

補剛板の溶接残留応力および初期たわみ に関する実験的研究

AN EXPERIMENTAL STUDY ON RESIDUAL STRESSES AND INITIAL DEFORMATIONS OF STIFFENED PLATES

小松 定夫*・牛尾 正之**・北田 俊行***

By Sadao KOMATSU, Masayuki USHIO and Toshiyuki KITADA

1. 緒 言

鋼箱桁橋は第 2 次世界大戦後、西ドイツを中心にヨーロッパ各国で急速に発展した。加えて、溶接技術の進歩、構造用高張力鋼の開発、電子計算機による構造解析の発展などに伴い、鋼箱桁構造は大形化とともに飛躍的な薄肉軽量化が進んだ。そして、1969 年 11 月の新ウィーン・ドナウ橋に端を発して、約 2 年の間に架設途中の鋼箱桁橋の崩壊事故が 4 件も発生した。これらの事故を契機に各国ではその原因調査および鋼箱桁橋の設計、製作、架設に関連した安全性再確認の検討を行った結果、圧縮フランジ、支点上のダイヤフラムなどに採用されている薄肉補剛板の圧縮耐荷力の不足が直接もしくは間接的な原因になっていたことが指摘されている。これら圧縮力を受ける補剛板では、初期たわみおよび残留応力などのいわゆる初期不整の影響を受け、線形弾性座屈理論で得られる強度を保てないことは以前から認識されていた反面、後座屈余力が存在し、設計上これを無視することにより十分な安全率が確保できるという考え方も根強く残っていた。しかしながら、後座屈強度も初期不整の影響を受けることは明らかで、その後実施された研究でも、初期不整の実態を調査する一方、その影響を加味した座屈強度および座屈後の極限強度を理論的にあるいは実験的に究明することに集約された。したがって、最も早くから大々的に事故対策に取り組んだ英国では、新しく制定された鋼箱桁橋の設計、製作に関する規定（通称 I.D.R.）¹⁾において、補剛板の初期たわみの許容値をきわめて詳細に規定し、さらに溶接によって生ずる残留圧縮応力度は、設計時に溶接寸法および層数から計算し、圧縮許容応力度算出時にそれを導入するようになってい

る。この I.D.R. では、それまで暗黙のうちに安全率の中に含めていた残留応力の影響を直接的に考慮した点では画期的な規定といえる。また、わが国の道路橋示方書²⁾（以下、道示という）をはじめ、近年改定された各国の規定では許容圧縮応力度の基準の中に残留応力の影響を間接的に考慮している。

さて、補剛板の強度圧縮に影響を及ぼすこれら初期不整のうち、初期たわみは柱材のように骨組部材と違いきわめて複雑な様相を呈し、定性的にも定量的にもまだ取り扱いが明確にされていないのが現状である。これは溶接時の周辺拘束条件、開先形状、溶接順序などの諸因子により大きく影響を受け、さらに溶接後ある程度の矯正が可能であり現にそれが実施されているというような事情もあって一律に取り扱うことが困難なためである。一方、残留応力については応力焼鈍などを行わない限り除去することは不可能で、ガス切断、溶接などにより工作する場合は避けられないものである。過去において、圧縮部材の強度への影響という立場での残留応力の研究は著者の知る限りではわずかに米国および英国でしか実施されていないが、柱材および単一板についてかなり統一的な研究内容を含んでいる。そして、その分布形状および大きさは比較的ばらつきが少ないことがわかっており、これらについてはほぼその実態が体系づけられたと考えられる。

もともと、残留応力に関する研究は 1920 年代に初めて溶接が船体建造の一部に採用された頃から始まり、1930 年代の溶接橋梁のぜい性破壊による落橋事故、1940 年代の大量のリパティール船の同様な事故を経て、主としてぜい性破壊に及ぼす影響という立場から実施され、測定技術も確立されるに至った³⁾。一方圧縮部材の強度への影響という立場では、1940 年代にすでに米国などにおいて短柱の座屈強度に関する研究の中で単発的に議論されはじめていたが、1954 年に Huber—Beedle が圧延 H 形鋼の圧縮強度の研究で始めて本格的な残留応力

* 正会員 工博 大阪大学教授 工学部土木工学教室

** 正会員 日立造船(株)技術研究所

*** 正会員 工修 大阪大学講師 工学部土木工学教室

測定を実施し、それと座屈強度との関係を直接的に扱った⁶⁾。そして、1960年には Beedle—Tall が H 形断面柱における残留応力と座屈強度との関係について、それまでの研究成果を整理総括して体系的な発表を行った⁷⁾。その後、1960年から1970年にかけて、米国のリーハイ大学において Tall らが中心となり、圧延板を溶接集成した H 形断面柱、ガス切断した板を同じく溶接集成した H 形断面柱、側辺もしくは中央にビード盛溶接した単一板、各種板からなる箱形断面柱などに対して、板幅、板厚、材質などをパラメーターに、系統だてた残留応力分布形状およびその大きさの測定を行い、ほぼチャート化したといつてよいほどの成果を示した^{8)~14)}。

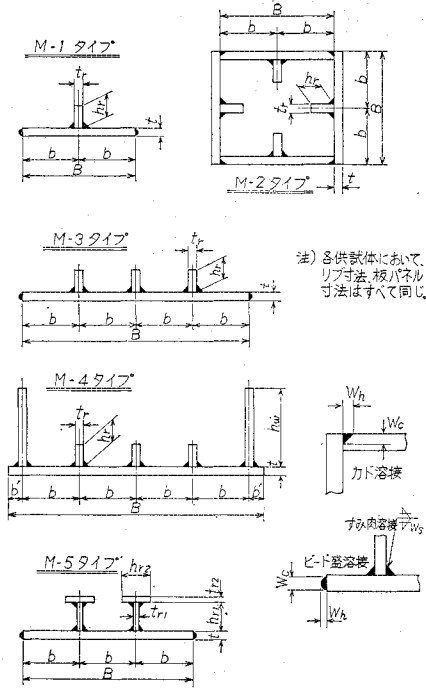
一方、英国においてはフォースロード橋建設に先立って行われた箱形断面柱の圧縮実験⁵⁾において、溶接残留応力が圧縮強度に影響を及ぼしていることを察知したのをきっかけに、1969年から1971年にかけて Young—Dwight—Moxham らが中心となって、板要素を主体に大規模な残留応力に関する研究を実施し^{15)~18)}、前述の I.D.R. の規定の基礎資料となった。その詳細は公表されていないが、米国と違って各溶接法の入熱量とビード断面積の関係、残留圧縮力とビード断面積の関係などに着目し、設計上有効な残留圧縮応力度の推定法を導いている。ただ、補剛板については縦方向補剛材（以下、単にリブという）内の分布形状および大きさなどは一定でなく、推定するには困難な問題を含んでいるとしている¹⁹⁾。

以上のように、これまで実施されてきた研究では、板要素あるいは H 形断面のような柱断面については残留応力の実態はほぼ究明されたと考えられる。しかし、補剛板については著者らが以前に行った実験²⁰⁾以外に、系統的に検討する試みは行われていない。また、圧縮補剛板の座屈強度に関する従来の研究においてもリブ内の残留応力について詳細には触れていない。したがって、本報告では先に述べた実験を含め、著者らが圧縮耐力実験を実施した補剛板での測定結果^{21), 22)}および実橋製作を想定して製作した実物大模型での測定結果²³⁾などを総括して、主として長方形断面リブを有する補剛板に生ずる残留応力の実態を明らかにするとともに実橋での算出法を示し、今後の基礎資料となることを期するものである。なお、実物大模型での初期たわみ測定結果に基づいて、補剛板の初期たわみの実態についても言及する。

2. 実験要領

(1) 供試体

ここでは、リブが縦方向のみに配置されている補剛板



図一 供試体の断面形状

を対象としている。したがって、通常の箱桁橋、柱構造物などに採用される圧縮フランジの横リブもしくはダイアフラム間の補剛板に相当するものを考える。供試体の断面形状は図一に示す5個の形式とした。M-1タイプはリブ1本の場合で、側辺は実橋においてウェブとの接合のために施されるかど溶接もしくはすみ肉溶接に相当するビード盛溶接を行った。M-2タイプはかど溶接で箱形に組み立てた場合で、トラス弦材もしくはアーチリブなどを想定している。M-3タイプはリブ3本の場合で、多リブ形式の補剛板に相当し、側辺は M-1タイプと同様な処置をしている。M-4タイプはウェブ板に相当する端板を取り付け、実橋における補剛板の周辺の拘束状況を局部的に再現した供試体である。また、M-5タイプは T 形リブをつけた場合である。

表一に個々の供試体の断面諸元を示す。供試体は4個のグループからなり、それぞれ次のような特徴を有する。

a) 供試体 I：材質は SS 41 で、サブパネルの幅厚比 b/t は 30~80 と広範囲にわたり、リブの曲げ剛度は I-7, I-10 以外すべて DIN²³⁾ の規定を満足する。また、I-6~I-10 では道示の規定をも満足している。

b) 供試体 II：材質は HT-60 (WEL-TEN 60) であるが、リブの曲げ剛度は II-2 以外道示の SM 58 材の規定を満足している。

c) 供試体 III：材質は HT-80 (NANKO-HT 80)

表-1 供試体の断面諸元 (記号は 図-1 参照)

供試体群	供試体番号	タイプ	想定した α	B (cm)	b (cm)	t (mm)	b/t	h_r (cm)	t_r (mm)	h_r/t_r	材質
I	I-1*	M-3	1.00	140	35	4.4	79.5	5.1	4.4	11.6	SS 41
	I-2*	M-3	1.00	140	35	5.7	61.4	6.1	5.7	10.7	
	I-3	M-3	1.46	96	24	4.4	54.5	5.9	4.4	13.4	
	I-4	M-3	1.46	96	24	4.4	54.5	7.0	5.8	12.1	
	I-5	M-3	1.46	96	24	4.4	54.5	8.0	8.3	9.6	
	I-6*	M-3	1.46	96	24	6.1	39.3	7.4	6.1	12.1	
	I-7*	M-3	1.46	96	24	7.8	30.8	7.3	7.8	9.4	
	I-8	M-3	1.46	96	24	7.8	30.8	8.9	7.8	11.4	
	I-9	M-3	1.46	96	24	7.8	30.8	11.2	7.8	14.4	
	I-10	M-3	1.46	96	24	8.3	28.9	8.0	8.3	9.6	
II	II-1	M-1	∞	49.0	24.5	8.4	29.2	7.5	8.4	8.9	HT 60
	II-2	M-1	∞	69.4	34.7	12.4	28.0	7.0	12.4	5.6	
	II-3	M-1	∞	69.4	34.7	12.4	28.0	11.0	12.4	8.9	
	II-4	M-2	∞	69.4	34.7	12.4	28.0	11.0	12.4	8.9	
	II-5	M-1	∞	47.4	23.7	12.4	19.1	4.8	12.4	3.9	
	II-6	M-1	∞	47.4	23.7	12.4	19.1	7.0	12.4	5.6	
	II-7	M-1	∞	39.0	19.5	12.4	15.7	3.0	8.0	3.8	
III	III-1	M-1	∞	72.6	36.3	12.1	30.0	10.9	12.1	9.0	HT 80
	III-2	M-1	∞	41.6	20.8	8.6	24.2	7.3	10.5	7.0	
	III-3	M-1	∞	45.0	22.5	9.8	23.0	8.0	13.0	6.2	
	III-4	M-2	∞	45.0	22.5	9.8	23.0	8.0	13.0	6.2	
	III-5	M-1	∞	46.0	23.0	12.1	19.0	8.3	12.1	6.9	
	III-6*	M-5	∞	72.6	24.2	12.1	20.0	$h_{r1}=14.2$	$h_{r2}=8.0$	$t_{r1}=9.8$	
	III-7*	M-5	∞	76.2	25.4	12.7	20.0	$h_{r1}=15.0$	$h_{r2}=8.0$	$t_{r2}=10.5$	
IV	IV-1	M-4	1.25	256	64	15.5	41.3	17.6	15.5	11.4	SS 41
	IV-2	M-4	1.25	192	48	15.5	31.0	13.0	15.5	8.4	
	IV-3	M-4	1.25	179.2	44.8	16.1	27.8	16.0	16.1	9.9	SM58
	IV-4	M-4	1.25	128	32	16.1	20.0	12.7	16.1	7.9	

供試体IVのウェブ高さ(h)は500mm, *: 2体作製したことを示す, α : 縦横比

で、III-1 以外リブの曲げ剛度は南港連絡橋上部工設計基準²⁵⁾を満足している。

d) 供試体IV: 以上は補剛板を単独に手溶接のみで作成したものであるが、これは実橋製作時とほぼ同様の工法、溶接法を採用し、かつ剛性のあるウェブ材および両端部には横リブを配した。また、すべて道示の規定を満足している。

また、供試体の長さは残留応力の分布形状が一定になる領域が十分に存在するように配慮して、供試体I: 2050mm, 供試体II, III: 1250mm, 供試体IV: 2000mmと1500mmとした。使用した鋼板の機械的性質は引張試験より求めて表-2に示す。

表-2 使用した鋼材の機械的性質

供試体	材質	t	σ_y	σ_s	E	ν
I	SS 41	4.4 ~8.3	2760 ~3990	4410 ~5110	2.1 ~2.3	0.24 ~0.30
II	HT 60 (WEL-TEN 60)	8.0 ~12.4	5700 ~6050	6780 ~6830	2.1	0.26
III	HT 80 (NANKO-HT-80)	9.8 ~13.0	7760 ~7920	8360 ~8410	2.1	0.26 ~0.27
IV	SS 41	15.5	2690	4480	2.1	0.31
	SM58	16.1	5240	6320	2.1	0.27

t : 板厚(mm) σ_y : 降伏点(kg/cm²) σ_s : 極限引張強さ(kg/cm²)
 E : ヤング率($\times 10^4$ kg/cm²) ν : ポアソン比

(2) 供試体の製作

供試体I, II, IIIではガス切断によって生ずる残留応力を除去することとし、板パネルおよびリブの材片を原板から取出す段階で、まず所定の幅寸法より両側に約60mmずつ大きめにガス切断し、次に所定寸法に機械切断して端面を仕上げた(以下、このような工法を機械切断した場合と称する)。一方、供試体IVでは実橋製作時と同様に所定寸法どおりガス切断して取り出した。

次に、溶接による変形を防止するために拘束治具を用いて板パネル周辺部を固定し、リブを仮づけした後、幅方向および長手方向のバランスを配慮した順序ですみ肉溶接を行った。すみ肉溶接は供試体I, II, IIIでは1層盛の手溶接であるが、供試体IVではMISA溶接装置(Micro-wire Submerged Arc Welding)を使用した。本装置は図-2に示すように、タンデムMISA溶接機

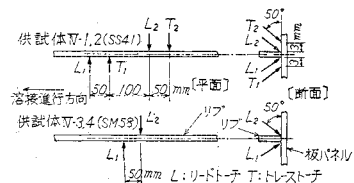


図-2 MISA 溶接法の概要

2台を組み合わせたもので、1本のリップを両側から同時にすみ肉溶接できるものである。以上のようにして、リップが取り付けられた段階でリップ間のサブパネルおよび補剛板全体の初期たわみをプレスにより機械的に除去した。

ひき続き、供試体 I, II, III の M-1, M-5 タイプでは手溶接1層盛で側辺ビード盛溶接を行い、再度プレスで全体のひずみ取りを行った。また、M-2 タイプではかど溶接で箱形に組んだ。一方、供試体 IV ではウェブ板を1層盛手溶接で取り付け、長手方向の両端には板厚 8 mm の横リップをつけた。これらの溶接寸法を一覧にして表-3 に示す。また、溶接時の電流、電圧、運棒速度などはそのつど実測し、ビード断面積は残留応力測定時に切断して測定した。

表-3 溶接寸法と溶接法

供試体	材質	W_s	W_h	W_c	溶接法
I	SS 41	$t \geq 7:6$ $7 > t \geq 6:5$ $t < 6:4$	4	板厚 (t) と同じ	手溶接・1層盛 (予熱なし, 自然冷却)
II	HT 60	6	M-1:2 M-2:6.5	M-1:5 M-2:6.5	"
III	HT 80	6	M-1:2 M-2:5	M-1:5 M-2:5	"
IV	SS 41 SM 58	6	—	—	ウェブ接合: 手溶接・1層盛 リップ接合: MISA 溶接・1層盛 (SM 58 のみ 50°C 予熱, 自然冷却)

(3) 測定方法

残留応力測定は機械的分割法による応力解放方式とし、標点距離 100 mm のコンタクトゲージを使用した。測定要領の一例として供試体 III-1 の場合を図-3 に示す。この例では切り出すピースの幅を溶接部近傍の大きな引張応力を生ずる箇所では 10 mm、溶接線間中央付近の圧縮応力領域では 20 mm としているが、一般に前者で 10~15 mm、後者で 20~50 mm とした。測点はピー

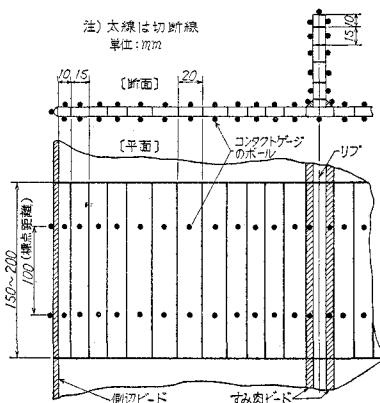


図-3 残留応力測定要領 (供試体 III-1)

スの表裏に設け、曲げ成分を除くようにした。また、供試体 II, III では長手方向の 1/4, 中央, 3/4 断面の 3 箇所測定したが、それらに有意の差が認められなかったので供試体 I, IV では 1 断面のみとした。

また、初期たわみは実橋の補剛板にできるだけ類似するように製作した供試体 IV の測定値のみを本文で扱うことにする。測定はスケールとレベルにより格子状に測点 (リップは先端のみ) を設けて行った。

3. 実験結果および考察

(1) 入熱量とビード断面積の関係

溶接によって生ずる残留応力の大きさおよび分布形状は、溶接時の加熱冷却の過程において溶接部付近に生ずる熱応力とこれに伴って残留する圧縮塑性ひずみに直接影響されるが、これらは溶接時の入熱量 Q にほぼ 1 次的に比例すると考えられる。一方、設計時に簡単に考慮できる溶接寸法すなわちビード断面積 A_w もまた入熱量に比例するものと考えられる ($A_w = kQ$ ここに k は mm^2/J の単位を有する比例定数)。

まず、本実験で比較的多数のデータが得られている供試体 I, II, III について Q と A_w の関係を調べる

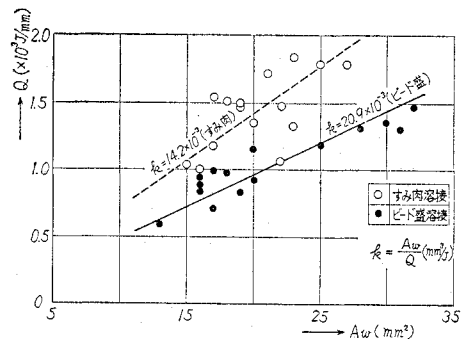


図-4 入熱量 Q とビード断面積 A_w の関係 (供試体 I-SS 41)

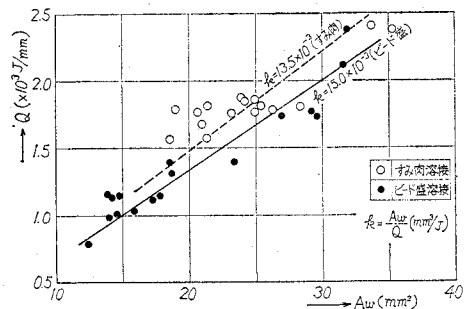


図-5 入熱量 Q とビード断面積 A_w の関係 (供試体 II-HT 60)

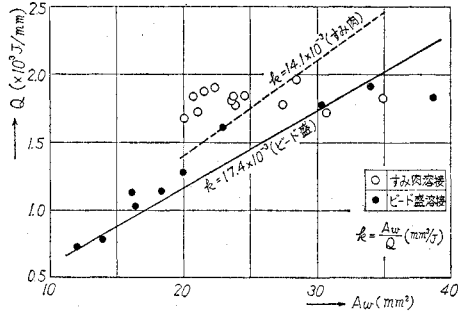


図-6 入熱量 Q とビード断面積 A_w の関係 (供試体 III-HT 80)

と図-4~6 のようになる。図にはすみ肉溶接とビード
 例定盛溶接とに分けて、それぞれ最小2乗法で求め
 た比数 k を付記した。また、供試体 IV のウェブ接合
 のすみ肉手溶接では、SS 41 : $k = 14.9 \times 10^{-3} \text{ mm}^3/\text{J}$ 、
 SM 58 : $k = 10.5 \times 10^{-3} \text{ mm}^3/\text{J}$ 、リブ接合のすみ肉
 MISA 溶接では、SS 41 : $k = 16.5 \times 10^{-3} \text{ mm}^3/\text{J}$ 、
 SM 58 : $k = 14.9 \times 10^{-3} \text{ mm}^3/\text{J}$ なる平均値が得ら
 れた。この比例定数 k については、Dwight-Mox-
 ham が一般構造用鋼に対して手溶接、自動溶接な
 どに各種溶接法(1層盛溶接に限定)を包含して実
 験的に $k = 16 \times 10^{-3} \text{ mm}^3/\text{J}$ なる数値を得ている¹⁶⁾。
 これらの結果から各溶接条件に対して一定の k 値
 を決めることはできないが、たとえば1層盛すみ肉
 手溶接の場合、ほぼ $14.0 \times 10^{-3} \text{ mm}^3/\text{J}$ 前後となり、
 自動溶接では入熱効率がよくなり若干大きめになると
 考えられる。また、ビード盛溶接ではすみ肉溶接に比
 べ母材溶融の度合いが少なくなるため、幾分 k 値は大
 きくなる。一方、材質の違いによる k 値の差はないと考
 えられる。

(2) 残留応力の測定結果

残留応力の測定結果の一例を 図-7,8 および 9 に示
 す。すべての供試体にいえることであるが、図から明ら
 かなように板パネル部分ではリブ間で相当の範囲にわた

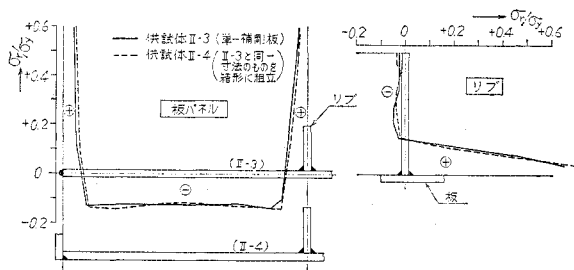


図-7 供試体 II (HT 60) の残留応力測定例

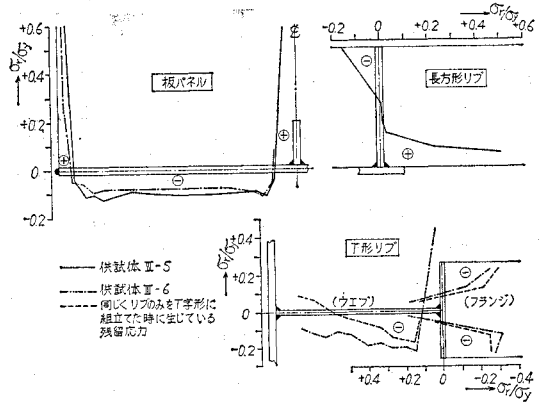


図-8 供試体 III (HT 80) の残留応力測定例

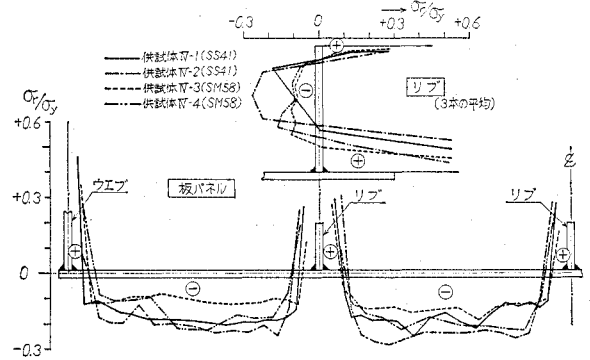
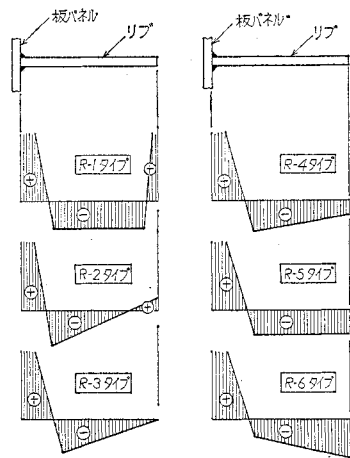


図-9 供試体 IV の残留応力測定値

って、残留圧縮応力が台状に分布し、溶接部付近では大
 きな引張応力が生じている。残留圧縮応力の分布形状は
 各供試体によって顕著な差異はみられないが、その大き
 さは材質、 b/t などによって若干違っている。一方、長
 方形断面リブ内の残留応力は機械切断した場合とガス切
 断した場合とで様相が異なり、図-7 および 8 が前者の



R-1:ガス切断した場合 R-2~R-6:機械切断した場合

図-10 リブ内の残留応力分布形状

* MISA 溶接でのリード・トーチおよびトレス・トーチは
 同時に作業したとして計算した。

一例であるが、いくつかの違った分布形状および大きさを呈するものが現われた。それらを分類して 図-10 にモデル化して示すと R-2~R-6 タイプのとおりである。一般的にいて、長方形断面リブを機械切断した場合、リブ端には板パネルの腹部分より若干小さめの残留圧縮応力が生ずるものと見なしてよい。また、図-9 が後者の場合で、リブ先端に大きな引張応力が存在し、ガス切断の影響が明らかに現われており、すべて 図-10 の R-1 タイプに属する。

(3) 残留圧縮力とピード断面積の関係

溶接によって生ずる残留圧縮力 F_c はピード断面積に比例し、 $F_c = CA_w$ の関係があるとされている¹⁶⁾。ここに、 C は溶接方法によって定まる溶接定数(単位: kg/mm^2)である。まず、Dwight—Moxham は当初実験値として、 $C=612 \text{ kg}/\text{mm}^2$ を得ている¹⁶⁾。その後、Dwight は手溶接および MIG 溶接では $C=660 \text{ kg}/\text{mm}^2$ 、サブマージアーク溶接では若干大きくなるとした¹⁷⁾。その後、Merrison 委員会に関係した実験が Cambridge 大学などで大規模に行われた模様で、その結果、Young は 1 層連続溶接であれば、手溶接の場合の $C=790 \text{ kg}/\text{mm}^2$ からサブマージアーク溶接の場合の $C=1280 \text{ kg}/\text{mm}^2$ までの値をとるとし、Dwight—Kamtekar は各種溶接法に対して $C=510 \sim 1120 \text{ kg}/\text{mm}^2$ の値になるとしている¹⁸⁾。また、I.D.R. の残留応力に関する規定では $C=1020 \text{ kg}/\text{mm}^2$ としている。これは一般構造用鋼を対象とした実験値と考えられる。

これらに対して本実験で得られた数値を 図-11 に示す。手溶接の場合、材質別にみると、SS 41 : $C \approx 100 \sim 300 \text{ kg}/\text{mm}^2$ 、HT 60 : $C \approx 590 \text{ kg}/\text{mm}^2$ 、HT 80 : $C \approx 490 \text{ kg}/\text{mm}^2$ となり、サブマージアーク溶接を主体とした供試体 IV では、SS 41 : $C \approx 490 \text{ kg}/\text{mm}^2$ 、SM 58 : $C \approx 630 \text{ kg}/\text{mm}^2$ と読みとれる。したがって、前述した Yo-

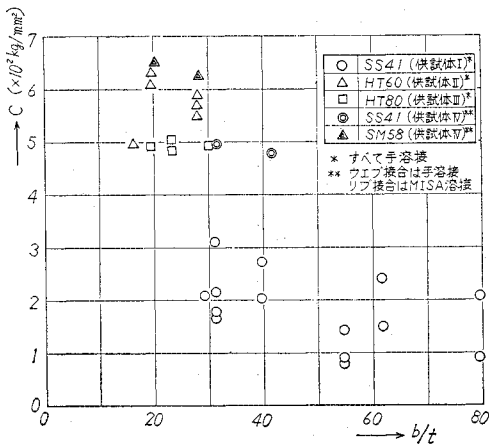


図-11 溶接定数 C と幅厚比 b/t の関係

ung, Dwight らの結果および I.D.R. の規定と比べて、相当低い値になっていることがわかる。また、一般にサブマージアーク溶接など自動溶接では収縮力が大きいとされているが¹⁷⁾、本実験では入熱量を小さくするために開発された MISA 溶接を採用しているため、それほど C 値は大きくなっていない。最近ではリブ接合に対してこの種の溶接法が採用されるようになっており、この結果は一般的なものと見えよう。一方、材質の違いによる差は明らかに認められ、普通鋼に比べ高張力鋼では C 値が大きい。しかし、Dwight は高張力鋼になっても C 値は変わらないと断言している¹⁷⁾。また、図-11 では仮にサブパネルの幅厚比 b/t の大きさをパラメーターに示したが、これらと C 値との関連性は多少見うけられるものの、通常の橋梁で使用される $b/t \approx 20 \sim 40$ の範囲ではほとんどないといえよう。

(4) 残留応力の分布形状と大きさ

引張応力領域ではその大きさの変化が急激で、測定値は切り出した測定ピースの幅内で平均化され、かつ多少の誤差を含んでいると考えられるが、圧縮応力領域では比較的その変化も少ないことから、後者の測定値から二、三の検討を行う。まず、板パネル部分については 図-12 に示すように、圧縮領域の幅 b_c' を基準にその合圧縮力が等しくなるように平均残留圧縮応力度 $\bar{\sigma}_{rc}$ を求めた。図-13 にサブパネルの幅 b で無次元化した圧縮領域の幅 b_c'/b と b/t の関係、図-14 に降伏点 σ_y で無次元化した平均残留圧縮応力度 $\bar{\sigma}_{rc}/\sigma_y$ と b/t の関係および 図-15 に $\bar{\sigma}_{rc}/\sigma_y$ と σ_y の関係をそれぞれ示す。図-13 において極端に幅厚比の大き

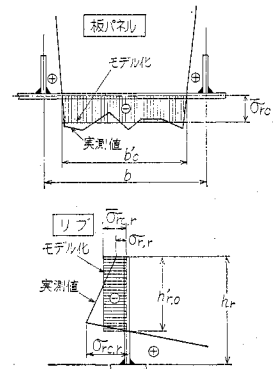


図-12 残留応力の形状および大きさのモデル化

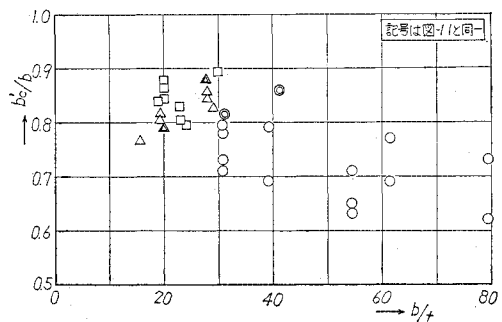


図-13 b_c'/b と b/t の関係

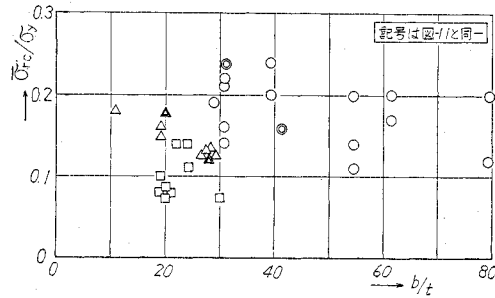


図-14 $\bar{\sigma}_{rc}/\sigma_y$ と b/t の関係

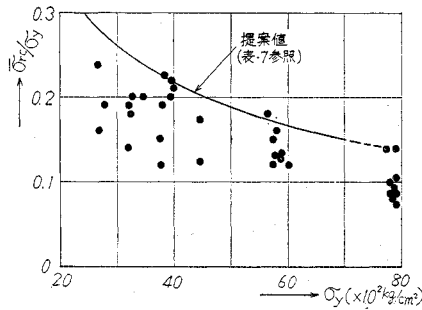


図-15 $\bar{\sigma}_{rc}/\sigma_y$ と σ_y の関係

いところを除いて、 b_c/b は高張力鋼では 0.8~0.9、普通鋼では 0.7~0.8 の間におさまると考えられ、たとえば普通鋼ではサブパネルの両側約 10% ずつは引張領域で、中央部約 80% は圧縮領域になるといえる。ただし、高張力鋼になるに従って、また、 b/t が小さくなるに従って、 b_c/b は大きくなる傾向にある。一方、図-14、15 より明らかなように $\bar{\sigma}_{rc}/\sigma_y$ は b/t とあまり関係がなく材質で決まっているといえよう。すなわち、HT 80 ではほぼ 0.1、HT 60 および SM 58 で 0.15、SS 41 で 0.2 前後となっている。

次に、リブ内の残留応力については、先に述べたように一定した形状、大きさでなく非常にばらついた結果が得られた。そこで、すでに示した図-10 のモデル化した形状の分類で各供試体をタイプ分けし、さらに各測定値を図-12 の要領で整理して表-4 に示す。表中、 $\bar{\sigma}_{rc,r}$ は圧縮域の幅 h_c' を基準に板パネルの場合と同様にして求めた平均残留圧縮応力度である。まず、機械切断した供試体 I、II、III の中でリブ先端に残留引張応力が存在する供試体 I-4 などに着目すると、これらの供試体ではリブの曲げ剛度が比較的大きく、中立軸が板面より相当離れてリブ先端側に寄っている(表-4 の右端の欄の e 値参照)、すなわち、すみ肉溶接のビードの位置より離れていることがわかる。反面、リブの剛度もしくは断面寸法が小さくて、中立軸が板パネル内部に存在するような供試体 ($e < 0$) の大半は、R-6 タイプの分布形状をし

表-4 リブの残留応力測定結果

供試体群	供試体番号	分形タイプ	布状タイプ	$\frac{\bar{\sigma}_{rc,r}}{\sigma_y}$	$\frac{\sigma_{n,r}}{\sigma_y}$	$\frac{\bar{\sigma}_{rc,r}}{\sigma_y}$	$\frac{h_{r,0}}{h_r}$ ($\frac{h_c'}{h_r}$)	e (mm)
I	I-1	R-4		0.14	0.09	0.08	0.37	0.5
	I-2	R-4		0.23	0.22	0.19	0.44	1.0
	I-3	R-4		0.15	0.07	0.09	0.47	2.6
	I-4	R-2		0.29	Δ 0.22	0.11	0.63(0.52)	6.0
	I-5	R-2		0.36	Δ 0.14	0.20	0.63(0.48)	11.1
	I-6	R-6		-	0.25	0.14	0.49	4.3
	I-7	R-4		0.19	0.12	0.14	0.53	3.5
	I-8	R-4		0.16	0.03	0.09	0.64	6.4
	I-9	R-2		0.12	Δ 0.08	0.10	0.68(0.50)	11.4
	I-10	R-3		0.24	0.0	0.15	0.59	4.5
II	II-1	R-3		0.08	0.0	0.04	0.68	1.3
	II-2	R-6		-	0.13	0.08	0.49	-2.4
	II-3	R-3		0.08	0.0	0.04	0.73	2.2
	II-5	R-6		-	0.26	0.10	0.46	-3.4
	II-6	R-4		0.14	0.04	0.08	0.56	-1.0
	II-7	R-6		-	0.21	0.11	0.20	-5.2
	III	III-1	R-4		0.06	0.04	0.03	0.48
III-2		R-2		0.07	Δ 0.02	0.05	0.72(0.61)	1.0
III-3		R-6		-	0.05	0.04	0.56	1.7
III-4		R-6		-	0.16	0.08	0.44	1.2
IV		IV-1	R-1		0.18	Δ 0.60	0.09	0.68(0.58)
	IV-2	R-1		0.17	Δ 0.58	0.21	0.64(0.51)	4.5
	IV-3	R-1		0.11	Δ 0.66	0.08	0.80(0.68)	10.6
	IV-4	R-1		0.17	Δ 0.58	0.10	0.73(0.62)	8.4

h_c' : リブ先端に引張応力がある場合の圧縮領域の幅
 e : 板面(リブ側)から中立軸までの距離(リブ側を正)
 Δ : 引張応力

ている。

そこで、供試体 II-3 と断面寸法がまったく同一で、機械切断した板パネルおよびリブに対して、そのすみ肉溶接部におのおの別個にビード盛溶接を施した場合(供試体 II-3') の残留応力を測定してみた。この供試体 II-3' のビード A および B の断面積はリブ:1、板パネル:2 の割り合いで両者を合わせて供試体 II-3 のすみ肉溶接のビード断面積と等しくするように留意した。その結果を供試体 II-3 と対比して図-16 に示す。図から明らかなように、供試体 II-3' では板パネルおよびリブともおのおの独立に応力がつり合っている。また、供試体 II-3 では補剛板全体としてつり合い、板パネルでは圧縮応力、リブでは引張応力がそれぞれ大きめになっ

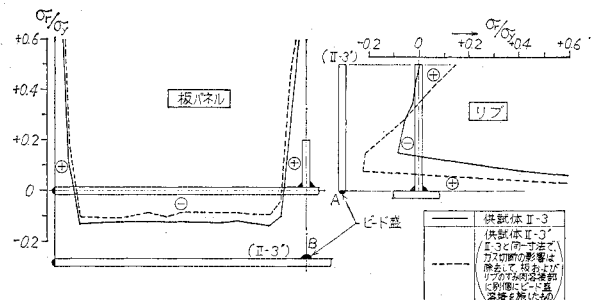


図-16 残留応力分布形状および大きさの比較 (供試体 II-3 と II-3')

ていることがわかる。したがって、溶接によってリブ内に生ずる残留応力の様相は、ビードの位置と中立軸の位置の関係、リブと板パネルの曲げ剛比によって決まると考えられる。以上の実測結果より次のことがいえる。供試体 II-3' のようにリブと板パネルの残留応力をそれぞれ独立につり合ったものと考え、リブ内の応力を過大に評価することになる。

一方、ガス切断による残留応力を含んだ供試体 IV の結果をみると、残留応力の発生状況は安定している。このことと上述したことを考え合わせると、リブ内の残留応力はその先端がガス切断されていると、その影響がリブの縁端部において卓越するために最終的には安定した分布形状になるといえる。また、板パネル内の平均圧縮応力度 $\bar{\sigma}_{rc}$ とリブ内の $\bar{\sigma}_{rc,r}$ を比較すると、一般にリブ内の方がかなり小さいようである。

以上、長方形断面のリブを有する単一補剛板について述べたが、供試体 II-4、III-4 のように箱形にカド溶接で組み立てた場合でも、それぞれ対応する単一補剛板供試体 II-3、III-3 と同様な結果が得られている（図-7 参照）。また、供試体 III-6、III-7 の T 形リブの場合、リブの曲げ剛度が大きいいためか、板パネル内の残留圧縮応力度は若干小さくなっている程度で（図-8 参照、また図-14 に $b/t=20$ としてプロットしている）、顕著な差異は見られなかった。

(5) 初期たわみ

先に述べたように、供試体 IV はウェブおよび横リブを取り付け、かつ実橋を想定した工作法および溶接法を採用して製作されている。したがって、この供試体で得られた初期たわみの実態を道示および I.D.R. の許容値と対比してみる。表-5 に測定値と許容値の関係、図-17

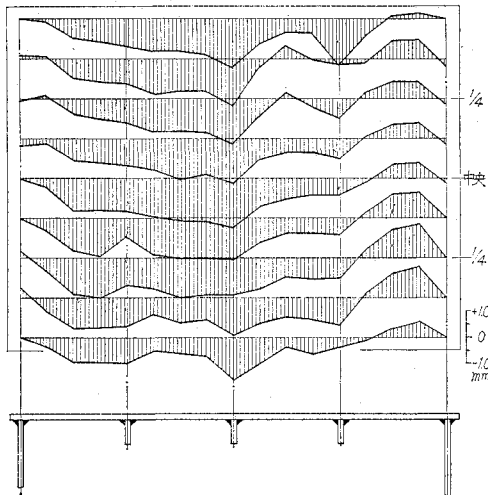


図-17 初期たわみ測定結果（供試体 IV-1）

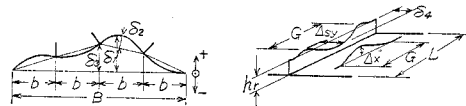
表-5 初期たわみの測定値の各規定の許容値との関係
(1) 板パネル

供試体	補剛板 (δ_1/b)		サブパネル (δ_2/b)		サブパネル (d_x)	
	道示 ²⁾	実測値	道示 ²⁾	実測値	I.D.R. ¹⁾ (mm)	実測値 (mm)
IV-1		-0.00074		-0.0023	±3.0	-1.65
IV-2		-0.00095		-0.0013	±2.2	-1.1
IV-3	±0.0067	-0.00090	±0.0067	+0.0013	±2.0	+0.6
IV-4		-0.00060		+0.0020	±1.4	+0.5

(2) リブ

供試体	縦たわみ (δ_3/L)			直角度 (δ_4/h_p)		横たわみ (d_{sy})	
	道示 ²⁾	I.D.R. ¹⁾	実測値	道示 ²⁾	実測値	I.D.R. ¹⁾ (mm)	実測値 (mm)
IV-1		±0.001	+0.0004		0.005	6.1	0.9
IV-2			-0.0006		0.008	3.4	0.6
IV-3	±0.001		+0.0004		0.015	3.0	2.0
IV-4		±0.0013	-0.0004		0.004	1.5	0.3

δ_1 : 補剛板全体での最大たわみ, δ_2 : リブ間の最大たわみ, δ_3 : リブの最大たわみ, δ_4 : リブの面外最大たわみ, d_x : サブパネル内の距離 $G (=2b)$ 間での最大たわみ, d_{sy} : リブの G 間での最大横たわみ



に一例として一番大きな供試体 IV-1 の板パネルでの初期たわみの分布図を示す。表-5 から明らかなように、すべての初期たわみの許容値内におさまり、かつ、かなり小さい値であった。したがって、わが国の橋梁で採用されているような幅厚比の比較的小さな補剛板では、初期たわみの規模はこの程度であろうと推定される。

4. 実補剛板における残留応力の決定法

残留応力の影響を考慮して補剛板の座屈強度もしくは極限強度を解析的に究明するためには、その引張部分あるいは圧縮部分の分布形状、応力度の大きさなどを把握することがその第一歩ともいえる。3. の実験結果の検討から、補剛板の各部寸法、溶接方法、溶接寸法などが決まれば、それらを推定することが可能であると考えられる。ここでは、残留応力の分布形状をまず仮定し、補剛板の材質、寸法が決まれば、分布幅が決定できる算定方式をとる。そして、その適用範囲は以下のようである。

- 1) リブはガス切断された長方形断面（平板）のものに限定する。
- 2) 板内に突き合せ溶接（シーム溶接）は存在しない。
- 3) すみ肉溶接およびカド溶接は1層の手溶接もしくは自動溶接とする。
- 4) リブ接合のすみ肉溶接脚長は 6mm を標準とす

る。

さて、補剛板に生ずる残留応力はガス切断および溶接によるものが支配的であるが、その入熱量から考えても後者の方がきわめて大きくなる。板パネル部分ではガス切断される箇所は溶接部と一致し、溶接時にガス切断によって生じている残留応力はほぼ開放され、かつリブ接合を先に行う場合でも、板幅が広いとその周辺の残留応力の大きさは微々たるものと考えられ、その溶接によって先に生じているガス切断による残留応力に影響を及ぼすことはない。したがって、板パネル部分ではガス切断による影響は無視する。

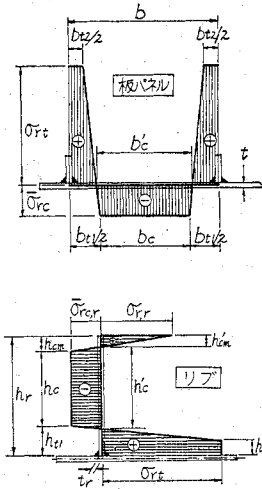


図-18 残留応力分布形状の仮定

一方、リブ先端部はガス切断された状態のまま残るため、リブ部分は両者の影響を考慮することにする。ただし、厳密にはガス切断による残留応力はリブ内でつり合っているが、すみ肉溶接時の加熱過程でその一部が開放され、応力の再配分が行われるであろう。そして、新たに溶接による残留応力が冷却過程を経て加わるが、これは補剛板全体としてのつり合いを保って生ずると考えられる。しかし、前述したようにガス切断による入熱量がきわめて小さいことから、溶接によって生ずる残留応力と同様に考え、両者によって生ずる分布形状を 図-18 のように仮定し、補剛板全体としてのつり合いを考慮する。

まず、断面のモーメントのつり合いより（板中立面まわり）、

$$\eta_s = \frac{-K_2 + \sqrt{K_2^2 - 4 \cdot K_1 \cdot K_3}}{2 \cdot K_1} \dots\dots\dots (1)$$

ここに、

$$K_1 = \frac{1}{3} \cdot (1 + r_s + r_s^2) \cdot (\sigma_{rt}^* - \bar{\sigma}_{rc,r}^*) - \frac{1}{3} \cdot r_{ss}^2 \cdot (\sigma_{r,r}^* - \bar{\sigma}_{rc,r}^*) \dots\dots\dots (2)$$

$$K_2 = \frac{1}{2} \cdot t^* \cdot (1 + r_s) \cdot (\sigma_{rt}^* - \bar{\sigma}_{rc,r}^*) + \left(1 + \frac{1}{2} \cdot t^*\right) \cdot r_{ss} \cdot (\sigma_{r,r}^* - \bar{\sigma}_{rc,r}^*) \dots\dots\dots (3)$$

$$K_3 = (1 + t^*) \cdot \bar{\sigma}_{rc,r}^* \dots\dots\dots (4)$$

$$\eta_s = \frac{h_{t1}}{h_r}, \quad r_s = \frac{h_{t2}}{h_{t1}}, \quad r_{ss} = \frac{h_{cm}}{h_{t1}}, \quad t^* = \frac{t}{h_r} \dots\dots\dots (5) \sim (8)$$

さらに、断面内の引張力と圧縮力とが等しいことにより

$$\eta_t = \frac{-\left\{ \bar{\sigma}_{rc,r}^* + \frac{1}{2} (\sigma_{r,r}^* - \bar{\sigma}_{rc,r}^*) \cdot \eta_{ss} + \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{2} \cdot (\sigma_{rt}^* - \bar{\sigma}_{rc,r}^*) \cdot (\sigma_{rt}^* - \bar{\sigma}_{rc,r}^*) \cdot (1 + r_s) \cdot \eta_s \right\} \cdot N \cdot \delta - \bar{\sigma}_{rc,r}^*}{(1 + r_t)} \dots\dots\dots (9)$$

ここに、

$$\eta_t = \frac{b_{t1}}{b}, \quad \eta_{ss} = \frac{h_{cm}}{h_r} \left. \vphantom{\eta_t} \right\} \dots\dots\dots (10) \sim (13)$$

$$\delta = \frac{h_r \cdot t_r}{(N+1) \cdot b \cdot t}, \quad r_t = \frac{b_{t2}}{b_{t1}}$$

N: リブ本数。

各応力度は降伏点 σ_y で除し無次元化し、添字「*」をつけて示してある。

以上のようにして、各残留応力の領域幅を断面寸法と応力度で表わすことができる。一例として、定数 r_s , r_{ss} および r_t をそれぞれ 1/8, 1/4, および 1/2 とおいて、供試体 IV について実測した $\bar{\sigma}_{rc,r}^*$, $\bar{\sigma}_{rc,r}^*$ および $\sigma_{r,r}^*$ をそのまま使って、式 (1)~(13) を用いて b_c'/b および h_c'/h_r を計算して表-6 に示す。

また、同表には Tall⁽¹¹⁾, Moxham⁽¹⁶⁾ および I.D.R. の規定¹⁾などの方法による計算結果も付記した。Tall らは数多くの単一板での突き合せ溶接もしくは側辺ビード盛溶接による実験値より、板幅の大きさによって3種類に区分し、分布形状を放物線と仮定して各分布幅および大きさを含めて推定値を定めている。また、Moxham らは本法よりさらに単純な分布形状とし、引張応力の領域の幅を決める手法をとっている。さらに、I.D.R. では補剛板断面すべてに残留圧縮応力が均等に分布してい

表-6 圧縮残留応力の大きさおよびその分布幅の推定結果

		IV-1	IV-2	IV-3	IV-4
実 測 値	$\bar{\sigma}_{rc}^*$	0.16	0.24	0.12	0.17
	b_c'/b	0.86	0.79	0.90	0.84
	$\bar{\sigma}_{rc,r}^*$	0.09	0.21	0.08	0.10
	h_c'/h_r	0.57	0.50	0.68	0.62
本 法	$\bar{\sigma}_{rc}^*$	0.16 Δ	0.24 Δ	0.12 Δ	0.17 Δ
	b_c'/b	0.85	0.80	0.88	0.84
	$\bar{\sigma}_{rc,r}^*$	0.09 Δ	0.21 Δ	0.08 Δ	0.10 Δ
	h_c'/h_r	0.68	0.51	0.70	0.65
Tall らの方法 ¹¹⁾	$\bar{\sigma}_{rc}^*$	— ▲	0.15	0.17 ★	0.05 ★
	b_c'/b	— ▲	0.74	0.74 ★	0.64 ★
	$\bar{\sigma}_{rc,r}^*$	0.33	0.33	0.33 ★	0.33 ★
	h_c'/h_r	0.75	0.75	0.75 ★	0.75 ★
Moxham らの方法 ¹⁶⁾	$\bar{\sigma}_{rc}^*$	0.07	0.10	0.05	0.07
	b_c'/b	0.93	0.91	0.95	0.94
	$\bar{\sigma}_{rc,r}^*$	0.14	0.19	0.07	0.09
	h_c'/h_r	0.88	0.84	0.93	0.92
I.D.R. ¹⁾ の方法	$\bar{\sigma}_{rc}^* = \bar{\sigma}_{rc,r}^*$	0.11	0.13	0.06	0.08
	$b_c'/b = h_c'/h_r$	1.00	1.00	1.00	1.00

Δ: 実測値を使用 ▲: bが適用外 ★: 材質が適用外

表一七 各残留応力度の提案値

鋼種	$\bar{\sigma}_{rt}^*$	$\bar{\sigma}_{rc}^*$	$\bar{\sigma}_{rc,r}^*$	$\sigma_{r,r}^*$
SS 41	1.0	0.30	0.20	0.6
SM 50	1.0	0.25	0.17	0.6
SM 53	0.95	0.23	0.16	0.6
SM 58	0.9	0.20	0.15	0.6
HT 80	0.8	0.15	0.12	0.6

*：降伏点 σ_y で除し無次元化した値を意味する。

ると仮定している。表から明らかなように、Tall 以下の方法による値は実測値とかなりかけ離れているが、著者らの方法による結果と実測値を比較すると b_c'/b および h_c'/h_r とも非常によく一致している。したがって、妥当な $\bar{\sigma}_{rc}^*$, $\bar{\sigma}_{rc,r}^*$ および $\sigma_{r,r}^*$ の値が与えられれば、式 (1)~(13) によってかなりの精度で分布形状が推定しうると考えられる。そこで、3. 実験結果および残留引張応力度については文献 26) を参考にして若干安全側に考慮すると、各鋼種に対して一般に表一七に示すような推定値とすることができるものと考えられる。図一五に表一七の値を曲線で結んで付記したが、これらは実験結果の上限値に対応しており、妥当であると考えられる。また、ここでは実験資料の関係で溶接寸法を脚長 6mm に限定したが、実橋においてその寸法が大きくなれば、当然のことながら板厚もふえて補剛板全体の断面積が増大することになり、かつ多層盛溶接になれば同一ビード断面積の 1 層盛の場合より残留圧縮力が小さくなることなどを考え合わせると、本手法の適用範囲も広がると考えられる。

5. 結 言

実橋における残留応力の実態を把握するとともに、その分布形状および分布幅を推定する手法を得ることを目的に、材質、リブの本数、リブと板パネルの曲げ剛比、サブパネルの幅厚比などを変化させた各種の補剛板に対して一連の残留応力測定実験を行った。また、一部で初期たわみの実態についても検討した。その結果、わが国で採用される規模の補剛板に対して次のような成果が得られた。

(1) 入熱量とビード断面積とは各溶接法によりそれぞれ比例関係にあると考えられるが、実験では比例定数 k は鋼種に関係なくすみ肉溶接で約 $14 \times 10^{-3} \text{mm}^2/\text{J}$ 、ビード盛溶接で $15 \sim 20 \times 10^{-3} \text{mm}^2/\text{J}$ となった。また、すみ肉自動溶接では若干大きめになった。しかし、自動溶接のデータが少ないことなどから、圧縮強度に影響を及ぼす残留応力を制御する目的での入熱量の制限という形で言及することはできなかった。

(2) 単位ビード断面積あたりの残留圧縮力すなわち

溶接定数 C は約 $700 \text{kg}/\text{mm}^2$ 以下におさまり、普通鋼より高張力鋼、さらには手溶接より自動溶接が大きめであった。また、Young の実験値 $790 \sim 1280 \text{kg}/\text{mm}^2$ 、Dwight—Kamtekar の $510 \sim 1120 \text{kg}/\text{mm}^2$ さらに I. D.R. の規定の $1020 \text{kg}/\text{mm}^2$ などに比べてかなり小さい値であった。

(3) 板パネルの残留応力の大きさは材質、溶接法などによってそれぞれ一定の値となることが判明したので実測結果を基礎に各鋼種に対して残留圧縮応力度の上限値を提示した。

(4) リブ部分の残留応力のうち溶接によるぶんは、リブと板パネルの曲げ剛比もしくはリブ自体の寸法などによって決まる全体の中立軸位置との関係でその大きさおよび分布形状の傾向が異なる。すなわち、通常のリブではその先端部には板パネル部分より少し小さめの残留圧縮応力が生じ、規模の大きいリブでは一部その先端に残留引張応力が生ずる。また、その先端がガス切断された状態のリブでは残留応力の分布形状および大きさが比較的安定しており、しかも先端部において残留引張応力が顕著に現われる。

(5) ガス切断された板を組み立てた補剛板のうち、通常の長方形断面リブを有する場合の残留引張および圧縮応力のそれぞれの分布幅の算定式を導いた。

(6) 通常の実橋製作法に従った補剛板の各種初期たわみは、道示の許容値の半分以下であり、また I.D.R. の規定値に比較してきわめて小さい値となった。

以上の結果は、限られた供試体群の実験から得られたものであり、今後この種のデータが数多く集成され、補剛板一般についてより定性的かつ定量的な結論が得られることを期待する。最後に、本文は過去数年間にわたって行った実験結果をまとめたもので、日立造船(株)牧本 宏氏、植田利夫氏、柴田和孝氏、新日本製鉄(株)金田典夫氏(当時 大阪大学大学院学生)、三菱重工(株)宮崎清司氏(同)、住友金属(株)岡田純一氏(同)、大阪大学大学院生 竹谷栄一君らの協力があったことを記し、謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) Merrison Committee: Inquiry into the Design and Erection of Steel Box Girder Bridges, Her Majesty's Stationery Office, London, 1973.
- 2) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, 1973.
- 3) 飯田国広: 残留応力 [1], 溶接技術, Vol. 11, No. 8, pp. 61~64, 1963.8.
- 4) 木原 博・増淵興一: 溶接変形と残留応力, 溶接叢書 第 2 巻, 日本溶接協会, 1955.
- 5) 日本熱処理技術協会: 残留応力, 共立出版, 1963.
- 6) Huber, A.W. and L.S. Beedle: Residual Stress and Compressive Strength of Steel, The Welding Journal, Vol. 33, No. 12, Research Suppl., pp. 589-s~614-s, 1954.12.

- 7) Beedle, L.S. and L. Tall : Basic Column Strength, Journal of the Structural Division, Proc. of ASCE, Vol. 86, No. ST 7, pp. 139~173, 1960.7.
- 8) Rao, N.R.N. and L. Tall : Residual Stresses in Welded Plates, The Welding Journal, Vol. 40, No. 10, Research Suppl., pp. 468-s~480-s, 1961.10.
- 9) Estuar, F.R. and L. Tall : Experimental Investigation of Welded Built-Up Columns, The Welding Journal, Vol. 42, No. 4, Research Suppl., pp. 164-s~176-s, 1963.4.
- 10) Tall, L. : Residual Stresses in Welded Plates—A Theoretical Study, The Welding Journal, Vol. 43, No. 1, Research Suppl., pp. 10-s~23-s, 1964.1.
- 11) Rao, N.R.N., F.R. Estuar and L. Tall : Residual Stresses in Welded Shapes, The Welding Journal, Vol. 43, No. 7, Research Suppl., pp. 295-s~306-s, 1964.7.
- 12) McFalls, R.K. and L. Tall : A Study of Welded Columns Manufactured from Flame-Cut Plates, The Welding Journal, Vol. 48, No. 4, Research Suppl., pp. 141-s~153-s, 1969.4.
- 13) Alpsten, G.A. and L. Tall : Residual Stresses in Heavy Welded Shapes, The Welding Journal, Vol. 49, No. 3, Research Suppl., pp. 93-s~105-s, 1970.3.
- 14) Brozzetti, J., G.A. Alpsten and L. Tall : Welding Parameters, Thick Plates, and Column Strength, The Welding Journal, Vol. 50, No. 8, Research Suppl., pp. 331-s~342-s, 1971.8.
- 15) Anderson, J.K. et al : Forth Road Bridge, Proceedings of the Inst. of Civil Engineers, Vol. 32, pp. 321~512, 1965.11.
- 16) Dwight, J.B. and K.E. Moxham : Welded Steel Plates in Compression, The Structural Engineers, Vol. 47, No. 2, pp. 49~66, 1969.2.
- 17) Dwight, J.B. : Collapse of Steel Compression Panels, Conference on Developments in Bridge Design and Construction, Cardiff, 1971. 3, 4.
- 18) Elliott, P., Young, B.W. and J. Bowers : Residual Stresses and Measurement of Tolerance, International Conference on Steel Box Girder Bridges, The Inst. of Civil Engineers, London, 1973.2.
- 19) Dowling, P.J. : Strength of Steel Box-Girder Bridges, Journal of the Structural Division, Proc. of the ASCE, Vol. 101, No. ST 9, pp. 1929~1946, 1975.9.
- 20) 小松定夫・金田典夫・吉川 紀・牛尾正之・植田利夫 : 補剛材を有する 板要素の溶接残留応力に関する研究, 土木学会第 27 回年次学術講演会講演概要集, I-124, pp. 353~356, 1972.10.
- 21) 小松定夫・吉川 紀・牛尾正之 : 80 キロ鋼の補剛板の極限強度に関する実験, 土木学会論文報告集, 第 218 号, 1973.10.
- 22) 小松定夫・牛尾正之・北田俊行 : 補剛材を有する 圧縮板の極限強度に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, 第 255 号, 1976.11.
- 23) 牛尾正之・小松定夫・北田俊行 : 実橋の实物大模型による補剛板の残留応力及び初期たわみの測定報告, 土木学会第 31 回年次学術講演会講演概要集, I-129, pp. 217~218, 1976.10.
- 24) DIN 4114 Blatt 1 : Stahlbau, Stabilitätsfälle (Knickung, Kippung, Beulung), Berechnungsgrundlagen Vorschriften, 1952.7.
- 25) 阪神高速道路公団 : 南港連絡橋上部工設計基準, 1971.
- 26) 佐藤邦彦・松井繁明・町田 隆 : 高張力鋼溶接部における熱応力発生過程と残留応力, 溶接学会誌, 第 35 卷, 第 9 号, pp. 16~25, 1966.9.
- 27) 佐藤邦彦・寺崎俊夫 : 構造用材料の溶接残留応力分布におぼす溶接諸条件の影響, 溶接学会誌, 第 45 卷, 第 2 号, pp. 150~156, 1976.2.

(1976.11.13・受付)