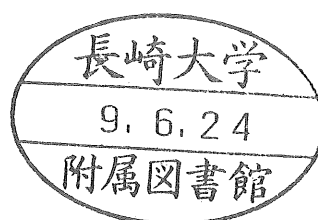


橋梁における疲労特性を考慮した  
すみ肉溶接継手の施工法の研究

長崎大学 大学院  
海洋生産科学研究科

田中 雅人



# 目次

## 第1章 序論

1.1 研究の背景と目的	1
1.2 既往の研究	2
1.2.1 疲労強度に関して	2
1.2.2 橋梁の使用鋼材に関する研究	4
1.2.3 ヒールクラックの発生に関する研究	5
1.2.4 ブローホールの発生に関する研究	5
1.2.5 橋梁の補修・補強溶接に関する研究	6
1.3 本研究の構成	6

## 第2章 鋼橋製作の現状調査 9

2.1 ミルシートに基づく橋梁用鋼材の分析	9
2.1.1 はじめに	9
2.1.2 調査方法	10
2.1.3 化学成分	11
2.1.4 機械的性質	16
2.1.5 溶接施工性の指数	26
2.2 橋梁用鋼材分析のまとめ	29
2.3 工場製作における鋼橋部材の密着度調査	30
2.3.1 はじめに	30
2.3.2 調査方法	31
2.3.3 製作方法	33
2.3.4 調査結果	36
2.4 密着度調査のまとめ	39

## 第3章 ルート部の欠陥がすみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす影響 40

3.1 はじめに	40
3.2 仮付け溶接の長さとしールクラックの発生	41
3.2.1 実物大試験体	41
3.2.2 実物大試験結果	46
3.3 仮付け溶接の長さとしールクラックの発生のまとめ	49
3.4 ルート部の欠陥と疲労強度の検討	50
3.4.1 疲労試験方法	50
3.4.2 疲労試験結果とその考察	52
3.5 ルート部の欠陥と疲労強度の検討のまとめ	56



6.4.2	応力解析結果	96
6.4.3	疲労亀裂進展解析結果	97
6.5	まとめ	98

## 第7章 橋梁の補修・補強における溶接継手の検討

	一上向きすみ肉溶接継手による逆T字型断面補強部材の取付け	100
7.1	はじめに	100
7.2	検討概要	102
7.2.1	応力作用下の補修溶接の施工性試験に関して	102
7.2.2	構造詳細の疲労特性に関して	102
7.3	現場計測	103
7.3.1	計測要領	103
7.3.2	計測結果	103
7.4	溶接実験因子・実験方法	104
7.4.1	振動下溶接施工性試験因子・実験方法	104
7.4.2	変動応力下溶接実験因子	105
7.4.3	変動応力下溶接実験方法	107
7.5	溶接実験の結果および考察	110
7.5.1	振動下溶接施工性試験	110
7.5.2	変動応力下溶接実験	112
7.6	疲労強度と下フランジの補強ディテールの関係	116
7.6.1	疲労試験体	117
7.6.2	溶接止端部近傍の応力分布	119
7.6.3	疲労試験の結果および考察	121
7.7	疲労試験の結論	124
7.8	まとめ	124

第8章	結論	126
-----	----	-----

参考文献	131
------	-----

# 第1章 序論

## 1.1 研究の背景と目的

鋼橋の代表的な形式である鈹桁、箱桁のウェブは通常、1~2 段の水平補剛材および垂直補剛材が設置されている。また、鋼床版は、コンクリート床版に比べて重量が 1/3 程度と設計上有利であるために長大橋や都市内交通に数多く使用されている。これらは、いわゆる薄肉の補剛構造物であり、その接合部にはすみ肉溶接が多く使用されており、製作の省力化、合理化を考える上では、すみ肉溶接の特性、施工性を解明することが必要である。

従来、道路橋では鉄道橋とは荷重条件が異なるために、疲労を考慮する必要はないと考えられていたが、主要な高速道路や都市内道路は当初予想された交通状況よりも遥かに厳しい使用状況にさらされて一部に疲労損傷<sup>1-2)</sup>が発生しており、今後も増加するものと考えられる。

鋼橋の疲労損傷の多くは溶接継手部に生じており、その大部分はすみ肉溶接である。通常高い応力を伝達する継手部にはすみ肉溶接は使用されていないが、初期たわみや面外変形などに起因する変形により応力が発生し、それが疲労損傷の原因となることが多い<sup>3-4)</sup>。

すみ肉溶接はそのルート部に未溶着部を残しており、荷重伝達型の継手として使用した場合に未溶着部が応力集中源となるため、すみ肉溶接ののど厚によってはルート部から疲労亀裂が発生し、疲労強度がかなり低くなることもある。

また、すみ肉溶接のルート部には、割れなどの溶接欠陥が生じやすい、ギャップ量の精度確保が難しい、しかも溶接終了後はこれらに対する検査が非常に難しいなどの疲労強度から見た場合いくつかの本質的な問題を有している。

一般に規定では密着度を良くするように定められており、製作する立場からも精度良く作るように心掛け、意識的にギャップを開けて製作することは逆に難しい。最終的にギャップは未溶着部として継手に残り、密着度の良否はすみ肉溶接に疲労強度や製作方法に様々な影響を及ぼす。部材間の密着度が良好な場合、ギャップが空いている場合より溶着金属内のガス抜けが悪くなりブローホールの発生しやすい条件になる。また、逆に密着度が悪い場合は応力伝達型のすみ肉溶接の場合など、溶け込み先端の形状が緩やかな形状となることや、結果的に溶け込みが深くなるために疲労強度は向上する結果となるが、ルート部に発生するヒールクラックの原因の一つとなる。

ルートブローホールが疲労強度に及ぼす影響は一連の本州四国連絡橋公団の実験<sup>5-8)</sup>により明らかにされている。しかし、これらに対応するための製作方法<sup>9-11)</sup>は接合面の研磨、鋼

板平坦度、切断面の寸法、直角度の精度管理他数々の工数がかさみ一般の橋梁に適用することは、経済的に不可能である。このため、一般的な製作方法でどの程度ブローホールが発生するのか、その疲労強度上の有害性がどの程度か把握することは必要である。

また、既設橋梁の補修・補強に溶接が使用される場合がある。変形を極力少なくするためには溶接量の少ないすみ肉溶接を適切に使用することは有意義である。しかし、溶接工場溶接に比べ作業環境が厳しい、作業姿勢に制限が多いなど施工上考慮を要する現場溶接は、その特性を十分把握して行う必要がある<sup>12-15)</sup>。また、社会的な要求により交通を遮断することなく施工することが要求されることが増えている。このため、自重および通行車両による応力作用下や振動下での溶接施工となるためにさらに十分な考慮が必要である。

これらの背景のもとに、本研究ではすみ肉溶接のルート部に存在するギャップ、ヒールクラック、ブローホール等の欠陥の発生条件、欠陥の疲労強度に及ぼす有害性を検討する。また、ケーススタディーとして橋梁特有の構造詳細に用いられている、鋼床版の横リブとトラフリブの交差部、トラス部材の端ダイヤフラムの接合部に用いられる片面すみ肉溶接に関して疲労強度の検討を行う。また、供用下の補修溶接の上向きすみ肉溶接の施工方法、およびこれに伴う構造詳細の疲労強度の検討等を行う。これらの検討結果を基にすみ肉溶接の施工法に対しての提言を行うことを目的としている。

## 1. 2 既往の研究

### 1. 2. 1 疲労強度に関して

#### (1) 縦ビード溶接継手の疲労強度

本州四国連絡橋公団はトラス格点構造の疲労強度を検討する目的で大型試験体による疲労試験を実施した。その結果、疲労破壊は格点部分からでなく、弦材一般部の部分溶け込みかど溶接ルート部のブローホール等の溶接欠陥を起点として発生し、従来の小型試験の結果よりも疲労強度がかなり低いことが指摘された<sup>5)</sup>。

三木ら<sup>6-8)</sup>は、縦方向溶接継手の疲労強度に関する一連の研究を行い、これらの結果に基づいて本州四国連絡橋公団の疲労設計許容応力範囲が改定され、部材製作等級のブローホールの許容寸法が規定された。

三木ら<sup>16)</sup>は破壊力学を用いた検討により、これらのルート部の幅 $W$ 、高さ $H$ のブローホールを直径 $2a_0$ の円形の亀裂に置換える換算式を示している。

鋼構造物の疲労設計指針・同解説<sup>17)</sup>によれば縦方向溶接継手のすみ肉溶接の継手の強度等級分類はD等級(200万回基本許容応力範囲100Mpa)となっている。また、内在する欠陥が幅1.5mm、高さ4mmを越えないことが確かめられた場合には、強度等級をC等級(200万回基本許容応力範囲125Mpa)とすることができるとなっている。

いずれもすみ肉溶接に内在する欠陥の内最大の欠陥寸法を規定したもので、溶接線方向の

欠陥の分布に関する研究は見当らない。施工試験の規定では日本海事協会の規定では溶接長の10%以下、アルミの溶接に対してのJIS Z3041では溶接長の30%以下と記されている。また、旧JRSの立向き溶接の施工基準<sup>18)</sup>では溶接長100mmに対して1.5mmと厳しい規定もある。

## (2) リブ十字継手の疲労強度

応力非伝達型の十字溶接継手は溶接ビード止端部が応力集中源となり、溶接止端部の曲率半径 $\rho$ およびフランク角 $\theta$ が疲労強度のパラメーターとなる。

大田ら<sup>19)</sup>は機械加工した試験片の疲労試験により、 $\rho$ を大きくすることで疲労強度を改善できることを示した。また、ピーニング、TIG 処理も同様に改善効果があることを示した<sup>20-21)</sup>。

池田ら<sup>22)</sup>は溶接止端改良棒を用いた試験片による疲労試験により、疲労強度が改善できることを示している。また、飯田ら<sup>23)</sup>、山田ら<sup>24-25)</sup>は $\theta$ を大きくすることで同様に疲労強度が改善できることを示している。

上記の様に両面すみ肉溶接継手に関する研究は多く示されているが、トラス部材端ダイヤフラムの溶接に適用される片面すみ肉溶接に関する研究は少なく、本州四国連絡橋公団の基準に両面すみ肉の場合と同様な強度等級であることが示されているのみである<sup>26)</sup>。

## (3) 鋼床版の疲労強度

鋼床版は鋼道路橋で唯一疲労を考慮して設計されている部位であり、疲労設計の対象部位は突合わせ溶接部、リブ十字すみ肉溶接部および連続縦すみ肉溶接部である<sup>27)</sup>。

突合わせ溶接部としてのトラフリブ同士の裏板を用いた突合わせ現場溶接に関し、佐伯ら<sup>28)</sup>は施工条件の影響を調べるために疲労試験を行っている。近藤ら<sup>29)</sup>は同様な部位の目違いとルート間隔に着目した曲げ疲労試験を実施している。

リブ十字すみ肉溶接部に関しては、本来縦リブと横リブの交差部を対象としている。しかし、以下の①、②の理由により、リブ十字すみ肉溶接部が疲労設計計算上問題になることは少なく、横リブの切欠き周辺の応力集中に関する研究が多い。

①一般的なトラフリブと横リブの交差部では、トラフリブの底面部分の横桁ウェブはスカーラップによる切欠き部分であり、ここにはすみ肉溶接は存在しない。溶接部が存在するのは応力度が小さくなるトラフリブ側板下端である。

②横リブとの交差部位置での縦リブの曲げモーメントは縦リブ中央部分より小さく、このため実質疲労設計の許容応力度以下の場合がほとんどである。

文献<sup>30)</sup>は、横リブの切欠きに関して、大型の梁試験体により静的载荷を行い、トラフリブにより分断された、横リブの応力性状を検討している。北原ら<sup>31)</sup>は、スカーラップの形状を変化させ解析を行い、応力集中の低いスカーラップ形状を提案している。藤原ら<sup>32)</sup>は横リブウェブのスカーラップの疲労強度は平均せん断応力、R部の曲率半径、スリット幅の比により整理出来ることを明らかにしている。

三木<sup>33)</sup>らは、実測値より影響線を逆算する方法により、横リブウェブの面外変形の評価を

行い、トラフリブ側板下端のすみ肉溶接近傍に着目した検討を行っている。

連続縦すみ肉溶接部に関して、亀井ら<sup>34)</sup>はデッキプレートとトラフリブのすみ肉溶接止端部の疲労損傷の試算を試みている。牛尾ら<sup>35)</sup>は有限帯板法による解析および接合部をモデル化した試験片により疲労試験を行い、所定のサイズが確保されていれば疲労試験の懸念がないことを報告している。森ら<sup>36)</sup>は応急橋のデッキプレートが6mmと薄いプレハブ鋼床版の連続すみ肉溶接の疲労損傷例に基づき実験を行っている。

TRRL (Transport and Road Research Laboratory)では、イギリスの橋梁のデッキプレートとトラフリブのすみ肉溶接に発生した損傷例の原因を究明するために一連の検討<sup>37-39)</sup>が行われている。デッキプレートと機械加工されたトラフリブの組立誤差、矯正方法の不適切さが損傷原因として指摘されている。

#### (4) スカーラップの疲労強度

フランジとウェブの接合部のように連続したすみ肉溶接を、現場溶接の施工のためにスカーラップで分断する場合がある。山下ら<sup>40-43)</sup>は軸力部材、曲げ部材に存在するスカーラップ周辺の応力性状に関し一連の検討を行っている。館石<sup>44)</sup>はこのような継手でせん断応力の影響が大きく、応力集中係数をスカーラップ半径とフランジ板厚の比せん断力と曲げモーメントの比から推定する式を提示している。また、三木ら<sup>45-46)</sup>は道路公団第二東名の現場溶接を伴う構造詳細に関して疲労強度の検討を行っている。

### 1. 2. 2 橋梁の使用鋼材に関する研究

橋梁の鋼材に対しては、40キロ級鋼から60キロ級鋼までが道路橋示方書に規定されている。道路橋示方書で規定はされていないが、橋梁で使用される高張力鋼材実績は80キロ級鋼までである。60キロ級鋼以上は調質鋼であり、50キロ級鋼は非調質鋼が主流であり、TMCP鋼の使用は橋梁ではまだ一般化されていない。また、造船、建築で広く使用されているSM490材は、道路橋示方書に規定されているものの使用実績は極めて少ない。道路橋示方書の規定では炭素当量0.44%を越えると仮付け溶接時に予熱が必要とされているために、一般に橋梁用鋼材は0.44%を越えないものが使用される。

鋼材の溶接性については、調質鋼である60キロ級鋼よりも非調質鋼である50キロ級鋼の炭素当量が高い。また、実際上の炭素当量の上限0.44%は、条件によりヒールクラックが発生する可能性がある化学成分構成の領域である。

鋼材に関する既往の調査報告として、西村らによる文献<sup>47-48)</sup>には鋼材の記載値とチェックテスト値の関係、および機械的性質のばらつきの調査結果が報告されている。松村による文献<sup>49)</sup>には昭和55年当時のSM490YBに対する化学成分および機械的性質の頻度分布が記載されている。昭和54年の溶接施工管理標準(日本溶接協会)<sup>50)</sup>には炭素当量( $C_{eq}$ )の分布や溶接割れ感受性組成( $P_{CM}$ )の分布例が示されている。鋼橋技術研究会・施工基準研究分



科会による文献<sup>51)</sup>には昭和62年～平成元年に使用された鋼材のミルシートに基づいた炭素当量、硫黄量、衝撃値の分布が報告されている。青木らによる文献<sup>52)</sup>には昭和53年～56年のミルシートに基づいた鋼材の機械的性質の分布性状が報告されている。また、鈴木による文献<sup>53)</sup>では約20年間の実構造に使用された鋼材の引張試験、衝撃試験の調査、分析結果を報告している。

## 1. 2. 3 ヒールクラックの発生に関する研究

道路橋示方書の仮付け溶接長さの規定は昭和48年版でそれまで40mm以上であったものが、80mm以上に改定された。これは後述の木原ら<sup>54)</sup>のヒールクラックの実験報告に基づいた結果である。ヒールクラックは鋼材の溶接性指数、ギャップの存在、板厚、水素量等の条件により発生し、50キロ級鋼に対して特有に発生する冷間割れであり、すみ肉溶接ビードの未溶着部を起点として、底板側の熱影響部をボンドに沿って進む縦割れである。

木原らにより昭和44年にヒールクラックの再現試験方法(T型試験)が開発され、割れ発生要因の実験的検討、防止対策の検討が報告されている。

田中ら<sup>55-56)</sup>は昭和47年にヒールクラックの発生に対する力学的要因、鋼材の化学成分の影響を報告している。鋼材の化学成分の影響を表わす指数としてヒールクラック割れ感受性指数を提案している。また、昭和54年には非拘束T型試験の結果を大型すみ肉溶接割れ試験と比較し、実構造物の割れ防止の施工条件の選定に関し報告している。

三木ら<sup>57)</sup>は昭和63年に溶接時の温度、密着度、拘束、板厚の組合わせ等を鋼橋の条件に合わせて設定したT型試験を行い、道路橋示方書の仮付け溶接長の緩和に対し提言を行っている。

## 1. 2. 4 ブローホールの発生に関する研究

塗装鋼板は製作コスト全体で見るとメリットも多く広く使用されている。しかし、プライマーは溶接に関しては悪影響を及ぼすために、溶接部近傍のプライマーを剥離するなど製作上の手間となっている。石沢ら<sup>58)</sup>はプライマー鋼板の問題点、作業効率等に関し報告している。従来より塗装<sup>59-60)</sup>、溶接材料<sup>61)</sup>、溶接方法<sup>62-63)</sup>の等の改良により溶接欠陥の減少が検討されてきたが、欠陥を皆無にできるような段階には至っていない。

鋼橋は上塗りの塗装系に合わせて、下地処理の塗装であるプライマーで長ばく型エッチングプライマー(ウオッシュプライマー)と無機ジンクリッチプライマーの何れかが使用されている。文献<sup>60)</sup>にあるような低ジンクリッチプライマーは造船で広く使用されているが、橋梁においては亜鉛の含有量の最低値が規定されており、まだ一部に使用が試行されている段階である。

また、プライマーの膜厚の管理方法に関しての文献<sup>64)</sup>には部分的な膜厚増の原因となる塗り重ね部分の塗装方法、膜厚の計測方法が記されている。プライマーの膜厚は通常15～20ミ

クロンであるが、ブラスト処理された表面は数十ミクロンの凹凸がある。このため、正確な膜厚は磨き鋼板上でしか計測できず、鋼板納品後に製作工場での膜厚の計測が不可能であり、欠陥の発生要因の1つである膜厚は製鋼会社の管理の善し悪しにかかっている。

溶材、溶接方法、塗装の改善によるピットの発生を抑える研究は数多く報告されているが、溶接材料はフラックス入りワイヤーが主流となっており、ジンクリッチプライマーに対しては耐ピット性の溶材の開発等の一定の成果<sup>65)</sup>が報告されている。しかし、ウオッシュプライマーに関しては問題が多く残っている。

ブローホールの発生要因として部材間の組立精度が上げられる。ブローホールの発生原因は塗装の有機物が燃焼しガス化し、このガスが溶着金属中に取り残されるためである。すみ肉溶接のように先端に未溶着部分が残る溶接継手では、ギャップがある場合このギャップよりブローホールの原因となる発生したガスが排出され、欠陥発生が抑制される。経験的にギャップの存在とブローホールの関係は認識されており、ブローホールの発生試験を行う場合は組立治具を使用し一定の精度を確保することが一般に行われている。しかし、ギャップとブローホールの発生に関し定量的な報告は見当たらない。

## 1. 2. 5 橋梁の補修・補強溶接に関する研究

供用中の橋梁の補修・補強溶接の特徴は、自重や活荷重による応力、振動が存在することである。また、天候、作業空間、部材の精度等工場での溶接環境と大きく異なり施工には十分な配慮が必要である。

昭和63年に日本鋼構造協会より、供用下にある鋼構造物の溶接による補強・補修指針(案)<sup>66)</sup>が刊行されている。この指針は静的荷重作用下にあるものについての指針であり、交通荷重供用下の補修・補強溶接に関しては、接合する2つの部材が相対的な変位や振動の影響を配慮する必要があるために適用外としている。

振動下の溶接施工に関し、文献<sup>67)</sup>は実橋の振動計測を実施し、振動下での溶接の内部欠陥、ビード外観について検討を行っている。堀川、鈴木らの一連の検討<sup>68-71)</sup>結果は振動下、応力下で溶接された溶接部の機械的性質に問題がないことを報告している。井元らは変動荷重下に溶接割れに対して一連の研究<sup>71-74)</sup>を行い、溶接で凝固割れが発生するか否かの判定式を提案している。中西ら<sup>75)</sup>、佐藤ら<sup>76)</sup>は凝固割れが発生しにくい溶接棒の検討を行い、補修専用棒を開発している。

## 1. 3 本研究の構成

本研究は「橋梁における疲労特性を考慮したすみ肉溶接継手の施工法の研究」と題し、8章からなっている。

第1章「序論」では、橋梁の製作におけるすみ肉溶接継手の施工法と疲労損傷の関係を述

べた。鋼橋の疲労損傷の多くは溶接継手部に生じており、その大部分はすみ肉溶接継手である。通常高い応力を伝達する継手部にはすみ肉溶接継手は使用しないが、設計時には想定していないような変形挙動により応力が発生し、それが疲労損傷の原因となることが多い。すみ肉溶接継手はそのルート部に未溶着部を残しており、荷重伝達型の継手として使用した場合未溶着部が応力集中源となるため、すみ肉溶接継手のど厚によってはルート部から疲労亀裂が発生し、疲労強度がかなり低くなることがある。また、すみ肉溶接継手のルート部には、割れなどの欠陥が入りやすい、組立精度の確保が難しい、しかも溶接終了後はこれらに対する検査が非常に難しい、などの疲労強度から見た場合いくつかの本質的な問題を有している。このため、すみ肉溶接継手の施工法の検討には疲労特性を十分考慮する必要があることを述べ、本研究の背景と目的を明らかにした。

第2章「鋼橋製作の現状調査」では、鋼橋の製作現場での実態を把握するため、初めにルート部の欠陥の発生に影響を及ぼす使用鋼材の機械的性質、化学成分および溶接施工性指数の分析を行う。次に、部材間組立精度の実態調査に関して述べる。

第3章「ルート部の欠陥がすみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす影響」では、実物大試験体により、仮付け溶接に生じるヒールクラックの欠陥の発生について検討する。ヒールクラックは板厚、炭素当量およびギャップの存在等の条件により、溶接長の短い初層すみ肉溶接継手に生じる一種の冷間割れである。また、ヒールクラックが残存する溶接継手での疲労試験を行い、ヒールクラックがそのまま疲労亀裂として進展しないことを明かにする。また、密着度が適正な基準に確保出来ない場合の疲労強度の問題について検討を行う。

第4章「塗装鋼板のプライマーが残存する溶接継手」では、ルート部に連続したブローホールが存在する溶接継手の有害性を検討する。塗装鋼板は部材製作完了後に製品ブラストするより経済的であり、橋梁製作に広く使用されている。しかし、溶接に関しては悪影響を及ぼすために、溶接部近傍のプライマーを剥離するなど製作上の手間となっており、プライマーのまま溶接することが望まれている。従来より溶接方法、溶接材料の改良による溶接欠陥の減少が検討されてきたが、欠陥を皆無にできるような段階にいたっていない。本章では、まずプライマー塗布ままの状態での手溶接の例をあげ、欠陥の発生状況を把握する。次に、塗装鋼板に起因する、連続し、多数発生した欠陥を有する桁試験体により、疲労試験を行い継手ごとの有害性の評価を行う。

第5章「鋼床版縦リブと横リブ交差部の疲労強度の検討ースカーラップ形状変更ー」では、活荷重の直接載荷を受ける鋼床版の継手の検討を行う。鋼床版の縦リブと横リブの交差部は疲労強度上の弱点となり易い。首都高速道路の”かつしかハープ橋”では曲線桁にトラフリブを適用したために、施工性を考慮した従来に例のないパッチプレート方式を採用した。本章では一般的な縦リブと横リブ交差部の応力性状を有限要素法により解析し、車両の通過による変形挙動を数値解析により検討する。さらにパッチプレート方式の疲労特性を把握するために、部分試験体による疲労試験を行い、本方式がどの程度疲労上不利になるかを実験的に検討する。

第6章「鋼床版縦リブの縦ビード溶接継手－片面すみ肉リブ十字継手－」では、片面すみ肉溶接継手の疲労強度の検討を行う。片面すみ肉溶接継手は密閉構造となる構造上や製作手順の関係から溶接施工面が片面に制限されるが、鋼床版トラフリブやトラス部材の端ダイヤフラムで用いられている。一般的な両面すみ肉リブ十字溶接継手については、数多くの試験結果が報告されているが片面すみ肉溶接継手に関しては少なく不明な点が多い。このため解析、および疲労試験により両面すみ肉溶接継手との相違を明らかにする。

第7章「橋梁の補修・補強における溶接継手の検討－上向きすみ肉溶接継手による逆T字型断面補強部材の取付け－」では、既設橋梁の耐荷力を増す目的で、主桁の下フランジに逆T型の補強部材が取り付けられる場合の諸問題を検討する。首都高速道路“宝町付近拡幅工事”ではこの構造が適用され、交通を遮断することなく溶接を施工することが要求された。このため、振動下、および応力作用下での溶接施工性に関して検討する。また、現場での施工性を考慮し補剛材の長さを5m程度とし、フランジと補強材の接合部は溶接、補剛材同士は高力ボルトによる一種の併用継手の構造とした。このため、フランジと補強材の縦ビード溶接は補剛材同士の継手部分のスカーラップにより分断される。本章では縦ビード溶接の接合点の各種構造の疲労強度を実験的に検討し、その疲労特性を明らかにする。

第8章「結論」では、本研究で得られた成果をとりまとめる。

## 第2章 鋼橋製作の現状調査

### 2.1 ミルシートに基づく橋梁用鋼材の分析

#### 2.1.1 はじめに

構造物の耐荷力、変形能は、その使用鋼材の強度、変形能に大きく依存する。従って、構造物の安全度を把握するためには、材料の機械的性質を的確に把握する必要がある。また、製作時に良好な溶接施工性を確保するためには使用する鋼材の化学成分の理解が必要である。平成6年版道路橋示方書の鋼材に対する規定では JIS G 3101、3106、3114の規格に適合するものを原則とするとしている。つまりJIS規定の鋼板を使用することを前提に以下の板厚の使用区分、板厚の公差のみに道路橋示方書独自の仕様を設けている。使用区分は、図2.1に示す50mmまでの板厚を鋼種選定標準に基づいて選定することを標準としている。また、板厚の公差に関しては、JIS規定より厳しく、(-)側の公差を5%と規定している。

鋼材検査証明書（以下ミルシートと称す）は、ミルメーカーが使用者に対し、納入した鋼材が契約時の規格または購入仕様に適合していることを証明するものである。加工業者は実際の鋼板上に記載されたステンシルやラベル、刻印とミルシートを対応させることにより、鋼材の品質を確認できる。通常、橋梁用の鋼板は設計終了後、材種、板厚ごとに板取り計画された後にミルメーカーに発注され、約70日程度の準備期間を経て、新規にロールされたものが使用される。つまり、橋梁用鋼板はロールされる段階で、どの加工業者が構造物のどこに使用するか決ったものとして製作される。また、加工が完了し製品が発注者に納入された後のミルシートの保管

（一定期間）はファブリケターに義務付けられている。本章は東京鉄骨橋梁取手工場において平成5年度に使用された鋼材のミルシートに基づき調査を行ったものである。また、高炉メーカー5社のうち対象を1社に限定し、以下の項目に関し調査したものである。

①化学成分、機械的性質の各項目に関し、集計、分布、相関について実態調査および分析を行う。

板厚 鋼種 (mm)	8	16	22	25	32	38	50
SS400 SM400A SM400B SM400C							
SM490A SM490B SM490C							
SM490YA SM490YB SM520B SM520C							
SM570							
SMA400AW SMA400BW SMA400CW							
SMA490AW SMA490BW SMA490CW							
SMA570W							

図 2.1 板厚による鋼種選定標準

表 2.1 分析の対象鋼材

JIS区分		分析区分		ミルシート枚数	鋼板枚数	重量	製鋼数	
一般構造用圧延鋼材 JIS G3101	SS400	SS400		59	319 (430)	796	84	
	溶接構造用圧延鋼材 JIS G3106	SM400A	SM400A	39	146 (185)	267	71	
		SM400B	SM400BC	18	23 (24)	33	20	
		SM400C						
		SM490YA	SM490YA	93	440 (502)	1070	124	
		SM490YB	SM520BC	116	549 (579)	1389	154	
		SM520B						
		SM520C						
		SM570	SM570	45	156 (177)	806	19	
							+α系	22
							合計	41
					234 (256)			

( ) 内数値は員数倍されたものを含む枚数

②一般構造用圧延鋼材であるSS400は平成6年版道路橋示方書では22mmまで、溶接構造物である鋼橋に対し使用が認められている。ミルシートにはSS400の規格では規定されていない化学成分についても記載されており、これを基にSS400と溶接構造用圧延鋼材であるSM400Aについて比較を行う。

③連続鋳造で作られる厚さ20～25cm、200～250トン程度の製鋼（同一化学組成）は分割され鋼板となるが、それが最終的にどの程度の板厚に適用されるのか、また、その鋼板の衝撃値がどのように変化するかを調査する。

④伸び値は試験片の形状に依って変化する。試験片の形状・寸法の影響がないように、断面積(A)と標点間距離(L)を一定とした(L/A=5.65)試験片の伸び値に換算し、ミルシートの伸びとの相違、強度と換算伸び関係、降伏比と換算伸びの関係について考察する。

⑤炭素当量(C<sub>eq</sub>)、溶接割れ感受性組成(P<sub>CM</sub>)、および文献<sup>55-56)</sup>により提案されているヒールクラック割れ感受性指数(P<sub>N</sub>)に対して実態調査、分析を行う。

## 2. 1. 2 調査方法

橋梁においてSM490鋼は道路橋示方書に規定しているが、その使用実績は少なく、調査対象外とした。実際の分析では、表2.1に示す様に、SS400、SM400A、SM400B-C、SM490YA、SM520B-C、SM570の6グループとして分析した。このため SM400B-CはSM400BとSM400Cを、SM520B-CはSM490YB、SM520BおよびSM520Cを同一のグループとした。また、SS400、SM400A、SM400B-Cの全体の総称を40キロ級鋼、SM490YA、SM520B-Cの総称を50キロ級鋼、上記2例と取扱いが同じ場合のSM570を60キロ級鋼と称す場合がある。表2.1に調査対象の、ミルシート枚数、鋼板枚数、重量、製鋼数を示す。対象とした調査項目を以下に示す。

- (1) 証明書番号および頁
- (2) 鋼材の規格 (材質)
- (3) 需要家管理番号
- (4) 板厚 (mm)
- (5) 幅 (mm)
- (6) 長さ (mm)
- (7) 員数
- (8) 製鋼番号
- (9) 試験片採取位置
- (10) 降伏点 (N/mm<sup>2</sup>)
- (11) 引張強さ (N/mm<sup>2</sup>)
- (12) 標点距離
- (13) 伸び (%)
- (14) シャルピー吸収エネルギー (J) (以下、衝撃値と称す。また、試験温度は40キロ級および50キロ級鋼で0℃、60キロ級鋼で-5℃。)
- (15) 化学成分

①炭素 ②シリコン ③マンガン ④銅 ⑤ニッケル ⑥クロム ⑦モリブデン ⑧ニオブ ⑨バナジウム ⑩アルミニウム

(以下、それぞれ①C ②Si ③Mn ④Cu ⑤Ni ⑥Cr ⑦Mo ⑧Nb ⑨V ⑩ALと称す)

- (16) 供給状態

ミルシートは通常複数枚配布され、調査にあたり重複して収録される可能性がある。このため、(1)の証明書番号、頁によりまず重複がないことを確認した。(3)の需要家管理番号は、当社のどの工事に使用するかの社内規定の番号である。(16)の供給状態は鋼材の焼入れ、焼き戻し等の熱処理状況を表わしている。溶接性の評価式は以下の通りとした。

$$C_{eq(JIS)} = C + Si/24 + Mn/6 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14 \quad (2-1)$$

$$P_{CM(WE S)} = C + Si/30 + Mn/20 + Cu/20 + Ni/60 + Cr/20 + Mo/15 + V/10 + 5B \quad (2-2)$$

$$P_N = C + Si/20 + Mn/10 + 4P/3 + Cu/20 + Cr/30 + Mo/20 \quad (2-3)$$

### 2. 1. 3 化学成分

一般的に5元素およびその他の成分が、鋼の機械的性質に及ぼす影響の概念<sup>7)</sup>を図2.2に示す。また、ミルシートに記載されている化学成分値は溶鋼が「とりべ」からモールドに注入される途中から採取した分析試料によるとりべ分析値(レードル値)である。一方、圧延された鋼板から採取された分析試料によるものを製品分析といい、両者の誤差の許容

表 2.2 鋼材の成分規定および製品分析の許容変動値

単位 (%)

種類の記号	C		Si	Mn	P	S
SS400	規定なし		規定なし	規定なし	0.050以下	0.050以下
SM400A	$t \leq 50\text{mm}$	0.23以下		2.5×C以上	0.035以下	0.035以下
	$50 < t \leq 200$	0.25以下				
SM400B	$t \leq 50$	0.20以下	0.35以下	0.60~ 1.40		
	$50 < t \leq 200$	0.22以下				
SM400C	$t \leq 100$	0.18以下		1.40以下		
SM490YA		0.20以下	0.55以下	1.60以下		
SM490YB						
SM520B						
SM520C						
SM570		0.18以下				
JIS G0321 製品分析の 許容変動値	0.15を越え0.40以下 上限 0.04		0.30を越え 0.60以下 上限 0.05	0.60を越え1.15以下 下限0.04上限 0.04 1.15を越え1.65以下 下限0.05上限 0.05	0.06以下 上限 0.010	0.06以下 上限 0.010

値はJIS G0321に規定されている。これらの値は使用者から見ると大きめの値であり、とりべ分析と製品分析の比較を行う場合注意を要する。

### (1) 規格

JIS 規格の化学成分の抜粋および製品分析の許容変動値を表 2.2 に示す。規格で規定されている成分は鋼の主要 5 元素のみである。一般構造用圧延鋼材である SS400 は P、S のみが規定されているだけである。一方、溶接構造用圧延鋼材である SM400A は C の上限および Mn/C 比が 2.5 以上であることを規定しており、Si に関しては規定していない。その他の鋼材は全て、成分の上限もしくは範囲が全て規定されている。

いわゆる不純物である、P と S は今回対象とした全ての鋼種で上限が規定されており、SS400 で 0.050%以下、その他の鋼種で 0.035%以下となっている。

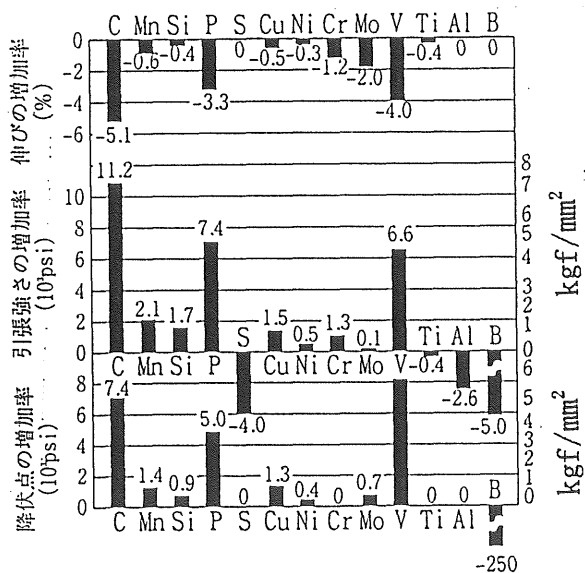


図 2.2 合金成分 0.1%の増加による機械的性質の変化の例



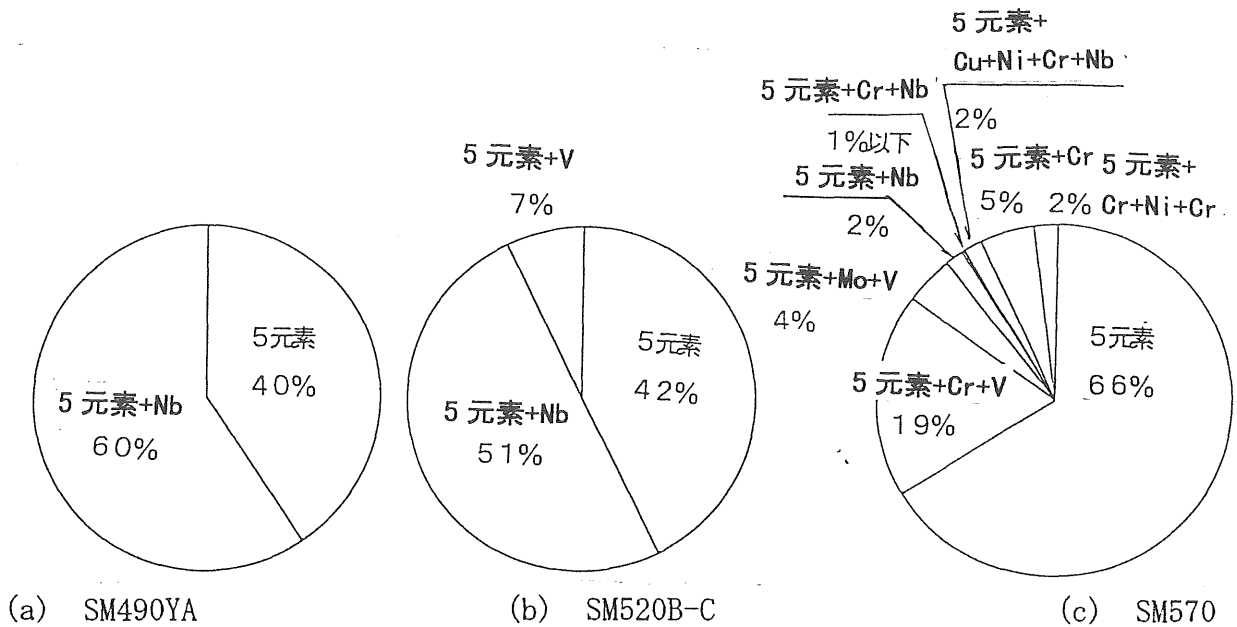


図 2.3 5 元素以外の添加元素の構成

## (2) 鋼種別の成分構成

例外的に不作為に混入したと考えられるCuが0.01%程度混入している場合があるが、SS400、SM400A、SM400B-Cの鋼材は、主要5元素で構成されている。SM490YAは図2.3(a)に示す様に、鋼板数の40%が主要5元素のみで、他の60%には0.01~0.02%のNbが添加されている。図2.3(b)にSM520B-Cの成分構成を示す。42%が主要5元素のみで、他の51%には含有率0.01~0.02%のNbが、残りの7%は含有率0.04%のVが添加されている。図2.3(c)にSM570の成分構成を示す。66%が主要5元素のみで、他の34%にはV、Nb、Mo、Cr、Ni、Cuが組合わせて添加されている。

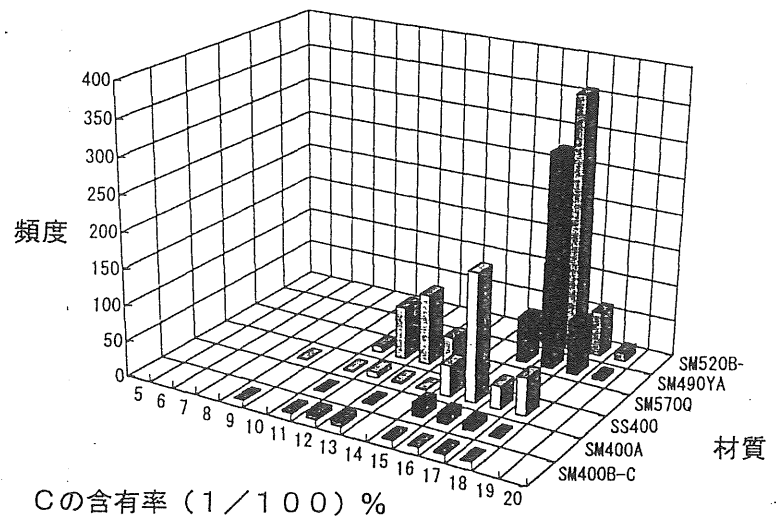


図 2.4 材質別、Cの含有率の分布

## (3) C、Si、Mnの構成

鋼中における各成分の働きは多くの文献<sup>78-79)</sup>に述べられている。溶接構造用圧延鋼材のCは強度を増加させるが、伸び、衝撃値を減少させるため、0.18~0.25%の範囲で上限を規定されている。図2.4に材質別、Cの含有率を示す。SS400、SM400A、SM400B-C、SM490YA、SM520B-Cの各鋼種は0.15~0.18%の狭い範囲に分布が集中している。一方、SM570は他より低く0.13%付近が中心となっている。

脱酸剤であるSiは溶接性をそれほど阻害せず、強度、伸びは増加とともに改善する傾向を持っている。また、0.4%程度の添加は衝撃特性を改善し、それ以上は衝撃特性が減少する傾向がある。このため、40キロ級鋼は0.35%、他は0.55%と上限を規制されている。図

2.5に材質別、Siの含有率を示す。40キロ鋼は0.20%程度、50キロ級鋼は0.48%程度、60キロ級鋼は0.25%程度付近に多く分布している。

0.5%以上のMnは強度を増加させる、また衝撃特性を向上させるのに有効な元素である。図2.6に材質別、Mnの含有率を示す。SS400およびSM400Aは0.60~0.70%、SM400B-Cは1.00%程度、50キロ級鋼は1.25~1.4%、60キロ級鋼は1.4~1.5%程度の範囲に分布している。

SS400Aの規格でMnはCの2.5倍以上含むことを規定している。これは、Cのみで強度を確保し、溶接性が劣化することに一定の歯止めをかける意味と思われる。SS400とSM400AのMn/C比の相関を図2.7(a)に示す。これによれば、SS400とSM400AのMn/C比の相関に差異はなく、良い直線関係を示している。また全てはMn/C比>2.5を満足している。また、この頻度分布を図2.8(a)に示す。Mn/C比の比率は3.0~11.5の範囲であるが、頻度は3.5~5.0の範囲に集中していることが分かる。図2.7(b)、図2.8(b)にSM400B-C、SM490YA、SM520B-CおよびSM570のMn/C比の関係を同様に示す。SM400B-Cはデータ数が少なく、特徴を特定しづらいが、CおよびSiはSS400、SM400Aとの差異は見られない。敢えて特徴を見出すならば、Mn/C比が6.5以上と言える。SS400、SM400Aにも同様のMn/C比の高いものも見られるがSM400B-C相当のものが、流用されたものと推定される。ただし、SM400B-Cは成

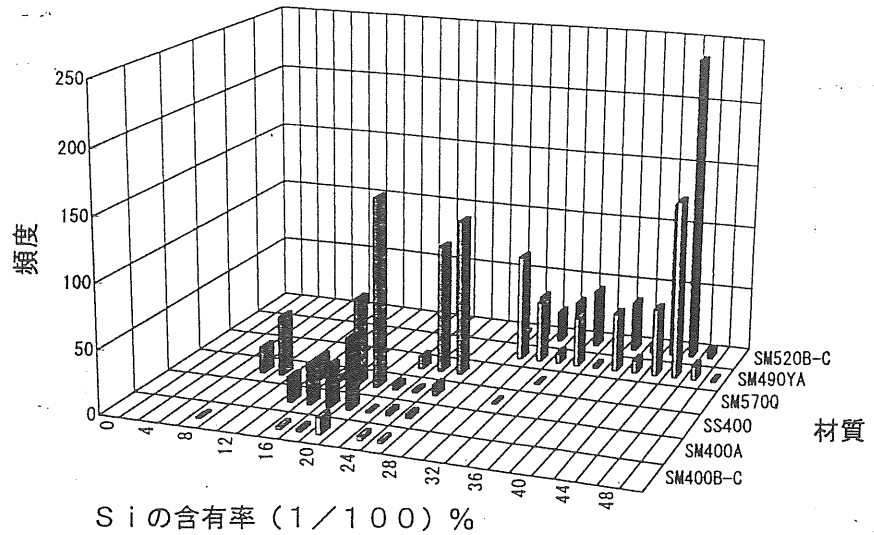


図 2.5 材質別、Si の含有率の分布

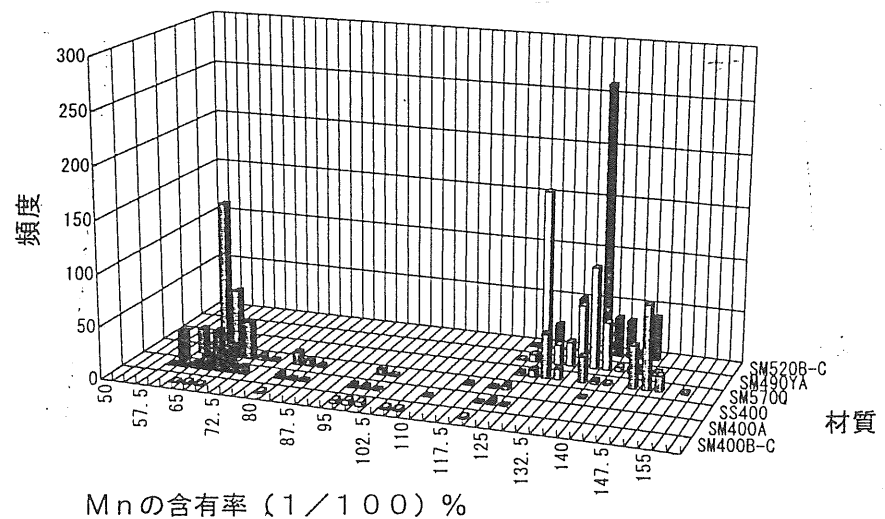
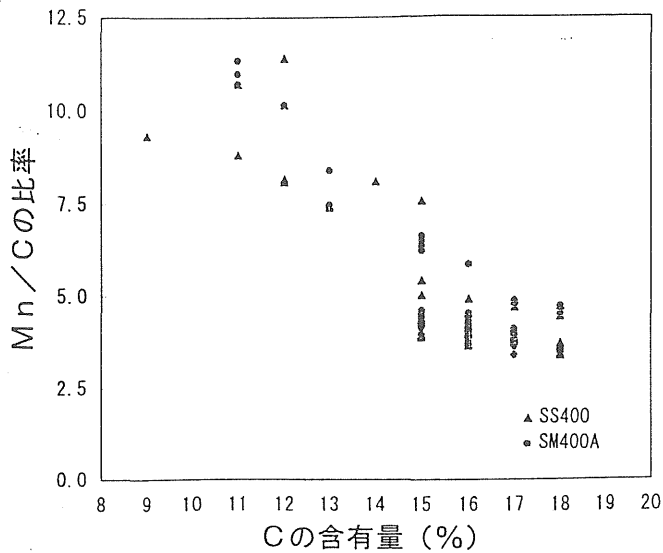
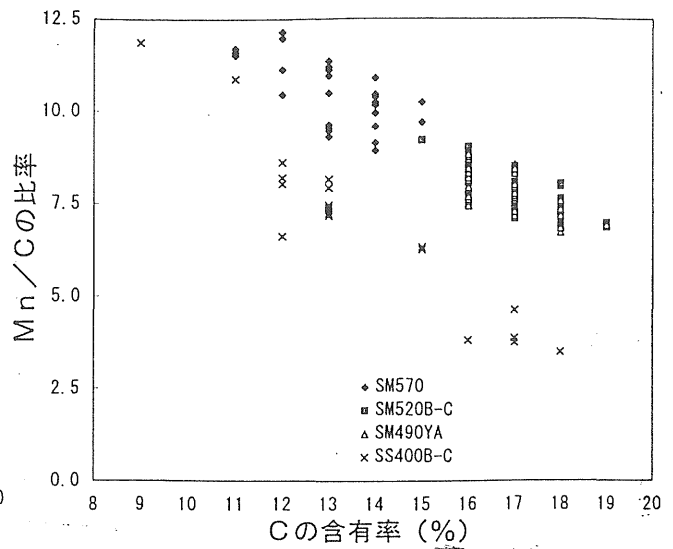


図 2.6 材質別、Mn の含有率の分布



(a) SS400、SS400A



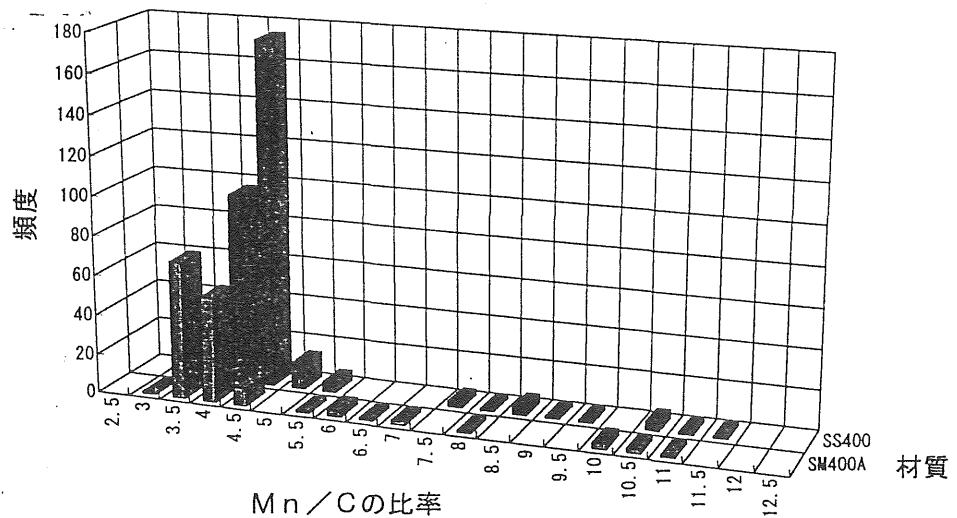
(b) SM400B-C、SM490YA、  
SM520B-C、SM570

図 2.7 鋼種別、C と Mn/C 比の比率の相関

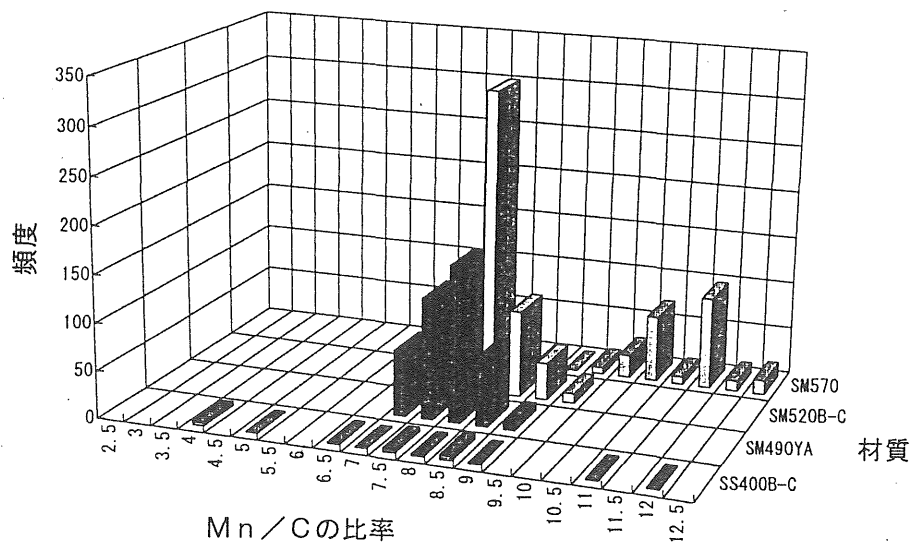
分は同じであっても、圧延段階では制御圧延が行われている。

#### (4) P、Sの構成

主要5元素の中でPとSは、通常不純物と見なされ、両者ともに一般構造用圧延鋼材SS400で0.05%以下、その他の溶接構造用圧延鋼材では0.035%以下に規定されている。Pは溶接性、冷間加工性および衝撃特性を著しく阻害する。また、Sは普通鋼では規制値以下では機械的性質にほとんど影響



(a) SS400、SM400A



(b) SM400A、SM490YA、SM520B-C、SM570

図 2.8 鋼種別、Mn/C 比の頻度分布

を及ぼさない。しかしMnSの非金属介在物となって存在するSは衝撃特性と絞り値に大きく影響を及ぼすと言われている。

図2.9に材質別のPの含有率の分布を示す。規定ではSS400はその他と異なっているが、実際はSM400、SM400A、SM400B-C、SM490YA、SM520B-Cでは変らない分布を示す。これらの最大値は0.030%に抑えられ、平均0.020%程度となっている。一方、SM570は最大値0.020%に抑えられ、平均0.015%程度とより厳しく管理されている。

図2.10に材質別のSの含有率の分布を示す。最大値は40キロ鋼で0.015%以下、50キロ鋼で0.010%以下、60キロ鋼で0.006%以下となっている。Sの含有率だけで論じるならば、耐ラメラテア鋼材の、Z15、Z25、Z35のS量が0.010、0.008、0.006%と規定されており、これらと比較しても遜色のないレベルの数値である。

### (5) SM570の主要5元素以外の添加元素

調査対象の234種類(256枚)のSM570の鋼板の内、78種類(79枚)が主要5元素以外の元素が添加されていた。添加元素の組合わせと頻度は図2.3(c)に示す通りである。主要5元素以外の元素が添加された79枚の鋼板の基となった製鋼は22であった。図2.11に各製鋼の5元素以外の添加元素の組合わせと含有率を示す。主な元素としてNb、V、Crを軸にMo、Ni、Cuが組合わせられている。

## 2. 1. 4 機械的性質

### (1) 規格

JIS規格の機械的性質の抜粋を表2.3に示す。降伏点は下限値だけが規定されており、板厚の増加とともにその下限値は下げられている。引張強さは板厚100mm以下では、下限

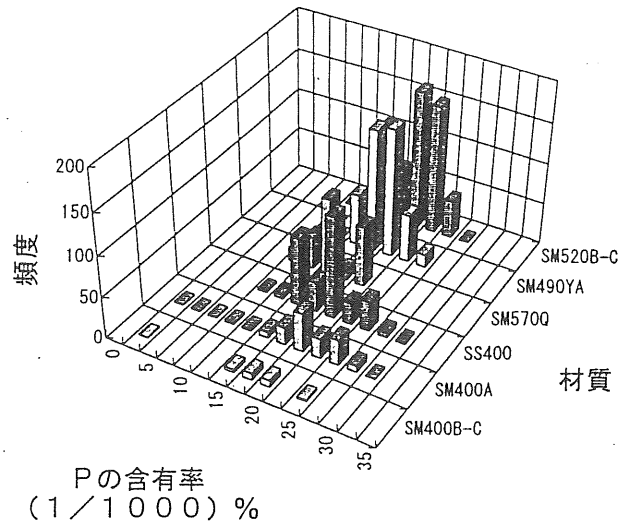


図2.9 材質別、Pの含有率の分布

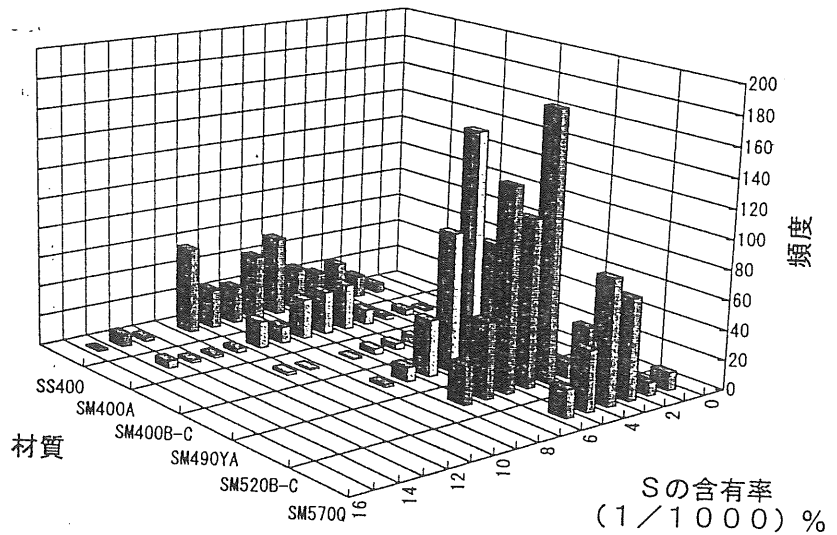


図2.10 材質別、Sの含有率の分布

表 2.3 鋼材の機械的性質の規定 (JIS G-3101, G-3106 抜粋)

種類の記号	降伏点又は耐力 (N/mm <sup>2</sup> )				引張強さ (N/mm <sup>2</sup> )	伸び (%)		シャルピー吸収エネルギー (J) / 試験温度 (°C)
	鋼材の板厚 (mm)					鋼材の厚さ (mm)	鋼材の厚さ (mm)	
SS400	t ≤ 16	16 < t ≤ 40	t > 40		厚さの規定なし	5 < t ≤ 16	17以上	規定なし
	245以上	235以上	215以上			400~510	16 < t ≤ 50	
						40 > t	(23以上)	
SM400A	t ≤ 16	16 < t ≤ 40	40 < t ≤ 75	75 < t ≤ 100	100以下	5 < t ≤ 16	17以上	
SM400B	245以上	235以上	215以上	215以上	400~510	16 < t ≤ 50	21以上	27以上/0°C
SM400C						40 > t	(23以上)	47以上/0°C
SM490YA	365	355	335	325	490~610	5 < t ≤ 16	18以上	規定なし
SM490YB						16 < t ≤ 50	22以上	27以上
						40 > t	(24以上)	/0°C
SM520B					520~640	5 < t ≤ 16	15以上	
SM520C						16 < t ≤ 50	19以上	47以上
						40 > t	(21以上)	/0°C
SM570	460以上	450以上	430以上	420以上	570~720	t ≤ 16	<19以上>	47以上
						t > 16	<26以上>	/-5°C
						t > 20	(20以上)	

特記なき伸びは1A号試験片の結果、( )内数値は4号試験片の結果、< >内数値は5号試験片の結果

値は下げられている。  
引張強さは板厚100mm以下では、下限値および上限値が規定されている。降伏点および引張強さに対する試験片の相違の影響は少ないことが報告<sup>53)</sup>されている。

一方、伸びは試験片とその標点間距離の影響を強く受ける。

試験片の形状についてはJIS Z-2201に定められ (図2.12)、40キロ、および50キロ級鋼の板厚40mmまでは1A号試験片、50mmを越えるものは4号試験片、SM570は5号試験片と20mmを越えるものは4号試験片と規定されている。1A号試験片の標点間距離は200mm、4号、5号試験片は50mmである。また、4号試験片は (円形で) 断面積一定、1A号試験片、5号試験片は幅一定で板厚は原板のままであるため、試験片の断面積は板厚に比例して変化する。これらは、いずれも定型試験片であり、試験片加工や試験実施の効率に優れ広く使用されている。一方、ISO-2566/1では試験片の形状・寸法の影響がないように試験片平行部

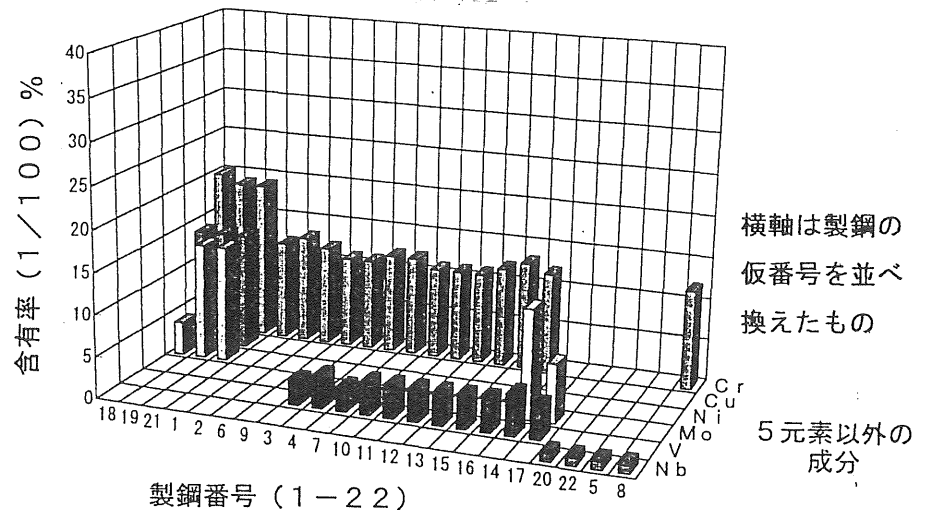


図 2.11 SM570 製鋼別、5 元素以外の成分構成

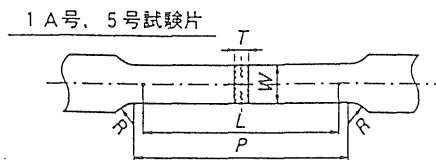
の断面積 (A) と標点間距離 (L) の関係を一定 ( $L/\sqrt{A} = 5.65$ ) とした、比例試験片の使用を推奨している。JIS-Z2201においても、この考え方が14号試験片として取入れられている。

衝撃値はB材で27 J、C材で47 J (ともに試験温度0°C)、SM570は47 J (試験温度-5°C) と規定されている。B材の衝撃値も47 J を越える場合がほとんどであるため、BとC材を区別せずに集計した。また、JIS-3106の規定により12mm以下の板厚では衝撃試験は省略されている。

## (2) 同一製鋼から圧延される板厚範囲の実態

調査対象の SM520B-C の製鋼数は154 であり、この内複数の板厚に圧延されていることが確認できたものは52 である。図 2.13(a) は同一製鋼がどの程度の範囲の板厚に製品化されているかの結果である。図 2.13(b) は同様に SM570 の結果であるが、全製鋼数 41 のうち 20 のものが複数の板厚に圧延されている。

図 2.13(a) の製鋼番号 18 では板厚差 24mm、図 2.13(b) の製鋼番号 12、37 で 19mm の板厚差がある。一般に、板厚が厚くなるに従って添加元素が増加し、溶接性が悪くなると言われているが、この程度の板厚差までは、同じ成分系で製作可能なことを示している。



試験片の区別	幅 W	評点距離 L	平行部長さ P	肩部の半径 R	厚さ T
1 A号試験片	40	200	約220	25以上	もとの厚さのまま
5号試験片	25	50	約60	15以上	もとの厚さのまま

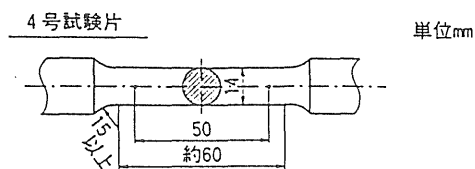
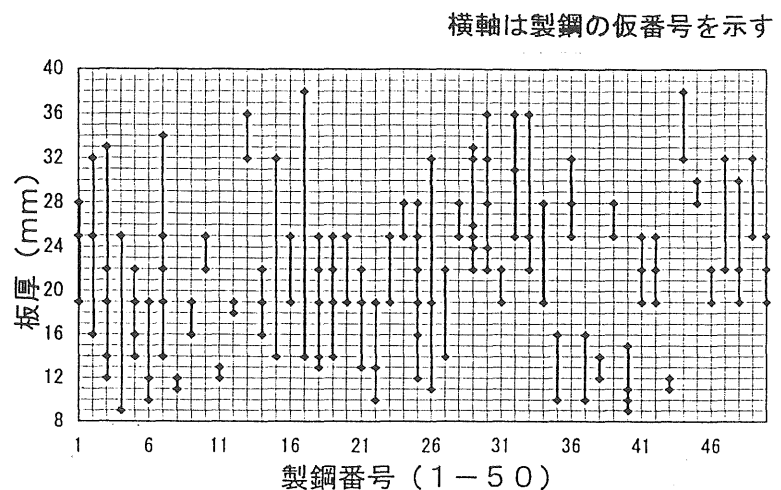
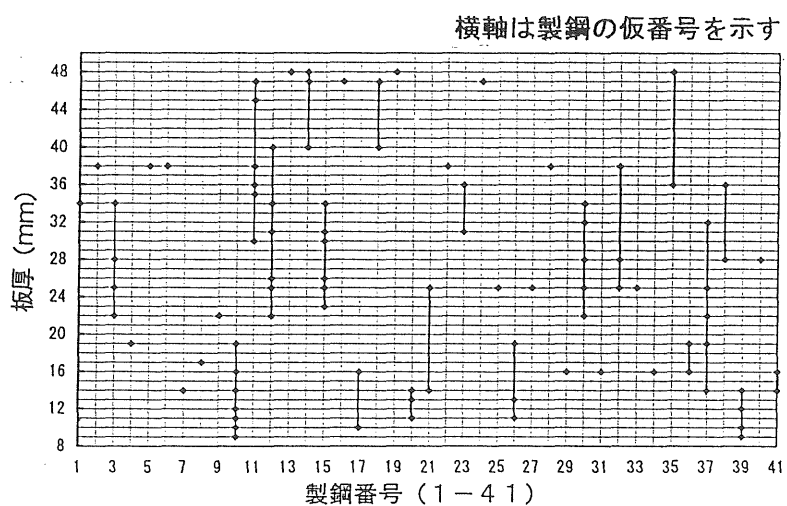


図 2.12 適用 JIS 試験片の形状、寸法



(a) SM520B-C



(b) SM570

図 2.13 同一製鋼から製作される板厚の分布

### (3) 伸び

伸び値と試験片寸法の間係を表わすものとして、Oliverの式<sup>80-81)</sup>がある。

$$\varepsilon = k(\sqrt{A}/L)^n \quad (2-4)$$

ここに、

$\varepsilon$  : 破断伸び (%)

A : 平行部断面積

L : 標点距離

k、n : 定数

$L/\sqrt{A} = K$ の寸法の試験片により試験したときの伸び値 $\varepsilon$ を、 $L_0/\sqrt{A_0} = K_0$ の寸法の同じ材料の定型型試験片で得られる伸び値 $\varepsilon_0$ に変換するため、Oliverの式から

$$k = \varepsilon \cdot K^n = \varepsilon_0 \cdot K_0^n$$

となる。

ISOの表示式では $K = L/\sqrt{A} = 5.65$ として

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \varepsilon_0 (K_0/K)^n \\ &= \varepsilon_0 (K_0/5.65)^n \end{aligned}$$

と規定されており、定数nは炭素鋼、および合金鋼において0.4としてよいとしている。また、文献<sup>13)</sup>では非調質の炭素鋼および低合金鋼においては $n = 0.4$ としても換算誤差は±1%以内に入ることが確認されている。また60キロ級の調質低合金鋼では $n = 0.55$ と非調質よりも高い値が得られたことが報告されている。本章では40、50キロ級鋼に対しては

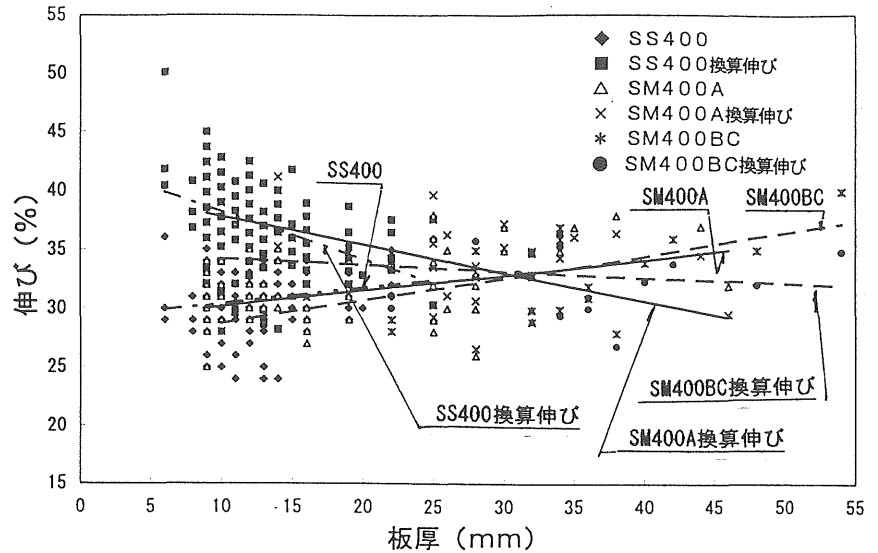
$$\varepsilon_0 = 5.65^{0.4} \times \varepsilon (1/K_0)^{0.4} = 2 \cdot \varepsilon \cdot (\sqrt{A_0}/L_0)^{0.4} \quad (2-5)$$

60キロ級鋼に対しては

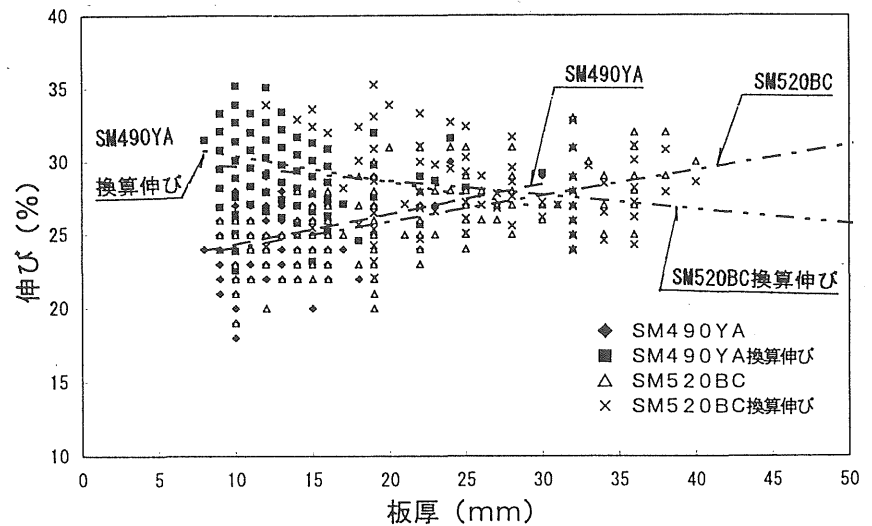
$$\varepsilon_0 = 5.65^{0.55} \times \varepsilon (1/K_0)^{0.55} = 2.59 \cdot \varepsilon \cdot (\sqrt{A_0}/L_0)^{0.55} \quad (2-6)$$

を適用して換算、比較を試みる。

図2.14(a)、(b)に40キロ、50キロ級鋼の板厚別の伸びの分布を示す。図2.14(a)の40キロ級鋼の試験片は54mmの1データを除き、他は全て1A号試験片の結果である。同一鋼板で標点間距離200mmで板厚を変えて試験を行った場合、幅40mm一定である1A号試験片の伸び



(a) SS400、SM400A、SM400B-C



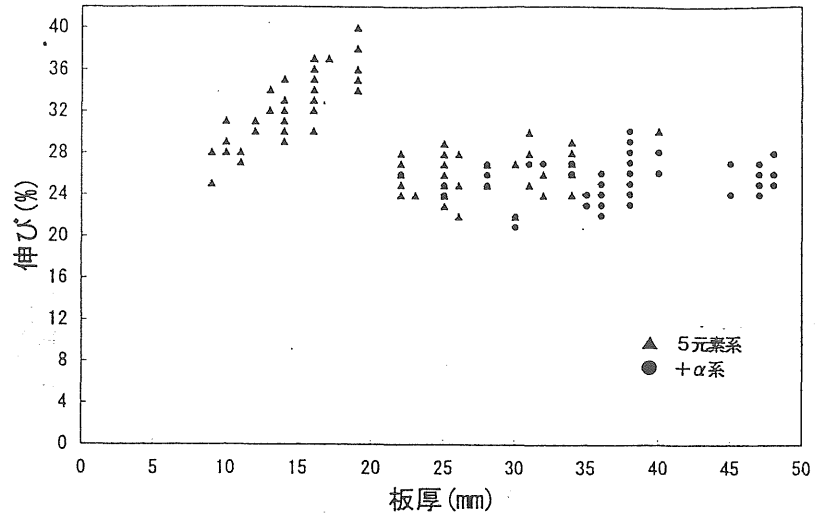
(b) SM490YA、SM520B-C

図 2.14 Oliver の式による試験片面積の影響

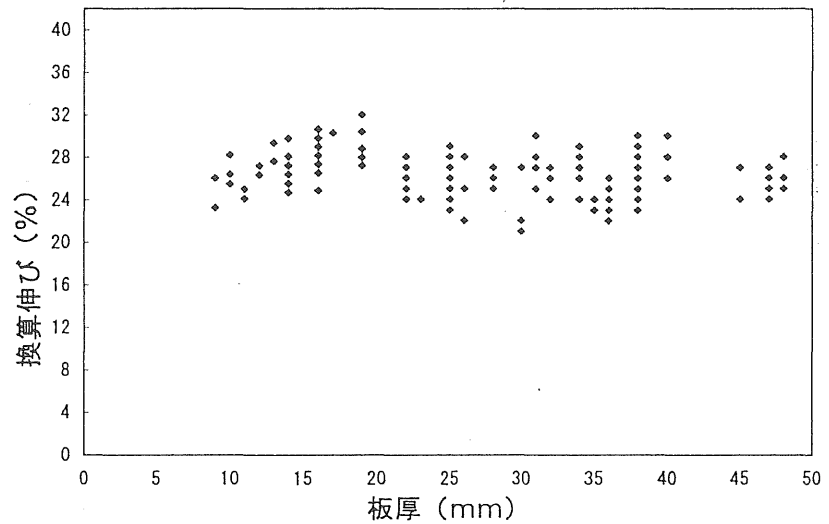
と換算伸びは31.25mm

( $T = (200/5.65)^2 / 40$ ) で一致する。この調査結果でも、各種鋼板のばらつきを含んだ結果であるが、伸びと換算伸び平均値の交点は31mm程度の結果が得られた。1A号の結果は、板厚が薄い（試験片の面積が小さい）場合、換算伸びに比べ最大10%程度低く評価されている。図2.14(b)の50キロ級鋼の試験片は73mmの1データ（このデータは図の範囲から除外して表わしている）を除き、他は全て1A号試験片の結果であり、伸びと換算伸びの平均値の交点は40キロ級鋼より、やや板厚の薄い方にシフトしている。また、伸びが5%程度低下していることなど異なるが、定性的には40キロ級鋼と同様の傾向を示している。

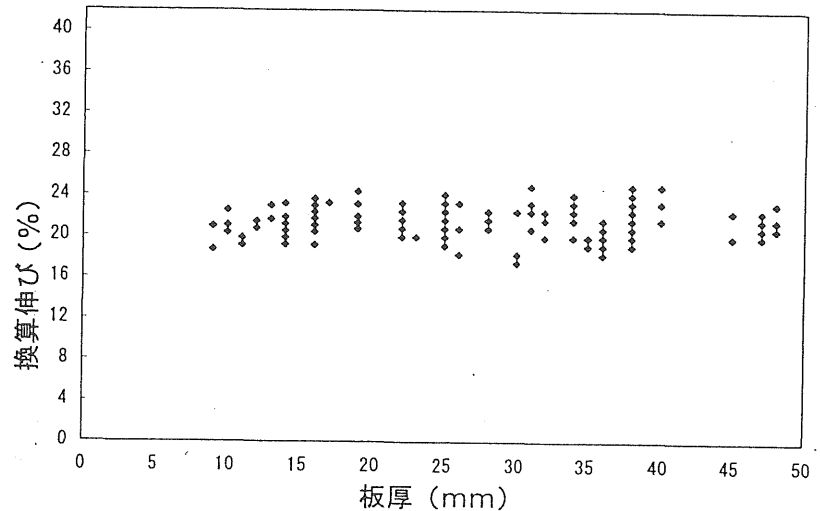
図2.15(a)に定型試験片の伸びの結果を示す。ミルシートに記載されている伸びをそのままプロットしたものであるが、19mmまでは5号、20mm以上は一定断面積の4号試験片の結果である。一般に高強度鋼の伸び性能は低下すると言われていたが、標点間距離が50mmと短い試験片であるために、



(a) 定型試験の結果（ミルシートの記載結果）



(b) Oliver の式で  $n = 0.4$  とした場合



(c) Oliver の式で  $n = 0.55$  とした場合

図 2.15 SM570 Oliver の式による換算結果



伸び性能の低下が直接評価できない。また、20mm を境に試験片の違いによる不連続が生じている。図 2.15(b) は Oliver の式の定数  $n$  を 40 キロ、50 キロ級鋼と同じ  $n = 0.4$  として変換したものである。0.4 では試験片の相違を十分補正出来ていない。図 2.15(c) は  $n = 0.55$  とした場合で、ほぼ不連続は解消できている。SM570 の換算伸びは、他の鋼種と異なり板厚による変化は見られない。また、伸びは 20% をやや上回り、50 キロ級鋼の換算伸びより 5~10% 下回る値が得られた。

#### (4) 引張強度、降伏点、降伏比

図 2.16 に板厚別、引張強度の分布を、図 2.17 に板厚別、降伏点の分布を示す。板厚による強度の低下は引張強度より、降伏点の方が明瞭に現れている。降伏点の規定では板厚 16mm、40mm で値を下げてあるが、実状ではあまり意義が感じられない。

図 2.18(a) に降伏点と引張強度の相関を示す。40 キロ、50 キロ、60 キロ級鋼の図の原点を通る平均線の勾配はそれぞれ、0.65、0.76、0.88 である。また、SM570 は分布が 2 層に別れている。このため、図 2.18(b) に SM570 のみ拡大し、成分により主要 5 元素系 (▲印) と他の添加物が加えられているもの (以下に便宜上、 $\alpha$ 系と称す、●印) を分離して示した。引張強度が同じ場合、●印より主要 5 元素系 (▲印) の方の降伏比が高くなっている。また図 2.19 に成分系による、降伏比と板厚の相関を示す。主要 5 元素系は板厚の薄い領域に多く適用されており、このため圧下率も高くなり、結果的に降伏比が高くなったものと思われる。

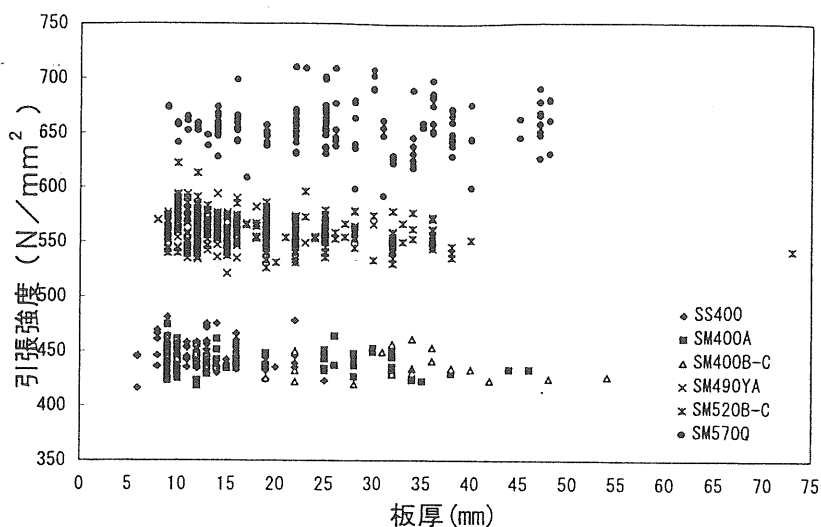


図 2.16 板厚別、引張強度の分布

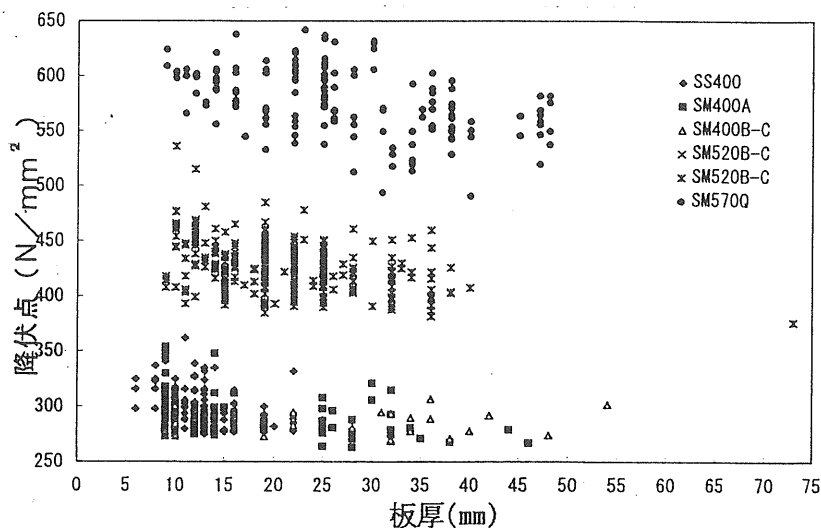
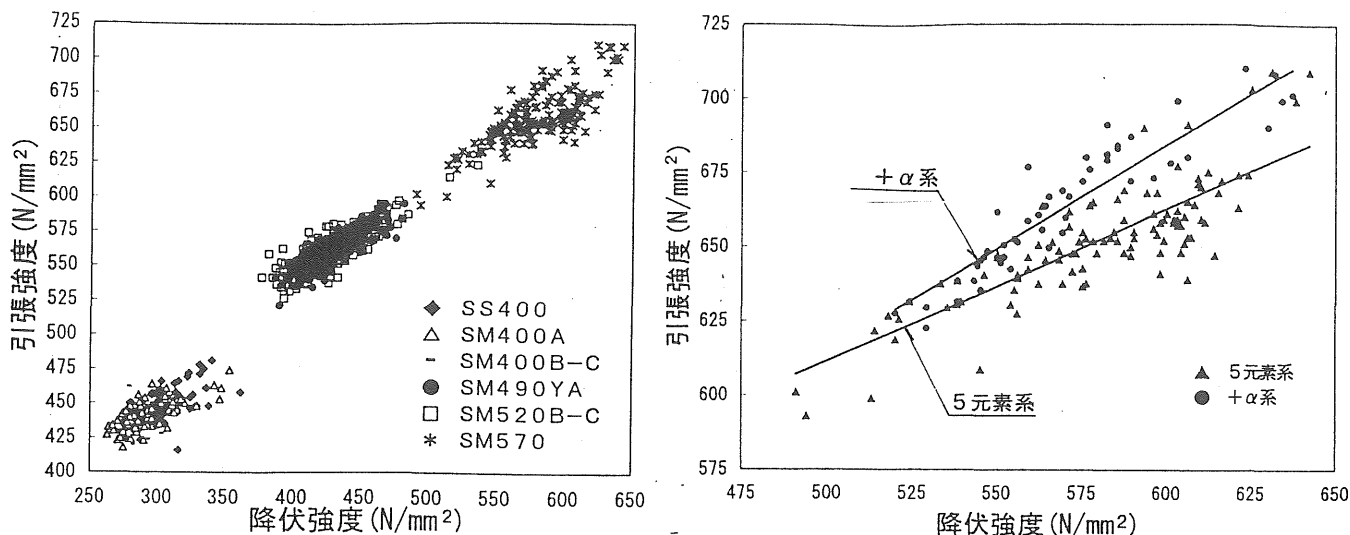


図 2.17 板厚別、降伏点の分布



(a) 40、50、60 キロ鋼の相関

(b) SM570 成分系による相違

図 2.18 引張強度と降伏点の相関

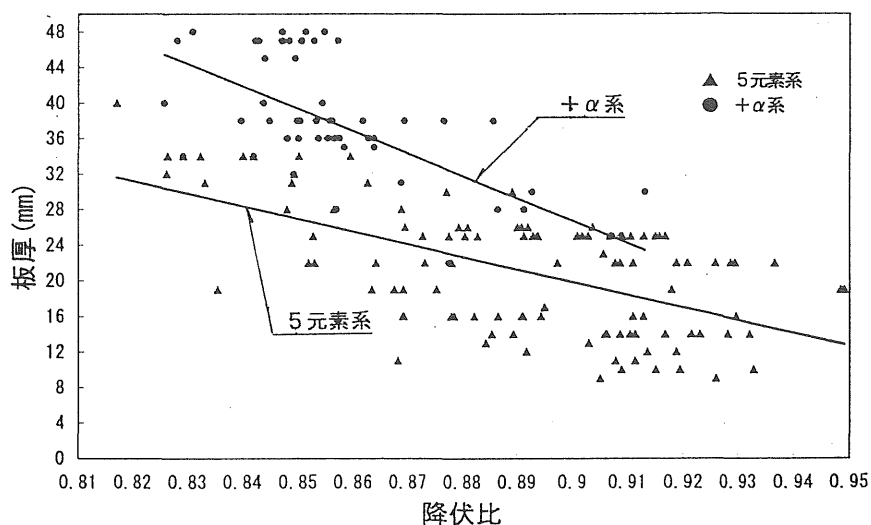


図 2.19 SM570 降伏比と板厚の相関

図2.20に強度クラス別の降伏比の頻度を示す。分布の中心値は図2.18(a)の平均線の勾配と一致しており、40キロ級鋼は0.6~0.8、50キロ級鋼は0.7~0.88、60キロ級鋼は0.82~0.95であり、強度クラスが上がるに従い、降伏比が高くなっている。

図2.21(a)に引張強度と試験片の形状を考慮しない伸びの相関を示す。いずれの強度クラスの鋼材も右下がりの分布を示しており、引張強度が上がるに従い伸び性能が低下しているように一見理解されがちである。図2.21(b)に引張強度と換算伸びの関係を示す。この図においては右下がりの傾向はかなり見られなくなり、SM570のデータで100 $N/mm^2$ 当たり2%程度の右下がりの傾向が見られる。(40キロ級鋼で伸びが50%程度を示す点があるが、これは板厚6mmのデータである。)

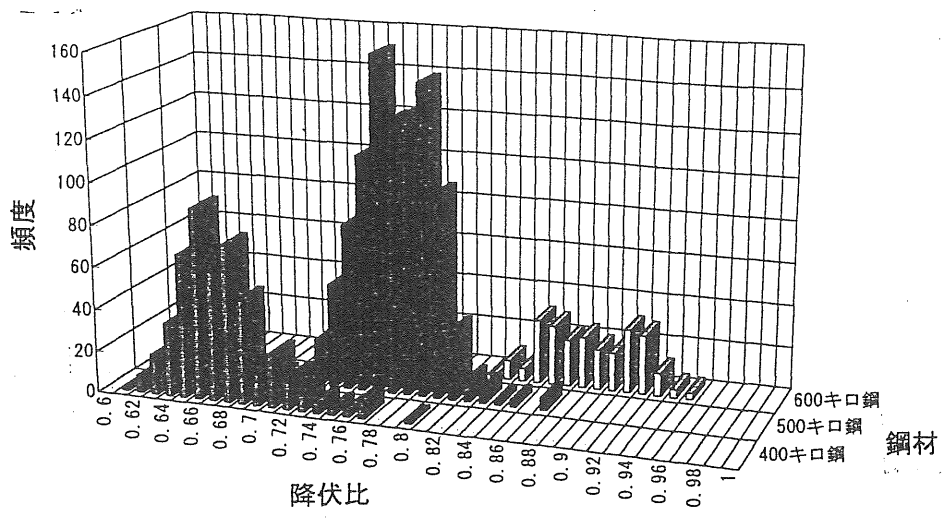
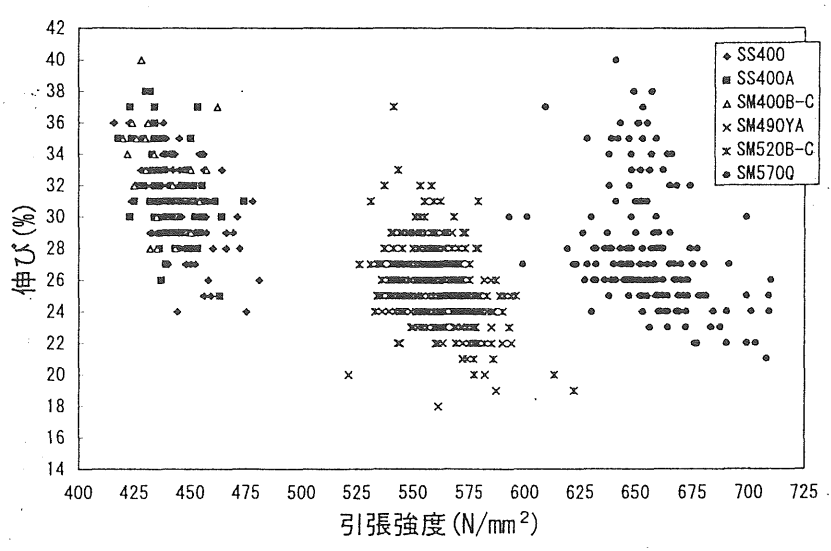
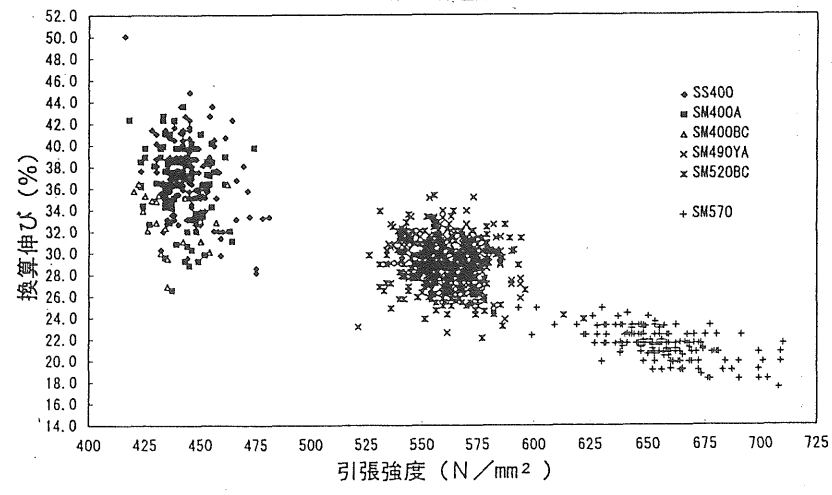


図 2.20 鋼種強度別、降伏比の頻度



(a) 引張強度と定型試験片の伸びの相関



(b) 引張強度と換算伸び

図 2.21 引張強度と伸びの関係

図2.22に降伏比と換算伸びの相関を示す。一般に降伏比が高くなると伸び性能に悪影響を及ぼすと言われている。図2.22をどの様に解釈するかは非常に難しい問題と思われる。材料試験における伸び値のチェックは出来上がった鋼板の異常なものを検知するという立場からも重要な意味を持つ。しかし、ミルシートの伸び値のみを見て、鋼材の伸び性能に対してこれで全てであるかのように評価することは不合理であると思われる。図2.22で論じた伸びは破断伸びの結果であり、本来の鋼材の伸び性能は、一様伸びと局部伸びを分離した形での評価や、構造体とした場合の伸び特性で論じるべきと思われる。

### (5) 衝撃値

図2.23に材質、板厚別の衝撃値の分布を示す。また、図2.24に頻度分布を示す。SM400B-Cは100～310 Jに広く散在して分布する。SM520B-Cは80～310 J程度に分布し、ばらつきが多く、平均は190 J程度を示している。また、板厚による相関は見られない。SM570は150～350 J程度に分布し、平均は

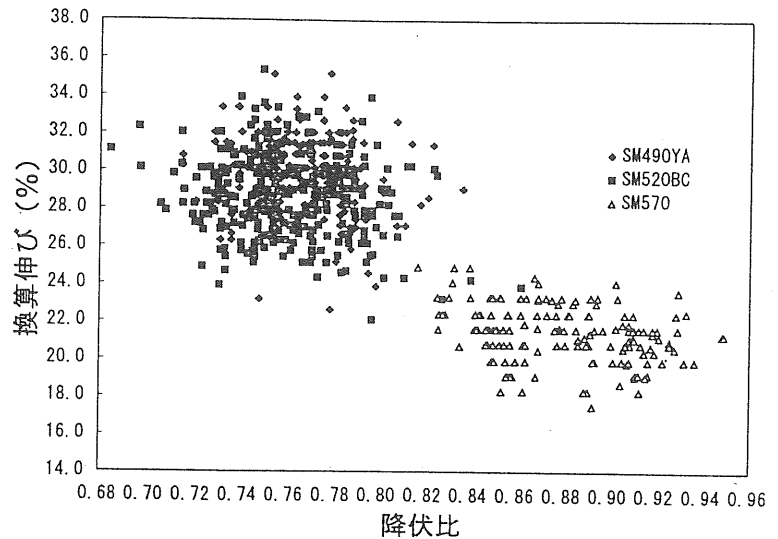


図 2.22 降伏比と換算伸びの相関

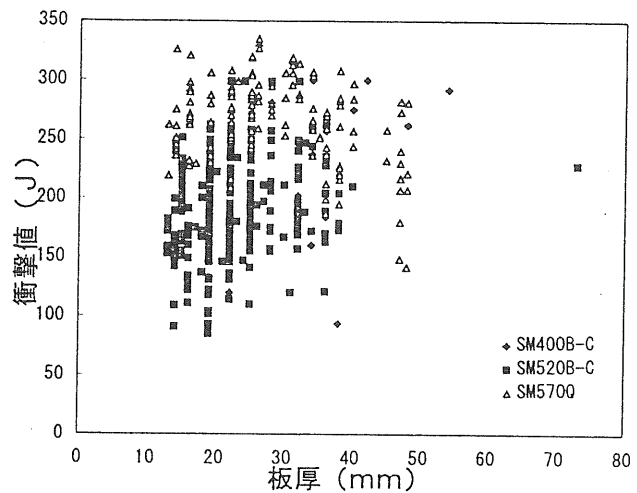


図 2.23 材質、板厚別の衝撃値の分布

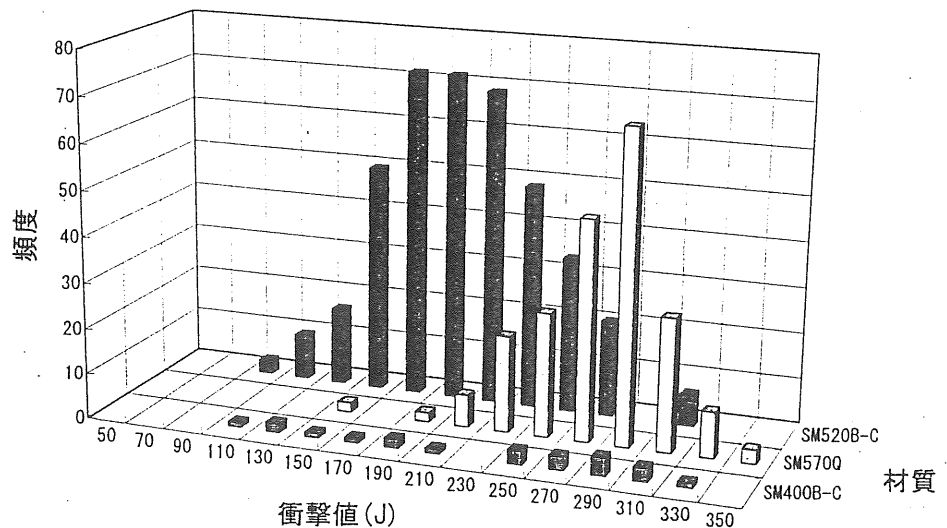


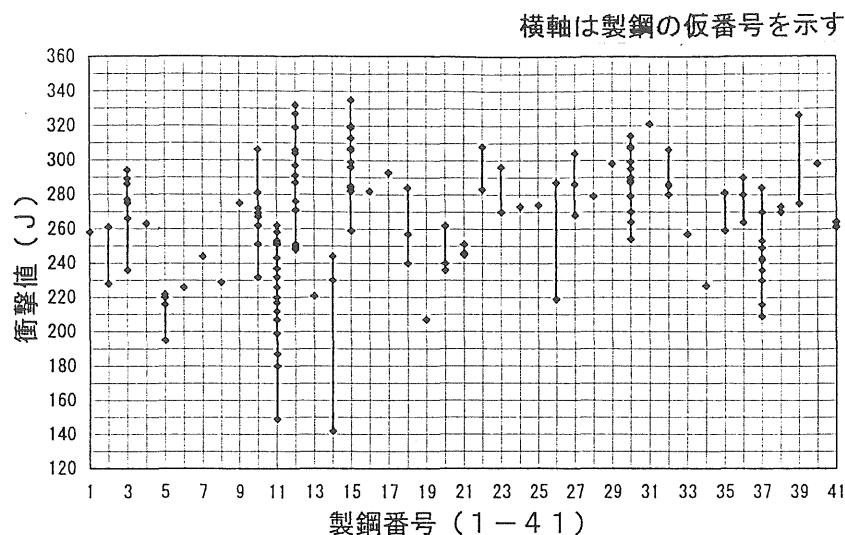
図 2.24 衝撃値の頻度分布

290 J程度である。板厚の増大に伴い、衝撃値の低下の傾向がやや見られる。

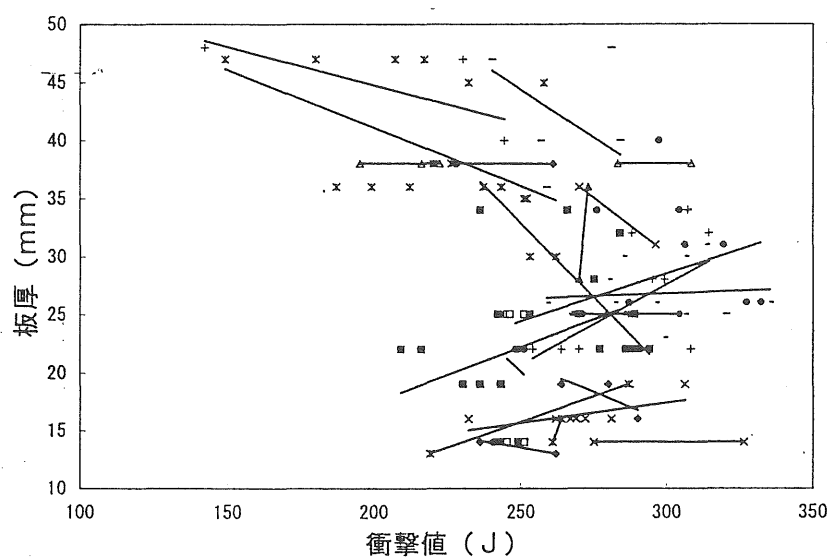
図2.25(a)にSM570の同一製鋼別の衝撃値の分布を示す。今回の調査対象の233枚のSM570の鋼板は41の製鋼(鋼塊)に基づいている。当然、鋼板の化学成分は同一であるにも関わらず、衝撃値のばらつきは100 J以上生じている。例えば、11番の製鋼は、同一製鋼から、30~47mmの範囲で6種類の板厚に圧延されており、衝撃値は150~270 Jまでばらついている。同様に14番の製鋼は板厚40~48mmの鋼板に圧延され140~240 Jまでばらついている。これらのなかで、同一製鋼で複数の板厚に圧延された鋼板のみ23群を拾い出し、板厚と衝撃値の関係をプロットしたものを図2.25(b)に示す。

各群はばらつきが大きいいため特徴が掴みにくく、このため各群の平均線を併せて示す。平均線は板厚の厚い範囲(25~50mm)では右下がり、板厚の薄い範囲(13~30mm)では右上りの勾配を示している。つまり、厚い範囲では、板厚の増加とともに衝撃値の低下が、薄い範囲では板厚の増加とともに衝撃値の増大する結果となっている。

図2.26にSM570の成分系別の板厚と衝撃値の相関を示す。この図では41の製鋼の全ての鋼板のデータをプロットしている。ここでも板厚の薄い領域では、主要5元素系で構成されており、板厚の増大とともに衝撃値はやや増加の傾向、板厚の厚い領域では、 $\alpha$ 系で構成されており、板厚の増大に伴い衝撃値の減少の傾向が見られる。本章の結果では成分系の相違との相関も見られたが、真相は不明である。本質的なものか、たまたまこの様な



(a) 同一製鋼での衝撃値の変動幅



(b) 板厚と衝撃値の相関

図 2.25 SM570、同一製鋼における衝撃値の分布

結果になったのか、試験片採取の位置の問題か、今後データ数を増やし調査を続ける予定である。

## 2. 1. 5 溶接施工性の指数

溶接施工性に関する指標として、炭素当量 ( $C_{eq}$ ) と溶接割れ感受性組成 ( $P_{CM}$ ) が広く用いられている。また、仮付け溶接時に発生する変形割れの一つであるヒールクラックの要因の一つは鋼材の組成であり、文献<sup>55-56)</sup>によりヒールクラック割れ感受性指数 ( $P_N$ ) が提案されている。仮付け溶接の現行の規定は板厚12mmを境に緩和されており、9~12mmの板厚範囲の鋼材に関しても、別途検討を行った。

図2.27(a)、(b)に、 $C_{eq}$ と $P_{CM}$ 、 $C_{eq}$ と $P_N$ の相関を示している。Mnの比率の高いSM570、および40キロ級鋼のMn/C比の比率が高いものが図の右側に移行している。

図2.28(a)に板厚別 $C_{eq}$ 、2.28(b)に $P_{CM}$ 、図2.28(c)に $P_N$ の頻度分布を示す。いずれの分布も40キロ級鋼、調質鋼である60キロ級鋼、50キロ級鋼の順に高くなっている。しかし、60キロ級鋼の相対的な位置は $C_{eq}$ が最も50キロ級鋼に近く、 $P_N$ 、 $P_{CM}$ の順に40キロ級鋼に近くなっている。これは、Mnに対する係数が異なり、1/6、1/10、1/20と $C_{eq}$ 、 $P_N$ 、 $P_{CM}$ の順に小さくなっていることと対応しており $C_{eq}$ ではMnの影響が他より高く評価されている。

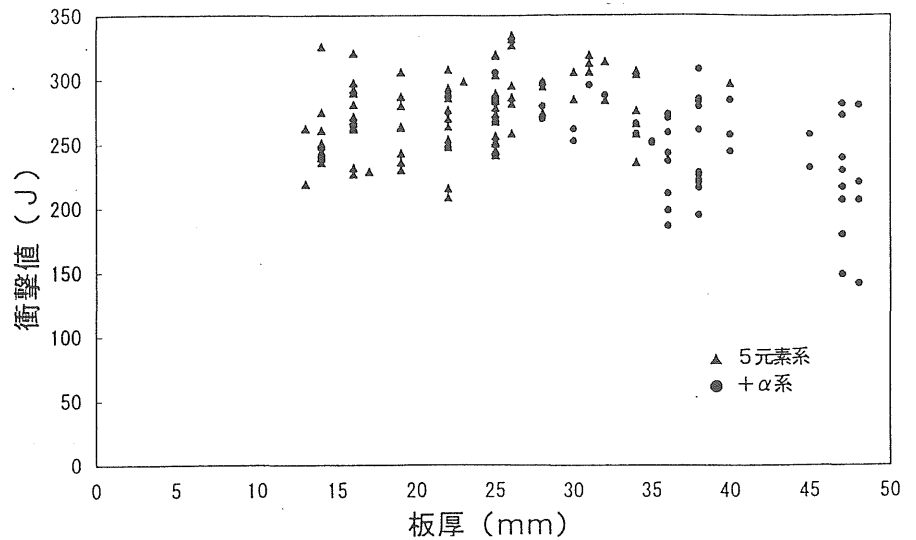
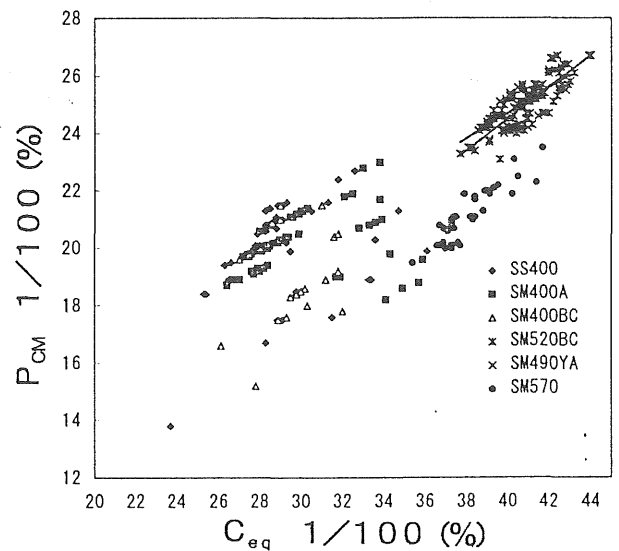
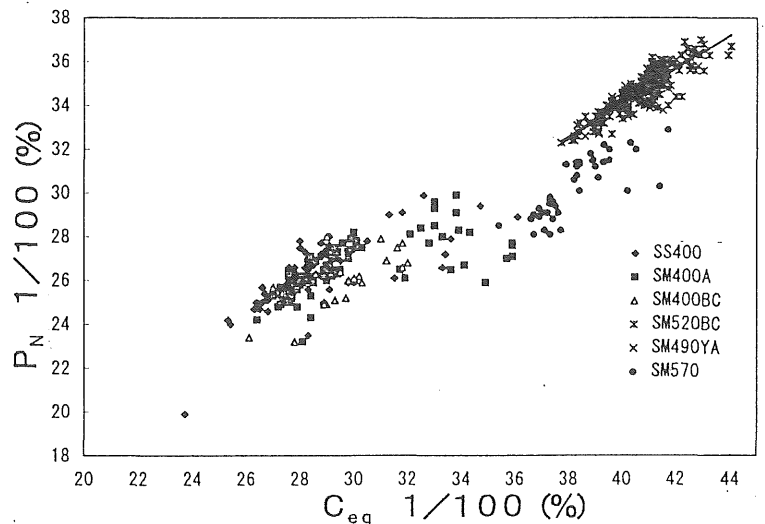


図 2.26 SM570 の成分系の相違と衝撃値の相関

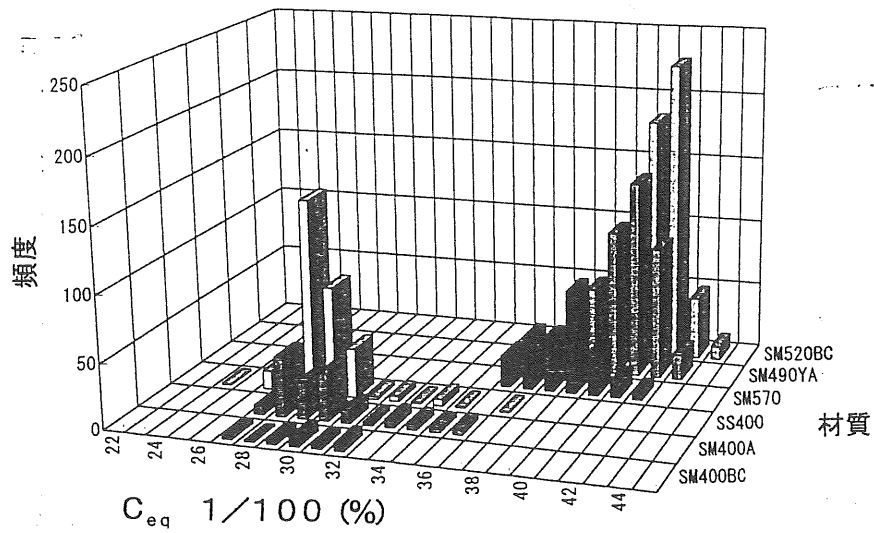


(a)  $C_{eq}$  と  $P_{CM}$  の相関

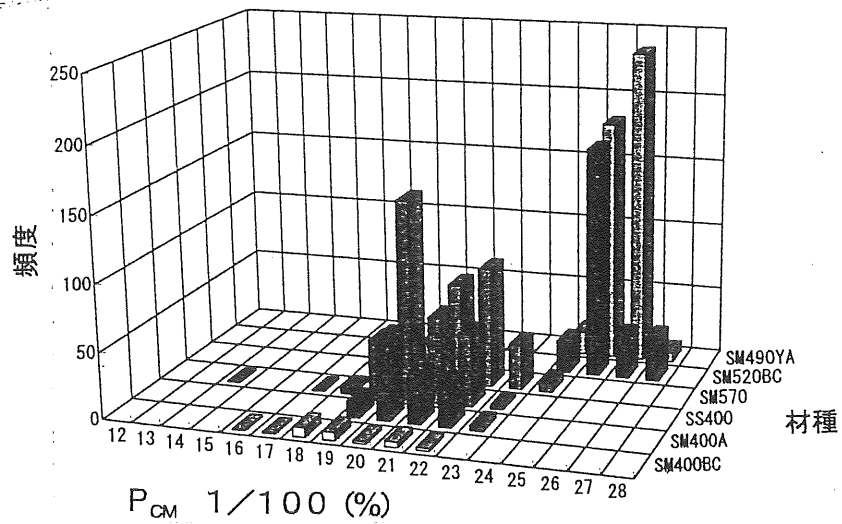


(b)  $C_{eq}$  と  $P_N$  の相関

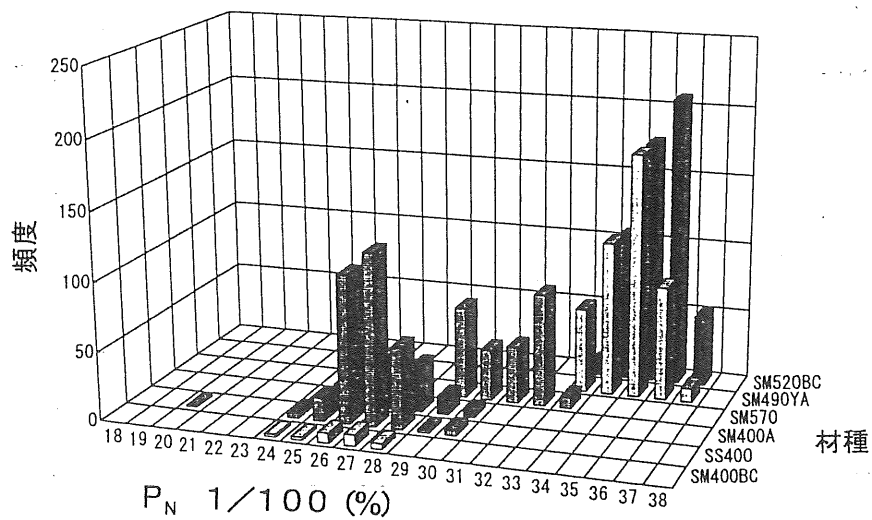
図 2.27  $C_{eq}$  と  $P_{CM}$ 、 $P_N$  の相関



(a) 材質別、炭素当量の頻度



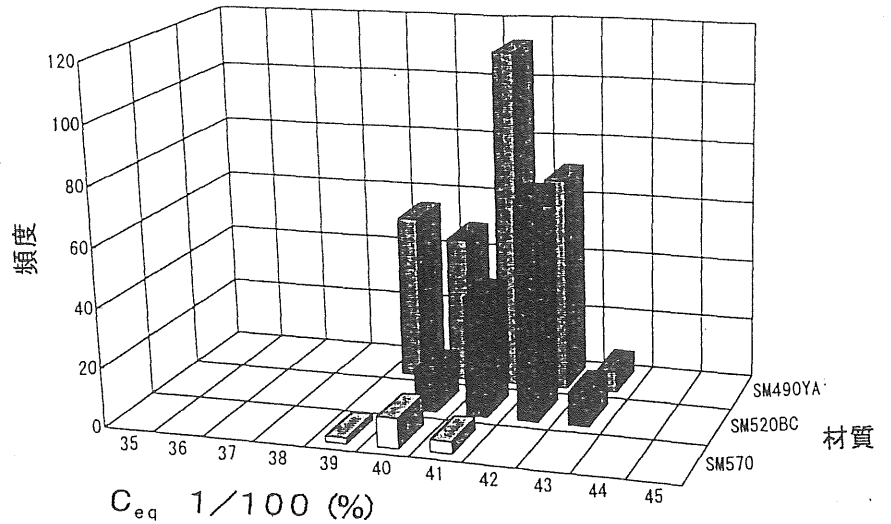
(b) 材質別、割れ感受性組成の頻度



(c) 材質別、ヒールクラック割れ感受性指数の頻度

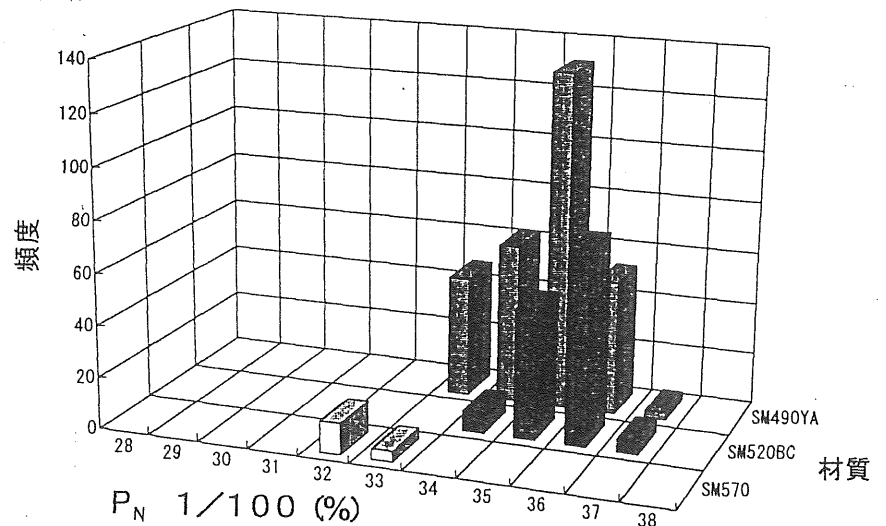
図 2.28 溶接施工性指数に関する頻度

図2.29(a)、(b)に板厚を9～12mmの範囲に限定した場合の $C_{eq}$ 、 $P_N$ の頻度分布を示す。また、図2.30に50キロおよび60キロ級鋼の板厚別の $C_{eq}$ の分布を示すが、図2.13(a)、(b)に示す様に同一製鋼から幅広い板厚の鋼板が製作され、必ずしも板厚が厚い場合に溶接性が悪くなるという傾向が顕著でない(板厚との相関が少ない)ため、上限値、分布ともに板厚を9～12mmに限定しない場合と大差ない頻度分布が得られた。



$C_{eq}$  1/100 (%)

(a) 材質別、炭素当量の頻度 (板厚 9～12mm)



$P_N$  1/100 (%)

(b) 材質別、割れ感受性組成の頻度 (板厚 9～12mm)

図 2.29 板厚 9～12mm の  $C_{eq}$ 、 $P_N$  の頻度分布

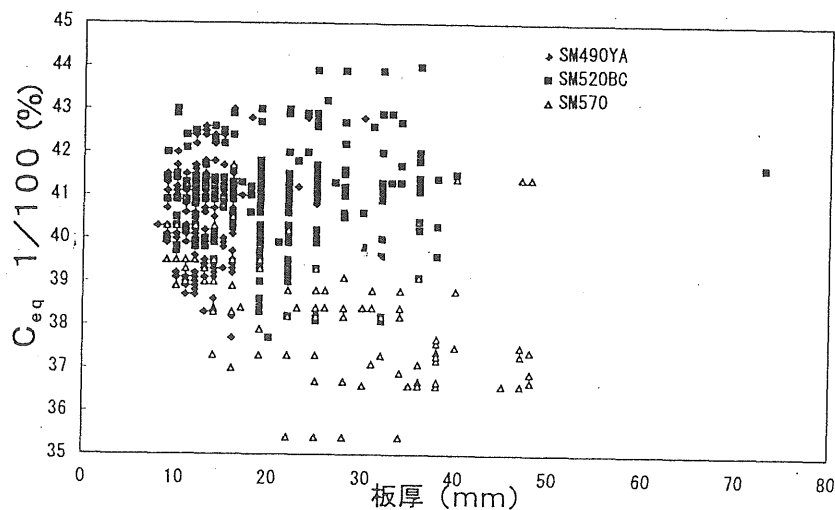


図 2.30 板厚と炭素当量の関係



## 2. 2 橋梁用鋼材分析のまとめ

調査対象約4400トンの鋼材のミルシートを調査し以下の結論が得られた。

1. 橋梁で使用されている今回の調査対象鋼板のSS400は、全てSM400Aの基準を満足するものであった。
2. 40キロ級鋼で100%、その他ではおおよそ半数が主要5元素のみで構成される。主要5元素以外の添加元素に関しては、SM490YAはNb、SM520B-CはNb、もしくはVが添加されている。SM570はNb、V、Crを軸にCu、Mo、Niが添加されている。
3. 鋼中の硫黄量は規定値より遥かに少なく、特に50キロ、60キロ級鋼は耐ラメラテア鋼材の規定値に収まる範囲であった。
4. 一般に板厚が厚くなると溶接性が悪くなることが知られているが、今回の調査結果では、板厚と溶接性の相関はあまり見られず、同一製鋼（同一化学組成の鋼板）でかなり広い範囲の板厚に製作されていた。
5. 換算伸びへの変換により、試験片形状が異なる試験結果を同一基準で比較することを試み、強度クラスごとの伸び性能に差を把握できた。
6. 衝撃値の頻度、板厚との相関を明らかとした。SM520 B、CおよびSM570の衝撃値は規定値より遥かに高く、180 J、290 J程度が平均値であるとの結果を得た。

## 2. 3 工場製作における鋼橋部材の密着度調査

### 2. 3. 1 はじめに

橋梁構造物の代表的な形式である鈹桁および箱桁は、フランジ、ウェブ、補剛材等の板部材を溶接により組合せることで構成されている。この部材の組立時における材片の密着度は道路橋示方書では1mm以下と規定されている。

平成6年版道路橋示方書の15章(15.3.3溶接)では

- ① 材片の組合せ精度が悪いと、橋梁全体の精度を低下させるばかりでなく、局部的な溶接不良を起こしやすい。
  - ② すみ肉溶接に対する密着度は一般の直線部分では比較的容易に確保されるが、素材の曲げ加工や、突合せ溶接が存在する場合は不良となりやすい。
- 上記の理由で次のような規定が定められている。
- 1) 材片の組合せ精度は、溶接部の応力伝達が円滑で、かつ、溶接不良を起こさないものにしなければならない。
  - 2) 材片の組合せ精度は下記の値を標準とする。ただし、施工試験によって誤差の許容量が確認された場合はこれによらなくてよい。
    - i) グループ溶接  
—省略—
    - ii) すみ肉溶接  
材片の密着度：1.0mm以下

また、昭和55年版道路橋示方書ではすみ肉溶接十字継手で施工上この密着度が守られない場合グループ溶接にするのが良いとされていたが、平成2年版よりルートギャップ1mm～3mmまではルートギャップの量だけ増し脚長をしたすみ肉溶接で、3mmを越える場合にグループ溶接にするように改訂された。

各ファブリケーターは部材の密着度、部材および仮組立の精度(道示15.3.4)を満足でき、かつ各工場でも最も効率的な方法をそれぞれ選択して製品を製作している。各工場により設備、製作の経験が異なることにより、同じ品物を製作する場合でも、各社それぞれ独自の製作方法、製作手順をとっており、密着度を含めた要求品質に対して、最小限の不具合の処理で済むように対応している。

また、実際の工場製作においては、材片の密着度が数値管理される場合は数少なく、許容値を満足するか、満足しないかのいわゆるチェックシート方式で管理されるのが一般的である。このために、工場製作時における実際の密着度がどの程度であるか報告されたものは少ない。

本章はファブリケーター12社による、鈹桁および箱桁における組立時の材片の密着度を調査したものである。仮付け溶接長さとしールクラックの関連に対する検討を行ううえ

で、密着度はヒールクラックの発生要因の1つである。また調査は仮付け溶接位置の密着度を定量的に調べその頻度を知ることを本来の目的としたため、素材の曲げ加工や突合せ溶接が存在するような、特異な箇所ではなく一般的な箇所に着目した。

## 2.3.2 調査方法

表 2.4 密着度の調査位置

### (1) 調査箇所

計測した鋳桁および箱桁の部位を表 2.4 および以下に示す。

① フランジとウェブ (鋳桁) (δ 1)

② フランジとウェブ (箱桁) (δ 2)

③ 組立が先行する (U組立時) フランジ・ウェブとダイヤフラム (箱桁) (δ 3)

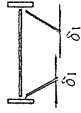
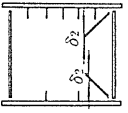
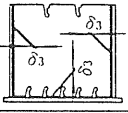
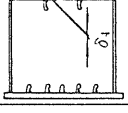
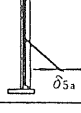
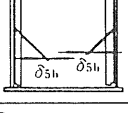
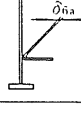
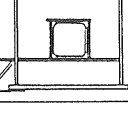
④ 最後に組込んだフランジとダイヤフラム (箱桁) (δ 4)

⑤ ウェブとスティフナー (鋳桁) (δ 5-a)

⑥ ウェブとスティフナー (箱桁) (δ 5-b)

⑦ ウェブとガセットプレート (鋳桁) (δ 6-a)

⑧ ウェブとブラケット仕口部フランジ (箱桁) (δ 6-b)

鋳 桁	箱 桁
① フランジとウェブ  1 mにつき 1 箇所 測定総数 1 028	② フランジとウェブ  1 mにつき 1 箇所 測定総数 1 170
	③ 組立でが先行するフランジ、ウェブとダイヤフラム  1 mにつき 1 箇所 測定総数 919
	④ 最後に組み込んだフランジとダイヤフラム  1 mにつき 1 箇所 測定総数 637
⑤ ウェブとスティフナー  1 部材につき 2 ~ 3 箇所 測定総数 1 229	⑥ ウェブとスティフナー  1 部材につき 2 ~ 3 箇所 測定総数 1 153
⑦ ウェブとガセットプレート  1 部材につき 2 箇所 測定総数 486	⑧ ウェブとブラケット仕口部フランジ  1 部材につき 2 箇所 測定総数 303

③および④は次章に述べるように組立方法により同じ部位でも密着度が異なると予想されたため区別して集計した。

### (2) 調査方法

本報告における測定位置は、ルートギャップの最大箇所ではなく、表 2.4 に示すような指定されたピッチの箇所とした。

表 2.5 調査された箱桁の断面緒元

調査会社名		A	J	B	K	I	D	E	F	H	M
箱桁 寸法	幅員 $B$ (m)	1.5~2.5	1.5~2.5	2.1	2.2	2.0	2.6	2.5~2.7	3.0	2.2	2.2
	桁高 $H$ (m)	1.5~2.0	2.0	2.5	1.76	1.2	2.4	1.9~2.2	2.0~2.7	2.5	2.5
	部材長 $L$ (m)	9~15	6~8	9~12	15~17	13~16	8~11	9~13	11~14	6~11	12~21
構成 板厚	フランジ厚 $t_f$ (mm)	12~32	19~25	12~14	10~25	10~38	10~38	10~19	12~36	11~22	11~37
	ウェブ厚 $t_w$ (mm)	9~12	12~19	12	11~13	9	11	9~12	10~12	11	11~16

ルートギャップの測定方法は 0.1mm 単位で計測し、0.0~0.5mm まではすき間ゲージを使用し、0.5mm を超えるものはすき間ゲージまたはテーパーゲージを使用した。

測定時期は部材を正規の位置に定め、可能な範囲で圧着を行った後の仮付け溶接を行う直前とし、仮付け溶接の収縮によるルートギャップの変動の影響を受けない状態で計測した。

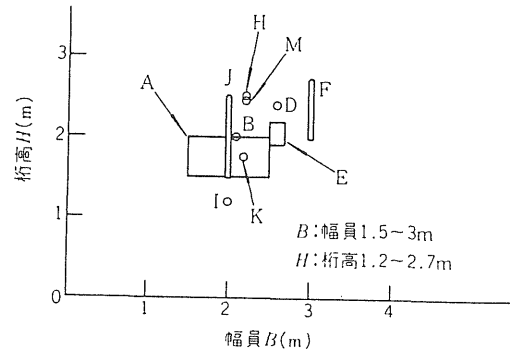


図 2.31 調査箱桁の幅員、桁高の分布

### (3) 対象箱桁断面寸法

鋳桁に関する調査は 12 ファブリケーターで行った。断面諸元は、桁高 1.5~2.8m、フランジ板厚 10~38mm の範囲であった。

箱桁に関する調査は 10 ファブリケーターで行った。調査した箱桁の断面諸元を図 2.31 および表 2.5 に示す。

調査対象とされた箱桁寸法は、幅員 1.5~3.0m、桁高 1.2~2.7m、部材長 6.4~20.8m、フランジ厚 10~38mm、ウェブ厚 9~19mm、の範囲であり、データの集計上特に寸法・板厚による区別は行わなかった。

### (4) 箱桁のダイヤフラムの形状

ダイヤフラムの標準的な形状としては図 2.32 に示すように ①充腹板方式、②ラーメン方式、③対傾構方式があるが、今回の調査対象ものは以下の通りである。

- ① 充腹板方式 . . . . . 6 社
- ② ラーメン方式 . . . . . 5 社
- ③ 対傾構方式 . . . . . なし

充腹板方式とラーメン方式を併せて調査している会社が 1 社ある。

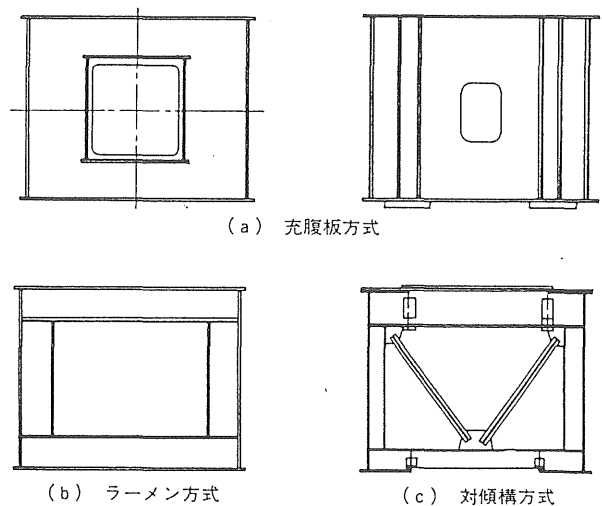


図 2.32 ダイヤフラムの形式

## 2. 3. 3 製作方法

本節で鈹桁および箱桁の製作方法を述べることは主題ではないが、密着度と製作手順が関連するために製作の概略について述べる。

### (1) 鈹桁の製作方法

鈹桁はまず、フランジとウェブでIセクションに組立られる。Iセクションの組立方法は横組方式と縦組方式に分けられる。横組方式はウェブを水平にした状態で組立、両側よりフランジをジャッキで圧着する。縦組方式はウェブを鉛直にし、フランジの下よりジャッキで押し上げて圧着するのが一般的である。今回調査した12社のうち横組と縦組の割合はちょうど半々であった。

Iセクションの接合部の本溶接が行われたあとにスティフナーおよびガセットプレートが取付けられる。スティフナー、ガセットは一括取付けされた後に、まとめて溶接される場合がほとんどである。

スティフナーおよびガセットプレート類の組立は、ウェブを下から突き上げる方法、ジャッキでフランジ間を突っ張りウェブを太鼓に反らせて取付ける方式、圧縮エアを使用した治具等各社工夫をしている。

### (2) 箱桁の製作方法

一般的に箱桁は次の手順で組立られる。各組立の名称および細かな範囲は各製作会社により異なっているが、フランジ・ウェブ・ダイヤフラムに補剛材を取り付ける小組立、フランジ・ウェブ・ダイヤフラムを組立る大組立、ブラケット等を取り付けるまとめ組立に大きく分類できる。

また、仮付け溶接で組立られた接合部の本溶接をどの時期に行うかにより総組立工法とパネル工法に大別できる。総組立工法は殆どの部品を仮付け溶接の状態で大組立を先行させ、大組立が完了してから本溶接をまとめて行う工法である。一方、パネル工法はフランジ・ウェブ・ダイヤフラムの部材ごとに本溶接まで済ませて大組立を行う工法である。パネル工法は作業効率の面は優れているが、大組立前の歪み矯正や溶接収縮の管理を十分行う必要がある。総組立は溶接歪みの面では管理し易いが、本溶接の作業効率、作業環境の面ではパネル工法に劣っている。組立工法の違いによらず大組立の手順は以下のとおりである。

- ① 上フランジの設置
- ② ダイヤフラムの立て込み
- ③ 両側ウェブの立て込み
- ④ 下フランジのはめ込み

表 2.6 箱桁計測時の作業状況および各社別・組立方法

(a) 各社別組立て方法

ダイヤフラム形状 調査会社名	ラーメン方式ダイヤフラム					充腹板方式ダイヤフラム					
	A	J	B	K	I	I	D	E	F	H	M
ダイヤフラム組立て方法 (図-3)	タイプ I		タイプ II		タイプ III						
製作方法	総組立て工法					パネル工法			総組立て工法		

(b) 測定時の作業進行状況

製作 フロー	計測箇所	ダイヤフラム形状 調査会社名	ラーメン方式ダイヤフラム					充腹板方式ダイヤフラム					
			A	J	B	K	I	I	D	E	F	H	M
計測前に既に取り付けられている部材の接合部			溶接状況 △印: 仮付け溶接完了 ○印: 本溶接完了 ◎印: 本溶接・矯正完了 *印: ブラケットなし										
小組立て	ウェブと補剛材 $\delta_{5b}$	先に取り付けられた部材なし	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
大組立て	フランジとウェブ $\delta_2$	フランジと縦リブ①	◎	△	△	△	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎
		フランジと横リブ②	△	△	△	△	△	△	△	△	△	△	△
		ウェブと垂直補剛材③	△	△	△	△	△	△	◎	◎	△	△	△
		ウェブと水平補剛材④	△	△	△	△	△	△	◎	◎	△	△	△
	ダイヤフラムとフランジ、ウェブ $\delta_3, \delta_4$	(充腹板方式) (ラーメン方式)	ダイヤフラムと補剛材⑧	—	—	—	—	—	○	○	◎	◎	○
		Tセクション⑤	△	△	◎	◎	◎	—	—	—	—	—	—
		垂直材とTセクション⑥、⑦	△	△	△	△	△	—	—	—	—	—	—
まとめ 組立て	ブラケットとウェブ $\delta_{5b}$	ダイヤフラムとウェブ⑨	△	○	◎	○	△	△	○	○	○	○	*
		補剛材フランジとウェブ⑩	△	○	△	○	○	○	○	○	○	○	*

③のダイヤフラムの立て込みでは、ダイヤフラムが充腹板方式であれば、一回の組立で作業が完了するが、ラーメン方式の場合、ダイヤフラムの部材が分割されており組立方法も図 2.33 のように製作会社により異なる。

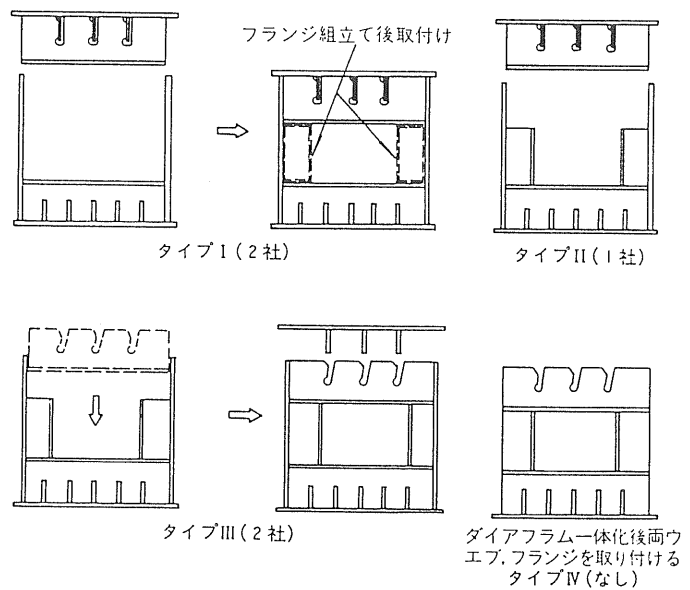


図 2.33 ラーメン方式ダイヤフラムの組立方法

タイプ-I：ラーメンの垂直補剛材相当のものがフランジ組立後にはめ込まれるもの。

タイプ-II：ラーメンの垂直補剛材に相当するものが先に取り付けられているもの。

タイプ-III：フランジ・ウェブでU形に組立られたあとダイヤフラムを一体にするもの。

タイプ-IVのようにウェブ立て込みまえにダイヤフラムを一体にする方法も行われていないようである。

(a) 箱桁計測時の他部材の溶接状況

表 2.6 は図 2.34 に示す部位の計測時の本溶接の進行状況をまとめたものである。フランジ・ウェブ・ダイヤフラムなどの部材で△印が多いほど総組立工法に近く、◎印が多いほどパネル工法に近いと理解できる。上述のように完全な意味ではないが、便宜上D、E社をパネル工法とした。

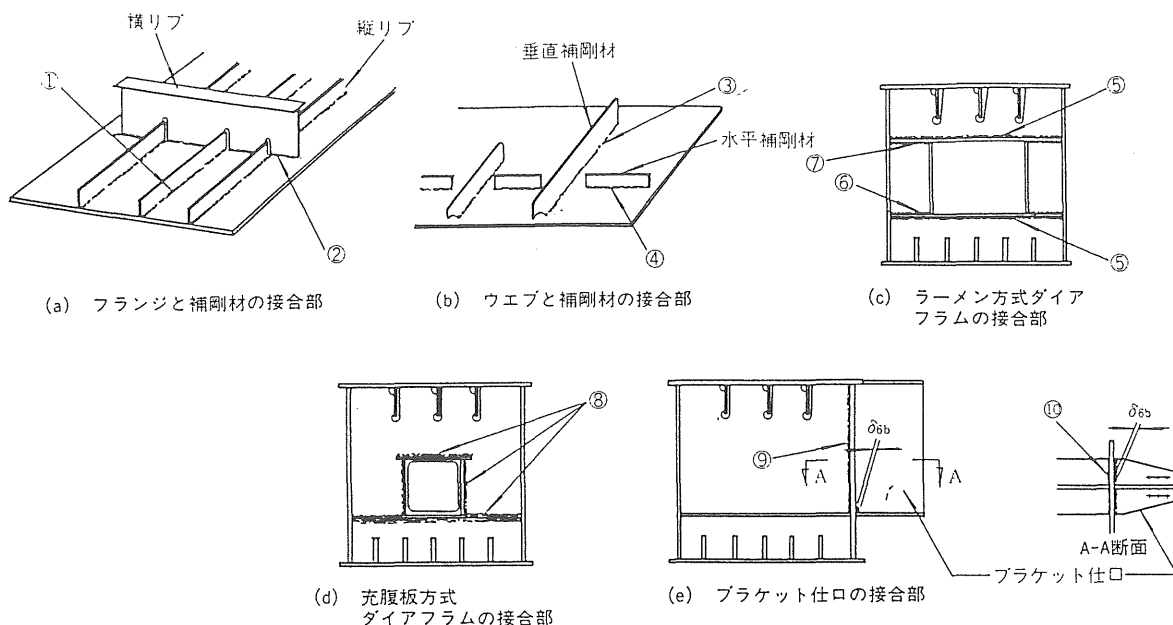


図 2.34 対象部位の接合部

フランジでは縦リブは比較的本溶接までが組立前に終了されている場合が多いが、フランジと横リブは全社が仮付け溶接のままで大組立されている。ウェブの補剛材では 2 社のみが本溶接まで完了させている。

また、ラーメン方式ダイヤフラムの垂直補剛材と横リブは全て仮付け状態で下フランジのはめ込みが行われている。また、ブラケット仕口部は箱桁内部の本溶接が終わってから、取り付けられている場合が多い。

**(b) 箱桁組立時の圧着状況**

組立時の圧着方法を図 2.35 に示す。フランジ・ウェブ・ダイヤフラムの圧着では、各社でほとんど似たような方法がとられており、それぞれ、レバーブロック、ジャッキ、ウェイトを使用している。

スティフナーおよびブラケット仕口部フランジでは、通常密着度が良く、何も手段をとらないことが多いが、密着度が悪い場合、エアーフィッター、ジャッキ、ハンマー、またはは取り付け部の歪み取りなどで処理されている。

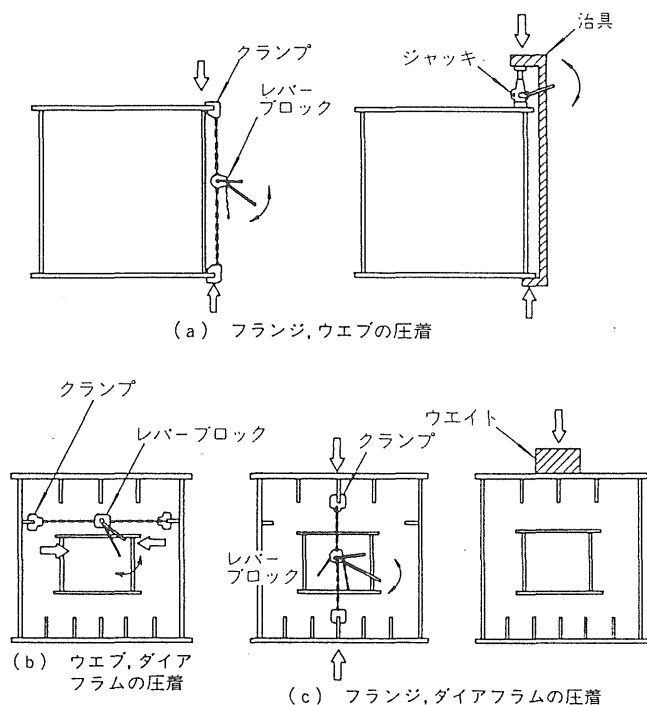


図 2.35 箱桁の圧着方法

## 2. 3. 4 調査結果

結果を集計するに当たって、鋳桁のフランジとウェブでは縦組と横組を区別した。また、箱桁では、ダイヤフラム形式別としてラーメン方式と充腹板方式を区別した。ラーメン方式の中に含まれるがフランジが落とし込になるタイプⅢ（製作会社名K、I社）のみの結果も併せて示した。同様に、本調査ではたまたま充腹板方式のみの調査結果であるが、製作用法別でパネル工法（製作会社D、E社）のみの結果も併せて示した。

### (1) 鋳桁のフランジとウェブのルートギャップ ( $\delta_1$ )

鋳桁のウェブとフランジ間のルートギャップを図 2.36(a)に示す。ルートギャップは 0.5mm までで全体の 99%を占め、事実上ルートギャップはこの 0.5mm 以下とすることができよう。また各社ごとのルートギャップのばらつきおよび、鋳桁の形状自体（桁高、フランジ・ウェブの板厚等）の影響はあまり見られない。また、鋳桁の組立に関しては、図 2.36(b)に示すように、横組・縦組各方式の差異によるルートギャップの有意差は見られない。

### (2) 箱桁のフランジとウェブのルートギャップ ( $\delta_2$ )

図 2.37(a)に結果を示す。調査総数 1170 個の内 93%が 0.5mm 以内に収まっている。また、1mm の許容値を超えたものは 9 個で 0.8%にすぎない。図

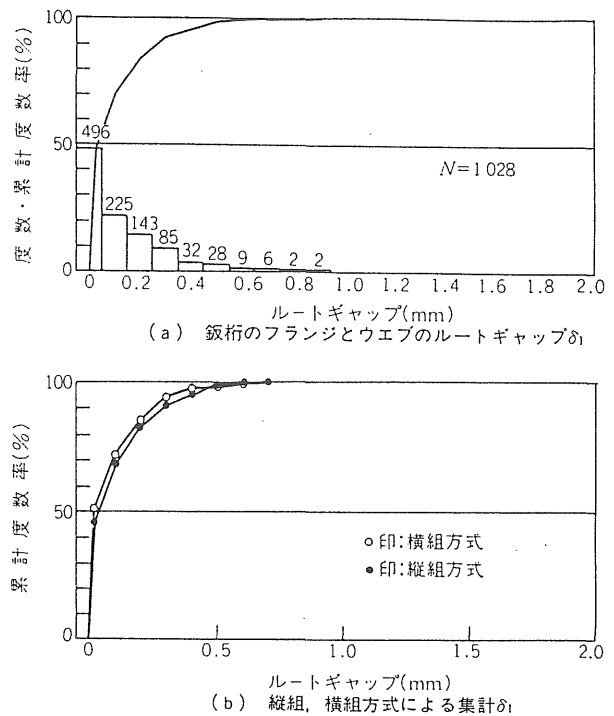


図 2.36 鋳桁のフランジとウェブの密着度

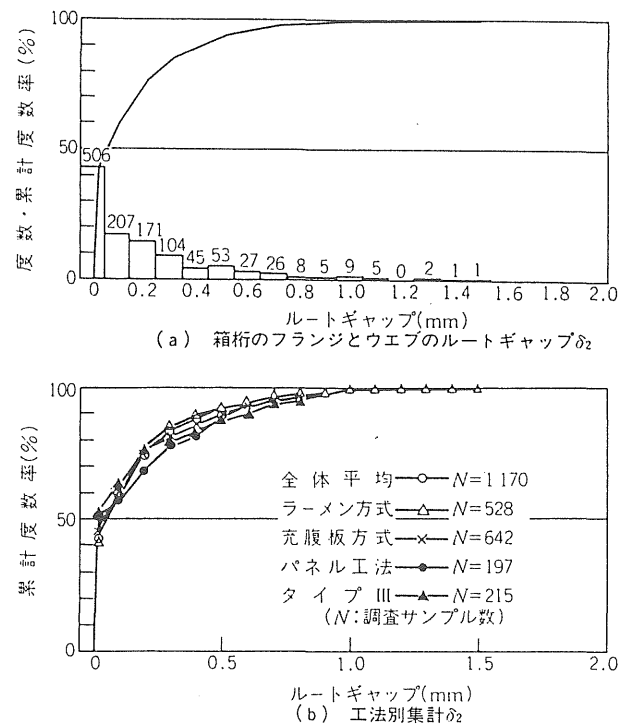


図 2.37 箱桁のフランジとウェブの密着度



表 2.7  $\delta_4$  の各社別集計

会社名	D	E	F	H	M	I	平均値 (%)	合計個数	
ダイヤフラム形状	充腹板方式ダイヤフラム (%)								
組立てタイプ	パネル工法		総組立て工法						
ルギャップ (mm)	0.0~0.5	49	100	78	8	70	86	55	112
	0.5~1.0	34		22	28	17	7	23	46
	1.0~1.5	17			30	13	7	13	27
	1.5~1.8				34			8	17
測定数	47	16	50	50	24	15	(100)	202	

2.37(b)に示すように、製作方法による差異は 0.5mm 以下ではややばらついているが、許容値近傍ではばらつきが少なくなっている。また、全体的に密着度はかなり良好な結果となっている。

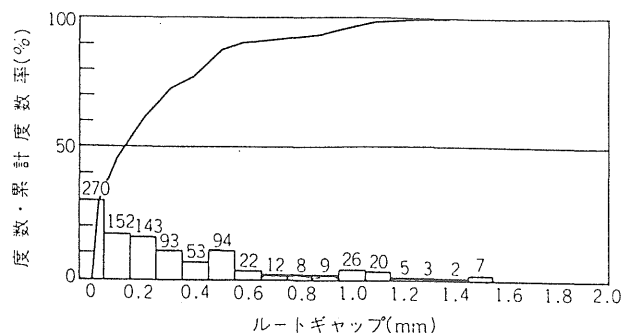
### (3) 組立が先行するフランジ・ウェブとダイヤフラムのルートギャップ ( $\delta_3$ )

図 2.38(a)に示すように調査総数 919 個のうち 87%が 0.5mm 以内に収まっており、4%が許容値を超えている。

図 2.38(b)は工法別集計結果を示している。許容値 1.0mm 以下での範囲ではあるが、パネル工法 (●印) のルートギャップが大きくなっている。表 2.7 に示すようにパネル工法を行っているのは、D, E 社であるが、E 社のデータは D 社に比べてルートギャップが大きくなっており、工法の差というよりは、製作会社によるばらつきが大きく反映されている。また、サンプル数も 136 個と他に較べてやや少ないことも、ばらつきの原因と考えられる。

### (4) 最後に組込んだフランジとダイヤフラムのルートギャップ ( $\delta_4$ )

図 2.39(a)に示すように調査総数 637 個のうち 71%が 0.5mm に、92%が 1mm 以内に収まっている。図 2.39(b)はこれを工法別に集計したものである。充腹板方式ダイヤフラ



(a) 箱桁の組立が先行するフランジ、ウェブとダイヤフラムのルートギャップ $\delta_3$

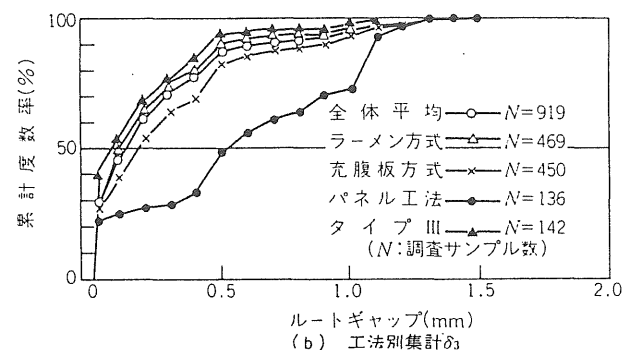
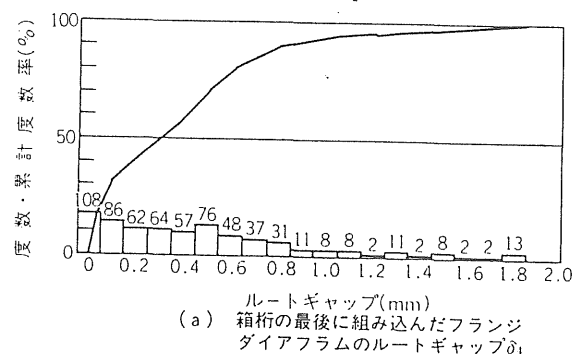


図 2.38 箱桁 (U形組立時) のフランジ・ウェブとダイヤフラムの密着度



(a) 箱桁の最後に組み込んだフランジダイヤフラムのルートギャップ $\delta_4$

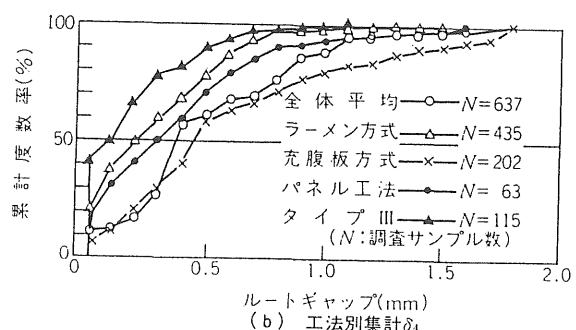


図 2.39 箱桁 (□形組立時) のフランジ・ダイヤフラムの密着度

ムの平均値 (×印) は 0.5mm において 55%、1mm においては 78%が許容値を満足している。各社別のデータを表 2.7 に示すが、結果はかなりばらついている。また、パネル工法 (●印) は充腹板方式の全体平均値よりもやや良好な結果を示している。

充腹板方式ではダイヤフラムの切断時の高さ寸法とウェブの高さ寸法の差によりルートギャップがある程度決まってくる部分もあり、このあたりは、製作方法によるばらつきよりも製作会社のギャップの処理に対する方針の違いでこのような結果になったものと思われる。

一方、ラーメン方式ダイヤフラムにおいては、99%が 1mm 以内に収まっており、良好な結果を示している。タイプ I、II はダイヤフラムの一部として横リブ自体が前もって単品でフランジに仮付け溶接にて取りついており、最後に組込むフランジとダイヤフラムという区分自体に問題が残るが、便宜上ここに集計しておく。タイプ III (▲印) は、0.5mm 程度の範囲ではタイプ I、II も含めたラーメン方式ダイヤフラムの平均値 (△印) より良好な密着度が得られている。このように、ラーメン方式は一体形に較べて良い結果が得られている。これは充腹板方式の精度が部材の切断寸法により、ある程度決まる部分があるのに対し、ラーメン方式は組立時に調整が可能であるためと思われる。逆にラーメン方式では、今回調査の対象としなかったが、ダイヤフラムの横リブと垂直補剛材、および横リブと縦リブの交差部の密着度が問題となることは十分に予想できる。

### (5) ウェブとスティフナーのルートギャップ ( $\delta_5$ )

図 2.40 に鉄桁および箱桁における結果を示す。鉄桁においては 0.5mm の範囲に 95%が含まれている。また、ほぼ 100%が 1mm の許容値に収まっている。箱桁においては、調査会社全体が大組立まえのウェブ単体の時期に補剛材を取り付けている。このため、92%が 0.5mm の範囲に、99%が許容値の範囲に収まり良好な結果を示している。

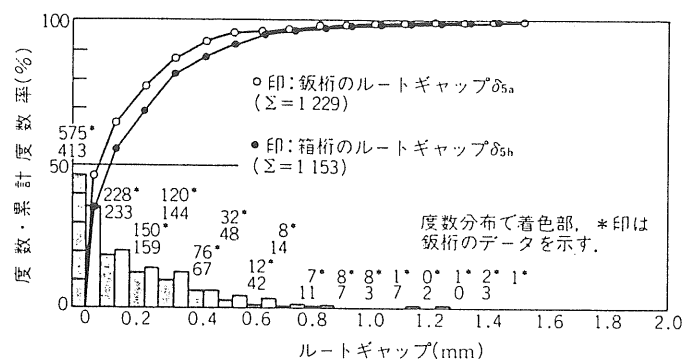


図 2.40 鉄桁、箱桁のウェブとスティフナーの密着度

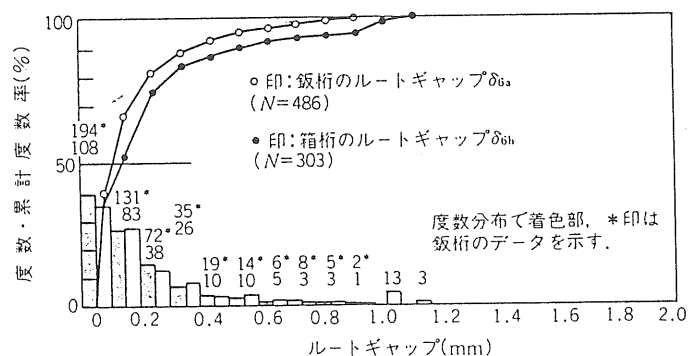


図 2.41 鉄桁、箱桁のウェブと取付けピースの密着度

## (6) ウェブとブラケット仕口部フランジおよびガセットプレートのギャップ ( $\delta 6$ )

鈑桁のウェブとガセットプレート、および箱桁のウェブとブラケット仕口部フランジのルートギャップの結果を図 2.41 に示す。測定総数は鈑桁で 486 箇所、箱桁で 303 箇所であり、そのほぼ 100%は許容値 1mm の範囲に収まり、良好な結果を示している。仕口フランジが取りつくウェブの裏側ではそれぞれ、仮付け・本溶接・本溶接および矯正済みと測定時に状態が異なっているが密着度に影響は与えていないことがわかる。

## 2. 4 密着度調査のまとめ

鈑桁で 3 継手、箱桁で 5 継手の部材の密着度についての調査を行ったものであり、結果は次のようにまとめることができる。

1. 鈑桁のフランジとウェブのルートギャップ ( $\delta 1$ ) は 0.5mm までで全体の 99%を占め、事実上ルートギャップは 0.5mm 以下と言える。また、鈑桁の形状（桁高、板厚）の影響はあまり見られない。
2. 鈑桁の組立方法（縦組、横組）の違いによるルートギャップの有意差は見られない。
3. 箱桁のフランジとウェブのルートギャップ ( $\delta 2$ ) は製作方法に依らず 99%が許容値 1mm を満足している。
4. ウェブとスティフナーのルートギャップ ( $\delta 5$ )、およびウェブとブラケット仕口のルートギャップ ( $\delta 6$ ) は鈑桁、箱桁によらずほぼ 100% が許容値 1mm を満足している。
5. 組立が先行するフランジ・ウェブとダイヤフラムのルートギャップ ( $\delta 3$ ) は上記の各部位に比べやや悪く、96%が許容値を満足しており、ルートギャップの良否は製作方法に依らない。
6. 最後に組込んだフランジとダイヤフラムのルートギャップ ( $\delta 4$ ) は、全体で 992%、ラーメン方式ダイヤフラムでは 99%、充腹板方式ダイヤフラムでは 78%が許容値 1mm 内に収まっている。充腹板方式ダイヤフラムで結果が悪くなっているのは、各社での良否のばらつきが大きく、各社の製作方針の違いが出ているものと思われる。

# 第3章 ルート部の欠陥がすみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす影響

## 3.1 はじめに

鋼橋の疲労損傷の多くは溶接継手部に生じており、その大部分はすみ肉溶接である。通常高い応力を伝達する継手部にはすみ肉溶接は使用しないが、設計時には想定していないような変形挙動により応力が発生し、それが疲労損傷の原因となることが多い。すみ肉溶接はそのルート部に未溶着部を残しており、荷重伝達型の継手として使用した場合未溶着部が応力集中源となるため、すみ肉溶接ののど厚によってはルート部から疲労亀裂が発生し、疲労強度がかなり低くなることがある。また、すみ肉溶接のルート部には、割れなどの欠陥が生じやすい、部材間の密着精度確保が難しい、しかも溶接終了後はこれらに対する検査が非常に難しい、などの疲労強度から見た場合いくつかの本質的な問題を有している。

本研究はすみ肉溶接ルート部に発生する欠陥のうち、疲労強度に大きな影響を及ぼすと考えられるヒールクラックと未溶着部分として残る過大なルートギャップを対象としている。

ヒールクラックは溶接長の短い初層すみ肉溶接に生じる一種の冷間割れであり、仮付け溶接部などに残される恐れがある。木原ら<sup>54)</sup>、田中ら<sup>55-56)</sup>はこの割れの再現に適している非拘束T型すみ肉溶接割れ試験法を用いて割れ発生の力学的要因、鋼材の化学成分の影響について報告している。これらの結果を踏まえ昭和48年の道路橋示方書の仮付け溶接長は80mm以上と改定された。しかし、鋼橋では図3.1に示すように短い接合部を有する部材や小物類の取付けがあり、これらは仮付け溶接長の規定を満足できない。また、薄板の構造物では溶接変形の問題からも仮付け溶接長が短い方が望ましく、仮付け溶接長の規定の緩和は鋼構造物の製作の合理化、省力化につながる。鋼橋技術研究会・施工基準研究分科会では昭和63年に仮付け溶接長さとヒールクラックの発生について木原らの実験と同じ小型試験体を基本として実験を行い、その結果を報告<sup>57)</sup>している。

本研究は小型試験体の結果をふまえて、仮付け溶接の割れに大きく影響を及ぼすと思われる拘束度を実際の構造物と同一とした実物大の、鋼橋の各部分のディテールを設定した試験体により実験を行い、割れの発生率の検討を行った。また、仮付け溶接長80mmを物理的に満足できない、取り付けピース、小物類の仮付け溶接を行いその品質を確認した。さらに、これら実物大試験体とは別途にヒールクラックを発生させたすみ肉溶接部の疲労試験を行い、ヒールクラックが疲労強度に及ぼす影響の検討を行った。ここでは、構造物中に存在する各種のディテールを勘案し、ヒールクラックに対して平行、垂直、及び溶接線方向の荷重下での疲労強度を調べた。

すみ肉溶接のルートギャップについては、昭和55年の道路橋示方書では1mm以下とし、

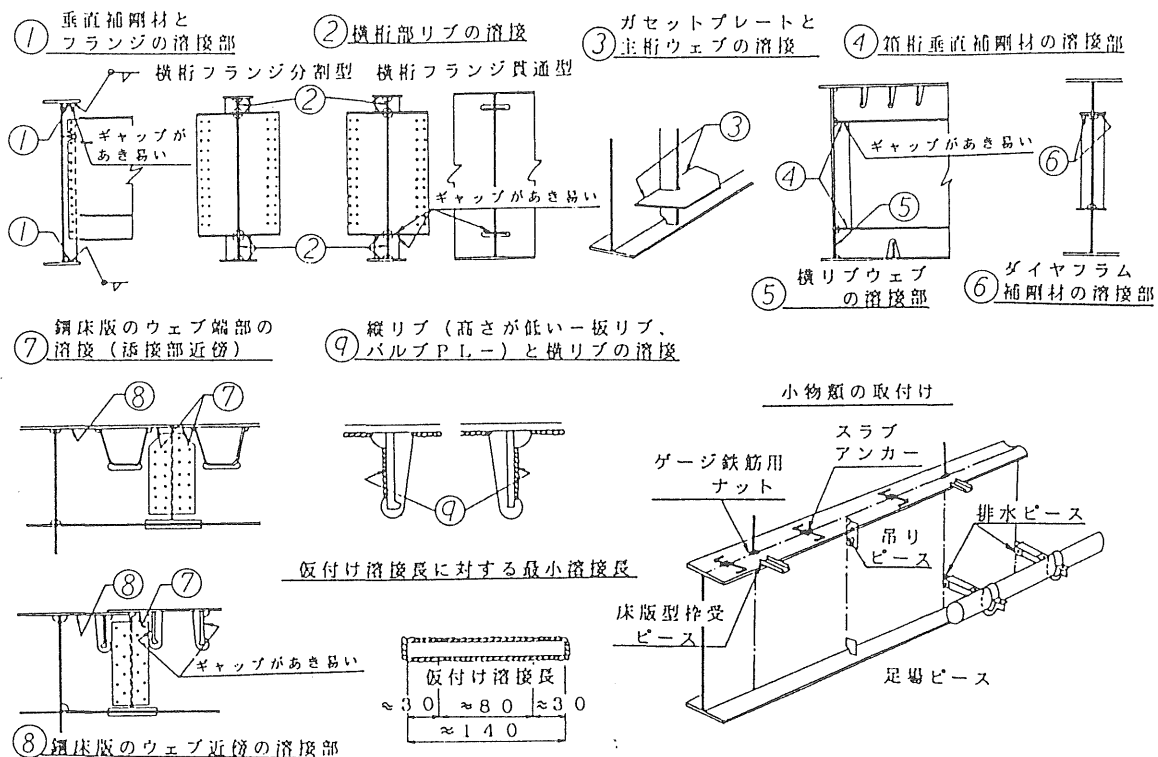


図 3.1 80mm の仮付け溶接が困難な箇所の例

それを越える場合は開先溶接にするのが良いとしている。しかし、密着度が悪いことを確認した後に開先をとって溶接することの施工性や、開先溶接に変更したときの入熱量上昇により生じてくる悪影響を考え、平成 2 年の道路橋示方書では 1mm を越え、3mm までのルートギャップについては所定の脚長にギャップ量を加えた脚長のすみ肉溶接とすることとしている。ここでは、このような対処をされたすみ肉溶接部が荷重伝達型継手として使われる場合の疲労強度への影響についても検討を加えている。

### 3. 2 仮付け溶接の長さとおヒールクラックの発生

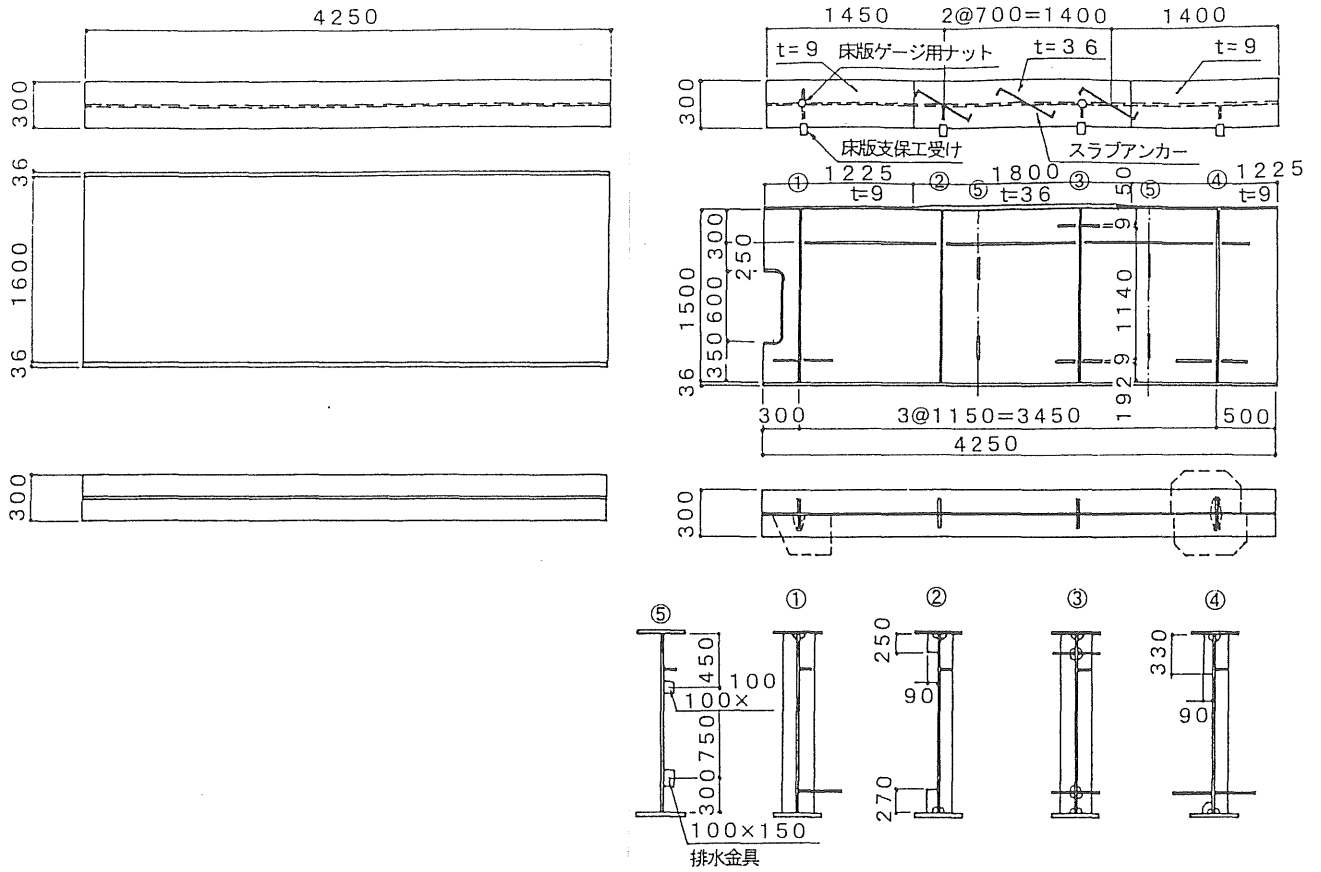
#### 3. 2. 1 実物大試験体

##### (1) 試験方法

##### (a) 試験体

実物大試験体を図 3.2 に示す。予備試験体 1 体、本試験体 1 体の合計 2 体の試験を行った。試験体寸法はフランジ幅 300mm、桁高は予備試験体 1.6m、本試験体 1.5m、部材長 4.25m とした。予備試験体で使用したウェブ材は試験片採取後、本試験で再使用した。

各試験体の施工範囲は、予備試験体においてはフランジとウェブの仮付け溶接のみ、本試験体においてはフランジとウェブ、補剛材、横桁取付部、マンホール補強材、排水・足場・吊り金具の取付けピース、床版型枠受けピース、ゲージ用鉄筋取付けナット、スラブアンカーの全てを仮付け溶接にて取付けた。



(a) 予備試験体

(b) 本試験体

図 3.2 実物大試験体

予備試験体は小型試験体の結果との概略の比較を行い、実験の方向づけのため、および試験方法、条件設定の確認を行う目的で実施した。

予備試験体にて検討すべき項目の一つはギャップの設定方法である。これらは図 3.3 に示す様にフランジ・ウェブ

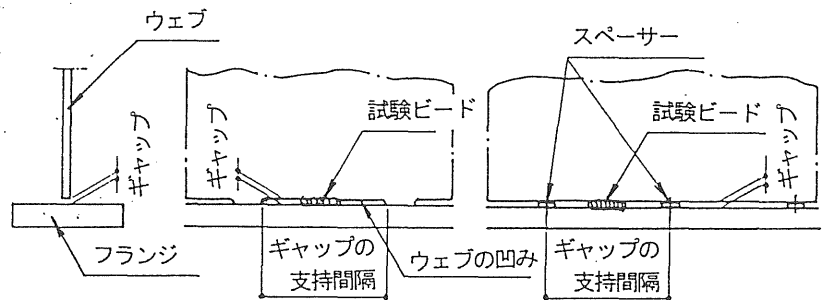


図 3.3 ギャップの設定方法

間にスペーサーを挿入する方法とウェブ切断時にへこみをつける方法が考えられる。予備試験体では両方の方法を半分ずつ行い結果を比較し、予備試験体の結果により両者に有為差が見られなかったため、本試験体では作業性の良いスペーサーを挿入する方法にて行った。

予備試験体にて検討すべきもう一つの項目は拘束度に大きく影響すると思われるギャップの支点間隔の決定である。ギャップの設定に関しては工場製作時の部材密着度の調査結果により表 3.1 の (a)~(c)の部位を想定した。ギャップの支持間隔は、密着度が最も悪かった(c)箱桁のフランジとダイヤフラムの接合部の縦リブ間隔の想定値としての 300mm を採用し

た。以下に試験の影響要因の設定条件を示す。

### (b) 鋼材の炭素当量

試験材は表 3.2 に示すように 50 キロ級鋼とし、炭素当量は小型試験の設定レベル 0.43, 0.40, 0.36 のうち条件が最も厳しい 0.43 を目標とした。使用鋼材の化学成分のミルシートのレードル値、分析値を表 3.3 に示す。小型試験と同様に、分析値を基準にすると板厚 36mm では  $C_{e,q}=0.43\%$ 、板厚 9mm では  $C_{e,q}=0.42\%$  となる。

### (c) 板厚

フランジの板厚は、36mm を基本とし、本実験の上フランジのみ 9mm と 36mm を板継溶接した後、試験を行った。ウェブおよびその他の板材は全て板厚 9mm とした。

### (d) 試験体の仮付け位置・順序

隣接する仮付け溶接同士の位置関係、仮付け時の状態および順番を図 3.4、3.5 に示す。フランジとウェブの仮付け(図 3.4)では、フランジを仮置きした上にウェブを立てた状態で行い、仮付け順番は部材片端より他端に向かって片面の仮付けが全て完了後に裏側の仮付け溶接を行った。その他の補剛材等(図 3.5)はこれと異なり表側の仮付け溶接を 1 箇所行くと、次は裏側 1 箇所という順番で仮付け溶接を行った。

表 3.1 試験体が対象としている実際の部位

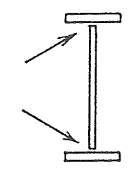
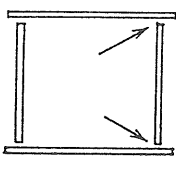
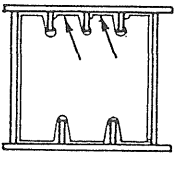
対象部位		実測された密着度
a. 鋸桁のフランジとウェブの接合部		ギャップ最大 0.7mm
b. 箱桁のフランジとウェブの接合部		ギャップ1mm以内 99% 最大1.5mm
c. 箱桁のフランジとダイヤフラムの接合部		ギャップ1mm以内 92% 最大1.8mm

表 3.2 供試鋼材の機械的性質

	材質 板厚 (mm)	降伏点 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	伸び (%)
ミルシート 結果	SM490YA 9mm	422	569	25
	SM520YB 36mm	422	569	27

表 3.3 供試鋼材の化学成分 (%)

/材質.板厚		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Nb	V	Ti
分析 結果	SM490YA 9mm	0.16	0.43	1.42	0.011	0.008	0.01	0.01	0.02	0	0	0	0.02
	SM520B 36mm	0.18	0.44	1.39	0.019	0.003	0.01	0.01	0.02	0	0.016	0	0.02
ミルシート 結果	SM490YA 9mm	0.17	0.45	1.44	0.013	0.009							
	SM520B 36mm	0.17	0.45	1.41	0.02	0.003							

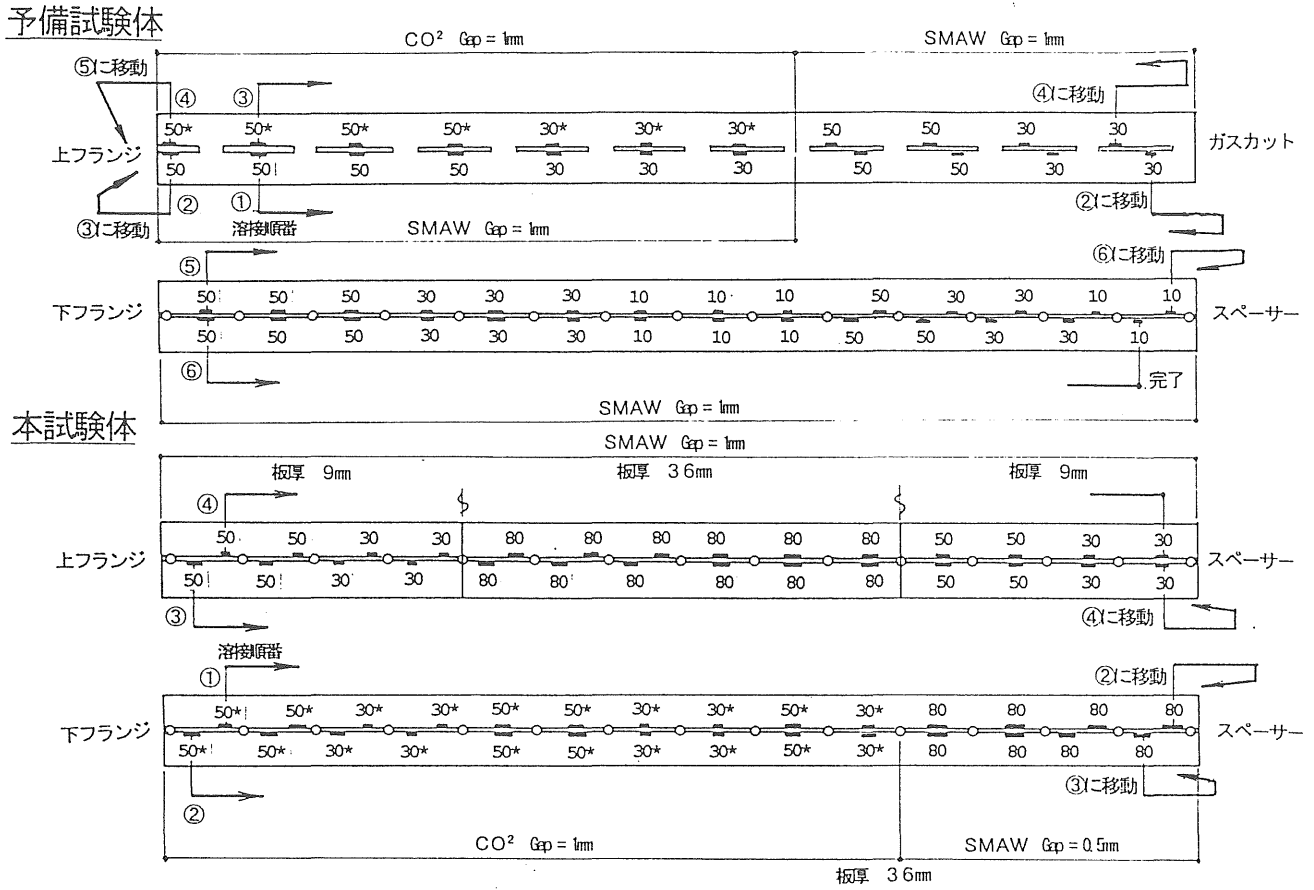


図 3.4 フランジ・ウェブの仮付け位置、順序

仮付け溶接の板厚表裏の位置関係は、裏表の仮付け位置が一致している並列モードと位置がずれている千鳥モードの 2 種類のモードの検討を行った。

(e) 試験体の拘束

本試験の仮付けモードの千鳥と並列モードを小型試験体の拘束(図 3.6(a), (b))と対応づけると以下通りである。小型試験体の非拘束に相当するものは千鳥モードの全て(図 3.6(d)①~④:以後、千鳥と称す)および並列モードのうち先行して行われた溶接ビード(図 3.6(e)①~③:以後、先行溶接と称す)である。これらは厳密には非拘束かつ後溶接有りということが出来る。また、千鳥と先行溶接

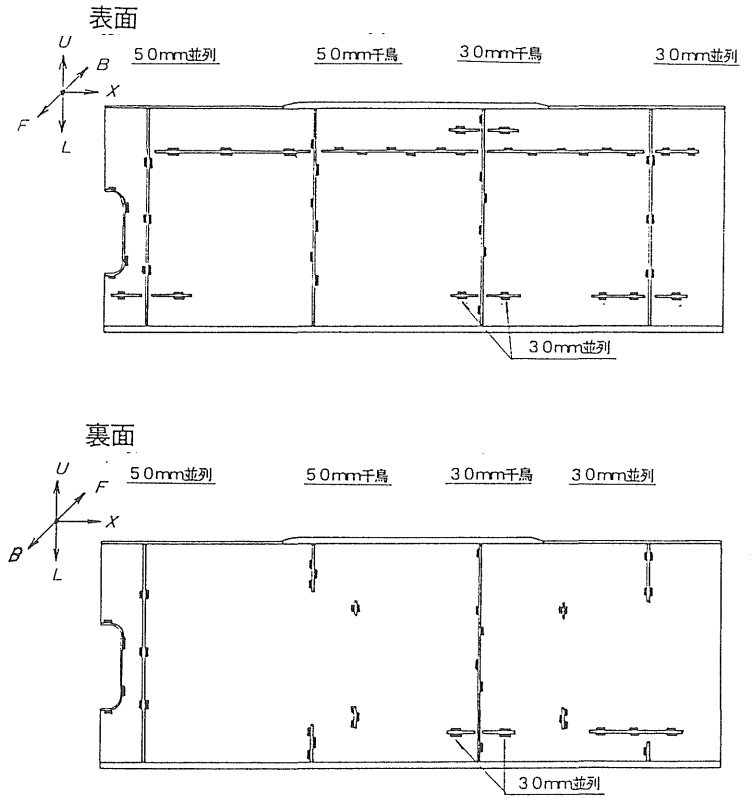


図 3.5 補剛材等の仮付け溶接位置



を合せて非拘束として取扱った。小型試験の拘束に相当するのは並列モードの裏側の後溶接（図 3.6(e) ④～⑥：以後、拘束と称す）である。

また、垂直補剛材と上フランジの仮付け溶接（図 3.6(c)）は他と区別して集計する。

**(f) 溶接方法、脚長**

溶接方法は低水素系仮付け専用棒(LB-52T 3.2 φ)を使用した SMAW(被覆アーク溶接)を主体にし、一部に CO<sub>2</sub> 溶接 (MG-50T, 1.2 φ) も検討した。また、脚長は 4mm を目標に施工した。

**(g) 環境条件**

予備試験は 2 日間 (6 月 2, 3 日) で施工した。気温は 21 ~23°C、湿度は 1 日目 75~

85%、2 日目は 93~98% と 2 日目の湿度が非常に高い気象条件であった。本試験体は 5 日間 (8 月 3~9 日) で施工し、気温 26~35°C、湿度 45~85% の範囲であった。

**(2) 割れの検査方法**

予備試験体においては全てマクロ試験のみにて割れの有無を確認した。溶接長 10, 30mm は中央 1 箇所、50mm は 3 箇所のマクロ試験を行った。

一方、本試験体の千鳥モードにおいてはビード中央でマクロ試験を行った後、破面試験も併せて行った。並列モードではマクロ試験実施後、裏表にビードがあるため施工順番の後に溶接されたビードを削除して、先に溶接された非拘束の条件に相当する試験ビードのみ破面試験を行った。これは、小型試験の結果により拘束よりも非拘束の方が割れに対する条件が厳しいことが確認されているため、片側の破面試験のみにとどめたものである。

割れの感受性の指標としては、小型試験と同様に破面試験の結果に基づく、次式で定義する平均割れ率を用いて整理した。

$$\text{平均割れ率} = (\text{各試験体の割れの長さの和}) / (\text{各試験体の溶接長さの総和}) \times 100 (\%)$$

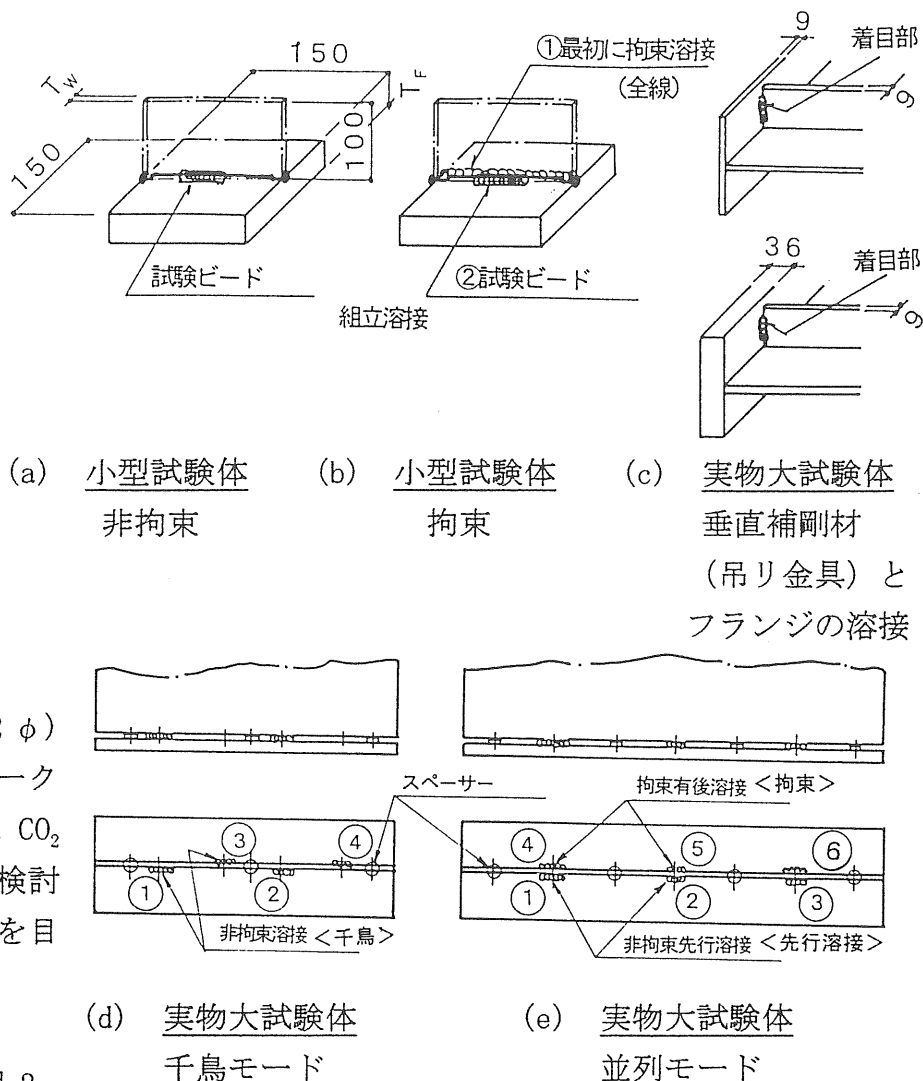


図 3.6 試験体の拘束条件

### (3) 硬さ試験

予備試験体の仮付け溶接長 30、50mm の SMAW および CO<sub>2</sub> 溶接のマクロ試験体により、図 3.7 に示す要領にて硬さを計測した。

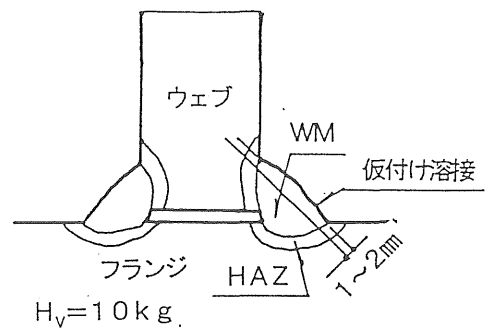


図 3.7 硬さの計測要領

## 3. 2. 2 実物大試験結果

### (1) SMAW による板厚 36mm と 9mm の組合せ結果

図 3.8, 表 3.4 に板厚の組合せ 36mm と 9mm における割れの発生状況を示す。溶接長 10~50mm に関するものは予備試験体による結果であり、割れ率はマクロ試験のみの結果による。

また、80mm 非拘束の判定では破面試験およびマクロ試験の結果を、80mm 拘束の条件ではマクロ試験の結果のみを示している。これは、並列モードでは拘束、非拘束のビードが裏表に有るため条件的に割れの発生率の低い拘束のビードを削除後に破面試験を行ったためである。

拘束と非拘束の比較では 50mm の結果（拘束で 2/3 に割れが発生）を除くと他は全て拘束の方が割れの発生が少ない。また、非拘束を千鳥モードと並列モードの先行溶接に仮付け

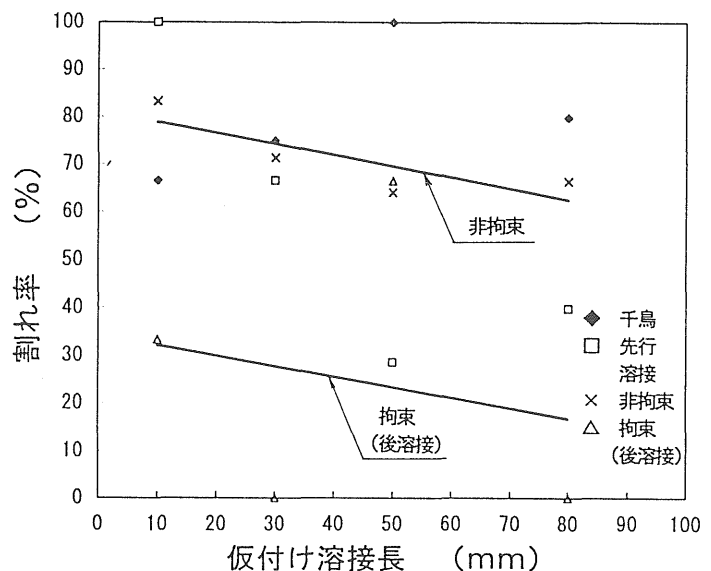


図 3.8 板厚 36mm と 9mm の組合せ (SMAW) 結果

表 3.4 板厚 36mm と 9mm の組合せ (SMAW) 結果

溶接長	拘束条件	欠陥有り試験体数 / 試験体総数	平均割れ率	仮付け位置関係	欠陥有り試験体 / 試験体総数	全体欠陥率
10mm	非拘束	5/6 = 83%	マクロのみ	千鳥	2/3 = 67%	6/9 = 67%
	拘束 (後溶接に同じ)		マクロのみ	並列・先行溶接	3/3 = 100%	
				並列・後溶接	1/3 = 33%	
30mm	非拘束	10/14 = 71%	マクロのみ	千鳥	6/8 = 75%	10/17 = 59%
	拘束 (後溶接に同じ)		マクロのみ	並列・先行溶接	4/6 = 67%	
				並列・後溶接	0/3 = 0%	
50mm	非拘束	9/14 = 64%	マクロのみ	千鳥	7/7 = 100%	11/17 = 65%
	拘束 (後溶接に同じ)		マクロのみ	並列・先行溶接	2/7 = 29%	
				並列・後溶接	2/3 = 67%	
80mm	非拘束	10/15 = 67%	5.4%	千鳥	8/10 = 80%	10/20 = 50%
	拘束 (後溶接に同じ)		マクロのみ	並列・先行溶接	2/5 = 40%	
				並列・後溶接	0/5 = 0%	

表 3.5 板厚 9mm と 9mm の組合せ (SMAW) 結果

溶接長	拘束条件	欠陥有り試験体数 /試験体総数	平均割れ率	仮付け 位置関係	欠陥有り試験体 /試験体総数	全体 欠陥率
30mm	非拘束	7/52 = 13%	6.5%	千鳥	1/35 = 3%	7/70 = 10%
				並列・先行溶接	6/17 = 35%	
	拘束 (後溶接に同じ)		マクロのみ	並列・後溶接	0/17 = 0%	
50mm	非拘束	4/42 = 10%	5.1%	千鳥	1/17 = 6%	4/67 = 6%
				並列・先行溶接	3/25 = 12%	
	拘束 (後溶接に同じ)		マクロのみ	並列・後溶接	0/25 = 0%	

の位置関係上区別したが、拘束の有無に較べるとその影響は小さいと思われる。

SMAW による板厚 36mm と 9mm の組合せの条件での破面試験は溶接長 80mm のみ行った。破面試験より算出される、平均割れ率は 54% であり、文献<sup>57)</sup>の小型試験結果とほぼ一致している。

## (2) SMAW による板厚 9mm と 9mm の組合せ結果

板厚 9mm と 9mm の組合せは全て本試験体の結果であり溶接長は 30mm と 50mm について実験した。図 3.9、表 3.5 に板厚の組合せ 9mm と 9mm における割れの発生状況を示す。

拘束の影響に関しては、割れは全て非拘束の条件で発生しており、拘束には 1 箇所も発生していない。割れの発生している非拘束の中で仮付けの位置関係別に区別すると、千鳥モードでは溶接長 30mm と 50mm で各 1 体ずつ 2 体に割れの発生が認めれ、並列モードでは 9 体の割れが発生している。千鳥モードの 2 体はマクロ試験において 0.1mm 程度の微小な割れが発生していると判断されたものである。この微小な割れ以外は全て並列モードの先行溶接に発生しているのが特徴である。

並列モードの先行溶接の割れ種類の内わけは、30mm で割れの発生した 6 体中 4 体、50mm では 3 体中 1 体はルートクラックであり、残りがヒールクラックであった。これらルートクラックは密着度が 0.1~0.2mm と良好な部分に発生し、並列モードの反対側の後溶接の拘束が大きくなる部分に発生している。また、上記のルートクラック以外の 5 体中 4 体 (溶接長 30mm、50mm 各 2 体ずつ) の施工部位別の発生位置はフランジとウェブの接合部であり 4 箇所連続して割れの発生がみられた。このため別途、フランジとウェブの接合部に対して、フランジ幅 250mm、板厚 9mm ウェブ高 800mm、板厚 9mm 長さ 1000mm の I 型試験体により溶接長 50mm で 6 箇所の確認試験を行ったが割れの発生は認められなかった。

本章の条件において、破面試験を行った非拘束での平均割れ率は 30mm では 6.5%、50mm

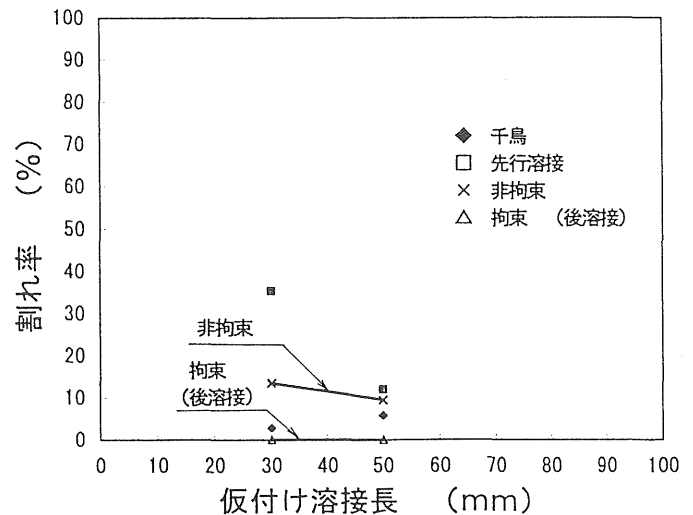


図 3.9 板厚 9mm と 9mm の組合せ (SMAW) 結果

表 3.6 CO<sub>2</sub>溶接による板厚 36mm と 9mm の組合せ結果

溶接長	拘束条件	欠陥有り試験体数 ／試験体総数	平均割れ率	仮付け 位置関係	欠陥有り試験体 ／試験体総数	全体 欠陥率
30mm	非拘束	5/7 = 71%	62%	千鳥	3/4 = 75%	5/13 = 38%
				並列・先行溶接	2/3 = 67%	
	拘束	(後溶接に同じ)	マクロのみ	並列・後溶接	0/6 = 0%	
50mm	非拘束	5/7 = 71%	53%	千鳥	4/4 = 100%	5/14 = 36%
				並列・先行溶接	1/3 = 33%	
	拘束	(後溶接に同じ)	マクロのみ	並列・後溶接	0/7 = 0%	

では 5.1%であった。

### (3) CO<sub>2</sub> 溶接による板厚 36mm と 9mm の組合せ結果

CO<sub>2</sub> 溶接による板厚 36mm と 9mm の組合せは予備試験および本試験体の結果であり、溶接長は 30mm と 50mm について実験した。図 3.10、表 3.6 に板厚の組合せ 36mm と 9mm における割れの発生状況を示す。

拘束の有無では、拘束では割れの発生が見られず、割れは全て非拘束に発生している。非拘束では千鳥、並列のモードに関係なく発生しており、仮付けの位置関係と発生率に関連はみられない。割れの種類は仮付長 30mm のうち割れの発生した 5 体中 4 体、50mm で 4 体全てはルートクラックであり、残り 1 体がヒールクラックである。これらのルートクラックは手溶接の場合と異なりギャップが 0.8~1.2mm と大きい場合に発生している。

本章の条件において、破面試験を行った非拘束での平均割れ率は 30mm では 62%、50mm では 53%であり、小型試験では手溶接に比べ、割れの発生率が低い結果が得られていたが、実物大試験の結果では手溶接とはほぼ変わらない結果となった。

### (4) 垂直補剛材とフランジの接合部

垂直補剛材（または吊金具）とフランジの接合部では、仮付け溶接長 30mm、50mm、補剛材板厚 9mm、フランジ板厚 9mm および 36mm にて 14 箇所の実験を行った。割れはフランジ 9mm の部分に 1 箇所発生した（表 3.7）。

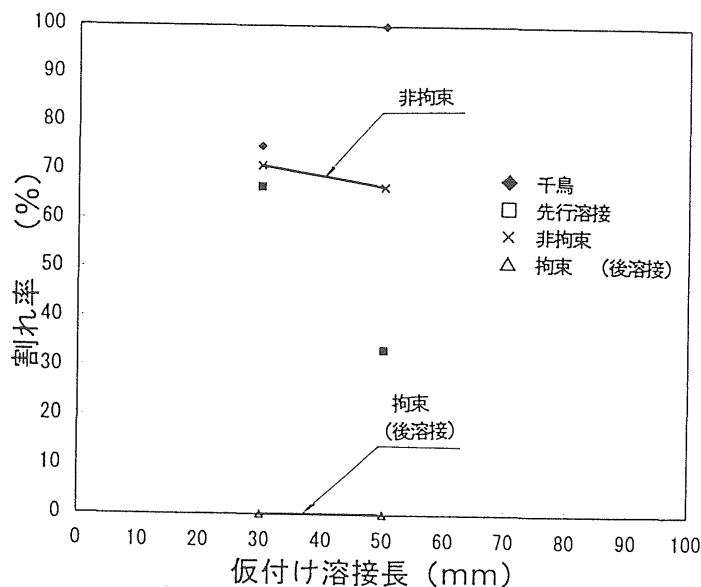


図 3.10 板厚 36mm と 9mm の組合せ (CO<sub>2</sub> 溶接)

表 3.7 垂直補剛材とフランジの接合部の結果 (SMAW)

板厚の組合せ	仮付け溶接長	欠陥有り試験体数 ／試験体総数
36mm ,9mm	30mm	0/1 = 0%
	50mm	0/4 = 0%
9mm ,9mm	30mm	1/2 = 50%
	50mm	0/9 = 0%

### (5) 付属品の割れ試験結果

排水金具、吊金具、マンホール補剛材は手溶接の試験結果に含んでまとめている。ここでは上フランジ上面に取り付けられたスラブ・アンカー、床版型枠受け金具、床版ゲージ取付けナットに関し、マクロ試験にて品質の確認を行った。その結果全ての試験体で割れの発生は見られなかった。

### (6) 溶接部硬さ試験結果

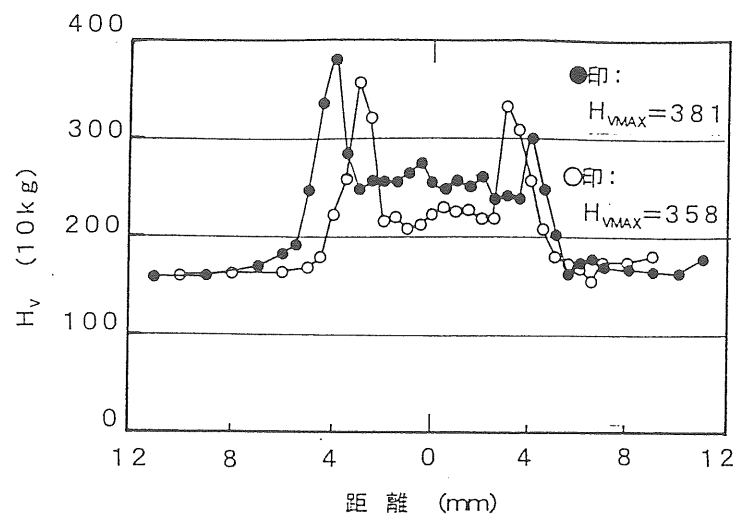
図 3.11 に予備試験体による手溶接、CO<sub>2</sub> 半自動の溶接部の硬さ試験結果を示す。図 3.11 (a) は手溶接、仮付長 50mm の場合を、図 3.11 (b) は CO<sub>2</sub> 溶接 30mm の結果を示す。最高硬さは手溶接で  $H_{vmax}=360$  を CO<sub>2</sub> で  $H_{vmax}=381$  を示した。

小型試験体の  $C_{eq}=0.42$  の試験結果では  $H_v=350\sim440$  であることが報告されており、当試験結果は小型試験体の範囲に収まっている。

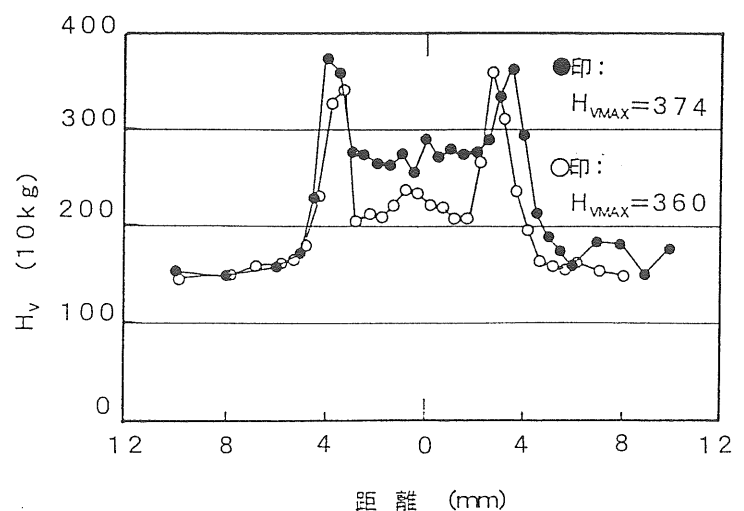
## 3.3 仮付け溶接の長さとおヒールクラックの発生のまとめ

実物大大型試験の結果は以下に示す。

1. 大型試験の手溶接の結果は文献<sup>57)</sup>の小型試験結果とほぼ一致している。また、ヒールクラックの発生に関して、CO<sub>2</sub> 溶接は文献<sup>57)</sup>の小型試験結果と同様に有効である。しかし、ルートクラックの発生に関し、文献<sup>57)</sup>の小型試験体では CO<sub>2</sub> 溶接は手溶接に比べ、割れの発生率が低い結果が得られていたが、実物大試験の結果では手溶接とほぼ変わらない結果となった。
2. 手溶接の板厚 36mm と 9mm の組合せにおいて、拘束と非拘束の比較では 50mm を除くと他は全て拘束の方が割れの発生が少ない。また、80mm の平均割れ率は 54% であり、



(a) CO<sub>2</sub> 仮付けビードの硬さ試験結果



(b) SMAW 仮付けビードの硬さ試験結果

図 3.11 硬さ試験結果

小型試験の結果とほぼ一致している。

3. 手溶接の板厚 9mm と 9mm の組合せにおいて、割れは全て非拘束の並列モードの先行溶接にて発生しており、拘束には 1箇所も発生していない。また、非拘束での平均割れ率は 30mm では 6.5%、50mm では 5.1%であった。
4. CO<sub>2</sub>溶接による板厚 36mm と 9mm の組合せにおいて、割れは全て非拘束に発生している。千鳥、並列のモードの仮付け位置関係と発生率に関連はみられない。これらのルートクラックは手溶接の場合と異なり、ギャップが 0.8~1.2mm と大きい場合に発生している。また、平均割れ率は 30mm では 62%、50mm では 53%であった。
- 5 スラブ・アンカー、床版型枠受け金具、床版ゲージ取付けナットに関し割れの発生は見られなかった。

### 3. 4 ルート部の欠陥と疲労強度の検討

#### 3. 4. 1 疲労試験方法

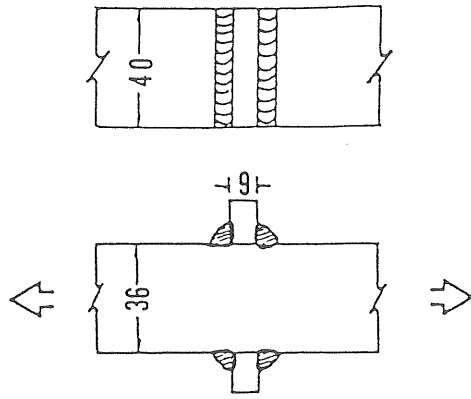
##### (1) 試験体

疲労試験には、図 3.12 に示すような 2 シリーズ合計 7 種類の試験体を用いた。第 1 のシリーズ (3 種類) はヒールクラックの影響を調べる試験体であり、それぞれの型式でヒールクラックと荷重の方向が異なっている。試験体 A は荷重非伝達型の十字継手、試験体 B は荷重伝達型の十字継手、試験体 C は縦方向継手である。

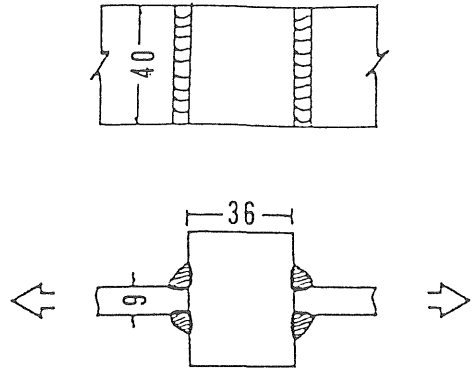
第 2 のシリーズは荷重伝達型十字継手試験体でルートギャップと溶接脚長の影響を調べるための試験体であり、G0S6、G2S6、G2S8、G3S9 の 4 種類である。最初の G 以下の数値はルートギャップ(mm)を、2 番目の S 以下の数値は溶接脚長(mm)を示している。すなわち、G2S8 および G3S9 がギャップ量の増加に伴って脚長を増した試験体である。

供試鋼材は JIS SM490YA であり、これらは前節と同一の鋼板でヒールクラックが生じやすいことが確かめられている。

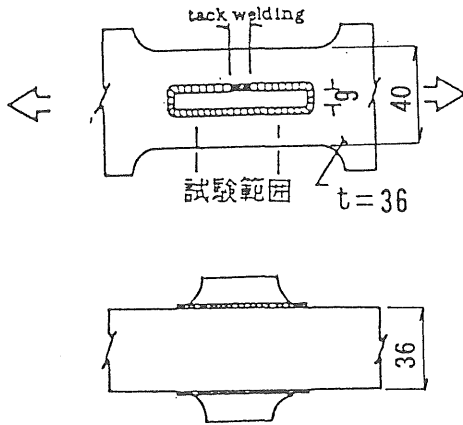
試験体 A、B、C はまず長さ 80mm の仮付け溶接を行い、次に 48 時間放置し、その後 1 パスの本溶接を行うことにより製作した。溶接棒はいずれも JIS Z3212 D5016 相当の低水素系溶接棒であり、その棒径は仮付け溶接で 3.2mm、本溶接で 4mm である。溶接電流は仮付けで 120A、本溶接で 175A とした。溶接脚長は仮付け溶接で 4mm であり、本溶接で 6mm である。このような仮付け溶接ではルート部にヒールクラックが生じやすいことが確認されている。また試験体 C の破面の観察により仮付け全長にわたり深さ 3~5mm 程度のヒールクラックの存在が確認された。溶接のパス数は G0S6、G2S6 で 1 パスである。しかし、脚長が 8mm となると 1 パスでは施工できなくなる。そのため、G2S8、G3S9 では溶接の積層方法の影響を調



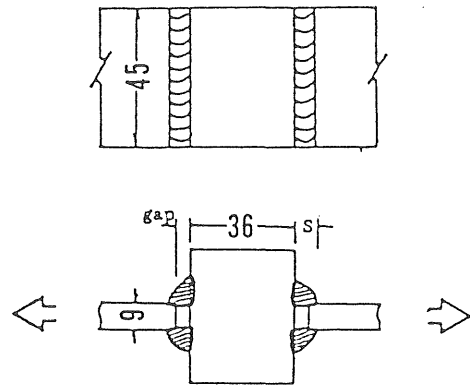
荷重非伝達型の十字継手 (試験体A)



荷重伝達型の十字継手 (試験体B)



縦方向溶接継手 (試験体C)



ルートギャップ試験体

図 3.12 試験体

べるため、2 パス溶接と 3 パス溶接に分けて製作した。図 2.13 にそのルートギャップ試験体の溶接条件と積層法を示す。このシリーズの試験体に対しては仮付け溶接を行っておらず、従ってヒールクラックは発生していない。

## (2) 疲労試験方法

疲労試験は、電気油圧式疲労試験機を用いて下限荷重をほぼ 0 とした片振り引張荷重下で行った。荷重繰り返し速度は 10~18Hz である。本試験では、特に長寿命域を中心として疲労特性を調べている。一部の試験体については、疲労亀裂の発生、進展挙動を観察す

試験体記号	電流 (A)	積層法
G0S6	175A	
G2S6	175A	
G2S8	1パス: 180A 2パス: 170A	
G3S9	1パス: 180A 2パス: 180A 3パス: 170A	

図 3.13 ルートギャップ試験体の溶接条件と積層法

る目的でビーチマーク試験も行った。

### 3. 4. 2 疲労試験結果とその考察

#### (1) ヒールクラックを含む荷重非伝達型十字継手の疲労強度

荷重非伝達型の十字継手（A試験体）の疲労試験結果を図 2.14 に示す。図中にはこの継手に対するわが国の鉄道橋(JR)、日本鋼構造協会(JSSC)および米国道橋(AASHTO)の疲労設計曲線を示した。ここでの試験体の疲労強度は非常に高く、いずれの設計曲線をも十分満たしている。また、全ての試験体で溶接止端から疲労亀裂が発生しており、仮付け溶接の中にヒールクラックが存在しても荷重非伝達型の十字継手の疲労強度には影響しないことが解かる。

#### (2) ヒールクラックを含む縦方向溶接継手の疲労強度

縦方向溶接継手（C試験体）の疲労試験結果を図 3.15 に示す。疲労亀裂は付加板の端部のすみ肉溶接部ルートから発生し、これにより試験体は破断した。試験体平行部に発生させたヒールクラックがある範囲内では、いずれの試験体でも疲労亀裂は発生しなかった。図 3.15 のプロットは平行部での応力範囲と試験終了回数（付加板端部での破断回数）の関係をプロットしてあり、縦方向継手試験体の疲労強度は十分に現行の基準を満たしている。即ち、応力に平行する縦方向の溶接部にヒールクラックが存在しても、すみ肉溶接部の疲労強度は影響されないといえる。

#### (3) ヒールクラックを含む荷重伝達型十字継手の疲労強度

図 3.16 および図 3.17 に荷重伝達型の十字継手（B試験体）の疲労試験結果を示す。

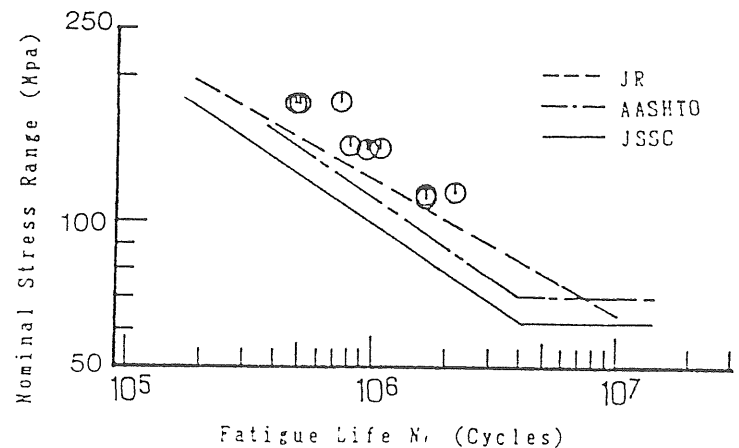


図 3.14 荷重非伝達型試験体の疲労強度

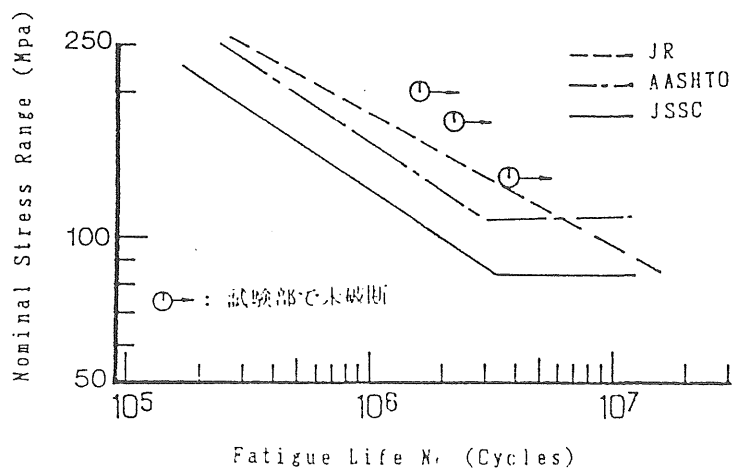


図 3.15 縦方向溶接試験体の疲労強度



図 3.16 では主板（載荷をしている板）の応力で、図 3.17 はすみ肉溶接の設計のど厚を用いて計算した平均せん断応力で整理している。また、比較のために、図 3.16 および図 3.17 には、同じ形状、寸法と溶接条件の GOS6 試験体の試験結果もプロットしてある。GOS6 試験体には仮付け溶接がなく、したがってヒールクラックは含まれていない。ヒールクラックの有無による疲労強度の違いは見られず、むしろヒールクラックを含む継手試験体のほうが疲労強度は高くなっている。これは、ヒールクラック有りの試験体では仮付け溶接内にヒールクラックを発生させ、その上から脚長 6mm の本溶接を行っているため実質のど厚が大きくなっているためと考えられる。図 3.18 は、のど厚が大きくなっているためと考えられる。図 3.18 は、のど厚からヒールクラックを除いた実測のど厚を基準にしたせん断応力で整理したものである。同図では、ヒールクラックの深さが継手の疲労強度に及ぼす影響を調べる目的で、試験結果をヒールクラックの深さで分類して示している。ヒールクラック試験体とルートギャップ 0mm の試験体の間で疲労強度に差が認められず、仮付け溶接内のヒールクラックの発生、またはヒールクラックの深さが荷重伝達型の十字継手の疲労強度へ及ぼす影響は認められない。図

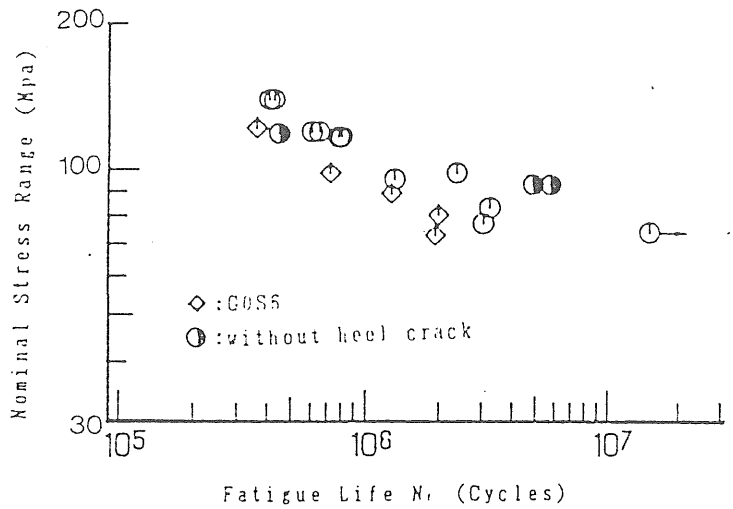


図 3.16 荷重伝達型試験体の主板応力の疲労強度

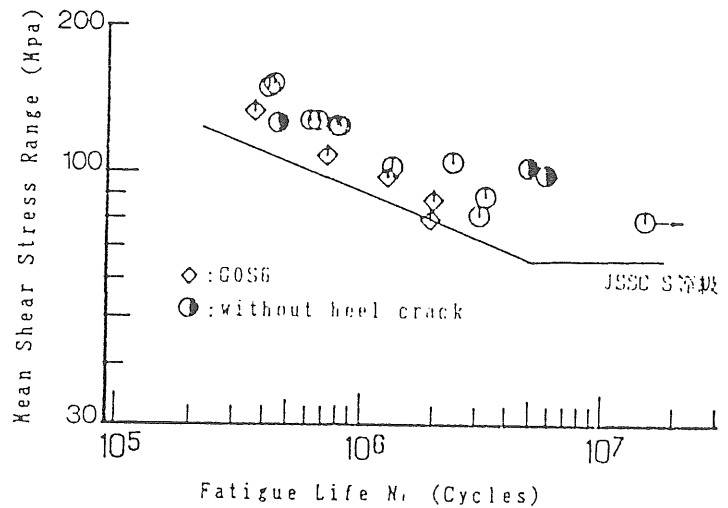


図 3.17 荷重伝達型試験体の疲労強度  
(平均せん断応力で整理)

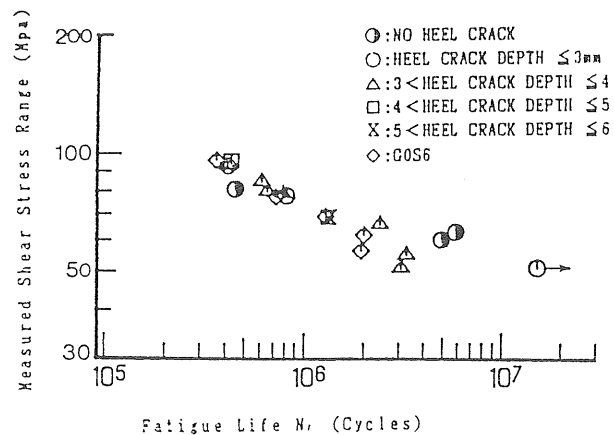


図 3.18 荷重伝達型試験体の疲労強度  
(実断面せん断応力で整理)

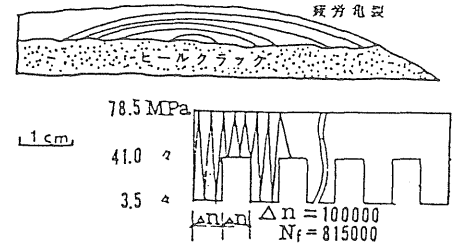
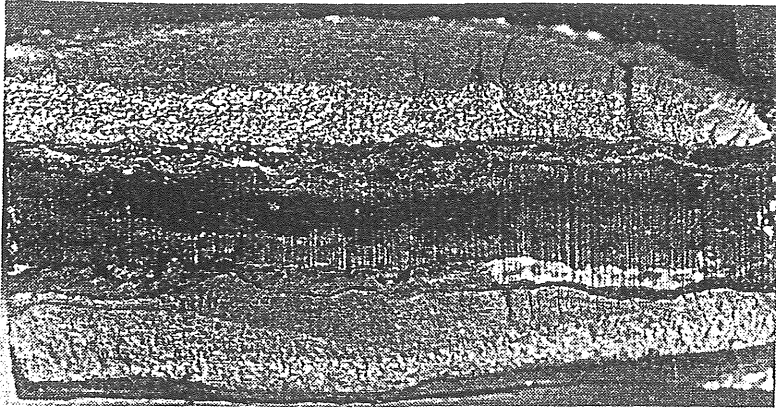


図 3.19 疲労破面

3.19 にビーチマーク試験の結果を示す。疲労亀裂は、ヒールクラックの先端から全面的に進展するのではなく、ヒールクラックの先端に沿った少数の起点で発生し、半楕円形状に進展している。走査型電子顕微鏡では、ヒールクラックは結晶粒界で生じ、疲労亀裂は粒内で進展していることが確認でき（写真 3.1）、ヒールクラックと疲労亀裂の進展した面の性状の違い、境界がよく観察できる。したがって、このようなビーチマークと走査型電子顕微鏡による破面の観察により、ヒールクラックがそのまま疲労亀裂の初期亀裂として進展していないことが明らかである。

ヒールクラック

疲労亀裂

粒界

境界

粒内

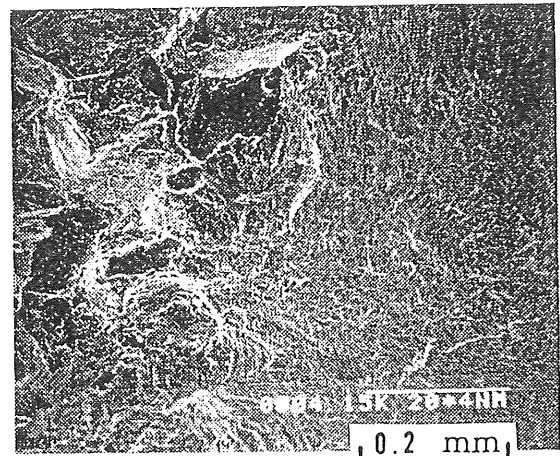


写真 3.1 疲労亀裂発生部の疲労破面

#### (4) ルートギャップが荷重伝達型十字継手の疲労強度に及ぼす影響

図 3.20 および図 3.21 にルートギャップ試験体の疲労強度の関係を示す。図 3.20 では主板の応力範囲を、図 3.21 では設計のど厚を用いて求めた平均せん断応力範囲を基準にしている。これらの中ではルートギャップが 0mm の試験体 (G0S6) の疲労

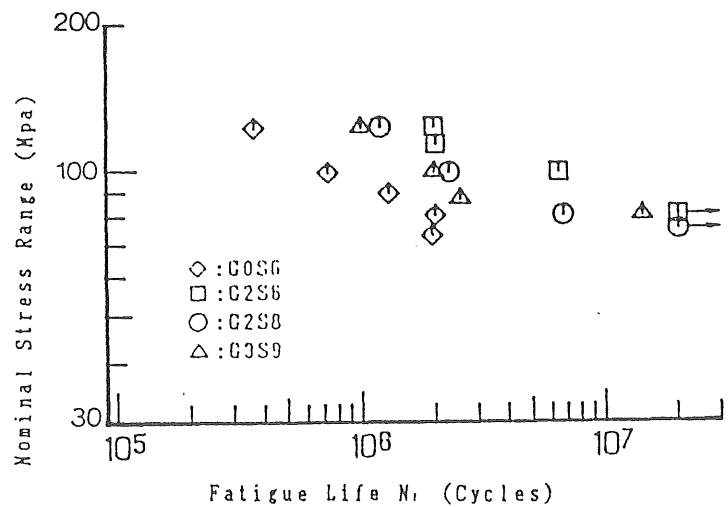


図 3.20 ルートギャップ試験体の疲労強度 (主板での直応力で整理)

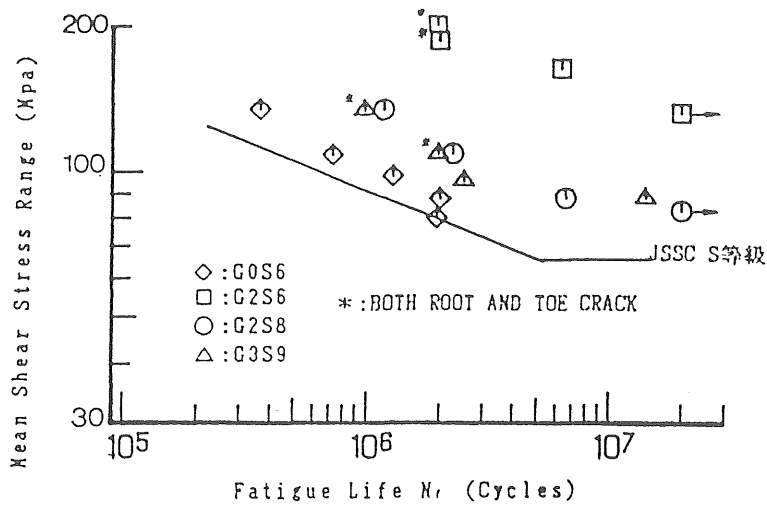


図 3.21 ルートギャップ試験体の疲労強度  
(すみ肉溶接部での平均せん断応力で整理)

強度が最も低く、ルートギャップが 2mm で脚長 6mm とした試験体 (G2S6) の疲労強度が最も高い。ルートギャップの大きさに従ってそれぞれ 2mm、3mm ずつ増脚長した試験体 (G2S8 および G3S9) の疲労強度は両者の中間となっている。

各タイプ試験体のマクロ試験結果、および未溶着部の金属顕微鏡写真を写真 3.2 に示す。ルートギャップが 0mm の場合 (G0S6) 未溶着部の先端は非常に鋭い切欠きのような形状を示している。それに対して疲労強度の最も高かった G2S6 試験体の未溶着部の先端は、ほぼ直角に近い鈍角となっている。また、溶接の溶込みもルートギャップ 0mm の試験体に比べて深い。試験体 G2S8 は G3S9 は 2 パスと 3 パスで溶接を行っており、それぞれの積層法によって溶込み形状が異なることは明らかである。試験体 G2S8、G3S9 いずれの試験体においても疲労亀裂は 2 パス溶接から発生している。これは 2 パス溶接の初層の狙い位置の関係により、溶込み形状が鋭くなったためである。これらの結果により、ルートギャップ試験体の疲労強度は未溶着部先端の鋭さ、および、未溶着部の長さの影響に強く依存すると考えられる。

G2S6 および G3S9 試験体では、比較的短い寿命領域で ( $N_f < 200$  万回程度)、ルートだけではなく、溶接止端が疲労強度の起点となるものもあった。

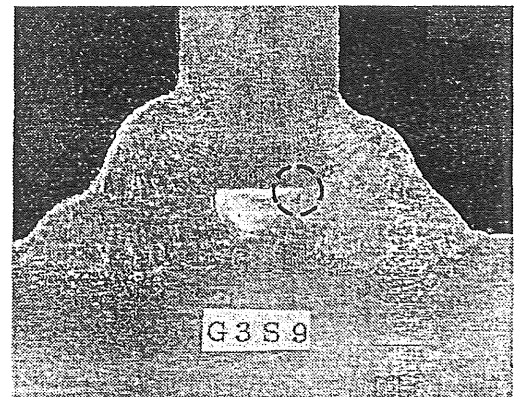
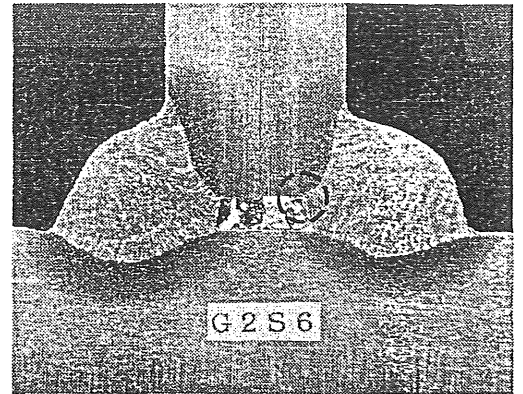
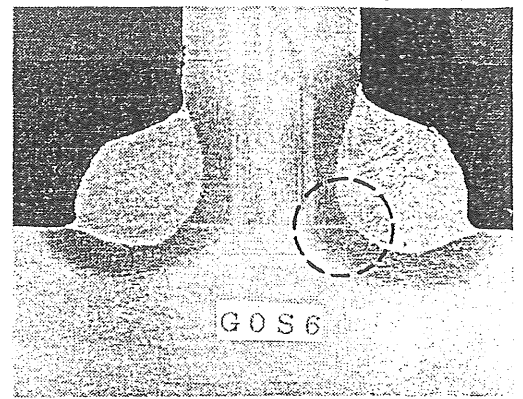


写真 3.2 ルートギャップ試験体のマクロ試験写真

### 3. 5 ルート部の欠陥と疲労強度の検討のまとめ

すみ肉溶接継手を対象とし、ルート部における仮付け溶接内のヒールクラックおよびルートギャップが疲労強度に及ぼす影響について検討し、以下の結果を得た。

1. 荷重非伝達型の十字継手と縦方向溶接継手の疲労強度に対してヒールクラックの存在は影響しない。
2. 荷重伝達型の十字継手の仮付け溶接にヒールクラックが存在しても疲労強度は低下しない。これは本溶接によって所定ののど厚が確保されているためであると考えられる。
3. ヒールクラックを含む荷重伝達型十字継手試験体では、疲労亀裂はヒールクラック先端の数箇所から発生し、半楕円形状の亀裂として進展する。すなわち、ヒールクラックがそのまま疲労亀裂として進展するのではないことが明らかである。
4. ルートギャップを 0mm、2mm、3mm とした荷重伝達型十字継手の疲労強度は、ルートギャップ 0mm の場合が最も低い。これはルートギャップが 0mm の場合は未溶着部分先端が非常に鋭く、また溶込みが浅いためである。ルートギャップ 2mm、3mm の場合は増脚長をしても疲労強度に差はない。これは、疲労強度は溶接脚長だけでなく、ルート部の未溶着先端の鋭さおよび未溶着部の幅に強く依存する。

## 第4章 塗装鋼板のプライマーが残存する溶接継手

### 4. 1 はじめに

鋼橋梁の製作においては、防錆を目的としたプライマー付きの鋼板、いわゆる塗装鋼板が用いられることが多い。塗装鋼板をそのまま溶接すると、その方法や条件によっては溶接ルート部にブローホールが発生することもあるため、溶接前に溶接部近傍のプライマーを除去することが多い。しかし、作業の省力化、溶接の高速化や自動化、ロボット化のために、プライマー付きのまま溶接することが望まれている。

ブローホールは鋼板表面に付着した有機物などが原因で溶接時に生じたガスが溶接金属中に閉じ込められた気孔であり、断面欠損や応力集中の原因となる恐れもある。そのため、ブローホールにより疲労強度が低下するとも考えられる。ブローホールが疲労強度に及ぼす影響については、本州四国連絡橋の箱断面トラス部材縦方向溶接部の施工に関連して数多くの研究がなされている<sup>82-84)</sup>。その結果、疲労強度はブローホールの存在およびその大きさにより著しく低下することが明らかとされ、ブローホールの許容寸法が規定されるとともに、疲労に対する許容応力範囲が従来よりも低く設定されている<sup>85)</sup>。しかし、作業の省力化のためにプライマー除去の省略が特に望まれている垂直補剛材などの付加物すみ肉溶接継手については、ルート部のブローホールが疲労強度にどの程度影響するか不明である。

プライマーが溶接に及ぼす影響は、文献<sup>86-88)</sup>にプライマーの種類と溶接方法の関係、プライマーにより発生したブローホールを含んだ応力伝達型十字継手の静的強度および疲労強度に関して報告されている。

本研究では、まず、プライマーが溶接に及ぼす影響のケーススタディとして、手溶接におけるブローホールの発生状況についての溶接施工性試験に関して述べる。次に、橋梁用鋼板として使用されることも多く、またブローホールが発生しやすいとされている長ばく型エッチングプライマーを塗布したままの鋼板で製作した溶接桁試験体の疲労試験を行ない、鋼桁橋において基本的な継手である垂直補剛材のすみ肉溶接部、面外ガセットのすみ肉溶接部およびフランジとウェブのすみ肉溶接部の疲労強度に対するブローホールの影響について検討する。

### 4. 2 溶接施工性試験

一般に溶接継手の溶着金属の強度が母材よりも低い継手は軟質継手と呼ばれており、これらはトラス部材のかど溶接の様な、いわゆる綴じ溶接などで使用されることがある。

東京工業大学 三木教授と溶接材料メーカーにより、降伏点が  $363\text{N/mm}^2$  ( $37\text{kgf/mm}^2$ ) 程度の軟質継手用の低水素系被覆アーク溶接棒が試作され、通常の鋼桁のフランジとウェブの継

表 4.1 市販されている溶接棒の諸元

規格	市販棒名柄	降伏点 (N/mm <sup>2</sup> ) ○印		引張強さ (N/mm <sup>2</sup> ) □印		シャルピー J 0℃	伸び %	化学成分			
		300	400	500	600			C	Si	Mn	Mo
D4301 (イルミナイト系)	(規格値)	345以上	420以上	47	22	—	—	—	—	—	
	B-10		400	95	30	0.10	0.08	0.39	—		
	B-14		390	110	32	0.10	0.10	0.43	—		
	B-17		410	98	31	0.09	0.08	0.60	—		
D4316 (低水素系)	(規格値)	345以上	420以上	47	25	—	—	—	—		
	LB-47A		400	210	31	0.04	0.49	0.04	—		
	LB-26		470	220	33	0.08	0.44	0.97	—		
	LB-47		470	240	32	0.08	0.51	0.81	—		
D5003 (ライムチタニア系)	(規格値)	390以上	490以上	47	23	—	—	—	—		
LTB-50			88	31	0.07	0.38	0.99	—			
D5016 (低水素系)	(規格値)	390以上	490以上	47	23	—	—	—	—		
	LB-52		490	230	32	0.08	0.58	0.96	—		
	LB-52A		500	250	32	0.08	0.56	1.16	—		
	LB-52T		450	180	32	0.08	0.49	0.96	—		
D5026 (鉄粉低水素系)	(規格値)	390以上	490以上	47	23	—	—	—	—		
	LTB-50A		450	90	29	0.08	0.10	0.34	0.38		
LBI-52H		480	170	32	0.08	0.52	1.02	—			
D5316 (低水素系)	(規格値)	410以上	520以上	47	20	—	—	—	—		
	LB-57		530	200	31	0.08	0.63	0.88	0.17		

D4301, D4316の規格はJIS-Z3211他はJIS-Z3212

手部や補剛材の継手部などのすみ肉溶接部の軟質継手の疲労特性を確認するための実験が計画され、疲労試験体の製作を依頼された。これらの試験体の製作に当たって、対象とするすみ肉溶接部は、より大きく、より数多くのルートブローホールを発生させることが要求された。

本節は、上記の要求を満たすために、鋼板にプライマー塗装の膜厚を 25~170 μ の範囲で塗布し、そのルートブローホールの発生状況を調査、検討したものである。

## 4. 2. 1 実験要領

### (1) 試験体

#### (a) 試作溶接棒の諸元

表 4.1 に現在市販されている被覆溶接棒の銘柄、機械的性質、および化学成分を示す。数値はカタログ値である。また JIS-Z3211、3212 の規格値も併せて示す。

降伏点、引張強さの規格値は D4316 と D5016 で大きく異なっているが、実際の銘柄では余り差はみられず、実際の製作では一般的に SS、および SM400 材の場合でも D5016 の溶接棒が使用されることが多い。また、D5016 の銘柄でも D5316 の規格値を満足しているために、SM520 材にも D5016 の溶接棒が使用されることも多い。

試作された低水素系溶接棒 (LTB50A-M) の機械的性質を表 4.2 に示す。試作棒の降伏点は 363N/mm<sup>2</sup> で D5016 の市販棒のカタログ値よりも 100N/mm<sup>2</sup> 程度低い数値となっている。また D4316 のカタログ値よりもやや低い値となっており、市販棒の中では LB-47A が本試作棒にもっとも近い性質であることがわかる。

試作棒は名前が示す通り、市販棒の LTB-50A をベースに Mo 成分を減少させることにより

表 4.2 試作棒と試作のベースとなった棒の比較

	降伏点 (N/mm <sup>2</sup> ) (kgf/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (N/mm <sup>2</sup> ) (kgf/mm <sup>2</sup> )	シャルピー値 (J) (kgf/m)		伸び (%)	絞り (%)	化 学 成 分					
			0℃	-20℃			C	Si	Mn	P	S	Mo
			試作棒 LTB50A-M	363 (37)			425 (43.3)	67 (6.8)	35 (3.6)	33	54	0.08
試作のベース棒 LTB-50A	451 (46)	530 (54)	90 (9.2)	—	29	—	0.08	0.10	0.34	0.017	0.008	0.38

低降伏点化を達成している。なお、試作棒の寸法は棒径 5.5 φ、長さ 500mm とした。

### (b) 試験体形状・塗装膜厚管理要領

ルートブローホール発生確認試験体の形状を図 4.1 に示す。底板の板厚は 19mm の SM490A 材、立板の板厚は 9mm の SS400 材を使用した。底板は寸法切断後にブラスト、プライマー塗装を行ない塗装面のままで組立をおこなった。底板には表面あらさ 2~3 μ、幅 18mm、長さ 40mm の磨き鋼板を 8 枚貼りつけ膜厚を測定した。膜厚は Kett 電磁微厚計 L-2B (京浜ケット販売 (株)) により、1 試験体あたり 32 ポイント計測した。

立板は底板との接触するこば面および近傍 20mm 程度をグラインダーにて研磨した。これは、実際に数多くの試験体を製作する場合こば面近傍の立板両側の膜厚管理が難しいことが予想され、変動要因を少なくするためである。また、立板と底板の密着を良好にするために、圧着治具を使用して組立た。

### (c) 試験条件一覧

試験体は表 4.3 に示すように 10 体とし、TP-1~TP-4 はエッチングプライマー (以降ウォッシュと略す、JIS-K5633 2種 関西ペイント:メタクライト H-15) を塗布したもの、TP-5~TP-10 は無機ジンクリッチプライマー (以降ジンキと略す、大日本塗装:ゼッター OL) を塗布したものである。表 4.3 に示すように、膜厚はウォッシュの場合は 25~173 μ、ジンキの場合は 23~77 μ である。TP-8、TP-9、TP-10 は 30 μ 程度ジンキを塗装した後に、試験体を図 4.2(a) の様に四分割し、立板と底板の間に亜鉛粉末とエポキシ樹脂、錆とエポ

表 4.3 試験条件一覧

試験体 名称	塗装種類等	膜厚(μ)		試験体 管理仮名称
		平均(μ)	不偏分散(μ)	
TP-1	エッチングプライマー	25.0	4.08	WB
TP-2	(JIS-K5633 2種	65.4	9.81	WN
TP-3	メタクライト H-15: 関西	147.0	12.03	WH
TP-4	ペイント)	173.1	10.6	WJ
TP-5	無機	23.1	2.73	A
TP-6	ジンクリッチプライマー	50.8	7.62	E
TP-7	ゼッター OL: 大日本塗料	76.9	7.16	J
TP-8	同上および錆び、グリー	28.2	4.73	B
TP-9	ス、亜鉛混入	331.9	3.54	C
TP-10		27.6	2.53	D

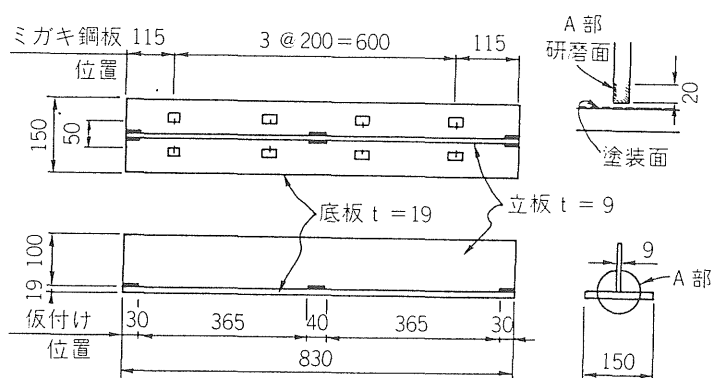


図 4.1 ルートブローホール発生確認試験体形状

キシ樹脂、グリース、亜鉛粉末と錆およびエポキシ樹脂を混入させたものである。製作方法は、図 4.2 (b)～(d)に示す様に TP-8 はT字型に組立後に、TP-9 は底板の表面に、TP-10 は立板のこぼ面にエポキシ樹脂に混ぜて混入させた。ただし、グリースはエポキシ樹脂と混合させていない。

設定溶接サイズは 6mm とし、溶接条件は溶接電流 250～270A、溶接電圧約 29V、溶接速度約 30cm/min とし、溶接姿勢は下向きとした。

## (2) ブローホールの計測、評価方法

### (a) 試験体の破面試験要領およびブローホールの計測要領

試験体の破面要領を図 4.3 に示す。試験体の底板およびビード表面は約 1mm の深さで、幅約 2mm のノッチ加工を行ない、常温にて破断した。

ブローホールの観察は 7 倍のルーペを使用し、幅寸法は 0.1mm 刻みで、高さ寸法は 0.5mm 刻みで計測した。

### (b) ブローホールの評価方法

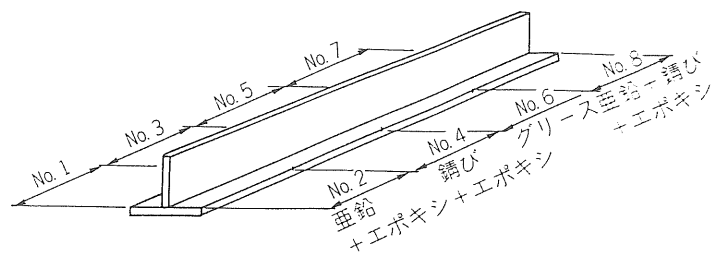
ブローホールの評価は溶接長 1m 当たりの発生個数、ブローホールの長径と短径を楕円形に近似した欠陥面積、欠陥面積率で評価する。欠陥面積率は、欠陥面積の合計 / (溶接長 × サイズ 6mm の理論のど厚) で算出した。

また、ブローホールの幅と高さの二つの寸法を直接応力拡大係数で評価する方法は以下の手順とした。

まず、ブローホールを等価な円板上の疲労亀裂と見なした時、換算直径は以下の式で与えられる<sup>82)</sup>。

$$2 a_e = 0.94 \times W^{0.29} \times H^{0.48} \quad (4-1)$$

ここで、 $2 a_e$  は換算直径、 $W$ 、 $H$  はブローホールの幅および高さを示す。また、このときの応力拡大係数は



(a) TP-8～TP-10の混入物区分と破面試験体名称

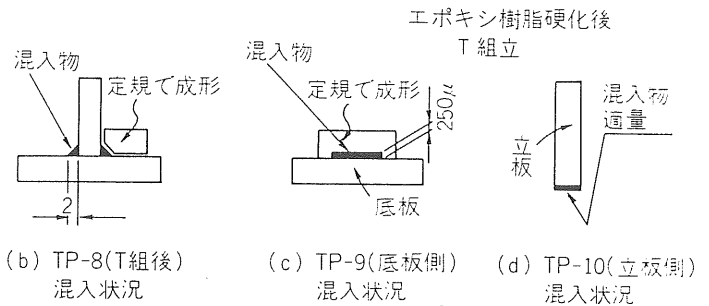


図 4.2 TP-8～TP-10 試験体の状況

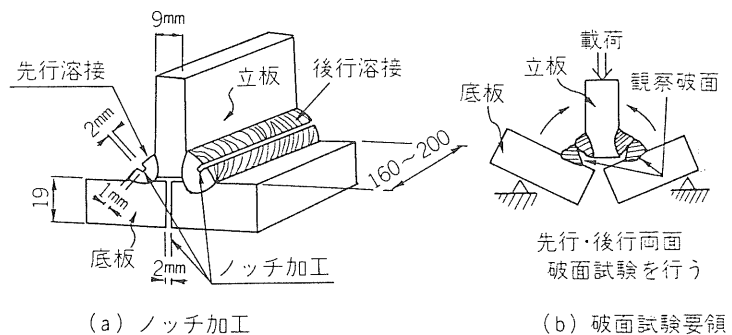


図 4.3 破面試験要領



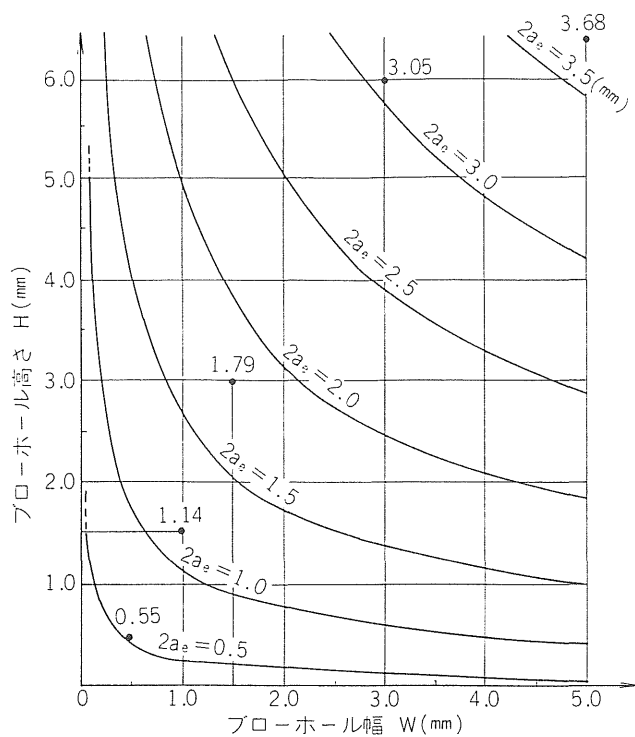


図 4.4 換算直径とブローホールの幅、高さの関係

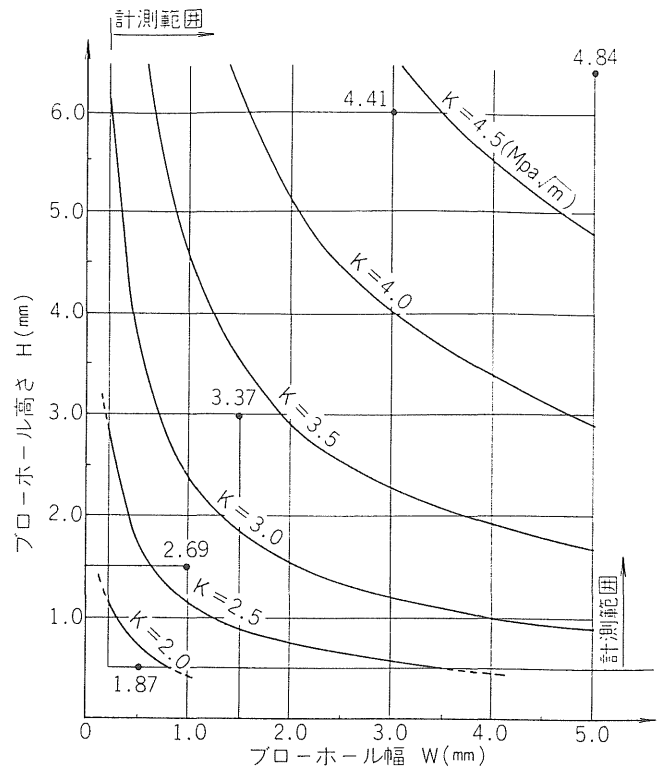


図 4.5 応力度を 100Mpa とした場合の応力拡大係数とブローホールの幅、高さの関係

$$K = 2 / \pi \times \sigma \sqrt{\pi a} \quad (4-2)$$

で表わすことができるために、ブローホールの幅と高さ二つの要因を、応力拡大係数一つで直接ブローホールを評価することが可能となる。ここで、Kは応力拡大係数、 $\sigma$ は応力 a は換算半径を示す。

式(4-1)をブローホールの幅 5mm、高さ 6.5mm の範囲でグラフ化したものを図 4.4 に示す。また、試験部の応力度を 100 MPa と仮定した場合の、式(4-2)の応力拡大係数とブローホールの幅、高さの関係を図 4.5 に示す。

## 4. 2. 2 実験結果

### (1) ブローホールの発生状況

#### (a) TP-1~TP-7 試験体の発生状況

表 4.4 に TP-1~7 の試験結果を示す。TP-1~TP-4 は底板にウォッシュを、TP-5~TP-7 はジンキを塗布した試験体である。また、向かい合う溶接線で先行して溶接した溶接線を 1st、その後溶接したもの（後行溶接）を 2nd と区分して示した。

対象とした溶接延長は 9.978m で 1371 個のブローホールを検出した。TP-1~7 の平均のブローホール発生個数は 136 個/m で欠陥間隔は約 7mm、平均欠陥面積率は 4.9%、欠陥面積は 207mm<sup>2</sup>/m である。これはサイズ 6mm の理論のど厚 4.2mm のうち 0.2mm が減少すること

を示している。欠陥面積率とブローホール発生率の試算例を図 4.6 に示す。上記の結果より、平均はピッチ 7mm でブローホールの大きさは幅 1mm、高さ 2mm 程度であることが推定できる。

ブローホールの発生が多いのは TP-2 と TP-5 で発生数、欠陥面積率ともに平均値の 2 倍程度の値を示している。TP-2 はウォッシュで膜厚 65  $\mu$ 、TP-5 はジンキで膜厚 23  $\mu$  であり、膜厚が厚いほどブローホールが発生しやすい訳でなく、ウォッシュ、ジンキともに一定値をこえると逆に減少する傾向を示している。

表 4.4 の TP-2 と TP-5 の破面試験片毎の欠陥面積率を見ると、両者ともに平均欠陥面積率は 9% 程度であるが、各試験片で見ると 300mm 当たりの欠陥面積率は TP-2 では 4.6~12.8%、TP-5 では 6.3~12.9% とばらつきが大きいことがわかる。写真 4.1 に TP-2、TP-5 の破面状況を示す。

また、先行溶接線よりも後行溶接線の方が一般にブローホールの発生率が高いと言われているが、表 4.4 に示すように、本検討結果では有意差は見られなかった。

### (b) TP-8~TP-10 試験体の発生状況

これらは TP-2 に近いジンキの膜厚を塗布し、かつ錆、グリース等の混入をした試験体である。表 4.5 に試験結果を示す。結果は欠陥面積率で見ると、TP-8 の No. 5、TP-10 の No. 5 以外は TP-5 の平均値を下廻っており、これらエポキシ樹脂と混入物を添加させても欠陥面積率を増大しないことを示している。

## (2) 応力拡大係数による評価

表 4.6 に試験部の応力を 100 MPa と仮定した場合の応力拡大係数、ブローホールの高さ、

表 4.4 試験結果のまとめ

試験体	実測値			1m 当り換算値			先行と後行の比較	
	溶接延長 (mm)	BH 個数 (個)	欠陥合計面積 (mm <sup>2</sup> )	BH 個数 (個/m)	欠陥面積 (mm <sup>2</sup> /m)	欠陥面積率 (%)	BH 個数の 2nd/1st	欠陥面積の 2nd/1st
TP-1	1058	153	141.4	144.6	133.7	3.2	0.86	1.15
TP-2	1518	286	576.2	188.4	379.5	8.9	0.71	0.75
TP-3	1466	135	203.3	92.1	138.6	3.3	0.84	1.39
TP-4	1395	86	98.7	61.6	70.7	1.7	1.92	2.12
TP-5	1514	382	589.2	252.3	389.1	9.2	1.04	0.83
TP-6	1518	163	275.8	107.4	181.6	4.3	1.33	1.30
TP-7	1509	166	235.1	110.0	155.8	3.7	1.00	1.02
合計	9978	1371	2,119.9	平均 136.6	平均 207.0	平均 4.9	—	—

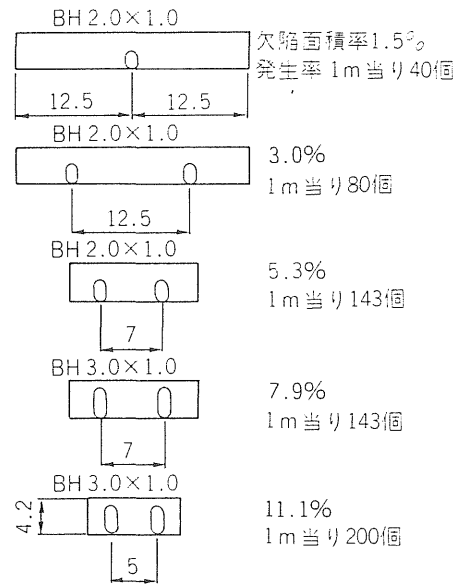


図 4.6 欠陥面積率とブローホール発生率の試算例

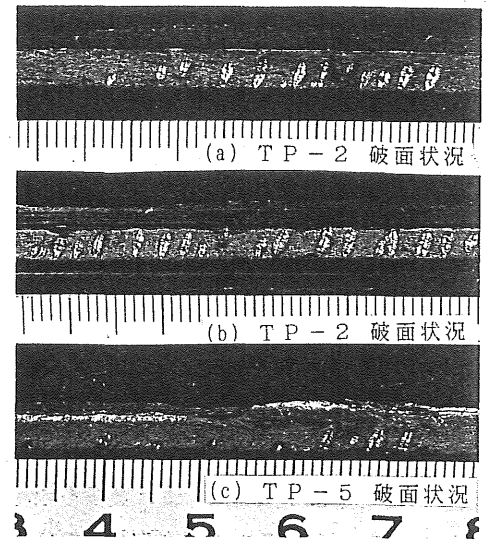


写真 4.1 ブローホールの発生状況

幅の各試験体の分布を示す。応力拡大係数は最小 1.5~最大 4.02  $\text{Mpa}\sqrt{\text{m}}$  の範囲となっている。最大値は TP-7 に発生し、高さ 3mm、幅 5mm のブローホールである。

各試験体の応力拡大係数での頻度分布は、欠陥面積率の分布とほぼ一致しており、TP-2、TP-5 の頻度が高くなっている。ほとんどの試験体の最高頻度は  $K=2.5\sim 3.0$  に見られるが、TP-2 と TP-8 は  $K=3.0\sim 3.5$  の範囲でピークとなっており、疲労亀裂の発生率がより高い欠陥が、数多く発生していることを示している。TP-2 と TP-5 および TP-8 の No. 5、6 結果を図 4.7、4.8 に示す。TP-2 はブローホールの高さ、TP-8 は幅が大きい側にシフトしており、応力拡大係数を増大させる要因となっていることがわかる。

表 4.5 TP-8~TP-10 の試験結果

試験体	先行・後行区分	項目	亜鉛エポキシ	サビ+エポキシ	グリース	亜鉛+サビ+エポキシ
TP-8 (T組後)	1st	SP	No1	No3	No5	No7
		L	175	198	196	184
		N	29	18	31	29
		A	45,844	43,921	79,442	39,289
	R	6.2	5.2	9.6	5.0	
	2nd	SP	No2	No4	No6	No8
		L	176	198	195	183
		N	2	10	20	15
A		3,454	15,582	36,542	10,990	
R	0.5	1.9	4.4	1.4		
TP-9 (底板に塗布)	1st	SP	No1	No3	No5	No7
		L	159	198	204	177
		N	17	27	18	21
		A	24,414	33,873	20,724	27,279
	R	3.6	4.0	2.4	3.6	
	2nd	SP	No2	No4	No6	No8
		L	180	198	204	180
		N	14	18	25	11
A		26,729	32,538	56,128	14,209	
R	3.5	3.9	6.5	1.9		
TP-10 (立板コバ面に塗布)	1st	SP	No1	No3	No5	No7
		L	177	200	200	188
		N	13	33	31	12
		A	17,074	47,493	38,504	20,371
	R	2.3	5.6	4.5	2.6	
	2nd	SP	No2	No4	No6	No8
		L	178	200	201	177
		N	9	12	36	14
A		11,854	12,521	73,869	25,748	
R	1.6	1.5	8.7	3.4		

SP: 破面試験片番号 L: 溶接長(mm) N: ブローホール個数  $\Sigma N=465$   
A: 欠陥合計面積(mm<sup>2</sup>) R: 欠陥面積率(%)

### 4. 2. 3 結果の考察

本節に於いては通常 (15~20  $\mu$ ) の 9 倍程度までの膜厚を塗布し、ブローホールの発生状況を確認した。塗装の膜厚を厚くしたり錆びやグリースを混入させると、溶接中の溶融プールの中での攪拌は激しくなり、作業性は低下する。ブローホールの発生はウォッシュで 65  $\mu$ 、ジンキで 25  $\mu$  をピークに膜厚が増大するに従って逆に減少する傾向が確認できた。これは、攪拌が激しくなりブローホールの原因となる溶着金属中のガスを外に排出するためと理解できる。

表 4.6 応力拡大係数、BHの高さ、幅の頻度分布

項目	範囲	溶接長 1m 当り換算個数							
		TP-1	TP-2	TP-3	TP-4	TP-5	TP-6	TP-7	TP-8 (No.5)
K値 ( $\text{Mpa}\sqrt{\text{m}}$ )	1.5~2.0	15.1	2.6	3.4	4.3	11.9	1.3	4.0	—
	2.0~2.5	54.8	25.7	21.8	17.2	50.2	15.8	29.8	20.5
	2.5~3.0	56.7	56.0	37.5	29.4	106.3	47.5	47.7	38.4
	3.0~3.5	18.0	99.5	28.0	10.0	78.6	40.8	25.8	63.9
	3.5~4.0		4.6	1.4	0.7	5.3	2.0	2.0	7.7
	4.0~4.5							0.7	
合計個数		144.6	188.4	921	61.6	252.3	107.4	110.0	130.5
高さ H(mm)	0~0.5	61.4	2.0	2.7	5.0	11.9	0.7	3.3	—
	0.5~1.0	69.9	17.8	17.7	15.1	36.3	13.8	22.5	10.2
	1.0~1.5	11.3	29.0	13.0	13.6	55.4	26.3	19.8	30.7
	1.5~2.0	1.9	35.6	28.6	17.9	57.5	22.4	25.8	15.3
	2.0~2.5		35.6	22.5	5.7	56.8	30.3	20.5	43.5
	2.5~3.0		47.4	4.8	2.9	26.4	9.2	13.9	28.1
	3.0~3.5		19.8	2.7	1.4	6.6	2.0	2.0	2.6
	3.5~4.0		1.3			0.7	1.3	2.0	
	4.0~4.5					0.7	1.3		
幅 W(mm)	0~0.5	61.4	23.7	22.5	18.6	52.8	13.2	31.8	15.3
	0.5~1.0	69.9	69.8	39.6	28.0	128.1	60.6	49.7	46.0
	1.0~1.5	11.3	83.0	25.9	11.5	60.8	29.6	22.5	46.0
	1.5~2.0	1.9	1.4	2.9	9.2	2.6	4.6	17.9	
	2.0~2.5		0.7	1.4	0.7	0.7	1.3		5.1
	2.5~3.0		1.3		0.7	0.7		0.7	
	3.0~3.5			-0.7					
	4.5~5.0							0.7	
	5.5~6.0			0.7					

ときには、写真 4.2 に示すように、TP-4 では局部的にビード外観が荒れ、溶接作業者がコントロールできない様な部分が発生する場合でも全体的に見ればブローホールの発生が少なく、立板のこぼ面にガスの流出した痕跡が確認できる。

本章においては、底板の塗装厚さのみでブローホールの発生をコントロールさせようと試みたが、ブローホールの発生要因としては部材間の密着度、板厚構成、仮付け溶接ピッチ、表面の荒さ等も関係すると思われる、本検討では製作する疲労試験体の条件に近い条件でのみの検討に留めたが、厳密な検討ではこれらをパラメーターとすることも必要と思われる。

### 4.3 溶接施工性試験のまとめ

試作された軟質継手用の溶接棒を用い、より大きく、より数多くのルートブローホールを含む疲労試験体を製作するために、条件の検討を行なった。結果は以下の通りである。

#### 1. 底板に塗布したプライマーの

膜厚を厚くすると、溶接作業性は厚くなるに従い低下するが、ルートブローホールの発生最大膜厚があり（ウォッシュで 65  $\mu$ 、ジンキで 25  $\mu$ ）厚くなるに従い逆に欠陥の発生率は低下する。

#### 2. 幅 0.5~1.5、高さ 1.5~3.0、範囲試験応力を 100 MPa とした場合応力拡大係数 2.5~3.5 に相当するブローホールを平均 140 個/m 程度発生させることが可能であった。

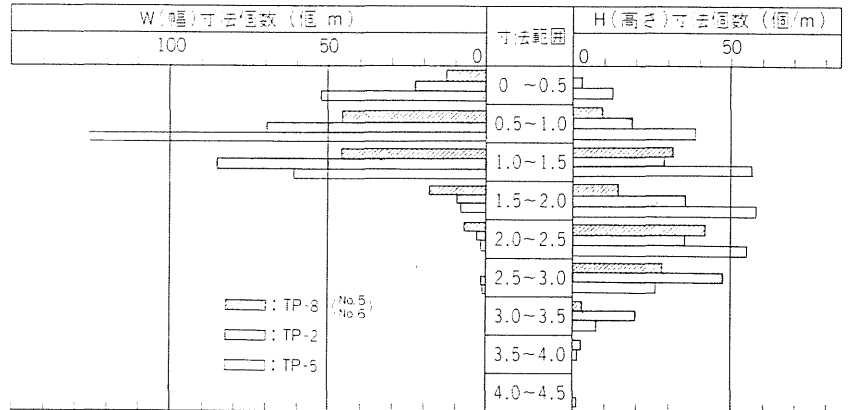
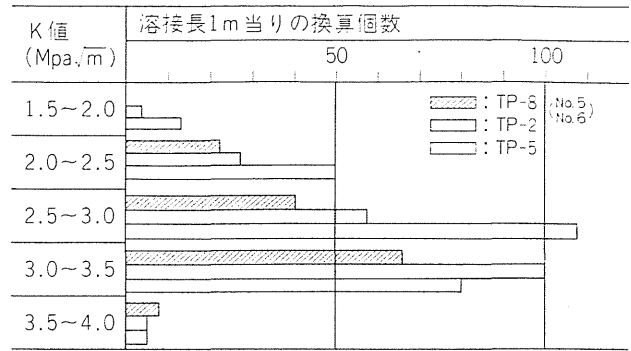


図 4.8 幅、高さの頻度分布

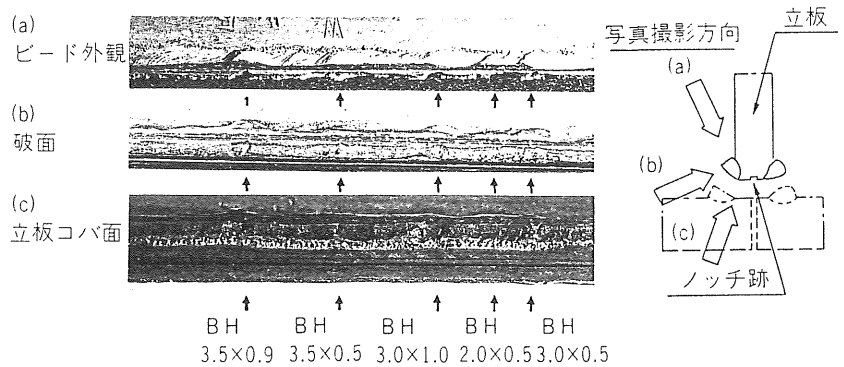


写真 4.2 TP-4 の立板側の破面状況

## 4. 4 塗装鋼板溶接桁の疲労強度の検討

### 4. 4. 1 試験方法

#### (1) 試験体

図4.9に示す形状・寸法および継手部詳細の桁試験体を4体（No. 1～4試験体）製作した。これらの試験体には、垂直補剛材溶接部、面外ガセット溶接部、フランジ・ウェブの接合部が含まれている。長さ70mm・幅50mmの矩形鋼板は垂直補剛材を模擬したものである。垂直補剛材の取付け位置は、No. 1試験体とNo. 2～4試験体で変えてある。各継手部とも溶接のままである。ただし、No. 4試験体の内側の面外ガセットのみ、溶接止端部をペンシル型のグラインダーで止端の曲率半径が5mm程度となるように仕上げている。その取付け位置もNo. 1～3試験体と変えてある。

フランジ・ウェブの接合部は、No. 1, 2試験体ではフラックス入りワイヤを用いた自動CO<sub>2</sub>アーク溶接法（以後FCWと記す）、No. 3, 4試験体ではサブマージアーク溶接法（SAW）を用いて行なった。これらの溶接は、溶接時に発生するガスの流出をできるだけ防止してブローホール発生に対して厳しい環境とする目的で、ウェブとフランジを治具を用いて密着させた状態で行なった。垂直補剛材および面外ガセットは、試験体中央を境として右側半分を低水素系の溶接棒を用いた手溶接法（SMAW）で、左側半分を半自動FCWでウェブに溶接した。これらの溶接条件を表4.7に示す。溶接姿勢はSAWでは下向き、他の溶接法では水平としている。目標としたすみ肉溶接のサイズはいずれも6mmである。

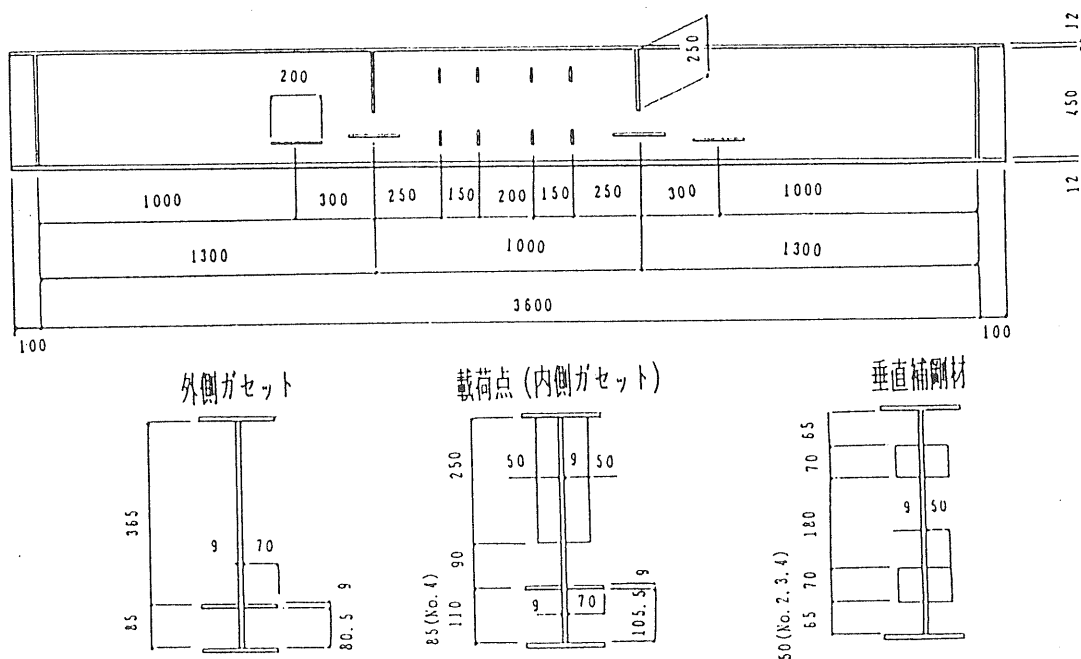


図 4.9 試験体形状・寸法および継手部詳細

表 4.7 溶接条件

溶接法	溶接材料	溶接条件
SMAW	JIS Z3212 D5016 (LR-52 5.0φ)	200A
FCW	JIS Z3313 YWF-24 (MX-200 1.2φ)	230A 30V
自動FCW	JIS Z3313 YWF-24 (MX-200 1.2φ)	240A 34V 34cm/min
SAW	JIS Z3183 S502 相当 (US-36 4.0φ, MF-83 8-48)	650A 32V 60cm/min

表 4.8 供試鋼材の機械的性質  
および化学成分

板厚	降伏点	引張強度	伸び		
12mm	278MPa	450MPa	31%		
9mm	294MPa	441MPa	29%		
板厚	C	Si	Mn (%)	P	S
12mm	0.20	0.10	0.38	0.027	0.007
9mm	0.19	0.10	0.37	0.024	0.008

供試鋼材は、板厚9mmおよび12mmのSS400であり、それらの化学組成および機械的性質を表 4.8に示す。板厚9mmの鋼板はウェブ、垂直補剛材および面外ガセットに、板厚12mmの鋼板はフランジに使用している。鋼板表面には、長ばく型エッチングプライマーを塗布している。プライマーの厚さは板厚9mmの鋼板で約30 $\mu$ m、12mmの鋼板で約20 $\mu$ mである。なお、長ばく型エッチングプライマーの膜厚の基準は、塗装便覧<sup>87)</sup>で15 $\mu$ m、本州四国連絡橋公団<sup>88)</sup>で20 $\mu$ mとされている。

## (2) ブローホールの発生状況

溶接終了後、フランジ・ウェブの接合部部を目視で観察し、ピットの有無を調べた。ピットが生じていたのは、いずれの試験体においても最初に溶接を行なった側（1stビード側）のすみ肉溶接部であり、裏面（2ndビード側）の溶接部にピットの発生は認められなかった。各試験体でフランジ・ウェブの接合部の総延長は15.2mとなるが、ピットはNo.1試験体で11、No.2試験体で16、No.3試験体で6、No.4試験体で20個生じており、溶接法によるピットの発生数に差は見られない。なお、開口径が0.5mmを超えるピットが生じた部分については溶接補修を行なった。

疲労試験に先立ち、試験体中央部分2mのフランジ・ウェブの接合部部をX線透過試験により検査し、ブローホールの発生状況を調べた。いずれの溶接方法（FCW、SAW）においても、1stビード側に丸みを帯びた幅2~4mm・高さ3~6mm程度のブローホールが1m当たり180個程度生じている。ただし、SAWに比べてFCWで生じたブローホールの方が細長いものが多い。FCWの2ndビード側にも1000個/mと多数のブローホールが連続的に生じているが、それらはいずれも幅が0.5~1.0mm程度で高さが2.0mm程度の小さいものである。SAWの2ndビード側には、1stビード側と同程度の大きさのブローホールも存在するが、その数は少ない。一般に1st側の溶接ビードによって2nd側の溶接時に発生するガスの外部への放出が妨げられるために2ndビード側で大きなブローホールが数多く生じるとされているが、ここでの結果はこれと異なる。本試験体において1stビード側で2ndビード側よりも顕著なブローホールが生じた原因としては、溶接時にフランジとウェブを密着させたために1st側の溶接時においてもガスが放

出しにくい状態となっていたこと、板が比較的薄いために1st側の溶接によって2nd側溶接面のプライマーが焼けたことなどが考えられる。

### (3) 疲労試験

疲労試験には、ジャッキタイプの電気油圧サーボ式材料試験装置（動的能力300kN）を用いた。荷重方法は、支間を3600mm、荷重点間距離を1000mmとした4

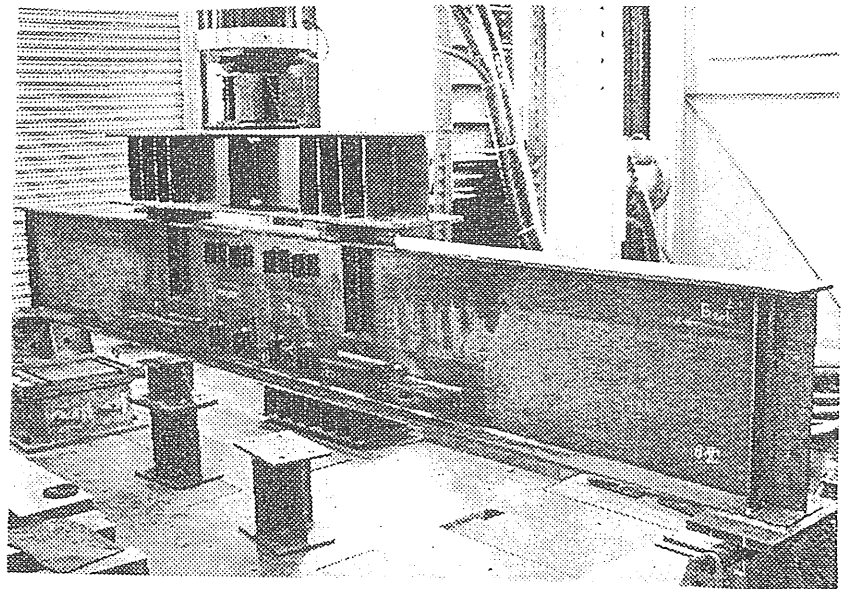


写真 4.3 疲労試験状況

点曲げである。荷重状況を写真4.3に示す。疲労試験は、すべての試験体に対して最大荷重を255kN、最小荷重を10kNとした一定振幅荷重下で行なった。繰返し速度は2.2Hz、荷重波形は正弦波とした。この繰返し荷重により各溶接継手部に生じる応力範囲は、垂直補剛材溶接部で100MPa (No.1試験体) および110MPa (No.2~4試験体)、溶接のままの面外ガセットで60~70MPa、止端を仕上げた面外ガセットで88MPa、フランジ・ウェブの接合部部で141MPa (等モーメント区間) である。No.4試験体については、疲労亀裂の発生・進展性状を調べるために、上限荷重を一定とした状態で所定の荷重繰返し数ごとに荷重範囲を [123~255kN] と半減する二段多重荷重試験（ビーチマーク試験）を行なった。すなわち、10~255kNの繰返し荷重を $3 \times 10^6$ 回、123~255kNの繰返し荷重を $2 \times 10^6$ 回づつ交互に荷重した。

各継手部からの疲労亀裂の発生および進展の観察は、磁粉探傷法により行なった。垂直補剛材および面外ガセット溶接部から疲労亀裂が生じ、40mm程度以上の長さとなった場合には、試験を中断し、疲労亀裂を補修した。補修は、疲労亀裂の先端に直径18mmの円孔を空け、そこをF10T-M16でボルト締めする方法で行なった<sup>89)</sup>。その後、フランジ・ウェブの接合部部に疲労亀裂が観察されるまで疲労試験を継続した。

## 4. 4. 2 試験結果および各溶接部の疲労強度

フランジ・ウェブの接合部部に発生した疲労亀裂がある程度長くなった時点で試験を終了した。試験終了時の荷重繰返し数は、No.1試験体で $4.58 \times 10^6$ 回、No.2試験体で $4.71 \times 10^6$ 回、No.3試験体で $3.89 \times 10^6$ 回、No.4試験体で $2.26 \times 10^6$ 回である。ただし、No.4試験体の荷重繰返し数に荷重範囲を半減した荷重の繰返し数は含めていない。試験終了時に表面で観察された疲労亀裂の位置と長さを図4.10に示す。補修した溶接部については、そのときの疲労亀

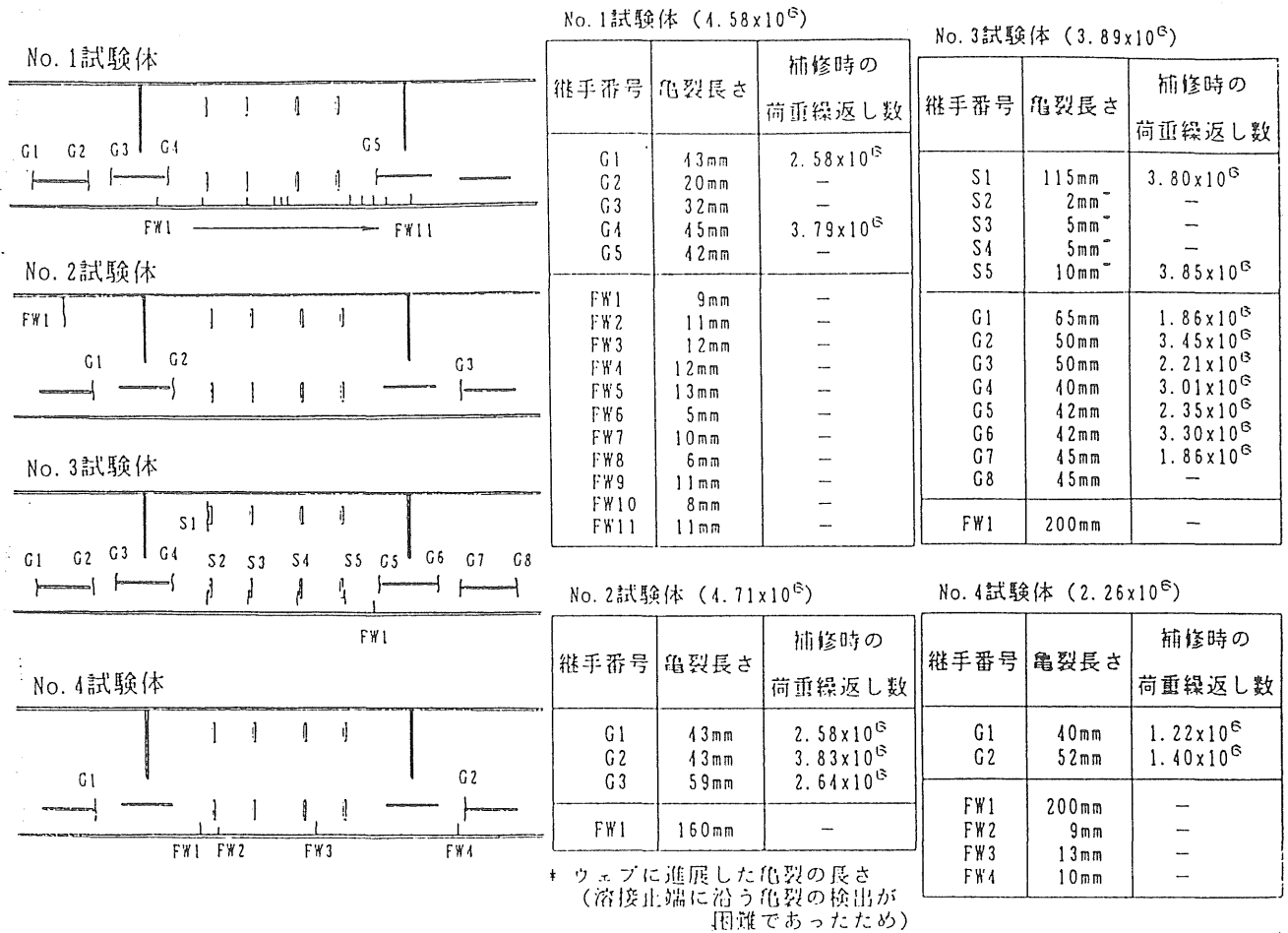


図 4.10 各試験体に生じた疲労亀裂 (試験終了時)

裂の長さと荷重繰返し数を示している。

### (1) 垂直補剛材溶接部の疲労強度

図4.9に示すように各試験体には8組の垂直補剛材を模擬した溶接継手部がある。疲労亀裂は、No.3試験体で5カ所生じたが、他の試験体に疲労亀裂の発生は認められなかった。図4.10に示すように、各補剛材溶接部での疲労寿命は試験体の左右でほぼ同じであり、溶接法 (SMAW、FCW) による疲労強度の差は認められない。検出された亀裂の内、最も大きい亀裂は圧縮応力の領域にある補剛材で生じており、全長で115mmであった。図4.11に応力範囲と疲労寿命

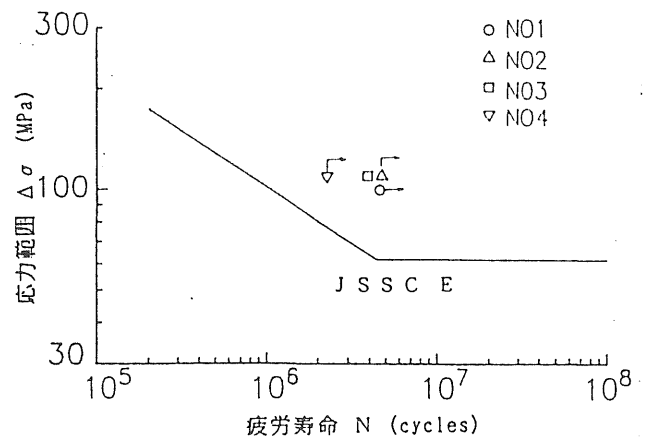


図 4.11 垂直補剛材溶接部の疲労強度

(疲労亀裂が長さが100mmとなったときの荷重繰返し数を疲労寿命とした) の関係を示す。図中の実線は、本溶接部に対して日本鋼構造協会の疲労設計指針<sup>17)</sup> (以後JSSC指針と呼



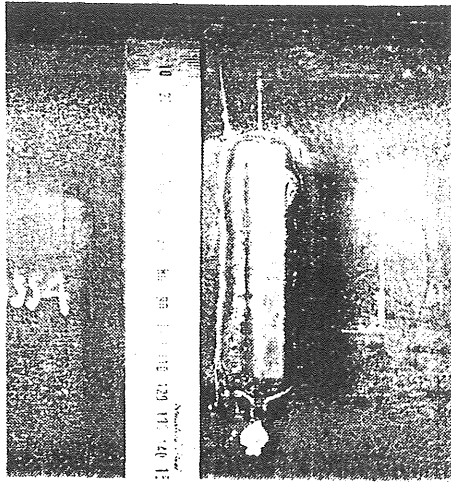


写真 4. 4  
垂直補剛材溶接部に生じた疲労亀裂

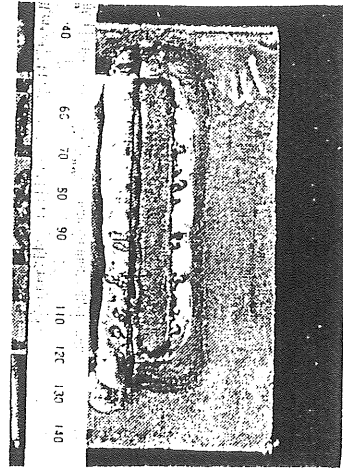


写真 4. 5  
垂直補剛材溶接部のブローホール

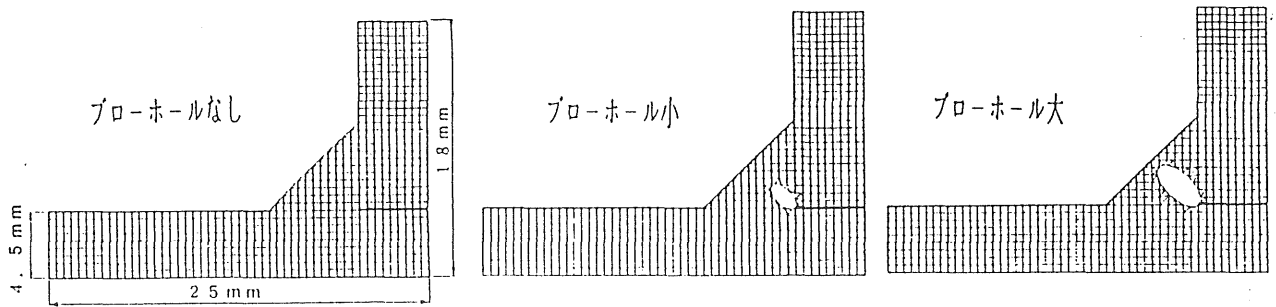


図 4. 12 解析モデル

ぶ) で定められている疲労設計曲線である。ここでの結果は、すべてJSSC指針の許容応力範囲を満たしている。

写真4. 4に垂直補剛材溶接部に生じた疲労亀裂の例、写真4. 5にその溶接部をルートに沿って暴露した例を示す。ルート部には、幅2mm、高さ2~5mm程度のブローホールがいくつか存在するが、疲労亀裂は溶接止端で発生し止端に沿って進展している。また、ブローホール内に疲労亀裂は認められない。他の部分についても同様であった。したがって、溶接ルート部のブローホールが疲労亀裂の起点となる可能性は低いと言えよう。

ルートブローホールが溶接止端で疲労破壊する場合の疲労強度に及ぼす影響を検討する目的で、平面ひずみ条件下で二次元有限要素応力解析を行なった。すなわち、ブローホールを溶接方向に連続した空洞にモデル化することにより、ブローホールの影響が顕著に生じるような条件で応力解析を行なった。解析モデルは、図4. 12に示すように、ブ

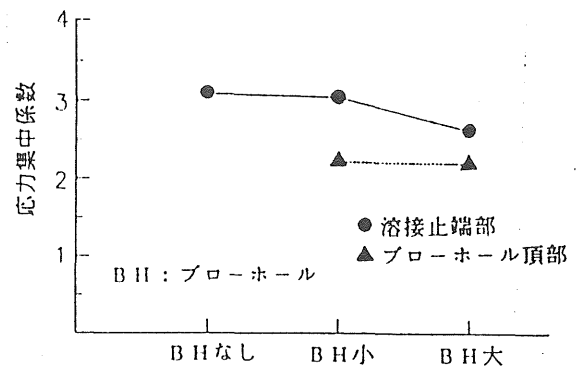


図 4. 13 溶接止端部の応力集中に及ぼすルートブローホールの影響

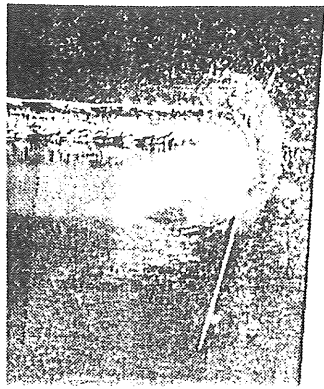


写真 4.6 面外ガセット溶接部に生じた疲労亀裂

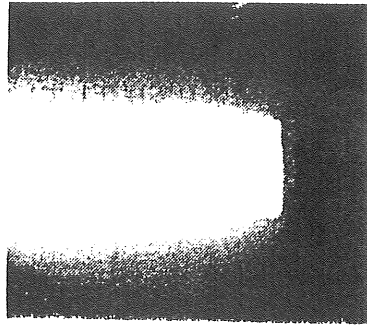


写真 4.7 面外ガセット溶接部のX線写真

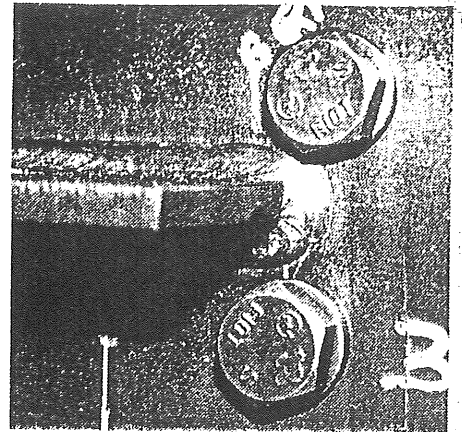


写真 4.8 面外ガセット溶接部に生じた疲労亀裂

ローホールなし、ブローホールの高さをのど厚の $1/2$ （ブローホール小）、 $5/6$ （ブローホール大）とした3つである。ブローホールの形状は楕円形とし、幅は高さの $1/2$ とした。溶接の脚長は6mm、止端部の開き角は $135^\circ$ 、曲率半径は0.5mmとした。最小の要素寸法は0.025mmである。応力集中は溶接止端の他にブローホールの頂部でも生じた。各モデルで得られた溶接止端部およびブローホール頂部での応力集中係数を図4.13に示す。いずれの場合も、応力集中係数を求めるために基準とした応力は、主板断面での公称応力である。

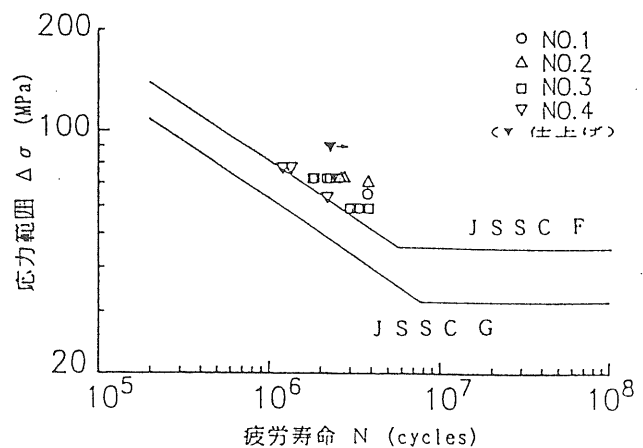


図 4.14 面外ガセット溶接部の疲労強度

溶接止端部での応力集中係数は、ブローホールなしで3.1、ブローホールの高さがのど厚の $1/2$ で3.0、 $5/6$ で 2.6となっている。したがって、ルート部にブローホールがあっても溶接止端部の応力集中係数が高くなることはなく、疲労強度が低下することはないと言えよう。また、ブローホール頂部での応力集中係数は、ブローホールの大きさによらずほぼ2.2となっており、止端部での応力集中係数に比べて低い。したがって、本解析からもブローホールが疲労破壊の起点となる可能性は低いと言える。

## (2) 面外ガセット溶接部の疲労強度

図4.10に示すように、面外ガセット溶接部からは19ヵ所より疲労亀裂が発生し、進展した。疲労亀裂は、いずれも溶接のままの溶接止端から生じており、止端を仕上げた継手では疲労亀裂の発生は認められなかった。また、試験体の左右で疲労亀裂の発生・進展性状に差はなく、したがって、溶接法（SMAW、FCW）による疲労強度の違いはないと言える。写真4.6は疲労亀裂の例を、写真4.7はその溶接部のX線写真を示したものである。疲労亀裂が生じた溶接止端近傍のルート部にブローホールが認められるが、そこから疲労亀裂が生じる

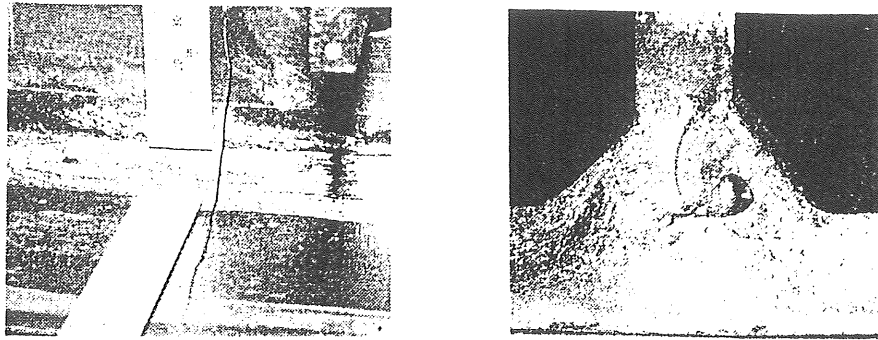


写真 4.9 フランジ・ウェブの接合部のブローホールから生じた疲労亀裂および破面

ことはなかった。

疲労試験結果を図4.14に示す。図の横軸の疲労寿命は、疲労亀裂の全長が40mmとなった時の荷重繰返し数である。図中の実線は、面外ガセット溶接継手に対してJSSC指針で定められている疲労設計曲線である。G等級は溶接のまま、F等級は止端を仕上げた継手に対して設定されている疲労設計曲線である。

いずれの結果もJSSC指針での許容応力範囲を満たしている。

疲労亀裂の全長が40mm程度以上となった際には、亀裂の先端に18φの円孔を明け、円孔を高力ボルトF10T-M16で締め付けることにより補修した<sup>89)</sup>。この補修例を写真4.8示す。補修した後、疲労試験を継続したが、補修部から疲労亀裂が再発生することはなかった。

図4.15に補修部での応力範囲（円孔先端での公称応力範囲）と補修後の荷重繰返し数（図では疲労寿命）との関係を示す。図中にはJSSC指針の面外ガセット溶接継手（溶接のまま）に対する疲労設計曲線を実線で示しているが、補修部材の疲労強度は未使用の継手以上と判断される。

### (3) フランジ・ウェブの接合部の疲労強度

フランジ・ウェブの接合部部の表面に現れた疲労亀裂の数は、図4.10に示すように、No.1試験体で11、No.2試験

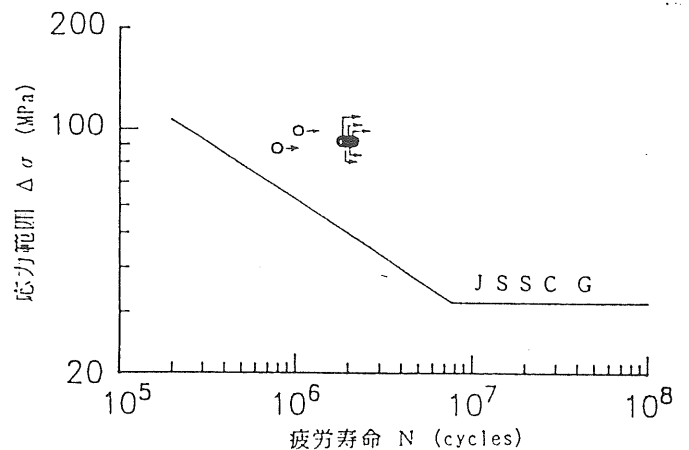


図 4.15 疲労亀裂を補修した面外ガセット溶接部の疲労強度

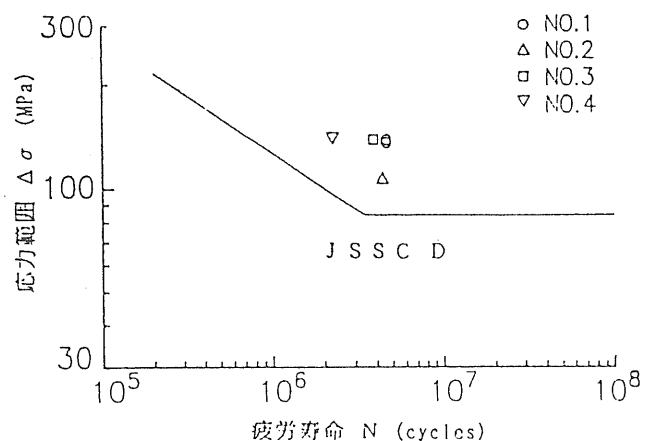
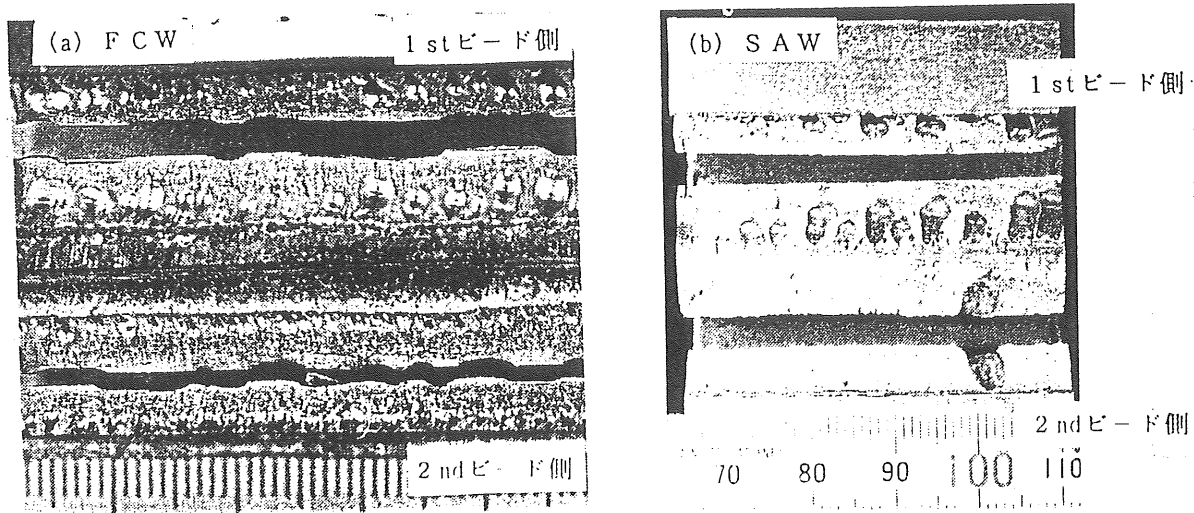


図 4.16 フランジ・ウェブの接合部部の疲労強度



(a) FCW

(b) SAW

写真 4.10 フランジ・ウェブの接合部部のブローホールと疲労亀裂

体で1、No. 3試験体で1、No. 4試験体で4であった。これらの疲労亀裂は、ビーチマーク試験を行なったNo. 4試験体の疲労破面（写真4.9）からわかるように、ブローホールの頂部から発生し、溶接表面まで進展したものである。なお、No. 2試験体では圧縮側の溶接部から生じた疲労亀裂がウェブを貫通し、200mmまで進展したことにより試験を終了している。図4.16に応力範囲と疲労寿命の関係を示す。疲労寿命は溶接表面での疲労亀裂の長さが約10mmとなったときの荷重繰返し数である。なお、10mm程度の疲労亀裂が生じた後の余寿命が破断寿命に占める割合はおおよそ30%であった。図

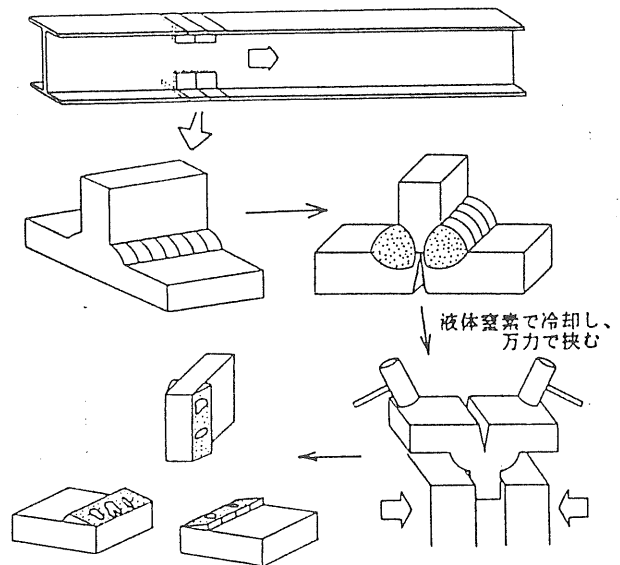
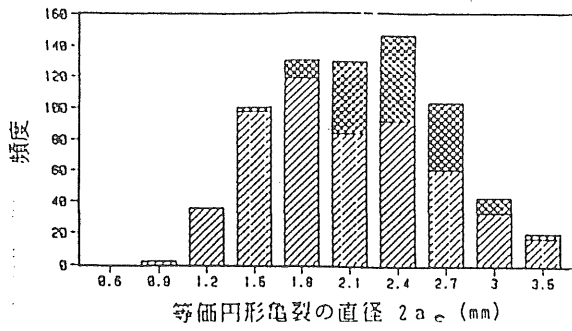


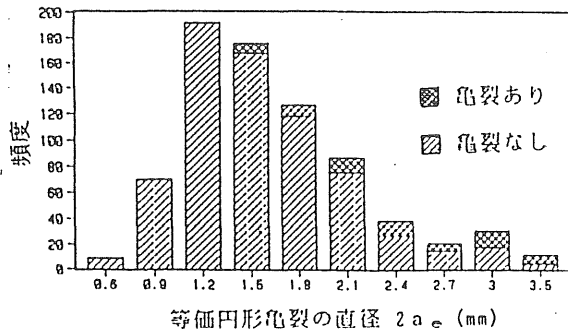
図 4.17 フランジ・ウェブの接合部部の解体手順

中の実線は、縦方向すみ肉溶接継手に対してJSSC指針で定められている疲労設計曲線である。プライマー付きのまま溶接した継手部であっても、JSSC指針での許容応力範囲を満たしている。

疲労試験終了後、全ての試験体に対して図4.17に示すように等モーメント区間のフランジ・ウェブの接合部部を解体し、溶接ルート部に発生したブローホールの寸法およびブローホールから発生し、溶接表面まで進展しなかった疲労亀裂の存在とその大きさを測定した。したがって、1体当たり4m、合計16mの溶接部を観察したことになる。写真4.10(a), (b)に露呈した溶接部の例を示す。写真4.10(a)に示すFCWの2ndビード側には、ルート部を起点として幅1mm以下・高さ2~3mm程度のブローホールが連続して存在しているが、観察した約4000個のブローホールの内で疲労亀裂が生じていたのは3個であった。SAWの2ndビード側には、FCWに比べて数は少ないものの大きいブローホールも存在しており、約100個のブローホール

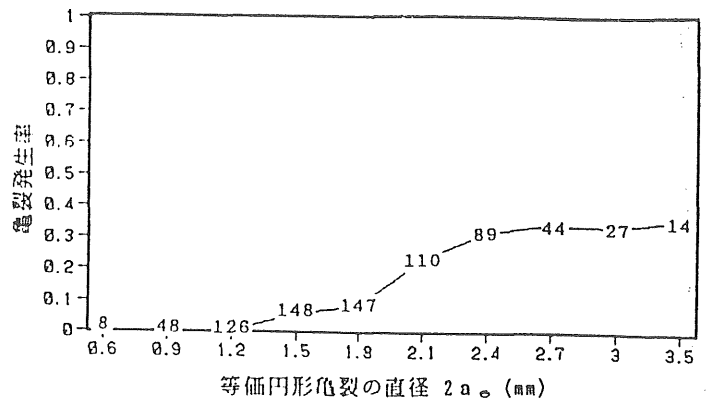


(a) FCW

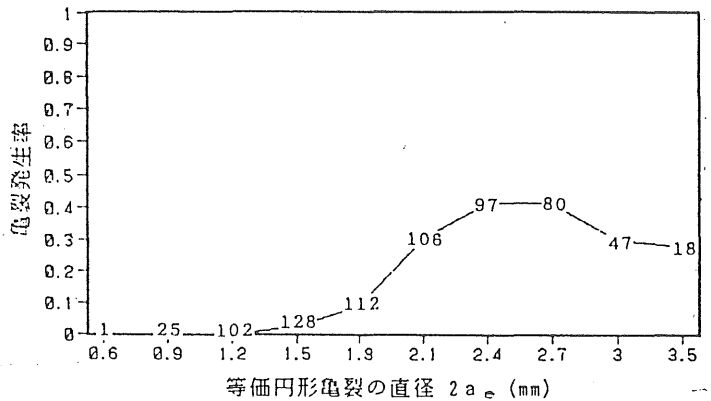


(b) SAW

図 4.18 フランジ・ウェブの接合部部のブローホール寸法の頻度分布



(a) 上フランジ側



(b) 下フランジ側

図 4.19 ブローホールからの疲労亀裂発生率

の内5個のブローホールに疲労亀裂が生じていた。

4.4.1 (2) で述べたように、1st ビード側には2ndビード側に比べて著しいブローホールが生じている。1stビード側では、溶接長8mで計1476個のブローホールが観察され、その内231個のブローホールに疲労亀裂が生じていた。これらの疲労亀裂は、いずれもブローホールの頂部（溶接表面に近い部分）より発生していた。ブローホールの寸法を1つパラメータで表わすために、1stビード側の各ブローホールに対して測定したその幅 $W$ および高さ $H$ を用いて式(1)より等価円形亀裂の直径 $2a_e$ を求めた<sup>82)</sup>。

自動FCWで溶接したNo. 1, 2試験体、SAWで溶接したNo. 3, 4試験体での $2a_e$ の頻度分布を図4.18(a), (b)に示す。本図では、亀裂の生じたブローホールと亀裂の発生が認められなかったものを印を変えて示している。SAWとFCWとでブローホールの発生数はほぼ同じであるが、寸法は若干FCWの方が大きく、また亀裂の発生したブローホールの割合も高くなっている。FCWで疲労亀裂の生じたブローホールの割合が高くなっている原因としては、図4.10の表中に示すように、FCWで溶接した No. 1, 2 試験体での荷重繰返し数が No. 3, 4 試験体よりも多くなっていることが考えられる。

図4.19(a)に圧縮側溶接部、図4.19(b)に引張側溶接部のブローホールからの疲労亀裂発生率と $2a_e$ の関係を示す。図中の数値は観察したブローホールの数である。いずれの場合も $2a_e$ が大きくなるにしたがって亀裂発生率が高くなる傾向が認められ、また亀裂発生率の値

も圧縮側と引張側でほぼ同じとなっている。したがって、圧縮を受けるフランジ・ウェブの接合部部においても、引張側溶接部と同様の疲労に対する配慮が必要であると考えられる。

#### 4. 5 疲労試験結果のまとめ

塗装鋼板を溶接した際に生じやすいとされているブローホールが垂直補剛材すみ肉溶接部、面外ガセットすみ肉溶接部およびフランジとウェブのフランジ・ウェブの接合部部の疲労強度に及ぼす影響を明らかにする目的で、塗装鋼板で製作した溶接桁の疲労試験を行ない、以下の結果を得た。

1. 垂直補剛材すみ肉溶接継手のルート部にブローホールが存在しても、疲労亀裂は溶接止端より発生する。ルートブローホールによって、溶接止端の応力集中が高くなることはない。疲労強度は、溶接ルート部のブローホールによって低下することはない、JSSC指針の許容応力範囲を満足する。
2. 面外ガセット溶接継手のルート部にブローホールが存在しても、疲労亀裂は溶接止端より発生する。疲労強度は、溶接ルート部のブローホールによって低下することはない、JSSC指針の許容応力範囲を満足する。
3. フランジ・ウェブの接合部部においては、ルート部のブローホールが疲労破壊の起点となる。ブローホールが大きくなるにしたがって、疲労亀裂の発生する確率は高くなり、疲労強度は低下する。表面に達するような大きさのブローホールが存在しても、疲労強度はJSSC指針の許容応力範囲を満足する。

# 第5章 鋼床版縦リブと横リブ交差部の疲労強度の検討

## －スカーラップ形状変更－

### 5. 1はじめに

鋼床版の設計に関する道路橋示方書の規定では、鋼床版は主桁の一部としての作用と床組としての作用の二つの作用に対して安全であることを照査することになっており、床組の作用に対しては疲労を考慮することになっている。床組としての設計を行う場合、衝撃を含まないT荷重1台に対して、疲労が考慮された許容応力が表5.1のように定められている。この表で具体的に想定される部位は、

- ①：縦リブ同士の突合せ溶接部
- ②：デッキプレートと縦リブの立てすみ肉溶接部
- ③：上記以外の横リブ等のすみ肉溶接部

縦リブと横リブの溶接部では作用する曲げ応力の最大値が③の値を超えないように設計されている。鋼床版の構造解析において、閉断面リブが使用される場合は、Pelikan/Esslingerの理論または変形法－格子理論を用いて設計されることが通常である。横桁の設計では、横桁または横リブが支持桁に単純支持されている場合、支間中央に着目して正の曲げモーメントについて照査している。また、交差部の縦リブは、正の曲げモーメントは縦リブ中央部より小さく、かつ負の曲げモーメントによる応力の絶対値も小さいため断面を決定する要因とならない。このため縦リブと横リブの交差部では輪荷重によるせん断力の検討のみが設計上の照査項目として意味を持つことになる。横リブの応力計算でトラフリブおよびスカーラップによる横リブ

表 5.1 鋼床版縦リブの疲労が考慮された許容応力 (Mpa)

種類		鋼種				
		SS400 SM400 SMA400	SM490	SM490Y SM520 SMA490	SM570 SMA570	
母	材	137	157	157	157	
工 場 溶 接	① 仕上げした全断面溶込み グループ溶接部	137	157	157	157	
	仕上げしない全断面溶込み グループ溶接部	98	98	98	98	
	③ リブ十字すみ肉溶接部 <sup>1)</sup>	88	88	88	88	
	② 連続縦すみ肉溶接部 <sup>2)</sup>	108	108	108	108	
現 場 溶 接		原則として上記の値の80%とする				

1) 応力方向に連続した母材上にある、応力方向に直角なすみ肉溶接

2) 応力方向に連続したすみ肉溶接

ウェブの欠損部は、梁として計算される場合は単に断面二次モーメントでウェブの断面欠損として考慮するのみで、スカーラップ近傍の応力集中については特に考慮されていない。

一方、実際の横リブや横桁、は応力的に厳しい環境にさらされており、近年疲労破損の実例もこの部分に集中していることなどにより、本章ではこの横リブに着目し、特に横リブと縦リブの交差部に着目した。

また、製作の面から見ると、横リブとトラフリブの交差部はトラフリブ単品の部材精度および横リブウェブのトラフリブを通すための貫通部形状の切断精度が悪いことにより部材の密着度の確保に苦労することがある。

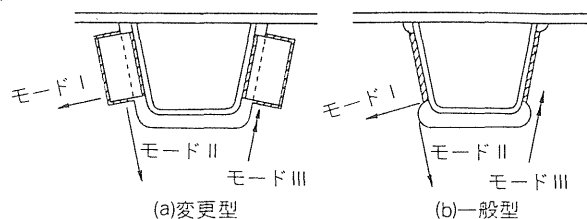


図 5.1 変更型スカーラップ形状および交差部に働く応力

トラフリブは断面性能が板リブに比べ有利であるために、鋼床版の縦リブに多用されているが、一般的に曲線桁には使用され

ない。しかし、これまでに、曲率の小さい曲線桁である 106 工区（北九州道路公社）、かつしかハープ橋（首都高速道路公団）の 2 橋に使用した実績があり、この製作状況に関しては文献<sup>90,91)</sup>により報告がされている。曲線桁にトラフリブを使用する場合、トラフリブ単体時に線状加熱により曲線加工が行われるが、これによる寸法誤差を吸収し、かつ良好な密着度を得るために、パッチプレートを用いた変更スカーラップ（以下変更型と記し、一般的なスカーラップを一般型と記す：図 5.1）が前述の 2 橋に適用されている。

変更型は曲線桁においてもトラフリブを使用できるという利点があるが、一方ではパッチプレートを用いるため疲労上弱点となる溶接線が増えること、パッチプレートの板厚分の偏心による 2 次的な面外方向変位が生じることなど一般型に比べて疲労上不利になることが予想できる。

本章では、まず鋼床版の横リブと縦リブ交差部の車両の通過に伴う変形挙動を数値解析的に検討した。さらに変更型の構造の疲労特性を把握するために、部分試験体による疲労実験を行い、一般型と変更型の疲労強度を比較することにより、変更型がどの程度疲労上不利になるかを実験的に調査検討した。

解析および実験において対象とした応力成分を図 5.1 および以下に示す。

- モードⅠ：トラフリブウェブに直角方向の応力
- モードⅡ：トラフリブウェブに平行方向の応力
- モードⅢ：横リブウェブ面の面外方向の曲げ応力

## 5. 2 応力解析

### 5. 2. 1 鋼床版の解析モデル、载荷条件

想定した各モードの応力振幅レベルを検討するために、ごく一般的な構造緒元のモデルにより数値解析を行った。解析は、鋼床版幅員 3.3 m、横桁間隔 2.1 m の 3 径間連続桁をモデルとし、3 次元 FEM 板要素解析を行った。鋼床版の幅員 3.3 m は箱桁のウェブ間隔を、横桁間隔 2.1 m はトラフリブを使用する場合の最小間隔として想定した。また、ウェブ高さ 600mm、スカーラップ詳細は一般型スカーラップとして検討を行った。



要素の分割状況および支持条件を図 5.2 に示す. 5 本のトラフリブのうち, 中央およびその隣の 1 本の 2 本の縦リブに着目し, 要素を細かく分割した. 解析上ではスカーラップ周辺部および横リブウェブとトラフリブの交差部下側の溶接部近傍に着目したが, その要素分割状況を図 5.3 に示す.

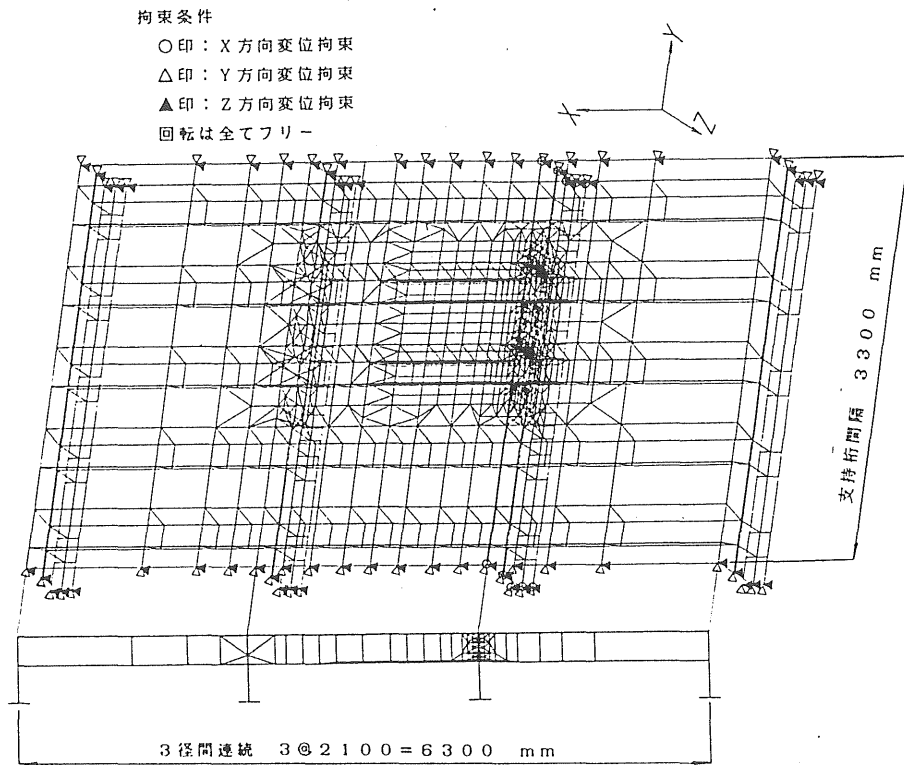


図 5.2 FEM 解析モデル

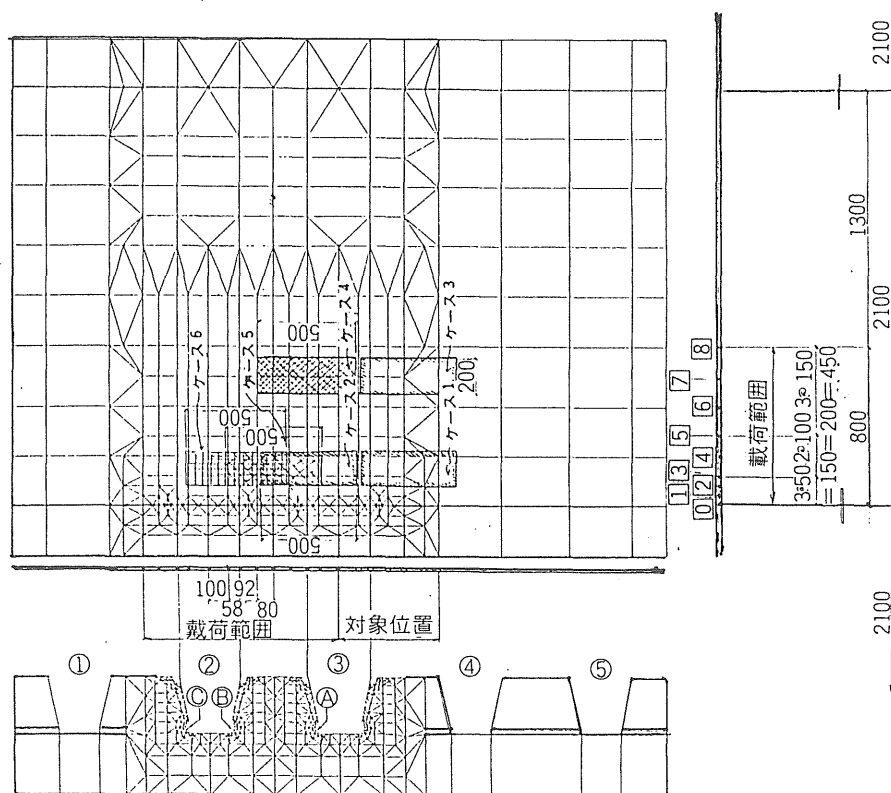


図 5.3 載荷範囲、横リブ要素分割状況

着目したスカーラップはA～Cの3箇所であり、それぞれのスカーラップの①～⑥の6要素（図5.4）に着目した。着目要素①、②は実際の構造では要素の一部に溶接ビードが存在するが、解析ではビードは考慮されていない。

図5.3のデッキプレート上の格点に単位荷重100kNの集中荷重1個を順次載荷し影響線を求めた（3径間連続桁の中央径間のみ載荷）。また、影響線の結果により明らかになった応力が厳しくなる位置のケース1～6に輪荷重100kNを載荷した。

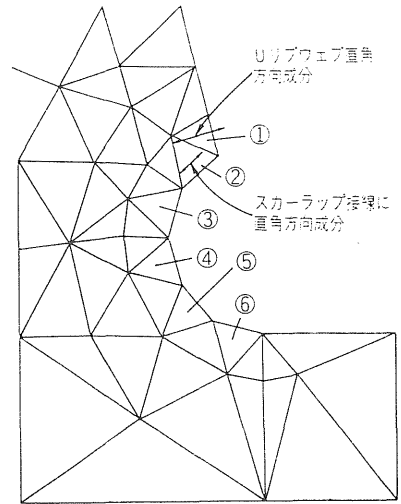


図5.4 各スカーラップにおける着目要素

## 5.2.2 解析結果

図5.5にスカーラップAの要素②、④の影響線の結果の一例を示す。影響線は着目要素ごとに、載荷位置と要素に生じた最大および最小応力を示したもので、主応力方向の傾きは考慮していない。この図の横桁（ウェブ板厚9mm）より右側は載荷点に近い側の要素表面（横桁ウェブ表面）の値、左側は載荷点の裏側の要素表面（横桁ウェブ裏面）の値をプロットしている。

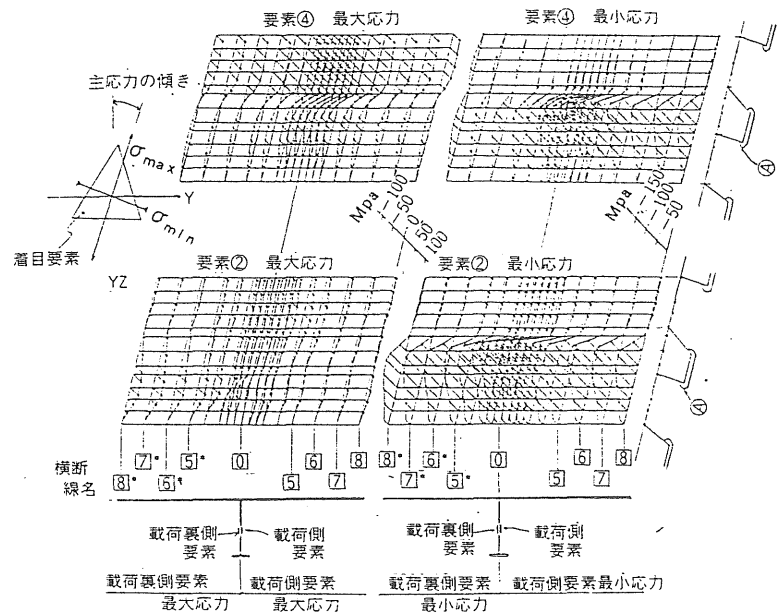


図5.5 要素に着目した影響線図の例（主応力方向）

横断方向、橋軸方向の分布を明らかにするために、各要素における横断方向分布で全横断線の結果（要素表裏の結果を含む）を重ね合わせたものを図5.6に示す。

同様に、図5.7に着目スカーラップAにおける橋軸方向分布を要素ごとに示す。横リブ直上で折れ曲がっているものは、横断方向でトラフリブとトラフリブに挟まれた位置の影響線である。

それぞれ最大および最小主応力方向の表側応力値から裏側応力値を引いた値を、各要素、各載荷点ごとに図5.8に示す。この値は裏表の主応力方向が一致しておらず、厳密な意味では面外曲げを表わしているとはいえないが、この結果により面外曲げの着目要素を絶対量の大きい要素②に絞った。次に要素②では、面外曲げをスカーラップの接線に平行方向の応力

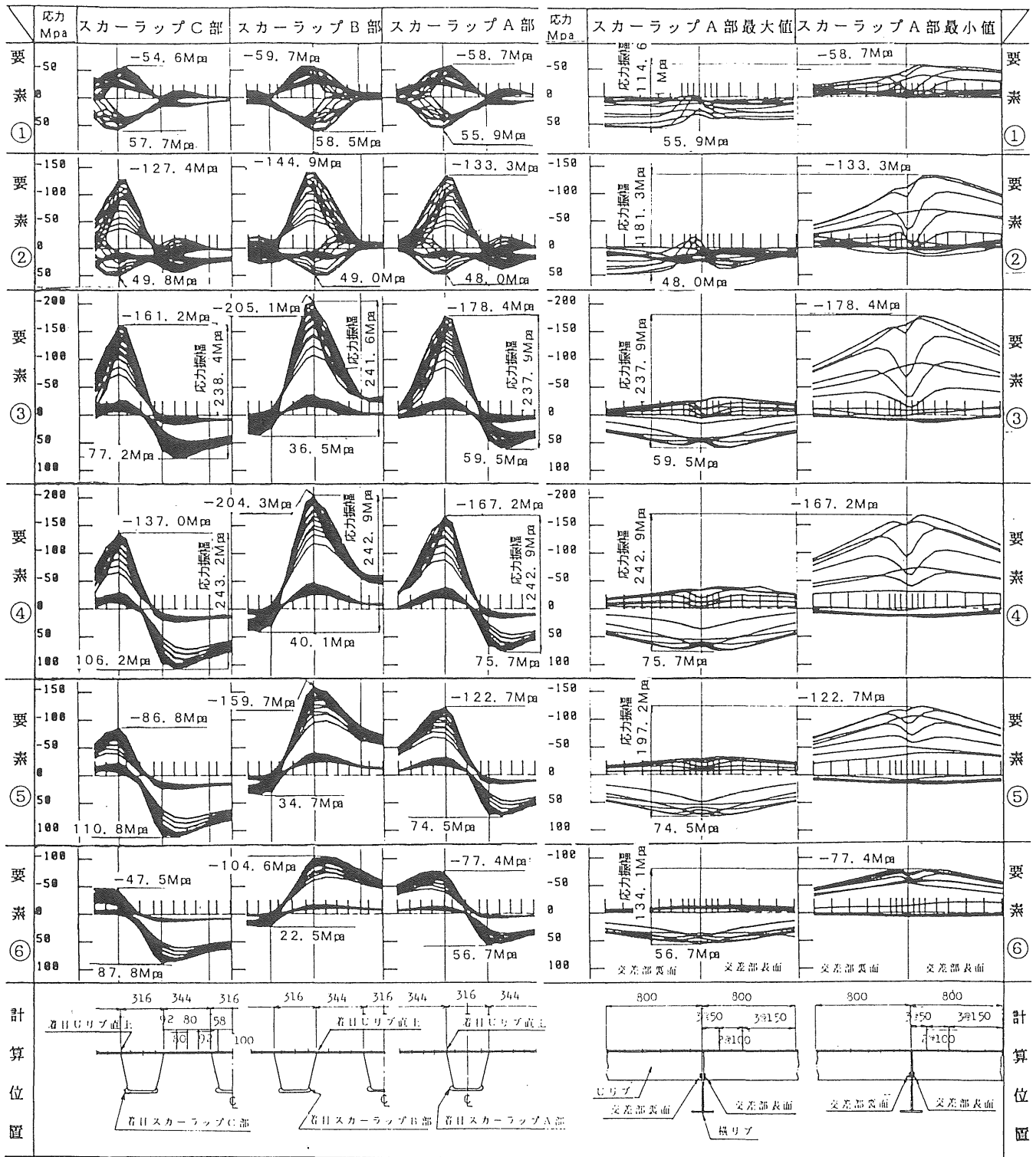


図 5.6 影響線の横断方向分布

図 5.7 影響線の橋軸方向分布

成分 (図 5.4) の裏表の差と定義し、その影響線を図 5.9 のように求めた。このように面外曲げを定義すると、疲労亀裂はスカーラップ接線に対して直角方向に進行することになり、疲労亀裂の発生が現状に一致している。

図 5.10 は横リブとトラフリブの接合部である要素①のトラフリブウェブ直角方向の応力成分 (図 5.4) の分布を示したものである。この影響線の結果は横リブ線上を中心にして対

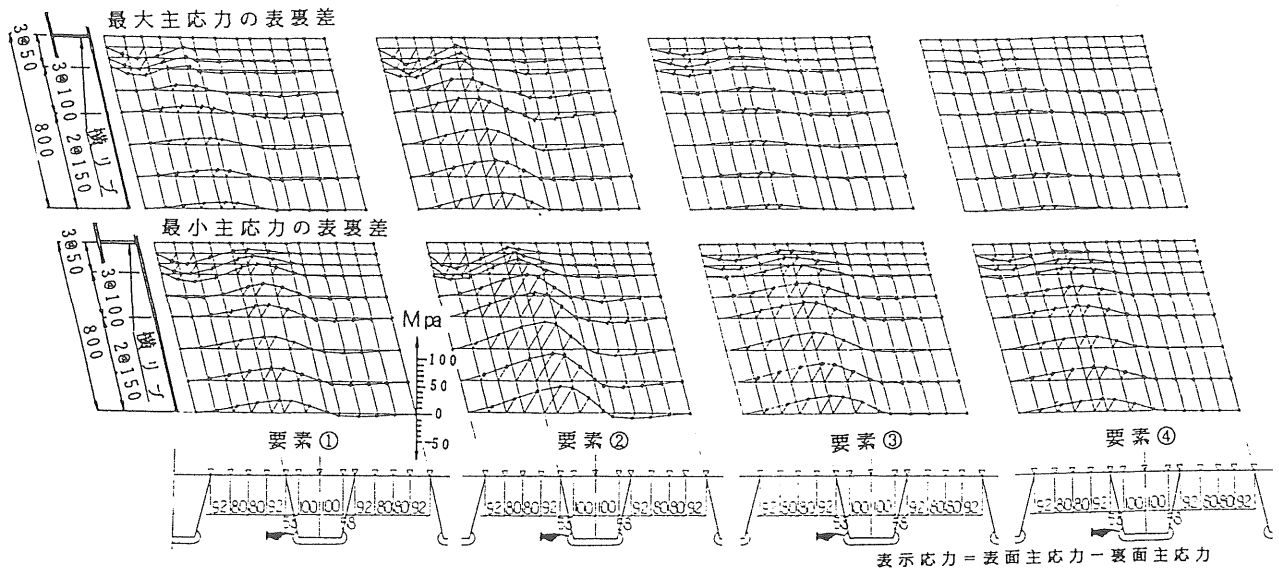


図 5.8 最大・最小主応力の裏表の差

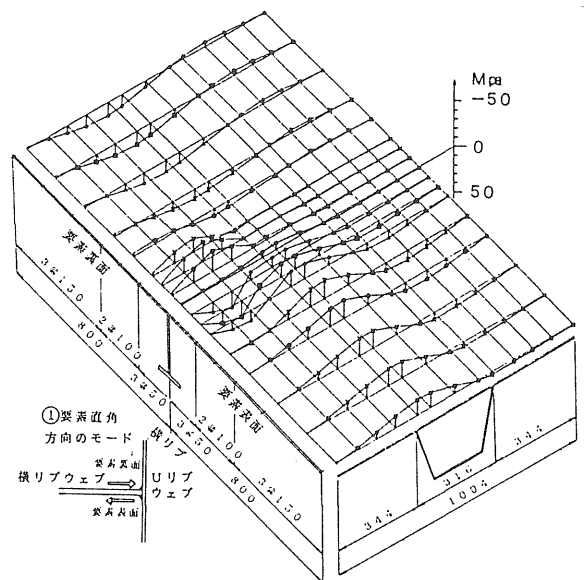
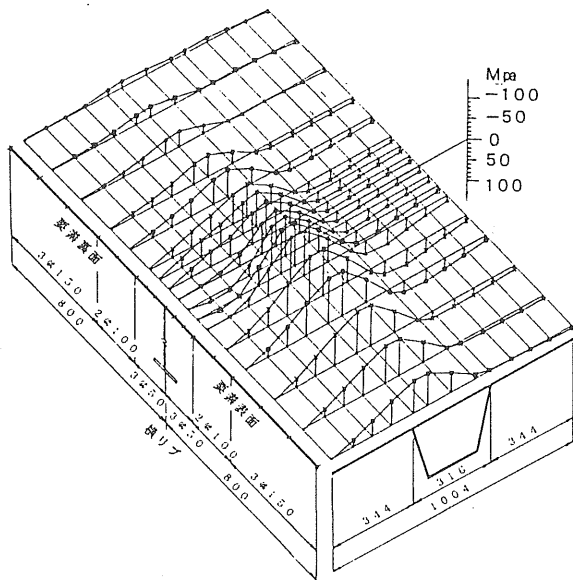


図 5.9 要素②スカーラップ接線 図 5.10 要素①ウェブ直角方向の応力  
方向の応力成分

称に符号が逆転しており、横リブとトラフリブウェブの接合部では単に一樣な引張、圧縮でなく、表側が引張の場合裏側が圧縮であるような、面外方向の（曲げ）変形が発生するモードが卓越することを示している。横リブ直上あたりでわずかに同符号の場合が存在するがこの応力は極めて小さい。図 5.3 のケース 1~6 で、これらの範囲に 100kN の輪荷重を載荷した結果を図 5.11 に示す。それぞれのケース (a) ~ (c) は以下のとおりである。最大応力振幅は各トラフリブで大差がないためにスカーラップ A に着目した。

- (a) スカーラップ A 部要素④の応力振幅最大
  - ケース 1：引張応力最大
  - ケース 2：圧縮応力最大
- (b) スカーラップ A 部要素②の面外曲げ振幅最大

- ケース 3：要素②表面が引張で面外曲げ最大
- ケース 4：要素②表面が圧縮で面外曲げ最大
- (c) 最大引張、圧縮応力度（スカーラップB、C）
- ケース 5：引張応力最大（スカーラップC要素⑤）
- ケース 6：圧縮応力最大（スカーラップB要素③）

### 5. 2. 3 解析のまとめ

以下に解析結果をまとめる。

1. 横断方向の荷重位置とスカーラップ部において、圧縮応力はトラフリブウェブ直上の位置に荷重された場合、引張応力は同一トラフリブの反対側のウェブ直上に荷重された場合が最も大きくなる。その応力の発生位置は、圧縮、引張応力ともにスカーラップ周辺の交差部接合部よりやや離れた位置で最大値をとる（図 5. 6）。

2. 橋軸方向の荷重位置とスカーラップ部において、横断方向の荷重範囲により最大応力の荷重位置が異なる。トラフリブの内側に荷重された場合、横リブ直上が最大となる。しかし、トラフリブとトラフリブの間に荷重される場合は横リブからやや離れた位置が最大となる（図 5. 7）。

3. 5本のトラフリブのうち中央およびその隣のトラフリブに着目したが、圧縮、引張応力の最大値は共に、隣のトラフリブに発生している。しかし、応力振幅としては各トラフリブで大差はない（図 5. 6）。輪荷重 100kN によるスカーラップA要素④の最大振幅は 164. 1Mpa となる（図 5. 11、表 5. 2）。

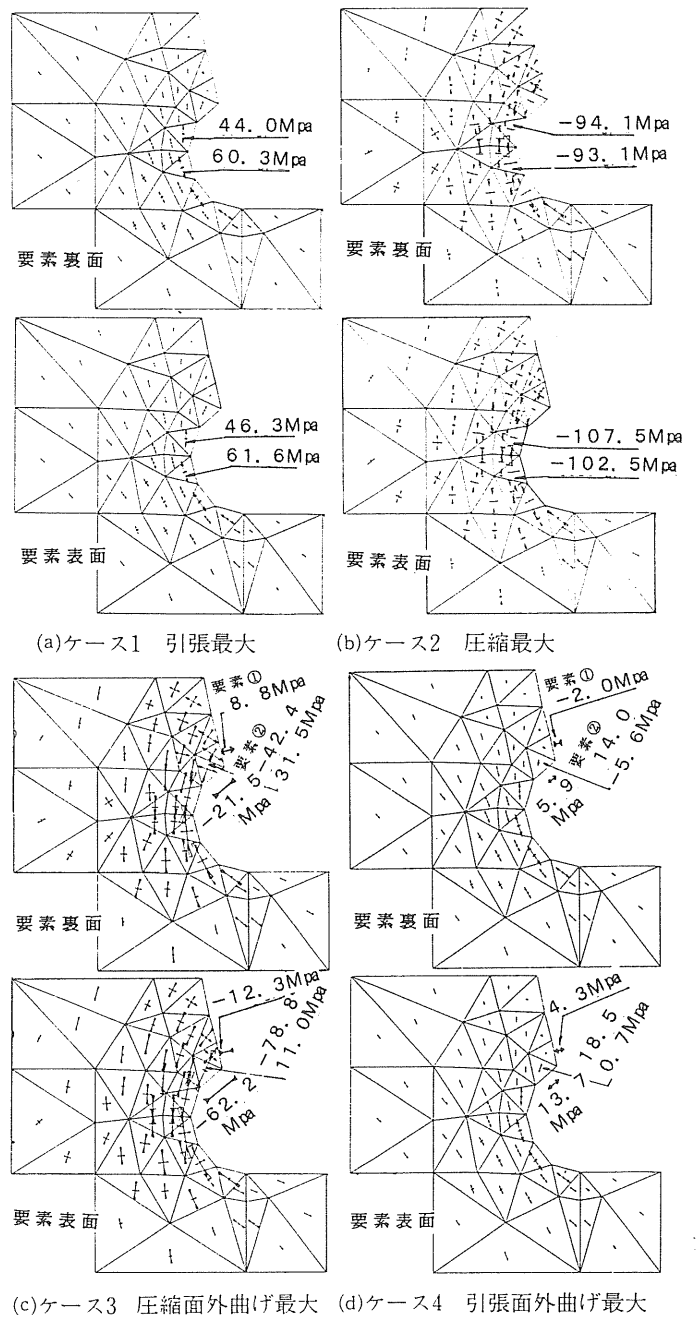


図 5. 11 100kN 輪荷重による応力図

4. スカーラップ部の表裏の主応力の差に着目した場合、その載荷位置と応力の関係は、横断方向でトラフリブ片側ウェブ直上、橋軸方向では横リブから 650mm 離れた位置で最大値となる。また、横リブ直上では 0 となる (図 5.8)。

5. 輪荷重 100kN を載荷した場合、スカーラップの接線に平行方向の応力のウェブの表裏の差は最大 40.7Mpa となる (図 5.11、表 5.3)。

6. 横リブとトラフリブの接合部である要素①のトラフリブウェブ直角方向応力は、一様な引張、圧縮応力でなく偶力のモードが卓越している (図 5.10、表 5.4)。

7. 輪荷重として集中荷重と分布荷重 (ともに 100kN) を載荷した場合の相違は、引張応力最大のケースで集中荷重の 110.8Mpa に対して分布荷重の 96.3Mpa (図 5.6、ケース 5)、圧縮応力最大のケースで集中荷重の 205.1Mpa に対して分布荷重の 137.8Mpa、(図 5.6、ケース 6) とそれぞれ最大応力が減少する。

### 5.3 疲労試験

疲労試験は横リブとトラフリブの交差部に働く応力方向 (図 5.1) ごとにモデル化した部分試験体より行った。疲労試験の対象とした構造は一般型と変更型であり、両者を比較することにより変更型の疲労特性を評価する。

部分試験体による疲労試験では、試験体の形状と載荷方法を選択した段階で亀裂の発生位置がほぼ特定され、この条件設定が実験結果の良否を決定することが多い。このためモード II の試験体では試験体の FEM 解析を行い、その形状を決定した。

通常、交差部に対しては設計上では静的荷重によるせん断力に対して照査されている。これに対して実際に起こる疲労破壊は亀裂発生点の局所的な応力状況に支配されるため、部材

表 5.2 スカーラップ A の最大応力振幅 (Mpa)

載荷状態		Uリブウェブ直上		反対側ウェブ直上		応力振幅	
輪荷重載荷ケース		ケース 2		ケース 1			
着目要素		③要素	④要素	③要素	④要素	③要素	④要素
輪荷重 (100kN) による応力	裏面	-94.1	-93.1	44.0	60.3	138.1	153.4
	表面	-107.5	-102.5	46.3	61.6	153.8	164.1
集中荷重 100kN における最大応力度		-178.4	-167.2	59.5	75.7	237.9	242.9

※主応力の傾きは図-11 参照

表 5.3 要素②面内曲げ応力度 (Mpa)

載荷状態		Uリブウェブ直上		反対側ウェブ直上	
輪荷重載荷ケース		ケース 3		ケース 4	
着目応力成分		スカーラップ接線に平行方向	最小主応力方向	スカーラップ接線に平行方向	最大主応力方向
輪荷重 (100kN) による応力	裏面	-21.5	-42.4	5.9	14.0
	表面	-62.2	-78.8	13.7	18.5
裏表の差		40.7	36.4	7.8	4.5

表 5.4 要素①応力度 (Mpa)

載荷状態		Uリブウェブ直上		反対側ウェブ直上	
載荷ケース		ケース 3		ケース 4	
輪荷重 (100kN) による応力	裏面	8.8		-2.0	
	表面	-12.3		4.3	
近傍の縦リブの主応力範囲		-40.8 ~ 32.2		-9.7 ~ 10.7	

としてのせん断モードは局部の引張圧縮や曲げに変換して考える必要がある。よって、モードIIの着目位置は、せん断力の作用する交差部のすみ肉溶接部ではなく、一般型では切欠き部のスカーラップ近傍、変更型ではパッチプレートと横リブウェブのすみ肉溶接ビード止端を想定した。

### 5. 3. 1 試験概要

モードIの概念および試験体を図5.12に示す。モードIはトラフリブウェブに直角方向の応力に対するもので、トラフリブウェブを想定した底板(6mm)に横リブウェブに対応する立板(9mm)が前面すみ肉溶接で付けられたものである。底板と試験機の取付けボルト間隔(ワッシャー端の間隔)はトラフリブの折れ曲り位置からデッキプレートまでの距離と同じように設定した。

一般型のスカーラップはトラフリブと横リブウェブの密着の確保が難しいこともあることを考慮して、底板と立板のギャップを0、1、3mmの3種類とした。溶接サイズは標準6mmとし、ギャップ3mmのものに対してのみギャップの量だけ増し盛したサイズ9mmを加え4種類の組合せとした。

試験体の製作においては実橋の拘束条件に近い状態を再現するために、底板と立板のギャップを確保したまま拘束し、仮付け溶接せずに、水平姿勢によりすみ肉溶接を施工した。

モードIIの概念および試験体を図5.13に示す。モードIIはトラフリブウェブに平行方向の応力に対するもので、スカーラップおよびパッチプレート近傍をモデル化したものである。底板(25mm)に横リブウェブを想定した立板

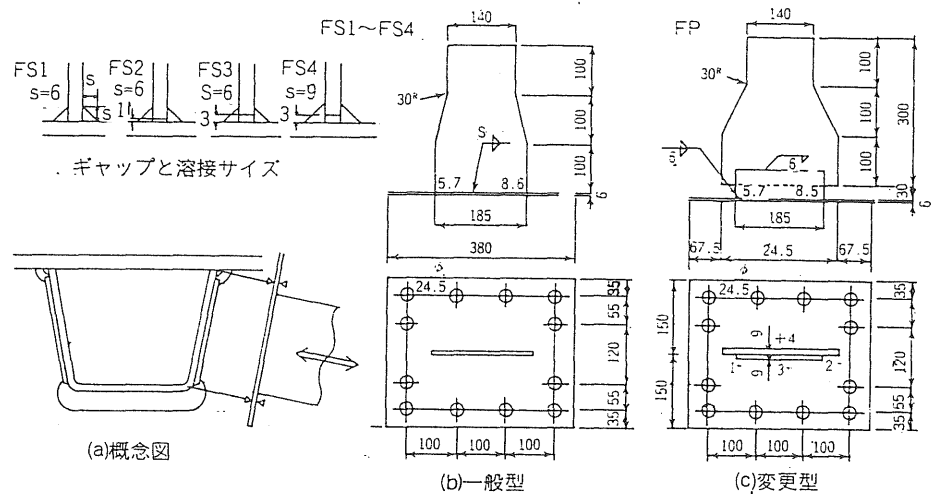


図 5.12 モード I 試験体

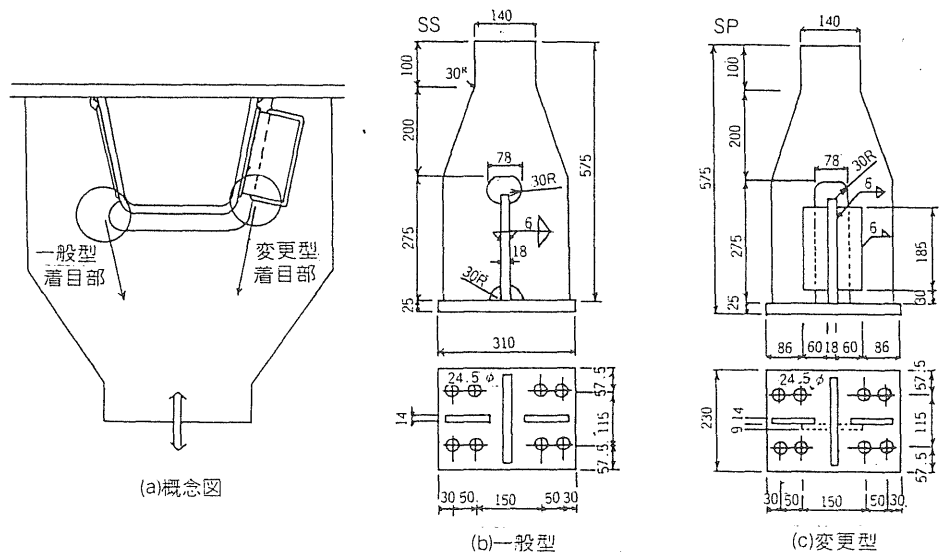


図 5.13 モード II 試験体

(14mm)、トラフリブを想定した割込み板(18mm)で構成され、立板と割込み板は底板に完全溶込みで溶接されている。また、変更型にはパッチプレート(9mm)が付いている。

モードⅢの概念および試験体を図 5.14 に示す。モードⅢは横リブウェブの面外方向の曲

げ応力に対するものである。横リブウェブである底板(9mm)にトラフリブを想定した、貫通した立て板(9mm)で底板の面外方向に載荷する。面外変形に対するウェブの局部的な曲げ剛度の影響を検討するために、図 5.14 のL寸法を一般型では 50, 90mm、また変更型では 50, 70, 90mm となるようにパッチプレートの長さを変化させた。

なお、モードⅠ～Ⅲの全ての試験体の鋼材はSS400を使用した。

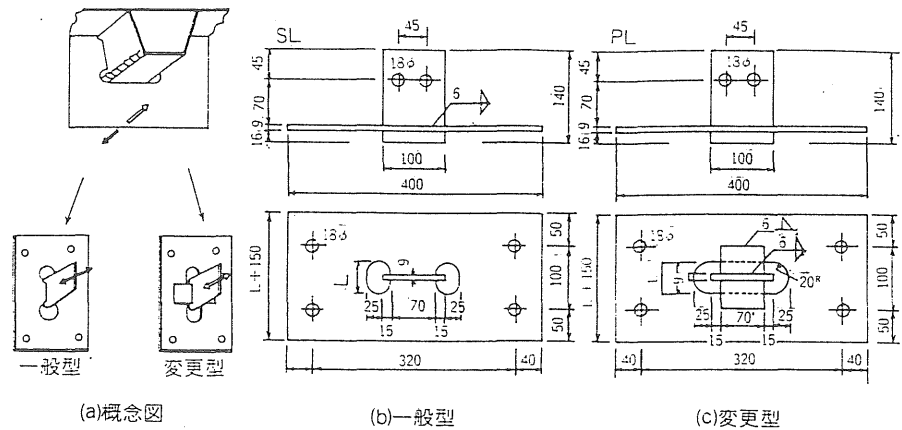


図 5.14 モードⅢ試験体

### 5.3.2 試験結果および考察

図 5.15、5.16、5.18 に試験結果を示す。縦軸の応力範囲は立板(モードⅠ、Ⅱは横リブ、モードⅢは縦リブに相当)の公称応力範囲である。

#### (1) モードⅠ試験体

モードⅠ(図 5.15、表 5.5)では立板の公称応力範囲 11.8~58.8Mpa で試験を行った。一般型ではギャップ、すみ肉溶接サイズを変化させて試験を行ったが、結果的には破壊は全て底板で生じており、これらの条件の違いによる有意差は見られなかった。また、一般型と変更型の疲労強度は、変更型のほうがやや低い値を示しているものの、ほぼ同程度の疲労強度を示している。これは、トラフリブウェブに相当する底板が 6mm と薄く、いわゆる周辺固定板に対して直角に働く力には極めて弱いことを示している。同様に試験体がこのような構造であるために後述する歪みの実測結果の、公称応力とホットスポット応力の関係はかなりバラツキをもつ結果となった。

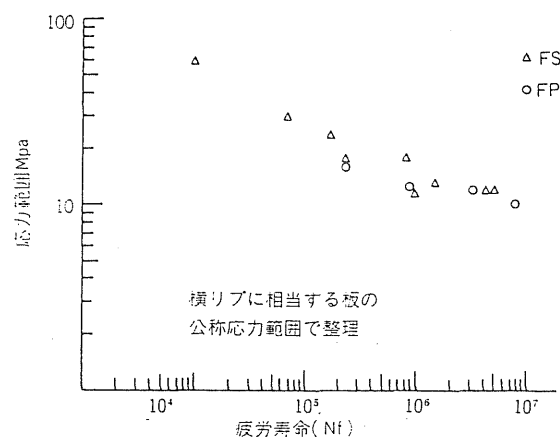


図 5.15 モードⅠ試験体の疲労強度



表 5.5 モードⅡ試験体疲労試験結果

試験体名	載荷荷重 (kN)	荷重振幅 (kN)	破断までの繰返し数 (回)	①公称応力 (Mpa)	底板の応力 (Mpa)									立板の応力 (Mpa)					④ / ①	② / ①
					② 廻し部			③ 中央部			④ 平均			④				④ / ①		
					1	2	平均	3	4	平均	5	6	7	8	平均					
一般型	FS13	3.9~29.4	29.4	247190	17.7	265	156	210	202	164	183	57	60	55	23	49	2.77	11.95		
	FS14	3.9~19.6	19.6	>5150000	11.8	26	25	26	40	44	42	53	40	15	29	34	2.95	2.20		
	再	3.9~29.4	29.4	839000	17.7	117	98	107	128	111	120	68	54	31	51	51	2.19	6.10		
	FS21	3.9~98.1	98.1	約10000	58.8	252	256	254	274	253	264	94	106	97	95	98	1.67	4.32		
	FS22	3.9~29.4	29.4	226190	17.7	208	153	181	223	163	193	69	61	43	44	54	3.08	10.26		
	FS23	3.9~19.6	19.6	4832350	11.8	116	72	94	86	80	83	46	46	31	30	38	3.26	8.08		
	FS24	3.9~21.6	21.6	1430000	12.9	151	113	132	171	105	138	32	35	47	54	42	3.25	10.21		
	FS31	9.8~49.0	49.0	約70000	29.4	467	287	377	-	-	-	70	83	-	-	77	2.61	12.82		
	FS32	3.9~29.4	29.4	234320	17.7	219	153	186	190	-	190	54	69	40	43	51	2.93	10.55		
	FS33	3.9~19.6	19.6	1026870	11.8	105	78	91	105	98	102	50	34	30	17	33	2.81	7.79		
	FS34	3.9~21.6	21.6	1539000	12.9	131	96	114	150	107	128	41	41	41	33	39	3.03	8.81		
	FS41	3.9~39.2	39.2	約170000	23.5	254	162	208	265	178	222	75	61	67	62	66	2.82	8.85		
	FS43	3.9~19.6	19.6	3850000	11.8	66	49	57	88	-	88	44	36	27	30	34	2.91	4.91		
	変更型	FP1	3.9~23.5	19.6	>6750000	11	14	11	12	-3	29	-16	-21	-29	39	36	-25	38	1.10	-2.18
再		3.9~25.5	25.6	>8610000	15	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
FP2		3.9~29.4	29.5	861820	17	64	44	54	58	33	46	-21	-24	63	53	-23	58	3.08	-1.32	3.33
FP3		3.9~25.5	25.6	3288700	15	95	37	66	54	49	52	-	-20	53	60	-20	56	4.33	-1.95	3.70
FP4		3.9~37.3	33.4	248000	20	156	72	114	163	115	139	-58	-66	59	43	-62	51	5.71	-3.11	2.58

変更型は一般型に比べて立板と底板の間にパッチプレートの前面および側面すみ肉溶接が余分に存在し、そのぶんアンダーカット等の溶接欠陥が存在する可能性が多くなる。しかし、実験結果では良好な溶接である場合にはこの部分が疲労上の弱点とならないことを示している。また、変更型には、パッチプレートの偏心による2次応力が発生し、一般型よりも疲労強度が劣るように思われるが、実際はこれらの影響はなく、底板部の疲労強度により決まっている。

200万回の疲労強度は約11Mpa程度であり、公称応力と実応力の関係は次のとおりとなる。表5.5に一般型と変更型における歪み測定結果を示す。一般型においては、立板自体の公称(平均)応力と端部の応力集中係数は1.67~3.26(表5.5:④/①)とばらついているが、約3倍程度、公称応力と底板の亀裂発生点の応力は2.20~11.95倍(表5.5:②/①)と大きくばらついているが約9倍程度と非常に大雑把に把握し、後述の解析との比較の目安とした。このようなばらつきの要因として、底板での実測応力は最大値で467Mpaと降伏点を超える値も測定されていることなどが考えられる。変更型では、パッチプレートの偏心により、パッチプレート底板側では偶力によるモーメントにより公称応力に対して-1.95~-3.11(表5.5:④/①)、2.58~3.70倍(表5.5:⑤/①)で立板の片面が引張、圧縮と異なった応力範囲となっている。ところが、亀裂の発生している底板では、板厚が薄いために偶力を吸収し、すべて引張応力となり、公称応力の3~5倍(表5.5:②/①)程度の応力が生じている。このように底板の応力は高く、疲労亀裂は全て底板のまわし溶接の外側に生じている。一般型の試験体の前面すみ肉溶接の溶け込み状況は、ギャップ3mmの場合、ギャップのために立板のこば面がかなり溶けており、実際ののど厚はギャップの無いものより大きくなっている。

ルート破壊する条件での荷重伝達型リブ十字すみ肉溶接のギャップと疲労強度の関係では、

ギャップが大きい場合のほうが疲労強度が向上する。これは、ルートから亀裂が発生する場合両面のすみ肉溶接に挟まれた未溶着部分の形状が、ギャップが狭い場合の方がよりシャープになるためと考えられる。本章の実験では、底板から亀裂が発生したこと、および水平姿勢で良好な溶接が行なわれたことにより、ギャップによる有意差は見られなかった。

## (2) モードⅡ試験体

モードⅡ (図 5.16、表 5.6) では横リブに相当する立板の公称応力範囲は 56.0 ~ 136.5Mpa で試験を行った。疲労上の考慮すべき項目は、構造的なものとして、一般型ではスカーラップでの応力集中、変更型ではスカーラップでの応力集中およびパッチプレートにより偏心をもつことである。試験体の FEM 解析による応力の分布を図 5.17 に示す。

一般型の応力集中係数は公称応力の 2.95、変更型のパッチプレート前面で 2.61 となっている。一方、強度の面から見ると一般型のスカーラップはガス切断されたままの切断面の疲労強度、変更型は前面すみ肉溶接、およびパッチプレートの廻し溶接部のいずれかのうち弱い方で強度が決まることになる。この結果、一般型はガス切断されたままの切断面のスカーラップ部で、試験体の幅が最も狭くなっている部分が疲労亀裂の起点となり、応力と直角方向 (底板と平行方向) に亀裂が進展している。また、変更型ではパッチプレートの廻し溶接部およびその近傍の溶接止端部より疲労亀裂が発生し、一般型と同様に応力と直角方向でパッチプレートに沿って亀裂が進展している。

200 万回の疲労強度を公称応力で比較すると一般型は 108Mpa、変更型では 58~70Mpa であり、このときのホットスポット応力は試験体の解析

表 5.6 モードⅡ試験体の疲労試験結果

試験体名	荷重範囲 (kN)	荷重振幅 (kN)	繰返し数 (回)	応力振幅 (Mpa)	
一般型 (SS)	1	9.8~304.0	294.2	約100000	10.5
	再	19.6~402.1	382.5	386000	13.7
	2	19.6~353.0	333.4	829000	11.9
	4	19.6~304.0	284.4	>10000000	10.2
変更型 (SP)	1	19.6~353.0	333.4	135670	11.9
	2	19.6~176.5	156.9	6977000	5.6
	3	19.6~215.7	196.1	959000	7.0
	4	19.6~304.0	284.4	230240	10.2

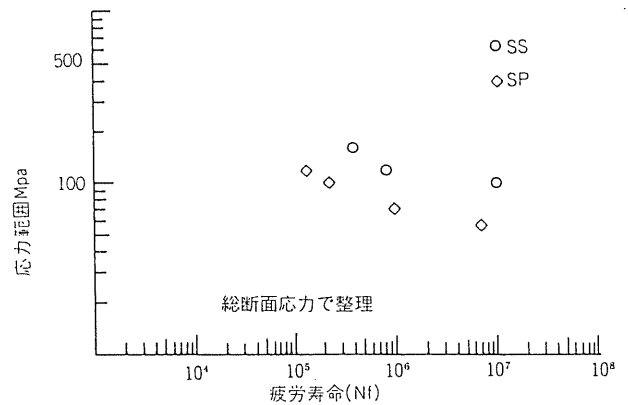


図 5.16 モードⅡ試験体の疲労強度

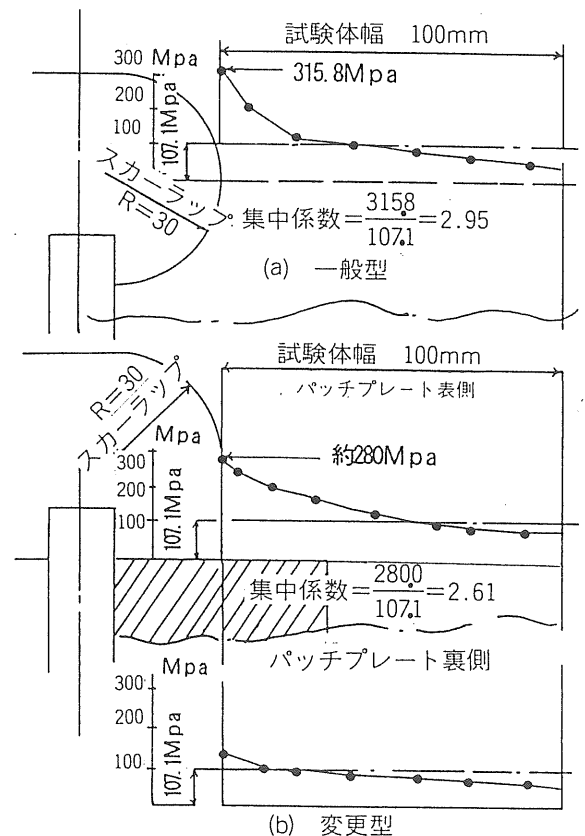


図 5.17 モードⅡ試験体 応力集中解析結果

結果 (図 5.17) によれば、一般型で  $108 \times 2.95 = 319\text{Mpa}$ 、変更型では  $64 \times 2.61 = 167\text{Mpa}$  に相当する。また、歪み実測結果によると一般型で 320~420Mpa となっている。

このように変更型は一般型に比べ、構造的に不利であるにもかかわらず、変更型は一般型の 55~60%程度の疲労強度を確保できることが確認できた。

### (3) モードⅢ試験体

モードⅢ (図 5.18、表 5.7) は縦リブに相当する立板の公称応力 8.0~18.6Mpa の応力範囲で試験を行った。このモードの疲労亀裂は、一般型においては立板と底板の溶接止端部、変更型では取り付け板と底板の廻し溶接止端部から疲労亀裂が発生している。また、一般型と変更型の疲労強度に有意差は見られず、200万回の疲労強度は公称応力で 8Mpa 程度となっている。

図 5.14 の横リブに相当する底板の応力は、モードⅢの各種類ごとの試験体それぞれ 1 体ずつ歪みの測定を行い、その他の試験体では公称応力に線形比例させて求めた。これらの結果より一般型では亀裂発生点のホットスポット応力は公称応力の 15.4 倍、変更型では 25 倍となり、200 万回疲労強度の公称応力 8Mpa にたいして、一般型では 123Mpa、変更型では 200Mpa が発生していることになる。

一般型と変更型の変形特性を比較するために、荷重範囲による変位の測定結果 (表 5.7) を図 5.19 に示す、また図中の\*印は推測値を示す。一般型 (LS5 : L=50mm、LS9 : L=90mm) は変更型 (PS5 : L=50mm、PS7 : L=70mm、PS9 : L=90mm) に比べ 1.5 倍程変位が大きくなっている。これは変更型ではパッチプレートにより剛度が大きくなるためと思われる。実際の構造ではスカーラップの詳細構造によらず、横リブウェブの面外方向の変形量は橋梁自体の構

表 5.7 モードⅢ試験体疲労試験結果

試験体名		荷重 (kN)	荷重振幅 (kN)	繰返し数 (回)	応力振幅 (Mpa)	変位測定結果 (mm) 0内は推定値	底板の応力 (Mpa)
変	PL 20	1	-3.9~3.9	7.8	800000	12.4	(1.5)
		2	-4.9~4.9	9.8	290000	15.5	(1.88)
		3	-2.0~2.0	5.1	2045000	8.1	0.98
		4	-3.1~3.1	6.3	840000	10.0	1.20
更	PL 30	1	-3.9~3.9	7.8	638000	12.5	(1.62)
		2	-3.1~3.1	6.3	1133000	10.0	(1.29)
		3	-4.9~4.9	9.8	103000	15.5	2.19
		4	-2.0~2.0	5.1	1414000	8.1	0.96
型	PL 40	1	-3.9~3.9	7.8	640000	12.5	(1.60)
		2	-3.1~3.1	6.3	703000	10.0	1.37
		3	-2.5~2.5	5.1	897000	8.1	1.04
		4	-2.0~2.0	3.9	3075000	6.2	0.75
一	SL 20	1	-5.9~5.9	11.8	330000	18.6	(3.18)
		2	-3.9~3.9	7.8	1036000	12.5	(2.12)
		3	-3.1~3.1	6.3	2322000	10.0	(1.70)
		4	-2.5~2.5	5.1	3080000	8.0	1.38
般	SL 40	1	-3.9~3.9	7.8	1401000	12.5	1.94
		2	-3.1~3.1	6.3	2131000	10.0	(2.57)
		3	-4.9~4.9	9.8	750000	15.6	3.12
		4	-2.5~2.5	5.1	6594000	8.0	1.21
型	SL 40	1	-3.9~3.9	7.8	1401000	12.5	(2.57)
		2	-3.1~3.1	6.3	2131000	10.0	2.10
		3	-4.9~4.9	9.8	750000	15.6	3.12
		4	-2.5~2.5	5.1	6594000	8.0	1.21

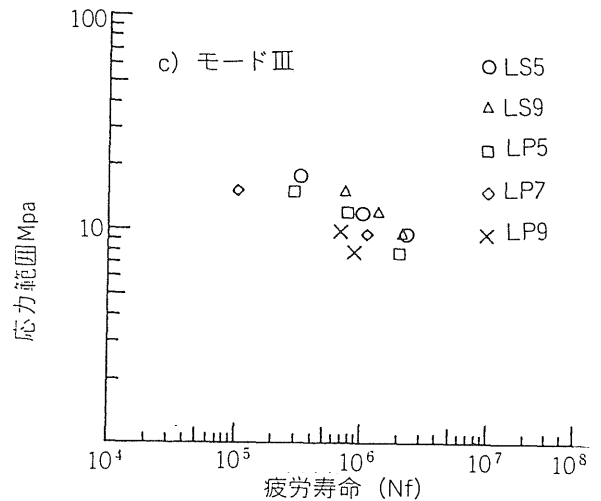


図 5.18 モードⅢ試験体の疲労強度

造特性で決まっており、この変形量が構造詳細に影響を及ぼすという、いわゆる外力を変位制御的なものと考えたためである。ここで変位がある一定値と考えた場合、図 5.19 に示すように、変更型の公称応力は一般型の公称応力の 1/1.5 倍に相当することになる。

### 5.3.3 実験のまとめ

以上のように一般型および変更型スカーラップの疲労強度上の問題点を部分試験体により実験的に検討した。

その結果を整理すると以下の通りである。

1. モード I では一般型と変更型の疲労強度に有意差は見られない。また、横リブに相当する立板では、一般型は引張応力が、変更型はパッチプレートの偏心のために片面引張、片面圧縮の偶力が生じている。しかし、トラフリブのウェブに相当する部分が疲労強度を決めるため、上記応力状況および接合部のギャップは疲労強度に影響を与えない。
2. モード II の変更型は構造的に劣っているにも関わらず、一般型に比べ 55~60%の疲労強度は確保できることを確認できた。亀裂は一般型ではスカーラップ部、変更型ではパッチプレート溶接部前面より発生した。
3. モード III では一般型と変更型の疲労強度に有意差は見られない。また、一般型では縦リブと横リブの溶接止端部、変更型ではパッチプレートと横リブの溶接止端部に相当する位置が疲労上の弱点となっており、亀裂の発生位置は異なるが疲労強度は同程度となっている。ただし、もしも構造系の特性により外力が変位制御で与えられるとしても、変更型は一般型の 1/1.5 約 70%程度の疲労強度を確保できることを確認した。

### 5.4 実験と解析の関連

一般型について実験と解析を対応づけると以下のようなになる。なお、解析は一般型についてのみ行っている。実験のそれぞれのモードに対応する解析の着目要素は次の通りである。

- モード I - 要素①：トラフリブウェブに直角方向の応力
- モード II - 要素④：トラフリブウェブに平行方向の応力
- モード III - 要素②：横リブウェブの面外方向の曲げ応力

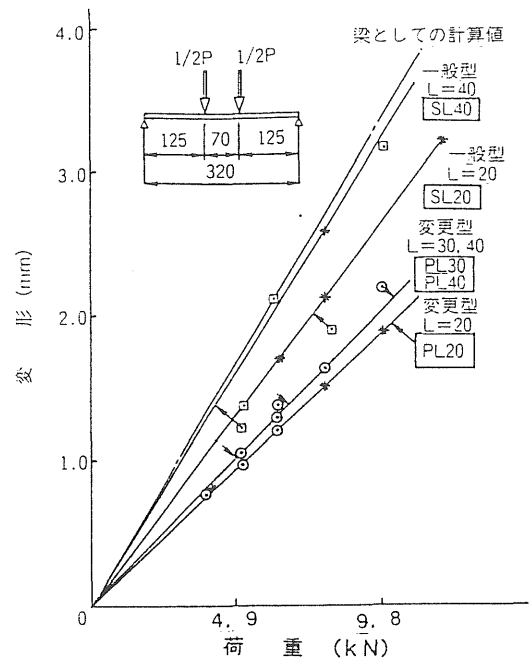


図 5.19 モード III 試験体変位図

表 5.8 に実験と解析の結果をまとめて示す。

モードⅠは実験では横リブからトラフリブウェブに引張荷重が作用するモードを想定したが、解析結果からは偶力モードが卓越することがわかった。しかし、一般型と同時にに行った変更型の実験はパッチプレートの偏心により偶力モードとなり、疲労強度は一般型と変わらないことが確認されている。また、モードⅠのホットスポットの応力は前述のようにバラツキが大きく概略の値である。

モードⅡのホットスポットの応力は実測値で応力換算で降伏点を超える値となっているが、現実的にはほぼ降伏点と言う意味で解析値の 319Mpa を表示した。

200 万回疲労強度と応力解析の結果よりモードⅠ、モードⅢでは発生応力は疲労強度の約 1/3、モードⅡで約 1/2 の結果となり、それぞれ単独で 200 万回疲労強度の許容値を超える結果は得られなかった。

## 5. 5 まとめ

実験および解析の結果は次の通り整理できる。

1. モードⅠ～モードⅢのような応力成分ごとにモデル化した部分試験体により、変更型スカーラップの疲労特性を一般型スカーラップと比較した。変更型スカーラップの疲労強度はモードⅠで一般型スカーラップと有意差はなく、モードⅡで一般型の 55～60%の、モードⅢの外力が変位制御で与えられるとすると一般型の約 70%程度の疲労強度を有することが確認することができた。
2. 一般型スカーラップに対しては、実験で想定した各モードの応力振幅レベルを構造モデルの数値解析により検討し、実験結果の疲労強度と比較できた。

表 5.8 実験と解析のまとめ

	一般型 実験結果		解 析	
	横リブ相当	縦リブ相当	横リブ応力	縦リブ応力
モードⅠ	実験公称応力振幅 11.8～58.8 Mpa 200万回疲労強度 (公称) 11 Mpa		集中荷重 —	—
	ホットスポット応力 ( $\alpha$ =約3とすると) 約 33 Mpa	ホットスポット応力 ( $\alpha$ =約9とすると) 約 99 Mpa	輪荷重 発生応力 -12.1～8.6 Mpa	発生応力 -40.0～30.4 Mpa
モードⅡ	横リブ相当		横リブ	
	公称応力振幅 101～137 Mpa 200万回疲労強度(公称) 108 Mpa ホットスポット応力 ( $\alpha$ =2.95とすると) 319 Mpa		集中荷重 応力振幅 約 235 Mpa	輪荷重 応力振幅 160 Mpa
モードⅢ	縦リブ相当	横リブ相当	横リブ	
	公称応力振幅 6.1～ 18.6 Mpa 200万回疲労強度 8 Mpa	( $\alpha$ =15とすると) ホットスポット応力 応力振幅 120 Mpa	集中荷重 応力振幅 35.7 Mpa	輪荷重 応力振幅 39.9 Mpa

応力集中係数を $\alpha$ とする

# 第6章 鋼床版縦リブの縦ビード溶接継手

## －片面すみ肉リブ十字継手－

### 6.1 はじめに

トラス部材・端ダイヤフムのフランジ・ウェブへの接合や鋼床版・トラフリブのデッキプレートへの接合には、それらの形状や製作手順の関係から片面からのみの溶接、いわゆる片面すみ肉溶接を用いるのが一般的である（図6.1参照）。

トラス部材・中間ダイヤフラムの溶接接合部などの一般的な両面すみ肉リブ十字溶接継手については、数多くの疲労試験が行われており、それらの結果は各種疲労設計基準類に反映され、疲労設計に用いるべき疲労強度曲線が示されている。しかし、片面すみ肉リブ十字溶接継手の疲労強度について不明な点が多く、その疲労強度曲線を規定した疲労設計基準類は少ない<sup>26)</sup>。

本研究では、片面すみ肉リブ十字溶接継手の疲労強度ならびにこれと両面すみ肉リブ十字溶接継手との相違を明らかとすることを目的とし、モデル試験体の曲げ疲労試験、引張疲労試験、有限要素応力解析および疲労亀裂進展解析を行った。

また、両面すみ肉リブ十字溶接継手の疲労強度がどの厚一定下で主板の厚さが増すにしたがって低下することは、いくつかの研究<sup>27)</sup>により確かめられており、この事実はJSSC指針<sup>17)</sup>をはじめとする各国の疲労設計基準類に反映されている。しかしながら、片面すみ肉リブ十字溶接継手の疲労強度に対する板厚の影響については不明である。そこで、本研究では片面すみ肉リブ十字溶接継手の板厚効果および両面すみ肉リブ十字溶接継手との相違についても、有限要素応力解析、疲労亀裂進展解析を行うことにより検討した。

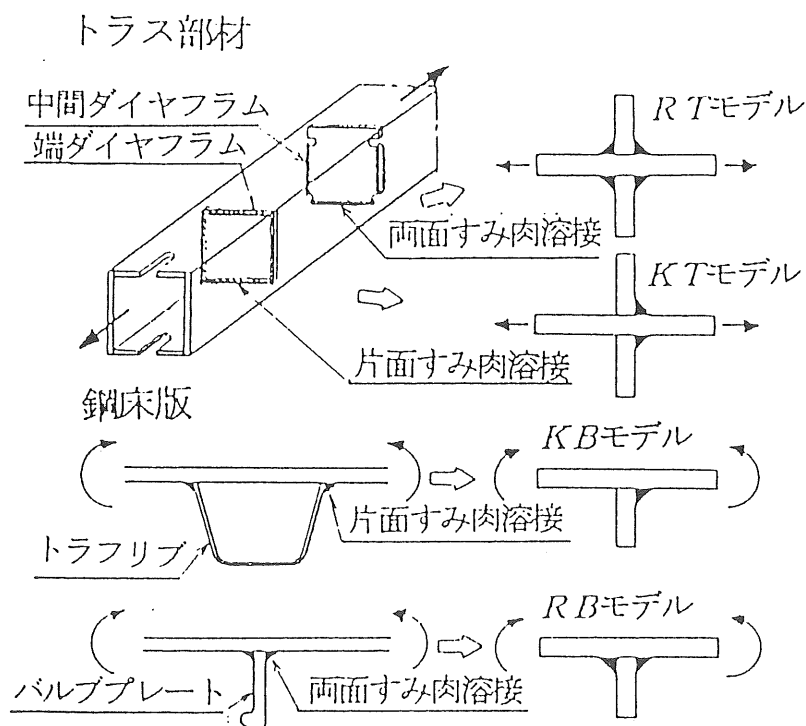


図 6.1 対象部位とモデル化

表 6.1 供試鋼材の機械的性質、化学成分

鋼材	板厚	降伏点	引張強さ	伸び
SS400	12 mm	279 N/mm <sup>2</sup>	438 N/mm <sup>2</sup>	31 %
化学成分 (%)				
<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>P</i>	<i>S</i>
X 100			X1000	
15	18	64	20	7

## 6. 2 疲労試験

### 6. 2. 1 試験体

供試鋼材はSS400であり、その機械的性質および化学成分を表6.1に示す。疲労試験には図6.2示すようなKB、RB、KT、RTの4種類の試験体を用いた。KBとRB試験体は、板曲げを受ける片面すみ肉溶接継手と両面すみ肉溶接継手をモデル化したものである。同様に、KTとRT試験体は、軸方向力を受ける片面すみ肉溶接継手と両面すみ肉溶接継手をモデル化したものである。KBとRB、KTとRTの相違は、溶接が片面のみか両面であるかだけであり、主板厚、リブ板厚、溶接方法、溶接サイズなど、他の条件はまったく同じである。各試験体の溶接は、フラックスコールドワイヤーMX-200(1.2φ)を用いて水平姿勢のCO<sub>2</sub>自動溶接法で行った。その際の溶接電流は280A、電圧は38V、速度は57cm/minとした。この条件はすべての試験体で同じである。また、溶接止端部の形状を知るために、印象材を用いて型どりを行い溶接止端部の曲率半径 $\rho$ およびフランク角 $\theta$ を測定し、解析に反映させた。

### 6. 2. 2 疲労試験方法

曲げ疲労試験は、荷重能力±100kNの電気油圧サーボ試験機を用いて行った。荷重方法は、図6.3に示すように荷重点間距離80mm、支点間距離200mmとした4点曲げ荷重で行った。その際、下限荷重は1.0kNとし、上限荷重は、10.5kN、12.5kN、15.0kN、18.0kNとした。その際の繰返し速度はそれぞれ6Hz、6Hz、3Hz、2Hzとした。引張疲労試験は、荷重能力±500kNの油圧サーボ試験装置を用いて行った。荷重方法は、下限荷重を10kN、上限荷重を170kN、210kN、250kNとした部分片

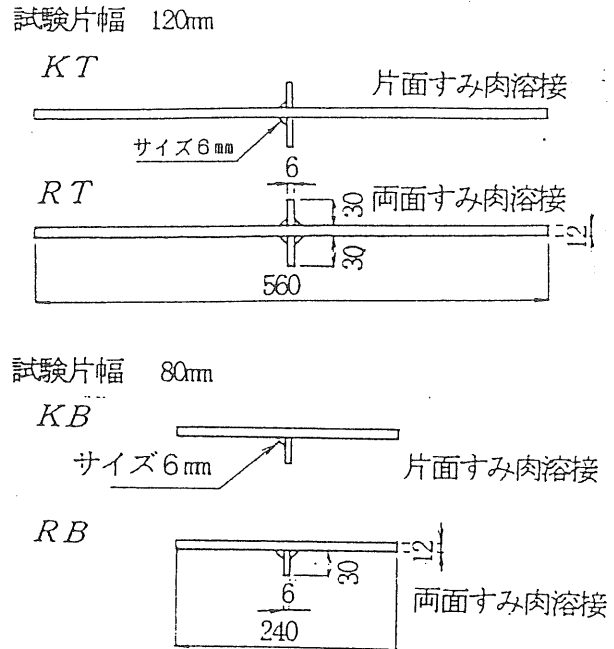


図 6.2 疲労試験体形状

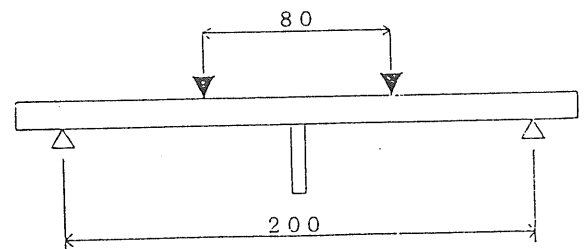


図 6.3 曲げ疲労試験荷重状況

振り引張である。その際の繰り返し速度は、それぞれ15Hz、15Hz、8Hzとした。

### 6. 2. 3 疲労試験結果

疲労試験により得られた応力範囲と疲労寿命の関係を図6. 4に示す。なお、縦軸の応力範囲は引張試験においては荷重を主板の断面積で除した公称応力を、曲げ試験においては純曲げにより生じる主

板表面の公称引張り応力を基準としている。疲労亀裂の発生位置は、曲げおよび引張試験の何れにおいても同じであり、両面すみ肉試験体においては溶接止端であった。一方片面すみ肉試験体においては、疲労亀裂の起点として溶接止端部と溶接ルート部が考えられるが、本実験で観察された疲労亀裂はすべて溶接ルート部を起点としたものであった。

曲げ疲労試験における、片面すみ肉溶接と両面すみ肉溶接の疲労強度は同程度であり、200万回疲労強度はいずれも170Mpa程度であった。引張疲労試験の200万回疲労強度は、片面、両面共に138Mpaの疲労強度であり、200万回を超える領域では、片面すみ肉溶接が両面すみ肉の疲労強度を上回っている。また、片面すみ肉、両面すみ肉溶接のいずれにおいても曲げ疲労強度は引張疲労強度よりも25%程度高くなっている。

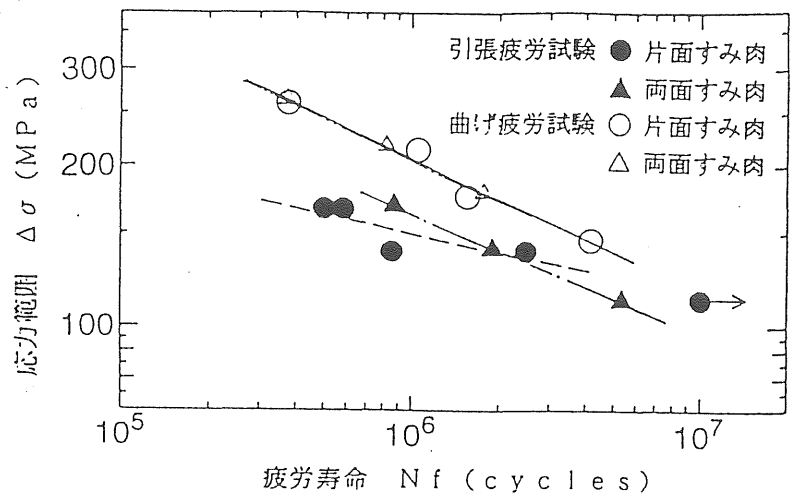


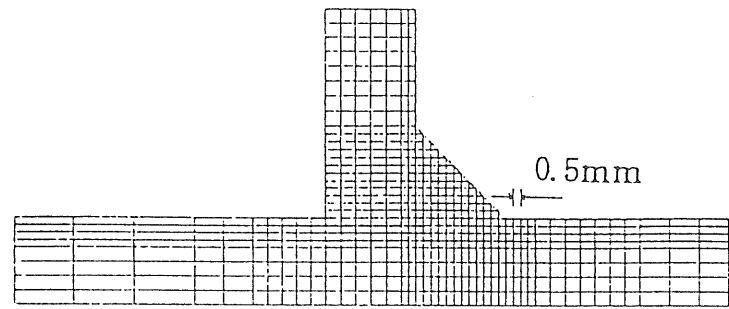
図 6. 4 疲労試験結果 S-N線

## 6. 3 応力解析と疲労亀裂進展解析

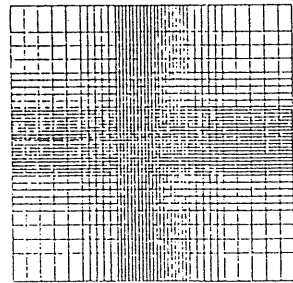
### 6. 3. 1 応力解析

解析モデルは、図6. 1に示すKB、RB、KT、RT、の4種類である。いずれのモデルも疲労試験に用いた試験体をモデル化したものであり、KB、RBモデルは疲労試験と同じく板曲げを受ける場合、KT、RTモデルは軸方向力を受ける場合を想定している。なお、各解析モデルの溶接止端部のフラック角は135°、曲率半径は0.5mmとした。これは、測定結果に基づいたものである。汎用有限要素応力解析ソフト (FEM5) を用い、平面ひずみ条件下で応力解析を行った。この解析では、試験体の対称性から、KBは全体モデル、RBは1/2モデル、KTは1/2モデル、RTは1/4モデルを解析モデルとし、まず溶接部全体を0.5mm程度の大きさにメッシュ分割し (一次メッシュ)、節点変位および各要素の応力を計算し、次に一次メッシュの溶接止端部近傍の一部を取り出して更に細分する (二次メッシュ)。この二次メッシュに、一次メッシュの解析で得られた節点変位を拘束条件として解析した。一次メッシュの最小メッシュ幅は0.5mm、二次メッシュは0.025mmとした。メッシュの分割例を図6. 5に示す。

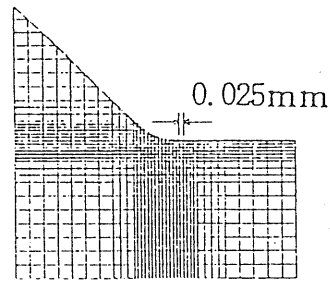




(a) 一次メッシュ



(b) 二次メッシュ(ルート部)



(c) 二次メッシュ(止端部)

図 6.5 メッシュ分割例

### 6. 3. 2 応力解析結果

板曲げを受ける、KB、RBモデルに対して有限要素応力解析を行うことにより得られた板厚方向の応力分布を図6.6に示す。KBモデルの溶接ルートにおける応力集中は溶接止端よりも高くなっているが、その領域は表面から0.03mm程度と非常に狭く、それより深い領域では両者の応力がほぼ一致している。また、KBモデルの溶接止端での応力は、RBモデルに比べて小さくなっている。

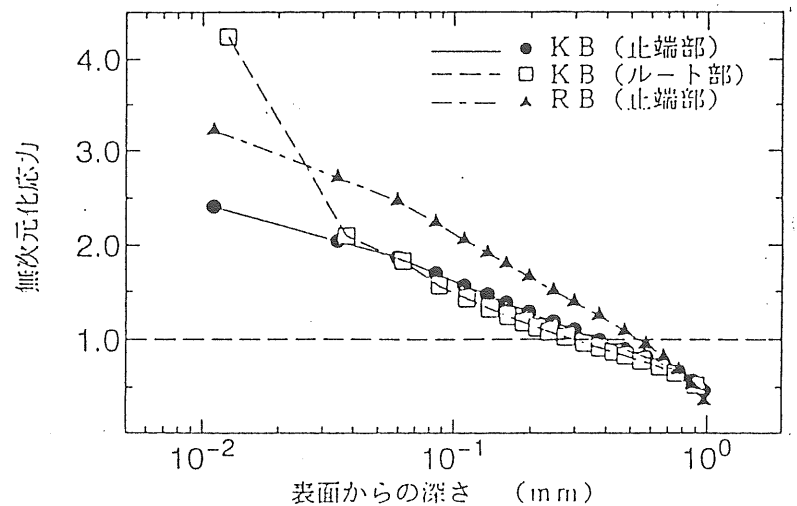


図 6.6 曲げモデルにおける板厚方向の応力分布

引張を受ける、KT、RTモデルの板厚方向の応力分布を図6.7に示す。KBモデルと同様KTモデルの溶接ルートにおける応力集中は溶接止端よりも高くなっているが、その領域は表面から0.03mm程度と非常に狭く、それより深い領域では両者の応力がほぼ一致している。また、KB、RBモデル同様、KTモデルの溶接止端での応力は、RTモデルに比べて小さくなっている。

### 6. 3. 3 疲労亀裂進展解析

疲労亀裂進展寿命の大半は、応力拡大係数範囲が小さく、疲労亀裂が小さい間に費やされる。したがって、疲労寿命は初期亀裂の寸法に著しい影響を受け、疲労亀裂の発生する位置に適切な寸法の初期亀裂の存在を仮定する必要がある。初期亀裂寸法の仮定においては、仮定した寸法の亀裂が形成されるまでの寿命が全寿命に非常に短いこと、そのような亀裂の進展速度が明らかになっていることの2つの条件から決めるのが合理的と考えられ、亀裂の深さとしては0.05~0.1mm程度が妥当と言われている<sup>93)</sup>。ここでは、曲げモデルにおいては初期亀裂を深さ0.05mm、長さ0.1mmの半円の表面亀裂とし、引張モデルにおいては初期亀裂を深さ0.1mm、長さ0.2mmの半円の表面亀裂とした。疲労亀裂進展速度表示式としては日本鋼構造協会疲労設計指針の平均設計曲線を用いた。応力拡大係数の算出方法、進展解析の手順などは文献<sup>92)</sup>と同じである。

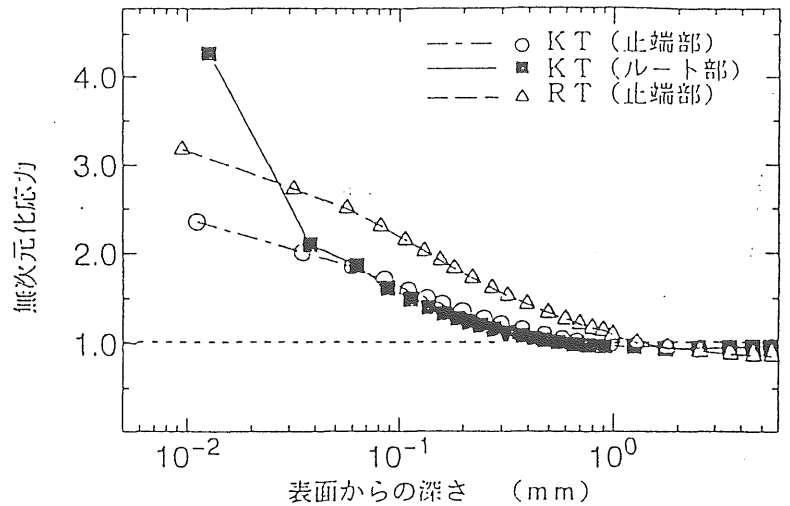


図 6.7 引張モデルにおける板厚方向の応力分布

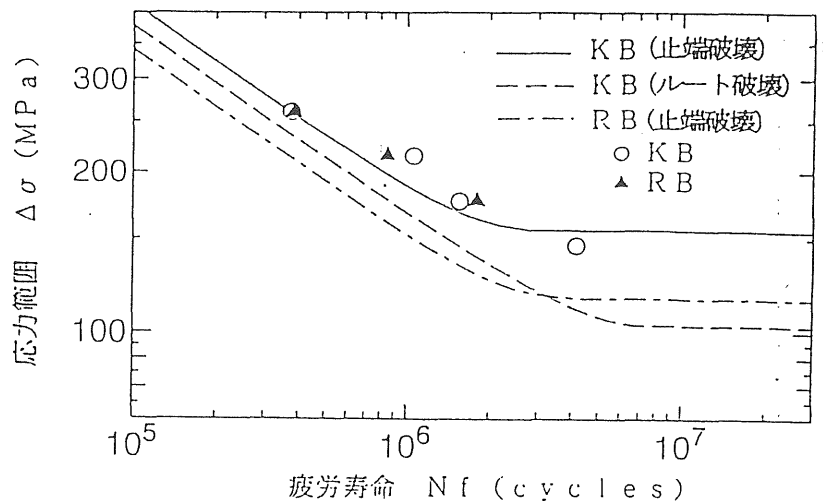


図 6.8 曲げ試験、実験および解析結果の疲労強度

### 6. 3. 4 進展解析結果

#### (1) 曲げモデル

KB、RBモデルに対して疲労亀裂進展解析を行うことにより得られた応力範囲と疲労寿命の関係を実験結果とともに図6.8に示す。KB試験体がルート破壊する場合の疲労強度は止端破壊する場合よりも低く、疲労試験においてルート破壊のみが生じたことと対応している。また、ルート破壊する場合のKBモデルの疲労強度は、RBモデルよりも若干高い。疲労亀裂進展解析により得られた50万回疲労強度、200万回疲労強度を表6.2に示す。RBモデル（止端部）に対しKBモデル（止

表 6.2 曲げモデル解析結果

解析モデル	50万回 疲労強度 (MPa)	200万回 疲労強度 (MPa)
KB (止端破壊)	234	158
KB (ルート破壊)	212	134
RB (止端破壊)	191	125

端部) の200万回の疲労強度は26%、KBモデル (ルート部) の200万回疲労強度は7%高くなっている。

以上の実験結果と解析結果から判断して、片面すみ肉溶接継手の疲労破壊はルートから生じ、その疲労強度は両面すみ肉溶接と比較して同程度あるいは若干高いと言える。

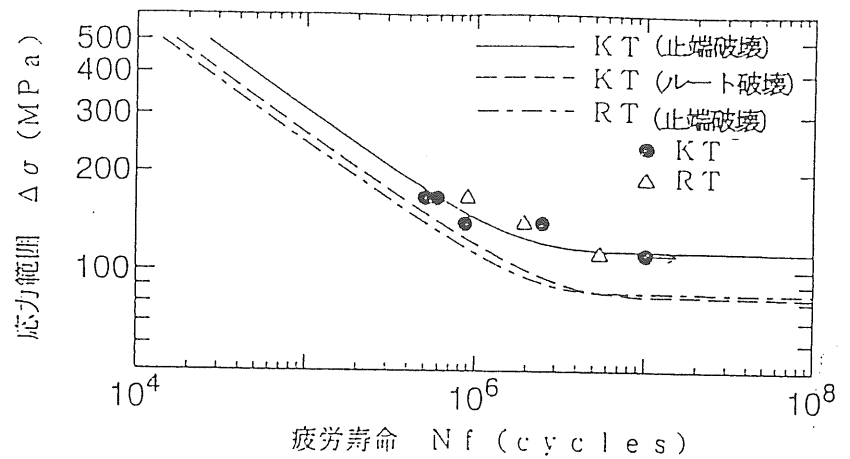


図 6.9 引張試験、実験および解析結果の疲労強度

## (2) 引張モデル

KT、RTモデルに対して疲労亀裂進展解析を行うことにより得られた応力範囲と疲労寿命の関係を実験結果とともに図6.9に示す。KT試験体がルート破壊する場合の疲労強度は止端破壊する場合よりも低く、疲労試験においてルート破壊のみが生じたことと対応している。また、ルート破壊する場合のKTモデルの疲労強度は、RTモデルよりも高い。疲労亀裂進展解析により得られた50万回疲労強度と200万回疲労強度を表6.3に示す。RTモデル (止端部) に対しKTモデル (止端部) の200万回疲労強度は32%、KTモデル (ルート部) の200万回疲労強度は5%高くなっている。

表 6.3 引張モデル解析結果

解析モデル	50万回 疲労強度 (MPa)	200万回 疲労強度 (MPa)
KT (止端破壊)	176	126
KT (ルート破壊)	149	100
RT (止端破壊)	139	95

以上の実験結果と解析結果から判断して片面すみ肉溶接継手の疲労破壊はルートから生じ、その疲労強度は両面すみ肉溶接と比較して同程度以上であると言える。

## 6. 4 疲労亀裂進展解析による板厚効果の検討

### 6. 4. 1 解析モデルと解析方法

解析モデルは、片面すみ肉溶接の9K9S5、25K25S13、9K16S8、25K16S8、45K16S8モデルの5種類と両面すみ肉溶接の9R9S5、16R16S8、25R25S13、35R35S18、45R45S23、75R75S38、9R16S8、25R16S8、5R16S8、45R16S8、75R16S8モデルの11種類<sup>92)</sup>である。モデルの記号は、解析モデル模式図6.10に示す通りであり、最初の数値は主板の板厚を、2番目のK、R、は、Kは片面溶接を、Rは両面溶接を示している。3番目の数値は付加板の板厚を、次のS以下の数値は溶接サイズを示している。

9K9S5、25K25S13、9R9S5、16R16S8、25R25S13、35R35S18、45R45S23、75R75S38、モデルは、継手の形を相似形としたものであり、9K16S8、25K16S8、45K16S8、9R16S8、16R16S8、25R16S8、45R16S8、

75R16S8 モデルは主板厚によらず付加板厚 (16mm) と溶接脚長 (8mm) を一定としたものである。いずれのモデルも载荷形式は、軸方向引張を想定し、溶接止端の曲率半径  $\rho$  は0.5mm、フランク角  $\theta$  は135° とした。解析は3節と同様な方法で有限要素応力解析および疲労亀裂進展解析を行った。

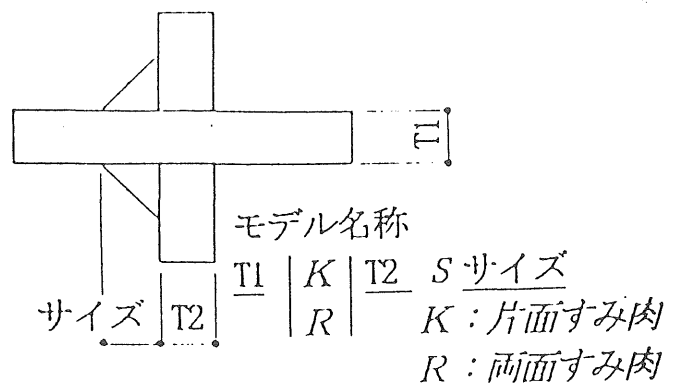


図 6.10 板厚効果の検討モデル模式図

### 6.4.2 応力解析結果

継手の形を相似形とした9K9S5、25K25S13モデルに対して有限要素応力解析を行うことによって得られた板厚方向の応力分布を図6.11に示す。9K9S5、25K25S13モデルとも溶接ルートにおける応力集中は溶接止端よりも高くなっている。その領域は表面から9K9S5モデルは0.03mm、25K25S13モデルは0.1mmでそれより深い領域では両者の応力はほぼ一致している。また、9K9S5、25K25S13モデルを比較すると止端部、ルート部ともに25K25S13モデルの応力集中は、9K9S5モデルよりも高くなっている。すなわち、継手の形を相似形とした場合、主板厚が増加すると応力集中は高くなっている。

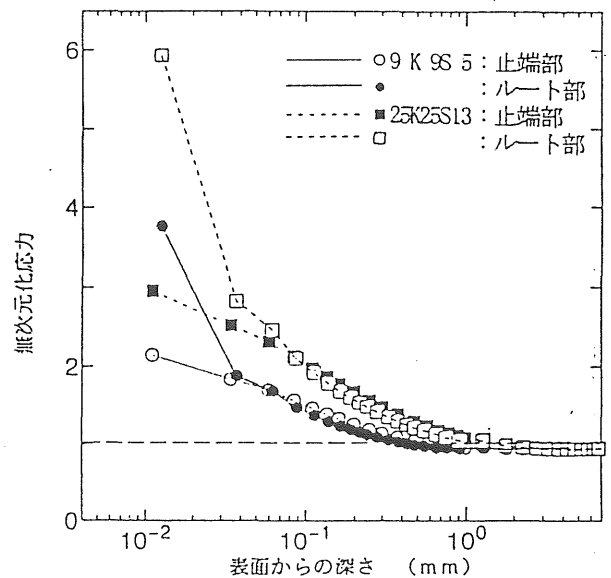


図 6.11 板厚方向の応力分布 (相似形)

主板厚によらず付加板厚、溶接脚長を一定にした9K16S8、25K16S8、45K16S8モデルに対して有限要素応力解析を行うことによって得られた板厚方向の応力分布を図6.12に示す。9K16S8、25K16S8、45K16S8モデルすべて溶接ルートにおける応力集中は溶接止端よりも高くなっているが、その領域は表面から0.06mmと非常に狭く、それより深い領域では両者の応力がほぼ一致している。また、9K16S8、25K16S8、45K16S8モデルを比較すると継手の形を相似形とした場合とは異なり、9K16S8、25K16S8、45K16S8モデルの応力集中はすべてほぼ一致している。すなわち、主板厚によらず付加板厚、溶接脚長を一定にした場合、

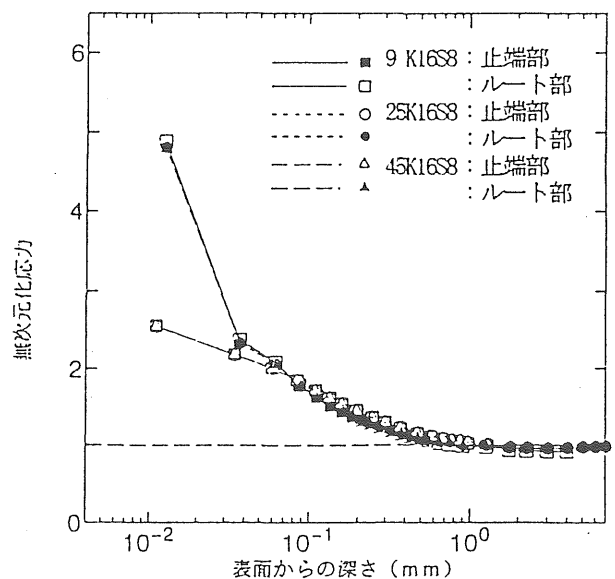


図 6.12 板厚方向の応力分布 (付加板厚一定)

主板厚が増加しても応力集中はさほど変化していない。

### 6. 4. 3 疲労亀裂進展解析結果

継手の形を相似形とした9K9S5、25K25S13モデルに対して疲労亀裂進展解析を行うことによって得られた応力範囲と疲労寿命の関係を図6. 13に示す。9K9S5、25K25S13モデルとも、溶接ルートにおける疲労強度は溶接止端よりも低くなっており、ルート破壊する可能性が高いことがわかる。また、9K9S5、25K25S13モデルを比較すると止端部、ルート部とも25K25S13モデルの疲労強度は9K9S5モデルよりも低くなっている。すなわち、継手の形を相似形とした場合、主板厚が増加すれば疲労強度は低下しており、板厚効果が生じている。

主板厚によらず付加板厚、溶接脚長を一定とした9K16S8、25K16S8、45K16S8モデルに対して疲労亀裂進展解析を行うことによって得られた応力範囲と疲労寿命の関係を図6. 14に示す。9K16S8、25K16S8、45K16S8モデルとも溶接ルートにおける疲労強度は溶接止端よりも低くなっており、主板厚によらずルート破壊することがわかる。また、9K16S8、25K16S8、45K16S8モデルを比較すると止端部、ルート部とも、9K16S8、25K16S8、45K16S8モデルの順に疲労強度は若干増加している。すなわち、付加板厚、溶接脚長を一定にした場合、主板厚が増加すれば疲労強度が若干増加する。これは、継手の形を相似形とした場合とは逆の結果である。付加板厚を16mmで一定とした場合、主板厚による応力の大きさと分布の変化がほとんどなく、疲労亀裂進展速度 $da/dN$ もほぼ同じとなる。また、疲労亀裂が進展する長さは主板が厚いほど長くなる。そのため、主板厚が厚くなるにしたがって疲労強度が若干増加すると考えられる。

片面すみ肉溶接と両面すみ肉溶接と比較するために、両面すみ肉溶接の相似形モデル、9R9S5、25R25S13モデルの有限要素応力解析および疲労亀裂進展解析を行った。この解析結果によって得られた片面すみ肉溶接と両面すみ肉溶接の200万回疲労強度と主板厚の関係を図6. 15に示す。両面すみ肉溶接の止端部における200万回疲労強度は片面すみ肉溶接のルー

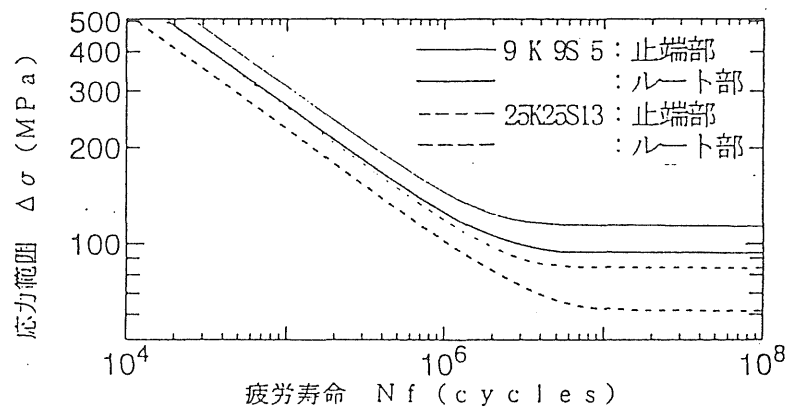


図 6. 13 相似形モデルの疲労強度

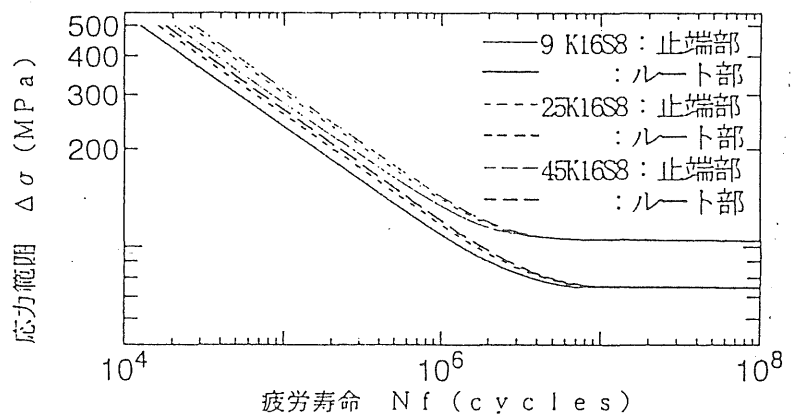


図 6. 14 付加板厚一定モデルの疲労強度

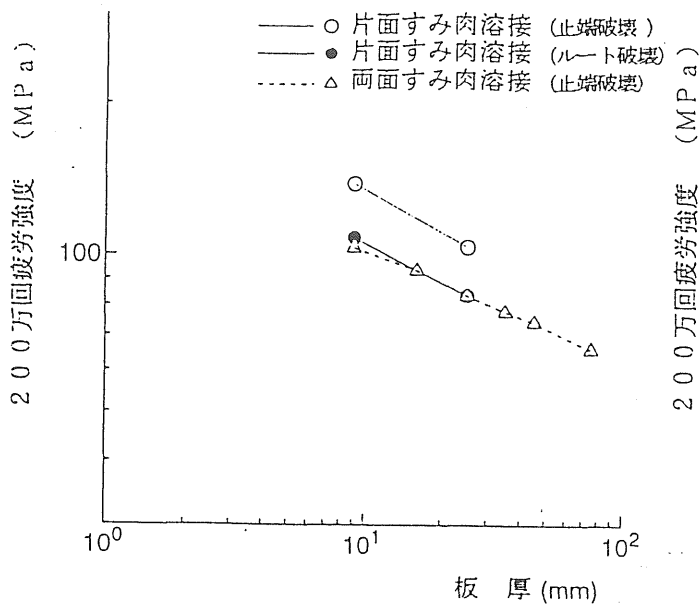


図 6.15 相似形モデルの疲労強度と  
主板の板厚の関係

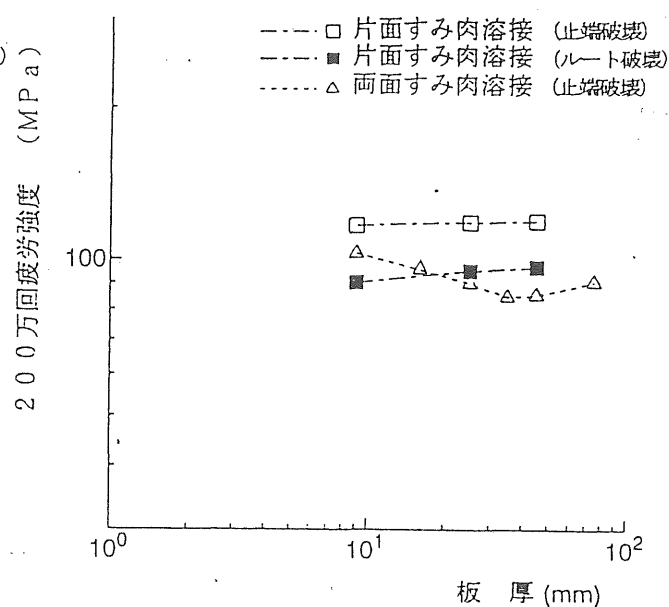


図 6.16 付加板厚一定モデルの疲労強度と  
主板の板厚の関係

ト部と同程度であり、主板厚が増加するにつれて疲労強度は低下しており、片面すみ肉溶接と同様に板厚効果が見られ、その傾きはほぼ一致している。

付加板厚を16mmで一定とした片面すみ肉溶接モデルと両面すみ肉溶接モデルの200万回疲労強度と板厚の関係を図6.16に示す。両面すみ肉溶接モデルにおいては、主板厚が35mmまでは相似形の場合と同様に主板厚が増すにしたがって疲労強度が低下している。しかし、35mmを越えると疲労強度はほぼ一定となっている。これは、主板厚が35mmを越えると応力集中および応力分布が主板厚によってさほど変化しないことによる<sup>92)</sup>。一方、片面すみ肉溶接モデルにおいては止端破壊、ルート破壊する場合とも、主板厚によらず疲労破壊はほぼ一定となっている。これは、片面すみ肉溶接では両面すみ肉溶接に比べて、主板厚の変化による、応力集中および分布の変化がさほど生じないためである。

## 6.5 まとめ

片面すみ肉リブ十字継手の疲労強度とそれに対する板厚の影響および両面すみ肉リブ十字継手との相違について検討し、以下の結果を得た。

1. 片面すみ肉リブ十字継手の疲労破壊起点は溶接ルート部である。
2. 片面すみ肉リブ十字継手の疲労強度は両面すみ肉リブ十字継手の疲労強度と同程度あるいは若干高い。

3. 片面すみ肉リブ十字継手の疲労強度に対する板厚の影響は、継手の形を相似形とした場合は、主板厚が増加すれば疲労強度は低下するが、付加板厚、溶接脚長を一定とした場合は、主板厚が増加しても疲労強度は低下せず逆に若干増加する。

# 第7章 橋梁の補修・補強における溶接継手の検討

## —上向きすみ肉溶接継手による逆T字型断面補強部材の取付け—

供用下における橋梁補強の実験的検討  
—首都高速道路宝町付近拡幅工事—

### 7.1 はじめに

既設橋梁の補修・補強工事に溶接が使用され、施工を行うに当たっても社会的影響を考慮して、交通を遮断せずに供用下での溶接施工が必要とされる場合がある。補修・補強溶接は現場における施工であるため、部材精度、溶接姿勢や作業環境で工場溶接よりも厳しい条件下にある。また、応力状況は、自重による静的な応力と、交通の供用下の場合は車両による活荷重の応力作用下にある。また、交通の供用下の場合は振動の影響を考慮する必要がある。静的な応力下では溶接中の高温部分の断面欠損部の検討や溶接歪みへの対処等をあらかじめ予測しておく必要があるが、供用下で溶接施工を行う場合はこれに加えて、部材間の相対変位や振動の影響を考慮しておく必要がある。

宝町付近拡幅工事は首都高速道路の交通渋滞対策の一環として、高速都心環状線の外廻り線の幅員を現状の2車線から3車線への拡幅に伴い、内廻り線に合流する8号渡り線（東京高速道路KK線）の幅員を現状の2車線から1車線に縮小しようとするものである。このため、上部工、橋脚工および擁壁部の改築を行なって、中央分離帯を環状内廻り側へ移動するものである。この工事の特徴は、既設桁が合成格子桁であるため、主桁の改造にあたり、荷重の再分配に対して設計上の検討が必要とされたことと、それに伴う既設主桁への補強材の取付けに当たっては、交通止を行わず、供用下の現場溶接を実施したところにある。

改築の対象となる上部工は昭和36年に

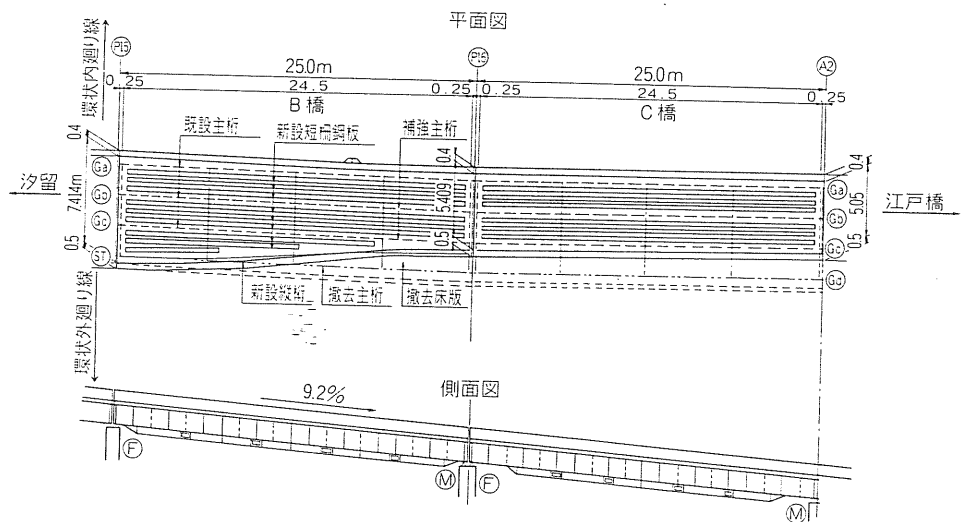


図 7.1 一般形状図



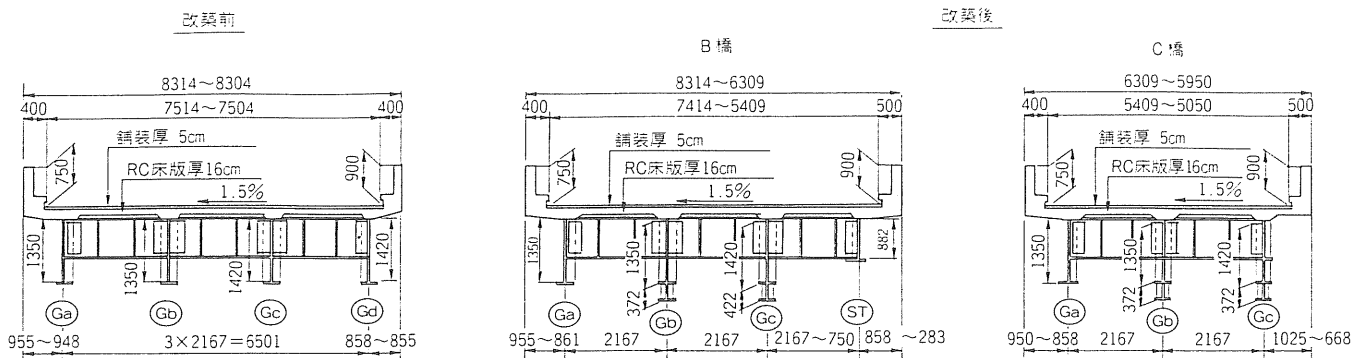


図 7.2 横断面図

建設された支間 24.5m、総幅員 8.3m、4 主桁の単純活荷重合成鋼桁 2 連である。改築後は総幅員 8.3m から 5.95m に縮小されるもので一般形状を図 7.1 に、横断面形状を図 7.2 に示す。

改築後は既設外桁である Gd 桁の撤去を行ない 3 主桁とするもので、幅員の大きく変化する B 橋には縦桁を新設し対処した。また、既設内桁の Gb、Gc 桁は既設時より断面力が増加するため、主桁断面としての補強を行なった。この場合補強材は現場の施工性を考慮して、最大部材長 5m 以下とした逆 T 型断面を、既設主桁の下フランジ下面に現場溶接により取り付けた。なお、補強材間の連結は高力ボルト接合とした。8 号渡り線は日常の交通量が極めて多く工事のための交通止めが困難であることから、図 7.3 に示す順序で施工した。

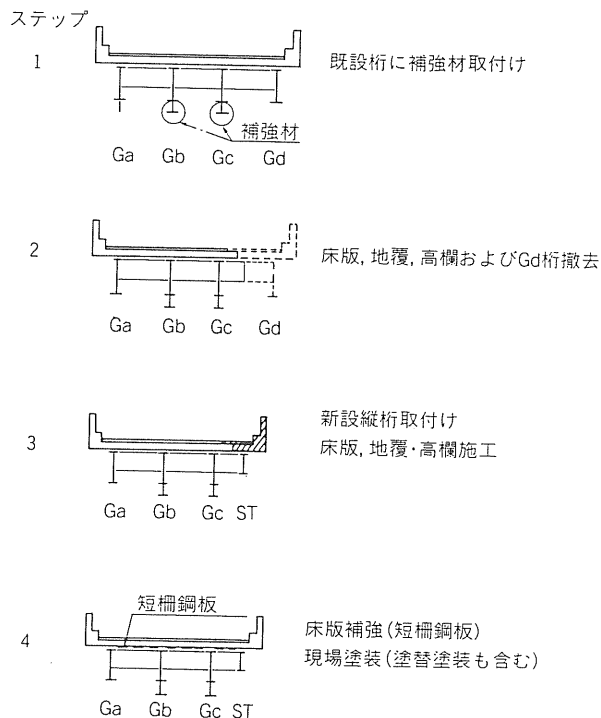


図 7.3 施工ステップ概要図

本研究は、宝町ランプ改修工事の現場溶接に伴う施工上の問題点である、応力作用下、振動下における上向きすみ肉溶接の施工に対し、溶接の施工中の過渡的な挙動の計測、溶接施工性の確認および溶接品質の確認および構造詳細の疲労特性の確認を目的として以下の検討を行なった。

- ① 既設桁下フランジのたわみ振動および活荷重応力の現場実測
- ② 実測波形および基本振動数に基づいた振動下・無応力下における上向きすみ肉溶接施工性試験
- ③ 下フランジに死活荷重が働き、かつ補強部材間に開口変位が生じる桁試験体での上向きすみ肉溶接の品質の確認試験
- ④ 補強部材の構造詳細の疲労実験

## 7. 2 検討概要

### 7. 2. 1 応力作用下の補修溶接の施工性試験に関して

一般に仮設支持を行わずに補修溶接が行なわれる場合には、被溶接部材に死荷重による静荷重が作用しており、これにより溶接割れ等の発生に影響を及ぼす可能性が考えられる。また、これとは別に車両の通行を制限することなく、補修溶接が行なわれる場合には車両による変動応力、たわみ、および振動が溶接作業、溶接品質に影響を及ぼすことが考えられる。

静荷重下の補修溶接に対しては、すでに一連の実験が行なわれており、その結果は日本鋼構造協会により指針として示されている。しかし、変動応力下については指針として一般化するまでには至っておらず、個別の検討が必要である。

供用下の溶接に関して一般的に、

①部材が単に振動している場合

②部材間に相対変位を伴い、かつ変動応力が作用している場合

に区別される。

部材間の相対変位は仮付け溶接時が最も大きく、仮付けが進むにつれて両方の部材が一体として働くようになる。これらの相対変位を拘束するために一時的な溶接を行ない（仮付け溶接施工後、ガウジングにより削除）、相対変位を押えたのちに仮付け溶接を行なう施工方法も考えられるが、当工事では、応力下・相対変位下の仮付け溶接をそのまま残す方針で検討を行った。

### 7. 2. 2 構造詳細の疲労特性に関して

補修・補強工事において、既設桁の下フランジと補強材ウェブの接合は高力ボルト接合と溶接接合が考えられる。高力ボルト接合を採用した場合は疲労上の問題は生じない。しかし、その場合は下フランジにボルト孔による欠損が生じることとなり、そのため場合によっては既設桁下フランジの公称応力は補強前よりも高くなることもあり、溶接による補強が望まれる場合がある。溶接接合の場合はボルト孔のような欠損は生じず継手効率はよいが疲労上の配慮が必要である。

また、補強材を既設桁に溶接で取り付ける場合、新設の施工と異なりクレーンなどの大きさ、能力が制限される。このため、補強材も必然的に長さ、重量が制限され、補強区間が長い場合は、補強材と下フランジの溶接接合部以外に、補強材同士の接合構造も考慮する必要が出てくる。

本研究は、既設鋼桁橋の下フランジに逆T型補強部材を溶接にて取り付ける場合に考えられる構造構造詳細とそれに伴う疲労上の問題点を実験的に検討した。補強部材は施工性を考慮して一部材を5m程度の長さに分割し、継手はボルトと溶接のいわゆる併用接合となる。フランジと補強部材ウェブの接合部は高力ボルト接合であり、現場溶接となるウェブ上端の

縦方向すみ肉継手は1部材の両端のスカールアップで廻し溶接が必要となる。後述のように、工事の対象の橋においては活荷重応力レベルが低いことが現場計測にて確認され、疲労上の問題は少ないと思われるが、今後、他の補強工事において、この構造詳細が一般的な形式となり、高い応力レベルで使用された場合、構造的な弱点となる可能性があるため疲労試験を行い、その疲労特性を確認した。

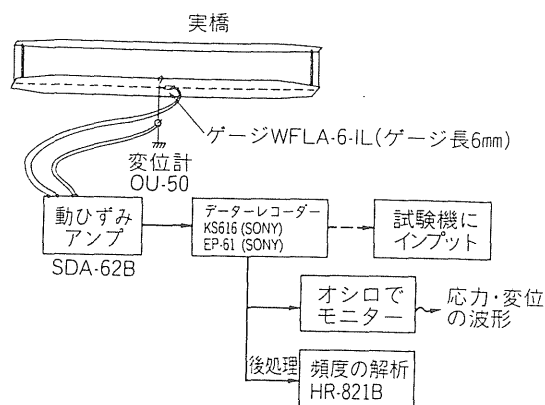


図 7.4 現場計測

## 7. 3 現場計測

### 7. 3. 1 計測要領

補修溶接に先立ち実橋の応力、変形挙動を把握するために現場計測を行なった。計測内容は図 7.4に示す通り、新規補強部材が取付く下フランジの桁中央部に1軸のひずみゲージを貼り、活荷重による応力振幅の計測を行なった。また、同一位置に設置したリング型の変位計（応答周波数20Hz）により活荷重たわみの計測を行なった。計測箇所はB、C橋のうち計測の行ないやすいC橋のGb、Gc桁を対象とし、歪みゲージ2箇所、変位計2箇所を設置して行なった。

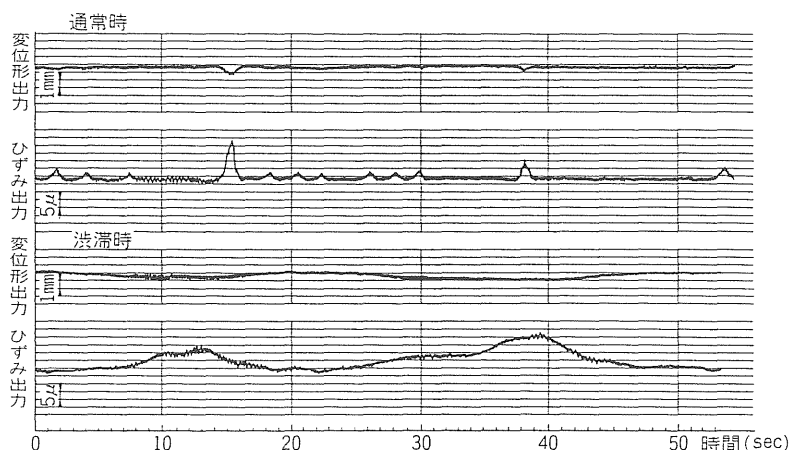


図 7.5 応力およびたわみの波形

通過車両の時間的変動を考慮し、1時間おきに10分間、合計240分計測した。また、計測した波形はデータレコーダーに記録し、代表的な波形を5分間に編集して、実橋のサンプルデータとした。これに基づき実橋の振動をアクチュエータで再現し、実験室で溶接施工性試験を行った。

### 7. 3. 2 計測結果

計測結果は以下のように要約できる。

1. 下フランジの活荷重応力の最大値は8MPa (38.6 $\mu$ ) である。設計値は最大45.4MPaであり、設計値の1/5.7である。

2. スパン中央のたわみは最大1.5～2.0mmである。設計値は明確でないが、概略計算では5.6mmであり、計算値の1/2.8～1/3.7の範囲となっている。

3. 応力およびたわみの代表的な波形の例を図7.5に示す。これによると車両が通行する際の静的たわみと橋梁の固有振動数約5Hzが重なり合った形状を示している。静的たわみは車両の通行が滞らない場合、約2秒の半波長（車両速度時速45kmに相当）を示し、渋滞時はそれより長くなっている。

4. 交通量は12000台/1日であり、時間の分布を図7.6に示す。

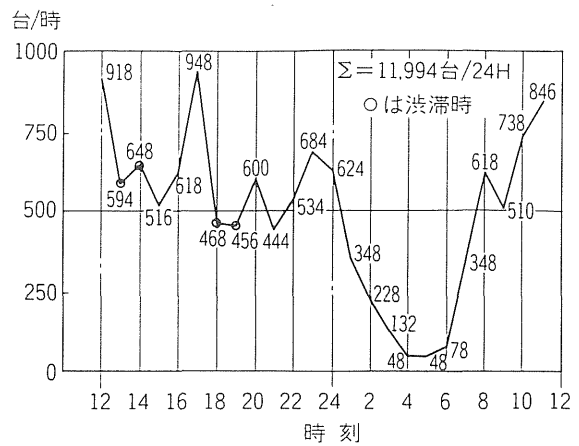


図 7.6 交通量の時間分布

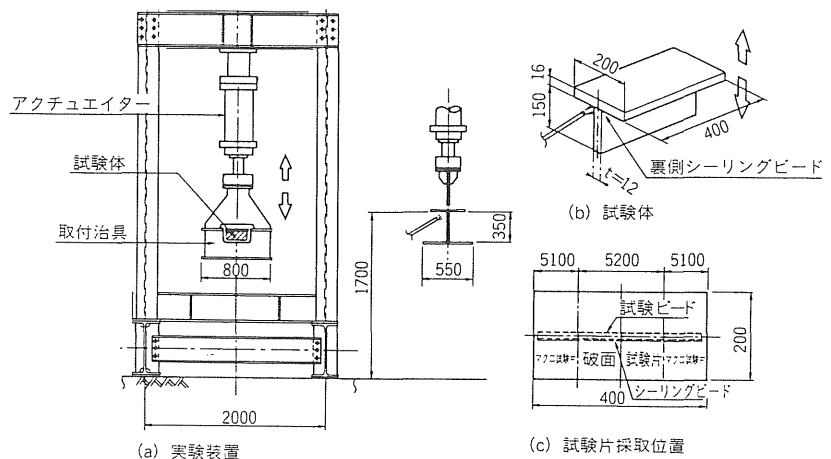


図 7.7 実験装置と試験体

## 7. 4 溶接実験因子・実験方法

### 7. 4. 1 振動下溶接施工性試験因子・実験方法

#### (1) 実験因子

応力や部材の相対変位と関係なく、振動が上向きすみ肉溶接の施工性にどのように影響を及ぼすかを検討するものである。

現場計測により実橋の振動は車両走行による静的たわみと橋梁の固有振動数が重なり合ったものが卓越した結果が得られた。このため、溶接施工性の因子に対して、車両の走行パターンと変位量、橋梁の固有振動数と振幅などを現実に即した形で設定する必要がある。

溶接上の問題としては密着度、溶接サイズ、溶接棒の選択がある。補修工事で部材の密着度を確保するのは難しいためにギャップの許容値は2mm<sup>66)</sup>とした。

#### (2) 実験方法

実験装置および試験体を図7.7に示す。疲労試験機のアクチュエータの先端に実橋の作業空間と合わせた治具を取付け、治具の内側に試験体をセットし溶接を行なった。

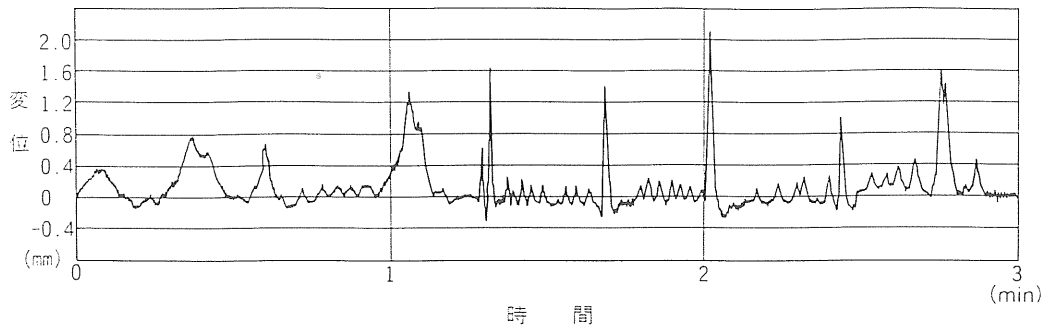


図 7.8 実橋の走行パターンモデル

実験の条件を表 7.1 に示す。振動数は実橋のモデル振動、および基準の振動数 3Hz、10Hz および一部 0.5Hz とした。振幅は実橋の実測最大値 2mm に対して、基準振動数では 2mm、実橋モデルでは実測変位量 2mm に対して 2 倍、3 倍まで試験した。実橋モデルの走行パターン (図 7.8) は、データレコーダーに記録されたアナログデータを 1 秒間に 100 分割した点をサンプリングし、AD 変換して試験機に取り込んだ。

溶接材料は初層は補修専用溶接棒の KS-1000 (D5016) 4 φ を、2、3 層は一般的な低水素系の KS-76 (5016)、4 φ を使用した。溶接サイズは設計値 6mm、8mm に対し、ギャップの規定値 2mm を超えるものは増し盛りを考慮した。また、積層方法はルート部先端の溶込みを考慮して初層のねらい位置はルート中央とし、サイズにかかわらず全て 3 層盛とした。密着度に対しては 0、規定値の 2mm、規定値を超える 3mm まで検討の対象とした。

表 7.1 (a) 実験因子と実験ケース

実験要因	実験ケース	ケース数
変位量(振幅)	2 mm (実橋), 4 mm, 6 mm	3
走行パターン、基本振動数	実橋, 3 Hz, 10Hz, (一部0.5Hz)	3 + 1
はだすき	0 mm, 2 mm, 3 mm	3
溶接サイズ	6 mm, 8 mm	
溶接棒	1層目 補修専用棒KS-1000 (4 φ) 2, 3層目 低水素系棒KS-76 (4 φ) KS-1000の市販品は現在 4 φのみ(一部に上層にイルミナイト系棒KS-8 (4 φ) および低水素系棒LB-52 4 φを使用)	1 + 2

表 7.1 (b) 実験条件

実験モード	たわみ量	振動数	はだすき	溶接サイズ	備考	
無振動	TP1	0	0	6	} 基準試験体	
	2	0	0	8		
	3	0	2	8		
実橋モード	TP4 5 6 最大 2mm 7 (±1) 8 9	実橋 データ	0	6	リブ付き } 基本サイズ 8 mm	
			2	8		
			3	9		
			0	8	リブ付き } 基本サイズ 6 mm	
			2	10		
3	11					
実橋 2 倍 モード	TP10	最大 4mm (±2)	0	6	} 基本サイズ 6 mm	
11		2	8			
実橋 3 倍 モード	TP12	最大 6mm (±3)	0	6	} 基本サイズ 6 mm	
13		2	8			
3 Hz 1 倍	TP14 15	2 mm (±1)	定常振動 3 Hz	0	6	} 基本サイズ 6 mm
				2	8	
				3	9	
3 Hz 2 倍	16	4 mm (±2)	2	8		
3 Hz 3 倍	17	6 mm (±3)	2	8		
10Hz	18	1mm (±0.5)	定常振動 10Hz	0	6	} 基本サイズ 6 mm
				2	8	

## 7.4.2 変動応力下溶接実験因子

実橋の補修工事ではスパン約 25m のうち約 20m の区間が補強される。ここに全体を 5 分割した補強材が既設桁の下フランジに取付けられる。このため既設桁と補強材の間では図 7.9 (a) のように、両端に開口変位が生じる。

実験を計画するに当たって、

- TP5, 8 は実橋と同様な鉛直リブを取付けた。
- TP20 (I) 0.5Hz 振幅 6mm
- TP21 (II) イルミナイト系棒 KS-8 (4 φ)
- TP22 (III) LB52 4 φ (低水素系棒)

検討項目の優先順位は以下の通りと考えた。

- ① 実橋と試験桁のたわみ差を合わせる（開口変位）。
- ② 既設桁下フランジの引張応力のレベルを合わせる。
- ③ せん断応力を合わせる。
- ④ フランジ・ウェブ・補強材の板厚構成を合わせる。

これらを同時に満足させることは試験体では不可能であるために①及び②を満足する条件を検討して実験を計画した。また、開口変位を検討するにあたっては、補強部材の長さが関係するが実工事の部材長4.9mを基準とした。

変動応力下の溶接で溶接品質に影響を与える因子として以下のものが考えられる。

### (1) 継手の構造形式および開口変位

変動応力下での補修・補強溶接において、従来までに検討されている継手形状は突合せ溶接継手、スリット付平板溶接継手、前面すみ肉および側面すみ肉溶接継手などであり、補修溶接で最も問題とされている耐高温割れの評価としては、限界変計量、開口変位速度等がそれぞれの継手構造ごとに検討されている。溶接部に影響を及ぼす変形様式を図7.9 (b)のように分類すると、突合せ、スリット付平板および前面すみ肉溶接は開口型モードであり、側面すみ肉溶接は面内せん断型モードであると考えられる。

本構造形式では開口モードと面内せん断モードが合成された変形様式として開口変位が発生する。

### (2) 開口変位速度および振動数

開口変位と振動数を同時に評価する手段として開口変位速度の概念で結果を整理することが多い。これは溶接部が1秒間に与えられる強制変位の総和と考えられる。

開口変位速度は

$$V \delta \text{ (mm/sec)} = \Sigma (4 \times F \times \delta / 2)$$

F : 振動数 (Hz)

$\delta$  : 開口変位 (mm)

で与えられる。

実験に当たり、どの程度まで高い振動数を対象範囲とするか、またどのような振動を対象とするかを定める必要がある。フランジの単純なたわみ振動の他に、ウェブの面外変形、および脚の振動による極めて不規則な振動も想定されるが、本実験においては基本的な鉛直方向の振動のみを対象とし、開口変位速度に対して影響の大きい高振動数領域に対しては、先に行なった実橋の計測に基づいて、

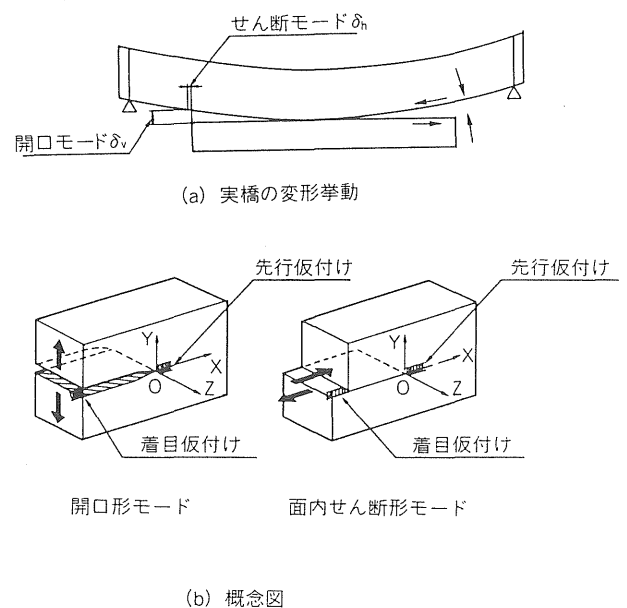


図 7.9 開口変位

10Hz 程度までを考慮すれば十分であるという判断により実験を計画した。

### (3) 既設桁の応力状態

既設桁下フランジは死活荷重を受けるが、補強材との一体化が進むにつれて、活荷重分が減少し、逆に補強材は一体化が進むにつれて活荷重分の応力を分担し始める。実験の応力状態を設定するに当たり、目安とする応力の種類は既設桁の下フランジの応力、溶接ビードのせん断応力が考えられる。

荷重の種類は死荷重と活荷重の比率を検討する必要がある。死荷重に対しては一定の対処を行えば影響が少ないことが報告<sup>66)</sup>されている。

実験では既設桁下フランジの応力を目安とした。また、実橋の状況に合わせ、死荷重も含めた載荷条件にて実験を行う。

### (4) 鋼材、溶接材料

文献<sup>67)</sup>の実験では鋼材と溶接棒の組合せ、SM50AとLBM-52、SM58QとLB-47Aにて同様な実験を行った結果、異なった割れ発生の限界開口変位が報告されている。また、文献<sup>72, 73)</sup>では一般の溶接棒と試作棒および補修専用棒の比較が報告されている。

本実験では鋼材は実橋と同じSS400、溶接棒は開口変位の存在する仮付け、シール溶接に補修専用棒を、開口変位と関係ない2、3層目は一般の低水素系棒を使用した。また、開口変位に対する一般の溶接棒と補修専用棒の比較までには言及しない。

## 7. 4. 3 変動応力下溶接実験方法

### (1) 試験機の使用条件

本実験に使用するアクチュエータの載荷構造、能力は以下の通りである。

試験体載荷スパン：4m

載荷荷重：294kN

振幅：1.5mm (10Hz) 無載荷時

### (2) 下フランジの応力、たわみ設定

実橋における下フランジ支間中央の死荷重応力は設計値で68.6Mpa、活荷重応力44.1Mpa、活荷重たわみは5mmである。

一方、実測値では最大活荷重応力8Mpa、最大活荷重たわみ2mmを示した。死荷重応力を実測することは難しく今回測定していないが、死荷重においては設計値と大差ないのが一般的である。首都高速が別途行なった実橋の活荷重応力の計測結果<sup>14)</sup>では下フランジに20～40Mpa作用しているという報告がある。今回の活荷重応力は8Mpaと少ないが、これを参考にし活荷重応力レベル29.4Mpaを、また死荷重においては実橋の設計値68.6Mpaを本実験の設定値とした。

### (3) 試験体および補強材の断面構成

図7.10に試験体の断面構成を示す。荷重は荷重梁（1m）を介した4点曲げとした。試験体は3体とも同一形状であり材質は全てSS400とした。

補強材はウェブ高さ200mm、板厚12mm、フランジ200×19とした。また、スパン4mのうち、3mを補強材にて補強する。補強材の設定は実橋と試験体の補強断面の拘束力が同じになるように断面を決定した。すなわち、補強材の中央部を仮付け溶接した後に補強材の先端を強制変位させるものとし、張り出し部材長が異なる実橋と試験体のバネ定数が同一になるように設定した。

設定した試験体における応力、たわみ、開口変位の計算値を表7.2に示す。開口変位の設定の基準としては、活荷重たわみ、実橋の測定値2mmにより換算された0.1mmに安全を見込んで4倍し、0.4mmを開口変位の設定値とした。

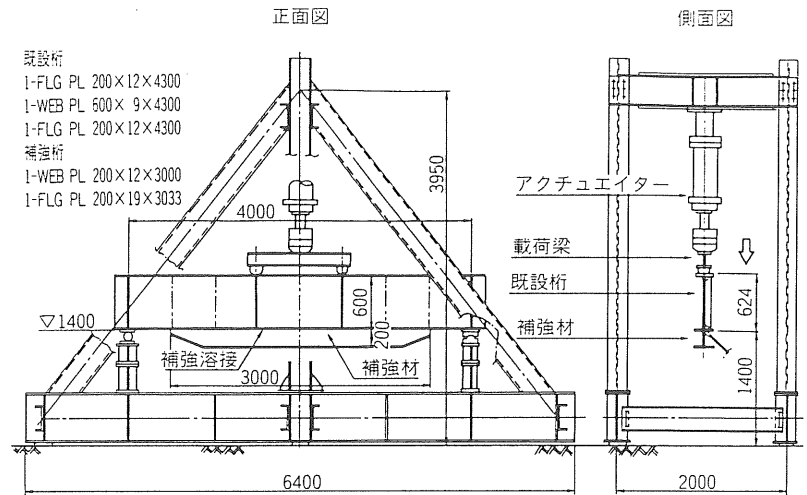


図 7.10 実験装置および試験体

表 7.2 実験条件

荷重条件	上限荷重	254.8 kN	
	下限荷重	178.4 kN	
	変動荷重	76.4 kN	
設定応力度、 たわみ	死荷重相当応力	68.6 Mpa	
	死荷重相当たわみ	1.75mm	
	—	補強前	補強後
	活荷重相当 $\sigma_{CL}$	30.2 Mpa	4.9 Mpa
	応力 $\sigma_{CR}$ $\sigma_k$	0 Mpa 10.0 Mpa	13.2 Mpa 10.0 Mpa
たわみ CL	0.75 mm	0.36mm	
設定開口変位 (補強材 端部)	開口モード	0.4mm	(たわみの曲線より計算 実橋の4倍を想定)
	せん断モード	0.17mm (下フランジ 応力度より変 位量を計算) : $\Delta \ell = \frac{\sum \sigma_i \ell_i}{E}$	

### (4) 各試験体の振動数、開口変位速度

3体の試験体は表7.3の通りの振動数および開口変位速度を設定して実験を行なうものとする。設定した振動数の組合せに用いた基本振動数は、実測値に近い値、および文献<sup>67)</sup>、<sup>71)</sup>、<sup>76)</sup>、<sup>90)</sup>を参考に決定した。振幅の組合せの比率は、試験体Aでは実橋の測定値を基準とし、試験体Cでは試験機の能力に合わせて決定した。

開口変位の開口モードを各試験体全て0.4mmと同一に設定したために、開口変位速度は振動数に依存することになる。同時にせん断モードの開口変位は、既設桁の応力と仮付け溶接間の最大距離により各試験体とも共通に0.17mmが想定できる。このために、各試験体のせ



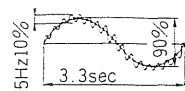
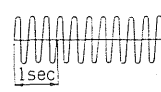
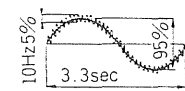
ん断モードの設定開口変位速度は、開口モードと同様に振動数に依存することになる。

### (5) 実験手順

実験手順は図 7.11 の通り、実橋の補強材が全長を 5 分割して施工するのに対して、1 部材をモデル化して部材の取付け状況を再現した。拘束治具は、②の中央部仮付けまで取り付けておき③の端部仮付け時には、片側を外して溶接を行なった。本来の現場施工では、開口変位を少なくするために拘束治具をはずさないで行なうべきであるが、今回の実験では開口変位の設定値に合わせるため外して行なっている。③の段階は開口変位が最も大きく、割れの発生し易い状態であり、この段階の開口変位の収束状況の計測を行なっている。

図 7.12 に試験体の溶接手順を示す。溶接棒は、1 層目に KS-1000 (4 φ)、2、3 層目に KSA-76 (4 φ) を使用した。仮付けは、中央部①、②を行ない、それから両端部③④、⑤⑥を行ない、その中間部を反時計周りに行なった。その後仮付けの間を、内側①② 外側③④ 内側⑤⑥ とシーリング溶接した。溶接方向は、裏表で交互になるように進めた。その後、2、3 層目を同様に連続溶接した。溶

表 7.3 振動条件と開口合成

試験体	振動数の組合せ	開口変位量	開口変位速度
試験体 A	0.3Hz (90%) +5Hz (10%) 	0.3Hz $0.4 \times 0.9 = 0.36$ 5Hz $0.4 \times 0.1 = 0.04$ 合計 0.4mm	$0.36 / 2 \times 4 \times 0.3$ $+ 0.04 / 2 \times 4 \times 5$ $= 0.62 \text{mm/sec}$
試験体 B	3 Hz (100%) 	0.4mm	$0.4 / 2 \times 4 \times 3$ $= 2.4 \text{mm/sec}$
試験体 C	0.3Hz (95%) +10Hz (5%) 	0.3Hz $0.4 \times 0.95 = 0.38$ 10Hz $0.4 \times 0.05 = 0.02$ 合計 0.4mm	$0.38 / 2 \times 4 \times 0.3$ $+ 0.02 / 2 \times 4 \times 10$ $= 0.63 \text{mm/sec}$

試験振動数の組合せに用いた基本振動数	
0.3Hz	車両通行による静的たわみの実測値 (0.25Hz) に近い値で、他文献の振動下の試験で良く使用される値
3Hz	振動下の試験で使用される値でスパン 35~50m の固有振動数の代表値
10Hz	3Hz の 2 次モード (12Hz) で良く使用される値

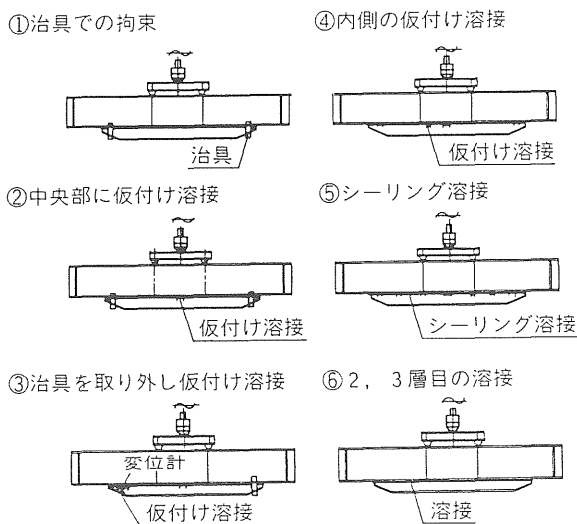


図 7.11 実験手順

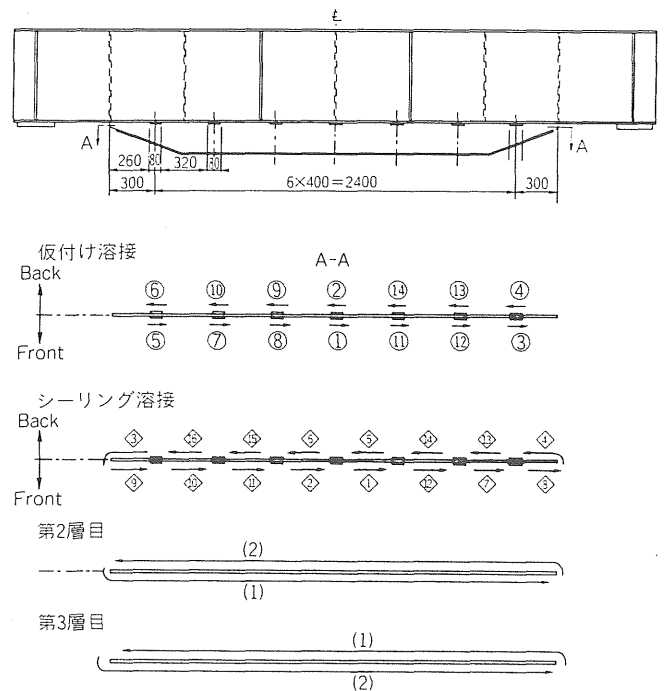


図 7.12 溶接手順

接サイズは、1～3層で7mmを目標とした。

## (6) 計測方法

### 1) 応力、たわみの計測

図 7.13 に応力、たわみ、開口変位の測定位置を示す。補修溶接前の死活荷重による桁の応力を確認するため既設桁下フランジの(A)部に1軸ひずみゲージを貼り測定する。これは、補修溶接開始時に取り外した。また、溶接中の補強材への応力の移行を確認するために、補強材下フランジ(B)部にも1軸ひずみゲージを貼り測定する。変位の計測では補強材の下フランジ(C)部にパイ型変位計を取付け、溶接が進むにしたがい減衰する鉛直たわみの挙動を計測した。

### 2) 開口変位の計測

図 7.13 の(D)部 2,3 にパイ型変位計を垂直、水平方向に取付け仮付け溶接位置近傍における開口、せん断モードの開口変位量を計測した。変位は動歪みアンプを通し、電磁オシログラフにより記録した。また、片側の仮付け溶接が完了した段階で荷重を除荷し、変位計を移動させた後もう片側の仮付け溶接の計測を行なった。

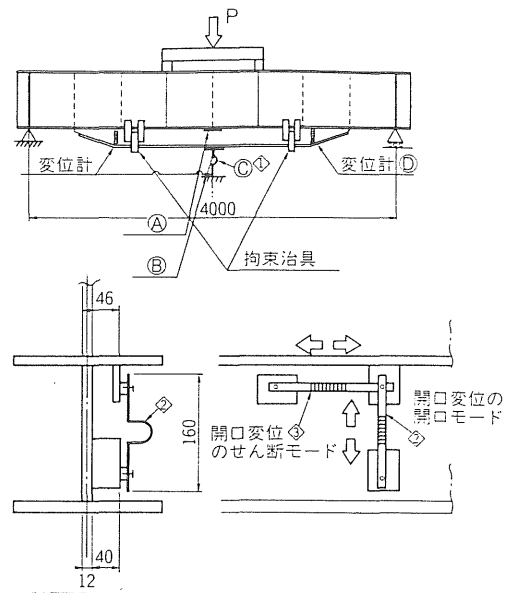


図 7.13 測定位置

## (7) 溶接品質の検査方法

溶接部の品質の確認は目視外観検査、X線透過試験、マクロ試験、破面試験により行なった。X線透過試験は試験体を約 400mm 程度に切断し、十字部を機械加工によりT型にした後遮へい液として硫酸バリウムを使用して撮影した。マクロ試験はX線撮影完了後に仮付け位置を各試験体 10 箇所、5%硝酸アルコールでエッチングし観察した。破面試験はマクロ試験片採取以外の全線で、両面すみ肉溶接の片側のみ行なった。

## 7. 5 溶接実験の結果および考察

### 7. 5. 1 振動下溶接施工性試験

#### (1) 振動下の溶接の作業性

1. 実橋の振動モデルでは、実橋の振幅実測値<sup>三</sup>(1.5～2mm)の3倍程度である6mmまで溶接の施工は可能である。このように振動が緩やかな場合、溶接作業者は溶接部の大きな動きにも対応でき作業性にもほとんど影響を与えない。

表 7.4 振動下溶接施工性試験・試験結果 ( ) 内数値は欠陥発生率

試験体	溶接サイズ	振動数モード	外観	カット	マクロ	ルートブロー*	試験体	溶接サイズ	振動数モード	外観	カット	マクロ	ルートブロー		
TP 1	S=6mm	0	○	—	良	7個(3.8%)	TP 3	S=8mm~9	0	◎	3個所	良	無		
TP 4		実×1	○	—	//	7個(3.3%)	TP 5		実×1	○	—	//	//		
TP10		実×2	△	1個所	//	—	TP11		実×2	○	—	//	//		
TP12		Gap=0	実×3	△	1個所	溶込み不足	6個他微小(3%)		TP13	実×3	○	4個所	//	//	
TP14		3Hz×1	○	2個所	//	1個他微小	—		TP15	Gap=2~3	3Hz×1	○	—	//	//
TP18		10Hz× $\frac{1}{2}$	×	全体	カット	4個他微小(3%)	TP16		(S=9)13Hz×2	△	3個所	//	//	//	
TP 2	S=8mm	0	◎	1個所	良	14個(8.8%)	TP17	S=9~11	3Hz×3	×	全体	ウェブ側カット	//		
TP 7		実×1	○	—	//	4個他微小(2%)	TP19		10Hz× $\frac{1}{2}$	△	3個所	良	//		
TP20		Gap=0	0.5Hz 6mm	○	2個所	//	TP 6		(S=9)実×1	○	—	//	//		
TP21		0	○	—	BH有	6個(4%)	TP 8		(S=10)実×1	○	—	//	//		
		(上層イリミテイト)	イリミテイト良好						(S=11)実×1	○	—	//	//		
TP22		実×3(上層L95Z)	○	3個所	良	5個(3%)	TP 9								

- 3Hzの場合、溶融プールの観察にも影響を与えず、作業性はさほど悪くはない。このため、振幅4mmまでは溶接の施工は可能である。一方、振幅6mmの場合は、既設桁のフランジと溶接棒が接触し、溶接棒の被覆剤が落とされ安定したアークを維持することが困難である。また、溶接外観は非常に悪い。
- 10Hz（振幅1mm）では溶接外観は良好ではないが、溶接は可能であった。ただし、溶融プールを観察する場合、作業者の眼に残像が残り、作業性は非常の悪い。
- 実橋の振動モードでは作業者は補強材下フランジに手をおいて体を安定させて溶接することが可能である。一方、3および10Hzのように振動数が高い場合、安定した姿勢が確保出来ないだけでなく、補強材下フランジが作業者や溶接の電源コードに接触すると、溶接者自体が安定せず溶接作業性に悪影響を与える。

## (2) 振動下での溶接品質

ルート部になるべく溶込み不足が発生しないようにするため、初層のねらい位置はルート中心とした。このため溶接パス数は必然的に3パスとなり、脚長6mmを目標とした場合2、3層目に3、2mmの溶接棒を使用してもまだ早い運棒を行なうことが必要となる。このため、4mm棒を使用し、余裕のある運棒が行なうことが可能な脚長7~8mmの場合の方が外観が良好である傾向が見られた。表7.4に溶接品質に対する各試験体のまとめを示す。

- マクロ試験結果には溶接部に割れの発生は認められなかった。
- 一部にルートブローホールおよびルート部の溶込み不足（TP12）が見られたが、それ以外ケースの溶込みは全体的に良好な結果がえられた。
- 3Hzおよび10Hzの試験体のTP17、18ではアンダーカットが見られた。また、全体的に見れ

ば、振動数が高いほど、振幅が大きくなるほどアンダーカットの発生や、外観が悪くなる傾向が見られる。

4. 振動数とルートブローホールに有為な関係は見られない。

## 7. 5. 2 変動応力下溶接実験

### (1) 溶接施工状況

仮付け溶接1箇所あたりの溶接時間は45～50秒であり、仮付け溶接から3層目終了までの所要時間は2時間50分から3時間であった。

最初に仮付けをおこなった中央部や両端部の仮付け溶接の後に、治具の取り外しや計測機器の設置およびキャリブレーションのために一時的に荷重の除荷を行なった。これ以外は荷重の除荷は行っていない。また、全ての溶接が完了した後、時間にして約30分程度、試験体のビード近傍の温度で約60度程度以下まで荷重を保ったのちに除荷した。

### (2) 載荷条件の確認

既設桁下フランジ中央部の歪みゲージによる歪み、およびたわみにより、載荷条件を確認した。表7.5に各試験体における静荷重、変動荷重による応力の測定結果を示す。静荷重は設定値68.6Mpaに対して、68.6～72.5Mpa、変動荷重では、設定値29.4Mpaに対して26.4～31.0Mpaと設定値の10%程度の誤差に収まった。たわみは0.85～0.89mmの範囲であり、設定値0.75mmより13～19%大きくなっている。設定値の0.75mmは曲げモーメントによるたわみのみを考慮したもので、スパンに対して桁高の高い梁ではせん断変形も大きく、せん断変形の概略計算値は0.13mmであり、これを考慮すると合計0.88mmとなり、測定結果と良く一致する。

表 7.5 応力およびたわみの測定結果

	静荷重応力		変動荷重応力		変動荷重によるたわみ (mm)	
	設定値	計測	設定値	計測	設定値	実測値
A 桁	68.6 Mpa	68.6	29.4 Mpa	26.5	0.75	0.89
B 桁		68.6		30.9		0.85
C 桁		72.6		31.0		0.88

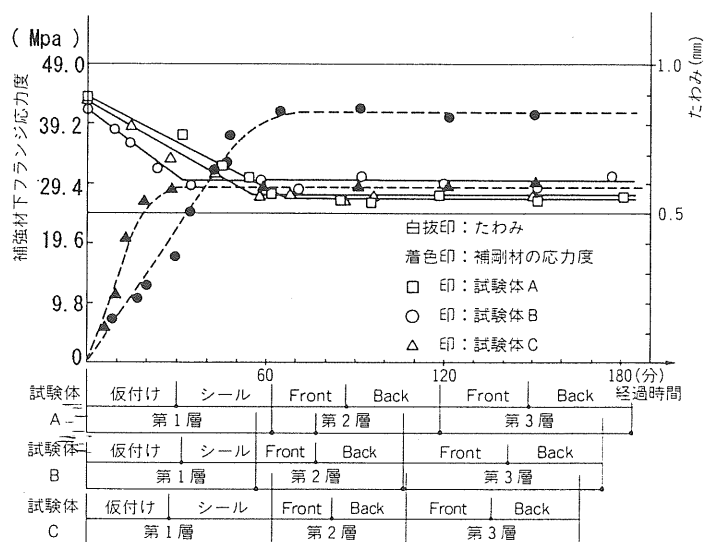


図 7.14 開口変位の収束状況

### (3) 応力およびたわみの変化

図7.14に各試験体における試験体支間中央のたわみおよび補強材のフランジ下面の応力の経時変化の状況を示す。変動荷重に対応する、たわみおよび応力の計算値は表7.2に示す

ように補強材と既設桁が一体化していない時のたわみおよび応力は0.75mm、0Mpaであり、一体化後は0.36mm、13.2Mpaとなる。たわみの0.36mmは曲げに対してのみ考慮した場合であり、せん断変形による分は補強前後で変わらず0.13mmとするならば合計0.49mmとなる。

たわみの変化は仮付けの途中、および第1層目のシール溶接完了までに収束し、たわみは最終的に0.55~0.62mmとなり、計算値より12~27%多く計測された。

試験体数が少なく断定はできないが、他の基本振動数0.3Hzの試験体A、Cよりも、3Hzの試験体Bのほうが、仮付け溶接終了時点でたわみの変化がやや早く収束しており、振動数の影響があることも考えられる。

補強材の下フランジ応力は、試験体Bはシール溶接完了時に収束し、41.2Mpaと計算値(13.2Mpa)の3.1倍となっている。また、試験体Cのたわみは仮付け溶接完了時に収束し、応力は28.8Mpaで計算値の2.2倍となっている。このように補強材したフランジの応力が計算値の2~3倍となっている原因としては、変動荷重による応力に、溶接の残留応力が加算されて測定されたものと思われる。

#### (4) 開口変位

開口変位の計測は、両側を拘束治具にて拘束したまま中央を仮付け溶接した後、対象とする補強材端部の拘束治具をはずした状態で計測を行なったものであり、設定した開口変位での溶接は1試験体で同一条件にて2箇所測定することになる。対象とする最初の仮付け溶接を③、2番目を⑤とする。各試験体の開口変位の初期値を表7.6に示す。開口モードにおける設定値は0.4mmであり、3体の試験体のばらつきは60~105%の範囲である。特に試験体A、Bでは60~85%と小さくなっている。この原因としては、桁中央部1m程度は密着度良好であり、中央部の仮付けによる収縮により、部材端から中央の途中で部分的に密着し、見かけ上の張り出し長さが短くなったために設定値よりも開口変位が小さくなったものと予想される。

ただし、試験体CにおいてもA、Bと同様に途中の密着度が良好であるにもかかわらず、設定値に近い値が計測されており、微小な面の接触に関することであり評価は難しい。

せん断モードの開口変位は設定値0.17mmに対してほぼ近い値が計測されている。

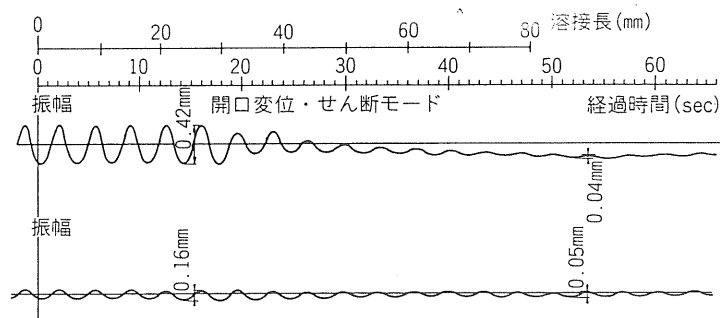


図 7.15 開口変位の収束状況 (試験体Cの例)

表 7.6 開口変位の計測値 (両振幅) (mm)

桁	設定値		計測値	
	開口モード	せん断モード	開口モード	せん断モード
A	0.4	0.17	0.24	0.20
B	//	//	③0.26	0.18
			⑤0.34	0.20
C	//	//	0.42	0.16

試験体Cにおける仮付け溶接施工中の開口変位変動状況の計測例を図7.15に示す。開口モードの開口変位の減衰が始まるのは仮付け溶接が約20~30mmの長さになった時で、時間にして溶接開始後15~20秒後である。この減衰が始まって3~5秒遅れて、せん断モードの開口変位の減衰が始まる。

1箇所の仮付けが終了しても開口変位が完全に無くなることはなく、ともに0.03~0.05mmの値に収束し定常状態となる。これは、開口モードは、変位計の計測位置が仮付け溶接からやや離れていること、せん断モードは仮付けと仮付けの間で測定したためであると思われる。

各試験体の計測結果の開口変位の振幅の経時変化を図7.16に示す。縦軸に開口変位の片振幅をとっている。いずれに試験体においてもせん断モードよりも開口モードの方が急激に収束していることがわかる。

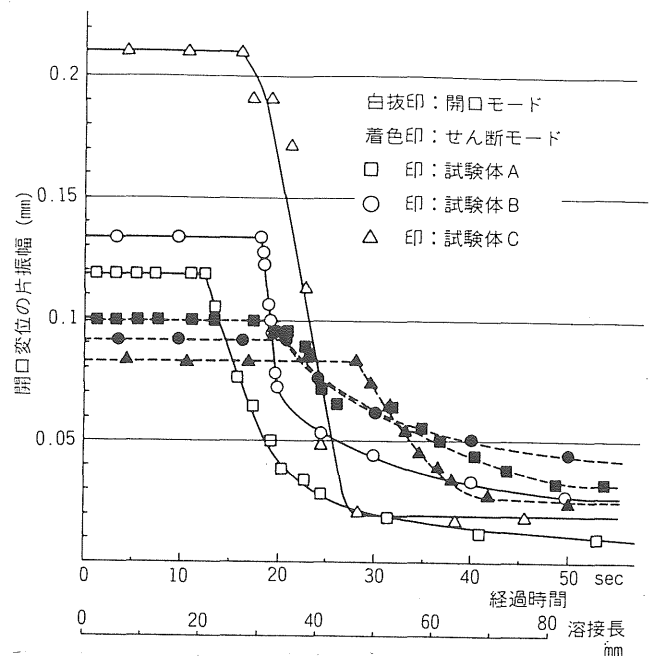


図 7.16 開口変位の収束状況

## (6) 溶接品質の検討

### (a) 外観検査およびマクロ試験結果

各試験体の溶接長は3mであり、全て9分割し、試験片の長さはX線撮影のためにフィルムの長さ最大400mmに切断し、仮付け部を含む位置から各試験体10個のマクロ試験片を採取した。これらのマクロ試験結果、溶接部には割れの発生は見られなかった。

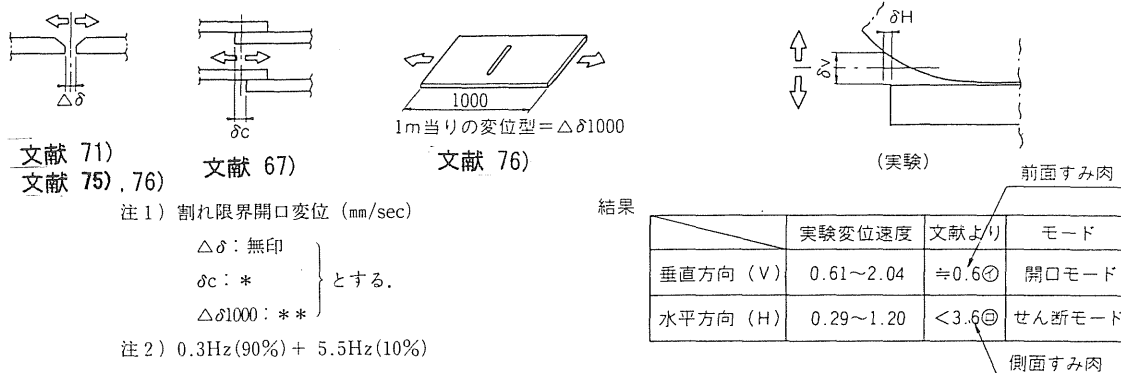
### (5) 開口変位速度

実測された開口変位および開口変位速度のまとめを表7.7に示す。比較するために継手形式が異なる他の文献の結果も添付してある。本実験における開口モードの開口変位速度の実測値は0.61~2.04mm/secとなっており、文献<sup>67)</sup>の前面すみ肉の結果0.6mm/secや、突合せ溶接の結果である文献<sup>71)</sup>の1mm/secよりもかなり大きな割れ限界変位速度が得られている。また、せん断モードの開口変位速度では0.29~1.20mm/secが得られており、文献<sup>67)</sup>の側面すみ肉溶接の3.6mm/secに対してかなり安全側で実験されたことになる。以上のように、継手の構造形式が異なること、溶接棒が補修専用溶接棒であることにより一概に比較できないものと思われるが、本実験では、従来の結果より大きい開口モードの限界開口変位速度が得られた。

また、アンダーカットはウェブ側、既設桁下フランジ側の一部に見られるが、0.5mmを超

表 7.7 実験結果と文献の比較

文献	＜割れ限界＞											＜実験割れなし＞													
	文献 71)			文献 75)				文献 76)				文献 67)				A 桁		B 桁		C 桁					
継手構造	突合せ			ストリット(a)		ストリット(b)		ストロングバック (拘束フリー)		(A)スリット		(B)拘束フリー		前面すみ肉		側面すみ肉		-							
試験振動数 Hz	(定常波)			(定常波)		(定常波)		(定常波)		(定常波)		(定常波)		(定常波)				0.3+5:注3)		3		0.3+10:注4)			
試験変位速度 mm/sec	1	3	10	0.05	0.1	0.05	0.1	0.2	0.5	0.05	0.2	0.3**	1.0**	0.1*	0.6*	0.1より大	0.6*	0.24	0.20	0.34	0.25	0.22	0.13	0.42	0.16
鋼材	SS41			SM58Q				SM58				SM50A	SM58Q	SM50A	SM58Q	SS41									
溶接種	LB-52U			D4316 D5816	試作05, 09	試作05, 09	試作05, 09	D4316 D5816	KS1000	D4316 D3816	KS1000	LBM-52	L347A	LBM-52	L3-47A	KS1000									



注 1) 割れ限界開口変位 (mm/sec)

$\Delta\delta$ : 無印  
 $\delta c$ : \*  
 $\Delta\delta 1000$ : \*\* } とする.

注 2) 0.3Hz (90%) + 5.5Hz (10%)

注 3) 0.3Hz (90%) + 5.0Hz (10%)

注 4) 0.3Hz (95%) + 10.0Hz (5%)

えるような著しいものは見られなかった。また、その他の著しい外観の不良は見られなかった。

### (b) 非破壊検査結果

X線検査の結果、溶接部に割れの発生は確認出来なかった。またルートブローホールの発生が少なからず見られた。この発生率を簡単のために1個幅1mmとして溶接長さあたりの発生割合を算出すると、次の通りであった。

試験体 A : 5.75mm/m

試験体 B : 3.83mm/m

試験体 C : 2.9mm/m

### (c) 破壊検査結果

各試験体は両側に試験ビードが有るために片側をガウジングにより削除して、片面のみを破面試験の対象とした。

X線検査結果と破面試験結果の対比結果はかなりの割合でよく一致していた。ただし、X線の結果でギャップ量の大きい端部においてほルート部ので凹凸とルートブローホールと判別は難しい。また、X線検査結果では写真の撮影条件により多少のばらつきはあるものの0.5mm程度以上のルートブローホールはかなり高い確率で検出たが、定量的な評価は行っていない。

## 7. 6 疲労強度と下フランジの補強構造詳細の関係

既設桁下フランジと補強材の継手部の接合をボルト接合した場合、図 7.17 に示すように、活荷重が補強前後で変化しないとすれば既設桁下フランジの応力は減少する。同様に補強前後で死荷重が変化しない場合、基本的に補強部材は死荷重応力の低減に寄与せず、逆にボルト孔欠損分が死荷重応力の増加となって現われる。

図 7.18 に既設桁下フランジと補強材の接合部を溶接した場合の構造詳細を示す。補強部材同士の接合部をボルト継手としたものを(a)、同様に溶接継手としたものを(b)に示す。これらは、いずれも既設桁の下フランジと補強材ウェブの間の縦ビード溶接が分断され、廻し溶接が存在する。(a)および(b)のどちらの場合も、下フランジとウェブ間の縦ビードについては同様の疲労上の配慮が必要であるが、その場合、高力ボルト継手と溶接継手の剛性の差による荷重分配に注意しなければならない。具体的には剛性の差により、スカーラップ近傍の応力分布には違いが生じるものと思われる。これらの疲労強度は 1989 年版 JSSC 疲労設計指針(案)では(c)のような継手に対応し F 等級に分類されていたが、1993 年版では本研究の成果を取入れ G 等級に変更された。

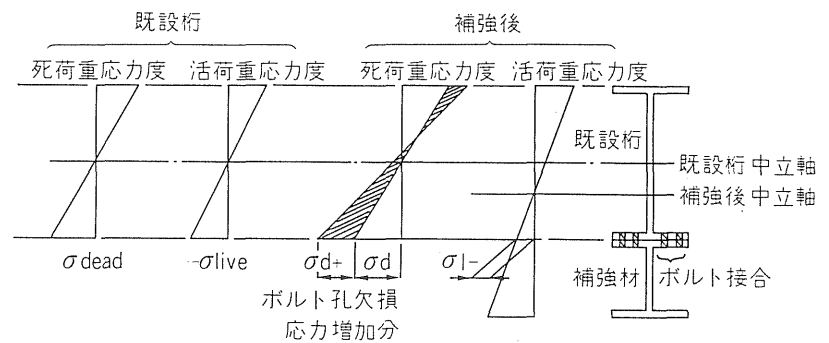


図 7.17 ボルト接合の場合の応力模式図

このような既設桁下フランジとウェブ間の縦ビード溶接継手に注目して考えられる構造詳細を図 7.19 に示す。これらは疲労上の弱点となるスカーラップの廻し溶接部に対して配慮したものである。図 7.19 (a) は一般的なスカーラップ、(b) はスカーラップを極力小さくし、スニップカットとしたもの、(c) はスカーラップを設けず縦ビードを断続としたもの、(d) は断続部を残さず全て埋め戻したものである。

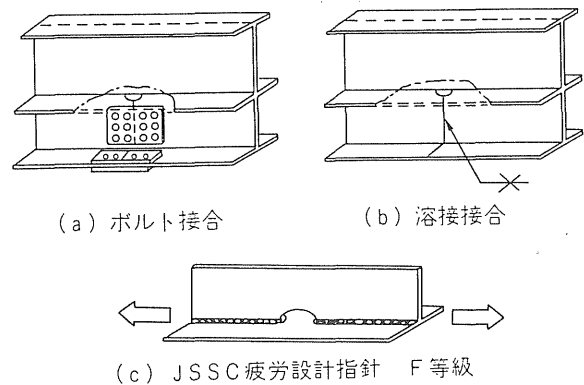


図 7.18 補強材同士の接合方法

既設桁のフランジと補強材ウェブとの間の縦ビード溶接継手はすみ肉溶接とした。この継手を突合せ溶接にすることも考えられるが、鋸桁のフランジ、ウェブの継手はすみ肉溶接で施工されるのが一般的であり、図 7.20(b)に示すような、

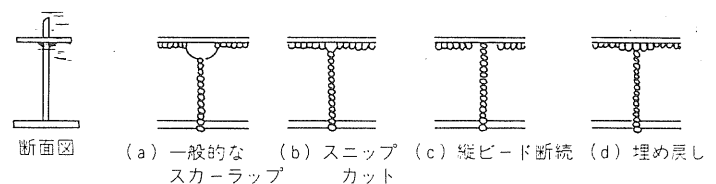


図 7.19 補強材同士を溶接継手とした場合の

構造詳細例



溶接変形の発生を少なくするため、溶接量を極力少なくすることは重要であると思われる。図 7.20(c)のように、既設桁の垂直補剛材と下フランジの溶接がある場合、補強材に変形防止の補剛材を設置する等の対策が必要と思われる。ただし、すみ肉溶接

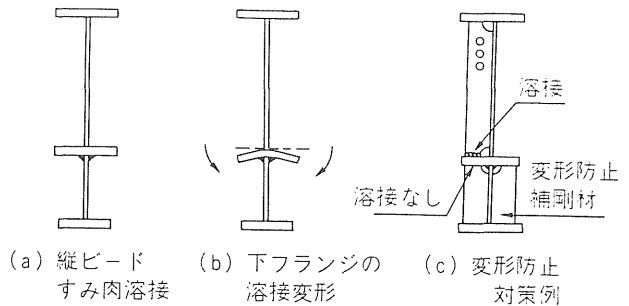


図 7.20 縦ビードの溶接による変形の対策

に対しては、超音波による検査は非常に困難なため、現場においては十分な施工管理により良好な品質を確保する必要がある。

本章の補強に伴う継手詳細と類似した、一般的に用いられる橋梁の構造詳細を図 7.21 ②～⑥に示す。①は通常の添接詳細であり、縦ビードの端部での応力は

継手部	構造詳細	継手部	構造詳細
①通常の添接 (疲労上の問題なし)	縦ビード端の応力は0	④縦リブの構造 (溶接継手)	
②排水透水板の構造 (箱内縦リブを貫通)		⑤縦リブの構造 (併用継手)	
③箱桁全断面溶接(フランジ・ウェブまたは縦リブの構造)	パッチプレート	⑥縦リブの構造 (併用継手)	

③～⑥は現場溶接に伴う縦リブの添接構造

図 7.21 橋梁に用いられる類似の構造詳細

は零で疲労上の問題は生じない。②～⑥の構造詳細はいずれもスカーラップに関連した溶接継手および併用継手の例である。いずれの構造も施工性の良好な構造詳細であるが、高い活荷重応力下での使用は疲労に対する配慮が必要と思われる。疲労を考慮する場合の活荷重の目安として、1989年版 JSSC 疲労設計指針(案)では 200 万回の疲労強度は 65Mp と規定されていた。このような継手構造の特徴は、縦ビード溶接が断続していること、および溶接交差部の施工性を考慮して付けられたスカーラップによって応力集中が生じることである。

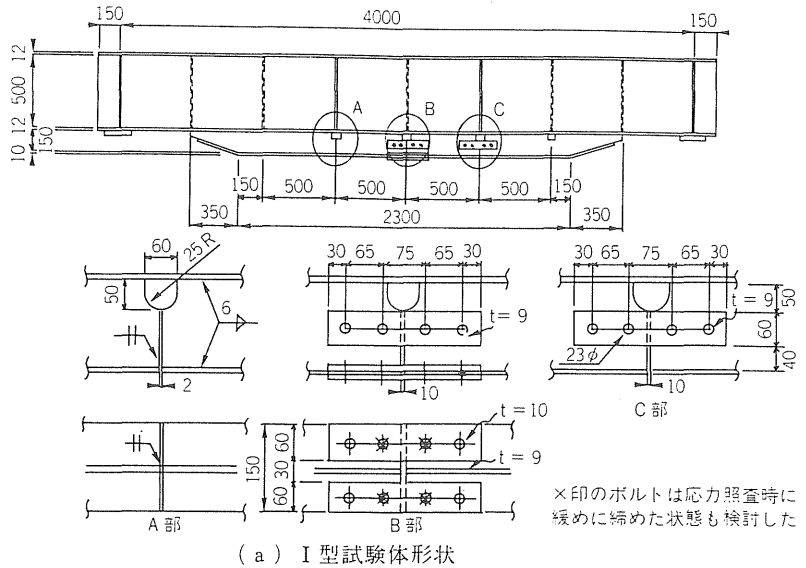
## 7.6.1 疲労試験体

試験体形状を図 7.22 に示す。試験体は I 型、II 型試験体の 2 体を製作した。I 型試験体では補強材の下フランジおよびウェブ同士を高力ボルト継手にした場合の高力ボルトと溶接継手の剛性差による荷重分配の差に起因する断続縦ビード溶接部の応力集中を調べる目的で、各継手部での補強部材同士の接合を変えている。I 型試験体にて使用したスカーラップは実橋の補修工事にて使用実績のある寸法形状のものとした。II 型試験体では桁下フランジと補強材ウェブの間に、スニップカット、縦方向に断続したすみ肉溶接、埋め戻し構造等の各種の構造詳細を含んでいる。本実験の目的は以下の通りである。

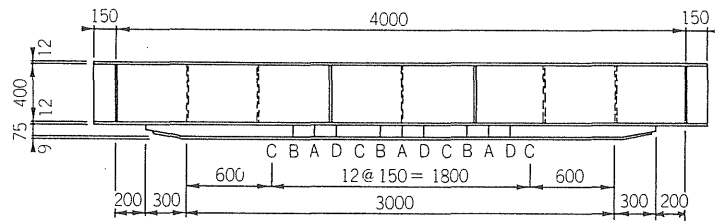
①着目点はスカーラップ部の廻し溶接近傍であり、この近傍の応力状態、亀裂の発生状況を確認する。

② スカーラップ部を含めた継手部はいわゆるボルトと溶接の併用継手と考えられ、全溶接の場合と剛性が異なるものと思われる。このため、フランジ、ウェブの添接状況を変えた種類にて疲労強度の比較を行なう。

③ 全溶接の場合も含めて各種のスカーラップ構造詳細の疲労強度の比較を行なう。



(a) I型試験体形状



(b) II型試験体形状

図 7.22 試験体形状

I型試験体は補強材同士の接合部に全てスカーラップを有しており、補強材ウェブのみボルト接合したもの、フランジ、ウェブをボ

ルト接合したものおよび溶接接合とした構造詳細とした。II型試験体はスカーラップ形状、大きさを変化させた2種類のスニップカットの継手構造、スカーラップがなく不連続部分をなくした埋め戻し継手構造および参考のために断続溶接の構造の各種構造詳細を複数箇所設定した。スニップカットの寸法は、廻し溶接をした後に補強材ウェブの表面にカット面が残る程度のもので25mm、溶接ビードで表面が覆われ、板厚方向の内部に不溶着部分が残るものとして15mmを想定した。

鋼材は全てSS400とし、既設桁部分を製作し、補強材と既設桁の接合は補強現場の状態と合わせるために上向き溶接にて施工した。既設桁下フランジと補強材ウェブの接合部は、すみ肉溶接の3層盛とし、1層目は補修専用棒KS-1000、2、3層目は低水素系溶接棒KSA-76を使用した。補強材のウェブ、フランジ同士の溶接はガウジングを伴う突合せ溶接としKSA-76を使用して、実際の現場溶接を再現出来るように努めた。

荷重はいずれも試験桁中央部1mが一様な純曲げ区間となるように2点荷重とした。I型試験体ではA、C部分が、II型試験体では両側の3箇所ずつの対象部位が曲げおよびせん断を同時に受ける荷重状態となる。断面力がどのような成分で構成されていても、一般に疲労強度は亀裂発生点の局所的な応力変動範囲が支配的なパラメータとなるものと考えられる。

## 7. 6. 2 溶接止端部近傍の応力分布

疲労試験に先立ち、I型試験体について、図 7.23 に示すように 39 枚のゲージを貼り、各部の応力測定を行なった。着目部であるスカーラップ近傍にはゲージ長 1mm、ゲージ間隔 2mm の応力集中ゲージを貼り、局部応力分布を細かく調

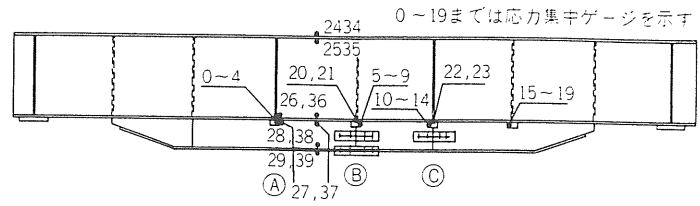


図 7.23 I型・試験体の応力測定位置

査した。実橋では補強部材間の高力ボルト接合のボルト本数、配置により、その部分の剛性が変化し、下フランジ近傍の応力も変化する可能性がある。したがって、添接部の剛度の違いによる、下フランジにおけるスカーラップ近傍の応力を比較するために以下の3通りについての応力状態を調査した。

- ①ウェブの添接を行なわない場合
- ②フランジの添接で内側のボルト2列を緩く締めた場合
- ③全てのボルトを所定通り締めた場合

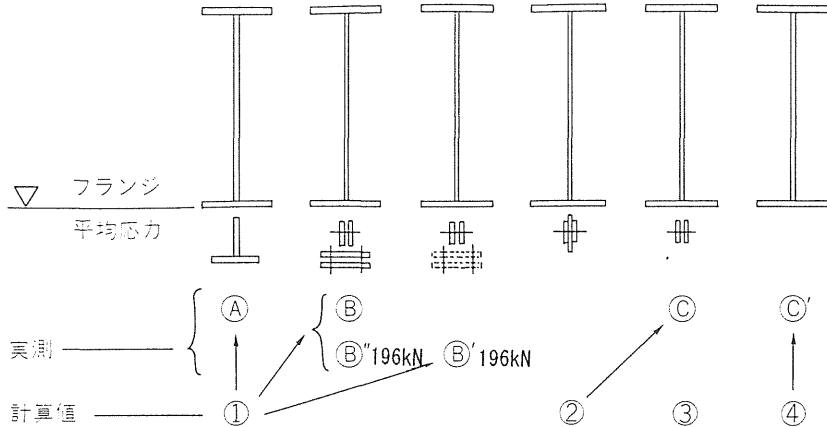
図 7.24 (a) に示すように、Aは溶接構造、Bは補強材フランジ、ウェブ共にボルト接合としたもの、Cは補強材のウェブのみ添接したものを示す。B'、C'は正規の状態（フランジの全ての高力ボルトを所定の軸力にて締めた状態）からボルトを緩めたものを示す。図 7.24 (b) に止端部近傍の応力測定結果を示す。A以外の計測点では廻し溶接部に最も近い位置で高い値を示している。Aの最近傍点での応力の低下は、ゲージが剥離していると考えられ、最大応力は他の4点から外挿して求めることが適当と思われる。その場合はもう少し高い値であることも予想できる。

図 7.24 (c) に応力集中係数の関係を示す。①～④は断面計算で有効とする補強部材の面積を変化させて計算した既設桁下フランジ下面の応力である。また、図中の白ぬき印は既設桁フランジ下面の公称応力の実測値、黒塗印は廻し溶接部止端近傍の応力集中ゲージによる実測値の最大を示す。

ボルトを正規の状態で締めた場合、廻し溶接部止端近傍の応力集中係数（最大値/公称応力）は $A=1.94$ 、 $B=1.86$ 、 $C=2.06$  となっており、ウェブのみ添接した場合のCはフランジ、ウェブを添接した場合のBより応力集中係数が高くなっている。また全溶接Aはボルト接合Bより高くなっている。

フランジの内側のボルトのみを緩めたB' はすべてのボルトを正規の締付力を導入した状態と変わらず、全てのボルトをはずした場合のC' はCに比べ集中係数がかなり高くなっている。これらの結果、添接部の剛度が低くなるに従ってビードの止端部の応力集中係数は高くなる傾向が確認できた。また、ボルト接合と溶接継手では、溶接継手の方がやや集中係数が高い結果となっている。これはボルト接合の場合添接板により断面が大きくなった結果で

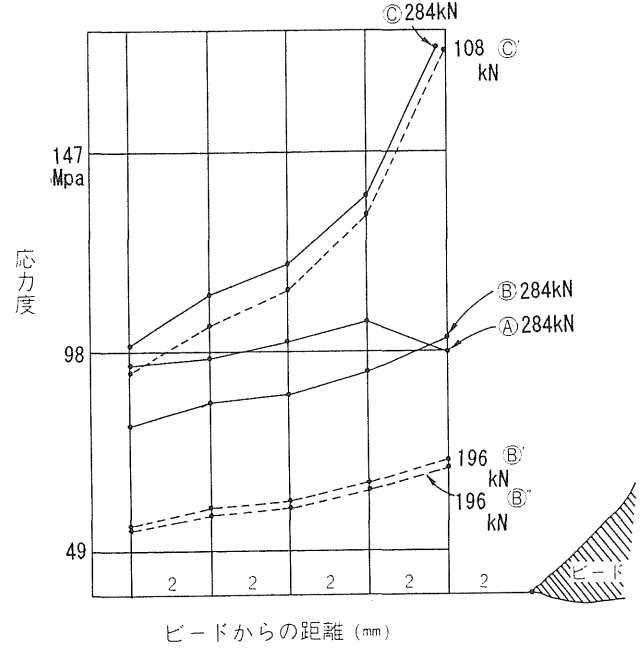
逆し溶接止端部 1.94 284kN 1.86 284kN 2.06 284kN  
 応力集中係数 1.74 196kN 1.75 196kN 2.25 108kN



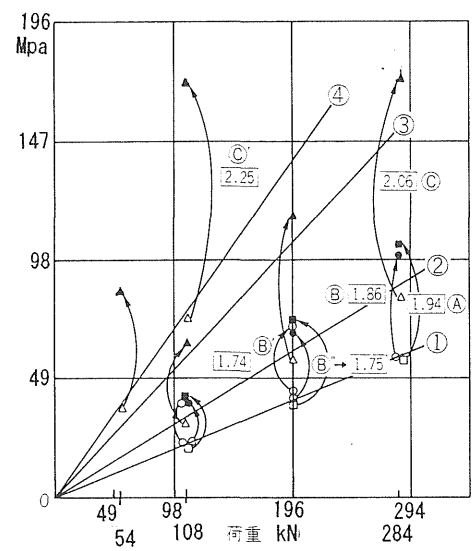
A : 溶接継手  
 B : フランジ・ウェブボルト継手  
 C : ウェブのみボルト継手

実測値	A : 溶接構造	計算値	① : 補強材フランジ、ウェブを考慮した場合
	B : 補強材フランジ・ウェブ共にボルト接合 (正規状態)		② : ③ + 補強材ウェブの添接板を考慮した場合
計算値	B' : Bでフランジ内側のボルトを緩めた場合 (荷重196kN)	計算値	③ : ④ + ウェブの添接板を考慮した場合
	B'' : B'と比較するために正規状態の196kNを示す		④ : 既設桁のみ有効断面とした場合
	C : 補強材のウェブのみを添接した状態 (正規状態)		
	C' : ウェブのボルトをはずした状態		

(a) 継手の剛度



(b) 止端部の局部応力度の計測結果



注) 白ぬき印は平均応力、黒塗印は集中部の最大値  
 □の数値は応力集中度

(c) 平均応力と応力集中係数の関係

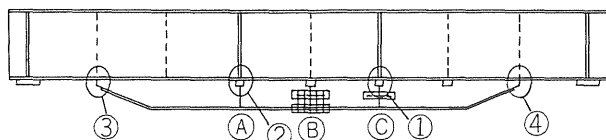
図 7.24 継手剛度の相違と応力集中係数の関係

あると思われる。したがって実橋で補強材間を高力ボルトで接合する場合、母材断面で応力を照査しておくことは継手の強度は安全側の設定であると言えよう。

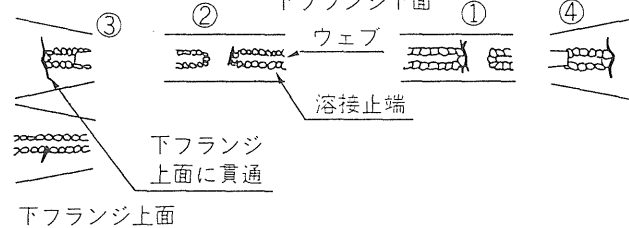
表 7.8 I 型試験体の亀裂発生状況

No.	亀裂の長さ(全長)	応力範囲	繰り返し数	備考
①	20(mm)	50.7 Mpa	850,000	補強フランジをボルト接合し、さらに亀裂部(下フランジ)をボルト接合することにより補修
②	12(mm)	62.8 Mpa	950,000	亀裂部を削りとることにより補修
③	46(mm)		1,600,000	図-12 疲労試験結果のまとめの対象外
④	38(mm)		1,600,000	同上

(a) 亀裂発生位置



(b) 亀裂形状



(c) ③, ④部構造詳細

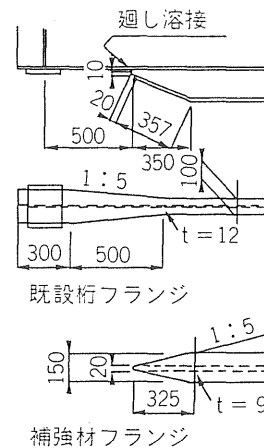


図 7.25 I 型試験体の亀裂発生状況

### 7.6.3 疲労試験の結果および考察

I 型試験体の荷重方法は 2 点荷重で荷重荷重は 284~19.6kN、既設桁の下フランジ下面の応力範囲は設計値で 54.3Mpa である。また、荷重方法は同様の 2 点荷重であるが、II 型試験体は図 7.25 に示すように I 型試験体よりも断面をやや小さくし、図 7.26 のような荷重荷重最大

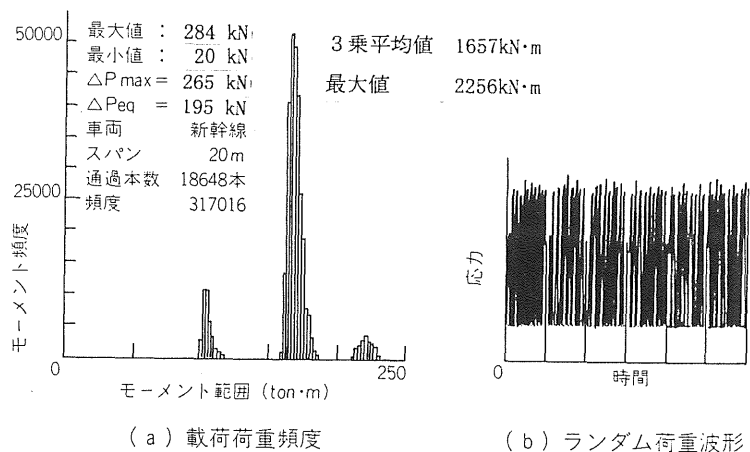


図 7.26 II 型試験体・荷重条件

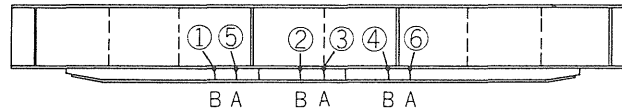
284kN、最小を 19.6kN としたランダム荷重を荷重した。等価荷重は 194.6kN であり、これに相当する発生応力は桁中央部の純曲げ区間において 82.3Mpa である。

#### (1) 疲労亀裂の発生、進展

I 型試験体の亀裂の発生状況を図 7.25 および表 7.8 に示す。亀裂は①~④の順番に 4 箇

表 7.9 II型試験体の亀裂発生状況

亀裂 No.	スニップカット 形状	亀裂長さ (mm)	応力範囲 (Mpa)	公称せん断応力 範囲 (Mpa)	繰り返し数 (回)	備考 (18φのストップホールをS.H.と略す)
①	B	5	68.9	22.8	807,000	7mmのとき、亀裂を削り取る
②	B	5	82.4	0	1,500,000	7mmのとき、S.H.で補修 3,217,000回でS.H.から亀裂
③	A	6	82.4	0	2,615,000	S.H.により補修 3,819,000回でS.H.から亀裂
④	B	6	82.4	0	2,615,000	S.H.により補修 3,570,000回でS.H.から亀裂
⑤	A	6	76.5	22.8	3,217,000	
⑥	A	6	76.5	22.8	3,217,000	S.H.により補修 3,817,000回でS.H.から亀裂



亀裂発生箇所 試験回数 (万回)	①Bタイプ	②Bタイプ	③Aタイプ	④Bタイプ	⑤Aタイプ	⑥Aタイプ
	80.9	亀裂 5mm				
93.4	亀裂 6mm					
118.3	亀裂 7mm [補修]削り					
150.0		亀裂 5mm				
261.5		亀裂 7mm [補修] S.H.	亀裂 6mm [補修] S.H.	亀裂 6mm [補修] S.H.		
321.7		60.2 万回 再発生 2mm	120.4 万回 再発生	95.5 万回 再発生 3mm	亀裂 6mm	亀裂 6mm [補修] S.H.
357.0					60.2 万回 再発生	
381.9						再発生 55mm
415.0		[破断]				

注) ストップホールをS.H.略す  
孔径は18φ

図 7.27 II型試験体の亀裂発生状況

所発生した。最初にフランジの添接を行なっていない継手①の廻し溶接部に亀裂が発生した。この亀裂はフランジの添接を新たに追加することで応力を下げ、実験を継続した。次に②の補強材同士を溶接接合した継手構造の廻し溶接部に亀裂が発生したが、②亀裂のグラインダーによる補修を行い実験を継続した。最後に③、④の補強材の始端部の廻し溶接に亀裂が発生し、疲労試験の継続が不可能となったために実験を中止した。

II型試験体の亀裂の発生状況を図 7.27 および表 7.9 に示す。亀裂は①～⑥の順番に全てのスニップカットの構造に発生している。亀裂の発生は全てスニップカットの埋め残し部分から発生し、補強材ウェブの突合せ溶接ビード止端部に沿って進展している。②～④の位置は純曲げ区間であり、①、⑤、⑥は曲げおよびせん断応力が作用する区間である。発生した6箇所のなかで応力範囲の最も小さい①で最初に亀裂が発生している。①の公称応力が低いのに亀裂の発生が早いことに対し、これがせん断応力の影響とするならば応力的にもっと条

件が厳しい⑤、⑥の発生が遅いことに対し整合性がとれない。着目部位は上向き溶接にて施工を行っており、これらの施工による溶接ビード形状の出来具合が、亀裂の発生の際に大きく影響していることが予想される。スニップカットの大きさの影響では、埋め残しの大きいスニップカットのほうが早めに亀裂が発生している傾向が見える。また、ストップホール(18φ)により補修を行なったが4箇所から亀裂が再発生している。

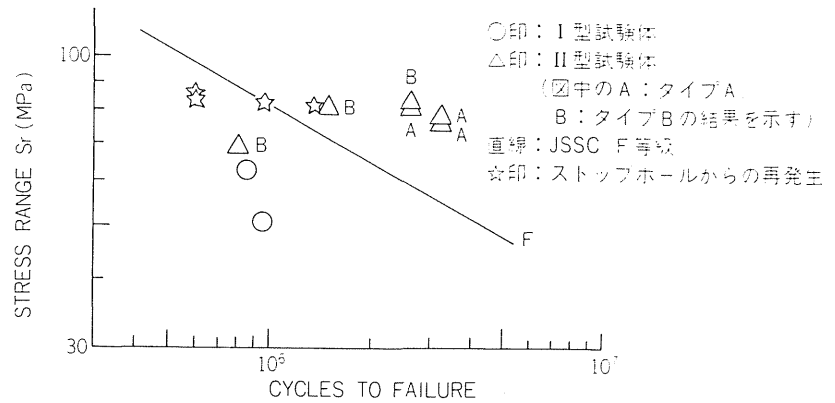


図 7.28 疲労試験結果

## (2) 疲労強度

図 7.28 に疲労試験結果を示す。図中の○印はI型試験体、△印はII型試験体の結果を示す。併せて JSSC 疲労設計指針のF等級を直線にて示す。II型試験体では等価応力でプロットしている。また、ストップホールからの亀裂再発生の結果を☆印で示す。この応力範囲は初期亀裂発生位置と同じものでプロットしている。

I型試験体においては、ウェブのみの添接および溶接継手の結果であり、フランジ、ウェブを高力ボルトで添接した構造が最も強く、160万回まで亀裂の発生は見られなかった。廻し溶接部の疲労亀裂の発生とその位置の応力に着目するとスニップカットの大きさに関係なく、したがって本実験により検討したスカーラップ構造の採用は、既設桁下フランジの応力レベル 50MPa を上限とし、それ以上の応力が発生する場合はこのような構造を控えたほうが良いものと思われる。

II型試験体においては、亀裂は全てのスニップカットの構造に発生しており、埋め戻し構造および断続溶接では応力範囲 82.4MPa、繰返し数 415万回の試験範囲では亀裂の発生は見られなかった。I型試験体の結果に比べ高めの疲労強度となっており、廻し溶接を行なうためのすき間の埋め残し部分の大きさ、形状の影響が表われているものと思われる。JSSC 疲労設計指針のF等級に比べやや低めの値となっているのは、指針の実験結果は小型の試験結果を主に反映させた結果であるため高めの許容値となっており、このような大型の試験体の結果に基づく検討が必要であろう。

ストップホールの疲労強度はF等級の基準線近傍に分布している。ストップホールの応力集中係数は3程度と考えられ、I型試験体で実測されたスカーラップの応力集中係数とほぼ近い値である。ストップホールの孔の表面は機械加工されているのに対し、I型試験体は溶接ビードの微細な表面形状に起因する差異により、ストップホールの疲労強度より低めの値になったものと思われる。廻し溶接に伴うすき間をスニップカットとしたため、応力集中度はI型試験体より低い値となったものと予想される。スカーラップの大きさや作用してい

る曲げやせん断力の影響を定量的に評価することは今後の検討課題である。

## 7. 7 疲労試験の結論

既設鋼橋の下フランジに逆T字型補強部材を溶接にて取り付ける場合の疲労強度の問題を検討し、以下の結果を得た。

1. 補強部材を構成する新設フランジ、ウェブの現場継手の剛度に差がある場合、既設桁下フランジ下面のスカーラップにより断続された、縦ビード溶接の廻し溶接部止端前縁に生じる応力集中に差が生じることが確認できた。
2. 本実験で検討したスカーラップ構造の疲労強度はかなり低く、補強後の既設桁下フランジ応力範囲が 50Mpa 程度以上となる場合はスカーラップなしの溶接構造が望ましい。
3. 廻し溶接に伴うすき間をスニップカットにすることで多少の疲労強度の向上は見られる。しかし、実験を行なった全ての箇所に亀裂の発生が見られ、JSSC 疲労設計指針 F 等級を下まわるものも見られた。このため、廻し溶接に伴うすき間を残さず、完全に埋め戻す構造が望ましいものと考えられる。

## 7. 8 まとめ

各実験の結果は次のように要約できる。

### (1) 現場計測結果のまとめ

1. 活荷重応力の最大値は8Mpa、たわみは最大1.5~2.0mmであり、設計値の1/3~1/5程度である。

### (2) 溶接施工性試験のまとめ

1. 本試験で行なった条件では溶接部に割れの発生は見られなかった。
2. 実橋の振動モードの3倍の振幅でも溶接作業性に特に有害な影響は確認されなかった。
3. 振動数3Hzでは振幅4mmまでは溶接が可能であった。また、10Hzの振幅1mmでは作業者の目に残像が残り、作業性は非常に悪い。
4. 作業空間の障害物は溶接姿勢を制限し、振動下の溶接施工性に大きな影響を与え、3Hzの振幅6mmでは溶接が困難であり、全線にわたりビード不整、アンダーカットが見ら



れた。

5. ルート部の溶込みを確保するために、溶接サイズにかかわらず3層盛とした。このためサイズ6mmでは運棒が早くなり、サイズ7～8mmの外観の方が良好な結果となった。
6. ギャップの規定2mmに対して、安全を見て3mmまでを検討の対象とした。ギャップ3mmでも施工性に問題はなく、溶接欠陥も確認されなかった。

### (3) 変動応力下での溶接実験のまとめ

1. 載荷条件は設定値をほぼ満足できた。開口モードの開口変位は補強材の支間中央を固定端とした片持ち梁として設定したが、途中の部材間の接触により見かけ上の張り出し長さが短くなり、設定値0.4mmの65～105%の範囲となった。また、せん断モードは設定値0.17mmに近いことが確認できた。
2. 仮付け溶接時の挙動に関して、開口モードでは溶接開始後溶接長20～30mmの時点、時間にして開始から15～20秒後、せん断モードでは開口モードに3～5秒遅れて開口変位の減衰が始まることが確認できた。
3. 本検討の条件下では、開口変位速度を開口モード0.61～2.06mm/sec、せん断モード0.29～1.20mm/secの範囲で実験を行なったが、割れは確認されなかった。

### (4) 疲労試験のまとめ

1. 検討した縦ビード溶接継手を分断するスカーラップ構造の疲労強度はかなり低く、補強後の既設桁下フランジ応力範囲が50Mpa程度以上となる場合はスカーラップなしの、すき間を残さず完全に埋め戻す構造が望ましい。

## 第8章 結論

本研究は、すみ肉溶接継手のルート部に存在するギャップ、ヒールクラック、ブローホール等の欠陥の発生条件、欠陥が疲労強度に及ぼす有害性の検討を行った。また、橋梁特有の構造詳細である、鋼床版の横リブとトラフリブの交差部、デッキプレートとトラフリブの接合部、供用下の補修溶接の上向きすみ肉溶接継手の施工方法、およびこれに伴う構造詳細の検討を行った。

本研究で得られた主な結論を以下にまとめる。

### 第2章「鋼橋製作の現状調査」に関して

鋼橋の製作現場での実態を把握するため、ルート部を起点として発生するヒールクラックの発生に影響を及ぼす使用鋼材の機械的性質、化学成分および溶接施工性指数の分析を行い、以下の結果が得られた。

1. 橋梁に使用されている各鋼種の化学成分、機械的性質の分布、ばらつきを明らかにした。また、50キロ級鋼材の溶接性の分布を明らかとした。
2. 一般に板厚が厚くなると溶接性が悪くなることが知られているが、今回の調査結果では、板厚と溶接性の相関はあまり見られなかった。製鋼所の製作の都合により同一製鋼でかなり広い範囲の板厚に製作されており、薄い板厚でも溶接性に注意が必要である。

すみ肉溶接はルート部先端に未溶着部を持ち、部材間の密着度の良否は最終的に継手の機能に影響を与える。部材の密着度を調査し、以下の結果が得られた。

1. 鋸桁のフランジとウェブのルートギャップ事実上ルートギャップは 0.5mm 以下と言える。箱桁のフランジとウェブのルートギャップは 99%が許容値 1mm を満足している。ウェブとステイフナー、およびウェブとブラケット仕口のルートギャップほぼ 100% が許容値 1mm を満足している。

2. 組立が先行するフランジ・ウェブとダイヤフラムのルートギャップは他の部位に比べやや悪く、96%が許容値を満足しており、良否は製作方法に依らない。
3. 最後に組込んだフランジと充腹板方式ダイヤフラムのルートギャップは 78%が許容値 1mm を満足したが、残り 22%は許容値を越える結果となった。

### 第3章「ルート部の欠陥がすみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす影響」に関して

実物大試験体により、仮付け溶接に生じるヒールクラックの欠陥の発生について検討した。また、ヒールクラックを内包した疲労試験体によりヒールクラックが疲労強度に及ぼす有害性に関し検討を行った。また、部材間の密着度の良否が疲労強度に及ぼす影響を検討した。このようなルート部の欠陥に対し以下の結果が得られた。

1. 大型試験の手溶接の結果は小型試験の結果とほぼ一致している。また、CO<sub>2</sub> 溶接はヒールクラックの発生に関しては小型試験の結果と同様に有効である。
2. 板厚 36mm と 9mm の組合せにおいて、手溶接による仮付け溶接の溶接長 80mm の平均割れ率は 54%であり、小型試験の結果とほぼ一致している。また、CO<sub>2</sub> 溶接による仮付け溶接の平均割れ率は溶接長 30mm では 62%、50mm では 53%であった。
3. 板厚 9mm と 9mm の組合せにおいて、手溶接による仮付け溶接の割れは全て非拘束の並列モードの先行溶接にて発生しており、拘束には 1箇所も発生していない。また、非拘束の仮付け溶接の平均割れ率は、溶接長 30mm では 6.5%、50mm では 5.1%であった。
4. 荷重非伝達型の十字継手と縦方向溶接継手の疲労強度に対してヒールクラックの存在は影響しない。また、荷重伝達型の十字継手の仮付け溶接もヒールクラックが存在しても疲労強度は低下していない。これは本溶接によって所定ののど厚が確保されているためである。ヒールクラックを含む荷重伝達型十字継手試験体では、疲労亀裂はヒールクラック先端の数箇所から発生し、半楕円形状の亀裂として進展する。すなわち、ヒールクラックが疲労亀裂の初期亀裂として進展するのではないことが明らかである。
5. ルートギャップを 0mm、2mm、3mm とした荷重伝達型十字継手の疲労強度は、ルートギャップ 0mm の場合が最も低い。これはルートギャップが 0mm の場合は未溶着部分先端が非常に鋭く、また溶込みが浅いためである。ルートギャップ 2mm、3mm の場合は増脚長をしても疲労強度に差はない。これは、疲労強度は溶接脚長だけでなく、ルート部の未溶着先端の鋭さおよび未溶着部の長さ強く依存する。

## 第4章「塗装鋼板のプライマーが残存する溶接継手」に関して

プライマー塗布ままの状態での欠陥の発生状況の確認のケーススタディーとして手溶接の欠陥の発生状況を確認した。また、塗装鋼板に起因する、連続し、多数発生した欠陥を有する桁試験体により、疲労試験を行い継手ごとの有害性の評価を行った。以下に結果を示す。

1. 膜厚を変化させた塗装鋼板により、幅0.5～1.5mm、高さ1.5～3.0mm、ブローホールを平均140個/m程度発生する条件を確認した。
2. 垂直補剛材すみ肉溶接継手の疲労強度は、溶接ルート部のブローホールによって低下することはない。同様に面外ガセット溶接継手のルート部にブローホールが存在しても、疲労亀裂は溶接止端より発生し、疲労強度は、溶接ルート部のブローホールによって低下することはない。
3. フランジ・ウェブの接合部においては、ルート部のブローホールが疲労破壊の起点となる。ブローホールが大きくなるにしたがって、疲労亀裂の発生する確率は高くなり、疲労強度は低下する。表面に達するような大きさのブローホールが存在しても、疲労強度はJSSC指針の許容応力範囲を満足する。

## 第5章「鋼床版縦リブと横リブ交差部の疲労強度の検討」に関して

一般的な縦リブと横リブ交差部の応力性状を有限要素法により解析し、車両の通過による変形挙動を数値解析により検討した。さらにパッチプレート方式の疲労特性を把握するために、部分試験体による疲労試験を行い、一般的な方式に比べどの程度疲労上不利になるかを実験的に検討した。以下に結果を示す。

1. 横断方向の載荷位置とスカーラップ部において、圧縮応力はトラフリブウェブ直上の位置に載荷された場合、引張応力は同一トラフリブの反対側のウェブ直上に載荷された場合が最も大きくなる。
2. ウェブの面外応力に着目しその載荷条件を確認した。スカーラップ部の表裏の主応力の差に着目した場合、載荷位置と応力の関係は、横断方向でトラフリブ片側ウェブ直上、橋軸方向では横リブから650mm離れた位置で最大値となる。また、横リブ直上では0となる。
3. モードⅠ～モードⅢのような応力成分ごとにモデル化した部分試験体により、変更型スカーラップの疲労特性を一般型スカーラップと比較した。変更型スカーラップの疲労強度はモードⅠで一般型スカーラップと有意差はなく、モードⅡで一般型の55～60%の、モードⅢの外力が変位制御で与えられるとすると一般型の約70%程度の疲労強度を有することが確認できた。

## 第6章「鋼床版縦リブの縦ビード溶接継手」に関して

片面すみ肉溶接は密閉構造となる構造上や製作手順の関係から溶接施工面が片面に制限される、鋼床版トラフリブやトラス部材の端ダイヤフラムで用いられている。片面すみ肉リブ十字継手の疲労強度とそれに対する板厚の影響および両面すみ肉リブ十字継手との相違について検討し、以下の結果を得た。

1. 片面すみ肉リブ十字継手の疲労破壊起点は溶接ルート部である。片面すみ肉リブ十字継手の疲労強度は両面すみ肉リブ十字継手の疲労強度と同程度あるいは若干高い。
2. 片面すみ肉リブ十字継手の疲労強度に対する板厚の影響は、継手の形を相似形とした場合は、主板厚が増加すれば疲労強度は低下するが、付加板厚、溶接脚長を一定とした場合は、主板厚が増加しても疲労強度は低下せず逆に若干増加する。

## 第7章「橋梁の補修・補強における溶接継手の検討」に関して

主桁の下フランジに逆T型の補強部材が取り付けられる場合の諸問題を検討した。交通を遮断することなく溶接を施工するため、振動下、応力作用下での溶接施工性に関して検討、縦ビード溶接の接合点の各種構造の疲労強度を実験的に検討し、その疲労特性を明かにした。

1. 数種の振動条件下、応力作用下での上向きすみ肉溶接の施工性の検討を行い、適正な施工条件の確認を行い実橋の施工に反映出来た。
2. ギャップの規定2mmに対して、安全を見て3mmまでを検討の対象とした。ギャップ3mmでも施工性に問題はなく、溶接欠陥は確認されなかった。
3. 開口変位に関し、設定した開口モードせん断モードを実験でほぼ再現できた。
4. 仮付け溶接時の挙動に関して、過渡的な変形挙動が確認できた。
5. 開口変位速度を開口モード0.61~2.06mm/sec、せん断モード0.29~1.20mm/secの範囲で実験を行なったが、割れは確認されなかった。
6. 検討した縦ビードを分断するスカーラップ構造の疲労強度はかなり低く、補強後の既設桁下フランジ応力範囲が50Mpa程度以上となる場合はスカーラップなしの、すき間を残さず完全に埋め戻す構造が望ましい。

## 「鋼橋の施工法」としてのまとめ

1. ヒールクラックの発生条件である鋼材の炭素当量が高いこと、密着度が悪いこと、底板が厚く立板が薄い板厚の組合わせであることの3つの条件が重なる確率は低いものの、ヒールクラックの発生を現在の施工法では完全に防ぐことは不可能である。静的問題がない程度であればヒールクラックが存在した場合に継手の純断面積の減少となるが、それ以上の応力集中の原因や疲労亀裂の発生点とはならない。ヒールクラックを完全に防止するためには、橋梁用鋼材の炭素当量を0.4%程度に制限することが望ましい。
2. 部材が他部材のスリットを貫通する十字継手などのはめ込み形式となる継手で、やむえず部材間の密着度が守れない場合においても、ギャップが3mm以下であれば疲労強度上は問題がないことを示した。
3. 塗装鋼板のプライマーに起因する連続した、ルートブローホールが疲労強度上悪影響を及ぼさない継手の種類を明かにした。フランジ・ウェブの接合部の接合部のルートブローホールの存在は、疲労亀裂の起点となるがJSSC（日本鋼構造協会）の疲労設計指針の許容応力範囲を満足することを示した。
4. スカーラップにより分断される縦ビードすみ肉溶接のJSSC疲労設計指針（1989年版）の等級分類が危険側であることを証明した。

## 今後の課題

すみ肉溶接継手は非破壊検査の適用が難しいことが特徴である。本研究においては欠陥の存在を確認するためにX線透過試験を適用した。しかし、撮影に手間がかかる、寸法の評価が難しい等の問題がある。また、超音波探傷試験は本州四国連絡橋公団のトラス部材の検査に適用されているが、一般工事に適用するには問題が多い。

今後非破壊検査試験の適用に関する検討が必要であると考えている。

## 参考文献

- 1)堀川浩甫：橋梁の損傷と補修、溶接学会誌、Vol. 52, No. 7, pp. 13-21 (1983)
- 2)鋼構造委員会疲労変状調査小委員会：鋼橋の疲労変状調査、土木学会論文集 第 368 号/  
I-5, pp. 1-12 (1986. 4)
- 3) 日本鋼構造協会：公共構造物の信頼性評価－構造物の信頼性評価技術開発特別委員会報告－、平成元年 5 月/JSSC レポート No. 13(1989)
- 4)三木千壽、坂野昌弘、舘石和雄、福岡良典：鋼橋の疲労損傷事例のデータベースの構築とその分析、土木学会論文集、Vol. 392, I-9, pp. 403-410 (1988. 4)
- 5)西村俊夫、田島二郎、奥川淳志、三木千壽：レ形溶接縦方向継手を有する鋼部材の疲れ強さ、土木学会論文報告集、Vol. 291, pp. 27-40 (1979. 11)
- 6)Miki, C., Nishino, F., Tajima, J., and Kishimoto, Y.: Propagation of Fatigue Cracks in Partially Penetrated Longitudinal Welds, Proc. of JSCE No. 312, pp. 129-140 (1981)
- 7)Miki, C., Tajima, J., Asahi, K., and Takeuchi, H.: Fatigue of Large Sized Longitudinal Butt Welds with Partial Penetration, Proc. of JSCE, No. 322, pp. 143-156 (1982)
- 8)Miki, C., Nishino, F., Hirabayashi, Y., and Ohga, H.: Fatigue Strength of Longitudinal Welded Joints Containing Blowholes, Proc. of JSCE No. 325, pp. 155-165 (1982)
- 9)稲沢秀行、桜井孝、田中雅人：鉄道、道路併用吊橋のトラス部材の角溶接継手実験、東京鉄骨橋梁技術報、 No. 14, pp. 1-7(1982. 10)
- 10)加藤裕、山本小四郎、城島保茂、木村千里：本州四国連絡橋・北備讃瀬戸大橋工事報告（製作編）、東京鉄骨橋梁技術報、 No. 23, pp. 1-21 (1987. 6)
- 11)大江慎一、田中雅人、柳沼安俊：明石海峡大橋の主構の製作報告、東京鉄骨橋梁技術報、

- 12) 首都高速道路技術センター:鋼構造物の疲労損傷の補修方法に関する調査研究 (平成2年度) 報告書、平成3年2月(1991)
- 13) 首都高速道路技術センター:鋼構造物の疲労損傷の補修方法に関する調査研究 (平成3年度) 報告書、平成4年2月(1992)
- 14) 首都高速道路技術センター:鋼構造物の疲労損傷の補修方法に関する調査研究 (平成4年度) 報告書、平成5年2月(1993)
- 15) 首都高速道路公団保全施設部:鋼 I 桁の疲労損傷に対する点検・補修要領 (案)、平成6年5月(1994)
- 16) Miki, C., Mori, T., Sakamoto, K., and Sasaki, T.: An Analysis of Fatigue Cracks Growth from Blowholes in Longitudinal Welded Joints. Structural Eng./Earthquake Eng., Vol. 4, No. 2, 289s-297s (1987.10) (Proc. of JSCE No. 386/I-8)
- 17) 日本鋼構造協会編:鋼構造物の疲労設計指針・同解説、技報堂出版 (1993)
- 18) 日本国有鉄道:JRS 鋼鉄道橋アーク溶接工資格検定試験方法、昭和57年(1982)
- 19) 大田省三郎、浅井公屋、大谷真一、石村哲朗:すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす溶接部の形状及び残留応力の影響、溶接学会論文集、Vol. 4, No. 4, pp. 68-74 (1986)
- 20) 大田省三郎、江口保平:すみ肉溶接継手の止端研削及びワイヤーピーニングによる疲れ強さ向上(第1報)、溶接学会誌、Vol. 49, No. 2, pp. 110-116 (1980)
- 21) 大田省三郎、浅井公屋、大谷真一:すみ肉溶接継手の止端部のTIGアーク再溶融による疲労強度の向上、溶接学会論文集、Vol. 8, No. 2, pp. 90-97 (1990)
- 22) 池田一夫、出納真平、五代友和、小川恒司:高張力鋼すみ肉溶接継手の疲れ強さの改善、溶接学会誌、第44巻、第2号、pp. 128-135 (1975)
- 23) 飯田国広、宮迫計典、仰木盛綱、岡野伊史:鋼すみ肉溶接継手の曲げ疲労強度に及ぼすすみ肉形状等の影響、日本造船学会論文集、No. 143, pp. 434-445 (1978)



- 24) 田垣徳幸、近藤明雅、山田健太郎、菊池洋一：溶接継手の疲労寿命に与える隅肉溶接止端形状の影響、土木学会論文報告集、No. 324, pp. 151-159 (1982)
- 25) 山田健太郎、牧野時則、菊池洋一：横リブ十字隅肉溶接止端部に発生する疲労亀裂の解析、土木学会論文報告集、No. 292, pp. 1-12 (1979. 12)
- 26) 本州四国連絡橋公団：鋼橋等製作基準 (1993. 5)
- 27) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説、平成6年2月(1994. 2)
- 28) 佐伯彰一、西川和廣、滝沢晃：鋼床版Uリブ現場溶接継手の疲労試験、土木技術資料、25-3 (1983)
- 29) 近藤明雅、山田健太郎、青木尚夫、菊池洋一：鋼床版閉断面縦リブ現場溶接継手の疲労強度、土木学会論文集、No. 340, pp. 49-57 (1983)
- 30) 阪神高速道路公団・立命館大学：鋼床版の耐荷力に関する実験的研究
- 31) 北原俊夫、檜垣孝二、和田三男、渡辺昇：鋼床版横リブ設計法の研究、住友重機械技報、Vol. 36, No. 106, pp. 77-83 (1988)
- 32) 藤原稔、村越潤、田中良樹：鋼床版横リブのスリット周辺部の疲労強度、構造工学論文集、Vol. 37A、pp. 1151-1162 (1991. 3)
- 33) 三木千壽、舘石和雄、高木千太郎：鋼床版縦リブ・横リブ交差部の応力実測とその分析、構造工学論文集、pp. 1163-1168, Vol. 37A(1991. 3)
- 34) 亀井正博、山本正雄、鈴木智巳、神野藤斜保夫：鋼床版Uトラフの局部強度、三菱重工技報、Vol. 24, No. 4, pp. 340-345 (1987. 7)
- 35) 牛尾正之、植田利夫、村田省三：トラフリブとデッキプレートとの接合部の疲労強度特性、関西道路研究会会報（日立造船の鉄構 橋梁-80）(1985. 11)
- 36) Irube, T., Mori, T.: A STUDY ON METHODS FOR IMPROVING FATIGUE STRENGTH OF PREFABRICATED STEEL PLATE DECKS, The 5th East Asia Pacific Conference (EASEC-

5), pp. 1647-1652 (1995)

37) Maddox, S. J. : The fatigue behavior of trapezoidal stiffener to deck plate welds in orthotropic bridge decks, TRANSPORT and ROAD RESEARCH LABORATORY Department of the Environment SUPPLEMENTARY REPORT 96UC. (1974)

38) Nunn, D. E. : An investigation into the fatigue of welds in an experimental orthotropic bridge deck panel, TRANSPORT and ROAD RESEARCH LABORATORY Department of the Environment, TRRL LABORATORY REPORT 692. (1974)

39) Maddox, S. J. : Fatigue of welded joints loaded in bending, TRANSPORT and ROAD RESEARCH LABORATORY Department of the Environment, TRRL LABORATORY REPORT 84UC. (1982)

40) 田島二郎、山下清明、津田徹：曲げ部材のスカラップ周辺の応力集中について、土木学会第41回年次学術講演会 I-266、pp. 531-532 (昭和61年11月) (1986)

41) 山下清明、田島二郎：曲げ部材のスカラップ周辺の応力集中について (その2)、土木学会第42回年次学術講演会 I-202、pp. 438-439 (昭和62年9月) (1987)

42) 須田博幸、田島二郎、山下清明：曲げ部材のスカラップ周辺の応力集中について (その3)、土木学会第43回年次学術講演会 I-216、pp. 486-487 (昭和63年10月) (1988)

43) 秋山幸一、山下清明、高野弘二、久保田彰：スカラップ周辺の性状について、土木学会第48回年次学術講演会 I-482、pp. 1112-1113 (平成5年9月) (1993)

44) 舘石和雄：鋼橋部材の局部変形による疲労に関する研究、東京工業大学、学位論文、平成6年度 (1994.6)

45) 角昌隆、檜作正登、勝俣盛、町田文孝、熊谷洋司、三木千壽：厚板フランジ溶接部のスカラップの疲労強度、土木学会第51回年次学術講演会 I-A377、pp. 754-755 (平成8年9月) (1996)

46) 向井盛夫、村山陽、川瀬篤志、熊谷洋司、長谷川和正、三木千壽：主桁現場溶接部のスカラップ形状が疲労強度に及ぼす影響、土木学会第51回年次学術講演会 I-A378、pp. 756-757 (平成8年9月) (1996)

- 47) 西村昭：ミルシート値とチェックテスト値との関係について、JSSC, Vol. 5, No. 38, pp. 3-26 (1969)
- 48) 西村昭：鋼材の機械的性質のばらつきについて、JSSC, Vol. 5, No. 48, pp. 68-74 (1969)
- 49) 松村駿一郎：新体系土木工学 37 「構造用鋼材」、土木学会編、技報堂出版、pp. 173 (1981. 9)
- 50) (社) 日本溶接協会、船舶・鉄構海洋構造物部会、溶接施工委員会編：溶接施工管理標準—溶接施工委員会資料—、pp. 137, 146、昭和 54 年 5 月 (1979)
- 51) 鋼橋技術研究会・示方書研究会・施工基準研究分科会：平成元年度報告書、6 章, pp. 138-206 (1989)
- 52) 青木博文、村田耕司：鋼材の降伏点、引張強さおよび降伏比に関する統計的調査、日本建築学会論文報告集、No. 335, pp. 157-166 (1986. 1)
- 53) 鈴木博之：溶接構造用圧延鋼材の機械的性質の実績調査、JSSC, No. 18, pp. 23-28 (1995)
- 54) 木原博、稲垣道夫、堀川一男、栗山良員：50 kg/mm<sup>2</sup>級高張力鋼すみ肉溶接部の割れについて—ヒールクラックについて—、溶接学会誌、Vol. 39, No. 3, pp. 156-166 (1970)
- 55) 田中甚吉、北田豊文：初層すみ肉溶接の変形割れ挙動とその割れ防止施工条件の選定、溶接学会誌、Vol. 49, No. 1, pp. 45-52 (1980)
- 56) 田中甚吉、北田豊文：すみ肉溶接割れに関する研究、溶接学会誌、Vol. 41, No. 8, pp. 915-924 (1972)
- 57) 三木千壽、中村勝樹、遠藤秀臣、等農克巳：仮付け溶接の長さとしールクラックの発生について、土木学会論文集 No. 404/ I-11, pp. 259-265 (1989. 4)
- 58) 石沢成夫、成宮隆雄、伊東孝：橋梁における塗装鋼板使用上の問題点、橋梁と基礎、July, pp. 29-35 (1969)

- 59) 伊左重輝、岩井彦哉、菊池俊郎、高木勇、高田徹也、川西征史：ショッププライマーを塗装した鋼の溶接性、ガス切断性について、金属表面技術、Vol. 21, No. 8 , pp. 277-285 (1970)
- 60) 中野正：溶接性に優れたショッププライマーの開発、溶接技術、Vol. 37, pp. 88-92 (1989. 3)
- 61) 管哲男：マグ溶接フラックス入りワイヤの動向、神戸製鋼技報/Vol. 38, No. 4 (1988)
- 62) プライマ塗装鋼板の溶接、鋼構造製作技術研究会、SGSC LIBRARY, No. 11 (1991. 4)
- 63) 明石重雄：溶接と塗装、溶接学会誌、第 35 巻、第 10 号、pp. 5-11 (1966)
- 64) 間渕秀里：ショッププライマーと溶接性、新日本製鉄大分製鉄所、平成元年 9 月、鋼構造製作技術研究会委員会資料 (1989)
- 65) 日本溶接協会 溶接棒部会技術委員会：溶接の研究 No. 32、平成 4 年度研究経過報告 (1992)
- 66) 日本鋼構造協会：供用下にある鋼構造物の溶接による補強・補修指針（案）（付）供用中の構造部材の溶接による補強・補修に関する研究の動向、一既存鋼構造物の補強・補修検討小委員会報告一、昭和 63 年 2 月 (1988. 2)
- 67) 阪神高速道路公団、日立造船(株)：溶接施工性に関する検討業務「概要書」、昭和 57 年 3 月 (1982. 3)
- 68) 鈴木博之、堀川浩甫：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、No. 362/ I -4, pp. 277-283 (1985. 10)
- 69) 鈴木博之、堀川浩甫：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、No. 350/ I -2, pp. 237-242 (1984. 10)
- 70) 堀川浩甫、鈴木博之：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、No. 368/ I -5, pp. 417-424 (1986. 4)
- 71) 新井雅敏、堀川浩甫、鈴木博之：変動荷重作用下にある鋼構造物の突合せ溶接に関する実験的検討、土木学会第 43 回年次学術講演会 I -238, pp. 530-531 (昭和 63 年 10 月、) (1988)

- 72) 井元泉、中西保正、堀川浩甫：変動荷重下における溶接割れに対する実験的考察、溶接学会論文集、Vol. 7, No. 3 , pp. 319-325 (1989)
- 73) 井元泉、中西保正、金裕哲、鈴木博之、堀川浩甫：変動荷重下の凝固割れに対する力学的指標と割れ発生評価式の提案－ 供用下にある構造物の溶接施工に関する研究 (第1報) 一、溶接学会論文集、Vol. 8, No. 1 , pp. 38-43 (1990)
- 74) 井元泉、金裕哲、中西保正、鈴木博之、堀川浩甫：変動荷重下の凝固割れに対する力学的検討、－ 供用下にある構造物の溶接施工に関する研究 (第2報) 一溶接学会論文集、Vol. 9, No. 1 , pp. 43-47 (1991)
- 75) 中西保正、中村義隆 他「供用中の補修溶接施工に関する研究 一第2報 変動応力下の補修溶接棒の開発一」石川島播磨技報、第27巻、第4号、pp. 207-212、昭和62年2月(1987)
- 76) 佐藤功輝、川井豊、山口忠政、西山昇、中西保正、中村義隆：変動応力下の補修溶接棒KS-1000の開発、川崎製鉄技報、Vol. 19, No. 4, pp. 47-51(1987)
- 77) 日本鋼構造協会編：鉄鋼の性質と高張力鋼、彰国社、pp. 357(1967. 4)
- 78) たとえば、橋本篤秀：建築構造用鋼材の知識、鋼構造出版 (1993. 5)
- 79) たとえば、佐野元：標準工学シリーズ機械材料、共立出版 (1976)
- 80) JIS Z2201-1980 金属材料引張試験片解説 (1980)
- 81) Steel-Conversion of elongation values-Part 1:Carbon and low alloy steels, ISO 2566/1 (1973. 7)
- 82) 三木 千寿、森 猛：溶接橋梁の疲労設計への破壊力学手法の適用に関する研究、昭和62年3月、昭和59・60・61年度科学研究費補助金研究成果報告書 (1987)
- 83) 旭一穂、岸本良孝、帆足博明：箱断面供試体を用いた大型疲労試験、橋梁と基礎、

Vol. 14, No. 6, pp. 18-23 (1980)

84) 夏目光寿、寺田博昌、深沢誠：高張力鋼溶接継手に含まれるルートブローホールの疲労強度に及ぼす影響、土木学会論文報告集、No. 334, pp. 177-180 (1983)

85) 久保村圭介、下川浩資、竹名興英：鉄道併用橋建設のための新技術の開発、土木学会誌、Vo. 68, No. 6, pp. 18-27 (1983)

86) 森猛、吉本秀一、林俊一、三木千壽：塗装鋼板のすみ肉溶接施工試験および十字継手の引張強度と疲労強度、構造工学論文集、Vol. 40A, pp. 1223-1231 (1994. 3)

87) 日本道路協会：鋼道路橋塗装便覧、丸善 (1993)

88) 本州四国連絡橋公団：鋼橋等塗装基準・同解説、海洋架橋調査会 (1990)

89) 森猛：ストップホールをボルト締めすることによる疲労亀裂の補修、構造工学論文集、Vol. 35A, pp. 969-976 (1989)

90) 木村千里：U型鋼の平面曲げ加工試験、東京鉄骨橋梁技術報、No. 15, pp. 41-44 (1988. 3)

91) 上床勇、赤根正男：U型鋼を使用した曲線鋼床版箱桁製作報告、東京鉄骨橋梁技術報、No. 16, pp. 30-32 (1983. 10)

92) 三木千壽、森猛、坂本謙二、柏木洋之：前面すみ肉溶接継手の疲労強度に対する継手寸法の影響、構造工学論文集、Vol. 33, pp. 393-402 (1987)

93) 森猛：溶接橋梁の疲労亀裂進展寿命に関する研究、東京工業大学、学位論文、昭和62年度 (1987. 3)

## 謝辞

本研究の過程遂行にあたり、終始懇切丁寧なご指導いただいた長崎大学の高橋和雄教授に心より謝意を表わします。長崎大学の勝田順一助教授には、疲労および製作の問題に関する見識をご教授いただき、深く感謝いたします。

長崎大学の小森清司教授、末岡禎佑教授および崎山毅教授には本論文を査読していただき、有益なる助言をいただきました。ここに記して謝意を表わします。

大阪大学堀川浩甫教授には溶接工学研究所受託研究員として派遣された時より、研究の重要性と研究の興味深さをご教授いただきました。深く感謝いたします。

本研究の多くは東京工業大学三木千壽教授、法政大学森猛教授のご指導のものと研究として行ったものであります。長年にわたりご指導とご鞭撻を賜りました。ここに厚く御礼申し上げます。また、卒業研究として研究にご協力いただいた、三木研究室 范恒達氏、森研究室 谷貝誠氏、横井昭仁氏、宮下竜一氏に感謝いたします。

本研究の一部は鋼橋技術研究会のテーマとして行ったものです。鋼橋技術研究会の皆様感謝いたします。また、長年共に活動していただいた鋼橋技術研究会・施工基準研究分科会、施工部会の歴代の部会員の皆様に深く感謝いたします。

適切なお助言と暖かい励ましをいただいた福井工業大学鈴木博之講師、東京工業大学 館石和雄講師、創造プロジェクト「高性能鋼の橋梁への利用」の会員の皆様、三木研究室「社会人ゼミ」の皆様に厚くお礼申し上げます。

最後に、株式会社東京鐵骨橋梁製作所の皆様に感謝いたします。特に、長崎大学への入学を快く承諾して頂いた齋藤岩雄社長に厚く御礼申し上げます。また、大学で研究することについて、多大なる援助と激励を頂いた稲澤秀行専務取締役および後藤榮一技術本部副本部長に深く感謝いたします。