Osaka University Knowledge Archive

Title	供用中の鋼橋の溶接による補修・補強に関する実験的研究
Author(s)	鈴木, 博之
Citation	大阪大学, 1986, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/2589
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

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

Osaka University

供用中の鋼橋の溶接による補修・補強に関する実験的研究

1985年

鈴木博之

目　次

第１章　緒　論

１．１　研究の背景 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １

１．２　供用中の部材への補修・補強溶接の問題点とアプローチ ・・・・・ ８

１．３　既往の研究 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １０

１．４　本研究の目的と内容 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １２

第２章　圧縮応力作用下にあるパイプ柱への溶接

２．１　はじめに ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １５

２．２　実験方法 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １６

２．２．１　試験体および実験条件 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １６

２．２．２　応力作用下での溶接 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １８

２．２．３　耐荷力試験 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １９

２．３　実験結果および考察 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ２１

２．３．１　溶接中および溶接熱の伝導過程中の変形挙動 ・・・・・・・・ ２１

２．３．２　溶接後の耐荷力 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ３０

２．４　まとめ ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ４７

第３章　荷重作用下にあるプレートガーダーの改造

３．１　はじめに ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ５１

３．２　実験方法 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ５２

３．２．１　試験桁および支持条件 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ５２

３．２．２　実験条件および作業手順 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ５３

３．３　実験結果および考察 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ５６

３．３．１　作業中の挙動 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ５６

３．３．２　載荷試験の結果および考察 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ６５

３．４　まとめと提案 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ８０

３．４．１　実験結果のまとめ ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ８０

３．４．２　実施工に対する提案 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ８２

第４章　荷重作用下にあるプレートガーダーの支点上補剛材の補修
４．１　はじめに ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ８５
４．２　実験方法 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ８７
４．２．１　実験手順 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ８７
４．２．２　試験体 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ８８
４．２．３　載荷 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ９０
４．２．４　補修溶接 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ９０
４．２．５　加熱矯正 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ９２
４．２．６　破壊試験 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ９３
４．３　実験結果および考察 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ ９５
４．３．１　補修作業時における温度分布 ・・・・・・・・・・・・ ９５
４．３．２　補修作業時における変形挙動 ・・・・・・・・・・・・ ９７
４．３．３　補修後の耐荷力 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １０１
４．４　まとめ ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １０３

第５章　実橋への適用についての考察 ・・・・・・・・・・・・・・・・ １０５

第６章　総　括 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １１１

参考文献 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １１７

Appendix A　SS41材の高温引張試験 ・・・・・・・・・・・・・・・・・ １１９

Appendix B　有限要素法による熱弾塑性解析における定式化 ・・・・・・・・ １２０

Appendix C　荷重作用下で溶接された平板の座屈解析 ・・・・・・・・・・ １３２

謝　辞 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １３６

本研究に関する発表論文 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ １３７

主要な記号の一覧

A	断面積
CT	冷却時間
D	パイプの外径
E	ヤング率
E'	熱の影響を受けたヤング率
EA	断面剛性
G_x	断面一次モーメント
I	断面二次モーメント
I_o	既設部材の断面二次モーメント
I_t	全断面の断面二次モーメント
M	曲げモーメント
M_d	死荷重による曲げモーメント
M_l	活荷重による曲げモーメント
P	外荷重
P_e	オイラーの座屈荷重
P_{max}	最大荷重
P_Y	降伏荷重
Q	単位長さあたりの入熱
a	初期たわみの最大値
b	板幅
c	比熱
d	パイプの内径
e	偏心量
h	プレートガーダーの桁高
h_a, h_b, h_a', h_b'	切断高さ
k	熱拡散率
k'	核半径

l	溶接長，有効座屈長
l_a, l_b, l_a', l_b'	切断長さ
l/r	細長比
n	整数
r	回転半径
t	板厚
v	載荷に伴う付加たわみ，溶接速度
v_0	初期たわみ
x	距離
y	中立軸からの距離
y_o	既設部材の中立軸からの距離
y_t	全断面の中立軸からの距離
α	線膨張係数
θ	温度
θ_0	初期温度
σ	直応力
σ_Y	降伏応力度
σ_c	圧縮残留応力
σ_{cr}	限界直応力
σ_e	オイラーの弾性座屈応力度
σ_d	死荷重による応力
σ_l	活荷重による応力
σ_n	新規部材に生じる全応力，平均応力
σ_o	既設部材に生じる全応力
σ	熱応力
τ	せん断応力
τ_a	許容せん断応力
τ_{cr}	限界せん断応力
ϕ	パイプの外径

表、図、写真の一覧

第1章　緒　論

図-1.1　負反力により破損した支承の状況
図-1.2　切欠き桁端部の疲労損傷（ケース A）
図-1.3　切欠き桁端部の疲労損傷（ケース B）
図-1.4　補強方法（ケース A）
図-1.5　補強方法（ケース B）

写真-1.1　腐食による断面欠損
写真-1.2　改造後の実橋

第2章　圧縮応力作用下にあるパイプ柱への溶接

表-2.1　機械的性質
表-2.2　実験条件
表-2.3　溶接条件
表-2.4　溶接姿勢と脚長
表-2.5　温度分布測定実験における溶接条件
表-2.6　機械的性質および化学成分
表-2.7　溶接条件
表-2.8　試験条件
表-2.9　耐荷力試験前の変形と耐荷力
表-2.10 実験における最大荷重とペリー・ロバートソン公式による最大荷重
表-2.11 機械的性質および化学成分
表-2.12 溶接条件
表-2.13 実験条件

図-2.1　ガセットおよびリングスティフナーの形状寸法および取り付け位置

図-2.2　溶接線名称

図-2.3　初期変形測定位置

図-2.4　C-2-A および C-2-S試験体の横たわみの方向と解析モデル

図-2.5　温度測定位置

図-2.6　C-2 type試験体における溶接後の温度の経時変化

図-2.7　C-1-A 試験体の横たわみの方向と解析モデル

図-2.8　C-1 type試験体における溶接後の温度の経時変化

図-2.9　試験片形状

図-2.10 溶接長の違いが圧縮応力作用下の変形挙動に及ぼす影響

図-2.11 C-1 type試験体の溶接後の変形

図-2.12 B-1 type試験体と B-0-0試験体の荷重－変位曲線

図-2.13 B-2 type試験体と B-0-0試験体の荷重－変位曲線

図-2.14 C type試験体の荷重－変位曲線

図-2.15 耐荷力試験においてC type試験体の横たわみの方向

図-2.16 初期たわみを有する柱

図-2.17 C-1-0,C-1-S 試験体の残留応力分布

図-2.18 試験片形状

図-2.19 荷重軸方向の残留応力分布

図-2.20 応力履歴の模式図

図-2.21 解析モデル

図-2.22 入力データの温度依存性

図-2.23 入熱後46.5秒経過したときの温度分布と応力分布

図-2.24 温度変化に伴う応力履歴

図-2.25 引張試験およびシャルピー衝撃試験結果

写真-2.1　不安定となった後のC1-2試験片

第３章　荷重作用下にあるプレートガーダーの改造

表-3.1　引張試験の結果

表-3.2　機械的性質および化学成分

表-3.3　溶接条件

表-3.4　試験条件

表-3.5　機械的性質および化学成分

表-3.6　溶接条件

表-3.7　実験条件

図-3.1　試験桁および支持治具

図-3.2　作業手順（1）

図-3.3　作業手順（2）

図-3.4　載荷点直下のたわみ

図-3.5　ウェブの面外変形

図-3.6　ウェブの最高到達温度（A パネル）

図-3.7　試験片形状

図-3.8　引張作用応力の大きさの違いが変形挙動に及ぼす影響

図-3.9　溶接長の違いが引張応力作用下の変形挙動に及ぼす影響（Q1シリーズ）

図-3.10 溶接長の違いが引張応力作用下の変形挙動に及ぼす影響（Q2シリーズ）

図-3.11 桁中央のたわみ

図-3.12 ウェブの面外変形

図-3.13 改造後除荷過程および載荷試験におけるA パネル下フランジの応力

図-3.14 A パネルゲージ貼付け断面における応力の変化(MPa)

図-3.15 試験片形状

図-3.16 荷重軸方向の残留応力分布

図-3.17 応力履歴の模式図

図-3.18 解析モデル

図-3.19 入力データの温度依存性

図-3.20 入熱後 6.4秒経過したときの温度分布と応力分布

図-3.21 温度変化に伴う応力履歴

図-3.22 荷重軸方向の残留応力分布

図-3.23 引張試験およびシャルピー衝撃試験結果

図-3.24 実橋における施工手順
図-3.25 実橋における応力変化の模式例(MPa)

写真-3.1 溶接ビード終端に生じた割れ
写真-3.2 破断後のP1-3試験片
写真-3.3 上フランジの局部座屈

第4章 荷重作用下にあるプレートガーダーの支点上補剛材の補修

表-4.1 試験体に着目した条件の組合せ
表-4.2 実験手順
表-4.3 材料試験結果
表-4.4 耐荷力の目安となる荷重
表-4.5 溶接補修条件
表-4.6 補修前後の変形の最大値
表-4.7 耐荷力

図-4.1 パネルの名称
図-4.2 試験体
図-4.3 補修範囲ならびに順序
図-4.4 ウェブの変形測定治具
図-4.5 溶接時温度測定結果の一例 (S-2B)
図-4.6 ウェブの最高到達温度分布の一例
図-4.7 ウェブの面外方向変形
図-4.8 無応力下補修溶接後 (Case 2, 試験体S-2B) における変形の経時変化
図-4.9 P－δ曲線

写真-4.1 下フランジ加熱矯正状況
写真-4.2 ウェブ加熱矯正状況
写真-4.3 応力下補修溶接後の変形 (Case 3, 試験体S-2A)

写真-4.4　無応力下補修溶接後の変形（Case 2，試験体S-2B）
写真-4.5　フランジ加熱矯正後の変形（Case 4，試験体S-1A）
写真-4.6　ウェブ加熱矯正後の変形（Case 4，試験体S-1A）

Appendix A　SS41材の高温引張試験

図-A.1　試験片形状
図-A.2　応力－ひずみ曲線
図-A.3　機械的性質の温度依存性

Appendix C　荷重作用下で溶接された平板の座屈解析

表-C.1　解析ケース
表-C.2　荷重軸に平行に溶接したときの座屈強度

図-C.1　解析モデルの要素分割と残留応力
図-C.2　残留応力を有する板の座屈強度
図-C.3　解析モデルの要素分割と熱応力分布

第１章　緒　論

１．１　研究の背景

過去30年間における交通体系の進歩に伴って多くの橋梁が必要となり架設されたが、車両の大型化およびそれに伴う車両重量の増加と交通量の増加は著しく、部材に損傷が生じ補修・補強を必要とするようになった。さらに、交通量の増加は橋梁の拡幅の必要性を増した。また、すでに老朽化が進み、架け換えを必要とするものもある。

高度経済成長期には、架け換えを必要とする橋はもちろん、拡幅あるいは補強すれば大型車、重量車の通行に十分耐えられた橋でさえ容易に架け換えられた。また、維持・管理に手間をかけるより架け換えを選ぶ時代であり、十分な維持・管理が行われていたとは言い難い。

ところが、昨今の低成長時代にはいると、様相は一変した。耐用年数を越えた橋でさえ架け換えるどころか補修・補強して再使用することを考えるようになり、現在の交通事情に適合しなくなった橋は拡幅・補強するようになってきた。また高度経済成長期に架けられた橋の多くは十分な維持・管理が行われていなかったため、想像以上に劣化が早く、補強・補修を必要とするようになってきた。

これは日本だけに限られた問題ではなく、世界各国共通の問題となっている。

このような背景のもとで1982年にIABSE (International Association for Bridge and Structual Engineering) がLausanneにおいて"Fatigue of Steel and Concrete Structures" と題するコロキューム[1)]を、Washington D.C. において"Maintenance, Repair and Rehabilitation of Bridges"と題するシンポジウム[2,3)]を開催した。

これらの会議においていくつかの損傷事例が紹介されたが、その他にもさまざまな損傷事例が報告されている。例えば、文献4)はアメリカの事例について詳しい。

また、わが国においても1983年に日本学術会議構造研究連絡委員会・土木学会・日本建築学会が「既存構造物の診断・補修・保守等に関する諸問題等」と題するシンポジウム[5)]を、土木学会関西支部が「既設の橋梁構造物およびその構成部材の健全度、耐久性に関するシンポジウム」[6)]を開催した。さらに、「特集・土木構造物の耐用年数と維持管理」[7)]（土木学会誌）、連載講義「溶接構造物の損傷とその防止」[8)]（溶接学会誌）などの特集[9,10)]が行われ、個別の事例報告[11-13)]もいくつかなされている。

それらによれば、最近の損傷事例として、

a. 負反力による支承の損傷

b. 腐食による断面欠損

c. 切欠き桁端部の疲労損傷

d. ウェブギャップに生じた疲労損傷

e. 鋼製橋脚の疲労損傷

f. ソールプレート取り付け溶接部の疲労損傷

g. アーチ橋のストラット取り付け用ガセットの疲労損傷

h. 高力ボルトのおくれ破壊

などがある。例として「a. 負反力による支承の損傷」を図-1.1に、「b. 腐食による断面欠損」を写真-1.1に示す。「a. 負反力による支承の損傷」は昭和42年建設の都市内高架道路の3径間連続曲線箱桁橋の端支点に生じた損傷である。この損傷は昭和52年に点検パトロール中に異常音の発生に気づき、目視点検により確認された。この原因は設計時の負反力の過小評価、隣接する桁との取り合い部の施工誤差およびシューの機能が十分でなかったことなどが重なったものと推定されている。この補修にあたっては、負反力に対して単独で抵抗できる新規支承と入れかえる全面的補修案が採用され、本橋はもちろん隣接する橋も合わせてジャッキアップされることとなった。しかし、橋脚上にはジャッキをセットするためのスペースがなく、橋脚および橋梁本体にブラケットを取り付ける必要があった。ブラケットを取り付けるにあたり、溶接によるかH.T.ボルトによるかの選択にせまられた。応力下、振動下にある一次部材に現場溶接を施工した例は少なく、施工基準も確立されていないため、当初H.T.ボルトによる案が検討された。ところが、H.T.ボルト案においても主要部の一部は溶接による以外に方法はなかったので、荷重作用下、振動下における溶接について種々の検討が行われ、全面的な現場溶接が採用されることになった。本研究第4章における実験研究もそのための検討の一つであった。

写真-1.1の例は「a. 負反力による支承の損傷」と同様、都市内高架道路において発見された腐食による損傷個所である。この腐食個所は床版補修工事を行っているときに発見されたもので、ウェブと下フランジを継ぐすみ肉溶接が欠損していた。また、建設当初12mmであった下フランジの板厚は支点から 600mmの範囲にわたって最大 6～8mm 程度まで減少していた。さらに、シュー本体およびアンカーボルトも原型を留めないほどに腐食されていた。この原因は床版の下面に遊離石灰のつららがあり、雨天でもないのに水滴が落

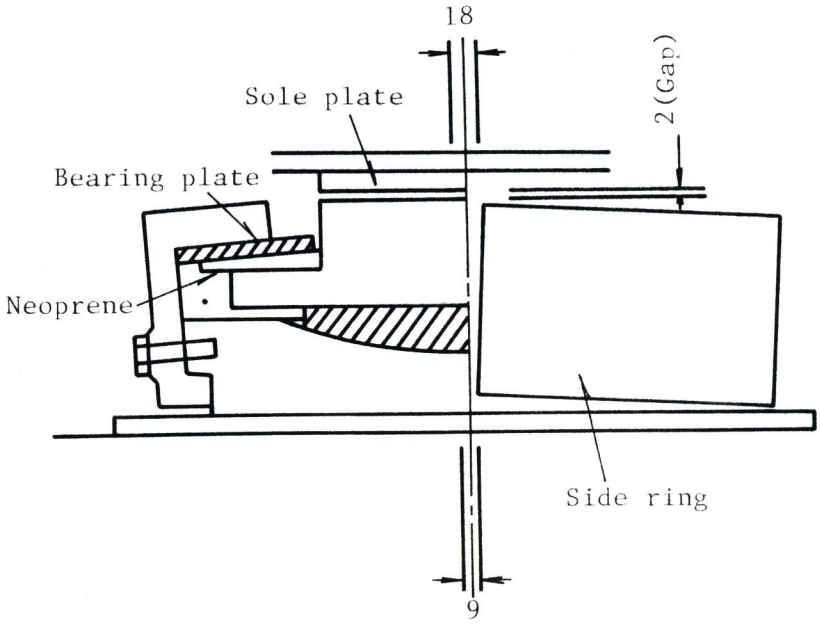


図-1.1　負反力により破損した支承の状況

写真-1.1　腐食による断面欠損

ちていたことから、遊離石灰を伴う漏水であると推定された。この桁の補修を行うにあたり、腐食部分を切断し、新しい下フランジを溶接取り付けし、切欠き桁に改造することになった。他の方法も考えられたが、この方法によれば支承まわりの改修を行う作業空間が確保できるため、この方法が採用された。本研究第3章における実験研究はこの改造作業を行うための留意点を検討するために実施したものであり、この結果を踏まえて実施工は行われ、無事完了した。改造後の実橋を写真-1.2に示す。

写真-1.2　改造後の実橋

さらに、いま一つの例として、「c.　切欠き桁端部の疲労損傷」を図-1.2および 1.3に示す。切欠き桁は高架の道路において橋脚横梁下面から床版上面までの高さを低くするために、桁端を図-1.2および 1.3に示すように切欠いた構造で、疲労亀裂が曲率部のすみ肉溶接部より発生しウェブへと進展している。この損傷原因としては、次の二つが考えられた。一つはウェブの繰返しはらみ（面外曲げ）によるものとされ、もう一つははらみ出しは認められず単なる応力集中によるものか、これにフランジとウェブの間のルートギャップ、ルートギャップに伴うすみ肉溶接の有効のど厚の不足などが重なったものと推定されている。これらの補修にあたっては、亀裂をガウジングによりはつり取り、溶接補修を施したのち、図-1.4および 1.5に示すような補剛材付きの添接板をH.T.ボルトで取り付けているが、推定された原因の違いにより添接板を下フランジに連結したものとそうでないものがある。このような添接板を連結するとき溶接が可能となれば、ボルト孔を明けること

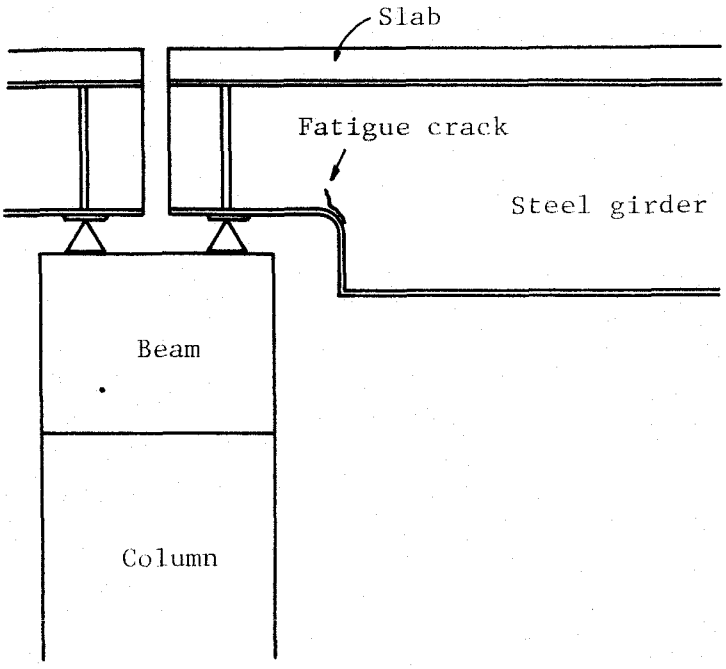


図-1.2　切欠き桁端部の疲労損傷（ケース A）

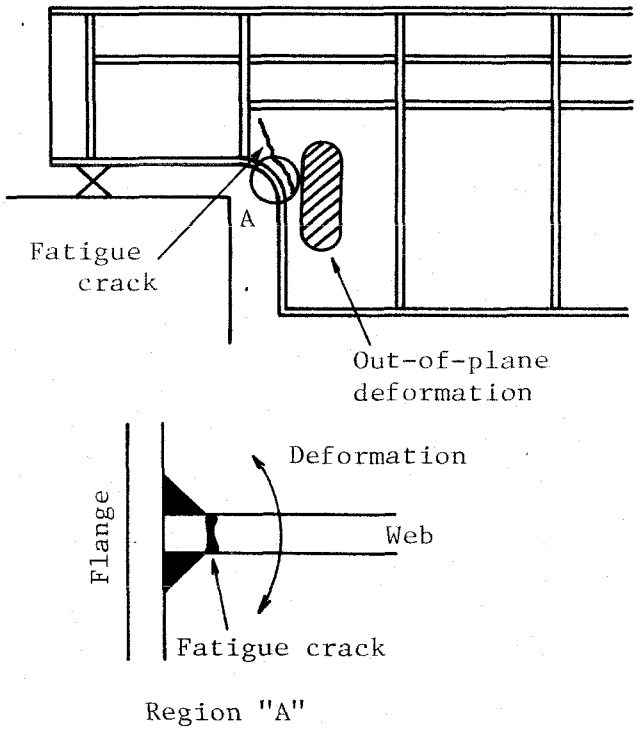


図-1.3　切欠き桁端部の疲労損傷（ケース B）

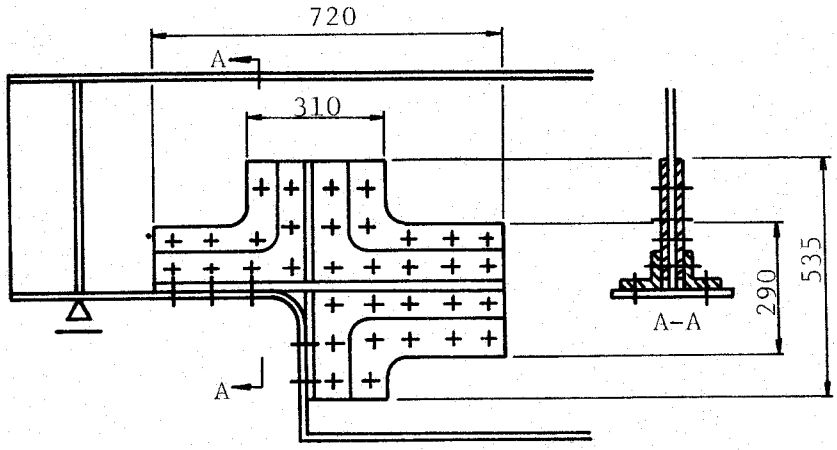


図-1.4　補強方法（ケース A）

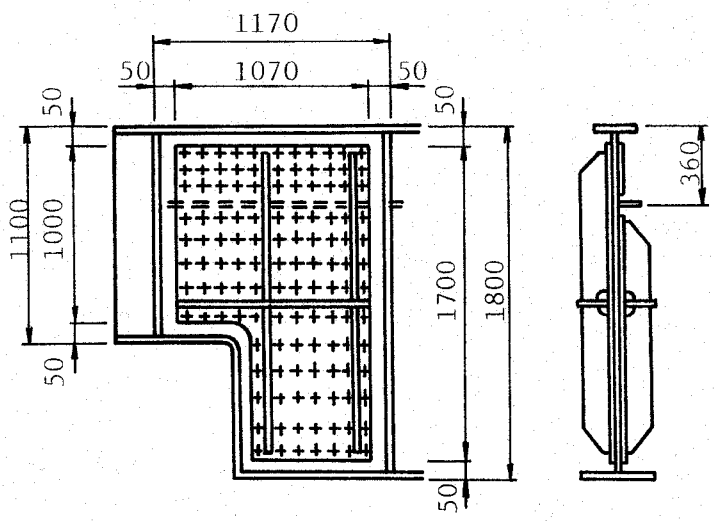


図-1.5　補強方法（ケース B）

による断面欠損を補う必要がなくなり、そのメリットは大きいと考えられる。

これまでの補修・補強溶接作業はステージング等の仮支点を用いて死荷重を除去し、交通を遮断して活荷重とそれに伴う振動を取り除いた状態で行われていた。荷重作用下で補修・補強作業を行うことができれば、ステージング等を設置して荷重を除去あるいは軽減することが不要となり、経済的である。しかし、荷重が作用したままという条件下における溶接のデータは必ずしも十分ではなく、荷重作用下での溶接については次に述べるように種々の問題があり、検討しなければならないことも多く残されている。

１．２　供用中の部材への補修・補強溶接の問題点とアプローチ

実橋における施工上の特徴として

1)　橋梁の自重による静的荷重および通過交通による変動荷重が作用している。

2)　通行車両によって複雑な振動が生じている。

3)　天候、作業空間の制約などにより作業環境が悪くなる。

などが考えられ、工場製作時とは全く異なる未経験の問題がある。 1),2)の問題点を避けるため、多くの場合ステージング等を用いて作用応力を軽減し、振動しないように交通規制をして作業は行われる。しかし、ステージングを設置することは高速道路下の一般道路の交通障害となり、経済的にも負担となる。交通規制を行うには比較的交通量の少ない夜間あるいは休日を利用することになるので、作業日程に大きな制約を受けることになる。それゆえ、供用したままの状態で溶接を施すことができるならば、その効果は大きいが、補修・補強溶接について解決しなければならない問題も少なくない。

補修・補強溶接される継手あるいは部材について検討しなければならない項目に次のようなものがあり、これらに対して安全性を確保できるような施工法、作業条件を設定することが必要である。

Ｉ．作業中の安全性

供用中の部材に補修・補強溶接を行うと、荷重が作用したままの状態で溶接の熱が加えられることになる。鉄鋼材料は温度の上昇と共に降伏点およびヤング率は低下し、600 ℃以上ではほとんど零となることが知られているので、溶接の熱により高温となる溶接部およびその近傍では材料のヤング率や降伏点が低下する。したがって、一時的に構造物の剛性や強度が減少する。

それゆえ、600 ℃以上の高温状態となる溶接部とその近傍を断面欠損とみなした強度解析と、さらに溶接熱の伝導していく領域の降伏点およびヤング率の低下を考慮した強度解析を行い、作業中の安全性、すなわち、①引張による部材の破断、②座屈による崩壊、③過度の変形、などを確認しなければならない。

II．作業後の継手および部材の性能

荷重作用下で溶接された継手部は作業中に外力による応力と熱応力を同時に受けるので、機械的性質、ビード外観、残留応力分布、溶接変形などが工場製作時のそれらと異なる可能性がある。また、このような継手部の性質の変化により部材としての強度が低下することも懸念される。したがって、荷重作用下で溶接された継手の力学的特性、すなわち、①機械的性質、②残留応力、③溶接変形、④溶接割れ、などを検証しなければならない。さらに、その継手を有する部材の強度、つまり、①引張による部材の破断、②座屈による崩壊、③疲労による損傷、④過度の変形、なども検証する必要がある。

１．３　既往の研究

第33回土木学会全国大会において橋梁の現場溶接についての研究討論会が催され、未解決の問題の一つとして供用中で応力が働いている部材への溶接が挙げられた[14]。その要点は、

① 継手品質

② 継手あるいは構造物の性能に及ぼす残留応力の影響

③ 構造物としての出来上り精度

④ 工期・工費

などへの懸念であった。ここで、④は経済的側面からの検討を必要とするものである。

この研究討論会以後、補修・補強溶接に関する研究がわが国においてもいくつか行われている。その研究の多くは溶接割れ、すなわち施工性に関する研究と、機械的性質、残留応力など継手の性質に関する研究であり、構造部材単位の研究については著者の知る限り行われていない。

橋梁には通行車両によりきわめて複雑な振動が生じており、交通遮断をしないこのような状況において溶接施工を行うとき、ビード形状が乱れることによりアンダーカットなどの表面欠陥を生じる可能性、あるいは運棒の乱れによりブローホールなどの内部欠陥を生じる可能性が考えられるばかりでなく、凝固しつつある溶接部に急激な変位が加わると高温割れの発生が懸念される。

振動下における溶接に関する研究には次のようなものがある。鈴木（巌）らは供用中の橋梁の振動計測を実施し、その結果を振動条件とする振動下で溶接したときのビード外観および内部欠陥について調査している[15,16]。堀川らは1963年に製造され、1981年までクレーンガーダーとして使用されていたSS41(t=22mm)材を用いて、溶着金属の割れ発生について検討している[17]。 また、富田らは振動が高温割れに及ぼす影響について Trans Varestraint Cracking Test により調査している[18]。 さらに、中西らも変動応力を付加した状態で割れ試験を実施し、生じた割れの様相、割れ発生に及ぼす因子、溶接施工条件との関係を検討している[19]。

また、補修・補強作業を交通は遮断するが、ステージング等の仮支点を設けない状態で行うとすると、振動は避けることができるが死荷重は作用したままであるので、この状態

で溶接された継手は死荷重による応力と溶接熱による熱応力を同時に受けることになる。したがって、力学的性質が無負荷状態で溶接された継手のそれと異なる可能性がある。

応力作用下で溶接された継手の機械的性質ならびに残留応力分布に関する研究には、徳沢らの研究がある。徳沢らは引張許容応力度作用下で応力軸に平行に溶接を施したときの継手の機械的性質ならびに残留応力分布について実験的に検討し、それに対して有限要素法による熱弾塑性解析を適用し、溶接熱の伝導過程中の過渡的な力学的挙動について報告している[20)]。

これらの研究の結果、振動下での溶接における割れ、および引張荷重下で溶接された継手の機械的性質、残留応力については一部明らかにされたが、「１．２　供用中の部材への補修・補強溶接の問題点とアプローチ」の項目に示したように検討しなければならない事柄も数多く残されている。

１．４　本研究の目的と内容

本研究では、補修・補強溶接の施工上の特徴、すなわち、

1)　橋梁の自重による静的荷重および通過交通による変動荷重が作用している。

2)　通行車両によって複雑な振動が生じている。

3)　天候、作業空間の制約などにより作業環境が悪くなる。

のうちの一つである「静荷重作用下にある部材への溶接」を取り上げ、「１．２　供用中の部材への補修・補強溶接の問題点とアプローチ」における「Ｉ．作業中の安全性」、ならびに「II．作業後の継手および部材の性能」の各項目について、実験あるいは解析を行い構造部材の力学的挙動を検討し、補修・補強溶接の実施の可能性ならびに実施可能な場合の施工上の留意点を明らかにする。

本研究の特徴は、交通を遮断し活荷重とそれに伴う振動は取り除くが、ステージング等の仮支点を用いて死荷重を除去することなく死荷重が作用したままの状態にある構造物に溶接を施すという、未経験の問題を取り扱ったところにある。これまで荷重作用下の構造物に溶接などの熱を与えることを恐れ、部材の連結にH.T.ボルトを用い、H.T.ボルトを使用することに伴う断面欠損は補強材の断面を増すことによって補っていた。溶接による部材の連結には断面欠損がないので、補修・補強作業に溶接を使用することができれば、そのメリットは少なくない。本研究では、荷重が作用したままの状態における補修・補強作業に溶接を使用することの可能性とその留意点を与えたところに意義があると考える。

本論文は６章で構成されている。第１章は緒論である。

第２章では、軸圧縮荷重が作用する構造物としてパイプ柱を取り上げ、このパイプ柱に補強部材を取り付けるためのガセット、あるいは既設または新設のガセットにリングスティフナーを溶接する場合を想定し、作業中の安全性および作業後の部材の強度について検討する。また、作業中の安全性を確保するための方法ならびに作業後の継手の残留応力、機械的性質についても考察する。

第３章では、「１．１　研究の背景」の「ｂ．腐食による断面欠損」を生じた桁を改造するときの問題点を解決するため、等断面プレートガーダーを荷重作用下で、腐食を想定した箇所をガス切断で除去し、新たに部材を溶接することにより切欠き桁に改造する実験

を行い、その改造作業中の変形挙動および改造後の桁の強度を検証する。さらに、この箇所が下フランジであることから、引張荷重作用下で溶接された継手の残留応力、機械的性質についても考察する。この実験結果に基づいて実施工における手順を提案する。

第4章では、「１．１　研究の背景」の「ａ．負反力による支承の損傷」を補修するときの問題点の一つであった荷重作用下にあるプレートガーダーの支点付近に溶接を施すことを想定し、端補剛材と腹板を継ぐすみ肉溶接の補修実験を行う。また、荷重作用下での溶接により生じた変形を荷重作用下で矯正できるかどうかについても実験し、実施工における問題点を明らかにする。

第5章では、第２～４章で得られた成果をもとにして荷重作用下で補修・補強溶接を実構造物に適用するときの留意点について考察する。

第6章では、本研究で得られた成果を要約する。

第２章　圧縮応力作用下にあるパイプ柱への溶接

２．１　はじめに

既設構造物の耐荷力の減少や作用荷重の増大に対処する方法としては、耐荷力の減少や作用荷重の増加が著しい場合には新規の構造物への建て替え、そうでない場合には既設構造物の補強がある。近年の傾向としては補強によることが多い。

補強作業を行う場合、荷重作用下で補強作業を行うことができれば荷重を除去あるいは軽減することが不用となる。さらに、荷重作用下の補強作業において部材の連結に溶接継手を使用することができれば孔明、断面欠損の補強などが不用となる。

荷重作用下の部材に溶接を行うとき、以下のことについて検討する必要がある。

1)　作業中の安全性・・・溶接の熱が加えられるので、ヤング率や降伏点の低い高温領域が拡がる。したがって、一時的に構造物の剛性や耐荷力が減少する。圧縮荷重が作用している部材では座屈することがあるかもしれない。

2)　作業後の耐荷力・・・溶接により大きな変形や残留応力を生じ、これが作業後の耐荷力を損う可能性がある。

そこで、本章では、圧縮部材の代表として柱を取り上げ、軸圧縮荷重が作用しているパイプに溶接を施し、作業中および作業後の部材の挙動ならびに耐荷力を実験的に検討する。

２．２　実験方法

２．２．１　試験体および実験条件

ここでは、実験に使用した試験体の形状寸法ならびに機械的性質、応力作用下で取付けられる付加物の形状寸法ならびに取付け位置、実験条件について述べ、最後に耐荷力を定義する。

実構造物は 508φのパイプであったが、試験機の載荷能力ならびに実験に必要な作業空間の確保のため以下に示す試験体とした。

試験体は一般構造用炭素鋼鋼管STK 41である。柱としての挙動を考える場合、短柱と長柱ではその挙動に大きな違いがあるので、本実験では短柱の代表として 216.3φx5.8tx1 600lのB タイプ試験体、長柱の代表として48.6φx2.4tx1 600lのC タイプ試験体を使用した。有効座屈長を 1 600mmとしたときの l/rはそれぞれ21.5，97.7である。これらの試験体から切り出した引張試験片より得られた機械的性質を表-2.1に示す。この機械的性質は３本の引張試験片の平均である。なお、これらのほかに溶接作業による温度分布だけを測定するために 508φのA タイプ試験体を使用した。

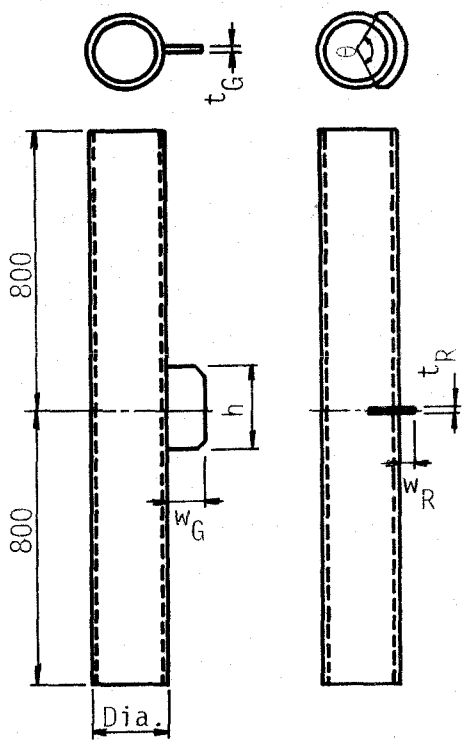
これら２種類の柱に応力作用下で付加物を取り付ける作業を想定すると、パイプの管軸に並行に溶接する場合とそれに直角に溶接する場合が考えられる。そこで、前者の例としてガセットを、後者の例としてリングスティフナーを溶接することとした。それぞれの試験体に取り付けられるガセットおよびリングスティフナーの形状寸法および取り付け位置を図-2.1に示す。

軸圧縮荷重作用下での溶接に及ぼす作用応力の大きさの影響を調べるために表-2.2に示す実験条件とした。管径、付加物の種類、作用応力の大きさの組合せにより合計１４体となった。表中の作用応力（作用荷重を断面積で割った平均応力）σ_n の240MPaはSTK 41の公称降伏応力度、160MPaは送電鉄塔の設計における基本許容応力度、100MPaはl/r を考慮した座屈許容応力度、 80MPaは基本許容応力度160MPaの 1/2である。

使用した試験機はいわゆるサーボ機構をもたない油圧式万能試験機である。ところで、『試験機の荷重を制御することが不可能となった。』ことを以後『試験体が不安定になった。』と呼ぶこととする。

表-2.1　機械的性質

外　径 (mm)	降伏応力度 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸　び (%)
216.3	390	470	31
48.6	410	480	23



Dia.(mm)	t_G(mm)	h(mm)	w_G(mm)	t_R(mm)	w_R(mm)	θ(°)
216.3	9	200	100	9	50	120
48.6	9	150	50	9	30	120

図-2.1　ガセットおよびリングスティフナーの形状寸法および取り付け位置

表-2.2　実験条件

作用応力　σ_n　(MPa)	0	80	100	160	240
ガセット	B-1-0			B-1-A	B-1-Y
リングスティフナー	B-2-0			B-2-A	B-2-Y
ガセット	C-1-0	C-1-H	C-1-S	C-1-A	
リングスティフナー	C-2-0	C-2-H	C-2-S	C-2-A	

試験体番号　B-1-0
- 作用応力の大きさ
- 1;ガセット，2;リングスティフナー
- B;外径　216.3mm　，C;外径　48.6mm

２．２．２　応力作用下での溶接

ここでは、最初に本実験が想定している構造物ならびに部材について述べ、次に実験手順、試験体の端条件および溶接条件を示す。最後に変形の測定位置を示す。

本実験においては送電鉄塔の部材を想定している。送電鉄塔の主柱は荷重制御であり、斜材や水平材などは送電鉄塔が高次不静定構造物であるので、変位制御であると考えられる。変位拘束下で溶接により加熱されると熱応力により座屈する可能性もあるが、今後の課題とする。

実験は以下の手順で、荷重制御で行った。

① 所定の荷重を載荷

② ガセットあるいはリングスティフナーの仮付け

③ ガセットあるいはリングスティフナーの本溶接

④ 本溶接終了後、約20分間荷重を保持し、除荷

短柱の代表として使用した Bタイプ試験体では試験体と載荷板の間にテフロン板を挿入し、摩擦力による横方向の拘束の低減を図った。また、試験体の端面が平行になるように機械加工を行った。そのほかに端部に治具を用いることはなく、いわゆる平押しの状態で実験を行った。この条件は両端固定の条件に相当し、 l/rは 21.5/2=10.8となる。

長柱の代表として使用した Cタイプ試験体では両端に球座を使用し、両端ピンの状態で実験を行った。したがって、 l/rは97.7である。

なお、荷重の検定および偏心量の測定のために試験体中央部の４か所にひずみゲージを貼った（たとえば、図-2.3右のb-3，d-3など）。

溶接線名称を図-2.2に、溶接条件を表-2.3に示す。溶接は手溶接によるすみ肉溶接である。溶接姿勢と脚長を表-2.4に示す。ガセット取り付けの場合は最初にGL、次にGRを溶接し、リングスティフナー取り付けの場合はRU、RLの順に溶接した。GLとGR、RUとRLの間には特に休止時間を設けなかった。また、一溶接線溶接中にも特に休止時間を設けなかった。

応力作用下で溶接する前に初期変形を測定した。測定位置を図-2.3に示す。測定はすきまゲージで行った。試験体は電縫鋼管であるのでシームを有している。シームが本実験の結果に及ぼす影響が明確でないので、本実験ではガセットあるいはリングスティフナーの取り付け位置の反対側（図-2.3の a）にシームがくるように統一し、いずれの試験体にお

表-2.3　溶接条件

試験体	電流(A)	電圧(V)	溶接速度(cm/min)	入熱量 (kJ/cm)
B-1	135 ～ 140	23 ～ 25	7 ～ 9	21 ～ 29
B-2	155 ～ 180	25	10 ～ 14	17 ～ 24
C-1	150 ～ 160	25 ～ 27	30 ～ 43	6 ～ 8
C-2	120 ～ 130	22 ～ 25	12 ～ 19	9 ～ 14

表-2.4　溶接姿勢と脚長

	GL	GR	RU	RL
B-type	立向上進 5mm	立向上進 5mm	水平 5mm	上向 5mm
C-type	立向下進 4mm	立向下進 4mm	水平 4mm	上向 4mm

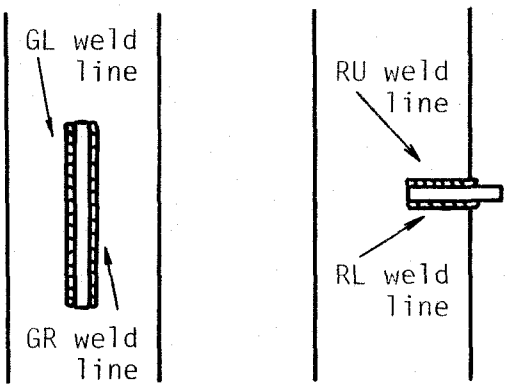


図-2.2　溶接線名称

いてもシームの影響が同一となるようにした。

２．２．３　耐荷力試験

ここでは、「２．２．２　応力作用下での溶接」でガセットあるいはリングスティフナーを溶接された試験体について、耐荷力を求めるために行った載荷試験の端条件について述べる。なお、耐荷力を求めるための載荷試験を耐荷力試験と呼ぶことにする。

Ｂタイプ試験体では平押しで耐荷力試験を行うことになるので、載荷点近傍においてちょうちん状の局部座屈を示す可能性がある。この変形を防止するためにスリーブと称する治具を試験体に挿入した。このスリーブと載荷板の間にはテフロン板を置いた。この条件

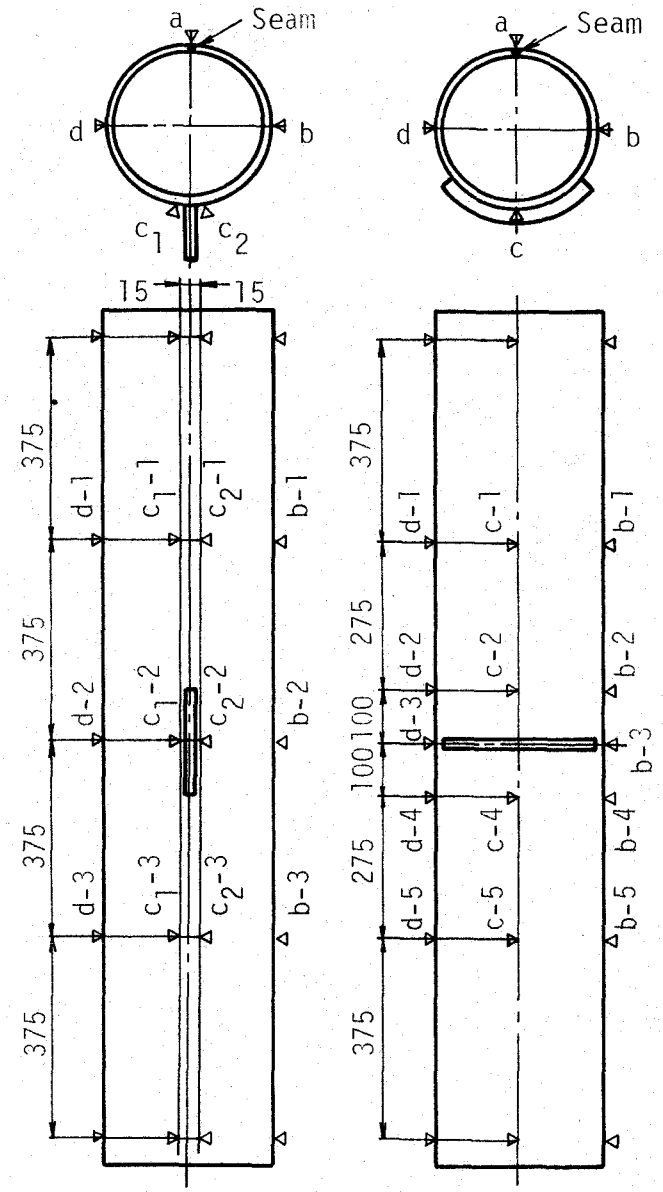


図-2.3　初期変形測定位置

は両端固定の条件に相当する。したがって、l/r は 21.5/2=10.8となる。

C タイプ試験体では「２．２．２　応力作用下での溶接」と同様、球座を用いて載荷した。これは両端ピンの条件に相当し、l/r は97.7である。

２．３　実験結果および考察

２．３．１　溶接中および溶接熱の伝導過程中の変形挙動

［１］　パイプ柱の挙動

ここでは、荷重作用下での溶接中および溶接後冷却し、除荷する前までの試験体の変形挙動を述べ、作用荷重のもとで変形が大きくなり、崩壊した（不安定となった）試験体について考察を加える。最後に試験体が不安定とならないための施工方法について考察する。

B タイプ試験体ではσ_n=240MPaの応力が作用した状態でも溶接中および溶接後除荷するまで安定であった。B タイプ試験体の l/rは10.8であり、塑性座屈の領域に属する柱であるので、荷重作用下での溶接が試験体の変形挙動に大きな影響を与えなかったものと考えられる。C タイプ試験体では３体が溶接中あるいは溶接後に不安定となった。C タイプ試験体の l/rは97.7であり、弾性座屈の領域に属する柱であるので、荷重作用下での溶接が試験体の変形挙動に著しい影響を及ぼしたものと思われる。不安定となったのは、

① C-2-A ；RU溶接中

② C-2-S ；RL溶接中

③ C-1-A ；GL溶接後、GR溶接前

であった。

これらの試験体が不安定となったことについて考察する。

１）　C-2-A 試験体

C-2-A 試験体はσ_n=160MPaの圧縮応力が作用した状態でRU溶接線を約40mm溶接したとき

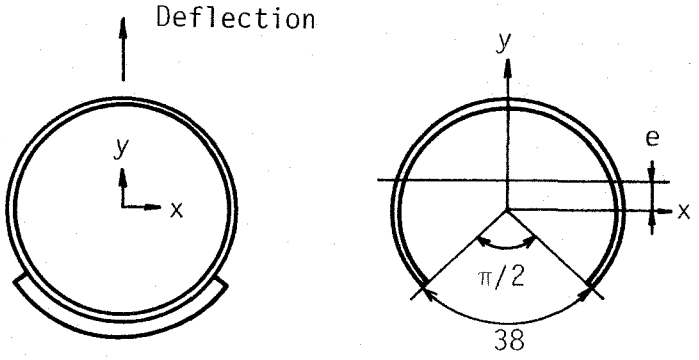


図-2.4　C-2-A および C-2-S試験体の横たわみの方向と解析モデル

不安定となった。横たわみの方向は図-2.4に示す方向であった。簡単のため溶接長はｙ軸に対称に38mmとし、リングスティフナーの剛性を無視する。また、溶接部は溶融あるいは高温状態にあるので、剛性を失っている。したがって、溶接部を断面欠損と考える。このように考えると図-2.4に示すような断面を中央部に有する柱が不安定となる最大荷重を求め、作用荷重と比較検討すればよいことになる。

まず偏心量ｅを求める。断面一次モーメントをG_X、断面積をＡとすると、

$$e=\frac{G_X}{A}=\frac{2\sqrt{2}}{9\pi}\cdot\frac{D^2+D\cdot d+d^2}{D+d} \tag{2.1}$$

を得る。Ｄは外径、ｄは内径である。C-2-A 試験体の場合、ｅ＝7.0mm となる。この偏心量ｅを用いるとセカント公式から図-2.4に示すような断面を中央部に有する柱が不安定となる最大荷重が求められる。

セカント公式は

$$\sigma=\frac{P}{A}\left(1+\frac{e}{k'}\cdot\sec\frac{l}{2r}\sqrt{\frac{P}{E\cdot A}}\right) \tag{2.2}$$

である。ここに、Ｐは荷重、Ａは断面積、ｅは偏心量、k' は核半径、ｌは有効座屈長、ｒは回転半径、Ｅはヤング率である。式 (2.2)に $|\sec\alpha|\geqq 1$ の条件を適用し、$\sigma=\sigma_Y$ のときに不安定になると考えると、

$$P\leqq\frac{\sigma_Y\cdot A}{1+e/k'} \tag{2.3}$$

となり、作用荷重が式 (2.3)で与えられる荷重以上であれば不安定となることになる。

式 (2.3)にC-2-A 試験体に関する諸量 σ_Y=410MPa，A=251mm^2 ，e=7.0mm，k'=6.7mm を代入すると、P≦50kNを得る。一方、作用荷重は56kNであるので、C-2-A 試験体は不安定になったものと考えられる。したがって、圧縮応力作用下での溶接における溶接中の安全性は溶接部を断面欠損と考えて評価することが可能であると思われる。

2） C-2-S 試験体

C-2-S 試験体はRL溶接線溶接中に不安定となった。このときの溶接長は約35mm、横たわみの方向は図-2.4に示す方向であった。作用応力はσ_n=100MPaであった。C-2-A 試験体と同じようにモデル化を行うと、偏心量および最大荷重はｅ=7.0mm，P_{max}=50kNとなる。ところが、作用荷重は34kNであり、これは前述の最大荷重の約70%である。これはRU溶接線が溶接された際に溶接部に与えられた熱が非溶接部分に伝導したために非溶接部分の降伏応力度、ヤング率が低下したためであると考えられる。

そこで、不安定になったときの試験体の温度を求めるための追加実験を行った。この実験は無負荷状態で行った。溶接条件および熱電対取り付け位置を表-2.5，図-2.5に示す。得られた温度の経時変化を図-2.6に示す。図中に一点鎖線で示されるところがC-2-S 試験体が不安定となったときにほぼ対応する。このとき、No.1～3 は約 170℃，No.4～6 は約 100 ℃であるが、以下の議論を簡単にするため、試験体中央部の温度は 150℃一定であるとする。

別途行った高温引張試験の結果（Appendix A参照）によれば 150℃において、ヤング率は室温のそれの約85%まで低下し、降伏点は明確でなかったので比例限応力度をもって降伏点の代用とすれば約73%まで低下することがわかっている。

セカント公式より得られた式 (2.3)にはヤング率が含まれていないので、ヤング率の低下を断面剛性ＥＡを仲介として断面積の減少に置き換える。すなわち、ＥＡ＝一定とし、

$$(0.85\times E)\times A = E\times(0.85\times A) \qquad (2.4)$$

とする。したがって、式 (2.3)は

表-2.5 温度分布測定実験における溶接条件

試験体 {溶接線}	電流(A)	電圧(V)	溶接速度(cm/min)	入熱量(kJ/cm)
C-1 {GL}	135	25	31	6.5
{GR}	135	25	33	6.1
C-2 {RU}	140	25	23	9.1
{RL}	140	25	21	9.8

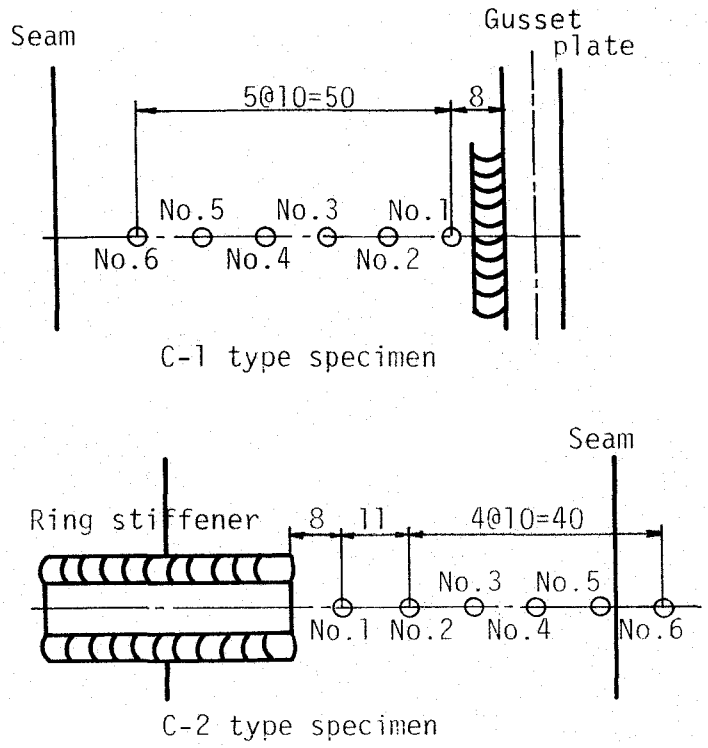


図-2.5　温度測定位置

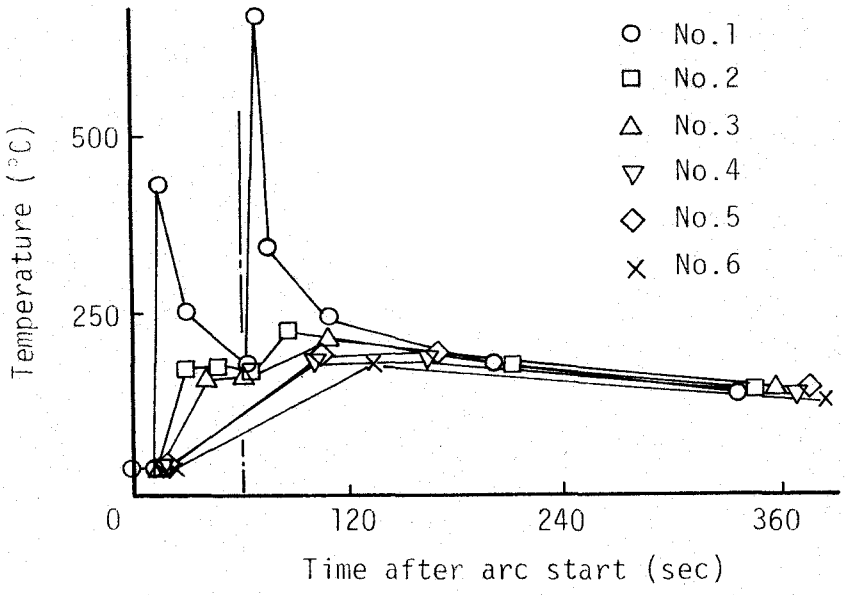


図-2.6　C-2 type試験体における溶接後の温度の経時変化

$$P \leqq \frac{(0.73 \times \sigma_Y) \times (0.85 \times A)}{1 + e / k'} \tag{2.5}$$

となる。上式にC-2-S 試験体に関する諸量を代入すると、P≦31kNを得る。作用荷重は34kNであるので、C-2-S 試験体は断面欠損による偏心および熱による降伏点、ヤング率の低下により試験体の耐荷力が減少し、不安定になったものと推察される。

3） C-1-A 試験体

σ_n=160MPaの圧縮応力が作用した状態でGL溶接線溶接後約15秒経過したときにC-1-A 試験体は不安定となった。横たわみの方向は図-2.7に示す方向であった。

σ_n=160MPaを作用させた状態のひずみゲージの出力から偏心量を求めると、

$$e = 1.90\text{mm} \tag{2.6}$$

となる。さらに、溶接部を断面欠損とみなすと、これによる偏心が生じる。この偏心量を求めるにあたって、溶接部はガセットの板厚を考慮し、図-2.7に示す位置とし、脚長は実測結果から5mmとした。 C-2-A,C-2-S試験体同様、断面一次モーメントと断面積から偏心量を求めると、

$$e = 0.25\text{mm} \tag{2.7}$$

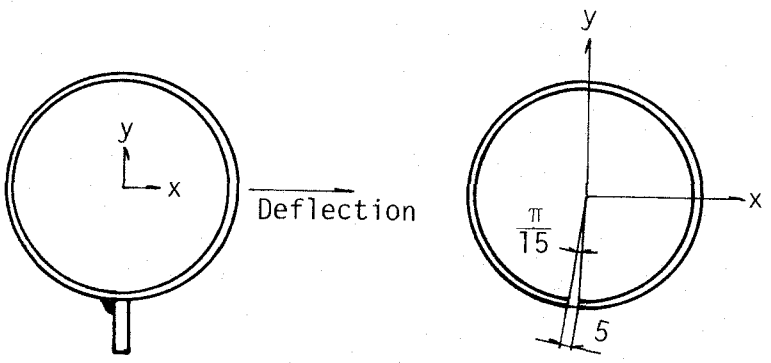


図-2.7 C-1-A 試験体の横たわみの方向と解析モデル

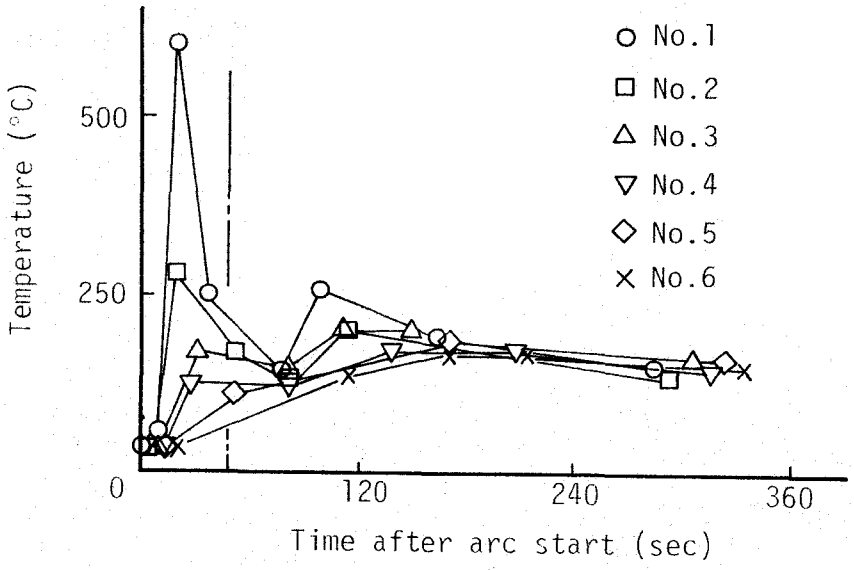


図-2.8　C-1 type試験体における溶接後の温度の経時変化

となる。したがって、上記の偏心量の和が不安定となったときの偏心量であるから、

$$e = 1.90 + 0.25 = 2.15\text{mm} \tag{2.8}$$

を得る。

この試験体においても熱の影響による降伏応力度およびヤング率の低下が考えられるので、C-2-S 試験体同様温度測定を行った。溶接条件および熱電対取り付け位置は表-2.5，図-2.5に示すとおりである。結果を図-2.8に示す。図中に一点鎖線で示すところが C-1-A 試験体が不安定となったときにほぼ対応する。このときの温度は場所により 220～70℃にわたっているが、150 ℃一定であるとする。

このように考えると不安定となったときの応力は式 (2.3)の σ_Y を σ とおき、 C-2-S試験体同様温度上昇によるヤング率の低下を考慮すると次式により求められる。

$$\sigma \geqq \frac{P\ (1 + e / k')}{0.85 \cdot A} \tag{2.9}$$

上式にC-1-A 試験体に関する諸量を代入すると、$\sigma \geqq 250$MPaを得る。なお、この計算においてはガセットの剛性は無視した。ところが、別途行なった高温引張試験に基づくと

150 ℃における降伏応力度は室温のそれの73%に低下することがわかっているので、不安定となったときの試験体の降伏応力度は300MPa（＝0.73×410MPa）であり、前述のσ＝250MPaは不安定となったときの試験体の降伏応力度の約80%に相当する。この違いは溶接部を含む断面の温度上昇に伴なう熱応力の影響であると考えられる(Appendix C 参照)。

圧縮荷重作用下で溶接したときの過渡的な応力分布の一例として、幅 150mm、板厚 6mmの平板に本試験体と同じように荷重軸に平行に溶接したときを想定したＦＥＭ解析によれば、図-2.23 に示したように断面の９割が降伏する場合があることが明らかとなっている。

したがって、 C-1-A試験体は式 (2.9)から得られた応力σ＝250MPaに熱による応力が加わり、温度上昇により低下した降伏応力度に達し、不安定となったものと推察される。

ここで、 Cタイプ試験体に作用応力を低減することなくガセットあるいはリングスティフナーを溶接する施工方法について考察する。作用応力を低減することが可能であれば本実験の結果を利用できるが、作用応力を低減しないという条件のもとでは、前述の Cタイプ試験体についての考察を参考にすると、ガセットを溶接する場合には溶接熱によって降伏点、ヤング率の低下する領域を狭めることにより、不安定現象を防ぐことができるものと推察される。したがって、降伏点、ヤング率の低下する領域が十分狭くなるように溶接長を分割して施工すれば不安定現象を防ぐことができるものと思われる。また、リングスティフナーを溶接する場合には、溶接部が断面欠損に相当することおよび溶接熱によって降伏点、ヤング率の低下する領域が拡がることの両方を取り除くことにより、不安定現象を防ぐことができるものと考えられる。したがって、降伏点、ヤング率の低下する領域を十分狭くするためおよび断面欠損を少なくするために溶接長を分割して施工すれば不安定現象を防ぐことができるものと思われる。

［２］　単体モデルを用いた実験にもとづく検証

そこで、平板を用いて溶接長の違いが変形挙動に及ぼす影響について確認した。

供試鋼材は板厚 6mmのSS41であり、その化学成分と機械的性質を表-2.6に示す。試験片形状を図-2.9に示す。試験片に設けられた小径はクリップゲージ取付用治具を固定するためのものである。圧縮荷重下で溶接されるので、外荷重だけで不安定にならないようにつかみ具間の距離を300 mmとした。

表-2.6　機械的性質および化学成分

	機械的性質			化学成分　(%)				
	降伏点 MPa	引張強さ MPa	伸び %	C ×100	Si ×100	Mn ×100	P ×1000	S ×1000
SS41	340	450	29	18	5	63	16	23

表-2.7　溶接条件

電流(A)	電圧(V)	溶接速度(cm/min)	入熱量(J/cm)
200	26	30	10400

表-2.8　試験条件

試験片番号	作用応力 σ_n (MPa)	溶接長 l (mm)
C1-3	-140	75
C1-4	-140	38
C1-5	-140	15

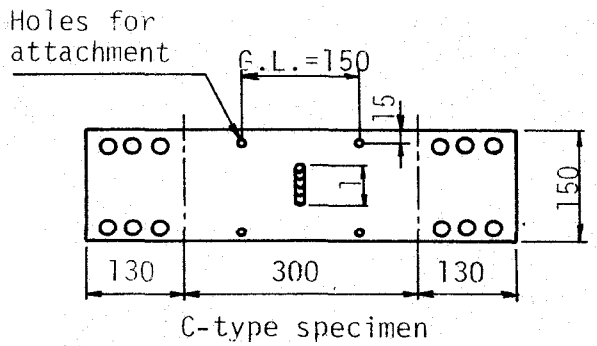


図-2.9　試験片形状

溶接は板厚方向の温度差がなくなるように溶け込みの深い炭酸ガスシールド溶接とした。溶接条件を表-2.7に、試験条件を表-2.8に示す。

実験は荷重制御で行われた。最初に所定の荷重を負荷し、この荷重を保持したままで溶接を行い、溶接開始から室温まで冷却し除荷するまでの変形をクリップゲージにより測定した。

実験結果を図-2.10 に示す。C1-3は溶接終了と同時に、C1-4は溶接終了後約60秒経過したとき、作用荷重のもとで変形が大きくなり、崩壊した（不安定となった）。　溶接長が15mmであるC1-5では不安定にならず、室温に至るまで徐々に縮み変形が進行した。室温まで冷却したときの縮み変形は始端側で約 0.1mm、終端側で約 0.2mmであった。写真-2.1に不安定となった試験片の一例を示す。したがって、板幅 150mm、板厚 6mmの平板に、σ_n=

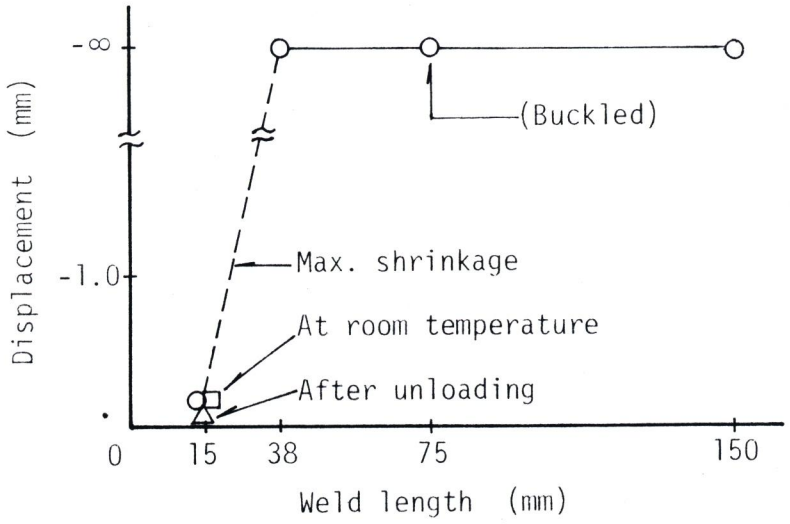


図-2.10 溶接長の違いが圧縮応力作用下の変形挙動に及ぼす影響

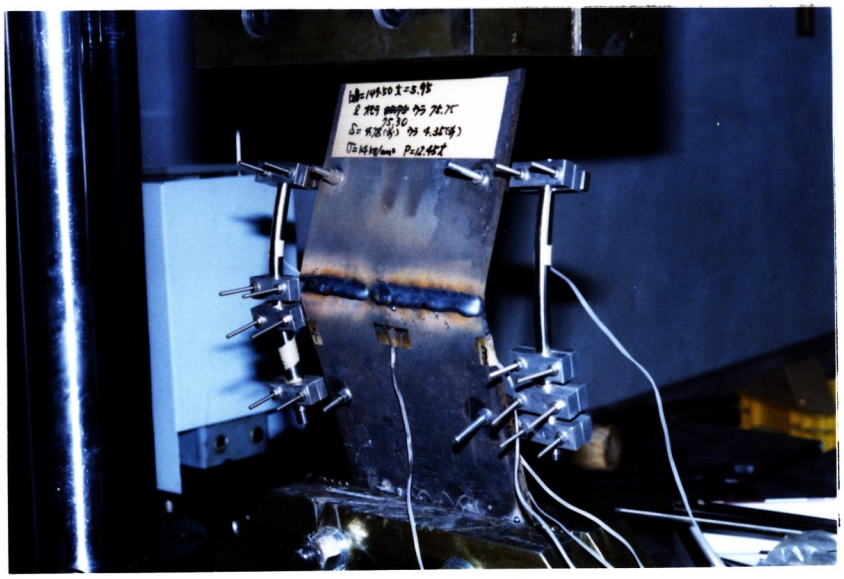


写真-2.1 不安定となった後のC1-2試験片

140MPaの圧縮応力作用下で作用応力に直角方向に長さ38mm以上の溶接を施す場合には、溶接長を15mm以下となるように分割して溶接する必要があると思われる。

単体モデルを用いた実験結果、すなわち

- 板幅 150mm、板厚 6mmの平板に、σ_n=140MPaの圧縮応力作用下で作用応力に直角方向に長さ38mm以上の溶接を施したときには不安定となったが、長さ15mmの溶接を施したときには不安定とならなかった。それゆえ、板幅 150mm、板厚 6mmの平板に、σ_n=

140MPaの圧縮応力作用下で作用応力に直角方向に長さ38mm以上の溶接を行う場合には、溶接長を15mm以下となるように分割して溶接すれば溶接作業中の安全性を確保できる。

を本実験のパイプ試験体に適用すれば、不安定となった３種類の試験体について溶接長を不安定とならない程度に分割し、ある区間の溶接が終了した後、試験体が冷却するのを待って、強度、剛性が十分回復してから次の溶接を行えば、荷重を低減することなくガセットあるいはリングスティフナーを溶接することが可能であると考えられる。前述の C-2-S 試験体を例とすれば、σ_n=100MPa作用下でRU溶接線溶接後、特に休止時間を設けずRL溶接線を約35mm溶接したとき不安定となっているのであるから、RU溶接線溶接後、休止時間を設定し、試験体が十分冷却するのを待って強度、剛性が回復した後、RL溶接線を溶接すれば荷重を低減することなく施工できるものと推察される。

２．３．２　溶接後の耐荷力

［１］　パイプ柱の挙動

ここでは、荷重作用下で溶接したときに作用荷重のもとで変形が大きくならず、崩壊に至らなかった（安定であった）試験体の耐荷力試験結果について述べる。最初に、溶接後の変形と耐荷力について概説し、次に、 B,Cタイプに分けてそれぞれの耐荷力を検討する。

耐荷力試験には付加物を取り付けていない B-0-0試験体を追加した。

応力作用下で溶接したときに不安定にならなかった試験体について溶接後の変形をスキマゲージあるいはノギスを用いて測定した。測定結果を耐荷力と一緒に表-2.9に示す。表中の変位は、B-1 および C-1試験体については図-2.3に示すc_1-2とc_2-2の平均、B-2 および C-2試験体については c-2とc-4 の平均である。ここに示す耐荷力試験前の変形は溶接前の試験体の変形と溶接による変形の和であり、へこみを正とした。また、図-2.3に示す変形の測定線 aに沿った溶接後の変形の例を図-2.11 に示す。

作用応力の増加に伴い、変形の増加が明らかである。特に、管径の小さい Cタイプ試験体では変形の増加が著しい。また、管径が同じ場合にはガセットを溶接した場合より、リングスティフナーを溶接した場合の方が変形が大きい。これは荷重軸直角方向にリングスティフナーが溶接されるので、断面内の溶接長が長いためである。

表-2.9　耐荷力試験前の変形と耐荷力

試験体番号	初期変形(mm)	耐荷力(kN)
B-0-0	<0.1	1430
B-1-0	0.5	1410
B-1-A	1.8	1400
B-1-Y	3.0	1450
B-2-0	1.4	1390
B-2-A	3.4	1370
B-2-Y	4.4	1420
C-1-0	1.7	57
C-1-H	2.9	56
C-1-S	3.8	58
C-2-0	2.1	60
C-2-H	6.1	50

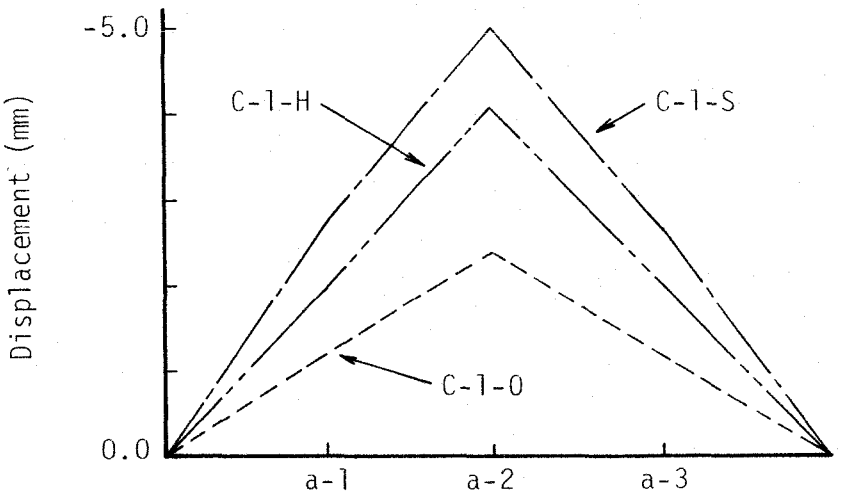


図-2.11 C-1 type試験体の溶接後の変形

表-2.9によれば初期変形が極端に異なる C-2タイプ試験体には初期変形の影響によると考えられる耐荷力の違いが認められるが、他の試験体では初期変形の大きさによらず耐荷力はほぼ一定であり、有意な差は認められない。

a）　Bタイプ試験体

Bタイプ試験体の耐荷力試験の荷重ー変位曲線を図-2.12 および2.13に示す。いずれの試験体を比較しても有意差は認られず、1 200kN で圧縮剛性が変化し、 1 370～1 450kN で最大荷重を示している。偏心およびガセットあるいはリングスティフナーの剛性を無視すると、降伏荷重は

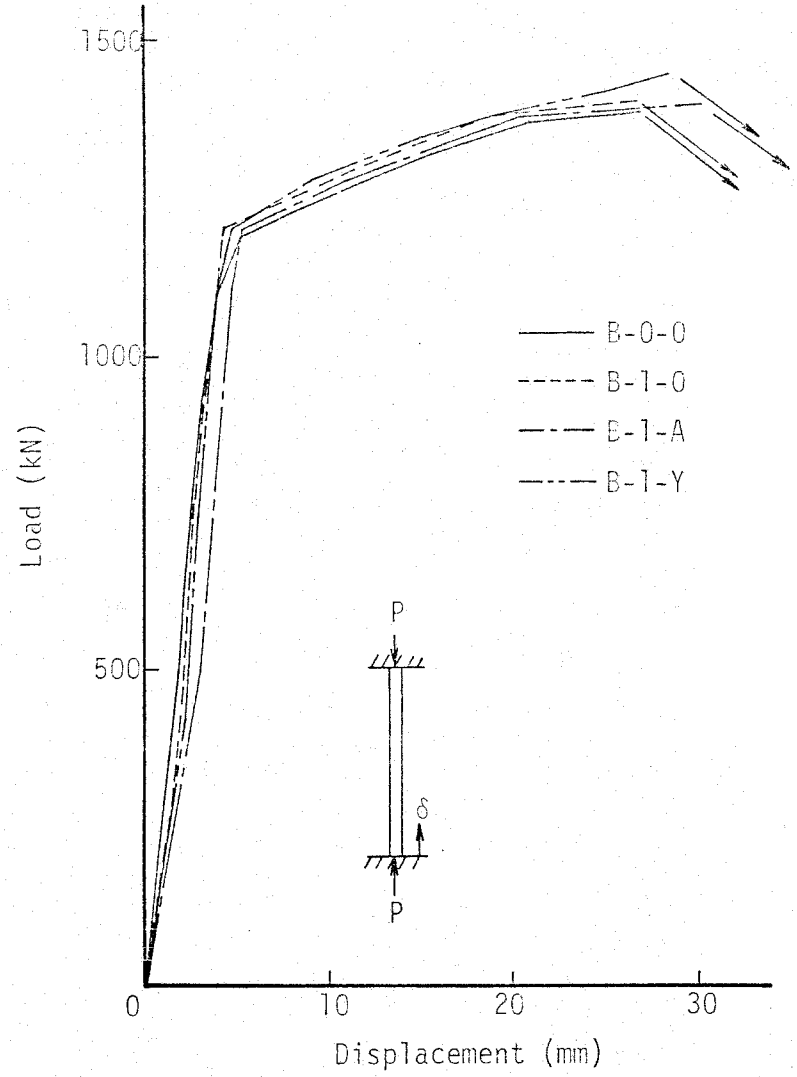


図-2.12 B-1 type試験体と B-0-0試験体の荷重－変位曲線

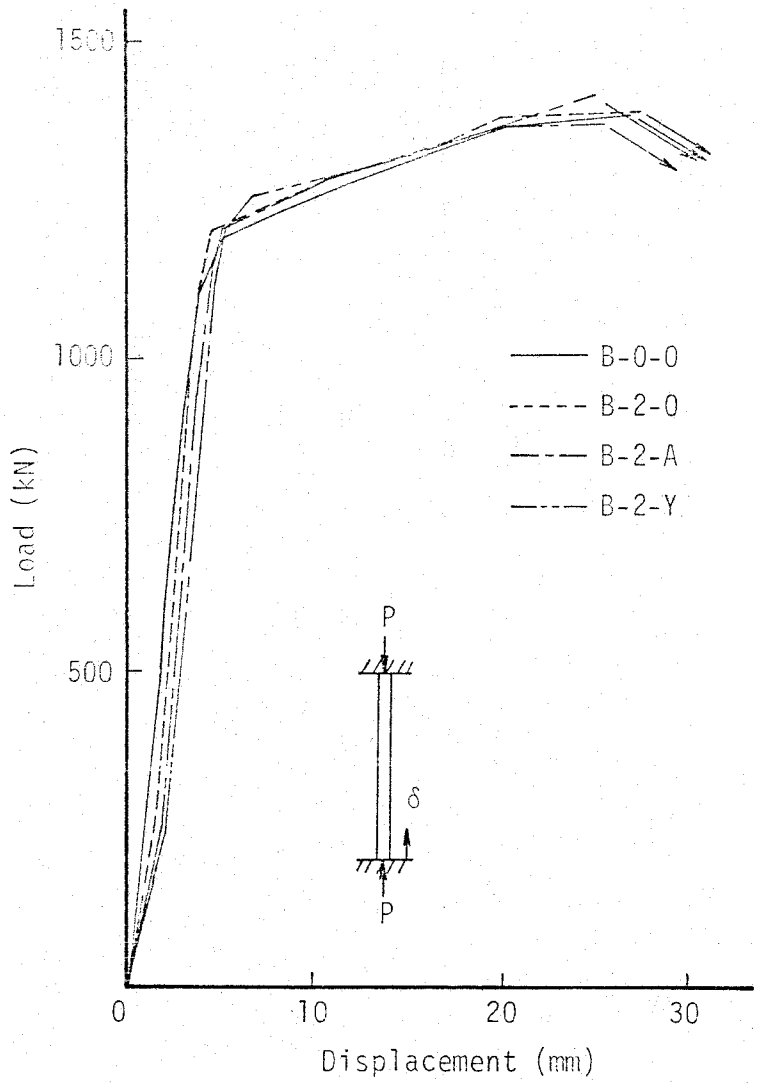


図-2.13 B-2 type試験体と B-0-0試験体の荷重－変位曲線

$$P_\gamma = \sigma_\gamma \cdot A = 390 \times 3\ 836 = 1\ 500\ \mathrm{kN} \tag{2.10}$$

で与えられる。ここにσ_γ=390MPaは Bタイプ試験体から切り出した試験片による引張試験から得られたものである。付加物を取り付けていない B-0-0試験体の最大荷重もこの降伏荷重を下回っているのは、原板の引張降伏応力度と部材の圧縮降伏応力度の違い、製管の過程で導入された残留応力の影響、バウジンガー効果などによるものと思われる。また、ガセットあるいはリングスティフナーを荷重下で溶接された試験体も、無負荷で溶接された試験体も新たに残留応力が導入されているにもかかわらず、その荷重ー変位曲線は B-0-0 試験体とほぼ等しい。したがって、l/r=10.8,216.3φのパイプに長さ 200mmのガセットあるいは長さ 230mmのリングスティフナーを応力作用下で溶接し、その部材の残留応力分布が一部変わったとしても無応力下で溶接された部材の耐荷力に比べて、その耐荷力は低下することはなく、付加物を取り付けられていない部材の耐荷力に比べても低下することはないと考えられる。また、公称降伏応力度を用いたときの降伏荷重は 920kNであり、これに対して各試験体は 1.5～1.6 倍の耐荷力を有していた。

b）　Cタイプ試験体

圧縮応力作用下で溶接したときに不安定とならなかった試験体の耐荷力試験の荷重ー変位曲線を図-2.14 に示す。 C-1タイプの耐荷力は溶接時の作用応力によらず約56kNであり、有意な差は認められない。不安定となったときの横たわみの方向は図-2.15 のとおりである。表-2.9および図-2.11 に示すように無負荷状態で溶接された C-1-0試験体においても少なからざる変形を示しているが、荷重作用下で溶接されたC-1-H および C-1-S試験体では C-1-0試験体の約２倍の変形を示している。この大きな変形のためにガセットの剛性を考慮したときの弱軸まわりに横たわみ変形を示さなかったものと考えられる。

この C-1タイプ試験体のペリー・ロバートソン公式による最大荷重を求め、考察する。不安定となったときの横たわみの方向の載荷前の変形量とは必ずしも一致しないが、試験体の変形量の代表値として図-2.11 に示す a-2点の変位を用いることにする。各試験体の a-2 点の変位は次のとおりであった。

C-1-0試験体・・・2.4mm

C-1-H試験体・・・4.1mm

C-1-S試験体・・・5.0mm

部分的に補剛された柱であるが、ガセットの長さと部材の長さの比は約 0.1であるので、以下においてはガセットの剛性は無視する。図-2.11 より初期たわみ波形はほぼ三角

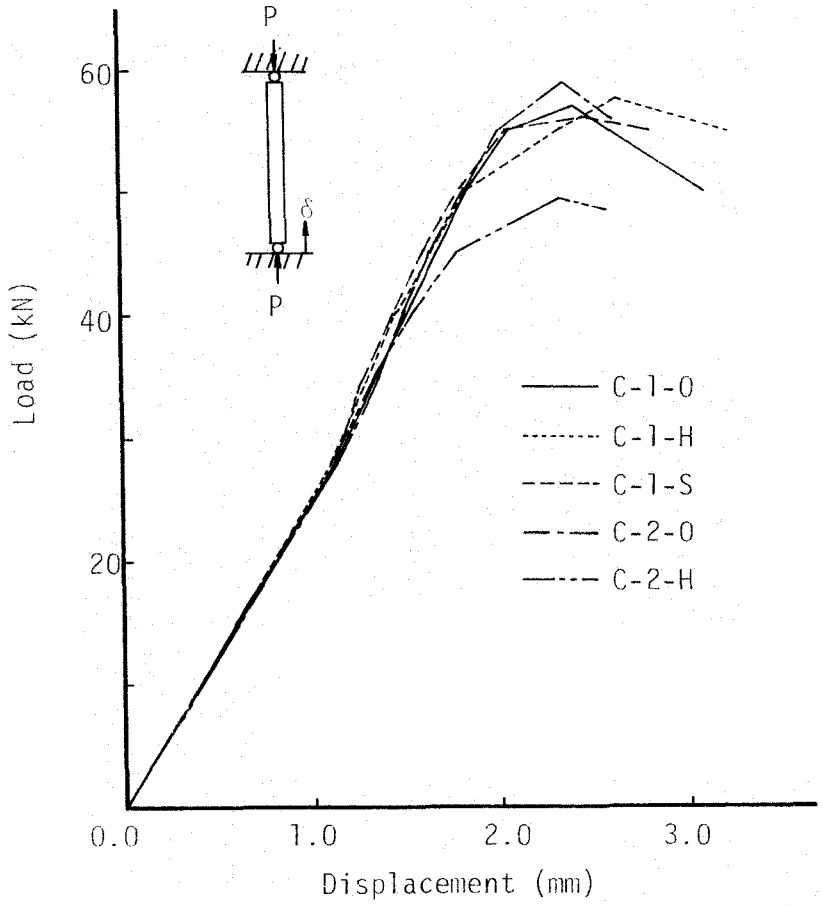


図-2.14 C type試験体の荷重－変位曲線

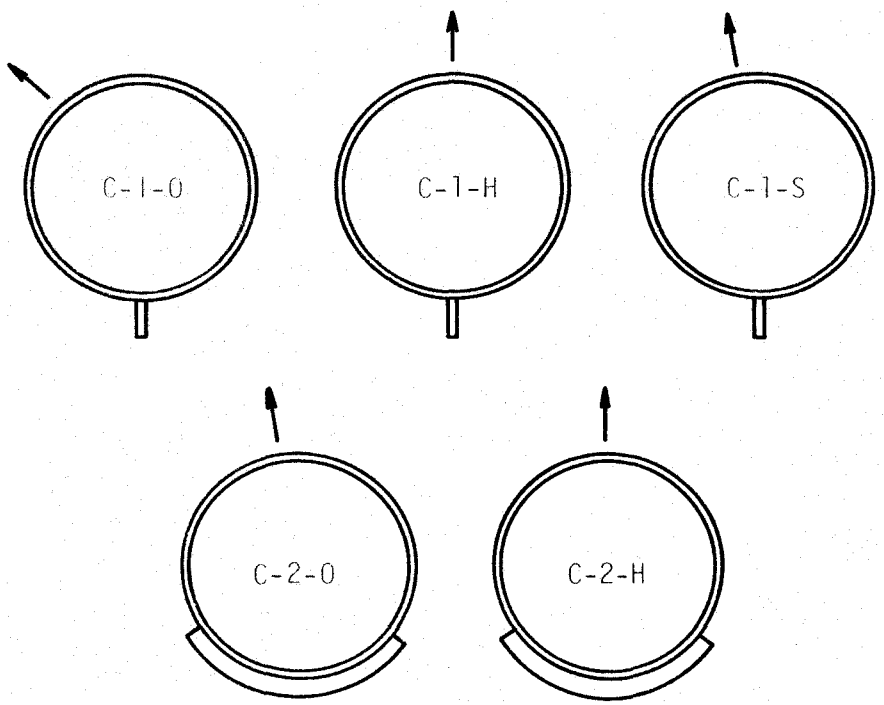


図-2.15 耐荷力試験においてC type試験体の横たわみの方向

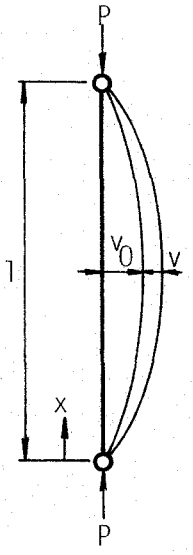


図-2.16 初期たわみを有する柱

波であるが、簡単のために sin波であると仮定する（図-2.16 参照）。すなわち、初期たわみ波形を

$$v_0 = a \cdot \sin(\pi x / l) \tag{2.11}$$

とすると、載荷に伴う付加たわみ波形は

$$v = \frac{P}{P_e} \times \frac{a \cdot \sin(\pi x / l)}{1 - P / P_e} \tag{2.12}$$

ただし、$P_e = \pi^2 EI / l^2$

となるので、荷重Pが作用したときの偏心量は次式となる。

$$\begin{aligned} e &= v_0 + v \\ &= \frac{P_e}{P_e - P} \cdot a \cdot \sin(\pi x / l) \end{aligned} \tag{2.13}$$

このときの曲げモーメント分布は

$$M = P \cdot e = \frac{P \cdot a \cdot \sin(\pi x / l)}{1 - P / P_e} \tag{2.14}$$

であるので、試験体中央部(x/l=1/2) の縁応力が $\sigma = \sigma_Y$ となるときの平均圧縮応力度は

$$\sigma = \frac{1}{2}\left[\sigma_Y + \sigma_e \cdot \left(1 + \frac{a}{k'}\right) - \sqrt{\left\{\sigma_Y + \sigma_e \cdot \left(1 + \frac{a}{k'}\right)\right\}^2 - 4\sigma_Y \sigma_e}\right] \tag{2.15}$$

ここに、$\sigma_e = P_e / A$ はオイラーの弾性座屈応力度

となる。この式をペリー・ロバートソン公式と呼んでいる。したがって、$\sigma = \sigma_Y$ で不安定になると仮定すると、式(2.15)を用いて得られる平均圧縮応力度に断面積を掛けて最大

荷重を求めることができる。

C-1-0試験体の場合、σ_Y=410MPa，A=355mm^2，k'=11.1mm，I=89 900mm^4，E=2.1×10^{5}MPa，l=1 600mm，a=2.4mm，x/l=1/2 を代入し、ペリー・ロバートソン公式による最大荷重を求めると61kNとなり、実験値（57kN）と比較的良い一致を示している。実験値の方が計算値よりわずかに低い値を示しているが、これは残留応力の影響ではないかと考えられた。そこで、C-1-0,C-1-S試験体についてパイプ外面の残留応力を切断法により測定した。結果を図-2.17 に示す。この図より、パイプ外面にはかなり高い引張残留応力が存在していることがわかる。この引張残留応力の反力である圧縮残留応力がパイプの内面に存在し、この圧縮残留応力のために実験値が計算値より低くなったものと推察される。

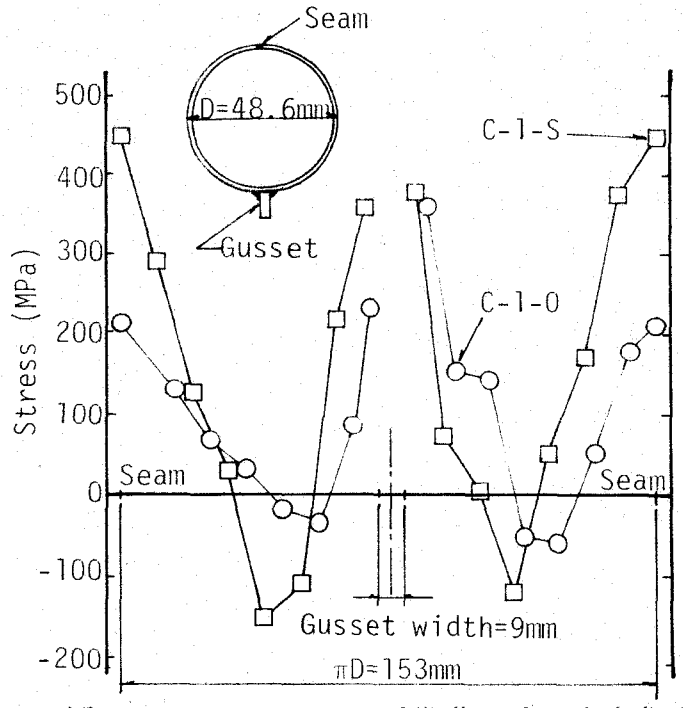


図-2.17 C-1-0,C-1-S 試験体の残留応力分布

同様の方法によって求めたペリー・ロバートソン公式による最大荷重と実験における最大荷重を表-2.10 に示す。この表からわかるようにC-1-0,C-1-H および C-1-S試験体に有意差は認められず、σ_n=100MPaの圧縮応力作用下で長さ 150mmのガセットを溶接した l/r=97.7,48.6φのパイプの耐荷力は無負荷で溶接されたパイプの耐荷力にほぼ等しいといえる。

C-2タイプ試験体においては図-2.14 に示すように最大荷重に約10kNの違いがあった。横たわみの方向は図-2.15 に示す方向であった。C-1タイプ試験体同様初期変形の代表値として a-3点を用いると、初期変形は、

表-2.10 実験における最大荷重とペリー・ロバートソン公式による最大荷重

試験体番号	実験値 (kN)	計算値 (kN)
C-1-0	57	61
C-1-H	56	56
C-1-S	58	54
C-2-0	60	62
C-2-H	50	49

C-2-0試験体・・・2.2mm

C-2-H試験体・・・7.0mm

であり、この初期変形の違いにより耐荷力に差が生じたものと考えられる。

これらについて C-1タイプ試験体同様ペリー・ロバートソン公式による最大荷重を求めると、表-2.10 に示すように C-2-0，C-2-H 試験体に対してそれぞれ62kN，49kNとなり、実験の最大荷重とよい対応を示している。この計算値においても13kNの違いがあり、これは初期変形すなわち圧縮応力作用下で溶接したことによる影響である。以上より、σ_n= 80MPa の圧縮応力作用下でリングスティフナーを溶接された l/r=97.7,48.6φのパイプの耐荷力は無負荷状態で溶接されたパイプの耐荷力の約80%に低下するといえる。

［2］ 単体モデルを用いた検証

ここで、圧縮荷重作用下で溶接された継手の残留応力について明らかにする。本実験に用いたパイプには製管の過程で導入された残留応力がすでに存在しているので、平板を用いて圧縮荷重作用下で溶接された継手の残留応力について検討することにする。さらに、機械的性質についても明らかにする。

残留応力を求めるための実験の対象とした継手の種類は、圧縮荷重軸に垂直に溶接されたCC試験片であり、機械的性質を求めるための実験の対象とした継手はCC試験片と圧縮荷重軸に平行に溶接されたLC試験片の２種類である。試験片形状を図-2.18 に示す。CC試験片では実験中に作用荷重のもとで変形が大きくなり、崩壊しないように（不安定にならないように） L 50 ×50× 4×280 のアングルをクランプで固定して防護とした。また、LC試験片では幅30mmのフランジを設け、フランジを溶接した後ＳＲ処理を行った。材質はいずれの試験片も SM41Bであり、板厚は 6mmである。母材の機械的性質および化学成分を表-2.11 に示す。CC試験片には深さ 2mm，幅 5mm，長さ 100mmの、LC試験片には深さ 3mm，

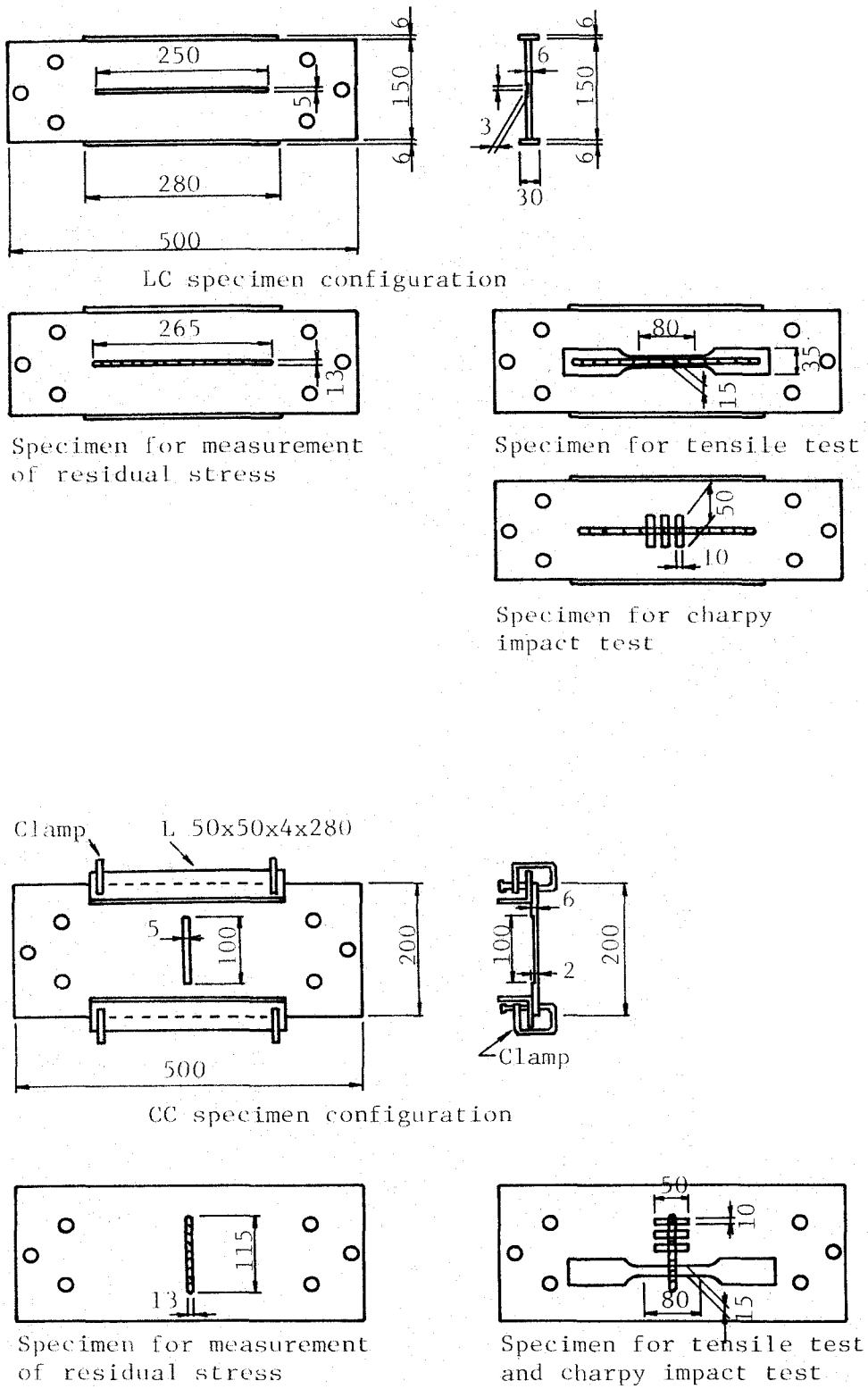

250
6
150
5
6
280
500
6
6
150
3
6
30
LC specimen configuration
265
13
Specimen for measurement
of residual stress
80
35
15
Specimen for tensile test
50
10
Specimen for charpy
impact test
Clamp
L 50x50x4x280
5
100
200
500
6
100
2
200
Clamp
CC specimen configuration
115
13
Specimen for measurement
of residual stress
50
10
80
15
Specimen for tensile test
and charpy impact test

図-2.18 試験片形状

表-2.11　機械的性質および化学成分

機械的性質			化学成分　(%)				
降伏点 MPa	引張強さ MPa	伸び %	C ×100	Si ×100	Mn ×100	P ×1000	S ×1000
340	460	27	9	25	73	9	15

幅 5mm，長さ 250mmの溝加工を施し、細径(2.0φ) サブマージアーク溶接機で溶接した。溶接条件を表-2.12 に示す。

応力の負荷条件は

Ⅰ　無負荷で溶接

Ⅱ　無負荷で溶接後、許容圧縮応力度(140MPa,以下同じ) に等しい応力を負荷

Ⅲ　許容圧縮応力度に等しい応力の作用下で溶接

Ⅳ　無負荷で溶接後、許容圧縮応力度に等しい応力の作用下で溶接

の４種類である。CC試験片は上記のⅠとⅢの２種類、LC試験片は上記の４種類について実験した (表-2.13)。応力の負荷は溶接中および溶接後室温に冷却するまで荷重を一定に保つ荷重制御で行い、室温まで冷却した後、除荷した。残留応力の測定は切断法で行った。また、このようにして作成した溶接継手から、降伏応力度、引張強さ、伸びを求めるために図-2.18 に示すような平行部長さ80mm，幅15mmの引張試験片と、継手の靱性を求めるために 5×10のサブサイズ２mmVノッチシャルピー試験片３本を採取した。

荷重軸方向の残留応力測定結果を図-2.19 に示す。この図は表裏面の平均値である。この図より、圧縮応力作用下で溶接された継手の溶接ビード上の引張残留応力は無負荷で溶接されたものと良く似たものとなっているが、ビード以外の部分の圧縮残留応力は無負荷の場合に比べて平均で100MPa程度減少していることがわかる。

表-2.12　溶接条件

電流(A)	電圧(V)	溶接速度(cm/min)	入熱量(J/cm)
315	33	50	12500

表-2.13 実験条件

負荷条件	Ⅰ	Ⅱ	Ⅲ	Ⅳ
LC試験片	○	○	○	○
CC試験片	○		○	

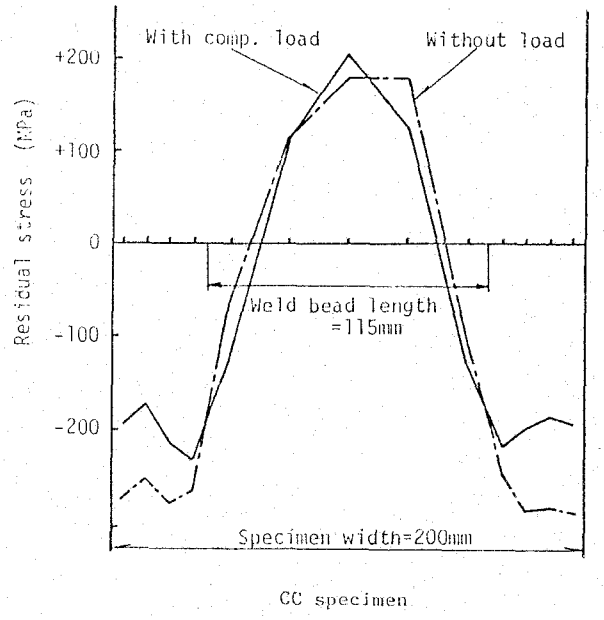


図-2.19 荷重軸方向の残留応力分布

ここで、溶接ビード上の残留応力が作用応力の有無によらず類似していること、および溶接ビード以外の部分の圧縮残留応力が緩和されることについて考察する。

溶接線近傍の点の溶接線方向に生じる過渡的熱応力は両端固定の棒に生じる過渡的熱応力にきわめて類似しているので、両端固定の棒を例にとり説明することにする。両端固定棒が熱サイクルを受けたときの応力履歴の模式図を図-2.20 に示す。熱応力は

$$\sigma = -E\alpha\theta \tag{2.16}$$

ここに、Eはヤング率、αは線膨張係数、θは温度

で表されるので、無応力下で溶接された場合（図-2.20(a)）、温度の上昇と共に圧縮応力が弾性的に増加する一方、降伏応力度は低下するので、A 点において降伏する。さらに温度が増加しても降伏応力度を維持し、ABに沿って移動する。そして、冷却過程に入ると圧縮応力はBCに沿って弾性的に減少し、C 点で引張応力になる。この引張応力は冷却と共にさらに増加し、D 点で引張降伏応力度に達する。その後室温まで引張降伏応力度を保ち続けるので、溶接ビードおよびその近傍の残留応力は引張降伏応力度となる。

圧縮荷重下での熱応力については、図-2.20(b)に示すような経路をたどるものと考えられる。式（2.16）より

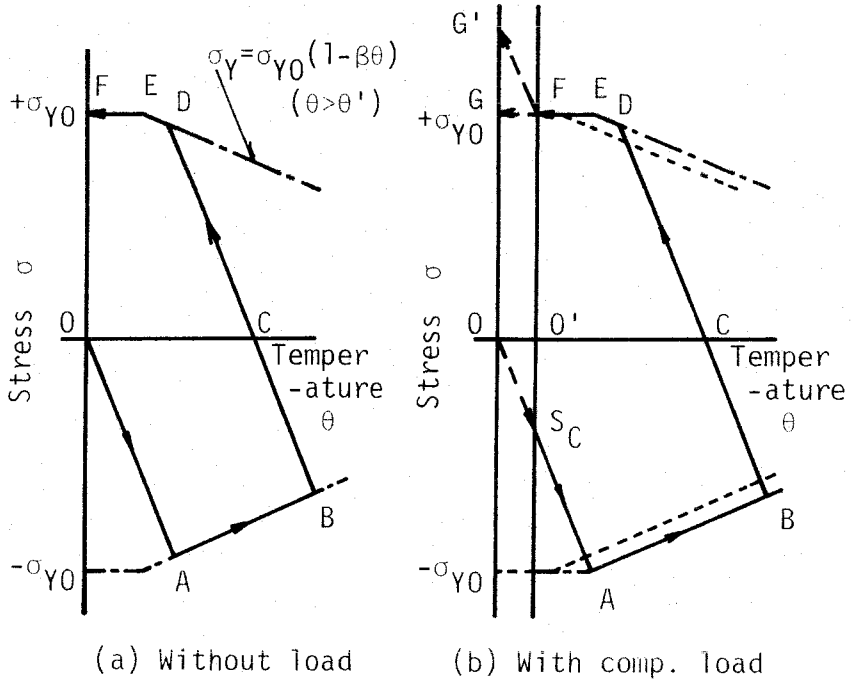


図-2.20 応力履歴の模式図

$$\theta = -\frac{\sigma}{E \cdot \alpha} \tag{2.17}$$

を得る。したがって、荷重が作用している状態を等価な温度に換算すると、圧縮荷重下にあるということは図-2.20(b)の縦軸が 0から0'へ移動することになり、圧縮荷重作用下での溶接においては溶接前の状態はScに対応する。この状態で溶接されるとその応力履歴は無負荷の場合同様、加熱，冷却に伴い、ScABCDEFの経路をたどり、室温まで冷却したときの残留応力は引張降伏応力度となる。ここで圧縮の外荷重を除荷することは弾性体であれば引張応力を増加させ、FG' に沿った挙動を示すことになるが、弾塑性体の場合には降伏現象により降伏点を超える引張残留応力は消失し、降伏点に抑えられるので、FGに沿った挙動を示す。したがって、圧縮荷重作用下で溶接された継手のビードおよびその近傍の残留応力は除荷後においても低減されることはないが、引張残留応力の反力である圧縮残留応力が溶接ビードおよびその近傍の引張残留応力の消失分（図-2.20(b)のFG')の総和を部材の断面積で除した量に相当するだけ緩和されるものと考えられる。

次に、溶接による熱の伝導過程中の過渡的な応力挙動を求めるために有限要素法による

熱弾塑性解析を行った[21]。解析対象はLC試験片の応力の負荷条件Ⅰと Ⅲを想定したものであり、図-2.21 に示す。対称性を考慮して 1/4モデルについて解析した。

熱弾塑性解析に先立ち、ポテンシャル法と呼ばれる数値解析法を用いて熱伝導解析を行った。初期温度としてビード部には1500℃の瞬間平面熱源を与え、他は20℃の室温とした。

熱弾塑性解析においてヤング率、降伏応力度、線膨張係数の温度依存性を図-2.22 のように仮定した。ポアソン比は 0.3、加工硬化係数は1.26×10^3 MPaとし、温度依存性はないものとした。

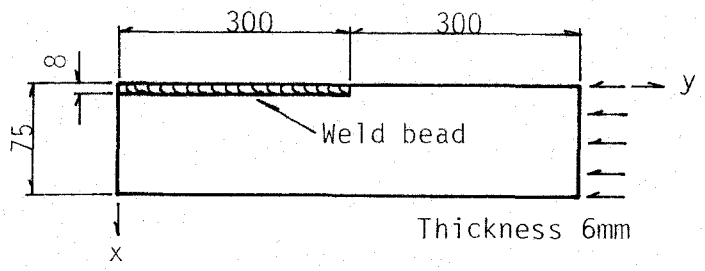


図-2.21 解析モデル

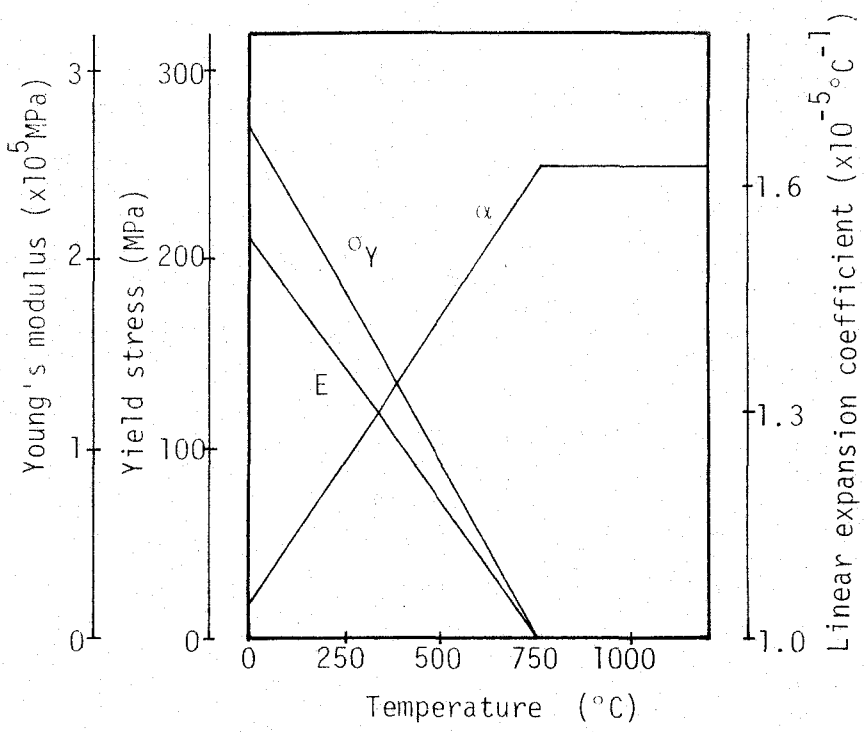


図-2.22 入力データの温度依存性

解析ケースは次の２種類とした。

1)　無応力下での溶接

2)　σ=-140MPa作用下での溶接

外力が加わるケース2)では、公称応力が許容応力度になるような荷重を作用させ、その後、瞬間熱源を与えた。

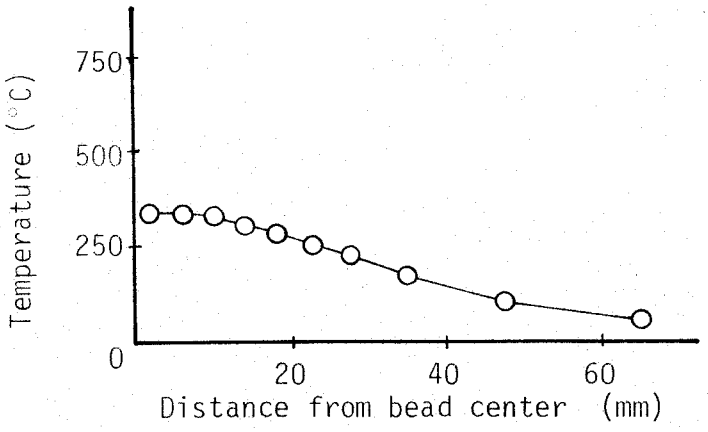
「３．３．２　載荷試験の結果および考察」の図-3.22 に示すように引張荷重作用下で溶接された場合についてここで行った解析と同様の解析を行い、その結果を実験結果と比較したところ良い一致を示していたので、圧縮荷重作用下で溶接された場合の解析結果を以下に示し、熱応力および残留応力について考察する。

入熱後46.5秒経過したときのy=30mmの断面における温度分布と応力分布を図-2.23 に示す。この図より、熱源が投与されてから46.5秒経過したときに、無負荷の場合には断面の約30%、圧縮荷重が作用した場合には約90%が降伏していることがわかる。無負荷の場合における弾性域を作用荷重に相当する量だけ圧縮側にシフトし、降伏応力度で頭打ちにすることを考慮すると、圧縮荷重が加わる場合にほぼ一致することから、荷重が加わる場合の過渡的応力分布は熱による応力と作用荷重による応力の和であることがわかる。また、作用荷重による応力が既知であれば、逆に、無負荷状態における溶接熱による熱応力を求め、過渡状態における応力分布を推定することが可能であると思われる。

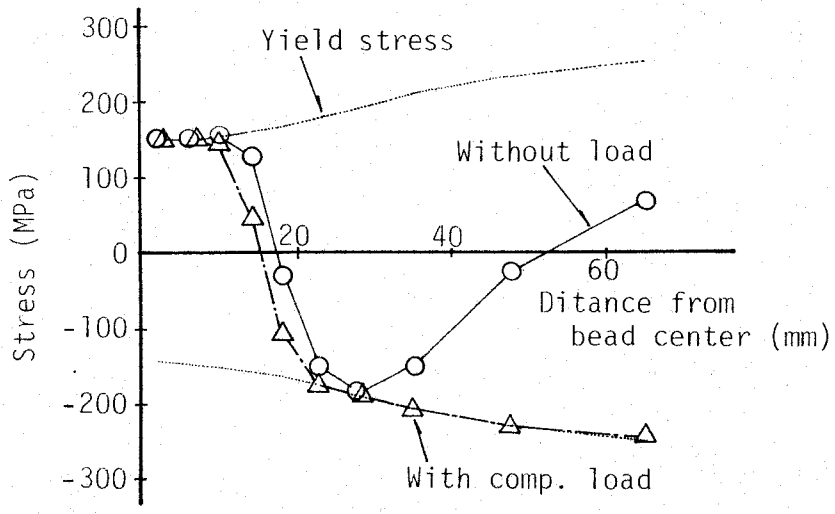
図-2.24 に温度変化に伴う応力履歴と室温まで冷却した後の残留応力分布を示す。いずれの場合においてもビード部では剛性が回復し始める 750℃までは応力の負担はなく、応力を負担し始めてからは室温まで常に引張で降伏し続けている。

ビードから十分離れた位置の応力履歴はビード部およびその近傍の応力の反力としての挙動をよく示している。無負荷の場合には室温に冷却されるまでこの位置は降伏することはないが、圧縮荷重が加わる場合には圧縮で降伏することがわかる。外荷重の影響はこの位置の応力履歴の拡がりにも現れている。

最後に、引張試験およびシャルピー衝撃試験の結果を図-2.25 に示す。衝撃試験の結果は３本の平均である。CC試験片の引張試験における破断位置はいずれの試験片においても母材であった。図-2.25 より明らかなように、いずれの試験片においても降伏点、引張強さ、伸びにほとんど違いが認められない。シャルピー吸収エネルギーにおいてはLC試験片の応力の負荷条件Ⅳが Ⅰ～Ⅲに比べて高い値を示しているが、これは既存のビードの上に



(a) Temperature distribution



(b) Stress distributions

図-2.23 入熱後46.5秒経過したときの温度分布と応力分布

重ねて溶接したために溶接金属の組織が細粒化され、靱性が向上したものと考えられる。

以上、圧縮荷重作用下で溶接された平板を用いて残留応力および機械的性質を明らかにした。すなわち

- σ_n=140MPaの圧縮応力作用下にある板幅 150mm、板厚 6mmの平板に作用応力に平行あるいは垂直に溶接した継手の引張残留応力は緩和されなかった。
- σ_n=140MPaの圧縮応力作用下にある板幅 150mm、板厚 6mmの平板に作用応力に平行に溶接したときのＦＥＭ解析によれば、過渡的な応力の再配分による降伏域は本研究の範囲で９割を超えることがあった。したがって、溶接部だけでなく未溶接部にも降

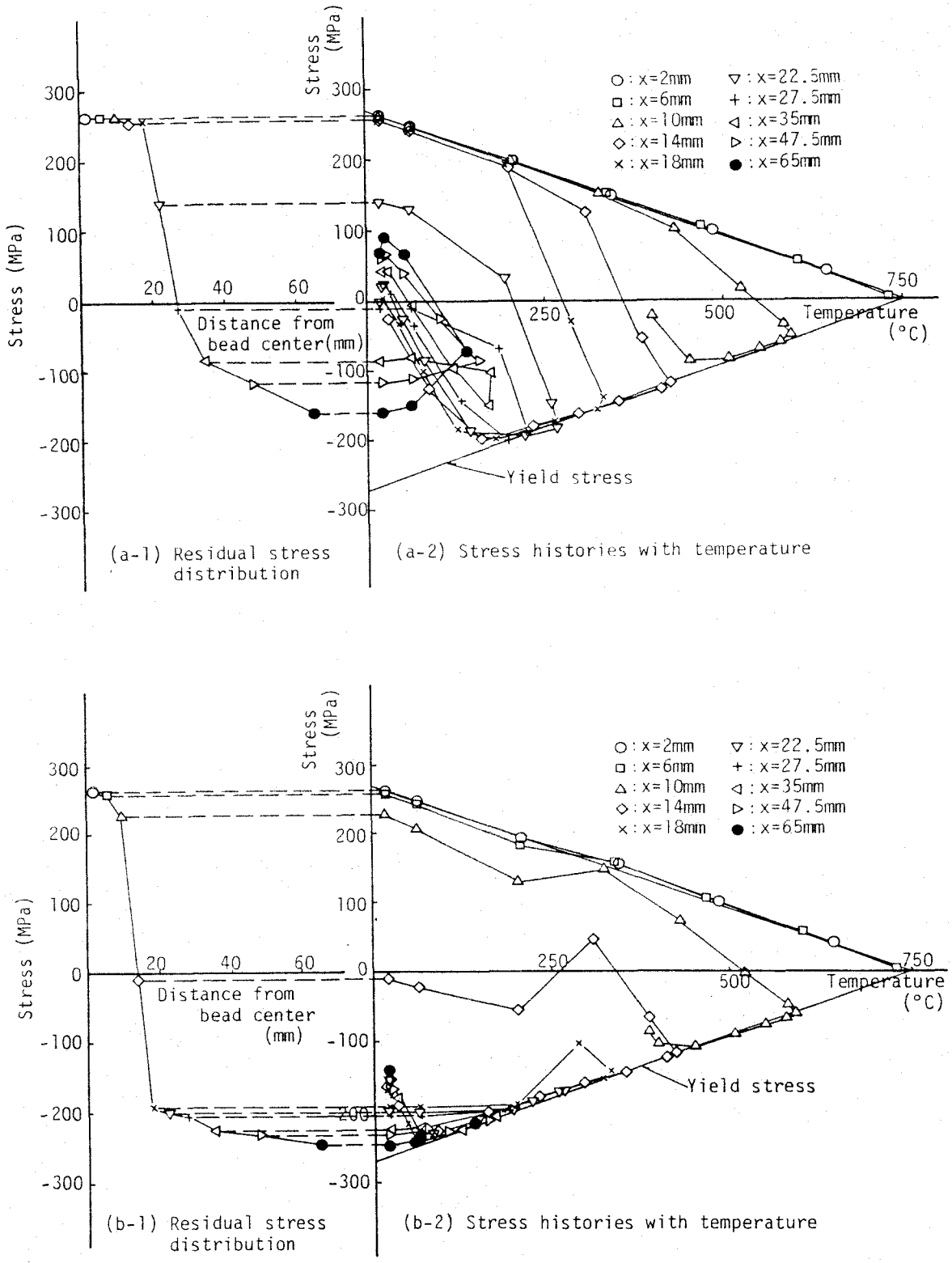


図-2.24 温度変化に伴う応力履歴

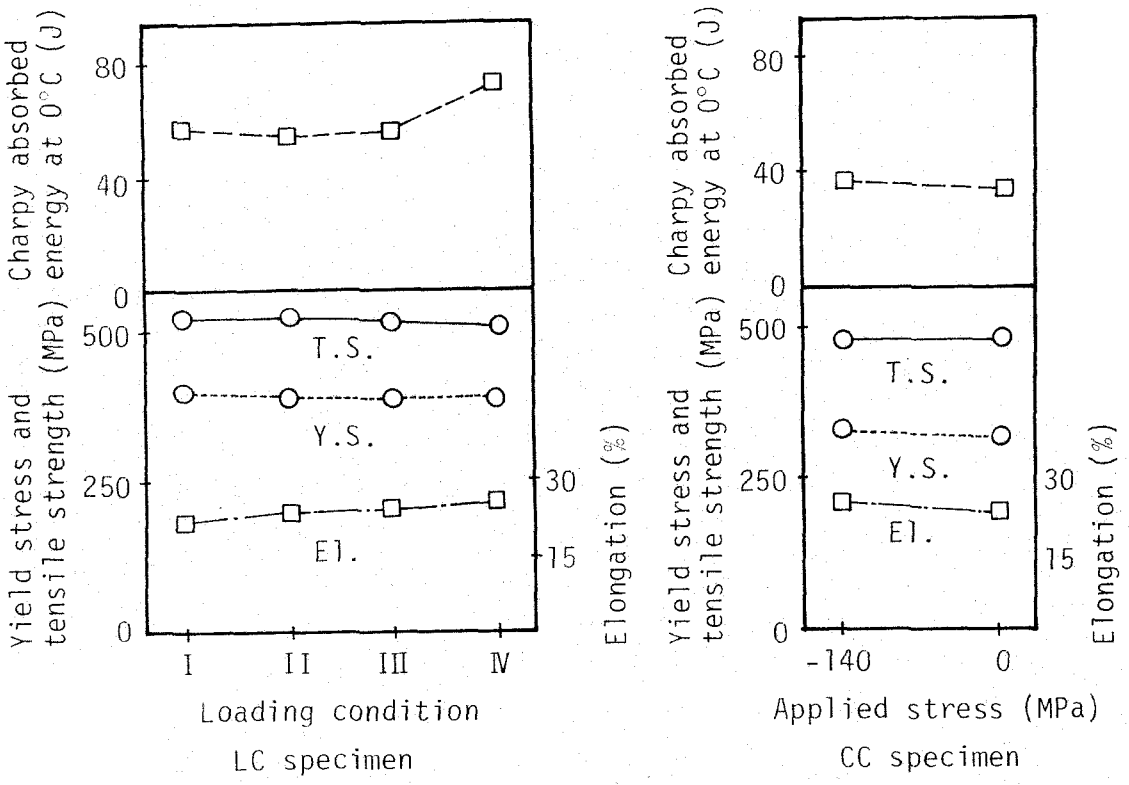


図-2.25 引張試験およびシャルピー衝撃試験結果

伏域が存在することを考慮して部材の剛性を算定し、補修・補強溶接作業中および作業後の安全を確保する必要がある。

σ_n=140MPaの圧縮応力作用下にある板幅 150mm、板厚 6mmの平板に作用応力に平行あるいは垂直に溶接した継手の降伏点、引張強さ、伸び、シャルピー吸収エネルギーは、無応力下で溶接したものと比べて特に劣化しなかった。

これらの結果を本章で行ったパイプ柱に適用すると、残留応力については圧縮荷重作用下で溶接後除荷したときの残留応力は平板を用いて実験した結果と類似であると推察されるが、実構造物では死荷重が作用したままであるので、図-2.24 に示した室温まで冷却した後の状態に類似しているものと考えられる。しかし、作業後の耐荷力には圧縮荷重作用下で溶接した残留応力の影響は認られなかった。また、圧縮荷重作用下で溶接されたパイプ柱のうち、溶接中に不安定とならなかった試験体の継手の機械的性質は、無負荷で溶接されたものに比べて特に劣化していないと思われる。

２．４　まとめ

216.3φと48.6φのパイプに圧縮応力作用下でガセットあるいはリングスティフナーを溶接し、作業中の安定を確かめ、作業中安定であったものについて、その後の耐荷力を求めた。216.3φのパイプは非弾性座屈をする柱であり、48.6φのパイプは弾性座屈をする柱であった。また、単体モデルを用いて溶接長の違いが作業中の変形挙動に及ぼす影響、過渡的な応力状態、残留応力および機械的性質について検証した。結論は以下のとおりである。

（Ｉ）　作業中の安定について

（１）　216.3φのパイプではσ_n=240MPa（公称降伏応力度）以下の圧縮応力が作用した状態で長さ 200mmのガセットあるいは長さ 230mmのリングスティフナーを溶接することは可能であった。

（２）　48.6φのパイプに長さ 150mmのガセットを溶接する場合、σ_n=100MPa（座屈許容応力度）以下の圧縮応力が作用している状態では溶接可能であったが、σ_n=160MPa（基本許容応力度）では溶接中に作用荷重のもとで変形が大きくなり、崩壊した（不安定となった）。また、長さ50mmのリングスティフナーを溶接する際にはσ_n=80MPa 以下では溶接可能であったが、σ_n=100MPa以上では溶接中に不安定となった。したがって、このような場合には溶接長を分割して施工するあるいは作用荷重を低減する等の方法が必要である。

（３）　本実験において溶接中に不安定となった試験体に対して、溶接部を断面欠損として取り扱った解析、あるいは熱によるヤング率、降伏応力度の低下と溶接部を断面欠損として取り扱うことの両方を考慮した解析を行い、一次近似としては妥当であることを示した。

（４）　単体モデルとして板幅 150mm、板厚 6mmの平板を使用し、σ_n=140MPaの圧縮応力作用下で作用応力に直角方向に長さ38mm以上の溶接を施したときに試験片は不安定となったが、長さ15mmの溶接を施したときには不安定とならなかった。それ故、板幅 150mm、板厚 6mmの平板に、σ_n=140MPaの圧縮応力作用下で作用応力に直角方向に長さ38mm以上の溶接を行う場合には、溶接長を15mm以下となるように分割して溶接すれば溶接作業中の安全性を確保できると考えられる。

（Ⅱ）　作業後の耐荷力について

（５）　216.3φのパイプでは最大 4.4mmの初期変形があったにもかかわらず耐荷力に有意差はなく、ほぼ素材の耐荷力に等しかった。したがって、216.3φのパイプではσ_n=240MPa以下の圧縮応力作用下で長さ 200mm以下のガセットあるいは長さ 230mm以下のリングスティフナーを溶接したとしても無応力下で溶接されたパイプの耐荷力はもちろん素材のパイプの耐荷力を下回ることはないといえる。

（６）　48.6φのパイプではσ_n=100MPa以下で長さ 150mmのガセットを溶接したパイプの耐荷力に有意差はなく、無応力下で溶接されたパイプの耐荷力にほぼ等しかった。また、σ_n=80MPa で長さ50mmのリングスティフナーを溶接した試験体では無応力下で溶接した試験体の耐荷力の約80％に低下した。したがって、このような場合には、作用荷重を低減する、荷重作用下での溶接により生じた変形を矯正する等の手段を講じる必要があると思われる。

（７）　単体モデルとして板幅 150mm、板厚 6mmの平板を使用し、σ_n=140MPaの圧縮応力作用下で作用応力に垂直に溶接したときの継手の引張残留応力は緩和されなかった。

（８）　σ_n=140MPaの圧縮応力作用下にある板幅 150mm、板厚 6mmの平板に作用応力に平行に溶接したときのＦＥＭ解析によれば、過渡的な応力の再配分による降伏域は本研究の範囲で９割を超えることがあった。したがって、溶接部だけでなく未溶接部にも降伏域が存在することを考慮して部材の剛性を算定し、補修・補強溶接作業中および作業後の安全を確保する必要がある。

（９）　σ_n=140MPaの圧縮応力作用下にある板幅 150mm、板厚 6mmの平板に作用応力に平行あるいは垂直に溶接した継手の降伏点、引張強さ、伸び、シャルピー吸収エネルギーは、無応力下で溶接したものと比べて特に劣化しなかった。

実構造物は 508φのパイプであり、以下の理由、すなわち、

① 実構造物の溶接箇所は格点近傍であり、本実験で行なった部材中間の溶接施工は実施工より厳しい条件である。

② 216.3φのパイプは240MPaという公称降伏応力度作用下で溶接されたにもかかわらず、無応力下で溶接されたものと比べて有意差は認られなかった。実構造物に作用し

ている応力は160MPa以下の低応力である。

で安全であると判断し、施工を実施することにしている。

第３章　荷重作用下にある
プレートガーダーの改造

３．１　はじめに

鋼橋の損傷原因の一つに腐食がある。腐食の生じやすい個所は、支点まわりのエキスパンションジョイント近傍や支承付近などであり、このような個所では錆の発生進行により、板厚が減少し、極端な場合としては写真-1.1に見られるようにウェブと下フランジを継ぐすみ肉溶接の欠損に至る例もある。この例での原因は、床版の下面に遊離石灰のつららがあり、雨天でもないのに水滴が落ちていたことから、遊離石灰を伴なう漏水であるとされている。

このような桁の補修を行なう時、その方法には、

① 腐食部分を切断し、Ｔ形の新しい部材を高力ボルトで接合する。

② 　―〃―　　―〃―　　現地溶接する。

③ 　―〃―　　下フランジだけを溶接し、切欠き桁に改造する。

などが考えられ、それぞれ一長一短あるが、③の方法は支承まわりの改修を伴なう場合、作業空間が出来るので安全の確保に役立てることが出来るものならば、そのメリットは小さくない。

そこで、試験桁に荷重を負荷した状態で切欠き桁への改造を想定したガス切断、溶接など一連の作業を施し、作業中の安全性、作業後の残留変形を確認し、さらに耐荷力試験を行なって、その可能性と実施する場合の留意点を検討した。

また、改造作業を行う箇所は支点付近であり、作用曲げモーメントの小さいところであるが、引張荷重を受ける箇所であるので、平板を用いて引張荷重作用下で溶接し、変形挙動、残留応力、機械的性質を確認した。

３．２　実験方法

３．２．１　試験桁および支持条件

ここでは、実験に使用した試験桁の形状、寸法ならびに試験桁の材質について述べ、さらに実験に用いた支持治具について説明する。

試験桁の形状、寸法を図-3.1に示す。

試験桁の材質は全てSS41で、実験後、熱影響をほとんど受けていないと考えられる上フランジからJIS 5 号試験片を切り出して行った引張試験の結果を表-3.1に示す。

この実験においては、桁端から支点上を含む範囲にわたってウェブおよび下フランジを切断するので図に示すような治具を用いて支持することとした。実橋ではフルウェブの端横桁で並列する桁と連結されているので、ほぼ等しい条件である。ただし、耐荷力試験の時には支持治具によらず、支承を用いた。

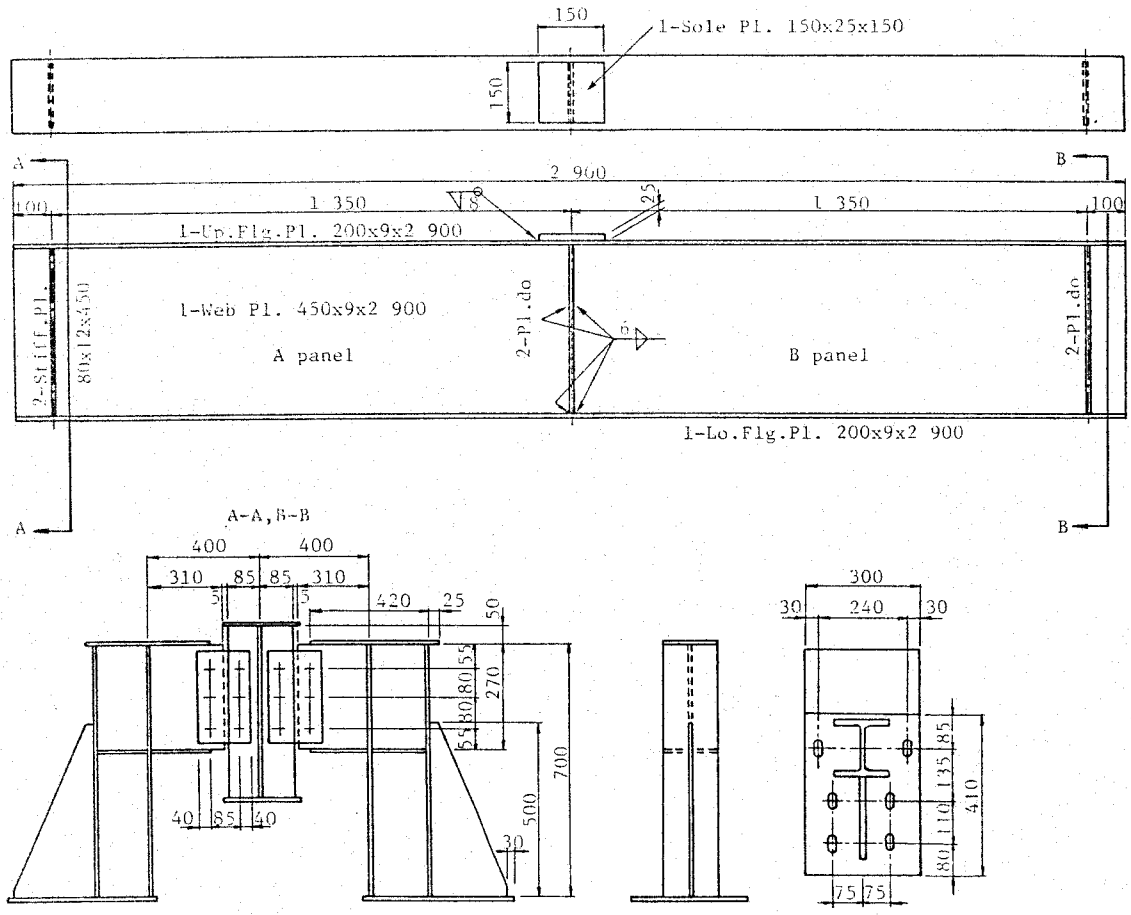


図-3.1　試験桁および支持治具

表-3.1　引張試験の結果

機械的性質		
降伏点 MPa	引張強さ MPa	伸び %
300	460	44

1体の試験桁の両側の支点をそれぞれ別の条件で作業することとしたので、以後 Aあるいは Bパネルと呼ぶこととした。

3．2．2　実験条件および作業手順

ここでは、最初に荷重の負荷について述べ、次に実験においてガス切断される範囲およびガス切断と下フランジの取り付け順序の作業手順について述べる。

荷重の負荷は、アムスラー型3000kN万能試験機を用い、荷重制御による3点曲げで行なった。改造作業中の荷重はいづれの場合にも 400kNである。これは実橋におけるウェブのせん断応力度に近い 50MPaのせん断応力をウェブに生じさせるようにしたものである。

桁の切欠き長さと高さは、A パネルについては実橋におけるプロポーションにならって、l_a=450mm, h_a=65mm とし、B パネルについては道路橋における死活荷重比を考えて切欠き端における下フランジの応力が100MPaとなるようl_b=650mm, h_b=65mm とした。

ガス切断と下フランジの取付けの順序は、

①　まず、下フランジを分割して取付けた後、ガス切断した。

しかし、下面が平滑でなく支承の取付けにおいて不具合が懸念されたので、

②　いま一度、ガス切断した後、1枚のフランジを溶接した。

この時の桁の切欠き長さと高さは、A、Bパネルそれぞれ l_a'=440mm, h_a'=100mm、l_b'=720mm, h_b'=100mm とした。また、B パネルの下フランジには手元の材料の都合で 6mmの鋼板を使用した。

作業手順の詳細は、図-3.2および3.3 を参考に、以下の通りである。

①　載　荷

②　下フランジの分割溶接取付け

③　垂直補剛材の溶接取付け

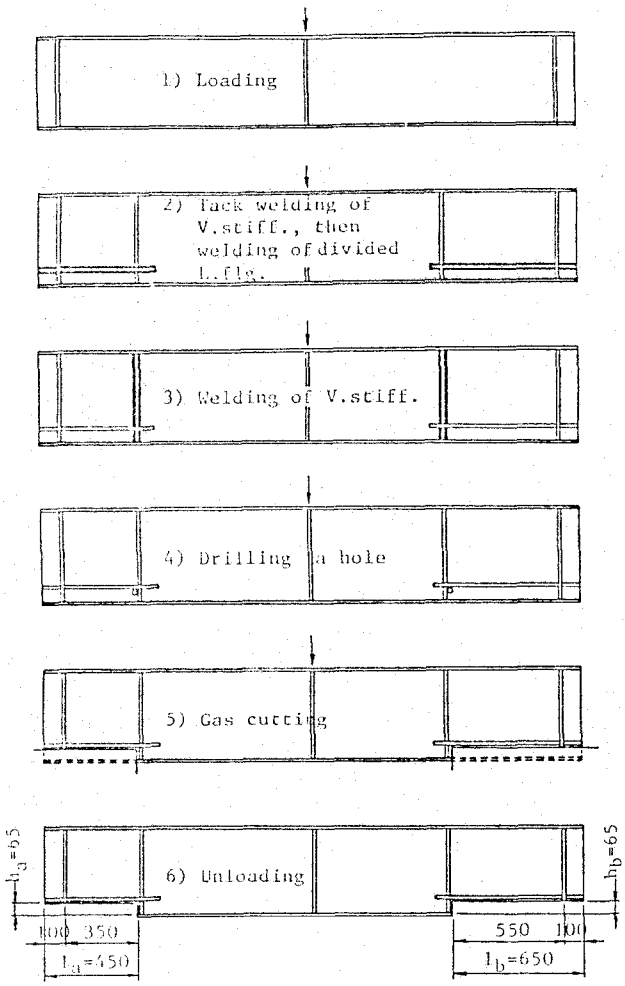


図-3.2　作業手順（1）

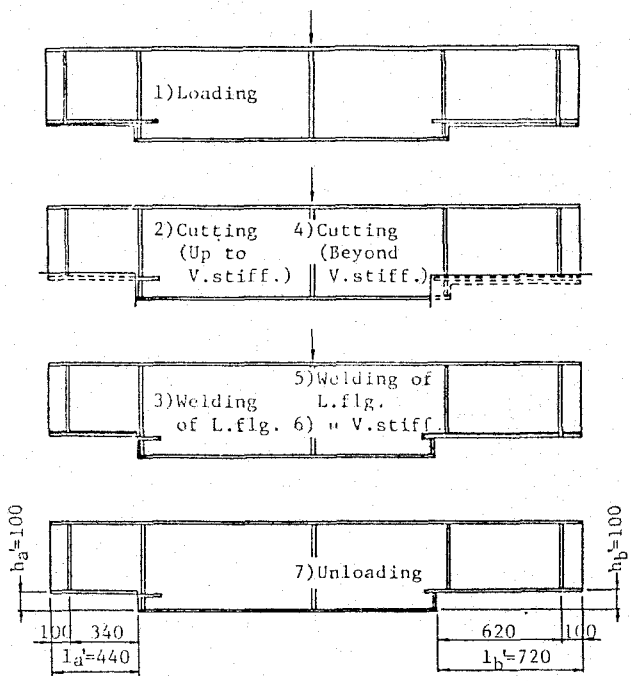


図-3.2　作業手順（2）

④　孔　明

⑤　切　断

⑥　室温までの冷却を待って、除荷

これらの作業をA、B両パネルについて繰りかえし実施した。

ついで、再度A パネルについて

①　載　荷

②　切　断（垂直補剛材の手前まで）

③　下フランジの溶接取付け

さらに荷重を除荷することなく、B パネルについて

④　切　断（垂直補剛材を越えて）

⑤　スリット付きフランジを割込み溶接

⑥　垂直補剛材の溶接取付け（新旧両フランジ間）

⑦　室温までの冷却を待って、除荷

これら一連の改造作業を終って、耐荷力を求める載荷試験を行なった。

３．３　実験結果および考察

３．３．１　作業中の挙動

［１］　プレートガーダーの挙動

ここでは、最初に載荷点直下のたわみとウェブの面外変形の作業中の挙動を、次に作業中の溶接熱の最高到達温度を示し、これらについて考察する。

作業中における載荷点直下のたわみを図-3.4に、ウェブの面外変形を図-3.5に示す。これらの図において横軸には作業順序をとり、略記号を用いて示してある。

図-3.5においてA パネルの仮付け時にA パネルの変位が急増しているのは、作業中に誤まって変位計に接触したか、補剛材をハンマーを用いてセットしたとき試験桁が移動したものではないかと思われる。また、B パネルの面外変形が途中で不連続となっているのは、当初 Bパネル中央にセットしてあった変位計がB パネル２回目の作業において支障となる可能性があったので載荷点側へ 275mm移動したためである。

図-3.4より次のことがわかる。

① 下フランジをさきに取り付け、その後ガス切断した場合、切断長さによる違いは認られるものの、載荷点直下のたわみの増加はたかだか 1mm程度である。

② このたわみの増加に占るガス切断の影響の割合いはごくわずかであり、また冷却に

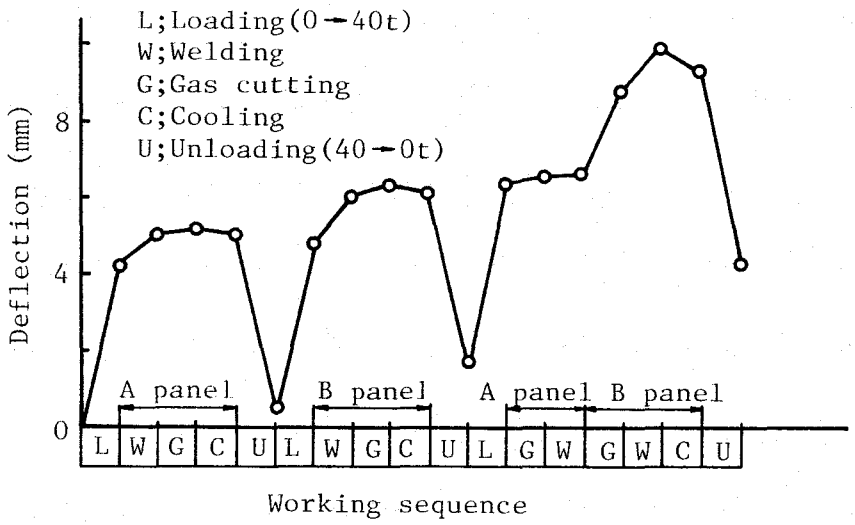


図-3.4　載荷点直下のたわみ

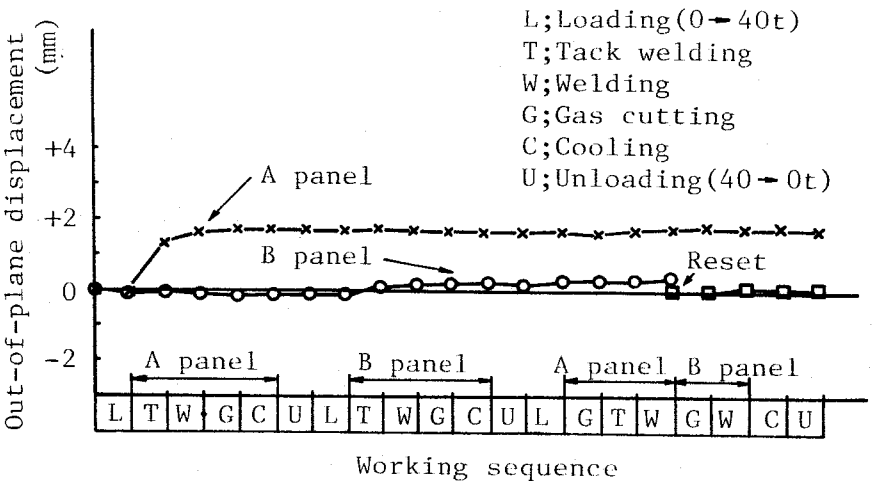


図-3.5　ウェブの面外変形

より回復し、溶接終了時の状態にほぼ等しくなる。

③　ガス切断をさきに行ないその後下フランジを溶接した場合、垂直補剛材を切断しなかったA パネルでは終始安定した挙動を示し、たわみの増加も 0.2mm程度であった。

④　垂直補剛材を切断したB パネルにおいてはウェブのガス切断時に荷重が 400kNから360kN まで減少し、また垂直補剛材を越えた中央側の割込みフランジを溶接したときにも荷重が減少した。これらにより 3.5mmのたわみの増加があった。

これより垂直補剛材の寄与が大きいことがわかる。

図-3.5によれば、ウェブの面外変形は全作業中にわたってせいぜい 0.5mm程度であったことがわかる。B パネルのガス切断時などにおいてもほとんど面外には変形していない。

次に、作業中の溶接熱の温度分布を示し、これについて考察する。

溶接およびガス切断を行った時の最高到達温度の一例を図-3.6に示す。

補剛材溶接時の温度分布は水平および垂直補剛材の溶接による熱の和であるので補剛材および上フランジで囲まれたパネルの等温線は水平および垂直補剛材のコーナーにむかって凸な曲線となっている。下フランジ溶接時の温度分布はガス切断および溶接による熱の和であるが、補剛材溶接とガス切断を比較するとガス切断による熱の拡がりに比べて溶接によるそれの方が大きいので、この最高到達温度は溶接によるものである。

この図より次のことがわかる。

①　ガス切断による熱の拡がりは 101℃の温度ペイントが溶けるのが、たかだか50mmの範囲であった。

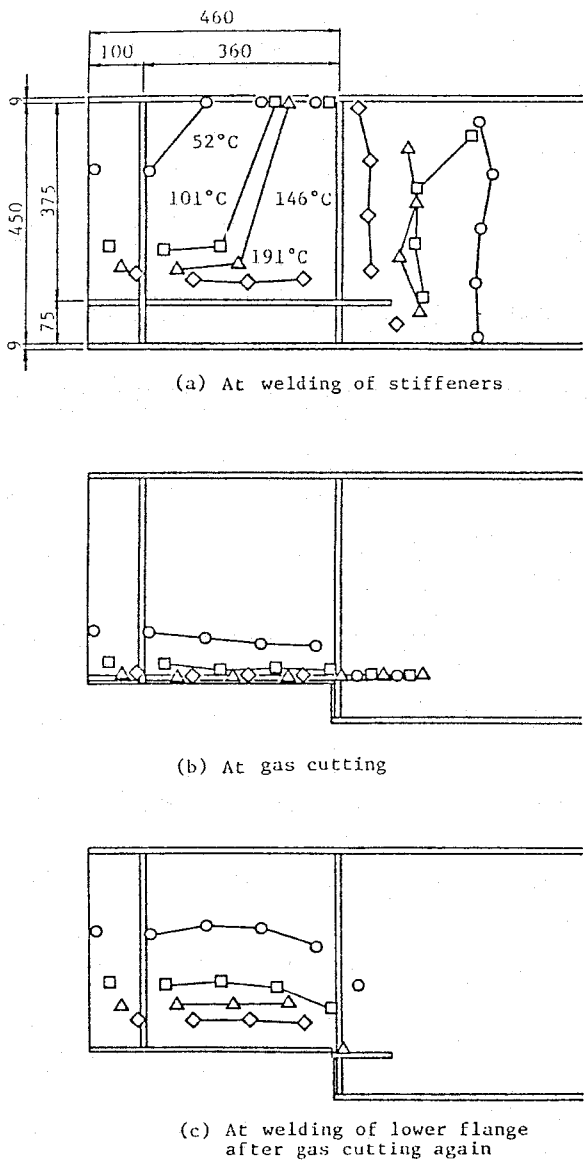


図-3.6　ウェブの最高到達温度（A パネル）

②　溶接による熱の拡がりも、 191℃以上になったのは 100mm程度であった。

従って、温度による降伏点、ヤング率の低下する領域は溶接線のごく近傍に限られるので、詳細な検討を省略しても安全性を損なうことは少ないと考えられる。

ガス切断、溶接などの加熱加工が終ったあと荷重を保持したまま約２時間放置し、室温まで冷却するのを待って、除荷する前に新たに取付けた下フランジの下面にひずみゲージを貼付した。これによって測定した除荷過程における下フランジ下面の応力は、載荷試験におけるものとともに図-3.13 に示した。

［2］　単体モデルを用いた実験にもとづく検証

ここで、引張荷重作用下の部材に溶接を施したときの基礎資料を得るため、引張荷重作用下にある平板に溶接を施し、その変形挙動を検討することにする。

供試鋼材は板厚 6mmのSS41であり、その化学成分と機械的性質を表-3.2に示す。実験は２回に分けて行われたので、供試鋼材は２種類となった。試験片形状を図-3.7に示す。Q-Type試験片には a材、P-Type試験片には b材を使用した。各試験片に設けられた小径はクリップゲージ取付用治具を固定するためのものである。Q-Type試験片の一部には図中に示すような溝加工を施した。これらの試験片は引張荷重下において溶接されるので、作業空間を大きくするためにつかみ具間の距離を 490mmとした。

溶接は板厚方向の温度差がなくなるように溶け込みの深い炭酸ガスシールド溶接とした。溶接条件は表-3.3に示す２種類とした。試験条件を表-3.4示す。

P1シリーズは作用応力の大きさの違いが変形に及ぼす影響について検討しようとするものである。したがって、溶接長は一定とし、溶接は板幅全長にわたって一度に施工した。溶接条件は1)である。

Q1シリーズは溶接長の違いが変形に及ぼす影響を調べようとするものである。Q1-6には溝加工を施さなかった。溶接条件は1)である。

Q2シリーズはQ1シリーズと同じ状態を想定したものであるが、溶接条件2)で溶接し、溶接条件の違いが変形に及ぼす影響を調べようとするものである。Q2-6にも溝加工は施さなかった。

実験は荷重制御で行った。最初に所定の荷重を負荷し、この荷重を保持したままで溶接を行い、溶接開始から室温まで冷却し除荷するまでの変形をクリップゲージにより測定した。溶接条件2)ではビードのたれ落ち、裏面へのアークの突抜けが生じたので、溶接部直下および溶接部裏面にフラックステープバッキングを貼ってこれらを防止した。

表-3.2　機械的性質および化学成分

	機械的性質			化学成分　（%）				
	降伏点 MPa	引張強さ MPa	伸び %	C ×100	Si ×100	Mn ×100	P ×1000	S ×1000
SS41-a	340	480	28	16	1	48	12	14
SS41-b	340	450	29	18	5	63	16	23

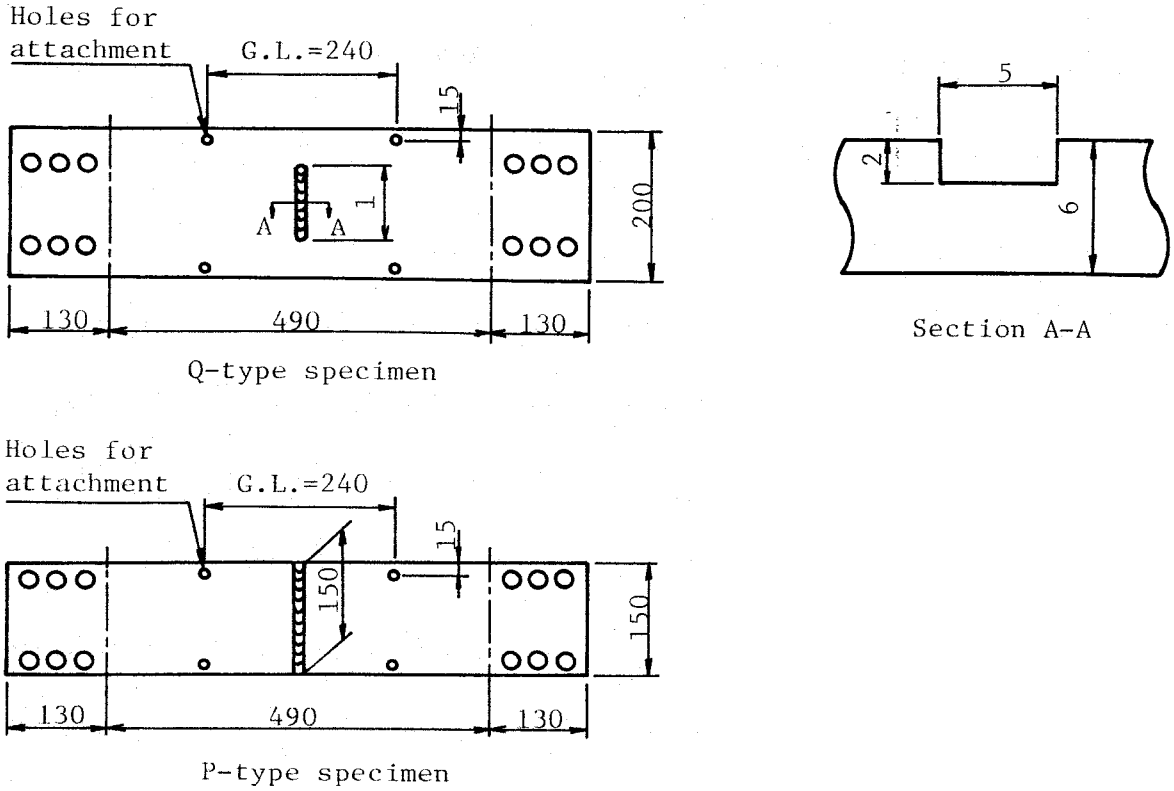


図-3.7　試験片形状

表-3.3　溶接条件

	電流(A)	電圧(V)	溶接速度(cm/min)	入熱量(J/cm)
1)	200	26	30	10400
2)	170	25	15	17000

表-3.4　試験条件

試験片番号	作用応力 σ_n (MPa)	溶接長 l (mm)	鋼材	溶接条件
P1-0	0	150	b	1)
P1-1	70	150	b	1)
P1-2	140	150	b	1)
P1-3	210	150	b	1)
Q1-0	0	200	a	1)
Q1-1	140	10	a	1)
Q1-2	140	50	a	1)
Q1-3	140	100	a	1)
Q1-4	140	150	a	1)
Q1-5	140	200	a	1)
Q1-6	140	200	a	1)
Q2-0	0	200	a	2)
Q2-1	140	10	a	2)
Q2-2	140	50	a	2)
Q2-3	140	100	a	2)
Q2-4	140	150	a	2)
Q2-5	140	200	a	2)
Q2-6	140	200	a	2)

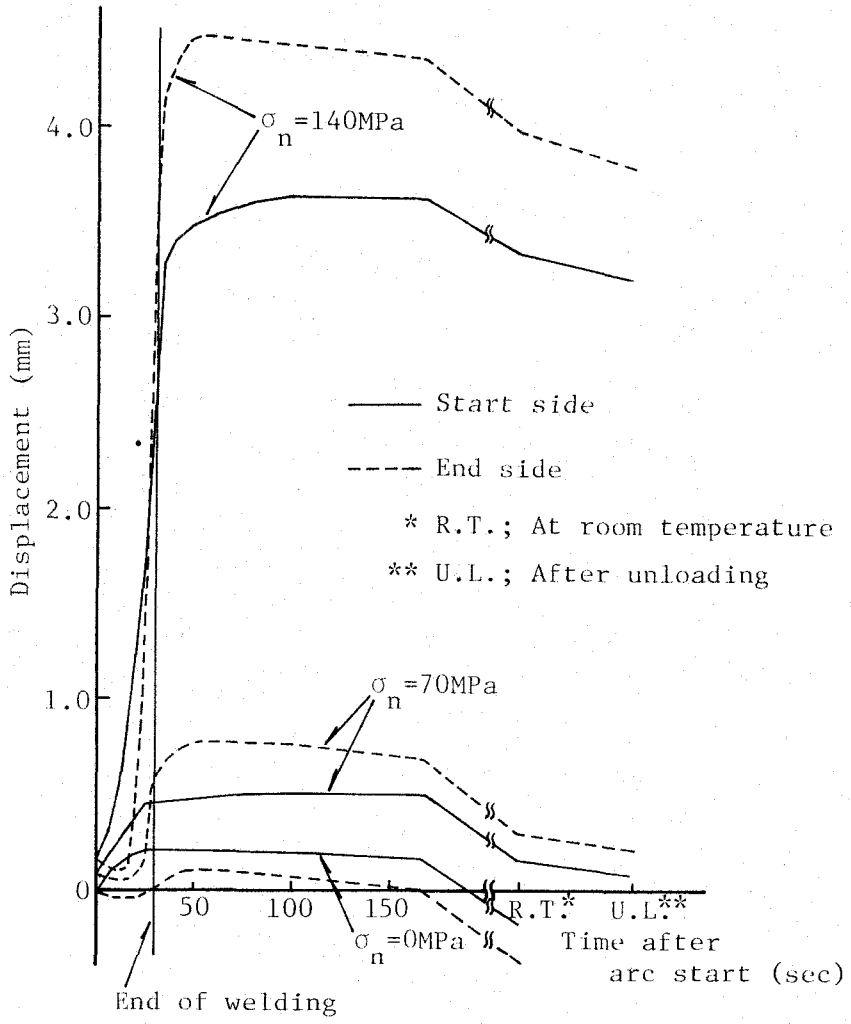


図-3.8　引張作用応力の大きさの違いが変形挙動に及ぼす影響

P1シリーズの結果を図-3.8に示す。図において横軸の時間は溶接アークスタート後の時間である。Start sideおよびEnd sideはそれぞれ溶接始終端側に取り付けたクリップゲージから得られたデータを表わしている。R.T.およびU.T.はそれぞれ室温まで冷却した後および除荷後を示す。

荷重作用下で溶接されたP1-1,2の変形挙動の傾向は無負荷で溶接されたP1-0と似ているが、その変形量には著しい違いが認められる。この違いは溶接熱により材料の強度、剛性が低下している継手部に引張荷重が作用したためである。また、作用応力の大きさの違いによる影響も明らかである。P1-2ではP1-1の２倍の応力が作用していたので、継手部に大きな塑性変形が生じたものと思われる。P1-1および 2ではP1-0と異なり、溶接終了時に終端側の変形が始端側より大きくなっている。これも熱による材料の強度、剛性の低下と作用応力の相乗効果であると考えられる。P1-2では溶接終了直前に終端側に約30mmの割れを

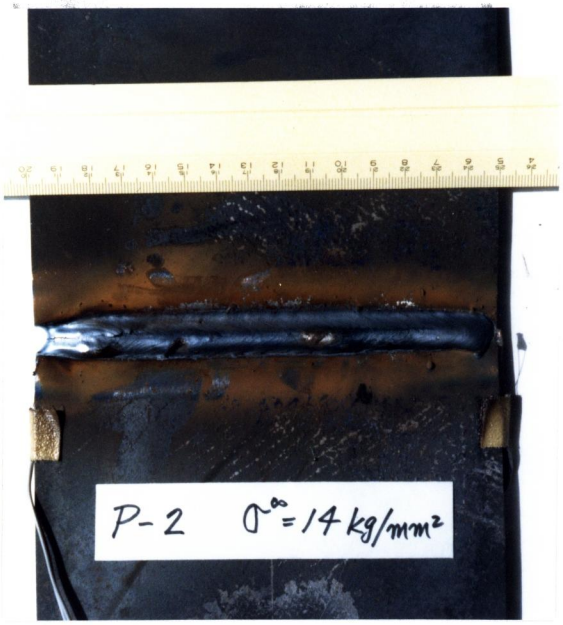


写真-3.1　溶接ビード終端に生じた割れ

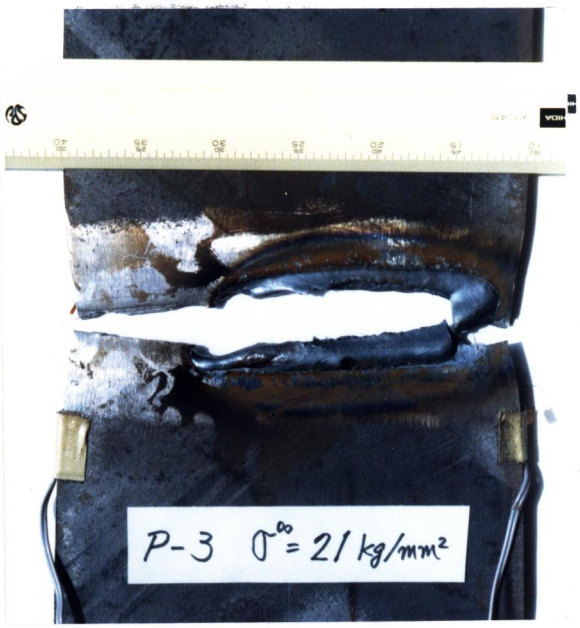


写真-3.2　破断後のP1-3試験片

生じた（写真-3.1）。この割れはビード中央部に位置し、板厚を貫通する縦割れであり、高温における延性破断であると思われる。

P1-3は写真-3.2に示すように溶接開始後約20秒経過したとき破断した。このときの溶接長は約 100mmであった。始端側の溶接中心線から 7.5mmの位置における破断したときの温度は約 400℃であった。溶接部近傍の温度勾配は急激であるので、溶接部はさらに高温である。したがって、溶接熱により溶接部の剛性が低下あるいは喪失したために負荷荷重が未溶接部に作用し、延性破断したものと考えられる。

以上より、ステージング等を用いて作用応力を 70MPa以下に軽減すれば、板幅 150mm、板厚 6mmの平板に板幅全長にわたって一度に溶接することが可能であると言える。

Q1およびQ2シリーズの変形挙動はP1シリーズと類似の傾向を示していたので、Q1およびQ2シリーズの各試験片の最大伸び変位、室温まで冷却後の変位および除荷後の変位について整理し、図-3.9および 3.10 に示す。溶接長 150mm以上では最大変形時に終端側は始端側の２倍以上の変位を示したが、図においては始端側と終端側の平均値で表示した。

図-3.9より、溶接長が長くなるにつれて各時期における変形が大きくなることがわかる。特に、溶接長が 150mmを越えると変形は急激に増加している。溶接長が 100mm以下では変形も微小であり、室温まで冷却した後の残留変位は溶接長によらずほぼ一定である。溝加工を施し、全幅にわたって溶接されたQ1-5ではP1-3と同種の割れが生じた。図中では

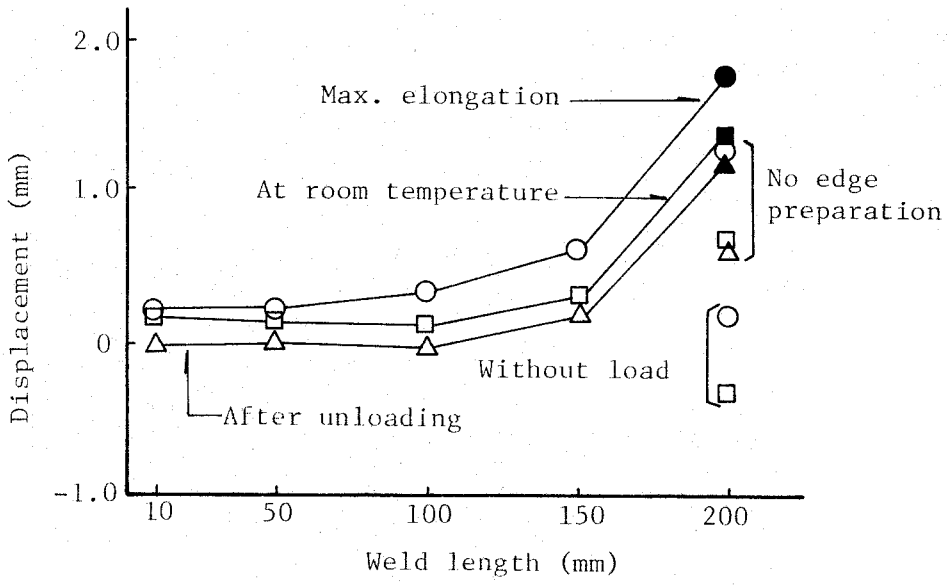


図-3.9　溶接長の違いが引張応力作用下の変形挙動に及ぼす影響（Q1シリーズ）

黒ぬき記号で示す。一方、溝加工を施さなかったQ1-6では割れも生じなかったうえ、各時期における変形もQ1-5より少ない。Q1-5では溝加工を施したことによって溶接部を含む断面に作用する応力が高くなったためであると考えられる。

図-3.10 より、入熱量の大きいQ2シリーズにおいてもQ1シリーズと同様の傾向が認められ、溶接長が 150mm以上と 100mm以下に大別できる。しかし、溶接長が 100mmの最大変位についてQ1とQ2を比較すると、Q2はQ1の約２倍の変位を示している。これは入熱量が異なるためである。溶接速度が速い方（Q1シリーズ）が溶接部全長を早く高温にするため、変形は大きくなると一般には考えがちであるが、変形は溶接速度の遅いQ2シリーズの方が大きかった。したがって、溶接速度が速く入熱量の小さい場合より、溶接速度が遅く入熱量の大きい場合の方が変形は大きいといえる。Q2-5および 6ではQ1-5同様割れを生じた。その長さはQ2-5で約75mm、Q2-6で約20mmであった。溶接部を含む断面に作用する応力の違いがこの長さの違いになったものと思われる。Q1シリーズも含めて考えると入熱量もこの割れに影響を及ぼすといえる。

以上より、σ_n=140MPaの引張応力作用下で板幅 200mm、板厚 6mmの平板に溶接長が 150mm以上の溶接を施す場合には、溶接区間を溶接長が 100mm以下となるように分割し、剛性、強度が十分回復してから次の溶接を行うことが必要であると言える。

また、応力作用下での溶接が変形に及ぼす影響には種々の因子が考えられるが、溶接速度が速く入熱量が小さい場合より溶接速度が遅く入熱量が大きい場合の方が変形が大きか

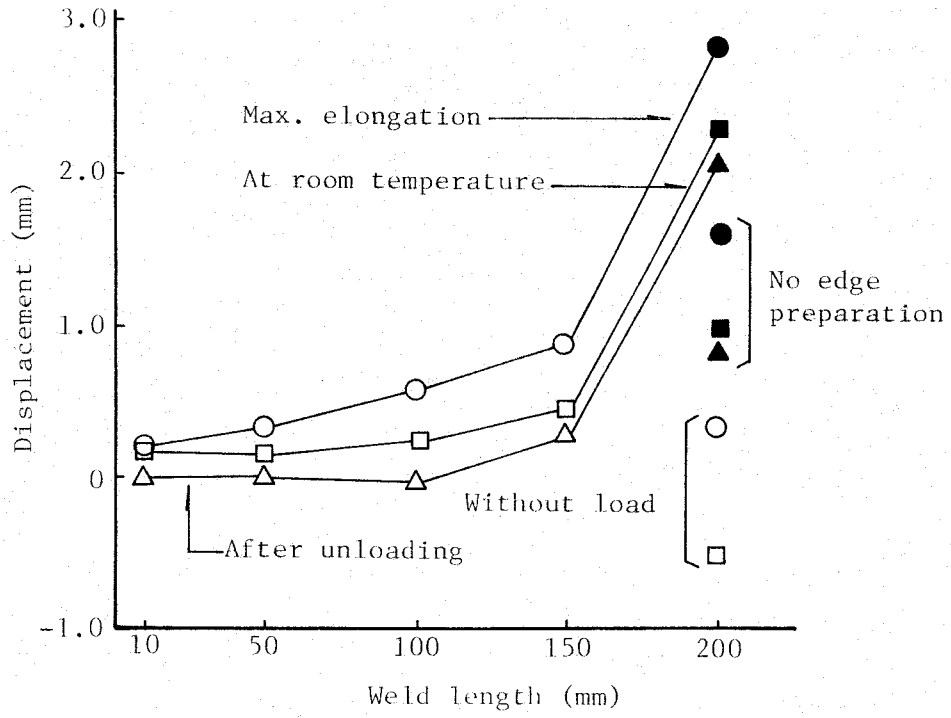


図-3.10 溶接長の違いが引張応力作用下の変形挙動に及ぼす影響（Q2シリーズ）

った。

これまでの単体モデルを用いた実験結果、すなわち

- σ_n=140MPaの引張応力作用下で板幅 150mm、板厚 6mmの平板に板幅全長にわたって一度に溶接しようとする場合には、ステージング等を用いて作用応力を 70MPa以下に軽減することが必要であると言える。
- σ_n=140MPaの引張応力作用下で板幅 200mm、板厚 6mmの平板に溶接長が 150mm以上の溶接を施す場合には、溶接区間を溶接長が 100mm以下となるように分割し、剛性、強度が十分回復してから次の溶接を行うことが必要であると言える。
- 応力作用下での溶接が変形に及ぼす影響には種々の因子が考えられるが、溶接速度が速く入熱量が小さい場合より溶接速度が遅く入熱量が大きい場合の方が変形が大きかった。

を参考にすると、実施工における溶接は手溶接であり入熱量が低いこと、さらに棒継ぎに時間を要するので実際には分割して溶接している状態に近いと考えられることなどの理由から作業中の安全性を確保できるものと思われる。

３．３．２　載荷試験の結果および考察

［１］　プレートガーダーの挙動

すべての改造作業が終わった後、この切欠き桁の耐荷力を求めるため載荷試験を行った。その結果を示し、新たに取付けられた下フランジの応力について考察する。

桁中央のたわみを図-3.11 に、A、B両パネルの中央の面外変形を図-3.12 に示す。

図-3.11 において約 500kNで曲げ剛性が変化しているのが認められるが、この時桁中央の下フランジの縁応力は350MPaに達しており、すでに降伏していたものと推察される。この桁の耐荷力は 650kNで、崩壊は写真-3.3に見られるように載荷点に設けた支圧板の両端に隣接する上フランジの局部座屈であった。

ウェブの面外変形は最高荷重に達するまでほとんど生じていない。最高荷重時のせん断応力度も表裏平均した値で 82MPa程度であり、図-3.12 に見られる最高荷重付近におけるウェブの面外変形はフランジの局部座屈に伴うものと考えられる。

切欠き桁に改造した個所は、曲げモーメントが小さかったため、試験桁の耐荷力を支配するものではなかった。

なお、この試験桁を道路橋示方書[22] によって照査すると、桁の横倒れから決まる上フランジの許容応力によって、許容荷重は 220kNとなる。この桁の耐荷力 650kNは 220kNに対しては 3.0倍である。

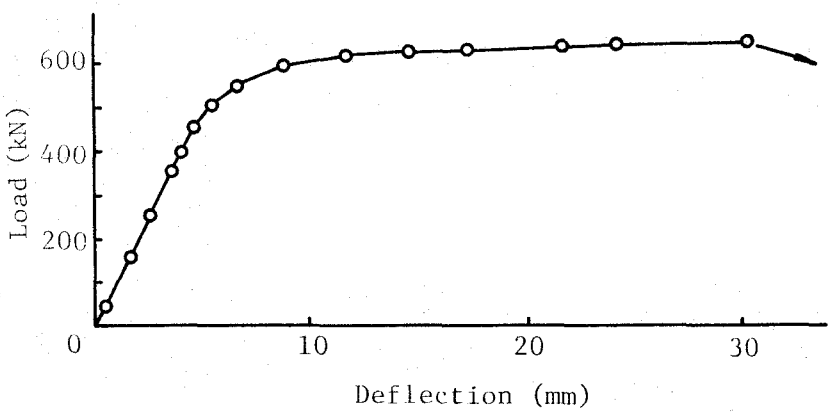


図-3.11 桁中央のたわみ

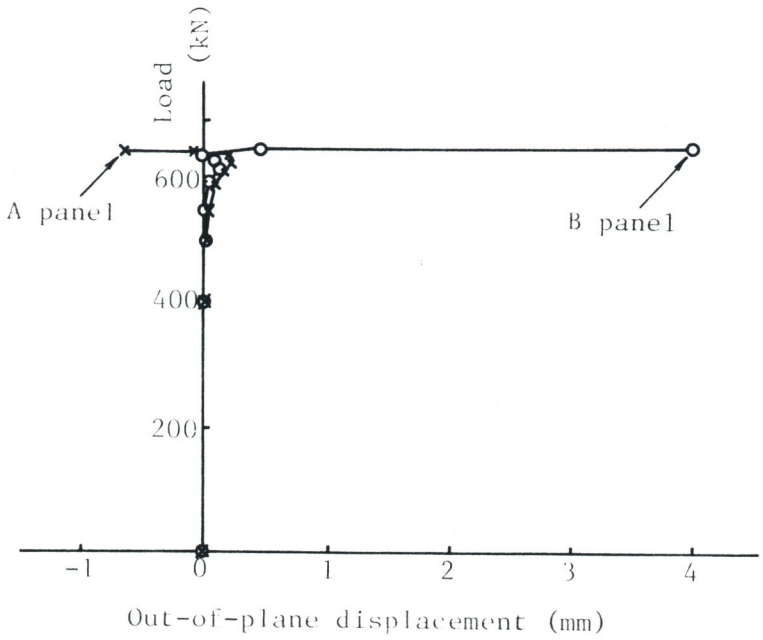


図-3.12 ウェブの面外変形

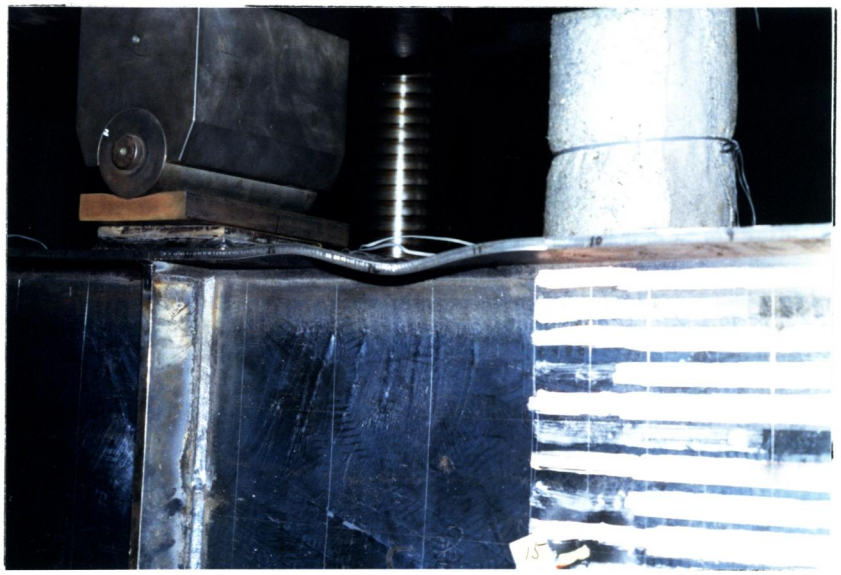


写真-3.3 上フランジの局部座屈

載荷試験における新たに取付けた下フランジ下面の応力を、改造作業の除荷過程におけるものとともに、図-3.13 に示す。

これらの図においては、ひずみゲージの貼付時、すなわち、除荷前の 400kN載荷時を応力の原点として表示した。点線は初等はり理論によるものであるが、次に詳細に検討するように、良い一致を示している。

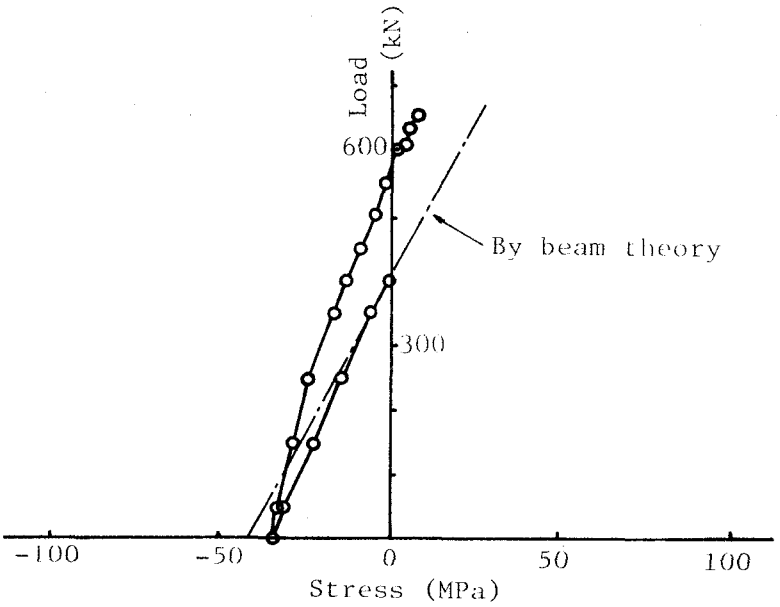


図-3.13 改造後除荷過程および載荷試験におけるA パネル下フランジの応力

切欠かれた桁の応力は、A パネルのひずみゲージ貼付断面を例にとると図-3.14 に示すように変化するものと推定される。

Stage Ⅰ： 原断面

死荷重が原断面に作用することを想定する。

Stage Ⅱ： ガス切断

除去された断面が分担していた応力が再配分される。

Stage Ⅲ： 下フランジの取付け

応力は変化しない。

単に取付けただけの下フランジには伸縮がなく、ひずみを生じないから応力を発生せず断面に寄与できない。

これは合成桁においてコンクリート断面が合成前死荷重に寄与できないのと

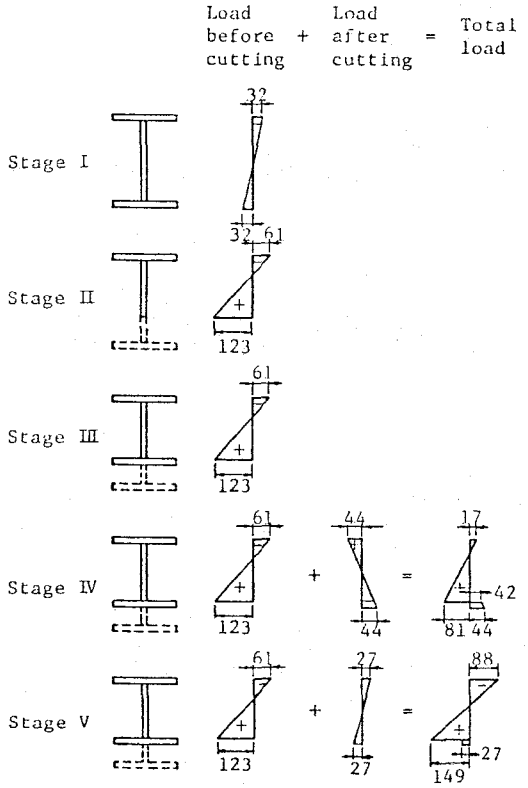


図-3.14 A パネルゲージ貼付け断面における応力の変化(MPa)

同じである。

Stage Ⅳ： 除　荷

負の荷重の載荷とみなされ、下フランジを含む断面で負担される。

これは合成桁における合成後死荷重あるいは活荷重と同じである。

図-3.13 に示されている応力は除荷による変化量であり、-44MPaの計算値と良い一致を示している。

Stage Ⅴ： 載荷試験

ここでは 650kN載荷時を示す。

Stage Ⅳの合計応力に 650kNの荷重による応力が加算されると考えることも出来るが、ここでは 650kNの内 400kNは除荷時の負の荷重を当初の載荷状態まで戻す荷重、 250kNを当初作用していた死荷重相当分に加算される活荷重相当分として図示した。

［2］　単体モデルを用いた検証

ここで、このように荷重作用下で溶接された継手の残留応力および機械的性質を求める。本実験において改造された箇所は引張荷重を受ける箇所であるので、引張荷重作用下にある平板に溶接を施し、その残留応力ならびに機械的性質を求め、これらについて検討することにする。

残留応力ならびに機械的性質を求めるための実験の対象とした継手の種類は、引張荷重軸に平行に溶接されたLT試験片と引張荷重軸に垂直に溶接されたCT試験片の２種類である。試験片形状を図-3.15 に示す。材質はLT試験片がSS41、CT試験片が SM41Bであり、板厚はいずれも 6mmである。母材の機械的性質および化学成分を表-3.5に示す。LT試験片の残留応力測定用試験片は溝なしのビードオンプレートとしたが、LT試験片の機械的性質測定用試験片には深さ 3mm，幅 5mm，長さ 250mm、CT試験片の残留応力測定用および機械的性質測定用試験片には深さ 2mm，幅 5mm，長さ 100mmの溝加工を施し、細径(2.0φ) サブマージアーク溶接機で溶接した。溶接条件を表-3.6に示す。

応力の負荷条件は

Ⅰ　無負荷で溶接

Ⅱ　無負荷で溶接後、許容引張応力度(140MPa,以下同じ) に等しい応力を負荷

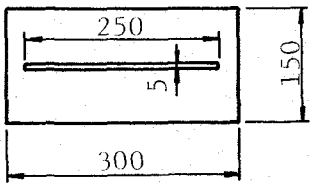
Ⅲ　許容引張応力度に等しい応力の作用下で溶接

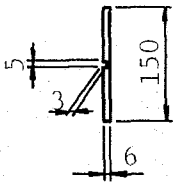
Ⅳ　無負荷で溶接後、許容引張応力度に等しい応力の作用下で溶接

Ⅴ　250MPaの引張応力の作用下で溶接

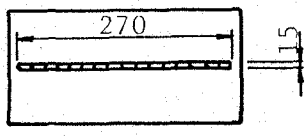
の５種類である。LT試験片は上記の５種類、CT試験片は上記のⅠとⅢの２種類について実験した（表-3.7）。応力の負荷は溶接中および溶接後室温に冷却するまで荷重を一定に保つ荷重制御で行い、室温まで冷却した後、除荷した。残留応力の測定は切断法で行った。また、このようにして作成した溶接継手から、降伏応力度、引張強さ、伸びを求めるために図-3.15 に示すような平行部長さ80mm，幅15mmの引張試験片と、継手の靭性を求めるために 5×10のサブサイズ２mmVノッチシャルピー試験片３本を採取した。

荷重軸方向の残留応力測定結果を図-3.16 に示す。CT試験片は表裏面の平均値である。LT試験片の応力の負荷条件Ⅰがビード上でかなり高い値を示しているのは、溶接金属が500MPa級の材料であること、また、溝なしのビードオンプレートであるので無負荷で溶接された場合、曲げ変形が負荷条件Ⅱ～Ⅴに比べて大きいことなどのためであると考えられる。この曲げ変形の影響は引張負荷が与えられた状態で溶接された負荷条件Ⅲにおいて表

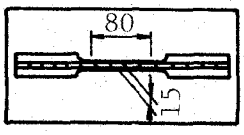




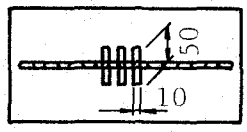
LT specimen configuration



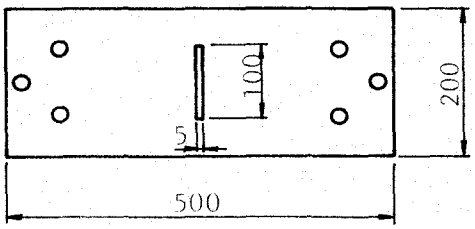
Specimen for measurement of residual stress

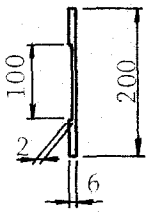


Specimen for tensile test

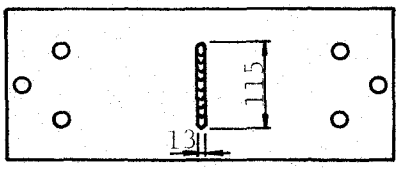


Specimen for charpy impact test

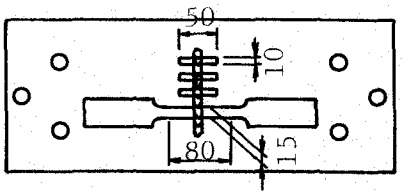




CT specimen configuration



Specimen for measurement of residual stress



Specimen for tensile test and charpy impact test

図-3.15 試験片形状

表-3.5　機械的性質および化学成分

	機械的性質			化学成分　(%)				
	降伏点 MPa	引張強さ MPa	伸び %	C ×100	Si ×100	Mn ×100	P ×1000	S ×1000
LT試験片	250	480	33	10	10	100	20	10
CT試験片	340	460	27	9	25	73	9	15

表-3.6　溶接条件

	電流(A)	電圧(V)	溶接速度(cm/min)	入熱量(J/cm)
LT試験片	390	44	50	20600
CT試験片	315	33	50	12500

表-3.7　実験条件

負荷条件	I	II	III	IV	V
LT試験片	○	○	○	○	○
CT試験片	○		○		

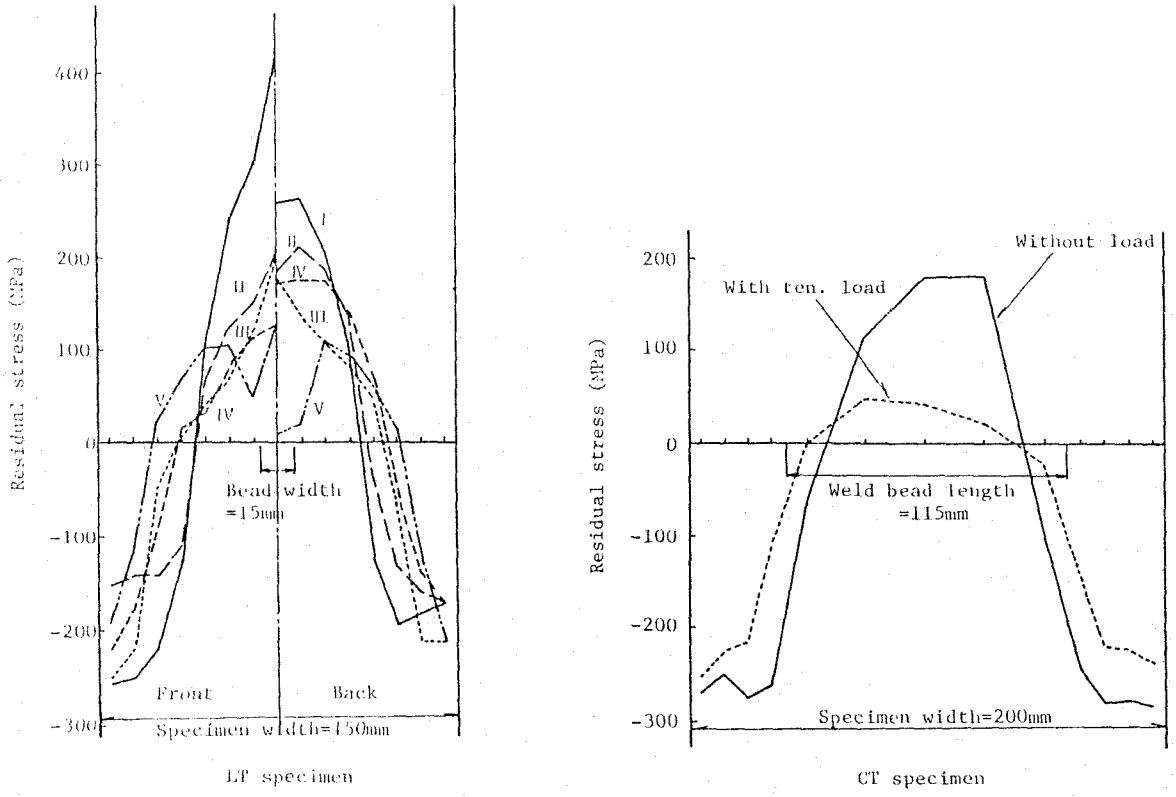


図-3.16 荷重軸方向の残留応力分布

裏の差が少ないことからもわかる。表裏を平均してみると溶接中あるいは溶接後に引張負荷を与えた負荷条件Ⅱ～Ⅴのビードおよびその近傍の引張残留応力は、負荷条件Ⅰに比べてその負荷応力140MPaあるいは250MPaだけピークが低下している。また、ビードから離れた位置の圧縮残留応力も引張残留応力の緩和分の総和を試験片の断面積で除した量に相当するだけ減少している。

作用応力に垂直に溶接されたCT試験片においても、引張応力作用下で溶接された継手の引張残留応力は作用応力相当分だけ緩和され、圧縮残留応力も引張残留応力の緩和分の総和を試験片の断面積で除した量に相当する分だけ減少している。

ここで、溶接ビード上の残留応力が作用応力相当分だけ緩和されることおよびビードから離れた位置の圧縮残留応力も減少することについて考察する。

溶接線近傍の点の溶接線方向に生じる過渡的熱応力は両端固定の棒に生じる過渡的熱応力にきわめて類似しているので、両端固定の棒を例にとり説明することにする。両端固定棒が熱サイクルを受けたときの応力履歴の模式図を図-3.17 に示す。熱応力は第２章においても示したように

$$\sigma = -E\alpha\theta \tag{3.1}$$

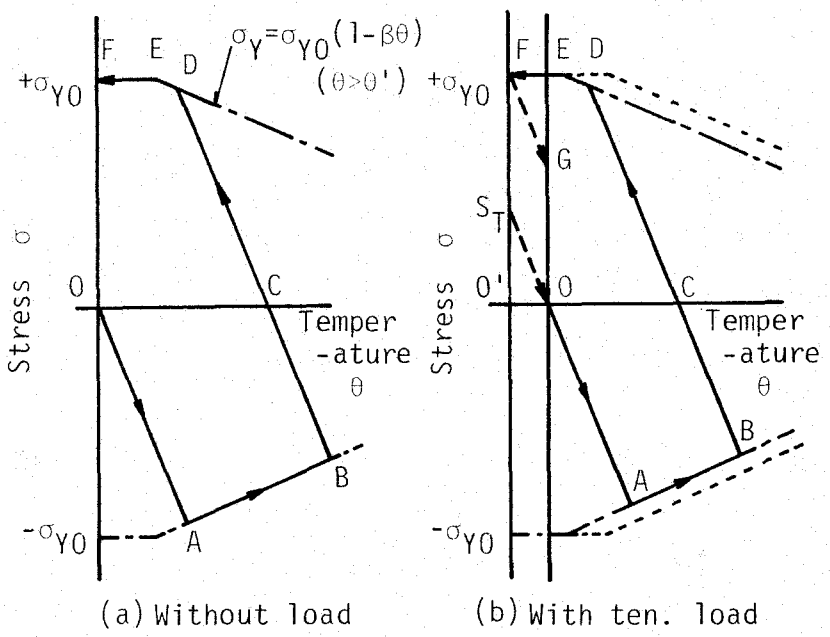


図-3.17 応力履歴の模式図

ここに、Eはヤング率、αは線膨張係数、θは温度

で表されるので、無応力下で溶接された場合（図-3.17(a)）、温度の上昇と共に圧縮応力が弾性的に増加する一方、降伏応力度は低下するので、A 点において降伏する。さらに温度が増加しても降伏応力度を維持し、ABに沿って移動する。そして、冷却過程に入ると圧縮応力はBCに沿って弾性的に減少し、C 点で引張応力になる。この引張応力は冷却と共にさらに増加し、D 点で引張降伏応力度に達する。その後室温まで引張降伏応力度を保ち続けるので、溶接ビードおよびその近傍の残留応力は引張降伏応力度となる。

引張荷重作用下での溶接により生じる熱応力については図-3.17(b)に示すような経路をたどるものと考えられる。

第２章と同様に、式（3.1)より

$$\theta = -\frac{\sigma}{E \cdot \alpha} \tag{3.2}$$

を得る。したがって、荷重が作用している状態を等価な温度に換算すると、引張荷重下にあるということは図-3.17(b)の縦軸がO からO'に移動することになり、溶接前の状態はS_Tに対応する。OO' の移動の一つの目安として、σ=140MPa 作用下であるとすると、E=2.1 $\times 10^5$MPa，α=1.05 $\times 10^{-5}$ ℃$^{-1}$を式（3.2)に代入し、θ=-63℃を得る。この状態で溶接されるとその応力履歴は無負荷での溶接と同様の経路 S_TOABCDEFをたどり、室温まで冷却したときの残留応力は引張降伏応力度となる。ここで除荷すると引張降伏応力度に等しい残留応力は弾性的に減少し、S_TO に平行にG 点に達する。したがって、引張荷重作用下で溶接された継手のビードおよびその近傍の残留応力は除荷後負荷応力相当分だけ緩和され、引張残留応力の反力である圧縮残留応力も溶接ビードおよびその近傍のその引張応力の緩和分（図-3.17(b)のFG）の総和を部材の断面積で除した量に相当するだけ低減されるものと考えられる。

次に、溶接による熱の伝導過程中の過渡的な応力挙動を求めるために有限要素法による熱弾塑性解析を行った[21]。解析対象は前述のLT試験片の応力の負荷条件Ⅰ とⅢを想定したものであり、図-3.18 に示す。対称性を考慮して 1/4モデルについて解析した。

熱弾塑性解析に先立ち、ポテンシャル法と呼ばれる数値解析法を用いて熱伝導解析を行

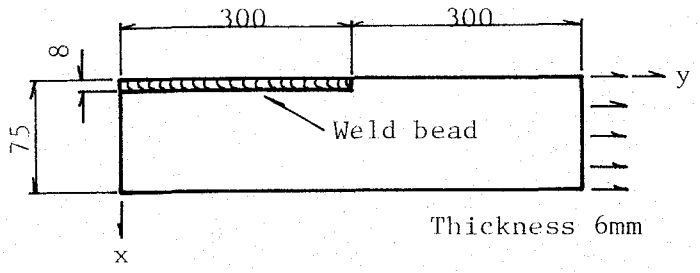


図-3.18 解析モデル

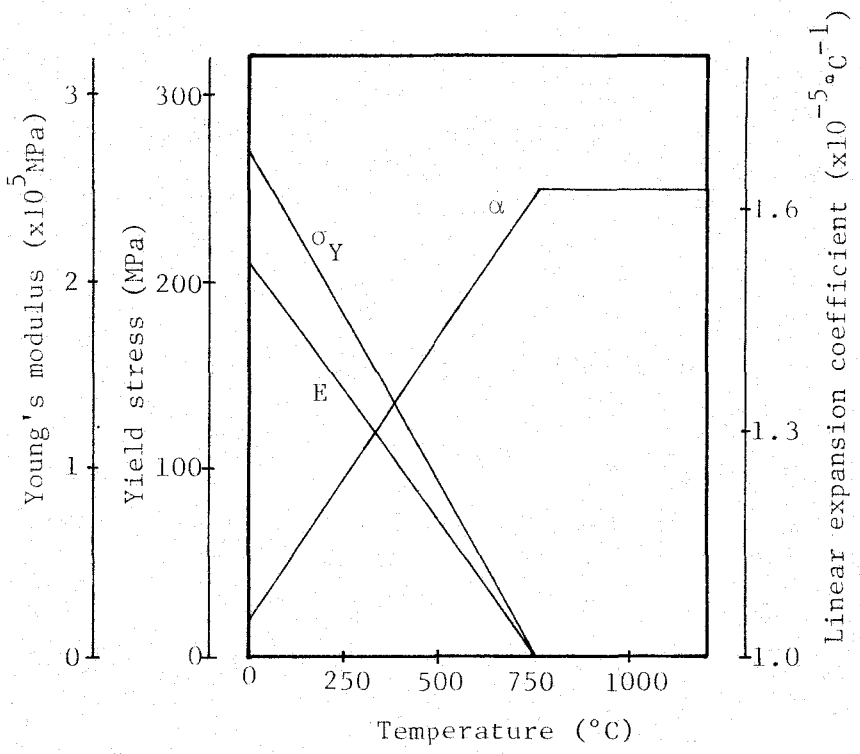


図-3.19 入力データの温度依存性

った。初期温度としてビード部には1500℃の瞬間平面熱源を与え、他は20℃の室温とした。

熱弾塑性解析においてヤング率、降伏応力度、線膨張係数の温度依存性を図-3.19 のように仮定した。ポアソン比は 0.3、加工硬化係数は1.26×10^3 MPaとし、温度依存性はないものとした。

解析ケースは次の２種類とした。

1)　無応力下での溶接

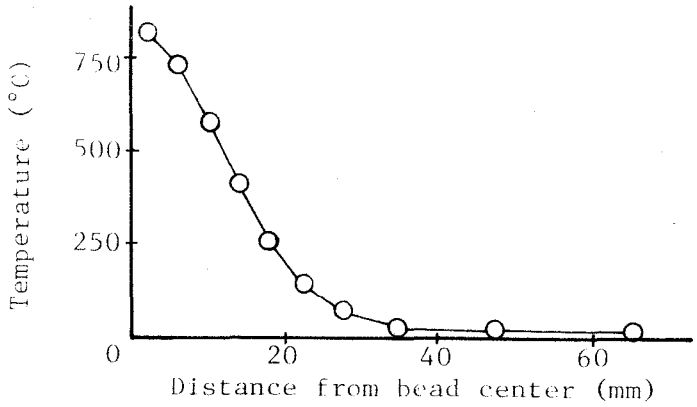
2)　σ= 140MPa作用下での溶接

外力が加わるケース2)では公称応力が許容応力度になるような荷重を作用させ、その後、瞬間熱源を与えた。

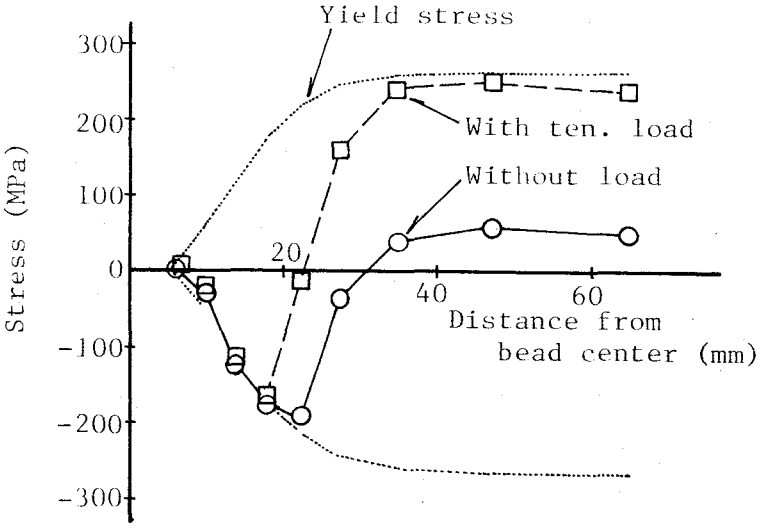
解析結果を以下に示し、熱応力および残留応力について考察する。

y=30mmの断面における入熱後 6.4秒経過したときの温度分布と応力分布を図-3.20 に示す。

この図より、熱源が投与されてから 6.4秒経過したときに引張荷重が作用した場合には断面の約85%、無負荷の場合には約30%が降伏しており、引張荷重が作用した場合には無負荷の場合に比べて降伏域の広がりが大きいことがわかる。無負荷の場合における弾性域



(a) Temperature distribution



(b) Stress distributions

図-3.20 入熱後 6.4秒経過したときの温度分布と応力分布

を作用荷重に相当する量だけ引張側にシフトし、降伏応力度で頭打ちにすることを考慮すると、引張荷重が加わる場合にほぼ一致することから、荷重が加わる場合の過渡的応力分布は熱による応力と作用荷重による応力の和であることがわかる。また、作用荷重による応力が既知であれば、逆に、無負荷状態における溶接熱による熱応力を求め、過渡状態における応力分布を推定することが可能であると思われる。

図-3.21 に温度変化に伴う応力履歴と、室温まで冷却した後の残留応力分布ならびに除荷後の残留応力分布を示す。いずれの場合においてもビード部では剛性が回復し始める750 ℃まで応力の負担はなく、応力を負担し始めてからは室温まで常に引張で降伏し続けている。引張荷重が加わる場合については除荷過程についても解析した。その結果によれば、除荷により作用応力に相当する応力が減少し、ビード部ではおよそ120MPaとなった。

x=14mmの位置の応力履歴は図-3.17 に示した挙動に良く一致し、引張荷重が加わる場合には無負荷の場合の縦軸が低温側へ移動している。

ビードから十分離れた位置の応力履歴はビード部およびその近傍の応力の反力としての挙動をよく示している。無負荷の場合には室温に冷却されるまでこの位置は降伏することはないが、引張荷重が加わる場合には室温まで冷却される過程で引張で降伏することがわかる。

ケース1)と2)についてy=30mmの断面における荷重軸方向の残留応力分布を実験結果と合わせて図-3.22 に示す。なお、実験結果はLT試験片の応力の負荷条件Ⅰと Ⅲに関するものであり、表面は溶接金属の影響が著しいので裏面のデータを使用した。外力の有無によらず、解析結果は実験結果と良い一致を示しており、今回の解析の妥当性を表していると思われる。σ=140MPa 作用下での残留応力は除荷の前後において分布形状に違いは認められず、ほぼ一様に作用応力相当分だけ残留応力が低減している。これは先に考察したように引張で降伏した領域も除荷の場合には弾性挙動を示すためである。しかし、この除荷は実験において行われる作業であって、実構造物では死荷重が作用したままであるので、溶接残留応力は図-3.22(b)の除荷前の分布に近いものであると考えられる。特に、全荷重に占める死荷重の割合が大きいと言われている道路橋においては残留応力分布は除荷前の状態に類似しているものと思われる。

最後に、引張試験およびシャルピー衝撃試験の結果を図-3.23 に示す。衝撃試験の結果は３本の平均である。CT試験片の引張試験における破断位置はいずれの試験片においても母材であった。図-3.23 より明らかなように、いずれの試験片においても降伏点、引張強

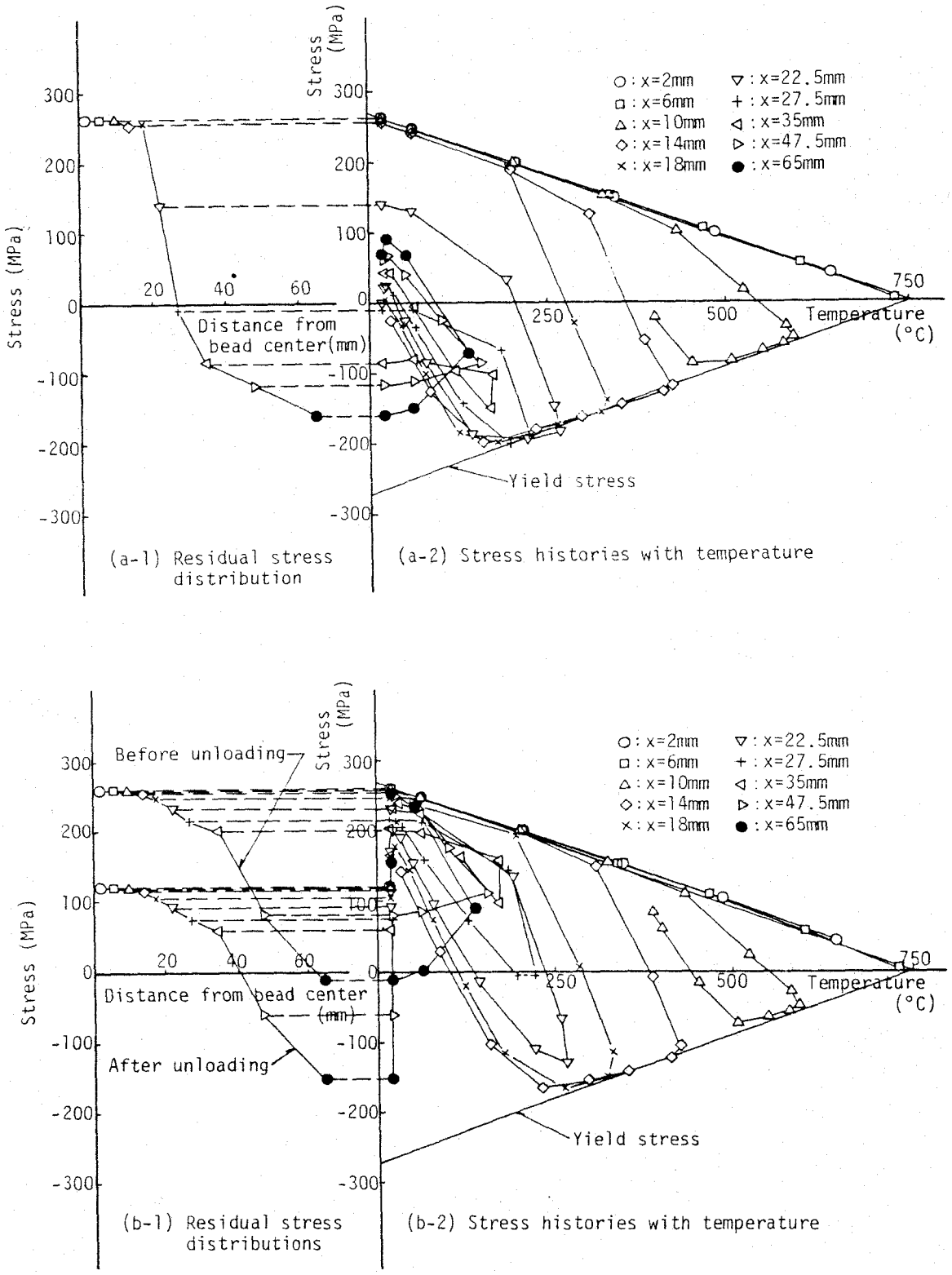
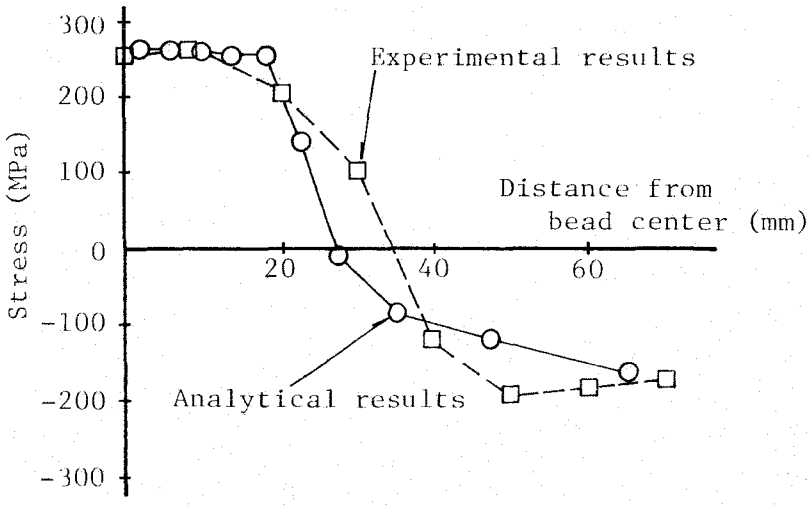
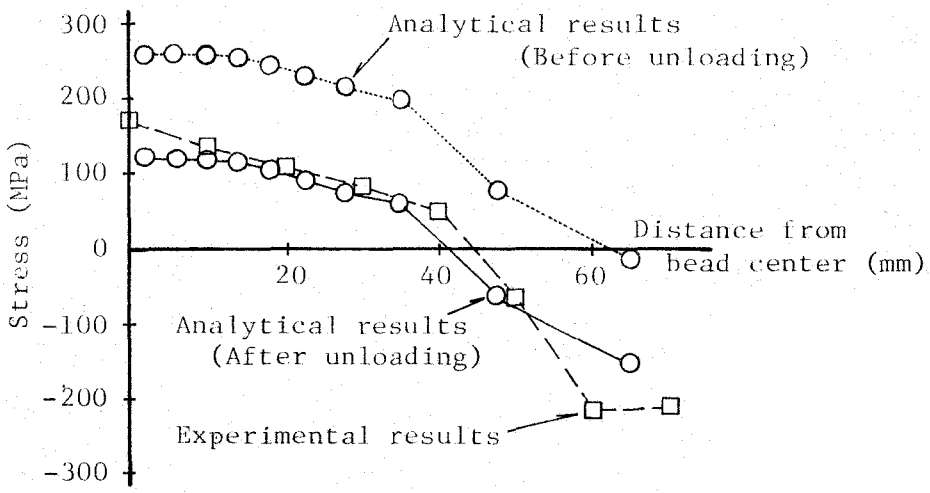


図-3.21 温度変化に伴う応力履歴



(a) without load



(b) With tensile load

図-3.22 荷重軸方向の残留応力分布

さ、伸び、シャルピー吸収エネルギーにほとんど違いが認められない。

以上の引張荷重作用下で溶接された継手の残留応力ならびに機械的性質に関する検討結果、すなわち

- σ_n=140MPaあるいは250MPaの引張応力作用下にある板幅 150mm、板厚 6mmの平板に作用応力に平行あるいは垂直に溶接された継手の引張残留応力は、除荷により作用応力相当分だけ緩和され、圧縮残留応力も引張残留応力の緩和分の総和を試験片の断面積で除した量に相当するだけ減少した。しかし、実構造物では、この緩和は期待できないものと考えられる。

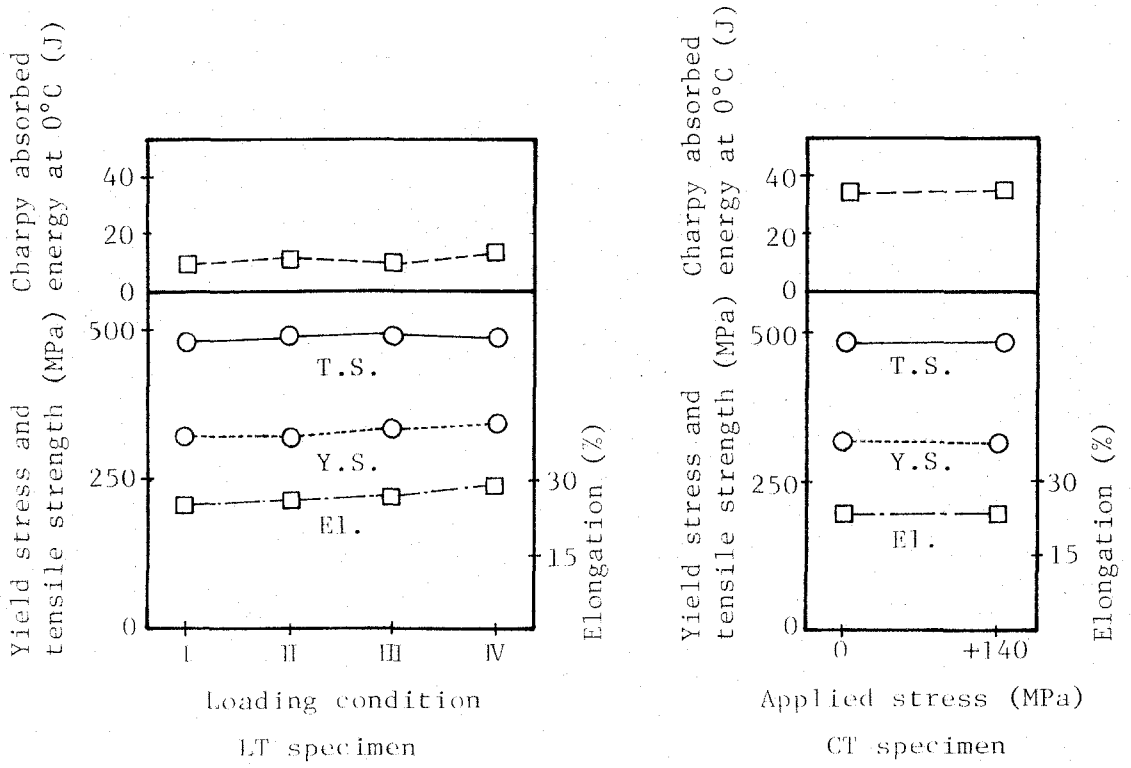


図-3.23 引張試験およびシャルピー衝撃試験結果

- σ_n=140MPaの引張応力作用下にある板幅 150mm、板厚 6mmの平板に作用応力に平行に溶接した場合のＦＥＭ解析によれば、過渡的な応力の再配分による降伏域は本研究の範囲で８割を超える場合があった。これは補修・補強溶接作業中あるいは作業後常温まで冷却する間に変形が増加する可能性があることを示していると思われる。
- σ_n=140MPaの引張応力作用下にある板幅 150mm、板厚 6mmの平板に作用応力に平行あるいは垂直に溶接された継手の降伏点、引張強さ、伸びおよびシャルピー吸収エネルギーは、無負荷で溶接されたものと比べて特に劣化しなかった。

によれば、荷重作用下で改造されたプレートガーダーの溶接箇所の残留応力は、ステージング等により荷重を除去して無負荷で溶接し、その後荷重が作用した場合と類似であると推察される。また、機械的性質も無負荷で溶接された場合に比べて特に劣化しているとは考えられない。

３．４　まとめと提案

３．４．１　実験結果のまとめ

荷重作用下で等断面プレートガーダーの切欠き桁への改造作業を行ない、さらに耐荷力試験を行った。また、単体モデルを用いて、引張荷重作用下で溶接されたときの変形挙動に及ぼす外力の大きさならびに溶接長の影響、過渡的な応力状態、残留応力および機械的性質について検証した。結果を要約すると次の通りである。

作業中の安全性については

（１）　補剛材溶接後、ガス切断を行なった場合には、切欠き端の下フランジの応力σ=100MPa 、ウェブのせん断応力τ=50MPaの位置で切断しても試験桁中央のたわみは、わずかに１mm程度増加したにすぎなかった。

（２）　ガス切断後、下フランジを溶接しようとした場合、切欠き長さを 440mmとして垂直補剛材の手前まで切断することは可能であったが、切欠き長さを 720mmとして垂直補剛材を越えて切断した時には、過大なたわみが生じ、試験機の荷重が減少した。実橋においては死荷重は減少することなく作用したままであるので、この状態は破壊につながるものと考えられる。

改造後の耐荷力については

（３）　改造後の試験桁の耐荷力は 650kNであり、切欠いた個所が耐荷力を支配するものではなかった。　この桁の道路橋示方書によって照査した許容荷重は 220kNでこれに対しては 3.0倍であった。

単体モデルを用いた検証によれば

（４）　作用応力が 70MPa以下では、板幅 150mm、板厚 6mmの平板に板幅全長にわたる溶接を施しても割れを生じることもなく、変形も微小であった。したがって、ステージング等を使用して応力を 70MPa以下に軽減すれば、板幅 150mm、板厚 6mmの平板に板幅全長にわたる溶接を施すことが可能であると考えられる。

（５）　σ_n=140MPaの引張応力作用下にある板幅 200mm、板厚 6mmの平板に溶接長が

100mm 以下であれば、溶接を施すことは可能であった。一方、溶接長が 150mm以上では割れを生じた。したがって、σ_n=140MPaの引張応力作用下にある板幅 200mm、板厚 6mmの平板に溶接長が 150mm以上の溶接を行う場合には、溶接区間が100mm 以下となるように分割し、強度、剛性が十分回復してから次の溶接を行うことが必要であると思われる。

（6） 応力作用下で溶接された平板の変形挙動に及ぼす因子には種々のものが考えられるが、溶接速度が速く入熱量が小さい場合より溶接速度が遅く入熱量が大きい場合の方が変形が大きかった。

（7） 板幅 150mm、板厚 6mmの平板にσ_n=140MPaあるいは250MPaの引張応力作用下で作用応力に平行あるいは垂直に溶接された継手の引張残留応力は、除荷により作用応力相当分だけ緩和され、圧縮残留応力も引張残留応力の緩和分の総和を試験片の断面積で除した量に相当するだけ減少した。しかし、実構造物においては、この緩和は期待できないものと考えられる。

（8） 板幅 150mm、板厚 6mmの平板にσ_n=140MPaの引張応力作用下で作用応力に平行に溶接したときのＦＥＭ解析によれば、過渡的な応力の再配分による降伏域は本研究の範囲で８割を超える場合があった。これは補修・補強溶接作業中あるいは作業後常温まで冷却する間に変形が増加する可能性があることを示していると思われる。

（9） 板幅 150mm、板厚 6mmの平板にσ_n=140MPaの引張応力作用下で作用応力に平行あるいは垂直に溶接された継手の降伏点、引張強さ、伸びおよびシャルピー吸収エネルギーは、無負荷で溶接されたものと比べて特に劣化しなかった。

３．４．２　実施工に対する提案

以上の結果を踏まえて実橋における施工手順を考えるとき、図-3.24 によることを提案したい。

① まず、垂直補剛材を溶接する。

② 次に、水平補剛材を溶接する。

この時、最も内側（スパン中央より）の補剛材は⑤の下フランジと同一線上とし、次の垂直補剛材まで延ばすのが良い。

③ 続いて、ドリルにより孔明し、

④ ガス切断する。

⑤ 最後に下フランジを溶接する。

この手順によると、各Stage における応力は図-3.14 とは違い、実橋の断面によって異なることは当然であるが、仮に試験桁と同じプロポーションの桁を想定すれば、図-3.25

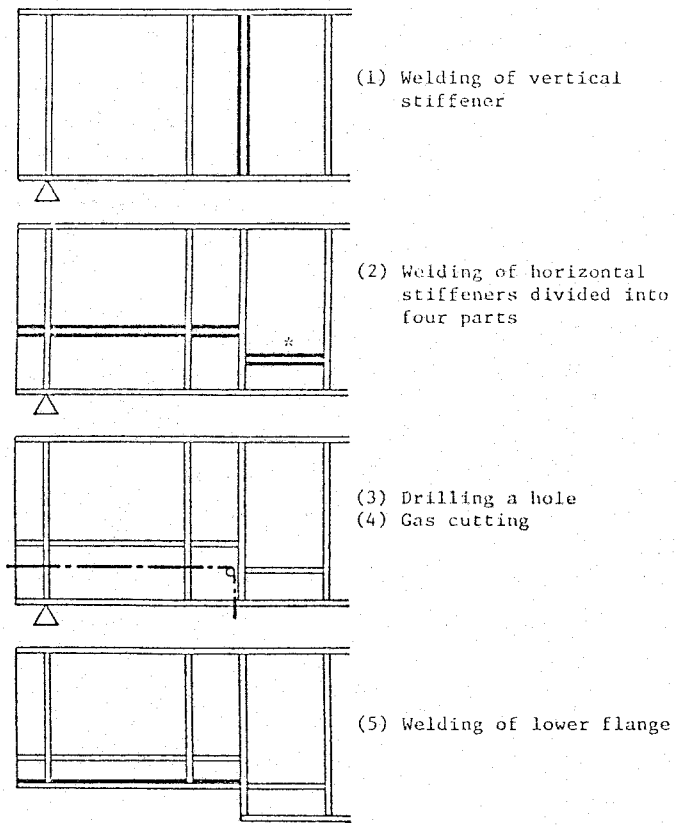


図-3.24 実橋における施工手順

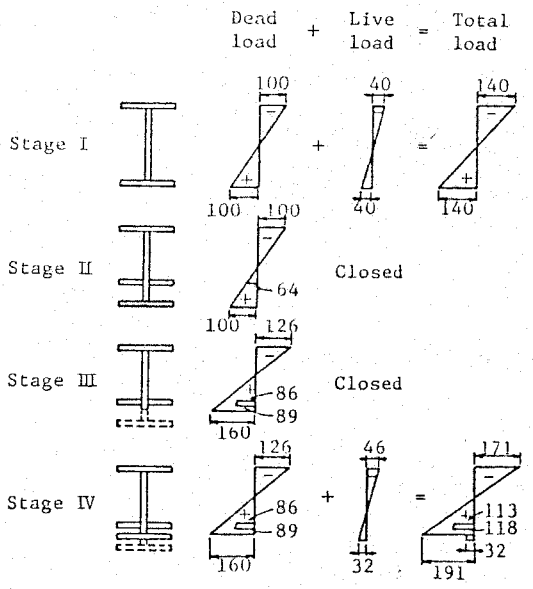


図-3.25 実橋における応力変化の模式例(MPa)

のようになるものと推定される。図-3.25 において、

Stage Ⅰ： 原断面

死荷重ならびに活荷重による応力をこのように想定する。

死荷重と活荷重の割合いが異るときは、以後の計算値を比例的に按分すれば良い。

Stage Ⅱ： 補剛材取付け

交通は遮断するものとし、活荷重は考えない。

死荷重応力に変化を生じないことは図-3.14 のStage Ⅲに同じ。

Stage Ⅲ： ガス切断

除去された断面が分担していた応力が再配分されるが、補剛材が断面に寄与する。この点が図-3.14 と大きく異なる。

再配分後の応力の計算は、除去された断面が分担していた応力の積分値として軸方向力および曲げモーメントを求め、これを切断後の補剛材を含む断面で負担するとして応力を求め、再配分前の応力に加算して求められるが、

① 補剛材とウェブの間にひずみの差、この例では

$64\mathrm{MPa} / 2.1*10^5\mathrm{MPa} = 305\ \mu$

が存在すること、

② 断面の応力のモーメントの積分値が外力モーメントと釣り合うこと、

③ 断面の応力の積分値がゼロとなること、

を連立させて求めることも出来る。

Stage Ⅳ：下フランジ取付け

死荷重応力に変化を生じないことはStage Ⅱと同じ。

活荷重は全断面で負担される。

このようにして求められた応力は、もはや荷重と比例しないので、安全性の検算は荷重の種類毎に荷重係数を考える限界状態設計法の手法を用いて検討しなければならない。

本章の実験、すなわち切欠き桁への改造は都市内高速道路の出路にあるプレートガーダーの補修工事を行なうにあたって実施されたものである。実施工は本実験の結果を踏まえて、最初に垂直および水平補剛材を溶接し、十分な補強を施した後ガス切断を行ない、最

後に一枚の下フランジを溶接した。これらの作業は全面的な交通遮断をすることなく実施され、無事完了した。改造後の実橋を写真-1.2に示した。

第４章　荷重作用下にあるプレートガーダーの支点上補剛材の補修

４．１　はじめに

最近の鋼橋の損傷事例の一つに図-1.1に示した負反力による支承の損傷がある。この補修作業を行うにあたり、

① 負反力に関係のある部品のみを新規に製作して入替える。

② 支承はそのままにしておいて、負反力を支承以外の装置に受持たせる。

③ 負反力に対して単独で抵抗できる新規支承と入替える。

これらの案について種々検討した結果、橋梁をジャッキアップし負反力に単独で抵抗できる新支承に取り換えることとなった。このジャッキアップを行うための反力を受ける場所がなかったので、橋脚ならびに橋梁本体にブラケットを取り付けることになり、総溶接長約900mというこれまでに類のない荷重作用下での溶接を行うことになった。

本章ではこの事例を想定し、実橋における溶接箇所が支点近傍であることから、プレートガーダーの支点上補剛材の補修を取りあげ、実験的に検討し、問題点の所在を明らかにすることによって、この問題の解決に寄与しようとするものであり、曲げ、せん断および圧縮応力が作用するこのような箇所に対する適正な溶接施工条件を求める。

補修溶接が構造物に与える影響としては次のようなことが考えられる。

(1) 溶接その他の熱が加わる。

(2) ヤング率や降伏点の低い高温領域が広がる。

(3) 補修作業中に大きな変形や残留応力を生ずる。

(4) これが補修後の耐荷力を減少させる。

熱を与える作業は一般には次の手順で行われる。

(1) 欠陥をガウジングにより除去する。

(2) 溶接により埋めもどす。

(3) 必要により補強材を新たに溶接する。

(4) 線状加熱により変形を矯正する場合がある。

この他、予熱も考えられるが、温度が低いので問題にならないと思われる。

なお、加えられる総熱量、加熱範囲の違いにより温度分布が異り、耐荷力に影響を及ぼ

すものと思われるが、取りあえずは実際に行われた工事の施工条件に準ずるものとする。

実験の対象とした支点付近の破壊モードとしては次の３つを考えねばならない。

(1) ウェブのせん断座屈

(2) フランジの圧縮座屈

(3) 補剛材の柱としての圧縮座屈

しかし、これらのうち、柱としての圧縮座屈については第２章の結果を利用することが可能であると思われる。また、本章における実験の補修溶接区間がウェブと端補剛材を継ぐすみ肉溶接であるので、フランジの圧縮座屈は生じにくいと考えられる。したがって、ウェブのせん断座屈モードにのみ着目した。

4．2　実験方法

4．2．1　実験手順

ここでは、本実験において対象とした補修溶接箇所、実験条件の組合せおよび実験手順を述べる。

本実験では支点上補剛材をウェブに取付けるすみ肉溶接の補修を想定した。このため補修作業はすみ肉溶接をガウジングした後、新しくすみ肉溶接を再施工することとした。試験体の破壊形式としてはウェブのせん断座屈に着目した。試験体は S-1,S-2の２体である。これらの試験体について図-4.1に示すように補剛材で囲まれたパネルを Aおよび Bパネル、桁端の跳出しパネルをA_EおよびB_Eパネルと呼ぶこととした。それぞれの試験体において左右のパネルは異なった条件で実験することとし、都合４条件の実験をすることとした。それらの条件を以下に示す。

Case 1：　無補修　　：(S-1，B パネル)

Case 2：　無応力下での溶接補修　　：(S-2，B パネル)

Case 3：　応力作用下での溶接補修　　：(S-2，A パネル)

Case 4：　応力作用下での溶接補修・加熱矯正：(S-1，A パネル)

Case 3，4 での溶接補修および加熱矯正はτ_d=80MPa の応力作用下で施工することとした。

試験体 S-1,S-2に着目した実験条件の組合せを表-4.1に、実験手順を表-4.2に示す。

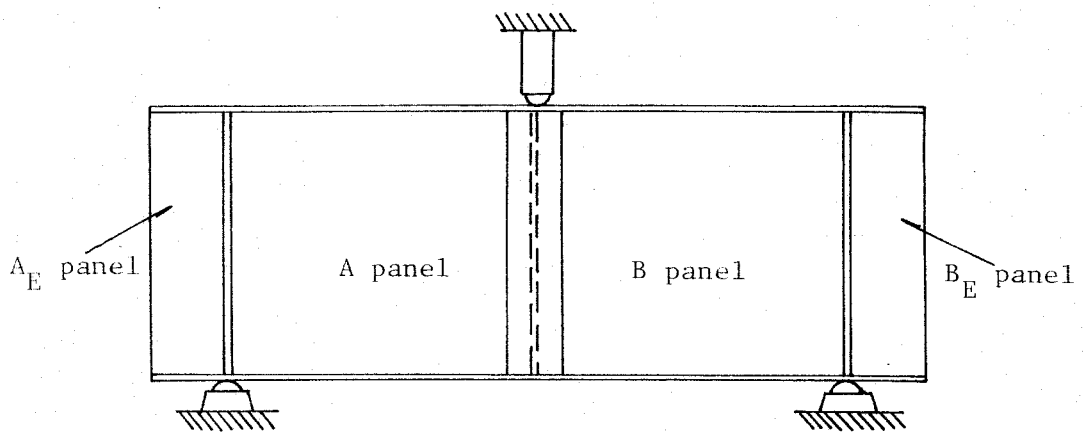


図-4.1　パネルの名称

表-4.1　試験体に着目した条件の組合せ

試験体	A パネル	B パネル
S-1	Case 4：応力作用下溶接補修・加熱矯正	Case 1：無補修
S-2	Case 3：応力作用下溶接補修	Case 2：無応力下溶接補修

表-4.2　実験手順

S-1	S-2
① 1090 kN 載荷、 A パネル側補修溶接 ② 溶接後、2時間荷重保持、 冷却後除荷 ③ 再び1090 kN 載荷、 A パネル側加熱矯正 ④ 冷却後除荷 (Case 4終了) ⑤ 破壊試験	① 1090 kN 載荷、 A パネル側補修溶接 ② 溶接後、2時間荷重保持、 冷却後除荷 (Case 3終了) ③ 無載荷のまま B パネル側補修溶接 (Case 2終了) ④ 破壊試験

4．2．2　試験体

ここでは、試験体の形状、寸法、特徴、製作方法、材質について述べ、さらに試験体の耐荷力の目安となる荷重を示す。

本実験の試験体を図-4.2に示す。試験体のスパンおよび桁高は試験機の能力により決定し、それぞれ 2 000mm,850mmとした。ウェブ板厚は 8mmとし、実橋により近い板厚とした。その結果、溶接における寸法効果の影響は無視できると考えられる。ウェブのせん断座屈に着目したので、支点上補剛材は柱としての検討により安全率を大きくとり、幅 110mm ，板厚 25mm とした。それゆえ、同一反力を受ける実橋の補剛材に比べて大きい（剛性の高い）ものとなった。

各試験体は同一方法、溶接順序にて製作した。また、製作においては逆ひずみおよび変形の矯正は一切行わなかった。試験体は設計寸法より長く製作し、最後に両端をガス切断し正寸とした。溶接棒は D4327 5mmφを使用した。

試験体の材料は全てSS41で、材料試験の結果を表-4.3に示す。

これらの試験体の耐荷力の目安となる荷重を表-4.4に示す。P=1 090kNはウェブのせん断応力が許容せん断応力τ_a=80MPa となる荷重、P=1 760kNはウェブの曲げモーメントとせん断力の合成応力が $(\sigma/\sigma_{cr})^2+(\tau/\tau_{cr})^2=1$ となる荷重、P=1 880kNは弾性せ

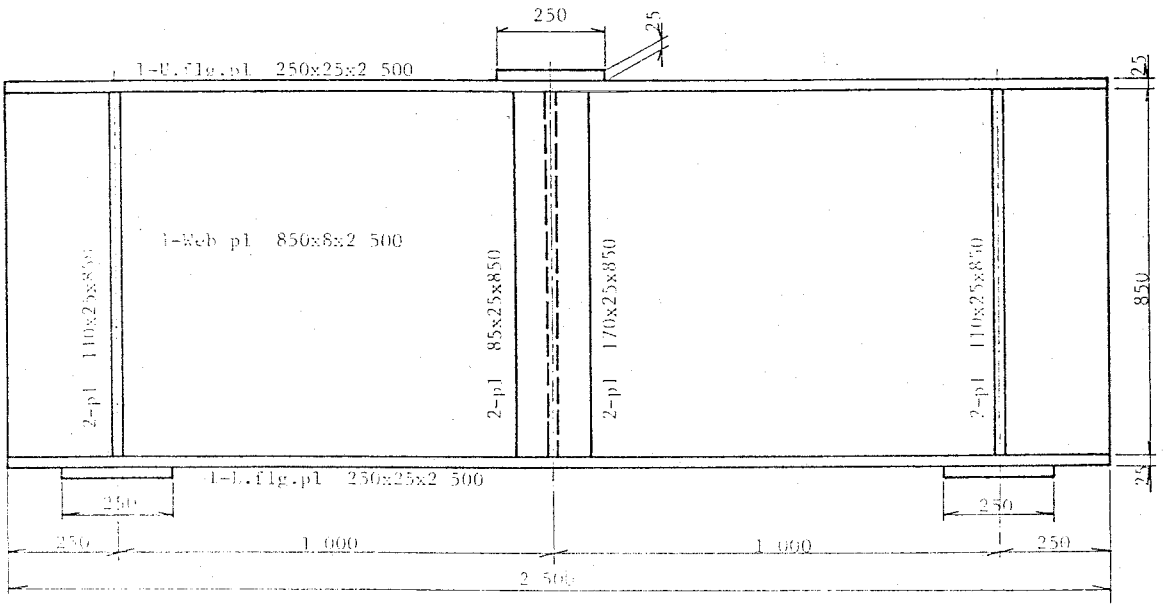


図-4.2　試験体

表-4.3　材料試験結果

使用個所	No	板厚(mm)	降伏点 (MPa)	引張強度 (MPa)	伸び (%)
ウェブ	1 2	7.5 7.5	320 310	470 460	29 29
フランジ 補剛材	3 4	24.2 24.4	250 250	430 430	32 32

表-4.4　耐荷力の目安となる荷重

	許容せん断応力となる荷重	合成応力が1となる荷重	弾性せん断座屈荷重	全塑性せん断耐荷力
荷重　P　(kN)	1090	1760	1880	2430
曲げモーメント　(kN-m)	540	880	940	1220
せん断力　(kN)	540	880	940	1220
σ　(MPa)	87	141	151	195
τ　(MPa)	80	129	138	179
$(\sigma/\sigma_{cr})^2+(\tau/\tau_{cr})^2$	0.38	1.00	1.14	1.68

$\sigma_{cr} = k\cdot\sigma_e = 23.9\times16.8 = 402$ MPa
$\tau_{cr} = k\cdot\sigma_e = 8.23\times16.8 = 138$ MPa
$\tau_Y = \sigma_Y/\sqrt{3} = 310/\sqrt{3} = 179$ MPa

ん断座屈荷重であり、P=2 430kNは全塑性せん断耐荷力である。

4．2．3　載　荷

ここでは、試験体への載荷方法ならびに載荷するときの留意点について述べる。

試験体への載荷は図-4.1に示すように3点曲げにて行った。このためパネル A,Bは曲げモーメントとせん断力を受ている。

試験体は支点上にセットした後、支点のローラーと下フランジ側ベースプレートに大きなすき間がないことを目視により確認した。載荷ローラーと上フランジ側ベースプレートのすき間は加圧板にテーパーをつけることにより両者の平行を確保した。加圧板のテーパーは S-1，S-2 試験体とも 4mm/230mmであった。

試験体両端の支点上補剛材のこば面をローラーで拘束する治具を用いて横倒れ座屈を防止した。ローラーとこば面の間隔は 0～1mm に収るようにセットした。

4．2．4　補修溶接

ここでは、補修溶接を行う溶接線を示し、補修溶接の手順の詳細について述べる。

図-4.3に示すように対象としている支点上補剛材の4本の溶接線について補修作業を行

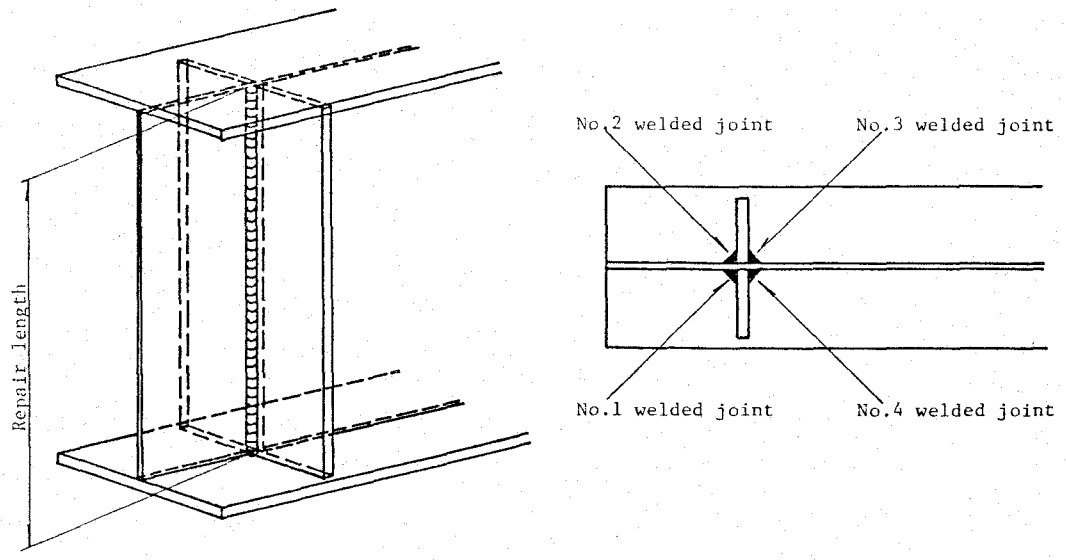


図-4.3　補修範囲ならびに順序

表-4.5　溶接補修条件

No	作業内容	使用材料	施工条件	入熱
1	ガウジング	交流ガウジング棒	立向上進	
2	1層目溶接	D4316　3.2φ	125A,25V,8.5cm/min上進	22 kJ/cm
3	2層目溶接	D4316　4.0φ	225A,31V,41cm/min 下進	10 kJ/cm
4	3層目溶接	D4316　4.0φ	225A,31V,41cm/min 下進	10 kJ/cm

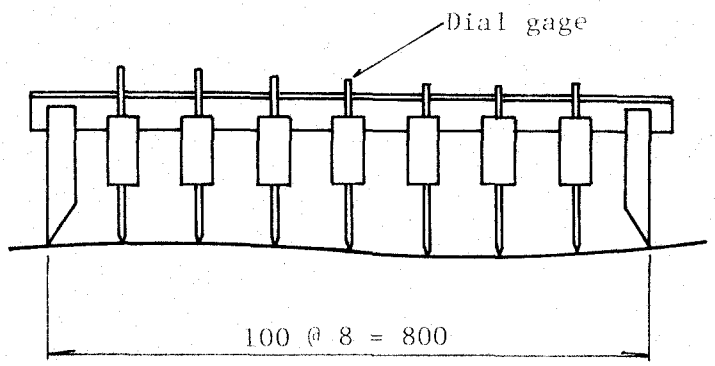


図-4.4　ウェブの変形測定治具

った。作業は溶接線一本について作業がすべて完了した後、つぎの溶接線について作業を行った。一溶接線の作業は、表-4.5に示す条件で、溶接線全長にわたって未溶接部が見えるまでガウジングし、その後、一層目の溶接は立向上進、二層目、三層目の溶接は立向下進とし、一層の溶接が全長にわたり完了した後、つぎの層の溶接を行った。一つのサイクルは連続して作業を行ったが、各サイクル間には実施工に準じて休止時間を設けた。

溶接作業中の温度の経時変化を接触温度計で、最高到達温度の分布を温度ペイントで測定した。

補修溶接後の変形の分布は図-4.4に示す測定治具により計測した。

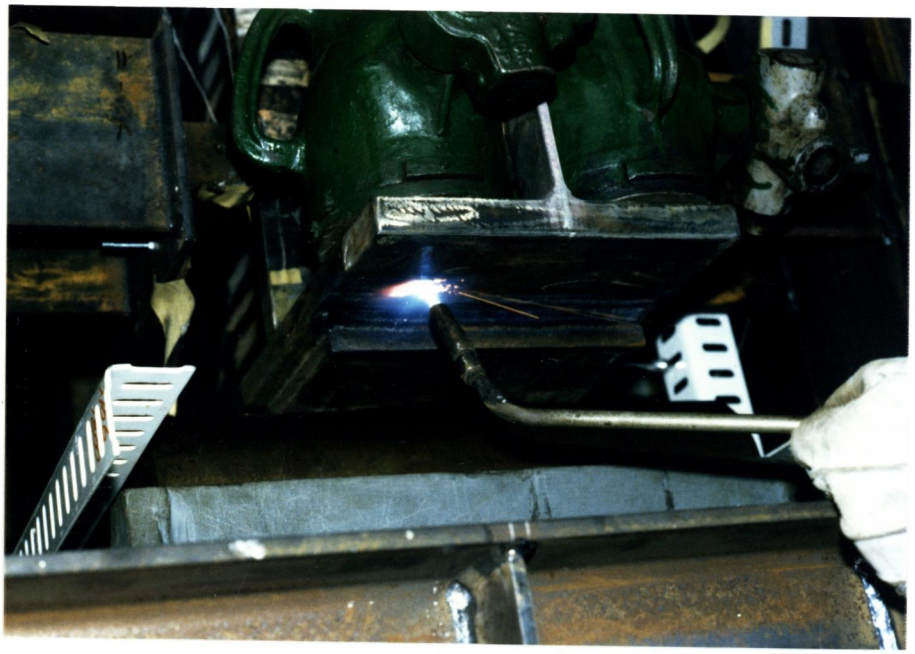


写真-4.1　下フランジ加熱矯正状況

４．２．５．加熱矯正

ここでは、補修溶接により生じた変形を荷重作用下でガス炎を用いて加熱矯正するときの方法について述べる。

「４．３．２　補修作業における変形挙動」に述べるように補修溶接により少なからざる変形が試験体に生じた。特に桁端の跳出しパネルは拘束が小さいため大きな変形であった。このことは実橋の補修工事においても経験されているものと思われるので、本実験でも応力作用下で跳出しパネルの溶接変形が矯正出来るか検討した。

矯正は次の２つの方法で行った。

1. フランジを加熱する方法
   1) 上下フランジ間に 250kNジャッキ２個をセットしフランジ間隔を広げる。
   2) 下フランジベースプレート付近をガス炎にて線状加熱しフランジを外側に角変形させてウェブを伸ばし矯正する。（写真-4.1）
   3) 冷却後ジャッキを取除く。
2. ウェブを加熱する方法
   1) クランプと反力受けのアングルを用いて、ウェブを加圧する。（写真-4.2）
   2) ガス炎にて加熱し、矯正する。

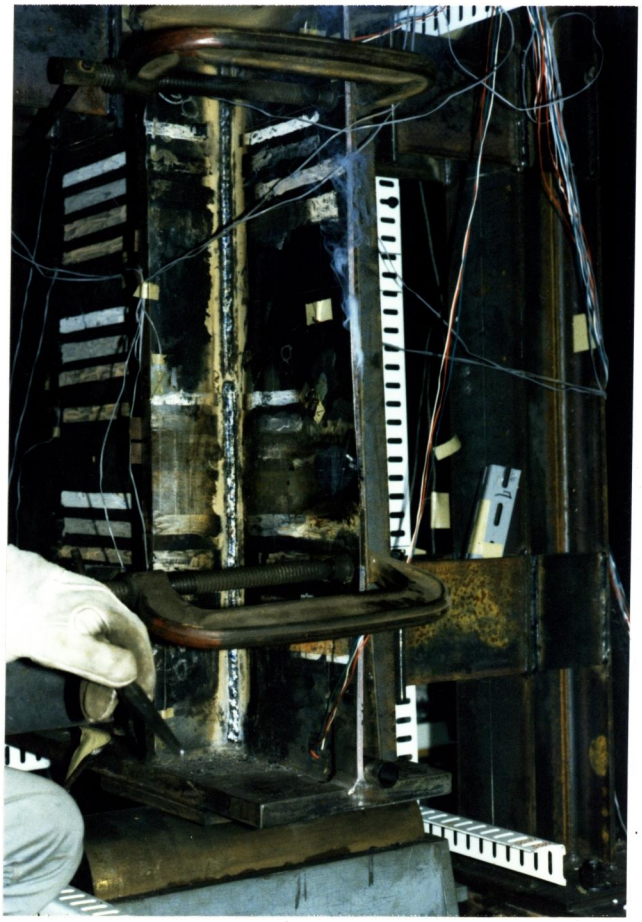


写真-4.2　ウェブ加熱矯正状況

3）冷却後治具を取除く。

本実験では上フランジの上面の線状加熱も可能である。しかし、実橋においては床版があり、施工出来ないので本実験においても写真-4.1に見られるように下フランジのみを加熱、矯正した。

加熱にはプロパンガスを使用し、加熱温度は赤熱にならないように注意した。また、実際の現場における施工を考えて水冷は行わなかった。

4．2．6　破壊試験

ここでは、荷重作用下で補修溶接あるいは加熱矯正された試験体の耐荷力を求めるための破壊試験の方法について述べ、耐荷力を定義する。最後に補強方法について説明する。

試験体は補修溶接、あるいは矯正終了後室温まで冷却して、一旦除荷した。その後、試験機の都合などにより、およそ60日間放置した後、破壊試験を行った。載荷方法は補修溶

接実験と同様の３点曲げである。

載荷に当っては、下フランジ中央部の鉛直たわみと橋軸方向のひずみおよびウェブパネル中央部の面外変形に注目し、ウェブ中央部の面外変形が急激に増加しウェブの板厚を超えたところで、このパネルが座屈したものと判定した。

ウェブ中央部の面外変形が急激に増加してくると荷重を一定に保つことが困難となる。

そこで、ウェブ中央部の面外変形が急激に増加した後は、荷重を 100kNきざみで増加させた後、受桁に取付けた変位計の指針が停まるよう油圧弁を加減した。変位を一定に保つと荷重は減少するので、変位およびひずみの測定終了時の荷重を読取り値とした。１試験体で２つのパネルをそれぞれ別の試験の対象としたため、先に座屈したパネルの変形が後に述べる補強が不可能となるほど大きくなる前に載荷を中断、一旦除荷し、ウェブにアングルを高力ボルトで取付け補強した後、再び載荷して他方の耐荷力を求めた。

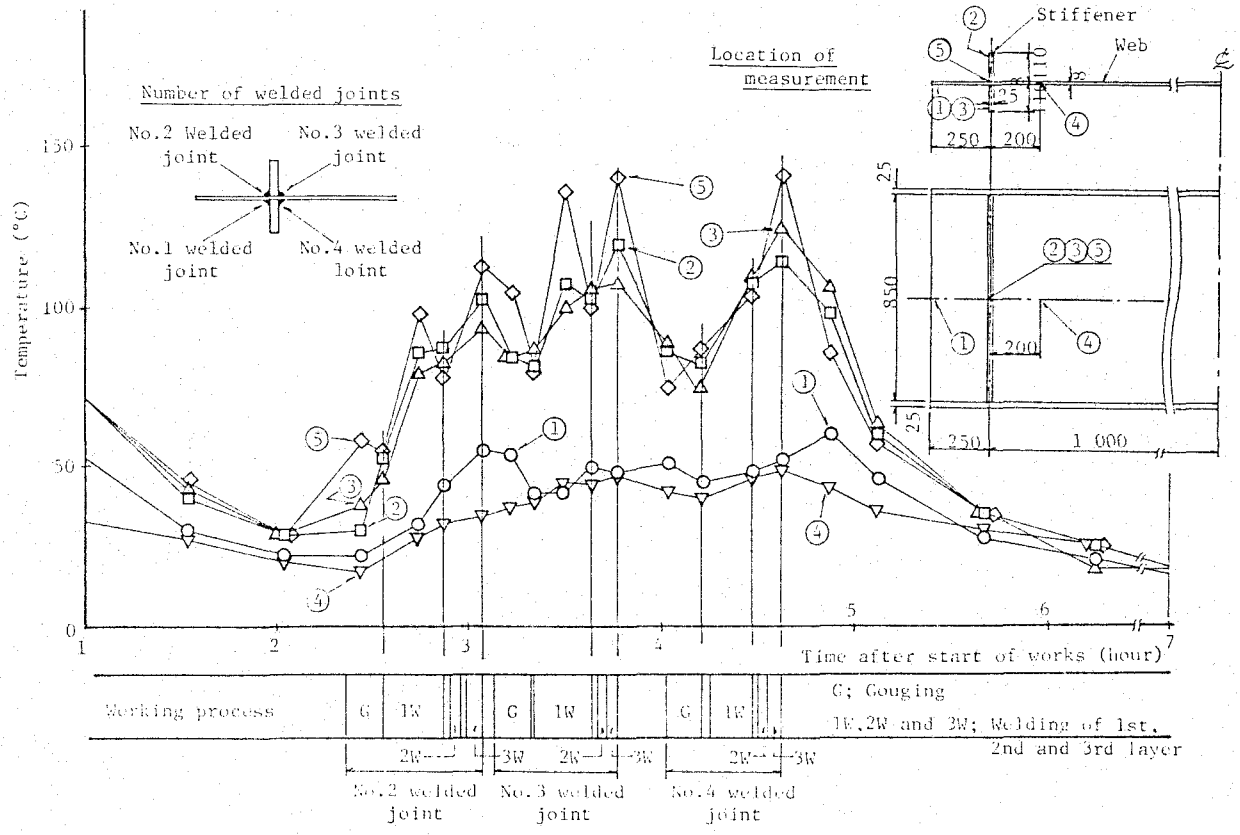


図-4.5　溶接時温度測定結果の一例(S-2B)

4．3．実験結果および考察

4．3．1　補修作業時における温度分布

ここでは、補修作業時における温度分布を温度ペイントを用いて測定した結果を示し、これについて考察する。

図-4.5に補修作業中のウェブおよび補剛材の温度の経時変化の一例を示す。縦軸は温度、横軸は時間であり、作業内容も併せて示されている。測定はNo.1溶接線施工終了後から始め、除荷まで行った。測定結果はそれぞれの作業中あるいは作業終了時に接触温度計で測定したものである。

この図より、温度の経時変化は①、④と②、③、⑤のグループに大別できることがわかる。①と④の温度はたかだか60℃までしか上昇しないのに対して、②、③、⑤ではおよそ 100～140 ℃まで上昇する。この違いは測定点と溶接線の距離が異るためである。しかし、測定点と溶接線の距離が 100mm以内の領域であっても 150℃を超えることはなかった。

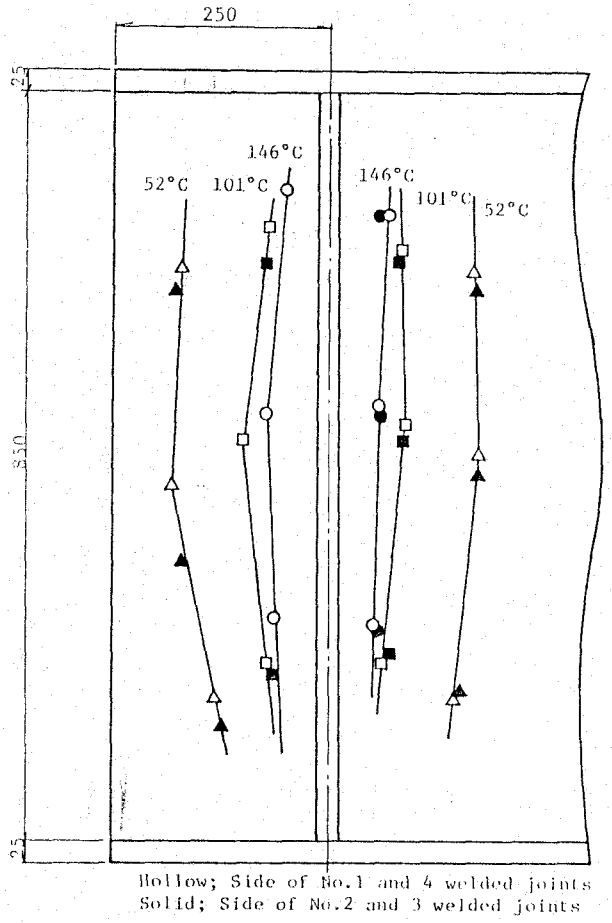


図-4.6　ウェブの最高到達温度分布の一例

No.2および 3溶接線の1層目溶接で⑤がピークを示すのは、測定点近傍をアークが通過したためである。一方、No.2～4 溶接線の3層目溶接終了時に⑤がピークを示すのは、ガウジングおよび1～3層目溶接による熱が蓄積したためであると考えられる。

最高到達温度分布の測定には 191,146,101および52℃の温度ペイントを使用した。図-4.6にその一例を示す。中央パネル側の温度分布はほぼ直線であるのに対して、跳出しパネル側は凸型の分布を示している。これは跳出しパネル端における熱の反射の影響によるものと考えられる。 191℃の温度ペイントはヒュームの付着のため、溶けているかどうか判定不能であった。しかし、ヒュームの付着領域は溶接線から30mm程度であったので、191 ℃を超える領域は最大でも30mmであると思われる。

支点上補剛材の温度ペイントの状況より補剛材端面の中央付近の最高到達温度は 146℃と 191℃の間であった。図-4.6では 146℃の範囲は補剛材の中心から最大でも70mm程度であった。このウェブと補剛材の違いは、ウェブの熱は遠方まで逃散するのに対し、補剛材では幅が 110mmと狭いので補剛材端面で熱は反射し蓄積したためであると考えられる。

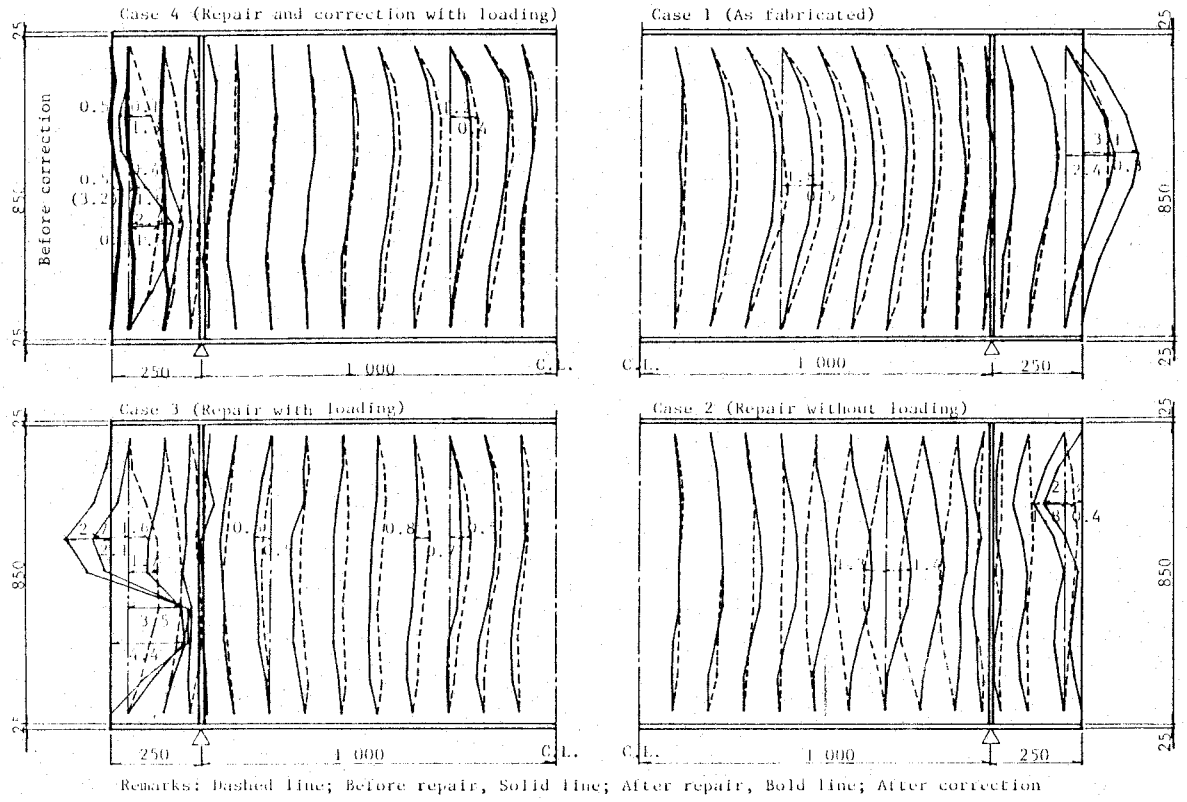


図-4.7　ウェブの面外方向変形

4．3．2　補修作業における変形挙動

ここでは、補修作業において変形が生じる過程について述べ、補修作業の結果生じた変形を道路橋示方書[22]の規定と比較する。

図-4.7にウェブの面外方向変位を示す。破線は補修溶接前の形状で、実線は補修溶接後の形状である。また、Case 4の跳出しパネルにある太い実線は線状加熱による矯正後の形状である。なお、補修溶接前の形状はすきまゲージにより、補修溶接後および矯正後の形状は図-4.4に示した治具により計測した。

各段階における変形の最大値および変動の最大値を表-4.6に示す。これらの値は必ずしも同一個所に生じているわけではないので、変形量の差が変動量となっていないことがある。また、Case 1（無補修）についても“補修溶接後の変形”の欄に数値が記載されているのは、Case 4（補修ならびに矯正）の補修溶接終了後に計測された値である。Case 2（応力下補修）とCase 3（無応力下補修）についても同様に、Case 3の補修に引続いて

表-4.6　補修前後の変形の最大値　(mm)

		Case 1 無補修 S-1B	Case 2 無応力下 溶接補修 S-2B	Case 3 応力下 溶接補修 S-2A	Case 4 応力下 補修・矯正 S-1A
中央パネル	補修溶接前	2.3	-1.3	1.2	1.4
	補修溶接後	1.8	1.4	-1.0	1.2
	変動量	0.5	2.7	0.8	0.4
跳出しパネル	補修溶接前	2.4	-0.4	0.7	1.9
	補修溶接後	(3.1) 2.7	(2.3) 1.8	(4.4) 3.5	(3.2) 2.5
	変動量	0.3	2.2	3.7	1.9
	加熱矯正後				(0.5) 0.4
	変動量				(2.7) 2.3

注　1）　変形の最大値と変動の最大値は必ずしも同一個所に生じていないので、変動量が溶接前後の変形の算術差になっているとはかぎらない。
　　2）　( ) 内の数値は跳出しパネル先端の値。
　　( ) 外の数値は先端より５０mm内側の値。

Case 2の補修を施し、その後に変形の計測を行っている。

これらの変形において特徴的なことは、跳出しパネルの変形モードが補修溶接前にはすべて１次モードであるのに対し補修作業を施すとすべて２次モードになったことである。

特に、応力作用下で実施したCase 3（写真-4.3）、Case 4が無応力下のCase 2（写真-4.4）より明瞭な２次モードとなっている。これは作用応力と溶接の相乗効果によるものではないかと考えられる。

図-4.8に跳出しパネルにおける面外変形の経時変化の一例を示す。これらはそれぞれNo.1,No.2,No.4溶接線溶接直後および溶接作業を完了、冷却後の変形形状を示している。この例の実験条件は無応力下での溶接補修であり、 S-2試験体のB パネルを用いて行ったものである。

補修溶接前の跳出しパネルの変形は最大個所で 0.6mmであった。

No.1溶接線溶接終了時にはウェブ高さの中央で10mm程度の大きさの１次モードの変形となり、溶接線側に引張られるように生じている。No.2溶接線の溶接による変形はNo.1の変形を打ち消すように逆方向に生じていた。

一方、中央パネル側での溶接は跳出しパネルの作業中の変形には大きな影響は及ぼさず、No.3溶接線溶接後、No.4溶接線溶接後もNo.2溶接線溶接後と同様な変形形状であった。

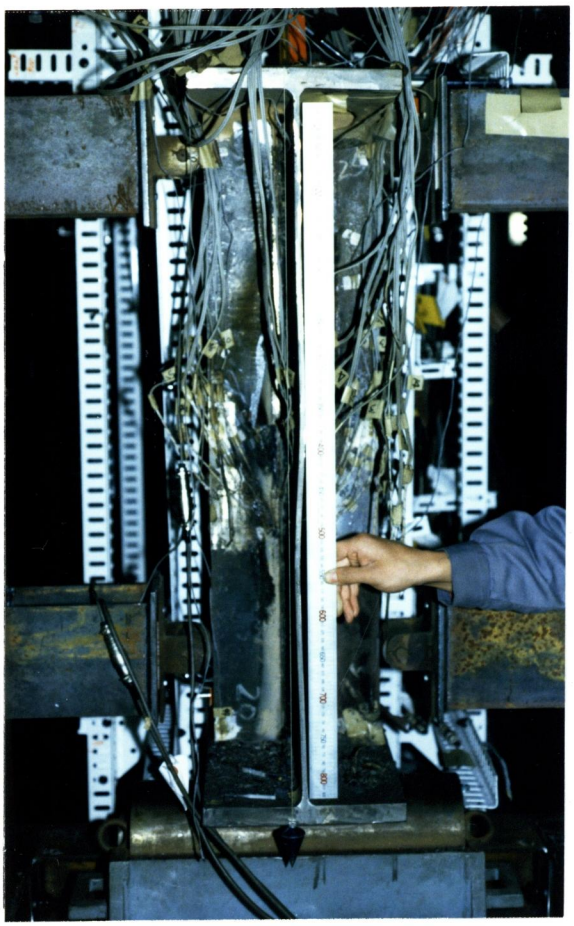


写真-4.3　応力下補修溶接後の変形

(Case 3 ，試験体S-2A)

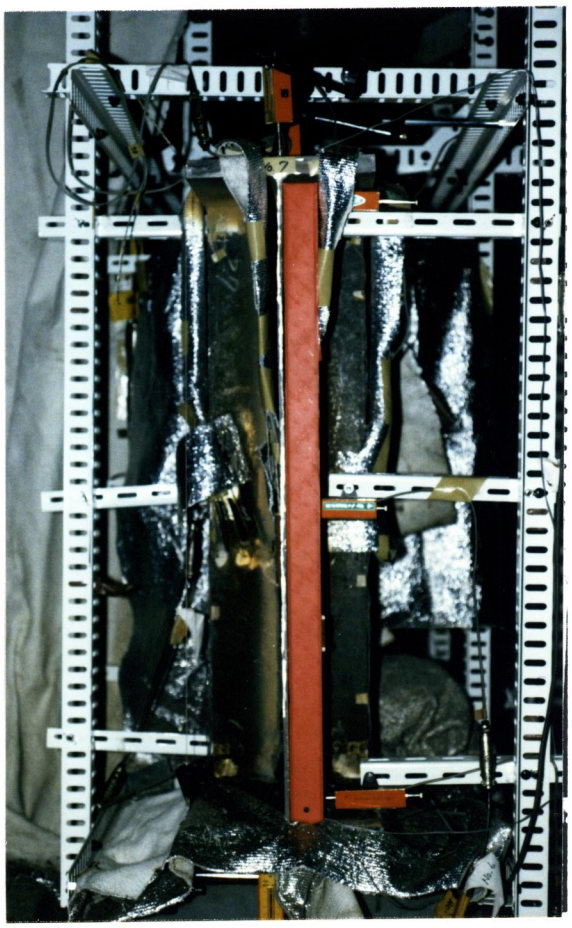
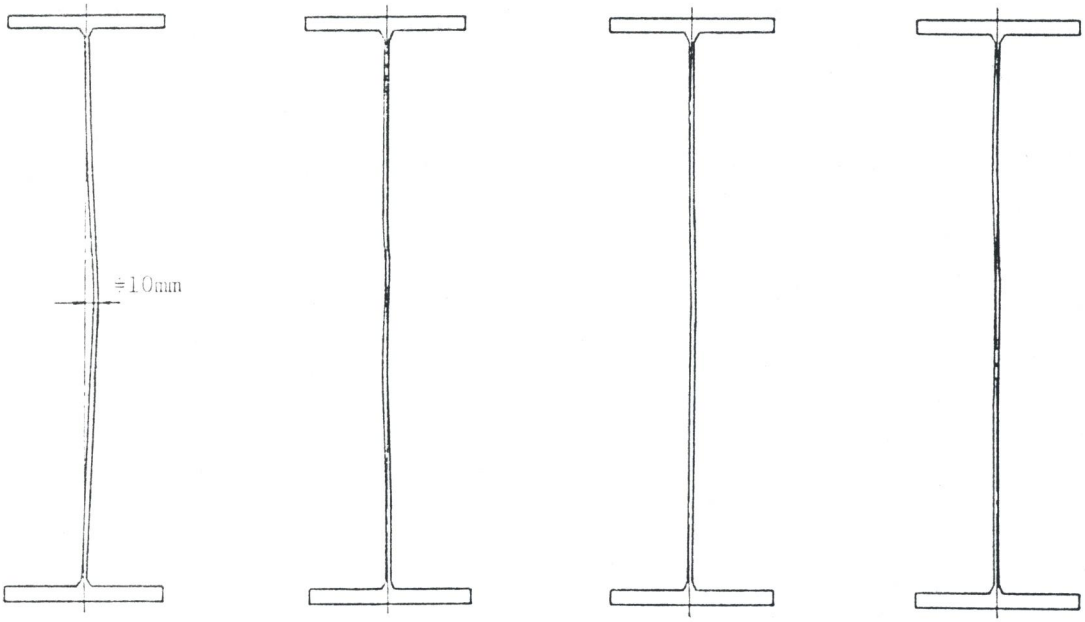


写真-4.4　無応力下補修溶接後の変形

(Case 2 ，試験体S-2B)



1) After welding of No.1 welded joint　2) After welding of No.2 welded joint　3) After welding of No.4 welded joint　4) After cooling

図-4.8　無応力下補修溶接後(Case 2 ，試験体S-2B) における変形の経時変化

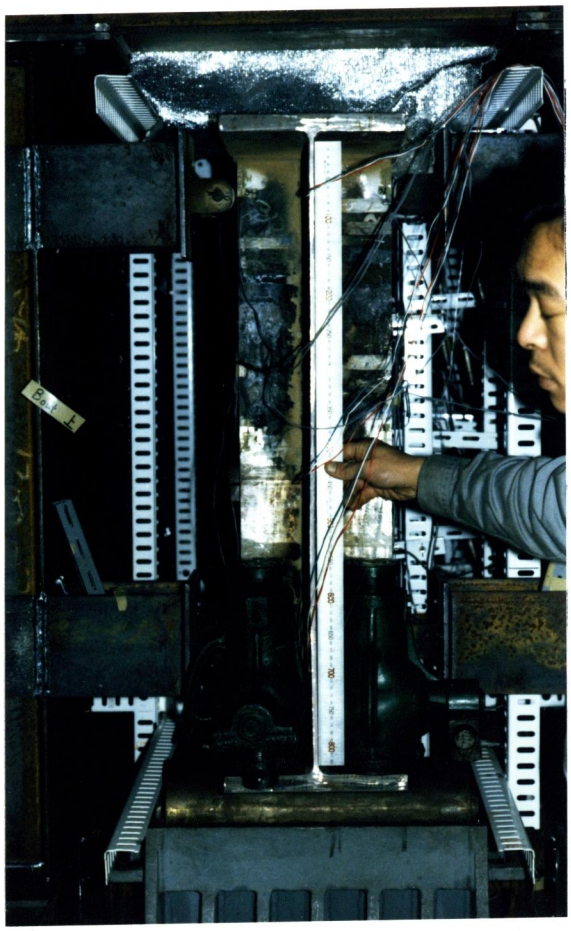


写真-4.5　フランジ加熱矯正後の変形
(Case 4 ，試験体S-1A)

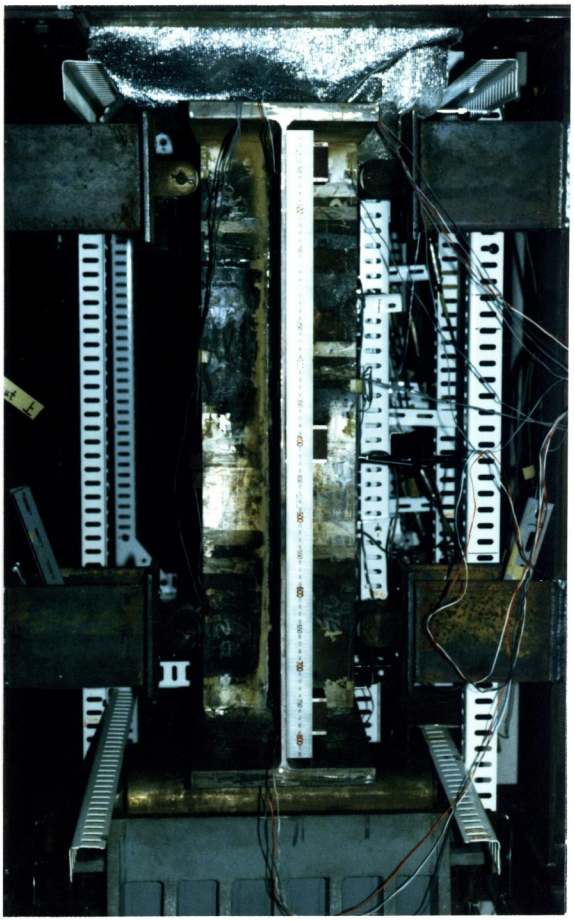


写真-4.6　ウェブ加熱矯正後の変形
(Case 4 ，試験体S-1A)

写真-4.4は冷却後の変形形状であるが、冷却にともなう溶接部の収縮により上フランジに近いウェブに最大で 2.3mmの変形を生じた。（図-4.7，Case 2参照）

応力作用下での補修（Case 3,4）においても、溶接作業中の変形は同様な経過をたどっており、溶接終了後の冷却過程において変形のモードが１次から２次に変化するのが見られた。

ところで、補修溶接前の変形の最大値は中央パネルおよび跳出しパネルでそれぞれ 1.2～2.3mm、0.4～2.4mm であった。これは道路橋示方書[22] の規定、すなわち桁高をｈとして、h/250=850/250=3.4mm を満足しており、経験的にも工場製作における変形量としては標準的なものであると思われる。

Case 3の補修溶接後の変形の最大値は跳出しパネルの先端から50mm内側において 3.5mmとなり道路橋示方書の規定を超えた。これは作用応力による変形と溶接による変形が拘束の弱い跳出しパネルの自由端に集中したためと考えられる。一方、Case 4においても補修

溶接直後には少なからぬ変形を生じていたが、矯正により充分な平坦度を得ることができた。（写真-4.5,4.6）

以上より、応力作用下での溶接では道路橋の示方書の規定を超える変形を生じることもあるが、応力を作用させたままでも矯正可能であると言えよう。

４．３．３　補修後の耐荷力

ここでは、補修作業後の破壊試験の結果得られた耐荷力について述べ、ウェブの変形量との関連性について考察する。

図-4.9にＰ－δ曲線を示す。実線は載荷点直下のたわみであり、破線は着目しているパネルの中心点の面外方向変位である。これらの図よりCase 1～4 とも耐荷力は表-4.7にも示されているように 1 980～2 090kN であることがわかる。なお、耐荷力は面外変位が急激に増加する荷重とした。

1 980～2 090kN は公称板厚により計算した弾性せん断座屈荷重（Ｐ=1 880kN）の 105～111 %に、全塑性せん断耐荷力（Ｐ=2 430kN）の81～86%に相当し、許容せん断耐荷力（Ｐ=1 090kN）に対しては 182～192 %となっている。

Case 1（無補修）においてＰ=1 090kNを境にして勾配が変化している。この荷重 1 090 kNは補修時の載荷荷重で、これ以下ではひずみ履歴を受けているが、これ以上では履歴を受ていない荷重である。Case 2～4 にこの現象が認られないのは溶接補修における熱の影響

表-4.7　耐　荷　力

	Case 1 無補修 S-1B	Case 2 無応力下 溶接補修 S-2B	Case 3 応力下 溶接補修 S-2A	Case 4 応力下 補修・矯正 S-1A
中央パネルの変形量　(mm)	1.8	1.4	-1.0	1.2
跳出しパネルの変形量　(mm)	3.1	2.3	4.4	3.2
耐荷力　(kN)	1980	2090	2040	2040
弾性せん断座屈荷重に対する比	1.05	1.11	1.09	1.09
全塑性せん断耐荷力に対する比	0.81	0.86	0.84	0.84
許容せん断耐荷力に対する比	1.82	1.92	1.87	1.87

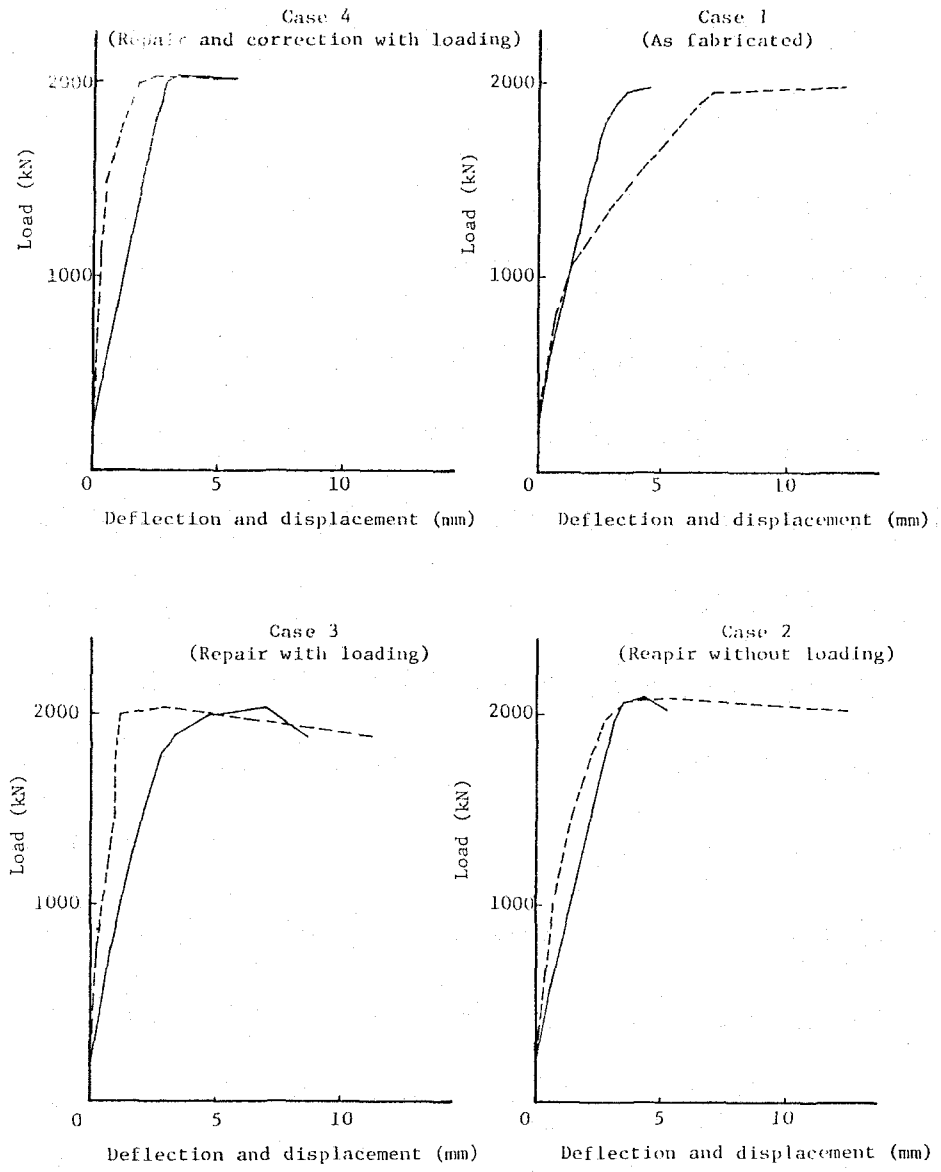


図-4.9　P－δ曲線

ではないかと思われる。

表-4.7にはウェブの変形量も記載されている。しかし中央パネルあるいは跳出しパネルの変形量と耐荷力の間には関連性を見出せない。この程度の初期変形は座屈挙動にそれほど影響を与えないものと考えられる。

以上より、応力作用下で補修溶接を行ったこの実験系列においては、耐荷力の減少は認られなかった。

４．４．まとめ

本実験では実際の橋梁の支点上補剛材を溶接補修することを想定して、試験桁のウェブに許容応力に等しいせん断応力を作用させた状態で補修溶接を行い、その挙動を検討した。また、補修溶接時に生じた跳出しパネルの変形を同じく応力作用下で線状加熱により矯正し、その効果についても検討した。

さらに、溶接補修した試験体について載荷試験を行い、耐荷力を検証した。

それらの結果を要約すると以下の通りである。

（１）　補修溶接による温度影響範囲は補剛材全幅とウェブの橋軸方向70mmの範囲でその温度の最高値もたかだか 150℃であった。

（２）　補修溶接による変形は中央パネル側では少なかった。一方、跳出しパネル側には少なからざる変形を生じた。

（３）　跳出しパネルにおける補修溶接作業中の変形は最大で10mm程度であり中央パネル側の溶接は作業中の変形に大きな影響を与えなかった。また、最大で10mm程度の変形もウェブに対して対称に溶接することにより打ち消すことがわかった。変形の発生は溶接作業中（高温時）におけるよりも冷却過程中に大きかった。

（４）　補修溶接時の作用応力の有無はウェブの面外変形の絶対値に有意差を与えなかった。しかし、変形モードは１次モードから２次モードとなった。

（５）　応力作用下でもジャッキを併用した線状加熱を行い、空冷することにより、補修溶接による跳出しパネルの変形を軽減させることができた。

（６）　溶接補修により、なかには跳出しパネルで面外変形が道路橋示方書の規定値を超えるものもあったが、各試験桁の耐荷力には５％程度の差しかなく、有意な差であるとは考えられなかった。また、その耐荷力は、弾性せん断座屈荷重の 105～111 ％，全塑性せん断耐荷力の81～86％で、許容せん断耐荷力に対しては 182～192 ％であった。

本章の実験は「１．１研究の背景」および「４．１　はじめに」で述べたように負反力により支承が破損したための支承の取り換え工事に端を発したものである。実施工は本章の実験を含む種々の実験結果にもとづいて実施されたが、溶接箇所が桁、橋脚とも曲げ応力が小さい支点付近であったこと、交通量が多い割りには振動が少ない場所であったことなど施工上有利な点にも恵まれ、工事は無事完了した。

第５章　実橋への適用についての考察

実橋の補修・補強溶接作業を考えるとき、第１章で述べたように、これまではステージング等を設置して死荷重を除去し、交通遮断をして活荷重ならびにそれに伴う振動を取り除いて作業を行うことが一般的であった。この状態での溶接は作業環境の悪さを除けば、工場における溶接にごく近いものであり、既往の研究成果によって、その継手ならびに部材の力学的挙動を把握することができる。

本研究の特徴である静荷重下での溶接は、交通を遮断し、活荷重およびそれに伴う振動は除くが、ステージング等の仮支点を設置しない状態での溶接に相当する。これまでの研究成果をもとに、補修・補強溶接の実橋への適用について考察し、提案する。

ａ）　補修・補強作業の設計について

1)　補修・補強作業の設計において安全性の検算は荷重の種類ごとに荷重係数を考える限界状態設計法の手法を用いて検討することが望ましい。

これは第３章における実験で得られた事実とそれに対する考察で示したように

- 荷重作用下で溶接された新規部材は、死荷重によって変形している既設構造物に単に取り付けられただけであるので、活荷重が作用しなければ伸縮がなく、ひずみを生じないから、死荷重のみでは応力を発生せず、断面に寄与できない。

ので、新たに取り付けられた部材は死荷重には抵抗しないということである。このことはその取り付け方法に依存しないので、たとえH.T.ボルトを使用したとしても生じる問題である。死荷重に対しては既設部材だけが抵抗するから、たとえば、曲げ部材を例にとると、死荷重による応力σ_dは既設部材の断面の諸量を用いて、

$$\sigma_d = \frac{M_d}{I_0} y_0 \tag{5.1}$$

となる。ここに、M_dは死荷重による曲げモーメント、I_0は既設部材の断面二次モーメント、y_0は既設部材の中立軸からの距離である。供用再開後の活荷重に対しては新規の

部材も含めた全断面で抵抗するので、活荷重による応力σ_lは全断面の諸量を用いて次式となる。

$$\sigma_l = \frac{M_l}{I_t} y_t \tag{5.2}$$

ここに、M_lは活荷重による曲げモーメント、I_tは新規の断面も含めた全断面の断面二次モーメント、y_tは全断面の中立軸からの距離である。したがって、既設部材に生じる全応力σ_0は死荷重による応力と活荷重による応力の和であるから、

$$\sigma_0 = \sigma_d + \sigma_l = \frac{M_d}{I_0} y_0 + \frac{M_l}{I_t} y_t \tag{5.3}$$

新規の部材に生じる全応力σ_nは活荷重による応力だけであるから、

$$\sigma_n = \sigma_l = \frac{M_l}{I_t} y_t \tag{5.4}$$

となる。このように部材に生じる応力は同一断面においても異る断面量を用いて求めなければならない。このようにして求められた応力はもはや荷重に比例しないので、安全性の検算は荷重の種類ごとに荷重係数を考える限界状態設計法の手法を用いて検討することが望ましい。

b）　補修・補強溶接作業中の安全性の確保について

1)　溶接が瞬間熱源とみなせる場合には、溶融状態にある、あるいは降伏点、ヤング率がほぼ零となる高温状態、たとえば安全側を考えて 300℃に達する溶接部を断面欠損とみなした強度解析を行い、さらに溶接熱が部材を伝導していく過程で降伏点、ヤング率が零にはならないが室温のそれよりも低下する領域を考慮した強度解析を行い、作業中の安全性を照査する必要がある。

2)　もし、これらの解析により安全性が確保されていない場合には、溶接長を分割して施工する、入熱量を低くするなどの対策を講じる必要がある。

1)については、溶接を瞬間熱源とみなした第２および３章に示したＦＥＭ解析結果、すなわち

- 板幅 150mm、板厚 6mmの平板にσ_n=140MPaの引張応力が作用する場合、過渡的な応力の再配分により断面の８割以上が降伏することがあった。
- 板幅 150mm、板厚 6mmの平板にσ_n=140MPaの圧縮応力が作用する場合、過渡的な応力の再配分により断面の９割以上が降伏することがあった。

第２章の結果、すなわち

- 溶接中に作用荷重のもとで変形が大きくなり、崩壊した（不安定となった）試験体に対して、溶接部を断面欠損として取り扱った解析、あるいは熱による降伏点、ヤング率の低下と溶接部を断面欠損として取り扱うことの両方を考慮した解析を行い、不安定現象を説明することができた。

に基づいている。

2)については、第２および３章の結果、すなわち、

- σ_n=140MPaの応力作用下では、引張応力下の場合、板幅 200mm、板厚 6mmの平板に対して溶接長が 100mm以下で、圧縮応力下の場合、板幅 150mm、板厚 6mmの平板に対して溶接長が15mm以下で良好な溶接がなされた。
- 溶接速度が速く、入熱量が小さい場合より、溶接速度が遅く、入熱量が大きい場合の方が変形が大きかった。

が参考になると考える。

ところが、実橋における一溶接線の溶接長は数メートルのオーダーであり、瞬間熱源とは考えにくい。

溶接を移動熱源とみなすと、溶融池の進行につれて、さきに溶接された部分の熱は伝導により逃散する。したがって、溶接線全長にわたって溶接が終了していなくても、現在の溶融池の位置よりある程度前に溶接された溶接部およびその近傍の強度、剛性は回復する。

溶融池が通過してから 100℃になるまでの時間を、第２章の溶接条件Q＝17 000J/cm, k＝0.182cm^2/sec, c＝0.114cal/g・℃, θ_0 ＝20℃を用いて求めてみると[23]、CT =210 secとなり、溶接速度vが10cm/minであるとすれば着目点の温度が100 ℃になったとき、溶融池は約35cm前方にあることになる。それゆえ、この例にしたがえば溶接長が35cm以上であるときには移動熱源と考えてもよいことになり、溶融池から35cmまでの溶接部が強度、剛性の喪失あるいは低下を考慮する範囲であり、それ以前の溶接部の強度、剛性は室温のそれに等しいものとして取り扱えばよいと考える。なお、この35cmという長さは溶接姿勢、溶接条件などにもよるが実施工における 4mmφの溶接棒１本分の溶接ビードの長さにほぼ相当する。

このように降伏点あるいはヤング率が室温のそれよりも大幅に低下するような領域は溶融池のごく近傍に限られる。すなわち、溶接線全長を分割することなく連続的に溶接したとしても実際には全溶接長 (l)を n分割して溶接していることと同じ条件となり、(l/n) =35cm の溶接長に対して第２章の結果、すなわち

- 溶接中に不安定となった試験体に対して、溶接部を断面欠損として取り扱った解析、あるいは熱による降伏点、ヤング率の低下と溶接部を断面欠損として取り扱うことの両方を考慮した解析を行い、不安定現象を説明することができた。

を適用すれば良いと考える。

c）　作業後の継手および部材の性能について

1）　静圧縮荷重が作用した状態で溶接された部材の溶接後の圧縮終局強度は、部材断面が十分大きい場合には低下しないと言える。

2）　しかし、部材断面がそれ程大きくない場合には静荷重作用下で溶接された継手の残留応力により部材断面のかなりの部分が降伏することも懸念されるので、詳細な検討をしなければならない。

3）　第２章における48.6φのパイプのように軸圧縮荷重作用下の溶接のため過大な変形を生じ、これが主たる原因であると考えられた耐荷力の減少を示した例もある。したがって、この過大な変形を荷重作用下で矯正することができるならばその効果は大きいものと思われる。

　第４章における単純梁の跳出しパネルに生じた変形を矯正するのに静荷重作用下での線状加熱は有効な方法であった。橋梁は梁を主体とした構造物であるので、板を主体とした他の溶接構造物に比べより厳しい条件で使用されている。それゆえ、これまで荷重作用下で加熱矯正を含めた加熱加工はほとんど行われていない。今後、荷重作用下での溶接がますます増加すると思われるが、荷重作用下での溶接により生じた変形を荷重作用下で加熱矯正することは有効な方法であると考える。

4）　許容応力度に等しい$\sigma_n=\pm 140$MPaの応力作用下にある板幅 150mm、板厚 6mmのSS41材に溶接を施し、その継手の降伏点、引張強さ、伸びおよびシャルピー吸収エネルギーを検証したところ無応力下で溶接されたものに比べ特に劣化しなかったので、±140MPa以下の応力作用下にある板幅 150mm、板厚 6mm以上のSS41材に溶接を施しても、その継手の降伏点、引張強さ、伸びおよびシャルピー吸収エネルギーについて特別な検討を必要としない。

1)については残留応力の影響も含めて部材の終局強度を検討した第２章の結果、すなわち

- 216.3 φのパイプに付加物を溶接取り付けした後の柱としての耐荷力は、素材のそれにほぼ等しかった。

および第４章の結果、すなわち

- 支点上補剛材を溶接補修した後の耐荷力試験において、各試験桁の耐荷力に有意な

差は認められなかった。

を参考にすると、実構造物において補修・補強溶接が構造物の圧縮終局強度を低下させることは少ないと考える。

2)については第３章の結果、すなわち

- 無応力下で溶接した平板に、溶接後負荷した残留応力分布と、応力下で溶接した平板の残留応力分布が同じであった。

ことから、死荷重が作用した状態で溶接された部材の残留応力は、ステージングを用いて無応力下で溶接し、ステージングを除去することによって死荷重が作用したときの部材の残留応力と同じ状態になるものと推定される。しかし、溶接される部材の断面がそれ程大きくない場合には断面のほとんどが降伏し、十分な剛性を確保できないことがあるかもしれない。

3)の前半については第２章の48.6φのパイプのように、応力作用下の溶接のために生じた変形が主たる原因であると考えられた耐荷力の減少、すなわち

- σ_n=80MPa の圧縮応力作用下で、長さ50mmのリングスティフナーを溶接した48.6φのパイプの耐荷力は、無応力下で溶接したパイプの耐荷力の約80%に低下した。

を示した例にもとづいている。

実施工においても荷重作用下での溶接により生じた変形を矯正する等の対策が必要となることもあると思われる。荷重作用下での矯正は、第４章の実験結果、すなわち

- 荷重作用下でもジャッキを併用した線状加熱を行い、空冷することにより、補修溶接による跳出しパネルの変形を軽減することができた。

ので、実橋においても有効であると考える。ただし、この矯正作業においては加熱範囲、加熱温度等に十分な注意を払うことが必要である。

4)については第２および３章の結果、すなわち

- 板幅 150mm、板厚 6mmの平板にσ_n=140MPaの応力作用下で、作用応力軸に平行あるいは垂直に溶接された継手の機械的性質は特に劣化しなかった。

ので、特に問題はないと考えられるが、この試験片より小さい部材を溶接する場合には上述の限りではない。

第６章　総　括

本研究では、補修・補強溶接の施工上の特徴、すなわち、

1)　橋梁の自重による静的荷重および通過交通による変動荷重が作用している。

2)　通行車両によって複雑な振動が生じている。

3)　天候、作業空間の制約などにより作業環境が悪くなる。

のうちの一つである「静荷重作用下にある部材への溶接」を取り上げ、作業中の安全性、ならびに作業後の継手および部材の性能について、実験あるいは解析を行い構造部材の力学的挙動を検討し、補修・補強溶接の実施の可能性ならびに実施可能な場合の施工上の留意点を明らかにした。

本研究で得られた主要な結果について各章ごとに以下に要約する。

第１章では、鋼橋の損傷事例を紹介し、補修・補強溶接が必要となった背景を述べた。そして、供用中の部材への補修・補強溶接の問題点を列挙し、既往の研究を報告した。さらに、本研究の目的を述べ、本論文の内容を概説した。

第２章では、216.3φと48.6φのパイプに圧縮荷重作用下でガセットあるいはリングスティフナーを溶接し、作業中の安定を確かめ、作業中安定であったものについて、その後の耐荷力を求めた。216.3φのパイプは非弾性座屈をする柱であり、48.6φのパイプは弾性座屈をする柱であった。結果を要約すると以下の通りである。

（１）　216.3φのパイプではσ_n=240MPa（公称降伏応力度）以下の圧縮応力が作用した状態で長さ 200mmのガセットあるいは長さ 230mmのリングスティフナーを溶接することは可能であった。

（２）　48.6φのパイプに長さ 150mmのガセットを溶接する場合、σ_n=100MPa（座屈許容応力度）以下の圧縮応力が作用している状態では溶接可能であったが、σ_n=160MPa（基本許容応力度）では溶接中に作用荷重のもとで変形が大きくなり、崩壊した（不安定になった）。また、長さ50mmのリングスティフナーを溶接する際にはσ_n=80MPa 以下では溶接可能であったが、σ_n=100MPa以上では溶接中に不安定となった。したがって、このような場合には溶接長を分割して施工するあるいは作用荷重を低減する等の方法が必要である。

（３）　本実験において溶接中に不安定となった試験体に対して、溶接部を断面欠損と

して取り扱った解析、あるいは熱によるヤング率、降伏応力度の低下と溶接部を断面欠損として取り扱うことの両方を考慮した解析を行い、一次近似としては妥当であることを示した。

（４）　216.3φのパイプでは最大 4.4mmの初期変形があったにもかかわらず耐荷力に有意差はなく、ほぼ素材の耐荷力に等しかった。したがって、 216.3φのパイプではσ_n=240MPa以下の圧縮応力作用下で長さ 200mm以下のガセットあるいは長さ 230mm以下のリングスティフナーを溶接したとしても無応力下で溶接されたパイプの耐荷力はもちろん素材のパイプの耐荷力を下回ることはないといえる。

（５）　48.6φのパイプではσ_n=100MPa以下で長さ 150mmのガセットを溶接したパイプの耐荷力に有意差はなく、無応力下で溶接されたパイプの耐荷力にほぼ等しかった。また、σ_n=80MPa で長さ50mmのリングスティフナーを溶接した試験体では無応力下で溶接した試験体の耐荷力の約80%に低下した。したがって、このような場合には、作用荷重を低減する、荷重作用下での溶接により生じた変形を矯正する等の手段を講じる必要があると思われる。

本章で対象とした実構造物は 508φのパイプ柱であり、以下の理由、すなわち、

① 実構造物の溶接箇所は格点近傍であり、本実験で行なった部材中間の溶接施工は実施工より厳しい条件である。

② 216.3φのパイプは240MPaという公称降伏応力度作用下で溶接されたにもかかわらず、無応力下で溶接されたものと比べて有意差は認られなかった。実構造物に作用している応力は160MPa以下の低応力である。

で安全であると判断し、施工を実施することにしている。

第３章では、荷重作用下で等断面プレートガーダーの切欠き桁への改造作業を行ない、さらに耐荷力試験を行った。結果を要約すると次の通りである。

（１）　補剛材溶接後、ガス切断を行なった場合には、切欠き端の下フランジの応力σ=100MPa 、ウェブのせん断応力τ=50MPaの位置で切断しても試験桁中央のたわみは、わずかに１mm程度増加したにすぎなかった。

（２）　ガス切断後、下フランジを溶接しようとした場合、切欠き長さを 440mmとして垂直補剛材の手前まで切断することは可能であったが、切欠き長さを 720mmとして垂直補

剛材を越えて切断した時には、過大なたわみが生じ、試験機の荷重が減少した。実橋においては死荷重は減少することなく作用したままであるので、この状態は破壊につながるものと考えられる。

（３）　改造後の試験桁の耐荷力は 650kNであり、切欠いた個所が耐荷力を支配するものではなかった。　この桁の道路橋示方書によって照査した許容荷重は 220kNでこれに対しては 3.0倍であった。

（４）　以上の結果を踏まえて実橋における施工手順を以下のように提案した。

①　まず、垂直補剛材を溶接する。

②　次に、水平補剛材を溶接する。

この時、最も内側（スパン中央より）の補剛材は⑤の下フランジと同一線上とし、次の垂直補剛材まで延ばすのが良い。

③　続いて、ドリルにより孔明し、

④　ガス切断する。

⑤　最後に下フランジを溶接する。

本章の実験、すなわち切欠き桁への改造は都市内高速道路の出路にあるプレートガーダーの補修工事を行なうにあたって実施されたものである。実施工は本実験の結果を踏まえて、最初に垂直および水平補剛材を溶接し、十分な補強を施した後ガス切断を行ない、最後に一枚の下フランジを溶接した。これらの作業は全面的な交通遮断をすることなく実施され、無事完了した。

第４章では、実際の橋梁の支点上補剛材を溶接補修することを想定して、試験桁のウェブに許容応力に等しいせん断応力を作用させた状態で補修溶接を行い、その挙動を検討した。また、補修溶接時に生じた跳出しパネルの変形を同じく応力作用下で線状加熱により矯正し、その効果についても検討した。

さらに、溶接補修した試験体について載荷試験を行い、耐荷力を検証した。

それらの結果を要約すると以下の通りである。

（１）　補修溶接による温度影響範囲は補剛材全幅とウェブの橋軸方向70mmの範囲でその温度の最高値もたかだか 150℃であった。

（２）　補修溶接による変形は中央パネル側では少なかった。一方、跳出しパネル側に

は少なからざる変形を生じた。

（３）　跳出しパネルにおける補修溶接作業中の変形は最大で10mm程度であり中央パネル側の溶接は作業中の変形に大きな影響を与えなかった。また、最大で10mm程度の変形もウェブに対して対称に溶接することにより打ち消すことがわかった。変形の発生は溶接作業中（高温時）におけるよりも冷却過程中に大きかった。

（４）　補修溶接時の作用応力の有無はウェブの面外変形の絶対値に有意差を与えなかった。しかし、変形モードは１次モードから２次モードとなった。

（５）　応力作用下でもジャッキを併用した線状加熱を行い、空冷することにより、補修溶接による跳出しパネルの変形を軽減させることができた。

（６）　溶接補修により、なかには跳出しパネルで面外変形が道路橋示方書の規定値を超えるものもあったが、各試験桁の耐荷力には５％程度の差しかなく、有意な差であるとは考えられなかった。また、その耐荷力は、弾性せん断座屈荷重の 105～111 ％，全塑性せん断耐荷力の81～86％で、許容せん断耐荷力に対しては 182～192 ％であった。

本章の実験は負反力により支承が破損したための支承の取り換え工事に端を発したものである。実施工は本章の実験を含む種々の実験結果にもとづいて実施されたが、溶接箇所が桁、橋脚とも曲げ応力が小さい支点付近であったこと、交通量が多い割りには振動が少ない場所であったことなど施工上有利な点にも恵まれ、工事は無事完了した。

第５章では、第２～４章の研究結果をもとに補修・補強溶接の実橋への適用について考察し、提案した。内容は以下の通りである。

（１）　補修・補強作業の設計において安全性の検算は荷重の種類ごとに荷重係数を考える限界状態設計法の手法を用いて検討することが望ましい。

（２）　溶接が瞬間熱源とみなせる場合には、溶融状態にある、あるいは降伏点、ヤング率がほぼ零となる高温状態、たとえば安全側を考えて 300℃に達する溶接部を断面欠損とみなした強度解析を行い、さらに溶接熱が部材を伝導していく過程で降伏点、ヤング率が零にはならないが室温のそれよりも低下する領域を考慮した強度解析を行い、作業中の安全性を照査する必要がある。

（３）　もし、これらの解析により安全性が確保されていない場合には、溶接長を分割して施工する、入熱量を低くするなどの対策を講じる必要がある。

（４）　静圧縮荷重が作用した状態で溶接された部材の溶接後の圧縮終局強度は、部材断面が十分大きい場合には低下しないと言える。

（５）　荷重作用下の溶接のため過大な変形を生じた例があり、これが主たる原因であると考えられた耐荷力の減少を示したものもあるが、静荷重作用下での溶接により生じた変形を矯正するのに静荷重作用下での線状加熱は有効な方法であった。

本研究の特徴は、交通を遮断し活荷重とそれに伴う振動は取り除くが、ステージング等の仮支点を用いて死荷重を除去することなく死荷重が作用したままの状態にある構造物に溶接を施すという、未経験の問題を取り扱ったところにある。これまで荷重作用下の構造物に溶接などの熱を与えることを恐れ、部材の連結にH.T.ボルトを用い、H.T.ボルトを使用することに伴う断面欠損は補強材の断面を増すことによって補っていた。溶接による部材の連結には断面欠損がないので、補修・補強作業に溶接を使用することができれば、そのメリットは少なくない。本研究では、荷重が作用したままの状態における補修・補強作業に溶接を使用することの可能性とその留意点を与えたところに意義があると考える。

参 考 文 献

1）IABSE Reports Vol.37 ; Fatigue of steel and concrete structures, IABSE Colloquium Lausanne 1982, Proceedings.

2）Ibid. Vol.38 ; Maintenance, repair and rehabilitation of bridges, IABSE Symposium Washington D.C. 1982, Introductory Report.

3）Ibid. Vol.39 ; ditto, Final Report.

4）J.W.Fisher ; Fatigue and fracture in steel bridges --case studies--, John Wiley & Sons

5）第２９回構造工学シンポジウム「既存構造物の診断・補修・保守等に関する諸問題等」,1983

6）土木学会関西支部「既設の橋梁構造物およびその構成部材の健全度、耐久性に関するシンポジウム」,1983

7）特集・土木構造物の耐用年数と維持管理，土木学会誌，Vol.68, No.10, 1983

8）連載講義「溶接構造物の損傷とその防止」Ⅱ－３　橋梁の損傷と補修，溶接学会誌，Vol.52, No.7, 1983

9）特集　道路の維持管理，道路（日本道路協会誌），通巻 501号，1982-11

10）橋梁・今日の課題　補修と補強特集，橋梁と基礎，Vol.17, No.8, 1983　創刊 200号記念

11）加藤ら；交通供用下で溶接を用いた橋梁補修工事，土木技術，Vol.39,No.3, pp.55～65およびNo.5,pp.81～91,1984

12）宮崎ら；鋼アーチ道路橋に生じたクラックの原因調査とガセット部の主応力解析について，第39回土木学会年次学術講演会，I-198, 1984

13）前田ら；鋼桁切欠部の疲労試験と評価，阪神高速道路公団技報第３号,1983

14）倉西，田島；橋梁の現場溶接，土木学会誌 Vol.64, No.4, pp.35～40, 1979

15）鈴木（巌）ら；既設橋梁の振動下における現場溶接施工実験，第37回土木学会年次学術講演会，I-96, 1982

16）溶接施工性に関する検討業務「概要書」，阪神高速道路公団，日立造船㈱，昭和57年 3月

17）K.Horikawa et al.; Repair welding on bridges in service condition,

Trans. of JWRI, Vol.12, No.2, 1983

18) 冨田穣ら；既設橋梁の現地溶接補修について，第38回土木学会年次学術講演会，I-160，1983

19) 中西ら；変動応力載荷中の溶接施工に関する研究（第一報），溶接学会論文集，Vol.3，No.1，1985

20) N.Tokuzawa et el.; Mechanical behaviors of structural members welded under loading, Trans. of JWRI, Vol.10, No.1, 1981

21) 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，Vol.42，No.6，pp. 61～71，1973

22) 道路橋示方書・同解説

23) 佐藤ら；溶接工学，理工学社

24) 道路構造物の補修標準（鋼構造物編），阪神高速道路公団，1984-4

25) 送電用支持物設計標準，JEC-127-1979，電気学会

26) 日本鋼構造協会標準委員会鋼管 JIS小委員会実験班；塑性加工を受けた鋼材の機械的性質――STK 41の引張ならびに圧縮に対する機械的性質――JSSC，Vol.6，No.53，pp.1～34，1970

27) 日本鋼構造協会技術委員会安全性分科会座屈小委員会溶接形鋼力学班；残留応力と座屈，JSSC，Vol.3，No.16，pp. 16～22，および 44～48，1967

28) 土木学会編；構造力学公式集

Appendix A　SS41材の高温引張試験

SS41材の高温における材料特性を求めるために高温引張試験を行った。試験片を図-A.1に示す。試験機は熱源にニクロム線を使用した割形管状炉を有するインストロン型引張試験機である。試験方法はJIS G 0567に準拠した。

実験結果を図-A.2ならびにA.3 に示す。図-A.2より明らかなように 100℃以上の高温においては降伏点が明瞭でないので、 0.2%耐力と比例限応力度の両方を求めている（図-A.3）。

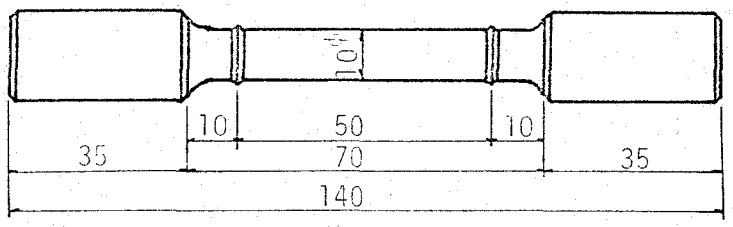


図-A.1　試験片形状

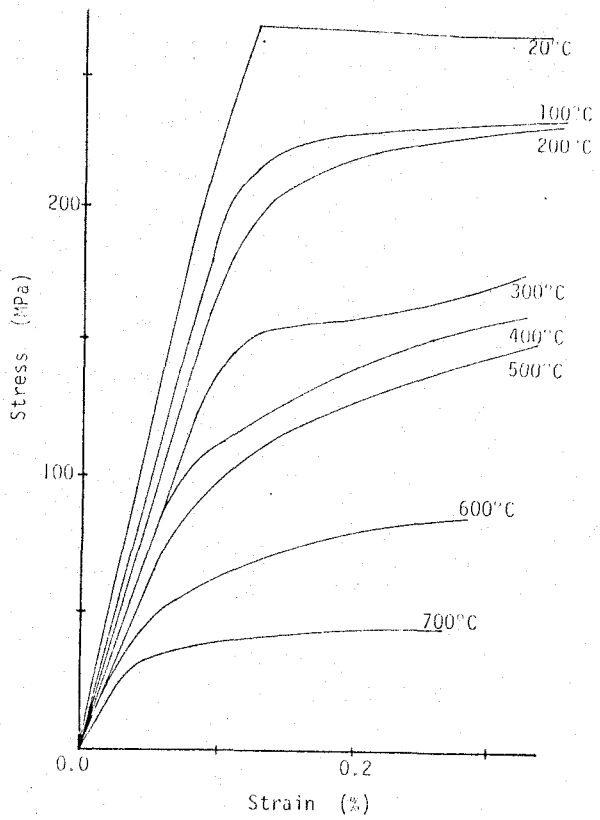


図-A.2　応力－ひずみ曲線

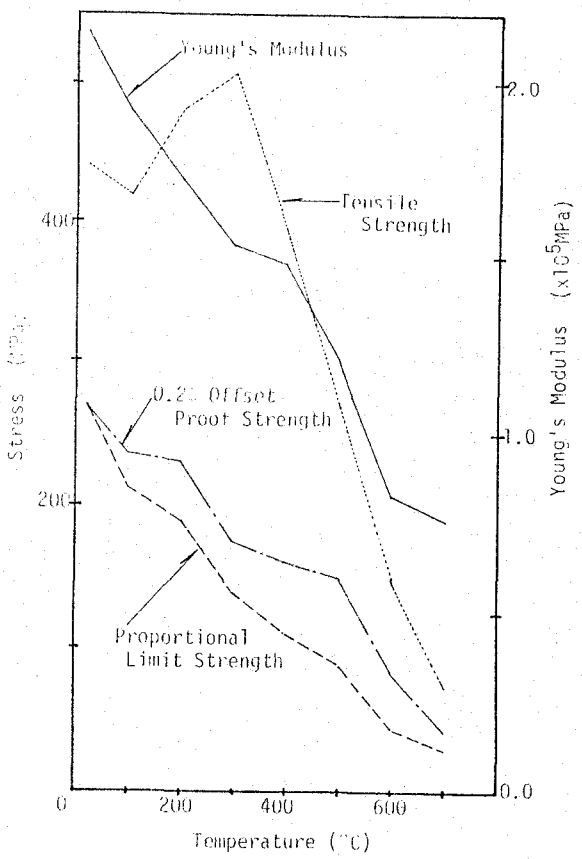


図-A.3　機械的性質の温度依存性

Appendix B　有限要素法による熱弾塑性解析における定式化

I）　温度変化がない場合の応力－ひずみ関係および要素内のひずみと節点変位の関係

温度変化がない場合の応力－ひずみ関係および要素内のひずみと節点変位の関係は増分形を用いると次のように書ける。

$$\{\dot{\sigma}\} = [D]\ \{\dot{\epsilon}\} \tag{B.1}$$

$$\{\dot{\epsilon}\} = [B]\ \{\dot{u}\} \tag{B.2}$$

固有ひずみ $\{\dot{\epsilon}_0\}$ が存在する場合には式 (B.1)は

$$\{\dot{\sigma}\} = [D]\ \{\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_0\} \tag{B.3}$$

となる。熱弾塑性問題においては固有ひずみは温度増分 $\dot{T}$ に関係した量であるので、式 (B.3)は次のように表わせる。

$$\{\dot{\sigma}\} = [D]\ \{\dot{\epsilon}\} - \{C\}\ \dot{T} \tag{B.4}$$

次に、荷重増分と節点変位増分の関係を仮想仕事の原理を用いて定式化する。仮想仕事の原理より平衡状態において次式が成立する。

$$\{\delta\dot{u}\}^T\ \{\dot{P}\} = \int \{\delta\dot{\epsilon}\}^T\ \{\dot{\sigma}\}\ dV \tag{B.5}$$

上式に式 (B.2),(B.4)を代入して変形すると、

$$\{\delta\dot{u}\}^T\ \{\dot{P}\} = \int [B]^T\ \{\delta\dot{u}\}^T\ ([D]\ \{\dot{\epsilon}\} - \{C\}\ \dot{T})\ dV$$

$$= \int ([B]^T\ \{\delta\dot{u}\}^T\ [D]\ \{\dot{\epsilon}\} - [B]^T\ \{\delta\dot{u}\}^T\ \{C\}\ \dot{T})\ dV$$

$$\therefore \quad \{\dot{P}\} = \left(\int [B]^T [D] [B] \, dV\right) \{\dot{u}\} - \int \left([B]^T \{C\} \dot{T}\right) dV$$

$$= [K] \{\dot{u}\} - \{\dot{L}\} \tag{B.6}$$

を得る。ここに［K］は剛性マトリックス、$\{\dot{L}\}$ は等価節点力ベクトルであり、

$$[K] = \int \left([B]^T [D] [B]\right) dV$$

$$\{\dot{L}\} = \int \left([B]^T \{C\} \dot{T}\right) dV$$

である。

II）　降伏応力度，ヤング率，線膨張係数の温度依存性を考慮した
応力増分－ひずみ増分関係

i）　弾性域

全ひずみ増分は自由熱ひずみ増分とひずみの適合条件を満たすための機械的ひずみ増分の和であるので、

$$\{\dot{\epsilon}\} = \{\dot{\epsilon}_T\} + \{\dot{\epsilon}_e\} \tag{B.7}$$

と表わせる。温度変化に伴う自由熱膨張ひずみ増分 $\{\dot{\epsilon}_T\}$ は温度Tにおける線膨張係数 $\{\alpha\}$ を用いると次のようになる。

$$\{\alpha\} = \{\alpha_0\} + \frac{\partial\{\alpha_0\}}{\partial T}\cdot T$$

$$\{\dot{\epsilon}_T\} = \{\alpha_0\}\dot{T} + \frac{\partial\{\alpha_0\}}{\partial T}\cdot T\cdot\dot{T} \tag{B.8}$$

一方、機械的ひずみ増分は

$$\{\dot{\epsilon}_e\} = [D_e]^{-1}\{\dot{\sigma}\} + \frac{\partial[D_e]^{-1}}{\partial T}\cdot\{\sigma\}\cdot\dot{T} \tag{B.9}$$

であるので、$\{\dot{\sigma}\}$ と $\{\dot{\epsilon}\}$ の関係は式 (B.7)～(B.9) から

$$\{\dot{\epsilon}\} = \{\alpha_0\}\dot{T} + \frac{\partial\{\alpha_0\}}{\partial T}\cdot T\cdot\dot{T} + [D_e]^{-1}\{\dot{\sigma}\} + \frac{\partial[D_e]^{-1}}{\partial T}\cdot\{\sigma\}\cdot\dot{T}$$

$$\therefore \quad \{\dot{\sigma}\} = [D_e]\{\dot{\epsilon}\} - [D_e]\left(\{\alpha_0\} + \frac{\partial\{\alpha_0\}}{\partial T}\cdot T + \frac{\partial[D_e]^{-1}}{\partial T}\cdot\{\sigma\}\right)\dot{T} \tag{B.10}$$

となる。したがって、式 (B.4)における [D] ，{C} をそれぞれ

$$\left.\begin{aligned} [D] &= [D_e] \\ \{C\} &= \{C_e\} \\ &= [D_e]\left(\{\alpha_0\} + \frac{\partial\{\alpha_0\}}{\partial T}\cdot T + \frac{\partial[D_e]^{-1}}{\partial T}\cdot\{\sigma\}\right) \end{aligned}\right\} \tag{B.11}$$

とすると、式(B.10)は次式となる。

$$\{\dot{\sigma}\} = [D_e]\{\dot{\epsilon}\} - \{C_e\}\dot{T} \tag{B.12}$$

ii)　塑性域

塑性に達した材料は非圧縮性とし、降伏関数を塑性ポテンシャルとみなすと、塑性ひずみ増分 $\{\dot{\epsilon}_p\}$ は

$$\{\dot{\epsilon}_p\} = \frac{1}{g}\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} df = \lambda \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} \tag{B.13}$$

となる。また、全ひずみ増分は次式となる。

$$\{\dot{\epsilon}\} = \{\dot{\epsilon}_T\} + \{\dot{\epsilon}_e\} + \{\dot{\epsilon}_p\} \tag{B.14}$$

ところで、材料が塑性域において負荷状態にあるための条件は

$$\{\dot{f}\} = \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T \{\dot{\sigma}\} + \left\{\frac{\partial f}{\partial \epsilon_p}\right\}^T \{\dot{\epsilon}_p\} + \left\{\frac{\partial f}{\partial T}\right\} \dot{T} = 0 \tag{B.15}$$

である。また、塑性ひずみは応力増分に寄与しないから、応力増分は式 (B.9)で与えられる。

$$\{\dot{\epsilon}_e\} = [D_e]^{-1}\{\dot{\sigma}\} + \frac{\partial [D_e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}\dot{T} \tag{B.16}$$

式(B.8),(B.13),(B.14),(B.15),(B.16) から $\{\dot{\epsilon}_e\}$, $\{\dot{\epsilon}_p\}$, $\{\dot{\epsilon}_T\}$ を消去すると、

$$\{\dot{\epsilon}\} = \{\dot{\epsilon}_T\} + \{\dot{\epsilon}_e\} + \{\dot{\epsilon}_p\}$$

$$= \{\alpha_0\}\dot{T} + \frac{\partial\{\alpha_0\}}{\partial T} T \cdot \dot{T}$$

$$+ [D_e]^{-1}\{\dot{\sigma}\} + \frac{\partial [D_e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}\dot{T} + \lambda\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}$$

ここで、$\beta = \{\alpha_0\} + \frac{\partial\{\alpha_0\}}{\partial T}T + \frac{\partial [D_e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}$ とおくと、

$$\{\dot{\epsilon}\} = [D_e]^{-1}\{\dot{\sigma}\} + \lambda\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\} + \beta\cdot\dot{T}$$

$$[D_e]\{\dot{\epsilon}\} = \{\dot{\sigma}\} + \lambda\cdot[D_e]\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\} + [D_e]\cdot\beta\cdot\dot{T}$$

$$= -\frac{\{\frac{\partial f}{\partial \epsilon_p}\}^T\{\dot{\epsilon}_p\} + \{\frac{\partial f}{\partial T}\}\dot{T}}{\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}^T} + \lambda\cdot[D_e]\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\} + [D_e]\cdot\beta\cdot\dot{T}$$

$$\therefore\quad \lambda = \frac{\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}^T[D_e]\{\dot{\epsilon}\} + \{\frac{\partial f}{\partial T}\}\dot{T} - \{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}^T[D_e]\cdot\beta\cdot\dot{T}}{\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}^T[D_e]\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\} - \{\frac{\partial f}{\partial \epsilon_p}\}^T\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}} \tag{B.17}$$

ここで、$S = \{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}^T[D_e]\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\} - \{\frac{\partial f}{\partial \epsilon_p}\}^T\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}$ とおくと、式(B.17)は次式となる。

$$\lambda = \frac{1}{S}\left(\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}^T[D_e]\{\dot{\epsilon}\} + \{\frac{\partial f}{\partial T}\}\dot{T} - \{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}^T[D_e]\cdot\beta\cdot\dot{T}\right) \tag{B.18}$$

次に、式(B.8),(B.13),(B.14),(B.16),(B.18) から $\{\dot{\epsilon}_e\}$, $\{\dot{\epsilon}_p\}$, $\{\dot{\epsilon}_T\}$, λ を消去すると、応力増分とひずみ増分の関係が得られる。

$$\{\dot{\epsilon}\} = \{\dot{\epsilon}_T\} + \{\dot{\epsilon}_e\} + \{\dot{\epsilon}_p\}$$

$$= \{\alpha_0\}\dot{T} + \frac{\partial\{\alpha_0\}}{\partial T} T \cdot \dot{T}$$

$$+ [D_e]^{-1}\{\dot{\sigma}\} + \frac{\partial [D_e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}\dot{T} + \lambda\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}$$

$$= [D_e]^{-1}\{\dot{\sigma}\} + \beta\cdot\dot{T} + \frac{1}{S}\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}$$

$$\times\left(\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T [D_e]\{\dot{\epsilon}\} + \left\{\frac{\partial f}{\partial T}\right\}\dot{T} - \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T [D_e]\cdot\beta\cdot\dot{T}\right)$$

両辺に左から $[D_e]$ を掛けて整理すると、

$$\{\dot{\sigma}\} = [D_e]\{\dot{\epsilon}\} - [D_e]\cdot\beta\cdot\dot{T} - \frac{1}{S}[D_e]\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}$$

$$\times\left(\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T [D_e]\{\dot{\epsilon}\} + \left\{\frac{\partial f}{\partial T}\right\}\dot{T} - \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T [D_e]\cdot\beta\cdot\dot{T}\right)$$

$$= \left([D_e] - \frac{1}{S}[D_e]\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T [D_e]\right)\{\dot{\epsilon}\}$$

$$- \left([D_e] - \frac{1}{S}[D_e]\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T [D_e]\right)\cdot\beta\cdot\dot{T}$$

$$- \frac{1}{S}[D_e]\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}\left\{\frac{\partial f}{\partial T}\right\}\dot{T} \qquad \text{(B.19)}$$

となる。

ここで、 $[D_p] = [D_e] - \frac{1}{S}[D_e]\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T [D_e]$

$$\{C_p\} = [D_p]\cdot\beta + \frac{1}{S}[D_e]\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}\left\{\frac{\partial f}{\partial T}\right\}$$

とおくと、式(B.19)は式 (B.4)と同型となる。

$$\{\dot{\sigma}\} = [D_p]\{\dot{\epsilon}\} - \{C_p\}\dot{T} \tag{B.20}$$

Ⅲ)　応力－ひずみ行列の具体的表示

$[D_e]$，$\{C_e\}$ は式(B.11)からただちに求まる。

$$[D_e] = \frac{E}{1-\nu^2}\begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix} \tag{B.21}$$

$$\{C_e\} = [D_e]\left(\begin{Bmatrix} \alpha_0 \\ \alpha_0 \\ 0 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \partial\alpha_0/\partial T \\ \partial\alpha_0/\partial T \\ 0 \end{Bmatrix} T - \begin{Bmatrix} \sigma_x - \nu\sigma_y \\ \sigma_y - \nu\sigma_x \\ 2(1+\nu)/\tau_{xy} \end{Bmatrix} \frac{1}{E^2}\cdot\frac{dE}{dT}\right) \tag{B.22}$$

Mises の降伏条件は次式で与えられる。

$$f^2 = \sigma_x^2 - \sigma_x\sigma_y + \sigma_y^2 + 3\tau_{xy}^2 - \sigma_Y^2 = 0$$

したがって、$\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T = \frac{3}{2f}\{\sigma_x', \sigma_y', 2\tau_{xy}\} = \frac{3}{2\sigma_Y}\{\sigma_x', \sigma_y', 2\tau_{xy}'\}$

ここに、$\sigma_x' = \frac{1}{3}(2\sigma_x - \sigma_y)$，$\sigma_y' = \frac{1}{3}(2\sigma_y - \sigma_x)$，$\tau_{xy}' = \tau_{xy}$である。

$$\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T [D_e] = \frac{3}{2\sigma_Y}\begin{Bmatrix} \sigma_x' \\ \sigma_y' \\ 2\tau_{xy}' \end{Bmatrix}^T \frac{E}{1-\nu^2}\begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix}$$

$$= \frac{3}{2\sigma_Y}\{S_1, S_2, S_6\}$$

ただし、$S_1 = \dfrac{E}{1-\nu^2}(\sigma_x' + \nu\sigma_y')$, $S_2 = \dfrac{E}{1-\nu^2}(\nu\sigma_x' + \sigma_y')$,

$S_6 = \dfrac{E}{1+\nu}\tau_{xy}'$ である。

$$\therefore \quad [D_e]\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T[D_e] = \frac{9}{4\sigma_Y^2}\begin{bmatrix} S_1^2 & S_1 S_2 & S_1 S_6 \\ & S_2^2 & S_2 S_6 \\ \text{Sym.} & & S_6^2 \end{bmatrix}$$

ところで、Sは次のようになる。

$$S = \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}^T[D_e]\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} - \left\{\frac{\partial f}{\partial \epsilon_p}\right\}^T\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}$$

$$= \frac{9}{4\sigma_Y^2}(S_1\cdot\sigma_x' + S_2\cdot\sigma_y' + 2S_6\cdot\tau_{xy}') - \left\{\frac{\partial f}{\partial \epsilon_p}\right\}^T\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} \qquad (B.23)$$

ここで、右辺第２項は、

$$\left\{\frac{\partial f}{\partial \epsilon_p}\right\}^T\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} = -\left\{\frac{\partial \sigma_Y}{\partial \epsilon_p}\right\}^T\{\dot{\epsilon}_p\}\cdot\frac{1}{\lambda} \quad \left(\because \{\dot{\epsilon}_p\} = \lambda\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}\right)$$

$$= -(\dot{\sigma}_Y)\cdot\frac{1}{\lambda} \quad \left(\because \left\{\frac{\partial \sigma_Y}{\partial \epsilon_p}\right\}^T\{\dot{\epsilon}_p\} = \dot{\sigma}_Y\right)$$

$$= -\frac{1}{\lambda}\cdot\frac{\partial \sigma_Y}{\partial \overline{\epsilon_p}}\cdot\dot{\overline{\epsilon_p}} \quad \left(\because \dot{\sigma}_Y = \frac{\partial \sigma_Y}{\partial \overline{\epsilon_p}}\cdot\dot{\overline{\epsilon_p}}\right)$$

$$= -\frac{1}{\lambda}\cdot H'\cdot\frac{1}{\overline{\sigma}}\cdot\dot{W}_p \quad \left(\because \frac{\partial \sigma_Y}{\partial \overline{\epsilon_p}} = H' \ , \ \dot{W}_p = \overline{\sigma}\cdot\dot{\overline{\epsilon_p}}\right)$$

$$= -\frac{1}{\lambda}\cdot H'\cdot\frac{1}{\overline{\sigma}}\cdot\{\sigma\}^T\{\dot{\epsilon}_p\} \quad (\because \dot{W}_p = \{\sigma\}^T\{\dot{\epsilon}_p\})$$

$$= -H' \cdot \frac{1}{\bar{\sigma}} \cdot \{\sigma\}^T \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} \qquad \left(\because \{\dot{\varepsilon}_p\} = \lambda \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}\right)$$

$$= -H' \qquad \left(\because \{\sigma\}^T \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} = \bar{\sigma}\right)$$

したがって、式(B.23)は次式となる。

$$S = \frac{9}{4\sigma_Y^2}(S_1 \cdot \sigma_x' + S_2 \cdot \sigma_y' + 2S_6 \cdot \tau_{xy}') + H'$$

それゆえ、$[D_p]$ は

$$[D_p] = [D_e] - \frac{1}{S'} \begin{bmatrix} S_1^2 & S_1 S_2 & S_1 S_6 \\ & S_2^2 & S_2 S_6 \\ \text{Sym.} & & S_6^2 \end{bmatrix} \tag{B.24}$$

ここで、$S' = \frac{4\sigma_Y^2}{9} H' + S_1 \cdot \sigma_x' + S_2 \cdot \sigma_y' + 2S_6 \cdot \tau_{xy}$ である。

$$[D_e] \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix} \cdot \frac{3}{2\sigma_Y} \begin{Bmatrix} \sigma_x' \\ \sigma_y' \\ 2\tau_{xy}' \end{Bmatrix}$$

$$= \frac{3}{2\sigma_Y} \begin{Bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_6 \end{Bmatrix}$$

$$\therefore \quad \{C_p\} = [D_p] \left(\begin{Bmatrix} \alpha_0 \\ \alpha_0 \\ 0 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \partial\alpha_0/\partial T \\ \partial\alpha_0/\partial T \\ 0 \end{Bmatrix} T - \begin{Bmatrix} \sigma_x - \nu\sigma_y \\ \sigma_y - \nu\sigma_x \\ 2(1+\nu)/\tau_{xy} \end{Bmatrix} \frac{1}{E^2} \cdot \frac{dE}{dT} \right)$$

$$-\frac{2\sigma_Y}{3}\cdot\frac{1}{S'}\cdot\begin{Bmatrix}S_1\\S_2\\S_6\end{Bmatrix}\cdot\frac{\partial\sigma_Y}{\partial T} \tag{B.25}$$

$$\lambda=\frac{4\sigma_Y^2}{9S'}\left(\frac{3}{2\sigma_Y}\begin{Bmatrix}S_1\\S_2\\S_6\end{Bmatrix}^T\begin{Bmatrix}\dot{\epsilon}_x\\\dot{\epsilon}_y\\\dot{\gamma}_{xy}\end{Bmatrix}-\frac{3}{2\sigma_Y}\begin{Bmatrix}S_1\\S_2\\S_6\end{Bmatrix}^T\left(\begin{Bmatrix}\alpha_0\\\alpha_0\\0\end{Bmatrix}\right.\right.$$

$$\left.\left.+\begin{Bmatrix}\partial\alpha_0/\partial T\\\partial\alpha_0/\partial T\\0\end{Bmatrix}T-\begin{Bmatrix}\sigma_x-\nu\sigma_y\\\sigma_y-\nu\sigma_x\\2(1+\nu)/\tau_{xy}\end{Bmatrix}\frac{1}{E^2}\cdot\frac{dE}{dT}\right)\dot{T}+\frac{\partial\sigma_Y}{\partial T}\dot{T}\right)$$

$$=\frac{2\sigma_Y}{3S'}\left(\begin{Bmatrix}S_1\\S_2\\S_6\end{Bmatrix}^T\begin{Bmatrix}\dot{\epsilon}_x\\\dot{\epsilon}_y\\\dot{\gamma}_{xy}\end{Bmatrix}-\begin{Bmatrix}S_1\\S_2\\S_6\end{Bmatrix}^T\left(\begin{Bmatrix}\alpha_0\\\alpha_0\\0\end{Bmatrix}+\begin{Bmatrix}\partial\alpha_0/\partial T\\\partial\alpha_0/\partial T\\0\end{Bmatrix}T\right.\right.$$

$$\left.\left.-\begin{Bmatrix}\sigma_x-\nu\sigma_y\\\sigma_y-\nu\sigma_x\\2(1+\nu)/\tau_{xy}\end{Bmatrix}\frac{1}{E^2}\cdot\frac{dE}{dT}\right)\dot{T}-\frac{2\sigma_Y}{3}\cdot\frac{\partial\sigma_Y}{\partial T}\dot{T}\right)$$

Appendix C　荷重作用下で溶接された平板の座屈解析

圧縮荷重作用下で溶接された部材の座屈強度は熱による強度・剛性の低下だけでなく、熱応力によっても低下するものと考えられる。ここでは、第２章の熱弾塑性解析結果を用いて圧縮荷重作用下で溶接された平板の弾性座屈強度について有限要素法を用いた解析により検討し、過渡的な熱応力により座屈強度が低下することを明らかにする。

座屈理論については文献1,2)を参照されたい。使用した有限要素は四角形要素であり、変位関数として

$$w = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y + \alpha_4 x^2 + \alpha_5 xy + \alpha_6 y^2 + \alpha_7 x^3 + \alpha_8 x^2 y + \alpha_9 xy^2 + \alpha_{10} y^3 + \alpha_{11} x^3 y + \alpha_{12} xy^3 \qquad \text{(C-1)}$$

を使用した。この変位関数を用いて作成した弾性座屈解析のプログラムの精度を確認するため図-C.1に示すような残留応力を有する平板の座屈強度を求めた。

解析結果を図-C.2に示す。同図は文献1)に示されているものであり、エネルギー法を用いて得た座屈強度値と式（C-1)と異なる変位関数を用いた有限要素法により得られた座屈強度の計算結果が示されている。式（C-1)の変位関数を用いた有限要素法による座屈強度はエネルギー法により得られた座屈強度値とよい一致を示している。

このプログラムを用いて荷重作用下で溶接された部材の過渡状態における座屈強度を求めた。ここでは、圧縮荷重作用下にある平板が荷重軸に平行に溶接された場合を取り上げた。荷重作用下で溶接された平板の過渡状態における座屈強度を求めるには、残留応力ではなく熱応力を考慮しなければならない。荷重軸に平行に溶接された平板の温度分布ならびに熱応力分布については第２章で行った熱弾塑性解析結果を用いることができる。そこで、第２章の解析結果から、瞬間熱源投与後 6.4秒経過したときの温度分布および熱応力分布を用いて座屈解析を行った。なお、瞬間熱源投与前についても解析した。解析ケースを表-C.1に、要素分割および入力データとして使用した熱応力分布を図-C.3に示す。同図には第２章の解析結果である温度分布および熱応力分布も合わせて示してある。平板の周辺の支持条件は載荷辺がピンと固定の２種類であり、非載荷辺は自由とした。溶接ビード部は 750℃以上であるので、第２章の熱弾塑性解析における仮定によればヤング率は零で

あるが、ここではヤング率を室温のそれの 1/100とした。また、溶接ビード近傍は熱による降伏応力度の低下のため熱応力により降伏しているので、この降伏した領域についてもヤング率を室温のそれの 1/100とした。

解析結果を表-C.2に示す。載荷辺の支持条件によらず、熱応力が存在する場合の座屈強度は熱応力が無い場合のそれに比べて約6割に低減することがわかる。また、このときの座屈強度は瞬間熱源が投与された直後の座屈強度、すなわち溶接ビード部の剛性が零となり、溶接ビード部を断面欠損とみなしたときのオイラーの座屈荷重・・・載荷辺の支持条件によりそれぞれ 56kN,222kN ・・・より低くなっている。これは、本解析の熱応力が溶接ビード近傍で圧縮応力であるので、この圧縮応力が座屈強度を低下させたものと考えられる。圧縮残留応力が座屈強度を低下させることは図-C.2に示されるようによく知られていることであり、本解析の熱応力は溶接ビード近傍で圧縮応力であるから、この圧縮応力が座屈強度を低下させることは容易に理解される。以上より、溶接ビード部を断面欠損として取り扱うだけでなく、溶接熱により生じる熱応力を考慮した強度解析を行い、作業中の安全性を確認しなければならない。

表-C.1　解析ケース

	載荷辺の支持条件	熱応力
ケース　I	ピ　ン	無
II	ピ　ン	有
III	固　定	無
IV	固　定	有

表-C.2　荷重軸に平行に溶接したときの座屈強度（kN）

		熱応力	
		無	有
載荷辺	ピ　ン	63.6 (62.2)	40
	固　定	265. (249.)	170

カッコ内はオイラーの座屈荷重

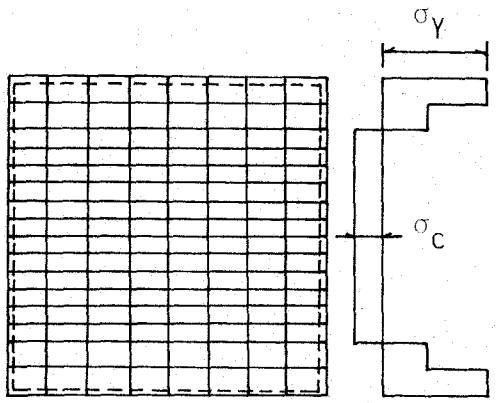


図-C.1　解析モデルの要素分割と残留応力[1)]

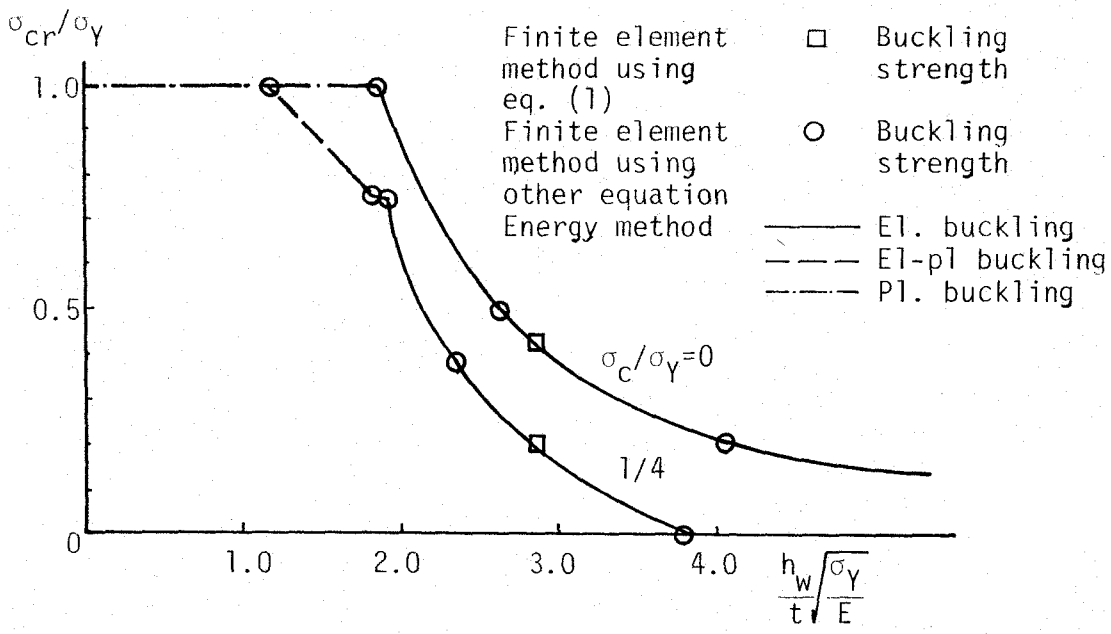
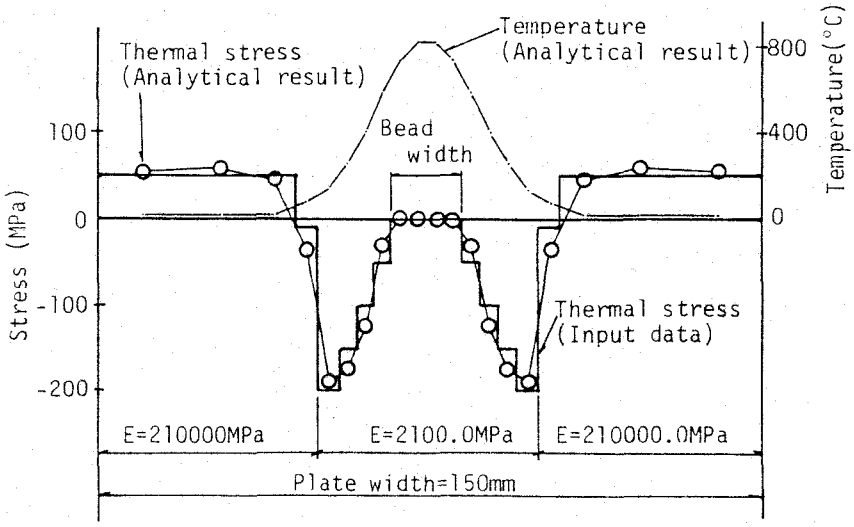


図-C.2　残留応力を有する板の座屈強度[1)]



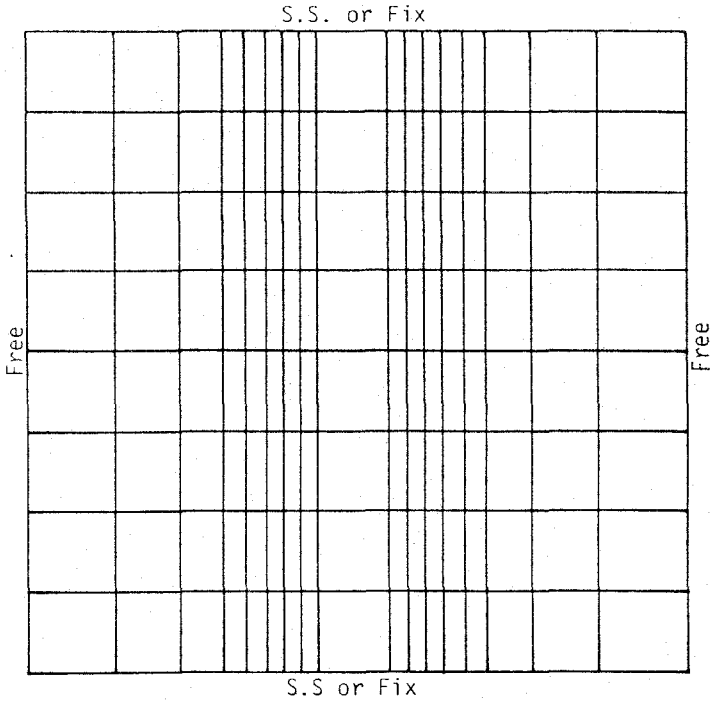


図-C.3　解析モデルの要素分割と熱応力分布

1)　寺沢一雄他：有限要素法による平板の弾塑性座屈（第一報）ーー矩形板の弾性圧縮座屈ーー，造船協会論文集　第 122号，pp.227～234

2)　O．C．ツィエンキービィッツ著（吉識雅夫，山田嘉昭監訳）　：基礎工学におけるマトリックス有限要素法，培風館

謝　辞

本論文のとりまとめにあたり、大阪大学教授　小松定夫博士から多大な御指導を賜った。

また、大阪大学教授　佐藤邦彦博士、五十嵐定義博士、上田幸雄博士から有益な御助言を賜った。

本研究は、大阪大学溶接工学研究所助教授　堀川浩甫博士の御指導のもとに行なわれたものであり、堀川浩甫博士には研究の全般にわたって終始たえまない御指導を賜った。

さらに、本研究を遂行する上で、大阪大学溶接工学研究所技官　中辻義弘氏には実験において多大な御協力を頂いた。

本論文を終えるにあたり、これらの方々に心から謝意を表する次第であります。

本研究に関する発表論文

1） 応力作用下で溶接された平板の変形挙動，
土木学会論文集　第 350号/I-2,1984-10, pp.237-242.

2） 圧縮応力作用下にあるパイプ柱への溶接，
土木学会論文集　第 356号/I-3,1985-4, pp.489-497.

3） 応力作用下で溶接された継手の機械的性質および残留応力，
土木学会論文集　第 362号/I-4,1985-10, pp.277-283 .

4） 荷重作用下にあるプレートガーダーへの溶接，
土木学会論文集　第 368号/I-5,1986-4,掲載予定 .

5） Studies on repair welding in Japan,
IIW Doc.XV-581-85.

6） Fundamental study on welding to bridge members in service condition
--Welding to compression members--,
Trans. of JWRI, Vol.12, No.2, 1983, pp.143-147.

7） Repair welding on bridges in service condition,
Trans. of JWRI, Vol.12, No.2, 1983, pp.149-155.

8） Mechanical properties of plates welded under loading,
Trans. of JWRI, Vol.13, No.1, 1984, pp.167-169

9） Welding to pipe column under axial compressive load,
Trans. of JWRI, Vol.13, No.2, 1984, pp.151-159.

10） Experimental study on repair welding to steel bridges under loading,
Trans. of JWRI, Vol.14, No.1, 1985, pp.177-184.

11） Experimental study on reshape of a plate girder under loading,
Trans. of JWRI, Vol.14, No.1, 1985, pp.185-191.

12） 供用中の橋梁への補修・補強溶接，
橋梁と基礎　Vol.19, No.3, 1985, pp.14-19.

13） 荷重作用下にあるプレートガーダーの改造に関する実験
橋梁と基礎，投稿中 .