後の放置時間と大気中の湿度に関係する。溶接施工条件を管理する立場からは大気中の水蒸気圧の管理をするには作業中断あるいは莫大な空調設備を要することになり、これには技術的にも設備費の上からも非常な困難性をともなうことが予想される。そこでまずフラックス中の水分量を抑制する管理限界を示して、この限界値と割れとの関係を明らかにした上で、大気水蒸気圧の影響と管理上の施策を考えるべきであろう。Fig.2.20に溶接棒を400°Cにおいて1時間再乾燥後、種々の大気条件および150°Cの携帯乾燥器に保持した場合の吸湿量を示すが、携帯乾燥器に再乾燥直後に保持すれば放置時間を8時間としても水分量を0.15%以下に維持することが可能である。

本研究では施工環境、溶接棒のフラックス中の水分量および予熱温度と溶接割れとの関係を窓型拘束割れ試験およびy開先拘束割れ試験によって調べた。これらの試験によって求められたそれぞれの割れ発生の溶接施工上の限界条件をTable 2.7にまとめて示す。これによれば窓型拘束割れ試験および

Table 2.7 Effect of ambient conditions and water in flux on weld cracking

Cracking testing method		Ambient condition			Water in E63(A) electrode flux (%)	Preheating temp. (°C)	Remarks
		Temp. (°C)	Humidity (%)	Absolute humidity (mmHg)			
Window type	①	20~25	75~80	13.3~19.0	.18	≥75	Transverse crack
	②	〃	〃	〃	≤.25	100	〃
yslit type	①	20	75	13.3	.18	≥100	Root crack
	②	30	80	≤25.5	.18	100	〃

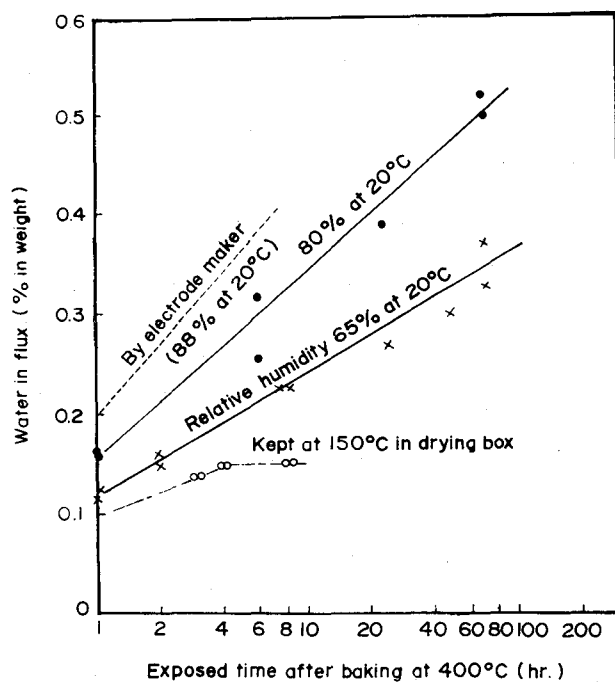


Fig. 2.20 Relation between exposed time after electrode baking and water in flux

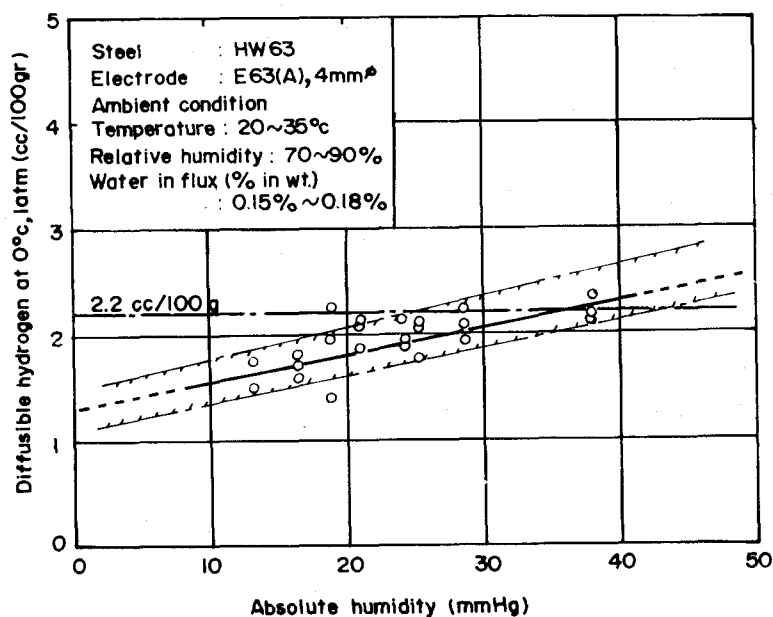


Fig. 2.21 Relation between absolute humidity and diffusible hydrogen

y 開先拘束割れ試験によって生ずる割れは、前者は横割れ、後者はルート割れと割れの形状的相違はあるが、後者の y 開先拘束割れ試験によって求められる割れ防止の施工上の限界条件（施工環境、フラックス中の水分量、予熱温度）は前者の窓型拘束割れ試験のそれよりは厳格な側にあるといえる。したがって y 開先拘束割れ試験により求まる限界条件を用いればルート割れはもちろん横割れも防止しうるものと考えられる。

この意味から前述の Table 2.7 に示す y 開先拘束割れ試験の区分②の施工上の条件を限界としてとる

のが妥当であり、それによれば予熱温度を100℃、溶接棒のフラックス中の水分量を0.18%とした場合、施工環境の条件として水蒸気圧は25.5mmHg（温度30℃、湿度80%）以下に抑えることが必要となる。

また同様の条件の溶接棒と予熱温度のもとで水蒸気圧を変えてJIS法により溶接金属中の拡散性水素量を測定した結果はFig.2.21のごとくであり、25.5mmHgに相当する溶接金属100gr.中の拡散性水素量は2.2ccとなり、割れ防止には溶接金属中の水素量を2.2cc以下に抑えることが必要といえる。

第6節 結 言

- (1) HW63鋼について y 開先拘束割れ試験、窓型拘束割れ試験、C T S 割れ試験および十字すみ肉割れ試験をおこなったが、これらの試験により発生した溶接割れは、その予熱温度、溶接棒フラックス中の水分量への依存性および割れ発生位置・形状より推察していずれも冷間割れと判断される。
- (2) 実施した各割れ試験法の中で、それぞれの実験結果から求められる割れ防止の予熱温度からいえば、y 開先拘束割れ試験法がもっとも厳格な試験法である。
- (3) 供試した HW63鋼の 3 種〔HW63(A)、(B)、(C)〕のうちで、y 開先拘束割れ試験、窓型拘束割れ試験の結果あるいはその他の硬化性、Ceq、Pcmなどの割れ感受性指標のいずれをみても、HW63(A)が割れ感受性のもっとも低い鋼材であると判断される。
- (4) 施工環境として大気中の湿度は直接的には溶接時に熔融池と接触することからそこに拡散性水素として侵入することにより、間接的には溶接棒のフラックスと接触し一旦吸湿された上で溶接棒の使用時に拡散性水素として熔融池に含まれることにより、溶接金属中の拡散性水素量を増大せしめるものと考えられるが、HW63鋼においても、大気中の水蒸気圧および溶接棒のフラックス中の水分量が溶接割れ感受性を高めることが認められる。
- (5) 本章において用いた各試験法の中でもっとも厳格な結果が得られた y 開先拘束割れ試験の結果から鋼材、溶接材料、施工環境および割れ防止の予熱温度を設定すればつぎのごとくなる。

鋼 材	溶 接 棒	施 工 環 境	予 熱 温 度
HW 63 (A) t=38 mm	E 63(A) 4mmφ フラックス吸湿度 ≤ 0.18 %	≤ 25 mm Hg	≥ 100 ℃

第3章 初層溶接割れ防止施工条件の設定

第1節 緒 言

実際の構造物の建造における、その大部分の継手の溶接施工は初層溶接に続いて層が重ねられる多層溶接がおこなわれるのがふつうであるが、健全な溶接継手を得るためには、まず初層溶接が満足におこなわれなければならない。このためには、初層溶接割れを防止しうる施工条件を用いて溶接施工がおこなわれることが必要である。とくに、新たな高張力鋼の溶接工作法を確立するにあたっては、その初層溶接割れの研究はその割れ防止の施工条件の設定上必要であり、さらにその後の多層溶接の割れ挙動の研究の基礎となるものである。

一般に、初層溶接の割れは、第1章でも述べたごとく種々の工作上の条件に影響されるが、材料面の条件である鋼材、溶接金属の化学成分、溶接材料の水分量あるいは施工環境面の大気湿度が一定条件下に管理されるならば、主として構造上の要素によって定まる拘束状態あるいは施工条件としての予熱温度などが、初層溶接割れの挙動を左右するものと考えられる。高靱性高張力鋼HW63製構造物の建造にあたっては、第2章において溶接割れに影響する材料面および施工環境面の条件を検討し、一定条件に管理する必要性を明らかにしたが、工作者側からみた場合、溶接割れに影響する工作条件のなかで管理上重要であり、かつ選択の余地の大きいのは施工条件と構造条件であり、この意味において予熱温度および拘束状態と初層溶接割れ挙動との関係を十分に検討しておくことが必要である。

従来、初層溶接割れの実験には y 開先拘束割れ試験法が用いられてきたが、板厚を変えない限り一定拘束条件での割れ試験であるため、この試験によって得られた結果を種々の拘束状態にある実際構造物の継手に、そのまま適用するには若干問題が残されている。いっぽう近年、溶接の拘束応力の発生過程について解明が進み、拘束状態を変化しうる引張拘束割れ試験法が実用化されるにおよんで予熱温度および拘束状態と溶接割れとの関係をより定量的に検討することが可能となった^{10~18)}。しかしながら、これまで構造物に新たな鋼種を適用する場合、その溶接施工法の研究段階においてその構造物に想定される種々の拘束状態での溶接割れの挙動を系統的に検討することはあまりおこなわれていない。とくに、本研究において取扱う、高靱性高張力鋼HW63は一般高張力鋼とは化学成分系がやや異なっており、従来の一般高張力鋼の研究資料あるいは、それらの施工経験にもとづいてHW63鋼の工作条件を設定するのは危険であり、これの初層溶接の割れ挙動についてあらかじめ十分なる検討がなされなければならない。また、本研究の対象とする構造物は構造的に複雑でかつ施工上の制約条件も多く、このため継手の拘束状態は板厚、拘束間距離といった構造上の条件のほかに溶接順序にも影響される要素が大きく、溶接順序を考慮した予熱温度の設定が必要である。

以上の観点から本章では、まず高靱性高張力鋼HW63の初層溶接割れの実験を、引張拘束溶接割れ試験法を用いておこない、これにより初層溶接割れの発生条件を予熱温度および拘束状態との関係に

において明らかにする。つぎに、構造物の建造時に生ずる拘束状態を考慮した適正予熱温度の選定法について検討する。

第2節 実験方法

2. 1 供試材料および供試溶接材料

本実験に使用する鋼材は高靱性高張力鋼と比較材として用いた60kg/mm²級高張力鋼である。この高靱性高張力鋼（以下HW63と呼ぶ）は新たに開発された鋼材であり、Table 3. 1に示すようにその基本成分系は、低CのNi—Cr—Mo系調質鋼で第1章に示した鋼材に対する要求性能の耐力63kg/mm²と－70℃でのシャルピー衝撃値10kg—mを満足する鋼材である。また、60kg/mm²級高張力鋼（以下HT60と呼ぶ）は、Table 3. 1に示すような化学成分と機械的性質をもった汎用高張力鋼である。

構造物の建造に使用する溶接法は、主として被覆アーク溶接であるので本研究では被覆アーク溶接を取扱う。HW63用溶接金属の基本成分系はTable 3. 2に示すようにNi—Cr—Mn系であり、要求性能である溶接金属の耐力が、63kg/mm²以上であることと－50℃でのシャルピー衝撃値が3 kg—m 以上を満足している。Table 3. 2にはHW63用溶接棒〔E 63(A)〕とHT60用溶接棒（E 60）の化学成分と機械的性質を示している。

2. 2 試験方法

予熱温度および拘束状態が初層割れにおよぼす影響を知るために引張拘束割れ試験法を用いて実験をおこなった。本実験で使用した試験片の形状および寸法をFig. 3. 1に示す。試験片の開先形状はy開先拘束割れ試験と同様にy型を採用した。本研究ではFig. 3. 1のような試験片を用いて100ton容量の専用引張試験機により引張拘束割れ試験を実験した。

Table 3.1 Chemical composition and mechanical properties of steel used

Kind of steel	Plate thick. (mm)	Heat treatment	Chemical composition (%)											Mechanical properties		
			C	Si	Mn	P	S	Cu	V	Ni	Cr	Mo	Ceq.*	Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	El. (%)
HW63	31.0	Q&T	0.12	0.28	0.55	0.012	0.005	0.14	—	2.89	0.75	0.40	0.55	71	76	30
HT60	28.0	Q&T	0.14	0.40	1.20	0.009	0.007	0.08	0.027	0.54	0.04	0.11	0.42	55	65	29

Y.P. … Yield strength, T.S. … Tensile strength, El. … Elongation (Gage length: 50mm)

* Ceq. (%) = $C + \frac{1}{24} Si + \frac{1}{6} Mn + \frac{1}{40} Ni + \frac{1}{5} Cr + \frac{1}{4} Mo + \frac{1}{14} V$

Table 3.2 Chemical composition and mechanical properties of weld metal

Electrode	Type of flux	Dia. of electrode (mm ϕ)	Base plate	Chemical composition (%)								Mechanical properties		
				C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	El. (%)
E63 (A)	Low hydrogen	4	HW63	0.05	0.36	0.95	0.008	0.010	2.75	0.55	—	69.7	74.7	34.7
E60	Low hydrogen	4	HT60	0.08	0.45	1.10	0.020	0.020	1.05	—	0.23	57.0	63.3	30.0

Y.P. … Yield strength, T.S. … Tensile strength, El. … Elongation (Gage length: 50mm)

引張拘束割れ試験には2種類あり、ある標点間(ℓ)の距離を溶接中、溶接後とも一定に保つ試験法であるRRC試験 (Rigid Restraint Weld Cracking Test)と溶接終了後直ちに一定荷重を負荷する試験法であるTRC試験 (Tensile Restraint Cracking Test)である。RRC試験は拘束距離(ℓ)を変化させることによって拘束の大きさを変えることが可能で構造物にお

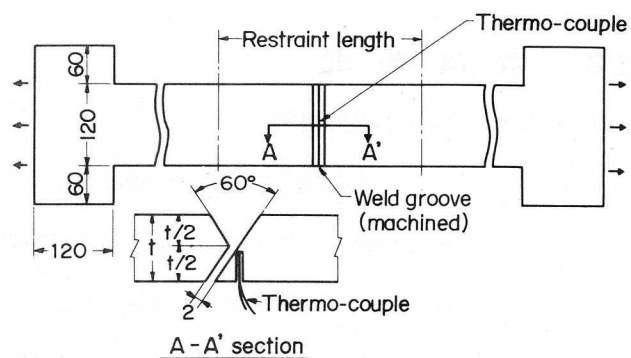


Fig. 3.1 Size and shape of test specimen

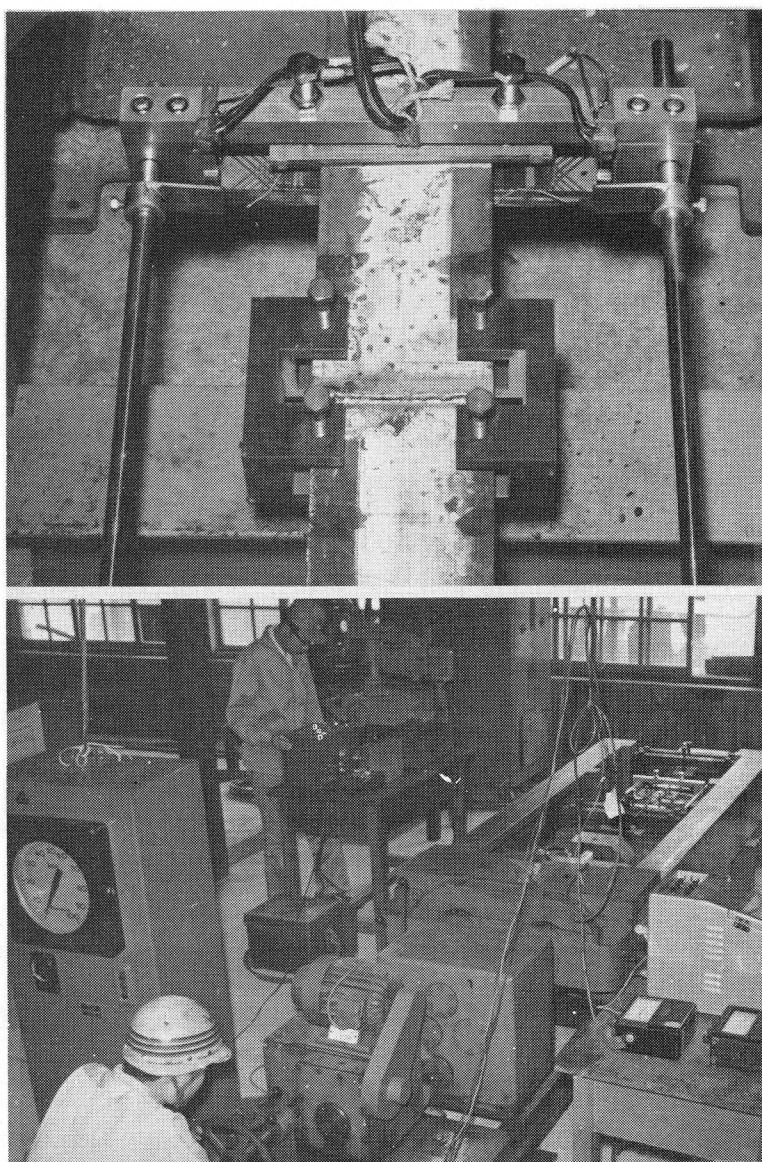


Fig. 3.2 Testing machine

いて予想される拘束状態を容易に再現できるところにメリットがある。本研究では実際の拘束状態に近いRRC試験を主として実施したが、RRC試験では予熱温度が高く拘束間距離の短い場合には実験上難しい点がある。そこで後述するように（Fig. 3 . 10と3 . 11）室温と予熱温度が50℃の場合についてRRC試験とTRC試験をおこなってみたところ、割れ発生限界拘束応力にほとんど差がみられないので拘束間距離の極端に短い時と長い時はTRC試験を実施することにした。

本実験に使用した引張試験機の容量は最大100tonの横引張型で、チャック間距離は最大980mmとなっている。この試験機の概要写真を、Fig. 3 . 2に、概略寸法図をFig. 3 . 3に示す。試験機はハンドルまたはモータに連結されたギヤによって可動チャックを移動させるようになっており、中間に入れてある変速装置によって荷重速度（変位速度）の微調整が可能である。試験機の荷重の読みは試験機のチャックと直列に入れたロードセルを用いてストレーンメータを介してペンオシロによって記録した。

RRC試験に使用する変位計はFig. 3 . 4に示すように試験片の両側に取り付けた片持梁のたわみ量から変位を測定した。片持梁には歪ゲージが付着させてあり、ゲージの結線によって両側の変位の平均値が得られるようになっている。なお、RRC試験ではこの変位計の読みが常に同じになるようにハンドルまたはモータを用いて荷重を調整しながら試験を実施した。

試験片の予熱は開先近傍に取り付けた（Fig. 3 . 4 参照）8個のストリップヒータ（1個の容量は250W）を用いておこない、予熱条件は各試験とも同一になるようにした。各予熱温度における試験片の長手方向の温度分布をFig. 3 . 5に示す。予熱温度は開先近傍の板厚中央の位置まで挿入した（Fig. 3 . 1 参照）熱電対を用いて測定した。

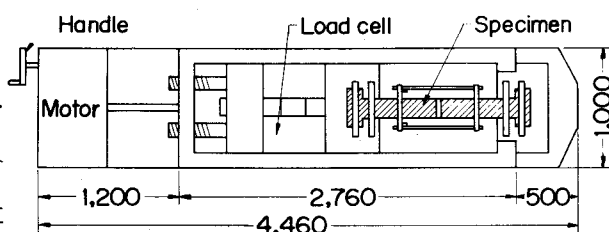


Fig. 3.3 Testing machine

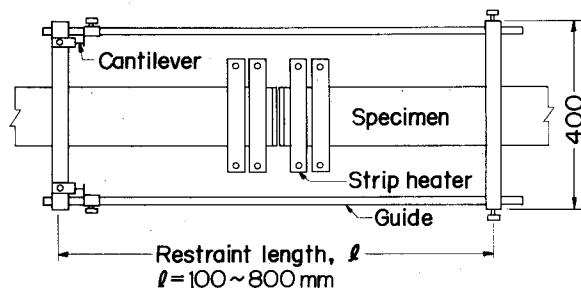


Fig. 3.4 Method for measuring displacement

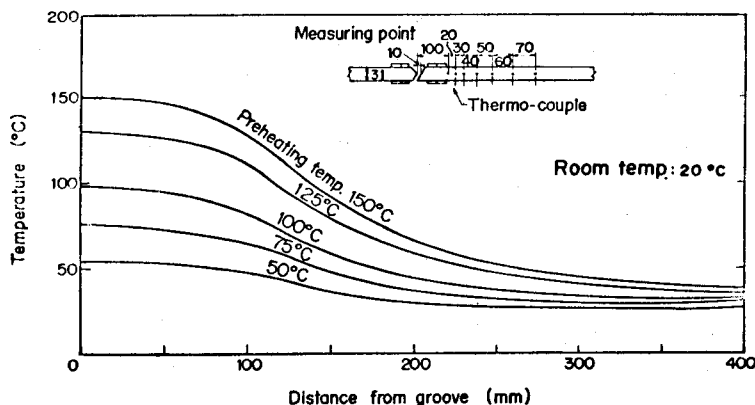


Fig. 3.5 Distribution of temperature in direction of test specimen

割れ試験のための溶接は各試験片とも同一条件でTable 3 . 3 に示す条件を用いた。この時の使用溶接棒は使用前に1時間・400℃で再乾燥をおこなったものを使用した。

試験条件における拘束状態は拘束間距離(ℓ)を100、200、300、400、500、600、700、800、900 mmまで変化させた。また予熱温度は50、75、100、125、150℃まで変化させた。

本実験の割れの発生を拘束力の時間変化と断面マクロの両面から観察した。試験片の負荷時にペンオシロに記録された拘束力の時間曲線が不連続的に減少した時点をもって割れ発生と定義した。試験片が室温まで冷却し、48時間経過した時に拘束力の不連続的低下がない場合や、割れの発生だけで破断までに到らない時はFig. 3 . 6 のように、5 検査断面を計測して割れの有無を調べて断面割れ率を算出した。

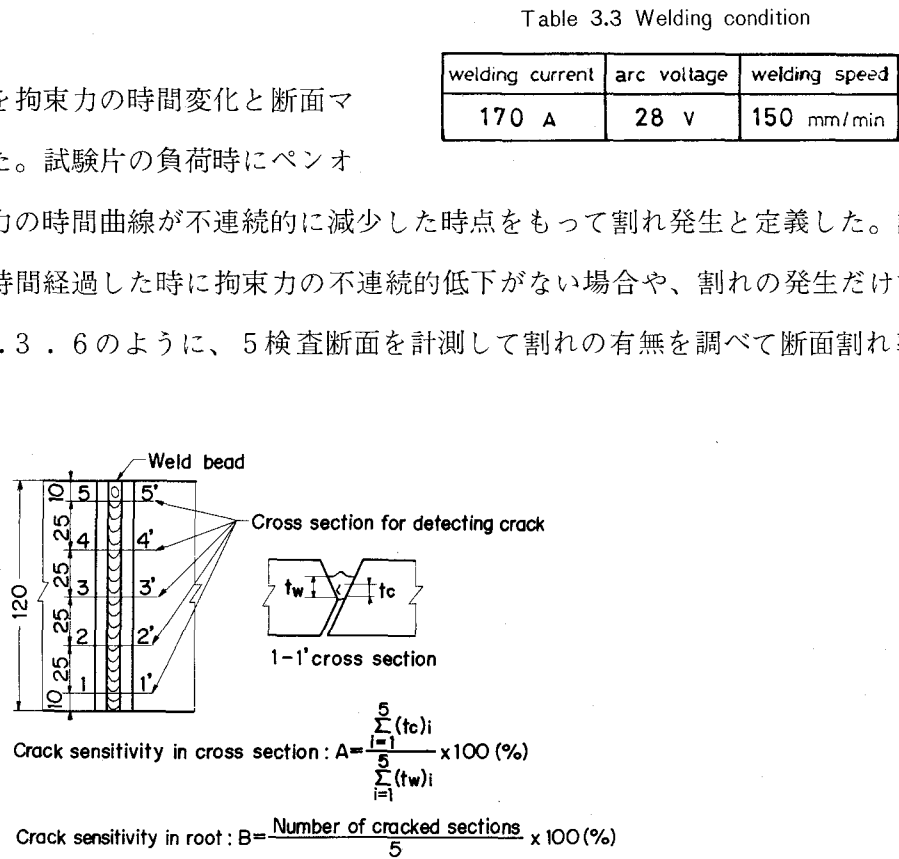


Fig. 3.6 Detecting method of cracking

第3節 初層溶接割れの発生条件

3・1 拘束応力の発生と割れ挙動

R R C試験は前述のごとく標点間の距離を一定に保つ試験法であり、このために溶接によって本来生じる収縮、特に溶接線に直角方向の収縮を拘束することになり、試験片に引張拘束応力が発生する。Fig. 3 . 7 に試験片の初温を室温とした場合のペンオシロに記録された拘束応力の発生過程を示す。

この図では拘束応力の発生時期は拘束間距離(ℓ)の短かい程早く、拘束応力の大きさは拘束間距離(ℓ)の短かい程大きい。また溶接割れは拘束間距離が長くなると拘束応力が低くなって長時間経過しても発生しなくなる領域が存在する。

このように拘束力の発生は拘束間距離(ℓ)の大きい程遅くなるが、この遅れは標点間に保有する溶接熱によって発生した母板の熱膨張が熱伝導や熱伝達で標点外に熱を失って収縮するのに必要な時間差に

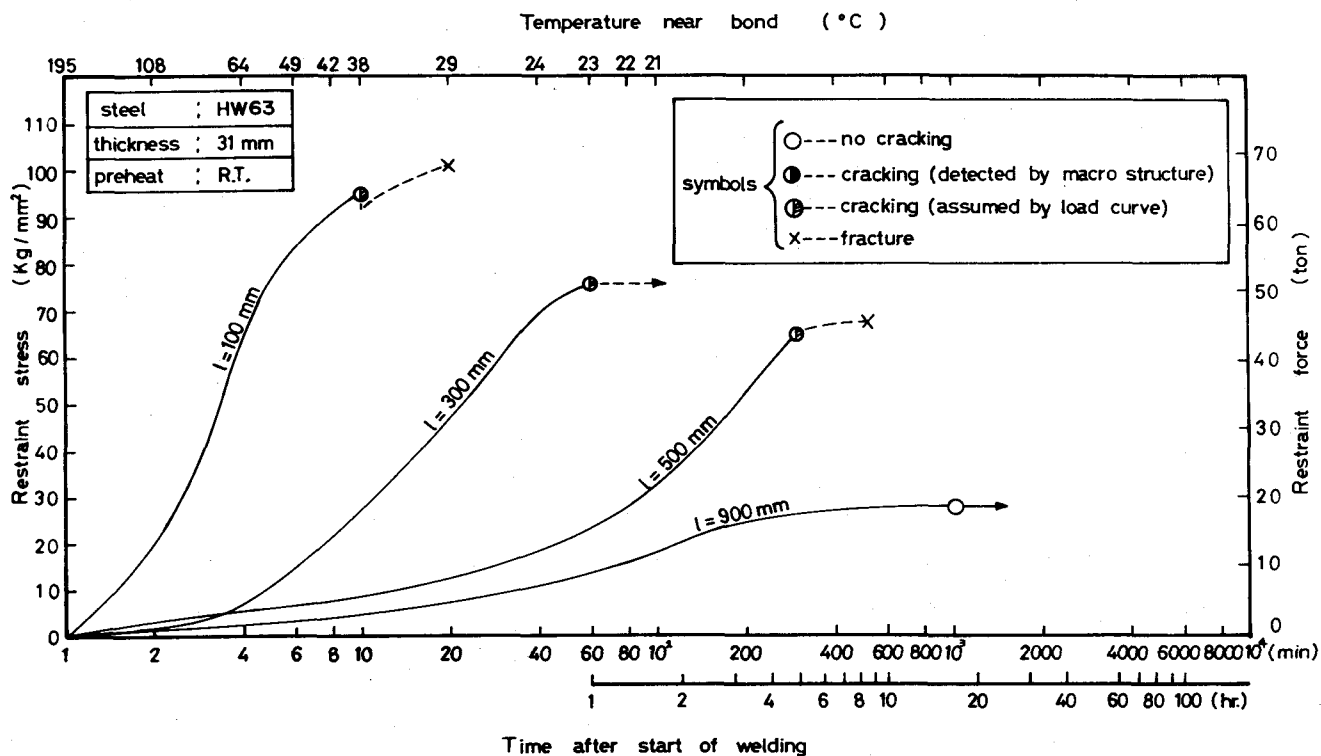


Fig.3.7 Effect of restraining gauge length on restraint stress during welding and cooling

よって説明され、拘束間距離の長い程標点外の熱の逃散に時間を要し拘束応力の発生時期が遅くなる。この現象に関しては佐藤、松井の研究により明らかにされている³⁶⁾。

それによればまず、溶接熱が拘束間距離(l)から熱伝導によって逃げ始める時間 (t_c) を考えてみると t_c は次式で表わされる。

$$t_c = l^2 / 16\pi k \quad (1)$$

k : 熱拡散係数 (cm^2 / sec) = 0.100

この式を用いて l が 100、300、400、900mm の場合について t_c を計算すると Table 3 . 4 のようになる。

この t_c はマクロ的にみた場合の拘束応力の発生時期に相当して l の短かい程早くなり

l の 2 乗に比例しており、この数値は Fig. 3 . 7 のグラフと定性的傾向は一致している。つぎにこの溶接入熱が拘束距離間から逃げ出してしまうのでの時間 t_f を考えてみ

Table 3.4 Relation of restraining gauge length versus time of contraction

Restraining gauge length, l (mm)	Time at start of contraction, t_c (min.)	Time at end of contraction, t_r (min.)
100	0.33	28
300	3.0	254
500	8.3	705
900	26.8	2284

る。 t_f は熱伝導の計算によれば l の大きさに関係なく無限大となるが、現実の問題として熱は熱伝達によっても逃げるので溶接熱の 90% が熱伝導によって逃げた場合をもって t_f とすると次式のように t_f は表わされる。

$$t_f = \ell^2 / 16k\beta^2 \quad (2)$$

$$h_{cr} / h \cdot \Phi(\beta) = 0.1 \quad (3)$$

$$\text{ただし } h_{cr} = \sqrt{\frac{Q}{c\rho\Theta_{ws}}} \quad (\text{限界板厚}) \quad (4)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} Q : \text{溶接入熱 (cal/cm)} = 3656, \quad c : \text{比熱 (cal/g}^\circ\text{C)} = 0.151 \\ \rho : \text{密度 (g/cm}^3\text{)} = 7.72, \quad \Theta_{ws} : \text{溶着金属の凝固温度 (}^\circ\text{C)} = 1500 \\ k = \text{熱拡散係数 (cm}^2/\text{sec)} = 0.100, \quad \Phi(\beta) : \text{誤差関数、} \\ h : \text{板厚 (cm)} = 3.1 \end{array} \right.$$

各定数を上式に入れて t_f を計算してみるとTable 3.4のように ℓ の2乗に比例した時間となる。この t_f の値とFig. 3.7と比較してみると $\ell = 900\text{mm}$ の場合以外は割れが拘束応力の発生過程で発生してしまっているので数値的には比較できないが、その定性的傾向は良く一致している。

つづいて発生拘束応力の大きさが ℓ の小さい程大きくなる点について考えてみる。この点に関する説明には拘束度という概念を用いるのが便利である²⁹⁾。拘束度 K は継手間隔を単位量移動させるに必要な単位溶接長当りの力で $\text{kg/mm} \cdot \text{mm}$ というdimensionになる。RRC試験での拘束度は簡単に次式で表わされる。

$$K = Eh / \ell \quad (5)$$

E : ヤング率、 h : 板厚、 ℓ : 拘束間距離

上式を用いて拘束度を計算するとTable

3.5のように拘束間距離 ℓ が小さい程拘束度 K は大きくなり継手が剛になる。本実験の場合は溶接条件が一定であるので拘束がなければ同じ収縮量になる。

Table 3.5 Relation of restraining gauge length versus intensity of restraint and restraint stress

Restraining gauge length, ℓ (mm)	Intensity of restraint, K (kg/mm·mm)	Contraction (mm)	Restraint stress calculated by eq.(7) (kg/mm ²)
100	6510	0.323	320
300	2170		107
500	1302		64
900	723		36

この自由収縮量 ΔS は他の研究によれば次式のようなになる³⁶⁾。

$$\Delta S = \alpha \cdot \Theta_{ws} \cdot h_{cr} \quad (6)$$

$$\alpha : \text{線膨脹係数 (}^\circ\text{C}^{-1}\text{)} = 1.49 \times 10^{-5}$$

ただし h_{cr} は(4)式と同じである。(4)、(6)式に本実験の条件を代入すると自由収縮量 ΔS は ℓ に無関係にTable 3.5のような一定値を示す。仮に溶接金属が弾性的挙動をすると考えると、発生する拘束応力は継手の拘束度に比例するはずで拘束応力 σ と拘束度 K の関係は次式のように求められている。

$$\sigma = mK \quad (7)$$

$$m = \alpha \sqrt{\frac{\textcircled{H}_{ws} \cdot \tan \theta \cdot H}{c}} \quad (8)$$

ただし 2θ : 開先角度 = 60° 、 H : 比溶着熱 (cal/g) = 1.90×10^3

(7)、(8)式を用いて発生拘束応力を求めてみると Table 3.5 のようになる。この値を Fig. 3.7 の結果と比較してみると $\ell = 100, 300\text{mm}$ では弾性計算であるので非常に大きな値となっており、実験でも途中で割れが発生している。 $\ell = 500\text{mm}$ でも割れが発生しているが、その応力は近い値となってい。

$\ell = 900\text{mm}$ は計算でも実験でも同じような低い応力値になっていて、割れは発生していない。以上のように拘束間距離 ℓ の短い拘束度の大きいものはその発生応力は大きくなる。本実験において途中で割れが発生しなかった場合の拘束応力と拘束度の関係を整理すると Fig. 3.8 のようになる。

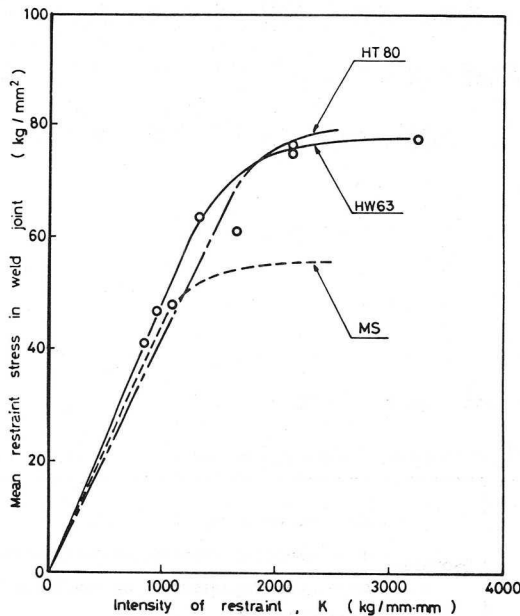
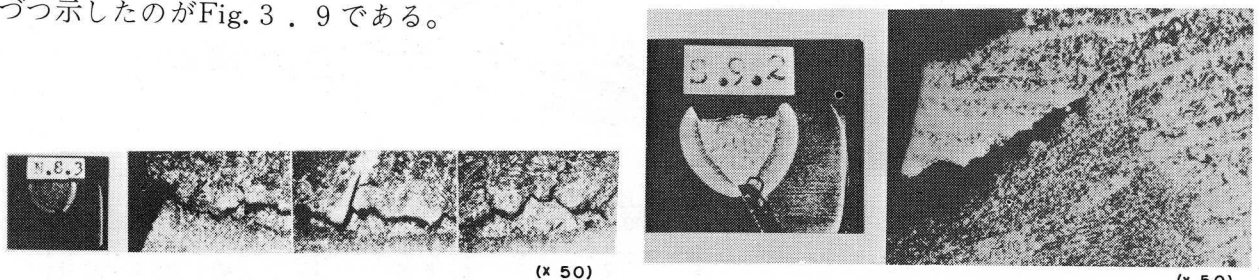


Fig. 3.8 Relation of restraint stress versus intensity of restraint K

この図のように拘束応力と拘束度の関係は初め直線になっており、応力が降伏応力に近くなると直線関係がなくなり、応力—ひずみ曲線のようなグラフになる。この図のような関係から継手の拘束状態が求められると発生する拘束応力の大きさの推定が可能となる。

本実験で生じた割れのほとんどは開先ルート部に発生してボンドまたは溶接金属に沿って伝播して熱影響部で停止している。

これは開先形状を y 型としたのでリーハイ試験のような U 開先と違って溶接金属よりボンドに発生しやすいことも一因である。このような割れの典型的な例を HW63、HT60 について 1 例ずつ示したのが Fig. 3.9 である。



Test : R R C test
Restreint length : 700 mm
Preheating temperature : R.T.
Final restraint stress : 37 Kg/mm²

(a) Micro-structure of cracking in HT60 steel

Test : R R C test
Restreint length : 700 mm
Preheating temperature : R.T.
Final restraint stress : 47.3 kg/mm²

(b) Micro-structure of cracking in HW63 steel

Fig. 3.9 Examples of micro-structure of cracking

3・2 割れ発生限界拘束応力と予熱温度

この項では高靱性高張力鋼HW63と比較材HT60の拘束割れ試験結果を各予熱温度について示して予熱温度が溶接割れに及ぼす影響について考察する。Fig.3.10に拘束応力と溶接開始からの時間との関係から求めたHW63の割れ発生域をハッチ領域として示している。図中に指示した拘束間距離 ℓ からわかるように、 ℓ が短かく拘束度の強いもの程割れ発生時期は早くなっている。拘束間距離が800 mm以上の拘束度の弱い場合には、発生拘束応力がある値以下となって長時間放置しても割れは発生しなくなる。このような拘束応力を割れ発生限界拘束応力と呼ぶことにする。溶接によって発生する拘束応力をこの限界拘束応力以下に押えるようにすれば溶接割れは防止できる。たとえばFig.3.10のような室温の場合は限界拘束応力が約32kg/mm²となっている。

Fig.3.10は室温の場合であるが、各予熱温度(50℃、75℃、100℃、125℃、150℃)の場合はFig.3.11からFig.3.15に示すような割れ発生領域となる。これらの図からわかるように割れ発生応力は予熱温度が高い程大きくなっており、発生時期は遅くなっている。図中の割れ発生領域は2・2で述べたように室温や50℃予熱ではRRC試験、TRC試験とも同じ限界線で表わされるので以後の図では両実験結果は同等に取扱った。

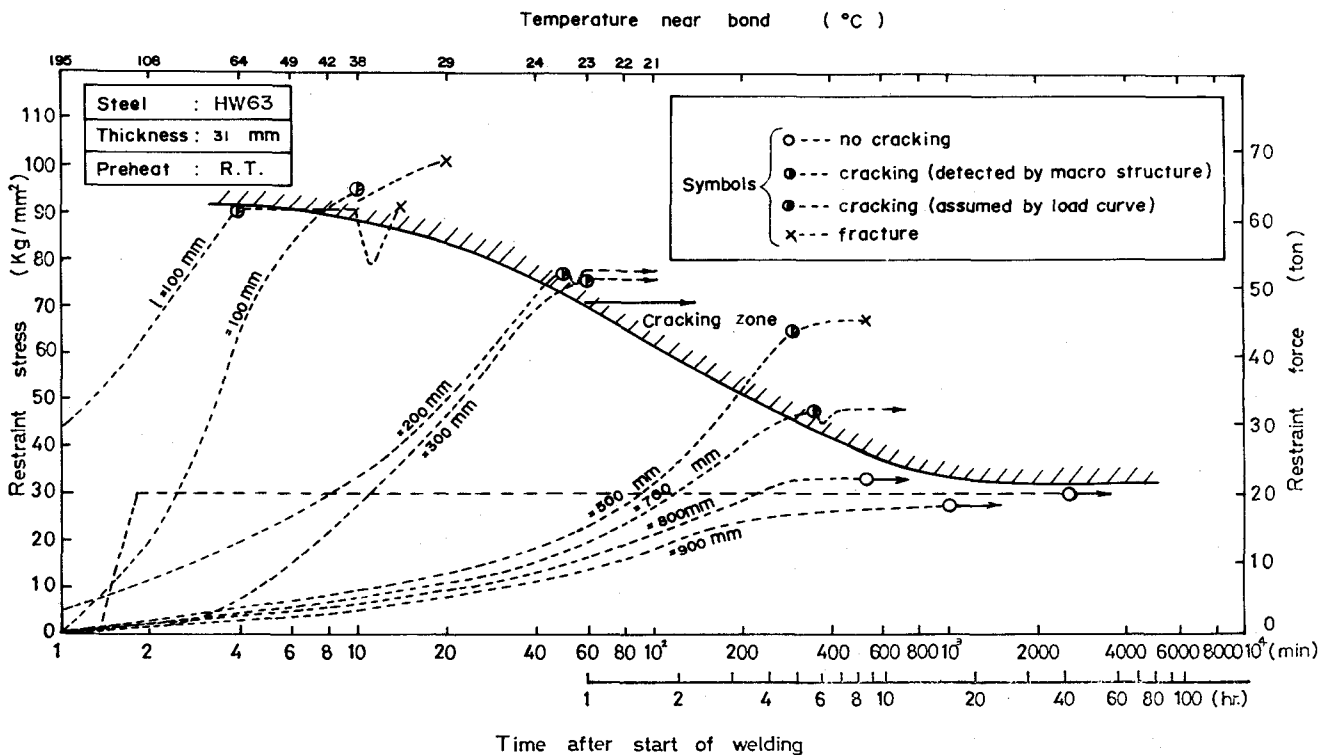


Fig.3.10 Cracking zone, preheating temp.: R.T.

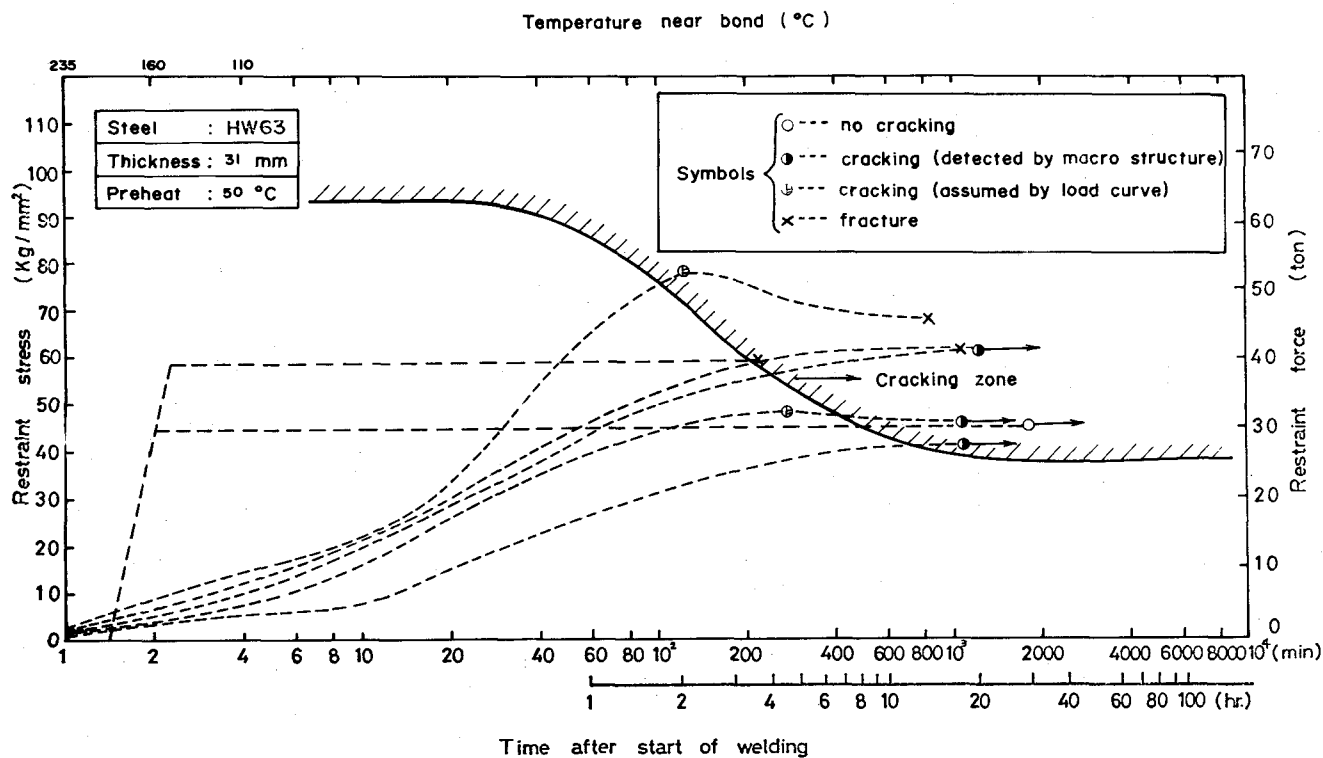


Fig. 3.11 Cracking zone, preheating temp.: 50°C

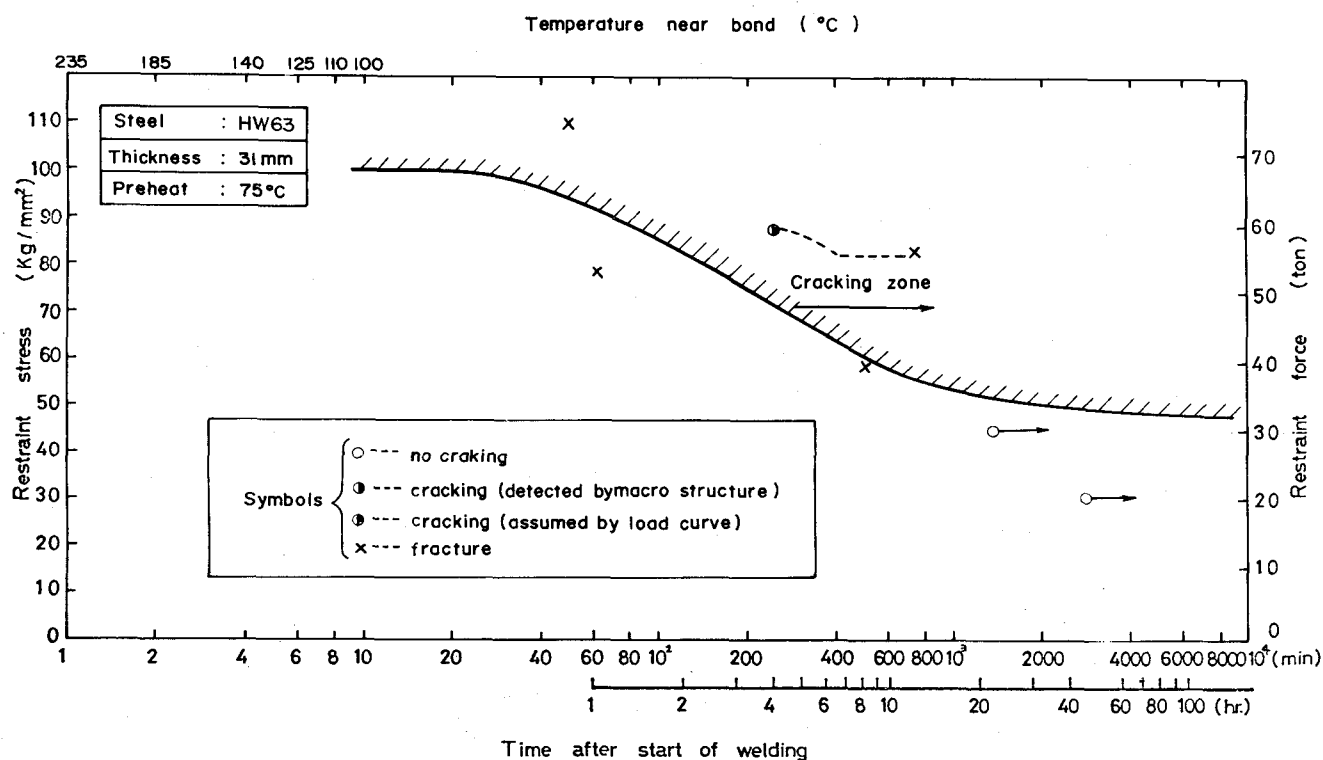


Fig. 3.12 Cracking zone, preheating temp.: 75°C

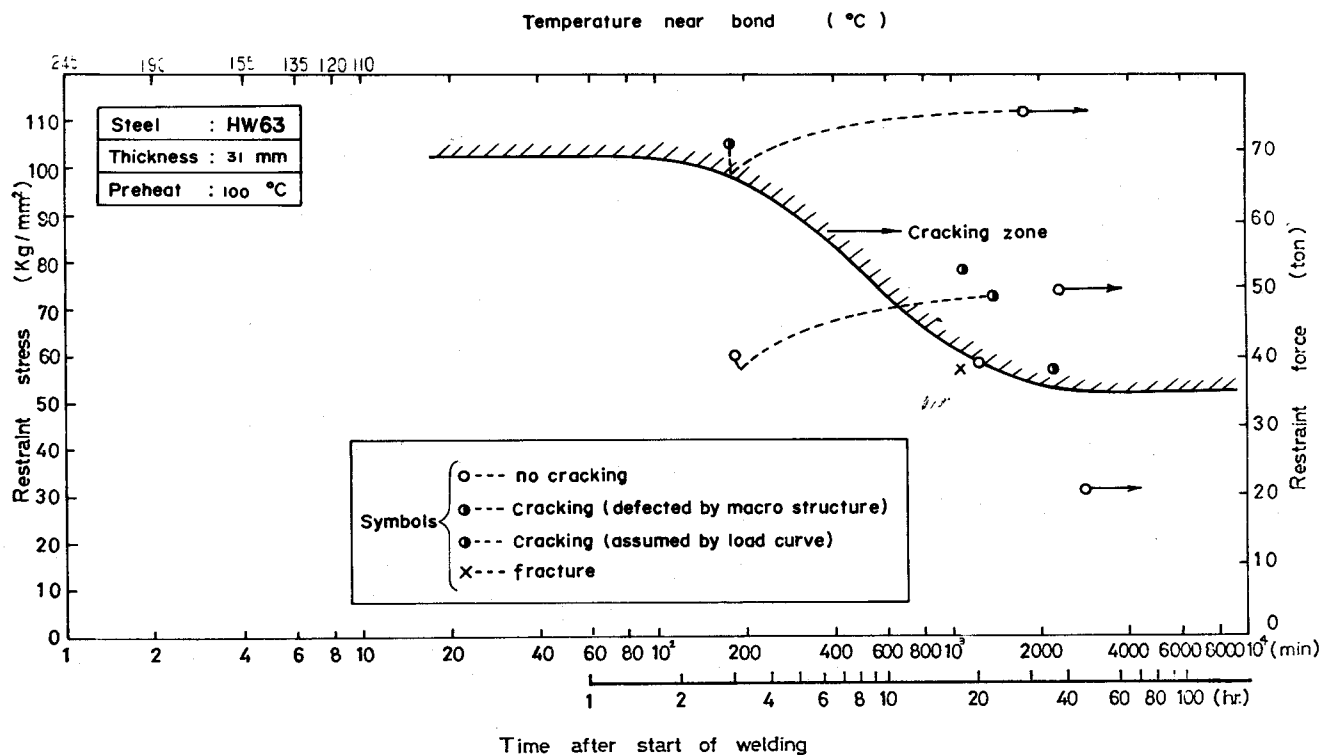


Fig. 3.13 Cracking zone, preheating temp.: 100°C

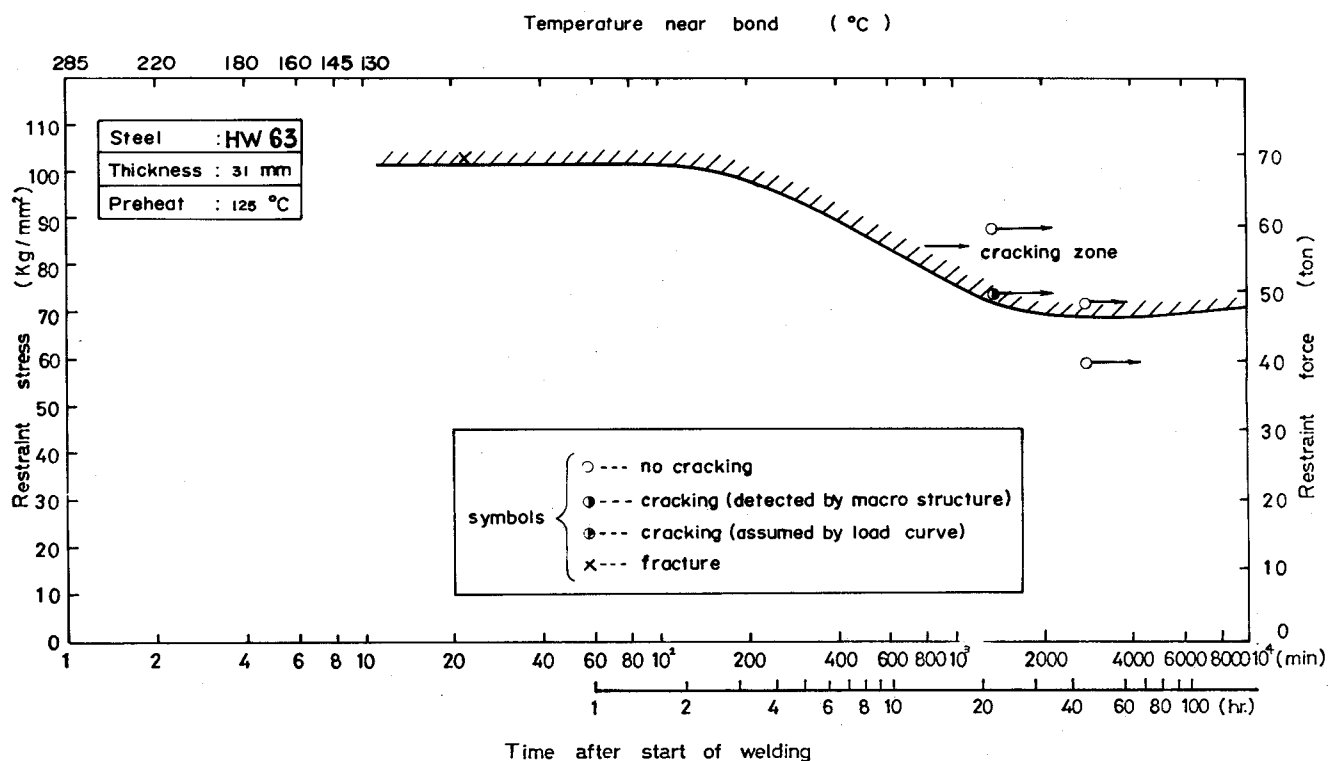


Fig. 3.14 Cracking zone, preheating temp.: 125°C

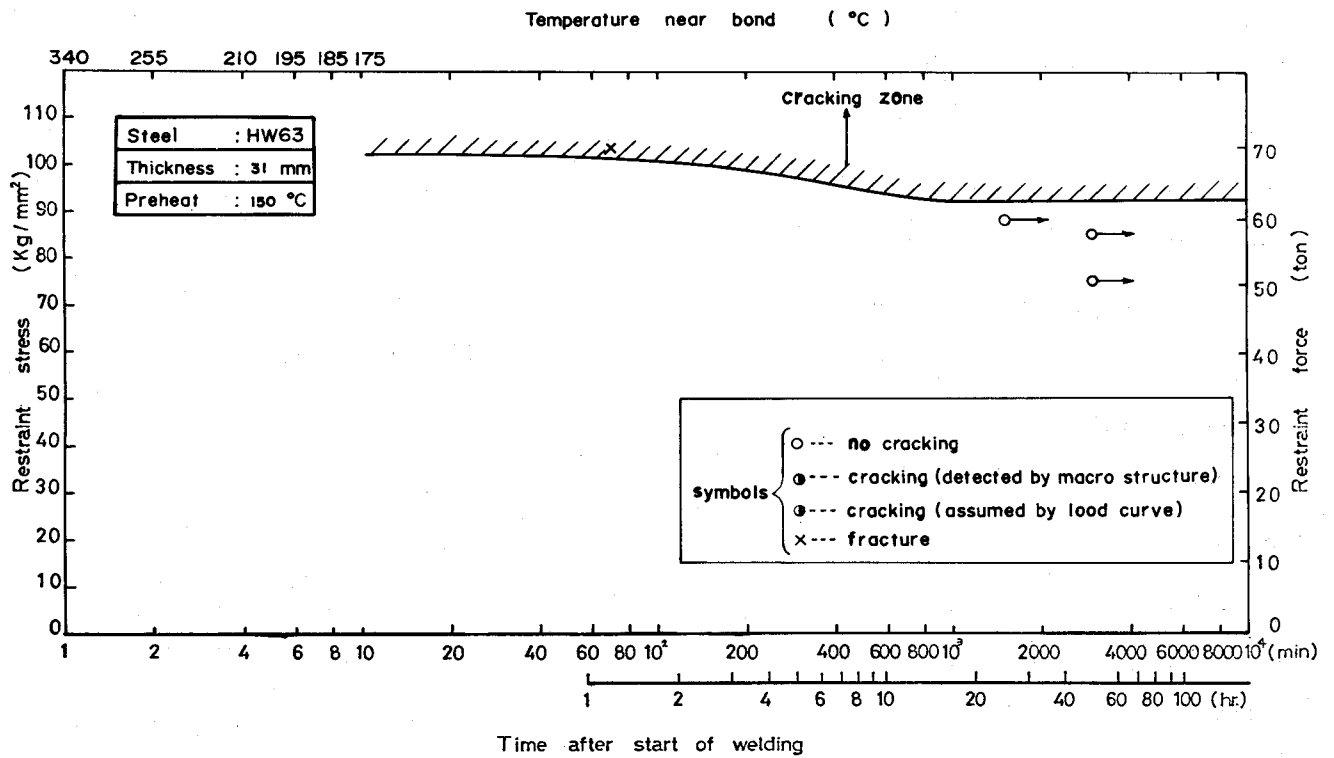


Fig. 3.15 Cracking zone, preheating temp.: 150°C

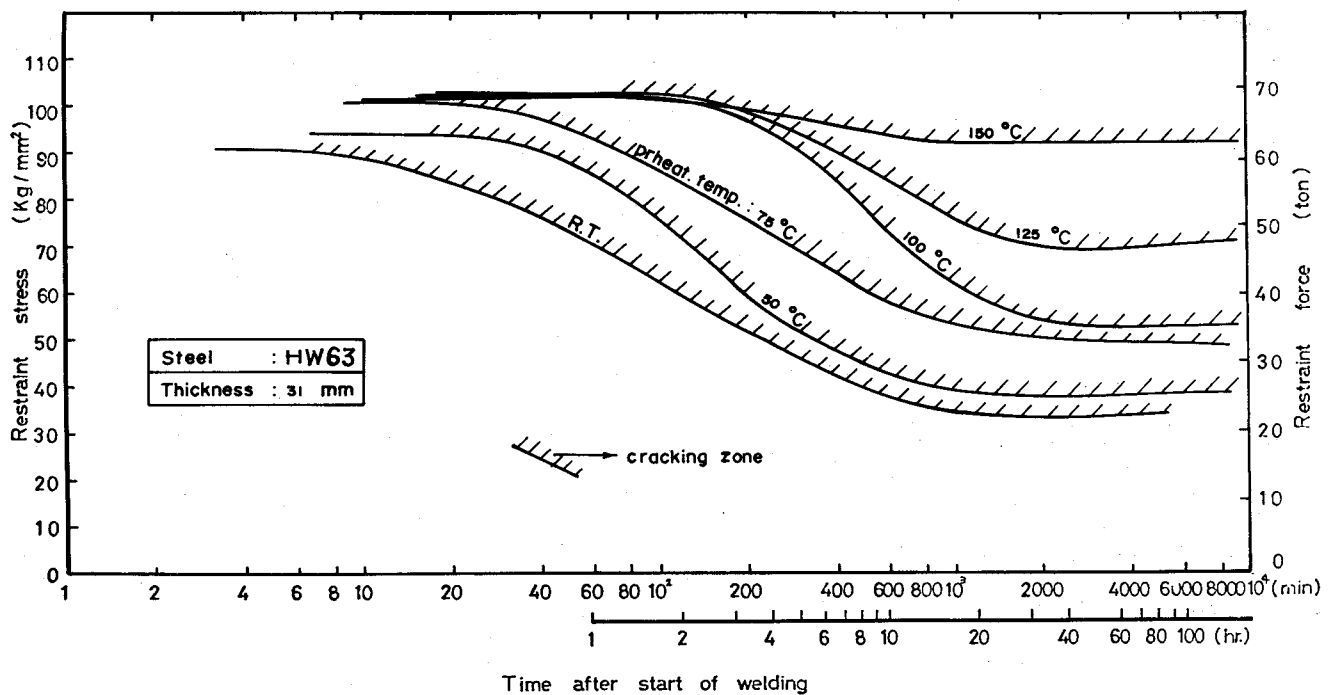


Fig. 3.16 Cracking zone at various preheating temperature

各予熱温度ごとに示したFig. 3 . 10からFig. 3 . 15までの割れ発生領域をまとめるとFig. 3 . 16のようになる。限界拘束応力は予熱温度が高くなるにつれて上昇しており、割れ発生時期も遅くなることが明らかにわかる。Fig. 3 . 16を拘束応力と予熱温度の関係で整理するとFig. 3 . 17のようになり、拘束応力と予熱温度の関係で割れ領域を簡単に示すことができる。図中にハッチを施した線が割れ発生限界拘束応力と予熱温度の関係となる。

ここまで示した図はすべてHW63に関するものであるが比較材であるHT60についても同様の実験とその結果の整理をおこなっている。

実験結果をFig. 3 . 17のような限界拘束応力と予熱温度の関係で整理するとFig. 3 . 18のようになる。この図から明らかなようにHT60でも予熱温度が高くなるに従って割れ発生限界拘束応力も高くなるという傾向は同じである。Fig. 3 . 17と3 . 18を比較すると割れ防止に必要な予熱温度はHW63の方が高くなっており、限界拘束応力が溶接部の引張強度となって頭うちになる予熱温度はHW63では約150℃、HT60では約100℃となる。なお溶接部の引張強度がHT60で約75kg/mm²、HW63で約90kg/mm²となっていて非常に高い値を示しているがこれは一層溶接であったために本来強度が高めに出ることがその一因である。また拘束力から拘束応力に換算する時に最小断面での平均応力として求めたので形状の影響による応力状態も考えに入れると一軸引張強度より高くなることも考えられる。

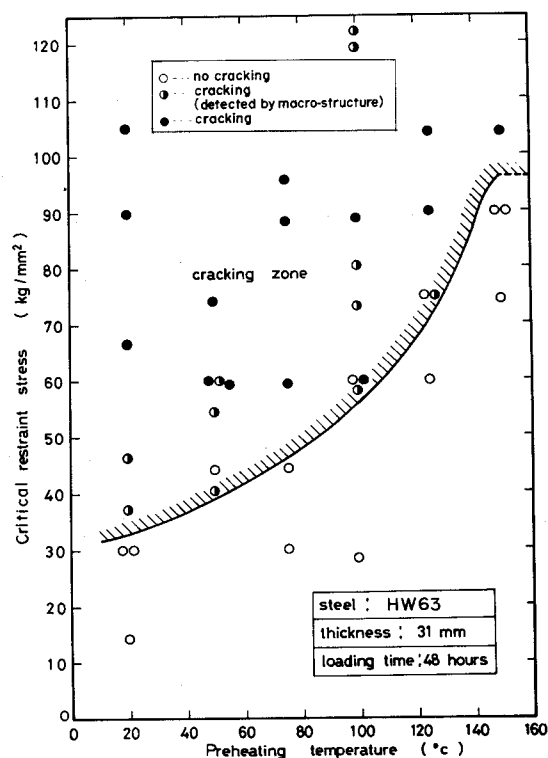


Fig. 3.17 Effect of preheating temperature and restraint stress on cracking of HW63

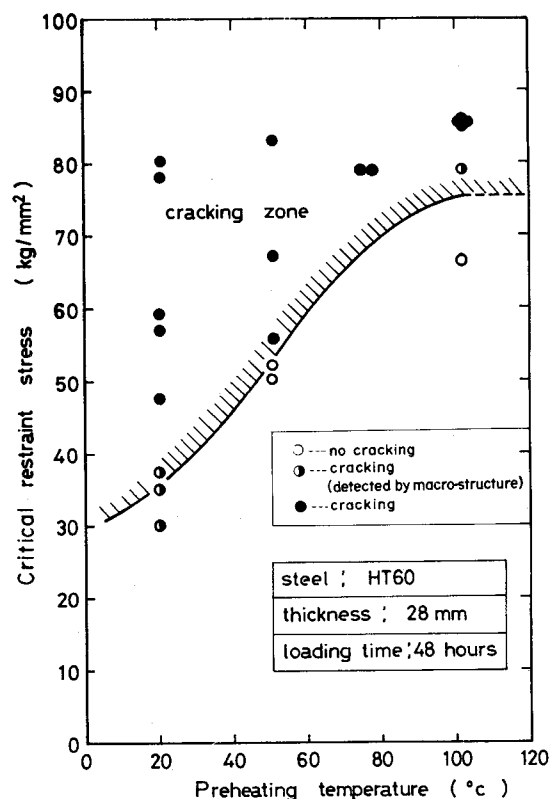


Fig. 3.18 Effect of preheating temperature and restraint stress on cracking of HT60

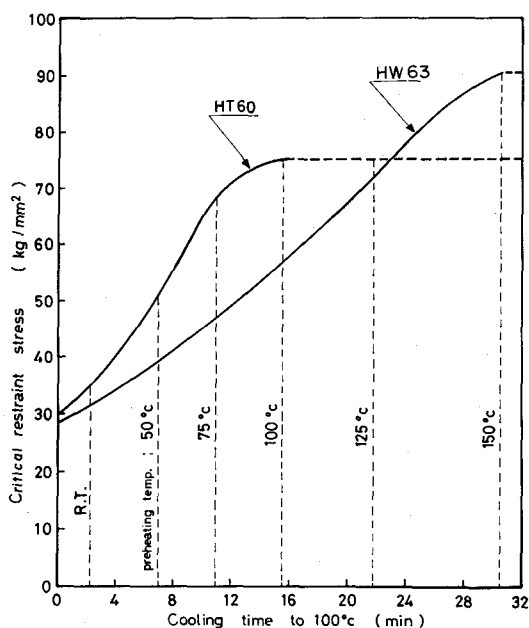


Fig. 3.19 Effect of cooling time to 100°C and restraint stress on cracking

高張力鋼の溶接施工における冷間割れには金属組織、水素の拡散速度および拘束力の大きさが影響するが、特に前の2因子は予熱温度とそれに関係する冷却速度の影響を大きく受けることが知られている。たとえばHT80やHT60のような高張力鋼では300°Cでの冷却速度³²⁾や800°Cから300°Cまでの冷却時間の影響が大きいという報告がある³⁷⁾。また最近では100°Cまでの冷却時間で整理すべきであるとの提案^{19, 20)}

もあって着目する温度が低くなってき

ている。これは一般に鋼材が高級化する程少量の水素でも溶接割れに関係するためと思われる。

本研究でも実験結果を100°Cまでの冷却時間で整理してみるとFig. 3.19のようになる。

Fig. 3.19は割れ発生限界拘束応力と100°Cまでの冷却時間の関係を示しており、図から明らかなように予熱によって冷却時間が長くなって限界拘束応力が上昇していることがわかる。

第4節 溶接予熱条件の選定

4.1 実際継手における拘束状態

構造物の各溶接組立ステージにおける主要継手のうち、平板部材の継手はFig. 3.20のごとくほとんど拘束のない状態におかれる。耐圧殻の基本構造は円筒形であるが、このブロック継手においてはFig. 3.21のごとく、ブロック重量あるいは、内構部材の仮どめが継手を拘束する。またFig. 3.22の耐圧殻の貫通金物の継手ははめこみ溶接となり高い拘束状態での溶接となる。これら種々の拘束状態にある継手においては、さらに溶接施工順序によって拘束状態が変化する。前掲のFig. 3.20ではD溶接は先のA溶接により、またFig. 3.22ではA溶接は先のB溶接によって拘束されることになり、この部分の拘束が高くなることは容易に予想される。

そこで平板部材および円筒形のブロック継手の先溶接による拘束を知るためにFig. 3.23の(a)および(b)のごとき試験板を用いて、それぞれの拘束状態の再現を図り拘束応力の計測を試みた。

この試験片の供試鋼材はHT60で、板厚は耐圧殻の主要外板の板厚に合わせて25mmとした。試験はTable 3.6に示すような溶接条件で溶接をおこなった後にFig. 3.24に示す位置に抵抗線ひずみゲージを貼付して残留応力を測定した。

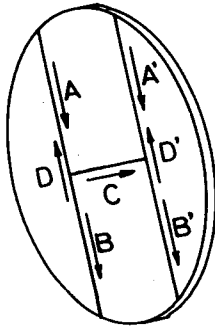


Fig. 3.20 Joints of plates without stiffeners

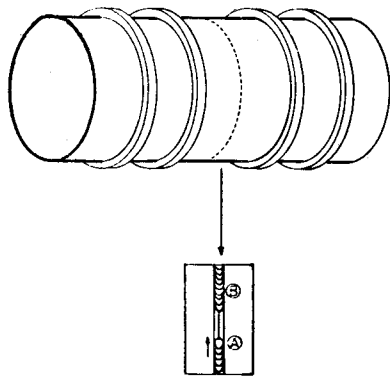


Fig. 3.21 Joints of hull plates of circumferential structure at erection stage

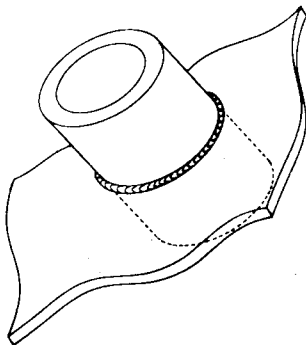
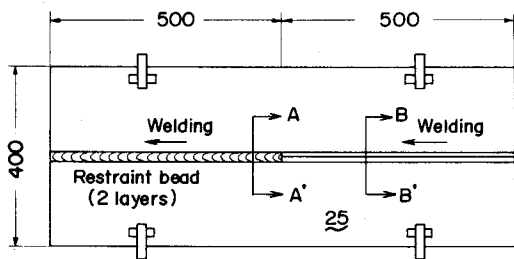


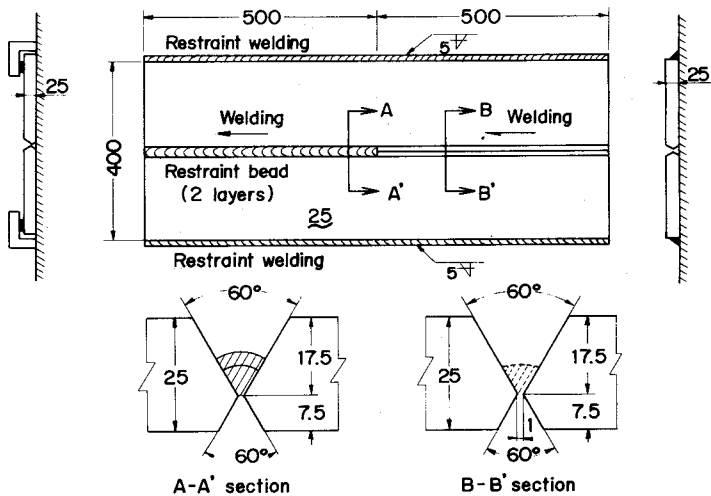
Fig. 3.22 Joints of through pieces in the heavy section plates

Table 3.6 Welding condition

Specimen	Welding	Passes	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (mm/min.)
Free specimen	Restraint bead	2	180	22	140
	Test bead	1	180	22	195
Restraint specimen	Restraint bead	2	180	22	200
	Test bead	1	180	22	205



(a) Free specimen



(b) Restraint specimen

Fig. 3.23 Size and shape of specimen

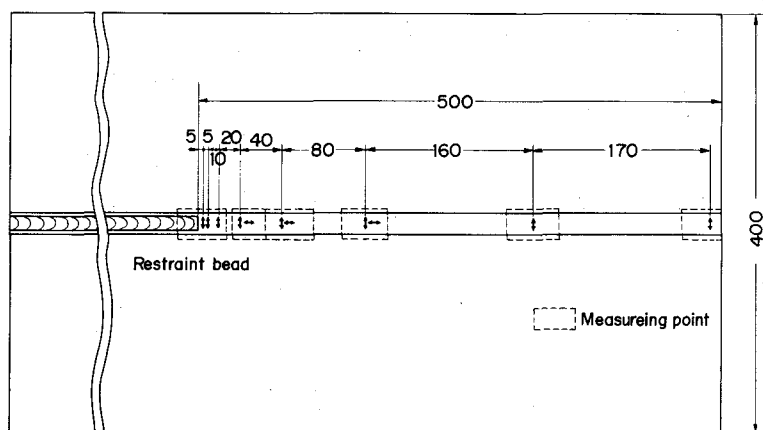


Fig. 3.24 Measuring points of residual stress

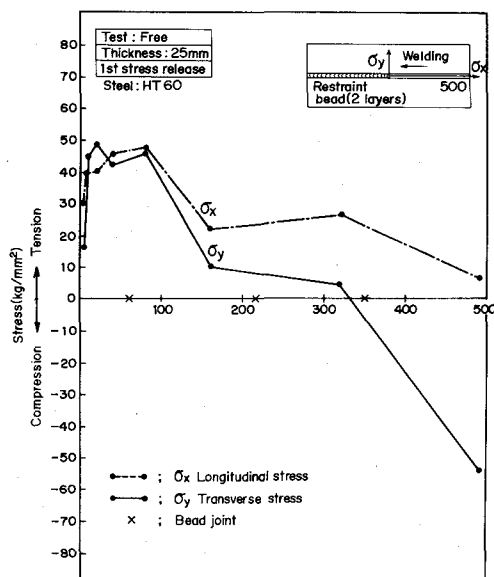


Fig. 3.25 Distribution of residual stress in free specimen

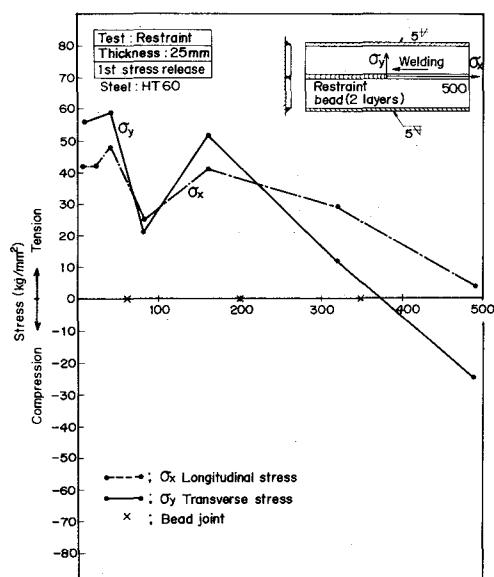


Fig. 3.26 Distribution of residual stress in restraint specimen

本実験によって得られた残留応力分布をFig. 3.25とFig. 3.26にそれぞれ示す。試験溶接部には割れが存在しないことを確認しており、この残留応力の測定結果から試験溶接の各部における拘束応力を知ることができる。拘束すみ肉溶接のない無拘束試験片での残留応力はFig. 3.25のごとく最大47kg/mm²となっており、溶接金属の降伏応力以下である。また、拘束すみ肉によって高い拘束状態になっている場合はFig. 3.26のように前者に比べて高い残留応力が発生して最大応力は降伏応力に等しい59kg/mm²となった。

4.2 拘束状態と割れ防止予熱温度の関係

構造物の各溶接継手は広範囲な拘束状態にあり、そこに生ずる拘束応力もまた広範囲に分布していることが予想される。したがって、その拘束応力に応じた最低予熱温度も連続的に変化することにな

る。しかし実用上からいって溶接継手の拘束状態を何段階かに区別して予熱温度を規定するのが便利である。またこの場合の拘束状態は従来の板厚、拘束間距離などの構造的条件のほかに、その構造物の建造時に採用される組立法、溶接順序などの施工条件も加味してきめるのが実用的であると考えられる。構造物に関しては、主要構造部における板厚、構造、組立法および溶接順序などを考慮し、さらに前述の残留応力の計測の結果から求めた拘束応力を参考として、つぎのごとく3段階の拘束応力に区分することとする。

- 拘束状態 ①：内業工場における部材の板継ぎ溶接のごとく、拘束の比較的弱い状態；Fig. 3 . 23 (a)の継手の拘束応力は溶接順序の影響が入っているため、この拘束状態①の上限にあると考えられ、この場合の拘束応力はH T 60の溶接金属の $0.8\sigma_y$ (47kg/mm^2)であることから拘束状態①は初層溶接で拘束応力が $0\sim0.8\sigma_y$ となるような拘束状態といえる。
- 拘束状態 ②：組立工場あるいは現場におけるブロック継手の溶接のごとく、比較的大きな拘束状態；Fig. 3 . 23 (b) の継手の拘束応力は溶接順序の影響が入っているために、この拘束状態②の上限にあると考えられ、この場合の拘束応力は溶接金属の降伏応力 ($\sigma_y=59\text{kg/mm}^2$) に達している。したがって拘束状態②は初層溶接で拘束応力が $0.8\sigma_y\sim1.0\sigma_y$ の範囲となるような拘束状態といえる。
- 拘束状態 ③：貫通金物のはめこみ溶接あるいは、近接溶接継手が同時期に施工させる場合のごとく溶接継手に生ずる拘束力が互に干渉しあって大きな拘束力を生ずる状態；はめこみ溶接あるいは近接溶接においては施工順序が不具合であると溶接金属の引張応力 σ_T に拘束応力が達し破断することがある。この例は施工順序の問題に関係するところが大きいが、実際の溶接施工においては不可避の場合がある。したがって、この拘束状態③は拘束応力が $\sigma_y\sim\sigma_T$ の範囲に生ずるような拘束状態といえる。

Table 3.7 Optimum preheating temperature for joints under the different restraint condition

Level of restraint condition	Examples of actual structures corresponding to the restraint condition	Preheating temp. (°C)		Cooling time to 100°C (min.)	
		HW63	HT 60	HW63	HT 60
High	Joints of through pieces of patch up plates in the heavy section plates, etc.	150	90	31	15
Medium	Joints of hull plates of ship structure at erection stage, circumferential or spherical joints of pressure vessels, etc.	120	60	22	10
Low	Joints of prime plates, without stiffeners or jigs which act as restraining members	80	40	12	6

以上3段階の拘束応力との関係を概念的に表わすと、Fig. 3 . 27のごとくなる。それぞれの拘束状態にある継手に生ずる拘束応力が割れ発生限界拘束応力以下となるようにすれば、溶接割れは防止できることになる。そこでH W63およびH T 60の限界拘束応力と予熱温度の関係を前掲のFig. 3 . 17とFig. 3 . 18にもとづいてまとめて示すと、Fig. 3 . 28のごとくなる。また同様にして限界拘束応力と100℃までの冷却時間を求めるとFig. 3 . 19のごとくなる。これらの図に示した割れ防止の最低予熱温度および最低冷却時間を求めるとTable 3 . 7のようになる。

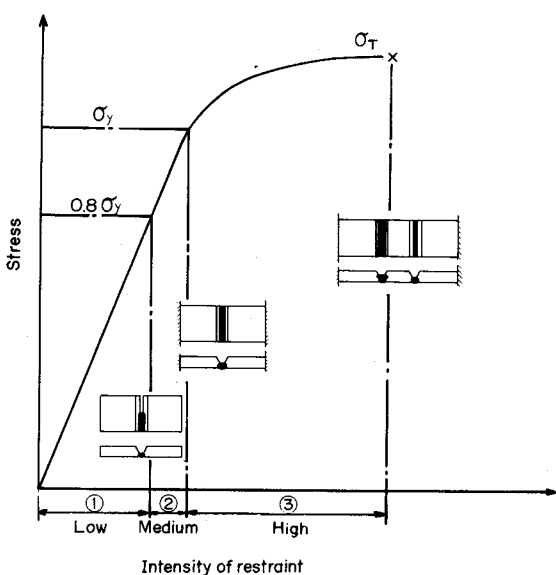


Fig. 3.27 Restraint stress vs. joint condition

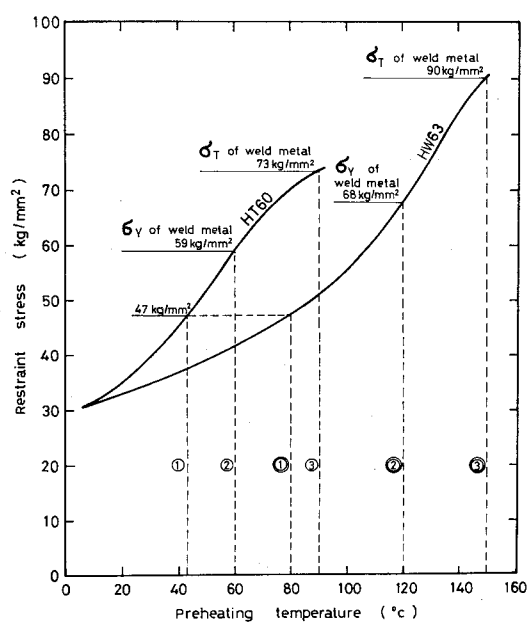


Fig. 3.28 Optimum preheating temperature of the weld joints under different restraint condition

第5節 結 言

本章では高靱性高張力鋼H W63とその比較のためにH T 60の初層溶接について引張拘束割れ試験をおこない、まず初層溶接の割れ発生条件を割れ発生限界拘束応力と予熱温度の関係において求め、つぎに継手の拘束状態に合った割れ防止最適予熱温度の選定法に関して検討をおこなった。本章で得た結論を要約するとつぎのようになる。

- (1) H W63の初層溶接の引張拘束割れ試験では拘束応力が低くなると割れ発生までの時間が長くなる。また、ある拘束応力以下では長時間負荷しても割れが発生しない限界拘束応力が存在する。限界拘束力は予熱温度の上昇とともに高くなる。またH T 60との比較ではH W63は同一予熱温度であっても、限界拘束応力は低い。
- (2) 拘束引張試験の結果から、溶接割れ発生現象を予熱温度と限界拘束応力との関係で整理し、これにより溶接割れ発生領域を示しうる。この関係を用いることにより、実際構造物の各継手に生ず

るであろう拘束応力を予測しうれば、割れ防止の予熱条件を決定しうることを明らかにした。

- (3) 構造物の主要構造の溶接継手の板厚、拘束間距離、組立法、溶接順序、などを考慮して、それらの溶接継手の拘束状態を大、中、小の3段階に大別することを提案し、さらに各拘束状態の段階にある溶接継手に生ずる拘束応力の範囲を予測した。
- (4) その結果、拘束状態の大なる継手では拘束応力が溶接金属の引張り強さまでに、拘束状態の中位の継手ではその溶接金属の降伏応力まで、また拘束状態の小なる継手では、降伏応力の80%までにそれぞれ達しうることを示し、さらに先に求めた予熱温度と限界拘束応力の関係からH W63の各拘束状態での割れ防止の予熱温度を設定すれば拘束の大なる継手では150℃以上、拘束の中位の継手では120℃以上、拘束の小なる継手では80℃以上となることを明らかにした。

第 4 章 多層溶接割れ防止施工条件の設定

第 1 節 緒 言

前章において初層溶接割れの挙動について検討を加えたが、船舶、橋梁、圧力容器などの大型構造物ではそれらの主要構造部材の板厚からいって大部分の溶接施工は多層盛りでおこなわれているといえよう。したがって構造物の溶接施工時の割れ防止を検討する場合、多層盛り溶接の割れ挙動を知ることが必要である。

しかしながら多層盛溶接の割れに関する基礎的研究は初層溶接に比較してきわめて少なく、その中で多層溶接に関する研究として軟鋼の拘束応力を取扱った研究^{38) 39)}あるいは高張力鋼の拘束応力と割れ発生条件の関係に関する研究⁴⁰⁾などがあげられ、それぞれ残留応力の状態あるいは一定の拘束応力下の割れ現象を知るにはいずれも非常に有益な報告であるが、それらは実際の継手が受けると考えられる多層盛り溶接の拘束応力の発生過程と割れとの関係については触れていない。

またこのように基礎研究の少ない事実に関連して実際の多層溶接における溶接割れ防止の施工条件は初層溶接の実験結果にもとづき規定することがよくおこなわれ、経験的にはこの方法は有効であることは認められているが、これがどの程度妥当性があるかまだ十分に解明されていない。

多層溶接はパスあるいは層が増加することにより、とりうる溶接施工方法の組合せが多くなり、これが多層盛り溶接の実験を困難なものとしている一つの理由となっているが、実際の高張力鋼の溶接において用いられる施工法としては、通常の方法として継手を一定の予熱パス間温度に維持しながら連続的に溶接をおこない、溶接完了後常温に冷却される場合と、仮付け溶接のごとく比較的少ない所定の層で溶接が一旦終了常温まで冷却される場合が考えられ、その他に作業の都合でパス間温度を維持しながら溶接の途中層で中断する場合が想定される。

そこで本章ではそれぞれの施工法にしたがった拘束条件で多層盛り溶接の定変位引張拘束割れ試験をおこない、予熱パス間温度と応力発生過程との関係において割れ挙動について検討を加え、割れ防止に有効な積層法と予熱温度を明らかにする⁴¹⁾。

第 2 節 実験方法

2・1 供試材料および試験片寸法

本章での実験に使用した鋼材は本研究の対象構造物である耐圧殻用に新たに開発された高靱性高張力鋼 H W63 で、その板厚は 31mm のものである。供試溶接材料も H W63 用として新たに開発された 4mm ϕ の被覆アーク溶接棒 E63(A) を用いた。すなわち供試鋼材と供試溶接材料はともに前章の初層溶接の実験に用いたものと同じである。供試材料の化学成分と機械的性質を Table 4.1 に示す。なお溶接材料の機械的性質は前章での試験結果より少し低くなっているが要求性能を十分満足する値である。

溶接棒は使用前に400℃・1時間の再乾燥をおこなった後150℃に保持したものを用了。

本実験で使了した試験片の形状および寸法と試験溶接部の開先形状の詳細をFig. 4.1に示す。開先形状は前章と同様に初層溶接の割れ試験として一般に用いられるy型を用いて前章で得られた初層溶接の割れに関する知見を生かせるようにした。本章での試験片の寸法は前章の初層溶接の実験の $l = 500\text{ mm}$ の試験片に等しくなっている。

Table 4.1 Chemical composition and mechanical properties of steel and weld metal

Material	Plate thick. (mm)	Heat treatment	Chemical composition (%)											Mechanical properties		
			C	Si	Mn	P	S	Cu	V	Ni	Cr	Mo	Ceq.*	Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	El. (%)
HW63	31.0	Q&T	0.12	0.28	0.55	0.012	0.005	0.14	—	2.89	0.75	0.40	0.55	71	76	30
E63A1	—	—	0.05	0.36	0.95	0.008	0.010	—	—	2.75	0.55	—	0.40	64	75	20

Y.P. . . . Yield strength, T.S. . . . Tensile strength, El. . . . Elongation (Gage length : 50mm)

* Ceq. (%) = $C + \frac{1}{24} Si + \frac{1}{6} Mn + \frac{1}{40} Ni + \frac{1}{5} Cr + \frac{1}{4} Mo + \frac{1}{14} V$

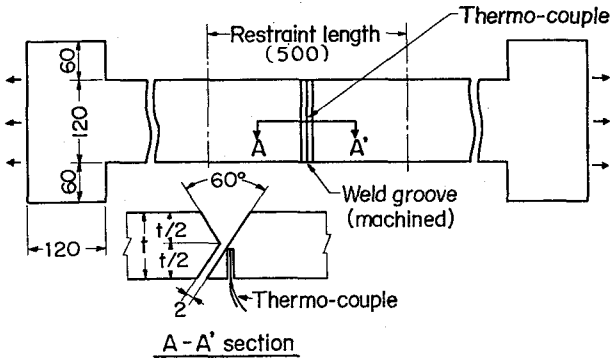


Fig. 4.1 Size and shape of test specimen

2・2 試験方法

緒言で述べたように本章では定変位型引張拘束割れ試験法（RRC試験）を用いて前章で得られた初層溶接の溶接割れ防止に関する知見を基礎として多層溶接の場合について検討する。RRC試験法は100 ton容量の専用引張試験機（Fig. 3.2, 3.3）と変位測定装置（Fig. 3.4）を用いて実験をおこなったが、この試験法は第3章と同じであるので試験法の詳細については本章では省略する。

試験片の予熱は開先近傍に取付けた8個のストリップヒーター（1個の容量は250 W）を用いておこない、開先ルート部近傍に挿入した熱電対（Fig. 4.1参照）によって得られた温度で予熱温度を管理した。各予熱温度におけるヒータ入熱のみによる試験片の引張軸方向の温度分布を示すとFig. 4.2のようになる。なお本実験では予熱温度とパス間温度が等しい場合の多層溶接について検討を加えているが、パス間温度もルート部に挿入した熱電対の測定温度で管理した。多層溶接では層を重ねる度に温度測定点から溶接部が離れるが、予熱パス間温度が高々150℃であることと積層による溶接部の温度の均一化を考えるとビード表面で測定した場合と大差はないと考えられる。なお本実験では

すべて予熱ヒータは設定予熱温度が得られた後は通電していない。

試験溶接は各試験片とも同一溶接条件でおこなった。溶接条件とその積層法を Table 4.2 に示す。
なお予熱条件は R.T. (20℃) , 50℃ , 100℃ , 150℃ の 4 条件とした。

溶接割れの検出は前章同様拘束力の発生状況と断面マクロの両面から調べた。断面マクロの採取位置は前章の Fig. 3.6 と同じである。

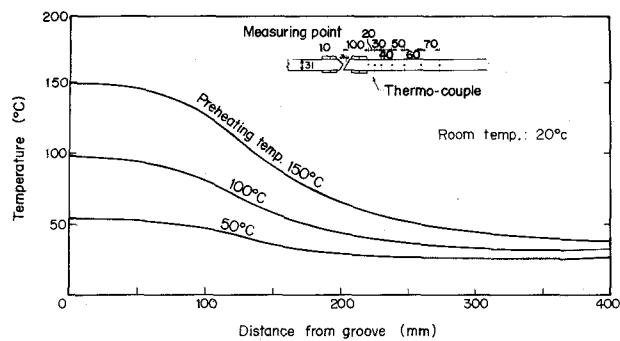
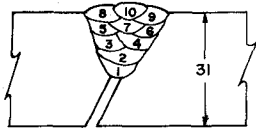


Fig. 4.2 Distribution of temperature in direction of test specimen

Table 4.2 Welding condition

Welding current	Arc voltage	Welding speed
170 A	28 v	150 mm/min

Sequence of weld bead



2・3 試験条件の検討

本試験では溶接割れの発生が予想される拘束の強い状態での多層溶接の拘束応力の発生過程と割れ挙動について検討をおこなうが、設定拘束状態としては初層溶接によって鋼材の降伏応力に等しいような拘束応力が発生する場合を選んだ。このような拘束状態は第 3 章での実験結果である Fig. 3.7 および計算結果の Table 3.5 を参照することによって板厚が 3.1 mm の場合では拘束間距離 ℓ が 500 mm の場合に相当することが容易に理解できる。そこで Fig. 4.1 の試験片形状に示したように本実験では拘束間距離 $\ell = 500$ mm について実験をおこなった。

本実験では緒言で述べたように実際の溶接施工において想定される 3 つの場合についてそれぞれ検討をおこなうためにテストⅠ、テストⅡの 2 種の試験をおこなった。なお本実験において予熱温度とパス間温度は同一としている。各予熱パス間温度を維持しながら最終パスまで溶接をおこなう通常が多層溶接の場合、および仮付溶接のように完全な継手を形成する以前の途中層で溶接を終了してそのまま室温まで冷却する場合についての実験をテストⅠでおこなう。すなわちテストⅠは RRC 試験において溶接を 1, 4, 7, 10 (最終パス) パスで終了した場合で R.T., 50, 100, 150℃ の各予熱温度について実験をおこなう。最後に予熱パス間温度を維持しながら溶接がおこなわれてきた多層溶接の途中層において溶接が中断され、パス間温度を予熱ヒータで長時間保持しておく場合であるが、本実験ではこのような場合のうちできびしい条件と考えられる条件をテストⅡとした。テストⅡは 1, 2, 4 の各パスで溶接を終了してその溶接部がパス間温度まで冷却したときに発生した拘束力

をそれ以後も保ったまま室温まで冷却させる試験法である。各試験条件をまとめると Table 4.3のようになる。

Table 4. 3 Test conditions

Kind of test	Preheating temp. or interpass temp.	Number of passes				
		1	2	4	7	10
Test I [restraint length x 500mm]	R.T. (20°C)	○	○	○	○	—
	50°C	○	○	○	○	○
	100°C	○	○	○	○	○
	150°C	—	○	○	○	○
Test II [restraint length x 500mm]	R.T. (20°C)	—	—	—	—	—
	50°C	○	○	○	○	○
	100°C	○	○	○	—	—
	150°C	○	○	○	—	—

第3節 多層溶接における拘束力の発生過程

3・1 拘束力におよぼすパス数と予熱パス間温度の影響

本項では実験によって得られた多層溶接の拘束力の発生過程を各パス数と予熱パス間温度について整理をおこない、あわせて若干の検討を加える。まず拘束力の発生過程をテストⅠの予熱パス間温度が室温で第8パスまで溶接した場合を示した Fig. 4.3 について考えてみる。拘束力の第1パスの発

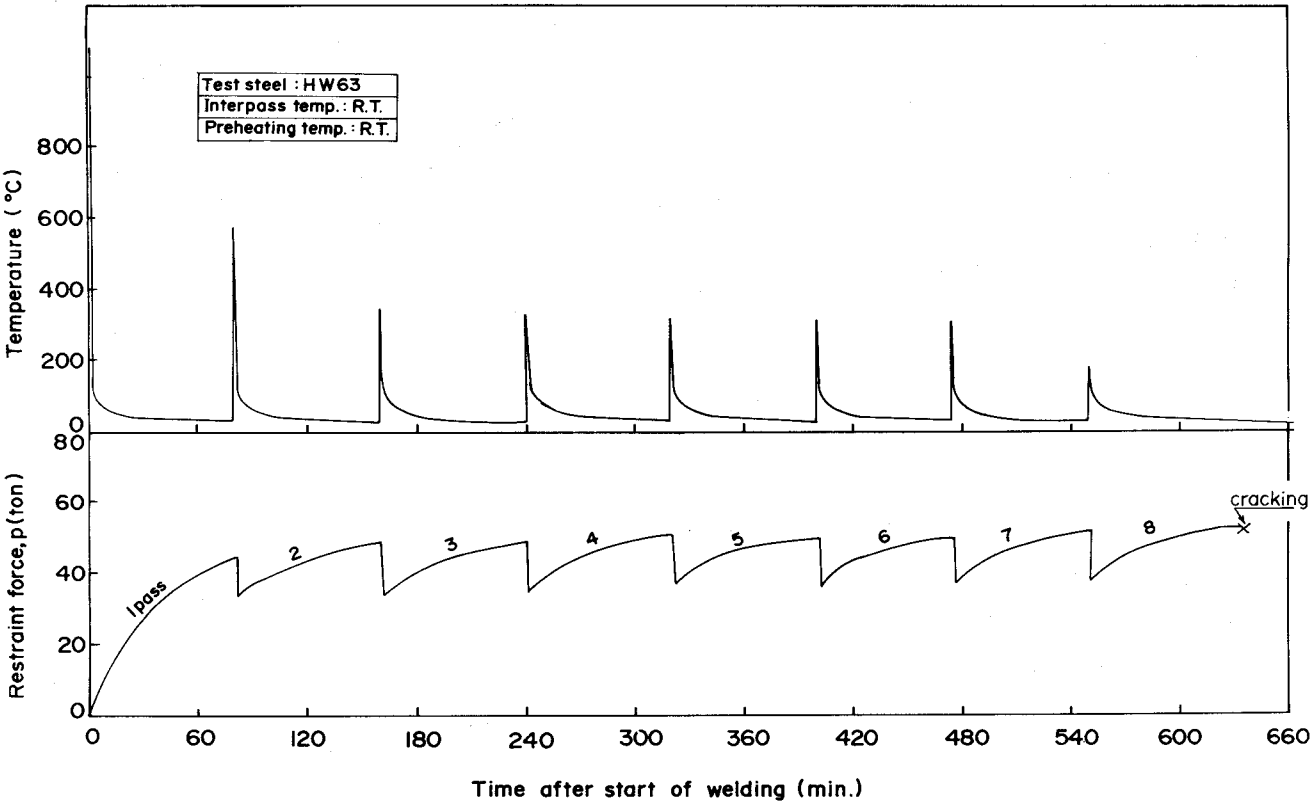


Fig. 4. 3 Restraint force and cooling curves (preheating temp.:R.T.)

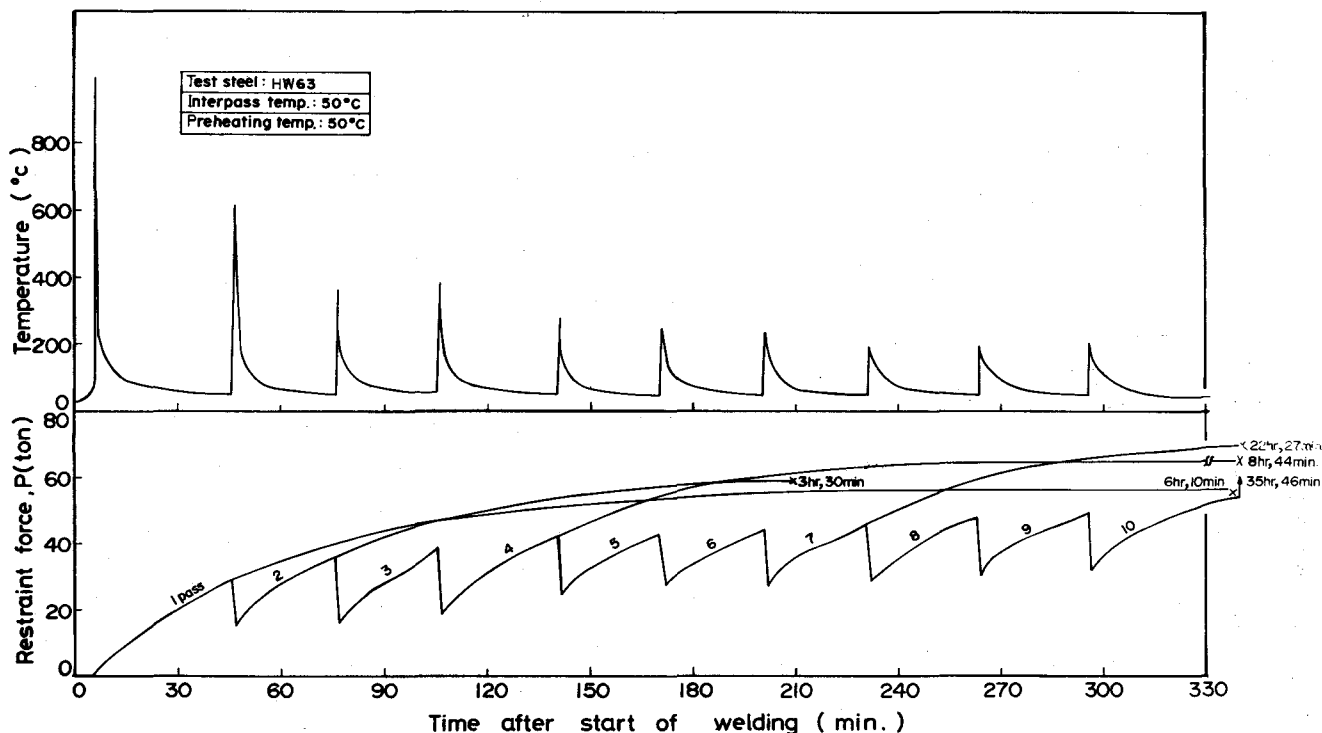


Fig. 4. 4 Restraint force and cooling curves (preheating temp.: 50°C)

生過程は第3章で示した初層溶接の拘束力の発生過程で述べたように拘束力は時間の経過とともに上昇しており、試験片全体が室温まで冷却することによってある一定の最終拘束力となる。第2パス以後の拘束力の発生過程の特長は各パスとも溶接直後に拘束力が急に減少し、その後時間の経過とともに拘束力が上昇して結局溶接直前の最終拘束力よりも高い値に収束するところにある。このように最終拘束力は層を重ねるたびに増加していくが各パスごとの増分は次第に減少している。Fig. 4.3の上側には各パスにおける溶接ルート部での温度が示してあるが、前節の実験方法において述べたように温度測定点が増えるにしたがって溶接ビード部から離れるのでピーク温度は次第に低くなっているが、ピーク近傍を除けばその冷却曲線は板厚方向の温度分布の均一化によって同様の曲線が得られている。

Fig. 4.4, 4.5, 4.6に予熱パス間温度がそれぞれ50°C, 100°C, 150°CのときのテストIの結果をすべて示した。これらの結果をまとめると次のような傾向をとらえることができる。まず第2パス以後は溶接直前の拘束力（パス間拘束力と呼ぶことにする）は室温で得られた最終拘束力よりも小さく予熱温度の上昇とともに小さくなる。しかし途中層で溶接を終了したときの各パスの最終拘束力は逆に室温のそれよりも高く予熱温度の増加とともに大きくなる。パス数とパス間拘束力の関係をみると各予熱パス間温度とも拘束力はパス数の増加とともに増加する。なお予熱パス間温度が室温の場合は1個の試験片で各パスの最終拘束力まで求められるが、その他の場合には試験条件表のTab-

le 4.3 に示した数だけ試験片が必要である。

本実験では発生する拘束応力の設定を高くしているので実験の途中で割れが発生することがあり、
図中に示したような時間で破壊が発生している。しかし拘束力に注目した場合には拘束力の発生過程
から考えて破壊発生時の値を最終拘束力値として採用しても良いと考えられる。しかし予熱をしない

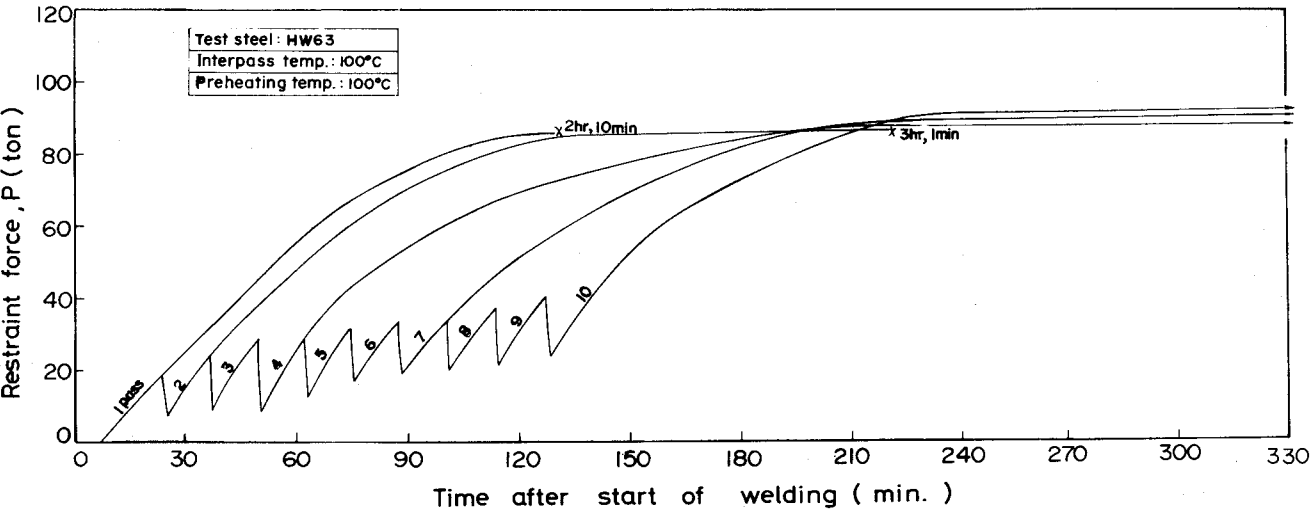


Fig. 4. 5 Restraint force during cooling (preheating temp.: 100°C)

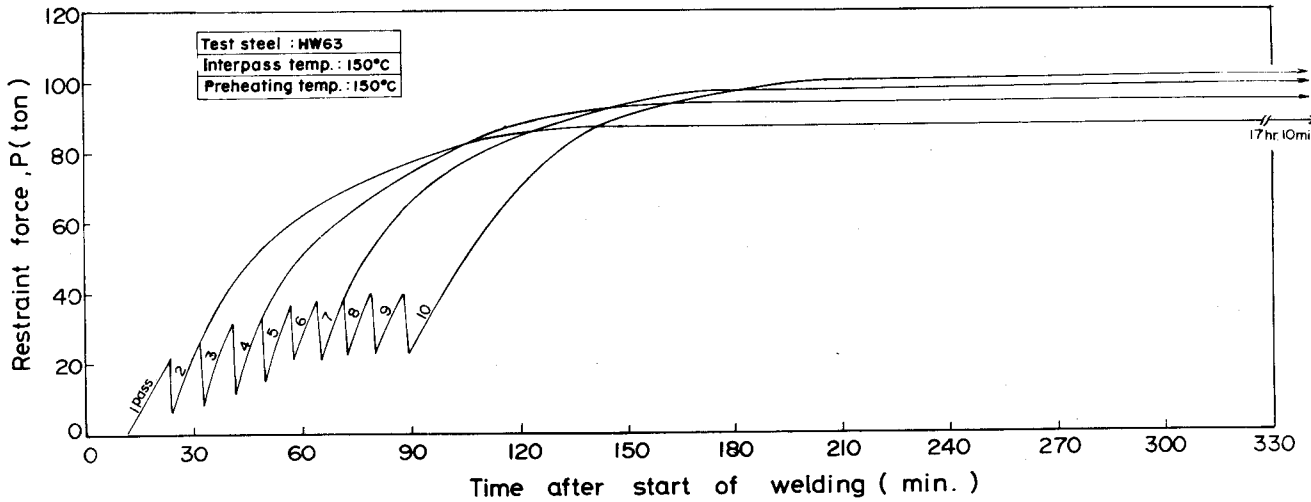


Fig. 4. 6 Restraint force during cooling (preheating temp.: 150°C)

場合には破壊発生時期が早くて最終拘束力が求められないので約 100°C に冷却した時に 100°C を
維持するように加熱を 30 分位おこなうことによって割れを防止してから室温まで冷却した。したが
って Fig. 4.3 は実験値からの推定曲線である。

以上得られた結果から最終拘束力を各パスごとに整理すると Fig. 4.7 のようになる。またこの拘
束力を溶接部ののど厚部の断面積で割って求めた最終拘束応力は、Fig. 4.8 のようになる。この図

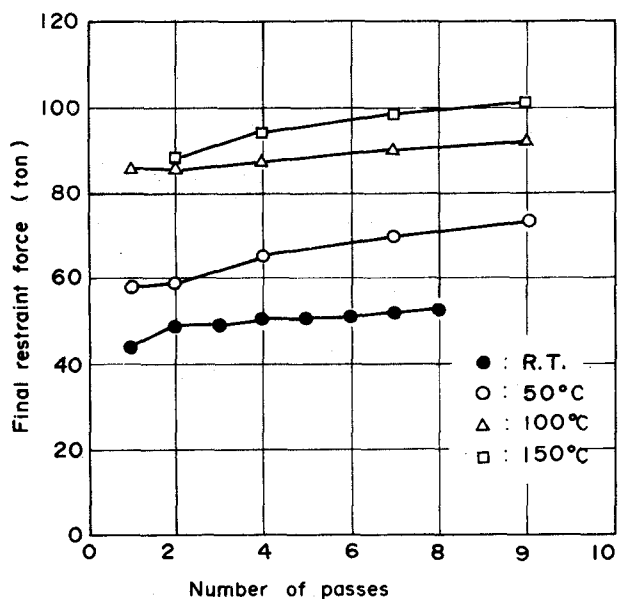


Fig. 4.7 Relation between number of passes and final restraint force

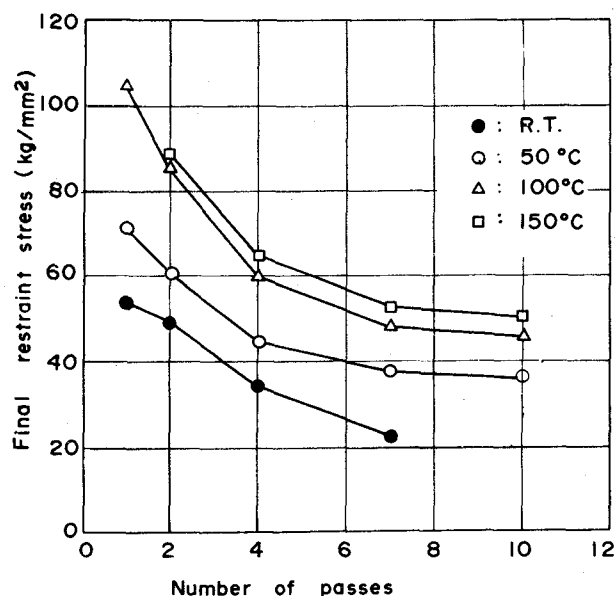


Fig. 4.8 Relation between number of passes and final restraint stress

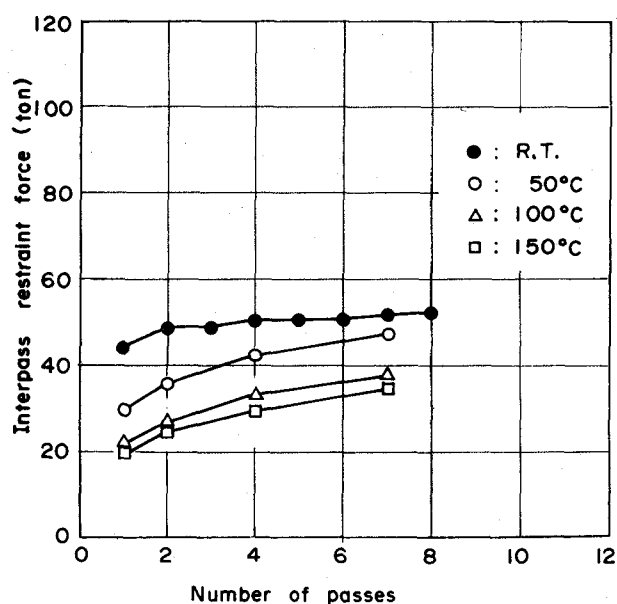


Fig. 4.9 Relation between number of passes and interpass restraint force

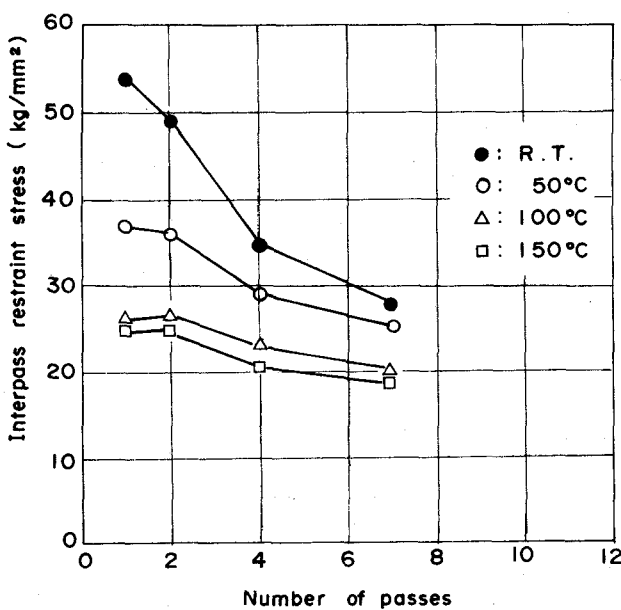


Fig. 4.10 Relation between number of passes and interpass restraint stress

からわかるように最終拘束応力はパス数の増加とともに減少し、その減少量はパス数の小さいところ程大きい。またその大きさは予熱パス間温度の上昇とともに増加する傾向にある。この結果に若干の考察を加えてみると次のようになる。

まず拘束力がパス数とともに増加し逆に拘束応力がパス数とともに減少することを考えてみる。拘束力の増加は従来の実験結果や経験的な結論より推定されるようにパスを重ねるたびに増加する多層

溶接の収縮から考えて自明のことである。拘束応力の低下はパス数を重ねる時の拘束力の増分とのど厚断面積の増分のバランスから説明される。すなわち多層溶接では拘束力（収縮量）が増加する以上にのど厚の増加が大きく、この結果拘束応力の減少となる。次に予熱パス間温度の影響について考えてみる。実験結果によると予熱パス間温度が高い程その拘束応力が高くなっているが、これは第1パスを溶接する以前において予熱ヒータによる拘束距離間での試験片の熱膨張によって生じている。予熱温度を上げるとそれに伴い試験片の膨張が大きくなりこれが試験片の溶接後の冷却とともに収縮して、この収縮を拘束することにより大きな拘束応力が発生する。

次にパス間における拘束力および拘束応力について考えてみる。Fig. 4.9 および Fig. 4.10 はパス間拘束力およびパス間拘束応力とパス数との関係を各予熱パス間温度で整理したものである。パス間拘束力はパス数とともに上昇してゆくのは最終拘束力と同じであるが、その大きさは最終拘束力の場合とは逆に予熱パス間温度が高い程低くなっている。これはパス間温度の高いもの程そのパス間時間は短かく拘束力が高くなる以前に次のパスを置くためである。なお、パス間拘束力および最終拘束力に関する理論的考察は次の3・2項において述べることにする。また他の研究³⁸⁾によればパス間拘束力は3～4パスでピークを示しているが、著者のおこなった計算および実験では再現できなかった。

以上はすべてテストⅠの結果であるが、次にテストⅡについて示すと Fig. 4.11, 4.12, 4.13のようになる。この実験は2・3項で述べたように溶接を途中で中断した時を想定した実験で、その実験条件はある途中層まで溶接をおこなってその溶接部が設定パス間温度となった時の拘束力を以後の冷却過程で維持することにある。すなわち最初R R C試験をおこない溶接部がパス間温度になった時、その時の荷重を維持するようなT R C試験に切替える試験法である。したがって図に示すように各パスにおける各拘束力はテストⅠのパス間拘束力に等しくなっており、Fig. 4.9 および Fig. 4.10 がそれぞれテストⅡの拘束力および拘束応力を示すことにもなる。

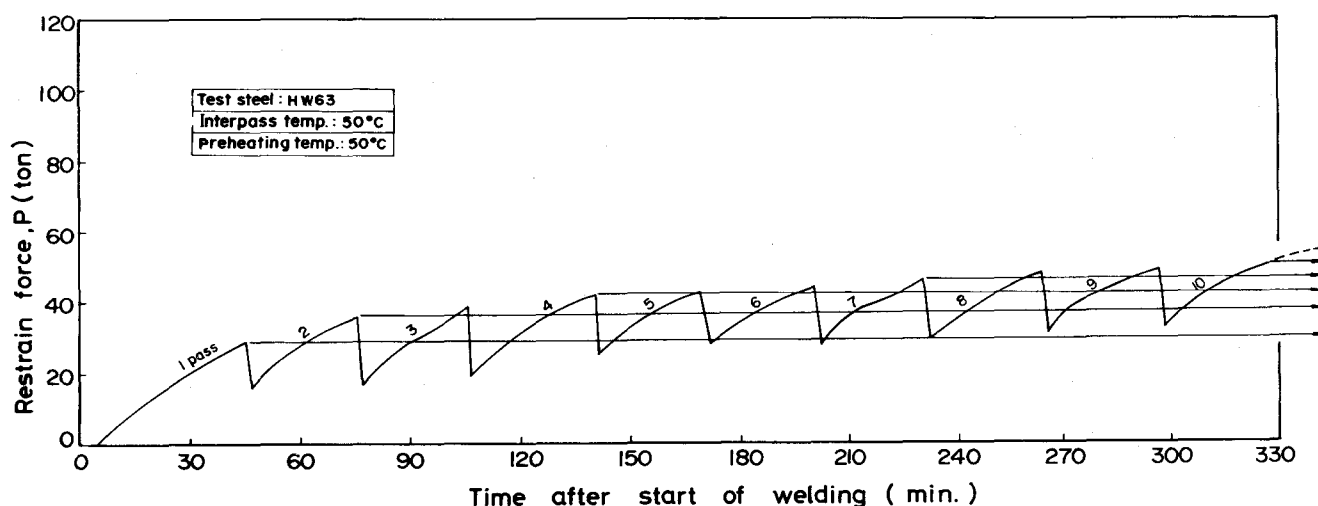


Fig. 4.11 Restraint force for Test II (preheating temp.: 50°C)

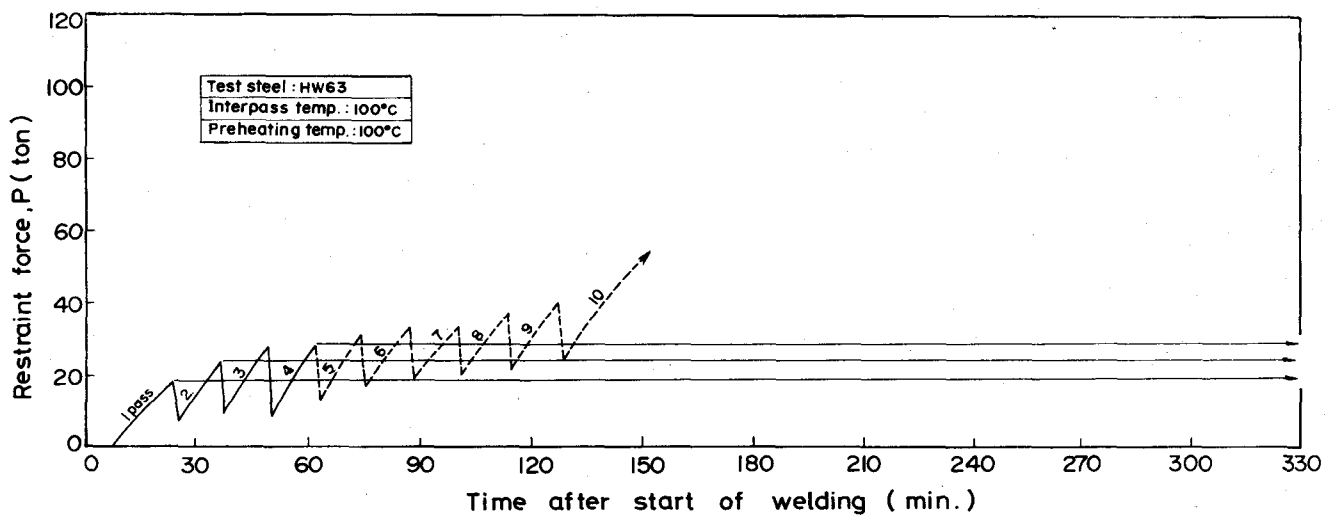


Fig. 4.12 Restraint force for Test II (preheating temp.: 100°C)

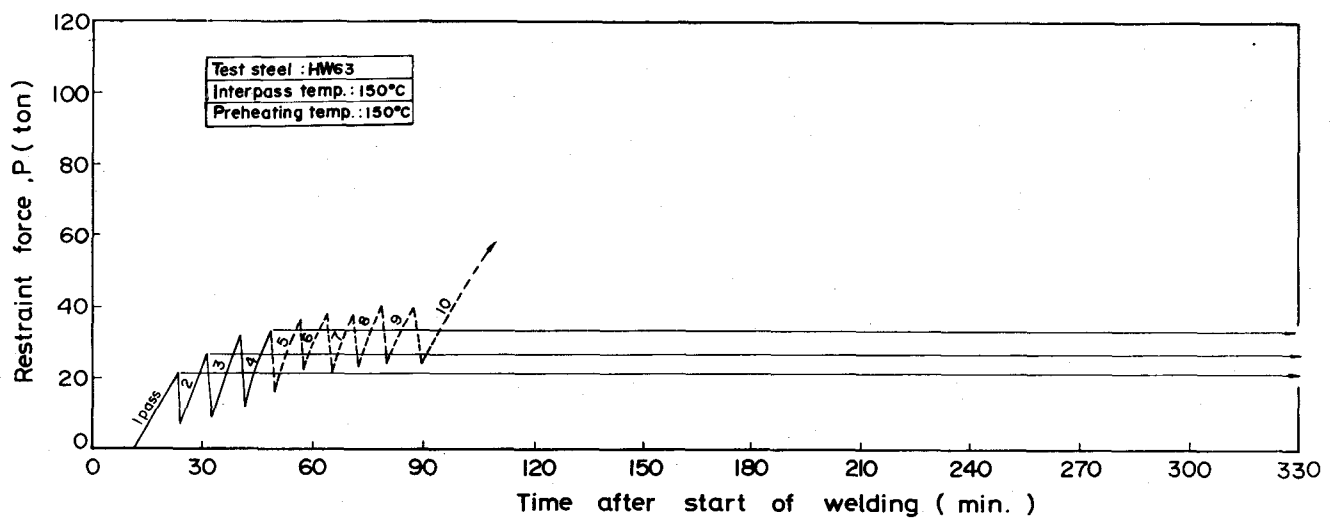


Fig. 4.13 Restraint force for Test II (preheating temp.: 150°C)

3・2 拘束力の発生過程に関する理論的検討

本項では前項で得られた実験結果と従来の実験および理論的検討をもとにして、多層溶接の拘束力の発生状況に関する理論的検討をおこなった。従来多層溶接はその現象が非常に複雑であるため、あまり理論的検討はおこなわれていなかったが、最近では有限要素法 (FEM) の熱弾塑性プログラムが一般化してきており、これを用いた多層溶接の解も発表されている^{42) 43)}。このようにFEMを駆使して個々の境界条件に関する多層溶接の様々な問題が次第に解かれつつあるが、この手法の特性から各々の現象の理論的考察の集約から得られるような一般化された解は得られていないのが現状である。

したがって本研究では多層溶接の拘束力の発生過程に関する定性的傾向のみを簡単な理論の組合せによって再現を試みた。なお本項では実験式は別としてその理論式はすべて熱弾性仮定が成立するものとして問題を単純化して展開した。こゝでは熱弾性仮定であるので拘束力と収縮量は継手の拘束度を比例定数とした正比例の関係となる。したがって拘束力そのものを直接的には取扱わずに拘束力を発生させる原因となる多層溶接に生じる自由収縮に着目した。

初層溶接の収縮に関しては第3章でその一部については考察したが、多層溶接の収縮過程の基礎としてこゝで検討する。初層溶接に関する研究は他の研究で良く検討されており³⁶⁾、その収縮過程をその起因によって次に示すような3段階にわけて意味づけられている (Fig. 4.14 参照)。

(1) 第 1 段階

これは Fig. 4.14 に示すように全収縮過程の最初の収縮段階である。溶接凝固時に溶接によって生じた開先内の局所的な熱膨張が時間経過によって生じる板厚方向の温度の均一化によって収縮となり、これが起因して生じる収縮である。この時期は溶接開始からの時間を t_1 とすると次式を満たす時期に相当する。

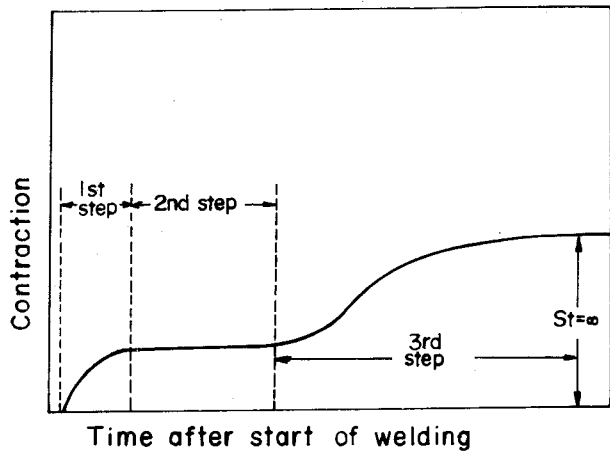


Fig. 4.14 Schematic diagram of contraction curve

$$hcr \leq 4\pi kt_1 \leq h^2 \quad (h \geq hcr) \tag{4.1}$$

$$hcr = \sqrt{\frac{Q}{c\rho(\bar{H})ws}} \tag{4.2}$$

こゝに h : 板厚, hcr : 限界板厚, k : 熱拡散係数, Q : 溶接入熱, c : 比熱, ρ : 密度, $\bar{H}_{ws}$: 溶着金属の凝固温度
いま収縮量を $S_1(t_1)$ とすると第1段階での収縮量は次式で表わされる。

$$S_1(t_1) = \alpha \textcircled{H} w s h c r \left\{ 1 - \frac{h c r}{\sqrt{4 \pi k t_1}} \cdot e^{-a^2 t_1} \right\} \quad (4.3)$$

こゝに a^2 : 熱放散に関する定数

α : 線膨張係数

(2) 第 2 段階

この段階は Fig. 4.14 に示すように収縮のおこらない時期で、板厚方向の温度も均一になり、しかも溶接入熱がすべて拘束間距離 (ℓ) にあるために生ずる。この時期は次式を満足する時期である。

$$h^2 < 4 \pi k t_1 \leq \ell^2 / 4 \quad (4.4)$$

$$S_1(t_1) = \alpha \textcircled{H} w s h c r \left\{ 1 - h c r / h \cdot e^{-a^2 t_1} \right\} \quad (4.5)$$

(3) 第 3 段階

初層溶接の収縮過程の最終段階で拘束間距離から外部に熱が逃げていくことによって生ずる収縮で、この時期は次式を満足する時間でおこる。

$$4 \pi k t_1 \geq \ell^2 / 4 \quad (4.6)$$

$$S_1(t_1) = \alpha \textcircled{H} w s h c r \times \left\{ 1 - \frac{h c r}{h} \Phi(\beta_1) \times e^{-a^2 t_1} \right\} \quad (4.7)$$

$$\Phi(\beta_1) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\beta} e^{-\beta_1^2} d\beta_1 \quad (\text{誤差関数}) \quad (4.8)$$

$$\beta_1 = \frac{\ell}{4\sqrt{k t_1}} \quad (4.9)$$

結局 最終収縮量 $S_1 f$ は次式のようにになる。

$$S_1 f = \alpha \textcircled{H} w s h c r \quad (4.10)$$

多層溶接の自由収縮は従来の実験結果から次のような実験式が与えられている。それによると n パスまで溶接した時の最終収縮量の合計は次式で表わされる。⁴⁴⁾

$$\sum_{n=2}^n S n f = C_1 \left(\frac{A}{h^2} \right) \log n \quad (4.11)$$

こゝに $S n f$: n パス目を溶接したことによって発生する最終収縮量の増分, C_1 : 溶接棒と溶接条件によつて決まる定数, A : 開先断面積。著者が別におこなった多層溶接の自由収縮の実験結果によればその最終収縮量は Fig. 4.15 のようになり、⁴⁵⁾ 材料および溶接条件は本実験とほぼ同じであった。なお Fig. 4.15 中に示してある実線は (4.11) 式により求めたものである。このように多層溶接の最終収縮量が (4.11) 式から求められることがわかった。

つぎに多層溶接の収縮過程について初層溶接の理論式と Fig. 4.3 の実験結果を参考にして考えてみる。
 Fig. 4.3 をモデル化したのが Fig. 4.16 でこの図においてこれまでの考察から 1 パスの $S_1(t_1)$ および S_{1f} , また S_{2f} , S_{3f} がそれぞれ求まっている。したがって各パスの収縮量 $S_n(t_n)$ が t_n の関数として求められれば Fig. 4.3 のような予熱しない場合の多層溶接の収縮の発生過程がすべて求まることになる。

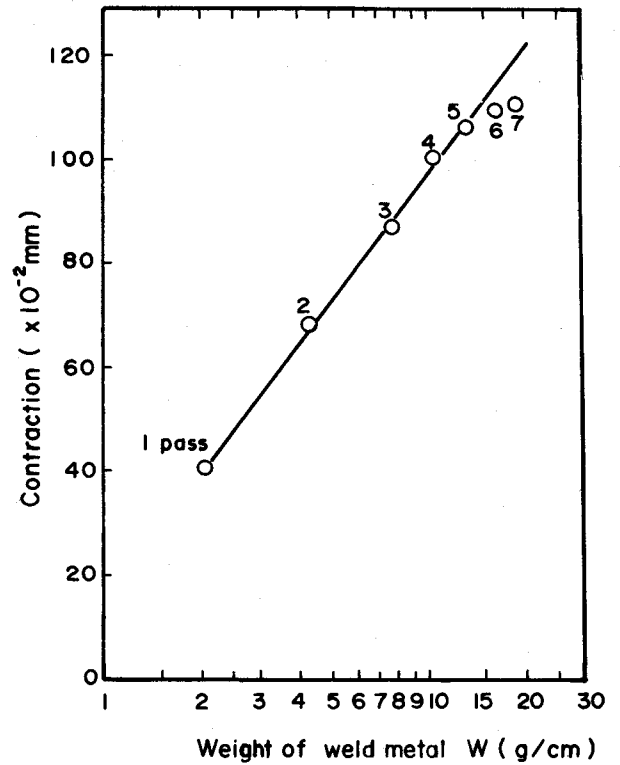


Fig. 4.15 Relation between contraction of multiple pass welds and weight of weld metal

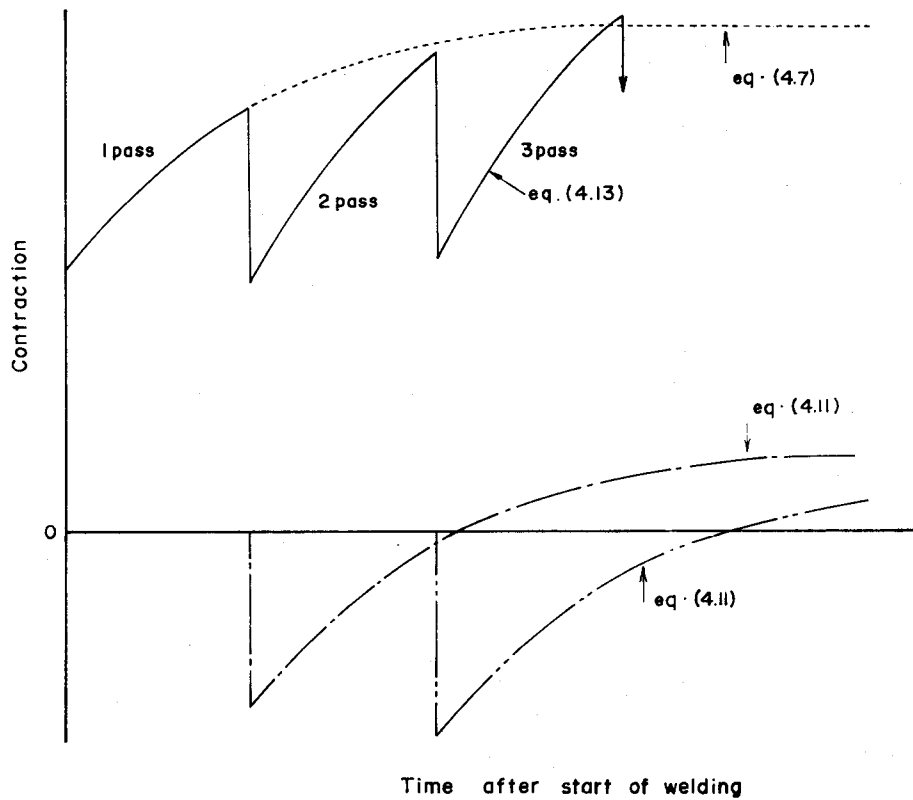


Fig. 4.17 Schematic diagram of calculation method for multiple pass welding

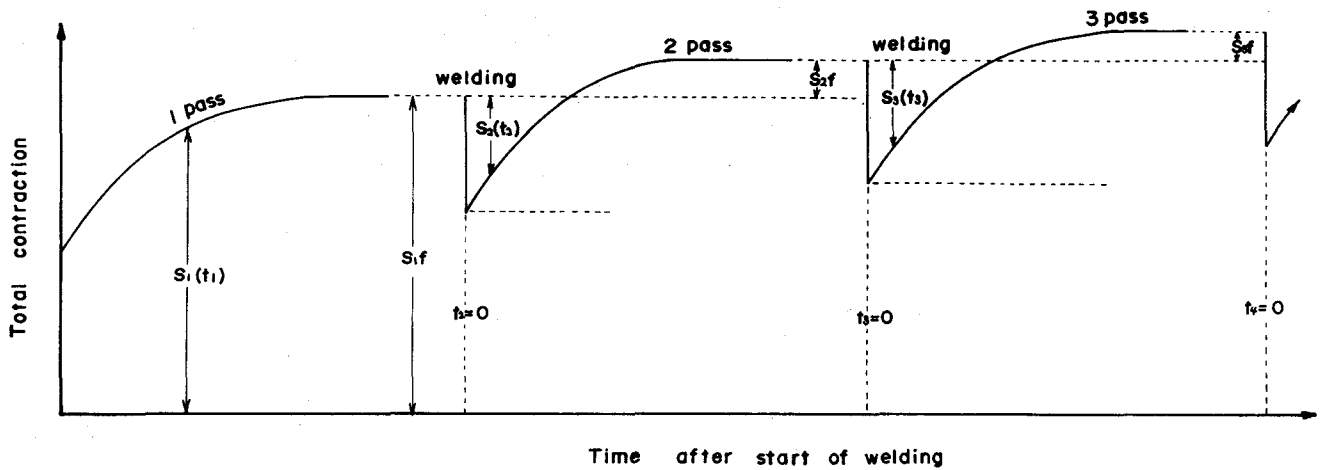


Fig. 4.16 Schematic diagram of contraction curve in multiple pass welding

Fig. 4.16 の 2 パス以後の拘束力はまず溶接直後には溶接入熱による熱膨張によって急激に総収縮量は少なくなり、以後溶接部の冷却とともに収縮量は増加して最終的に前パスまでの総収縮量より S_{nf} だけ収縮量が増加する。この収縮過程のほとんどは初層溶接の第 3 段階と同じように溶接入熱が熱伝導・熱放散によって拘束距離間から減少するためと考えられる。したがって多層溶接の収縮をモデル化して、この収縮過程は初層溶接の第 3 段階の式 ((4.7) 式) が成立すると仮定すると、最終収縮量は (4.11) 式より既知であるので第 n パスをおいたときの収縮の増分 $S_n(t_n)$ が決定される。

$$S_n(t_n) = S_{nf} - \alpha \Phi_{ws} hcr^2 \Phi(\beta_n) \cdot e^{-a^2 t_n/h} \quad (4.12)$$

$$\beta_n = \frac{\ell}{4\sqrt{kt_n}}$$

こゝに t_n : n パスを溶接してからの時間

本項では熱弾性的挙動を仮定しているので上述のように求めた各パスの収縮過程の式から任意のパス間時間 (パス間温度) の場合の収縮過程が単に個々のパスでの収縮を加算することにより求めることができる。Fig. 4.17 はこの関係を図示したもので図中の破線は 1 パスだけの収縮曲線、1 点鎖線および 2 点鎖線はそれぞれ 2 パス、3 パスだけの収縮曲線を表わしている。実線は各パスの収縮曲線を加算した時の収縮量で本実験結果の予熱パス間温度が 50°C 以上の場合に相当することが図を比較することによって明らかである。この関係を式で表示すると次の様になる。 n パス目での収縮量を

$$\sum_{n=1}^n S_n(t_n) \text{ とすると}$$

$$\sum_{n=1}^n S_n(t_n) = S_1(t_1) + S_2(t_2) + S_3(t_3) + \dots S_n(t_n)$$

(4.7), (4.10), (4.11), (4.12) 式より

$$\sum_{n=1}^n S_n(t_n) = S_{1f} - \alpha \Phi_{ws} hcr^2 \Phi(\beta_1) \cdot e^{-a^2 t_1/h} + S_{2f} - \alpha \Phi_{ws} hcr^2 \Phi(\beta_2) \cdot e^{-a^2 t_2/h}$$

$$\begin{aligned}
& + S_3 f - \dots + S_n f - \alpha \textcircled{H} w s h c r^2 \Phi(\beta_n) \cdot e^{-a^2 t_n/h} \\
& = S_1 f + \sum_{n=2}^n S_n f - \alpha \textcircled{H} w s h c r^2/h \times \sum_{n=1}^n \left\{ \Phi(\beta_n) \cdot e^{-a^2 t_n} \right\} \\
& = \alpha \textcircled{H} w s h c r + C_1 \left(\frac{A}{h^2} \right) \log n - \alpha \textcircled{H} w s h c r^2/h \times \sum_{n=1}^n \left\{ \Phi(\beta_n) \cdot e^{-a^2 t_n} \right\} \quad (4.13)
\end{aligned}$$

(4.13) 式に実験に使用した条件を代入すると Fig. 4.18 のようになる。この場合、予熱パス間温度が R.T., 50°C, 100°C のパス間時間は実験ではほぼ一定で、それぞれ 80 分, 30 分, 13.3 分であったのでパス間時間をあわせて計算をおこなった。実線および破線で示した予熱パス間温度がそれぞれ R.T., 50°C に相当する収縮曲線は Fig. 4.4 および 4.5 で示した拘束力の曲線とその傾向が良く一致している。

しかし一点鎖線で示した予熱パス間温度 100°C に相当する曲線は実験結果 (Fig. 4.6) とその傾向が違っている。これは予熱の効果が入っていないのが主たる原因と考えられる。しかしパス間温度を上げてパス間時間を短くすると実験においても拘束力が減少していき圧縮にまでなることはありうる。

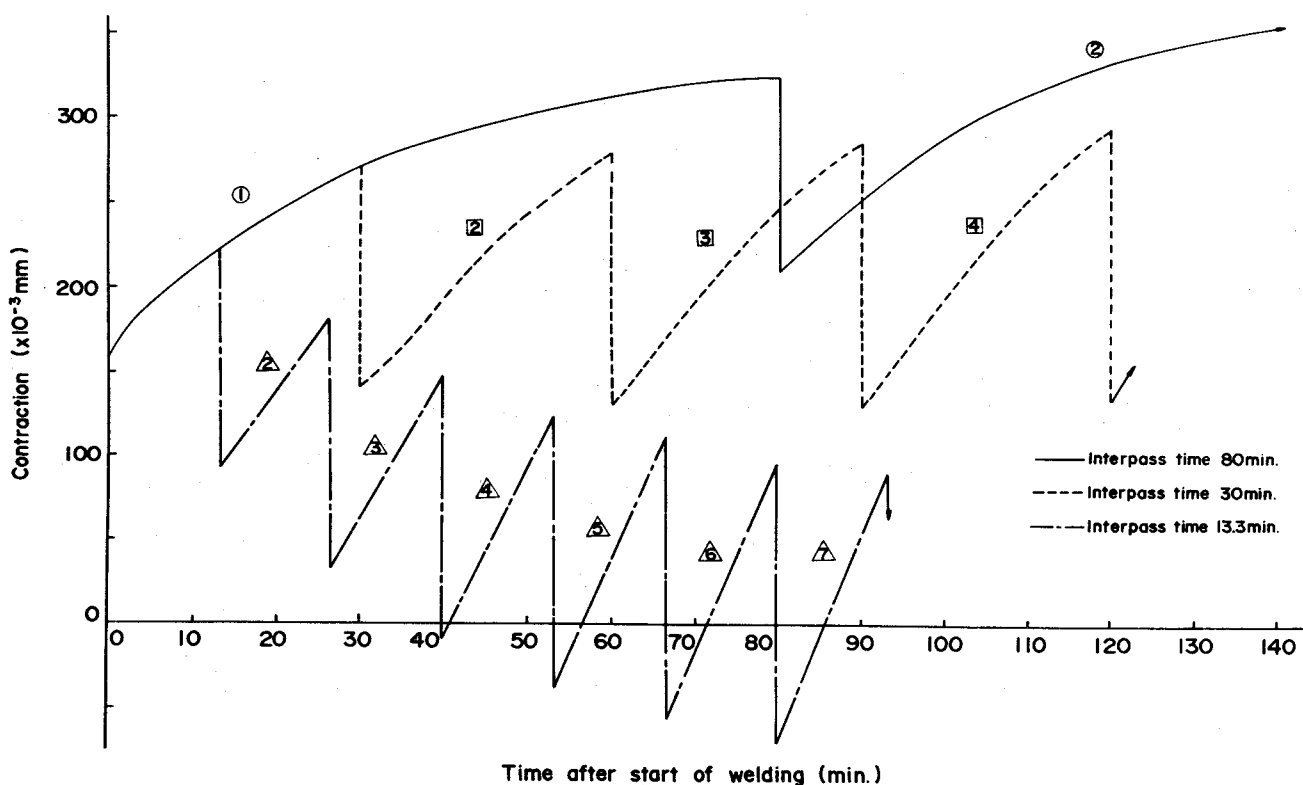


Fig. 4.18 Effect of interpass time on calculated contraction curves

この現象は著者が本研究とは別に実施した試験結果から確認できる⁴⁵⁾。この実験に使用した試験片はH型拘束試験体（Fig. 4.19）であり、試験溶接部の両側の拘束材に貼付したストレインゲージを用いて拘束力を測定できるようにになっている。この実験結果の1例が Fig. 4.20 で、予熱をしないでパス間温度を150℃とした場合の結果である。図のようにパス間温度が高くパス間時間が短くなると圧縮の拘束力となる。

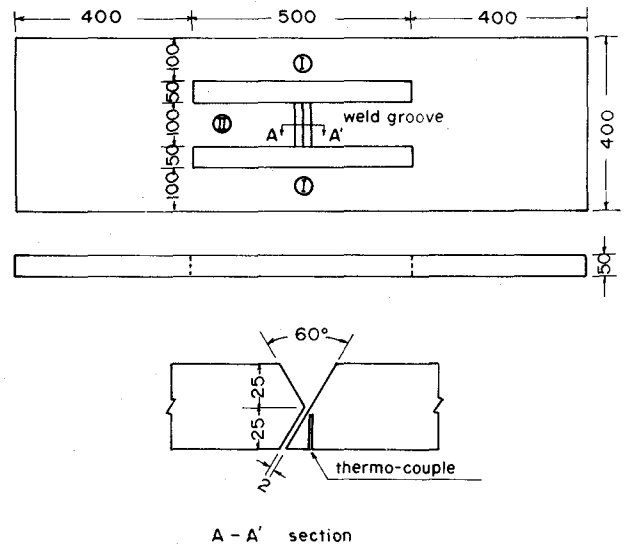


Fig. 4.19 Size of test specimen

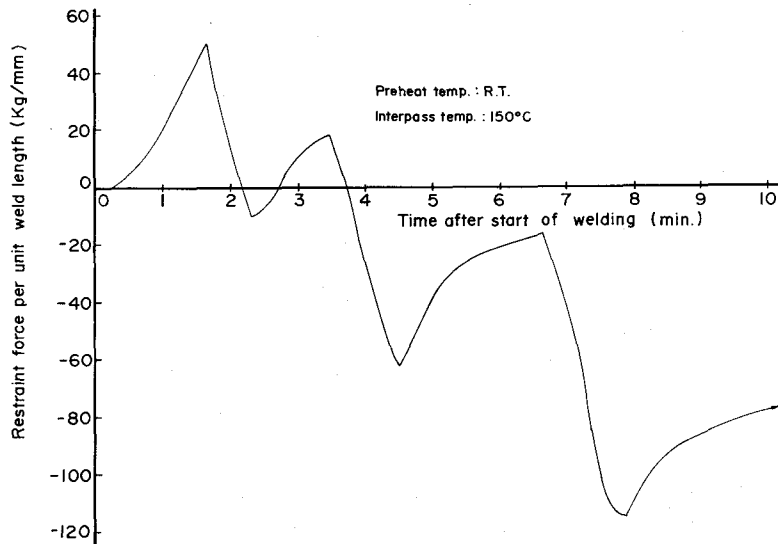


Fig. 4.20 Restraint force curve of multi-pass welding

(4.13) 式ではパス間拘束力はパス間温度によって変わるが、室温まで冷却した最終拘束力は結局同じ値となり、Fig. 4.9の実験結果とは矛盾する。これは予熱による試験片の熱膨張を考慮していないことに起因する。そこで従来の熱伝導の計算結果⁴⁶⁾を用いて予熱効果を求めてみる。まず予熱ヒータによって予熱設定温度(T_p)までに温度を上昇させるに必要な時間 t_h を考える。

$$T_p = \frac{qb^2}{2\lambda h} \left[\frac{1}{2\beta_p^2} \Phi(\beta_p) + \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{1}{\beta_p} e^{-\beta_p^2} - \left\{ 1 - \Phi(\beta_p) \right\} \right] \quad (4.14)$$

$$\beta_p = \frac{b}{\sqrt{4kt_h}}$$

q : ヒータの単位加熱面積当りの発熱量, $2b$: 加熱巾, λ : 熱伝導率

t_h までの加熱によって得た熱の温度分布を求めると次式のようなになる。

$$r < b$$

$$T_p(r, t) = \frac{q(r+b)^2 \times e^{-a^2 t}}{4\lambda h} \left\{ F(\beta_1) - F(\beta_2) \right\} + \frac{q(r-b)^2 \times e^{-a^2 t}}{4\lambda h} \left\{ F(\beta_3) - F(\beta_4) \right\} \quad (4.15)$$

$$r \geq b$$

$$T_p(r, t) = \frac{p(r+b)^2 \times e^{-a^2 t}}{4\lambda h} \left\{ F(\beta_1) - F(\beta_2) \right\} - \frac{q(r-b)^2 \times e^{-a^2 t}}{4\lambda h} \left\{ F(\beta_3) - F(\beta_4) \right\}$$

$$F(\beta_n) = \frac{1}{2\beta_n^2} \Phi(\beta_n) + \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{1}{\beta_n} e^{-\beta_n^2} - \left\{ 1 - \Phi(\beta_n) \right\}$$

$$\beta_1 = \frac{b+r}{\sqrt{4k(t+t_h)}} \quad \beta_2 = \frac{b+r}{\sqrt{4kt}} \quad \beta_3 = \frac{|b-r|}{\sqrt{4k(t+t_h)}} \quad \beta_4 = \frac{|b-r|}{\sqrt{4kt}}$$

こゝに t は冷却開始からの時間すなわち溶接開始からの時間である。温度分布が与えられればこれを拘束距離間の範囲で積分することにより熱膨張 δ が求められる。

$$\delta(t) = \int_0^l \alpha \cdot T_p(r, t) dr \quad (4.16)$$

(4.16) 式を用いて予熱の効果を入れた収縮過程を求めると Fig. 4.21 のように各予熱温度に応じて細線から太線まで収縮量が増加する。

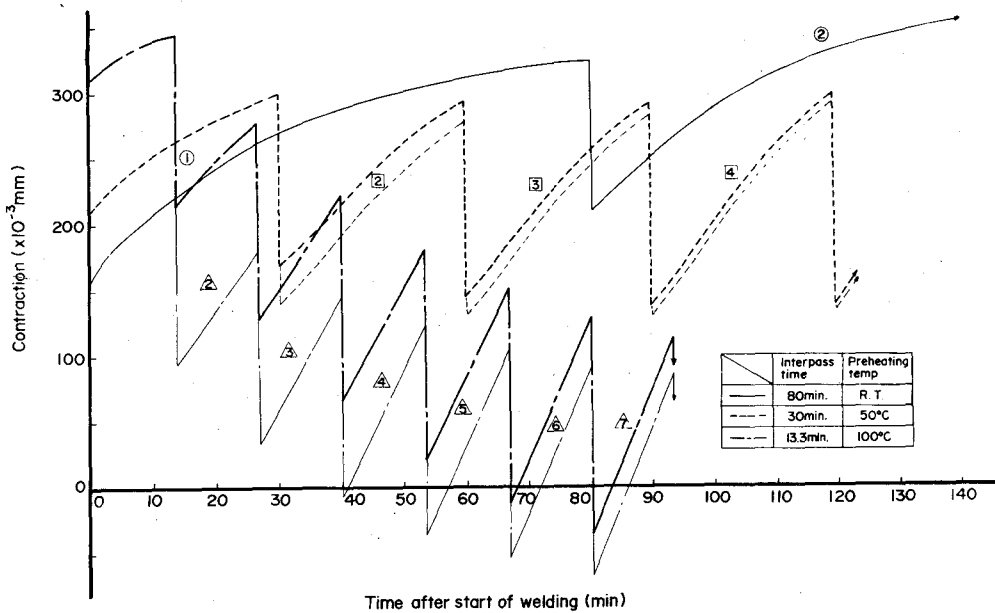


Fig. 4.21 Effect of preheating on contraction curve

第4節 多層溶接の割れとその防止施工条件の選定

4・1 多層溶接の割れ発生条件

テストⅠによって得られた多層溶接の割れ試験結果を各予熱パス間温度で拘束応力と経過時間の関係で整理すると Fig. 4.22～Fig. 4.25のようになる。なお図中ではそのパスを溶接したことによってその層が完成する時のみを実線で示しているが、これは拘束力から拘束応力を計算する時に必要などの厚の定義が明瞭な時のみを実線で示したからである。なお、パス数と層数の関係はすでに示した Table 4.2の積層法に示されている。Fig. 4.22は予熱パス間温度が室温の場合の図であるが、この図は3・1項の拘束応力の所で述べたように溶接割れが発生しないような処置をした実験からの推定曲線である。実際には1～10の各パスとも割れが発生する条件に相当していることが次図以下から理解できる。

Fig. 4.23は予熱パス間温度が50℃の場合を示しており溶接を途中層から完成まで1, 2, 4, 7, 10パスで終了したときの拘束応力を示している。図中に示した割れ発生領域は第3章の初層溶接で求めた実験結果 (Fig. 3.11参照) である。この実験ではいずれの場合にも割れの発生がみられる。Fig. 4.24, 4.25はそれぞれ予熱パス間温度が100℃, 150℃の場合である。これらも前図と同様に図中の割れ発生領域は第3章の Fig. 3.13および3.15から引用した。この結果をみると溶接割れは1, 2パスで発生しており、4パス以上では発生していない。Fig. 4.23～Fig. 4.25に示した割れ発生拘束応力と初層溶接の関係から多層溶接の割れは、その発生応力が各予熱温度における初層溶接の限界拘束応力と同じかまたはそれ以下では発生しないことがわかる。

本章のテストⅡでは Fig. 4.11～4.13に示すような拘束応力で48時間放置したが各予熱パス間温度、各パスのいずれについても溶接割れは発生しなかった。テストⅡでの拘束応力は Fig. 4.10に示すように最終拘束応力 (Fig. 4.8) に比較してかなり小さく、この結果はテストⅠの拘束応力と初層溶接の限界拘束応力の関係から考えると当然の結果といえる。

本実験において発生した割れはいずれも低温になってから生じる遅れ割れであった。その割れを破面とともに整理して示したのが Fig. 4.26である。これらの割れはいずれもルート部のボンドまたは熱影響部で発生してその後溶着金属内を伝播している。

4・2 割れ防止予熱温度の選定

実際の構造物の溶接施工では、いろいろな施工法が考えられるが、本項では緒言および試験条件の検討で示したような場合について割れ防止予熱温度を前項の割れ発生条件を参考にしながら考えてみる。

まず予熱パス間温度を一定とした連続溶接で溶接を完成させる場合を考えてみる。多層溶接をおこなうと発生する拘束力は増加するが、その拘束応力はむしろ減少する。本実験の結果では継手完了時の

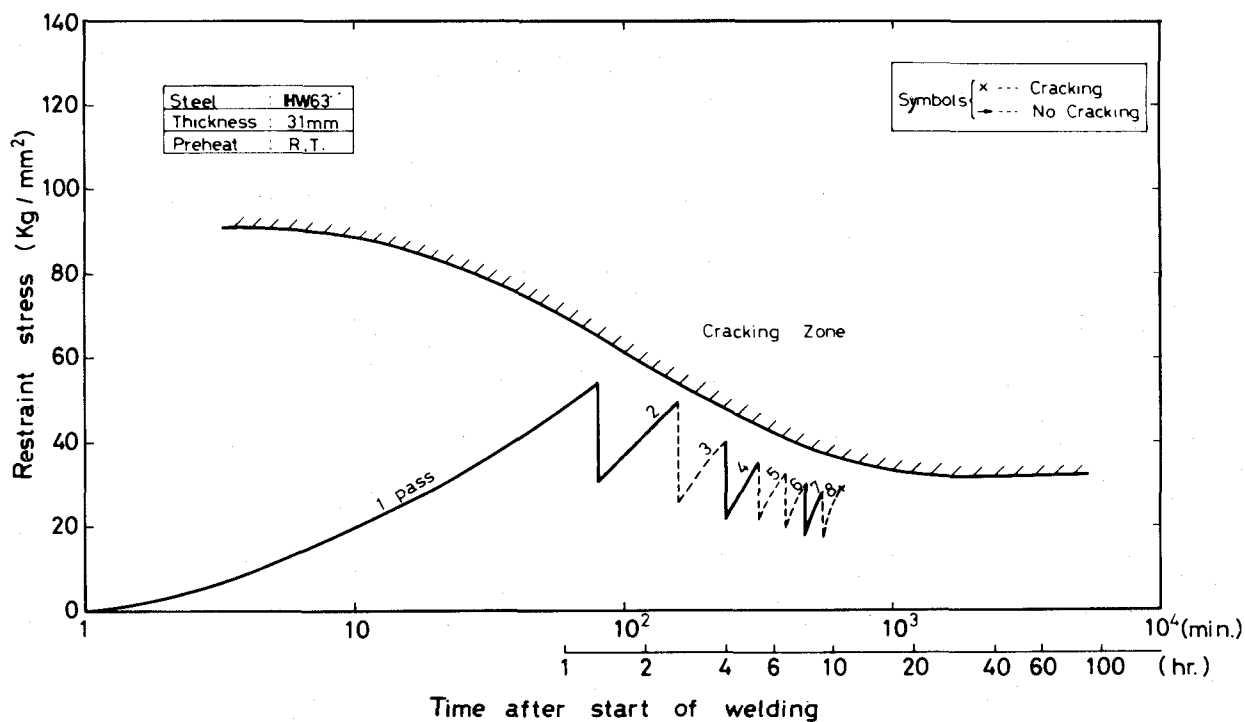


Fig. 4.22 Cracking zone for multi-pass welding (preheating temp.: R.T.)

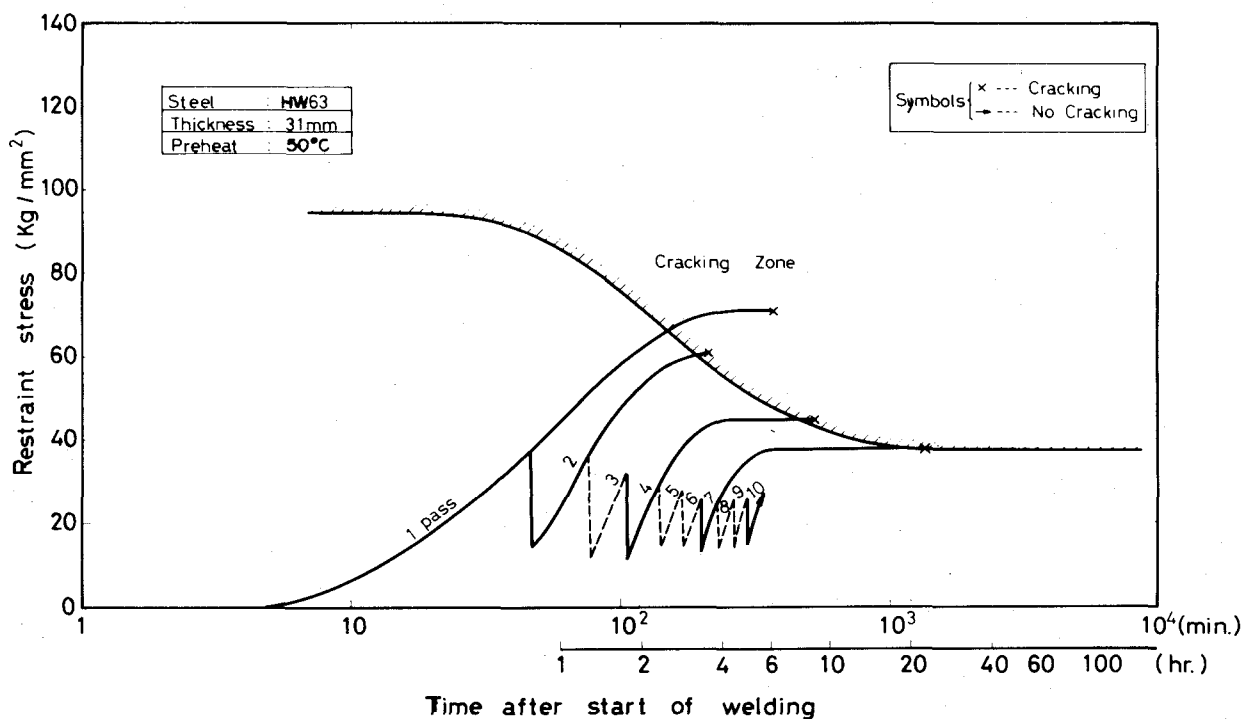


Fig. 4.23 Cracking zone for multi-pass welding (preheating temp.: 50°C)

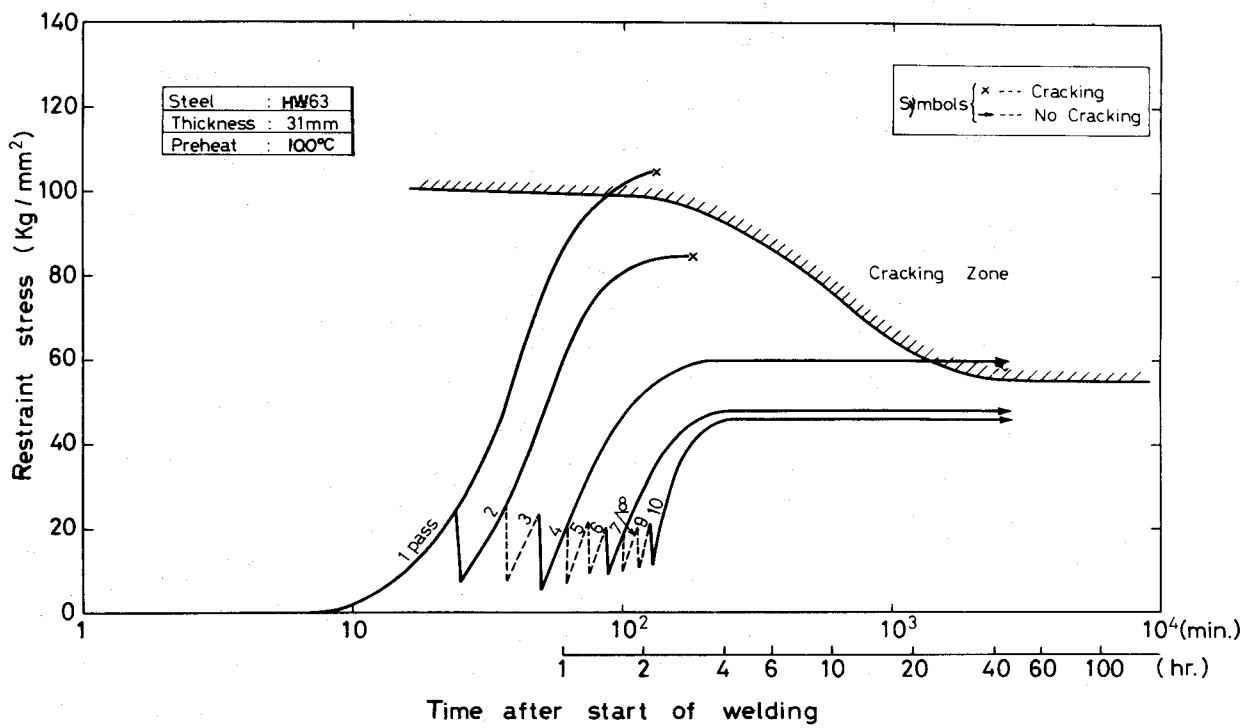


Fig. 4.24 Cracking zone for multi-pass welding (preheating temp.: 100°C)

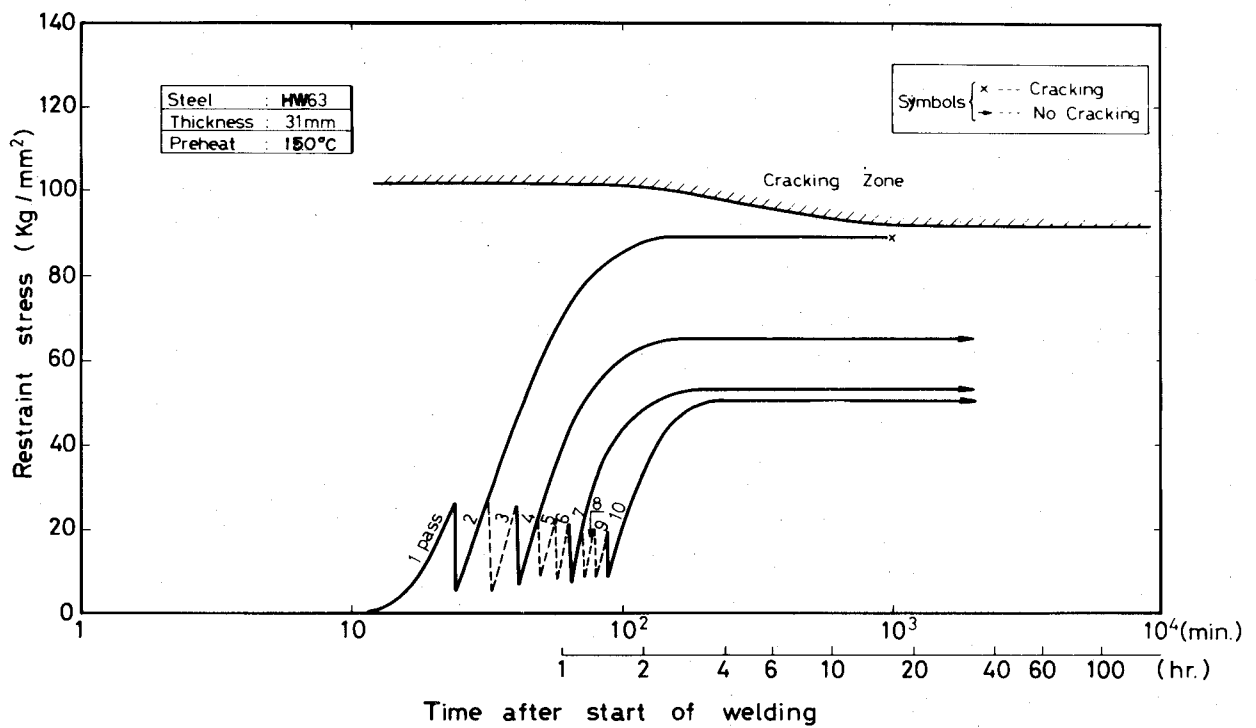


Fig. 4.25 Cracking zone for multi-pass welding (preheating temp.: 150°C)

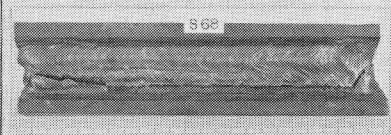
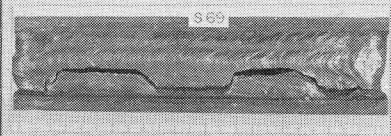
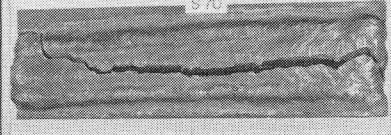
kind of test	preheat temp. (°C)	number of passes	cracked time (hr.-min.)	final restraint stress (kg/mm ²)	Bead appearance	Macrostructure
Test I	50	2	6-10	50.0		
	50	4	8-44	38.0		
	50	7	22-27	35.0		
	50	10	35-46	25.0		
	100	2	3-34	67.0		
	150	2	17-10	96.0		

Fig. 4.26 Bead appearance and macro-structures of fractured specimens

最終拘束応力（10パス）は初層溶接の最終拘束応力の約半分となる。また割れ発生限界拘束応力は初層溶接のそれが適用できることがわかった。したがって多層溶接においては拘束応力の低下に相应して初層溶接の場合より予熱パス間温度を低くできるはずである。しかし実際構造物の施工においては溶接割れが皆無であることが要求されることから、実験結果と現場溶接の相違の2つを考慮すると初層溶接で求めた条件を多層溶接にも適用することが安全側の選定であるし適切であろう。

つぎに仮付け溶接のように途中層まで連続溶接をおこない、そのまゝ放置するような場合について考えてみる。仮付け溶接においても溶接割れが発生しないように条件を選定するのが原則であるが、工作上生じる外的荷重の負荷によって仮に発生したとしても仮付溶接部は裏ハツリによって除くことが普通とされている点と、多層溶接における拘束応力の減少が4パスまでが比較的大きく初層の約60%となる点とを考え合わせると、仮付溶接は4パス以上と条件選定するのが妥当と考えられる。

最後に溶接を中断したときヒータによって中断後も予熱パス間温度を維持する場合であるが、これ

はテストⅡにおいて割れが発生しなかった点から考えてヒータでパス間温度を維持する限り安全であると考えられる。

第5節 結 言

本章では引張拘束割れ試験法を用いて多層溶接の拘束応力の発生過程および割れ発生条件を予熱パス間温度との関係で求め、多層溶接の割れ防止予熱温度の検討をおこなった。本章で得た結論をまとめるとつぎのようになる。

- (1) 多層溶接の拘束力の発生過程は室温の場合を例にとると溶接直後では溶接入熱によって弛緩され、その後冷却とともに漸増していき、結局前パス以上の拘束力となる。
- (2) 最終拘束力はパス数の増加とともに増加するが逆に拘束応力は減少する。また最終拘束力・拘束応力は予熱パス間温度が高いと大きくなる。パス間応力は最終拘束応力とは逆に予熱パス間温度が高いと小さくなることを示した。
- (3) 多層溶接の拘束応力の発生過程、最終拘束応力およびパス間応力は3・2項で示した簡単な計算の組合わせによってその定性的傾向を予測しうることを明らかにした。
- (4) 実験結果から多層溶接についても割れ発生をその応力で整理できることを示し、その限界拘束応力としては初層溶接のそれを用いることを示した。
- (5) 上記の結果から初層溶接の割れ防止施工条件を準拠すれば連続多層溶接で溶接を完了する場合にも十分安全であることを確認した。また仮付溶接は4パス以上溶接する必要がある、溶接を中断する場合にはヒータを用いてパス間温度を維持することにより溶接割れは発生しないことを確認した。

第5章 溶接割れ発生におよぼす試験片寸法の影響

第1節 緒 言

現在実験室において各種の割れ試験片が用いられているが、その寸法は板厚についてはとにかくとして幅などは実験上の簡便さから主としてきめられているといえる。実験をおこなう上において簡便さということは非常に重要であるが、実際の構造物の溶接施工では部材の場合といえども一つの継手はメータ単位以上の溶接がおこなわれるのが普通であり、この意味において試験片の寸法とくに幅の溶接割れにおよぼす影響を知っておくことは、実験室で得られた結果を実際に適用するのにきわめて重要なことである。

いっぽう、これまで一連の研究の中で用いてきた引張拘束割れ試験機の容量は100tonであり、板幅が150mm以上の試験に供することは不適當と考えられる。また、他所においても大容量の引張拘束割れ試験機は現在のところ見当らない。

このため試験片の幅の影響を調べるに当り、従来の引張拘束割れ試験の経験をもとに大容量の試験機の仕様について十分なる検討を加え、2000ton容量引張拘束割れ試験機を開発した⁴⁷⁾。

さらにこの試験機を用いて板巾を120mm～1,000mmの間に変えて、HT80およびHW63について引張拘束割れ試験を実施した。さらに、同様の鋼材について比較のために一般工業試験法であるy開先拘束割れ試験を実施した。

そこで本章ではまずこの大容量引張拘束割れ試験機の開発についてふれ、同機を用いて実施した実験の結果について記述する。さらに試験片の幅と溶接部の残留応力および溶接部の冷却速度との関係を調査し、試験片の幅の溶接割れへの影響について明らかにする⁴⁸⁾。

第2節 大容量引張拘束割れ試験機の開発

高張力鋼の溶接割れ発生機構については、従来から工業的小型試験片を用いて数多くの研究が行なわれて、相当な成果が得られており、実際構造物の溶接工作条件を選定することが容易となりつつある。しかし、この小型試験片から得られた予熱条件および溶接条件を用いて実際に溶接構造物を溶接施工する場合に、周囲の拘束状態・形状および冷却過程が異なるため、小型試験片ではみられなかった割れ現象が応々にして現われ、これが思わぬ事故を誘起する一因となる場合がある。

そこで、割れ試験の結果を実際構造物に適用する場合に溶接割れ発生におよぼす試験片の板幅、長さなどの寸法あるいは形状的な影響を知り、実際構造物に発生する溶接割れを推定し、適正な溶接工作条件を検討することは重要である。このため次のような広幅・厚板の溶接割れ試験が可能な2000ton容量の引張拘束割れ試験機を製作した。

2・1 本試験機の性能

大型試験片による溶接割れの研究を行なうのに適した試験機の条件として性能上次のことが要求される。

- (1) 試験機の容量は厚板（30mm以上）、広幅（1,000mm以上）の試験片の実験が可能のように2,000ton程度が必要であり、ある程度の大きさを有する部分構造物模型の試験が行なえるように、試験片を挿入する空間がなるべく大きなものであること。
- (2) 大型試験片による定変位制御（RRC試験）、定荷重制御（TRC試験）およびこの両者の切替えが自動制御により行なえること。
- (3) プログラム制御回路やデーターレコーダー等と組合わせて溶接時に発生する変形過程を実験室内で再現できること。
- (4) 試験の目的上横置きとし、大型広幅の疲労試験および脆性破壊試験も行なえる機構とする。

以上の観点からまとめた仕様の概要は次のようなものである。

試験機容量	引張荷重	2000ton
	圧縮荷重	200ton
荷重方式	油圧サーボ方式	
制御方式	定変位制御（RRC試験）	
	定荷重制御（TRC試験）	
最大試験片寸法	幅	2000mm
	長さ	3000mm
ラムストローク	300mm（最大）	
ラム速度	0～30mm/min	
繰返し速度	0.6～6cpm	

2・2 本試験機本体の概要

新たに開発された大容量引張拘束割れ試験機の概要をFig.5・1に、その外観をFig.5・2に示す。

同図に示されているように全体はコンクリート定盤上に深さ1200mmのピットの中にボルトで設置されている。本機の構造様式は前述したように、できるだけ重量の軽減をはかり、取扱いも簡単なように配慮して1000tonシリンダー2基をサーボバルブにより制御する油圧駆動方式とし、実験の目的から100ton試験機と同様に横置き式の構造を採用している。すなわち、左右の1000tonシリンダー2基を固定側チャックヘッドと一体にして据付け、ピストンロッドを介して軌条上に設置してある移動側チャックヘッドと連結させ、両チャックヘッド間に取付けられた試験片に引張・圧縮の荷重を加える構造である。

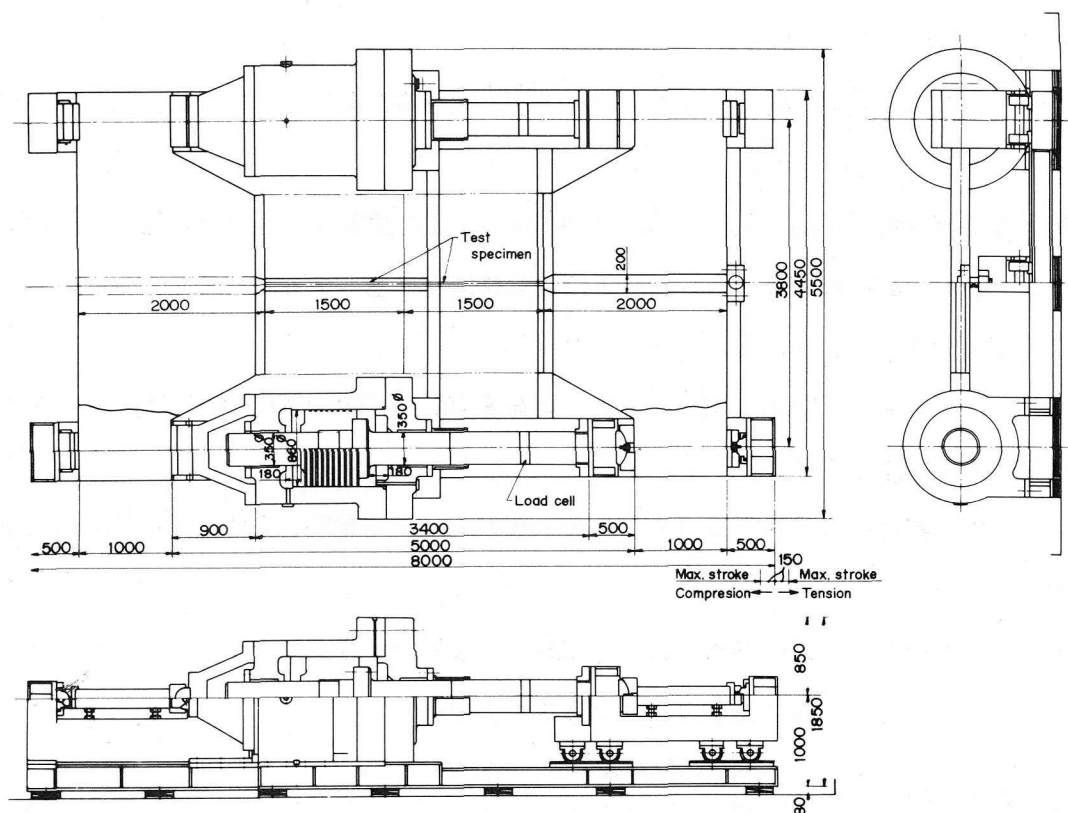


Fig. 5.1 Schema of 2000 tons weld cracking testing machine

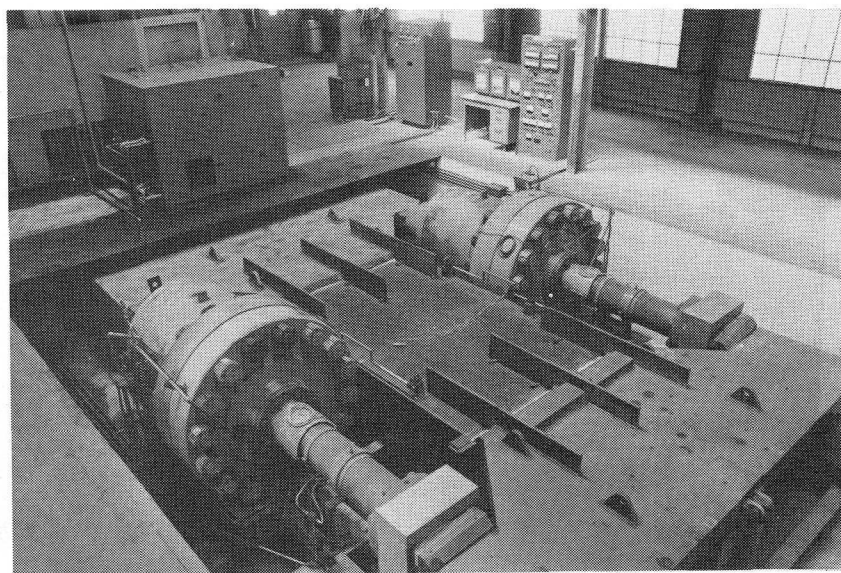


Fig. 5.2 View of 2000 tons weld cracking testing machine

主シリンダーはF C D40、ピストンはF C 30、ピストンロッドはS 45 Cを使用している。また、チャックヘッドはS S 41を採用している。チャックヘッドの寸法は、試験片の大きさおよびピストンロッドと試験片との間の間隙、さらに引張荷重（2000ton 相当）が加わっている場合に生ずるチャックヘッドの撓み等を考慮して板厚200mmとし、移動側チャックヘッドの下には自重による撓みを防止する目的で中間台車を設けている。

架台および軌条はS S 41を採用し、その組立には溶接で行なっている。Table 5・1に本試験機の構造部の主要寸法を示す。

Table 5.1 Dimension of 2000 tons weld cracking testing machine

Length	8,000 mm
Width	5,500 mm
Height	1,850 mm
Cylinder	Outer diameter 1,700 mm ϕ Inner diameter 860 mm ϕ
Piston rod	Length 3,900 mm Diameter 350 mm ϕ
Piston	Length 570 mm Diameter 860 mm
Chuck head	Length 2,000 mm Width 4,450 mm Thickness 200 mm

2・3 本試験機の制御機構

荷重制御系統図を模式的に示すとFig. 5・3のようになる。制御機構については、溶接実験中に試験片の始端部および終端部において当然変位量が異なってくるものと考えられるため、左右シリンダーによる定変位制御を夫々単独またはその平均値制御の両方が可能な機構となっている。

荷重制御（T R C 試験）の場合、設定器で荷重を設定すると、油圧式の制御増幅器で平均荷重を発生させる。試験片に加わる荷重を左右のピストンロッドに貼付けされた2枚の2軸電気抵抗線歪ゲージによって検出し、この出力を計測、増幅器に通して制御増幅器へフィードバックして制御する。また、ロードセルのかわりに差動トランスからの出力をフィードバック回路に入れると定変位制御（R R C 試験）が可能である。

油圧制御部にはTable 5・2に示すものがある。送給ポンプについては、溶接実験中に生じる変位速度の過去のデータから最大変位速度を30mm/minと定め、ポンプ吐出量を50 ℓ /minとした。また、制御可能な最低変位量は0.01mmであり、定変位制御の場合、試験片が0.01mm収縮すると制御回路が作動するようになっている。

なお、本試験機で使用可能な制御様式は次のようなものである。

- 1) 定変位独立制御
- 2) 定変位同時制御
- 3) 定荷重独立制御
- 4) 定荷重同時制御
- 5) 低サイクル変位制御（片振）
- 6) 低サイクル荷重制御（片振）

Table 5.2 Capacity of oil control system

Pressure of pump	210 kg/cm ²
Vomiting capacity of pump	50 ℓ /min
Driving motor	22 KW, 220V, 60Hz
Oil tank capacity	500 ℓ
Servo valve	38 ℓ /min, for effective pressure 140kg/cm ²
Measuring range of displacement	0 $\sim$ 4 mm
Restraint length	200 $\sim$ 2,000 mm

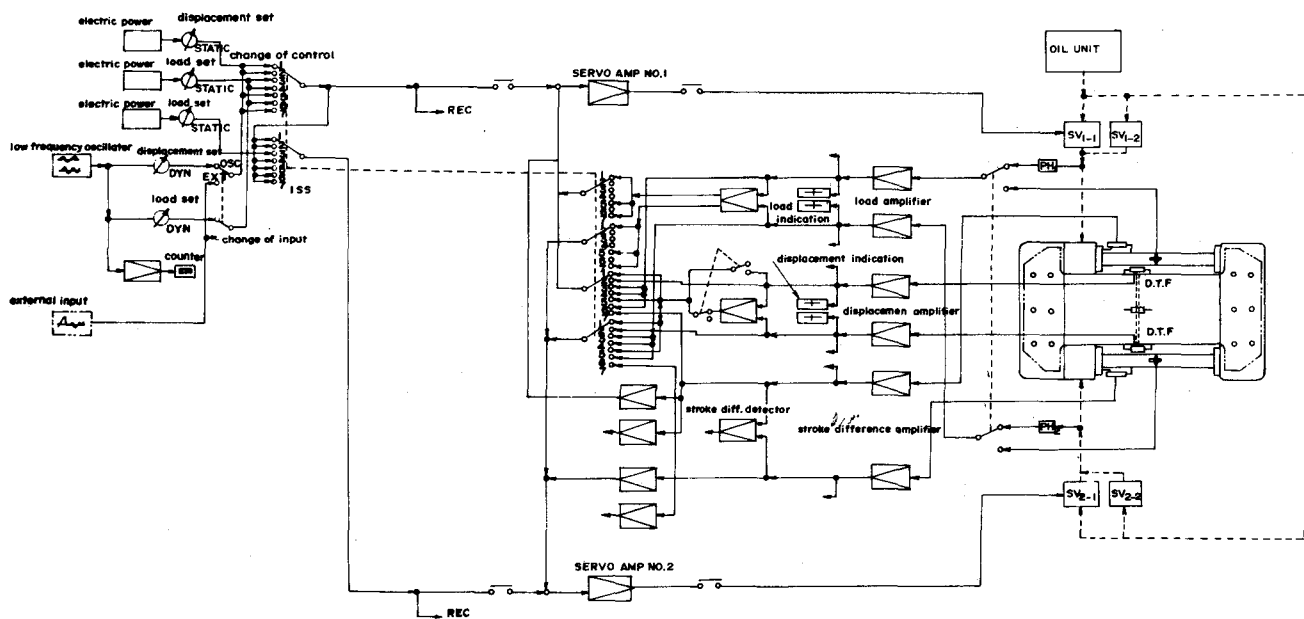


Fig. 5.3 Schema of control system of 2000 tons weld craking testing machine

また、第3章において使用した100ton横置式の割れ試験機と主性能を比較するとTable 5・3に示すようになる。

Table 5.3 Comparison between 2,000 tons weld craking testing machine and 100 tons testing machine

	2,000 ton machine	100 ton machine
Capacity	2,000 ton	100 ton
Loading method	Servo value	Electric motor and hand work
Length	8,000 mm	4,460 mm
Width	5,500 mm	1,000 mm
Height	1,850 mm	600 mm
Ram stroke	300 mm	200 mm
Max. loading speed	30 mm / min	10 mm / min
Max. dimension of specimen	3,000x2,000x50	980 x 120 x 50
Max. restraint length	2,000 mm	980 mm
Wave pattern	Triangular wave, Sine wave	—
Cyclic speed	0.6 ~ 60 cpm.	—

第3節 実験方法

3・1 供試材料および試験片形状

供試鋼材は第3章の実験で用いた板厚31mmの高靱性高張力鋼HW63および板厚50mmの80kg/mm²高張力鋼（以後HT80と呼ぶ）である。HT80の化学成分および機械的性質をTable 5・4に示す。また、供試溶接棒はHW63については第3章のものと同様であるが、HT80に対しては80kg/mm²級高張力鋼用低水素系被覆アーク溶接棒で、棒径4mmφのものである。この化学成分および機械的性質をTable 5・5に示す。

Table 5.4 Chemical composition and mechanical properties of test steel (HT 80)

Q T treatment	plate thickness (mm)	hemical composition (%)										echnical properties		
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	V	Y. P. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	El. (%)
	50	0.14	0.23	1.00	0.015	0.006	0.89	0.47	0.32	0.21	0.03	73.4	80.2	22.5

Y. P. Yield Strength, T. S. Tensile Strength, El. Elongation (Gage Length: 50mm)

Table 5.5 Chemical composition and mechanical properties of all-weld-metal of test electrode

Dia. of electrode (mm Ø)	Chemical composition (%)										Mechanical properties			Hydrogen content (cc/100g)
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	V	Y. P. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	El. (%)	
4.0	0.08	0.60	1.38	0.008	0.008	1.84	0.25	0.42	0.03	0.004	70.0	78.4 (93.3)*	23.5 (143)*	1.17

Y. P. Yield Strength, T. S. Tensile Strength, El. Elongation (Gage Length: 50mm)

*) : small size test specimen (d: 3mm Ø, Gage Length: 15mm)

試験片の形状および寸法はFig. 5・4に示すような y 開先拘束割れ試験片と引張拘束割れ試験片の 2 種類としたが、開先形状はいずれも 60° の斜め Y 型である。引張拘束割れ試験については、第 3 章に記述した理由により、本章においても R R C 試験と T R C 試験を採用した。溶接割れ発生におよぼす試験片寸法の影響を調査するために、H W 63 については板幅 $2B=400\text{mm}$ 、HT 80 については板幅 $2B=120\text{mm}\sim 1000\text{mm}$ の範囲で変化させて実験に供した。

なお、試験片のスリット間隙は溶接割れに大きく影響をおよぼすことが考えられるが、本実験においては比較的精度よく所定の 2 mm に保つことができた。

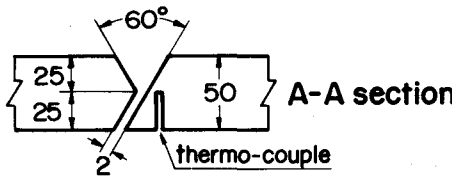
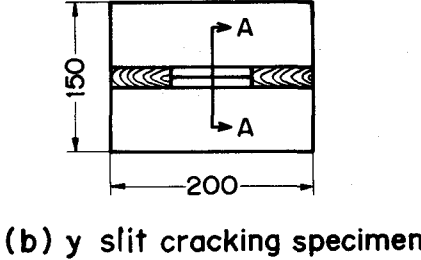
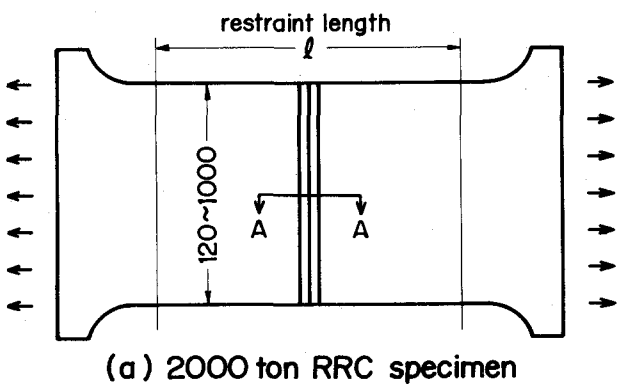


Fig. 5.4 Shape of specimen

3・2 実 験

実験装置は前節で紹介した2000 ton 容量の大容量引張拘束溶接割れ試験機を使用した。試験法は前

述したようにR R C 試験およびT R C 試験の両方を採用したが、本試験機を使用することによって両試験が自動的に行なうことができた。また荷重および変位量はそれぞれロードセルおよび差動トランスを通じて自動的にペンオシロに記録される。

T R C 試験は、試験溶接終了直後に一定の引張荷重を加えたので、溶接開始時点から負荷時期までの間に時間的なずれが試験片幅の大きさによって多少存在する。試験片幅1000mmのものについては、溶接開始から荷重を加えるまでの時間は約7分であった。

R R C 試験については、その拘束距離 l を300~1800mmの範囲で変化させた。変位計は溶接線をはさんで溶接始端部および終端部の2個所に取り付け、定変位同時制御によって実験を行なった。

いっぽう、 y 開先拘束割れ試験については、恒温、恒湿に保たれた空調室内で、同一条件に対し3回繰返して実験を行なった。

試験溶接は、400℃で1時間の再乾燥を行なった溶接棒を使用し、第3章と同様 (Table 3・3) の標準溶接条件によって行なった。また、溶接割れ発生には試験片の冷却速度が大きな影響を与えるが、この冷却過程を変化させ予熱温度の影響を調べるために、開先近傍を電気抵抗式のストリップ・ヒーターを用いて50℃~150℃の範囲の温度に予熱を行なった。このときの温度測定は、Fig. 5・4に示しているように、開先近傍の板厚中央部まで挿入したアルメル・クロメル熱電対を用いて行なった。

溶接割れ試験には、第2章にも示したように、大気条件が微妙な影響を与えることが考えられるので、引張拘束割れ試験の開始時毎に大気条件を測定したが、気温は25℃~30℃、湿度は60%~80%の範囲であった。なお、 y 開先拘束溶接割れ試験について、前述したように、25℃、50%の一定条件の下で実験を行なっている。

Fig. 5・5は試験片幅1000mmの場合の引張拘束割れ試験を行なっている状況を示している。

溶接割れの検出については、第3章に述べたごとくペンオシロに記録された拘束力~時間曲線が不連続的に減少した時点を割れ発生時期としたが、完全破断しなかったものについては、溶接終了後48時間負荷状態に保ち、その後ビード表面の肉眼検査およびビード横断面のマクロ試験により割れの検出を行なった。

第4節 実 験 結 果

4・1 y 開先拘束割れ試験

第2章において記述したように、 y 開先を有する溶接拘束割れ試験片によって鋼材の割れ感受性を評価する方法として従来から割れ率が採用されている。Fig. 5・6(a)、(b)は y 開先拘束割れ試験結果よりHW63およびHT80について各予熱温度と割れ率との関係を示したものである。

HW63は第2章 (Fig. 2・2) で定義された表面割れ率、ルート割れ率および断面割れ率について示したが、HT80については、ルート割れ率のみを示している。また、HT80については、y開先拘束割れ試験片の拘束度を変化させるために、板厚を50mmから10mm毎に板厚20mmまで、同一材を切削して試験片を製作している。この結果をみると、板厚20mmの場合は、割れが発生していない。そして、板厚が増加するにともなって、すなわち拘束度が增大するにともなって割れが発生している。したがって、割れ停止予熱温度も順次高くなっている。

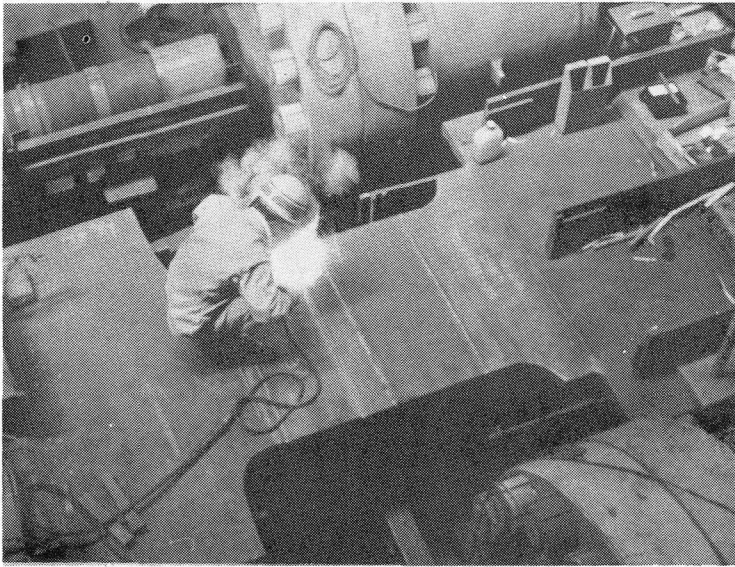


Fig. 5.5 State of weld cracking test by
2000tons testing machine

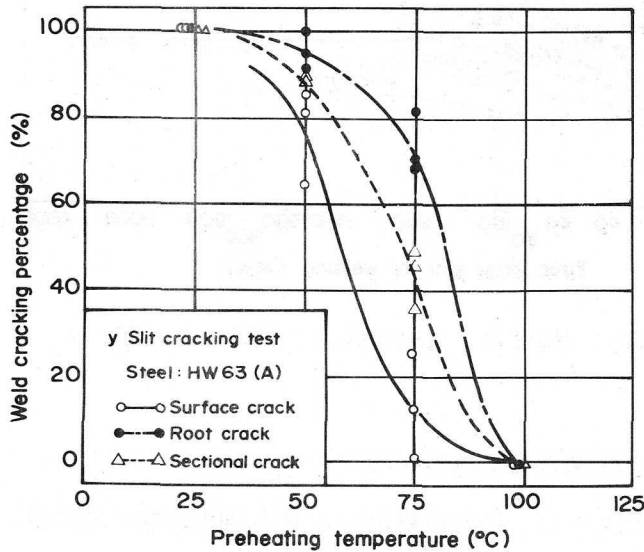


Fig. 5.6 (a) Weld cracking percentage in y slit cracking test (HW63)

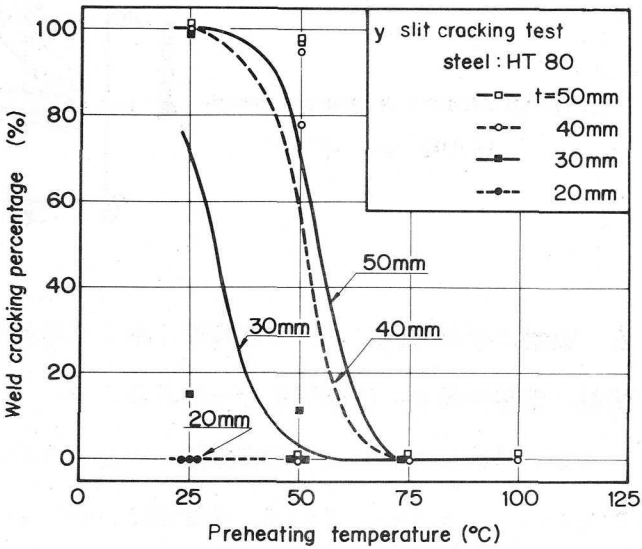


Fig. 5.6 (b) Weld cracking percentage in y slit cracking test (HT80)

4・2 引張拘束割れ試験

引張拘束割れ試験 (R R C 試験および T R C 試験) は、鋼材および溶接材料の割れ感受性を定量的に評価するために、外的引張拘束を加えて割れ発生の有無を調査する方法である。Fig. 5・7 および Fig. 5・8 は HW63 および HT80 の予熱を施さない場合の R R C 試験の拘束応力の発生過程を示している。この場合、HW63 の試験片幅が 400mm、HT80 の試験片幅が 1,000mm の実験について示してあ

Fig. 5.7 Variation of restraint stress
in RRC test (HW63)

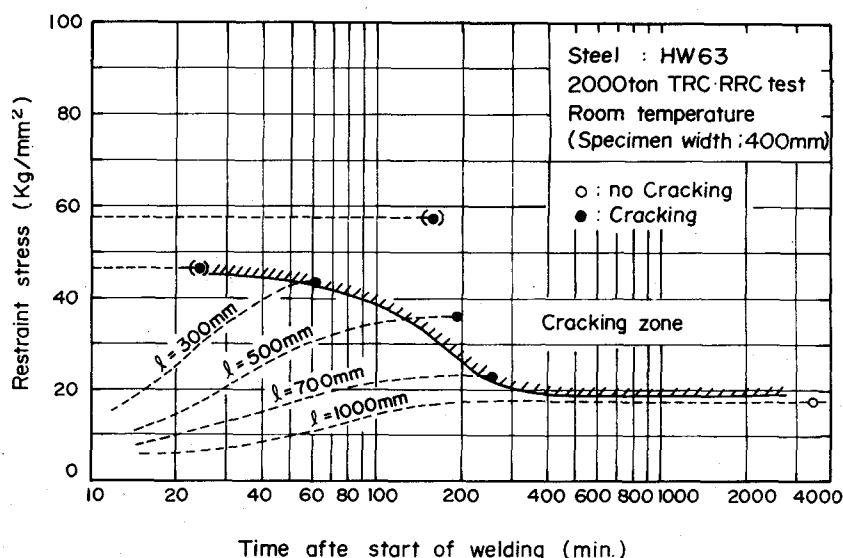
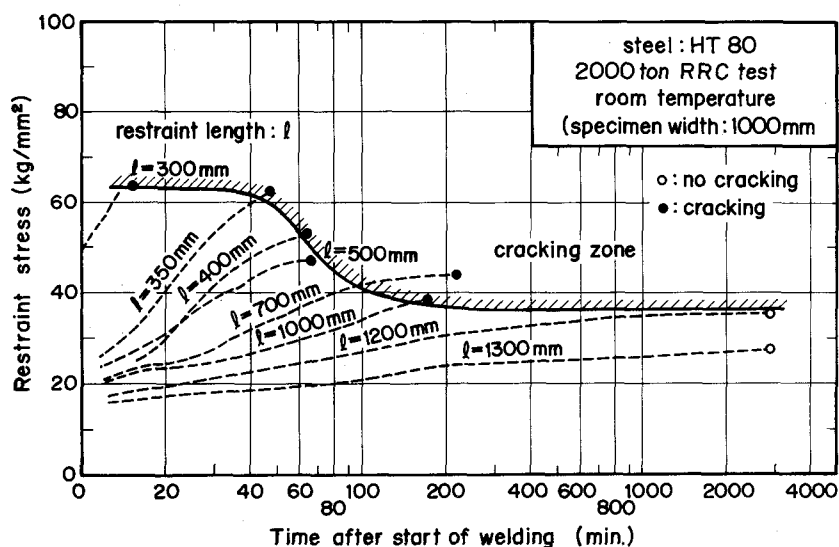


Fig. 5.8 Variation of restraint stress
in RRC test (HT80)



る。縦軸は冷却過程において溶接部に働く平均拘束応力（拘束力 / 溶接金属の平均のど断面積）を、横軸は溶接開始からの時間をとってある。

RRC試験においては、拘束距離 l が長くなるほど拘束応力の増加が遅くなり、最終拘束応力は l が大きいほど小さい。これは、第3章において示したように、任意の瞬間における拘束距離 l 間の自由収縮量が、この瞬間までに l 間の母材から外部へ拡散した熱量の大きいほど大きく、しかも l の大きいほどこの熱拡散がおくれるためである。

Fig. 5・9、Fig. 5・10およびFig. 5・11はHT80について試験片寸法の影響を調査するために、試験片幅をそれぞれ1000mm、420mmおよび120mmにした場合の実験結果を、拘束応力と予熱温度の関係で示したものである。試験片幅が420mmと120mmの場合については、第3章に述べた理由からTRC試験の結果も合わせて示してある。

各実験とも、予熱温度が高くなるほど、すなわち冷却時間が長くなるほど、その拘束応力以下では割れが発生しない、いわゆる限界拘束応力は高くなっている。また、試験片寸法によって、この限界

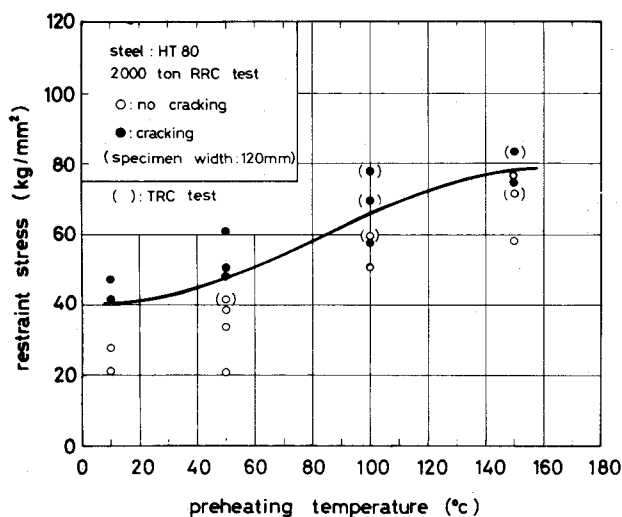


Fig. 5.9
Effect of preheating temperature
and restraint stress on weld cracking
(weld length: 120mm)

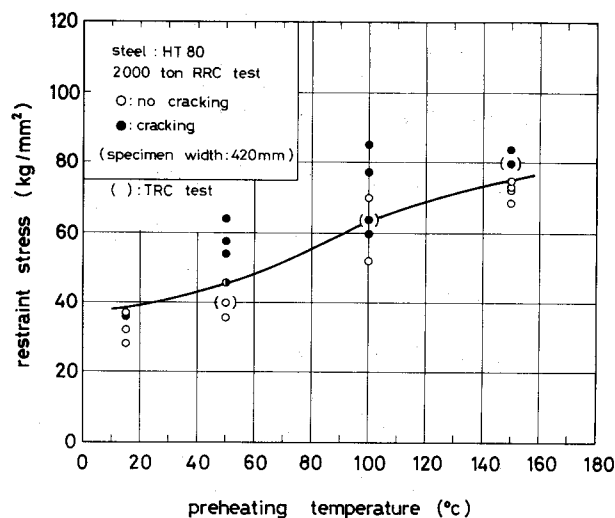


Fig. 5.10
Effect of preheating temperature
and restraint stress on weld cracking
(weld length: 420mm)

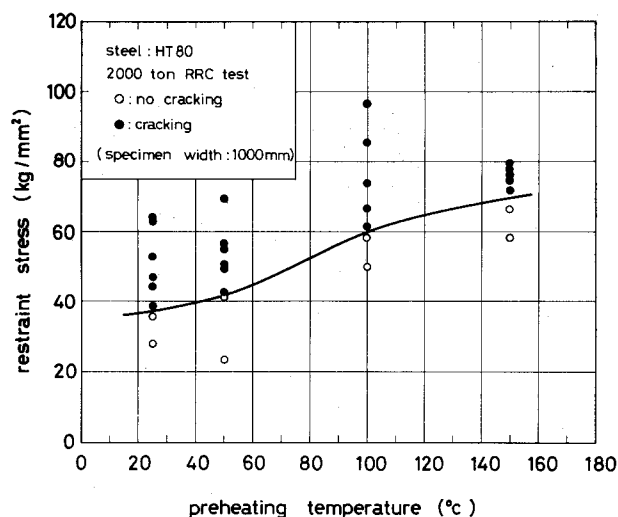


Fig. 5.11
Effect of preheating temperature
and restraint stress on weld cracking
(weld length: 1000mm)

拘束応力に若干の差がある。

本実験で認められた割れは、そのほとんどがルート部の熱影響部から入り、途中から溶接金属中に伸展していた。ルート部は、局部的に塑性変形を生じており、かつ多軸応力状態になっているため、局部的に水素溶解度が増加し、拡散性水素が集積されて、その濃度が高くなる。水素の濃度がある値に達すると、水素による脆化が進み、ルート割れが生じる⁴⁹⁾。

割れ破面については、割れ発生点とみられるルート部は、マクロ的にはいわゆる疑脆性破面を呈し、これがある程度溶接長さ方向に伸展して、わずかの延性破面を残して破断していた。しかし、ミクロ的には、割れ発生点近傍にはかなりの粒界破面が観察された。

第5節 大型引張拘束割れ試験における割れ発生挙動

5・1 大型試験片における割れ発生位置

引張拘束溶接割れ試験における割れ発生位置および拘束力の分布状態を調べるために、HT80について、試験片の溶接線に近い上下表面に歪ゲージを数点貼付けして、歪の発生状況および歪分布を調査した。

Fig. 5・12は予熱をしていない場合の（試験片幅：1000mm）HT80のRRC試験における歪の発生状況を示したものである。また、Fig. 5・13は試験片幅方向の歪分布の変化を溶接開始後の時間をパラメータに示したものである。溶接終了直後においては歪分布は均一でなく、溶接終端附近ではむしろ圧縮を受けている。これは、試験片幅が大きいため試験片幅方向に温度勾配があり、終端部近傍のほうが温度が高く、したがって終端側のほうが溶接線近傍では膨張しているものと考えられる。このため、RRC試験のような両端固定の試験においては相対的に低くでてくるものと考えられる。以後、時間の経過とともに、拘束力が増加し、歪量も漸次増大していくが、試験片幅より200mm程度中央に入った部分で大きく、両端が低くでている。

溶接開始後、約40分経過すると、Fig. 5・12のB点における歪量が急速に低下している。これは、この近傍に溶接割れが発生したためで、別途ロードセルから検出している拘束力も、また低下しはじめていることが観測された。

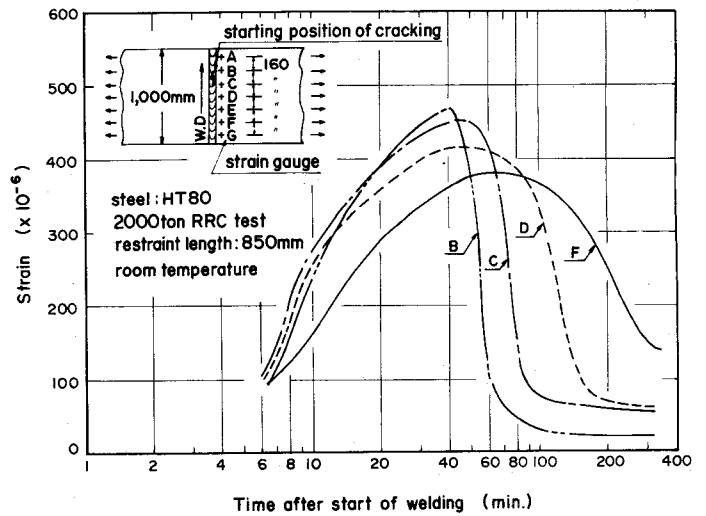


Fig. 5.12 Variation of strain on specimen in RRC test

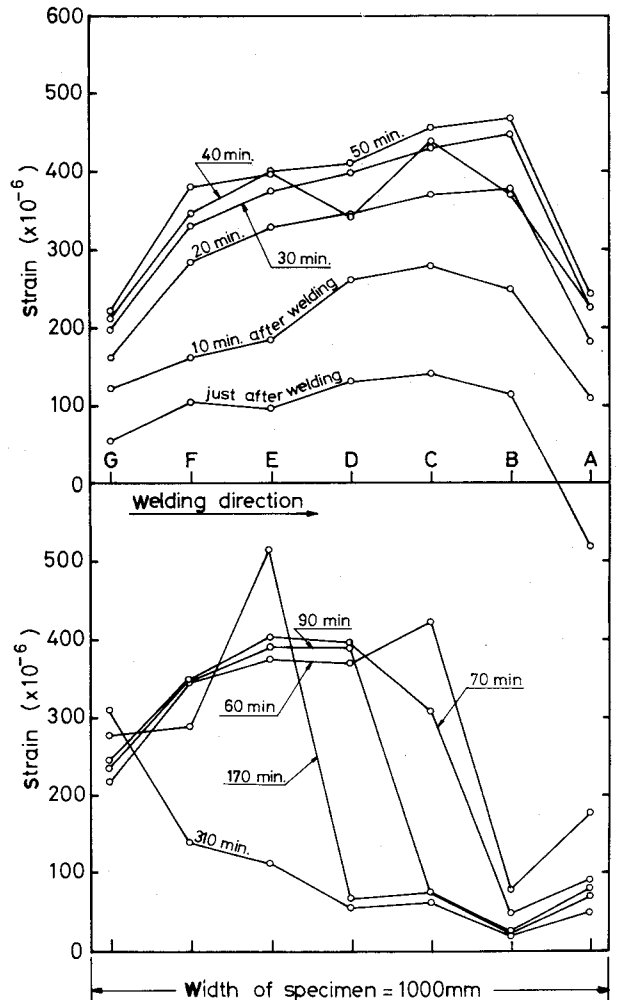


Fig. 5.13 Strain distribution on specimen during cooling

一旦発生した割れは、溶接線に沿って徐々に伸展していることが、他の点の歪量の低下および拘束力の低下から推測できる。

5・2 割れ発生におよぼす試験片寸法の影響

ここでは、試験片寸法が割れ発生現象に対してどのような影響を与えるかについて調査した。Fig. 5・14およびFig. 5・15は前述した実験結果から、HW63およびHT80に対して、限界拘束応力と冷

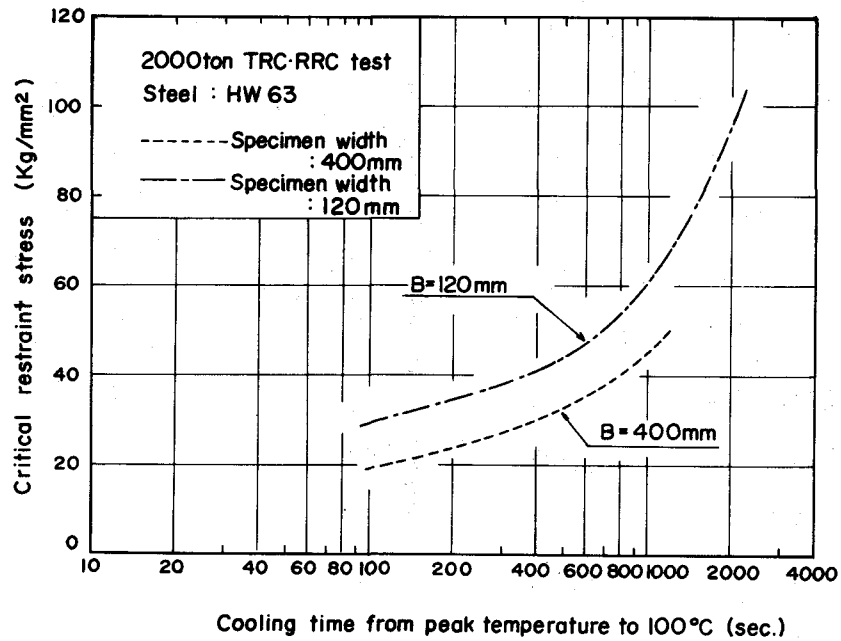


Fig. 5.14 Relation between critical restraint stress and cooling time (HW63)

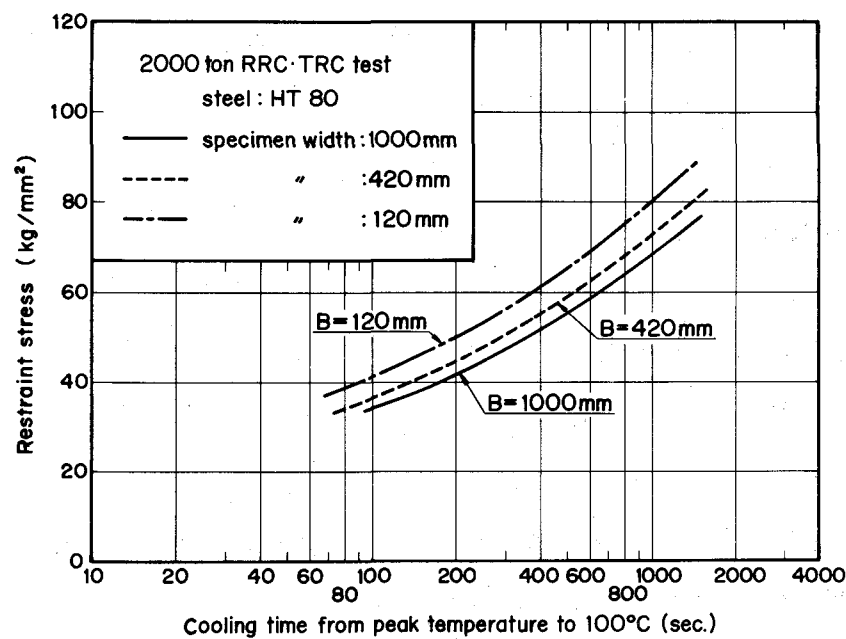


Fig. 5.15 Relation between critical restraint stress and cooling time (HT80)

却時間の関係を試験片幅を変化させた場合について示したものである。一般に同じ予熱温度では、実際の構造物の冷却速度のほうが小型の試験片の冷却速度より速いと考えられ、同じ拘束度の小型試験片から求めた予熱条件をそのまま構造物に適用することは危険側にくると考えられている。したがって、構造物の適正溶接工作条件を設定するためには、溶接割れと密接な関係にあると考えられる低温での冷却過程に注目する必要があるが、ここでは、この冷却過程を代表させる尺度として最近よく使われている100℃までの冷却時間を採用した^{19, 20)}。

Fig. 5・16は、HW63およびHT80について冷却速度が600sec. (大体予熱温度が100℃程度)の場合の限界拘束応力と試験片幅との関係をプロットしたものである。これをみると、試験片幅が大きくなるほど、わずかではあるがその限界拘束応力は低くなっており、寸法効果が表われている。溶接割れ試験において、試験片寸法が変わったことによってその結果におよぼす要因をあげてみると、

(1) 溶接長が長くなると、溶接線と直角方向の残留応力が局部的に高くなっていることが考えられ試験片幅が短い場合の残留応力に差があるため。

(2) 溶接部の冷却速度の相違のため。

(3) 溶接工作上の条件、たとえば溶接棒の継ぎ目の数、継ぎ方が異なるために生じる欠陥等の混入のため、さらに、溶接長が長くなると自然溶接部に残留する微小欠陥は多くなると考えられるが、この微小欠陥の絶対数の相異によって割れ発生におよぼす影響が異なるため。

以上が考えられる。

(3)項については、実際溶接構造物においては確かに微小欠陥の存在が溶接割れを支配することは十分考えられるが、本実験においては実験室内での溶接施工であるため、試験条件に大きな差異はなかったものとみなすと、この影響は小さいものと思われる。

Fig. 5・17は、試験片の幅が1,000mmのものと120mmのものととの残留応力の分布を示したものである。これをみると、溶接線直角方向の残留応力の差が大体5～10kg/mm²程度であり、Fig. 5・14に示したように試験片幅1,000mmの場合と120mmの場合との限界拘束応力の相違が10/mm²程度であることから、

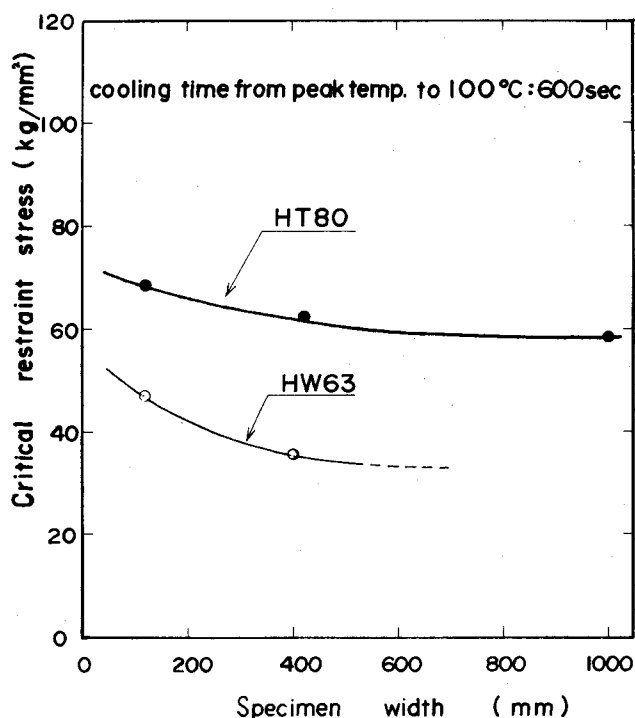


Fig. 5.16 Effect of specimen size on critical restraint stress

この残留応力の相異が溶接割れの限界拘束応力の差に影響している主因ではないかと考えられる。なお、試験片幅が420mmの場合の残留応力の分布については試験片幅1,000mmのものとあまり差は認められなかった。

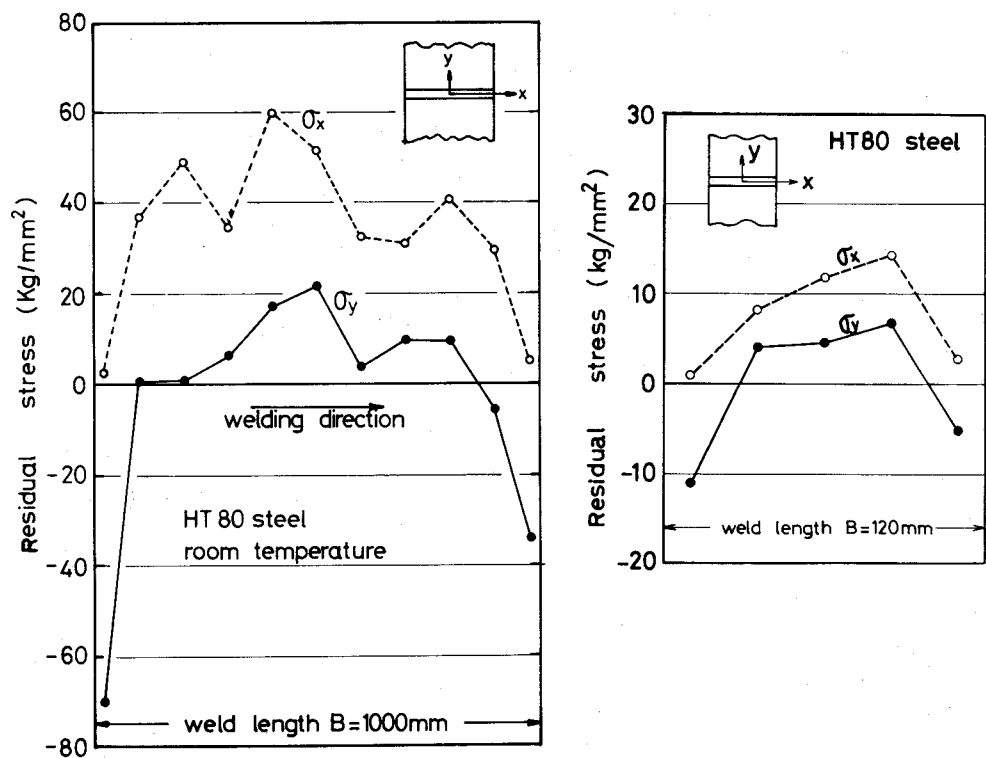


Fig. 5.17 Distribution of residual stress in RRC test

第6節 y開先拘束溶接割れ試験と引張拘束割れ試験との相関

6・1 y 開先拘束溶接割れ試験の拘束応力

高張力鋼の溶接部のルート割れにおよぼす外的拘束度の影響を y 開先拘束溶接割れ試験と引張拘束割れ試験とで比較するために次のような実験を行なった。従来、拘束の程度を表わすものとして拘束度という概念が採用されているが、y 開先拘束溶接割れ試験片の拘束度は研究者によってまちまちであり、いまだ十分に解明されていない状態であるので、拘束応力でその比較を行なった。

y 開先拘束溶接割れ試験片の拘束応力を求めるために、板厚の異なるそれぞれの試験片につき、100℃の予熱を行なって標準条件（Table 3・3）で溶接を行ない、完全冷却後試験片を切削解放して残留応力を測定した。

Fig. 5・18は板厚が50mmの場合の残留応力の計測結果を示したものである。実験は2回繰返して行なっている。この結果より次式を用いてその試験片の拘束応力とした。

$$\sigma_y = - \frac{\bar{\sigma} C h}{(W-C) h w} \quad (5 \cdot 1)$$

ここで、 $\bar{\sigma}$: 試験片拘束部分の残留応力の積分平均値 (kg/mm²)

h : 板厚 (mm)

C : 拘束部分の長さ (mm)

W : 試験片の全長 (mm)

hw : 試験溶接ののど厚 (mm)

このようにして求めた拘束応力の結果を試験片の板厚に対してプロットすると Fig. 5・19に示すようになる。拘束応力は板厚の増加にともなって増加するが、板厚が30mm程度から飽和しはじめ40mmと50mmとではほとんど差がなくなる。これから判断すると、y 開先拘束溶接割れ試験結果 (Fig. 5・6) で板厚40mmと50mmとがほとんど同じ傾向を示したことは、この拘束応力の影響のためと考えられる。

Fig. 5.19
Relation between restraint stress and plate thickness in y slit cracking test

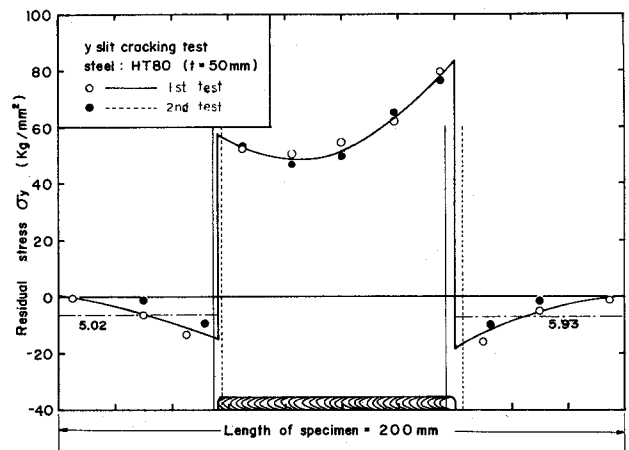


Fig. 5.18 Distribution of residual stress in y slit cracking test

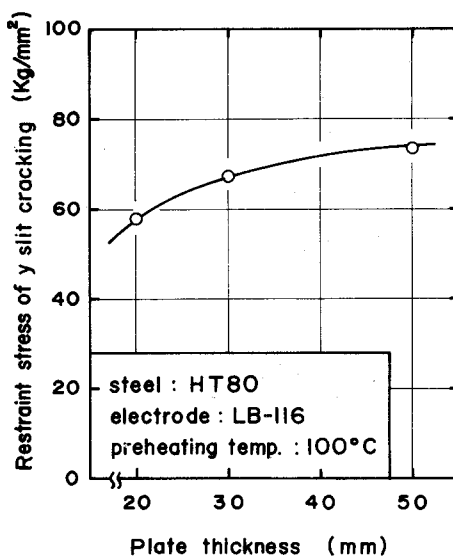
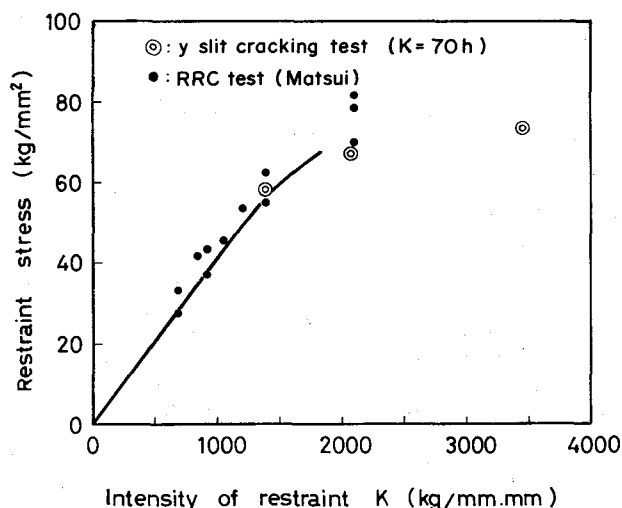


Fig. 5・20は、上述した方法によって各板厚の y 開先拘束溶接割れ試験片の拘束応力を求め、拘束度との関係で示したものである。y 開先拘束溶接割れ試験片の拘束度については、数多くの研究がなされているが、ここでは佐藤が詳細に求めた実験データを参考に次式より求めたものを使用した⁵⁰⁾。

$$K = 70 h \text{ (kg/mm} \cdot \text{mm)} \quad (5 \cdot 2)$$

ここで、 h : 板厚 (mm)

K : 拘束度 (kg/mm²・mm)



図中の・印は、佐藤・松井が行なったHT80
(板厚: 25mm) RRC試験の結果から求めら
れたものである²⁹⁾。

Fig. 5.20

Relation between restraint stress and intensity
of restraint

RRC試験においては、溶接部の伸びが母材の伸びに比べて無視できる場合には、拘束応力と拘束度の関係を理論的に求めることができ、実験的にも証明されているが、本実験におけるy開先拘束溶接割れ試験片においては、拘束度を板厚の70倍とすれば、RRC試験における拘束応力～拘束度曲線と大体一致することがわかった。

Fig. 5・21およびFig. 5・22は、HW63およびHT80についてy開先拘束溶接割れ試験片の拘束応力と予熱温度に対して割れ発生の有無をプロットしたものである。図中の点線は試験片幅が120mmの場合のRRC試験から得られた限界拘束応力曲線を示している。これをみると、HW63およびHT80

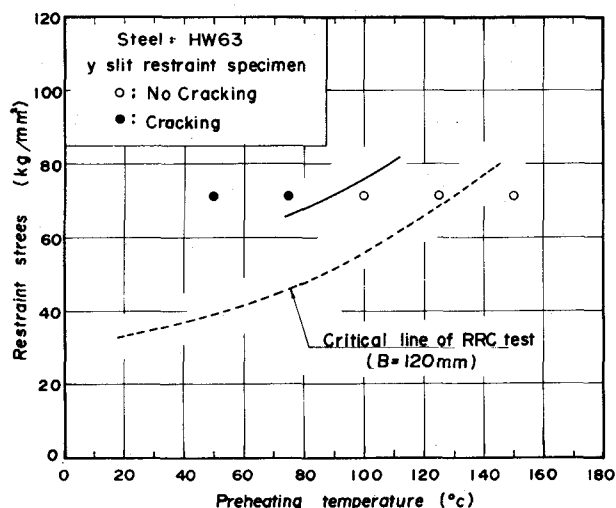


Fig. 5.21 Relation between restraint stress and preheating
temperature in y slit restraint specimen (HW63)

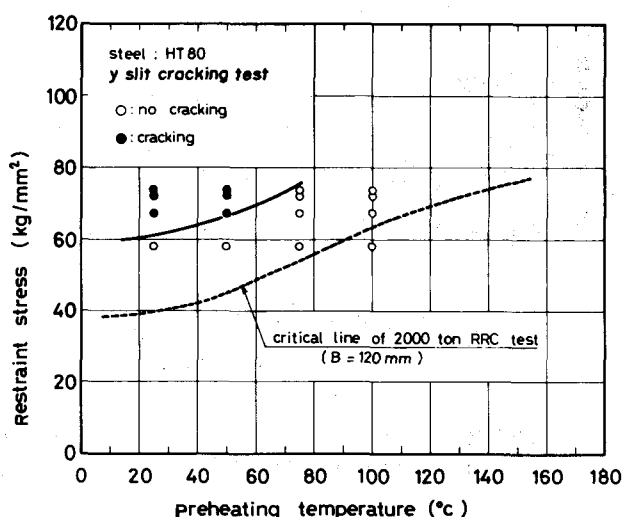


Fig. 5.22 Relation between restraint stress and preheating
temperature in y slit cracking test (HT80)

ともに、y開先拘束溶接割れ試験の結果は、この点線より高拘束応力側でも割れが発生していないことを示しており、同様な予熱を行なった場合には引張拘束割れ試験法のほうが割れやすい傾向にあると言えるが、この理由としては、同一の予熱温度であっても両試験法で冷却速度が異なることがあげられる。

6・2 冷却速度の影響

ここでは、y 開先拘束溶接割れ試験片において、冷却速度が割れにおよぼす影響を調べるために次のような実験を行なった。すなわち、Fig. 5・23に示すように、標準寸法の y 開先拘束溶接割れ試験片（長さ200×幅150mm）の冷却速度を早め、しかも拘束状態はなるべく同じとなるように、溶接線に対し直角方向の寸法を各種に変化させて大きくし、拘束度が標準寸法のものと同様になるように、寸法が大きくなった部分にはスリットを施こした。

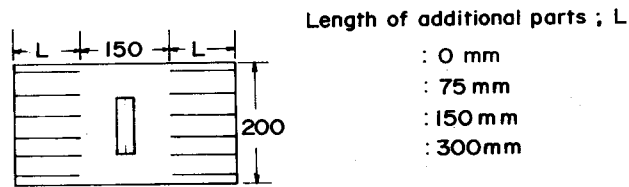


Fig. 5.23 Shape of specimen to research effect of cooling time on weld cracking

Fig. 5・24は、HT 80について上述した試験片に各種の予熱温度で割れ実験を行なった結果を示したものである。ここでは、冷却速度を早めるための附加部分を75、150、300mmの3段階に変化させている。冷却速度が早くなると当然割れやすくなる傾向にあり、附加部分をもつ試験では標準型の試験片から得られた割れ限界曲線（図中の実線）より予熱温度が高いほうに実験点が

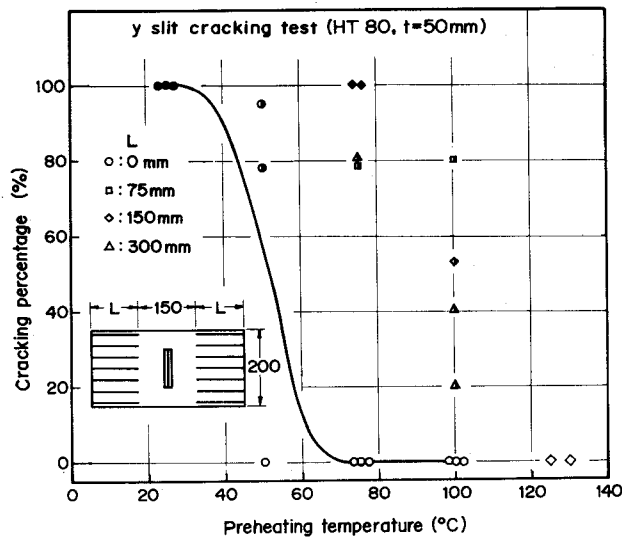


Fig. 5.24 Relation between weld cracking percentage and preheating temperature in y slit cracking test with additional parts

Fig. 5・26は最高温度から50℃までの冷却時間をとって割れ率との関係を求めたものであるが、冷却速度を変化させたそれぞれの試験結果は大体一本の曲線で表わせるようである。したがって、本実験で採用したような超高張力鋼においては、100℃以下の冷却過程が溶接割れに大きく影響していることがわかる。この理由としては、100℃以下の水素の拡散状況があげられる。ある温度における水素の拡散状況は、大まかにいってその温度に保たれている時間と水素の拡散係数に依存する。100℃以下の拡散係数は、むしろ高温の場合より小さいが、保持時間が極端に長いため、その積分値として表わさ

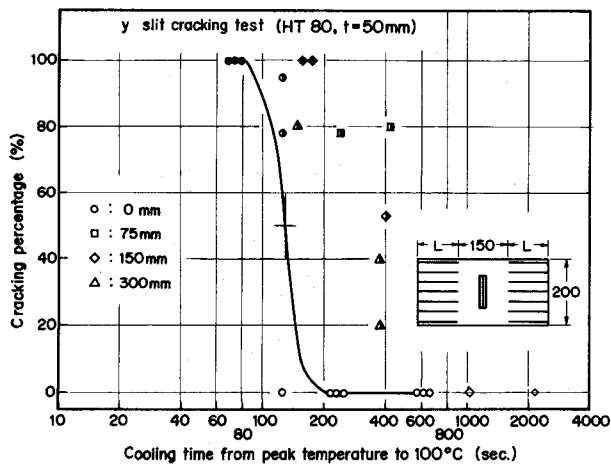


Fig. 5.25 Relation between weld cracking percentage and cooling time to 100°C in y slit cracking test specimen with additional parts

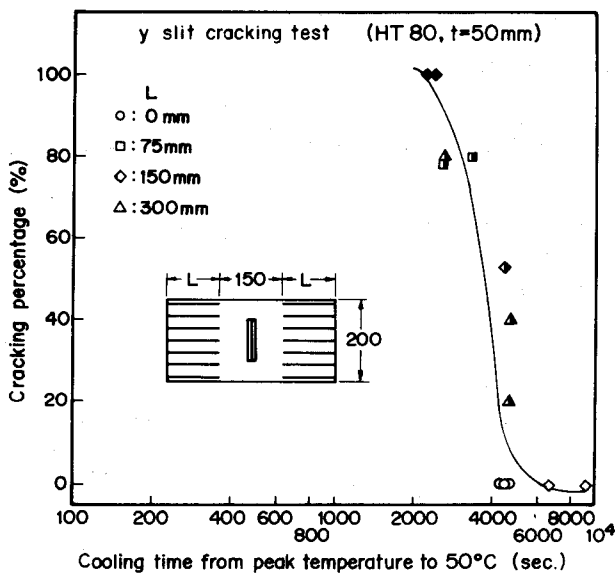


Fig. 5.26 Relation between weld cracking percentage and cooling time to 50°C in y slit cracking test with additional parts

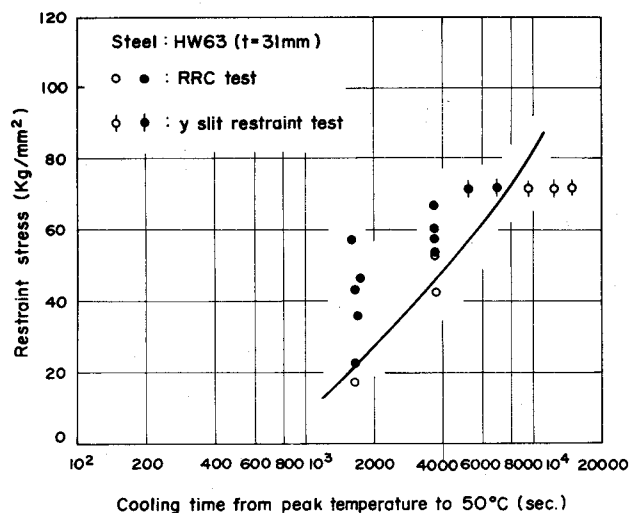


Fig. 5.27 Relation between y slit cracking test and TRC·RRC test (HW63)

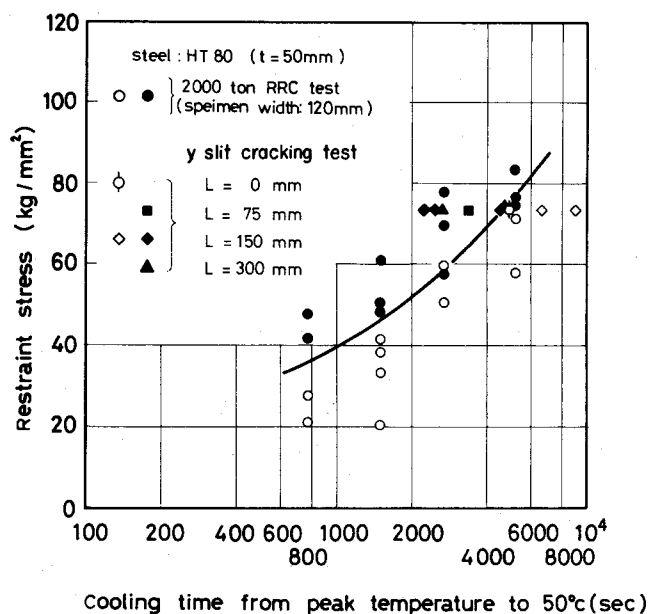


Fig. 5.28 Relation between y slit cracking test and TRC·RRC test (HT80)

れる水素の拡散量は大きいものとなり、これが割れに影響してくるものと考えられる。

Fig. 5・27およびFig. 5・28は、HW63およびHT80について、y開先拘束溶接割れ試験と、引張拘束溶接割れ試験との相関を調べるために、拘束応力と最高温度から50°Cまでの冷却時間との関係で割れの状況を示したものである。これをみると、y開先拘束割れ試験と引張拘束溶接割れ試験（RRC試験およびTRC試験）とで、その割れ発生の限界拘束応力が一本の曲線で代表されている。

前述したように、y開先拘束溶接割れ試験と引張拘束溶接割れ試験において、拘束応力と拘束度と

の間に相関性があることが明らかにされているので、これから一般的な拘束度という概念におきかえても、この両試験法における相関性は成り立つものと考えられる。

第7節 割れ試験結果の実際構造物への適用について

y 開先拘束溶接割れ試験および引張拘束割れ試験の結果から実際の溶接構造物における溶接工作条件を選定する場合に、第3章において述べたように主要構造の溶接継手の板厚、拘束距離などを考慮して、溶接継手の拘束状態に適応した工作条件が選定されねばならないが、本章で示したように、割れの発生におよぼす試験片寸法の影響として、残留応力がその主因の一つと考えられるところから、構造物の建造に際しては、組立法および溶接順序なども考慮して、残留応力をできるだけ少なくする工作法を採用すべきであろう⁵¹⁾。

高張力鋼の溶接割れの発生には、溶接部の冷却過程が大きく影響することが示されたが、現場技術者にとって、工作条件として冷却速度を採用しそれを管理することは非常に困難である。したがって、一般には構造物を工作する場合には予熱条件で管理されるのが普通である。ところがFig. 5・29の各種試験片の大きさと割れ停止予熱温度との関係に示されるように、大型になるほど割れ停止予熱温度が高くなり、同じ拘束状態であっても予熱温度に30～40℃の差が生じている。また、引張拘束割れ試験においては、Fig. 5・9～Fig. 5・11に示されているように、各拘束応力レベルで割れ停止予熱温度に10℃～30℃の差が生じている。したがって、試験片幅が増大することによって上昇する割れ停止予熱温度を平均の30℃と考えると、工作予熱条件として、第3章のTable 3・7の最適予熱条件に+30℃した予熱条件を採用すれば、ほぼまちがいに割れが防止できると考える。ただし、溶接金属の引張応力 σ_T に相当するもっとも厳しい③の拘束状態における予熱温度は150℃そのままとしてよい。したがって、y 開先拘束溶接割れ試験および引張拘束割れ試験から得られた割れ停止予熱条件を実際構造物に適用する場合には、試験片寸法および冷却過程の相異を考慮して、予熱温度を30℃～40℃上昇させて構造物に適用することが必要であり、HW63を用いた構造物の建造に対してはこの工作条件を採用している。ところが、実際溶接施工においては、初層溶接のみで溶接を放置しておくことはなく、ほとんど多層溶接を行なっているのが現状である。第4章に示したように、多層盛溶接を行なうことによって、拘束応力が低下ししかも予熱・後熱の効果も含まれているところから、割れ試験結果を直接採用しても、現場的には十分であると思われる。

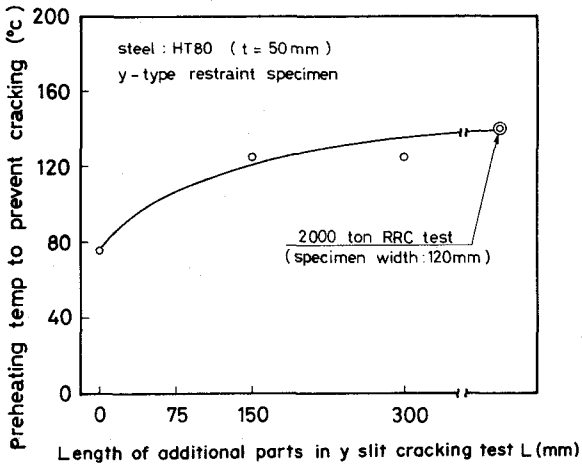


Fig. 5.29 Relation between specimen size and preheating temperature for preventing to weld cracking

第8節 結 言

従来、溶接割れについては、いわゆる y 開先拘束溶接割れ試験片による実験が広く用いられ、割れ感受性の検定を行なって、適正溶接条件の選定が行なわれてきた。しかし、拘束試験片から得られた溶接施工条件がどの程度の妥当性をもって、実際の構造物に適用しうるかの研究はほとんど行なわれていなかった。本章では2000 ton 容量の溶接割れ試験機を用いて、割れ発生におよぼす試験片寸法の影響を調査し、引張拘束割れ試験と y 開先拘束割れ試験との比較を行ない、y 開先拘束溶接割れ試験の割れ試験法としての評価を行なうとともに、割れ試験結果を実際の構造物に適用する場合についての検討を行なった。本章で得られた結果を要約すると次のようになる。

- (1) 2000 ton 容量の引張拘束型溶接割れ試験機の開発に成功した。そして本機は、高張力鋼の溶接割れ発生におよぼす試験片寸法の影響を調査するのに非常に有効であることを確認した。
- (2) 引張拘束溶接割れ試験において、試験片幅が異なっても、ヒーターの予熱条件を同一にすれば、冷却速度がほとんど変わらず、割れ発生の限界拘束応力は、試験片の寸法、すなわち、溶接長が長くなると、残留応力が上昇し、実質的に低くなる傾向にある。
- (3) y 開先拘束割れ試験片の残留応力を計測することによって拘束応力を求め、拘束度を板厚の70倍として、拘束応力と拘束度の関係を求めると、R R C 試験によって求められる関係とほとんど一致した。また、y 開先拘束割れ試験は、同一予熱温度では引張拘束割れ試験より冷却時間はゆるやかであるが、拘束応力と比較的低温までの冷却時間との関係で整理すると非常に良い相関が得られた。
- (4) 実際の構造物を溶接する場合、予熱状態は引張拘束割れ試験のほうに近いと想定され初層溶接のみに限定して割れ停止予熱温度を求めれば、y 開先拘束割れ試験より得られた結果より、約30℃程度高くなる。

第 6 章 溶接施工時の割れ防止対策の検討

第 1 節 緒 言

溶接割れには材料、構造、施工法あるいは施工環境などの諸工作条件が直接的にあるいは間接的に影響することが知られている。

いっぽう従来の溶接割れの研究では、それが立脚する冶金的あるいは力学的専門分野の立場からこれらの影響条件がとらえられることが多い。したがってこれらの研究成果からは構造物を施工する立場として、実際に必要な範囲における工作条件と溶接割れとの関係を知るのが難しいことが少なくない。このことは冶金的あるいは力学的な基礎研究に対して溶接施工の立場からの溶接割れを検討した研究が少ないことにも理由があると考えられる。

そこで本章では第 2 章から第 5 章までの H W63 鋼に関する研究成果を基礎として、溶接割れの発生条件の考え方について検討するとともに施工者の立場から、構造物の工作时に用いられる施工条件と溶接割れとの関係を整理し、溶接割れ防止の施工条件の設定について検討する。

第 2 節 溶接割れ発生条件の設定法

2・1 割れ発生条件に関する基本的考え方

溶接割れ現象は金属の破壊現象であり、この意味から割れ発生の条件を応力あるいは歪から求めるのが妥当であろう。また本研究のごとく巨視的に溶接割れ現象をとらえる場合、溶接割れ発生の条件は応力により整理するのが実用的であると考えられる。

溶接施工時に継手に形成される溶接金属あるいは H A Z は個有の耐割れ強度を有するものと考えられ、また拘束状態にある継手には、溶接によって拘束応力が発生する。この拘束応力が溶接金属あるいは H A Z の耐割れ強度を上まわったときに割れができる。Fig.6.1 に以上の考え方にもとづき溶接割れの発生条件とこれに影響する材料、施工環境、施工条件、構造などの諸パラメータとの関係をフローチャートに示す。

溶接金属あるいは H A Z の耐割れ強度は、一種の材料特性であり、これには母材の化学成分、大気中あるいはフラックス中の水分から溶接金属中に侵入する拡散性水素量とこれに加えて溶接施工条件、板厚などによってきまる冷却時間などが大きく影響する。

2・2 溶接施工の立場からの割れ発生条件の設定法

溶接割れの発生条件と工作条件との関係は前掲の Fig.6.1 に示す通りであるが、実際的な問題として、これらの工作条件をすべて可変として割れ発生条件を求めることは困難である。したがって割れ発生条件を求める目的によって可変としてとらえる工作条件がきめられるべきである。施工の立場か

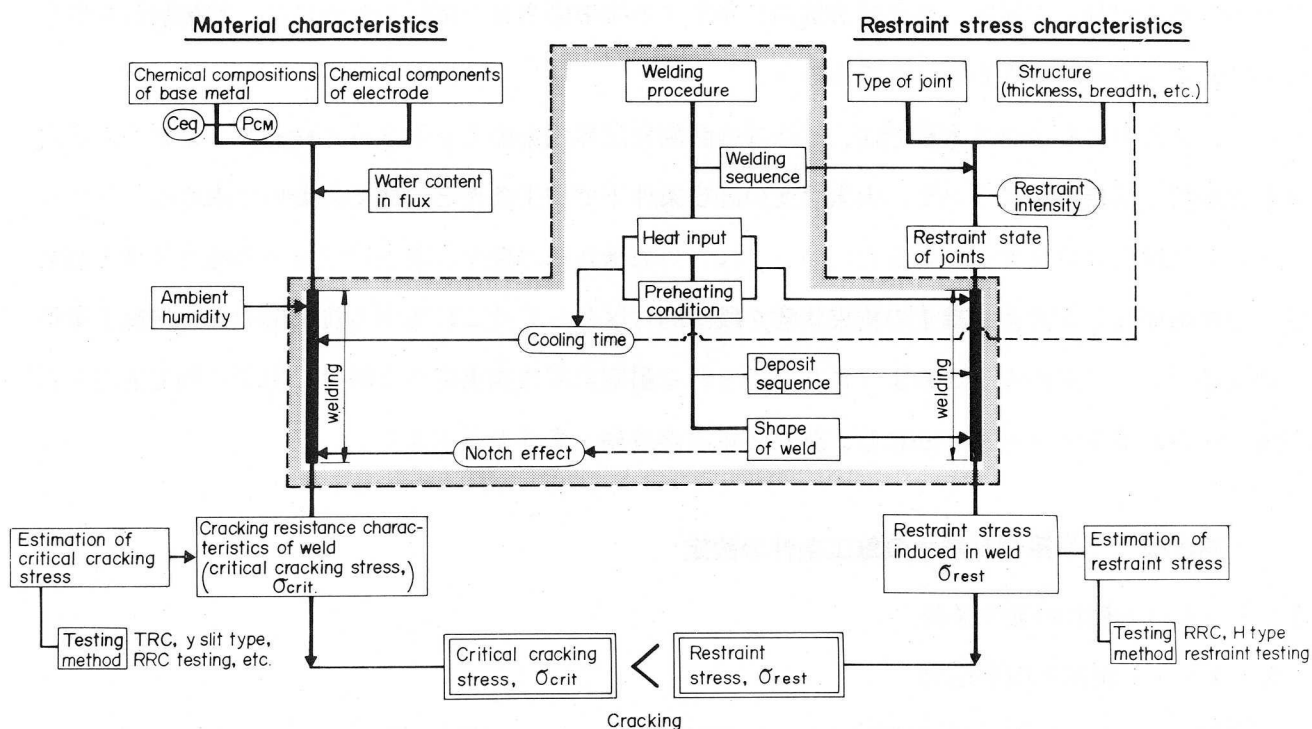


Fig. 6.1 Flow chart for explanation of cracking mechanism

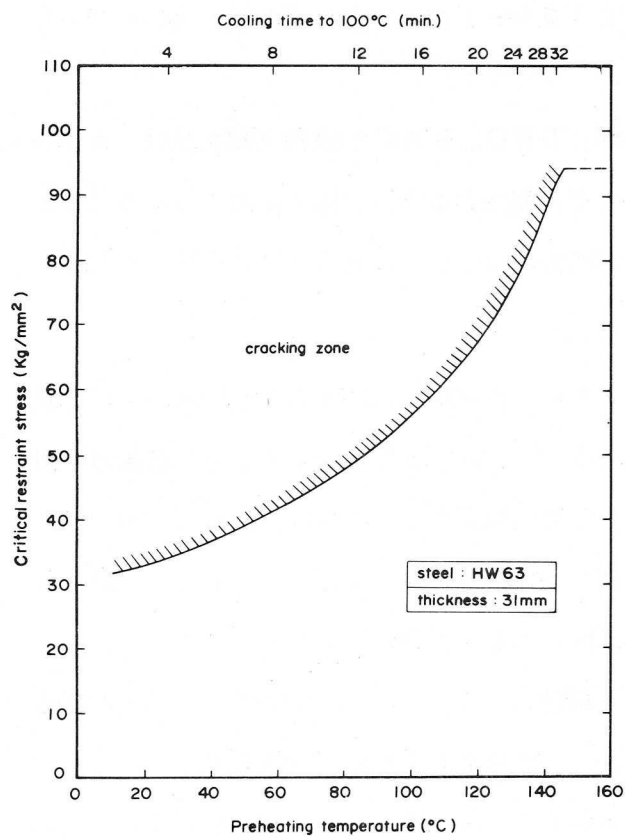


Fig. 6.2 Effect of preheating temperature, cooling time and restraint stress on cracking of HW63

Fig. 6.3 Example of root crack

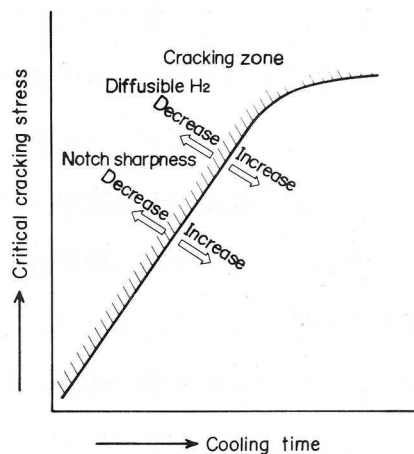
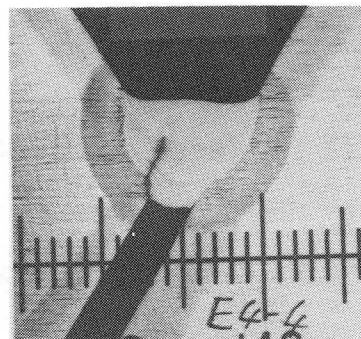


Fig. 6.4 Effect of diffusible hydrogen and notch sharpness on critical cracking stress

らは直接的に管理の対象となるのは同図の中でハッチを施した溶接施工の諸条件であり、これらの条件と溶接部の耐割れ限界応力および溶接部に発生する拘束応力との関係を明かにし、溶接割れを生じない施工条件の範囲を求めるべきであろう。

以上の考え方にもとづき本章では、溶接部の耐割れ限界拘束応力を第2章で検討した結果から選定された鋼材と溶接材料について、大気湿度の許容条件下で施工条件との関係において求める。

また、溶接部に発生する拘束応力については、対象構造物の板厚、継手形状などの構造条件と組立法、溶接順序などを考え、継手の拘束状態を段階的に区分してそこに生ずる拘束応力を溶接施工条件との関係において求める。このようにして得られる耐割れ限界拘束応力と継手に生ずる拘束応力との関係から割れ発生条件を明らかにし、割れ防止の溶接施工条件を設定する。

第3節 溶接割れ防止の施工条件の設定

3・1 ルート割れの発生条件

3・1・1 耐割れ限界応力

本研究に供試したH W63鋼(板厚31mm)および溶接棒(4mm ϕ)の初層溶接の耐割れ限界応力は第3章において求めたようにFig.6.2のごとくなる。さらに多層盛り溶接の割れ挙動については予熱パス間温度が同じであれば、耐割れ限界拘束応力はほぼ等しいことを第4章において確認したが、これによればFig.6.2に示す耐割れ限界応力はFig.6.3に示すようなルート割れであれば多層溶接にも用いることができる。

また耐割れ強度は溶接後の時間的経過にも依存するが、TRC、RRC引張拘束割れ試験、あるいはy開先拘束割れ試験によって求まる48時間以上経過しても発生しない割れ限界応力を用いることができる。この割れ限界応力は拡散性水素量あるいは冷却時間のほかに、溶接部の形状が切欠効果として働き影響する。

この関係をFig.6.4のごとく概念的にあらわすことができる。実際継手と同様な開先形状を用いて試験をおこなえば、切欠効果も含まれた結果が得られているといえる。また後述のごとく溶接の中間層のアンダーカットあるいはビード形状などが切欠として働く場合には、限界応力曲線は右側へ移行する傾向がみられ窓型拘束割れ試験のように横割れ現象では拘束応力の方向に対して溶接部の形状が切欠として有効に働かないため、限界応力曲線は左側に移行すると考えられる。

さらに鋼材の影響に関しては Fig. 6.5 に示すごとく⁵²⁾鋼種によって異なった挙動を示し、たとえば同図に記すH W90の耐割れ限界応力曲線はきわめて低く、この場合事実上溶接が不能である。

したがって新鋼種の溶接割れ感受性を知るには、従来の C_{eq} あるいは P_{cm} といった割れ感受性指数で予測すること以外にその鋼種の正確な耐割れ限界応力曲線を求めておくことが望ましいと云える。

つぎに溶接継手に生ずる拘束応力であるが、ふつうの直線状の継手において生ずる拘束応力の主応力成分は溶接線に平行な方向と直角方向に分けられる。溶接継手の形状的切欠はルート部あるいはビードの趾端部に多く存在するため、直角方向の拘束応力成分が割れに関与することになる。溶接線の直角方向の拘束応力は、その継手を形成する板厚、拘束間距離の影響を受け、さらに入熱、予熱条件および層数などに関係する。前者の板厚、拘束距離については、継手の拘束度の概念で整理ができ、入熱を一定、予熱条件を全体予熱とすれば、初層溶接において Fig.6.6 に示すように拘束度と拘束応力とは一義的関係にあるといえる。しかし部分予熱とした場合同じ拘束度でも拘束応力の上昇がみられ、また多層溶接をすれば拘束応力が低下する。

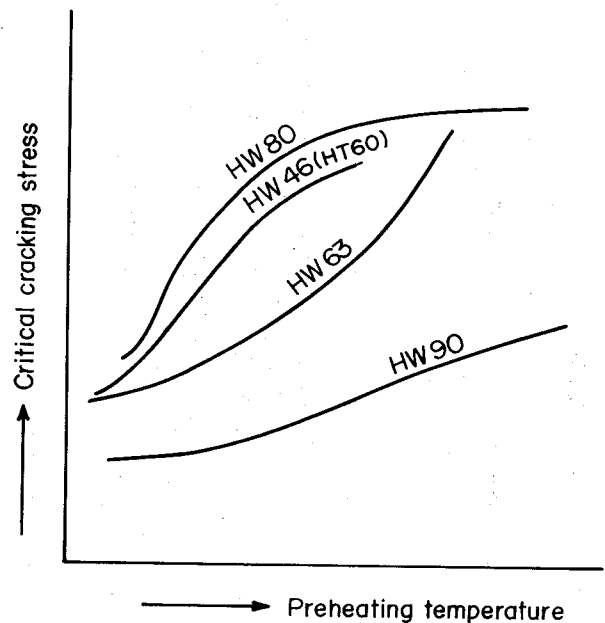


Fig.6.5 Effect of strength of steel on critical cracking ~ preheating temp. curve

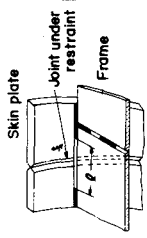
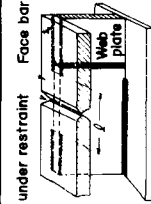
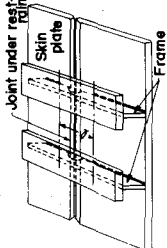
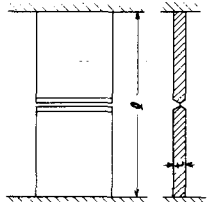
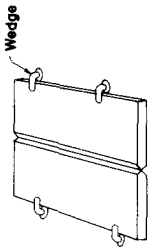
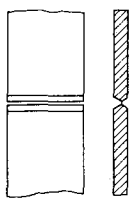
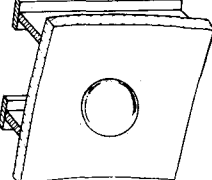
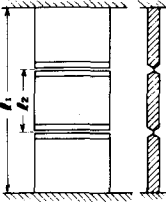
実際の構造物の各継手に生ずる拘束力は、これらの工作条件を設定した上で、実験、解析により予測すべきものである。実験により拘束応力を求める場合にはR R C引張拘束割れ試験あるいはH型拘束割れ試験⁵³⁾などを用いることができる。なお、一般的な構造部材の継手の拘束状態などは、板厚30mm、拘束間距離 500mmの継手では拘束度は $1,260\text{kg} / \text{mm} \cdot \text{mm}$ であり、初層溶接では降伏応力に近い拘束応力が生ずることになり、このことは構造部材の継手において溶着法によっては拘束応力は降伏応力に達することを示している。この意味から前述の各種鋼材の限界拘束応力は実用的な予熱温度範囲において降伏応力を上まわることがその鋼材の溶接性を判断する場合の一つの条件とすることができよう。

3・1・2 実際構造物における溶接継手の拘束状態

実際構造物における溶接継手の拘束状態は構造物の種類と構造様式によって一概に言えないが、船体のごとく皮材と骨材とで構成される構造物の場合、溶接継手の拘束状態は次のように区分される (Table6.1参照)。

- ① 船体のブロック継手のように皮材と骨材の取合い溶接が存在し、先に溶接された皮材 (骨材) が後に溶接する骨材 (皮材) を拘束する場合 (この他ブロック重量なども影響するが構造部材相互の拘束に比べれば影響の程度はきわめて小である。)

Table 6.1 Restraining condition of weld joint in structure

Classification	Examples of typical joint under restraint condition in actual structure	Pattern of idealized joint	Remarks
① Standard (medium)	 Joint under restraint  Face bar  Joint under restraint		In the structure, this papers are dealing with, the unwelded length "l" of stiffened member can be controlled over 500mm and the thickness "t" of main plates is 31mm. Therefore, restraining intensity "K" of joints under this type of restraining is 1,300 Kg/mm·mm $K = E \frac{t}{l} = 1,300 \text{ Kg/mm} \cdot \text{mm}$
② Low	 Wedge		The unwelded length or restraining length "l" is infinite. Although the weight of plates and jigs are considered to give some effect on restraining of plate, the restraining intensity of this joint is almost negligible judged from the measured data. In this case welding sequence or deposit sequence gives essential effect on restraining force induced.
③ High			The restraining length l_1 could be corresponding to the frame space in the structure this paper dealing with, and the l_2 can vary, depending mainly upon the diameter of penetrations.

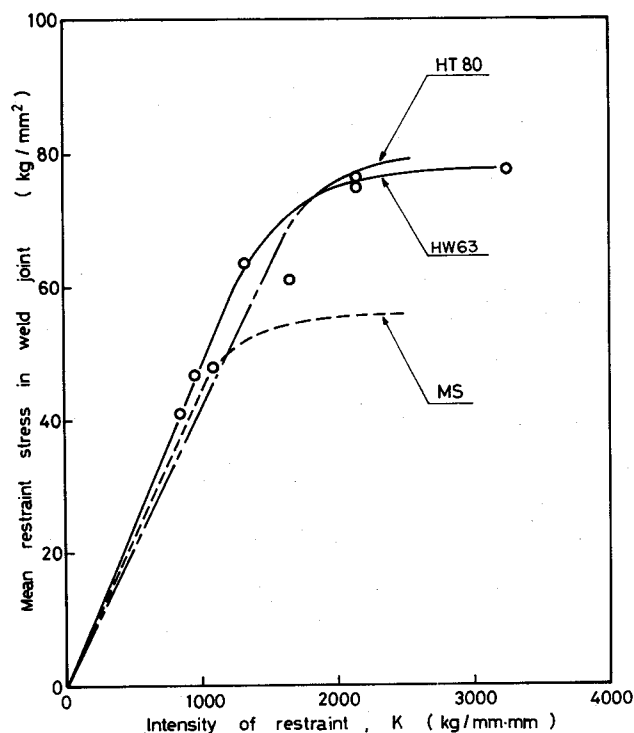


Fig.6.6 Relation of restraint stress versus intensity of restraint K (single pass weld without preheating effect)

- ② 構造部材の板継ぎ溶接のように溶接線の横方向の収縮に対しては拘束されない場合。
- ③ はめこみ溶接のように継手の四周が鋼板により拘束され、さらに溶接継手に生ずる拘束力が相互に干渉する場合。

構造物において溶接施工時の拘束状態として例の多いのは上記の①の場合であり、このような継手に対しては板厚、拘束間距離などが比較的明らかであるため、この拘束状態を表わすのに拘束度の概念を用いることができると考えられる。すなわち、この種の拘束状態の継手はTable6.1 に示すように部材の板厚と溶接待ちの長さが拘束状態をきめるといえ、構造物においては拘束部材は被拘束部材に対してそれほど剛ではないが、厳格な条件をとって溶接待ちを拘束距離と考える。

本研究の対象とする構造物の主要部材の板厚を31mmとして、また溶接待ちの長さを 500mm以上保持するものとすればその拘束度 “K” は;

$$K = E \frac{t}{\ell} = 1,300 \text{ kg / mm} \cdot \text{mm}$$

E ; ヤング率、 t ; 板厚、 ℓ ; 拘束間距離

となる。

Fig.6.7 は鋼構造協会において各種構造物の継手拘束度を実際に計測した結果をまとめたものであり²²⁾、またそこには筆者らの計測結果もあわせ示したが、上記の拘束度 1,300kg / mm · mmは一般の継手の拘束度の上限值をおさえているといえる。

②および③の拘束状態は上述の①の場合に比較して定性的に前者は緩く、③は厳しいといえる。②および③の拘束状態については溶接順序あるいは溶着順序が発生する拘束応力に大きな影響を及ぼすため、拘束度の概念で整理することは現実的でないと考えられ、本章では①の場合について予熱条件あるいは施工順序と拘束応力および割れとの関係をまず検討し、これと比較しながら②および③の拘束状態における割れ発生条件について検討する。

3・1・3 拘束応力と割れ発生条件

(1) 予熱温度の影響

予熱温度が拘束応力に影響しない場合の初層溶接における拘束度と拘束応力の関係はFig.6.6のごとくなる。さらにこの拘束応力に対して割れ防止に必要な予熱温度はFig.6.2により決めることができる。

また実際の構造物においては均一予熱をおこなうことは困難なことが多く、部分予熱となる。この場合予熱条件がきまれば一定の拘束度にある継手に生ずる拘束応力を求めることが可能である。Fig.6.8に示す予熱条件を用いて溶接する場合に生ずる拘束応力はFig.6.9(a)に示すとおりであり、同様にFig.6.2から予熱温度を決めることができる。

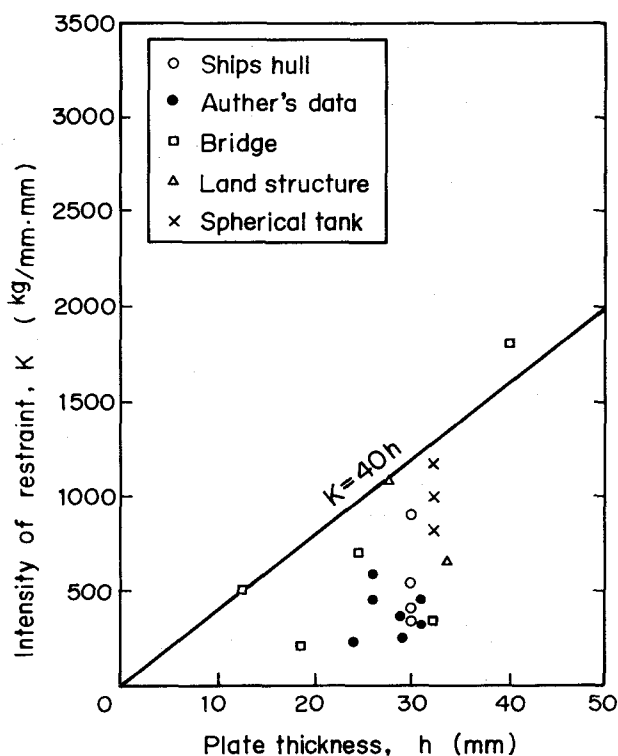


Fig.6.7 Intensity of restraint in actual steel structures 22)

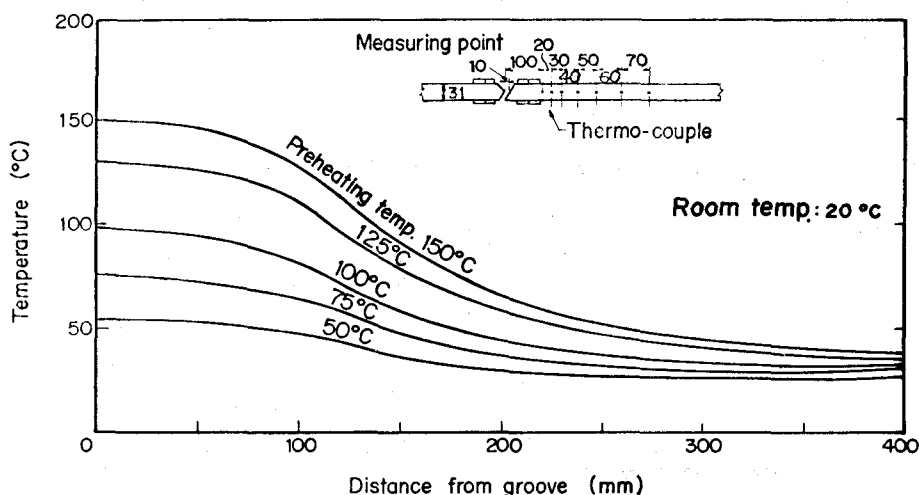


Fig.6.8 Distribution of temperature in direction of test specimen

以上の手順にもとづき拘束度が

1,300kg/mm²の継手について必要予熱温度を求めればTable6.2のごとくなる。予熱法が均一予熱の場合と部分予熱の場合とでは生ずる拘束応力が異なり、前者の初層溶接の必要温度は120℃以上となるが、後者の初層溶接では予熱の冷却後の収縮のため溶接金属の引張応力を上まわることになり割れが生じ破断する。

Table 6.2 Required preheating temperature

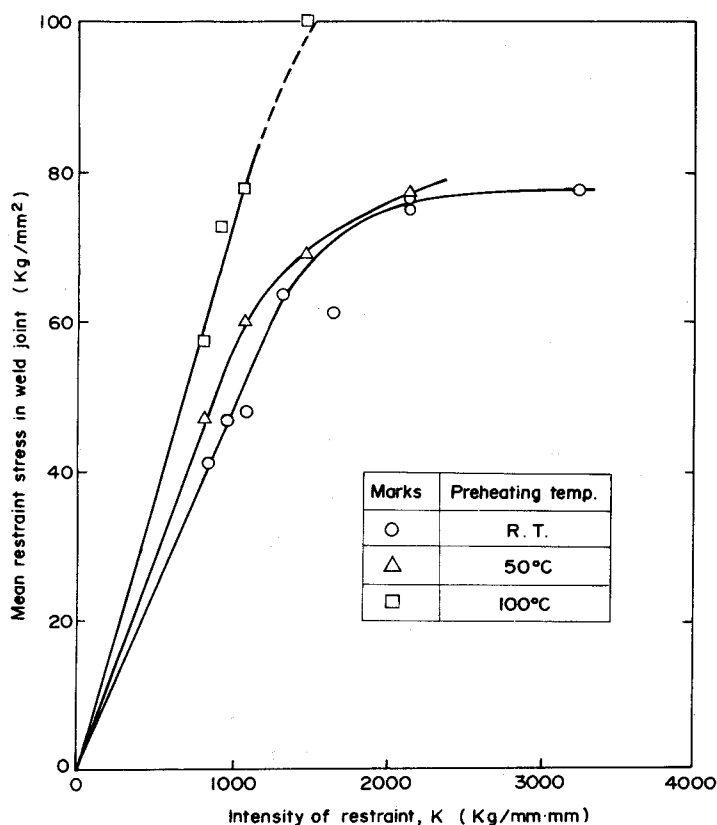
Preheating condition	Welding pass	Restraint intensity ($t=31\text{mm}$, $l=500\text{mm}$)	Restraint stress	Required preheating and interpass temperature
No effect of preheating on restraint stress (Uniform preheating)	Single pass weld	1,300 kg/mm ²	70 kg/mm ² (6y)	$\geq 120^\circ\text{C}$
	Multi pass weld	1,300 kg/mm ²	35 kg/mm ² (0.56y)	$\geq 70^\circ\text{C}$
Some effect of preheating on restraint stress (Local preheating)	Single pass weld	1,300 kg/mm ²	$\geq 80\text{kg/mm}^2$	—
	Multi pass weld	1,300 kg/mm ²	56 kg/mm ² (0.86y)	$\geq 100^\circ\text{C}$

すなわち部分予熱のごとく予熱が拘束応力に影響する場合は次に述べる連続多層溶接とすることが必要であることを示している。

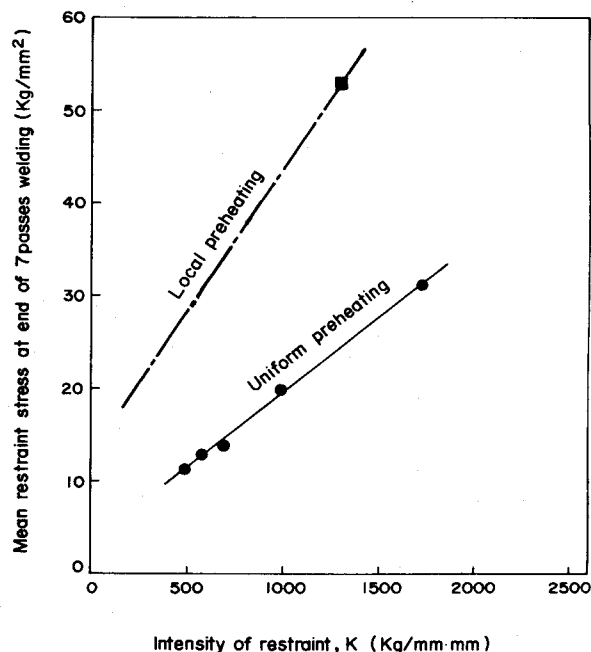
多層溶接では、たとえば7パス溶接（板厚31mmではほぼ板面まで盛られる）では、拘束応力はFig. 6.9(b)のごとくなり、予熱の拘束応力への影響のない場合余裕をみて約25kg/mm²、拘束応力への影響のある場合、同じく約55kg/mm²となる。さらに前述のFig.6.2 は多層溶接にも有効であるから、これから予熱温度を70℃以上および100℃以上とそれぞれ求めることができる。多層溶接は初層溶接に比較して予熱温度条件が緩和されることがわかる。

(2) 板巾と溶接施工法の影響

構造物の板巾あるいは溶接線は通常の実験室的な小型試験片より大であるが、このため、とりうる施工法も多様となり、かつ溶接時の温度分布も異なり、したがって溶接線に存在する拘束応力分布は実



(a) Single pass weld with preheating effect on restraint stress



(b) Multi-pass weld with and without preheating effect on restraint stress

Fig.6.9 Relation of restraint stress versus intensity of restraint K

験室の小型試験片とは異なるものである。第5章において初層溶接の試験片の巾によって拘束応力の分布が異なり、巾が大となるほど拘束応力の最大値が大きくなり同じ拘束力でも割れ率が上昇し、また巾が1 m程度でこの効果が飽和することを明らかにした。

多層溶接についてもこの巾の効果と施工法の影響をみるため試験片の巾が120mmと1,000mmについて1,300kg/mm・mmの拘束度により溶接をおこない、拘束応力を測定した。なお1,000mmの巾については施工法を2種かえて実験した。その結果はFig.6.10に示すように1,000mmの巾の試験片は施工法により応力分布は異なるが、その残留応力の最大値は120mm巾のものより約20kg/mm²高く、溶接金属の降伏強さに達していることがわかる。また第3章においてHT60の同様な拘束条件下における初層溶接部の拘束応力が降伏強度に達することを示した。また渡辺、佐藤らは多層溶接の拘束条件下の溶接について施工法の拘束応力への影響を調べているが⁵³⁾、施工法により拘束応力の最大値は降伏強さに達することを示している。このような事実から、構造物の継手ではいわゆる平均拘束応力との差の分だけ補正して、先に示したFig.6.6の割れ限界応力～予熱曲線から必要予熱温度を求めるのが安全側であると考えられる。

つぎに 3.1.2 項で述べた拘束状態②の場合は溶接前の継手を拘束度で表わす限り無に等しいが、これも構造物のごとき長い継手ではすでに施工された溶接金属によって溶接線に直角方向の拘束応力が生ずる。初層溶接についてはすでにH T 60で最大拘束応力が約40kg/mm²に達することを示したが、H W63鋼の多層溶接について同様な実験をおこなった結果をFig.6. 11に示す。

この場合最大拘束応力は初層溶接よりは低下しているが約30kg/mm²となる。他所における多層溶接の拘束応力の測定結果においてもその分布は若干異なるが、溶接線に直角方向の最大応力は10kg/mm²～30kg/mm²の値を示している。そこで40kg/mm²をとれば十分安全側と考えられる。

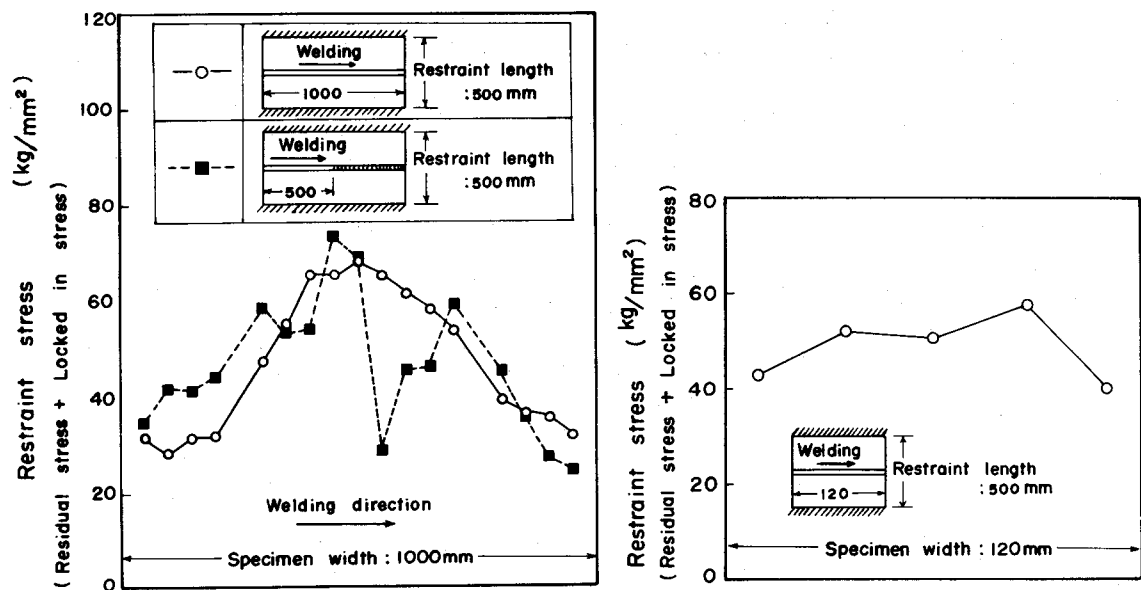


Fig.6.10 Effect of weld length on restraint stress level in multiple-pass welding

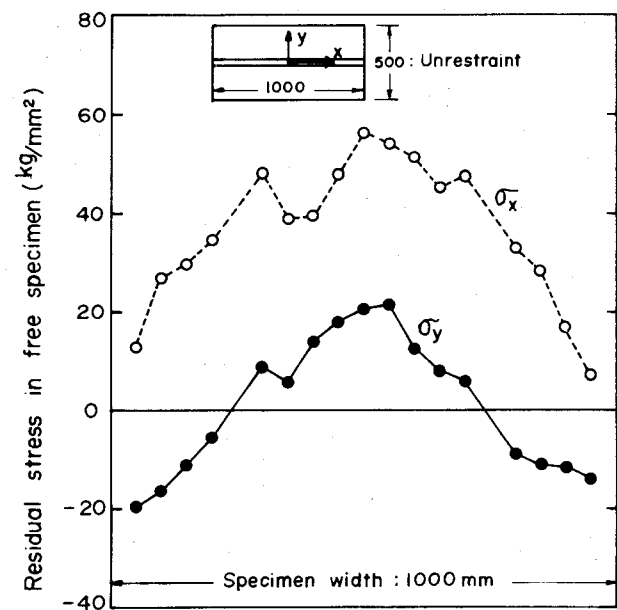


Fig.6.11 Distribution of residual stress in free specimen

3.1.2 項の拘束状態③は複数溶接線の拘束応力が相互に干渉する場合であるが、この一つの例ははめこみ溶接の中心を通して相対する溶接がこれに相当する。このはめこみ溶接での拘束応力に関しては吉田、阿部らの詳細な報告があり⁵⁴⁾、拘束応力は円板径あるいは施工法によって異なるが、Fig.

6.12に示すごとき結果を得ている。直径方向の応力は円板径が80～100mmの間では溶接部の溶接金属の降伏強さに達している。このような溶接線が干渉する場合、一方の溶接線の溶接金属ののど厚が他方ののど厚より相当大になるとのど厚の小なる溶接線には、降伏強さ以上の応力が負荷され、さらにその後の溶接收缩量に相当した変形が不可能な時には破断することが考えられる。

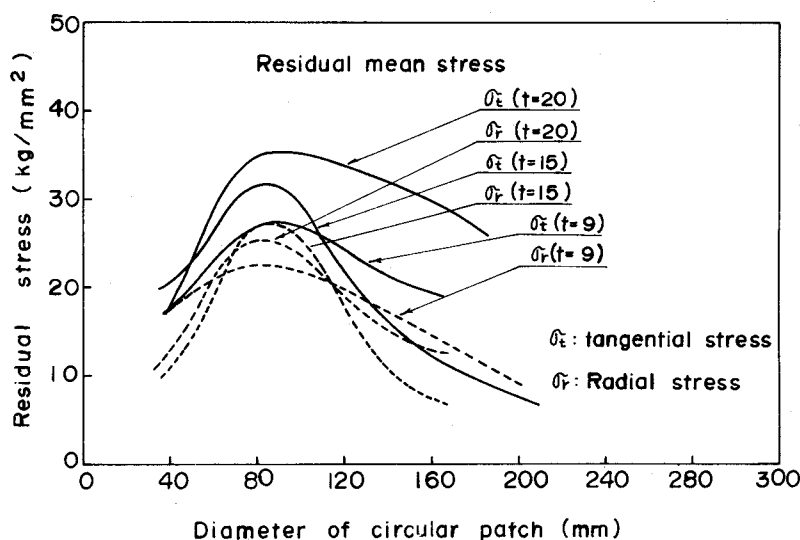
そこでFig.6.13のごとく100mm離れた2本の溶接線について同時施工、1層シフト、2層シフト、10層シフトの場合について溶接線に直角方向の拘束応力を測定したが、その結果はFig.6.14に示すように予熱パス間温度を維持した状態において、同時溶接の拘束応力が最も高く1層シフト、2層シフト、10層シフトとシフトする層数を多くするにしたがって拘束応力は低下している。また4パス溶接完了後はいずれも拘束応力が降伏強さを上まわっていることを示している。

このように溶接線が干渉する場合に生ずる拘束応力は降伏応力を上まわることも考えられ、Fig.6.6に示した溶接割れ限界応力～予熱温度曲線からは拘束応力を引張強さとして予熱温度を求めるのが適当であると考えられる。

以上の板巾と施工法の影響を考慮した場合の拘束状態①、②および③の継手の溶接に必要な予熱温度をTable6.3にまとめて示す。

Fig.6.12

Relation between magnitude of patch diameter and residual stress level 54



(3) 作業の中断の影響

構造物の溶接施工においては作業の都合上溶接を中断しなければならないことがある。この場合全線完了しなくても仕上げ層まで一定の長さの溶接がおこなわれておれば、その後の溶接は前項で述べた施工法の影響の考え方を適用しうるが、溶接の途中層で中断する場合に問題がある。この溶接作業の中断において取る方法として予熱パス間温度を維持して溶接のみ中断する方法と予熱パス間温度も常温にまで下げて中断する方法とが考えられる。

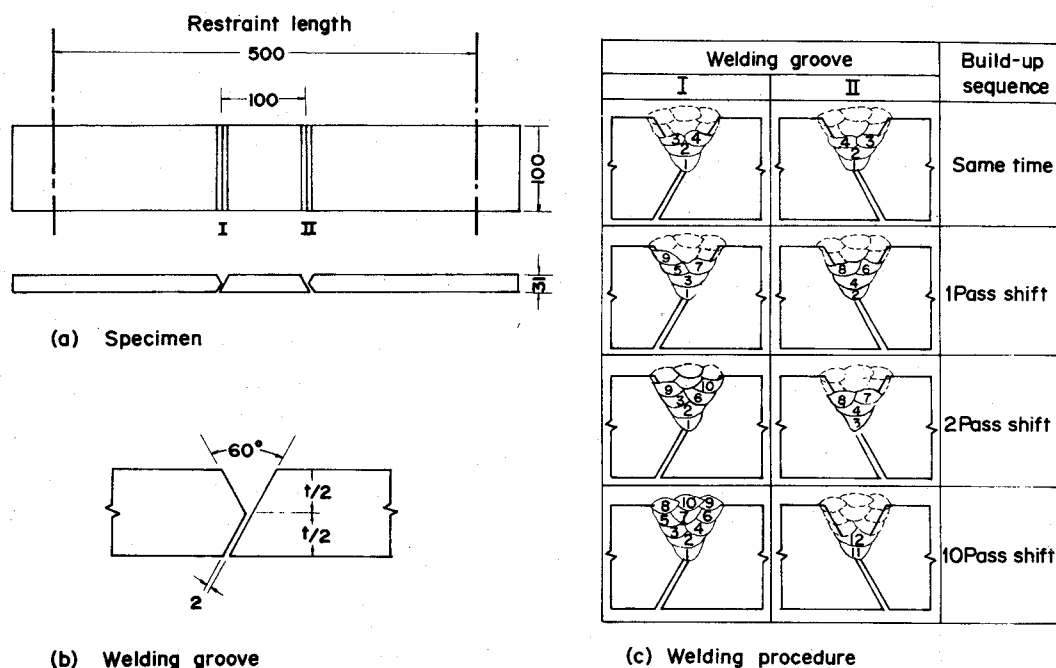


Fig.6.13 Shape and size of test specimen and welding procedure

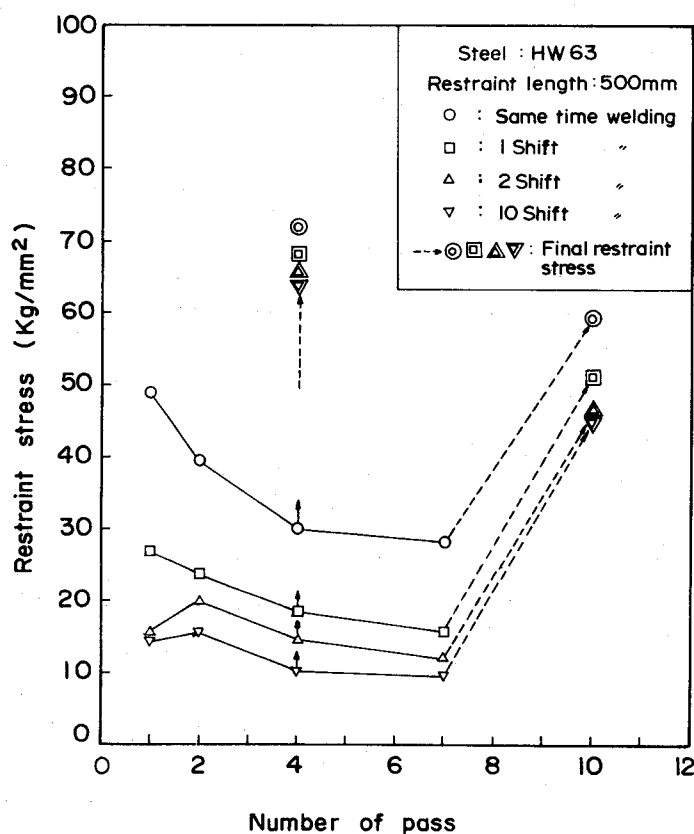
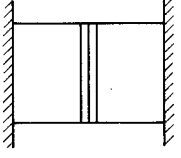
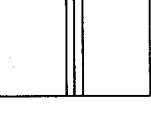
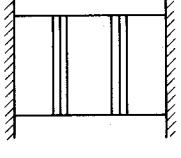


Fig.6.14 Restraint stress in high restraint condition ③

前にもふれたように構造物の予熱条件は部分予熱であり、Table 6. 1 の拘束状態①の場合について部分予熱として中断時の溶接割れへの影響を両方法について検討する。

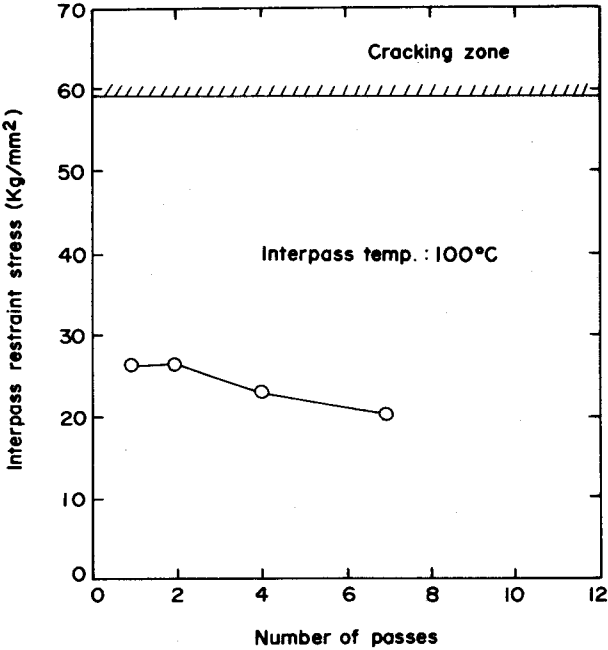
前者の予熱パス間温度 100℃を維持して中断する場合は各層において中断後の最終拘束応力を求めれば、Fig.6. 15(a) のごとくなる。同図には予熱温度 100℃とした時の割れ限界応力をあわせ示して

Table 6.3 Preheating temperature for prevention of weld cracking under various restraint conditions

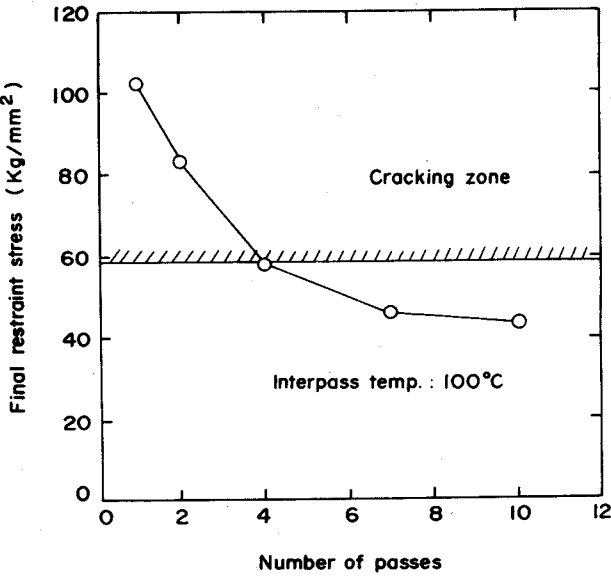
Preheating method	Welding sequence	Restraint condition		Maximum restraint stress	Preheating and interpass temperature	
		Intensity	Shape		Based on test specimen of 120 mm breadth	Effect of plate breadth and procedure
Local preheating	Continuous multi-pass welding	① Medium		65 ($= \sigma_y$) kg/mm ²	$\geq 100^\circ\text{C}$	$\geq 120^\circ\text{C}$
		② Low		40 kg/mm ²	—	$\geq 60^\circ\text{C}$
		③ High		$\geq 70 (= \sigma_y)$ kg/mm ²	—	$\geq 150^\circ\text{C}$

いる。初層で中断した場合が拘束応力が高くなる傾向があり、層を重ねるに従い拘束応力は低下するが、いずれにしても割れ限界応力より低く、溶接割れを生じない範囲にある。

いっぽう、溶接中断時にヒータの加熱も中止して予熱パス間温度を維持しない場合にはFig.6.15(b)のごとくやはりパスの増加とともに拘束応力の減少の傾向がみられるが、予熱パス間温度を維持する場合にくらべて予熱温度の低下による収縮差に相当する拘束応力が高くなっている。このため3パス



(a) In case of continuous preheat, and interpass temp. even when welding is interrupted



(b) In case of preheat, and interpass temperature cooled down when welding is interrupted

Fig.6.15 Relation between number of pass and restraint stress during intermission welding

まではそこに発生する拘束応力は割れ限界拘束力を超え、割れが生ずる。したがって4パス以上の溶接後でないと中断することはできないことになる。しかしこのように予熱パス間温度を維持せずに中断し、かつ長時間放置する時にはルート割れのほかに後述するとき表面層の趾端割れの恐れがあり、このような施工法は極力回避すべきである。

なお仮付溶接のごとく本付溶接までの部材の位置の保持が目的となされる場合には、微小な割れはこの目的に関する限りあまり問題でないから、4パス以上の溶接をおこなえば十分である。しかしこの仮付溶接部は完全に除去して本付溶接をおこなうべきであることはいうまでもない。

3・2 ルート割れと他の割れの発生条件の関係

(1) 横 割 れ

高張力鋼の溶接部に生ずるFig.6. 16に示すとき横割れは、溶接線方向の拘束応力（残留応力）が一つの要因であることが考えられている。この拘束応力はFig.6. 17に示すように最終層の前の層において最大値を示すことが明らかにされており⁴³⁾、溶接金属の降伏強さに達していることが認められている。事実横割れはFig.6. 18にその分布の例を示すように最終層の手前の層に多く分布している。

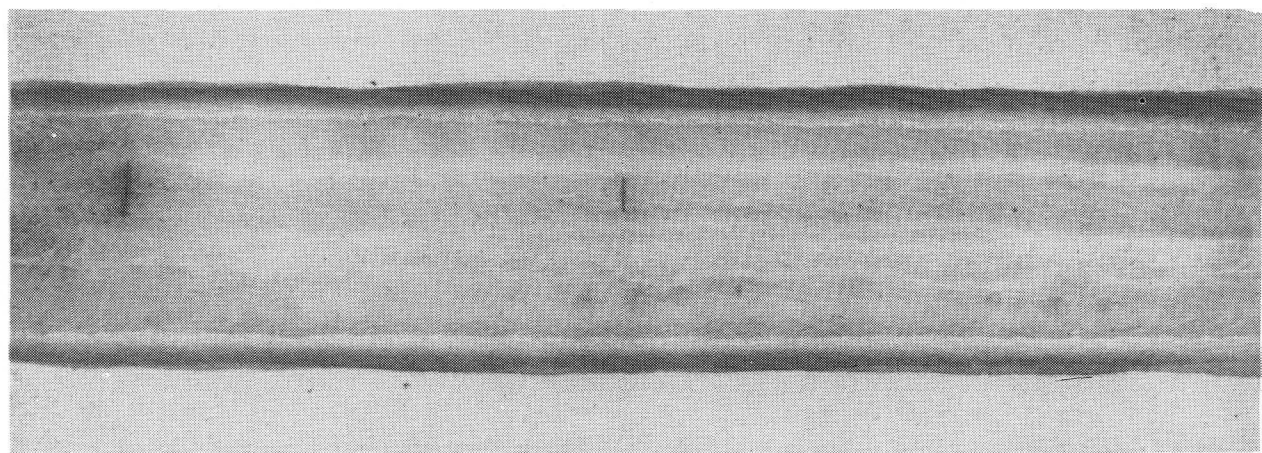


Fig.6.16 Example of transverse crack

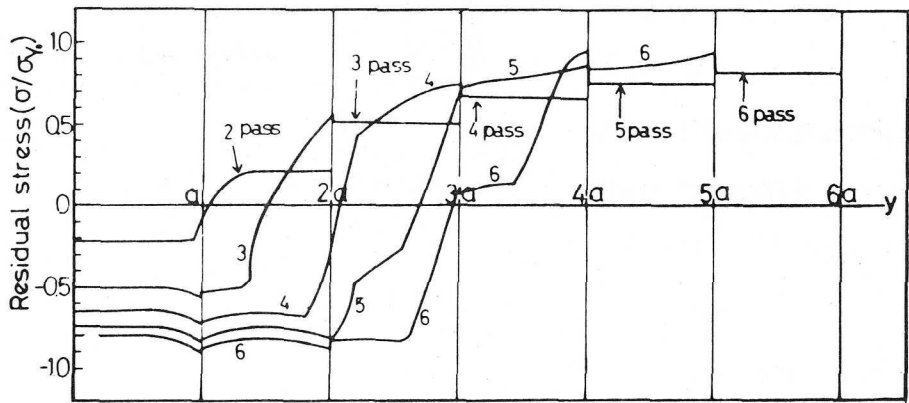


Fig.6.17 Residual stress distribution in multi-pass welding ⁴³⁾

第2章において実施した窓型拘束割れ試験では溶接線に平行方向の拘束応力（残留応力）分布は、Fig.6. 19に示すごとく溶接線上にて最大60kg/mm²であり、溶接金属の降伏強さに近い値を示している。この場合の割れ防止の予熱温度は75℃以上である。

溶接線に平行方向の残留応力は鋼板自体の拘束によって生ずるものであり、周辺の拘束状態にあまり関係することなく溶接金属の降伏強さ付近に達していると考えられる。したがって横割れの防止予熱温度は拘束状態に関係することなく、維持すべき予熱温度であると云える。

溶接線に直角方向の応力に関してはルート部は開先が切欠として働き応力集中を生ずるが、平行方向の応力に関してはふつうの溶接では有効な切欠が存在しない。このため拘束応力に対してはルート割れより条件的に緩和される。したがって横割れの防止予熱温度はルート割れ防止の予熱温度より低くなる傾向にあるといえる。このことから前述のTable6. 3 に示すルート割れ防止の予熱温度は拘束状態①および③はそれぞれ $\geq 120^{\circ}\text{C}$ および $\geq 150^{\circ}\text{C}$ であり、横割れの $\geq 75^{\circ}\text{C}$ より上まわっている。しかし拘束状態②については予熱温度は $\geq 60^{\circ}\text{C}$ であり、拘束状態②では横割れの予熱温度の $\geq 75^{\circ}\text{C}$ 以上を用いるべきであろう。

(2) すみ肉継手のルート割れ

第2章においてすみ肉溶接のルート割れ試験をCTS試験法および十字すみ肉試験法によりおこな

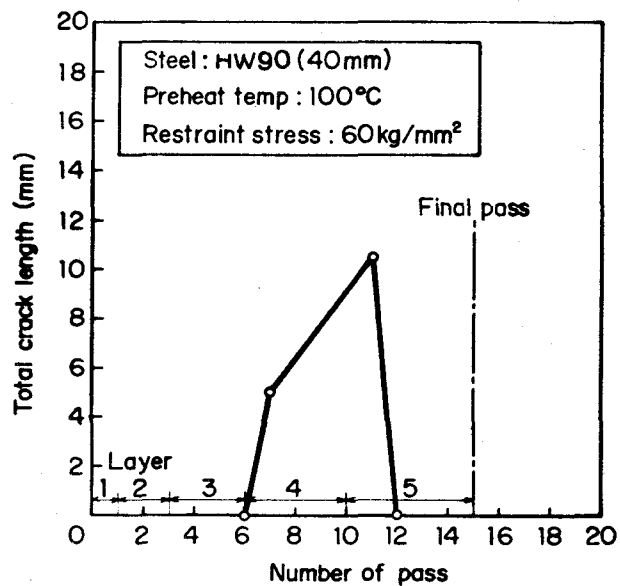


Fig.6.18 Location of transverse cracking in multi-pass welding

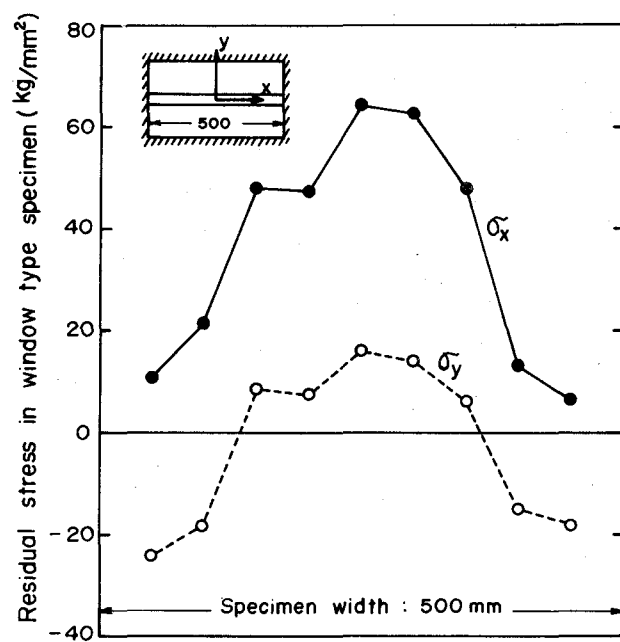


Fig.6.19 Distribution of residual stress in window type restraint cracking test specimen

ったが、これらの試験結果から求められた割れ防止の予熱温度は前者の方法では75℃、後者の方法では50℃であり、突合せ継手の拘束状態①および③の割れ防止の予熱温度（ $\geq 120^{\circ}\text{C}$ および $\geq 150^{\circ}\text{C}$ ）より低く、このような突合せ継手の予熱温度を用いればすみ肉溶接のルート割れは防止しうるものと考えられる。

また突合せ溶接型の割れ試験とすみ肉溶接型の割れ試験に関する多くの資料の比較では、いずれも突合せ溶接型の割れ試験の方が厳しい条件が求まることが明らかにされており、上述の突合せ継手の拘束状態①および③の割れ防止の予熱温度も同様にすみ肉溶接のそれよりも高く求まっている。

なお、突合せ継手の中でも無拘束に近い拘束状態②の場合には、前項の(1)で述べたごとく横割れの防止予熱温度（ $\geq 75^{\circ}\text{C}$ ）で規制されるから、この予熱温度であれば同様にすみ肉溶接割れの防止にも有効であると言える。

(3) 層間趾端割れ

開先内において溶接層を盛り上げる途上において、開先壁にアンダーカットあるいはオーバーラップを生じ、そこから微小割れ（層間割れ）が生ずることがある。とくにこの種の層間趾端割れは、たとえば微小割れであってもFig.6. 20のごとく継手に残るものであり、ルート割れでは微小なものであれば溝掘り時にほゞ除去されることを考えれば、十分に留意すべき割れである。

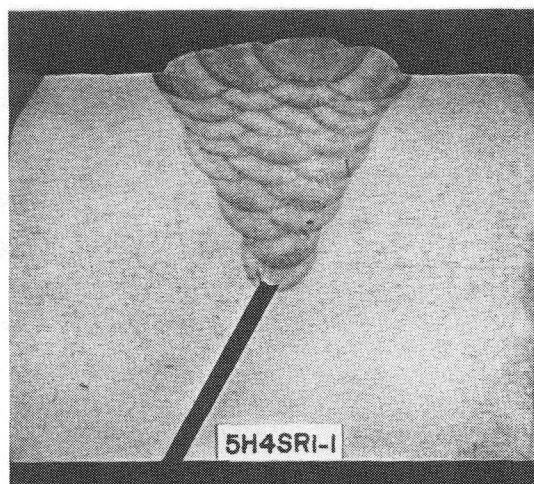


Fig.6.20 Example of micro crack

この層間割れの発生条件を調べるため、途中層の as weld でビードの粗さを変えたものと、仕上げをおこなったものについて引張拘束割れ試験を実施した。その結果をまとめてTable6. 4 に示す。これによれば as weld および仕上げをおこなった溶接とも24時間までは割れの発生はみられず、連続多層溶接でおこなえばこの種の割れの心配はないと考えられる。

いっぽう溶接途中層において中断する場合、とくに予熱パス間温度も常温に冷却される時には前掲

のFig.6. 15に示すごとく拘束応力は少なくとも40kg/mm²以上となり、as weld の粗いビード（Table 6. 4 参照）では層間趾端割れ発生範囲にある。また as weld の通常のビードでも長時間（24時間以上）放置する場合には、割れの危険性があるといえる。

いっぽう趾端をグラインダ仕上げとした時には、長時間放置しても割れを発生していない。この層間趾端割れの防止に関してはグラインダ仕上げは非常に有効であると考えられる。

Table 6.4 Effect of bead appearance on interpass cracking

Item Pass	Method of workmanship	Shape of bead		Time after welding (hr.)	Applied stress	
		h (mm)	α (degree)		30 kg/mm ²	40 kg/mm ²
Interpass	As weld (rough)	2	100~ 125	0~8	○	×
				8~24	○	—
				24~48	×	—
	As weld (ordinary)	2	130~ 140	0~8	○	○
				8~24	○	○
				24~48	○	×
	Grinding (smooth)	1	> 150	0~8	—	○
				8~24	—	○
				24~48	—	○

Remarks : 1)


2)

○ : No crack

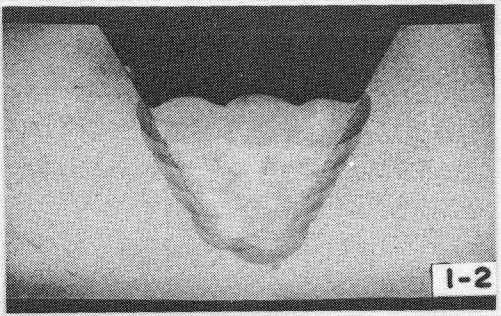
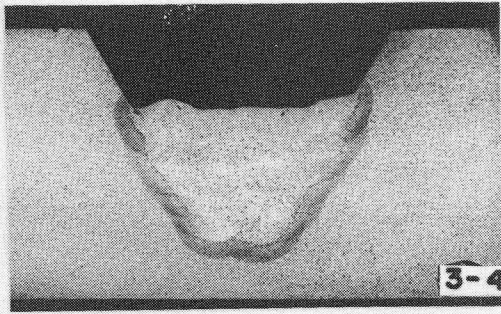
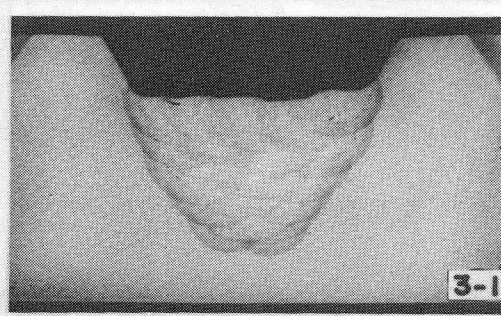
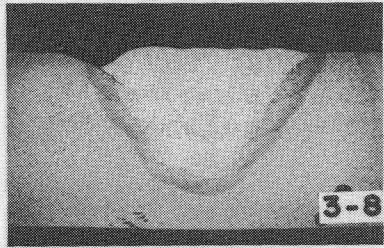
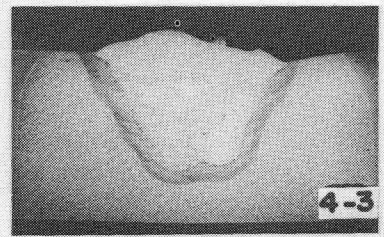
× : Cracking

3) Interpass temp.: 100℃

(4) 仕上げ層の趾端割れ

高張力鋼の溶接完了後の趾端部においてTable6. 5 に示すごとき趾端割れが生ずる。この割れは突合せ継手ではサーピンをとった継手、あるいはすみ肉継手に発生することが多い。サーピンをとった突合せ継手を用いて、as weld と temper bead²³⁾ 法によるものとの両者について引張拘束割れ試験をおこない、その割れ発生条件を拘束応力との関係で調べた。その結果は Table6. 6 に示すごとく、拘束応力が比較的高い55kg/mm²において、as weld の趾端部に微小割れの発生がみられ、temper bead 法を用いたものには割れ発生がみられなかった。temper bead 法はFig.6. 21 に示すように趾端部の硬度を低下させるのに有効であり、edge bead と temper bead の間隔を2mm～6mmの間に制御すれば趾端割れの防止に効果があると考えられる。

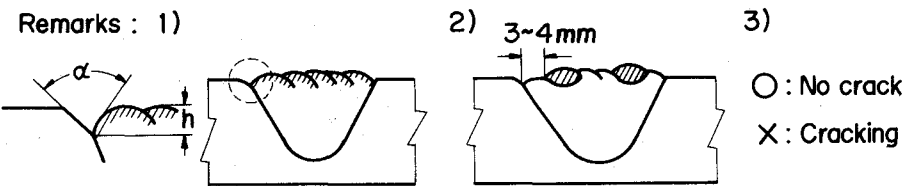
Table 6.5 Examples of macroscopic section

Method of workmanship		Applied stress (kg/mm ²)	Time after welding (hr.)	Macroscopic section
Interpass	As weld (rough)	30	41	
	As weld (ordinary)	40	48	
	Grinding (smooth)	40	48	
Final pass	As weld	55	32	
	As weld with temper bead	55	48	

以上の実験で再現した趾端割れはサーピンをとった継手であり、形状としては実際の多くの継手より厳しいと考えられるが、施工時に曲げモーメントが負荷されるときには表面層の応力が上昇する可能性があること、あるいは表面層の欠陥は使用性能に影響することが大きいことを配慮して、表面層の趾端割れの防止には十分留意すべきであろう。

Table 6.6 Effect of temper bead on cracking

Item Pass	Method of workmanship	Shape of bead		Time after welding (hr.)	Applied stress
		h (mm)	α (degree)		55 kg/mm ²
Final pass	As weld	2	120~ 130	0~8	○
				8~24	○
				24~48	×
	As weld with temper bead	2	130~ 135	0~8	○
				8~24	○
				24~48	○



4) Interpass temp. : 100 °C

3・3 溶接割れ防止の施工条件の設定

以上の溶接割れ発生条件に関する検討結果から、以下のように溶接割れ防止の施工条件を設定する。

(1) 材 料

- I) 供試鋼：H W63 (板厚31mm)
- II) 溶接棒：E 63 (4 mmφ)
- III) フラックス中水分量：0.18%以下

(2) 施工環境

- I) 大気中水蒸気圧：25mmHg以下

(3) 施工条件

- I) 入熱量：17,000Joule/cm
- II) 溶着法

規定予熱パス間温度を維持した最終層までの連続多層溶接をおこなう。

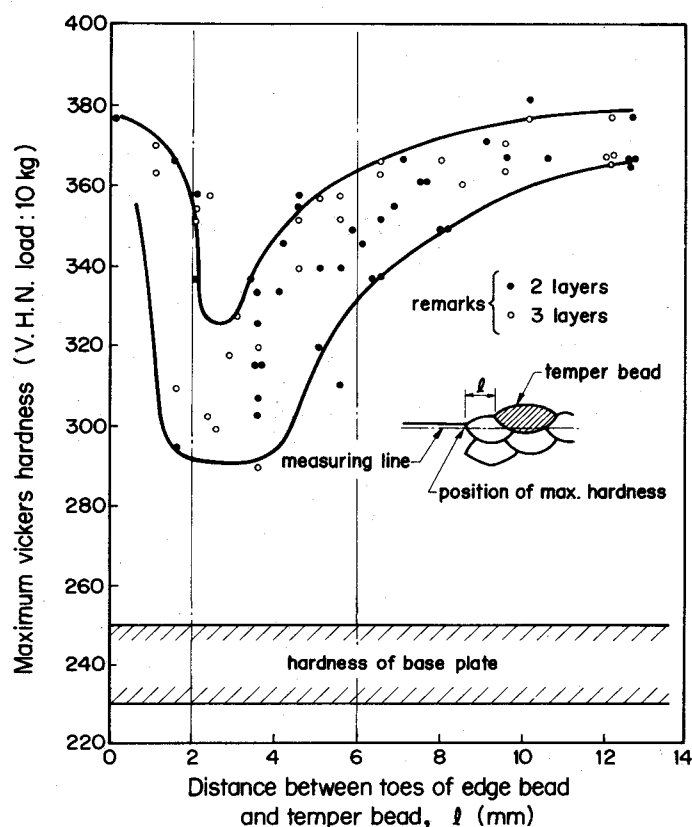


Fig.6.21 Effect of temper bead on maximum hardness at the heat affected zone

Ⅲ) 予熱条件

- 予熱法：溶接線に平行方向は一定、直角方向は温度勾配を有する部分予熱とする。
- 予熱温度分布：開先中心より各70mm間所定予熱温度に維持する(Fig.6.8参照)。
- 予熱温度

継手の各拘束状態別に割れ防止の予熱温度をTable6.7に示す。

Table 6.7 Required preheating and interpass temperature

Preheating method	Welding sequence	Restraint condition	Estimated restraint stress	Preheat. and interpass temperature
** Local preheating	** Continuous multi pass weld	① Standard	70Kg/mm ²	≥ 120 °C
		② Low	20Kg/mm ²	≥ 75 °C
		③ High	70Kg/mm ²	≥ 150 °C

* See Table 6.1

** Mentioned as above ii) and iii) ④ ⑤,

Ⅳ) 溶接ビードの仕上げ

最終仕上げ層は、temper bead を用いる。temper bead と edge bead の間隔はFig.6. 21に示すとおりとする。

Ⅴ) 作業の中断

原則として予熱パス間温度を維持して溶接作業のみ中断する。この際ビードの edge 部における粗い波形、オーバラップ、アンダーカットはグラインダにより整形する。

予熱パス間温度の維持が困難なる場合は少なくとも4パス以上の溶接をおこない、edge部を全面的にグラインダ仕上げする。また再溶接前に割れの存在しないことを確認した上でおこなう。

Ⅵ) 仮付溶接

予熱条件は本溶接と同一として4パス以上の仮付溶接をおこなう。ただし仮付溶接は本溶接にあたっては除去する必要がある。

第 4 節 結 言

以上の溶接割れ防止の施工条件に関する検討結果より、つぎのことが結論される。

(1) 溶接割れ発生条件の criteria は基本的には割れ限界拘束応力と継手に生ずる拘束応力との関係で求められるものである。

(2) 対象構造物は継手の拘束状態をつぎの3段階に区別することができる。

区分① 現場のブロック継手に相当し、拘束間距離が 500mmの状態

区分② 工場内の平板の板継ぎの継手に相当し、ほぼ無拘束の状態

区分③ はめこみ溶接のごとく四周が拘束された状態で、かつ各溶接継手に生ずる拘束応力が干渉する状態

このような拘束状態にある継手に生ずる拘束応力には予熱条件が影響する。構造物の予熱を考える場合継手に平行方向には一定、直角方向には温度勾配を有する部分予熱をするのが实际的である。また施工条件としては、先溶接により後溶接が拘束される場合を考慮する必要がある。

(3) これらの予熱条件あるいは施工条件の影響を考慮すれば、拘束状態①および③の継手では規定の予熱パス間温度を維持した連続的多層溶接として、その割れ防止の予熱パス間温度は $\geq 120^{\circ}\text{C}$ および 150°C とすることが必要となる。また拘束状態②についても連続溶接が好ましく、この場合の予熱パス間温度は $\geq 75^{\circ}\text{C}$ となる。なおこの予熱パス間温度の範囲は突合せ継手のルート割れのほかに横割れおよびすみ肉溶接のルート割れの防止にも有効である。

(4) 積層途上において溶接作業を中断する場合は、その中断の間においても予熱パス間温度を保持

することが中間層の趾端割れ防止には必要である。また予熱パス間温度の保持が困難なる場合には4パス以上積層後の中断とし、趾端部のグラインダー仕上げをおこない、再溶接前の割れ発生の有無の確認をすることが望ましい。なお同様の意味で仮付溶接は4パス以上とし、本溶接前に仮付溶接部は、除去することを原則とする必要がある。

(5) さらに溶接の最終層の趾端割れの防止には temper bead法が効果があり、この temper beadの効果は趾端部の硬度を低減させることによって得られるものと考えられる。

(6) Y 開先割れ試験により求まる最低予熱温度は100℃～125℃の間にあり、それは拘束状態①の場合の多層溶接の最低予熱温度 120℃と略等しい。この意味では、はめこみ溶接のごとく拘束応力が干渉する継手以外の一般の継手についてはY 開先割れ試験の結果を採用しても実用にはさしつかえない。ただし実際の継手に比較してY 開先割れ試験は予熱条件としては均一予熱であることから条件的に緩和され、溶接条件としては1層溶接であるため厳しくなり、このように相反する影響が相殺された結果として略等しい値が得られていることに留意することが必要である。

Appendix 予熱ヒータによる加熱・冷却過程の計算

第4章の第3節に用いた(4.15)式の導出を安藤の結果⁴⁶⁾を用いて導出してみる。予熱ヒータによる加熱は概念的にFig.A.1のように表わされる。実験に用いた予熱ヒータの出力と寸法とを考え合わせると板厚方向の温度は一樣で熱はx方向にのみ1次元的に伝導すると仮定して熱伝導を取扱い得る。

今予熱線を中心に加熱巾2b単位加熱表面積当り $q \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec}$ の発熱があり、熱がx方向にのみ1次元的に伝導するものとする、 $x \sim x+dx$ における単位板厚当りの熱量は $q dx/h$ となるから $x=r$ なる距離にあるP点の $q dx/h$ による温度上昇 dT_{p1} は

$$dT_{p1} = \frac{q \cdot dx}{h} \cdot \frac{1}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\sqrt{4\pi kt}} e^{-(r-x)^2/4kt}$$

c : 比 熱 $\text{cal/g} \cdot ^\circ\text{C}$

ρ : 密 度 g/cm^3

k : 熱拡散率 cm^2/sec

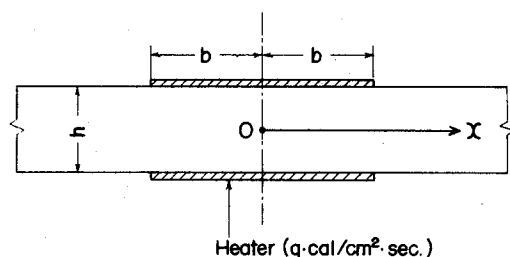


Fig.A.1 Schematic diagram of preheating

で表わされる。よって加熱巾全体($-b \sim +b$)の熱によるP点の温度上昇 T_{p2} は

$$\begin{aligned} T_{p2} &= \int_{-b}^b dT_{p1} \\ &= \frac{q}{h \cdot c \rho \sqrt{4\pi kt}} \cdot \int_{-b}^b e^{-(r-x)^2/4kt} \cdot dx \end{aligned}$$

(1) $|r| < |b|$ の場合

$$T_{p2} = \frac{q}{2c\rho h} \cdot \left[\Phi\left(\frac{r+b}{\sqrt{4kt}}\right) + \Phi\left(\frac{r-b}{\sqrt{4kt}}\right) \right]$$

(2) $|r| > |b|$ の場合

$$T_{p2} = \frac{q}{2c\rho h} \cdot \left[\Phi\left(\frac{r+b}{\sqrt{4kt}}\right) - \Phi\left(\frac{r-b}{\sqrt{4kt}}\right) \right]$$

ただし $\Phi(\beta)$ は誤差関数で

$$\Phi(\beta) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^\beta e^{-\beta^2} \cdot dx$$

また発熱は連続的に $q \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec}$ だけ発生しているため dt' 時間には $q \cdot dt'$ の熱が発生する。それによる温度上昇 dT_{p3} は

$$dT_{p3} = T_{p2} \cdot dt'$$

となり $t = \tau \sim \tau + dt'$ の間に投与された単位加熱面積当りの熱量 $qdt' \text{ cal/cm}^2$ によりその後時間が $t' = t - \tau$ だけ経過し、 $\tau + t' = t$ になった瞬間に生じる温度である。よって dT_{p3} を $\tau = 0 \sim t$ すなわち $t' = 0 \sim t$ の期間にわたって積分すれば解を得る。

$$T_{p4} = \int_0^t dT_{p3}$$

(1) $|r| < |b|$ の場合

$$T_{p4} = \frac{q(r+b)^2}{4\lambda h} \cdot \left[-\frac{1}{2\beta_1^2} \cdot \Phi(\beta_1) + \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{1}{\beta_1} \cdot e^{-\beta_1^2} - \{1 - \Phi(\beta_1)\} \right] \\ + \frac{q(r-b)^2}{4\lambda h} \cdot \left[\frac{1}{2\beta_2^2} \cdot \Phi(\beta_2) + \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{1}{\beta_2} \cdot e^{-\beta_2^2} - \{1 - \Phi(\beta_2)\} \right]$$

(2) $|r| > |b|$ の場合

$$T_{p4} = \frac{q(r+b)^2}{4\lambda h} \cdot \left[\frac{1}{2\beta_1^2} \cdot \Phi(\beta_1) + \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{1}{\beta_1} \cdot e^{-\beta_1^2} - \{1 - \Phi(\beta_1)\} \right] \\ - \frac{q(r-b)^2}{4\lambda h} \cdot \left[\frac{1}{2\beta_2^2} \cdot \Phi(\beta_2) + \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{1}{\beta_2} \cdot e^{-\beta_2^2} - \{1 - \Phi(\beta_2)\} \right]$$

ただし $\beta_1 = \frac{r+d}{\sqrt{4kt}}$ $\beta_2 = \frac{|r-b|}{\sqrt{4kt}}$
 λ : 熱伝導率 cal/cm·sec °C
 $\lambda = c\rho k$

今溶接部がある予熱温度 T_0 に達した瞬間に熱源を取り去った時の冷却過程途中の温度 T は、予熱開始から T_0 までに用いた時間を t_h とし冷却開始からの時間を t として板表面からの熱放散も考慮してやると次式のようなになる。

(1) $|r| < |b|$ の場合

$$T = \left[\frac{q(r+b)^2}{4\lambda h} \cdot \{F(\beta_1) - F(\beta_2)\} + \frac{q(r-b)^2}{4\lambda h} \cdot \{F(\beta_3) - F(\beta_4)\} \right] \cdot e^{-a^2 t}$$

(2) $|r| > |b|$ の場合

$$T = \left[\frac{q(r+b)^2}{4\lambda h} \cdot \{F(\beta_1) - F(\beta_2)\} - \frac{q(r-b)^2}{4\lambda h} \cdot \{F(\beta_3) - F(\beta_4)\} \right] \cdot e^{-a^2 t}$$

$$F(\beta_n) = \frac{1}{2\beta_n^2} \cdot \Phi(\beta_n) + \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{1}{\beta_n} \cdot e^{-\beta_n^2} - \{1 - \Phi(\beta_n)\}$$

$$\beta_1 = \frac{|b+r|}{\sqrt{4k(t+t_h)}} \quad \beta_3 = \frac{|b-r|}{\sqrt{4k(t+t_h)}}$$

$$\beta_2 = \frac{|b+r|}{\sqrt{4kt}} \quad \beta_4 = \frac{|b-r|}{\sqrt{4kt}}$$

a^2 : 熱放散に関する定数

第 2 編

実物大構造模型による溶接施工法の確立 に関する研究

第 1 章 溶接工作simulation 用模型の構造と その溶接工作基準の策定

第1節 緒 言

構造物の溶接工作においては、適切な溶接工作法を策定、実施する機能及びこれを監視・統制・調整する工作管理、さらには溶接品質の検査・評価と保証をおこなう品質管理等の各機能をも含めた一つの生産システムが動員される。

溶接割れ防止の観点からはこの目的に適合した生産システムを整えることが重要であり、さらにその適合性が立証されて初めて構造物の溶接割れ防止策が確立されたといえよう。

このようなシステムの適合性を評価する手法として宇宙開発においてさかんに用いられたいわゆるsimulation 試験が有効であることが知られている。最近造船の工作関係でもsimulation 試験への認識が高まり、新しい生産システムの適合性を調べるために船体ブロックの一部を先行して工作することなどがおこなわれている。この場合の多くは投入量の適否、工期あるいは新機種の作動を調査するものであり、溶接割れ防止の観点から生産システムを評価するために本格的なsimulation 試験はこれまであまりおこなわれていない。

しかしながら、とくに新しい高張力鋼を構造物に採用するにあたっては、多種の工作条件が錯綜して溶接割れ現象に影響し、かつ未知の要素が影響することも考えられることから、構造物の工作に用いられる生産システムの設定にあわせてその適否についてsimulation 試験による事前の評価がなされるべきであろうと考えられる。また生産システムを立案する上に基礎となる溶接工作基準は実験室的研究成果を展開して作成するものであり、その過程において仮定条件が設けられていることからこれらの妥当性を知るためにもsimulation 試験は必要であると考えられる。

以上の観点から本章では第1編の研究成果をもとに設定する工作基準および品質管理システムを評価するためのsimulation 試験用模型の構造について検討を加えるとともにシステムを確立する上で基本となる溶接工作基準について第1編において設定した溶接割れ防止の施工条件を展開し策定することとする。

第2節 構造 構 型

2・1 具備すべき条件

溶接工作のsimulation 試験に供する構造模型において具備すべき条件として次の諸点をあげることができる。

- (1) 実際構造物の主要部および溶接工作上問題となる構造部を含むこと。
- (2) 実際構造物に用いる溶接工作法をはじめ加工法、組立法、検査法を再現しうること。
- (3) 工事量は実際の構造物の工程上の1 ロッド以上有すること。

2・2 模型の構造

simulation 試験に供する模型の構造はFig.1.1に示すごとくとした。本模型は上述の条件を満たすため条件(1)に対しては構造的に対象構造の主要部である耐圧外被とフレームおよび隔壁より成り、また溶接工作上狭隘であり、かつ拘束状態も厳しいと考えられるタンクおよび貫通金物も備えた構造とすることとした。

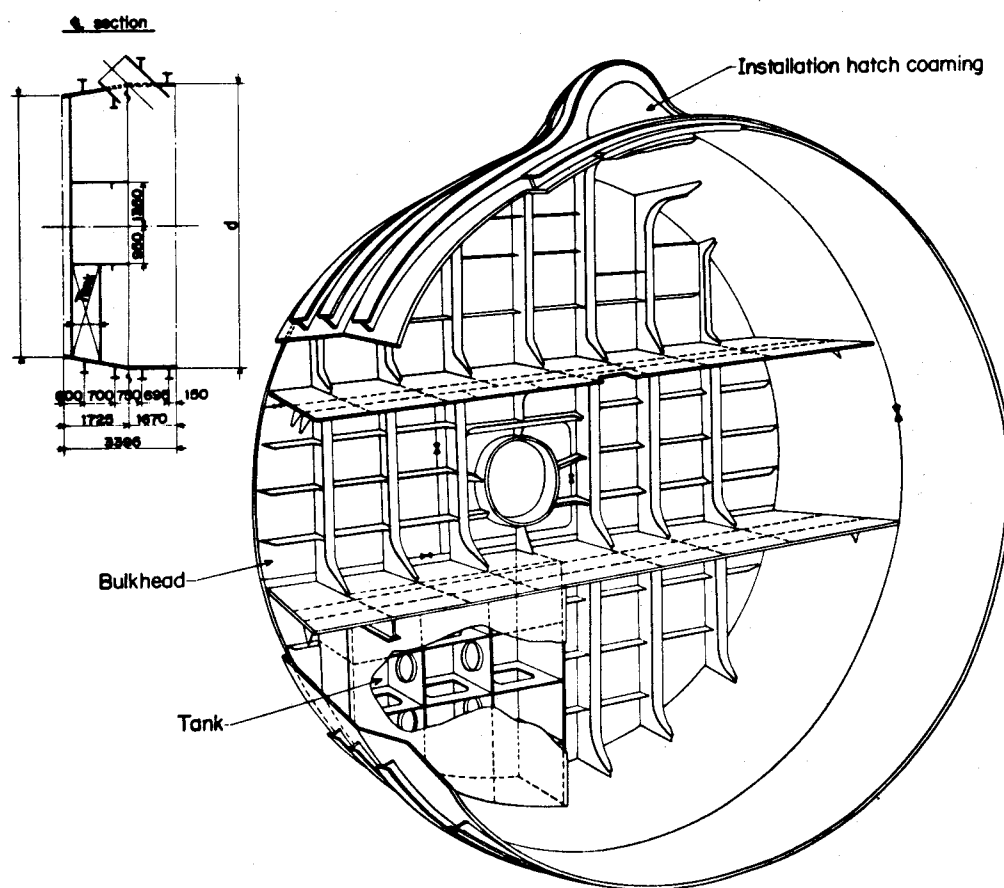


Fig. 1.1 Structure of model

また条件(2)および(3)を満たすため最終工程において1 ロッドとなる現場継手を含めるため、2 ブロックを製作しsimulation 試験をおこなうこととした。

第3節 溶接工作法

3・1 材 料

供試鋼材の化学成分は第1編において用いた供試鋼と同じく基本成分系は0.1C—3Ni—Cr—Mo系とし、Ceqの値は基準鋼のその+10%を超えないものとする。溶接棒は同じく第1編において用いたE63の4mmφとし、溶接金属の化学成分系も同じNi—Cr—Mo系とし、Ceqの+10%を超えないものとする。

機械的性質は第1編第1章に述べた要求性能を満足するものとする。Table 1.1 に供試鋼材および溶接棒に対する基本仕様をまとめて示す。

Table 1.1 Chemical composition and mechanical properties

(a) For steel

Thickness of Plate(mm)	Requirement	Heat Treatment	Chemical Composition (%)											Mechanical Properties		
			C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	V	Ceq.	Y.S (kg/mm ²)	E (%)	VE-70 (kg-m)
14	Range	Q.T.	≤.14	.15 .35	≤.80	≤.025	≤.015	2.50 3.50	.40 1.00	.30 .55	≤.25	≤.03	≤.58	≥63	≥25	≥10
18	Standard	Q.T.	.12	.28	.55	.012	.005	.26	.50	.38	.14	Tr	.42	—	—	—
22		Q.T.	.12	.28	.55	.012	.005	.26	.50	.38	.14	Tr	.42	—	—	—
31	Range	Q.T.	≤.14	.15 .35	≤.81	≤.025	≤.015	2.50 3.50	.40 1.00	.30 .55	≤.25	≤.03	≤.58	≥63	≥25	≥10
	Standard	Q.T.	.12	.28	.55	.012	.005	2.89	.75	.40	.14	Tr	.55	—	—	—
54	Range	Q.T.	≤.15	.15 .35	≤.80	≤.025	≤.015	2.25 3.50	.50 1.20	.35 .60	≤.25	.03	≤.63	≥63	≥25	≥10
	Standard	Q.T.	.12	.28	.55	.012	.005	3.00	.81	.42	.14	Tr	.57	—	—	—

(b) For weld metal

Dia. of Electrode	Require- ment	Heat- Input (Joule/cm)	Chemical Composition (%)											Mechanical Properties		
			C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	V	Ceq.	Y.S (kg/mm ²)	E (%)	VE-50 (kg-m)
4 mm	Range	11.000 22.000	≤.07	≤.42	≤1.00	≤.015	≤.015	≤3.00	≤.60	≤.40	—	—	.55	≥64	≥20	≥22.8
	Standard	17.000	.05	.36	.95	.008	.010	2.75	.55	.34	—	—	.40	65	75	20

・ Note 1) Preheating temp. 100~150°C

3・2 施工環境と溶接棒および作業管理

大気中の水蒸気は放置時の溶接棒のフラックス中水分量に影響し、さらにこのフラックス中の水分量は溶接金属中の拡散性水素量に関係する。大気中の水蒸気はまた溶接時に直接的に溶接金属中の拡散性水素量に影響し、これが最終的に溶接金属あるいは熱影響部の耐割れ性を決定するといえる。HW63 鋼の場合 y 開先割れ試験によれば、Table1.2に示すように100°C の予熱で溶接金属中の拡散性水素量が2.2cc/100gr.を超える時に割れが生ずる。

Table 1.2 Critical hydrogen content in weld metal
for cracking evaluated y slit cracking test

Testing method	Preheating temperature	Water percentage in flux of electrode	Ambient humidity	Critical hydrogen content in weld metal
y-slit cracking test	100°C	0.18 %	25mmHg	2.2cc /100g

以上の関係は次の関係式で表わすことができる。

$$DH_w = f[H_2OF, PH_2OA]$$

$$= f[\varphi(T \cdot PH_2OA), PH_2OA]$$

DH_w : JIS法で測定した溶接金属100gr. 中の拡散性水素量 (cc)

H_2OF : 溶接棒フラックス中の水分量 (%)

PH_2OA : 大気中の水蒸気分圧 (mmHg)

T : 溶接棒の再乾燥後の大気中放置時間 (min.)

いま溶接棒フラックス中の水分量および大気中の水蒸気分圧の溶接金属中拡散性水素量への影響を独立と考えれば第1編の第2章の実験結果から次の実験式を導くことができる。

$$DH_w = 3.0 \times 10^{-3} \cdot PH_2OA^2 \cdot \log t + 2.4 \times 10^{-3} \cdot PH_2OA^2 + 6.6 \times 10^{-2} \cdot PH_2OA + 0.71 \leq 2.2$$

この関係式からFig. 1.2 に示すごとく溶接金属中の拡散性水素量を2.2cc/100grに抑えるための大気中水蒸気分圧と再乾燥後の溶接棒の大気中放置時間の関係を知ることができるが、20~25mm Hg の水蒸気分圧では溶接棒の大気中での許容保持時間が5分以内であり、きわめて限定されることがわかる。

また大気中の水蒸気分圧が20mmHg

以下であってもFig. 1.3 に示す20mm

Hg の場合の許容フラックス中水分

量で一応規制するとすれば0.20%以

下となり、この場合においても再乾

燥後の溶接棒は吸湿を防ぐ保管法を

用いる必要がある。対象構造物の溶

接にあたっては150°C の携帯保管器

にて保持することとし、この時の溶

接棒のフラックスの吸湿特性はFig.

1.4のごとくなる。

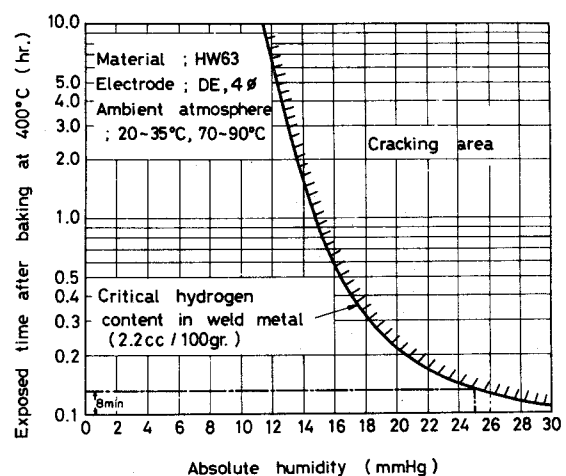


Fig.1.2 Critical hydrogen content in weld metal in relation
between absolute humidity and exposed time after
rebaking

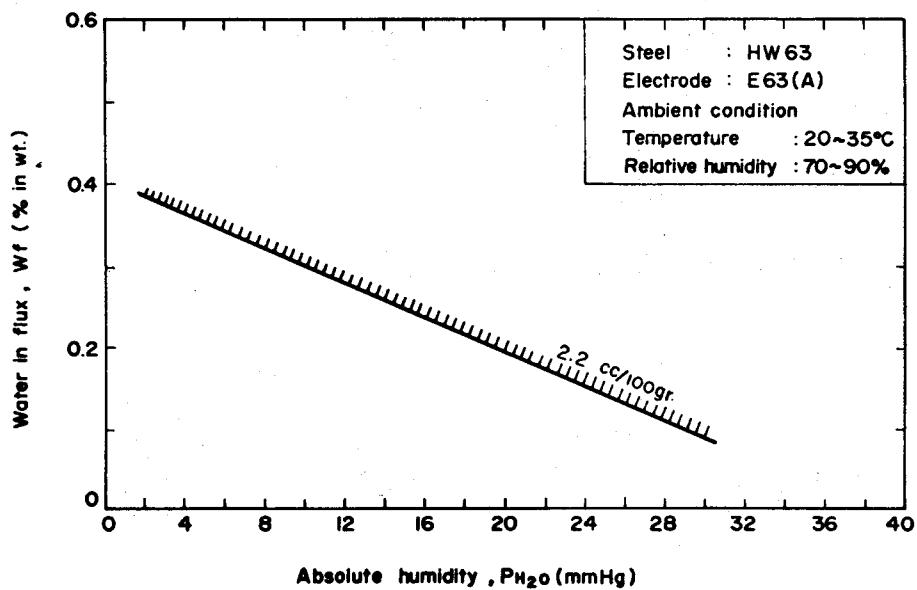


Fig.1.3 Limited condition of water
in flux and absolute humidity
for avoiding of cracking

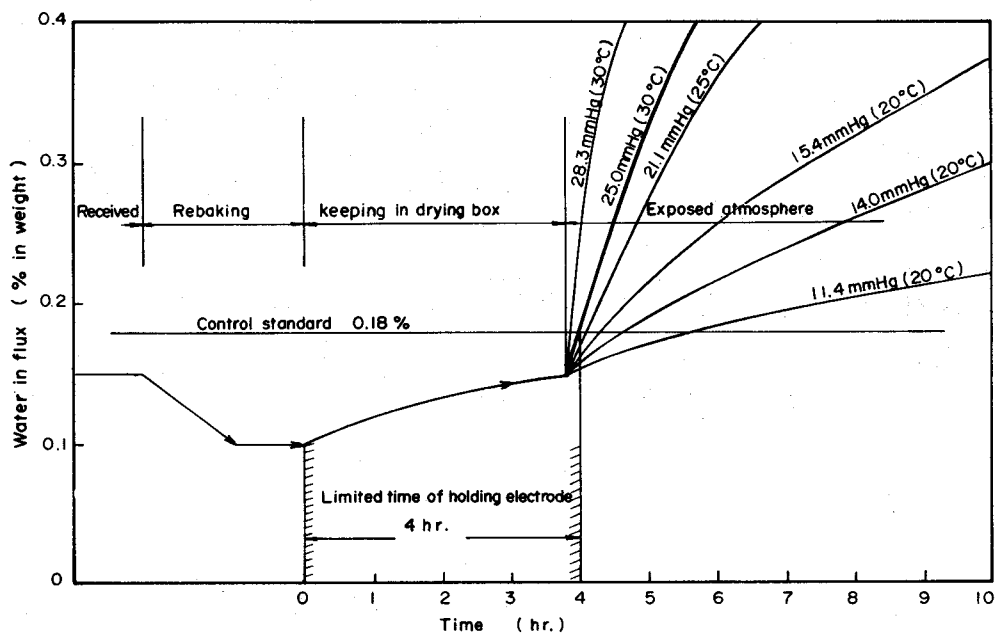


Fig.1.4 Control of water percentage in flux of electrode

Ambient humidity	Work	Electrode		Remarks
		After rebaking	Holding condition	
<20mmHg	No limitation	$\leq 0.12\%$	$\leq 0.20\%$	
$20\text{mmHg} \leq P_{\text{H}_2\text{O}} < 25\text{mmHg}$	Prohibited to expose electrode in air without electrode use	$\leq 0.12\%$	$\leq 0.18\%$	Signal "Caution" is indicated at site
>25mmHg	Prohibition	—	—	Signal "prohibition" is indicated at site

Table 1.3
Electrode humidity control standard

以上の事実より施工環境としての大気中水蒸気分圧に対する溶接棒および作業管理基準をTable 1.3のごとく設定する。なお、神戸地区において大気中の水蒸気分圧の月別平均値および各月において測定時間における基準水蒸気圧のこえる件数を示せばFig. 1.5のようであり、作業中止の必要となるのは夏季に2～3回となる。

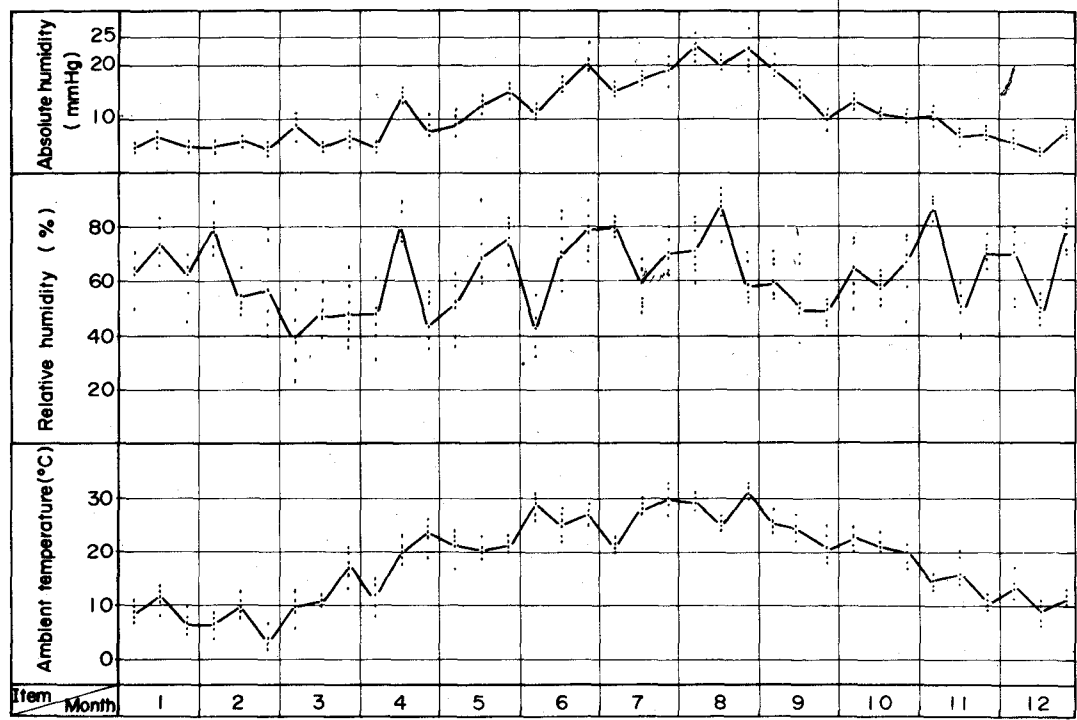


Fig.1.5 Mean partialpressure of H₂O value of absolute humidity in atmosphere and number of cases over standerd value for each month in Kobe district

3・3 施工条件

(1) 予熱方法

構造物の溶接継手の予熱温度分布は実験室で得られた成果を適用していくためには第1編第3章

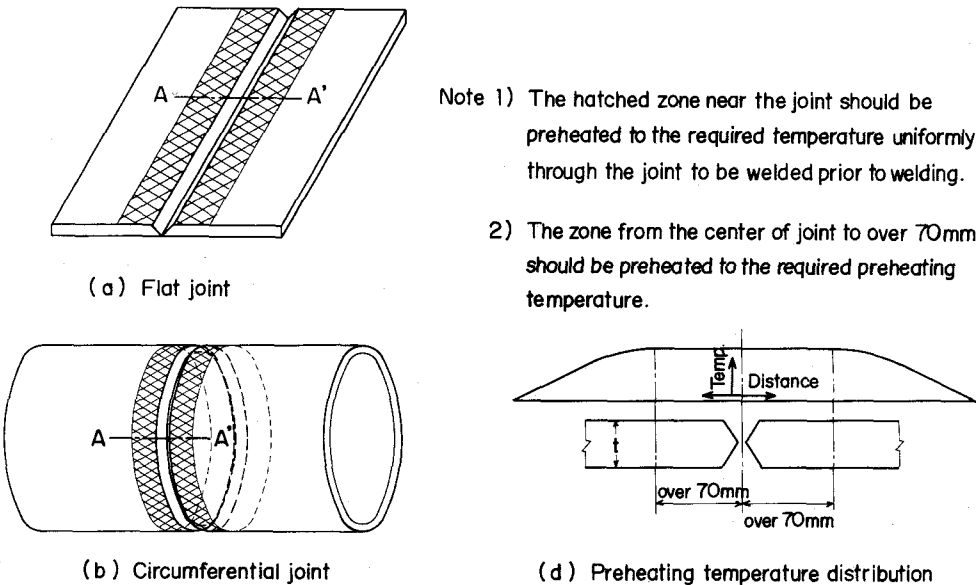


Fig.1.6 Distribution of preheating temperature required

～第6章の引張拘束割れ試験において用いた試験片の予熱温度分布とほぼ等しくすることが前提となる。

このためにはFig.1.6に示すように溶接継手は溶接開始前に全線にわたり、溶接線に平行方向には均一に予熱し、溶接線に垂直方向に対しては開先の中心線より両端70mm以上を規定の予熱温度に維持することにより、試験片の温度分布を再現しうると考えられる。

(2) 溶 接 条 件

溶接入熱および板厚は第1編のFig.6.2に示すように冷却時間をとおして溶接金属とHAZの耐割れ限界応力特性に影響し、さらに継手に生ずる拘束応力とも関係する。

いっぽう第1編の実験では入熱量は17,000Joule/cmを基準とし、板厚31mmについて実験をおこなってきたが、構造物の溶接では入熱はある範囲にばらつくはずであり、この入熱のばらつきが溶接部の冷却時間に大きく影響すれば、実験室的結果を実際に適用するのに問題となる。

Fig.1.7は板厚31mmについて入熱量と冷却時間の関係を調べたものであるが、予熱温度が前項1)に述べた分布をするとして100°Cおよび150°Cの予熱温度では約22,000Joule/cmまでの入熱量の変化は冷却時間にほとんど影響を与えないといえる。これは溶接入熱量に比べて予熱による入熱量の方がはるかに大であるため、溶接入熱量が小なる場合には冷却時間に影響をほとんど与えないためと思われる。また溶接入熱量は使用溶接棒の径により定められる要素が大きいが、第1編の実験と同じく4mmφの溶接棒を用いれば後述するストリンガービード法による限り11,000Joule/cm～22,000Joule/cmの間にあり、この入熱範囲であれば冷却時間に対しては問題はないと考えられる。

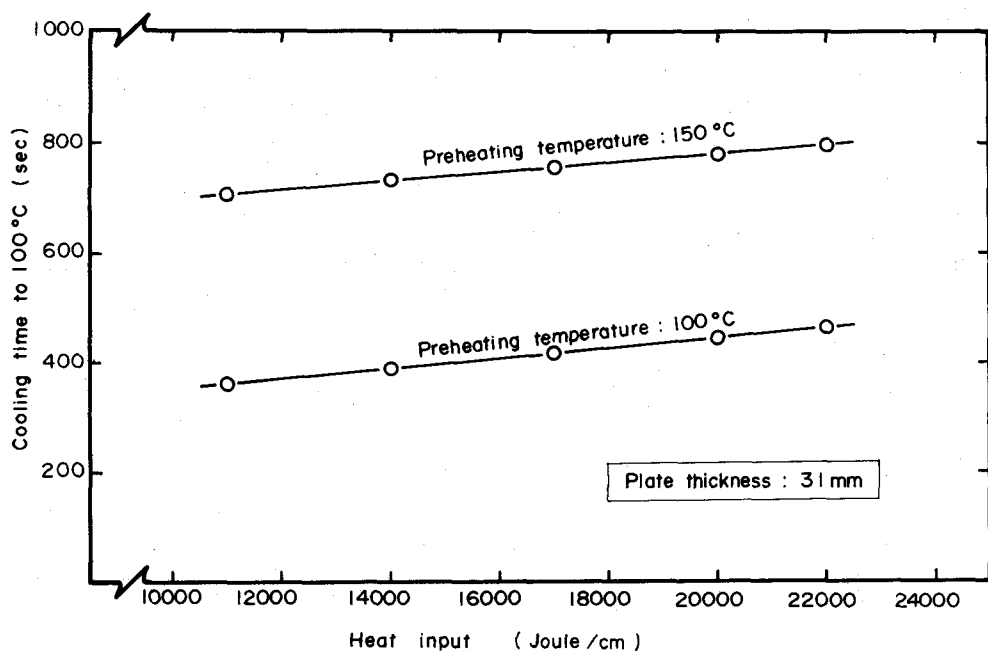


Fig.1.7 Relation between heat input and cooling time to 100°C calculated by heat conduction equation

Fig. 1.8 は板厚と冷却速度との関係を検討したものであるが、予熱温度が 100°C では板厚が約25mm以上において、 150°C では30mm以上において冷却時間がほぼ一定となり、板厚への依存性がなくなる。

後述するごとく31mmを超える板(模型では53mmの鋼板)について予熱温度を 150°C 以上と規制すれば、31mmの板により得られた耐割れ限界応力特性と大きな相違のない特性を有する溶接金属とHAZが得られるものと考えられる。また31mmを下まわる板については冷却時間は長くなる傾向にあり、耐割れ性の観点からは安全側となるので、31mmの条件を用いても問題はないと考えられる。

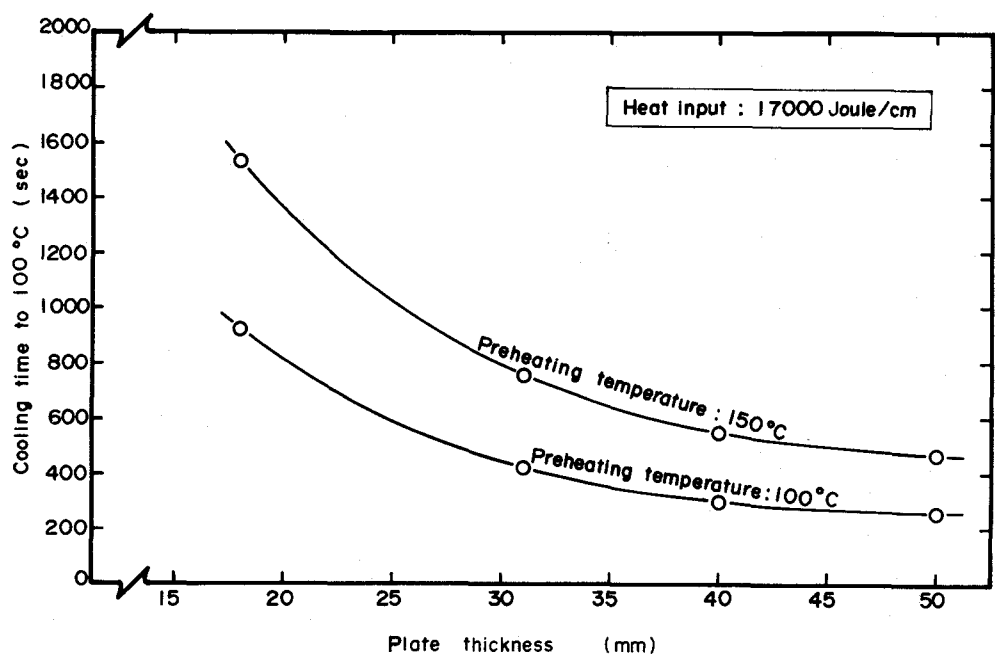


Fig.1.8 Relation between plate thickness and cooling time to 100°C calculated by heat conduction equation

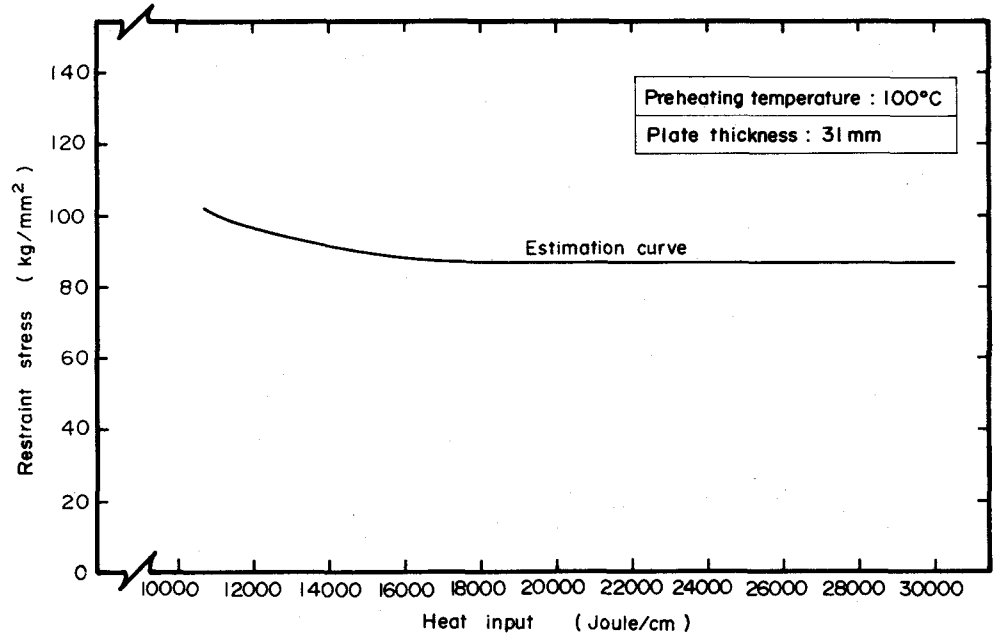


Fig.1.9 Relation between heat input and restraint stress estimated by H-type restraint cracking test

つぎに入熱量と拘束応力との関係はFig. 1.9に示すように、前述の11,000 Joule/cm~22,000 Joule/cmの間であれば入熱は拘束応力に影響しない。これは入熱の増加による拘束力の増大と溶接金属のど厚の増加により、応力としては変化のない結果になるためと思われる。

なお板厚の増加は拘束応力に関係するが、ここで対象とする構造物では構成する鋼板の一部のみが31mmを超えることおよび、第1編における実験では31mmを超える板厚については実験をおこなっていないことなどの理由から、前編で述べた耐割れ限界応力~予熱温度曲線で、溶接金属の引張強さに相当する拘束応力まで割れが生じない予熱温度を規定する前編の6章で述べた拘束状態③と区分することとする。

また31mmを下まわる板厚については拘束応力の点からも31mmの値を適用すれば、安全側にあり問題はないと考えられる。

以上の検討結果から構造模型に適用する予熱、入熱条件をTable 1.4のごとく規定しうる。

(3) 積層法

溶接はストリンガービード法により規定の予熱パス間温度を維持して最終層まで連続的にこなう。最終層は趾端割れ防止のためtemper bead法を用いる。この際temper beadとedge beadの距離は2mm~6mm以内とする。

(4) 溶接作業の中断

溶接作業を中断する場合は拘束応力の上昇を防止するため、中断の間も規定の予熱パス間温度を維持する。また中断時の層は層間趾端割れ防止のため開先面はグラインダによりアンダカット、オーバラップを除去する。

また予熱装置の故障などにより中断時に予熱パス間温度の維持が困難となる場合には、開先面との接触部のグラインダ仕上げを実施した上に再溶接前に割れの有無を調べる検査をおこない、割れが存在しないことを確認した後に予熱および再溶接をおこなう。

なお仮付溶接は、予熱パス間温度はTable 1.4に準ずるものとし、4パス以上を原則とする。ただし裏ハツリ時に仮付溶接部は完全に除去する。

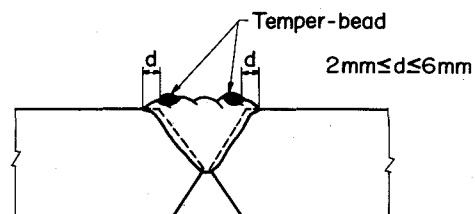


Fig.1.10 Temper bead requirement

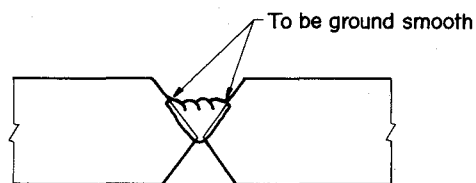


Fig.1.11 Edge of interpass bead required to be ground smooth in case of intermission of welding

Table 1.4 Preheating and interpass temperature required

Plate thickness	Grade of restraint state	Required preheating [※] and interpass temp.	Heat input range	Remarks
31 mm and under 31 mm	① Standard	$\geq 120^{\circ}\text{C}$	11,000 ~ 22,000 Joule/cm	Welding should be done continuously up to covering bead
	② Low	$\geq 80^{\circ}\text{C}$	11,000 ~ 22,000 Joule/cm	do.
	③ High	$\geq 150^{\circ}\text{C}$	11,000 ~ 22,000 Joule/cm	do.
Over 31 mm	③ High	$\geq 150^{\circ}\text{C}$	11,000 ~ 22,000 Joule/cm	do.

※ Max. preheating and interpass temperature should be 200°C which is determined on basis of notch toughness test results

第4節 結 言

以上の検討結果をとりまとめると下記のごとくなる。

- (1) 構造物の溶接工作には単に工作の実施機能のみでなく、施工管理および品質管理などの機能を含めた一つの生産システムが動員され、この生産システムを割れ防止の目的に適合するように整備すると、もに、策定したシステムがこの目的に適合することを立証することが必要である。
- (2) simulation試験は生産システムの適合性を評価するのに有効であり、本研究ではHW63鋼の溶接割れ防止の工作法のsimulation試験のために対象構造物の部分模型を製作するのが有要であると考えられる。
- (3) このsimulation試験用模型は実際構造物の主要構造部を含み、かつ実際の工程の1 ロッド以上の工事量に相当する規模とする必要があり、この条件を満たすものとして対象構造物の2 ブロックに相当する構造模型をsimulation試験用として製作する。
- (4) 上述の構造模型の生産システムを確立していく上に基礎となる HW63鋼の溶接工作法の基準は、第1編の研究成果を展開することにより可能である。
- (5) HW63鋼の溶接工作法の基準として、施工環境としての大気中水蒸気分圧を3段階に区別し、溶接作業管理および溶接棒管理を規制する必要性を示した。また施工条件については第1編第6章において提示した拘束状態の区分別予熱条件、積層法、溶接中断時の処置などは構造物の溶接工作にも基本的に適用可能であることを示し、割れ防止のために守るべき施工条件の範囲を提示した。

第 2 章 溶接品質管理システムの設定

第 1 節 緒 言

HW63鋼の溶接工作は前章に示したように軟鋼あるいは引張強さが 50kg/mm^2 級高張力鋼に比較して、工作条件の許容範囲がきわめて狭められているといえる。このためHW63鋼の溶接においては、従来の一般鋼構造物にて用いられてきた品質管理システムを流用することは出来ず、新たな観点からHW63鋼の溶接品質管理システムの確立を図ることが必要であると考えられる。

いっぽうこれまで実用に供せられてきた引張強さが 80kg/mm^2 級の 高張力鋼の溶接品質管理は、その工作法の研究に対する同様の水準で検討されてきたとは云い難く、在来の 80kg/mm^2 級より低い強度の鋼材についての伝統的な品質管理を部分的に改善して適用することにとどまってきた。この辺の事情が引張強さが 80kg/mm^2 級高張力鋼におけるこれまで多く報告されてきた溶接品質上の問題の背景にあるものと考えられる。

HW63鋼あるいは、これに相当する鋼材の溶接品質管理システムは鋼材の開発、溶接工作性の研究、溶接工作条件の設定に続く溶接品質管理システムの設定という一貫した体系の中で検討されるべきものであり、工場の個有条件を重視して溶接品質管理のみ別に検討されるものではないと考えられる。

以上の認識に立てば、HW63製構造物の溶接品質管理システムは、第1編の研究にもとずき定められた溶接工作条件が間違いなく守られ、かつそれが厳守されたことを証明することが必要であり、さらには、規定された検査法が確実に実施され、所要の性能を保持していることを立証しうるものでなければならない。またこの要件に答えていくためには、溶接品質管理システムは高い効率性と信頼性のもとに運営しうるものでなければならないと云える。

そこで本章では、HW63鋼の溶接品質管理における諸要件について検討を加えるとともに、溶接作業指示記録カードシステムとコンピューターの導入を中心とした新たな溶接品質管理システムの設定について論ずる⁵⁶⁾。

第 2 節 品質管理上の要件

2・1 品質管理システムの運営上の要件

HW63鋼の溶接工作において、第1編で溶接割れに関する研究結果および本編の第1章に示した施工基準にかんがみ不可欠と考えられる品質管理項目および内容をまとめるとTable 2.1のごとくなる。

またこれらの品質管理項目は、構造物の製作工程では、Fig. 2.1に示すように実施されることが必要である。またこのような溶接品質管理が確実に実施されたことを立証し得なければならないと考える。

さらに溶接品質管理に必要なデータは、じん速にかつ確実に処理され、製作工程に適時フィードバックして溶接施工法、構造設計法などの改善への利用(Process Control) および溶接部の品質保証(Quality Assurance) に必要なデータの提供がおこなわれることが必要である。品質管理の機能として前者のProcess Control とQuality Assurance はFig. 2.2 に示すように非常に重要であり、この機能が十分に果せることが求められる。

Table 2.1 Quality Control contents

Items	Contents
Structure	Designing, thickness and breadth of plate, joint designing, etc.
Material	Plate ; chemical composition, mechanical properties, size, surface and internal defects. Electrode ; chemical composition, mechanical properties, size, centering of rod, water in flux (rebaking temperature, holding temperature, exposed time in various humidity condition)
Welding procedure	Edge preparation ; accuracy of edge preparation, surface of edge. welding ; welding sequence, deposit sequence and method, heat input (current,voltage,speed) Preheating ; preheating and interpass temperature condition (preheating temperature and distribution) Workmanship ; workmanship of weld during and after welding.
Inspection	Size of weld ; fillet size, height and breadth of bead, bead appearance (undercut, overlapping) NDT ; application of MT, PT, UT & RT timing of NDT judging of result of NDT ordering of repair welding

2・2 施工管理上の要件

つぎにHW63鋼の溶接施工管理および非破壊検査は次のような特徴あるいは問題を有し、新たな品質管理システムの中で解決していくことが必要である。

- (1) 施工管理の予熱条件、溶接入熱、拘束状態、大気湿度、溶着法などについて細部にわたり規定されており、鋼構造物の製作において一般におこなわれている作業管理者および作業者の経験に頼った管理体制では、HW63鋼の溶接に求められる規制条件をすべて管理することは困難である。
- (2) 溶接割れの存在しないことを立証していくためには、溶接工程中の検査たとえば裏ハツリ後あるいは作業中断時の検査をおこない、遅れ割れを検査するには溶接後の経過時間により検査をおこな

う必要があり、このように溶接工程にからみあわせながら検査方法および検査時期について厳重な管理が求められる。

- (3) 施工管理および検査の結果をProcess Control およびQuality Assurance に活用していくためには、各継手の溶接に用いられた溶接施工条件(予熱条件、入熱量、大気湿度、積層法、施工者) 鋼板番号、溶接棒チャージ番号などが明確でなければならない。

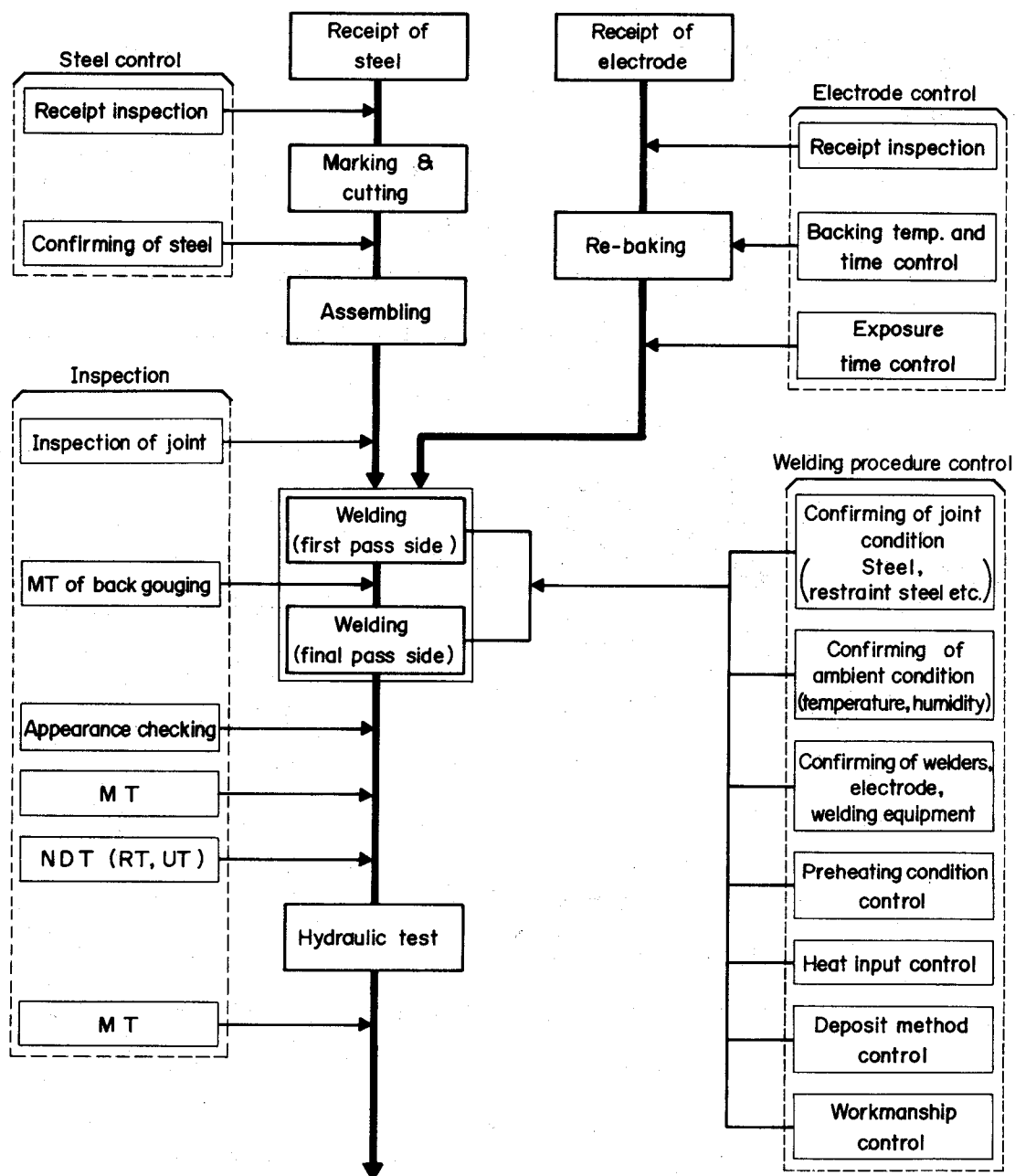


Fig.2.1 Quality Control items in process of fabrication and welding of HW63

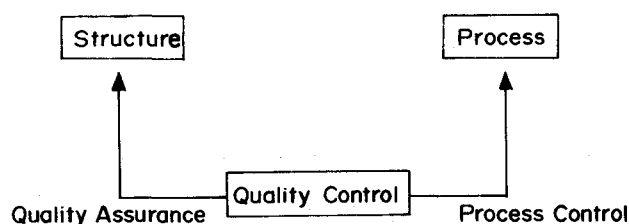


Fig.2.2 Function of Quality Control

第3節 溶接品質管理システムの設定

3・1 溶接指示記録カードシステム

HW63鋼の溶接工作上の条件は構造部材の継手ごとに変わるものであり、同一継手であっても溶接姿勢などが変化することがあり同一の使用溶接条件で施工されない場合がある。いっぽう施工管理上、指示および記録されるデータは大巾な上下限値を有する平均値的なものでは意味がない。すなわち施工管理のデータはほぼ同一の工作条件でもって施工される一定単位長さの継手ごとにまとめること

が、実効のあるデータを得てこれ
を活用していくための、必須条件
であると云える。

このため、本研究の対象とする
構造物では構造部材の各溶接継手
について同一の工作条件でもって
施工しうる単位ごとに Fig.2.3
のように継手番号を設け、この単
位継手ごとに品質管理上のデータ

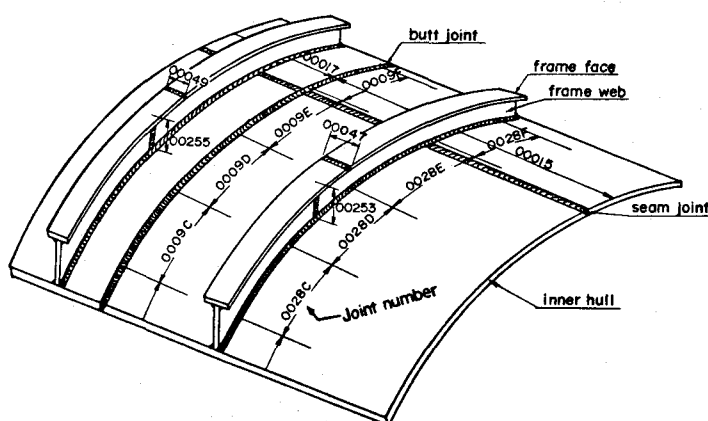


Fig.2.3 Example of joint number

を管理していくこととする。このように構造物の溶接継手に番号を設ける場合、対象構造物では、各番号の該当する単位継手長は約1 mとなる。

継手番号が指定されるこの約1 mの単位継手について鋼種、板厚、使用溶接棒、開先条件、溶接条件(電流、電圧、速度、入熱量、)、積層法、各検査法、検査時期、検査結果などのデータがまとめられるが、このような多くのデータを各作業者に伝達するのに一般的な施工要領書と口頭にもとづく従来の方法では正確さを期すことは不可能である。この問題を解決するため継手番号ごとに管理上必要な上記のデータを1枚のカードにまとめ発行されるようにし、このカードは、Fig.2.4に示すように溶接作業指示記録カードと称せられ、管理上必要なデータが指示記録されるようになっている。

※	船番	主構造	設備	取付	主手番号		N R	回数
	1	2	3	4	5	6	7	8
							N	

[illegible]

Fig.2.4 Welding job card

このカードはFig. 2.5に示すように溶接品質管理センターから指示条件を記入して発行され、構造物の製作工程に沿って流れる。すべての作業はこのカードを受けとり、該当継手番号に位置する継手の工事がその指示内容に従って進められ、この際実際の作業において用いられた工作条件が記録される。

また管理項目の節点となる溶接作業、外観検査および各非破壊検査が完了後には担当QC班に送られ、基準による評価を受け合格した場合のみ先工程にカードが送られ、次の作業が進められる。不合格と判定された場合には、溶接品質管理センターに送られ、後述するようにそのカードのデータをコンピュータにInputするとともに不合格の原因を追究するのに必要なデータをコンピュータのOutputから得て、原因を明らかにした上、再発防止策をおりこんで補修用溶接作業指示記録カードが作られ、前述と同じ順序に補修工程にそってカードが流れ、作業が進められる。

このように溶接作業指示記録カードシステムの採用により、溶接品質管理の密度を格段に高めることが可能となる。

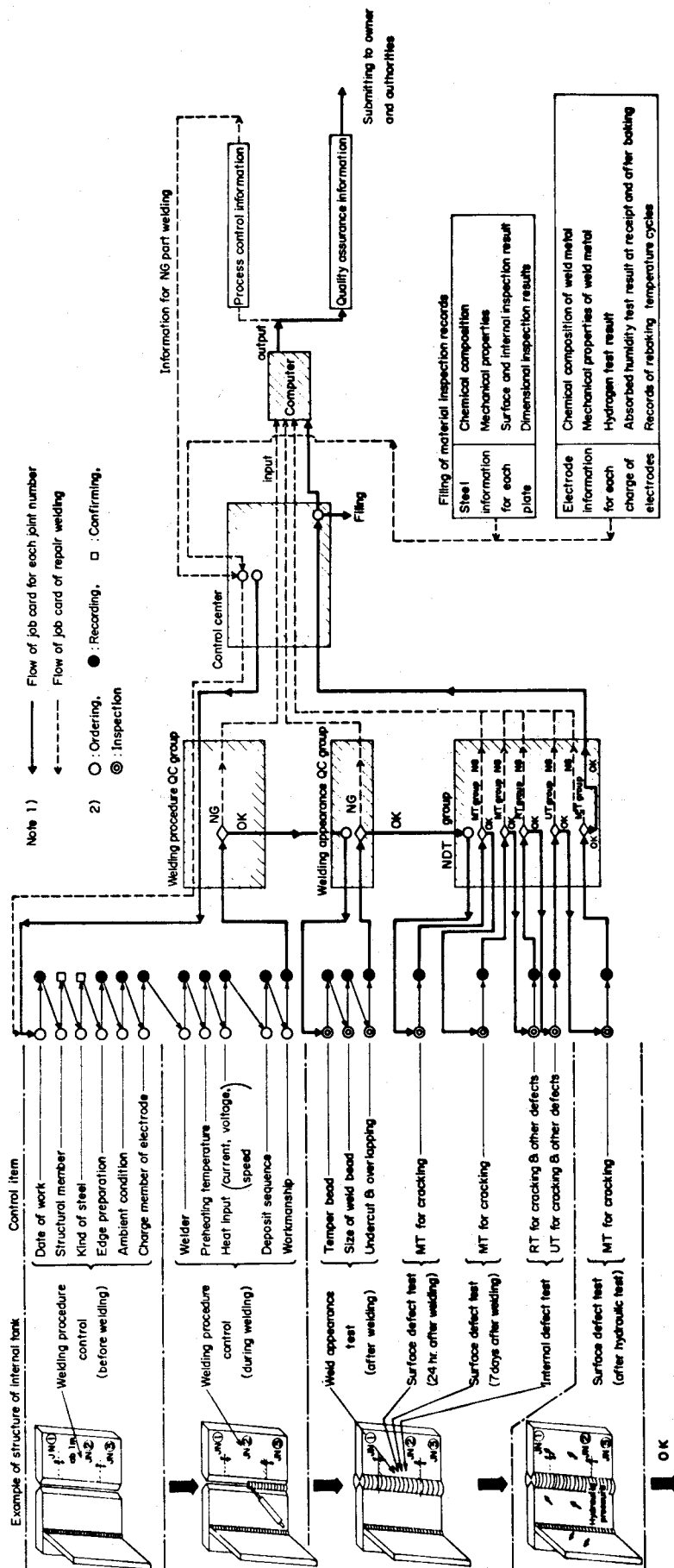


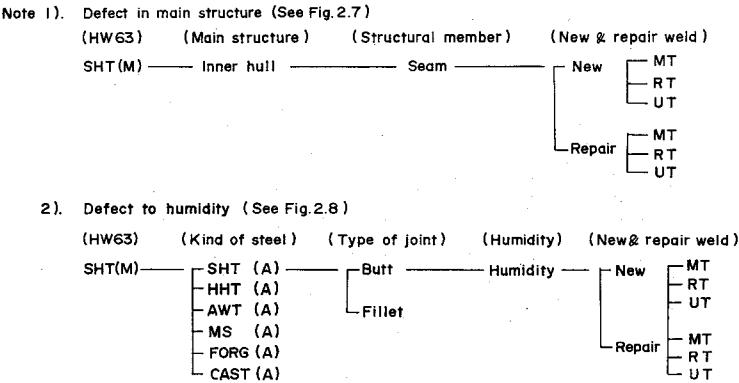
Fig.2.5 Quality Control system for welding of HW63

3・2 溶接品質管理へのコンピュータの導入

溶接指示記録カードはいわば継手番号に該当する位置の溶接継手(約1 m)に関する材料、施工、検査などのデータをすべて含んだものであり、また構造物の継手長が20,000m とすれば約20,000枚存在することになり、そこから発生するデータ量はきわめて膨大なものである。溶接品質管理の機能を有効に発揮するには、この膨大なデータをじん速かつ適確に処理することが必要であり、これを解決するためにデータ処理にコンピュータの導入を検討し、新たに溶接品質管理用プログラム(KAWASAKI QCW Program)が開発された。本プログラムは用途を考え、Output の分類を任意にかえられることが特徴である。溶接作業指示記録カードはそのまゝコンピュータのInput カードとなり、データ処理のじん速化が図られている。またこのInput カードには22項目が記入されているが、Fig. 2.6 に示すようにタスクデスクコントロールにより、必要とするOutput データを得ることができる。

Table 2.2 Output data classification

Classification	Item	Denotation	Caluculation
New weld	1. New weld length	WELD (M)	_____
	2. Specified weld length	SPECIFI (M)	_____
	3. Inspected length	INSPEC (M)	_____
	4. Rejected weld length	DISAP (MM)	_____
	5. Rejected weld length percentage	DISAP (%)	$\frac{\text{Rejected weld length (mm)}}{\text{Inspected length (mm)}} \times 100$
	6. Inspected length percentage	INSPEC I (%)	$\frac{\text{Inspected length (mm)}}{\text{Specified inspected length (mm)}} \times 100$
	7. Specified inspect length percentage	SPECIFI (%)	$\frac{\text{Specified inspect length (m)}}{\text{Specified weld length (m)}} \times 100$
	8. Inspected length to weld length percentage	INSPEC 2 (%)	$\frac{\text{Inspected length (m)}}{\text{New weld length (m)}} \times 100$
	9. Specified inspect length to weld length percentage	SPECIFI (%)	$\frac{\text{Specifid inspect length (m)}}{\text{New weld length (m)}} \times 100$
Repair weld	1. Actual weld length	WELD (M)	_____
	2. Repair weld length	REPAIR (M)	_____
	3. Repair weld length percentage	REPAIR (%)	1. In case of first time repair or total time repair $\frac{\text{Repair weld length (m)}}{\text{New weld length (m)}} \times 100$ 2. In case of (n) time repair $\frac{\text{No. (n) repair weld length (cm)}}{\text{No. (n-1) repair weld length (cm)}} \times 100$
	4. Inspected repair weld length	INSPEC (CM)	_____
	5. Rejected repair weld length	DISAP (MM)	_____
	6. Rejected repair weld length percentage	DISAP (%)	$\frac{\text{Rejected repair weld length (cm)}}{\text{Inspected repair weld length (cm)}} \times 100$
	7. Inspected repair weld length percentage	INSPEC (%)	$\frac{\text{Inspected repair weld length (cm)}}{\text{Repair weld length (cm)}} \times 100$



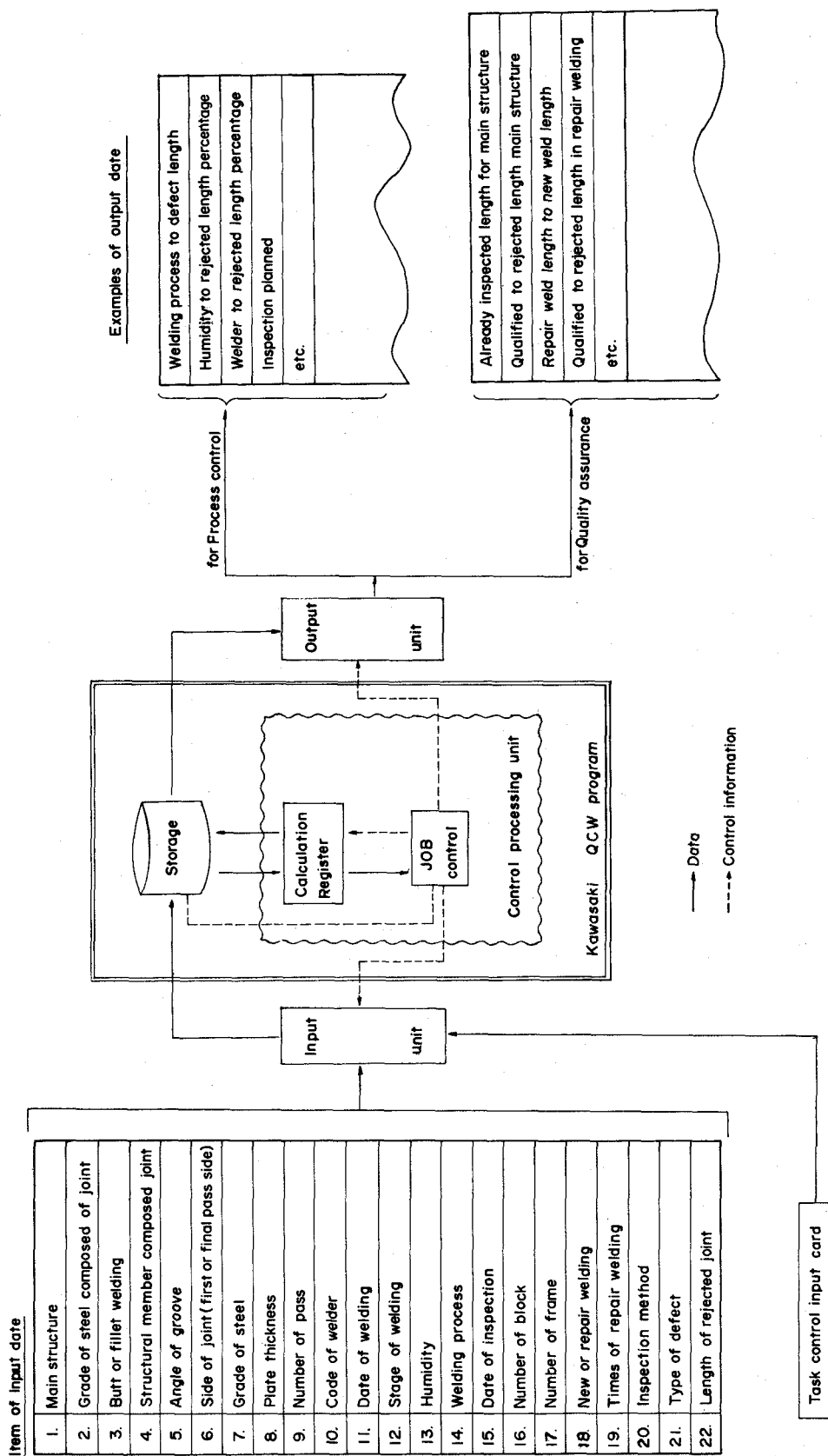


Fig.2.6 Flow chart of data process in "Kawasaki QCW program"

NEW WELD = WELD SPECIF INSPEC DISAP DISAP INSPEC1 SPECIF1 INSPEC2 SPECIF2
(M) (M) (M) (MM) (O/O) (O/O) (O/O) (O/O)
REP.WELD = WELD REPAIR REPAIR INSPEC DISAP DISAP INSPEC SPECIF1 INSPEC2 SPECIF2
(M) (CM) (O/O) (CM) (MM) (O/O) (O/O) (O/O) (O/O)

ENTON

INNER WALL
SEAM

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

NEW WELD

NEW WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

REP.WELD

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

SEAM

REP.WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

OUTT(1)

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

NEW WELD

NEW WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

REP.WELD

NEW WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

OUTT(1)

NEW WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

OUTT(1)

N	169.2	169.2	169.2	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	169.2	169.2	24.3	38 1.563E-1	1.436E+1	1.000E+1	1.436E+1	1.000E+1
N	169.2	169.2	169.2	65 3.841E-2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	169.2	169.2	169.2	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	169.2	169.2	24.3	38 1.563E-1	1.436E+1	1.000E+1	1.436E+1	1.000E+1
N	169.2	169.2	169.2	65 3.841E-2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
R	169.2	280.0	1.654E+0	355.0	0 0.000	1.267E+2		
R	169.2	280.0	1.654E+0	20.5	0 0.000	7.321E+0		
R	169.2	280.0	1.654E+0	355.0	0 0.000	1.267E+2		
R	169.2	280.0	1.654E+0	20.5	0 0.000	7.321E+0		
R	169.2	280.0	1.654E+0	355.0	0 0.000	1.267E+2		
N	169.2	169.2	169.2	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	169.2	169.2	24.3	38 1.563E-1	1.436E+1	1.000E+1	1.436E+1	1.000E+1
N	169.2	169.2	169.2	65 3.841E-2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
R	169.2	280.0	1.654E+0	355.0	0 0.000	1.267E+2		
R	169.2	280.0	1.654E+0	20.5	0 0.000	7.321E+0		
R	169.2	280.0	1.654E+0	355.0	0 0.000	1.267E+2		

N	682.0	682.0	682.0	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	682.0	682.0	95.2	638 6.701E-1	1.395E+1	1.000E+1	1.395E+1	1.000E+1
N	682.0	682.0	682.0	1222 1.791E-1	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	682.0	682.0	682.0	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	682.0	682.0	95.2	638 6.701E-1	1.395E+1	1.000E+1	1.395E+1	1.000E+1
N	682.0	682.0	682.0	1222 1.791E-1	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
R	682.0	4806.8	6.754E+0	5506.8	0 0.000	1.195E+2		
R	682.0	4806.8	6.754E+0	2685.2	165 6.144E-1	5.828E+1		
R	682.0	4806.8	6.754E+0	5506.8	304 5.520E-1	1.195E+2		
R	682.0	4806.8	6.754E+0	5506.8	0 0.000	1.195E+2		
R	682.0	4806.8	6.754E+0	2685.2	165 6.144E-1	5.828E+1		
R	682.0	4806.8	6.754E+0	5506.8	304 5.520E-1	1.195E+2		
N	682.0	682.0	682.0	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	682.0	682.0	95.2	638 6.701E-1	1.395E+1	1.000E+1	1.395E+1	1.000E+1
N	682.0	682.0	682.0	1222 1.791E-1	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
R	682.0	4806.8	6.754E+0	5506.8	0 0.000	1.195E+2		

NEW WELD = WELD SPECIF INSPEC DISAP DISAP INSPEC1 SPECIF1 INSPEC2 SPECIF2
(M) (M) (M) (MM) (O/O) (O/O) (O/O) (O/O)
REP.WELD = WELD REPAIR REPAIR INSPEC DISAP DISAP INSPEC SPECIF1 INSPEC2 SPECIF2
(M) (CM) (O/O) (CM) (MM) (O/O) (O/O) (O/O) (O/O)

UT

RT

T.P. INSERT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

NEW WELD

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

T.P. INSERT

NEW WELD

MT

UT

RT

M.E. INSERT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

NEW WELD

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

M.E. INSERT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

A.E. INSERT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

A.E. INSERT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

INNER WALL

FRAME

I.M. PLOWED

R	682.0	4806.8	6.754E+0	2685.2	165 6.144E-1	5.828E+1		
R	682.0	4806.8	6.754E+0	5506.8	304 5.520E-1	1.195E+2		
N	13.6	13.6	13.6	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	13.6	13.6	1.6	0 0.000	1.176E+1	1.000E+1	1.176E+1	1.000E+1
N	13.6	13.6	13.6	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	13.6	13.6	13.6	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	13.6	13.6	1.6	0 0.000	1.176E+1	1.000E+1	1.176E+1	1.000E+1
N	13.6	13.6	13.6	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	13.6	13.6	13.6	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	13.6	13.6	1.6	0 0.000	1.176E+1	1.000E+1	1.176E+1	1.000E+1
N	13.6	13.6	13.6	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	13.6	13.6	13.6	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	13.6	13.6	1.6	0 0.000	1.176E+1	1.000E+1	1.176E+1	1.000E+1
N	13.6	13.6	13.6	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	13.6	13.6	13.6	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	13.6	13.6	1.6	0 0.000	1.176E+1	1.000E+1	1.176E+1	1.000E+1
N	13.6	13.6	13.6	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	16.8	16.8	16.8	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	16.8	16.8	1.8	0 0.000	1.071E+1	1.000E+1	1.071E+1	1.000E+1
N	16.8	16.8	16.8	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	16.8	16.8	16.8	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	16.8	16.8	1.8	0 0.000	1.071E+1	1.000E+1	1.071E+1	1.000E+1
N	16.8	16.8	16.8	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	16.8	16.8	16.8	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	16.8	16.8	1.8	0 0.000	1.071E+1	1.000E+1	1.071E+1	1.000E+1
N	16.8	16.8	16.8	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	895.2	895.2	895.2	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	895.2	895.2	175.9	676 5.369E-1	1.406E+1	1.000E+1	1.406E+1	1.000E+1
N	895.2	895.2	895.2	1287 1.437E-1	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
R	895.2	4886.8	5.458E+0	5861.8	0 0.000	1.199E+2		
R	895.2	4886.8	5.458E+0	2705.7	165 6.098E-1	5.536E+1		
R	895.2	4886.8	5.458E+0	5861.8	304 5.186E-1	1.199E+2		

I.N.P.L-8ND
NEW VELO

Fig. 2.7 Output data (Seam joint of main hull construction)

Output の分類項目はTable2.2 に示すように22項目中最大16項目を、任意の個数と任意の順序にとることが可能であり、この分類別に新規溶接と補修溶接の各々について検査結果をOutput する。

Output データの例をFig. 2.7とFig. 2.8に示す。この例では前者のシーム継手ではRTで欠陥率0.04%、後者ではRTで欠陥率0.15%となる。

このように溶接品質管理にコンピュータを導入することにより、Process Controlとしての溶接施工法の改善、溶接作業者の技量管理、各検査方法の欠陥検出能力の検討、補修溶接法の立案、溶接欠陥事故の解明、溶接および検査工程の管理などを適確におこなうことができ、またQuality Assuranceに必要な検査実施率あるいは構造物の欠陥発生率と補修回数などのデータを必要に応じて適時得ることが可能となる。

NEW WELD = WELD SPECIF INSPEC DISAP DISAP INSPEC1 SPECIF1 INSPEC2 SPECIF2
 (M) (M) (M) (M) (O/O) (O/O) (O/O) (O/O)
 REP.WELD = WELD REPAIR REPAIR INSPEC DISAP DISAP INSPEC SPECIF1 INSPEC2 SPECIF2
 (M) (CM) (O/O) (CM) (MM) (O/O) (O/O) (O/O) (O/O)

ENTEN
 ENT(A)
 BUTT

MINIDITY
 BELOW 4MMMS

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

N	104.0	104.0	104.0	0	0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	104.0	97.4	10.0	0	0.000	1.026E+1	1.000E+1	9.615E+0	9.365E+0
N	104.0	81.4	81.4	62	7.616E-2	1.000E+2	1.000E+2	7.826E+1	7.826E+1
N	104.0	104.0	104.0	0	0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	104.0	97.4	10.0	0	0.000	1.026E+1	1.000E+1	9.615E+0	9.365E+0
N	104.0	81.4	81.4	62	7.616E-2	1.000E+2	1.000E+2	7.826E+1	7.826E+1
N	104.0	390.0	3.750E+0	525.0	0	0.000	1.346E+2		
N	104.0	335.0	3.221E+0	60.0	0	0.000	1.791E+1		
N	104.0	390.0	3.750E+0	525.0	65	1.238E+0	1.346E+2		
N	104.0	390.0	3.750E+0	525.0	0	0.000	1.346E+2		
N	104.0	335.0	3.221E+0	60.0	0	0.000	1.791E+1		
N	104.0	390.0	3.750E+0	525.0	65	1.238E+0	1.346E+2		

N	104.0	104.0	104.0	0	0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
N	104.0	97.4	10.0	0	0.000	1.026E+1	1.000E+1	9.615E+0	9.365E+0
N	104.0	81.4	81.4	62	7.616E-2	1.000E+2	1.000E+2	7.826E+1	7.826E+1
N	104.0	390.0	3.750E+0	525.0	0	0.000	1.346E+2		
N	104.0	335.0	3.221E+0	60.0	0	0.000	1.791E+1		
N	104.0	390.0	3.750E+0	525.0	65	1.238E+0	1.346E+2		

N	428.1	428.1	402.6	8	1.987E-3	9.404E+1	8.750E+1	9.404E+1	8.750E+1
N	428.1	223.8	31.3	198	6.325E-1	1.398E+1	9.477E+0	7.311E+0	6.954E+0
N	428.1	325.0	313.8	523	1.666E-1	9.655E+1	9.640E+1	7.330E+1	7.318E+1
N	428.1	428.1	402.6	8	1.987E-3	9.404E+1	8.750E+1	9.404E+1	8.750E+1
N	428.1	223.8	31.3	198	6.325E-1	1.398E+1	9.477E+0	7.311E+0	6.954E+0
N	428.1	325.0	313.8	523	1.666E-1	9.655E+1	9.640E+1	7.330E+1	7.318E+1
R	428.1	2367.0	5.529E+0	2832.0	0	0.000	1.196E+2		
R	428.1	2352.0	5.494E+0	982.4	130	1.323E+0	4.176E+1		
R	428.1	2367.0	5.529E+0	2832.0	259	9.145E-1	1.196E+2		
R	428.1	2367.0	5.529E+0	2832.0	0	0.000	1.196E+2		
R	428.1	2352.0	5.494E+0	982.4	130	1.323E+0	4.176E+1		
R	428.1	2367.0	5.529E+0	2832.0	259	9.145E-1	1.196E+2		

N	428.1	428.1	402.6	8	1.987E-3	9.404E+1	8.750E+1	9.404E+1	8.750E+1
N	428.1	223.8	31.3	198	6.325E-1	1.398E+1	9.477E+0	7.311E+0	6.954E+0

NEW WELD = WELD SPECIF INSPEC DISAP DISAP INSPEC1 SPECIF1 INSPEC2 SPECIF2
 (M) (M) (M) (M) (O/O) (O/O) (O/O) (O/O)
 REP.WELD = WELD REPAIR REPAIR INSPEC DISAP DISAP INSPEC SPECIF1 INSPEC2 SPECIF2
 (M) (CM) (O/O) (CM) (MM) (O/O) (O/O) (O/O) (O/O)

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

MINIDITY

10-14MMMS

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

REP.WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

NEW WELD

MT

UT

RT

N	428.1	325.0	313.8	523	1.666E-1	9.655E+1	9.640E+1	7.330E+1	7.318E+1
R	428.1	2367.0	5.529E+0	2832.0	0	0.000	1.196E+2		
R	428.1	2352.0	5.494E+0	982.4	130	1.323E+0	4.176E+1		
R	428.1	2367.0	5.529E+0	2832.0	259	9.145E-1	1.196E+2		

N	348.6	347.3	302.0	10	3.311E-3	8.695E+1	8.143E+1	8.663E+1	8.113E+1
N	348.6	206.6	26.1	126	4.827E-1	1.263E+1	1.000E+1	7.487E+0	5.926E+0
N	348.6	311.2	311.2	440	1.413E-1	1.000E+2	1.000E+2	8.927E+1	8.927E+1
N	348.6	347.3	302.0	10	3.311E-3	8.695E+1	8.143E+1	8.663E+1	8.113E+1
N	348.6	206.6	26.1	126	4.827E-1	1.263E+1	1.000E+1	7.487E+0	5.926E+0
N	348.6	311.2	311.2	440	1.413E-1	1.000E+2	1.000E+2	8.927E+1	8.927E+1

R	348.6	399.0	1.144E+0	669.0	0	0.000	1.676E+2		
R	348.6	389.0	1.115E+0	90.0	0	0.000	2.313E+1		
R	348.6	399.0	1.144E+0	669.0	0	0.000	1.676E+2		
R	348.6	399.0	1.144E+0	669.0	0	0.000	1.676E+2		
R	348.6	389.0	1.115E+0	90.0	0	0.000	2.313E+1		
R	348.6	399.0	1.144E+0	669.0	0	0.000	1.676E+2		

N	348.6	347.3	302.0	10	3.311E-3	8.695E+1	8.143E+1	8.663E+1	8.113E+1
N	348.6	206.6	26.1	126	4.827E-1	1.263E+1	1.000E+1	7.487E+0	5.926E+0
N	348.6	311.2	311.2	440	1.413E-1	1.000E+2	1.000E+2	8.927E+1	8.927E+1
R	348.6	399.0	1.144E+0	669.0	0	0.000	1.676E+2		
R	348.6	389.0	1.115E+0	90.0	0	0.000	2.313E+1		
R	348.6	399.0	1.144E+0	669.0	0	0.000	1.676E+2		

N	274.4	273.4	266.1	50	1.878E-2	9.732E+1	9.636E+1	9.697E+1	9.600E+1
N	274.4	153.5	25.4	0	0.000	1.654E+1	1.000E+1	9.256E+0	5.594E+0
N	274.4	118.8	118.8	42	3.535E-2	1.000E+2	1.000E+2	4.329E+1	4.329E+1
N	274.4	273.4	266.1	50	1.878E-2	9.732E+1	9.636E+1	9.697E+1	9.600E+1
N	274.4	153.5	25.4	0	0.000	1.654E+1	1.000E+1	9.256E+0	5.594E+0
N	274.4	118.8	118.8	42	3.535E-2	1.000E+2	1.000E+2	4.329E+1	4.329E+1

R	274.4	1500.1	5.466E+0	1635.1	0	0.000	1.089E+2		
R	274.4	1500.1	5.466E+0	1162.6	20	1.720E-1	7.750E+1		
R	274.4	1500.1	5.466E+0	1635.1	20	1.223E-1	1.089E+2		
R									
R	274.4	1500.1	5.466E+0	1635.1	0	0.000	1.089E+2		
R	274.4	1500.1	5.466E+0	1162.6	20	1.720E-1	7.750E+1		
R	274.4	1500.1	5.466E+0	1635.1					

	NEW WELD	WELD SPECIF (M)	INSPEC (M)	DISAP (MM)	DISAP (O/O)	INSPEC1 (O/O)	SPECIF1 (O/O)	INSPEC2 (O/O)	SPECIF2 (O/O)
UT		N 274.4	155.5	25.4	0 0.000	1.654E+1	1.000E+1	9.254E+0	5.594E+0
RT		N 274.4	118.8	118.8	42 3.535E-1	1.000E+2	1.000E+2	4.329E+1	4.329E+1
REP.WELD		R							
MT		R 274.4	1500.1	5.466E+0	1635.1	0 0.000	1.089E+2		
UT		R 274.4	1500.1	5.466E+0	1162.6	20 1.720E	7.750E+1		
RT		R 274.4	1500.1	5.466E+0	1635.1	20 1.223E	1.089E+2		
MUMIDITY									
20-24MMHG									
NEW WELD		N 135.8	134.8	135.8	0 0.000	1.007E+2	9.992E+1	1.000E+2	9.918E+1
MT		N 135.8	116.5	33.5	347 1.035E+0	2.875E+1	1.000E+1	2.466E+1	8.578E+0
UT		N 135.8	122.2	122.2	352 2.880E-1	1.000E+2	1.000E+2	8.998E+1	8.998E+1
RT		R							
NEW WELD	NEW WELD	N 135.8	134.8	135.8	0 0.000	1.007E+2	9.992E+1	1.000E+2	9.918E+1
MT		N 135.8	116.5	33.5	347 1.035E+0	2.875E+1	1.000E+1	2.466E+1	8.578E+0
UT		N 135.8	122.2	122.2	352 2.880E-1	1.000E+2	1.000E+2	8.998E+1	8.998E+1
RT		R							
REP.WELD		R 135.8	410.7	3.024E+0	440.7	0 0.000	1.073E+2		
MT		R 135.8	410.7	3.024E+0	380.7	15 3.940E-1	9.269E+1		
UT		R 135.8	410.7	3.024E+0	440.7	15 3.403E-1	1.073E+2		
RT		R							
REP.WELD	REP.WELD	R 135.8	410.7	3.024E+0	440.7	0 0.000	1.073E+2		
MT		R 135.8	410.7	3.024E+0	380.7	15 3.940E-1	9.269E+1		
UT		R 135.8	410.7	3.024E+0	440.7	15 3.403E-1	1.073E+2		
RT		R							
MUMIDITY		N 135.8	134.8	135.8	0 0.000	1.007E+2	9.992E+1	1.000E+2	9.918E+1
20-24MMHG		N 135.8	116.5	33.5	347 1.035E+0	2.875E+1	1.000E+1	2.466E+1	8.578E+0
NEW WELD		N 135.8	122.2	122.2	352 2.880E-1	1.000E+2	1.000E+2	8.998E+1	8.998E+1
MT		R							
UT		R 135.8	410.7	3.024E+0	440.7	0 0.000	1.073E+2		
RT		R 135.8	410.7	3.024E+0	380.7	15 3.940E-1	9.269E+1		
REP.WELD		R 135.8	410.7	3.024E+0	440.7	15 3.403E-1	1.073E+2		
MT		R							
UT		N 1290.9	1287.6	1210.5	68 5.617E-3	9.401E+1	9.005E+1	9.377E+1	8.982E+1
RT		N 1290.9	797.8	126.3	671 5.312E-1	1.583E+1	9.853E+0	9.783E+0	6.089E+0
REP.WELD		N 1290.9	958.6	947.4	1419 1.497E-1	9.883E+1	9.877E+1	7.339E+1	7.339E+1
MT		R							
UT		R 1290.9	5066.8	3.925E+0	6101.8	0 0.000	1.204E+2		
RT		R 1290.9	4986.8	3.863E+0	2675.7	165 6.166E-1	5.365E+1		
FILLET		R 1290.9	5066.8	3.925E+0	6101.8	329 5.883E-1	1.204E+2		
MUMIDITY									
BELOW 4MMHG									
NEW WELD		N 9.4	9.4	9.4	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
MT		N 9.4	5.6	1.6	0 0.000	2.857E+1	3.250E+1	1.702E+1	1.936E+1
UT		N							
NEW WELD	NEW WELD	N 9.4	9.4	9.4	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
MT		N 9.4	5.6	1.6	0 0.000	2.857E+1	3.250E+1	1.702E+1	1.936E+1
UT		N							
NEW WELD	MUMIDITY	N 9.4	9.4	9.4	0 0.000	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2	1.000E+2
MT		N 9.4	5.6	1.6	0 0.000	2.857E+1	3.250E+1	1.702E+1	1.936E+1

Fig.2.8 Output data (Humidity and defect)

第4節 結 言

以上、HW63鋼の溶接を対象として新しい溶接品質管理システムの設定について論じてきたが、それを取りまとめると次のごとくなる。

- (1) 新高張力鋼の溶接品質管理システムは、鋼材の開発、工作性の研究、工作条件の設定から品質管理システムの設定に至る一貫体系の中で検討されるべきである。
- (2) HW63鋼の工作条件は許容される範囲がきわめて限定されており、この限定された工作条件を確実に実際の構造物の溶接に具現化するには、従来の溶接品質管理システムでは不相当であり、本研究の第1編の研究成果に立脚して新たに溶接品質管理システムを確立することが必要である。
- (3) これに応じて、構造物の各継手についてほぼ同一の工作条件で溶接をおこなう単位継手長（約1 m）ごとに継手番号を付し、この継手番号に1枚の溶接作業指示記録カードを発行する。そこには

品質管理上のデータをまとめて指示記録しうるようにし、このカードの流れと指示により溶接工作を管理する。この新しいカードシステムの開発により品質管理の密度を大幅に向上することが可能となり、とくに溶接割れの研究をもとに設定した溶接工作条件を実際の構造物に確実に具現化する見通しを得た。

- (4) さらにこのようなカードシステムの実用化から、そこに生ずる膨大な溶接品質管理のデータを処理することが必要となるが、これに対処してデータ処理にコンピュータの導入を図り、KAWASAKI QCW Programの開発に成功し、これにより溶接品質管理のデータをじん速かつ適確に処理しうようになり、Process ControlおよびQuality Assurance を効果的に実施しうることが可能となった。

第3章 構造模型の製作と解体試験

第1節 緒 言

本編の第1章においてHW63鋼の溶接工作のsimulation用模型構造を示すとともにそこに適用すべき溶接工作条件の基準化を図り、第2章ではHW63鋼の溶接工作に必要な品質管理システムについて論じてきた。

本章では実際の構造物を製作する場合と同様な設備、人的能力および組織体制の周囲条件のもとで、先に設定した溶接工作条件と品質管理システムとを用いて構造模型を製作し、続いてその解体試験をおこなうことにより、適用した設定工作条件および品質管理システムの割れ防止に対する効果性と周囲条件に対する適用性について検討し、さらにそこで見出された問題点についてその解決法の策定を考える。

これにより、本研究の第1編から第2編をとおして、その確立を図ってきたHW63鋼の溶接割れ防止の工作法の妥当性を最終的に確認する。

第2節 使 用 材 料

2・1 鋼 材

(1) 化学成分と機械的性質

本実験には Table 3.1 に示す各板厚と枚数が用いられたが、チャージは14、18、22mmが1チャージ、32mmおよび54mmもそれぞれ1チャージであり、各チャージの各板について化学分析結果を示すと Table 3.2 のようになる。各チャージとも第1章に示した基準成分にほぼ近い値となっている。

機械的性質は各板厚ごとに Table 3.3 に示すが、いずれも要求性能を満足している。その他各板について厳重な超音波探傷検査、表面検査、ラミネーション検査を実施したが欠陥は発見されなかった。

Table 3.1 Number of plate for each thickness used for model

Plate thick- ness (mm) Block	14	18	22	32	54	Total
N1 & N2	3	8	2	4	1	18
Charge number	Charge 1			Charge 2	Charge 3	

Table 3.2 Chemical composition of steel used¹⁾

Thick of plate	C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Ni (%)	Cr (%)	Mo (%)	Cu (%)	V (%)	Ceq. ²⁾ (%)
14 mm	0.09	0.31	0.52	0.010	0.005	2.55	0.48	0.36	0.09		0.439
18											
22	0.11	0.34	0.56	0.012	0.007	2.65	0.50	0.38	0.10	Tr	0.450
31	0.10	0.25	0.51	0.09	0.004	2.90	0.63	0.37	0.09		0.486
	0.12	0.28	0.56	0.12	0.006	3.00	0.68	0.39	0.11	Tr	0.533
54	0.10	0.20	0.57	0.09	0.006	3.00	0.80		0.018		0.539
		0.22	0.58	0.11	0.007	3.08	0.83	0.40	0.020	Tr	0.549

Note1) Chemical composition show the max. and min. value,
based on analysis of each plate

$$2) \text{Ceq.}(\%) = \text{C} + \frac{1}{24}\text{Si} + \frac{1}{6}\text{Mn} + \frac{1}{40}\text{Ni} + \frac{1}{5}\text{Cr} + \frac{1}{4}\text{Mo} + \frac{1}{14}\text{V}$$

Table 3.3 Mechanical properties of steel used

Thick of plate (mm)	Tensile test ¹⁾				Charpy test at -70 °C (Kg-m)
	Yield point (Kg/mm ²)	Tensile stress (Kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of area (%)	
14	68	73	37		21.8
18					
22	72	75	40	—	29.1
31	68	75	25	67	21.0
	71	80	28	74	23.9
54	68	75		66	15.7
	70	76	26	68	16.9

Note 1) Specimen JIS No.1 below 22mm thick.

Specimen JIS No.4 for 31mm and 54mm thick.

(2) 使用管理

HW63鋼には薄青色のプライマが用いられ、他の鋼種と色別により容易に見分けられるようにした。また実際の構造物において当該鋼板の履歴は溶接記録カードに記された部材番号とその使用鋼板番号との関係からわかるようになっている。

2・2 溶接棒

(1) 化学成分と機械的性質

使用溶接棒は第1編の研究において用いたE 63(A)の4mmφと同様とした。その溶接金属の化学成分および機械的性質はTable 3.4およびTable 3.5にそれぞれ示すが、第1章に記した基準値とほぼ同様な値を示した。なお溶接棒は1チャージのみ製造した。

Tabel 3.4 Chemical composition of weld metal

Rod Dia. (mmφ)	Heat Input (Joule/cm)	C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Cu (%)	Ni (%)	Mo (%)	1) Ceq. (%)
3.2	12000	0.05	0.37	0.80	0.010	0.011	0.10	2.6	0.33	0.346
4.0	17000	0.05	0.40	0.80	0.011	0.010	0.10	2.7	0.34	0.352

Note1) $Ceq. (%) = C + \frac{1}{24} Si + \frac{1}{6} Mn + \frac{1}{40} Ni + \frac{1}{5} Cr + \frac{1}{4} Mo + \frac{1}{14} V$

Table 3.5 Mechanical properties of weld metal

Rod Dia. (mm)	Heat Input (Joule/cm)	Tensile test			Charpy test at -50 °C (Kg-m)
		Yield point (Kg/mm ²)	Tensile stress (Kg/mm ²)	Elongation (%)	
3.4	12000	68.3 ↓ 68.9	74.9 ↓ 75.2	24.0 ↓ 24.3	8.48 ↓ 9.05
4.0	17000	68.5 ↓ 68.7	75.8 ↓ 76.3	25.8 ↓ 26.0	8.76 ↓ 9.05

(2) 使用管理

溶接棒のホルダ側に Fig. 3.1 に示すように銘柄名とチャージ番号がプリントされ、このチャージ番号は溶接作業指示記録カードに記入されるため、これにより各チャージ別の溶接棒の検査結果と照合しうる。

溶接棒は Fig. 3.2 に示すような加熱冷却曲線に沿って再乾燥処理がおこなわれるよう再乾燥炉はすべて自動制御で加熱され、かつ実際の再乾燥熱サイクルを記録する。また溶接棒はチャージ、使用日時別に保管するようにした。

再乾燥後溶接棒は作業場所近くでは150℃～200℃に加熱した携帯乾燥器中に保持され、溶接作業者はそこより取り出して溶接をおこなうようにした。

再乾燥後から携帯乾燥器を含め使用時までの溶接棒放置時間は4時間以内としたが、これを確実に管理するため下記のごとく溶接棒の使用時間により端部の色別管理をおこない、許容時間を超過したものはすべて廃棄するようにした。

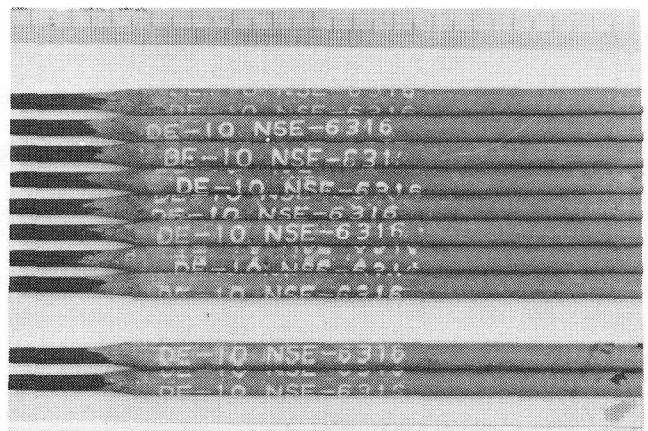


Fig 3.1 Charge number printed on electrode of E63(A)

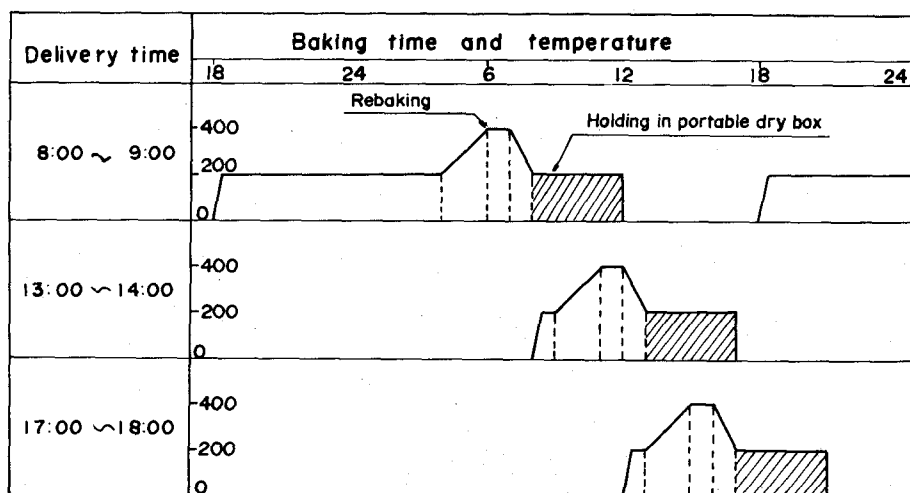


Fig 3.2 Temperature curve used for rebaking of electrode

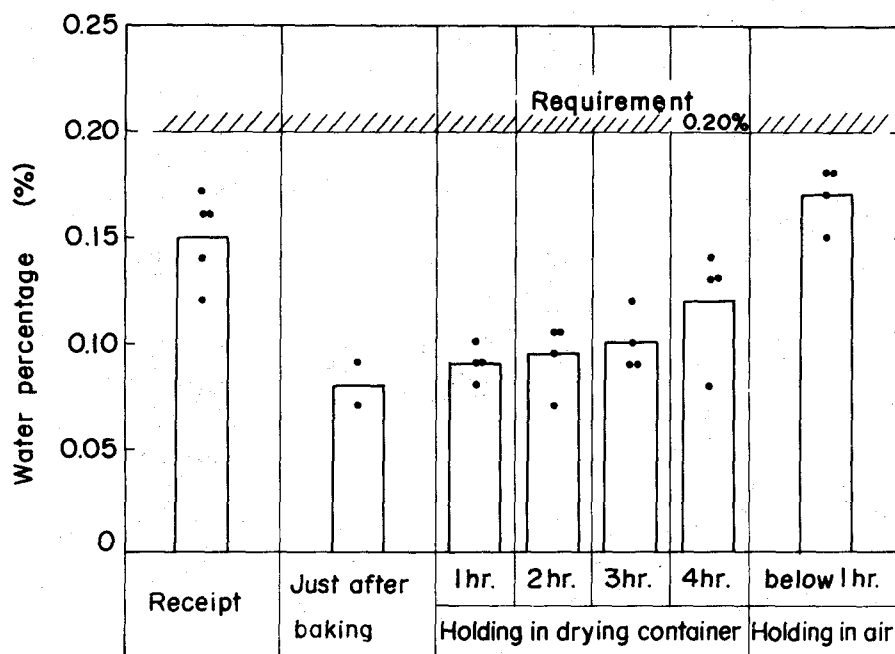


Fig 3.3 Variation of water percentage in process from receipt, rebaking to holding in drying container and in air

再乾燥炉からの放出時刻	使用時間	端部色別
8 : 00	8 : 00 ~ 12 : 00	赤
13 : 00	13 : 00 ~ 16 : 00	青
16 : 00	16 : 00 ~ 20 : 00	黄

このような溶接棒の吸湿管理をおこなった場合の溶接棒の吸湿量を再乾燥直後、携帯乾燥器中および溶接直前の大気中保持の間について溶接棒の吸湿量のランダムサンプリングによる測定をおこなったがその結果は Fig. 3.3 に示すように第 1 章において規定した吸湿量の許容範囲内にあることがわかり、本管理方法の有効性が認められた。

第3節 組立 法

3・1 組立 順 序

組立はFig. 3・4に示すように実際の構造物においてとられると同様の順序でおこなわれた。フレームと殻板は別々に組立てられ、後に殻板の外側にはめこむ方式を取り、殻板は形状保持の観点から立向きにおかれ組立てられた。組立てられた2つのブロックN 1およびN 2は正規の位置に戻されて現場の状態をsimulateして盤木上で両ブロックの結合をおこなうようにした。

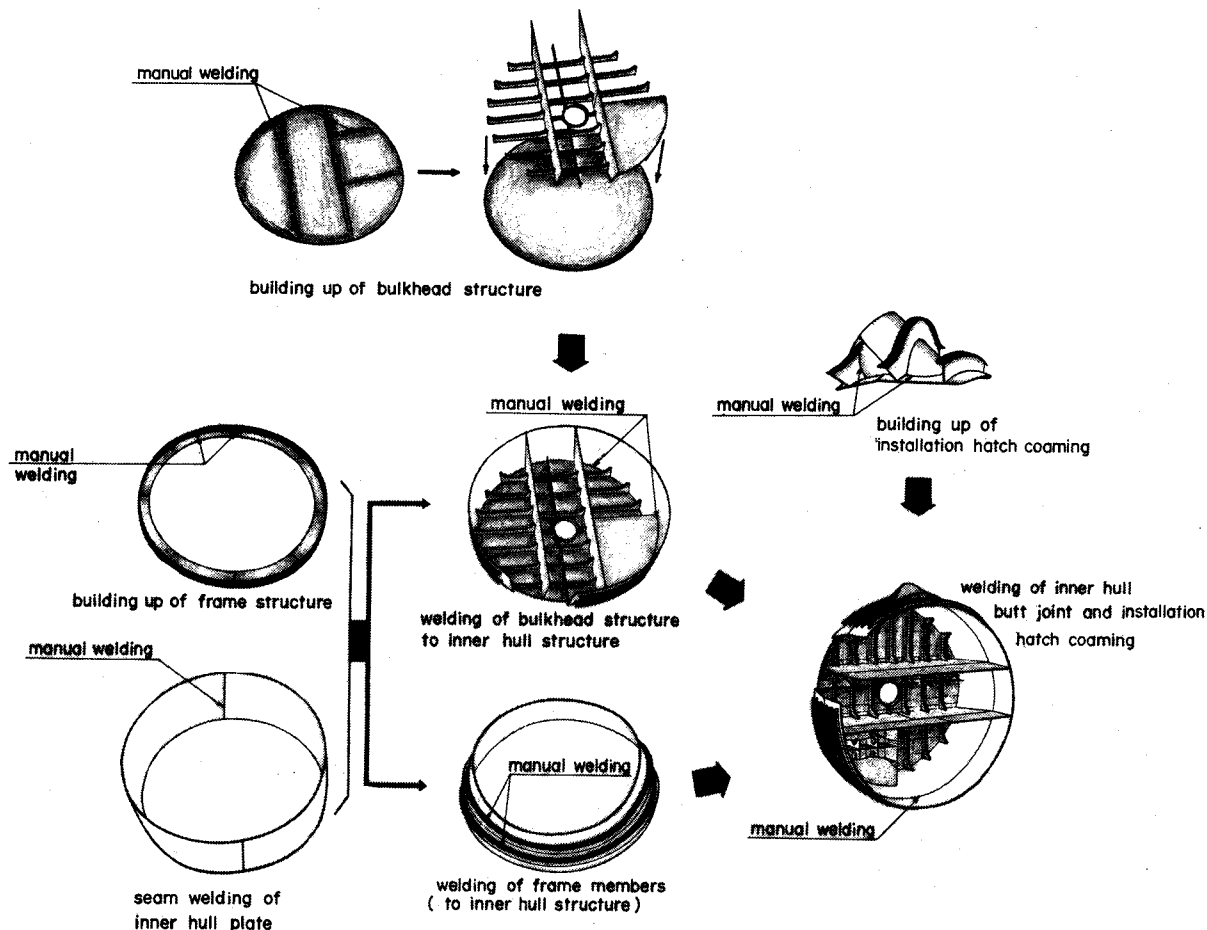


Fig 3.4 Assembling process of structural model of HW63

3・2 仮付 溶 接

仮付溶接は Fig. 3.5 に示すように200mmピッチで100mm長さの4パス溶接とした。また第1章には規定しなかったが22mm以下の薄板については2パス溶接とした。なお仮付溶接は本付溶接とは反対側として、本付溶接の溝ほり時にすべて除去するようにした。その結果、いずれの施工法とも仮付溶接部には割れは発見されなかったが、反対側の本付溶接をおこなう際に2, 3の継手において仮付溶接に割れが発生するのが見られた。なお仮付溶接の予熱温度は第1章に記したごとく本付溶接と同様としたが、予熱方法は作業上ヒータの取付けが困難なため、バーナにより仮付溶接部の4周100mm以内を所定予熱温度に維持するように加熱した。

第4節 溶接施工法

4・1 予熱施工法

予熱にはストリップヒータ（電気抵抗加熱板）を用いた。ストリップヒータの寸法、容量は Table 3.6 に示すごとくであり、 Fig. 3.6 および Fig. 3.7 のように開先をはさんで2条とりつけ、通電加熱するようになった。

加熱温度は通電後 Fig. 3.8 の(a)のごとく上昇し、所要予熱温度に達した場合の温度分布は同図の(b)に示すように開先の中心線から両端70mm以上は均一に加熱されることが確認される。なおストリップヒータの容量を増せば加熱時間を短縮しうるが、急激な加熱は局部的予熱温度の上昇と熱応力の発生を誘起する恐れがあるため、上述のごとく比較的緩やかな加熱曲線をとるようにした。

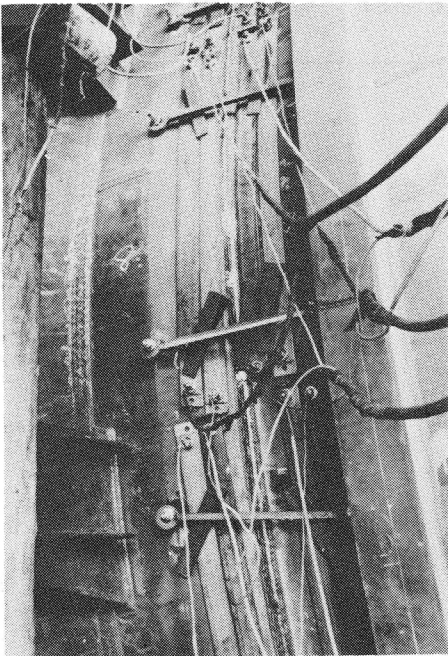


Fig. 3.7

View of heaters attached to plates near joint in structure

Table 3.6 Specification of strip heater

Item	Specification
Type	ST-6510
Length ℓ	650 mm
Breadth b	38 mm
Thickness t	9 mm
Capacity	1 KW

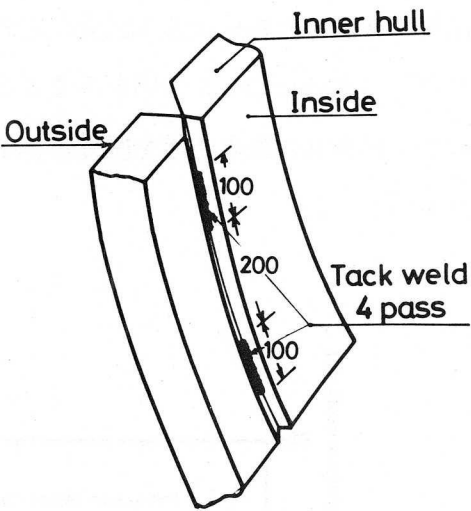
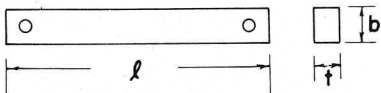


Fig 3.5 Tack welding procedure

予熱温度は熱電対（アルメル・クロメル）、市販の接触温度計および温度チョークにより計測したが、熱電対を基準として各測定法による予熱温度の指示は Fig. 3.9のごとくであり、計測要領さえ間違いなくおこなわれれば比較的正確に計測しうるこ

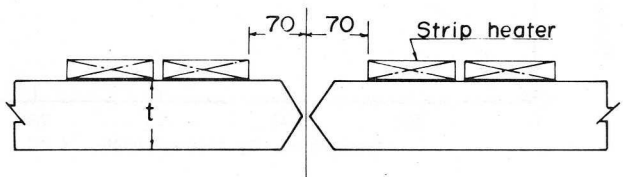
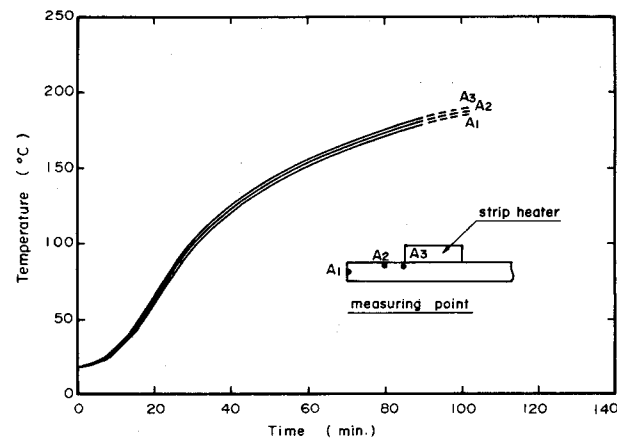


Fig 3.6 Attachment of strip heaters to plates

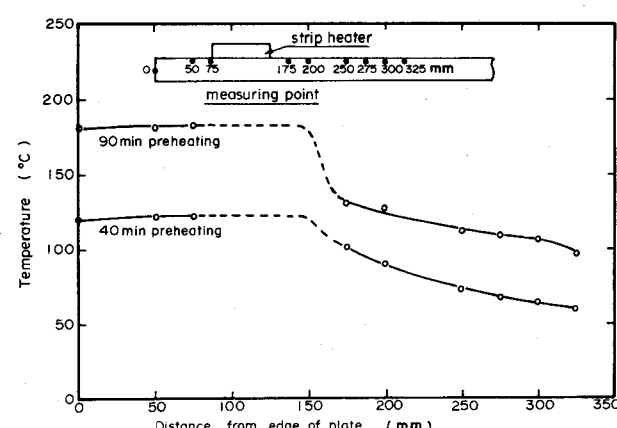
とを認めた。実際には各作業者には93℃、125℃および145℃の温度チョークを携帯せしめ、加熱時のチェックをおこなわせるとともに、最終確認は接触温度計によっておこなうこととした。

温度の計測位置は、前述の Fig. 3.8の温度分布ではヒータの端部から開先中心側であれば温度は一定と考えてよく、この範囲内の任意の個所で計測してもよいことにした。

予熱温度は第1章の拘束状態の区分の定義にしたがって Table 3・5 に例をみるとく、模型の構造別に拘束状態を区分し、予熱温度を設定した。



(a) Time elapsed after switching on heater



(b) Temperature distribution near joint

Fig.3.8 Preheating temperature elevating curve and distribution curve in structure

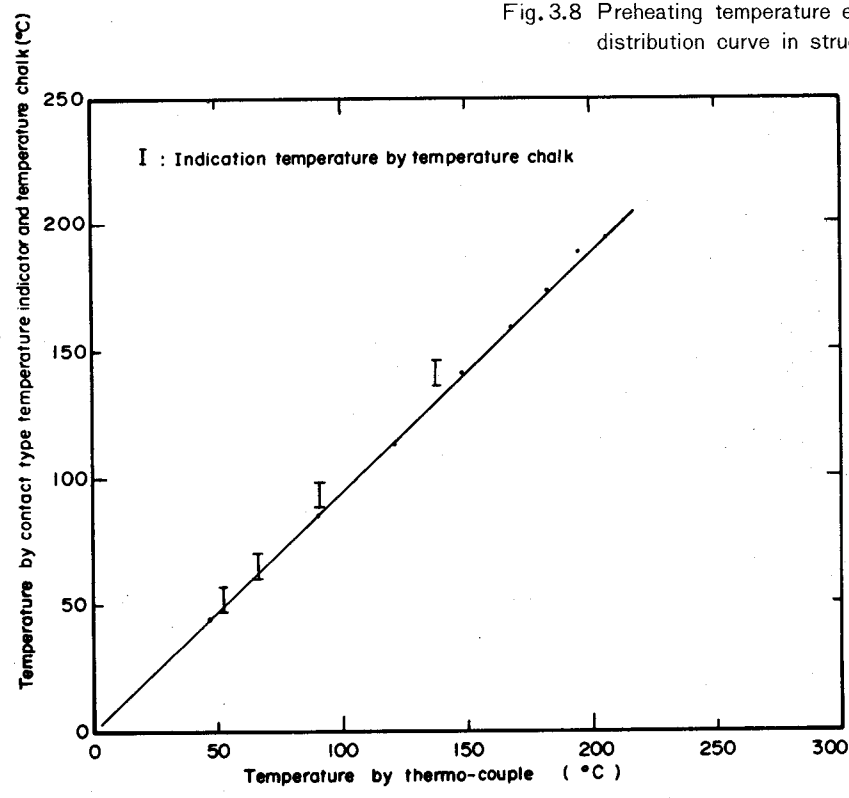


Fig. 3.9 Indicating temperature by thermo-couples, contact types temperature indicator and temperature chalk

4・2 溶 接 条 件

模型の製作において溶接作業指示記録カードに指示した溶接条件はあらかじめ実験室において同様の継手形状、溶接姿勢と規定された施工条件を用いて溶接をおこない、作業性、中間層の仕上げの必要性の有無、テンパービード法の用い方等を検討した上、これらを標準溶接条件としてまとめ、この標準条件の中から該当する条件を選び、溶接作業指示記録カードに記入するようにした。模型の製作に用いられた指示溶接条件およびその実績の例をTable 3.7にまとめて示す。

つぎに構造物の溶接に実際に用いられた溶接条件および入熱量は前述のTable 3.7に示すように実績値は、ほぼ基準範囲内にある。Fig. 3.10の殻板の現場バット継手の各パスについて示すと Fig. 3.11のようになり、いずれも基準範囲内におさまっており、姿勢別では上向き溶接がやや高目である。

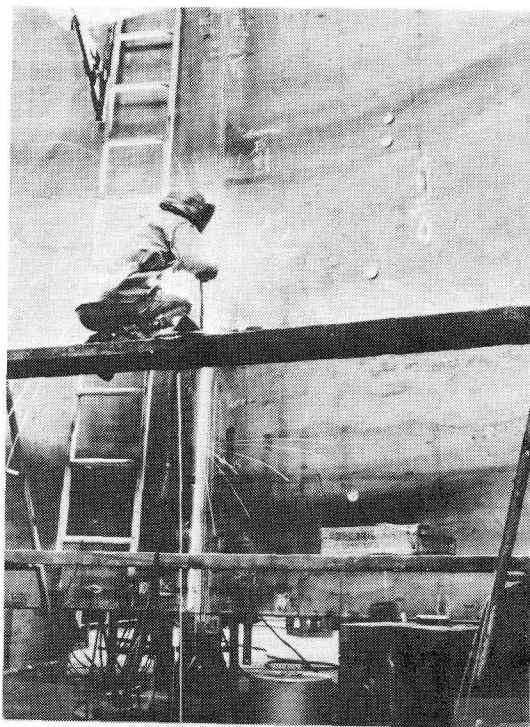


Fig.3.10 View of welding butt joint of shell plates in model

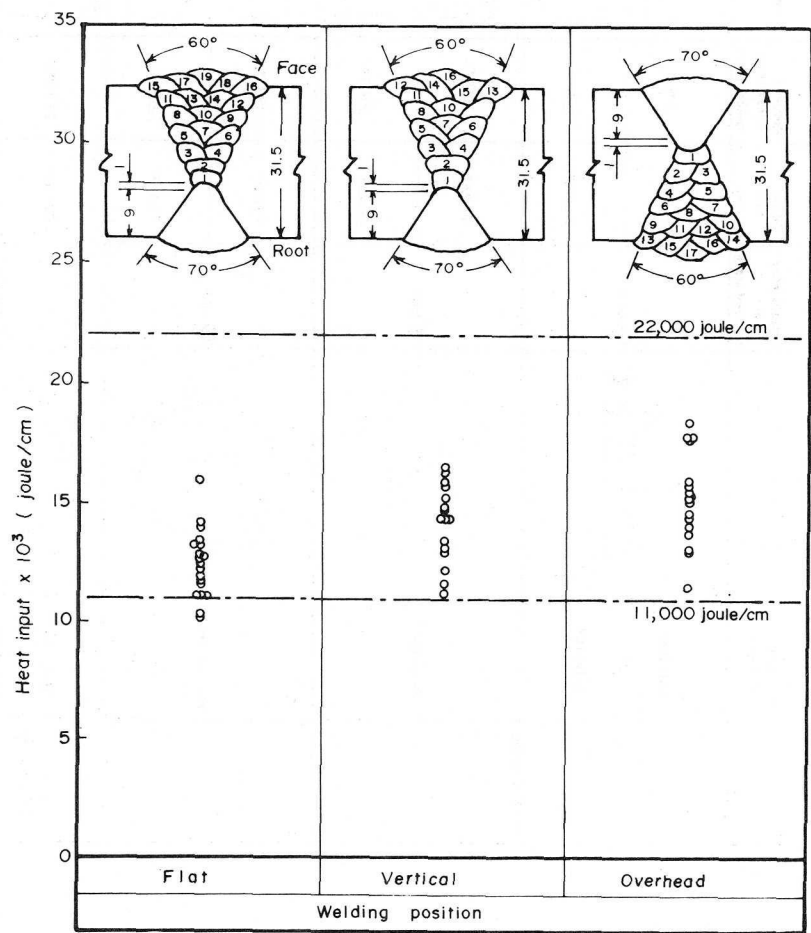


Fig.3.11

Heat input range used in welding of circumferential joint of shell plate in model

Table 3.7-a Examples of welding procedure conditions ordered and resulted in construction of model (continued)

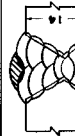
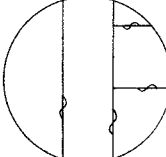
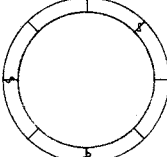
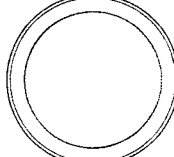
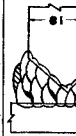
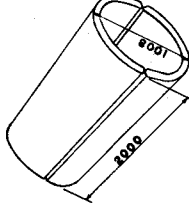
Stage	Structural member	Location of joint	Classification of restraint state	Order and result	Required preheating temperature	Deposit sequence	Number of total pass	Welding position	Electrode		Welding parameters			Remarks	
									Code	Dia. (mm)	Current (Amp.)	Voltage (Volts)	Speed (mm/min)		Heat input (kJ/dm)
Subassembling	Stiffener of bulkhead		③ Low	Order	≥80°C		13	Flat	E63(A)	4.0	170	24	178 \$ 250	9,800 \$ 13,800	
				Result	≥80°C		14		E63(A)	4.0	170	24	188 \$ 235	10,400 \$ 13,000	
	Bulkhead		③ Low	Order	≥80°C		15	Flat	E63(A)	4.0	170	24	138 \$ 250	9,800 \$ 17,700	
				Result	≥80°C		14		E63(A)	4.0	170	24	162 \$ 280	8,800 \$ 15,100	
Assembling	Web of frame		③ Low	Order	≥80°C		15	Flat	E63(A)	4.0	170	24	138 \$ 250	11,800 \$ 17,700	
				Result	≥80°C		15		E63(A)	4.0	170	24	144 \$ 130	15,350 \$ 17,000	
	Web and face bar of frame		① Standard	Order	≥120°C		15	H. fillet	E63(A)	4.0	160	24	130 \$ 195	11,800 \$ 17,700	
				Result	≥120°C		16		E63(A)	4.0	160	24	136 \$ 157	15,000 \$ 16,200	
	Installation hatch coaming		② High	Order	≥120°C			Flat	E63(A)	5.0	220	24	146 \$ 300	10,600 \$ 21,600	
				Result	≥120°C		73		E63(A)	5.0	220	24	198 \$ 228	13,450 \$ 16,000	

Table 3.7-b Examples of welding procedure conditions ordered and resulted in construction of model (continued)

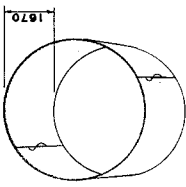
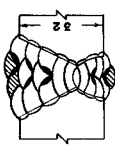
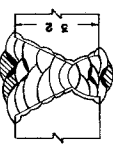
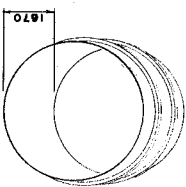
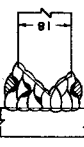
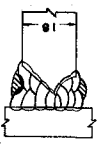
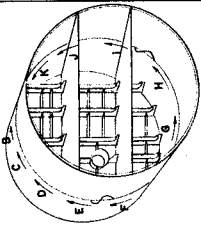
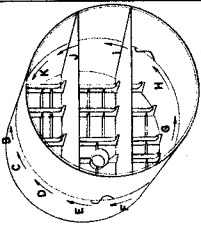
Stage	Structural member	Location of joint	Classification of restraint state	Order and result	Required preheating temperature	Deposit sequence	Number of total pass	Welding position	Electrode Code	Welding parameters			Remarks
										Current (Amp.)	Speed (mm/min)	Heat input (kJ/cm)	
Assembling	Inner hull of seam		① Standard	Order	≥120°C		21		E63(A)	4.0	130	22	79.4 10,600 162 21,600
				Result	≥120°C		23	Vertical	E63(A)	4.0	130	22	110 10,400 210 15,300
	Frame of inner hull		① Standard	Order	≥120°C		15		E63(A)	4.0	160	24	130 11,800 195 17,700
				Result	≥120°C		14	H. fillet	E63(A)	4.0	160	24	141 15,000 162 16,100
Erection	Inner hull of butt		① Standard	Order	≥120°C		19		E63(A)	4.0	170	24	113 10,600 231 21,600
				Result	≥120°C		22	Flat	E63(A)	4.0	170	24	124 10,100 267 19,600
	Inner hull of butt		① Standard	Order	≥120°C		20		E63(A)	4.0	130	22	79.4 10,600 162 21,600
				Result	≥120°C		22	Overhead	E63(A)	4.0	130	22	102 9,700 178 15,900
				Order	≥120°C		21		E63(A)	4.0	130	22	79.4 10,600 162 21,600
				Result	≥120°C		22	Vertical	E63(A)	4.0	130	22	89.3 9,000 191 18,000

Table 3.7-c Examples of welding procedure conditions ordered and resulted in construction of model

Stage	Structural member	Location of joint	Classification of restraint state	Order and result	Required preheating temperature	Deposit sequence	Number of total pass	Welding position	Electrode		Welding parameters			Remarks
									Code	Dia. (mmφ)	Current (Amp)	Voltage (Volts)	Speed (mm/min)	
Assembling	S. penetration of bulkhead													

また同じく殻板の現場継手の予熱およびパス間温度の履歴を示すと Fig. 3.12 のようであり、継手の表裏の溶接を完了するのに4日間を要し、その間夜間の溶接は避けておこなわなかったが、この作業中断時にも予熱パス間温度は維持して拘束応力の上昇を防ぐようにした。またヒータは作業者の位置の反対面に取付けるため2日目の夜から3日目の朝にかけては裏面のヒータを作動させたまま、反対面のヒータを新たに取付けその作動を確認した後、裏面のヒータを取外しガウジングをおこない、さらにガウジング面を乾式のMTをおこなって欠陥のないことを確認した後に3日目の朝から裏面の溶接工事をおこなった。この表裏溶接までの予熱パス間温度は基準の120℃～200℃に対してこれを満足する120℃～160℃の間にあり温度変動幅はこの程度に抑えることが可能である事を認めた。

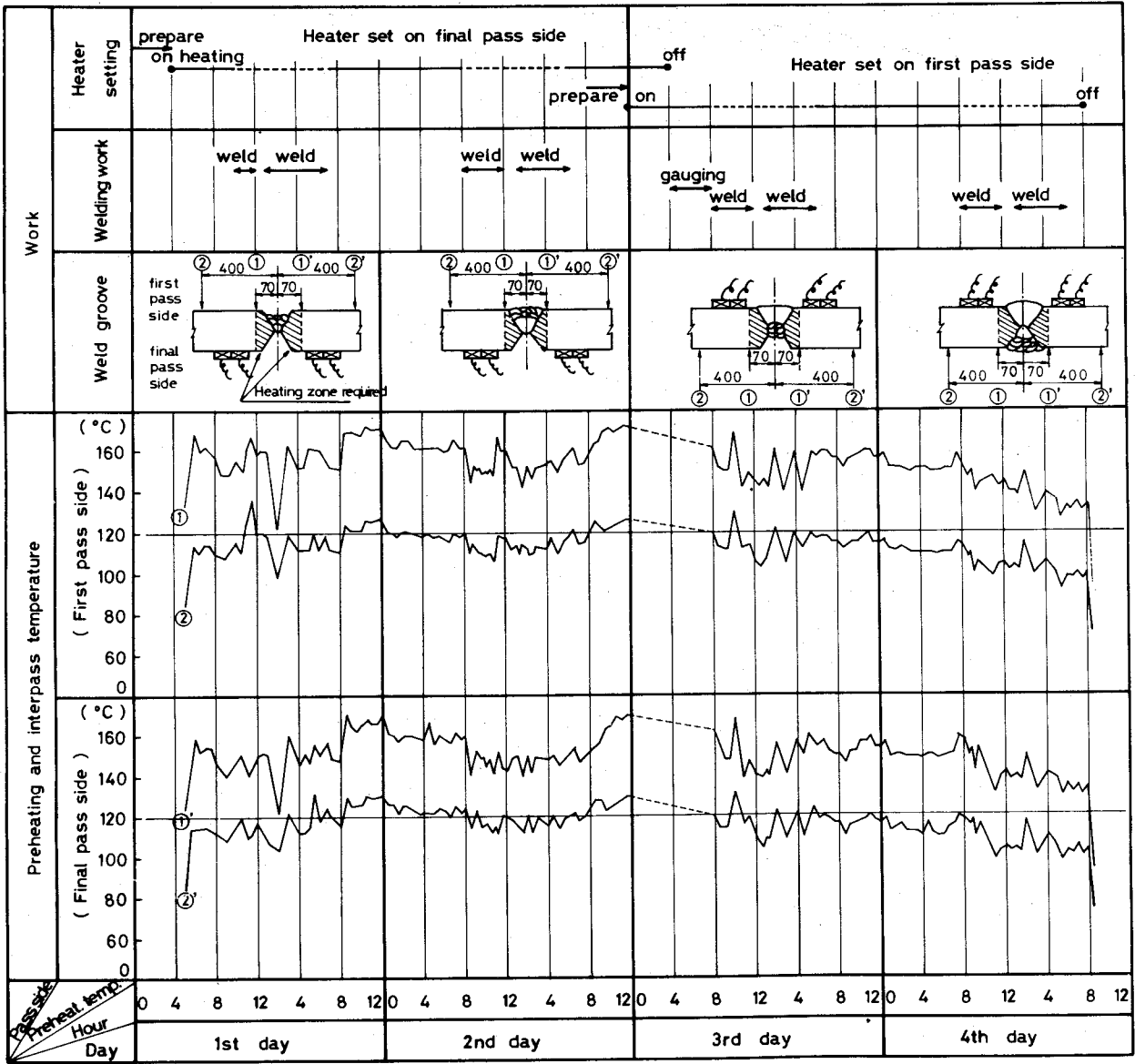


Fig 3.12 Preheating and interpass temperature of butt joint of shell plates in construction of model

前章のFig. 2 . 5のフローチャートに従って溶接品質管理をおこなった。このカードシステムにより前項においても触れたように溶接材料、溶接施工管理さらには後述の各種検査などが確実に実施され従来の現場溶接の管理レベルをいっきょに実験室的管理レベルまで高めることが可能であるとの確証を得た。

模型製作に発行された溶接作業カードの枚数は新規溶接作業に1,7 3 4枚, その他補修溶接に2 7 枚, 台付けピース取付け溶接用に12 4枚, 合計 1,8 8 5枚である。

5・2 溶接外観寸法検査

溶接部の外観寸法検査はテンパービードの距離とアンダーカットについて重点的に検査した。その結果を Fig. 3.15 および Fig. 3.16 にまとめて示す。

テンパービードの距離は基準ではエッジビードに対して2mmから6mmの間に規定しているが、実際の距離は1mm～8mm までに分布しており、溶接作業の性質上ビードの距離を完全に統制することは困難であると考えられる。とくにすみ肉溶接においてテンパービードの正確性を期すことが難しいようである。しかし80％以上は基準範囲の中にあり、この意味では効果は期待できるといえる。

アンダーカットは0.5mm以上のものはきわめて少なく、きわめて良好な溶接といえる。

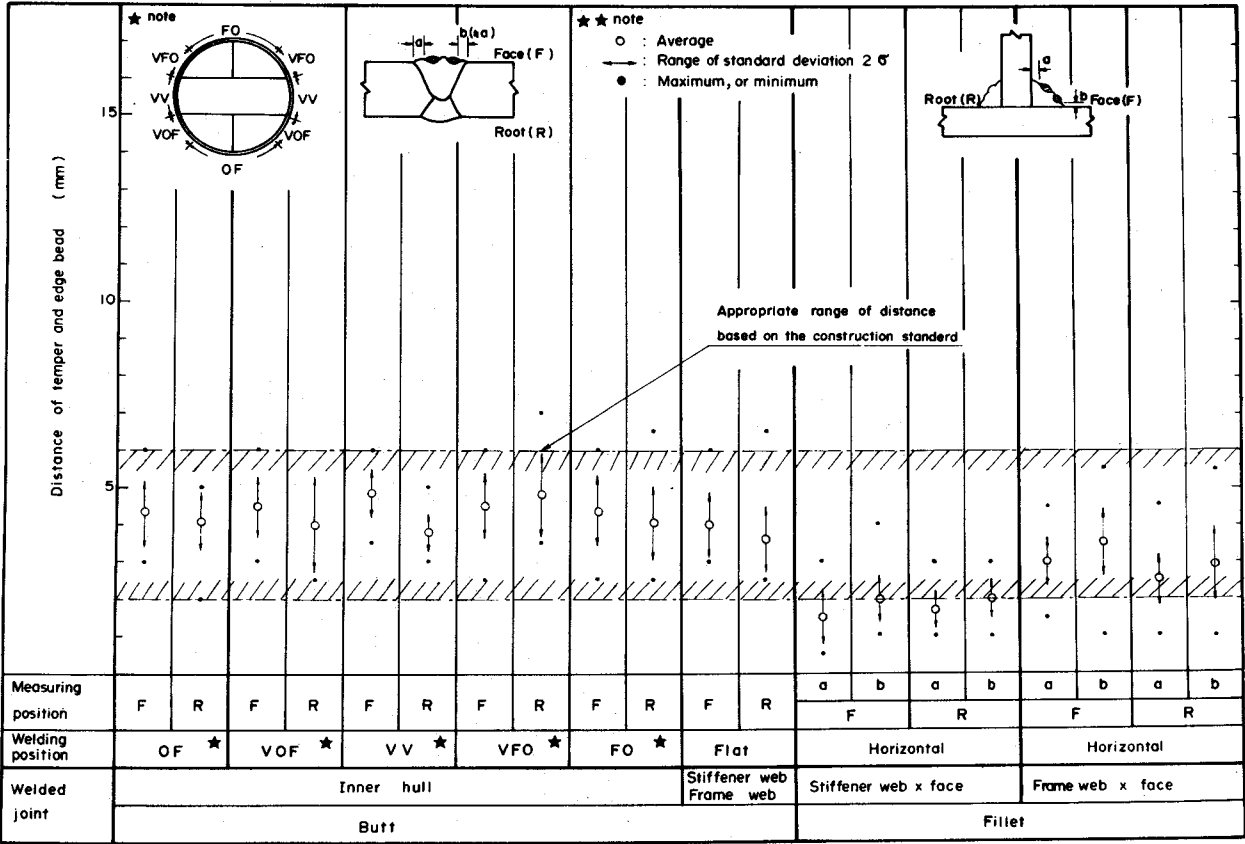


Fig. 3.15 Temper and edge bead distance deviation measured for covering beads of model

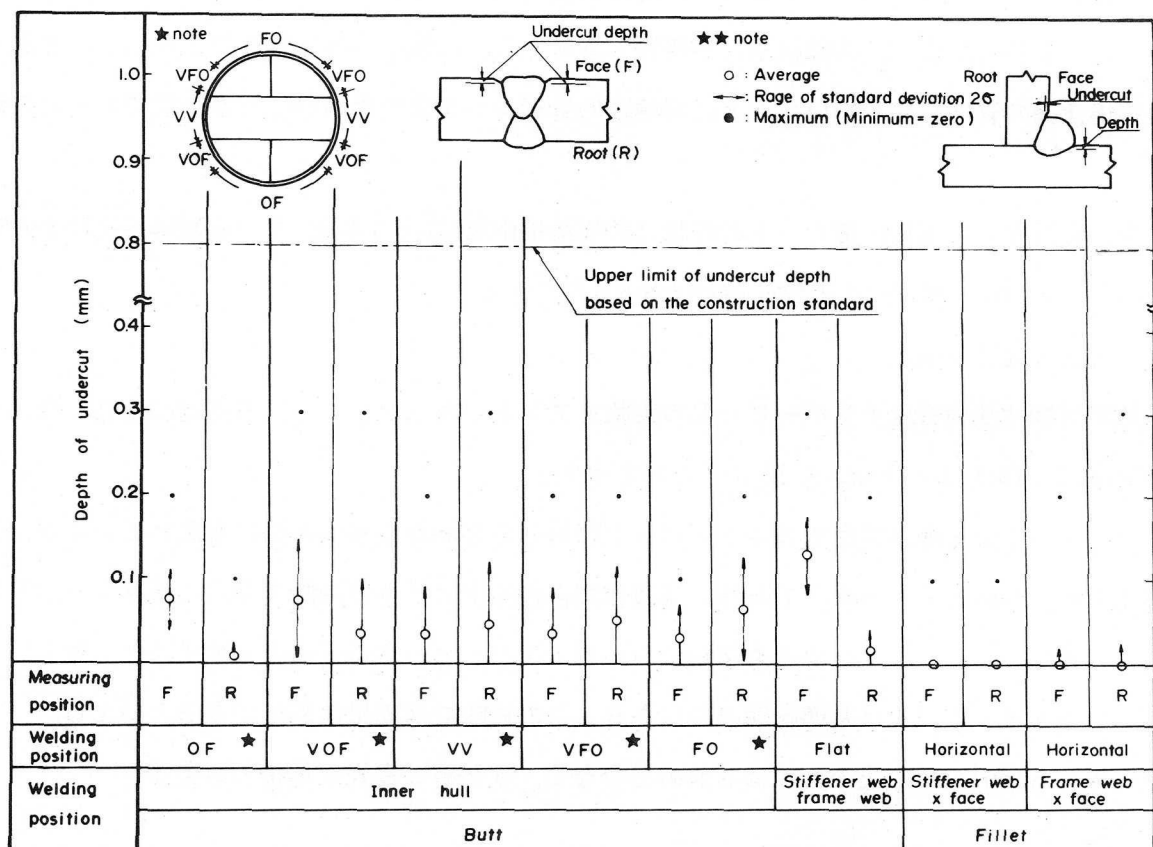


Fig. 3.16 Undercut deviation measured in model

以上の事実よりすみ肉溶接の趾端部はすべて Fig. 3.17 にみるように軽くグラインダをかけ、フェアな形状とするとともに MT 検査を容易なようにした。また突合せ溶接においてもテンパービードの距離或いは趾端部の形状の不都合なものは中間層における予熱中断時のグラインダ仕上げに準じて趾端部のグラインダ仕上げをおこなうのがよいと考えられる。

5・3 非破壊検査

溶接作業完了後、各構造部について Table 3.8 に示すような検査法と時期により検査をおこなった。模型における非破壊検査は設定した工作条件が溶接割れの防止に対して有効であるかどうか確認することが一つの大きな目的であるため、実際の構造物への適用が予想される検査要領よりもとくに時期については細く区分して実施した。

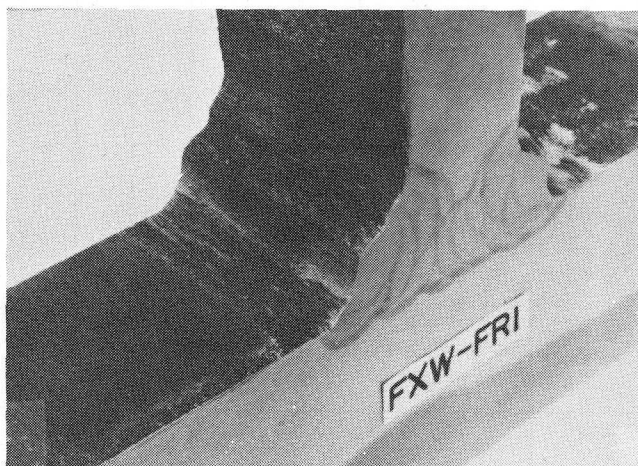


Fig. 3.17 Grinding of toe of full penetration fillet welding

Table 3.8 Inspection requirements on structural member, time and method for model

Type of joint		Surface & Internal inspection		Surface inspection										Internal inspection						
				Inspection scope	Inspection time										Inspection scope	Inspection time				
					During welding					After completion of weld						After completion of weld				
					1st pass	2nd pass	3rd pass	After gouging	Intermission of pre-heat	After 8hr & 24hr	After 3 days	After 7 days	After 1 month	After hydro test		After 8hr & 24hr	After 3 days	After 1 month	Before hydro test	After hydro test
Butt joint	Inner hull (Seam penetration)	100 %	—	—	—	MT	—	—	—	MT	MT	—	100 %	RT	UT	UT	—	—		
	Inner hull (Butt)	100	MT	MT	MT	MT	MT	—	—	MT	MT	—	100	RT	UT	UT	—	—		
	Bulkhead (general)	100	—	—	—	MT	—	MT	—	—	—	—	3	RT	—	—	—	—		
	Bulkhead (penetration hatch coaming)	100	—	—	—	MT	—	—	—	MT	—	—	3	RT	—	—	—	—		
	Frame web and Face	50	—	—	—	MT	—	MT	—	—	—	—	30	RT	—	—	—	—		
	Installation hatch coaming	100	—	—	—	MT	—	—	—	MT	—	—	100	RT	—	—	—	—		
	Bulkhead stiff web and face	50	—	—	—	MT	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—		
	Tank stiff web and face	50	—	—	—	MT	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—		
	Horizontal stiff	10	—	—	—	MT	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—		
	Hatch coaming	100	—	—	—	MT	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—		
Fillet joint	Tank plate and inner hull	100	—	—	—	MT	—	—	MT	MT	MT	MT	100	UT	—	UT	—	—		
	do. (Forward tank pl and inner hull)	100	MT	MT	MT	MT	MT	—	MT	MT	MT	MT	100	UT	—	—	UT	UT		
	Bulkhead and inner hull	100	—	—	—	MT	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—		
	do. (Tank part)	100	MT	MT	MT	MT	MT	—	MT	MT	—	MT	100	—	—	—	UT	UT		
	Inner hull and frame web	100	—	—	—	MT	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—		
	do. (Fr. No.3)	100	MT	MT	MT	MT	MT	—	—	MT	—	—	100	UT	—	UT	—	—		
	Frame web and inst.coaming	100	—	—	—	MT	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—		
	do. (Fr. No.2)	100	MT	MT	MT	MT	MT	—	—	MT	—	—	100	UT	—	UT	—	—		
	Frame web and face	50	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—		
	Tank plate and tank plate	100	MT	MT	MT	MT	MT	—	MT	MT	—	MT	100	—	—	—	UT	UT		
	Bulkhead stiff and inner hull	100	—	—	—	MT	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—		
	Tank stiff and tank plate	100	—	—	—	MT	—	MT	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—		
	Bulkhead stiff and bulkhead plate	100	—	—	—	MT	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—		
	Horizontal and tank plate	100	—	—	—	MT	—	—	MT	MT	—	MT	—	—	—	—	—	—		
	Inst. hatch coaming and inner hull plate	100	MT	MT	MT	MT	MT	—	—	MT	—	—	100	UT	—	UT	—	—		
	Tank stiff and stiff	50	—	—	—	—	—	—	MT	MT	—	—	—	—	—	—	—	—		
	Bulkhead stiff and stiff	50	—	—	—	—	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—		
	Tank stiff web and face	50	—	—	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—		
	Bulkhead stiff web and face	50	—	—	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—		
	Bulkhead plate and hatch coaming	100	—	—	—	MT	—	MT	—	—	—	—	100	UT	—	UT	—	—		
Deck and inner hull plate	25	—	—	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—			
Jig lifting piece and build up	100	—	—	—	—	—	MT	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—			

Note) MT: Magnetic particle test, RT: Radiographic test, UT: Ultra-sonic test

Table 3.9 Defects percentage of weld in model construction

Inspection		Joint	Length of inspection (m)	Defects length (mm)			Defects percentage(%)			Remarks
Item	Method*			crack	others	total	crack	others	total	
Surface	M.T	Butt	509.9	0	168	168	0	0.033	0.033	as for cracking see Fig. 3.18
		Fillet	2098.1	55	215	270	0.0033	0.0097	0.013	
Internal	R.T	Butt	62.7	0	1,439	1,439	0	2.30	2.30	
	U.T	Butt	81.7	0	396	396	0	0.48	0.48	
		Fillet	100.3	0	45	45	0	0.045	0.045	

* M.T: Magnetic particle test

R.T: Radiographic test

U.T: Ultrasonic test

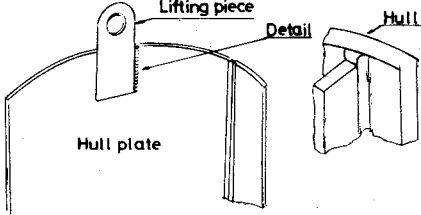
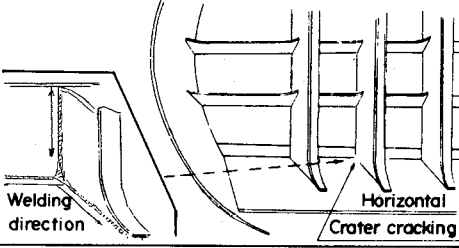
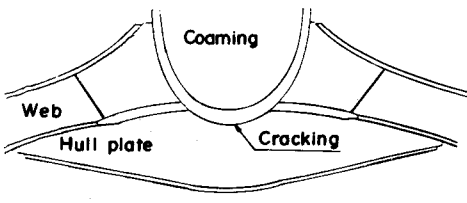
Structure	Sketch	Detecting method and time	Causes and countermeasures
Fillet welding of lifting plate		After back gauging very thin root cracking was detected by MT.	preheating range was very restricted. So preheating range should be enlarged at least over 150mm from joint.
Cross joint of fillet welding of stiffener to horizontal		A scallap was filled up by through welding. Small cracking was detected at crater of filled-up welding by MT.	Incomplete treatment of crater welding caused cracking. Crater welding should be avoided just at the cross point.
Fillet welding of installation hatch coaming to hull plate		Cracking was detected on fillet joint by MT after completion of opposite side welding.	First pass side welding was so less to balance the reverse side welding in deposit metal quantity. Joint design should be amended to balance both side welding.

Fig. 3.18 Cracking defects detected in welding of model

検査結果を継手の種類別，検査法別に欠陥率について示すと Table 3.9のごとくなる。この中で溶接割れの欠陥はきわめて少なく，突合せ継手には割れは検出されず，Fig. 3.18 に示すようにいずれもすみ肉継手である。①は台付け溶接であり、原因は溶接線が短く局部予熱であったためと考えられる。②はクレータ割れが残存したものであり，③はすみ肉開先の両側のバランスが悪く，いわゆる変形割れを生じたものである。これらの割れは同図に示すごとく対策が立案実施され，その後の施工には再現されていない。本研究の対象である割れは①の台付け割れであり，このような局部予熱については十分留意する必要がある，この事から溶接線の短い台付け或いは補修溶接は溶接線の四周150mmを規定予熱パス間温度に維持することとした。

以上の検査結果から模型に適用した予熱条件，入熱量，積層法等の工作条件および品質管理システムはHW63 鋼の溶接割れの防止の条件を十分に満足するものであると考えられる。

第6節 解体試験

6・1 試験項目

模型の製作完了後，殻板のシーム（立向溶接），バット（円周の下向， 上向，立向溶接），フレームの溶接部，積込口のはめこみ溶接部について Table 3.10のような試験をおこなった。

Table 3.10 Destructive testing items

Structure		Type of joint	Position	Testing items				
				Tensile test	Bend test	Charpy test	Macro test	Chemical composition
Hull plate	Seam	Butt (P)	Vertical	○	○	○	○	○
		Butt (S)	Vertical	○	○	○	○	○
	Butt	Butt (P)	Vertical	○	○	○	○	—
		Butt (upper)	Overhead + Flat	○	○	○	○	—
		Butt (lower)	Flat + Overhead	○	○	○	○	—
Frame	Web	Butt (Fr.1)	Flat	—	—	○	○	—
		Butt (Fr.2)	Flat	—	—	○	○	—
	Face x Web	Fillet (Fr.1)	Horizontal	—	—	—	○	—
		Fillet (Fr.2)	Horizontal	—	—	—	○	—
	Web x Hull	Fillet	Horizontal + Overhead	—	—	—	○	—
		Fillet	Horizontal + Overhead	—	—	—	○	—

6・2 試験結果

継手引張試験の結果は Fig. 3.19 に示すようにいずれも HW 63 鋼の引張り強さを上まわり 83 ～ 89 kg/mm² であり、破断位置は母材である。また溶接金属の引張試験の結果は、引張強さで 85 kg/mm² ～ 89 kg/mm²，降伏強さで 82 kg/mm² ～ 87 kg/mm²，伸びで 22 % ～ 30 % であり、要求性能（降伏強さ 64 kg/mm² 以上，伸び 20 % 以上）を十分に満足するものである。

衝撃試験の結果は - 50℃ で 8 kg - m ～ 9 kg - m あり，これも要求性能（vE - 50 ≥ 2.8 kg - m）を上まわる値を示していることが認められた。

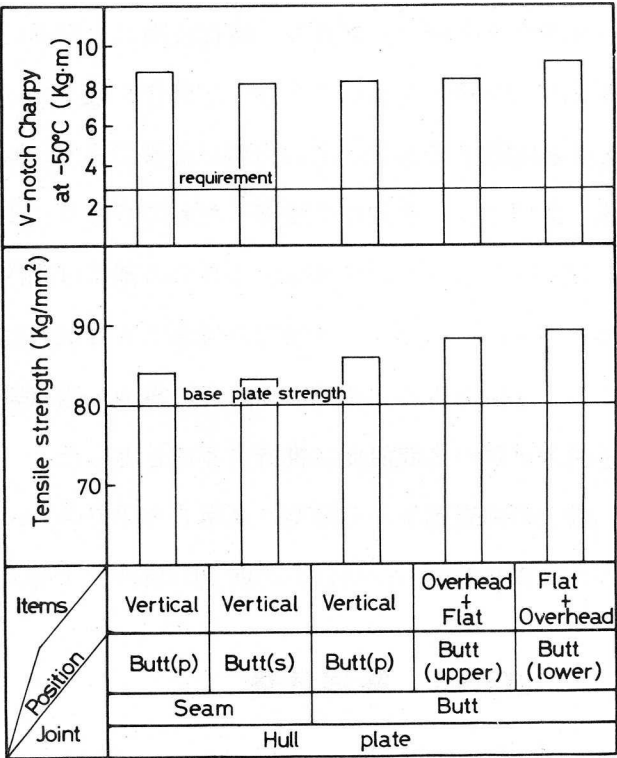


Fig. 3.19 Results of tensile test of weld joint

各溶接部のマクロ写真は Fig. 3.20 にまとめて示すが，割れなどの溶接欠陥の存在は認められない。また溶接ビードは各溶接姿勢とも入熱量がほぼ一定の条件でストリンガービード法でおこなわれているため，立向溶接といえども各ビードとも巾の狭い均一な形状となり，姿勢の影響によるビードの形状の違いは認められない。なお R T 或いは U T により欠陥の検出された継手部についてマクロ試験をおこなったが，その例は Fig. 3.20(d) に示すように微小なパス間のスラグまきこみとブローホールであり，割れは認められなかった。

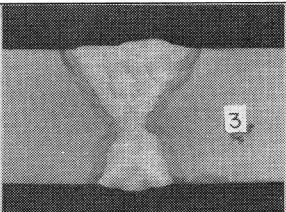
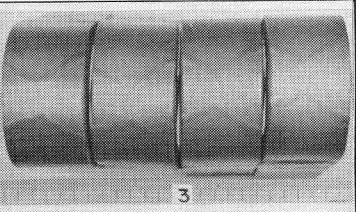
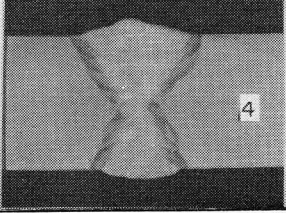
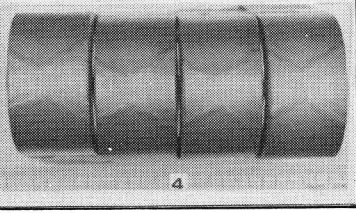
Structure		Type of joint	Position	Electrode	Number of pass	Heat input (Joule/cm)	Ambient humidity (mmHg)	Macro-structure	Side bend
Hull plate	Seam	Butt (P)	Vertical	E63(A)	24	11,300 17,600	5 ~ 9		
		Butt (S)	Vertical	E63(A)	22	11,200 17,500	5 ~ 9		

Fig. 3.20(a) Results of destructive test

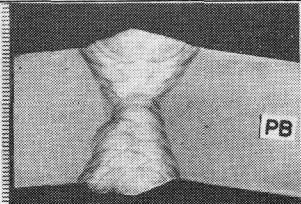
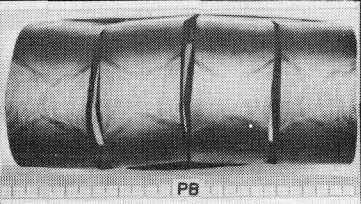
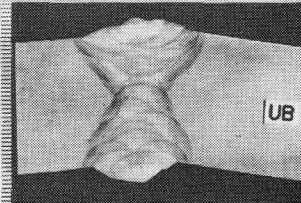
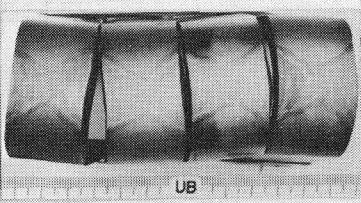
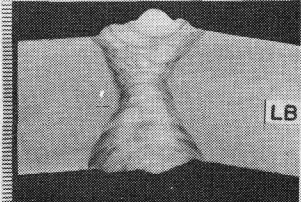
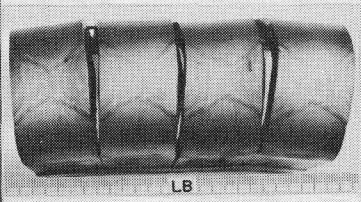
Structure		Type of joint	Position	Electrode	Number of pass	Heat input (Joule/cm)	Ambient humidity (mmHg)	Macro-structure	Side bend
Hull plate	Butt	Butt (P)	Vertical	E63(A)	26	10,800 21,600	4~7	 PB	 PB
		Butt (upper)	Overhead + Flat	E63(A)	29	8,200 21,500	4~7	 UB	 UB
		Butt (lower)	Flat + Overhead	E63(A)	27	8,500 19,500	4~7	 LB	 LB

Fig. 3. 20 (b) Results of destructive test

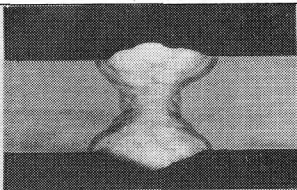
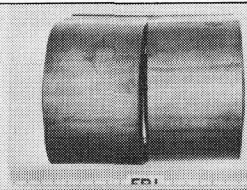
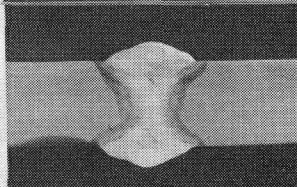
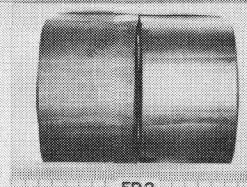
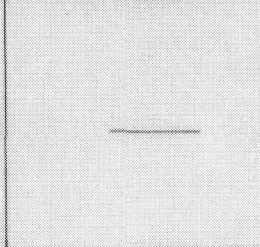
Structure		Type of joint	Position	Electrode	Number of pass	Heat input (Joule/cm)	Ambient humidity (mmHg)	Macro-structure	Face & Reverse bend
Frame	Web	Butt (Fr.1)	Flat	E63(A)	13	9,800 17,200	18		
		Butt (Fr.2)	Flat	E63(A)	15	11,400 16,800	18~19		
	Face x Web	Fillet (Fr.1)	Horizontal	E63(A)	15	7,800 17,700	11		

Fig. 3. 20 (c) Results of destructive test

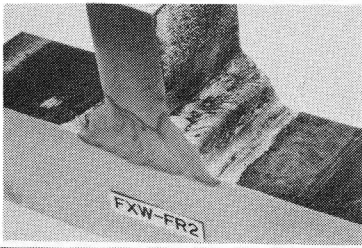
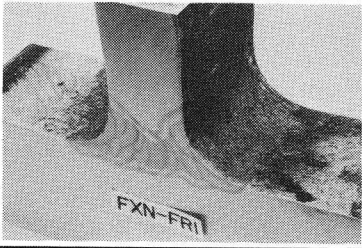
Structure		Type of joint	Position	Electrode	Number of pass	Heat input (Joule/cm)	Ambient humidity (mmHg)	Macro-structure	Face & Reverse bend
Frame	Face x Web	Fillet (Fr.2)	Horizontal	E63(A)	19	9,300 } 19,600	12		_____
	Web x Hull	Fillet	Horizontal + Overhead	E63(A)	18	8,000 } 18,600	10		_____
		Fillet	Horizontal + Overhead	E63(A)	16	9,500 } 20,300	11		_____

Fig. 3. 20 (d) Results of destructive test

第7節 結 言

第一編で求められた HW 6 3 鋼の溶接割れ防止条件に基づいて行った構造模型の製作とその解体試験での検討結果から次のことが結論される。

- (1) 製作した模型は溶接工作法の simulation 試験として、構造上あるいは工事量の面で求められる条件を満足するものであったと判断される。供試された鋼材は化学成分において基準値をほぼ満足するものであり、機械的性質は要求性能を十分上まわるものであった。また溶接材料はその溶接金属の化学成分において同じく基準値を満足し、機械的性質は要求性能を上まわるものであった。
- (2) 溶接材料の吸湿管理は本模型の製作に用いた方式によれば使用時の吸湿量を 0.18% 以下に抑えることが可能である。また吸湿量が 0.18% 以下とすれば、大気中の水蒸気圧が 25 mm Hg 以下の条件でかつ本研究の第 1 編の結果をもとに設定した予熱条件と溶接施工条件のもとでは割れを防止し得ると考えられる。
- (3) 第 1 編の結果を基礎として設定した予熱条件、入熱量、積層法、仕上げ方法等の溶接施工条件は基本的に割れ防止に有効であることが確められ、かつこれらの条件は割れ防止に対して十分なる安全側にあると考えられる。たゞしこの設定溶接施工条件を厳守するためには、構造物にとり付ける

ピース類或いは補修溶接のごとく溶接線の短小なる場合には予熱範囲に十分留意する必要がある。

- (4) 溶接作業指示記録カードシステムは従来の構造物における溶接に用いられてきた慣習的管理方式を改め、実験室的レベル近くまで管理密度を高めうるものである。また本模型の製作に採用することにより十分に実用性のあるシステムであることが立証された。
- (5) 各種非破壊検査および解体試験の結果は、全般的に溶接欠陥率はきわめて低く、なかでも溶接割れは主要構造物については皆無であり台付けピース、ステイフナー、或いはコーミング等のすみ肉溶接部に微小割れが検出されたのみであった。またこれらの微小な割れは上記の3項の対策および趾端部のビード仕上げ法を用いることにより完全に防止しうるものであることが確認された。
- (6) 以上の事実から第1編の研究により設定した溶接割れ防止のための工作法および品質管理システムはHW63鋼製構造物の溶接割れの防止に対して効果的かつ実用的であり、しかもそこに示された基本的な考え方或いは事項は他の高張力鋼の溶接割れの防止にも十分に活用しうるものであると考えられる。

総 括

本研究は高靱性高張力鋼を用いた大型構造物の溶接割れ防止を中心とした工作法について研究を行ったものであって、一連の実験室的研究によって溶接割れ防止条件を設定するとともにその結果を実物大構造模型に適用してその妥当性を検討し、合わせてこの種の構造物の品質管理体制を確立したものである。

本研究の第1編では高靱性高張力鋼HW63鋼の溶接割れ挙動を初層溶接から多層溶接にわたり、主として拘束応力との関係において明らかにし、溶接割れ防止の工作条件を設定した。第2編では、第1編の研究により設定した溶接割れ防止の工作条件を実際の構造物の溶接に適用しうる形に展開し、これにあわせて溶接品質管理システムの検討をおこない、これらを用いて実物大構造模型を製作し、設定した溶接条件および溶接品質管理システムの有効性を立証した。

これらの内容を総括して記すと次のとおりである。

本論文の第1編第1章では従来から高張力鋼の構造物への初期導入段階においてしばしば経験されてきた溶接割れなどの工作上の問題は工作法の研究手法の不備にも一因のあることを示し、このHW63鋼の実用化にあたっては新たな研究方法の展開が必要であることを論じた。

第2章では、HW63鋼の溶接割れ試験を従来から工業的試験法として広く用いられてきたy開先拘束割れ試験、窓型拘束割れ試験、CTS割れ試験および十字すみ肉割れ試験法によりおこない、これらの割れ試験法によって生じた割れはいずれも割れ挙動として冷間割れの様相を呈すること、また上述の割れ試験法の中では割れ防止の予熱温度で評価する限り、y開先拘束割れ試験法がもっとも厳格であることを示した。さらに大気中水蒸気圧が溶接割れに影響することを示し、施工環境として大気中の水蒸気圧を25mmHg以下とすることが好ましいことを明らかにした。

第3章では、引張拘束割れ試験法が構造物の溶接割れ防止のための試験法として有用であることを述べ、HW63鋼と比較のためHT60鋼について引張り拘束割れ試験をおこない、予熱温度を上昇せしめることにより、溶接割れ限界拘束応力が上昇することを示し、実際構造物における拘束状態を推測して予熱の拘束力への寄与がない場合には通常の拘束状態で120℃以上、大なる拘束状態は150℃以上の予熱が初層溶接割れの防止には必要であることを明らかにした。

第4章では、構造物の溶接施工が多層溶接であることから多層溶接の割れ研究の必要性を述べ、HW63鋼の多層溶接における拘束応力の発生過程および割れ発生条件を予熱パス間温度との関係で検討した。そこではパス数の増加とともに拘束力は増加するが、逆に拘束応力は減少することを示し、さらに拘束力の発生過程と最終拘束力は、3.2項で示した計算式によって説明され予測しうることを明らかにした。また、多層溶接の割れ発生も初層溶接と同様に拘束応力で整理することが可能であり、かつこの割れ防止には、初層溶接で求めた割れ防止の予熱温度を予熱パス間温度として採用すれば割

れに対して安全側にあることを明らかにした。

第5章では、溶接割れについての実験室的研究成果を構造物の溶接に応用する場合、試験片の寸法とくに巾の割れに対する効果を知ることが重要であることを述べ、これの実験に必要な2000t容量の大型引張拘束割れ試験機の製作について検討し、この開発に成功したことを述べた。またこの大型試験機を用いてHW63鋼およびHT80鋼の溶接割れの実験研究をおこない、巾の増大とともに残留応力の影響により試験機で計測される割れ発生の限界拘束応力は低下することを明らかにした。これにあわせてy開先拘束割れ試験結果と大型の引張拘束割れ試験結果とを比較すると、初層溶接に限って云えばy型拘束割れ試験で得られた予熱温度より約30℃高く求まることを示した。

第6章では、第1編の第2章から第5章までの研究成果をもとにして、HW63鋼の溶接割れ防止策の検討をおこなった。まず溶接割れ発生条件の criteria は限界拘束応力と継手に生ずる拘束応力との関係で求められることを示した。つぎに対象構造物の拘束状態を3段階に区分することを試み、さらにそこで採用される溶接施工法により生ずる拘束応力を実験的に検討した。これらの結果から溶接は連続多層溶接を原則として拘束状態①(基準)の継手では120℃以上、拘束状態③(拘束の高い状態)の継手では150℃以上の予熱パス間温度が必要であり、また外的には、無拘束に近い状態②の継手では80℃以上の予熱パス間温度が望ましいことを明らかにした。これらの予熱パス間温度は、本研究において主たる対象としてきたルート割れの防止のほかに横割れおよびすみ肉ルート割れの防止にも有効な温度域であることを明らかにした。これに加えて溶接作業中断時における予熱パス間温度の保持の必要性和予熱を中断する場合の中間層の趾端部のグラインダ仕上げの必要性を示し、あわせて最終層におけるテンパービードの趾端割れ防止に対する有効性をも明らかにした。

本研究の第2編では第1編で実験室的に求めた溶接割れ防止条件を実際構造物に適用する上での問題点を検討するために構造模型による simulation 試験を行なって設定した割れ防止施工条件の有効性を確認して最終的に大型構造物の溶接施工法を確立した。

まず第1章では、構造物の溶接工作においては単に工作機能のみでなく、施工管理および品質管理をも含めた生産システムが割れ防止の目的に適合したものであって、はじめて割れ防止が可能となることを記述し、この生産システムを防止という観点から評価するために工作法の simulation 試験用の構造模型を設定した。また前編の第6章で述べた割れ防止の工作条件を構造模型の製作に用いる工作条件に展開し基準化することを試みた。

第2章では、HW63鋼の溶接において設定された工作条件はきわめて細部にわたり規定されており、これを厳守して施工しかつ品質を保証するためには、従来からの慣習的な品質管理システムでは不十分であり、新たなシステムが必要であることを述べ、溶接作業指示記録カードシステムを設計した。これは材料管理、施工管理、検査、および工程管理を包含した溶接品質管理システムであり、溶

接品質管理の密度を大幅に高めることが可能であることを示した。さらに溶接作業指示記録カードシステムにより発生する多量の情報を迅速かつ適確に処理するためにコンピュータの導入を図り、Kawasaki QCW Programを開発し、これにより品質管理の機能として重要なProcess ControlとQuality Assurance を効果的に実施しうることが可能となったことを述べた。

最後に第3章では、構造模型の製作をおこない、設計した構造模型がsimulation試験として十分に要件を満すものであったことを示した。さらに第1編で述べた一連の実験室的研究を通して設定した工作条件および品質管理システムをsimulateして、模型製作における各種検査結果およびその後の解体試験結果から、設定工作条件および品質管理システムがHW63鋼の割れ防止に基本的に有効でありかつ実用性のあることを立証した。

謝 辞

本研究は、大阪大学溶接工学研究所所長の本原博教授ならびに大阪大学佐藤邦彦教授の御指導と御鞭撻のもとに遂行し得たものである。

本論文をまとめるにあたり、大阪大学寺沢一雄名誉教授、大阪大学渡辺正紀教授、大阪大学八木順吉教授、大阪大学荒田吉明教授ならびに大阪大学西口公之教授には有益な御討論と御指示を賜った。さらに本論文に関する諸研究委員会において東北大学小林卓郎教授、東京大学金沢武教授、名古屋大学益本功教授、大阪大学松井繁朋助教授には有益な御討論と御助言を賜った。なお今井保穂技官からは終始熱心な御教示と御討論を賜った。

また研究を遂行するにあたり、川崎重工(株)吉田俊夫常務取締役、仁瓶廉三取締役、松永和介理事、山本登理事、市川弘部長、寺井清室長、黒田七郎部長、上村郁夫部長の各位からは絶大なる御助力を頂いた。とくに寺井室長には終始御鞭撻と御援助を頂いた。さらに実験の実施にあたり、川崎重工業(株)溶接研究室ならびに船殻工作部の方々より多大の御援助と御協力があった。

本研究は以上の方々をはじめ多数の方々の御指導と御協力を得て、はじめてなされたものであって、本論文を終えるにあたりこれらの方々に深甚の謝意を表する次第であります。

参 考 文 献

- 1) 木原 博 ; “最近の溶接技術の展望” 日本機械学会誌, Vol. 65, No. 1 (1962) P. 96
- 2) 成田罔郎 ; “船舶および压力容器への高張力鋼の応用例” 溶接学会誌, Vol. 34, No. 1 (1965) P. 23
- 3) 奥村敏恵 ; “長大橋とその使用鋼材について” 鉄と鋼, Vol. 53, No. 2 (1967) P. 59
- 4) 大庭 浩・村田安房・須清修造 ; “超高層ビル鉄骨の溶接施工” 溶接学会誌, Vol. 39, No. 7 (1970) P. 24
- 5) 堀川浩甫 ; “ペンストックの巨大化とその溶接” 溶接学会誌, Vol. 41, No. 11 (1972) P. 40
- 6) 今井保穂 ; “深海調査船用強度材料について” 日本造船協会誌, 第477号 (1969) P. 26
- 7) C.A. Porry ; “Problems Associated with The Welding of T-1 Material” Welding Journal, Vol. 36, No. 8 (1957) P. 373-S
- 8) 寺井 清 ; “潜水調査船” 溶接学会誌, Vol. 36, No. 7 (1969) P. 46
- 9) 小倉信和 ; “最近の压力容器における破壊事故例とその対策” 日本造船学会誌第510号 (1971) P. 1
- 10) T.B. Owen and G. Sorkin ; “Metallurgical Materials Problems” Naval Engineers Journal, Nov. (1962)
- 11) S.R. Heller, I. Fioriti and J. Vasta ; “An Evaluation of HY-80 Steel as A Structural Material ” Navel Engineers Journal, Feb.(1965)
- 12) C.B. Voldrich ; “Cold Cracking in The Heat Affected Zone” Welding Journal Vol. 26, No. 3 (1947) P. 153-S
- 13) 木原 博・鈴木春義・稲垣道夫・中村治方 ; “高張力鋼溶接部のルート割れに関する研究 (第1報)” 溶接学会誌, Vol. 31, No. 1 (1962) P. 53
- 14) S. Weiss, J.N. Ramsey and H. Udin ; “Evaluation of Weld Cracking Tests on Armar Steel” Welding Journal, Vol. 35, No. 7 (1956) P. 384-S
- 15) 鈴木春義・稲垣道夫・中村治方 ; “引張拘束割れ試験 (TRC試験) による高張力鋼溶接部のルート割れにおよぼす拘束外力の影響について” 溶接学会誌, Vol. 32, No. 1 (1963) P. 44
- 16) 渡辺正紀・佐藤邦彦・松井繁朋 ; “拘束状態における溶接継手の割れ発生について” 造船協会論文集, Vol. 113 (1963) P. 136

- 17) 渡辺正紀・佐藤邦彦・松井繁朋 ; “溶接継手の割れ発生におよぼす外的拘束の影響” 造船協会論文集, Vol. 114 (1963) P. 148
- 18) 渡辺正紀・佐藤邦彦・松井繁朋 ; “溶接継手のルート割れにおよぼす外的拘束の影響” 溶接学会誌, Vol. 33, No. 6 (1964) P. 42
- 19) 佐藤邦彦・松井繁朋・伊藤慶典・別所 清 ; “鋼構造物の溶接割れ防止のための適正予熱条件の選定に関する研究 (第1報)” 溶接学会誌 Vol. 40, No. 11 (1971) P. 41
- 20) 佐藤邦彦・松井繁朋・伊藤慶典・別所 清 ; “鋼構造物の溶接割れ防止のための適正予熱条件の選定に関する研究 (第2報)” 溶接学会誌 Vol. 41, No. 1 (1972) P. 34
- 21) K. Satoh, S. Matsui, Y. Ito, K. Besyo, R. Sakurai, S. Takahara ; “Determination of preheating conditions to avoid weld cracking in steel constructions” IIW. Doc. IX-730-71
- 22) 日本鋼構造協会 ; “橋梁鉄骨構造物の溶接割れに関する調査報告” JSSC Vol. 6, No. 60 (1970) P. 1
- 23) 日本鋼構造協会 ; “鋼構造物における溶接割れとその防止” JSSC, Vol. 8, No. 82 (1972) P. 5
- 24) W. S. Pellini and P. P. Puzak ; “Fracture Analysis Diagram Procedures for the Fracture-Safe Engineering Design of Steel Structures” NRL Report 5920, Mar (1963)
- 25) W. S. Pellini ; “Principles of Fracture-Safe Design-Part I” Welding Journal Vol. 50, No. 3 (1971) P. 91-S
- 26) W. S. Pellini ; “Principles of Fracture-Safe Design-Part II” Welding Journal Vol. 50, No. 4 (1971) P. 147-S
- 27) 稲垣道夫・鈴木春義・中村治方 ; “高張力鋼溶接部のルート割れにおよぼす水素の影響と割れ試験繰返し数の検討結果” 溶接学会誌 Vol. 33, No. 3 (1964) P. 41
- 28) 稲垣道夫・中村治方・鈴木春義 ; “ルート割れと高張力鋼溶接部組織の関係について” 溶接学会誌 Vol. 34, No. 9 (1965) P. 17
- 29) 佐藤邦彦・松井繁朋 ; “溶接継手の拘束応力とこれにともなう溶接割れの研究” 溶接学会誌 Vol. 36, No. 10 (1967) P. 38
- 30) 大谷 碧 ; “マンガナーシリコン系高張力鋼のスリット型亀裂性試験” 溶接学会誌 Vol. 25, No. 5 (1956) P. 277

- 31) R. D. Stout, L. T. McGeady and G. E. Doan ; "Quantitative Measurement of the Cracking Tendency in Welds" Welding Journal Vol. 25, No. 9 (1946) P. 522-S
- 32) C. L. M. Cottrell ; "Controlled Thermal Severity Cracking Test Simulates Practical Welded Joint" Welding Journal, Vol. 32, No. 6 (1953) P. 257-S
- 33) L. E. Poteat and W. L. Warner ; "The Cruciform Test for Plate-Cracking Susceptibility" Welding Journal Vol. 39, No. 2 (1960)
- 34) R. D. Stout and W. D. Doty ; "Weldability of Steels" WRC, 1-381 (1953)
- 35) H. Kihara, K. Terai, S. Yamada and T. Nagano ; "Study on Preheating temperature in Welds of High-Strength Steel Structure" Trans. of the J. W. S Vol. 1, No. 1 (1970) P. 119
- 36) 佐藤邦彦・松井繁朋・小松正宏 ; "アーク溶接継手の収縮過程に関する研究(第1報)" 溶接学会誌 Vol. 35, No. 3 (1966), "同(第2報)" 溶接学会誌 Vol. 35, No. 4 (1966) 佐藤邦彦・松井繁朋 ; "同(第3報)" 溶接学会誌 Vol. 35, No. 6 (1966) および"同(第4報)" 溶接学会誌 Vol. 36, No. 3 (1967)
- 37) 稲垣道夫 ; "構造用鋼材溶接部の変質について" 金材研報告 Vol. 3, No. 1 (1960)
- 38) 吉田兎四郎・阿部 武・尾上久浩 ; "船体構造における突合せ溶接継手の拘束と残留応力に関する研究 (第1報)" 造船協会論文集 Vol. 106 (1960) P. 223 および"同 (第2報)" 造船協会論文集 Vol. 106 (1960) P. 239
- 39) 武藤昌太郎・栗田剛利・栗原幸雄 ; "船体構造における突合せ溶接継手の拘束と残留応力に関する研究(第3報)" 造船協会論文集 Vol. 107 (1960) P. 27 および"同(第4報)" 造船協会論文集 Vol. 111 (1962) P. 263
- 40) 中村治方・稲垣道夫・三谷良光 ; "100 キロ高張力鋼多層溶接継手の割れ試験結果" 溶接学会誌 Vol. 37, No. 11 (1968) P. 91
- 41) K. Satoh, K. Teari, S. Yamada, T. Nagano and H. Matsumura ; "Study on Weld Cracking in Multiple Pass Welds of High Strength Steel" Trans. of the J. W. S. Vol. 1, No. 1 (1970) P. 112
- 42) K. Satoh, K. Seo, K. Iwai and D. Takahashi ; "Thermal Elasto-Plastic Analysis on Stress and Strain in Weld Metal during Multi-pass Welding" IIW. Doc. X-706-73

- 43) Y. Ueda, E. Takahashi, K. Fukuda and K. Nakacho ; "Transient and Residual Stresses in Multi-pass Welds" IIW Doc. X-698-73
- 44) 渡辺正紀・佐藤邦彦 ; "突合せ継手の横収縮, 横曲り変形と溶接条件との関係" 溶接学会誌 Vol. 25, No. 8 (1956) P. 455
- 45) 山田桑太郎・大熊雄二 ; "高張力鋼および低温用材料の溶接による横収縮と拘束応力について" 川崎重工(株)社内研究資料
- 46) 安藤弘平 ; "静止熱源による母板の温度上昇, 冷却" 溶接学会誌 Vol. 39, No. 1 (1970) P. 9
- 47) K. Satoh, S. Matsui, K. Terai, S. Yamada and H. Matsumura ; "Weld Cracking Behavior of 100kg/mm² High Strength Steel By Large Size Restraint Testing Machine" Trans. of the J.W.S. Vol. 2, No. 2 (1971) P. 35
- 48) 木原 博・佐藤邦彦・寺井 清・山田桑太郎・松村裕之 ; "高張力鋼におけるy型拘束割れ試験とTRC, RRC 試験の相関性について" 日本造船学会論文集 Vol. 133 (1973) P. 277
- 49) A. R. Troiano ; "The Role of Hydrogen and Other Interstitials in the Mechanical Behavior of Metals" Trans. of ASM Vol. 52 (1960) P. 54
- 50) K. Satoh ; "Preheat and Restraint Versus Weld Cracking in Steel Con-
-structions" Trans. of the JWS, Vol. 1, No. 1 (1970) P. 43
- 51) 木原 博・松山 泰・増淵興一・小椋 陽 ; "溶接順序が収縮及び残留応力に及ぼす影響" 造船協会論文集 Vol. 98 (1955) P. 123
- 52) H W 63 委員会資料 (川崎重工提出)
- 53) 渡辺正紀・佐藤邦彦 ; "溶接継手の拘束度および拘束応力に関する研究" 造船協会論文集 Vol. 110 (1964) P. 349
- 54) 渡辺正紀・佐藤邦彦・木村勝男・星 黎明 ; "溶接法および溶接順序が継手の残留応力におよぼす影響" 溶接学会誌 Vol. 24, No. 4 (1955) P. 146
- 55) 吉田兎四郎・阿部 武・尾上久浩 ; "円形はめ込み溶接の残留応力について" 造船協会論文集 Vol. 105 (1959) P. 229
- 56) K. Terai, S. Kuroda, S. Yamada ; "Welding and Fabrication of New High Ten-
sile Steels" Trans. of the JWS, Vol. 3, No. 1 (1972)

本論文に関する著者の発表論文

1. "Study on Preheating Temperature in Welds of High-Strength Steel Structure" ,
Trans. of the JWS, Vol. 1, No. 1 (1970)
2. "Study on Weld Cracking in Multiple Pass Welds of High-Strength Steel",
Trans. of the JWS, Vol. 1, No. 1 (1970)
3. "Weld Cracking Behavior of 100 kg/mm² High Strength Steel By Large Size Rest-
raint Testing Machine", Trans. of the JWS, Vol. 2, No. 2 (1971)
4. "高張力鋼における y 型拘束割れ試験と TRC・RRC 試験の相関性について" 日本造船学会論文
集 Vol. 133 (1973)
5. "多層溶接における拘束応力の発生過程に関する理論的検討" 川崎技報 No.52 (1974)、(掲載予定)
6. "Welding and Fabrication of New High Tensile Steels" , Trans. of the JWS,
Vol. 3, No. 1 (1972)
7. " 高張力鋼構造物における溶接部の品質管理体制" 川崎技報 No.53 (1974)、(掲載予定)