OUKA
Osaka University Knowledge Archive

Title	平板の突合せ溶接進行中におけるグルーブ間隙の変化におよぼす溶接諸条件の影響
Author(s)	野原, 和宏
Citation	大阪大学, 1981, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/413
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

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

Osaka University

平板の突合せ溶接進行中におけるグルーブ間隙の変化におよぼす溶接諸条件の影響

昭和56年5月

野　原　和　宏

目　　次

第 1 章　緒　　論…… 1
1.1　本研究の目的…… 1
1.2　本研究の対象と範囲…… 1
1.3　グループ間隙の変化に関する従来の研究…… 2
1.4　本論文の構成…… 5
第 2 章　実験方法および数値解析手法…… 6
2.1　緒　　言…… 6
2.2　数値解析手法…… 6
2.2.1　数値解析手法の基本的考え方…… 6
2.2.2　熱荷重(要素の温度変化による等価節点力)履歴について…… 6
2.2.3　移動線熱源として解析しうる板厚と溶接入熱について…… 13
2.3　実験方法…… 18
2.4　数値解析法の妥当性の検討…… 19
2.5　結　　論…… 23
付録　数値解析に用いる物性の諸定数とその温度依存性…… 24
第 3 章　熱源前方に拘束を有しない場合のグループ間隙の変化…… 26
3.1　緒　　言…… 26
3.2　板幅が小さい場合の熱源直下変位…… 26
3.2.1　理論的考察…… 26
3.2.2　理論解析の妥当性の検討…… 28
3.3　熱源直下変位におよぼす板幅の影響…… 32
3.4　熱源直下変位におよぼす溶接条件の影響…… 35
3.5　結　　論…… 36
付録　矩形板の端面が加熱された場合の曲率…… 37
第 4 章　熱源前方に面外拘束材を有する場合のグループ間隙の変化…… 41
4.1　緒　　言…… 41
4.2　熱源直下変位の特性…… 41
4.3　準定常状態の熱源直下変位…… 45
4.3.1　溶接条件の影響…… 45
4.3.2　面外拘束材間隔の影響…… 47
4.4　溶接始端付近の熱源直下変位…… 47
4.4.1　溶接条件の影響…… 47
4.4.2　面外拘束材間隔の影響…… 49
4.5　溶接終端付近の熱源直下変位…… 49
4.6　結　　論…… 50
第 5 章　熱源前方に開先内仮付け溶接を有する場合のグループ間隙の変化…… 52
5.1　緒　　言…… 52

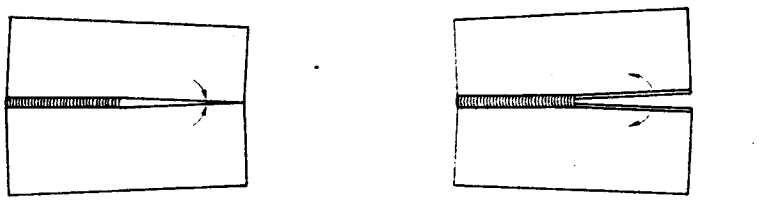
5.2 熱源直下変位の特性……52
5.3 開先内仮付け溶接の場合と面外拘束材の場合の変形特性の比較……55
5.4 熱源直下変位におよぼす溶接条件の影響……56
5.5 熱源直下変位におよぼす板の長さの影響……60
5.6 熱源直下変位におよぼす仮付け溶接の間隔の影響……62
5.7 結　論……64
第 6 章 面外拘束材または開先内仮付け溶接に作用する引裂き力……65
6.1 緒　言……65
6.2 拘束材・仮付け溶接に作用する引裂き力履歴……65
6.3 ある熱源位置での拘束材・仮付け溶接に作用する引裂き力の配分状況の比較…67
6.4 各拘束材・各仮付け溶接の位置に熱源が到達するまでの最大荷重$(Fy/h)^{max}$について……69
6.4.1 $(Fy/h)^{max}$ におよぼす溶接条件の影響……70
6.4.2 $(Fy/h)^{max}$ におよぼす板の長さの影響……75
6.4.3 $(Fy/h)^{max}$ におよぼす拘束材・仮付け溶接の間隔の影響……77
6.5 終端拘束材・終端仮付け溶接に作用する最大引裂き力 $(Fy/h)_e^{max}$ について……78
6.5.1 $(Fy/h)_e^{max}$ におよぼす溶接条件の影響……79
6.5.2 $(Fy/h)_e^{max}$ におよぼす板の長さの影響……79
6.5.3 $(Fy/h)_e^{max}$ におよぼす拘束材・仮付け溶接の間隔の影響……80
6.6 二電極サブマージアーク溶接の実験結果と計算結果の比較……81
6.7 結　論……84
第 7 章 総　括……85
謝　辞……90
参考文献……91
本論文に関連した発表論文……92

第1章　緒　　論

1.1　本研究の目的

二枚の平板の突合せ溶接継手をアーク溶接，エレクトロスラグ溶接，エレクトロガス溶接などの移動熱源によって溶接すると，熱源進行中の熱応力によってグルーブ間隙に変化を生じる。この現象は古くから回転変形として知られているが，便覧[1]・ハンドブック[2]には，たとえばFig. 1－1 に示すように「グルーブ間隙は手溶接では閉じ，サブマージアーク溶接では開く傾向にある」といった主として経験に基づく定性的記述が行われているにすぎず，グルーブ間隙の変化量におよぼす溶接諸条件（溶接入熱，溶接速度など）の影響に関する系統的な研究はほとんど行われていない。

熱源移動中のグルーブ間隙の変化のうち溶接施工上特に重要なのは進行する溶接熱源位置におけるグルーブ間隙の初期状態からの変化量（この量を本研究では熱源直下変位と名づけ，u_H で表わす）であろう。なぜなら，熱源直下変位が極端に大きすぎると溶接の進行が不可能となったり，可能であっても良好な溶接部品質が期待し難いからである。そこで，本研究では熱源直下変位におよぼす溶接諸条件の影響を明らかにすることを目的として研究を行った。



(a) Unwelded portion of the joint closes (Covered electrode)　　(b) Unwelded portion of the joint opens (Submerged arc process)

Fig. 1－1　回転変形特性　(AWS Welding Handbook[2])

1.2　本研究の対象と範囲

実際の溶接施工では，二枚の板の溶接を行うにあたり，あらかじめ仮付けを行った後に本溶接の施工を行うのが通常のプラクティスである。そこで，本研究では次の三つの場合に分けて研究を行った。

(1)　移動する熱源の前方に全く拘束を有しない場合（Fig. 1－2(a)）

これは従来から便覧，ハンドブックに記載されているFig. 1－1のような場合で，実用的なものではないが，熱源移動中のグルーブ間隙の変化量におよぼす溶接諸条件の影響を検討する基礎となるものである。

(2)　溶接される二枚の板が，あらかじめ面外拘束材によって仮付けされている場合（Fig. 1－2 (b)）

この場合には，熱源が拘束材位置を通過した後にもその拘束材はグルーブ間隙の変化に対して拘束として働く。

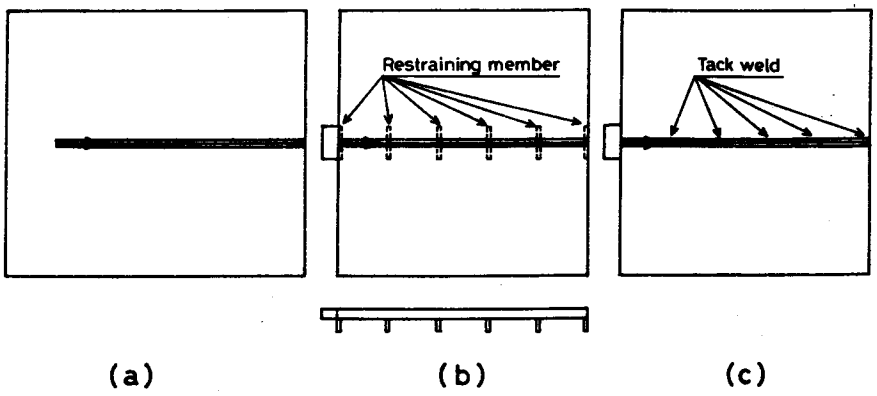


Fig. 1 － 2　本研究でとりあげる三種の拘束様式

(3) 溶接される二枚の板が，あらかじめ開先内仮付け溶接によって仮付けされている場合 (Fig. 1－2 (c))

この場合には，熱源が仮付け溶接の位置を通過すると，仮付け溶接は一たん溶融し，それ以後はグルーブ間隙の変化に対して拘束として働かない。

本研究では以上の三つの場合について，軟鋼平板に移動線熱源を与えた場合の熱源直下変位におよぼす溶接諸条件と溶接される板の大きさおよび面外拘束材あるいは仮付け溶接の間隔の影響について主として有限要素法による数値解析によって検討を行った。さらに，突合せ溶接中の変形を防止するための面外拘束材の寸法・開先内仮付け溶接の長さを決定する目安として必要な引裂き力におよぼす拘束様式，面外拘束材・開先内仮付け溶接の間隔，溶接条件の影響についても検討した。

1.3　グルーブ間隙の変化に関する従来の研究

1.1 で述べたように 本研究の目的とする 熱源移動中のグルーブ間隙の変化 については，便覧[1]・ハンドブック[2]などには「グルーブ間隙は手溶接では閉じ，サブマージアーク溶接では開く傾向にある」といった主に経験に基づく定性的記述が古くから行われている。著者はその普遍性を知るため熱源前方に拘束を有しない突合せ溶接の溶接中のグルーブ間隙の変化に関する従来のいくつかの研究成果および本研究の初期の段階で著者が行った実験結果を使用し，熱源が終端に達した時の終端グルーブ間隙の開閉が溶接法（手溶接と自動溶接）および溶接始端部の拘束の強弱によってどのようになるかを調査してみた。その結果をTable 1－1 に示す。表中のOpen は熱源が終端に達した時に終端のグルーブ間隙が初期状態よりも開いている状態であり，Close は閉じている状態である。

まず，Table 1－1 の左欄に示した溶接始端部の拘束が弱いか全くない場合に注目する。Holler[6], Melhardt[7], 美馬[5], 渡辺[8]らは手溶接の場合でも終端グルーブ間隙が開くという結果を得ており，便覧[1]・ハンドブック[2]などの「グルーブ間隙は手溶接では閉じる」といった記述と一致しない場合もあることがわかる。サブマージアーク溶接の場合に終端グルーブ間

Table 1－1　熱源前方に拘束がない場合の突合せ溶接進行中の
グルーブ間隙の変化に関する従来の研究

Welding process	State of restraint at weld start					
	No restraint or low restraint			High restraint		
	Open or close at weld end	Author	Remark	Open or close at weld end	Author	Remark
Manual welding	Close	Matting[3] Townshend[4] Mima[5]		Close		There are no reports on this phenomenon but it may occur if welding interval is quite long.
	Open	Holler[6] Melhardt[7] Mima[5] Watanabe[8]		Open	Watanabe[8]	
Auto-matic welding	Close	Nohara	See Fig.1-3 GMAW	Close		No reports
	Open	Nohara	See Fig.1-3 GMAW	Open	Nohara	GMAW
		Townshend[4]	SMAW		Iwasaki[10]	GMAW
		Watanabe[8]	SAW		Ōno[9]	EGW
		Maeda[11]	EGW			

隙が閉じるという結果は得られていないが，本研究開始当時，著者が予備的に行った実験によればガスメタルアーク溶接（GMAW）の自動溶接の場合について終端グルーブ間隙が閉じるという結果が得られている。その実験例をFig.1－3に示している。図中に示したように板幅W＝200mm，板の長さ500mm，板厚h＝12mmの軟鋼板が溶接始端部のみ短い仮付け溶接で接合されている場合の溶接中の終端グルーブ間隙の変化u_eの挙動が示されている。溶接条件は図中に示すように，電流I＝240A電圧V＝23Vで溶接速度vを0.5cm/sec,1.0cm/sec,1.8cm/secの三種変化させている。終端グルーブ間隙の変化u_eは開く方向の変位を正として表わしている。この図より次のことがわかる。すなわち，溶接開始直後の終端グルーブ間隙の変化は単位溶接長当りの入力E（$=IV/v$）の大きさに依存した傾向はみられず，溶接始端部の拘束の弱さによる溶接開始直後の不安定な変形状態と考えられる。今注目しているところの熱源が終端に達した時の終端グルーブ間隙の変化は単位溶接長当りの入力Eが大きい場合には開くが小さい場合には閉じている。このFig.1－3の結果よりサブマージアーク溶接の場合に終端グルーブ間隙が開くのは，自動溶接なるがゆえでなく，比較的大入熱であるためと考えられる。以上の溶接始端部の拘束が弱いか全くない場合についてまとめると次のようになる。すなわち，手溶接や一部の自動溶接のように単位溶接長当りの入力Eが小さい時，溶接開始直後の不安定な変形状態に支配され，終端グルーブ間隙の閉じる場合が生じるが，サブマージアーク溶接のような単位溶接長当りの入力Eが大きい場合には溶接開始直後の不安定な変形を脱した以後の変形に支配され終端グルーブ間隙が開くものと考えられる。したがって，「サブマージアーク溶接ではグルーブ間隙は開く傾向にある」といった記述はサブマージアーク溶接が大入熱溶接であるからこそ成立するのであって，GMAWのように比較的小入熱の自動溶接であるなら，閉じる場合もある。したがって，溶接始端部の拘束が弱いか全くない場合に一般的にいえるのは「大入熱溶接では開く」ということのみである。

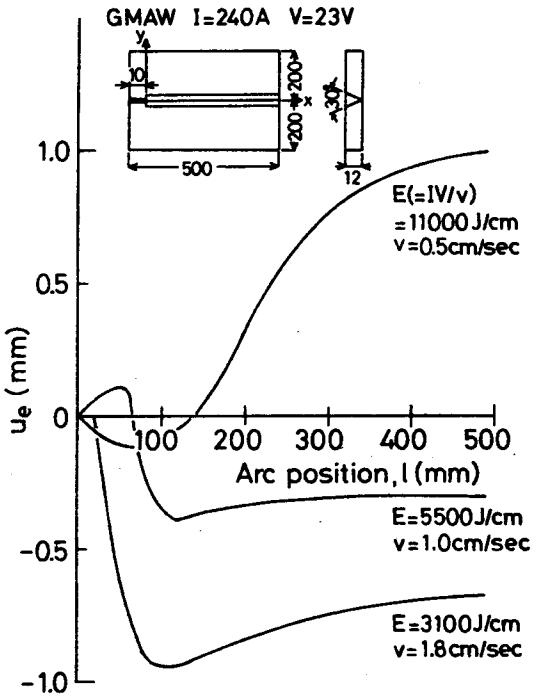


Fig. 1 － 3

GMAW の場合の種々の溶接条件での終端グルーブ間隙の変化

次にTable 1－1において溶接始端部の拘束が強い場合には手溶接・自動溶接とも終端グルーブ間隙が閉じるという報告はみられない。これは溶接開始直後の不安定変形が強い拘束により抑制されるため不安定変形時に生じる終端グルーブ間隙が閉じるという現象が生じないからであろう。しかし，特別な場合として，手溶接時の溶接棒の交換による中断時間が著しく長い場合には，終端グルーブ間隙が閉じることもありうるであろう。以上のように溶接始端部の拘束が強い場合には溶接中断時間が極端に長い場合を除けば，手溶接・自動溶接，入熱の大小にかかわらず，グルーブ間隙は常に開くといえるであろう。

以上の結果から従来の便覧・ハンドブックの記述は必らずしも普遍性をもったものではないといえよう。

次に，比較的近年になって船体などの大型構造物の板継ぎ工程に片面自動溶接が導入されて以来，長い溶接線の終端部の仮付け溶接の溶融に伴なう高温割れ（終端割れと称している）が問題となり，これに関連して終端部近傍のグルーブ間隙の変化量に関する研究がいくつか行われて来た。安藤ら[12]は板幅の小さい場合の終端割れ発生機構を定性的に明らかにし，終端近傍の開先間隙の変化を計測している。藤田ら[13]は終端割れ防止の見地から終端近傍のグルーブ間隙の変化および仮付け溶接部に働く引裂き力を熱弾性論に基づく有限要素法および実験により求めている。佐藤ら[14]は大きな板寸法のものを対象とし終端割れ発生機構に関し，溶接熱源後方の脆化温度域の変形挙動に注目し，その挙動を実験や無限板中の熱応力の解析解を弾性有限要素法により境界補正を行うことにより求めている。

一方，エレクトロスラグ溶接やエレクトロガス溶接では溶接中の熱変形を抑制し，健全な溶接部を得るために面外拘束材であるストロングバックなどにより溶接中のグルーブ間隙の変化

を抑制している。これに関し前田[11]らはエレクトロガス溶接を対象とし，ストロングバック間隔やその剛性を変化し，グルーブ間隙の変化や引裂き力を実験的に求めている。

溶接中のグルーブ間隙の変化を抑制する意味で用いられる開先内仮付け溶接や面外拘束材の配置とその溶接長・寸法を決定する場合グルーブ間隙の変化におよぼす板寸法・溶接条件・それらの配置の影響や仮付け溶接・拘束材に働く引裂き力を知ることが重要となってくる。しかし，前述したように溶接中のグルーブ間隙の変化に関する比較的近年の研究は主として終端割れに関する研究であるがため終端近傍の変形挙動に関する情報はあるが，溶接線全長にわたるグルーブ間隙の変化に関する情報はほとんど得られていない。また，溶接線全長にわたるグルーブ間隙の変化に関する情報はあっても溶接条件がエレクトロガス溶接を対象としているものなどであり，溶接中のグルーブ間隙の変化におよぼす板寸法・溶接条件・仮付け溶接や拘束材の間隔の影響について系統的・総合的にとりあげた研究は全く行われていない。

1.4　本論文の構成

本論文では，まず第２章において本研究で用いる数値解析法および実験方法について述べる。

次に第３章では，突合せ溶接進行中のグルーブ間隙の変化を考える基本モデルとして，熱源前方に全く拘束がなく，溶接初期の不安定な変形のみを拘束するように溶接始端部に強い拘束が接合されている場合の突合せ溶接継手をとりあげ，この継手における突合せ溶接進行中のグルーブ間隙の変化におよぼす板幅・溶接条件の影響について検討を行う。この第３章の板幅の影響の検討結果より，第４章以後においては板幅の変化がグルーブ間隙の変化に影響をおよぼさないような十分板幅の大きな場合を研究対象とする。

通常溶接中のグルーブ間隙の変化を抑制するためにストロングバックなどの面外拘束材や開先内仮付け溶接が用いられる。そこで，第４章，第５章では面外拘束材や開先内仮付け溶接が配置されているような突合せ溶接継手を対象とする。

第４章では，板の長さ方向全長にわたり等間隔で面外拘束材が配置されている場合のグルーブ間隙の変化特性およびそれにおよぼす溶接条件・面外拘束材の間隔の影響を検討する。

第５章では，第４章の面外拘束材の場合と拘束としての機能が全く異なる開先内仮付け溶接が，板の長さ方向全長にわたり等間隔で配置されている場合について，グルーブ間隙の変化特性およびその変化特性におよぼす溶接条件・開先内仮付け溶接の間隔の影響を検討する。

以上のように第３章・第４章・第５章では基本的な三つのタイプの拘束様式のグルーブ間隙の変化特性に関し，基礎的情報を整理・考察しているが，第６章では溶接中の熱源直下変位を小さくするために必要な面外拘束材の寸法や開先内仮付け溶接の溶接長を決定する目安として，面外拘束材・開先内仮付け溶接の位置に熱源が到達するまでに作用する最大荷重をとりあげ，それにおよぼす溶接条件・面外拘束材や開先内仮付け溶接の間隔などの影響について述べ，さらにこれらの結果の多電極溶接への適用について論ずる。第７章において，本研究で得られた結論を総括的にまとめる。

第2章　実験方法および数値解析手法

2.1　緒　　言

突合せ溶接進行中のグルーブ間隙の変化特性と変化量は溶接される板の大きさによって異なると考えられる。そこで，著者は実験室的規模の実験で行える程度の比較的小型の試験片のみならず，船体などの大型構造物の板継ぎ工程で実用されているような比較的大きな板をも含めて研究の対象とすることにした。このため，すべての検討を実験室的規模の実験により行うのは困難であったので，本研究では主として有限要素法による数値解析手法を用い，数値解析結果の妥当性を検討するため必要に応じ実験を併用することにした。

突合せ溶接進行中のグルーブ間隙の変化量を数値解析によって求めるには熱弾塑性理論に基づく有限要素法によるのが最も厳密であるが，多大の計算時間を要する難点がある。そこで，著者は熱弾塑性解析と弾性解析を併用する手法を考案した。本章では著者の考案した有限要素法による数値解析手法の考え方および特徴について述べ，次にこの数値解析法の妥当性につき実験的検討を行った結果について述べる。

2.2　数値解析手法

2.2.1　数値解析手法の基本的考え方

熱履歴をうけつつある物体の応力・ひずみを求める一つの考え方として次のものがある。不適合度を中継点におき次の二過程にわけて考える方法である。

(1)　熱履歴をうけつつある物体またはうけた物体の不適合度を求める過程

(2)　いかなる不適合度分布がいかなる応力・ひずみ分布を与えるかを求める過程

過程(2)については比較的簡単であるが，過程(1)は実験や熱弾塑性解析などによらねばならない。

今，熱弾塑性理論に基づく有限要素法に注目する。この手法では次の二過程にわけて考える。

(1)' 節点のまわりの要素の温度変化による等価節点力（以後本研究では熱荷重と呼ぶ）の計算をする過程

(2)' 与えられた熱荷重のもとで，物性の温度依存性を考慮した弾塑性解析により節点変位，要素の応力・ひずみの計算をする過程

上記二過程（(1)',(2)'）は不適合度を中継点においた考え方の二過程（(1), (2)）と類似している。

著者は計算時間を短縮するため，本研究において次の方法を採用した。すなわち，まず過程(1)'に対応して熱荷重履歴を熱弾塑性理論に基づく有限要素法で求め，次に過程(2)'に対応してその熱荷重履歴を用い，弾塑性解析の代りに縦弾性係数の温度依存性のみを考慮した弾性解析により変位・応力・ひずみを求めることにした。このように二過程にわけて考える方法の利点については後述する。

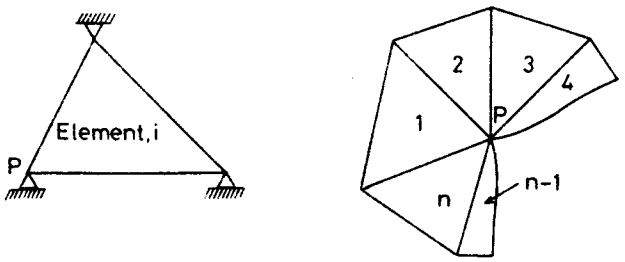
2.2.2　熱荷重（要素の温度変化による等価節点力）履歴について

熱弾塑性理論に基づく有限要素法の基礎式[15]によるとFig. 2－1 (a)のP点の熱荷重増分の列ベクトル $\{dL\}$ は次のように表わされる。

$$\{dL\} = \int_V [B]^T \{C\} dT \, dV \qquad \cdots\cdots \quad (2-1)$$

$[B]$ ：ひずみマトリックス（節点座標の関数）　$[B]^T$ ：$[B]$ の転置マトリックス

$\{C\}$ ：熱応力に関する列ベクトル　　dT：要素の温度変化



(a)　　(b)

Fig. 2 − 1

Fig. 2 − 1 (b)のようにn 個の要素に囲まれた節点の全熱荷重の列ベクトル $\{dL\}$ は次式のようになる。

$$\{dL\} = \sum_{i=1}^{n} \int_{Vi} [B]_i^T \{C\}_i \, dTi \, dVi \qquad \cdots\cdots \quad (2-2)$$

上式（2 − 2）より熱荷重履歴に影響をおよぼす主な因子は次のようなものである。

(1) 注目する節点とまわりの節点との相対位置

(2) 注目する節点のまわりの要素の温度履歴

(3) 注目する節点のまわりの応力状態（特に弾性状態であるのか塑性状態であるのか）塑性ひずみ量

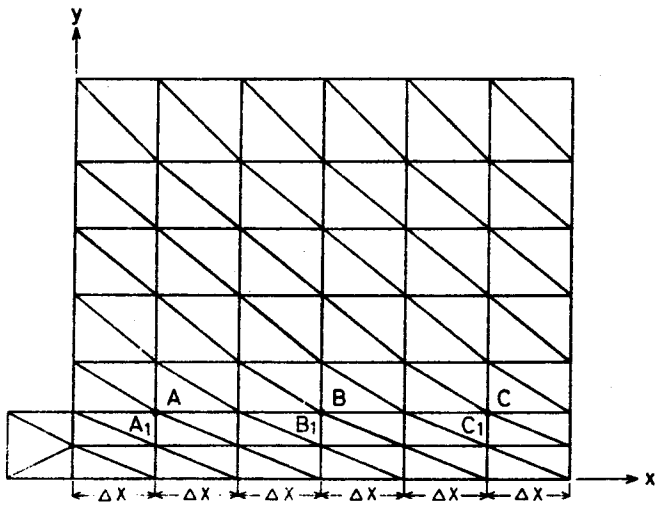


Fig. 2 − 2　要素分割図

Fig. 2－2のx軸上を線熱源が走行し，準定常温度分布となった時の節点A，B，Cの熱荷重履歴について考える。この場合Fig. 2－2のような規則的な要素分割であると上記影響因子

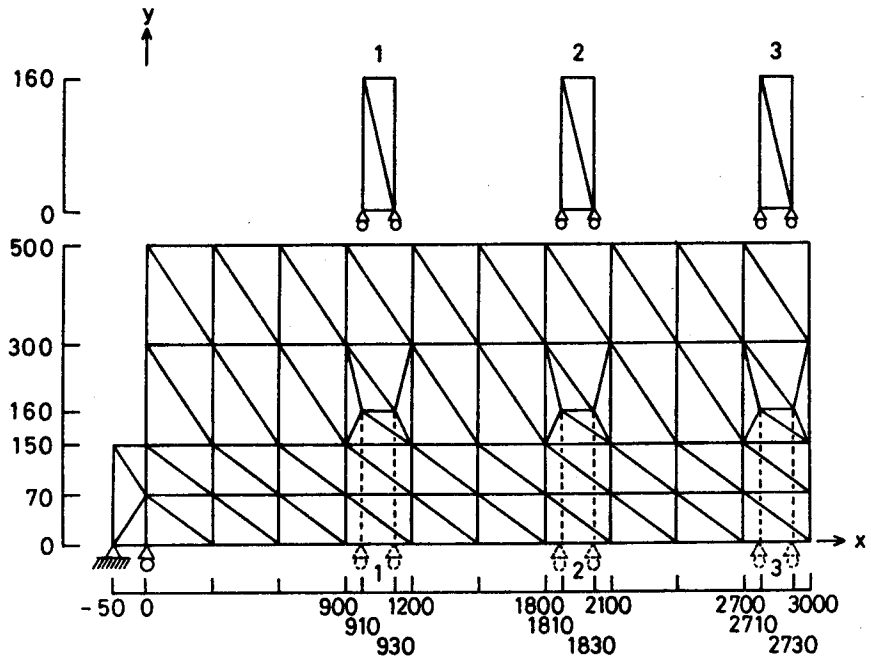


Fig. 2－3（a）　要素分割図

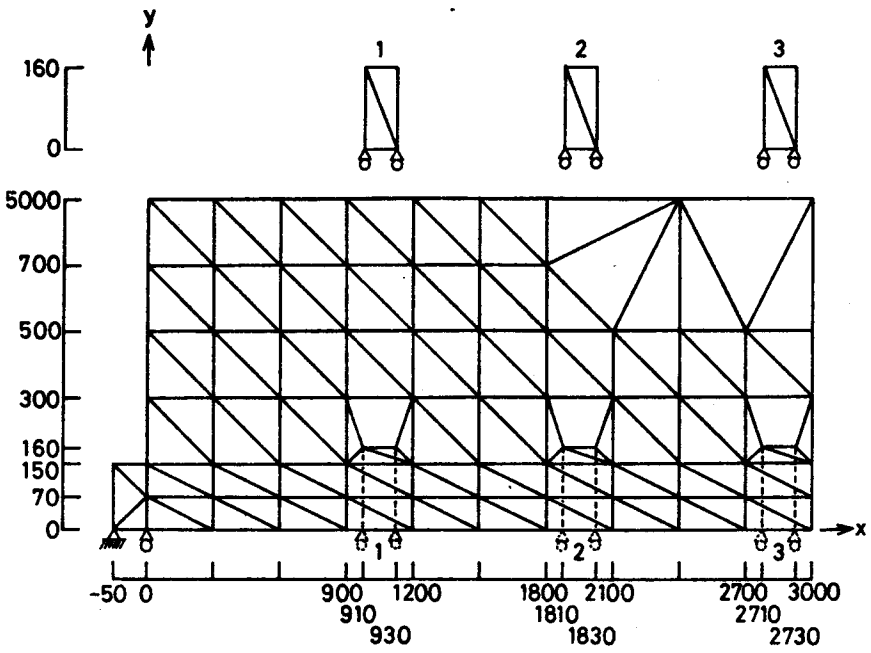
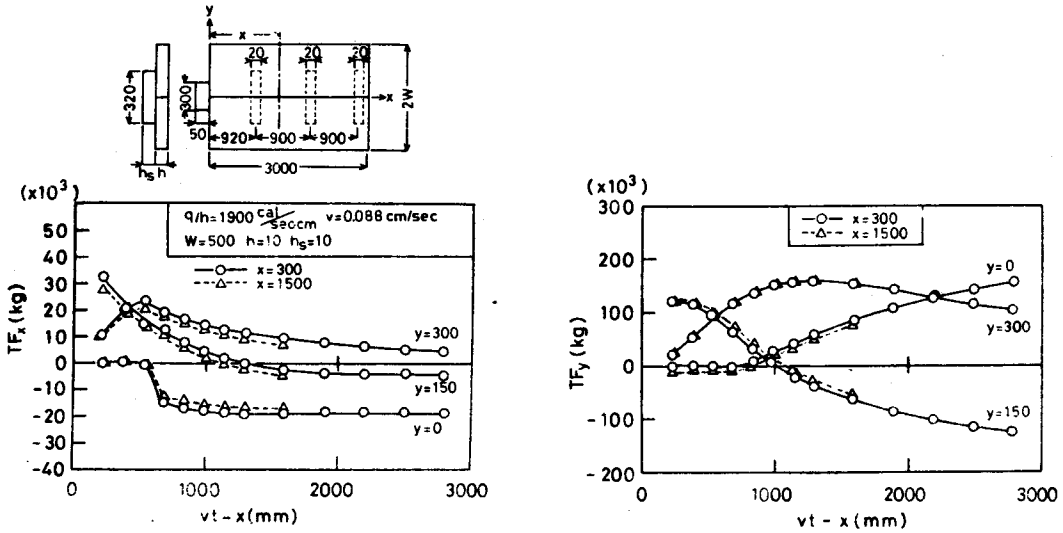


Fig. 2－3（b）　要素分割図

の項目(1)はA，B，Cとも同一となる。また，温度分布が準定常状態となっているので，要素A_1，B_1，C_1の温度履歴は時間的にずれるだけで等しくなる。よって，影響因子の項目(2)も熱荷重履歴の差をもたらさない。熱弾性論に基づく有限要素法のように影響因子の項目(3)の影響が全く生じない場合には，A，B，C各節点の熱荷重履歴は時間的にずれるだけで等しくなり，板幅や拘束様式が変化しても熱荷重履歴は全く一致する。この熱荷重履歴に関する特性は熱弾性論に基づく有限要素法で成立するものであるが熱弾塑性理論に基づく有限要素法について，この特性がどの程度成立するかについて調べる。

Fig. 2－4 (a)の上段の図に示す突合せ溶接のx軸上を線熱源が移動する場合について有限要素法による熱弾塑性解析を行う。この場合の数値解析上の主な仮定を次に列記する。



(a)　　(b)

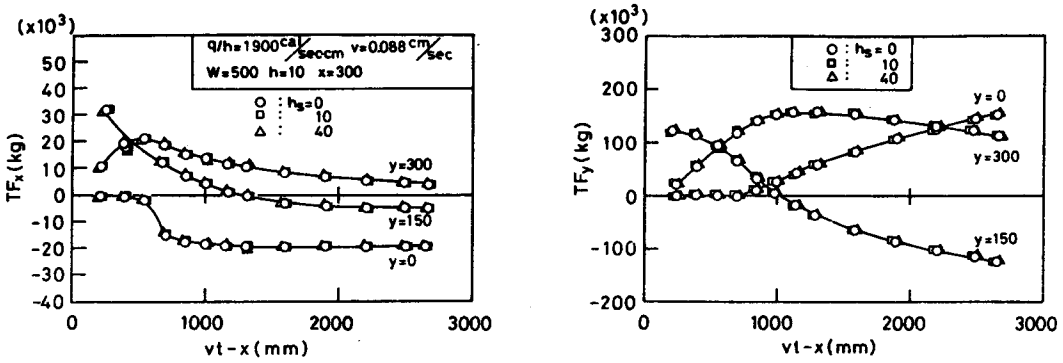
Fig. 2－4　異なった横断面(x=300, 1500mm)での熱荷重履歴の比較

(1) Fig. 2－4 (a)の上段の図において破線で示した矩形状面外拘束材および溶接始端部の矩形状タブ板の温度上昇は零と仮定した。

(2) 二次元解析であり，面外変形はしないと仮定した。

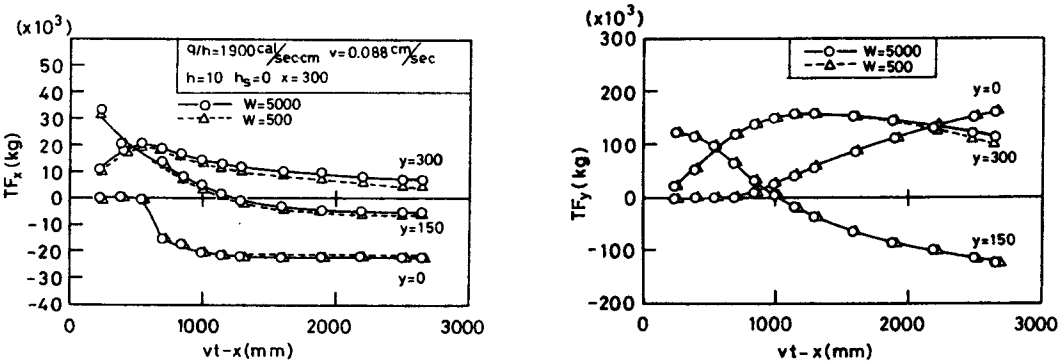
(3) 溶接開始直後から，温度分布は準定常状態となると仮定した。

Fig. 2－4 (a)の上段に示す試験体はx軸に関し対称なので，$y \geqq 0$の範囲の要素分割図をFig. 2－3に示した。Fig. 2－3の上段の三つの矩形は面外拘束材を示し，下段の図の破線部分の面外に配置され，y=160 mmの節点でのみ溶接する板と接合されている。そして，面外拘束材のx軸上の節点のy方向の変位は拘束されている。熱弾塑性解析は寺崎[16]が残留応力の解析に用いた熱弾塑性有限要素法プログラムを基本とし，溶接中の過渡変形を解析するために改造したものである。温度分布は移動線熱源の準定常温度分布を用い，溶接熱源通過後の凝固は次のようにして再現した。すなわち，溶接線上（x軸上）の温度が，θ_M ℃（材料が変形抵抗をも



(a)　　(b)

Fig. 2 － 5　異なった剛性の面外拘束材（h_s= 0，10，40mm）の場合の熱荷重履歴の比較



(a)　　(b)

Fig. 2 － 6　異なった板幅(W＝500，5 000mm)の場合の熱荷重履歴の比較

ちはじめる温度）以下になった領域を力学的に凝固した領域と考え，その領域のx軸上の節点のy方向の変位を凝固直前の値に拘束した。この熱弾塑性解析に用いる物性の諸定数およびその温度依存性は本章の付録に示した。

Fig. 2－4，Fig. 2－5，Fig. 2－6は式（2－2）を用いた熱弾塑性解析により得られたいくつかの節点の熱荷重（TFx，TFy）の履歴を示している。

Fig. 2－4は溶接する板の板厚h＝10mm，矩形状面外拘束材の板厚 h_s＝10mm，板幅W＝ 500mm，単位時間・単位板厚当りの入熱q/h＝1900cal/sec・cm溶接速度v＝0.088cm/secの場合の溶接線に垂直な二断面（x＝300,1500mm）での熱荷重履歴を表わしている。横軸には各節点を通る溶接線に垂直な断面を熱源が通過してからの移動距離$v\ t - x$（mm）をとり，縦軸に各節点の熱荷重をとった。(a)図がx方向の熱荷重（TFx）履歴(b)図がy方向の熱荷重（TFy）履歴を示している。図中のyの値は節点のy座標を示しており，実線はその節点のx座標が 300mmのもの，破線はx座標が1500mmの場合の熱荷重履歴を表わしている。これらの図によれば同一のy座標を有する節点の熱荷重履歴を，溶接線に垂直な断面（以後横断面と呼ぶ）通過後

の熱源移動距離 $v\ t - x$ (mm) に対してプロットすると熱荷重履歴は x 座標のいかんにかかわらずほぼ同じになることがわかる。溶接速度 v は溶接中変化しないので，上記のことは次のようにいいかえることができる。すなわち，同一の y 座標を有する節点の熱荷重履歴は，x 座標が異なっても時間的にすれるだけで等しい。

Fig. 2－5 は，Fig. 2－4 と同様の要素分割，溶接条件を用い，矩形状面外拘束材の板厚 h_s を 0，10，40mm と変化させ，拘束材の剛性を変化した場合の熱荷重履歴の比較をしている。x = 300mm の横断面上の各節点での熱荷重履歴を示しているが，これらの図より，拘束材の剛性が変化しても熱荷重履歴はほとんど影響をうけないことがわかる。

Fig. 2－6 は，Fig. 2－4，Fig. 2－5 と同様の溶接条件で，面外拘束材の板厚 $h_s = 0$ mm，すなわち，熱源前方に全く拘束を有しない場合をとりあげ，熱荷重履歴におよぼす板幅の影響を示したものである。図中の板幅 W=5000mm の時は，Fig. 2－3 (b)の要素分割を用いて解析した。これらの図より板幅が大きく異なるにもかかわらず熱荷重履歴がほとんど同一であることがわかる。

以上のように熱弾性論に基づく有限要素法の場合に成立する熱荷重履歴に関する特性が，熱弾塑性理論に基づく有限要素法の場合にも拡張されうることがわかった。

前述したような熱荷重履歴に関する特性を利用すると本数値解析法には，次のような利点がある。すなわち，ある与えられた溶接条件のもとで，Fig. 2－7 (a)に示すように板幅 W_1，板の長さ L_1 での一横断面上の節点の熱荷重履歴を求めておけば，同じ溶接条件で Fig. 2－7 (b)のように板幅・板の長さ・面外拘束材の剛性などが異なっても，同一の熱荷重履歴を用いて縦弾性係数の温度依存性のみ考慮した弾性有限要素法で解析できる。

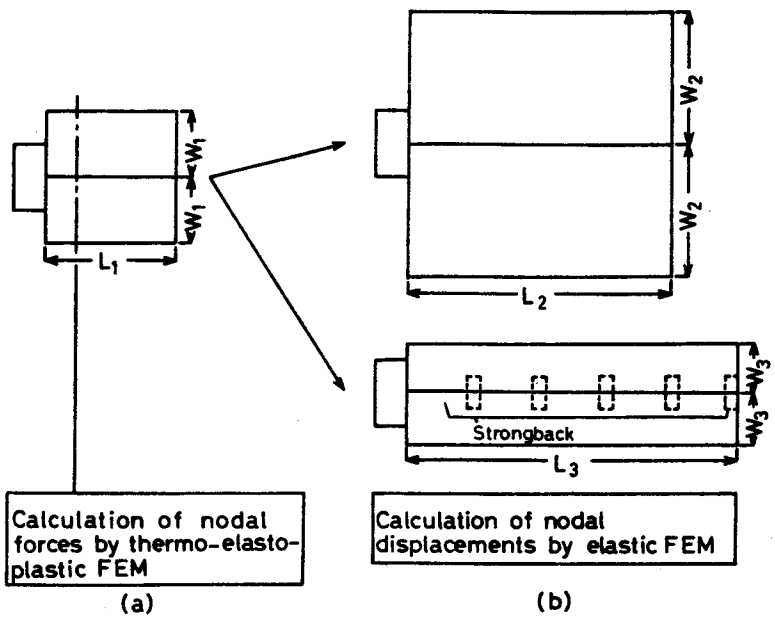


Fig. 2－7　新しく考案した数値解析法の特徴

以上述べてきた数値解析手法をFig. 2－8のフローチャートに整理した。

縦弾性係数の温度依存性は次式のように仮定した。

$\theta \leqq \theta_M$　$E = E_0(1 - 199\theta/200\theta_M)$

$\theta > \theta_M$　$E = E_0/200$

ただし，　θ ：板の温度

θ_M ：降伏応力が事実上零とみなし得る温度

（本研究では軟鋼材を対象としθ_M＝830℃とした。）

E_0：0℃における縦弾性係数

E ：温度θ℃での縦弾性係数

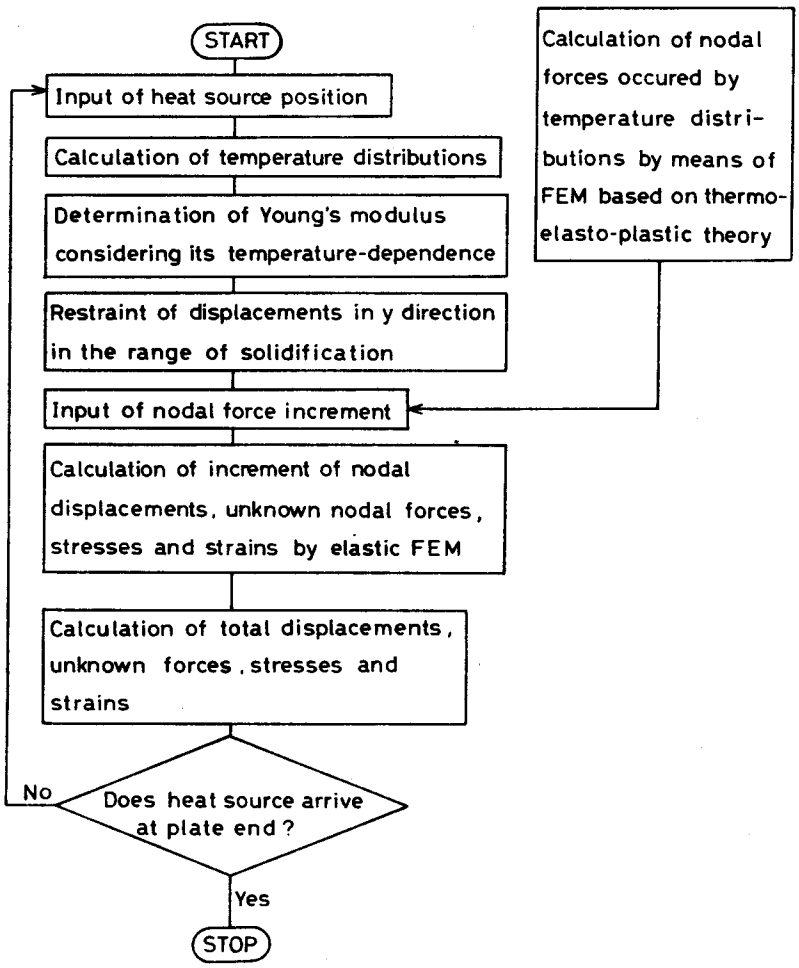


Fig. 2－8　新しく考案した数値解析法のフローチャート

2.2.3　移動線熱源として解析しうる板厚と溶接入熱について

前項で述べた数値解析法では溶接熱源を移動線熱源と仮定し解析するが，この仮定が成立する板厚と溶接入熱の関係について考察する。

溶接熱源を移動線熱源と仮定できるのは，溶接対象物の板厚方向の温度分布がほぼ一様である場合に限られるであろう。したがって板厚方向の温度分布がほぼ一様と考えられる電子ビーム溶接（ＥＢＷ），エレクトロガス溶接（ＥＧＷ），エレクトロスラグ溶接（ＥＳＷ）などの溶接法では板厚のいかんにかかわらず移動線熱源として解析しても差支えないであろう。

しかし，被覆アーク溶接（ＳＭＡＷ），ガスメタルアーク溶接（ＧＭＡＷ）などで厚板の突合せ継手の初層溶接をする場合，その熱源を移動線熱源と仮定して溶接中のグルーブ間隙の変化を解析し得るか否かはその溶接入熱条件と板厚に依存するものと考えられる。そこで，この場合を対象として移動線熱源として溶接中のグルーブ間隙の変化を解析し得る範囲について以下に考察する。

Fig. 2－9 は板厚 h の平板の板厚中央面上を点熱源が移動する時の板表面，板厚中央面，板厚方向断面での等温線の形を定性的に示している。板表面と板厚中央面での等温線のくいちがいの程度は注目する温度によって異なり，注目する温度が大きいほどくいちがいの程度は大きくなる。しかし，力学的凝固温度 θ_M より高温側では，材料は変形抵抗を持たないので，Fig. 2－9 の θ_M 等温線の内側の温度分布は溶接中のグルーブ間隙の変化に影響をおよぼさないと考えられる。そこで，ここでは注目する温度として θ_M を選び以下の考察を行った。

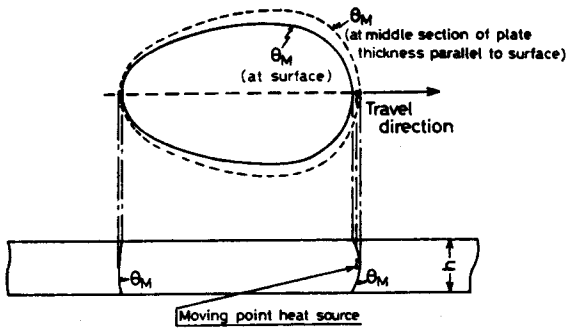


Fig. 2－9
無限平板の板厚中央面に移動点熱源が投与された場合の等温線の定性図

Fig. 2－10(a)のように板厚 h の無限平板の中央面上を x' の負方向に点熱源が移動して準定常状態となった時，板表裏面の熱放散を無視すると温度分布は次式で表わされる。

$$\theta-\theta_0=\frac{1}{4\pi kc\rho}\cdot q\cdot\sum_{n=-\infty}^{\infty}\frac{exp\ \{\frac{v}{2k}(x'-\sqrt{x'^2+y^2+(z+nh)^2})\}}{\sqrt{x'^2+y^2+(z+nh)^2}} \quad \cdots\cdots (2-3)$$

θ_0：板の初期温度（$\theta_0=0$℃とする）
k　：熱拡散率（軟鋼の場合 0.1cm²/sec）
$c\rho$：比熱×密度（軟鋼の場合 1cal / cm³ ℃）

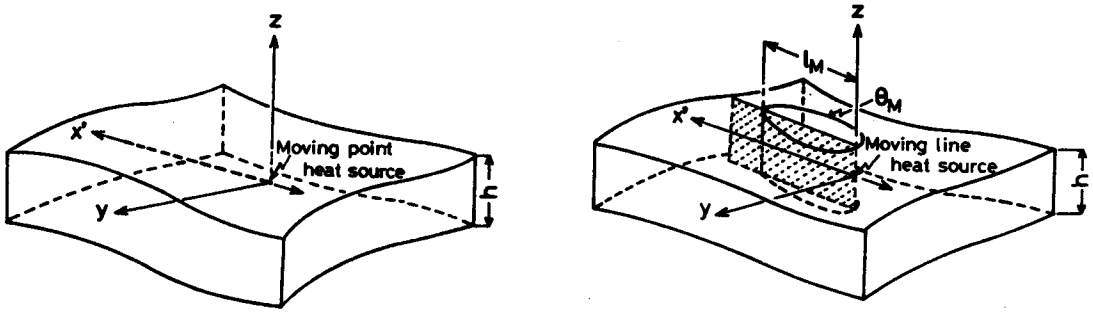


Fig. 2 −10

q ：単位時間当りの入熱（cal/sec）

v ：熱源移動速度 （cm/sec）

また，Fig. 2 −10(b)のように強さq/h（cal/sec・cm）の線熱源が速度vで移動し準定常状態となった時の温度分布は次式で表わされる。

$$\theta-\theta_0=\frac{1}{2\pi kc\rho}\cdot\frac{q}{h}exp\left(\frac{vx'}{2k}\right)\cdot K_0\left(\frac{v}{2k}\sqrt{x'^2+y^2}\right) \qquad \cdots\cdots (2-4)$$

K_0：第2種0次変形ベッセル関数

式（2−3）は$vx'/2k>5$の範囲で次式で近似できる。[18]

$$\theta-\theta_0=\frac{1}{4\pi kc\rho}\cdot\frac{q}{v}\cdot\frac{1}{x'/v}exp\left\{-\frac{y^2}{4kx'/v}\right\}\cdot\sum_{n=-\infty}^{\infty}exp\left\{-\frac{(z+nh)^2}{4kx'/v}\right\} \qquad \cdots\cdots (2-5)$$

式（2−4）は$vx'/2k>2$の範囲で次式で近似できる。[18]

$$\theta-\theta_0=\frac{1}{2\sqrt{\pi kx'/v}}\cdot\frac{1}{c\rho}\cdot\frac{q}{vh}exp\left\{-\frac{y^2}{4kx'/v}\right\} \qquad \cdots\cdots (2-6)$$

移動点熱源の場合の板表面（$z=h/2$）の温度を$\theta_s{}^P$移動線熱源の場合の温度をθ_s^Lと表わすと板表面上の同じ位置（x',y）における両者の比 $\theta_s{}^P/\theta_s{}^L$は式（2−5），式（2−6）より次式で表わされる。ただし板の初期温度$\theta_0=0$℃とした。

$$\frac{\theta_s^P}{\theta_s^L}=\frac{1}{2\sqrt{\frac{\pi kx'/v}{h^2}}}\sum_{n=-\infty}^{\infty}exp\left\{-\frac{(1/2+n)^2h^2}{4kx'/v}\right\}$$

$\beta \equiv \frac{4kx'/v}{h^2}$　　とおくと次式となる。

$$\frac{\theta_s^P}{\theta_s^L} = \frac{1}{\sqrt{\pi\beta}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} exp \left\{ -\frac{(1/2+n)^2}{\beta} \right\} \qquad \cdots\cdots (2-7)$$

式（2－7）を用いて θ_s^P/θ_s^L とβ の関係を計算した結果をFig. 2－11(a)に示す。この図よりβ が大きいほど，いいかえると板厚が小さいか，熱源から遠ざかるか，熱源移動速度が小さいほど θ_s^P/θ_s^L は1 に近づく。力学的凝固温度θ_M の等温線に注目するのでFig. 2－10(b)のように等温線のx' 座標は$x' \leqq l_M$ （本章付録参照）を満足する。この時，θ_s^P/θ_s^L の値が1 より小さくなる領域（Fig. 2－11(a)に示すように$\beta \leqq 0.6$の領域）がl_M に対し大きな領域を占める場合には移動点熱源を移動線熱源とみなすことに問題が生じる。そこで次式に示す θ_s^P/θ_s^L の$\beta = 0 \sim \beta_M$ （$4kl_M/(vh^2)$）の積分平均値を計算し判定する。

$$\Omega = \frac{1}{\beta_M} \int_0^{\beta_M} \frac{\theta_s^P}{\theta_s^L} d\beta \qquad \beta_M = \frac{4kl_M/v}{h^2} \qquad \cdots\cdots (2-8)$$

式（2－8）より積分平均値Ω と β_M の関係を求めるとFig. 2－11(b)のようになる。$\beta_M \geqq 2$の範囲では$\Omega \geqq 0.9$となり$\beta_M \geqq 2$ の範囲ではθ_s^P/θ_s^L が1 より小さくなる範囲が l_M に対して小さいことがわかる。したがって次式の範囲では，板表面のθ_M 等温線が移動点熱源の場合と移動線熱源の場合でほぼ一致するといえる。

$$\beta_M = \frac{4kl_M/v}{h^2} \geqq 2 \qquad \cdots\cdots (2-9)$$

式（2－9）の l_M に本章付録の式（2 A－2）を代入すると移動点熱源の板表面のθ_M 等温線が移動線熱源のθ_M 等温線とほぼ一致する板厚と溶接入熱条件の関係として次式が導かれる。

$$h \leqq 0.63 \sqrt{\frac{1}{c\rho\theta_M} \cdot \frac{q}{v}} \qquad \cdots\cdots (2-10)$$

式（2－10）の右辺を限界板厚h_Cとおく。

本研究では軟鋼を対象としているので$c\rho = 1\ \mathrm{cal/cm^3\,℃}$

$\theta_M = 830$℃ を代入すると

$$h \leqq 0.022 \sqrt{\frac{q}{v}}\ (\mathrm{cm}) \qquad \cdots\cdots (2-11)$$

ただし〔q〕：cal/sec　〔v〕：cm/sec

が導かれる。

式（2－10）式（2－11）は移動点熱源および移動線熱源の温度分布がそれぞれ式（2－5），

式（2－6）で近似できる範囲について導かれたものであるので，そのような近似ができない場合これらの式がどこまで成立するのかを以下に検討する。

単位時間当りの入熱q（cal/sec）熱源移動速度v（cm/sec）の点熱源が式（2－10）で与えられる限界板厚h_Cの無限平板の中央面上を移動する場合およびその熱源を強さq/h_Cの移動線熱源と仮定した場合の準定常状態における板表面の温度分布は式（2－3）および式（2－4）において$h=h_C=0.63\sqrt{q/(c\rho\theta_M v)}$を代入することにより次式のように求められる。ただし板の初期温度$\theta_0=0$℃とし，各座標をl_Mで無次元化している。

$$\theta=0.4\ \theta_M \cdot \sum_{n=-\infty}^{\infty} \frac{exp\left[\frac{vl_M}{2k}\left(\frac{x'}{l_M}-\sqrt{\left(\frac{x'}{l_M}\right)^2+\left(\frac{y}{l_M}\right)^2+\left(\frac{1}{2}+n\right)^2\left(\frac{h_C}{l_M}\right)^2}\right)\right]}{\sqrt{\left(\frac{x'}{l_M}\right)^2+\left(\frac{y}{l_M}\right)^2+\left(\frac{1}{2}+n\right)^2\left(\frac{h_C}{l_M}\right)^2}} \quad \cdots\cdots (2-12)$$

ただし $\frac{vl_M}{2k}=\frac{qv}{3.2\pi k^2 c\rho\theta_M}$ $\frac{h_C}{l_M}=\left(\sqrt{\frac{vl_M}{2k}}\right)^{-1}=\frac{\pi k\sqrt{c\rho\theta_M}}{\sqrt{qv}}$

$$\theta=\frac{1}{1.26\pi k}\sqrt{\frac{\theta_M}{c\rho}qv}\ exp\left(\frac{vl_M}{2k}\frac{x'}{l_M}\right)\cdot K_0\left[\frac{vl_M}{2k}\sqrt{\left(\frac{x'}{l_M}\right)^2+\left(\frac{y}{l_M}\right)^2}\right] \quad \cdots\cdots (2-13)$$

式（2－13）より移動線熱源の場合のθ_M等温線の座標（x_M'，y_M）を求め，その同一座標での移動点熱源による板表面の温度θsを式（2－12）より求める。このθsとθ_Mの比$\theta s/\theta_M$は式（2－12），式（2－13）より次式で示される。

$$\frac{\theta_s}{\theta_M}=\frac{0.5}{\sqrt{\frac{vl_M}{2k}}}\cdot\frac{\sum_{n=-\infty}^{\infty} exp\left[\frac{vl_M}{2k}\left(\frac{x_M'}{l_M}-\sqrt{\left(\frac{x_M'}{l_M}\right)^2+\left(\frac{y_M}{l_M}\right)^2+\left(\frac{1}{2}+n\right)^2\left(\frac{h_C}{l_M}\right)^2}\Big/\sqrt{\left(\frac{x_M'}{l_M}\right)^2+\left(\frac{y_M}{l_M}\right)^2+\left(\frac{1}{2}+n\right)^2\left(\frac{h_C}{l_M}\right)^2}\right)\right]}{exp\left(\frac{vl_M}{2k}\frac{x_M'}{l_M}\right)\ K_0\left[\frac{vl_M}{2k}\sqrt{\left(\frac{x_M'}{l_M}\right)^2+\left(\frac{y_M}{l_M}\right)^2}\right]} \quad \cdots\cdots (2-14)$$

式（2－14）より$\theta s/\theta_M$は$vl_M/2k$（$=qv/(3.2\pi k^2 c\rho\theta_M)$）と$x_M'/l_M$，$y_M/l_M$できまることがわかる。$y_M/l_M$は$\theta_M$等温線の$y$座標なので$x_M'/l_M$がきまればおのずときまるものである。したがって，$\theta s/\theta_M$は$vl_M/2k$（$=qv/(3.2\pi k^2 c\rho\theta_M)$）と$x_M'/l_M$できまるといえる。移動点熱源の準定常温度分布式が式（2－5）で近似できない範囲$vl_M/2k\leqq 5$について，式（2－14）より$\theta s/\theta_M$を計算しFig. 2－12(a)に表わした。Fig. 2－11(b)の縦軸Ω（式（2－8））に対応するものとして次式を計算した。

$$\Omega'=\int_0^1 \theta s/\theta_M \quad d\beta \quad \cdots\cdots (2-15)$$

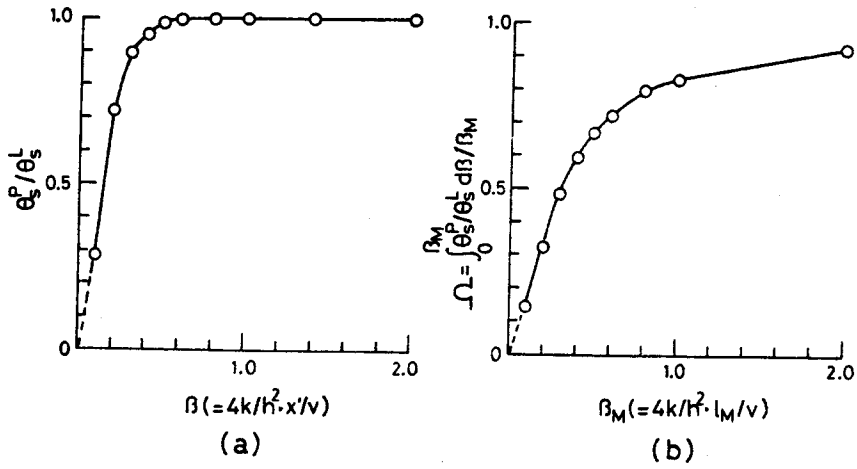


Fig. 2 −11

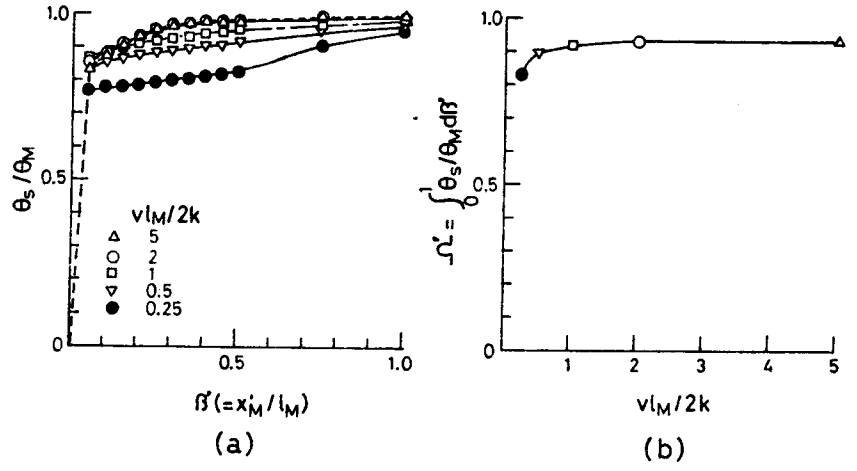


Fig. 2 −12

Ω'は$vl_M/2k$ ($=qv/(3.2\pi k^2c\rho\theta_M)$) により異なり，Fig. 2 −12(b)のようになる。これより$vl_M/2k \gtrsim 0.5$の範囲ではΩ'は0.9より大きくなっていることがわかる。したがって，溶接中のグルーブ間隙の変化を解析するにあたり，移動点熱源を移動線熱源とみなしうる板厚と溶接入熱条件の範囲は次式で与えられる。

$$\left.\begin{aligned} &h \leqq h_C = 0.63\sqrt{\frac{1}{c\rho\theta_M}\cdot\frac{q}{v}} \\ &\text{かつ} \\ &vl_M/2k = qv/(3.2\pi k^2 c\rho\theta_M) \geqq 0.5 \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (2-16)$$

本研究のように軟鋼を対象とする時には次式となる。

$$\left.\begin{aligned} &h \leqq h_c = 0.022\sqrt{q/v} \quad (\text{cm}) \\ &\text{かつ} \\ &\quad qv \geqq 42 \ (\text{cal} \cdot \text{cm/sec}^2) \\ &\text{ただし}\ [q]\ : \text{cal/sec},\ \ [v]\ : \text{cm/sec} \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (2-17)$$

軟鋼のアーク溶接の代表的な溶接条件についてq v とh_cを計算した例をTablc 2－1 に示す。

Table 2－1　軟鋼のアーク溶接における限界板厚 (h_c) の計算例

Welding process	I Amp.	V Volt.	v cm/sec	E J/cm	q cal/sec	qv cal·cm/sec²	h_c cm
SMAW	180	25	0.25	18000	864*	216	1.3
GMAW(CO_2)	320	30	0.8	16000	1843*	1106	1.2
S A W	500	30	1.0	15000	3600**	3600	1.3

*: Thermal efficiency η=0.8 **: η=1.0
I : Welding current　V : Welding voltage　v : Welding speed
E : Arc energy per unit weld length
q : Heat input per unit time

2.3　実験方法

数値解析結果の妥当性を検討するために行った実験方法を次に述べる。Table 2－2 に示すうな機械的性質を有する軟鋼板より所定の板寸法に切り出し実験に供する。溶接法はＧＭＡＷの自動溶接を用いる。突合せ溶接進行中のグルーブ間隙の変化は溶接線をはさみ標点距離30mmで計測する。すなわち，Fig. 2－13(a)に示すように溶接線から15mm離れた計測点P_m にFig. 2－13(b)に示すような軟鋼製部材を溶着し，その部材に片持ち梁変位計をセットし，動的ひずみ計を介し電磁オッシログラフにより変位を連続的に記録する。溶接によって大きな面外変形を生じると計測値が真のグルーブ間隙の変化を与えない原因となるので，Fig. 2－13(a)の左図のように拘束わくと試験体との間にボールキャスターをそう入することにより面外変形のみ拘束するようにして実験を行った。

試験片寸法，溶接条件の詳細についてはそれぞれのところで述べることにする。

Table 2－2　材料の機械的性質

Y. S. kg/mm²	U.T.S. kg/mm²	R.A. %	El. %
30.0	45.0	66	34

Y. S. : Yield strength
U.T.S. : Ultimate tensile strength
R. A. : Reduction of area
El. : Elongation in 30 mm

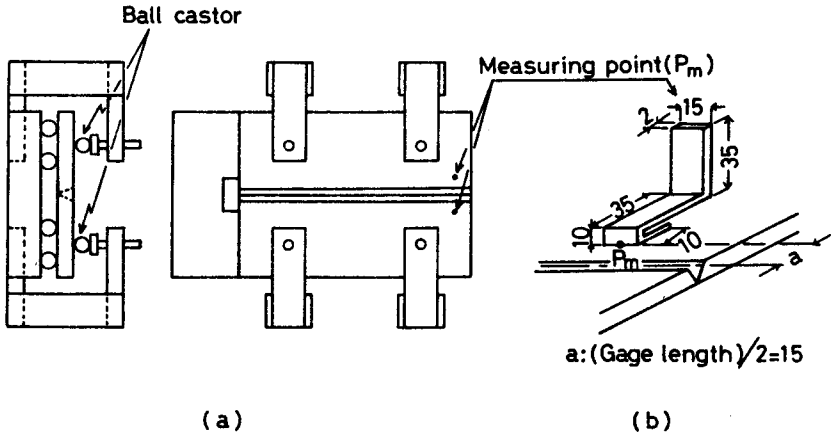


Fig. 2－13　面外変形を防止するための拘束治具と変位計測部の詳細

2.4　数値解析法の妥当性の検討

2.2で述べた数値解析法による結果と熱弾塑性理論に基づく有限要素法による結果および実験結果との比較を行う。

実験の場合，溶接始端部や終端部の拘束材やタブ板，面外拘束材は溶接熱により温度上昇を生じるが，本数値解析法および熱弾塑性理論に基づく有限要素法においては，それらの温度上昇は無視している。また，実験や熱弾塑性理論に基づく有限要素法では，溶接始端部，終端部の拘束材やタブ板，面外拘束材の降伏が考慮されるので，本数値解析法の結果とこれらの結果を比較する意味で，溶接始端部・終端部の拘束材やタブ板・面外拘束材の降伏を次のようにして考慮する。すなわち，拘束材やタブ板を構成する要素の相当応力が，その材料の0℃の降伏応力を越えた場合は，次の計算段階よりその要素の縦弾性係数の値を0℃の縦弾性係数の百分の一（$E=E_0/100$）の値として計算した。

Fig. 2—15に本数値解析法による結果と熱弾塑性理論に基づく有限要素法による結果の比較を示した。板幅W=500mm，板の長さL=3000mmで面外拘束材の間隔l_p=900mmの突合せ溶接の場合で，いずれの数値解析においてもFig. 2－3(a)に示す要素分割を用いたが，その試験体の板厚hと矩形状面外拘束材の板厚h_sは同一である。溶接条件は単位時間・単位板厚当りの入熱q/h=1900cal/sec・cm溶接速度v=0.088cm/secで，本数値解析法における熱荷重履歴の計算はFig. 2—14の要素分割を用いた。Fig. 2—15の横軸には熱源位置lをとり，縦軸には図中の上部に示した各シンボルの位置での標点距離（G. L.）=140mmの変位をとっている。すなわち，各シンボルの位置に対応するFig. 2－3(a)の，そのy座標が70mmである節点の変位を二倍したものである。グルーブ間隙が開く方向の変位を正の変位として表示している。実線で示した熱弾塑性理論に基づく有限要素法の結果と破線で示した本数値解析法の結果は，比較的よく致している。図中の一点鎖線で示した曲線u_Hは，各計測点に熱源が達した時の変位を結んだものであり，第1章で述べた熱源直下変位である。

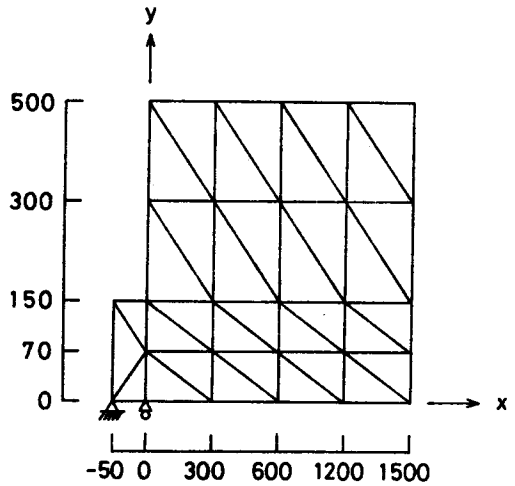


Fig. 2 −14　要素分割図

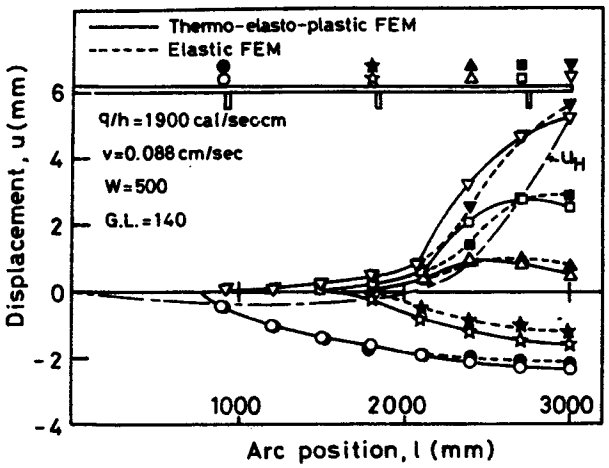


Fig. 2 −15

新しく考案した数値解析法による計算結果と熱弾塑性理論に基づく有限要素法による計算結果との比較

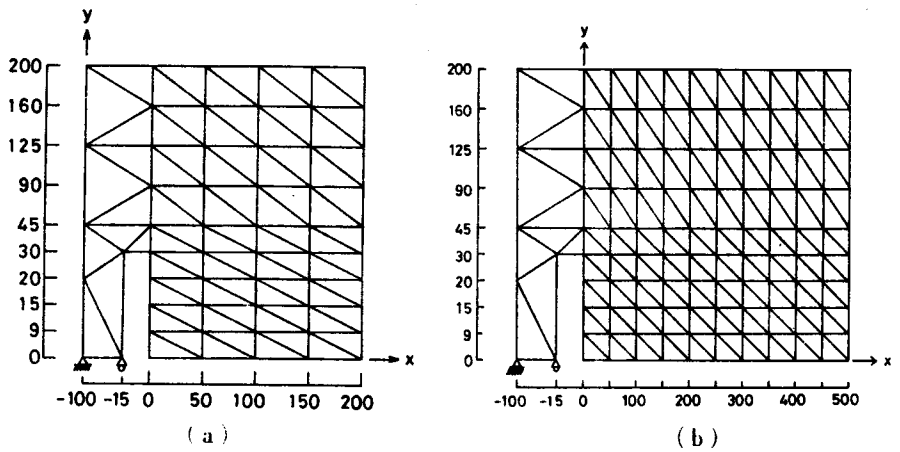


Fig. 2 −16　要素分割図

GMAWによる実験結果と本数値解析結果の比較をFig. 2－18, Fig. 2－19, Fig. 2－20に示した。実験方法については，本章3節で述べた方法によっている。

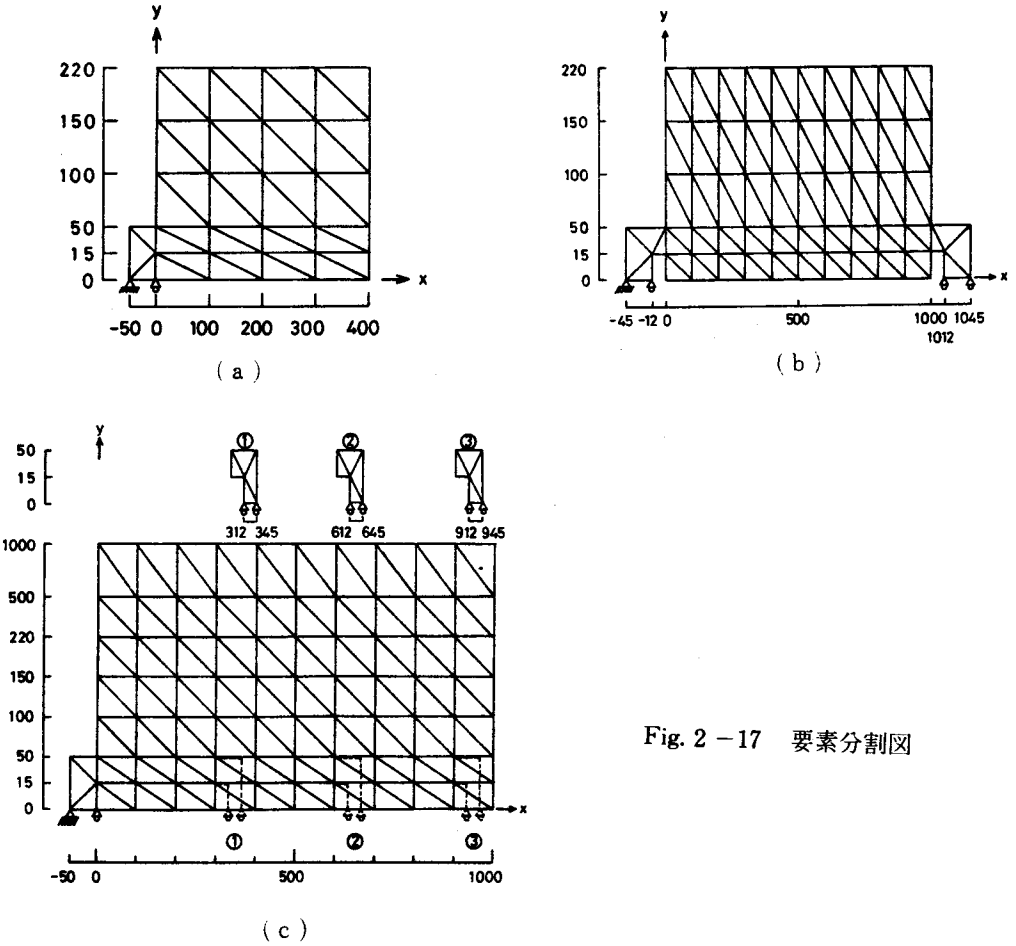


Fig. 2－17　要素分割図

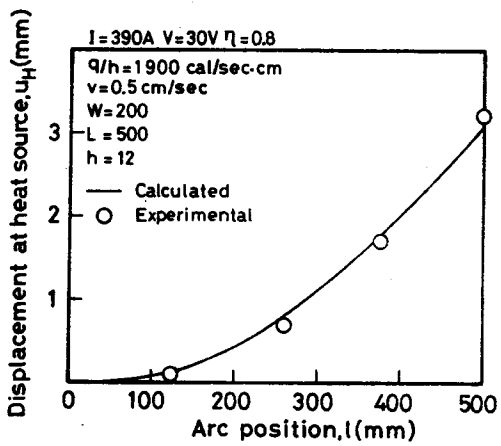


Fig. 2－18

熱源前方に拘束がない場合の熱源直下変位に関する計算結果と実験結果の比較

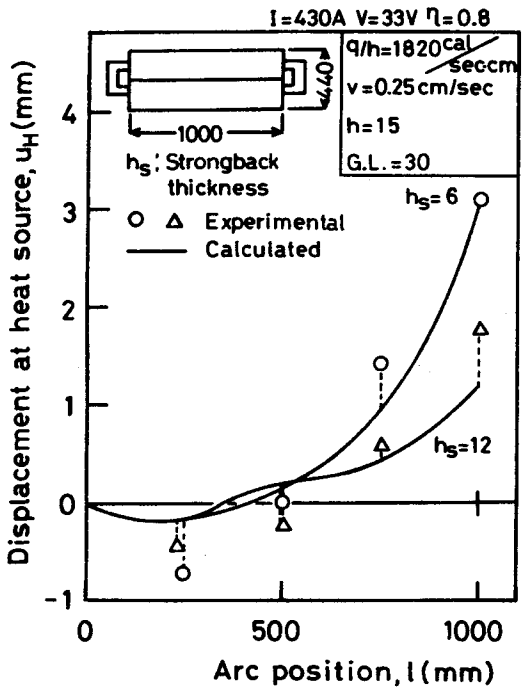


Fig. 2 −19

板の始終端に面内拘束材がある場合の熱源直下変位に関する計算結果と実験結果の比較

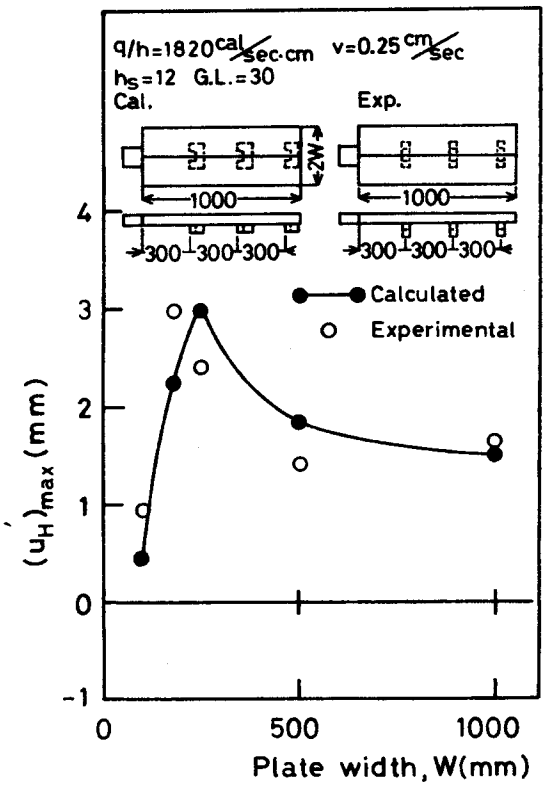


Fig. 2 −20

面外拘束材を有する種々の板幅の場合の最大熱源直下変位に関する計算結果と実験結果の比較

Fig.2-18は図中に示したように板幅W=200mm，板の厚さL=500mm，板厚h=12mmの板を熱源前方に拘束材や仮付け溶接などを配置せず，Fig.2-13(a)のように溶接始端部に強い拘束を配置して突合せ溶接した場合の熱源直下変位u_Hについて，実験結果と数値解析結果を比較している。溶接条件は電流I=390A，電圧V=30V，溶接速度v=0.5cm/secで，熱効率η=0.8として単位時間・単位板厚当りの入熱q/hを計算し図中に示した。このq/h=1900cal/sec·cmの強さの線熱源が速度v=0.5cm/secで移動するとして数値解析を行った。このFig.2-18の数値解析では，Fig.2-16(a)の要素分割を用いて熱荷重履歴を求め，Fig.2-16(b)の要素分割を用いてグルーブ間隙の変化を求めた。

次に熱源前方に拘束材を有する場合の実験結果と本数値解析法による結果との比較を行う。Fig.2-19は，図中に示すように板幅W=220mm，板の長さL=1000mm，板厚h=15mmで，溶接始端側および終端側に面内拘束材を有する場合の突合せ溶接中の熱源直下変位の挙動を示している。溶接条件はI=430A，V=33V，v=0.25cm/secで，η=0.8としてq/h=1820cal/sec・cmを求め数値解析に用いている。試験体の要素分割をFig.2-17(b)に，熱荷重履歴を求める場合の要素分割をFig.2-17(a)に示した。Fig.2-19は同一溶接条件下で溶接始端側および終端側の面内拘束材の板厚h_s=6mmとh_s=12mmの二例について実験結果と数値解析結果を比較している。Fig.2-19の実線で示した二つの計算例は同一の熱荷重履歴を用い，面内拘束材の板厚のみ変化させ数値解析したものである。実験結果と数値解析結果とはそれほど大差はない。

Fig.2-20に面外拘束材を有する突合せ溶接の熱源直下変位の最大値$(u_H)_{max}$におよぼす板幅Wの影響について実験結果と数値解析結果を比較した。Fig.2-20に示すように板の長さL=1000mm，板厚h=15mmの面外拘束材を有する突合せ溶接の場合で溶接条件はFig.2-19の場合と同様でq/h=1820cal/sec·cm，v=0.25cm/secである。この場合実験における面外拘束材の配置は通常用いられるようなストロングバックのような配置であるが，数値解析は二次元解析であるため実験と同様の配置をするとストロングバックの曲がり変形が全く考慮できない。そこで，Fig.2-20の図中に示すようにストロングバックを溶接進行方向へ倒したような配置，すなわちFig.2-17(c)の上段に示すような面外拘束材①②③を下段の試験体の要素分割図の破線部①②③の面外に配置した。面外拘束材と試験体はy=15mmとy=50mmの節点において接合されるのみであり，面外拘束材の溶接線上（x軸上）の節点のy方向の変位は常に零である。そして，数値解析に用いる熱荷重履歴は板幅の変化によらずFig.2-19の場合と同様のものを用いた。このような条件のもとで板幅Wが100mmから1000mmまで変化した場合の熱源直下変位の最大値$(u_H)_{max}$の変化をFig.2-20に表わした。実験結果と数値解析結果とはよい対応を示している。

2.5 結　　論

(1) 突合せ溶接中のグルーブ間隙の変化を解析する方法として，熱弾塑性理論に基づく有限要素法と縦弾性係数の温度依存性のみを考慮した弾性有限要素法を併用することにより，計算時間の短縮化を行った数値解析法を考案した。考案した数値解析法は節点の熱荷重履歴の特性を利用するため，Fig.2-7で述べたように次の利点を有している。すなわち，ある与えられた溶接条件のもとで板幅や拘束材の剛性などが異なっても，一度熱弾塑性解析により求めた同一の熱荷重履歴を用い，縦弾性係数の温度依存性のみ考慮した弾性有限要素法の使用によ

り，溶接中のグルーブ間隙の変化が解析できる。すなわち，溶接条件が同じであれば種々の板幅・剛性が変化しても熱弾塑性解析は一度ですむ。

(2) 点熱源が平板の板厚中央面上を移動し準定常状態となった時，この温度分布を移動線熱源の準定常温度分布とみなして本数値解析法を適用しうる板厚と溶接入熱条件について次の関係が得られた。

$$h \leqq h_C = 0.63\sqrt{\frac{1}{c\rho\theta_M}\cdot\frac{q}{v}}$$

かつ

$$vl_M/2k \geqq 0.5$$

本研究のように軟鋼を対象とする場合は次のようになる。

$$h \leqq h_C = 0.022\sqrt{\frac{q}{v}} \quad (\mathrm{cm})$$

かつ

$$qv \geqq 42 \ (\mathrm{cal\cdot cm/sec^2})$$

ただし〔q〕：cal/sec　〔v〕：cm/sec

(3) 種々の溶接条件・種々の拘束状態（拘束材の有無，拘束材の剛性の変化）・種々の板幅についてのGMAWの実験により，本数値解析法を突合せ溶接のグルーブ間隙の過渡変化の解析に適用することの妥当性を確めた。

付録　数値解析に用いる物性の諸定数とその温度依存性

軟鋼を対象として，以下に示す物性の諸定数および温度依存性を仮定する。

（熱伝導に関する物性値）

温度分布は，移動線熱源の準定常状態が溶接開始直後から成立すると仮定し，次式を用いる。そして，初期温度θ_0は0℃とし，熱拡散率k，比熱c，密度ρは温度に依存せず一定と仮定している。

$$\theta = \theta_0 + \frac{1}{2\pi kc\rho}\cdot\frac{q}{h}\exp\left(-\frac{vx}{2k}\right)\cdot\left[\mathrm{K}_0\left(\frac{v\sqrt{x^2+y^2}}{2k}\right)+\sum_{m=1}^{\infty}\left\{\mathrm{K}_0\left(\frac{v\sqrt{x^2+(y+mW)^2}}{2k}\right)+\mathrm{K}_0\left(\frac{v\sqrt{x^2+(y-mW)^2}}{2k}\right)\right\}\right]$$

……(2A−1)

ただし，k　：熱拡散率（0.1cm²/sec，10mm²/sec）

$c\rho$　：比熱×密度（1 cal/cm³℃，0.001cal/ mm³℃）

q/h：単位時間・単位板厚当りの入熱（cal/sec·cm，cal/sec·mm）

v ：熱源移動速度（cm/sec，mm/sec）

x, y：熱源位置を原点とし，熱源移動線がx軸の直交座標で，xの正方向と熱源移動方向が一致する。

K_0 ：第2種0次変形ベッセル関数

熱源後方の熱源移動線上の温度がθ_M以下となった領域を力学的凝固域と考えると本文中で述べたが，その温度θ_Mの位置と熱源の位置との距離を力学的溶融長さl_Mと定義すると，l_Mは近似的に次式のようになる。

$$l_M=\frac{1}{4\pi kv}\left\{\frac{1}{c\rho(\theta_M-\theta_0)}\cdot\frac{q}{h}\right\}^2=\frac{1}{4\pi kv}\left(\frac{1}{c\rho\theta_M}\cdot\frac{q}{h}\right)^2 \qquad \cdots\cdots(2A-2)$$

ただし，θ_M：降伏応力がほぼ零となる温度（=830℃）

（力学的凝固温度と呼ぶことにする。）

（熱弾塑性理論に基づく有限要素法における物性値とその温度依存性）

縦弾性係数の値および温度依存性を下記のようにした。

$E=E_0(\theta_M-\theta)/\theta_M$ 〔kg/mm²〕

$=21000(830-\theta)/830$ （$\theta\leqq 830$℃）

$E=0$ （$\theta>830$℃）

ポアソン比は温度に依らず$\nu=0.3$である。

降伏応力の温度依存性および加工硬化特性を下記のようにした。

$\sigma_Y=\sigma_{Y0}(1-\theta/\theta_M)(1+H\cdot\bar{\varepsilon}_p)$

$=30(1-\theta/830)(1+3\bar{\varepsilon}_p)$ 〔kg/mm²〕

ただし，$\bar{\varepsilon}_p$：相当塑性ひずみ

線膨張係数の値およびその温度依存性を下記のようにした。

$\alpha=\alpha_0+0.000004\theta/\theta_M=(1.05+0.4\theta/830)\times10^{-5}$(℃$^{-1}$)

（縦弾性係数の温度依存性を考慮した弾性有限要素法における物性値とその温度依存性）

縦弾性係数の温度依存性は本文中にも示したが，ここでも再記する。

$E=E_0(1-199\theta/\theta_M)$

$=21000(1-199\theta/830)$ （$\theta\leqq 830$℃）

$E=E_0/200$ （$\theta>830$℃）

ポアソン比は温度によらず$\nu=0.3$である。

第３章　熱源前方に拘束を有しない場合のグルーブ間隙の変化

3.1　緒　　言

突合せ溶接進行中におけるグルーブ間隙の変化の挙動を明らかにするには，まず最も基本的な場合として，移動する熱源の前方に面外拘束材や開先内仮付け溶接などの拘束が全く存在しない場合の挙動を知ることが重要である。この場合，溶接される二枚の板が最初全く別々にわかれていると，熱源移動開始直後におけるグルーブ間隙の変化が不安定になることを確かめたので（Fig.1-3参照），本章では基本的モデルとして溶接始端側において二枚の板を強固に結合し，溶接線上には面外拘束材や開先内仮付け溶接などの拘束が全くない場合をとりあげ，この場合の熱源直下変位u_Hにおよぼす溶接条件，板幅の影響について検討した。

まず，板幅の比較的小さい場合について，いくつかの仮定のもとに熱源直下変位u_Hの挙動を解析し，熱源直下変位におよぼす溶接諸条件の影響を明らかにした。そしてその妥当性を実験および第２章で述べた数値解析法により確めた。次に，板幅の大きな場合について，熱源直下変位におよぼす溶接条件・板幅の影響を第２章で述べた数値解析法を用いて検討した。

3.2　板幅が小さい場合の熱源直下変位

3.2.1　理論的考察

熱源直下変位u_Hの熱源位置l（＝熱源移動距離）に対する変位挙動を考えるモデルとして，Fig.3-1のように溶接始端側において二枚の板が強固に結合された突合せ溶接継手を考える。すなわち，板幅W板の長さL（＝溶接始端から終端までの板の長さ），板厚hの二枚の薄板が一端を強い拘束材で結合され，溶接始端Oからx軸の正方向に溶接が進行する時の熱源位置（A点の位置）でのグルーブ間隙のy方向変化，すなわち，熱源直下変位u_Hを考える。u_Hは熱源位置lの関数であるが，これを解析的に求めることは非常に困難であった。その理由は溶融金属の投与冷却に伴なって，最初自由境界であったグルーブ面が熱源進行とともに接合されていくという溶接特有の現象を解析にとりいれることが困難なためである。そこで，次に述べる簡単な仮定のもとにu_Hとlの関係について理論的考察を行う。

(1)　力学的凝固温度θ_M（第２章付録参照）以上では，材料の降伏応力は零とみなす。

(2)　Fig.3-1において熱源位置A点より後方AA′間（力学的溶融長さl_M：第２章付録参照）の溶接金属の温度はθ_Mより大きく，AA′間は熱源前方すなわちA点より右側のグルーブ面と同様に自由境界とみなす。

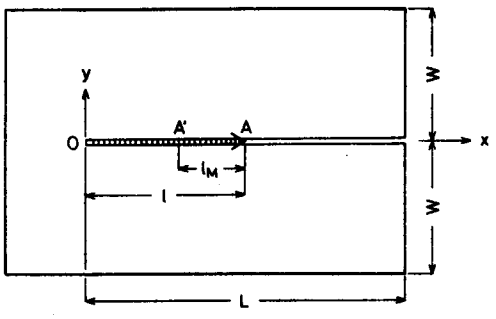


Fig. 3 － 1

熱源直下変位の理論解析のためのモデル

(3) 任意の瞬間における力学的凝固点A′の y 方向のグルーブ間隙 u_M はA′点が凝固する直前におけるその点のグルーブ間隙を維持する。また，A′点の曲率は凝固直前の曲率を維持する。

以上の仮定のもとに，熱源の微小移動距離 dl に対する熱源直下変位の微小増分 du_H について考える。Fig.3-2は熱源がA点からB点に微小距離 dl 移動する場合の変形過程の考え方を示したものである。du_M は凝固点の変位増分 $d\omega_M$ は凝固点の回転角増分を示している。Fig.3-2は二枚

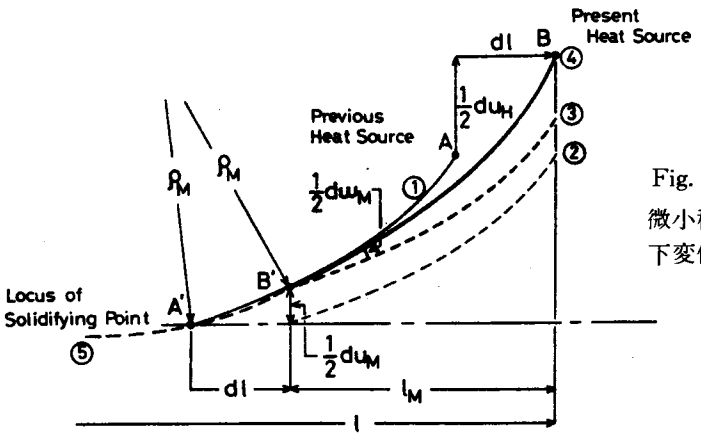


Fig. 3 − 2
微小移動距離 (dl) に対する熱源直下変位増分 (du_H) の導入の考え方

の板の一方の板の変位挙動を示しているので，変位増分・回転角増分とも $du_M/2$，$du_H/2$，$d\omega_M/2$ と表わした。熱源がA点にある時のグルーブ面の変形を表わす曲線①から熱源がB点に移動した時のグルーブ面の変形を表わす曲線④への変形過程を次のように考える。まず，曲線①を dl だけ l 方向（熱源移動方向）へ平行移動して，曲線②を得る。前述の仮定(3)を考慮して，曲線②を $du_M/2$ だけ上方へ平行移動して曲線③を得る。さらにこれをB′点を中心として $d\omega_M/2$ だけ回転すると曲線④となる。以上のように考えると次式の関係が導かれる。

$$du_H/dl = du_M/dl + l_M \cdot d\omega_M/d\,l$$
$$d^2u_H/dl^2 = d^2u_M/dl^2 + l_M \cdot d^2\omega_M/dl^2 \quad \cdots\cdots\cdots (3-1)$$

板幅が小さく x 軸に垂直な板の横断面が，変形後も常に平面を保つという仮定が適用できる場合には次のことがいえる。すなわち，凝固点を通る横断面上の温度分布が準定常状態となった以後は，凝固点の曲率は一定となる（A′とB′の曲率半径 ρ_M が一定となる）と考えると，熱源移動に伴なう凝固点の軌跡は図中の曲線⑤で示すような円弧となる。よって，次式の関係が成立する。

$$d\omega_M/dl = d^2u_M/dl^2 = 2/\rho_M \quad \cdots\cdots\cdots (3-2)$$

式(3−1) 式(3−2) より次式の関係が導かれる。

$$d^2u_H/dl^2 = 2/\rho_M$$

一般に $l \leqq l_M$ では熱源直下変位 u_H は微小なものと考えてさしつかえない。よって、$l \leqq l_M$ で $u_H \fallingdotseq 0$，$du_H/dl \fallingdotseq 0$ と仮定すると熱源直下変位 u_H と熱源位置 l の関係は次式のように導かれる。

$$u_H = (l - l_M)^2/\rho_M$$

$l \gg l_M$の範囲では

$$u_H \fallingdotseq l^2/\rho_M \qquad \cdots\cdots (3-3)$$

となる。すなわち，板幅が比較的小さい場合，熱源直下変位は熱源移動距離の二乗に比例するという結果が得られた。

安藤[17]らは，矩形板に一次元温度分布が存在する時の変形を降伏応力の温度依存性を考慮して，解析的に求めている。彼らの考えに従い式(3—3)の中の凝固点の曲率半径ρ_Mを求めると次式のようになる。詳細は本章の付録に示した。

$$1/\rho_M = 6\alpha Tav/W \cdot F(Tav/\theta_M) \qquad \cdots\cdots (3-4)$$

ただし，α ：線膨張係数
W ：板幅
Tav：平均温度上昇 $(= q/(2c\rho vhW))$

式(3—4)を式(3—3)に代入し，熱源位置lを力学的溶融長さl_Mで除し，無次元表示をすると次式となる。

$$\frac{u_H/l_M}{\alpha q/\lambda h} \fallingdotseq F(Tav/\theta_M) \cdot \left(\frac{l}{l_M}\right)^2 \qquad \cdots\cdots (3-5)$$

ただし，$l/l_M \gg 1$
λ：熱伝導率 $(= kc\rho)$

よって，板幅が小さい場合の熱源直下変位は式(3—5)のような形式で整理できることがわかった。実験および第2章で述べた数値解析法により，式(3—5)の妥当性を検討した。

3.2.2 理論解析の妥当性の検討

2.3節で示した実験方法および供試鋼材を用い，理論解の妥当性を確める。試験体は溶接開始直後の不安定な変形を防ぐように溶接始端側が強固な拘束材で結合されている 突合せ継手である。その試験片形状をFig.3-3に示す。板寸法(板幅W，板厚h)および溶接条件はTable3-1に示すように種々変化している。変位計測位置はFig.3-3のように等間隔に配置された$G_1 \sim G_4$の四対の点である。以上の実験条件より得られた結果を式(3—5)のように，横軸に無次元化された熱源位置$l_0 (= l/l_M)$をとり，縦軸に熱源直下変位の無次元量$(u_H/l_M)/(\alpha q/\lambda h)$をとり，Fig.3-4の両対数グラフに整理した。整理上の材料定数は次の値を用いている。

α ：線膨張係数 $(0.000012℃^{-1})$
λ ：熱伝導度 (0.1cal/sec・cm℃，0.01cal/sec・mm℃)
θ_M：力学的凝固温度 (830℃)
l_M ：力学的溶融長さ (第2章付録式(2A—2)参照)

Fig.3-4の図中の各シンボルはTable 3-1のシンボルと対応しており，図中の実線はその傾きが

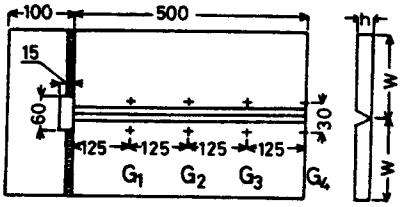


Fig. 3 − 3

実験に用いる試験体形状・寸法

	h	W	q/h	v	q/λh	Tav	Tav/θM
	mm	mm	cal/sec·cm	cm/sec	cal/cm²	°c	
○	12	200	1000	0.25	4000	100	0.12
△	12	100	1000	0.5	2000	100	0.12
□	12	200	2000	0.5	4000	100	0.12
●	25	200	1000	0.25	4000	100	0.12
▽	12	200	1000	0.5	2000	50	0.06
◇	12	200	2000	1.0	2000	50	0.06
▼	12	100	1000	1.0	1000	50	0.06
■	12	150	1350	0.9	1500	50	0.06
☆	12	100	1000	0.5	2000	100	0.12

Table 3 − 1

実験上の板寸法および溶接条件

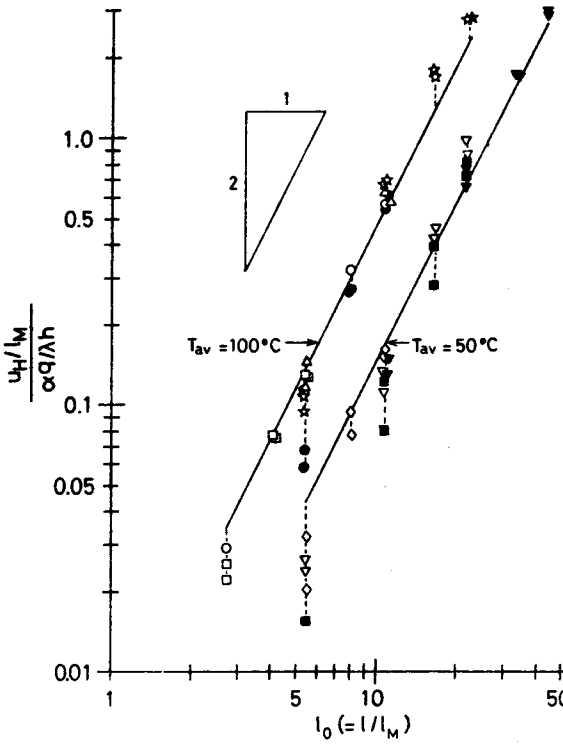


Fig. 3 − 4

種々の板寸法・溶接条件(Table 3 − 1) での無次元化熱源直下変位 ($u_H/\ell_M/(\alpha q/\lambda h)$) と無次元化熱源位置 ($\ell_0=\ell/\ell_M$) の関係

2である。このグラフより，$l_0(=l/l_M)\gg 1$の範囲において熱源直下変位u_Hはl_0の二乗にほぼ比例する。そして，溶接条件(q/h, v)，板幅Wが変化しても，平均温度上昇($Tav=q/(2c\rho vhW)$)が同一の時，実験結果は傾き2の同一直線上にほぼ一致し式（3—5）のような整理が可能であることが確められた。

次に，第2章で述べた数値解析法を用い，板幅が大きな場合にも式（3—5）が成立するかを調べる。Fig.3-5が数値解析に用いる試験片形状・寸法である。Fig.3-5の原点が溶接開始点で

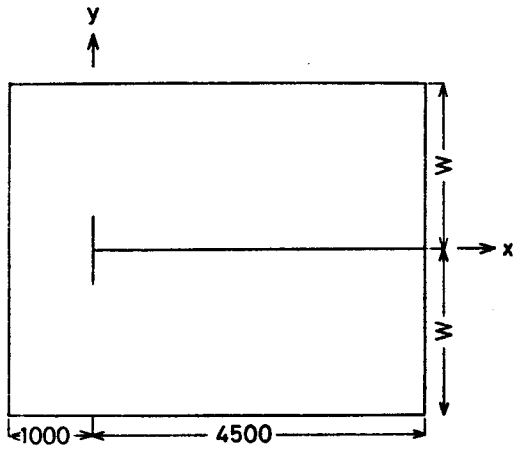
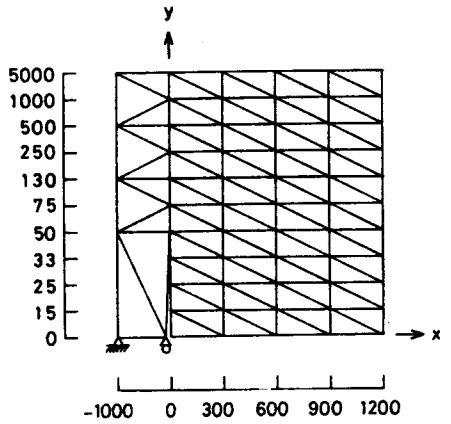


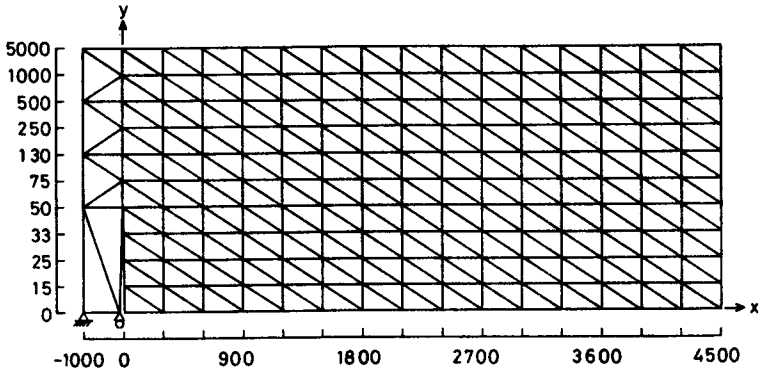
Fig. 3 — 5

数値解析に用いる試験体形状・寸法



(a)

Fig. 3 — 6　要素分割図



(b)

あり，x軸上を正の方向へ，熱源が移動する。Fig.3-6(ｂ)には板幅W＝5000mmの試験体の場合の代表的な要素分割を示し，Fig.3-6(ａ)には熱荷重履歴を求める際に用いる要素分割を示す。x方向の要素分割のしかたは溶接条件によらずその三角形のx方向の一辺の長さを300mmと一定にしたが，y方向の要素分割のしかたは，単位板厚・単位溶接長当りの入熱q/vhにより変化させた。Fig.3-6はq/vh＝6000cal/cm²の場合の要素分割を示しているが，q/vhが大きいほどy方向の要素分割を粗くした。板幅は比較的小さなW＝1000，2000mmと大きなW＝5000，10000mmのものを用いている。以上の条件のもとで行われた数値解析より，熱源直下変位u_Hの履歴をFig.3-4と同様に整理するとFig.3-7のような結果が得られる。図中に示した板幅および溶接条件で平均温度上昇がTav=30℃とTav＝６℃の場合である。このグラフより，板幅が小さい場合には板幅W単位時間・単位板厚当りの入熱q/h溶接速度vが変化しても，平均温度上昇Tavが同一であれば無次元化された熱源直下変位$(u_H/l_M)/(\alpha q/\lambda h)$と無次元化された熱源位置$l_0(=l/l_M)$の関係は大差なく，その傾きはほぼ２であり，式（3—5）の関係が成立することがわかる，しかし，板幅が5000mm以上という大きな場合には，たとえ平均温度上昇が同一であっても，板幅W，単位時間・単位板厚当りの入熱q/h，溶接速度vが異なれば，$(u_H/l_M)/(\alpha q/\lambda h)$と$l_0(=l/l_M)$の関係は一致せず，その傾きは２よりも小さくなっている。よって，板幅が小さい場合には，熱源直下変位は熱源移動距離の２乗に比例し，式（3—5）のような整理が可能であるが，板幅が大きい場合には，これらのことが成立しないことがわかった。次節以後，実用上の見地から大きな板幅を対象として，熱源直下変位におよぼす溶接条件・板幅の影響について，数値解析を用いて検討していく。

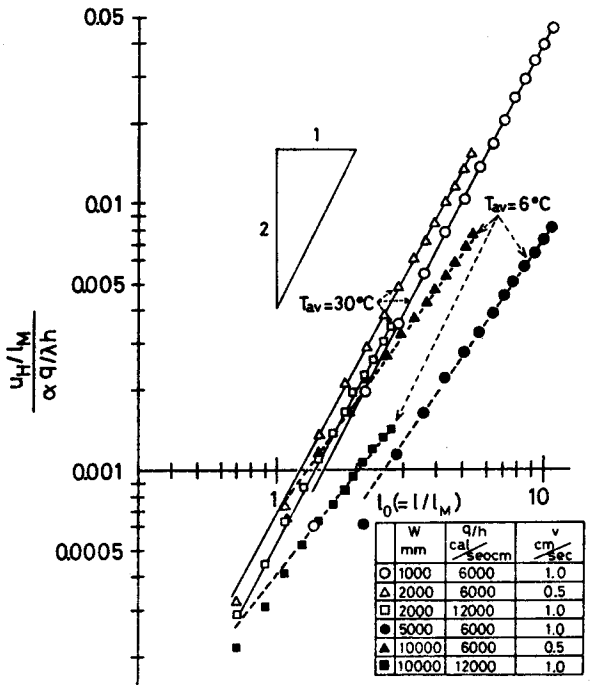


Fig. 3 — 7

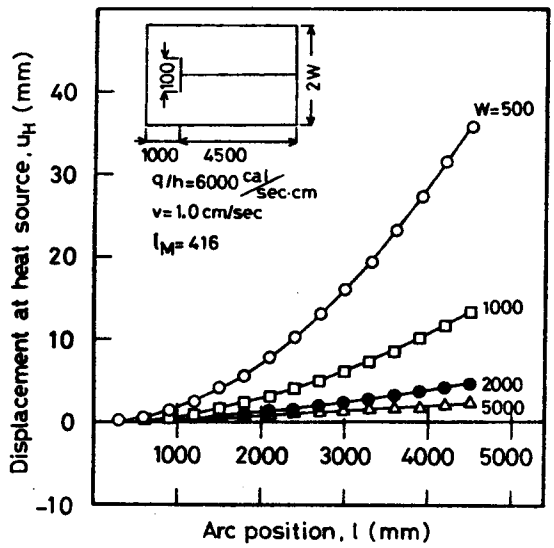
無次元化熱源直下変位$(u_H/l_M/(\alpha q/\lambda h))$と無次元化熱源位置$(l_0=l/l_M)$の関係

3.3　熱源直下変位におよぼす板幅の影響

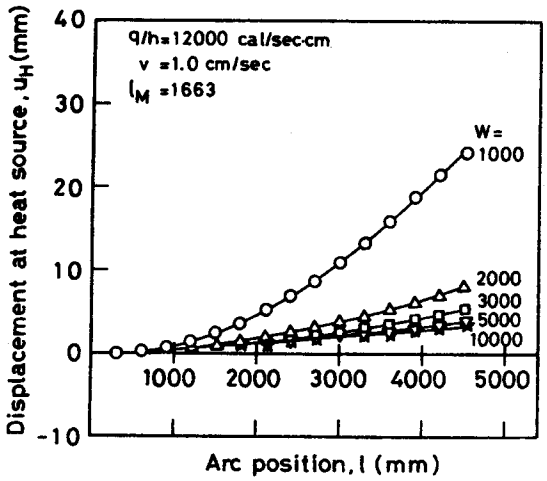
溶接条件が一定で，板幅が異なる場合の熱源直下変位u_Hの挙動の比較をFig.3-8に示した。(a)(b)(c)は溶接条件が異なるが，横軸に熱源位置lをとり，縦軸に熱源直下変位u_Hをとっている。いずれの溶接条件においても，同一熱源位置での熱源直下変位u_Hは，板幅が大きいほど小さくなり，u_Hの曲線の曲率も小さくなる。Fig.3-8の各溶接条件での熱源直下変位u_Hの挙動を，Fig.3-9の両対数グラフ上に整理した。Fig.3-9の(a)(b)(c)の各グラフより，いずれの溶接条件においても熱源直下変位u_Hは溶接初期をのぞき，次式を満足することがわかる。

$$u_H \propto l^m \quad \cdots\cdots\cdots (3-6)$$

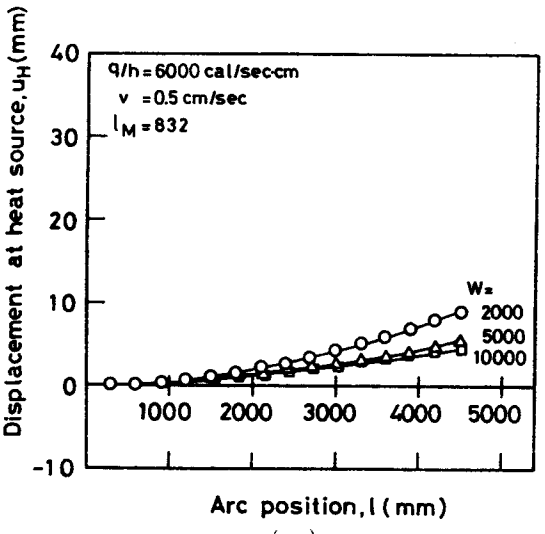
そして，各溶接条件とも$W=500$mmや$W=1000$mmのように板幅が小さい場合指数mは$m \fallingdotseq 2$であ



(a)

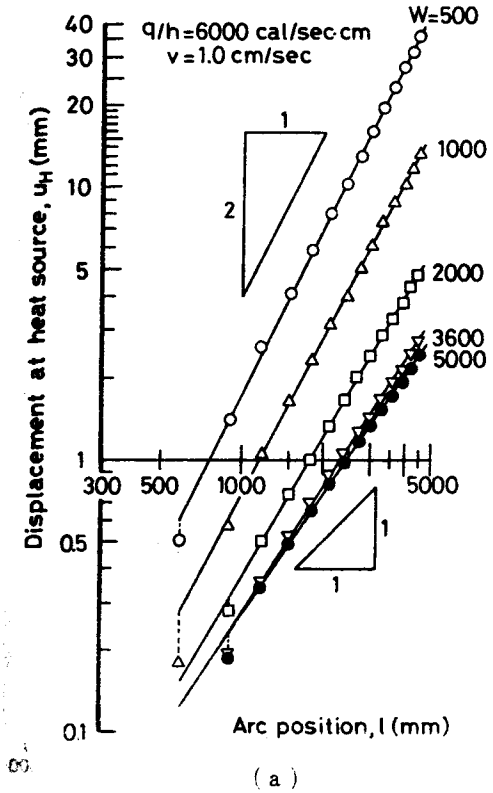


(b)

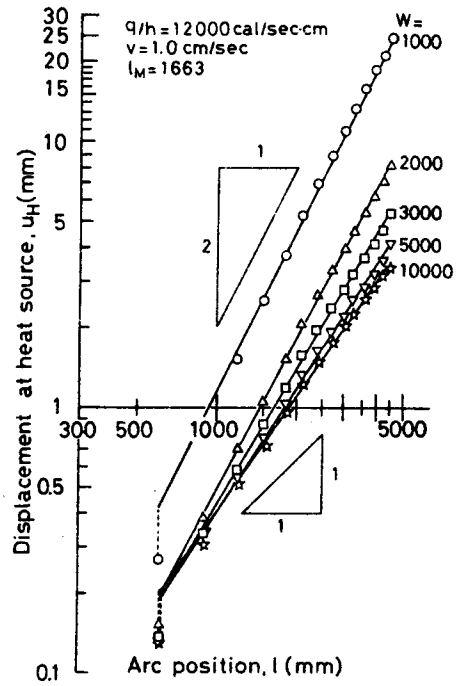


(c)

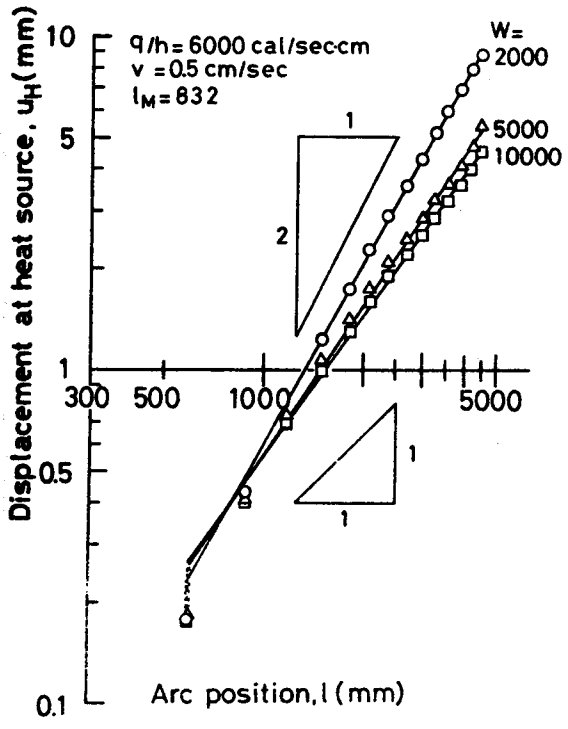
Fig. 3 − 8
各溶接条件での熱源直下変位におよぼす板幅の影響



(a)



(b)



(c)

Fig. 3 − 9

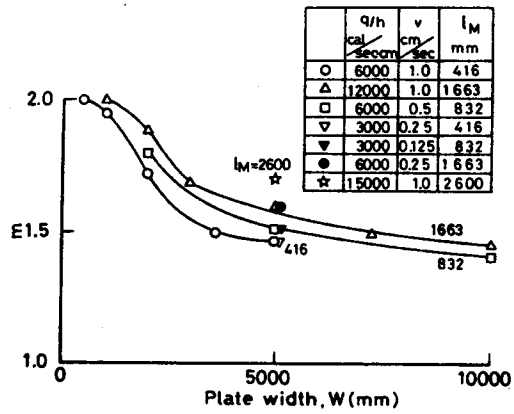
各溶接条件での熱源直下変位におよぼす板幅の影響

り，3.2節の理論解析の結果と一致する。しかし，板幅が大きくなると指数mの値は2より小さくなる。Fig.3-9に示した溶接条件・板幅以外のものについても式（3—6）の関係を示すので，次のような近似式を用いて，熱源直下変位u_Hにおよぼす溶接諸条件の影響を整理した。

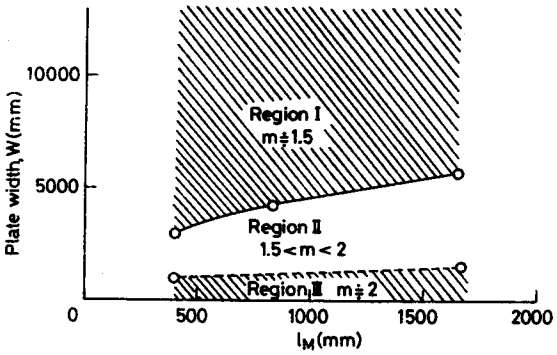
$$u_H = A\,(l/l_M)^m \quad \cdots\cdots\cdots (3-7)$$

式（3—7）の指数mは，u_H曲線の曲率に大きく影響をおよぼす因子で，指数mが大きいほどその曲率は大きくなる。式（3—7）の定数Aは$l = l_M$の熱源位置での熱源直下変位に対応する。

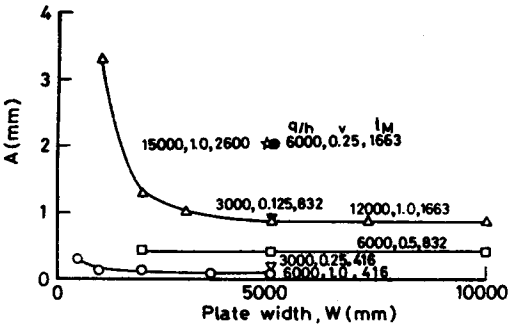
指数mおよび定数Aにおよぼす板幅の影響をFig.3-10に示した。



（a）



（b）



（c）

Fig. 3 −10

式（3−7）中の指数m定数Aにおよぼす板幅の影響

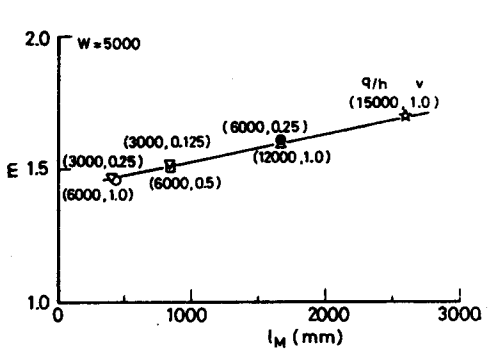
Fig.3-10(a)に示すようにいずれの溶接条件においても板幅が小さい時，$m \fallingdotseq 2$である。図中の実線は各力学的溶融長さl_M(=416，832，1663mm)ごとに結んだ曲線である。単位時間・単位板厚当りの入熱q/hや溶接速度vが異なっても，力学的溶融長さl_Mが同一ならば指数mはほぼ同じとなる。いずれの力学的溶融長さでも板幅の増加とともに指数mの値は小さくなり，十分大きな板幅では$m \fallingdotseq 1.5$となる。与えられたl_Mに対してどの程度の板幅以上の時に$m \fallingdotseq 1.5$でどの程度の板幅以下の時に$m \fallingdotseq 2$であるかをFig.3-10(b)に示す。Fig.3-10(b)の結果はFig.3-10(a)の結果より求めており，Fig.3-10(a)の各曲線の描き方により多少動くものであるが，

ある程度の目安となるものである。

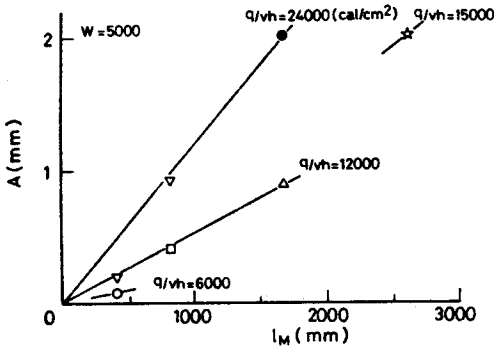
Fig.3-10(ｃ)は定数Aにおよぼす板幅の影響を示している。いずれの溶接条件でも板幅の増加とともに定数Aの値は小さくなり一定値に収束している。Fig.3-10(ｃ)の図中に示した数値は，左から単位時間・単位板厚当りの入熱q/h(cal/sec･cm) 溶接速度v (cm/sec) 力学的溶融長さl_M(mm) である。

3.4　熱源直下変位におよぼす溶接条件の影響

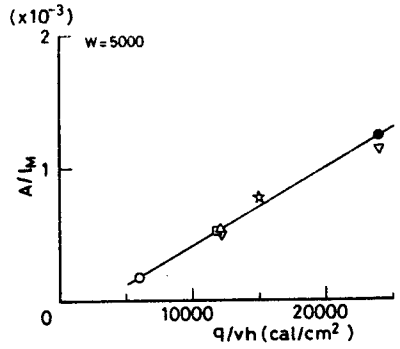
Fig.3-10の結果より，板幅W＝5000mmの場合について，指数m 定数A におよぼす溶接条件の影響をFig.3-11に整理した。



(a)



(b)



(c)

Fig. 3 －11
W＝5 000mm の場合の指数 m 定数 A におよぼす溶接条件の影響

Fig.3-11(ａ)は指数mにおよぼす溶接条件の影響を表わしている。横軸に力学的溶融長さl_Mをとり，縦軸に指数mの値をとっている。図中の(　　)内の数値は，左から単位時間・単位板厚当りの入熱q/h(cal/sec･cm) 溶接速度v (cm/sec) である。指数mは力学的溶融長さl_Mの増加とともに大きくなる傾向にある。

Fig.3-11(ｂ)は横軸に力学的溶融長さl_Mをとり，縦軸に定数Aの値をとっている。図より，定数Aは，単位板厚・単位溶接長当りの入熱q/vhごとに結んだ原点を通る直線で，近似されることがわかる。このことより，定数Aとl_Mの比A/l_Mとq/vhの関係を整理するとFig.3-11(ｃ)のようになる。Fig.3-11(ｃ)の結果を次の近似式で表わす。

$$A/l_M=5.8\times10^{-8}\cdot(q/vh)-1.7\times10^{-4} \quad \cdots\cdots (3-8)$$

〔q/vh〕：cal/cm^2　　$6000\leqq q/vh\leqq24000$ (cal/cm^2)

本研究で対象としている単電極連続溶接の通常の溶接条件では，力学的溶融長さl_Mが1000mmをこえることはない。この場合Fig.3-11(a)より指数mの値はほぼ1.5である。したがって，板幅W＝5000mmの場合の熱源直下変位u_Hにおよぼす溶接条件の影響は近似的に次のように表わされる。

$$u_H=A\,(l/l_M)^{1.5}$$

$$=\{5.8\times10^{-8}\cdot(q/vh)-1.7\times10^{-4}\}\cdot l^{1.5}/\sqrt{l_M} \quad \cdots\cdots (3-9)$$

〔u_H〕：mm　〔A〕：mm　〔q/vh〕：cal/cm^2　〔l〕：mm　〔l_M〕：mm

$l_M\leqq1000$(mm)　W＝5000mm

上式 (3−9) が$W>5000$mmの範囲まで拡張できるかについて考察する。Fig.3-10(b)より，$l_M\leqq1000$mmの範囲ではW＝5000mmという条件はRegion Ⅰにはいり，指数mの値は$W>5000$mmの範囲でも$m\fallingdotseq1.5$となることがわかる。Fig.3-10(c)より，$W\geqq5000$の範囲では定数Aはほとんど変化しないことがわかる。したがって，式 (3−9) は$W>5000$mmの場合に拡張できることがわかる。

3.5 結　　論

熱源前方に拘束を有しない突合せ溶接の熱源直下変位u_Hは，以下に示すような特性を有する。

(1) 熱源直下変位u_Hは熱源進行とともに次第に開く。

(2) 熱源直下変位u_Hは，単位板厚・単位溶接長当りの入熱q/vh，力学的溶融長さl_M，板幅Wにより決まる。

(3) 熱源直下変位u_Hは次式で近似できる。

$$u_H=A\,(l/l_M)^m$$

(4) 指数mは板幅Wと力学的溶融長さl_Mできまる量である。同一板幅では，l_Mの増加に伴ない指数mは大きくなる。いずれのl_Mであっても板幅の小さい場合は$m\fallingdotseq2$であり，板幅の増加とともに指数mは小さくなり，十分板幅の大きい場合には1.5となる。指数mが1.5とみなせる板幅(Region Ⅰ)，指数mが2.0とみなせる板幅(Region Ⅲ)は，力学的溶融長さl_Mにより異なり，おおよそFig.3-10(b)のようである。

(5) 定数Aは板幅Wと力学的溶融長さl_Mおよび単位板厚・単位溶接長当りの入熱q/vhできまる。l_Mとq/vhが一定すなわち溶接条件が一定の時，板幅が大きくなるほどAの値は小さくなり，ある一定値に近づく。板幅が一定ならば，同一のq/vhの時，l_Mの増加に伴ないAの値は大きくなり，同一のl_Mではq/vhが大きいほどAの値は大きい。

$W\geqq5000$mmのような十分板幅の大きい場合には，定数Aは次式で近似される。

$$A/l_M = 5.8\times10^{-8}\cdot(q/vh) - 1.7\times10^{-4}$$

〔q/vh〕：cal/cm²　　$6000 \leqq q/vh \leqq 24000$ (cal/cm²)

(6) $W \geqq 5000$mmのような十分板幅の大きな突合せ溶接の熱源直下変位u_Hは近似的に次式で表わせる。

$$u_H = \{5.8\times10^{-8}\cdot(q/vh) - 1.7\times10^{-4}\}\cdot l^{1.5}/\sqrt{l_M}$$

〔q/vh〕：cal/cm²　　$l_M \leqq 1000$ (mm)

$6000 \leqq q/vh \leqq 24000$ (cal/cm²)

付録　矩形板の端面が加熱された場合の曲率

第3章本文中の式（3—4）の凝固点の曲率$1/\rho_M$の導入について述べる。Fig.3A-1(a)に示す凝固点A′における曲率は，熱源がA′点を通過して現在の熱源の位置A点に到達するまでにうける温度履歴と板幅によりきまるものである。そこで，熱源がA′点からA点まで移動するまでに，A′点を通る横断面(溶接線に垂直な断面)がうける温度履歴を，Fig.3A-1(b)に示すような矩形板に与えることにより，一次元問題として取り扱い，熱源がA点に達した時の凝固点A′の

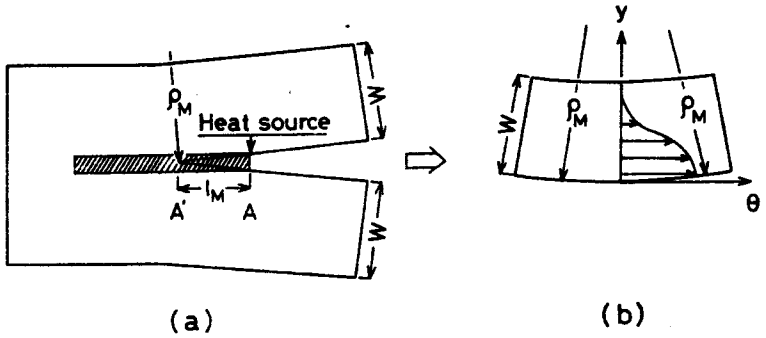


Fig. 3A-1

曲率$1/\rho_M$を求める。

熱源がA′点からA点まで移動する時の温度履歴を次のように考える。移動線熱源の場合，注目する横断面を熱源が通過してしばらくすると，熱源が通過する瞬間に，瞬間平面熱源が投与された場合の温度履歴とほぼ同一となるが，解析の簡便さから，熱源通過直後より，瞬間平面熱源による温度分布式を用いる。すなわち，単位時間・単位板厚当りの入熱q/hの強さの線熱源が速度vで移動する時に，次式で表わす温度分布式を用いる。

$$\theta(y,\ t) = \frac{q}{c\rho vh}\cdot\frac{1}{2\sqrt{\pi kt}}\exp\left(-\frac{y^2}{4kt}\right)+\theta_0 \qquad \cdots\cdots\cdots (3A-1)$$

c：比熱　　ρ：密度　　k：熱拡散率　　θ_0：初期温度

y：溶接線からの距離　　t：注目する断面を通過してからの時間

一次元温度分布を有する矩形板の変形に関して，安藤[17]らは変形後も横断面が常に平面を保つと仮定し，その曲率を次のように求めている。

安藤らの解析法の特徴は，一度溶融して凝固した領域の固有収縮の効果を考慮している点である。すなわち，彼らの解析仮定は縦弾性係数の温度依存性を考慮し，Fig.3A-2(b)のように

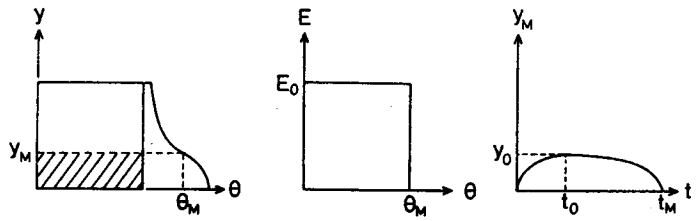


Fig.3A-2

縦弾性係数の温度依存性を仮定している点である。図中θ_Mは，第2章でのべた力学的凝固温度であり，それより高温では材料の変形抵抗が失なわれる温度である。軟鋼を対象として830℃を用いている。Fig.3A-2(a)のような一次元温度分布を有する時，温度θ_Mに対応するy座標をy_Mとすると，y_Mは時間の関数となりFig.3A-2(c)のように時間とともに増加し，最大値を示したのち減少する。この最大値を示した時間をt_0とすると，時間がt_0をこえると一度θ_M以上となった後θ_M以下となる領域が生じるが，t_0より以前ではそのような領域はない。そこで，彼らはt_0以前と以後で次のような曲率の式を導いている。

$$
\left.
\begin{aligned}
&t < t_0 \\
&\frac{1}{\rho_1} = \frac{12\alpha}{(W - y_M(t))^3} \int_{y_M(t)}^{W} \theta(y,t)\left(\frac{W + y_M(t)}{2} - y\right) dy \\
&t \geqq t_0 \\
&\frac{1}{\rho_2} = \frac{1}{\rho_1} + \frac{12\alpha}{(W - y_M(t))^3} \int_{y_M}^{y_0} \theta_\sigma \left(\frac{W + y_M(t)}{2} - y\right) dy \\
&6\sigma = -\theta_M + \frac{W - y_M(t)}{2\alpha} \cdot \frac{1}{\rho_1} + \frac{1}{W - y_M(t)} \int_{y_M(t)}^{W} \theta(y,t)\, dy
\end{aligned}
\right\} \quad (3A-2)
$$

ただし

α　：線膨張係数（温度によらず一定）

W　：板幅

θ_M　：縦弾性係数が零となる温度

$y_M(t)$：θ_Mに対応するy座標

y_0　：$y_M(t)$の最大値

t_0　：$y_0 = y_M(t_0)$を満足するtの値

式(3A−2)に式(3A−1)を代入すると，次式が導かれる。

$t < t_0$

$$\frac{1}{\rho_1}=\frac{1}{\rho_0}\left[\frac{1+y_M(t)/W}{(1-y_M(t)/W)^3}\left\{\Phi\left(\frac{\pi}{2\sqrt{t/\tau}}\right)-\Phi\left(\frac{\pi y_M(t)/W}{2\sqrt{t/\tau}}\right)\right\}+\frac{4}{(1-y_M(t)/W)^3}\cdot\frac{1}{\pi\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{t}{\tau}}\left\{\exp\left(-\frac{\pi^2}{4t/\tau}\right)-\exp\left(-\frac{(\pi y_M(t)/W)^2}{4t/\tau}\right)\right\}\right] \quad \cdots\cdots (3A-3)$$

ただし

$$\frac{1}{\rho_0}=6\alpha\cdot\frac{q}{2c\rho vhW}\cdot\frac{1}{W}=\frac{6\alpha Tav}{W}$$

$$\frac{y_M}{W}=2\sqrt{\frac{t}{\pi^2\tau}\cdot\ln\left(\sqrt{\frac{\pi\tau}{t}}\cdot\frac{Tav}{\theta_M-\theta_0}\right)}$$

$$\frac{y_0}{W}=\sqrt{\frac{2}{\pi e}}\cdot\frac{Tav}{\theta_M-\theta_0} \qquad (e：自然対数の底)$$

$$\tau=\frac{W^2}{\pi^2 k} \qquad t_0=\left(\frac{q}{2c\rho vh}\cdot\frac{1}{\theta_M-\theta_0}\right)^2/\pi ke=\left(\frac{Tav}{\theta_M-\theta_0}\right)^2/\pi ke\cdot W^2$$

式(3A−3)を次式のようにおく

$$\frac{1}{\rho_1}=\frac{1}{\rho_0}f\left(Tav/(\theta_M-\theta_0),\ t/\tau\right) \quad \cdots\cdots (3A-4)$$

と $t \geqq t_0$ ではその曲率は次のようになる。

$$\frac{1}{\rho_2}=\frac{1}{\rho_0}\left[f\left(Tav/(\theta_M-\theta_0),\ t/\tau\right)\left\{1+\frac{3(y_0/W-y_M(t)/W)(1-y_0/W)}{(1-y_M(t)/W)^2}\right\}+\frac{(y_0/W-y_M(t)/W)(1-y_0/W)}{(1-y_M(t)/W)^3}\left\{\frac{-(\theta_M-\theta_0)}{Tav}+\frac{1}{(1-y_M(t)/W)}\cdot\left(\Phi\left(\frac{\pi}{2\sqrt{t/\tau}}\right)-\Phi\left(\frac{\pi y_M(t)/W}{2\sqrt{t/\tau}}\right)\right)\right\}\right]$$

$$\equiv\frac{1}{\rho_0}g\left(Tav/(\theta_M-\theta_0),\ t/\tau\right) \quad \cdots\cdots (3A-5)$$

Fig.3A-1(a)に示したように，熱源がA点に達し，A′点に凝固点が達した時のA′点の曲率は，Fig.3A-2(c)で示す時間t_M($y_M(t)$が再び零となる時間）での曲率に対応すると考えられるので，式(3A−5)に$t=t_M$を代入すれば，凝固点A′の曲率は求められる。t_Mは溶接条件によりきまり次のようになる。

$$t_M=\frac{1}{4\pi k}\left(\frac{q}{c\rho vh}\cdot\frac{1}{\theta_M-\theta_0}\right)^2=\frac{1}{\pi k}\left(\frac{q}{2c\rho vh}\cdot\frac{1}{\theta_M-\theta_0}\right)^2$$

$$\frac{t_M}{\tau}=\frac{\pi^2 k}{W^2}\cdot\frac{1}{\pi k}\left(\frac{q}{2c\rho vh}\cdot\frac{1}{\theta_M-\theta_0}\right)^2=\pi\left(\frac{q}{2c\rho vhW}\cdot\frac{1}{\theta_M-\theta_0}\right)^2$$

$$=\pi\left(\frac{Tav}{\theta_M-\theta_0}\right)^2 \quad \cdots\cdots\cdots (3A-6)$$

したがって，凝固点での曲率は次式のようになる。

$$\frac{1}{\rho_M}=\left(\frac{1}{\rho_2}\right)_{t=t_M}=\frac{1}{\rho_0}g\left(\frac{Tav}{\theta_M-\theta_0},\ \pi\frac{Tav}{\theta_M-\theta_0}\right) \quad \cdots\cdots\cdots (3A-7)$$

本論文での実験では$\theta_0<30$℃であり，$\theta_0\ll\theta_M$(=830℃)なので，また，数値解析上でも$\theta_0=0$℃としているので，式(3A−7)で$\theta_0=0$℃とすると次式となる。

$$\frac{1}{\rho_M}\fallingdotseq\frac{1}{\rho_0}F(Tav/\theta_M)=\frac{6\alpha Tav}{W}F(Tav/\theta_M) \quad \cdots\cdots\cdots (3A-8)$$

第4章　熱源前方に面外拘束材を有する場合のグルーブ間隙の変化

4.1 緒　　言

本章では溶接される2枚の板の間にあらかじめ一定間隔で面外拘束材が配置されている場合について，溶接の進行にともなうグルーブ間隙の変位について検討する。面外拘束材の剛性は極めて大きいものとして面外拘束材の変位は考慮しない。この仮定のもとに十分大きな板幅(W=10000mm)　の突合せ溶接を対象として，種々の溶接条件，板の長さ，面外拘束材の間隔の場合のグルーブ間隙の変化を，第2章でのべた方法で数値解析し，熱源直下変位の特性について考察する。

4.2 熱源値下変位の特性

Fig. 4－1 に示すように，溶接始端が300×150mmの矩形板で接合され，間隔 ℓ_p ごとに面外拘束材が配置された，板の長さ L，板幅 W=10000mmの2枚の板を突合せ溶接する場合のグルーブ間隙の変化を数値解析する。面外拘束材の剛性は無限大と仮定するので，数値解析上 Fig. 4－1 に示すように y=±150mmの●印の位置の y 方向の変位を拘束する。

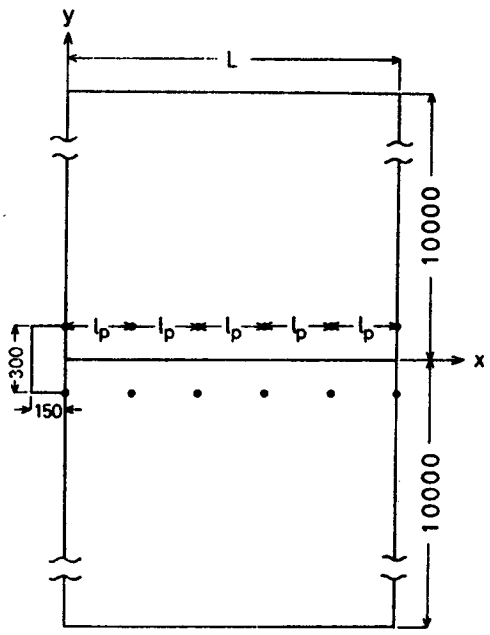


Fig. 4－1　数値解析に用いる試験体形状・寸法

Fig. 4－3に数値解析結果の一例（L= 10500mm, ℓ_p= 1200mm, q/h= 3000cal/sec·cm, v= 0.25cm/sec）を示す。この数値解析に用いた要素分割を Fig. 4－2 に示すが，他の溶接条件の場合，x 方向の分割に関しては溶接条件が異なっても同一としたが，y 方向の分割に関しては溶接条件により変化させた。

Fig. 4－3(a)は，各熱源位置（ℓ=600, 2700, 5100, 7500mm）での熱源前方のグルーブ間隙の変化を表わしている。横軸には，Fig. 4－1 に示したように溶接開始点を原点とする x 座標をとり，縦軸にはグルーブ間隙の変化量をとった。図中番号①～⑨は面外拘束材の位置を示

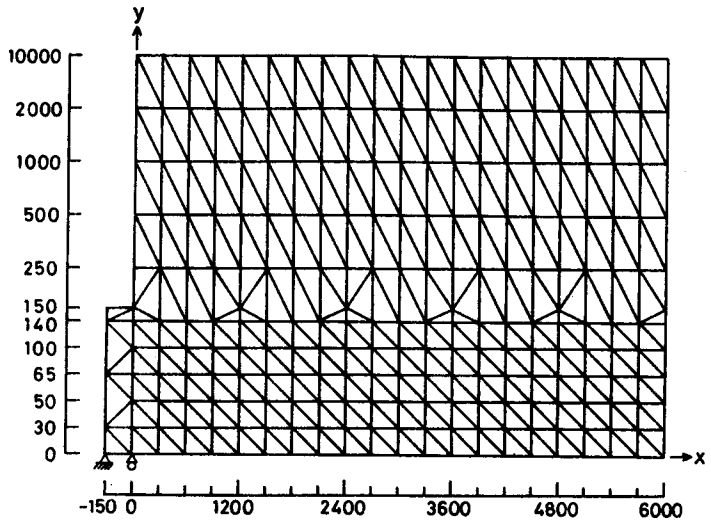


Fig. 4 − 2　要素分割図

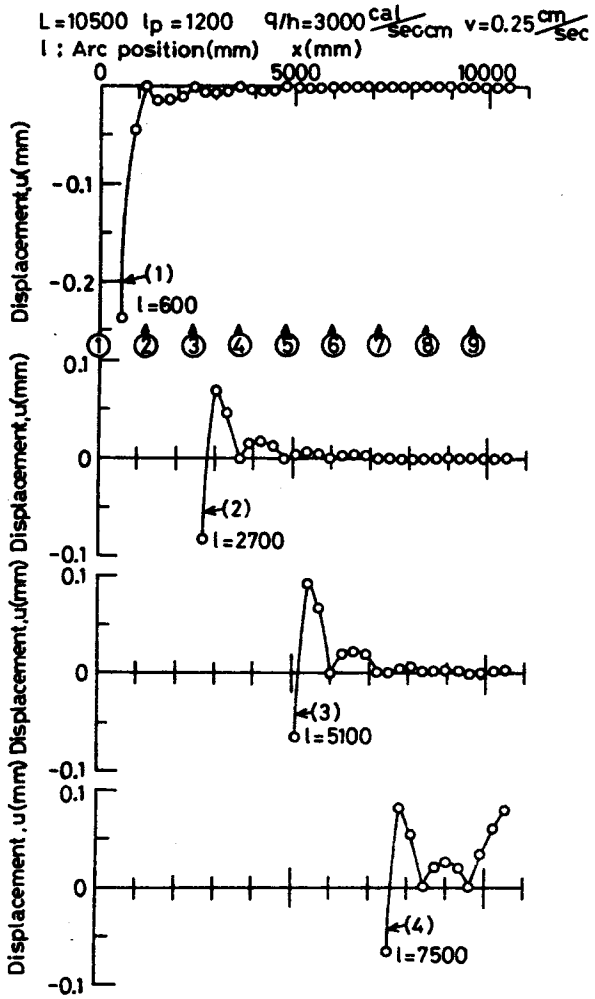


Fig. 4 − 3

(a) 各熱源位置における熱源前方のグルーブ間隙の変化

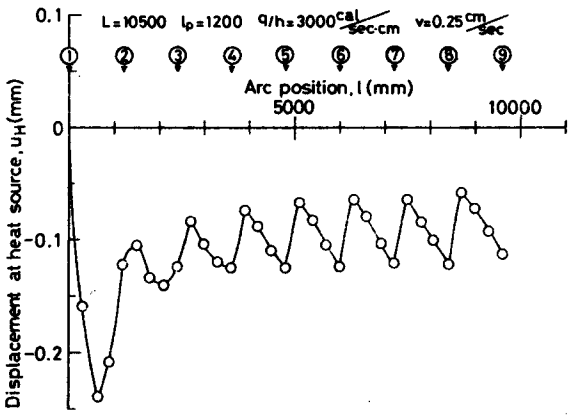


Fig. 4 － 3

(b)熱源直下変位の挙動

している。熱源位置が ℓ=600mm の場合には，曲線(1)のように熱源前方のすべての範囲においてグルーブ間隙は閉じているが，熱源位置が ℓ= 2700， 5100， 7500mm の場合には曲線(2)(3)(4)のように熱源直下付近をのぞき，グルーブ間隙は開いている。そして，各瞬間の熱源位置より，その面外拘束材間隔 ℓ_p の5倍程度も離れればグルーブ間隙の変化量は熱源直下のグルーブ間隙の変化量に比べ無視できるほど小さいものとなっている。

Fig. 4－3(b)は，1.1節で定義した熱源直下変位 u_H すなわち熱源位置でのグルーブ間隙の変化を結んだものである。第3章で取り扱った熱源前方に拘束を有しない時の u_H の特性は熱源移動とともに開いていくというものであったが，Fig. 4 － 3(b)の場合 u_H は常に閉じており，面外拘束材の間で脈動するような変形特性になる。以後，この u_H 曲線の特性について考察する。

Fig. 4 － 4 は，Fig. 4 － 3 と同じ溶接条件，面外拘束材の間隔で板の長さが L= 6000， 8400，

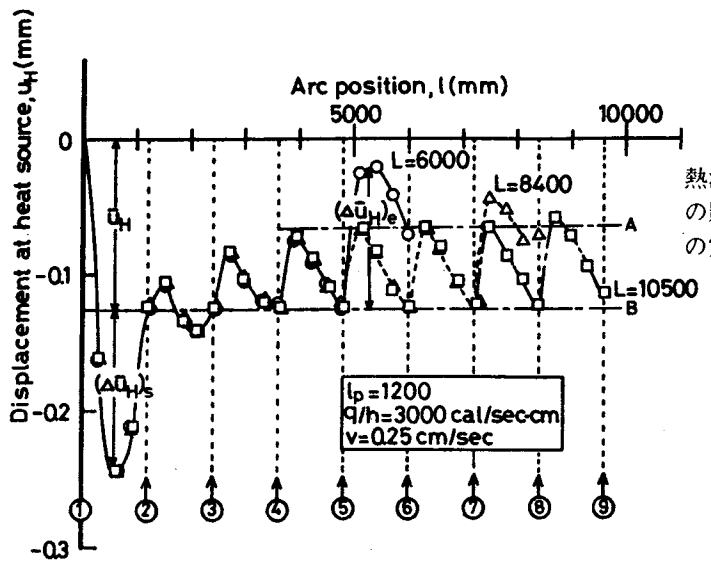


Fig. 4 － 4

熱源直下変位におよぼす板の長さの影響および $\bar{u}_H$，$(\Delta\bar{u}_H)_s$，$(\Delta\bar{u}_H)_e$ の定義

10500mm と異なる場合の熱源直下変位 u_H の挙動を表わしている。横軸に熱源位置 ℓ，縦軸に熱源直下変位 u_H をとっている。溶接終端と溶接終端に一番近い面外拘束材との間での熱源直下変位の挙動は，板の長さ Lにより異なるが，それ以外の位置での熱源直下変位 u_H の挙動は板の長さ L の相異による影響はほとんどうけないことがわかる。

そこでいま板の長さ $L=$ 8400mm の場合の熱源直下変位に注目すると，熱源直下変位は溶接初期に大きく閉じるが，熱源が面外拘束材の位置④を通過すると以後は，ほぼ準定常状態となり，図中に示した横軸に平行な直線AとBの間を脈動するようになる。終端とこれに最も近い面外拘束材の間（この場合には，面外拘束材の位置⑦と⑧の間）では直線Aで示した変位レベルよりも開き側の変位となる。準定常変形時の直線Bで示した変位レベルは各面外拘束材の位置での熱源直下変位と一致している。このような熱源直下変位曲線の特性から，Fig. 4－4 に示す次の3つの量 $(\bar{u}_H, (\Delta\bar{u}_H)_s, (\Delta\bar{u}_H)_e)$ を定義する。

(1) 準定常状態において各面外拘束材の位置で生じる熱源直下変位を $\bar{u}_H$ と表わす $(\bar{u}_H<0)$

(2) 溶接始端（面外拘束材の位置②）と面外拘束材の位置①の間(最初のスパン)で生じる熱源直下変位の最大閉じ量を次のように表わす。

$$|\bar{u}_H|+(\Delta\bar{u}_H)_s,\ (\Delta\bar{u}_H)_s>0$$

(3) 終端とこれに最も近い面外拘束材との間（最終スパン）で生じる熱源直下変位の最小閉じ量（最大開き量）を次のように表わす。

$$|\bar{u}_H|-(\Delta\bar{u}_H)_e,\ (\Delta\bar{u}_H)_e>0$$

Fig. 4－5，Fig. 4－6 は各面外拘束材の位置の熱源直下変位およびそれぞれの面外拘束材の間（各スパン）での熱源直下変位の極大直を，横軸に熱源位置をとり整理したものである。各スパンでの熱源直下変位の極大値を実線で結び，各面外拘束材位置での熱源直下変位を破線で結んでいる。いずれの図においても最初のスパンおよび最終スパンの熱源直下変位は除いている。Fig. 4－5 では，溶接条件が一定 $(q/h=$ 3000cal/sec·cm，$v=0.25$cm/sec) で面外拘束材の間隔 ℓ_p が異なっている。Fig. 4－5 の横軸には，熱源位置 ℓ を面外拘束材の間隔 ℓ_p で除したものをとり，図中の（ ）内には左から，面外拘束材の間隔 ℓ_p(mm) 板の長さ L(mm) をとった。ℓ_p

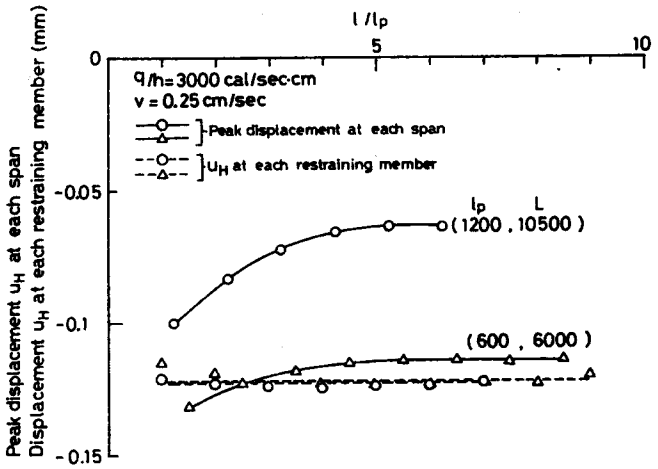


Fig. 4 － 5

各スパンでの熱源直下変位のピーク値と各拘束材の位置での熱源直下変位（拘束材の間隔が異なる場合）

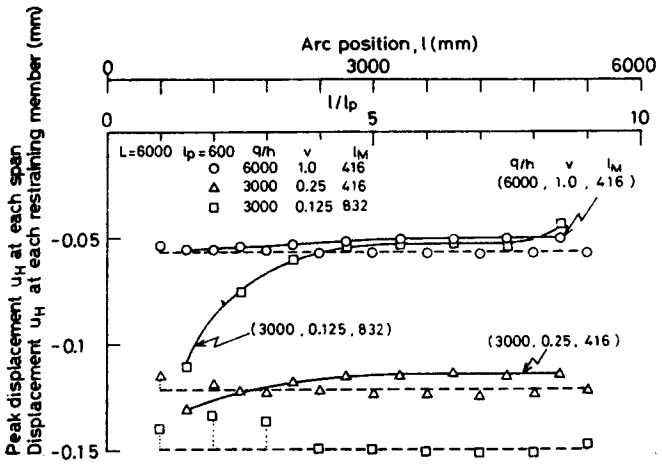


Fig. 4 − 6

各スパンでの熱源直下変位のピーク値と各拘束材の位置での熱源直下変位（溶接条件が異なる場合）

＝1 200mmの場合の結果はFig. 4－4から得られたもので，○印で表わされており，熱源位置が溶接始端から$5\ell_p$程度以上離れた位置では熱源直下変位はある一定の振幅で脈動し，準定常変形となっていることが認められる。また，ℓ_p=600mmの場合においても，ℓ_p=1 200mmの場合と同様に$\ell \geqq 5\ell_p$の範囲では準定常変形となっていることがわかる。Fig. 4－6は，面外拘束材の間隔ℓ_pが600mmで溶接条件が種々変化している。図中（　）内の数値は左から単位時間・単位板厚当りの入熱q/h(caℓ/sec·cm)溶接速度v(cm/sec)力学的溶融長さℓ_M(mm)である。この図より他の溶接条件においても，$\ell \geqq 5\ell_p$を満足する熱源位置で準定常変形となることがわかる。これは，Fig. 4－3のところで述べたように熱源前方$5\ell_p$以上離れた位置では，そのグルーブ間隙の変化は熱源直下のグルーブ間隙の変化に比べほとんど無視できるほど小さいものであることと関連している。Fig. 4－5，Fig. 4－6より通常の単電極溶接の入熱範囲（$\ell_M \leqq 900$mm，$6\,000 \leqq q/vh \leqq 24\,000ca\ell$/cm^2）で$\ell_p \geqq 600$mmの範囲では，$\ell \geqq 5\ell_p$を満足する熱源位置で準定常変形となることが推察される。

4.3 準定常状態の熱源直下変位

4.3.1 溶接条件の影響

4.2節で述べたように準定常状態となった時には，ある変位レベル（たとえば，Fig. 4－4の直線A，B）の間でu_Hが脈動する状態となり，この場合の最大閉じ量は，熱源が面外拘束材の位置に到達した時の熱源直下変位に対応している。

Fig. 4－7に準定常状態での最大閉じ量$\bar{u}_H$におよぼす溶接条件の影響を整理した。横軸に単位板厚・単位溶接長当りの入熱q/vhをとり，縦軸に$\bar{u}_H$をとり整理した。図中のℓ_Mは第2章付録にも示した力学的溶融長さである。この図より，同一のℓ_Mでは$|\bar{u}_H|$はq/vhにほぼ比例する傾向となり，同一のq/vhではℓ_Mが小さいほど$|\bar{u}_H|$は大きくなる。ℓ_Mが一定の時，$-\bar{u}_H$とq/vhの関係を比例関係で近似するために$-\bar{u}_H$のq/vhに対する比$-\bar{u}_H/(q/vh)$(mm/(caℓ/cm^2))とℓ_Mの関

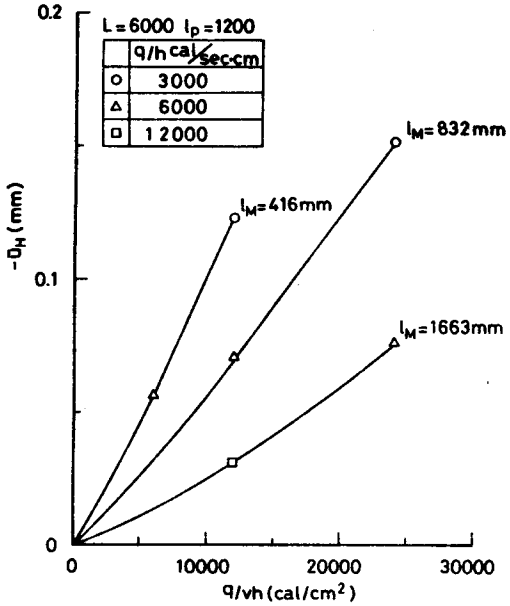


Fig. 4 − 7

$\bar{u}_H$ におよぼす溶接条件の影響

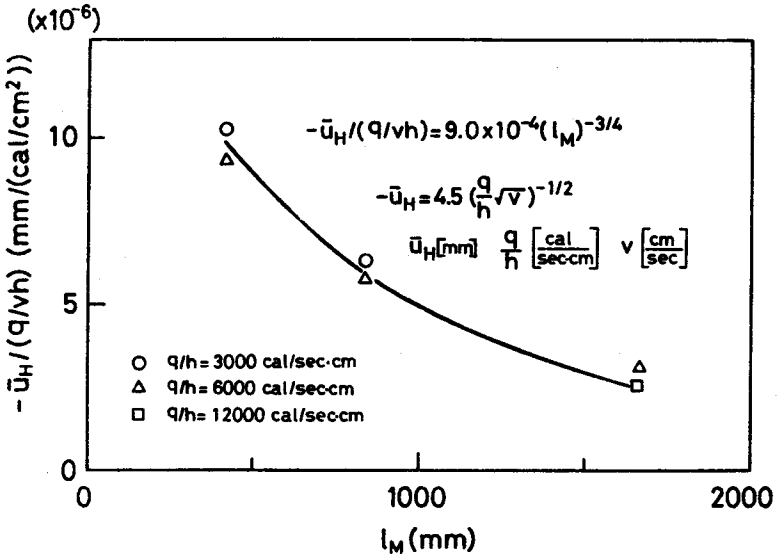


Fig. 4 − 8　$\bar{u}_H/(q/vh)$ と ℓ_M の関係

係を Fig. 4 − 8 に整理した。図中の実験は次式のように表わされる。

$$-\bar{u}_H/(q/vh) = 9.0\times10^{-4}(\ell_M)^{-\frac{3}{4}} \qquad (4-1)$$

この式を書きなおすと次のようになる。

$$-\bar{u}_H = 4.5\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}} \qquad (4-2)$$

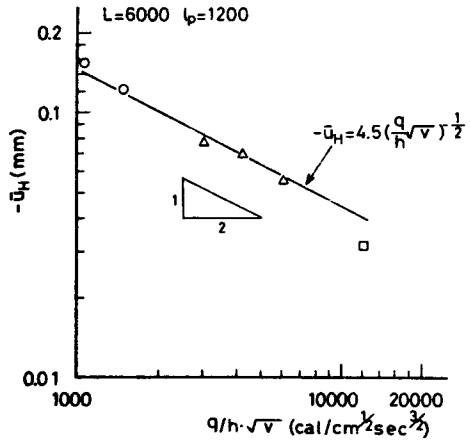


Fig. 4 − 9　$\bar{u}_H$ と $q/h\cdot\sqrt{v}$ の関係

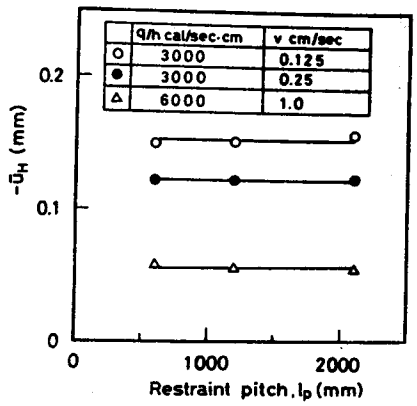


Fig. 4 −10　$\bar{u}_H$ におよぼす面外拘束材の間隔の影響

[u_H]:mm　[q/h]:cal/sec·cm　[v]:cm/sec

横軸に近似式（4 − 2）より導かれた溶接条件の因子 $q/h\cdot\sqrt{v}$ をとり，縦軸に $-\bar{u}_H$ をとり，Fig. 4 −8 の結果を Fig. 4 −9 に整理し直した。

4.3.2 面外拘束材間隔の影響

準定常状態での熱源直下変位の最大閉じ量 $\bar{u}_H$ におよぼす面外拘束材間隔 ℓ_p の影響について論じる。Fig. 4 −5 によれば準定常状態での最大閉じ量 $\bar{u}_H$ は，面外拘束材間隔 ℓ_p が 600mm でも 1200mmでもほぼ同じである。そこで $\bar{u}_H$ におよぼす ℓ_p の影響を数種の溶接条件に対して求めてみると Fig. 4 −10のようになる。いずれの溶接条件においても $\bar{u}_H$ は ℓ_p の影響をほとんどうけていない。よって，式（4 − 1）および式（4 − 2）は面外拘束材間隔 ℓ_p が変わっても十分適用できるものと考えられる。この事実は面外拘束材の位置での熱源直下変位が熱源近傍の熱応力でほぼきまるものであることを示している。

4.4 溶接始端付近の熱源直下変位

4.4.1 溶接条件の影響

4.2節で述べたように最初のスパンでの最大閉じ量が溶接中で最大となる。この最大閉じ量は準定常状態での最大閉じ量 $|\bar{u}_H|$ より $(\Delta\bar{u}_H)_s$ だけ大きい。この $(\Delta\bar{u}_H)_s$ におよぼす溶接条件の影響を Fig. 4 −7 と同様に，横軸に単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh をとり，Fig. 4 −11 に整理した。図に示すように $(\Delta\bar{u}_H)_s$ は Fig. 4 −7 と同様の傾向を示し，同一の ℓ_M では q/vh が大きいほど $(\Delta\bar{u}_H)_s$ は大きく，同一の q/vh では，ℓ_M が小さいほど $(\Delta\bar{u}_H)_s$ は大きくなる。そこで，Fig. 4 −9 と同様に横軸に $q/h\cdot\sqrt{v}$ をとり，縦軸に $(\Delta\bar{u}_H)_s$ をとり，Fig. 4 −12 に整理した。Fig. 4 −12の図中の実線は次の近似式を表わしている。

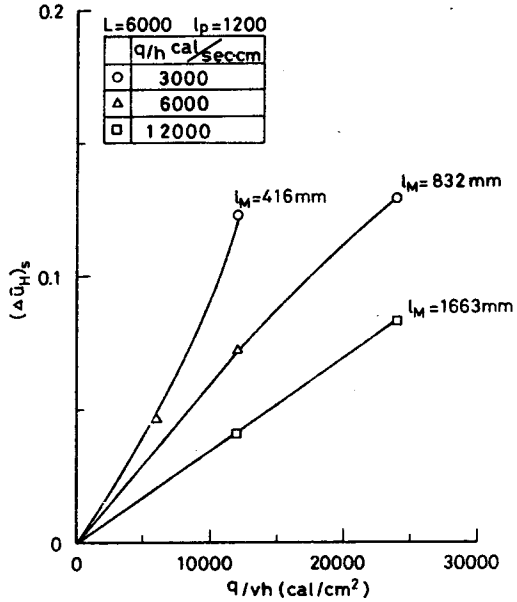


Fig. 4 −11 $(\Delta\bar{u}_H)_s$ におよぼす溶接条件の影響

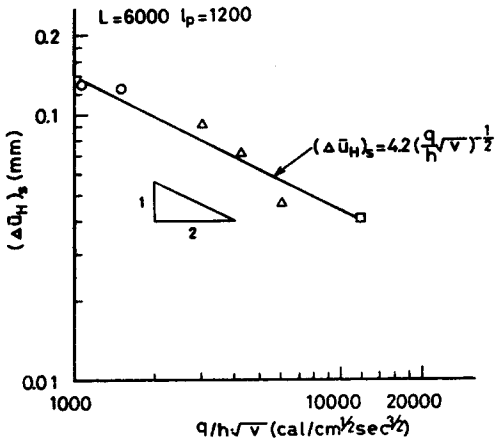


Fig. 4 −12 $(\Delta\bar{u}_H)_s$ と $q/h\cdot\sqrt{v}$ の関係

Table 4 −1 板厚 h=20mmの場合のサブマージアーク溶接（SAW）およびエレクトロスラグ溶接（ESW）の溶接条件例[19]

h=20

	I (A)	V (V)	v (cm/sec)	η	q/h (cal/sec·cm)	q/h√v (cal/cm½sec^3/2)
S A W	950	34	0.63	1.0	3876	3076
E S W	350	36	0.06	0.8	1210	300

$$(\Delta\bar{u}_H)_s = 4.2\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}} \qquad (4-3)$$

[$(\Delta\bar{u}_H)_s$]:mm [q/h]:cal/sec·cm [v]:cm/sec

前節の $\bar{u}_H$ におよぼす溶接条件の影響と本節の結果を考え合わせると，面外拘束材間隔が ℓ_p=1 200mmの場合，熱源直下変位が一番閉じる最初のスパンでの最大閉じ量を $(u_H)_s^{max}$(>0) と表わすと $(u_H)_s^{max}$ は式（4 − 2）と式（4 − 3）とにより，次式のようになる。

$$(u_H)_s^{max} = 4.2\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}} + 4.5\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}} = 8.7\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}} \qquad (4-4)$$

[$(u_H)_s^{max}$]:mm [q/h]:cal/sec·cm [v]:cm/sec

式（4 − 4）より，単位時間·単位板厚当りの入熱 q/h，溶接速度 v が小さいほど最初のスパンの最大閉じ量が大きくなることがわかる。たとえば，板厚 h=20mmの突合せ溶接継手において，サブマージアーク溶接（SAW）とエレクトロスラグ溶接（ESW）の適正溶接条件[19]の一例およびこれに対応する $q/h\cdot\sqrt{v}$ の値を Table 4 − 1 にまとめた。SAWの溶接入熱条件から求めた限界板厚 h_c は 24mmであり $h<h_c$ を満足している。q/h，v ともに小さいESWの $q/h\cdot\sqrt{v}$ の値はSAW

に比べ極端に小さく，したがって最初のスパンの最大閉じ量はESWではSAWのおよそ3倍になることがわかる。

4.4.2 面外拘束材間隔の影響

最初のスパンでの熱源直下変位の最大閉じ量をきめる$(\Delta\bar{u}_H)_s$と溶接条件の関係は，面外拘束材間隔ℓ_pにより異なり，Fig. 4－12と同様に横軸に$q/h\cdot\sqrt{v}$をとりFig. 4－13に整理した。同一溶接条件では，面外拘束材間隔ℓ_pが大きいほど$(\Delta\bar{u}_H)_s$は大きくなっていることがわかる。式（4－3）と同様の近似式で表現すると図中の各式のようになる。

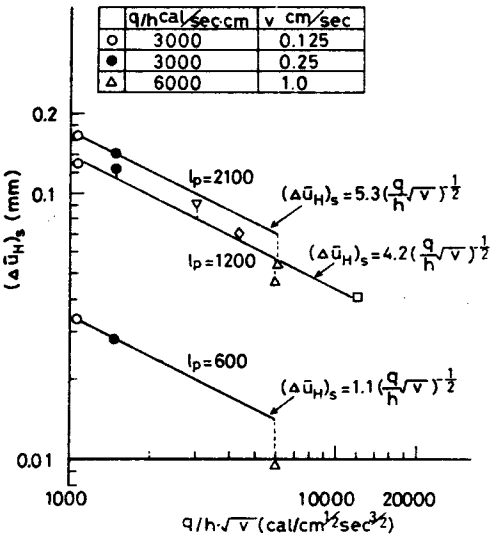


Fig. 4－13　各拘束材間隔での$(\Delta\bar{u}_H)_s$と$q/h\cdot\sqrt{v}$の関係

Table 4－2　各拘束材間隔での式（4－5）中の係数BおよびB_s

ℓ_p(mm)	600	1200	2100
B	4.5	4.5	4.5
B_s	1.1	4.2	5.3

$-\bar{u}_H=B\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}}$　$(\Delta\bar{u}_H)_s=B_s\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}}$

[u_H]: mm　[q/h]: cal/sec·cm　[v]: cm/sec

$\bar{u}_H$と溶接条件の関係を表わす式（4－2）および$(\Delta\bar{u}_H)_s$と溶接条件の関係を表わす式（4－3）を一般に次式で表わす。

$$-\bar{u}_H=B\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}}\qquad(\Delta\bar{u}_H)_s=B_s\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}}\qquad(4-5)$$

係数BおよびB_sにおよぼす面外拘束材間隔ℓ_pの影響を整理するとTable 4－2となる。このTable 4－2の結果より次のことが結論づけられる。すなわち，準定常状態での最大閉じ量は$|\bar{u}_H|$であり，これは面外拘束材間隔ℓ_pをいかに変化させようともほとんど変化はない。そして，最初のスパンの最大閉じ量は$|\bar{u}_H|+(\Delta\bar{u}_H)_s$で表わされ，この値は面外拘束材間隔$\ell_p$が小さいほど小さくなる。したがって，最大閉じ量を小さくするには，板全長にわたり面外拘束材間隔ℓ_pを小さくする必要はなく，溶接始端部近傍のみその間隔ℓ_pを小さくするだけで十分である。

4.5 溶接終端付近の熱源直下変位

4.2節で述べたように終端とそれに最も近い面外拘束材との間（最終スパン）では，Fig. 4－4に示した準定常変形時の変位レベルAよりも開き側の変位が生じている。最終スパンでの熱

源直下変位の極大値を $|\bar{u}_H|-(\Delta\bar{u}_H)_e$ と表わし，$(\Delta\bar{u}_H)_e$ におよぼす溶接条件の影響について述べる。

Fig. 4－14 に板の長さ $L=6000$mm，面外拘束材間隔 $\ell_p=1200$mm の場合の $(\Delta\bar{u}_H)_e$ におよぼす溶接条件の影響を示した。図中（ ）内の数値は左から単位時間・単位板厚当りの入熱 q/h(cal/sec·cm)，溶接速度 v(cm/sec) 力学的溶融長さ ℓ_M(mm) である。Fig. 4－14 の特性は Fig. 4－7 に示した $\bar{u}_H$ の特性や Fig. 4－11 に示した $(\Delta\bar{u}_H)_s$ の特性とは全く異なっている。実線は $\ell_M=416$mm または $\ell_M=832$mm の結果を結んだもので破線は $\ell_M=1663$mm の結果を結んだものである。この結果より ℓ_M が少なくとも 832mm 以下であれば ℓ_M による $(\Delta\bar{u}_H)_e$ の差はほとんどなく，$(\Delta\bar{u}_H)_e$ の値は単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh でほぼきまることがわかる。また，同一の ℓ_p であっても板の長さLにより $(\Delta\bar{u}_H)_e$ は影響をうける。Fig. 4－4 の場合 L の増加に伴ない $(\Delta\bar{u}_H)_e$ は小さくなっている。

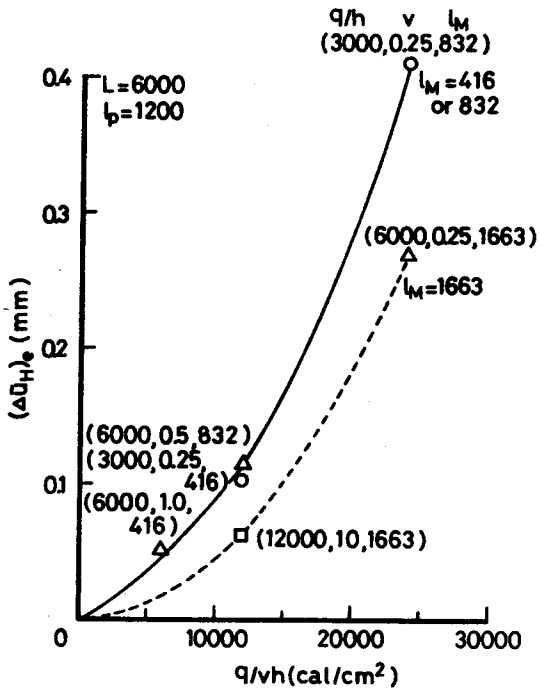


Fig. 4－14　$(\Delta\bar{u}_H)_e$ におよぼす溶接条件の影響

4.6 結　　論

熱源前方に剛性が無限大の面外拘束材を有する場合の溶接進行中におけるグルーブ間隙の変化におよぼす溶接諸条件の影響について得られた結果を要約すると次の通りである。

(1) 熱源前方に面外拘束材が配置されている場合，力学的溶融長さ ℓ_M が $400\leqq\ell_M\leqq 1700$(mm) の範囲では，拘束材の間隔 $\ell_p\leqq 1200$mm を満足する時，熱源直下変位は一度必らず閉じる。

(2) 溶接始端と次の面外拘束材の間（最初のスパン）において，熱源直下変位の閉じ量が最大である。

(3) 力学的溶融長さ ℓ_M が $\ell_M \leqq 900$mm の場合，面外拘束材の間隔 ℓ_p が $\ell_p \geqq 600$mm の範囲では，熱源移動距離が拘束材間隔 ℓ_p の5倍以上となる時熱源直下変位はある振幅で脈動するような準定常状態となる。この場合の最大閉じ量 $\bar{u}_H$ は，熱源が各面外拘束材の位置を通過する時に生じ，その値は拘束材間隔 ℓ_p に無関係で溶接条件のみにより定まり，次式で近似できる。

$$-\bar{u}_H = 4.5(q/h\cdot\sqrt{v})^{-\frac{1}{2}}$$

$[\bar{u}_H]$:mm　$[q/h]$:cal/sec·cm　$[v]$:cm/sec

ただし，$1000 \leqq q/h\cdot\sqrt{v} \leqq 12000$ (cal/cm$^{\frac{1}{2}}$sec$^{\frac{3}{2}}$)

(4) 最初のスパンにおける熱源直下変位の最大閉じ量は $|\bar{u}_H| + (\Delta\bar{u}_H)_s$ で与えられ，このうち $(\Delta\bar{u}_H)_s$ は次式で近似でき，面外拘束材間隔 ℓ_p が大きいほど(ただし，$\ell_p \leqq 2\ 100$mm) $(\Delta\bar{u}_H)_s$ は大きくなる。

$$(\Delta\bar{u}_H)_s = B_s\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}}$$

$B_s = 1.1(\ell_p = 600\text{mm})$　$B_s = 4.2(\ell_p = 1\ 200\text{mm})$　$B_s = 5.3(\ell_p = 2\ 100\text{mm})$

$[(\Delta\bar{u}_H)_s]$:mm　$[q/h]$:cal/sec·cm　$[v]$:cm/sec

ただし，$1000 \leqq q/h\cdot\sqrt{v} \leqq 6000$ (cal/cm$^{\frac{1}{2}}$sec$^{\frac{3}{2}}$)

(5) 溶接中の最大閉じ量を小さくするためには板全長にわたり，面外拘束材の間隔を小さくする必要はなく，溶接始端部近傍のみ面外拘束材の間隔を小さくするだけで十分である。

(6) 最終スパンでの熱源直下変位の最小閉じ量を $|\bar{u}_H| - (\Delta\bar{u}_H)_e$ と表わすと $\ell_p = 1200$mm の場合 $\ell_M \leqq 832$mm の範囲では $(\Delta\bar{u}_H)_e$ は単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh できまる。

第5章　熱源前方に開先内仮付け溶接を有する場合のグルーブ間隙の変化

5.1 緒　　言

本章では，溶接される2枚の板の間にあらかじめ一定間隔で開先内仮付け溶接が配置されている場合について，溶接進行にともなうグルーブ間隙の変化について検討する。

開先内仮付け溶接の場合には，面外拘束材の場合と拘束としての機能がかなり異なっている。一つは，開先内仮付け溶接の溶融による応力弛緩が生じること。他の一つは熱源通過後拘束としての機能を果さないことである。したがって，溶接中のグルーブ間隙の変化も面外拘束材を有する場合と比べ，かなり異なったものと予想される。

ここでは，開先内仮付け溶接を有する突合せ溶接のグルーブ間隙の変化，特に熱源直下変位におよぼす溶接条件・開先内仮付け溶接間隔・板の長さの影響について検討する。

手法は第2章で述べた数値解析法を用いるが，開先内仮付け溶接の溶融は，藤田ら[13]が行ったように溶融直前までに開先内仮付け溶接に蓄積された引裂き力を，開先内仮付け溶接溶融後解放することにより再現する。

5.2 熱源直下変位の特性

Fig. 5－1(a)に示すような試験体を解析対象とする。すなわち，板幅 W(＝10000mm) 板の長さ L の2枚の板を突合せ，溶接の始端を300×150mmの矩形板で固定し，グルーブ内に間隔 ℓ_p で仮付け溶接が配置されている場合である。図中①は溶接始端を示し，②～⑥は開先内仮付け溶接の位置を示している。Fig. 5－1(b)には，Fig. 5－1(a)の一方の板のみを表わしているが，図に示す各開先内仮付け溶接位置では，一点で拘束されていると仮定している。各開先内仮付

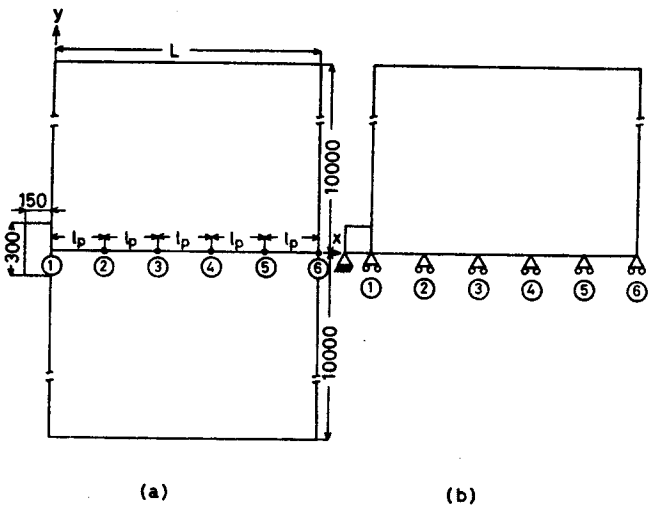


Fig. 5－1　数値解析に用いる試験体形状・寸法

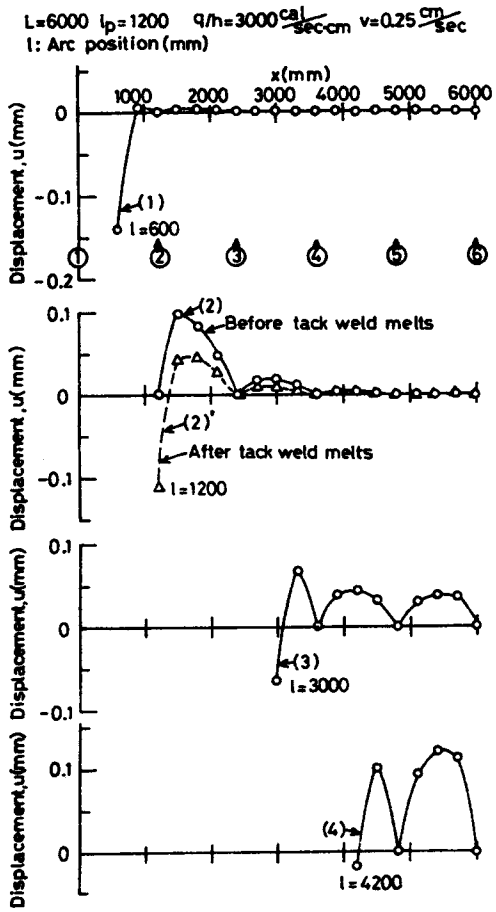
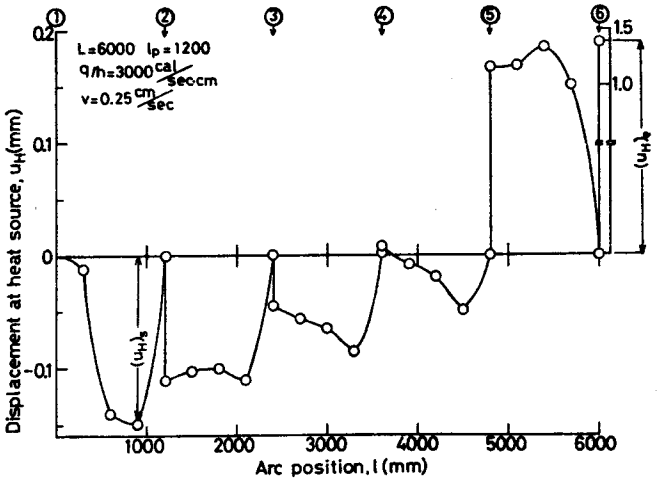


Fig. 5 − 2

(a)各熱源位置における熱源前方のグルーブ間隙の変化



(b)熱源直下変位の挙動と $(u_H)_s$, $(u_H)_e$ の定義

け溶接位置に熱源が到達するまでには，各仮付け溶接位置（②～⑥）の y 方向変位は常に零であると仮定し，仮付け溶接位置に熱源が達した時次のような2回の計算を実施する。まず，その仮付け溶接位置の y 方向の変位を拘束した状態で変位および仮付け溶接部に働く力を求める。次に熱源の位置は動かさず，その仮付け溶接の y 方向の変位の拘束をとりのぞき，それまでに仮付け溶接部に蓄積された力を解放し，変位を求める。

Fig. 5－2 に数値解析結果の一例（$L=6\,000$mm, $\ell_p=1\,200$mm, $q/h=3\,000$cal/sec·cm, $v=0.25$ cm/sec）を示す。この数値解析には，Fig. 4－2 と同様の要素分割を用いた。Fig. 5－2(a)は各熱源位置での熱源前方のグルーブ間隙の変化を表わしている。横軸に溶接始端を原点とした x 座標をとり，縦軸にはグルーブ間隙の変化をとった。グルーブ間隙の開く方向を正の変位として表わした。Fig. 5－2(a)の図中の曲線(1)～(4)は，それぞれ熱源位置が $\ell=600$, 1 200, 3 000, 4 200mm の時の熱源前方のグルーブ間隙の変化を表わしている。このうち，熱源位置が $\ell=1\,200$ mm の場合，実線で示した曲線(2)は仮付け溶接溶融直前，破線で示した曲線(2)′は仮付け溶接溶融直後の熱源前方のグルーブ間隙の変化である。Fig. 5－2(b)は熱源位置でのグルーブ間隙の変化を結んだもので，熱源直下変位 u_H を表わしている。以後，この熱源直下変位 u_H に注目し種々の検討を行う。

Fig. 5－2(b)に示すように，熱源直下変位の変形特性に関し，次のような特性がみられる。

(1) 各開先内仮付け溶接の間（スパン）のうち，最初のスパンでは熱源直下変位は閉じ，仮付け溶接の位置⑤と⑥の間すなわち最終スパンでは熱源直下変位は開いている。

(2) 各仮付け溶接が溶融する直前と直後の変位をみると，仮付け溶接位置②と③では仮付け溶接溶融によってグルーブ間隙は閉じ，仮付け溶接位置④⑤⑥では，仮付け溶接溶融によって，グルーブ間隙は開く。この開き量は終端の仮付け溶接⑥が溶融した時，極端に大きい。

Fig. 5－3 は熱源が各仮付け溶接位置に到達し，仮付け溶接溶融後に解放される変位を種々の溶接条件の場合について示したものである。横軸に熱源位置，縦軸に各仮付け溶接溶融後解放される変位をとった。仮付け溶接溶融後の解放変位は2つのタイプにわけられる。1つは熱源

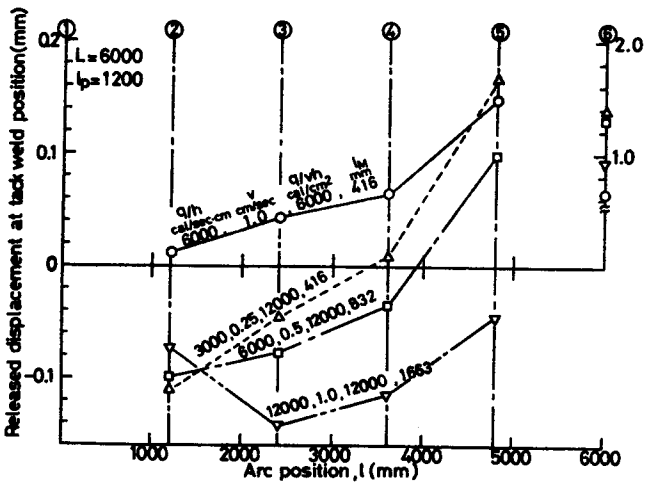
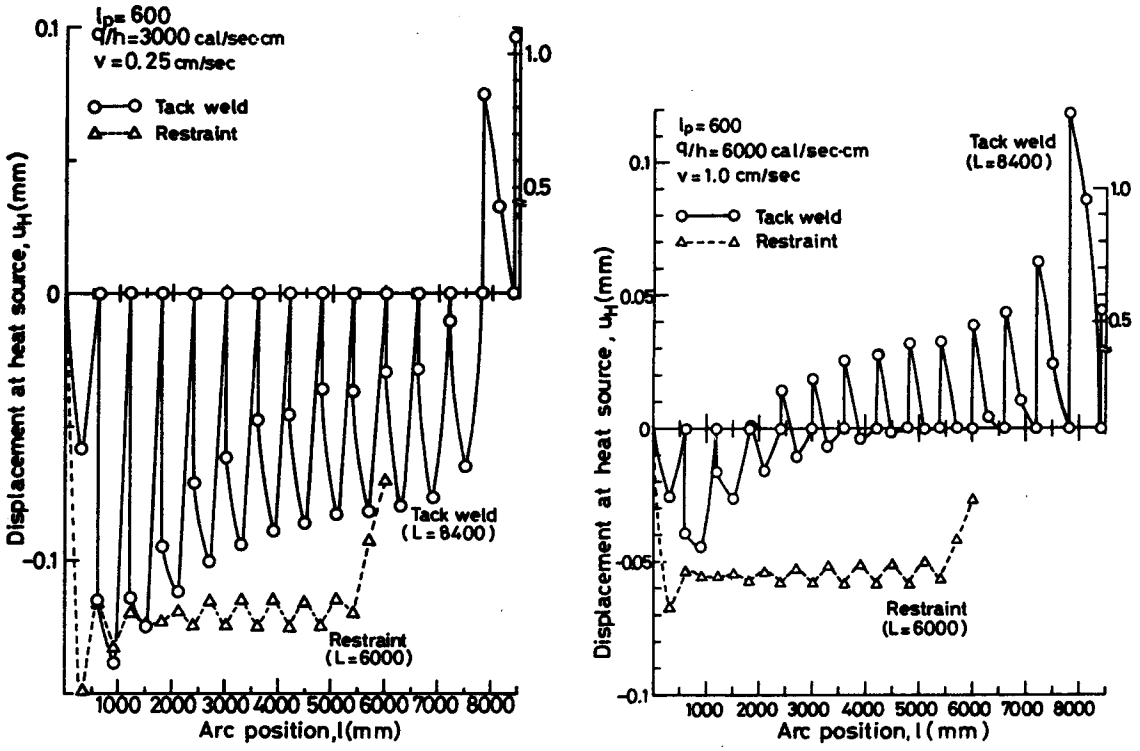


Fig. 5－3　開先内仮付け溶接溶融後の解放変位

移動とともに解放変位が増加するもの，他の1つは熱源移動とともに解放変位が一度減少し，その後増加するものである。力学的溶融長さ ℓ_M が416mmや832mmの場合には前者のタイプに属し，ℓ_M=1663 mmの場合には後者のタイプに属している。最初の仮付け溶接位置（図中②の位置）での仮付け溶接溶融後の変位が正となる（開く）のは，単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh が小さい場合であることがわかる。

5.3 開先内仮付け溶接の場合と面外拘束材の場合の変形特性の比較

Fig. 5－4 に，面外拘束材および開先内仮付け溶接の間隔が ℓ_p=600mmの場合の熱源直下変位について，面外拘束材の場合と開先内仮付け溶接の場合の比較を行っている。



（a）　　（b）

Fig. 5 － 4　面外拘束材の場合と開先内仮付け溶接の場合の熱源直下変位の比較

Fig. 5－4 (a)は溶接条件が q/h= 3000cal/sec·cm，v=0.25cm/sec，Fig. 5－4 (b)は溶接条件が q/h= 6000cal/sec·cm，v=1.0cm/sec の場合の結果である。開先内仮付け溶接の場合の熱源直下変位を実線で，面外拘束材の場合の熱源直下変位を破線で示した。これらの図より次のことがいえる。

Fig. 5－4 (a)(b)の図中の最初のスパンでの実線（開先内仮付け溶接）と破線（面外拘束材）を比較すると，いずれも閉じているが，その最大閉じ量は，面外拘束材の場合の方が開先内仮付け溶接に比べ大きい。この相異は変位が拘束されている位置と溶接線との距離に依存するものと考えられる。すなわち，開先内仮付け溶接の場合には，仮付け溶接位置に熱源が到達するまでは溶接線上（Fig. 5－1のx線上）のy方向の変位が拘束されているのに対し，面外拘束材の場合には溶接線からy方向へ150mm離れた位置（Fig. 4－1の$y=\pm150$mmの位置）のy方向変位が拘束されているので，拘束点（$y=\pm150$mm）と溶接線（$y=0$mm）との間である程度の変位を生じるため，面外拘束材の場合の最初のスパンでの最大閉じ量が大きくなったものと思われる。

4.2節で述べた面外拘束材の場合 Fig. 5－4 (a)(b)の破線のように面外拘束材間隔ℓ_pの5倍程度以上の熱源移動距離となると熱源直下変位はある一定の振幅で脈動する準定常状態となり，最終スパンでは準定常状態に比べ開き側の変位となっている。しかし，開先内仮付け溶接の場合には，各仮付け溶接溶融後の解放変位が熱源移動とともに開き側へ増加しており，面外拘束材のようにある一定の振幅で脈動するというような準定常変形はみられない。

5.4 熱源直下変位におよぼす溶接条件の影響

板の長さL(＝6 000mm) 開先内仮付け溶接の間隔ℓ_p(＝1 200mm) が一定で溶接条件が種々変化した場合の熱源直下変位の挙動を力学的溶融長さℓ_Mごとに Fig. 5－5, Fig. 5－6, Fig. 5－7 に整理した。図中の（　）内に左から，単位時間・単位板厚当りの入熱q/h(cal/sec·cm)，溶接速度v(cm/sec) を示す。Fig. 5－5, Fig. 5－6, Fig. 5－7 はそれぞれ$\ell_M=416$, 832, 1 663mm の場合の熱源直下変位挙動を示しているが，溶接条件が異なっても同一のℓ_Mの場合，熱源直下変位挙動の定性的傾向がよく一致していることがわかる。

これらの図より，最初のスパンでの最大閉じ量$(u_H)_s$は，同一の力学的溶融長さℓ_Mでは，単位板厚・単位溶接長当りの入熱q/vhが大きいほど，大きいことがわかる。また，終端仮付け溶融後の解放変位$(u_H)_e$についても同様に，同一のℓ_Mではq/vhが大きいほど大きくなっている。

前述 (Fig. 5－2 (b)参照) の熱源直下変位の特徴的な量，すなわち，最初のスパンの最大閉じ量$(u_H)_s$, 終端仮付け溶接溶融後の解放変位$(u_H)_e$におよぼす溶接条件の影響について述べる。

Fig. 5－8 に最初のスパンの最大閉じ量$(u_H)_s$におよぼす溶接条件の影響を示した。横軸に単位板厚・単位溶接長当りの入熱q/vhをとり縦軸に最初のスパンの最大閉じ量$(u_H)_s$をとった。力学的溶融長さℓ_Mごとに各プロットを実線で結んでいるが，前述したように同一のℓ_Mでは，q/vhが大きいほど$(u_H)_s$は大きい。また，同一のq/vhではℓ_Mが小さいほど$(u_H)_s$は大きくなっている。この傾向は面外拘束材の場合の最初のスパンの最大閉じ量をきめる量である$\bar{u}_H$や$(\Delta\bar{u}_H)_s$におよぼす溶接条件の影響を示した Fig. 4－7, Fig. 4－11 と同様な傾向である。

終端仮付け溶接溶融後の解放変位$(u_H)_e$におよぼす溶接条件の影響を Fig. 5－9 に整理した。横軸に単位板厚・単位溶接長当りの入熱q/vhをとり，縦軸に終端仮付け溶接溶融後の解放変位$(u_H)_e$をとり，各プロットをℓ_Mごとに結んでいる。前述したように同一のℓ_Mではq/vhが大きいほど$(u_H)_e$は大きい。そして，$q/vh=12\,000$cal/cm² の場合には，ℓ_Mが小さいほど$(u_H)_e$は大きく，

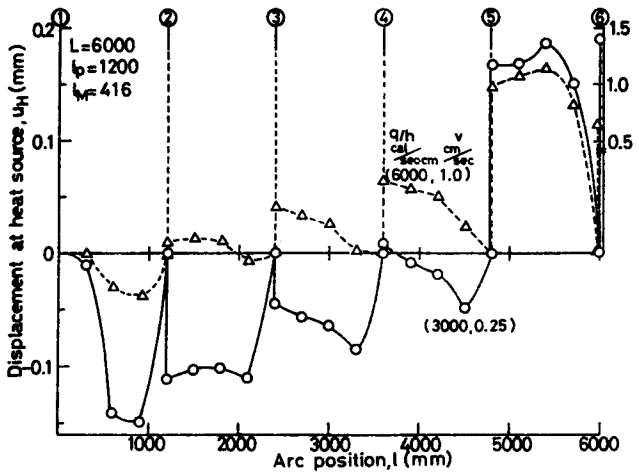


Fig. 5 − 5

ℓ_M=416mmの場合の熱源直下変位挙動

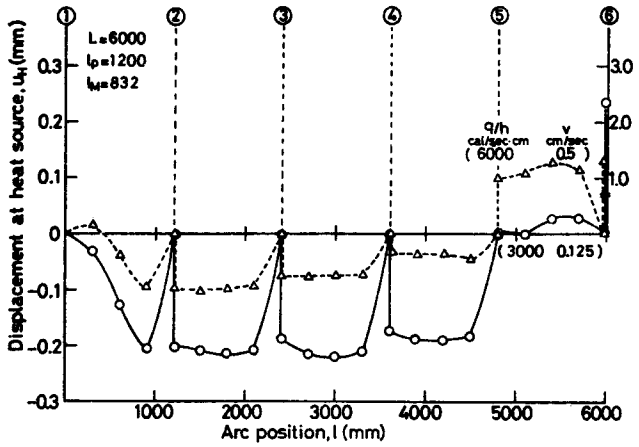


Fig. 5 − 6

ℓ_M=832mmの場合の熱源直下変位挙動

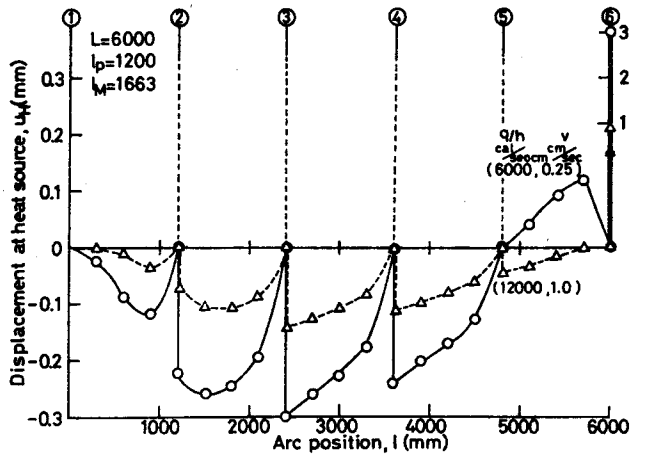


Fig. 5 − 7

ℓ_M= 1663mmの場合の熱源直下変位挙動

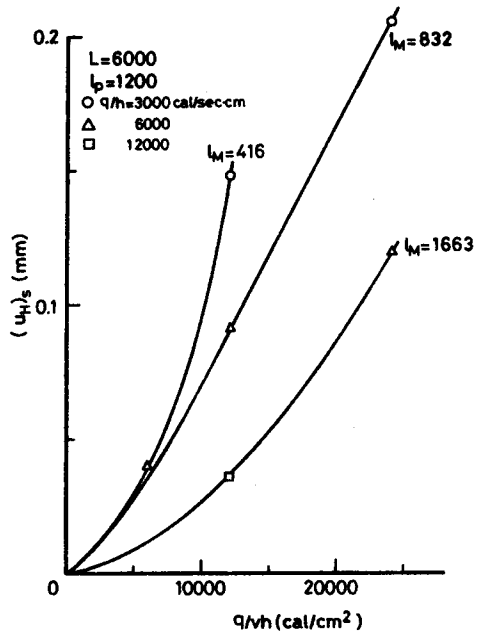


Fig. 5 − 8　$(u_H)_S$ におよぼす溶接条件の影響

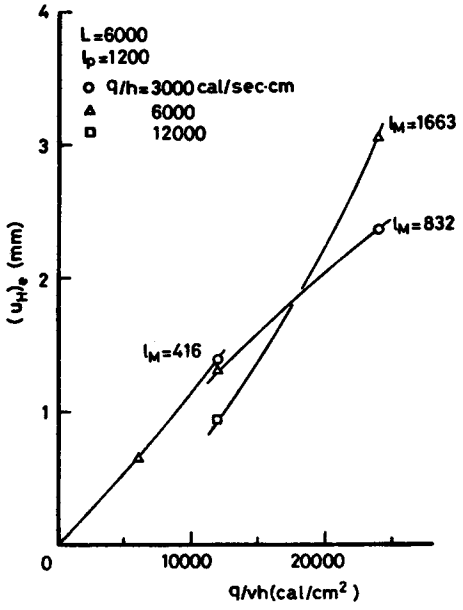


Fig. 5 − 9　$(u_H)_e$ におよぼす溶接条件の影響

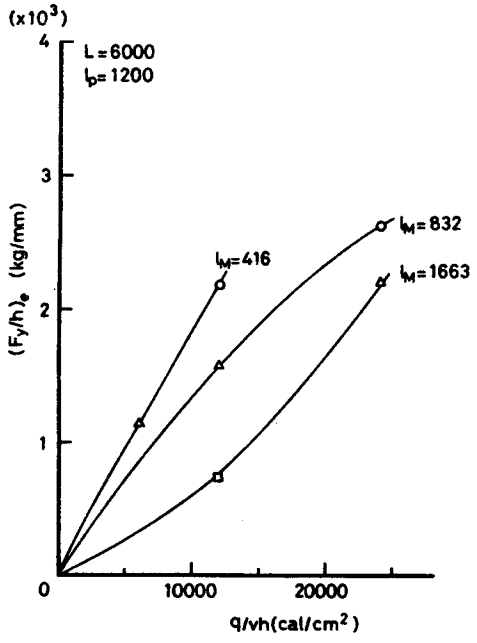


Fig. 5 −10　終端仮付け溶接溶融時に解放される引裂き力 $(F_y/h)_e$ におよぼす溶接条件の影響

$q/vh=$ 24 000cal/cm² の場合には ℓ_M が大きいほど $(u_H)_e$ は大きい。このように，q/vh の大きさにより，$(u_H)_e$ におよぼす ℓ_M の影響のしかたの傾向が異なるのは次のような理由と考えられる。終

端仮付け溶接溶融後の解放変位 $(u_H)_e$ は，終端仮付け溶接溶融直前までに蓄積された引裂き力(これを $(F_y/h)_e$ と表わし，単位板厚当りの引裂き力で表示する)の大きさと，終端仮付け溶接溶融時の板の変形のしやすさとのかねあいできまるためと思われる。たとえば，終端仮付け溶接溶融時に解放される引裂き力が同一であっても ℓ_M が小さい場合板は変形しにくく，その時の解放変位は小さくなるものと考えられる。

Fig. 5－10 に終端仮付け溶接溶融直前までに蓄積された引裂き力 $(F_y/h)_e$ と溶接条件の関係を示した。横軸に単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh，縦軸に終端仮付け溶接溶融直前までに蓄積された引裂き力 $(F_y/h)e$ をとり，各プロットを ℓ_M ごとに実線で結んだ。同一の力学的溶融長さ ℓ_M では，単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh が大きいほど $(F_y/h)_e$ は大きく，同一の q/vh では ℓ_M が小さいほど $(F_y/h)_e$ が大きくなっている。終端仮付け溶接溶融時の板の変形のしやすさを表わすものとして，Fig. 5－9 の $(u_H)_e$ を Fig. 5－10 の $(F_y/h)_e$ で除したもの $(u_H)_e/(F_y/h)_e$ をとりあげ，$(u_H)_e/(F_y/h)_e$ と溶接条件の関係を Fig.5 －11 に示した。横軸に力学的溶融長さ ℓ_M，縦軸に $(u_H)e/(F_y/h)_e$ をとり，各プロットを単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh ごとに実線で結んでいる。$(u_H)_e/(F_y/h)_e$ が大きいということは，同一の引裂き力が解放される場合，その解放変位 $(u_H)_e$ が大きいことを意味するので，$(u_H)_e/(F_y/h)_e$ が大きい時，板の変形能が大きいという表現を用いることにする。Fig. 5－11 より $(u_H)_e/(F_y/h)_e$ は，同一の ℓ_M では q/vh の影響はあま

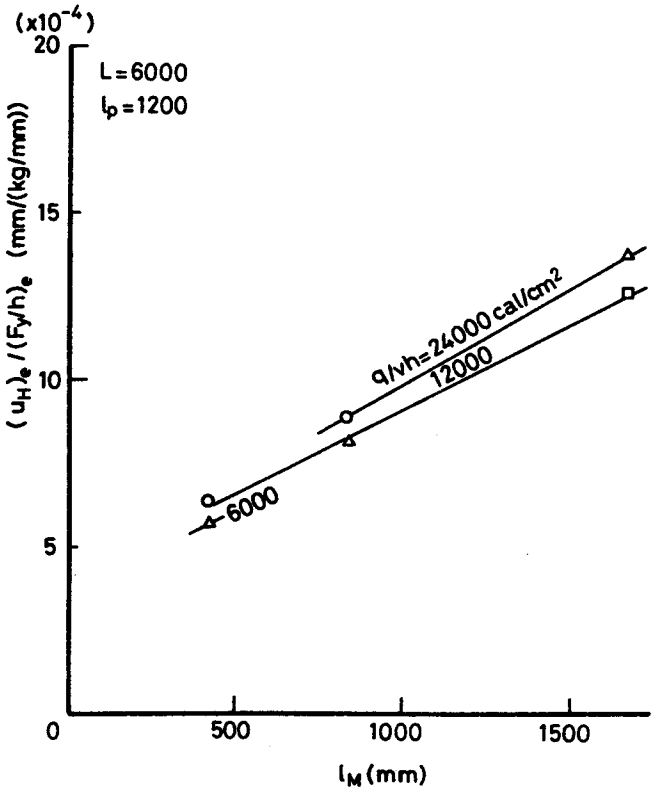


Fig. 5 －11　$(u_H)_e/(F_y/h)_e$ と溶接条件の関係

りうけず，ℓ_M が大きいほど $(u_H)_e/(F_y/h)_e$ は大きくなる。いいかえると，前述したように ℓ_M が大きいほど板の変形能が大きいということである。

Fig. 5－10，Fig. 5－11 の結果より，Fig. 5－9 の結果を考えると次のように説明される。

まず，q/vh＝12 000cal/cm² で ℓ_M が異なる場合の $(u_H)_e$ について考える。この場合，Fig. 5－10 に示すように終端仮付け溶接溶融直前までに蓄積された引裂き力 $(F_y/h)_e$ は，ℓ_M の減少に伴ない著しく増加している。たとえば，ℓ_M＝832mm の場合の $(F_y/h)_e$ は ℓ_M＝1 663mm の場合に比べ，2倍程度の値である。また，Fig. 5－11 に示すように，ℓ_M＝832mm の場合の $(u_H)_e/(F_y/h)_e$ は ℓ_M＝1 663mmの場合の2/3程度の値である。すなわち，q/vh＝12 000cal/cm² の場合，ℓ_M の減少にともなう $(F_y/h)_e$ の増加の効果が ℓ_M の減少にともなう板の変形能の減少の効果よりも大きく生じ，ℓ_M の減少に伴ない $(u_H)_e$ が大きくなったものである。

次に。q/vh＝24 000cal/cm² の条件下で ℓ_M が異なる場合について考える。この場合 Fig. 5－10 に示すように ℓ_M＝832mm の場合の $(F_y/h)_e$ の値は ℓ_M＝1 663mm の場合の1.2倍程度の値であるが，Fig. 5－11 に示すように ℓ_M＝832mm の場合の $(u_H)_e/(F_y/h)_e$ の値は ℓ_M＝1 663mm の場合の2/3程度の値となっている。このことより q/vh＝24 000cal/cm² の場合には，ℓ_M の減少に伴なう $(F_y/h)_e$ の増加の効果よりも ℓ_M の減少に伴なう板の変形能の減少の効果が大きく生じ，ℓ_M の減少に伴ない $(u_H)_e$ が小さくなったものと考えられる。

5.5 熱源直下変位におよぼす板の長さの影響

開先内仮付け溶接間隔 ℓ_p（＝1 200mm）一定の場合の熱源直下変位におよぼす板の長さ L の影響を示す代表例として，q/h＝3 000cal/sec·cm，v＝0.25cm/sec と q/h＝6 000cal/sec·cm，v＝0.25cm/sec の場合の熱源直下変位挙動を Fig. 5－12，Fig. 5－13 に示した。

Fig. 5－12 の場合も Fig. 5－13 の場合も最初のスパンの熱源直下変位挙動は板の長さの変化による影響はうけないが，最終スパンでの熱源直下変位挙動は板の長さにより異なっている。その最終スパンでの熱源直下変位におよぼす板の長さの影響が次のように異なっている。すなわち，Fig. 5－12 の q/h＝3 000cal/sec·cm，v＝0.25cm/sec の場合，各板の長さ L での最終スパンの熱源直下変位を比べると，板の長さ L の増加に伴ない，最終スパンでの熱源直下変位は小さくなり，終端仮付け溶接溶融時の解放変位も小さくなる。一方，Fig. 5－13 の q/h＝6 000cal/sec·cm，v＝0.25cm/sec の場合，最終スパンでの熱源直下変位および終端仮付け溶接溶融時の解放変位は板の長さの増加に伴ない大きくなっている。

各溶接条件について，終端仮付け溶接溶融後の解放変位 $(u_H)_e$ におよぼす板の長さ L の影響を Fig. 5－14 に示す。横軸に板の長さ L をとり，縦軸に終端仮付け溶接溶融後の解放変位 $(u_H)_e$ をとり，図中の引出し線上に溶接条件を示した。この図より次のようなことがいえる。

力学的溶融長さ ℓ_M が 416mm のような比較的小さい場合には，板の長さ L の増加に伴ない $(u_H)_e$ は小さくなるが，ℓ_M＝1 663mm のような比較的大きな場合には板の長さ L の増加に伴ない $(u_H)_e$ は大きくなっている。また，ℓ_M＝832mm の場合，単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh＝24 000 cal/cm² の時には，L の増加に伴ない $(u_H)_e$ は大きくなっているが，q/vh＝12 000cal/cm² と小さい時には，L の増加に伴ない $(u_H)_e$ は小さくなっている。いずれの溶接条件であっても板の長さ

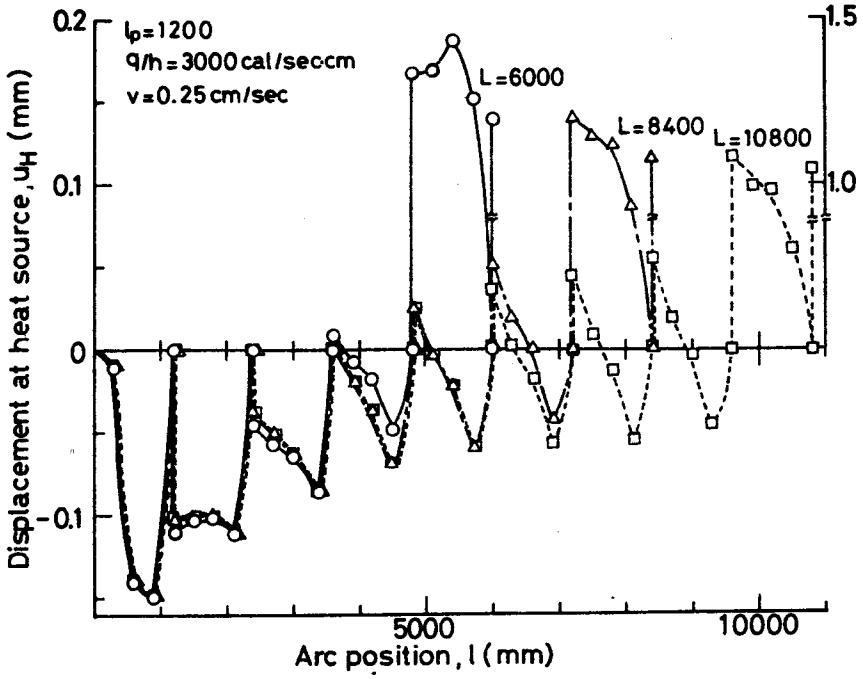


Fig. 5 −12　熱源直下変位挙動におよぼす板の長さの影響

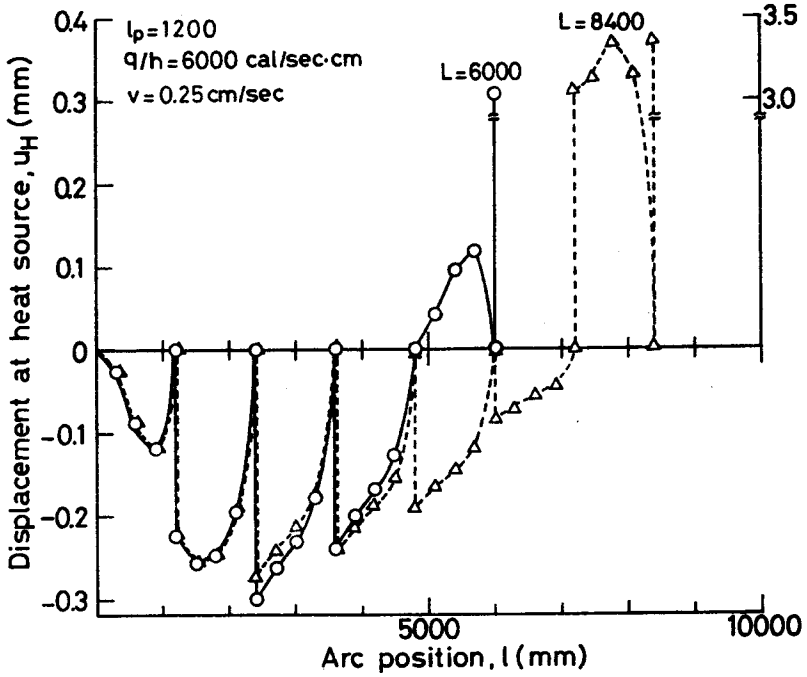


Fig. 5 −13　熱源直下変位挙動におよぼす板の長さの影響

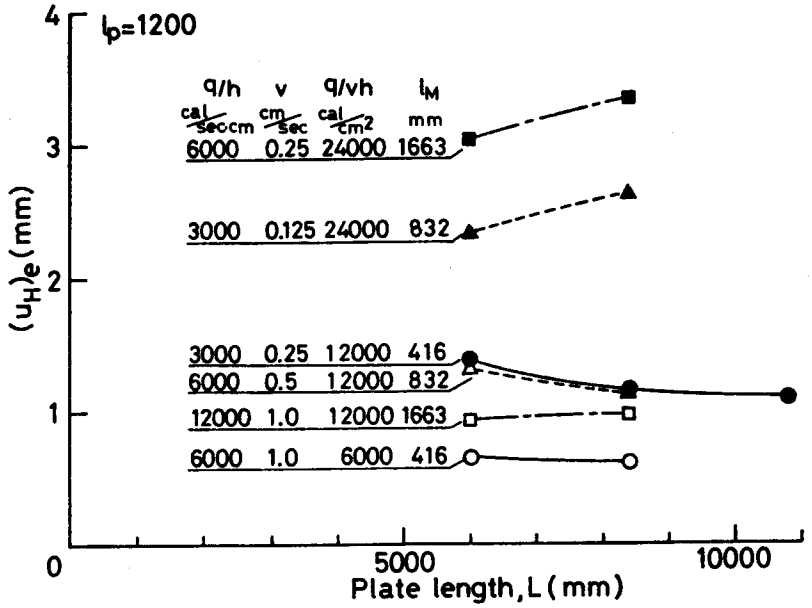


Fig. 5－14　$(u_H)_e$ におよぼす板の長さの影響

L が零に近づくと，終端仮付け溶接に蓄積される引裂き力も小さくなるため $(u_H)_e$ も零に近づくものと考えられるので，ℓ_M=416mm や ℓ_M=832mm で q/vh=12 000cal/cm² の場合には板の長さ L の変化に対し $(u_H)_e$ は最大値をもつような関係となるであろう。ℓ_M=1 663mm や ℓ_M=832mm で q/vh=24 000cal/cm² の時には $(u_H)_e$ が最大値を示す以前の板の長さ範囲であり，板の長さが図に示す範囲よりも大きな領域で $(u_H)_e$ が最大値を示し，さらに板の長さが大きくなると $(u_H)_e$ は減少し，ある一定値に近づくものと考えられる。

5.6 熱源直下変位におよぼす仮付け溶接の間隔の影響

板の長さ L=8 400mm で溶接条件が一定のもとでの熱源直下変位におよぼす仮付け溶接の間隔 ℓ_p の影響について検討する。溶接条件として力学的溶融長さ ℓ_M が比較的小さい ℓ_M=416mm の場合について仮付け溶接の間隔 ℓ_p の影響を調べる。

Fig. 5－15 は，溶接条件が q/h=6 000cal/sec·cm，v=1.0cm/sec の場合の各仮付け溶接間隔 ℓ_p(=600, 1 200, 8 400mm) での熱源直下変位挙動の比較である。溶接初期の最大閉じ量は，ℓ_p=600mm と ℓ_p=1 200mm ではほとんど差はないが，ℓ_p=8 400mm では，溶接初期から開く変位となっている。板の長手方向中央での熱源直下変位や終端仮付け溶接溶融後の解放変位は，ℓ_p の増加とともにその開き量は大きくなっている。同様の傾向が，Fig. 5－16 の q/h=3 000cal/sec·cm，v=0.25cm/sec でも認められている。Fig. 5－15，Fig. 5－16 に示すように溶接進行とともに熱源直下変位の各スパンでの開き量が大きくなることより，終端に近づくほど仮付け溶接間隔 ℓ_p を小さくすることが，開き量を小さくするための効果的な方法であろう。

終端仮付け溶接溶融後の解放変位 $(u_H)_e$ におよぼす仮付け溶接の間隔 ℓ_p の影響を Fig. 5 －17 に整理した。横軸に仮付け溶接の間隔 ℓ_p, 縦軸に終端仮付け溶接溶融後の解放変位 $(u_H)_e$ をとり，各溶接条件ごとに実線で結んだ。通常用いられるような仮付け溶接間隔 ℓ_p が1 000mm 以内では，$(u_H)_e$ はあまり変化しないといえる。

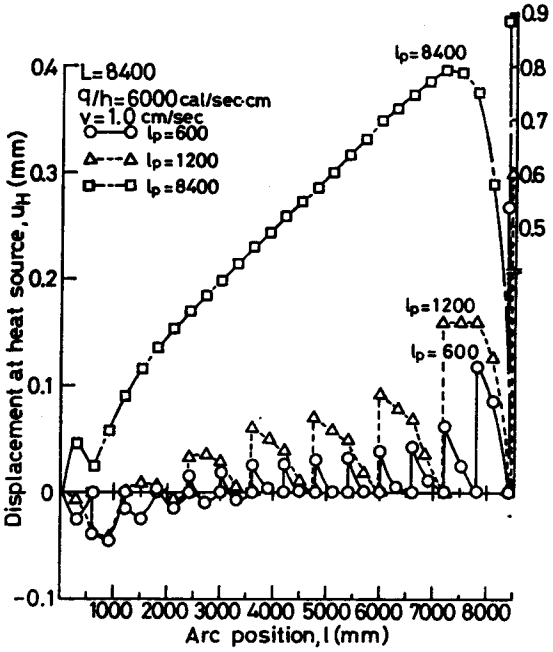


Fig. 5 －15　熱源直下変位におよぼす仮付け溶接の間隔の影響

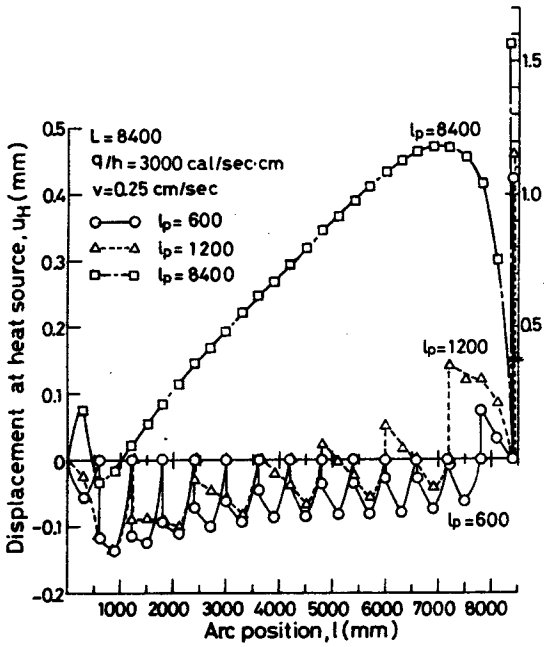


Fig. 5 －16　熱源直下変位におよぼす仮付け溶接の間隔の影響

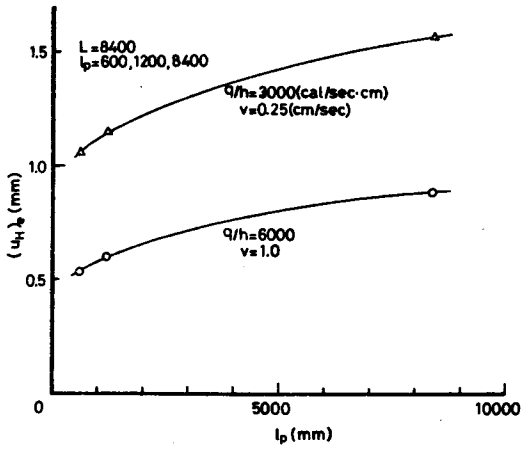


Fig. 5 －17　$(u_H)_e$ におよぼす仮付け溶接の間隔の影響

5.7 結　　論

熱源前方に開先内仮付け溶接を有する場合の溶接進行中におけるグループ間隙の変化におよぼす溶接諸条件の影響について得られた結果を以下に要約する。

(1) 熱源前方に開先内仮付け溶接を有する場合の熱源直下変位の特性は次のようなものである。力学的溶融長さ ℓ_M が $400 \leqq \ell_M \leqq 1\ 700$(mm) の範囲では仮付け溶接の開隔 ℓ_p が $\ell_p \leqq 1\ 200$(mm) を満足する時熱源直下変位は最初のスパンで閉じる。そして，仮付け溶接溶融後その各仮付け溶接位置の熱源直下変位は急激に変化する。その仮付け溶接溶融後の熱源直下変位は熱源移動とともに増加するものと，一度減少し増加するものの2つのタイプにわけられる (Fig. 5－3)。仮付け溶接の間隔が一定の時，力学的溶融長さ ℓ_M が小さい場合には前者のタイプに属し，ℓ_M が大きい場合には後者に属する傾向にある。終端仮付け溶接溶融後の解放変位はいかなる溶接条件であっても開いている。

(2) 開先内仮付け溶接の場合と面外拘束材の場合の熱源直下変位は次のような相異がある。$400 \leqq \ell_M \leqq 1\ 700$(mm) で，開先内仮付け溶接および面外拘束材の間隔 ℓ_p が $\ell_p \leqq 1\ 200$(mm) の場合，最初のスパンではいずれの場合でも熱源直下変位は閉じるが，その最大閉じ量 $(u_H)_s$ の大きさは開先内仮付け溶接の場合の方が小さい。面外拘束材の場合は $\ell_M \leqq 900$(mm)，$\ell_p \geqq 600$(mm) において拘束材間隔 ℓ_p の5倍以上の熱源移動距離では熱源直下変位はある変位レベルで脈動するような準定常状態となるが，開先内仮付け溶接の場合には仮付け溶接間隔 ℓ_p の10倍程度以上の移動距離であっても仮付け溶接溶融後の解放変位は増加する傾向を示し，面外拘束材とは全く異なった熱源直下変位挙動となる。

(3) 熱源直下変位を表わす特徴的な量 $(u_H)_s$ (最初のスパンの最大閉じ量)，$(u_H)_e$ (終端仮付け溶接溶融後の解放変位) におよぼす溶接条件・板の長さ・仮付け溶接の間隔の影響は次のようになる。

① $400 \leqq \ell_M \leqq 1\ 700$(mm)，$\ell_p \leqq 1\ 200$(mm) の範囲では最初のスパンで閉じるが，その最大閉じ量 $(u_H)_s$ は，ℓ_M が同一の時単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh の増加に伴ない大きくなり，同一の q/vh では ℓ_M の増加に伴ない $(u_H)_s$ は小さくなる。

$400 \leqq \ell_M \leqq 1\ 700$(mm)，$\ell_p = 1\ 200$(mm) の場合，$q/vh = 12\ 000 \mathrm{cal/cm^2}$ のように q/vh が小さい時，q/vh が一定の条件で ℓ_M の増加に伴ない $(u_H)_e$ は小さくなるが，$q/vh = 24\ 000 \mathrm{cal/cm^2}$ のように q/vh が大きい時 q/vh が一定の条件で ℓ_M の増加に伴ない $(u_H)_e$ は大きくなる。この現象は終端仮付け溶接溶融直前までに蓄積された引裂き力および終端仮付け溶接溶融後の板の変形のしやすさと溶接条件との関係より理解できる。ℓ_M が同一の時 q/vh の増加に伴ない $(u_H)_e$ は大きくなる。

② $400 \leqq \ell_M \leqq 1\ 700$(mm)，$6\ 000 \leqq q/vh \leqq 24\ 000 (\mathrm{cal/cm^2})$ では，板の長さ L が $L \geqq 6\ 000$(mm) の場合 $(u_H)_s$ は L の変化によってほとんど影響をうけない。$(u_H)_e$ におよぼす板の長さ L の影響は板の長さ L の範囲および溶接条件に依存し，L が $6\ 000 \sim 8\ 400$(mm) の範囲では，ℓ_M が小さい ($\ell_M = 416$mm) 時には，L の増加に伴ない $(u_H)_e$ は小さくなるが，ℓ_M が大きい ($\ell_M = 1\ 663$mm) 時には，L の増加に伴ない $(u_H)_e$ は大きくなる。

③ 仮付け溶接の間隔 ℓ_p が小さい場合熱源直下変位は溶接開始直後より閉じるが，ℓ_p が非常に大きくなると溶接開始直後より開く傾向となる。

第6章　面外拘束材または開先内仮付け溶接に作用する引裂き力

6.1 緒　　言

第5章までに，基本的な拘束様式（熱源前方に拘束を有しない場合，面外拘束材を有する場合，開先内仮付け溶接を有する場合）の熱源直下変位挙動におよぼす溶接条件・板寸法・面外拘束材や開先内仮付け溶接の間隔の影響について論じてきた。

実施工上溶接進行中の板の変形を面外拘束材や開先内仮付け溶接によって拘束すると，板の変形に伴なう応力によって，面外拘束材の寸法不足や開先内仮付け溶接の溶接長の不足などにより拘束材や仮付け溶接部に大きな塑性変形が生じたり，極端な場合には割れが生じて，拘束材や仮付け溶接は拘束としての機能を果せなくなる場合もある。したがって，溶接中に面外拘束材や開先内仮付け溶接に作用する力を知ることが重要となる。そして，少なくとも熱源が面外拘束材や開先内仮付け溶接の位置に到達する以前に，面外拘束材や開先内仮付け溶接に大きな塑性変形が生じないことが，熱源直下変位を小さくする一つの必要条件であろう。

そこで，特に面外拘束材・開先内仮付け溶接の位置に熱源が到達する以前に生じる最大荷重におよぼす溶接条件・板の長さ・面外拘束材や開先内仮付け溶接の間隔の影響について検討する。

6.2 拘束材・仮付け溶接に作用する引裂き力履歴

第4章のFig. 4－1の拘束材，第5章のFig. 5－1の仮付け溶接に作用する引裂き力の履歴をFig. 6－1，Fig. 6－2に示す。

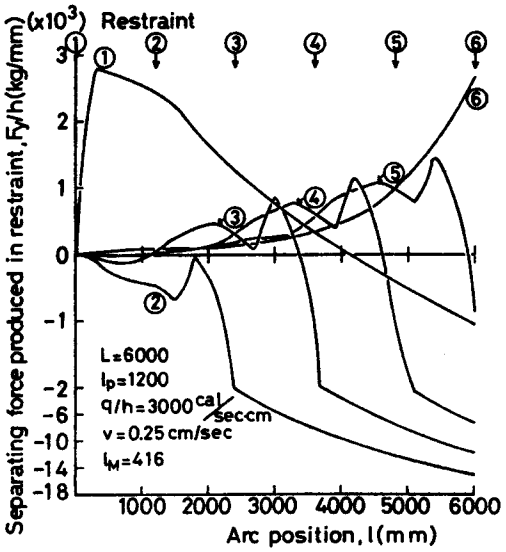
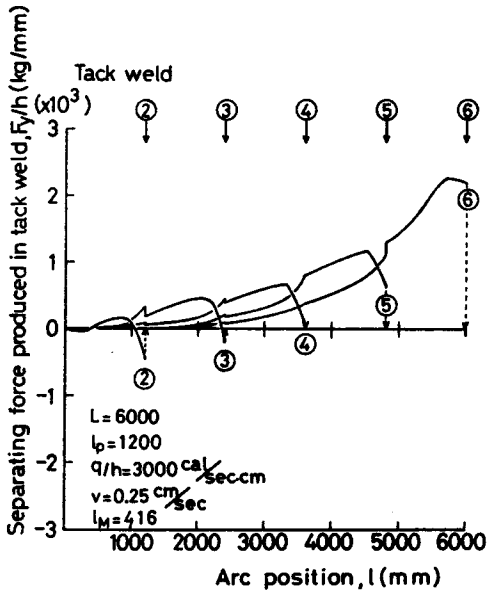
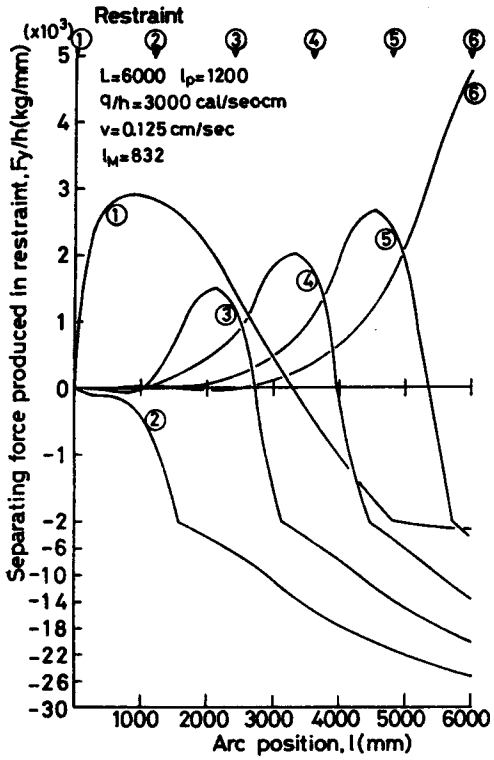


Fig. 6－1　（a）面外拘束材に働く引裂き力の履歴



（b）開先内仮付け溶接に働く引裂き力の履歴



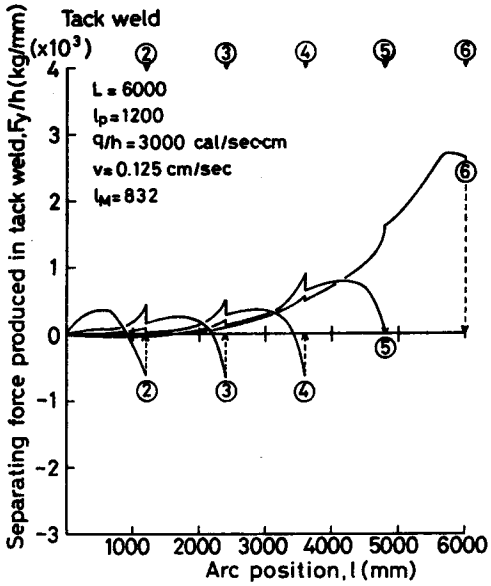


Fig. 6－2　(a)面外拘束材に働く引裂き力の履歴　　(b)開先内仮付け溶接に働く引裂き力の履歴

Fig. 6－1は板の長さ $L=6\ 000$mm 拘束材または仮付け溶接の間隔 $\ell_p=1\ 200$mm で，溶接条件が $q/h=3\ 000$cal/sec·cm，$v=0.25$cm/sec の場合の各拘束材または仮付け溶接に作用する引裂き力履歴である。Fig. 6－1(a)は拘束材の場合 Fig. 6－1(b)は仮付け溶接の場合の結果であり，横軸に熱源位置，縦軸に各拘束材または仮付け溶接に作用する単位板厚当りの引裂き力 F_y/h(以後は単に引裂き力と呼ぶ) をとっている。図中①～⑥は拘束材または仮付け溶接の位置を示している。

Fig. 6－1(a)の拘束材の場合，溶接始端（①の位置）と終端（⑥の位置）の拘束材をのぞく位置②～⑤では，各拘束材の位置を熱源が通過する以前と以後のある瞬間にそれぞれ引裂き力が極大となる。このうち熱源通過後の引裂き力の極大値の方が大きい。この引裂き力の極大値は終端に近い拘束材ほど大きい。また，溶接始端と終端の拘束材には特に大きな引裂き力が作用している。そして，終端拘束材に最大引裂き力が生じるのは，熱源が終端に到達した時である。

Fig. 6－1(b)の仮付け溶接の場合，各仮付け溶接の位置に熱源が到達する少し以前に引裂き力が最大となる。この最大引裂き力は終端に近い仮付け溶接ほど大きい。各仮付け溶接溶融直前にその仮付け溶接に作用する力は，溶接始端に近い位置では圧縮，終端に近い位置では引張りで終端に近づくほど大きな引張り力となっている。

Fig. 6－2は Fig. 6－1 と同様の板寸法・拘束材または仮付け溶接の間隔で溶接速度のみ異なる場合の引裂き力履歴である。溶接速度が Fig. 6－1 の場合の 1/2 となるので，単位板厚・単位

溶接長当りの入熱 q/vh が2倍となる。Fig. 6－2(a)が拘束材の場合である。Fig. 6－1(a)の場合と異なり，Fig. 6－2(a)の場合拘束材②～⑤に作用する引裂き力は，熱源通過前に極大を示すのみで，熱源通過後に，極大を示すというような挙動はみられない。以上のような Fig. 6－1(a)との相異をのぞけば，Fig. 6－2(a)の引裂き力履歴は Fig. 6－1(a)と同様の特性をもつ。

Fig. 6－2(b)は仮付け溶接の場合の引裂き力履歴であるが，Fig. 6－1(b)と同様な特性を有する。

6.3 ある熱源位置での拘束材・仮付け溶接に作用する引裂き力の配分状況の比較

6.2節では，各拘束材・各仮付け溶接に作用する引裂き力の熱源位置に対する変化に注目したが，本節ではある位置（x＝3 300mm）に熱源が到達した瞬間の引裂き力の配分状況に注目する。

Fig. 6－3, Fig. 6－4, Fig. 6－5 に種々の溶接条件の引裂き力の配分状況を示している。いずれの場合も板の長さ L＝6 000mm，拘束材または仮付け溶接の間隔 ℓ_p＝1 200mm である。いずれの図においても，上段が拘束材の場合で，下段が仮付け溶接の場合である。横軸に拘束材（①～⑥）または仮付け溶接（②～⑥）の位置をとり，縦軸に引裂き力をとっている。Fig. 6－3, Fig. 6－4, Fig. 6－5 はそれぞれ力学的溶融長さ ℓ_M ごとに整理しており，順番に ℓ_M＝416, 832, 1 663mm の場合である。拘束材の場合には，熱源後方の拘束材にも力が作用するが，仮付け溶接の場合には熱源後方の仮付け溶接は存在しないので，熱源前方の仮付け溶接に作用する引裂き力だけを示している。

Fig. 6－3, Fig. 6－4, Fig. 6－5 より熱源前方の引裂き力に関し次のようなことがわかる。

拘束材・仮付け溶接いずれの場合も，同一の力学的溶融長さ ℓ_M で単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh が異なる場合の引裂き力を比較すると q/vh が大きいほど引裂き力の絶対値が大きいことがわかる。

同一溶接条件での，熱源前方の拘束材と仮付け溶接の場合の引裂き力の配分状況を比較する。Fig. 6－3 の ℓ_M＝416mm の場合には，拘束材・仮付け溶接いずれの場合でも熱源に近い拘束材または仮付け溶接ほど大きな引裂き力が作用している。一方，Fig. 6－4 の ℓ_M≡1 663mm の場合には，拘束材と仮付け溶接の場合の熱源前方の引裂き力の配分状況が次のように異なっている。すなわち，拘束材の場合，熱源に一番近い拘束材には正の引裂き力が働き，終端に近づくほど引裂き力は小さくなっている。この結果に対し，仮付け溶接の場合，熱源に一番近い仮付け溶接には負の引裂き力すなわち圧縮荷重が作用し，終端に近づくに従い正の引裂き力となりその大きさも大きくなっている。このように，力学的溶融長さ ℓ_M が大きくなると拘束材の場合と仮付け溶接の場合の引裂き力分布の差が著しくなる理由について以下に考察する。

上記の理由としては，拘束材と仮付け溶接の場合の次のような拘束としての機能の差が考えられる。この拘束機能の最大の相異は熱源通過後，拘束として機能を果す（拘束材の場合）か果さない（仮付け溶接の場合）かである。そこで，Fig. 6－5 に示した q/h＝12 000cal/sec·cm, v＝1.0cm/sec(ℓ_M＝1 663mm) の場合をとりあげ次のような計算を実施する。

Fig. 6－5 の q/h＝12 000cal/sec·cm, v＝1.0cm/sec(ℓ_M＝1 663mm) の拘束材の場合，熱源後方の拘束材①②③には，順番に正，負，負の引裂力が働く。一方，仮付け溶接の場合には熱源が

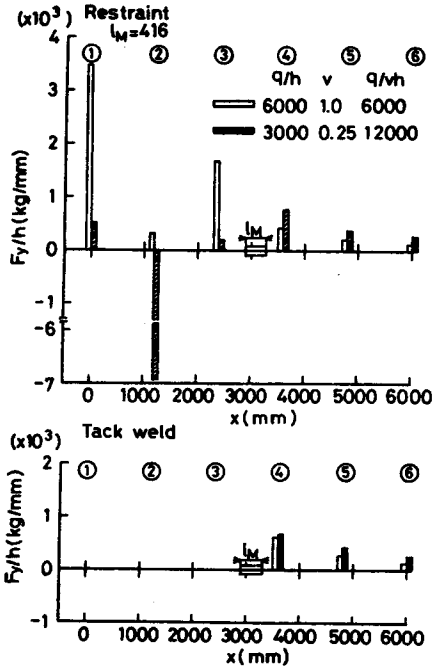


Fig. 6 − 3　熱源位置 ℓ=3 300mm の場合の各面外拘束材および各開先内仮付け溶接に働く引裂き力の分布状況 (ℓ_M=416mm)

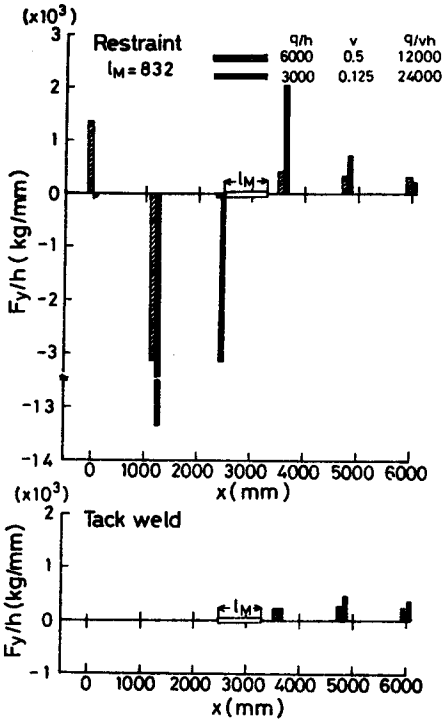


Fig. 6 − 4　熱源位置 ℓ=3 300mm の場合の各面外拘束材および各開先内仮付け溶接に働く引裂き力の分布状況 (ℓ_M=832mm)

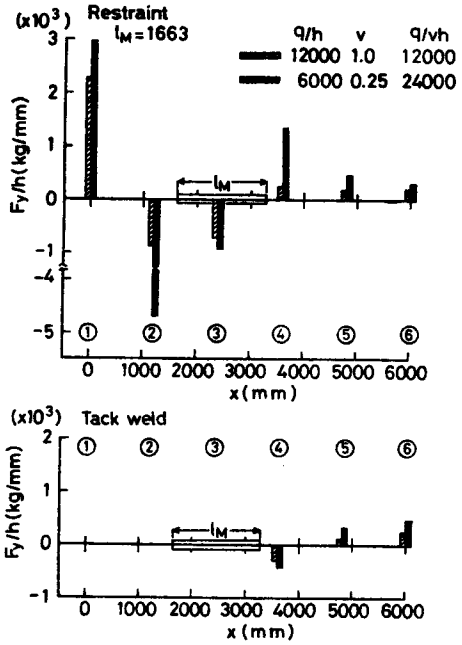


Fig. 6 − 5　熱源位置 ℓ=3 300mm の場合の各面外拘束材および各開先内仮付け溶接に働く引裂き力の分布状況 (ℓ_M=1 663mm)

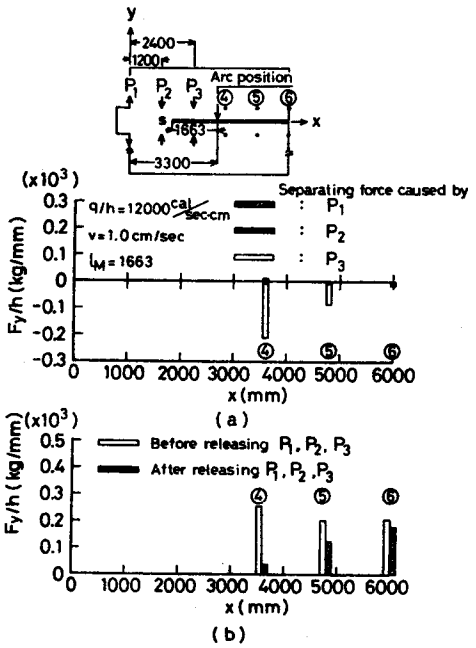


Fig. 6 − 6　熱源後方の面外拘束材に働く引裂き力が解放された場合の熱源前方の引裂き力分布

各仮付け溶接の位置に到達するごとに蓄積された引裂き力が解放され，Fig. 6－5の下段の図のような引裂き力分布になったものである。そこで，この場合の拘束材と仮付け溶接の場合の引裂き力分布の相異の理由を明らかにする目的で，熱源が$x=3$ 300mmの位置に到達した時に拘束材①②③に蓄積された引裂き力を瞬時に解放し，引裂き力解放後の熱源前方拘束材に作用する引裂き力分布が，仮付け溶接の場合の引裂き力分布に近づくかを調べる。

Fig. 6－6の上段の模式図に示すように，熱源が$x=3$ 300mmの位置に到達した時の熱源後方の拘束材に作用する引裂き力P_1, P_2, P_3を解放することにより，熱源前方の拘束材④⑤⑥に作用する引裂き力分布がどのようになるかを弾性有限要素法で計算した。

Fig. 6－6(a)はP_1, P_2, P_3の引裂き力の解放により拘束材④⑤⑥に作用する引裂き力の変化である。この図より，引裂き力P_3の解放による熱源前方の引裂き力分布の変化が著しく，引裂き力P_1, P_2の解放による引裂き力分布の変化はあまりみられない。このことより，Fig. 6－6の上段の図に示すように，凝固端Sより左すなわち凝固領域の拘束材に作用している引裂き力の解放による熱源前方の引裂き力の変化は，ほとんどないことがわかる。

Fig. 6－6(b)はP_1, P_2, P_3の引裂き力を解放する以前すなわちFig. 6－5の拘束材の場合の熱源前方の引裂き力分布とP_1, P_2, P_3の引裂き力を解放した時の熱源前方の引裂き力分布を比較したものである。熱源後方の拘束材に作用する引裂き力P_1, P_2, P_3を解放した場合，拘束材の位置が熱源から終端に近づくほど，拘束材に作用する引裂き力は大きくなっている。この傾向はFig. 6－5の仮付け溶接の場合と一致している。

以上のことにより，拘束材の場合と仮付け溶接の場合の引裂き力の配分状況の相異が，拘束材および仮付け溶接が熱源通過後拘束としての機能を果すか果さないかに依存することがわかった。また，Fig. 6－6(a)のところで述べたように，凝固領域に位置する拘束材に作用する引裂き力の解放による熱源前方の引裂き力の変化は小さいという計算結果より，拘束材または仮付け溶接の間隔ℓ_p(=1 200mm)よりも，力学的溶融長さℓ_Mがかなり短い$\ell_M=416$mmの場合には熱源後方ℓ_M以内に拘束材が存在しないため，拘束材の場合と仮付け溶接の場合の熱源前方の引裂き力分布の相異が少なかったものと考えられる。

6.4 各拘束材・各仮付け溶接の位置に熱源が到達するまでの最大荷重$(F_y/h)^{max}$について

拘束材や仮付け溶接は突合せ溶接進行中のグルーブ間隙の変化を拘束する目的で配置されるのであるから，熱源がその拘束材や仮付け溶接の位置に到達する以前に拘束材や仮付け溶接に大きな塑性変形が生じたり，割れが発生したりしては拘束材としての機能を果せない。そこで，拘束材の寸法や仮付け溶接の長さを決定する目安として，熱源が拘束材・仮付け溶接の位置に到達する以前に働く単位板厚当りの最大荷重$(F_y/h)^{max}$(各拘束材・各仮付け溶接の位置に熱源が到達する以前に働く引裂き力のうちその大きさ$|F_y/h|$が最大のものを$(F_y/h)^{max}$と定義し，圧縮荷重の時負として表わしている。)を知ることが重要となる。そこで，$(F_y/h)^{max}$におよぼす溶接条件・板の長さ・拘束材または仮付け溶接の間隔の影響について検討する。

6.4.1 $(F_y/h)^{max}$ におよぼす溶接条件の影響

板の長さ $L=6\ 000$mm 拘束材または仮付け溶接の間隔 $\ell_p=1\ 200$mm の場合の $(F_y/h)^{max}$ におよぼす溶接条件の影響を Fig. 6－7～Fig. 6－16 に整理した。これらの図ではいずれも横軸に拘束材・仮付け溶接の位置をとりその位置を番号で示し，縦軸には各拘束材・各仮付け溶接に作用する最大荷重 $(F_y/h)^{max}$ をとった。図中棒グラフ近傍の数字は最大荷重を示す熱源位置と拘束材の位置との距離 $\Delta\ell$(mm) を示している。たとえば，$\Delta\ell=600$mm の場合には，拘束材の手前 600mm の位置に熱源が到達した時に，その拘束材に最大荷重が生じることを意味している。

まず，Fig. 6－7～Fig. 6－11 に示す拘束材の場合に注目する。この場合いずれの溶接条件においても拘束材の位置が溶接始端から終端へうつるに従い最大荷重は大きくなる。また，終端拘束材に作用する最大荷重は熱源が終端に到達した時に生じる。

Fig. 6－7～Fig. 6－9 は，力学的溶融長さ ℓ_M ごとに，異なった溶接条件での $(F_y/h)^{max}$ を比較している。同一力学的溶融長さ ℓ_M で単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh が異なる場合の各拘束材位置での $(F_y/h)^{max}$ を比較すると次のようなことがいえる。同一の ℓ_M の場合，$(F_y/h)^{max}$ の大きさすなわち $|(F_y/h)^{max}|$ は q/vh が大きいほど大きい。

Fig. 6－10, Fig. 6－11 は，単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh ごとに，異なった溶接条件での $(F_y/h)^{max}$ を比較している。同一単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh で，力学的溶融長さ ℓ_M が異なる場合の各拘束材位置での $(F_y/h)^{max}$ を比較すると次のようなことがいえる。Fig. 6－10 の場合拘束材位置② を除けば，いずれの拘束材位置でも ℓ_M が小さいほど $(F_y/h)^{max}$ は大きい。Fig. 6－11 の場合，いずれの拘束材位置でも ℓ_M が小さいほど $(F_y/h)^{max}$ は大きい。

次に Fig. 6－12～Fig. 6－16 に示す仮付け溶接の場合に注目する。この場合いずれの溶接条件においても終端仮付け溶接に作用する最大荷重は熱源が終端に達する以前に生じる。

Fig. 6－12～Fig. 6－14 は，力学的溶融長さ ℓ_M ごとに異なった溶接条件での $(F_y/h)^{max}$ を比較している。同一力学的溶融長さ ℓ_M で単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh が異なる場合の各仮付け溶接位置での $(F_y/h)^{max}$ を比較すると次のことがいえる。終端仮付け溶接の $(F_y/h)^{max}$ は q/vh が大きいほど大きい。また，$\ell_M=416$mm の場合の仮付け溶接の位置②③の場合は顕著ではないが，$(F_y/h)^{max}$ の大きさ $|(F_y/h)^{max}|$ に注目すると，同一の ℓ_M では q/vh が大きいほど $|(F_y/h)^{max}|$ が大きいことがわかる。

Fig. 6－15, Fig. 6－16 は単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh ごとに，異なった溶接条件での $(F_y/h)^{max}$ を比較している。Fig. 6－15 は $q/vh=12\ 000$cal/cm² の場合，仮付け溶接の位置② を除けば，ℓ_M が小さいほど $(F_y/h)^{max}$ は大きい。また，Fig. 6－16 の場合も ℓ_M が小さいほど $(F_y/h)^{max}$ は大きい。Fig. 6－15 で $\ell_M=416$mm の場合②の位置のみ圧縮荷重で，$\ell_M=832$mm の場合②③の位置で圧縮荷重となっている。そして，$\ell_M=1\ 663$mm の場合②③④の位置で圧縮荷重であり，力学的溶融長さが長いほど $(F_y/h)^{max}$ が圧縮となる領域が広くなる。

次に拘束材に働く最大荷重 $(F_y/h)^{max}$ と仮付け溶接に働く最大荷重 $(F_y/h)^{max}$ を同一の溶接条件ごとに比較してみると Fig. 6－17($\ell_M=416$mm), Fig. 6－18($\ell_M=832$mm), Fig. 6－19($\ell_M=1\ 663$ mm) のようになる。

Fig. 6－17 の $\ell_M=416$mm の場合拘束材・仮付け溶接いずれの場合とも仮付け溶接の位置が溶接始端から終端に近づくほど，$(F_y/h)^{max}$ が大きくなっている。しかし，Fig. 6－18 の $\ell_M=832$mm,

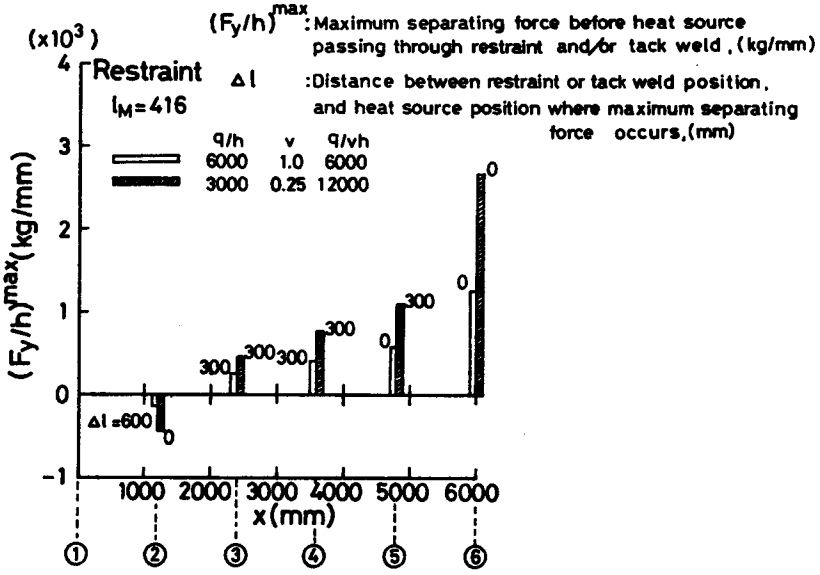


Fig. 6 − 7　各面外拘束材の位置に熱源が到達する以前に示す最大荷重 $(F_y/h)^{max}$ の分布 (ℓ_M=416mm)
（名拘束材の位置に熱源が到達する以前に示す引裂き力のうち，その大きさ $|F_y/h|$ が最大のものを $(F_y/h)^{max}$ と定義し，圧縮荷重の時を負として表わす）

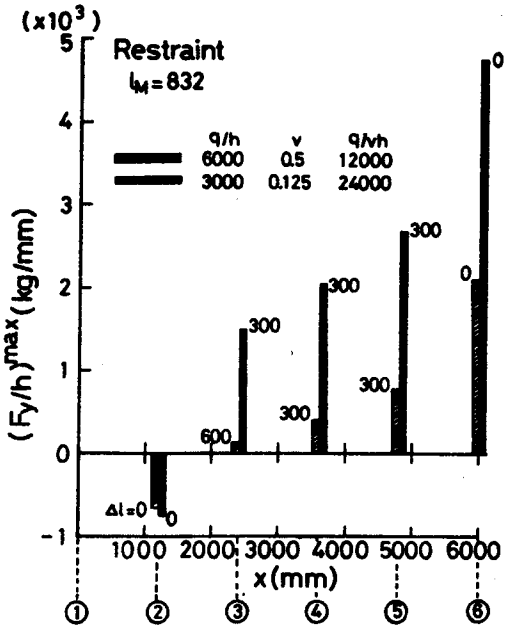


Fig. 6 − 8　各拘束材位置での $(F_y/h)^{max}$ (ℓ_M=832mm)

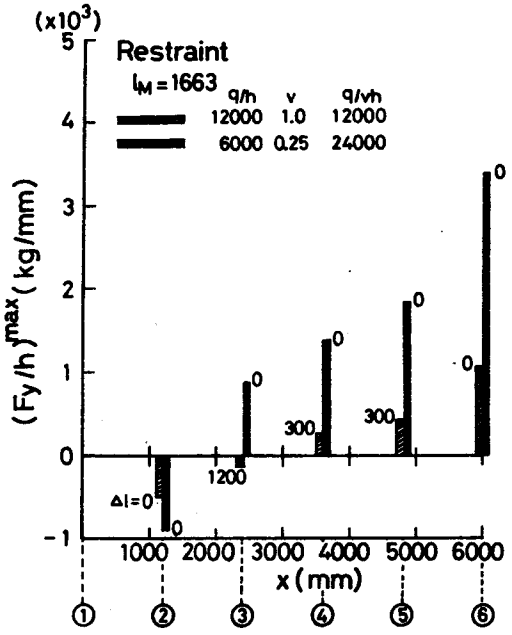


Fig. 6 − 9　各拘束材位置での $(F_y/h)^{max}$ (ℓ_M=1 663mm)

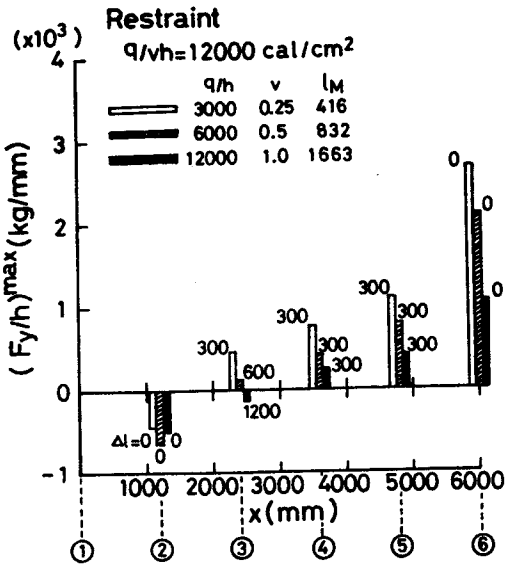


Fig. 6 −10　各拘束材位置での $(F_y/h)^{max}$
($q/vh=12\ 000$caℓ/cm²)

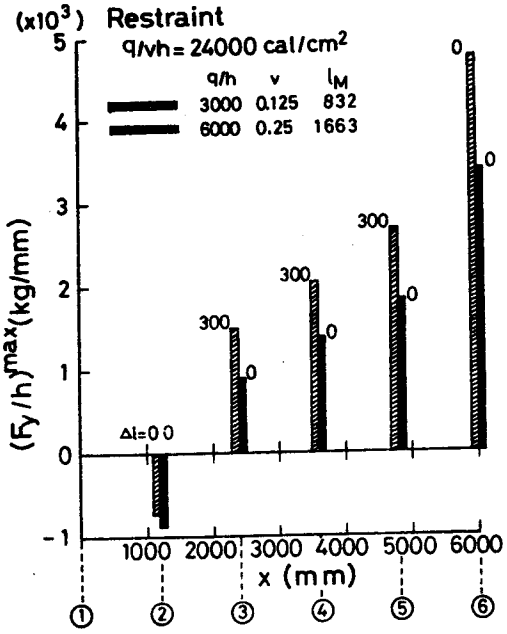


Fig. 6 −11　各拘束材位置での $(F_y/h)^{max}$
($q/vh=24\ 000$caℓ/cm²)

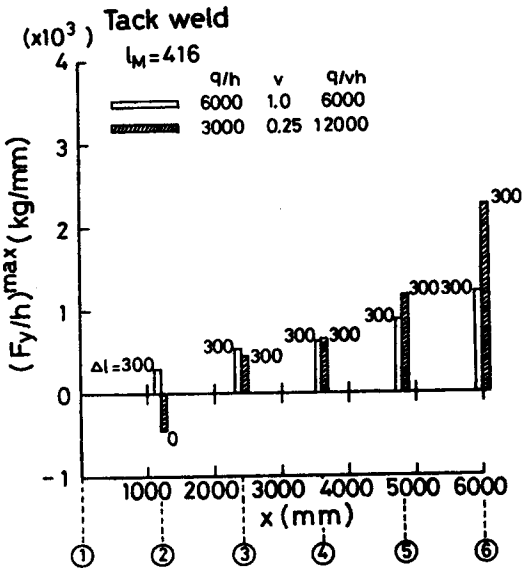


Fig. 6 −12　各仮付け溶接位置での $(F_y/h)^{max}$
($\ell_M=416$mm)

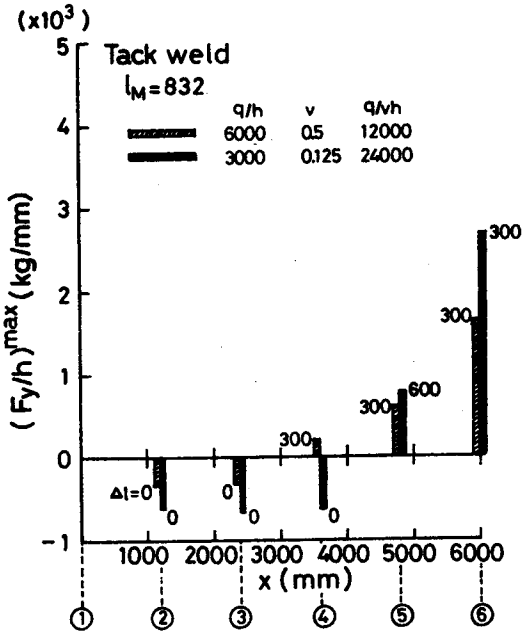


Fig. 6 −13　各仮付け溶接位置での $(F_y/h)^{max}$
($\ell_M=832$mm)

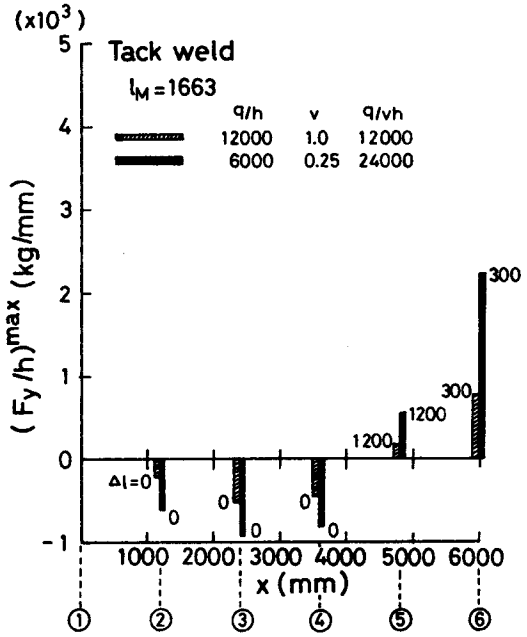


Fig. 6 −14　各仮付け溶接位置での $(F_y/h)^{max}$
(ℓ_M=1 663mm)

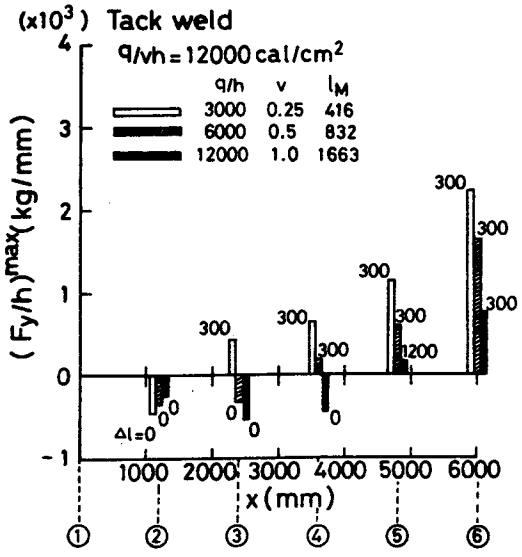


Fig. 6 −15　各仮付け溶接位置での $(F_y/h)^{max}$
(q/vh=12 000cal/cm²)

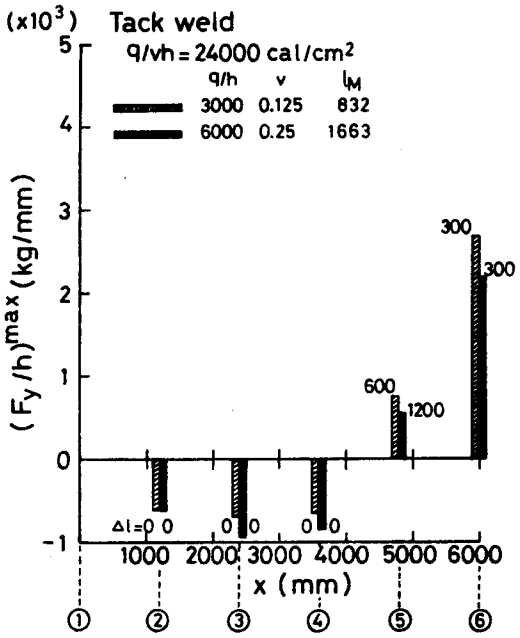


Fig. 6 −16　各仮付け溶接位置での $(F_y/h)^{max}$
(q/vh=24 000cal/cm²)

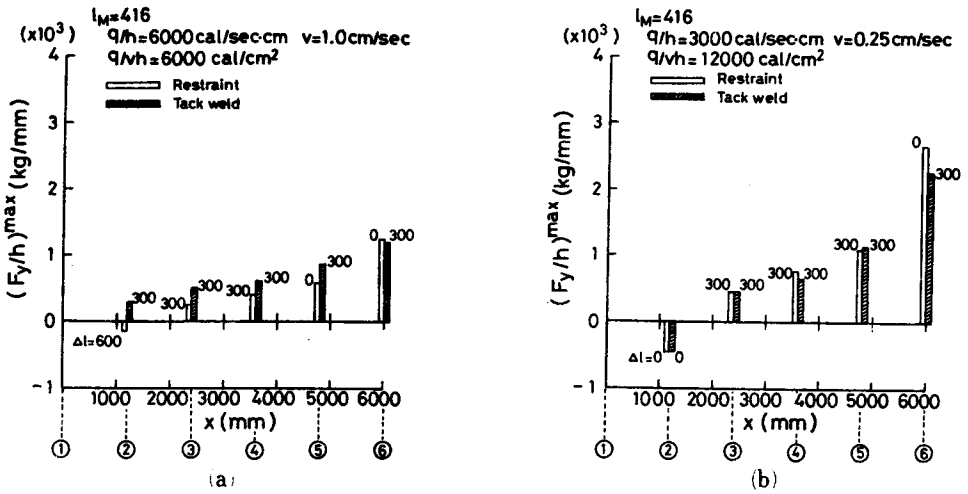


Fig. 6 −17 $(F_y/h)^{max}$ に関する拘束材の場合と仮付け溶接の場合の比較 (ℓ_M=416 mm)

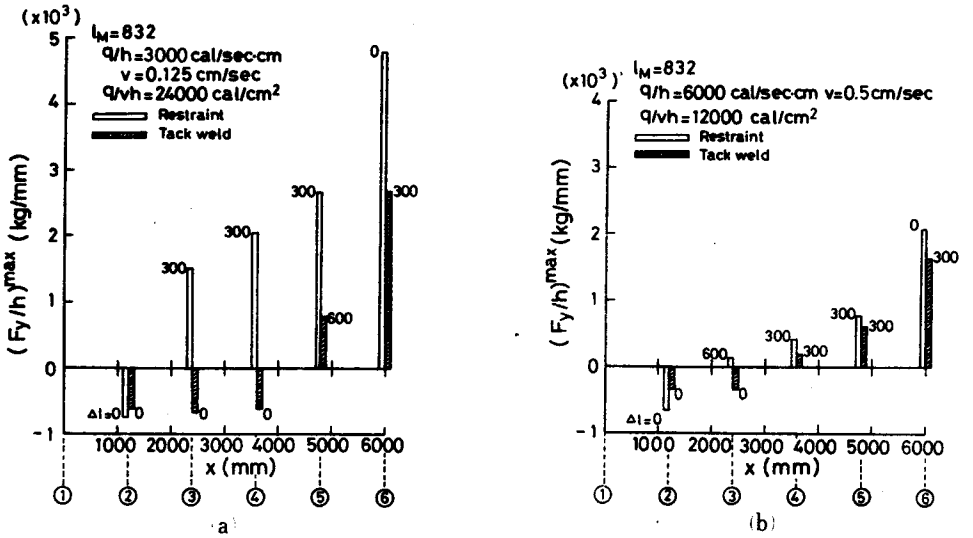


Fig. 6 −18 $(F_y/h)^{max}$ に関する拘束材の場合と仮付け溶接の場合の比較 (ℓ_M=832 mm)

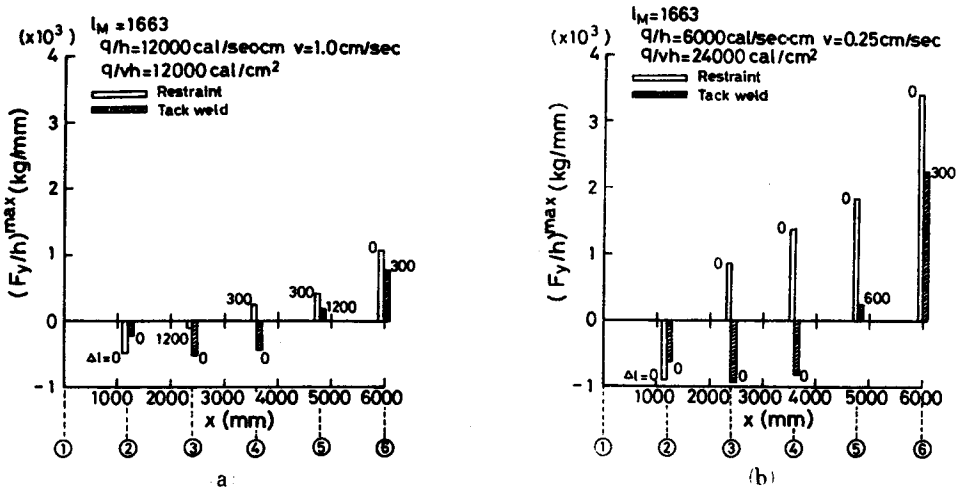


Fig. 6 −19 $(F_y/h)^{max}$ に関する拘束材の場合と仮付け溶接の場合の比較 (ℓ_M=1 663mm)

Fig. 6－19 の ℓ_M=1 663mm のように ℓ_M が大きい時には，拘束材の場合溶接始端から終端に近づくほど $(F_y/h)^{max}$ が大きくなるのに対し，仮付け溶接の場合には，そのような傾向はみられず，仮付け溶接位置③において最小の $(F_y/h)^{max}$ を示し，それより終端に近づくほど $(F_y/h)^{max}$ は大きくなる。したがって，拘束材・仮付け溶接の間隔 ℓ_p に比べ比較的短い ℓ_M においては，拘束材と仮付け溶接の $(F_y/h)^{max}$ の分布傾向に関し相異は少ないが，ℓ_M が長い場合には $(F_y/h)^{max}$ の分布傾向に関し大きな相異が生じることがわかる。

6.4.2 $(F_y/h)^{max}$ におよぼす板の長さの影響

溶接条件，拘束材または仮付け溶接の間隔 ℓ_p が一定のもとで，板の長さ L のみ異なる場合の各拘束材または各仮付け溶接に作用する最大荷重 $(F_y/h)^{max}$ の分布状況を Fig. 6－20～Fig. 6－

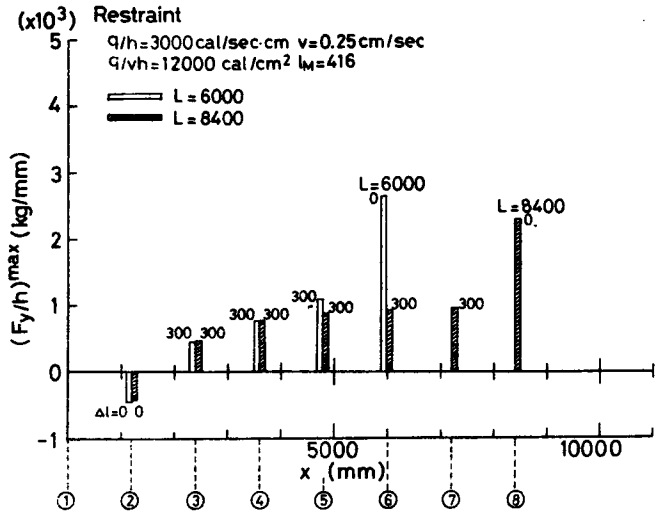


Fig. 6－20　拘束材の場合の $(F_y/h)^{max}$ の分布におよぼす板の長さの影響

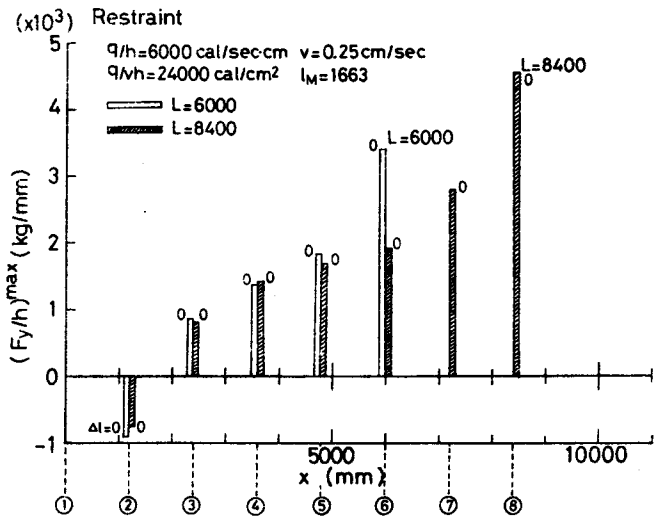


Fig. 6－21　拘束材の場合の $(F_y/h)^{max}$ の分布におよぼす板の長さの影響

23に示す。いずれの図においても横軸に拘束材または仮付け溶接の位置をとり，その位置を番号①～⑩で示し，縦軸に最大荷重 $(F_y/h)^{max}$ をとっている。Fig. 6－20，Fig. 6－21 は拘束材の場合，Fig. 6－22，Fig. 6－23 は仮付け溶接の場合の結果であり，このうち Fig. 6－20，Fig. 6－22 が溶接条件 q/h=3 000 cal/sec·cm，v=0.25cm/sec，Fig. 6－21，Fig. 6－23 が溶接条件 q/h=6 000cal/sec·cm，v=0.25 cm/sec の場合の結果である。

Fig. 6－20～Fig. 6－23 によれば，同一の溶接条件では終端と終端に最も近い拘束材または仮付け溶接を除き，$(F_y/h)^{max}$ の値は板の長さに依存しない。しかし，終端と終端に最も近い拘束材または仮付け溶接では端部効果のために $(F_y/h)^{max}$ が大きくなる。

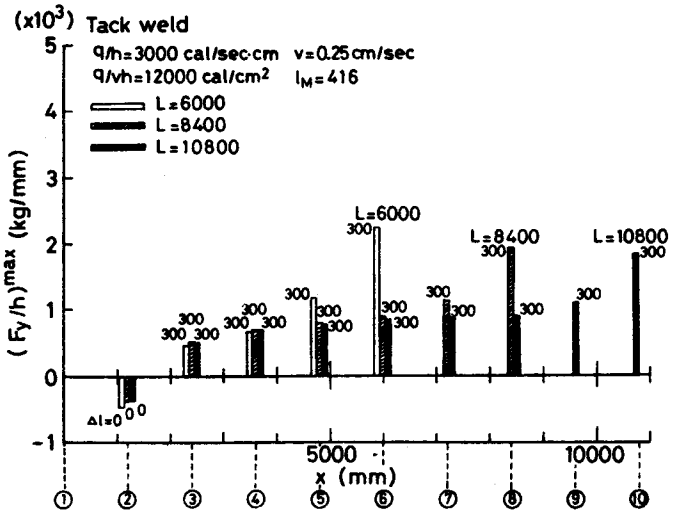


Fig. 6－22　仮付け溶接の場合の $(F_y/h)^{max}$ の分布におよぼす板の長さの影響

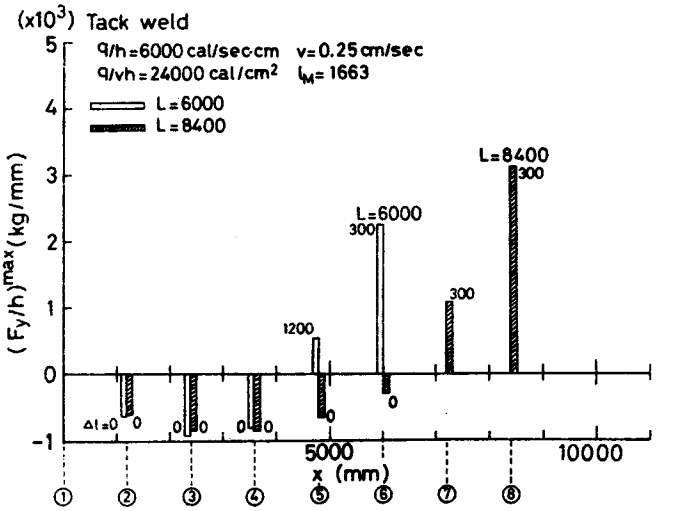


Fig. 6－23　仮付け溶接の場合の $(F_y/h)^{max}$ の分布におよぼす板の長さの影響

また，終端拘束材または終端仮付け溶接に働く $(F_y/h)^{max}$ の値は，Fig. 6－20，Fig. 6－22 のように溶接条件が $q/vh=12\ 000 cal/cm^2$，$\ell_M=416mm$ の場合には，板の長さ L の大きいほど小さくなっており，Fig. 6－21，Fig. 6－23 のように溶接条件が $q/vh=24\ 000 cal/cm^2$，$\ell_M=1\ 663mm$ の場合には板の長さ L の大きいほど大きくなっている。このように，終端の拘束材または仮付け溶接に働く $(F_y/h)^{max}$ におよぼす板の長さ L の影響は溶接条件により異なる。これについては6.5節において考察する。

6.4.3 $(F_y/h)^{max}$ におよぼす拘束材・仮付け溶接の間隔の影響

$(F_y/h)^{max}$ におよぼす拘束材または仮付け溶接の間隔 ℓ_p の影響を力学的溶融長さ $\ell_M=416mm$ の場合について検討する。

Fig. 6－24，Fig. 6－25 は拘束材の場合について，また Fig. 6－26，Fig. 6－27 は仮付け溶接の場合について，それぞれ同一の溶接条件で間隔 ℓ_p が異なる場合の各拘束材または仮付け溶接に働く $(F_y/h)^{max}$ を比較したものである。いずれも，横軸に拘束材または仮付け溶接の位置をとり，縦軸に $(F_y/h)^{max}$ をとっている。

Fig. 6－24 は溶接条件 $q/h=6\ 000 cal/sec\cdot cm$，$v=1.0cm/sec$ で，$\ell_p=600mm$ と $\ell_p=1\ 200mm$ の場合を比較したものであるが，溶接始端近傍を除けば $(F_y/h)^{max}$ の値は $\ell_p=1\ 200mm$ の場合の方が $\ell_p=600mm$ の場合に比べ大きい。$\ell_p=600mm$ の場合拘束材の位置が $3\ 000\leqq x\leqq 5\ 000mm$ の範囲での $(F_y/h)^{max}$ は拘束材の位置によらずほぼ一定値を示している。このことは4.2で述べたように面外拘束材を有する場合には熱源移動距離がその間隔 ℓ_p の5倍程度以上になると，熱源直下下変位がある変位レベルの間で脈動するような準定常変形となるという事実と合致する。同様のことが Fig. 6－25 の $q/h=3\ 000 cal/sec\cdot cm$，$v=0.25cm/sec$ の場合についてもいえる。

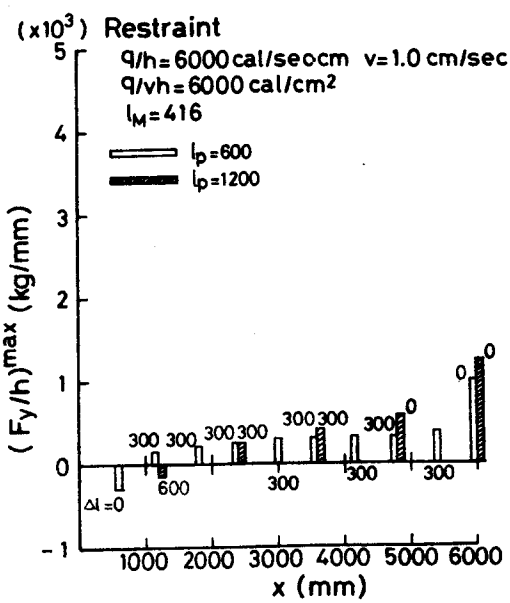


Fig. 6－24　拘束材の場合の $(F_y/h)^{max}$ の分布におよぼす拘束材の間隔の影響

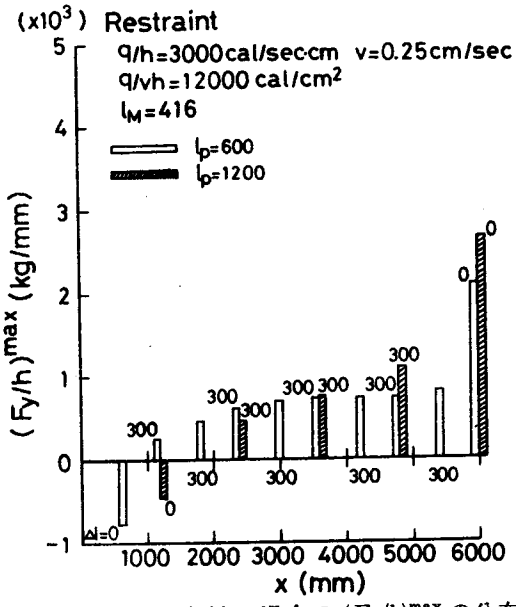


Fig. 6－25　拘束材の場合の $(F_y/h)^{max}$ の分布におよぼす拘束材の間隔の影響

Fig. 6－26 は Fig. 6－24 と同一の溶接条件で仮付け溶接の場合の結果である。この場合の板の長さは　L=8 400mm で，仮付け溶接の間隔 ℓ_p が 600，1 200，8 400mm と異なっている。ℓ_p=8 400mm というのは終端仮付け溶接のみ配置されている場合である。同一の位置の仮付け溶接に生じる $(F_y/h)^{max}$ を比較した時 ℓ_p が大きいほど $(F_y/h)^{max}$ は大きくなっている。終端仮付け溶接に作用する $(F_y/h)^{max}$ は ℓ_p が 600～8 400mm と大きく異なっているにもかかわらず，比較的変化は小さい。同様のことが Fig. 6－27 の q/h=3 000cal/sec·cm，v=0.25cm/sec についてもいえる。

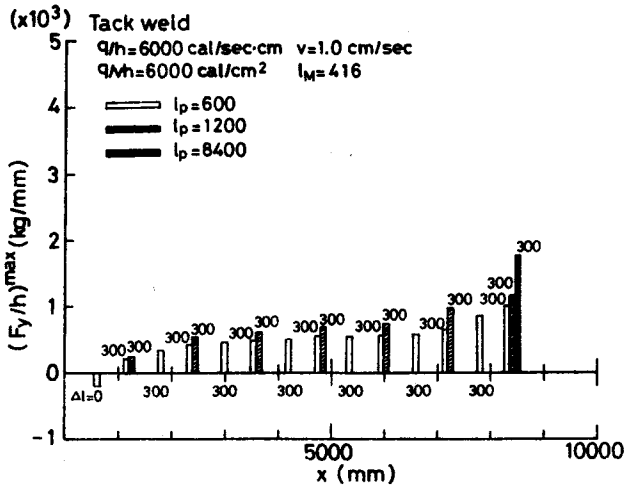


Fig. 6－26　仮付け溶接の場合の $(F_y/h)^{max}$ におよぼす仮付け溶接の間隔の影響

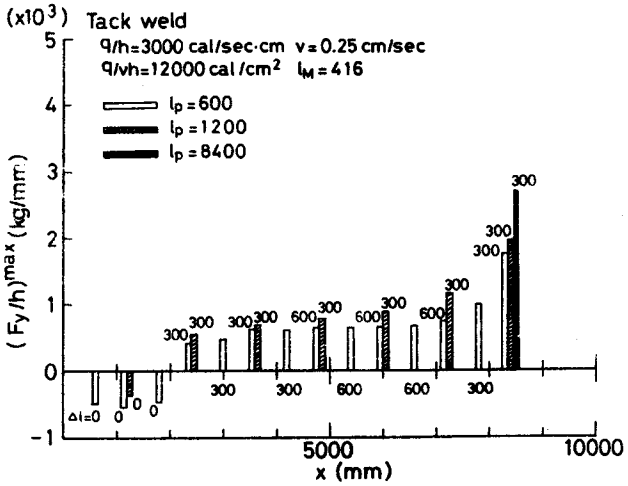


Fig. 6－27　仮付け溶接の場合の $(F_y/h)^{max}$ の分布におよぼす仮付け溶接の間隔の影響

6.5 終端拘束材・終端仮付け溶接に作用する最大引裂き力 $(F_y/h)_e^{max}$ について

6.4節において各拘束材・各仮付け溶接に作用する最大荷重 $(F_y/h)^{max}$ について述べたが，各

拘束材・各仮付け溶接に作用する $(F_y/h)^{max}$ のうちで終端拘束材または終端仮付け溶接に作用する $(F_y/h)^{max}$ が最も大きい。そこで，拘束材・仮付け溶接に作用する $(F_y/h)^{max}$ の上限値を把握する意味で終端拘束材または終端仮付け溶接に作用する $(F_y/h)^{max}$ を $(F_y/h)_e^{max}$ と表わし，この力におよぼす溶接条件・板の長さ・拘束材または仮付け溶接の間隔の影響について整理し，実用上の拘束材の寸法や仮付け溶接の長さを決定する目安を与える。

6.5.1 $(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす溶接条件の影響

板の長さ $L=6\ 000$mm，拘束材または仮付け溶接の間隔 $\ell_p=1\ 200$mm の場合の $(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす溶接条件の影響を Fig. 6－28 に示した。横軸に単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh，縦軸に $(F_y/h)_e^{max}$ をとり，力学的溶融長さ ℓ_M ごとに実線または破線で結んだ。図中の実線が仮付け溶接の場合で破線が拘束材の場合である。拘束材・仮付け溶接いずれの場合も同一の ℓ_M では q/vh が大きいほど $(F_y/h)_e^{max}$ は大きくなり，同一の q/vh では ℓ_M が小さいほど $(F_y/h)_e^{max}$ は大きくなる。同一の溶接条件で拘束材と仮付け溶接の場合の $(F_y/h)_e^{max}$ を比較した時，仮付け溶接の場合の方が $(F_y/h)_e^{max}$ は小さくなっている。

力学的溶融長さ ℓ_M と単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh は第2章付録，式 (2A－2) より次の関係を有している。

$$\ell_M \propto (q/h)^2/v = v(q/vh)^2 \qquad (6-1)$$

ある溶接対象物と溶接法が決定すると，開先形状がある程度制限され，q/vh もある程度制限される。この時，拘束材・仮付け溶接に働く荷重を小さくする方法としては ℓ_M を大きくする，すなわち式 (6－1) より溶接速度 v を大きくすればよいことがわかる。

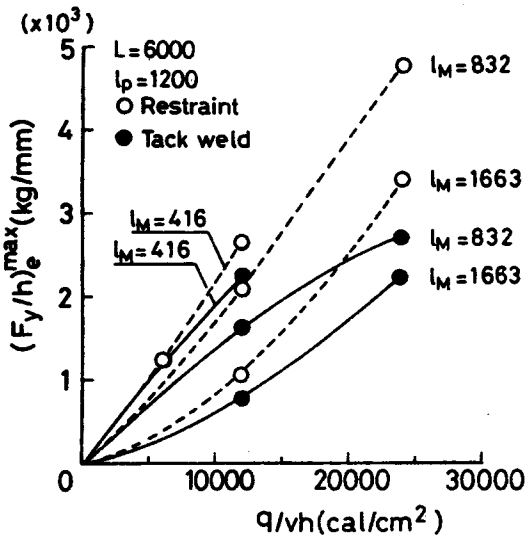


Fig. 6－28　終端の拘束材または仮付け溶接の $(F_y/h)^{max}$ ($\equiv(F_y/h)_e^{max}$) におよぼす溶接条件の影響

6.5.2 $(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす板の長さの影響

6.4.2項でも述べたように $(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす板の長さ L の影響が溶接条件に依存すること

がわかった。Fig. 6－20～Fig. 6－23 の溶接条件以外の結果も含めて，$(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす板の長さ L の影響を Fig. 6－29 に整理した。横軸に板の長さ L をとり，縦軸に $(F_y/h)_e^{max}$ をとった。図中の実線は仮付け溶接の場合，破線は拘束材の場合の結果であるが，いずれの場合においても力学的溶融長さが ℓ_M＝416mm のように比較的小さい時には，板の長さ L の増加に伴ない $(F_y/h)_e^{max}$ は小さくなり，ℓ_M＝1 663mm のように ℓ_M が大きな時には L の増加に伴ない $(F_y/h)_e^{max}$ は大きくなる。極端な場合として $L\to 0$ になると $(F_y/h)_e^{max}\to 0$ になると考えられるので，ℓ_M＝416mm の場合には $L\leqq$6 000mm の範囲で $(F_y/h)_e^{max}$ は極大値を示すような特性を有し，ℓ_M＝1 663 mm の場合には，$L\geqq$8 400mm の範囲で $(F_y/h)_e^{max}$ が極大値を示し L の増加に従いある一定値に近づくものと考えられる。また，ℓ_M＝832mm の場合には q/vh＝12 000cal/cm² と小さい場合 L の増加に伴ない $(F_y/h)_e^{max}$ は小さくなり，q/vh＝24 000cal/cm² と大きい場合には L の増加に伴ない $(F_y/h)_e^{max}$ は大きくなる。このように，$(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす板の長さ L の影響は溶接条件と板の長さの変化範囲に依存するものといえる。

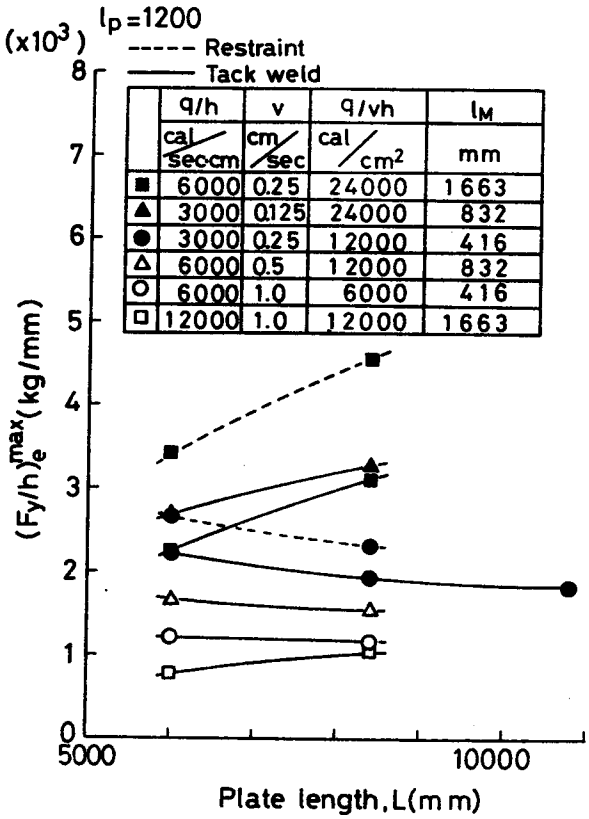


Fig. 6－29　$(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす板の長さの影響

6.5.3 $(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす拘束材・仮付け溶接の間隔の影響

$(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす拘束材または仮付け溶接の間隔 ℓ_p の影響を，力学的溶融長さ ℓ_M＝416mm の場合について Fig. 6－30 に示す。横軸に拘束材または仮付け溶接の間隔 ℓ_p をとり縦軸に $(F_y/$

$h)_e^{max}$ をとり整理した。図中の数字は溶接条件である。図中の実線が仮付け溶接の場合，破線が拘束材の場合の結果である。

通常用いられるような1 000mm程度以内の ℓ_p では，拘束材の場合の方が仮付け溶接の場合に比べ $(F_y/h)_e^{max}$ は ℓ_p の変化の影響をうけやすい。この理由として次のことが考えられる。

拘束材の場合その間隔 ℓ_p が極端に小さくなると，熱源が終端へ到達した時，終端拘束材のみで引裂き力をうけもつわけでなく終端近傍の拘束材にも引裂き力が分配され ℓ_p の減少により，終端拘束材に作用する引裂き力は小さくなる。しかし，仮付け溶接の場合には，その間隔 ℓ_p が極端に小さくなっても熱源がその終端近傍の仮付け溶接を溶融してしまい，熱源が終端近傍に近づいた時には終端仮付け溶接のみで引裂き力をうけもたねばならず，拘束材の場合ほど ℓ_p の減少に伴なう引裂き力の減少が生じないものと考えられる。

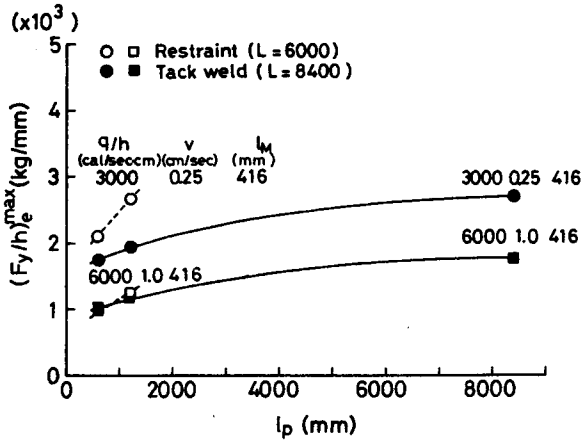


Fig. 6－30　$(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす拘束材または仮付け溶接の間隔の影響

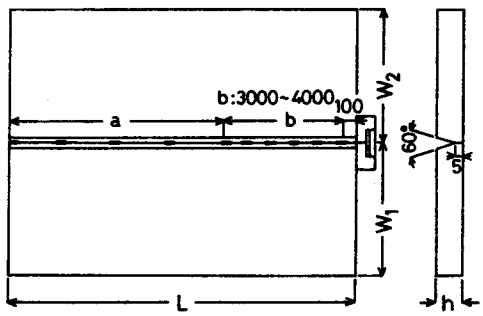
6.6 二電極サブマージアーク溶接の実験結果と計算結果の比較

溶接熱源を移動線熱源と仮定し突合せ溶接進行中のグルーブ間隙の変化，拘束材または仮付け溶接に働く引裂き力を解析してきた。しかし，実際の厚板の溶接では多電極溶接がよく用いられる。この場合各電極にわかれた熱源を集中熱源である線熱源と仮定することには問題が生じるかもしれない。そこで，二電極サブマーアーク溶接での引裂き力の実験結果と前節までに得られた計算結果を比較検討する。

実験はある造船所[20]で製作工程中の板を用いて行われたもので，Fig. 6－31 に示すように板の長さ L＝8 100～12 000mm 板幅 W_1，W_2 が3 200～4 000mm 板厚 h＝15, 17, 20, 22mm というような範囲の板寸法の軟鋼板の場合である。Fig. 6－31 に示すように板終端から3 100～4 100 mm以内の領域 b の範囲では仮付け溶接の間隔 ℓ_p＝400mm で，それより溶接始端側の領域 a では ℓ_p＝1 000mm である。これらの仮付け溶接の長さは ℓ_t＝50mm でそののど厚は h_w＝5mm である。板終端には Fig. 6－32 のような拘束材が配置されており，その寸法を変えることにより剛性を変化させている。図中に示す HT50 (50キロ級高張力鋼) の部材にひずみゲージをはり，そのひず

みより引裂き力を求めている。Fig. 6－32 の図中，小さい番号のものほど剛性は大きい。

溶接条件および実験結果を Table 6－1 に示す。表中の注釈にも示したが左から二列目の番号①，②はそれぞれ第一電極（先行電極）と第二電極（後行電極）を示し，それらの電極間隔は 120mm でいずれの電極の傾斜角とも 0° である。図中の q/h は熱効率 $\eta=1$ とした時の各電極での単位時間・単位板厚当りの入熱で，$\sum q/h$ は二電極の合計の q/h である。$\sum q/vh$ は $\sum q/h$ を溶接速度 v で除したものであり，力学的溶融長さ ℓ_M は $\sum q/h$ の全入熱が集中的に線熱源として投与されるとして，第 2 章の付録の式 (2A−2) より求めている。表中 Re. T. (Restraint type)



L: 8100~12000
W_1, W_2 : 3200~4000
a ⇒ l_p=1000 l_t=50 (l_t = Tack weld length)
b ⇒ l_p=400 l_t=50
h_{wt}: 5 (h_{wt}=Tack weld throat depth)

Fig. 6－31　二電極サブマージアーク溶接の場合の実験に用いる試験体形状・寸法

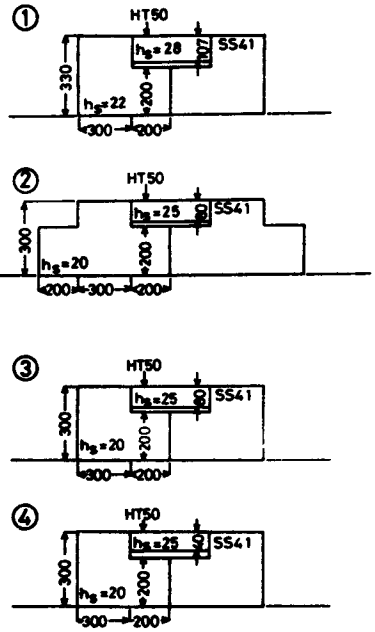


Fig. 6－32　Fig. 6－31の試験体終端に用いられる剛性の異なる拘束材

Table 6－1　二電極サブマージアーク溶接の場合の引裂き力計測実験の実験条件および結果

h mm		I A	V V	q/h cal/sec·cm	Σq/h	v cm/sec	Σq/vh cal/cm²	l_M mm	Re.T.	L, W_1, W_2 m	$(F_y/h)_{\theta}^{max}$ (×10³) kg/mm
15	①	1200	27	5184	12240	70	10491	1480	1	10.5,4,4	1.03
									2		0.97
	②	1050	42	7056					3		0.82
									4	8.1,4,4	0.85
17	①	1250	27	4765	10991	65	10145	1288	1	12,4,4	1.01
									2	9.6,4,4	0.89
	②	1050	42	6226					3	12,4,4	0.90
									4	9.6,4,4	0.75
20	①	1280	27	4147	9691	55	10572	1183	1	12,4,4	1.28
									2		1.09
	②	1100	42	5544					3		0.98
									4	9.6,3.6,3.2	1.23
22	①	1350	27	3976	9474	55	10335	1131	1	12,4,4	1.38
									2		1.23
	②	1200	42	5498					3		1.16
									4		

①: Leading electrode ②: Trailing electrode
Distance between① and② =120mm
Re.T. : Restraint type Re.T.1(High restraint)↔Re.T.4(Low restraint)

1～4 は Fig. 6－32 の番号①～④に対応している。表中の L, W_1, W_2 は Fig. 6－31 の図中に示した各寸法に対応しており，単位はメートルである。$(F_y/h)_e^{max}$ は6.5節で定義したものと同じで，熱源が終端に到達するまでに，終端拘束材がうける最大引裂き力を示している。Table 6－1 の結果より次のことがいえる。同一溶接条件の場合終端拘束材の剛性が大きいものほど $(F_y/h)_e^{max}$ は大きく，終端拘束材の剛性が同一で，単位板厚・単位溶接長当りの入熱（$\sum q/vh$）が同一の時，力学的溶融長さ ℓ_M が小さいほど $(F_y/h)_e^{max}$ は大きい。

前節までに得られた計算結果のうち，Table 6－1 の条件に比較的近い $L=8\ 400$mm, $\ell_p=1\ 200$ mmの仮付け溶接の場合の結果と Table 6－1 の結果を Fig. 6－33 に整理した。実験の場合 q/vh として $\sum q/vh$ を横軸にとり，縦軸に $(F_y/h)_e^{max}$ をとって実験結果と計算結果の比較を行っている。

実験結果と計算結果は大差なく，本実験のように電極間距離（＝120mm）に対し，力学的溶融長さが長い（$\ell_M>1\ 000$mm）場合には，二電極にわかれた熱源を集中熱源と仮定し，引裂き力を解析しうる可能性を示唆するものである。

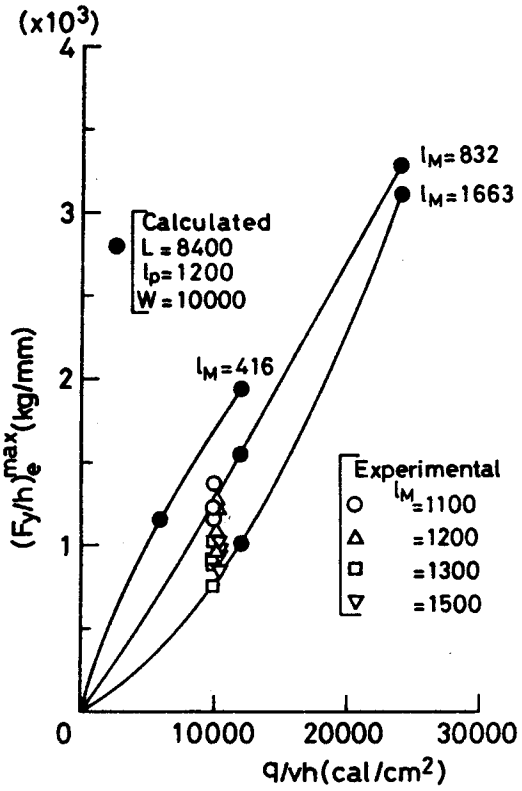


Fig. 6－33　二電極サブマージアーク溶接の場合の引裂き力計測実験の結果と計算結果の比較

6.7 結　　論

拘束材または仮付け溶接に作用する引裂き力を，種々の溶接条件・板寸法・拘束材または仮付け溶接の間隔で数値解析して得られた主な結果を次に列記する。

(1) 拘束材および仮付け溶接が同じ間隔で配置されている時，ある熱源位置での熱源前方の拘束材と仮付け溶接の引裂き力の配分状況の相異は，拘束材・仮付け溶接の間隔 ℓ_p に対して力学的溶融長さ ℓ_M が大きいほど著しい。この原因は拘束材・仮付け溶接が熱源通過後拘束としての機能を果すか果さないかの相異にあることが明らかとなった。

(2) 熱源がそれぞれの拘束材または仮付け溶接の位置に到達する以前に生じるそれぞれの最大荷重 $(F_y/h)^{max}$ のうち，最も大きな値を示すのが終端拘束材または終端仮付け溶接に働く引裂き力である。この引裂き力を $(F_y/h)_e^{max}$ と表わす。$(F_y/h)_e^{max}$ は拘束材の寸法や仮付け溶接の長さを決定する目安となるものであり，次のような特性を有している。

① $(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす溶接条件の影響は次のようなものである。拘束材・仮付け溶接いずれの場合も同一の力学的溶融長さ ℓ_M の時，単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh が大きいほど $(F_y/h)_e^{max}$ は大きく，同一の q/vh では ℓ_M が小さいほど $(F_y/h)_e^{max}$ は大きくなる。また，$400 \leqq \ell_M \leqq 1\ 700$ (mm) では拘束材・仮付け溶接の間隔 ℓ_p が $\ell_p = 1\ 200$mm の時，同一の溶接条件の場合，仮付け溶接の場合の $(F_y/h)_e^{max}$ の方が拘束材の場合に比べ小さい。

② $(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす板の長さ L の影響は溶接条件と板の長さ L の変化範囲に依存する。$400 \leqq \ell_M \leqq 1\ 700$ (mm), $6\ 000 \leqq q/vh \leqq 24\ 000$ (cal/cm) の場合 $6\ 000 \leqq L \leqq 8\ 400$ (mm) では $\ell_M = 416$ (mm) のように ℓ_M が比較的小さい時には L の増加に伴ない $(F_y/h)_e^{max}$ は小さくなるが，$\ell_M = 1\ 663$ (mm) のように ℓ_M が大きい時には L の増加に伴ない $(F_y/h)_e^{max}$ は大きくなる。

③ $\ell_M = 416$mm の場合，$(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす拘束材の間隔 ℓ_p の影響と仮付け溶接の間隔 ℓ_p の影響は多少異なり，ℓ_p が 1 000mm 程度以内の範囲では拘束材の場合の方が ℓ_p の変化に対する $(F_y/h)_e^{max}$ の変化が大きい。仮付け溶接の場合，通常用いられるような 1 000mm 程度以内の範囲では，$(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす ℓ_p の影響はそれほど大きくない。

(3) 二電極サブマージアーク溶接の実験結果と計算結果を比較し，電極間距離が力学的溶融長さ ℓ_M に比べ比較的小さい時（たとえば $\ell_M \geqq 1\ 000$mm に対し電極間距離 $= 120$mm）には，二電極にわかれた熱源を集中熱源である移動線熱源と仮定して引裂き力を解析しうることを示した。

第7章　総　　括

本研究は軟鋼平板に移動線熱源を与えた場合について次に示す代表的な三つのタイプの拘束様式における溶接進行中のグルーブ間隙の変化，特に熱源直下変位の変形特性およびそれにおよぼす溶接条件・板寸法・面外拘束材または開先内仮付け溶接の間隔の影響を明らかにすることを目的とした。前述の三つのタイプの拘束様式を以下に示す。

① 溶接開始直後の不安定変形を防止するための強固な拘束が溶接始端側に接合されているのみで，熱源前方には全く拘束がない場合。

② 溶接線方向全長にわたり等間隔で面外拘束材が配置されている場合。

③ 溶接線方向全長にわたり等間隔で開先内仮付け溶接が配置されている場合。

さらに，溶接進行中の熱源直下変位を小さく抑えるために　必要な面外拘束材の寸法や開先内仮付け溶接の溶接長を決定する目安として，面外拘束材または仮付け溶接に働く最大荷重をとりあげた。そして，その最大荷重におよぼす溶接条件・板の長さ・面外拘束材または　開先内仮付け溶接の間隔の影響を明らかにすることを目的とした。

以上の目的に従い，理論解析，実験，数値解析により得られた結論を以下に示す。

(1) 熱源前方に全く拘束がない場合の溶接進行中のグルーブ間隙の変化を取り扱った従来の研究および著者が行った実験より，次の結論が得られた。

溶接始端部の拘束が強く溶接開始直後の不安定な変形が抑制される時，溶接中断時間が極端に長い場合を除けば，手溶接か自動溶接かにかかわらず，また入熱の大小にかかわらず，グルーブ間隙は開く（ただし，溶接熱源が板終端に到達した時，終端のグルーブ間隙が開いている状態を開くと定義している)。そして，溶接始端部の拘束が弱い場合には，手溶接・自動溶接にかかわらず小入熱の場合には閉じる時もあるが，大入熱の場合にはグルーブ間隙は開く。

(2) 突合せ溶接中のグルーブ間隙の変化を解析する方法として，熱弾塑性理論に基づく有限要素法と縦弾性係数の温度依存性のみを考慮した弾性有限要素法を併用することにより計算時間の短縮化を行なった数値解析法を考案した。種々の溶接条件・種々の拘束状態・種々の板幅についてのGMAWの実験により，本数値解析法の妥当性を確めた。

点熱源が平板の板厚中央面上を移動し準定常状態となった時，この温度分布を移動線熱源の準定常温度分布とみなして，本数値解析法を適用しうる板厚と溶接入熱条件について次の関係が得られた。

$$h \leqq h_c = 0.63\sqrt{\frac{1}{c\rho\theta_M}\cdot\frac{q}{v}}$$

かつ

$$v\ell_M/2k \geqq 0.5$$

本研究のように軟鋼を対象とする場合は次のようになる。

$$h \leqq h_c = 0.022\sqrt{q/v} \quad (\mathrm{cm})$$

かつ

$$qv \geqq 42 \quad (\mathrm{ca}\ell\cdot\mathrm{cm/sec^2})$$

ただし

$[q]$：cal/sec　$[v]$：cm/sec

(3) 溶接初期の不安定変形を防止するために溶接始端部のみ強く拘束され，熱源前方に全く拘束が配置されていない突合せ溶接継手の溶接進行中の熱源直下変位 u_H に関し，次のような結論が得られた。

いかなる溶接条件であっても熱源直下変位 u_H は熱源進行とともに次第に開く。

熱源直下変位 u_H は次式で近似できる。

$$u_H = A\,(\ell/\ell_M)^m$$

指数 m は板幅 W と力学的溶融長さ ℓ_M（第2章付録式(2A−2)参照）で決定される量である。板幅が一定の時 ℓ_M が大きいほど指数mの値は大きくなる。いずれの ℓ_M であっても板幅が小さい場合には $m \fallingdotseq 2$ で，板幅の増加に伴い指数mの値は小さくなり $m \fallingdotseq 1.5$ に近づく。

定数 A は板幅 W，単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh，力学的溶融長さ ℓ_M で決定される。ℓ_M と q/vh が一定，すなわち単位時間・単位板厚当りの入熱 q/h と溶接速度 v が一定の時，板幅 W が大きくなるほど A の値は小さくなり，ある一定に近づく。板幅 W が一定で単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh も一定である条件では，ℓ_M の増加に伴ない A の値は大きくなる。また，板幅 W が一定で力学的溶融長さ ℓ_M も一定である条件では，q/vh が大きいほど A の値は大きい。

$W \geqq 5\,000$mm のような十分板幅の大きな突合せ溶接継手の熱源直下変位 u_H は近似的に次式で表わされる。

$$u_H = \{5.8\times10^{-6}\cdot(q/vh) - 1.7\times10^{-4}\}\ell^{1.5}/\sqrt{\ell_M}$$

$[q/vh]$：cal/cm

$\ell_M \leqq 1\,000$(mm)　$6\,000 \leqq q/vh \leqq 24\,000$(cal/cm)

(4) 無限板幅とみなされるような十分大きな板幅（$W=10\,000$mm）で，溶接線方向全長にわたり，剛性が無限大の面外拘束材が等間隔に配置されている場合の溶接進行中の熱源直下変位に関し，次のような結論が得られた。

$400 \leqq \ell_M \leqq 1\,700$(mm) の範囲では拘束材の間隔 ℓ_p が $\ell_p \leqq 1200$ mm を満足する時，熱源直下変位は一度必らず閉じる。溶接始端と次の拘束材の間（最初のスパンと呼ぶ）で溶接中最大の閉じ量を示す。

$\ell_M \leqq 900$mm の場合 $\ell_p \geqq 600$mm の範囲では，$5\ell_p$ 以上の熱源移動距離になると，熱源直下変位はある一定の振幅で脈動するような準定常状態となる。そして，終端と終端に一番近い拘束材との間（最終スパン）でその振幅は大きくなる。

準定常状態での最大閉じ量 $\bar{u}_H$ は，熱源が各拘束材の位置を通過する時に生じる。$\bar{u}_H$ は拘束材の間隔 ℓ_p に無関係で溶接条件により定まり，次式で近似できる。

$$-\bar{u}_H = 4.5\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}}$$

$[u_H]$：mm　$[q/h]$：cal/sec·cm　$[v]$：cm/sec

ただし　$1\,000 \leqq q/h\cdot\sqrt{v} \leqq 12\,000$　$(\mathrm{cal/cm^{\frac{1}{2}}\cdot sec^{\frac{3}{2}}})$

最初のスパンの熱源直下変位の最大閉じ量を $|\bar{u}_H| + (\Delta\bar{u}_H)_s$ で表わすと，$(\Delta\bar{u}_H)_s$ は拘束材の

間隔 ℓ_p と溶接条件により定まり次式で近似できる。

$$(\Delta\bar{u}_H)_s = B_s\left(\frac{q}{h}\sqrt{v}\right)^{-\frac{1}{2}}$$

$B_s=1.1(\ell_p=600\text{mm})$　$B_s=4.2(\ell_p=1\ 200\text{mm})$　$B_s=5.3(\ell_p=2\ 100\text{mm})$

$[(\Delta\bar{u}_H)_s]$：mm　$[q/h]$：caℓ/sec·cm　$[v]$：cm/sec

ただし　$1\ 000 \leqq q/h\cdot\sqrt{v} \leqq 6000$　(caℓ/cm$^{\frac{1}{2}}$·sec$^{\frac{3}{2}}$)

最終スパンでの熱源直下変位最小閉じ量を $|\bar{u}_H|-(\Delta\bar{u}_H)_e$ と表わすと $\ell_p=1\ 200$mmの場合 $\ell_M \leqq 832$mm の範囲では $(\Delta\bar{u}_H)_e$ は単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh で定まる。

以上のことからわかるように溶接中の最大閉じ量を小さくするためには，溶接線方向全長にわたり拘束材の間隔を小さくする必要はなく，溶接始端部近傍のみその間隔を小さくするだけで十分である。

(5) 無限板幅とみなせるような十分大きな板幅 ($W=10\ 000$mm) で，溶接線方向全長にわたり，剛性が無限大の開先内仮付け溶接が等間隔に配置されている場合の溶接進行中の熱源直下変位に関し，次のような結論が得られた。

$400 \leqq \ell_M \leqq 1\ 700$(mm) の範囲では仮付け溶接の間隔 ℓ_p が $\ell_p \leqq 1\ 200$mm を満足する時，熱源直下変位は最初のスパンで閉じる。そして仮付け溶接溶融後，その各仮付け溶接位置の熱源直下変位は急激に変化する。その仮付け溶接溶融後の熱源直下変位は熱源移動とともに増加するものと，一度減少し増加するものの二つのタイプにわけられる (Fig. 5－3)。仮付け溶接の間隔が一定の時，力学的溶融長さ ℓ_M が小さい場合が前者のタイプに属し，ℓ_M が大きい場合が後者に属する傾向にある。終端仮付け溶接溶融後の解放変位はいかなる溶接条件であっても開いている。

開先内仮付け溶接の場合と面外拘束材の場合の熱源直下変位は次のような相異がある。$400 \leqq \ell_M \leqq 1\ 700$(mm) で，それらの間隔 ℓ_p が $\ell_p \leqq 1\ 200$mm の場合，最初のスパンではいずれの場合でも熱源直下変位は閉じる。最初のスパンの最大閉じ量 $(u_H)_s$ の大きさは仮付け溶接の場合の方が小さい。拘束材の場合 $\ell_M \leqq 900$mm $\ell_p \geqq 600$mm において $5\ell_p$ 以上の熱源移動距離で，熱源直下変位はある変位レベルで脈動するような準定常状態となる。一方，仮付け溶接の場合には，仮付け溶接の間隔 ℓ_p の10倍程度以上の熱源移動距離であっても仮付け溶接溶融後の解放変位は増加する傾向を示し，拘束材の場合とは全く異なった熱源直下変位挙動となる。

熱源直下変位挙動を表わす特徴的な量 $(u_H)_s$(最初のスパンの最大閉じ量)，$(u_H)_e$(終端仮付け溶接溶融後の解放変位) におよぼす溶接条件・板の長さ・仮付け溶接の間隔の影響は次のようになる。

① 溶接条件の影響については，次のようなことがいえる。

$400 \leqq \ell_M \leqq 1\ 700$(mm)，$\ell_p \leqq 1\ 200$mm の範囲では，$\ell_M$ が一定の場合，単位板厚・単位溶接当りの入熱 q/vh が大きいほど $(u_H)_s$ は大きくなり，q/vh が一定の場合，ℓ_M の増加に伴ない $(u_H)_s$ は小さくなる。

ℓ_M が一定の条件では，q/vh の増加に伴ない $(u_H)_e$ は大きくなる。$400 \leqq \ell_M \leqq 1\ 700$(mm)，$\ell_p = 1\ 200$(mm) の場合，$q/vh=12\ 000ca\ell$/cm² のように q/vh が小さい時，q/vh が一定の条件では，

ℓ_M の増加に伴ない $(u_H)_e$ は小さくなるが，$q/vh=24\ 000 ca\ell/cm^2$ のように q/vh が大きい時，q/vh が一定の条件で ℓ_M の増加に伴ない $(u_H)_e$ は大きくなる。この現象は，終端仮付け溶接溶融直前までに蓄積された引裂き力と溶接条件の関係（Fig. 5－10），および終端仮付け溶接溶融後の板の変形の容易さと溶接条件の関係（Fig. 5－11）より理解できた。

② $400\leqq\ell_M\leqq1\ 700$(mm)，$6\ 000\leqq q/vh\leqq24\ 000$($ca\ell/cm^2$) では，板の長さ L が $L\geqq6\ 000$mm の場合，$(u_H)_s$ は L の変化によってほとんど影響をうけない。$(u_H)_e$ におよぼす板の長さ L の影響は L の範囲および溶接条件に依存し，L が6 000～8 400(mm) の範囲では次のような傾向を示す。ℓ_M が小さい $\ell_M=416$mm の場合，L の増加に伴ない $(u_H)_e$ は小さくなるが，ℓ_M が大きい $\ell_M=1\ 663$mm の場合 L の増加に伴ない $(u_H)_e$ は大きくなる。

③ 仮付け溶接の間隔 ℓ_p が小さい場合，熱源直下変位は溶接開始直後より閉じるが，ℓ_p が非常に大きくなると溶接開始直後より開く傾向となる。

(6) 無限板幅とみなせるような十分大きな板幅（$W=10\ 000$mm）で，溶接線方向全長にわたり，等間隔に面外拘束材または開先内仮付け溶接が配置されている時の各拘束材・各仮付け溶接に働く引裂き力に関し，次のような結果を得，拘束材の寸法・仮付け溶接の長さを決定するための情報を得た。

拘束材および仮付け溶接が同一間隔で配置されている時，ある熱源位置での熱源前方の拘束材と仮付け溶接の引裂き力の配分状況の相異は，それらの間隔に対して力学的溶融長さが大きいほど著しい。この原因は拘束材・仮付け溶接が熱源通過後拘束としての機能を果すか果さないかの相異にある。

熱源がそれぞれの拘束材または仮付け溶接の位置に到着する以前に生じるそれぞれの最大荷重 $(F_y/h)^{max}$ のうち，最も大きな値を示すのが，終端拘束材または終端仮付け溶接に働く引裂き力である。この引裂き力を $(F_y/h)_e^{max}$ と表わす。$(F_y/h)_e^{max}$ は拘束材の寸法や仮付け溶接の長さを決定する目安となるものであり，次のような特性を有している。

① $(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす溶接条件の影響は次のようなものである。

拘束材・仮付け溶接いずれの場合も同一の力学的溶融長さ ℓ_M の時，単位板厚・単位溶接長当りの入熱 q/vh が大きいほど $(F_y/h)_e^{max}$ は大きく。同一の q/vh では ℓ_M が小さいほど $(F_y/h)_e^{max}$ は大きくなる。

また，$400\leqq\ell_M\leqq1\ 700$(mm) の範囲で　$\ell_p=1200$ mmの時，同一溶接条件では，仮付け溶接の $(F_y/h)_e^{max}$ の方が拘束材の場合に比べ小さい。

② $(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす板の長さ L の影響は溶接条件と板の長さ L の変化範囲に依存する。$400\leqq\ell_M\leqq1\ 700$(mm)，$6\ 000\leqq q/vh\leqq24\ 000$($ca\ell/cm^2$) の場合，$6\ 000\leqq L\leqq8\ 400$(mm) では $\ell_M=416$mm のように ℓ_M が比較的小さい時には L の増加に伴ない $(F_y/h)_e^{max}$ は小さくなるが，$\ell_M=1\ 663$mm のように ℓ_M が大きい時には L の増加に伴ない $(F/h)_e^{max}$ は大きくなる。

③ $\ell_M=416$mm の場合，$(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす拘束材の間隔 ℓ_p の影響と仮付け溶接の間隔の影響は多少異なり，ℓ_p が1 000mm程度の範囲では，拘束材の場合の方が ℓ_p の変化に対する $(F_y/h)_e^{max}$ の変化が大きい。この仮付け溶接の場合，仮付け溶接の間隔 ℓ_p が1 000mm程度以内では，$(F_y/h)_e^{max}$ におよぼす ℓ_p の影響はそれほど大きくない。

二電極サブマージアーク溶接の実験結果と計算結果と比較し，電極間が力学的溶融長さ ℓ_M

に比べ比較的小さい時（たとえば $\ell_M \geqq 1\ 000$mm に対し電極間距離＝120mm）には，二電極にわかれた熱源を一つの集中熱源である移動線熱源と仮定して引裂き力を解析しうることを示した。

謝　　辞

本研究は，大阪大学教授佐藤邦彦博士の御指導のもとに着手し，その後溶接工学教室の諸先生方の御指導，御援助を賜って遂行し得たものである。

特に佐藤邦彦教授には研究の計画，実施，結果の検討など，本研究の全般にわたり，終始御懇篤な御指導と御鞭達を賜わった。

また，本論文をまとめるにあたり，大阪大学教授上田幸雄博士，向井喜彦博士，仲田周次博士から有益な御指示と御討論を賜わった。

さらに，数値解析法については，九州工業大学助教授寺崎俊夫博士（当時，大阪大学助手）に御指導いただいた。また，株式会社大阪造船所の関係各位から多大の御援助を頂いた。

本論文を終えるにあたり，これらの方々に心から深い謝意を表します。

最後に本研究遂行にあたり，よき協力者であった野上真裕君，古武敏明君，坂下幹雄君，小山輝夫君をはじめ佐藤研究室の方々に感謝致します。

参　考　文　献

1）　溶接学会編；溶接便覧改訂3版（1976），P 154

2）　AWS；Welding Handbook 7th Ed. Vol. 1,P 250

3）　Matting, A.；74 Hauptrersammlung VDI（1933），P 27～28

4）　Townshend, H. W. ；Weld. J. 31（1934），P 301～305

5）　美馬；溶接協会誌 第5巻 第3号（1935），P 149～158

6）　Holler, H.；Autog. Metallb. 21（1928），P 252～270

7）　Melhardt, H.；Autog. Metallb. 26（1933），P 210～221

8）　渡辺，佐藤；突合せ溶接継手の回転変形と溶接条件の関係，溶接学会誌 第2巻 第9号（1956），P 496～506

9）　大野；プレスローラ付エレクトロガス溶接装置の検討 第3報，住友重機械工業浦賀造船所技術資料（1974）

10）　岩崎；移動熱源による回転変形現象について，大阪大学工学部溶接工学教室卒業論文（1970）

11）　前田，矢田，中村，福沢；エレクトロガス溶接中の熱変形挙動と防止対策，石川島播磨技報 第13巻 第6号（1973），P 687～695

12）　安藤，仲田，平野；片面自動溶接における終端割れの発生機構，溶接学会誌 第39巻 第8号（1970），P 792～806

13）　藤田，寺井，松村，野本；片面自動溶接における終端割れ防止に関する研究（第2報），日本造船学会論文集 第135号（1974），P 379～391

14）　佐藤，上田，前田，矢田，神近，金；片面溶接における変形と割れに関する研究（第1報），日本造船学会論文集 第136号（1974），P 441～458

15）　上田，山川；有限要素法による熱弾塑性挙動の解析，溶接学会誌 第42巻 第6号（1973），P 567～576

16）　寺崎；構造材料の溶接残留応力・溶接変形におよぼす溶接諸条件の影響に関する研究，大阪大学提出学位論文（1976）

17）　安藤，仲田，奥田；矩形板の一端を瞬間加熱した場合の板の変形，溶接学会誌　第45巻 第6号（1976），P 449～456

18）　佐藤；移動熱源による熱伝導の特性に関する覚え書，溶接学会誌 第36巻（1967），P 154～159

19）　日本溶接協会造船部会溶接施工法委員会編；造船溶接施工ハンドブック

20）　岩田，上田，岡村，至田，中井；片面自動溶接の割れについて-第2報 片面自動溶接における終端引裂力の計測，大阪造船所技術資料，OWL-75-3（1975，6/1）

本論文に関連した発表論文

1）「平板の突合せ溶接進行中におけるグループ間隙の変化について」
第1報 熱源前方に拘束を有しない場合
溶接学会誌 第49巻 7号 (1980), P 478～483

2）「平板の突合せ溶接進行中におけるグループ間隙の変化について」
第2報 熱源前方に拘束を有する場合
溶接学会誌 第49巻 10号 (1980), P 707～712

3）「平板の突合せ溶接進行中におけるグループ間隙の変化について」
第3報 熱源前方に開先内仮付け溶接を有する場合
溶接学会誌 第50巻 4号 (1981)

4）「平板の突合せ溶接進行中に拘束材・仮付け溶接に作用する引裂力について」
溶接学会誌 第49巻 12号 (1980), P 882～827