



隅肉溶接による柱梁接合部に関する研究

白髪, 誠一

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

2003-03-31

(Date of Publication)

2015-07-10

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

甲2858

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D1002858>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



博 士 論 文

隅肉溶接による柱梁接合部に関する研究

平成 15 年 3 月

神戸大学大学院自然科学研究科

白 髪 誠 一

目次

第1章 序論

1.1 研究の目的	1
1.2 研究の概要	2

第2章 前面T字隅肉溶接継目の強度

2.1 まえがき	5
2.2 溶接継目の引張実験	5
2.2.1 供試体	5
2.2.2 鋼材および溶接部の試験	7
2.2.3 溶接継目引張実験	11
2.2.4 耐力	14
2.3 溶接継目の弾塑性有限要素解析	16
2.3.1 解析方法	16
2.3.2 解析結果	16
2.4 溶接継目の極限解析	19
2.4.1 基本仮定と基礎式	19
2.4.2 溶込み量を考慮しない場合	21
2.4.3 溶込み量を考慮した場合	23
2.5 極限解析結果と有限要素解析結果の比較	25
2.6 極限解析結果と実験結果の比較	29
2.7 既往の提案式に対する検討	34
2.8 まとめ	39

第3章 前面斜交隅肉溶接継目の強度

3.1 まえがき	40
3.2 溶接継目の引張実験	40
3.2.1 供試体	40
3.2.2 鋼材および溶接部の試験	43
3.2.3 溶接継目引張実験	48
3.3 溶接継目の弾塑性有限要素解析	54
3.3.1 解析方法	54
3.3.2 解析結果	57
3.4 溶接継目の極限解析	61
3.4.1 解析仮定	61
3.4.2 溶込み量を考慮しない場合	62
3.4.3 溶込み量を考慮した場合	67
3.5 極限解析結果と有限要素解析結果の比較	71
3.6 極限解析結果と実験結果の比較	74
3.7 まとめ	78

第4章 隅肉溶接による柱梁接合部の耐力評価	
4.1 まえがき	79
4.2 柱梁接合部の実大実験	79
4.2.1 供試体	79
4.2.2 材料の機械的性質	81
4.2.3 載荷方法	82
4.2.4 実験結果	82
4.3 柱梁接合部の耐力評価	86
4.3.1 溶込みを無視した場合	86
4.3.2 溶込みを考慮した場合	89
4.4 柱梁接合部の弾塑性有限要素解析	91
4.4.1 解析モデル	91
4.4.2 解析方法	92
4.4.4 解析結果	95
4.5 まとめ	98
第5章 隅肉溶接による山形ラーメン架構柱梁接合部の耐力評価	
5.1 まえがき	99
5.2 柱梁接合部の実大実験	99
5.2.1 供試体	99
5.2.2 材料の機械的性質	101
5.2.3 載荷方法	103
5.2.4 実験結果	103
5.3 柱梁接合部の耐力評価	106
5.3.1 耐力評価式	107
5.3.2 実験結果と計算値の比較	109
5.4 まとめ	110
第6章 結論	111
謝辞	113

第1章 序論

1.1 研究の目的

鋼構造における柱梁接合部は構造上最も重要な部位であり、実施設計においては多様な構成方法・詳細が用いられている。鉄骨造建物においては主要な柱および梁のフランジの溶接には完全溶込み溶接を用いることが要求されており、隅肉溶接の使用は一般的に認知されていない。この理由として、隅肉溶接継目は応力状態が複雑で破壊機構が完全に把握されておらず、実験資料も十分ではないこと、また、溶接施工者の技術および施工状態によって結果にばらつきが生じることが指摘されている^{1.1)}。

一方、隅肉溶接は接合材に対して準備工作が不要という利点を持っている。このため、利用価値は高く、多方面で使われている溶接継目である。

隅肉溶接継目の強度に関する研究はこれまでに数多く行われている。溶接部の応力分布については模型試験片を用いた G. Bierett, G. Grüning の研究^{1.2)}、歪分布については軟鋼板で製作した模型試験片を用いた佐藤、瀬尾らの研究^{1.3), 1.4)}が挙げられる。また、溶接部の応力分布を調べた有限要素解析については加藤、森田、橋本の研究^{1.5)}が挙げられる。

隅肉溶接継目の強度に関する研究では、継目形式および寸法効果の影響について調べた加藤、森田、橋本らの実験^{1.6), 1.7), 1.8), 1.9)}より、適切な条件で施工された隅肉溶接継目は十分な終局強度を有していることが確認され、現行の設計式は継目強度を過小評価することが知られている。

仲、加藤、森田^{1.10), 1.11)}は応力関数を用いた応力解析を行い、両面当金前面隅肉溶接継目の強度式として次式を与え、実験結果および数値解析結果^{1.5)}と良く対応している。

$$P_w = 1.46 \Sigma A_w \cdot \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \quad \dots \dots \dots 1.1)$$

ΣA_w : 前面隅肉溶接継目の理論のど断面積

σ_c : 溶着金属の引張強度

佐藤、瀬尾^{1.12)}は溶接部の挙動に局部収縮理論を適用して前面十字隅肉溶接継目の降伏強度および終局強度の理論式を提案している。溶込み量0の等脚隅肉溶接の場合の終局強度は次式となり、模型実験の結果^{1.3), 1.4)}と良く一致すると報告している。また、母材と用着金属の強度が異なる場合であっても適用可能であると報告している^{1.13)}。

$$P_w = 1.26 \Sigma A_w \cdot \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \quad \dots \dots \dots 1.2)$$

日本建築学会「鋼構造限界状態設計規準・同解説^{1.14)}」では、既往の研究結果について下記の評価式に基づいて統計的に整理し、 κ の値を求めている。

$$P_w = \kappa \cdot \Sigma A_w \cdot \frac{\sigma_{pu} + \sigma_{wu}}{2\sqrt{3}} \quad \dots \dots \dots 1.3)$$

σ_{pu} : 母材の引張強度

σ_{wu} : 溶着金属の引張強度

この結果、側面隅肉溶接継目では $\kappa=1.3$ 、当金前面隅肉溶接継目では $\kappa=2.0$ および前面十字隅肉溶接継目では $\kappa=1.7$ となることを示している。

これらの隅肉溶接継目の強度に関する研究では、手溶接による隅肉溶接継目を対象としたものが多く、現在、一般的に用いられているCO₂半自動溶接による隅肉溶接継目に関しては、系統的に整理された資料および破壊機構を把握した強度評価式は得られていない。

また、隅肉溶接による柱梁接合部に対してもこれまでにいくつかの研究が行われている。藤本ら^{1.15)}は、隅肉溶接による柱梁接合部十字形部分架構に対して水平荷重時載荷実験を行い、変形能力が完全溶込み溶接（スカラップ有り）に比べ劣ると報告している。仲ら^{1.16)}は、隅肉溶接による柱梁接合部十字形部分架構に対して、水平荷重時載荷実験を行い、隅肉サイズを大きくすれば、変形能力を増加させることが可能であると指摘している。金夢ら^{1.17)}は、隅肉溶接による柱梁接合部T形架構に対して定

変位交番載荷実験を行い、強度・変形能力が完全溶込み溶接（スカラップ有り）の場合と同等以上であると報告している。しかし、これらの実験では突合わせ溶接との比較等に重点が置かれているため、設計時に必要となる隅肉溶接継目の強度についての系統的に整理された資料は得られていない。

本研究は、中小規模の鉄骨造建物で使用されている比較的薄い板厚（ $t=12$ 程度）の梁材を使用した場合の柱梁接合部を全周隅肉溶接により構成する場合の設計・施工指針を得ることを目的としている。柱梁接合部の溶接継目には、梁端部が塑性化し梁が十分な塑性回転能力を発揮するまで、十分な強度を有し、脆性的な破壊が生じないことが要求される。

1.2 研究の概要

本論文は、中小規模の鉄骨造建物の柱梁接合部における梁端の溶接に隅肉溶接を用いた場合の接合部耐力を実験的および解析的に明らかにし、その設計・施工指針を得ることを目的としており、隅肉溶接継目における材料強度、隅肉サイズ、溶接の溶込み量および接合される母材の角度を変数とした実験および解析を行い、その結果を検討した。その内容を第2章～第5章にまとめている。

第2章では、隅肉溶接による柱梁接合部の耐力を評価するために、最も基本的な接合要素として前面T字隅肉溶接継目の強度評価を行った。本研究で対象とする中小規模の鉄骨造建物で使用される材料は 400N/mm^2 級の鋼材が一般的である。この鋼材の溶接には、 490N/mm^2 級鋼と同等以上の強度の溶接ワイヤーが一般的に使用され、 CO_2 半自動溶接により溶接されている。この溶接部におけるオーバーマッチングが溶接継目の強度および破壊モードに影響を与えたと考えられる。また、溶接の溶込みは隅肉溶接継目の強度を決定する最も重要な要因である。本章では、材料強度、隅肉サイズおよび溶込み量が隅肉溶接継目の強度に与える影響について引張実験により調べ、溶接部の応力伝達機構を把握するために弾塑性有限要素解析を行った。

引張実験および数値解析の結果を基に、母材と溶着金属の強度差、溶接の溶込み量の影響を適切に評価した強度式を極限解析の手法を用いて提案する。得られた強度式の妥当性を、有限要素解析結果および引張実験結果と比較することで検証する。

第3章では、山形ラーメン架構の柱梁接合部に隅肉溶接を用いた場合の接合部耐力を評価するために必要な基礎資料として前面斜交隅肉溶接継目の強度評価を行った。山形ラーメン架構の柱梁接合部では梁が柱に対して斜めに取付き、この角度（これを斜交角度と呼ぶ）が隅肉溶接継目の強度に与える影響を実験および数値解析により調べた。実験結果および数値解析結果を基に、第2章と同様の極限解析の手法を用いた強度評価式を提案する。

第4章では、隅肉溶接によるエンドプレート形式の柱梁接合部を対象とした実大実験を行い、繰返し載荷を受ける溶接接合部の強度について調べた。第2章で得られた極限解析に基づく前面T字隅肉溶接継目の強度評価式が柱梁接合部の耐力評価に適用が可能であるか確認するために、柱梁接合部を対象とした弾塑性有限要素解析を行い、曲げを受ける梁端部の隅肉溶接と前面T字隅肉溶接継目の挙動の違いについて調べた。数値解析の結果から、両者の挙動は概ね一致しており、前面T字隅肉溶接継目の強度評価式を応用して柱梁接合部の耐力評価を試みた。

第5章では、隅肉溶接による山形ラーメン架構柱梁接合部を対象とした実大実験を行い、斜交角度が接合部強度に与える影響について調べた。さらに、第3章で得られた極限解析に基づく前面斜交隅肉溶接継目の強度評価式により柱梁接合部の耐力評価を試みた。

[発表論文]

- 1) 白髪誠一, 田淵基嗣, 田中 剛, 石川幹夫, 古海賢二: すみ肉溶接を用いた柱・梁仕口に関する研究, 鋼構造年次論文報告集, 第4巻, pp.73~80, 1996年11月
- 2) 白髪誠一, 田淵基嗣, 田中 剛: 前面すみ肉溶接継目の強度 - すみ肉溶接による柱・梁仕口に関する研究 (その1) -, 日本建築学会構造系論文集, 第507号, pp.147~154, 1998年5月
- 3) Seichi SHIRAGA, Mototsugu TABUCHI and Tsuyoshi TANAKA: Finite Element Analysis of Fillet Weld on End-Plate Type Connections, Memoirs of The Faculty of Engineering Kobe University, pp.19~27, November 2001
- 4) 白髪誠一, 田淵基嗣, 田中 剛: すみ肉溶接を用いた山形ラーメン架構柱・梁仕口に関する研究, 鋼構造年次論文集, 第9巻, pp.465~472, 2001年11月
- 5) 白髪誠一, 田淵基嗣, 田中 剛: 前面斜交すみ肉溶接継目の実験 - すみ肉溶接による柱・梁仕口に関する研究 (その2) -, 日本建築学会構造系論文集, 第550号, pp.159~166, 2001年12月

[参考文献]

- 1.1) 橋本健一, 田沼吉伸: すみ肉溶接の強度はどのようにして決まるか, 溶接学会誌, 第61巻, 第4号, pp.283~287, 平成4年
- 1.2) G. Bierett, G. Grüning: Spannungszustand Festigkeit von Stirnkehlnahtverbindungen, Der Stahlbau 10. 1933
- 1.3) 佐藤邦彦, 瀬尾健二, 曾根成典: 引張を受ける十字すみ肉溶接継手の変形挙動と強度 (第1報), 溶接学会誌, 第41巻, 第3号, pp.260~272, 昭和47年3月
- 1.4) 佐藤邦彦, 瀬尾健二: 引張を受ける十字すみ肉溶接継手の変形挙動と強度 (第2報), 溶接学会誌, 第41巻, 第4号, pp.385~393, 昭和47年4月
- 1.5) 加藤 勉, 森田耕次, 橋本健一: 前面すみ肉溶接継目の終局強度, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北海道), pp.1251~1252, 昭和44年, 8月
- 1.6) 加藤 勉: すみ肉溶接継手の耐力に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 第75号, pp. 31~35, 昭和37年, 8月
- 1.7) 加藤 勉, 森田耕次, 橋本健一, 西内 博: すみ肉溶接継目の終局強度, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (中国), pp.901~902, 昭和43年, 10月
- 1.8) 加藤 勉, 森田耕次, 橋本健一: すみ肉溶接継目の終局強度, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北海道), pp.1249~1250, 昭和44年, 8月
- 1.9) 橋本健一: 十字継手における前面すみ肉溶接継目の強度, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (九州), pp.1775~1776, 昭和56年, 9月
- 1.10) 仲 威雄, 加藤 勉: 前面すみ肉溶接の破壊機構と強度について, 溶接学会誌, 第34巻, 第4号, pp.417~425, 昭和40年4月
- 1.11) 仲 威雄, 加藤 勉, 森田耕次: 溶接継手の耐力 - すみ肉溶接継手の終局耐力 -, 日本建築学会論文報告集, 第146号, pp.29~35, 昭和43年4月
- 1.12) 佐藤邦彦, 瀬尾健二: 局部収縮理論にもとづくすみ肉溶接継手の強度解析, 溶接学会誌, 第41巻, 第4号, pp.403~414, 昭和47年4月
- 1.13) 佐藤邦彦, 瀬尾健二: 前面すみ肉溶接継手の変形挙動と強度に関する研究, 溶接学会誌, 第41巻, 第10号, pp.1182~1196, 昭和47年, 10月
- 1.14) 日本建築学会: 鋼構造限界状態設計規準・同解説, 1998年

- 1.15) 藤本盛久, 羽倉弘人, 中尾雅躬, 橋本篤秀, 岡田久志, 山田丈富: 繰返し力を受けるH鋼柱はり接合部の弾塑性性状に関する実験的研究(その1, 2), 日本建築学会学術講演梗概集(関東), pp.1153~1156, 昭和54年9月
- 1.16) 仲 威雄, 中尾雅躬, 森田耕次, 立花正彦, 松島 学: H形鋼強軸交叉形柱はり接合部の復元力特性に関する実験(その4), 日本建築学会学術講演梗概集(関東), pp.1157~1158, 昭和54年9月
- 1.17) 金 彗 潔, 甲津功夫, 内山義英, 吹田啓一郎: 各種鋼構造溶接接合部の疲労特性に関する研究, 日本建築学会近畿支部研究報告集. pp.237~240, 昭和57年6月

所で測定した平均値を示している。また、母材板厚 t に対する実測脚長の平均値 S の比 S/t の値も示している。

本溶接施工時の電圧は38V、電流は295~324Aである。溶接は等脚隅肉溶接とするため、図2-3に示すように水平面に対しはさみ板を45°に設置し、1パスで溶接を行なった。ただし、溶接を多層盛とした供試体T-16M-12Mは供試体を水平に設置して3パスの溶接を行なった。

供試体名は以下のルールに従っており、供試体の末尾の記号は図2-1に示す供試体の採取位置を示している。

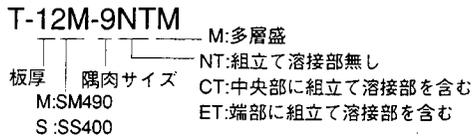


図2-1の供試部分Vはマクロ試験およびビッカース硬さ試験に用いた。なお、溶接の始端および終端部分は切断しており、いずれの供試体にも含まれていない。

本実験では、これに先行させた予備実験で母材がSS400材の場合、溶接部での破壊が少なかったため、溶接部の破壊を狙い母材にSM490A材を多く用いた。さらに、 S/t の値は慣用されている0.7~0.8に比べ低い値を多く設定した。

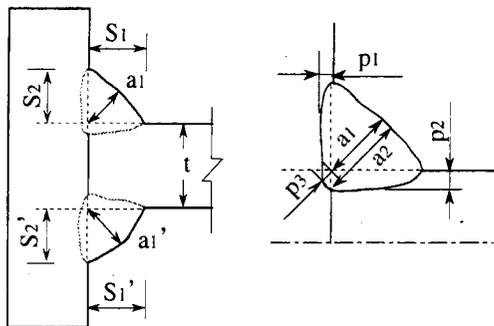


図2-2 溶接部詳細

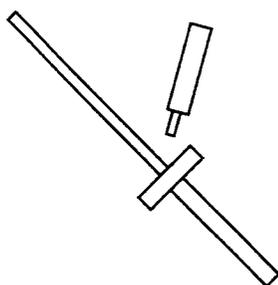


図2-3 溶接姿勢

表 2-1 供試体諸元

供試体	t	S/t	S1	S1'	S2	S2'	a1	a1'
NT	11.8	0.54	5.9	6.1	6.7	7.0	5.5	5.4
T-12S-5CT	11.9	0.57	6.3	6.9	6.6	7.5	5.4	5.9
ET	11.9	0.59	7.1	6.0	7.4	7.6	6.2	5.9
NT	15.7	0.44	7.5	6.3	6.1	7.8	6.1	5.9
T-16S-5CT	15.9	0.47	6.8	8.0	7.3	7.6	5.7	6.5
ET	15.8	0.46	7.0	6.5	7.6	7.7	5.8	5.7
NT	15.7	0.61	9.4	9.4	10.4	9.3	7.2	6.8
T-16S-9CT	15.9	0.60	8.6	9.3	10.5	9.5	7.3	7.2
ET	15.8	0.61	9.6	8.6	9.6	10.6	7.7	6.8
NT	6.0	1.07	6.2	6.6	6.2	6.7	5.4	5.7
T-6M-5CT	6.0	1.17	7.1	7.1	6.7	7.1	5.7	6.1
ET	6.0	1.10	6.9	6.3	6.7	6.6	5.9	5.0
NT	8.8	0.73	6.3	6.9	6.3	6.2	5.6	5.5
T-9M-5CT	8.9	0.80	6.7	7.5	7.3	7.1	5.5	6.1
ET	8.9	0.79	7.3	7.2	6.6	7.0	6.2	5.5
NT	11.7	0.54	6.2	6.7	6.1	6.4	4.9	4.9
T-12M-5CT	11.9	0.60	6.7	7.8	6.9	7.1	5.1	5.6
ET	11.8	0.64	7.5	6.9	8.1	7.6	5.6	4.7
NT	11.9	0.79	9.7	9.5	9.0	9.2	6.2	6.0
T-12M-9CT	12.0	0.78	9.7	9.7	9.0	9.2	7.0	6.5
ET	12.0	0.81	10.7	9.2	10.0	9.0	6.8	5.9
NT	15.6	0.43	6.8	6.7	6.7	6.8	5.2	5.3
T-16M-5CT	15.6	0.48	7.7	7.3	7.2	7.5	5.3	5.5
ET	15.6	0.46	7.8	6.8	6.8	7.1	5.3	5.1
NT	15.6	0.59	8.9	8.9	9.0	9.8	6.4	6.4
T-16M-9CT	15.7	0.60	8.7	9.2	9.3	10.2	6.3	6.8
ET	15.7	0.59	9.7	9.2	9.5	8.9	6.8	6.6
NT	15.5	0.86	12.9	13.1	13.6	13.5	9.2	8.7
T-16M-12CT	15.6	0.85	12.8	13.5	13.1	13.5	10.9	10.7
ET	15.6	0.86	13.6	12.8	14.1	13.2	10.0	8.7
NTM	15.7	0.76	12.4	13.3	10.8	11.3	8.9	10.2
T-16M-12CTM	15.7	0.79	11.8	14.6	11.1	12.0	8.9	10.9
ETM	15.8	0.81	14.3	13.5	12.0	11.2	10.1	9.5

単位：mm

2.2.2 鋼材および溶接部の試験

a) 引張試験

供試体で使用された母材および溶着金属の機械的性質を表2-2に示す。母材の引張試験にはJIS 5号引張試験片を用いた。溶着金属の引張試験には、供試体と同一の鋼材および溶接ワイヤーを使用し、母材板厚12mmに対し隅肉サイズ9mm、母材板厚16mmに対し隅肉サイズ12mmとなるように溶接した図2-4に示す供試体の溶接部から採取したJIS 14A号小型引張試験片を用いた。応力度-歪関係を図2-5に示す。

この結果、溶着金属の強度は脚長の影響を受け、脚長が小さい場合は、脚長が大きい場合に対して降伏点および引張強さが高くなっている。これは、脚長が小さい場合は溶接部の冷却速度が速くなるためと考えられる。また、試験片は母材鋼種違いによるの影響はほとんど見られないことより、得られた値はほぼ溶着金属を代表するものになっていると考えられる。

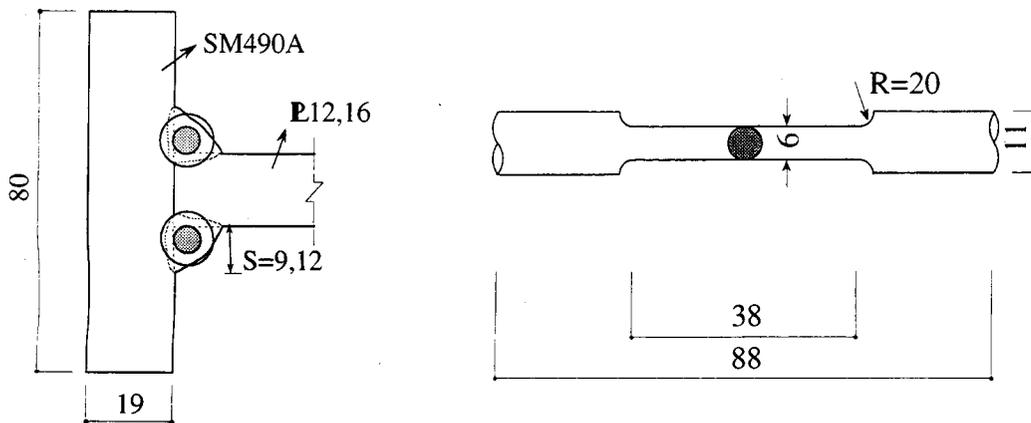


図 2-4 JIS 14A 号小型試験片および採取位置

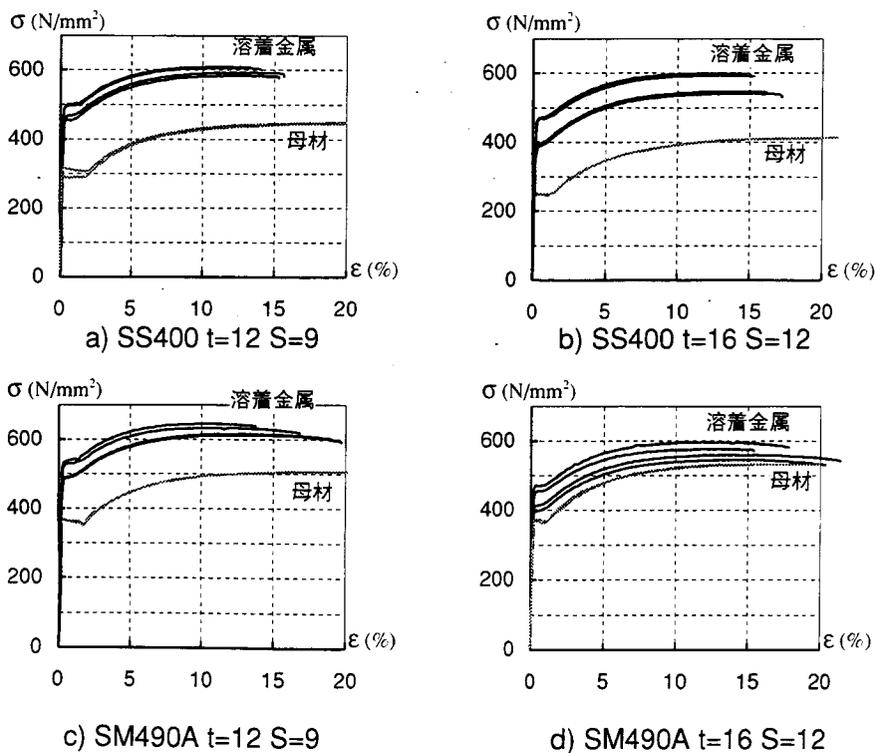


図 2-5 材料の応力度 - 歪関係

表 2-2 鋼材の機械的性質

試験体		σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)	EL. (%)
母材	SS400 R 12	296	449	20以上	47.4
	R 16	246	414	20以上	48.3
	SM490A R 6	363	482	17.8	37.0
	R 9	370	539	19.1	34.7
	R 12	350	505	20以上	42.4
	R 16	370	539	20以上	37.8
溶着金属	SS400 S=9	479	601	12.3	27.9
	S=12	430	571	13.1	28.1
	SM490A S=9	511	628	11.9	24.9
	S=12	433	570	13.3	25.5

σ_y : 降伏点, σ_u : 引張強さ, ϵ_u : 一様伸び, EL. : 破断伸び

b) マクロ試験

図2-1に示す供試体Vについて溶接部のマクロ試験を行ない、溶込み状況を調べた。写真2-1に示すマクロ組織観察結果から測定した溶込み量を表2-3に示す。各部寸法の記号は図2-2に示したとおりである。不溶着部の幅に関する溶込み量 (p_2, p_2') の測定結果から、V-6M-5ではほぼ全断面にわたる溶込みが得られていることが確認できる (写真2-1 d)。

図2-6に隅肉サイズが5, 9mmの場合について溶込み量 (p_2, p_2' の平均) と母材板厚 t の関係を示す。同図より板厚が増加すると溶込み量は減少する傾向が見られる。図2-7に $t=12, 16$ mmの場合について溶込み量と脚長 S の関係を示す。同図より脚長が増加した場合は溶込み量が減少する結果となった。 $t=16$ mm, 隅肉サイズ12mmの供試体では、1パスの場合はほとんど溶込みが得られていない (写真2-1 j)。しかし、3パスの場合は約2.5mmの溶込みが得られている (写真2-1 k)。

表 2-3 溶接部溶込み量

寸法 供試体	S	a1	a1'	a2	a2'	p1	p1'	p2	p2'	p3	p3'
V-12S-5	6.8	5.5	5.3	7.0	6.4	2.6	3.0	3.0	2.4	3.2	2.8
V-16S-5	7.2	5.9	5.0	7.7	5.5	2.9	3.5	2.8	1.8	2.6	2.6
V-16S-9	9.6	6.8	6.3	7.8	7.4	3.0	3.4	1.6	1.6	1.5	2.2
V-6M-5	6.7	5.2	5.3	6.8	6.8	3.0	3.8	2.8	2.8	2.4	3.6
V-9M-5	6.9	6.1	5.4	7.8	6.8	2.8	3.4	2.6	2.5	2.4	3.2
V-12M-5	7.0	5.4	5.5	6.6	6.8	3.0	3.4	2.2	2.6	2.3	3.4
V-12M-9	9.5	7.1	6.5	8.6	8.5	2.4	2.2	2.1	2.6	1.5	1.7
V-16M-5	7.1	5.6	5.4	7.2	7.0	2.5	3.2	2.6	2.6	2.4	3.0
V-16M-9	9.3	6.2	6.6	7.4	7.8	2.7	3.0	1.8	2.6	1.8	2.4
V-16M-12	13.3	8.8	8.2	8.8	8.5	1.8	2.6	0.0	0.5	0.0	0.5
V-16M-12M	12.4	9.0	9.1	10.5	10.5	3.7	3.0	2.6	2.4	2.1	2.0

単位 : mm

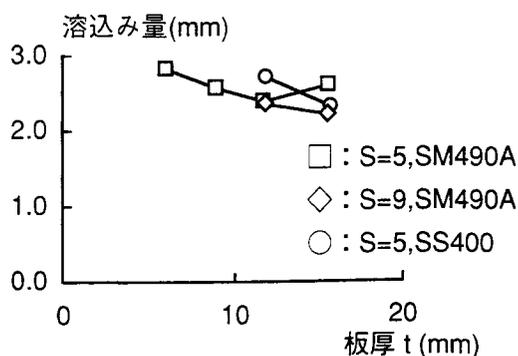


図 2-6 溶込み量 - 板厚関係

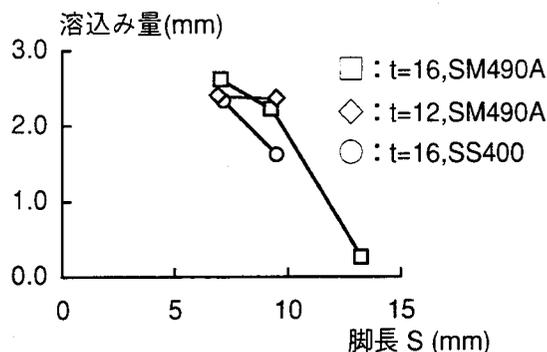


図 2-7 溶込み量 - 脚長関係

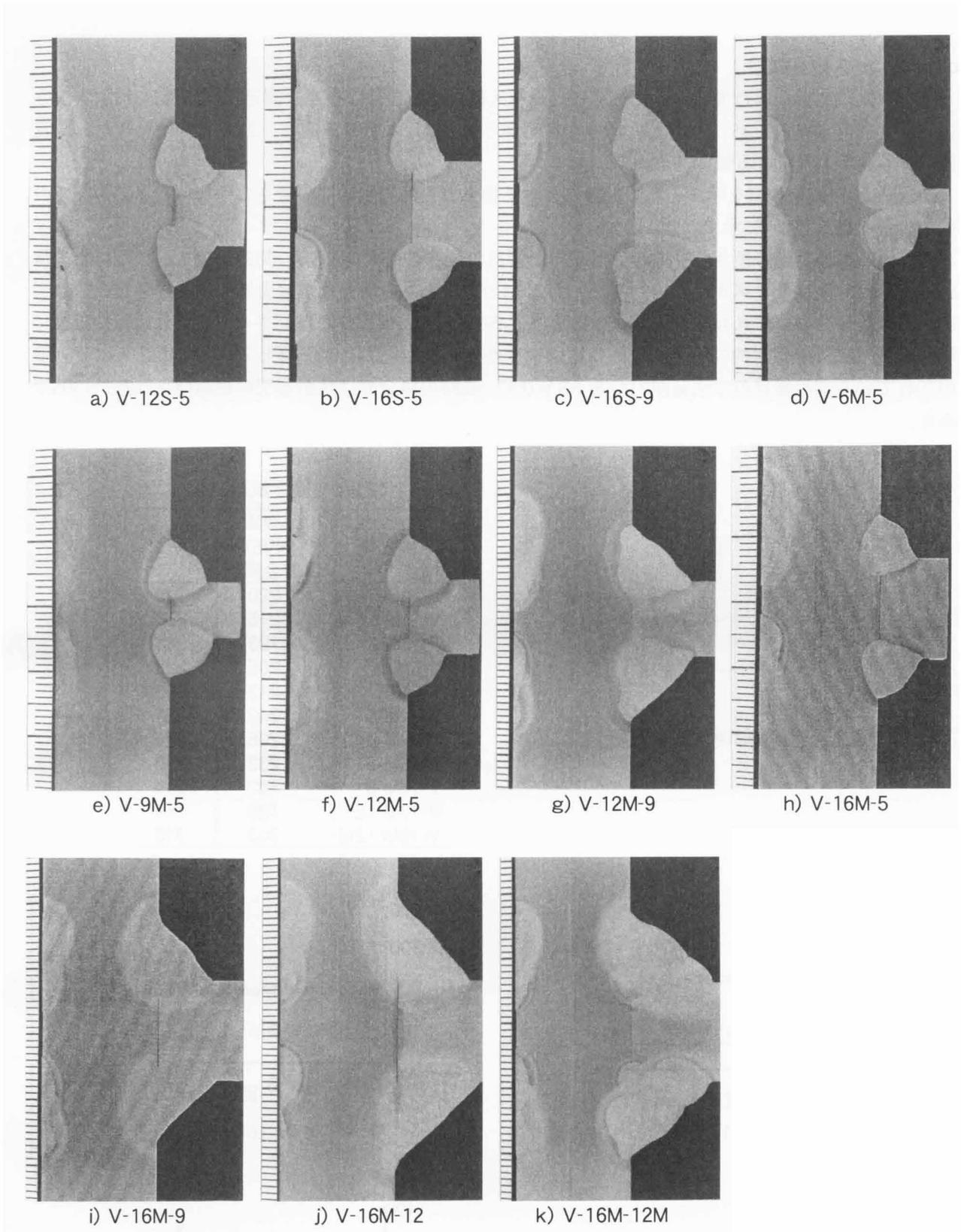


写真 2-1 マクロ組織監察結果

c) ビッカース硬さ試験

マクロ試験を行なった供試体に対し、ビッカース硬さ試験を行なった。測定位置は図2-8に示すように母材軸方向に対して45°の線上をビード表面から0.5mmピッチで測定し、25ヶ所の値を得た。測定値は試験荷重49Nによる値である。

図2-9に測定結果の例を示す。この試験によって得られた溶着金属部の硬さの平均値と熱影響部での硬さの最大値を表2-4に示す。

図2-10に溶着金属の硬さの平均値および熱影響部の硬さの最大値とS/tの関係を示す。この結果、母材板厚に対し隅肉サイズが小さい、すなわち、S/tの値が小さい場合は溶着金属の平均硬さおよび熱影響部の最高硬さのいずれも高くなり、熱影響部で350を超えた供試体も確認される。これは母材板厚に対し隅肉サイズが相対的に小さいために冷却速度が速くなったことが影響していると考えられる。慣用されている溶接継目の寸法範囲内であるS/t=0.77~0.85の場合では熱影響部の最高硬さは252~305である。

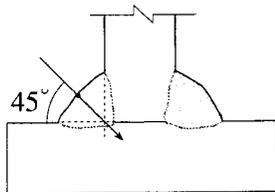
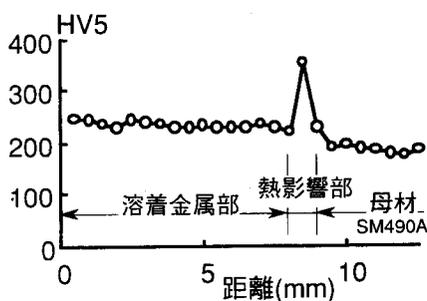


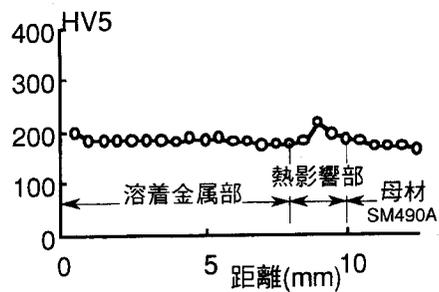
図 2-8 溶接部硬さ測定位置

表 2-4 硬さ試験結果

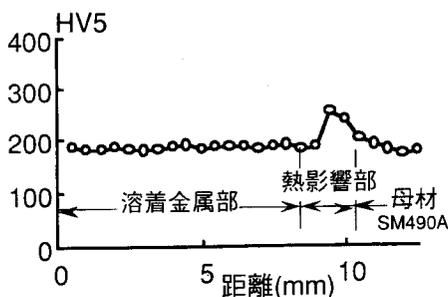
供試体	平均値 (HV5) 溶着金属部	最大値 (HV5)
V-12S-5	220	349
V-16S-5	216	358
V-16S-9	193	283
V-6M-5	205	223
V-9M-5	213	305
V-12M-5	242	391
V-12M-9	206	276
V-16M-5	233	355
V-16M-9	182	214
V-16M-12	186	252
V-16M-12M	203	313



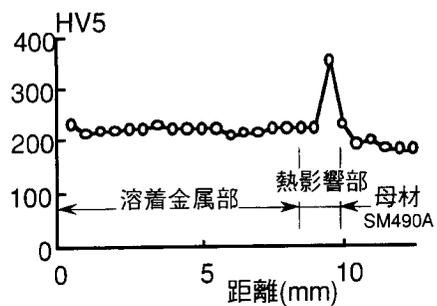
a) V-16M-5



b) V-16M-9

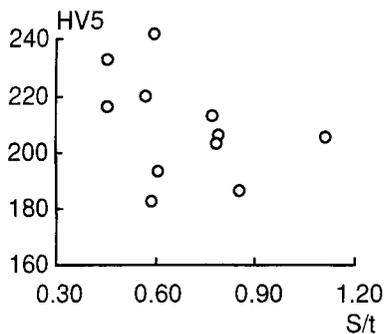


c) V-16M-12

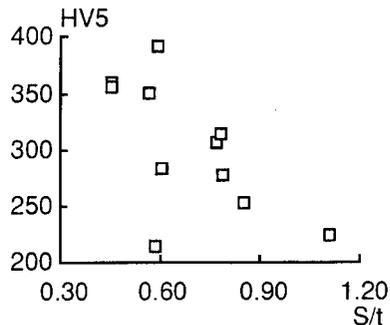


b) V-12S-5

図 2-9 溶接部の硬さ分布



a) 溶着金属部平均硬さ



b) 熱影響部最高硬さ

図2-10 硬さ-S/t関係

2.2.3 溶接継目引張実験

a) 実験方法

図2-11に示す供試体NT, CTおよびETについて引張実験を行なった。荷重は油圧式100t万能試験機を用い、供試体の両端に単調引張荷重を与えた。溶接部の変形は、クリップ型変位計を使用し図2-11に示す不溶着部分の両側に5mmの間隔で測定用治具を接着剤で固定して、溶接部の局所的な変形を測定した。この開きを測定することで溶接部の変形の程度を知ることができる。すなわち、溶接部が塑性化しなければ開きは僅かであり、逆に塑性化すれば開きは大きくなる。

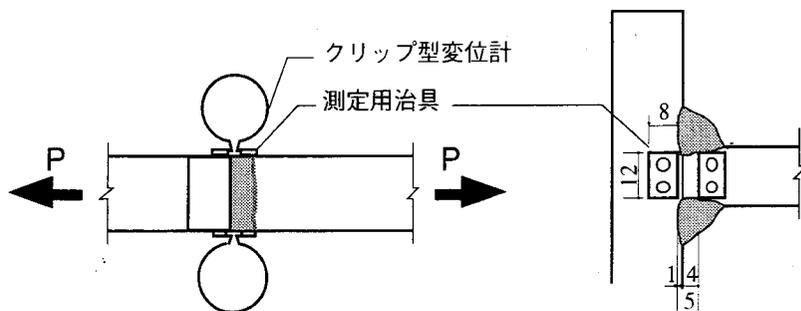


図2-11 変形測定位置

b) 実験結果

図2-12 a)~k)に溶接部の荷重-変形関係を示す。図中の×印は溶接部での破断を示している。表2-5に実験結果から得られた最大荷重 P_{max} 、破断箇所、破断角度、最大荷重 P_{max} と母材破断強度 P_u との比を示す。

破断箇所の記号は、以下の破壊状況を示している。

- W：溶接部で破断
- C：母材部で破断したが溶接部にも亀裂が発生した
- B：母材部で破断

溶接部の破壊状況の例を写真2-2に示す。

1) 隅肉サイズの影響

実験の結果、母材がSS400材の場合は、 $S/t=0.54\sim 0.59$ の供試体T-12S-5は溶接部に亀裂が発生したが、母材部で破断した。このときの溶接部の変形 δ_{max} は約0.8mmである。 $S/t=0.44\sim 0.47$ の供試体T-16S-5は溶接部で破断したが、母材破断強度に対する最大荷重の比 $P_{max}/P_u=0.96\sim 1.06$ となっており、母材の全強を概ね伝達している。

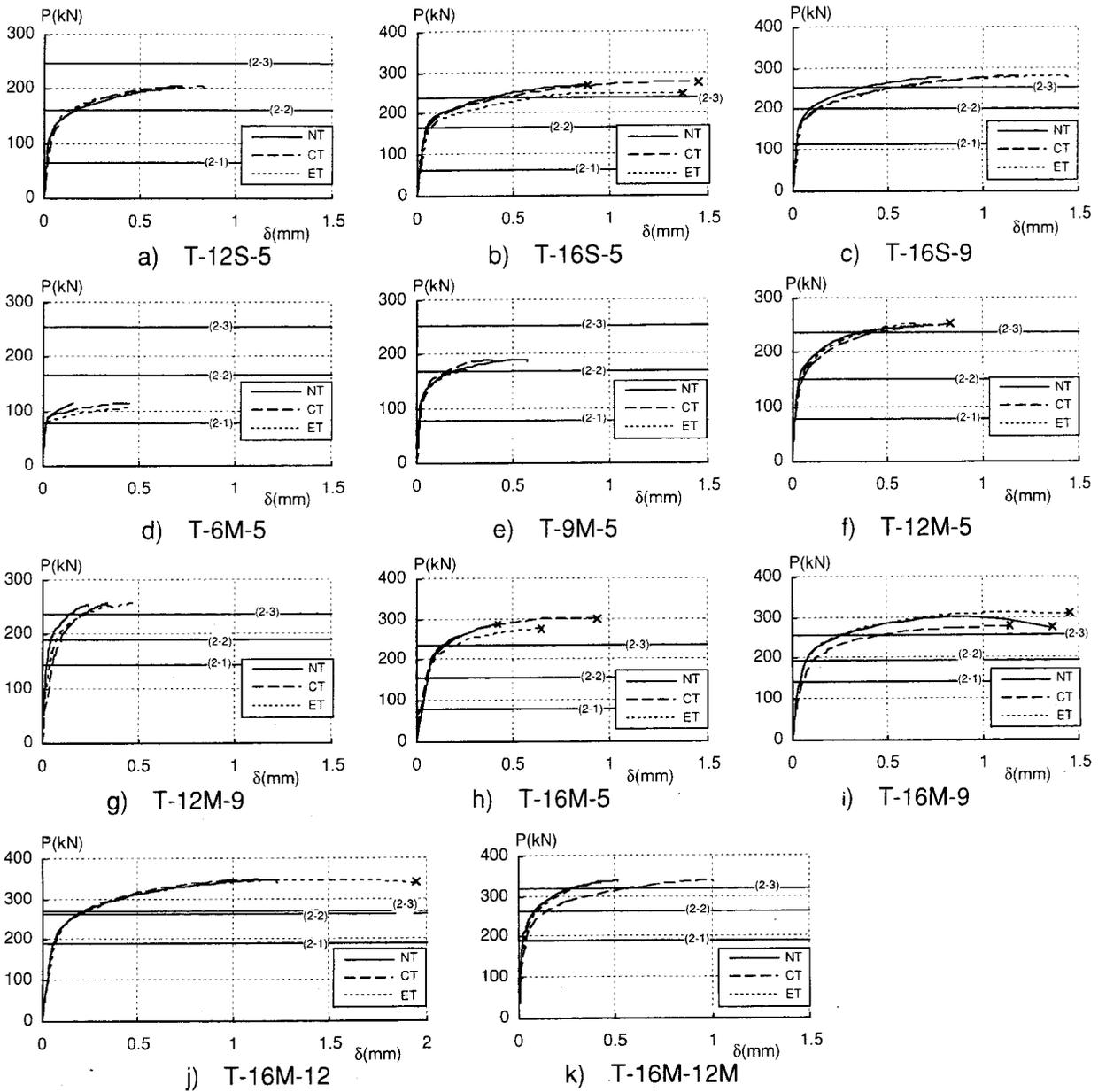


図2-12 荷重—変形関係

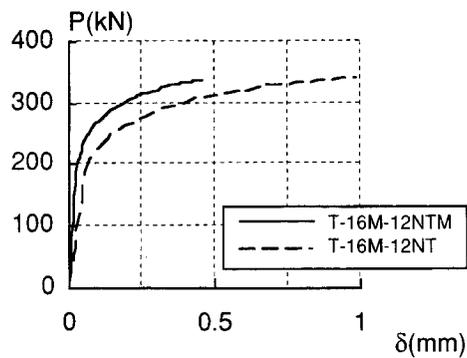


図2-13 T-16M-12

母材がSM490A材の場合は、母材板厚12mmで $S/t=0.54\sim 0.64$ の供試体T-12M-5は溶接部での破断が起こったが、 $P_{max}/P_u=1.05\sim 1.07$ であり母材の全強を伝達している。母材板厚16mmの供試体に関しては、 $S/t=0.85\sim 0.86$ である供試体T-16M-12は溶接部の亀裂・破断が見られた。しかし、 $P_{max}/P_u=1.04$ であり母材の全強を伝達している。 $S/t=0.59\sim 0.60$ である供試体T-16M-9はすべて溶接部で破断した。このとき、 $P_{max}/P_u=0.82\sim 0.92$ となっており母材破断強度に達していない。

2) 組立溶接の影響

組立溶接部を含む供試体で溶接部が破断した供試体T-16S-5ET (図2-12 b) , T-16M-5ET (図2-12 h) およびT-16M-9CT (図2-12 i) は降伏以後の剛性の低下が組立溶接を含まないものに比べて早く、T-16S-5ETおよびT-16M-9CTでは最大耐力は組立溶接を含まない供試体に対して約10%低下した。しかし、その他の組立溶接を含む供試体については、組立溶接を含まない供試体の最大荷重を上回っている場合もあり、組立溶接が含まれた供試体の耐力が必ずしも低下するとは言えない。

3) 溶接方法の影響

1パスの溶接を行った供試体T-16M-12と3パスとした供試体T-16M-12Mの比較を図2-13に示す。最大荷重はいずれの供試体も溶接部に亀裂が確認されているが母材強度に達しており差異は見られない。しかし、剛性が低下し始める荷重は、T-16M-12MがT-16M-12に対して約20%高い。これらの供試体は写真2-1に示すマクロ試験結果より溶込み量の差が確認されている。これより、溶込み量は溶接継目の強度に対して大きな影響を与える要因であると考えられる。

表 2-5 実験結果

供試体	P_{max} (kN)	破断箇所	破断角度(°)		P_{max}/P_1	P_{max}/P_2	P_{max}/P_3	P_{max}/P_u
NT	203	C	-	-	3.12	1.32	0.85	0.96
T-12S-5CT	205	C	-	-	3.15	1.28	0.84	0.96
ET	205	B	-	-	3.15	1.20	0.80	0.96
NT	272		21.5	16.5	4.19	1.61	1.12	1.04
T-16S-5CT	279	W	21.5	35.5	4.28	1.62	1.13	1.06
ET	251		14.0	35.0	3.86	1.55	1.06	0.96
NT	279		-	-	2.38	1.41	1.11	1.07
T-16S-9CT	281	C	-	-	2.40	1.37	1.09	1.06
ET	280		-	-	2.40	1.37	1.09	1.07
NT	115		-	-	1.45	0.70	0.45	0.99
T-6M-5CT	116	B	-	-	1.46	0.66	0.44	1.00
ET	115		-	-	1.45	0.71	0.46	1.00
NT	191		-	-	2.41	1.16	0.77	0.97
T-9M-5CT	191	B	-	-	2.42	1.12	0.75	0.96
ET	193		-	-	2.43	1.11	0.75	0.97
NT	249	C	-	-	3.14	1.72	1.08	1.05
T-12M-5CT	252	W	16.0	38.5	3.17	1.59	1.04	1.05
ET	253	C	-	-	3.20	1.67	1.07	1.07
NT	254		-	-	1.78	1.41	1.12	1.06
T-12M-9CT	256	C	-	-	1.80	1.28	1.04	1.06
ET	257		-	-	1.80	1.37	1.09	1.06
NT	289		28.5	23.0	3.65	1.86	1.23	0.86
T-16M-5CT	302	W	20.0	13.0	3.81	1.89	1.26	0.90
ET	277		12.5	27.5	3.49	1.80	1.18	0.82
NT	304		15.5	30.0	2.13	1.61	1.21	0.90
T-16M-9CT	277	W	33.0	19.5	1.94	1.43	1.08	0.82
ET	313		33.5	28.5	2.19	1.58	1.20	0.92
NT	347	C	-	-	1.82	1.43	1.39	1.04
T-16M-12CT	349	C	-	-	1.83	1.19	1.16	1.04
ET	348	W	6.0	28.0	1.83	1.37	1.34	1.04
NTM	337		-	-	1.77	1.30	1.07	1.00
T-16M-12CTM	339	C	-	-	1.79	1.27	1.05	1.01
ETM	339		-	-	1.79	1.28	1.06	1.00

4) 破断角度

溶接部の破断角度は、溶接部で破断した供試体における母材の材軸方向に対する破断面の角度を示す。測定値は溶接部の破断状況を撮影した写真より判断した。表2-5中の値は各ビードについて2ヶ所で測定した結果の平均値を示している。

隅肉溶接継目に関する既往の研究では、破断角度について、破壊理論に基づく解ならびに実験結果の値が報告されている。仲ら^{2.1),2.2)}の行った応力解析の結果では、前面当金継手の破壊角度は $\theta=22^\circ 30'$ であると報告している。佐藤ら^{2.3),2.4)}の実験では、十字継手の降伏断面の角度は溶込みの無い等脚隅肉溶接の場合は約 15° 、溶け込み量の大きな場合はルート部から上止端部を結ぶ断面と一致すると報告している。また、溶着金属の強度が母材強度に対して大きい場合、即ち、母材強度が 400N/mm^2 級であるのに対し溶着金属強度が 490N/mm^2 級の場合では、熱影響部に沿ってせん断破壊が起こると報告している^{2.5)}。

実験の結果、ルート部から止端に至る破断が多く確認されている。本研究での対象が CO_2 半自動溶接であり、これにより溶着金属の強度が母材のそれより高いことを考慮すれば、実験で観察された破断の状態は文献^{2.5)}の結果と一致する。

2.2.4 耐力

隅肉溶接継目の引張強度を次の3式から求める。

$$P_1 = \Sigma A_{w1} \cdot \frac{F_u}{\sqrt{3}} \quad \dots \cdot 2-1)$$

ΣA_{w1} : 隅肉サイズを0.7倍して求めた最小のど断面積

F_u : 母材の公称引張強さ

$$P_2 = \Sigma A_{w2} \cdot \frac{\sigma_{wu}}{\sqrt{3}} \quad \dots \cdot 2-2)$$

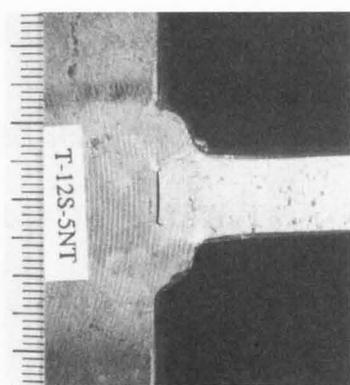
ΣA_{w2} : a_1, a_1' (図2-2参照) より求めた実測のど断面積

σ_{wu} : 溶着金属部の引張強さ (素材試験結果)

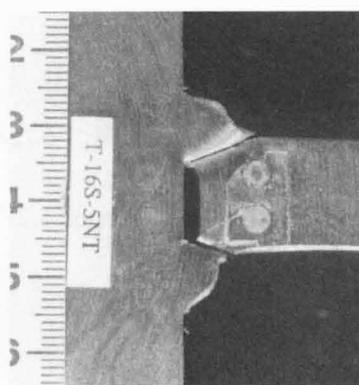
$$P_3 = \Sigma A_{w3} \cdot \frac{\sigma_{wu}}{\sqrt{3}} \quad \dots \cdot 2-3)$$

ΣA_{w3} : $(a_1+p_3), (a_1'+p_3')$ より求めたのど断面積

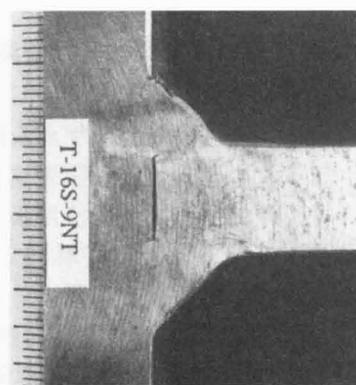
表2-5に実験結果と計算結果の比を、図2-12に各式による計算値を示す。溶接部で破断した供試体11体および溶接部に亀裂が発生した供試体15体に関して、最大荷重 P_{max} と引張強度の各推定値(P_1, P_2, P_3)の比の平均値と変動係数を求めると、 P_{max}/P_1 で平均値 $m=2.64$ 、変動係数 $v=0.33$ 、 P_{max}/P_2 で $m=1.48$ 、 $v=0.13$ 、 P_{max}/P_3 で $m=1.12$ 、 $v=0.11$ である。これより、現行の設計式である2-1)式は溶接継目の耐力を非常に過小評価していると言える。



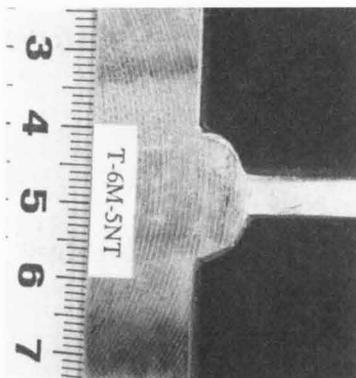
a) T-12S-5NT



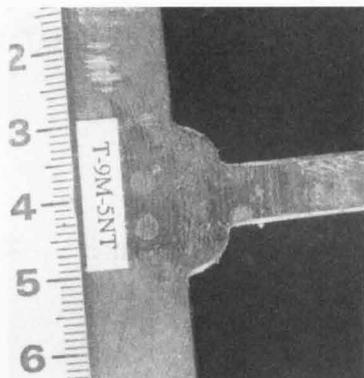
b) T-16S-5NT



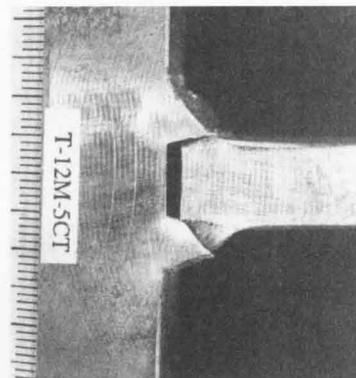
c) T-16S-9NT



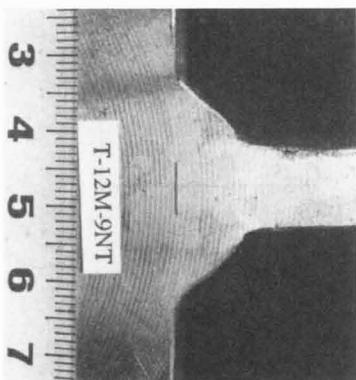
d) T-6M-5NT



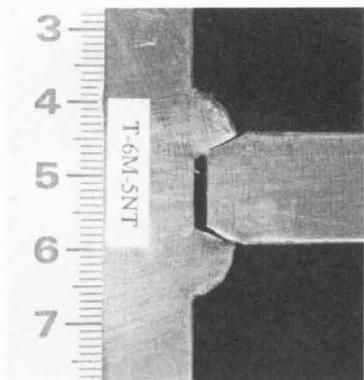
e) T-9M-5NT



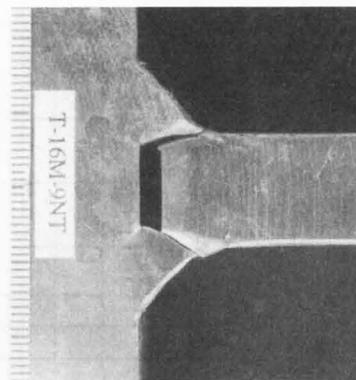
f) T-12M-5CT



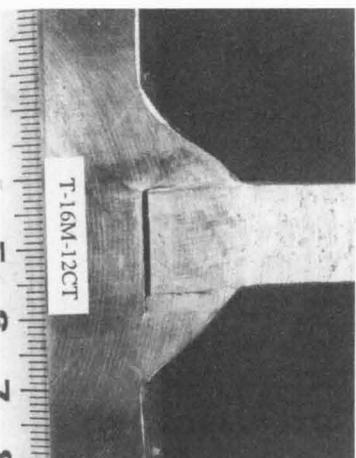
g) T-12M-9NT



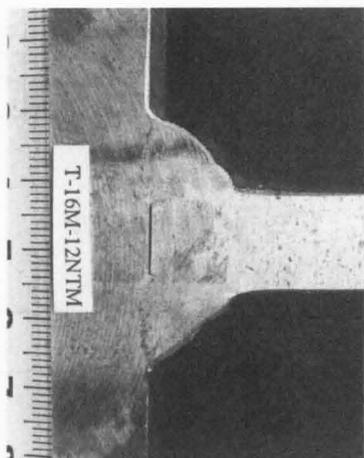
h) T-6M-5NT



i) T-16M-9NT



j) T-16M-12CT



k) T-16M-12NTM

写真2-2 破壊状況

2.3 溶接継目の弾塑性有限要素解析

2.3.1 解析方法

隅肉溶接継目の強度に与える脚長・溶込み量の影響を調べるため、また、溶接部の基本的な応力分布を知るために弾塑性有限要素法による数値解析を行う。

解析には汎用有限要素法解析プログラムABAQUS (Version 5.2)^{2.6)}を用い、対称性を考慮して図2-14に示す1/2モデルを用いて解析を行う。

以下に主な解析仮定を示す。

- 1) 4節点および3節点の平面歪要素を用いる。
- 2) 降伏条件にはVon Misesの降伏条件を用いる。
- 3) 塑性材料に対する構成方程式は連合流れ則に基づく。
- 4) 増分解析には弧長増分法を用いる。

なお、不溶着部は要素間の節点を2重節点とし、不溶着部を挟む要素間で応力の伝達が行なわれないようにした。

2.3.2 解析結果

a) 脚長・溶込み量の影響

解析対象を表2-6に示す。解析モデルは母材板厚 $t=16\text{mm}$ とし、脚長 $S=6, 9, 12\text{mm}$ 、溶込み量 $p=0, 2, 4\text{mm}$ とした13体である。

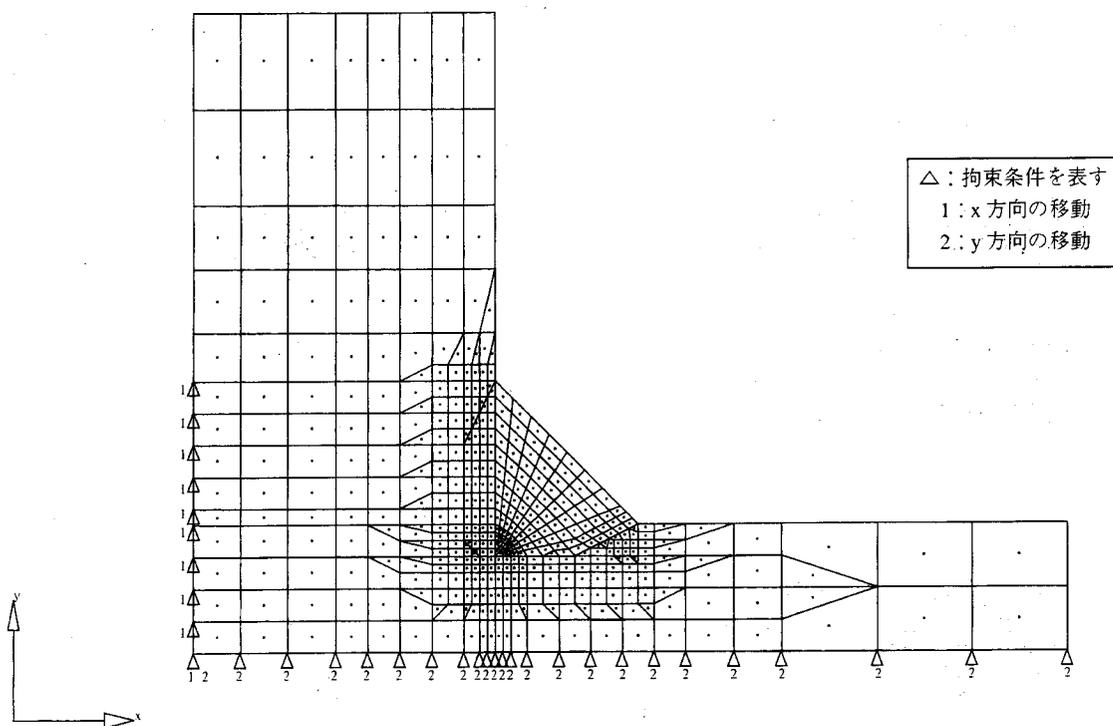


図2-14 解析モデル

表2-6 解析対象

モデル	t	S	p	素材	モデル	t	S	p	素材
FT16S6-0	16	6	0	SS400材	FT16M6-0	16	6	0	SM490A材
FT16S6-2			2		FT16M6-2			2	
FT16S9-0		9	0		FT16M6-4		4		
FT16S9-2			2		FT16M9-0		0		
FT16S12-0		12	0		FT16M9-2		2		
FT16S12-2			2		FT16M12-0		0		
				FT16M12-2	2				

単位：mm

素材の応力度－歪度関係は実験に用いた母材および溶着金属の真応力－真歪関係を σ_u まで5直線に置換した。なお、 $S=6\text{mm}$ の供試体については $S=9\text{mm}$ の溶着金属の素材特性を用いた。

図2-15に解析の結果得られた荷重－変形関係を示す。荷重 P は単位長さ当り（1mm）の荷重であり、変形 δ は不溶着部を挟む標点間距離5mmの節点間の変形で実験の計測（図2-11参照）と対応する。

解析の結果、実測脚長 $S=13.3\text{mm}$ 、溶込み量 $p=0.3\text{mm}$ で解析条件とほぼ対応する供試体T-16M-12では図2-15f)に示すように $p=0$ の解析結果とほぼ一致している。また、 $S=9.6\text{mm}$ 、 $p=1.6\text{mm}$ であった供試体T-16S-9および $S=7.1\text{mm}$ 、 $p=2.6\text{mm}$ であった供試体T-16M-5は、図2-15b)および図2-15d)に示すようにそれぞれ $p=2\text{mm}$ の解析に近い結果を示している。したがって、本解析により隅肉溶接継目の挙動を把握することが十分可能であると言える。

図2-15d)に示すFT16M6では溶込み量を0, 2, 4mmとして溶込み量による影響を調べた。この結果、 $p=2, 4\text{mm}$ の場合、 $p=0$ の場合に比べて、最大耐力についてはそれぞれ約1.4倍、2.0倍になっており、脚長が小さい場合、相対的に溶込み量の影響は大きく、溶込み量の確保により溶接継目の強度が大幅に上昇することが分かる。

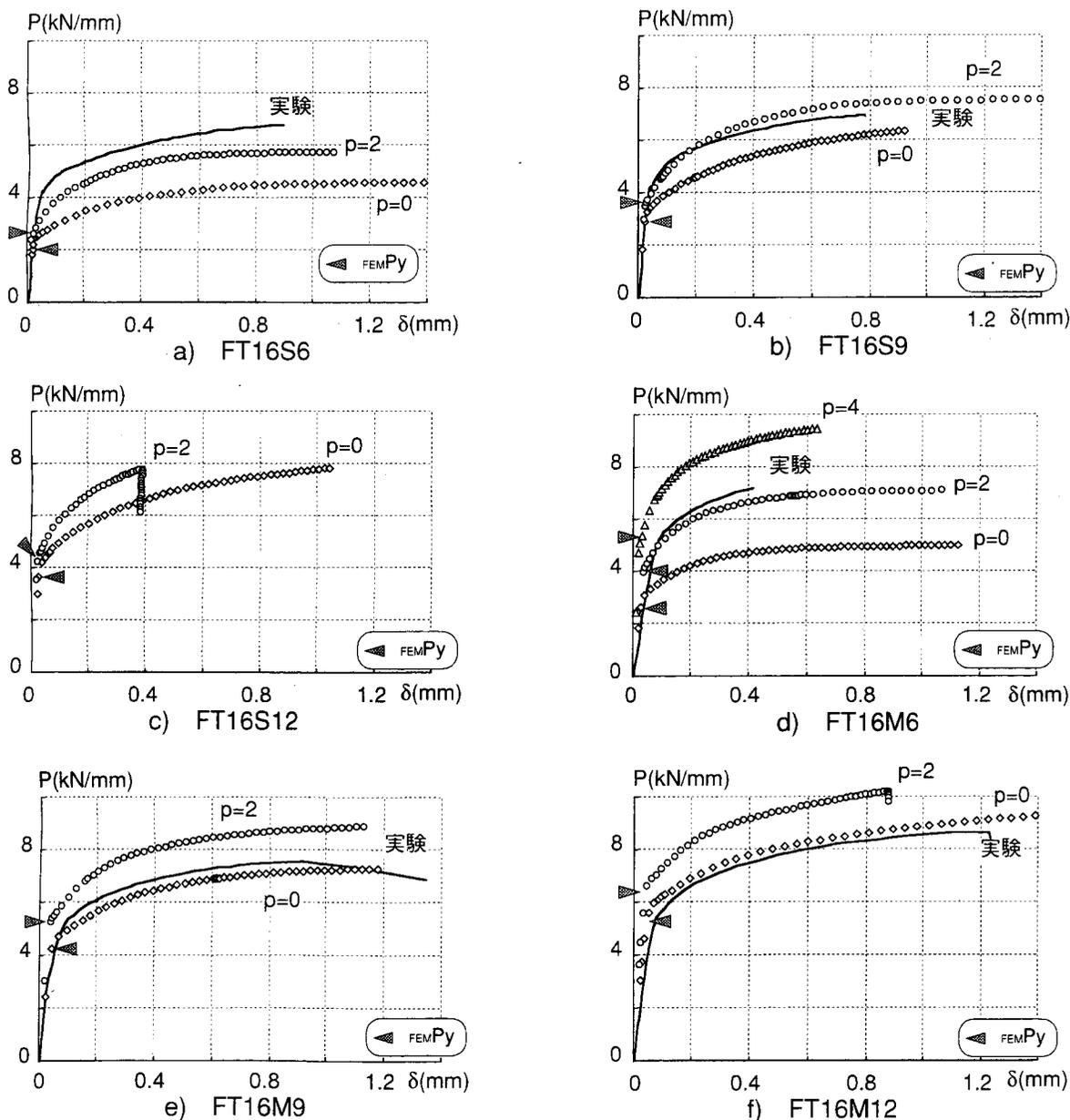


図2-15 荷重－変形関係

b) 溶接部の応力分布

ここでは母材および溶着金属は同一材料の完全弾塑性体と仮定し、溶接部の応力分布を調べる。解析対象を表2-7に示す。解析モデルは $t=12\text{mm}$ 、 $S=9\text{mm}$ で、 $p=0$ 、 2mm の2体である。

荷重-変形関係を図2-16に示す。溶込み量0の解析では溶接部が降伏した。一方、溶込み量2mmの解析では溶接部の降伏も生じているが、母材側の破壊が先行した。図2-17に溶接部のミーゼスの相当応力の分布を示す。溶込み量が0の場合、溶接のルート部と引張材側の溶接止端に応力集中が見られる。降伏はルート部近傍にまず生じ、降伏領域が溶接止端方向に向かって進展することによって剛性が低下し、その降伏領域が溶接止端近傍に達すると溶接部全体の降伏が起こることが分かる。溶込み量2mmのモデルでも同様の傾向が見られた。この破壊状況は引張実験で見られた溶接部の破断方向と一致する(写真2-2参照)。

図2-18に降伏領域が溶接止端側まで達した時の溶接部の最大せん断応力度の方向の分布を示す。ここで、溶接部の応力分布は加藤らが有限要素解析より得た応力分布²⁷⁾と同様の傾向を示している。また、ルート部近傍では最大せん断応力度の方向は荷重方向とほぼ一致しており、この領域では純せん断に近い状態で降伏が生じていると考えられる。

表 2-7 解析対象

モデル	t	S	p	素材
FT12-9-0	12	9	0	完全弾塑性体
FT12-9-2			2	

単位：mm

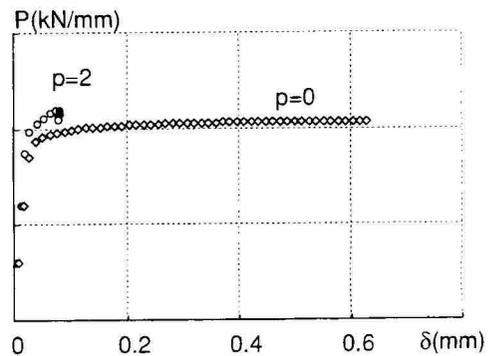


図 2-16 荷重 - 変形関係

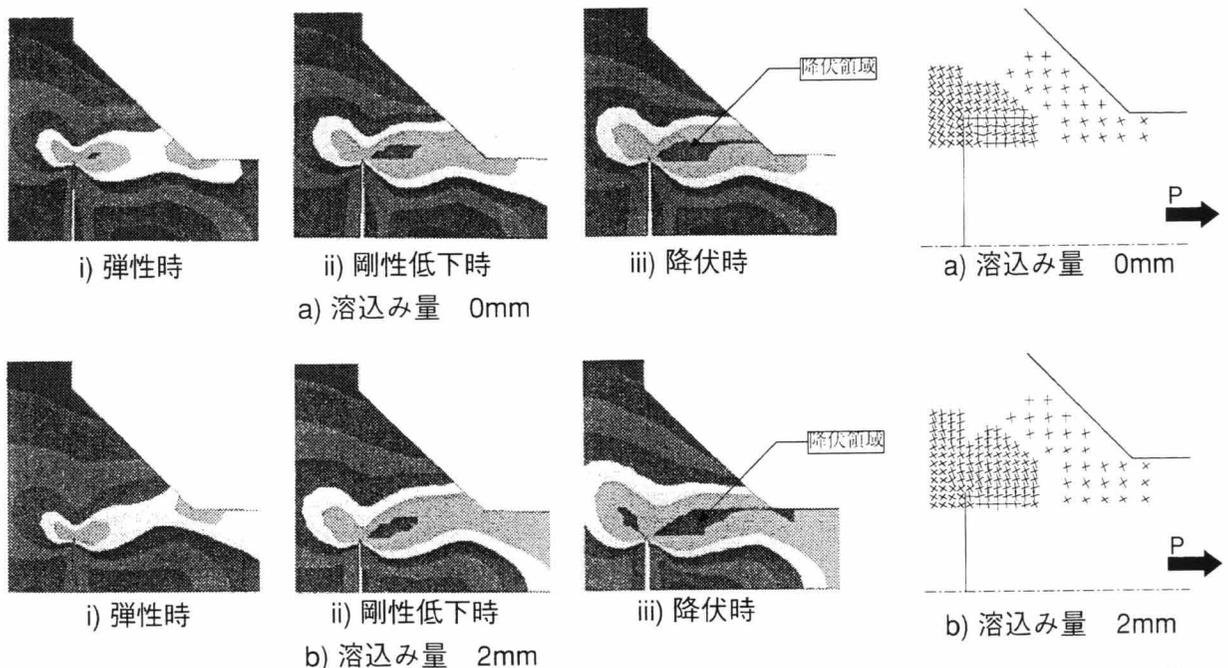


図 2-17 溶接部の応力分布

図 2-18 せん断応力度の方向

2.4 溶接継目の極限解析

溶接継目の引張実験により溶接部の破壊は溶接のルートと止端を結ぶ線上で生じ、有限要素解析でも同様にルートと止端を結ぶ線上に降伏領域が進展することが分かった。そこで、溶接部に降伏面を仮定した極限解析の手法に基づき、溶接継目の強度評価式を得る。

2.4.1 基本仮定と基礎式

a) 基本仮定

溶接部の形状に以下の仮定を設ける。

- (1) 隅肉溶接は左右対称の等脚隅肉溶接とする。
- (2) 溶着金属と母材の領域は図 2-19 に示す範囲とする。
- (3) 溶接部の熱影響部は無視する。

極限解析における基本仮定は以下による。

- (1) 溶接部断面における塑性変形は、溶接線方向に一様に生じ、かつ、溶接線方向には歪が生じない平面歪状態とする。
- (2) 降伏条件には von Mises の降伏条件を用いる。
- (3) 塑性材料に対する構成方程式は連合流れ則に基づく。
- (4) 溶接部の降伏荷重は、上界定理を用いて得る。

b) 基礎式

(1) 平面歪状態

任意の点 (x, y, z) における変位速度成分を (v_x, v_y, v_z) としたとき、平面歪状態では $v_z=0$ であり、かつ、 xy 平面に平行な塑性変形が z 方向に一様に生じる。これより、歪速度の成分は以下のように表される。

$$\dot{\epsilon}_x = \frac{\partial v_x}{\partial x} \quad \dots \cdot 2-4a)$$

$$\dot{\epsilon}_y = \frac{\partial v_y}{\partial y} \quad \dots \cdot 2-4b)$$

$$\dot{\gamma}_{xy} = \frac{\partial v_y}{\partial x} + \frac{\partial v_x}{\partial y} \quad \dots \cdot 2-4c)$$

$$\dot{\epsilon}_z = \dot{\gamma}_{yz} = \dot{\gamma}_{zx} = 0 \quad \dots \cdot 2-4d)$$

(2) 降伏条件

金属材料に最も良く適合することで知られる von Mises の降伏条件は、以下のように表される。

$$\Phi = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 - 2\sigma_Y^2 = 0 \quad \dots \cdot 2-5)$$

ここで、 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: 主応力

σ_Y : 単純引張における降伏応力度

この降伏条件を xy 平面における平面歪状態に適用すると、2-4d) 式より以下の条件が得られる。

$$\sigma_z = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}, \quad \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0 \quad \dots \cdot 2-6)$$

この関係より、2-5) 式は以下のように表される。

$$\Phi = (\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 - 4k^2 = 0 \quad \dots \cdot 2-7)$$

ここで、 k : 降伏せん断応力度 $k = \frac{\sigma_Y}{\sqrt{3}}$

(3) 連合流れ則

降伏曲面上における法線ベクトルの各応力成分の比と各歪速度の比が等しいとする連合流れ則を適用すると、主歪と主応力の関係は次式で表される。

$$\dot{\epsilon}_1 = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_1} = 2 \cdot \lambda \cdot (\sigma_2 + \sigma_3 - 2\sigma_1) \quad \dots \cdot 2-8a)$$

$$\dot{\epsilon}_2 = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_2} = 2 \cdot \lambda \cdot (\sigma_3 + \sigma_1 - 2\sigma_2) \quad \dots \cdot 2-8b)$$

$$\dot{\epsilon}_3 = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_3} = 2 \cdot \lambda \cdot (\sigma_1 + \sigma_2 - 2\sigma_3) \quad \dots \cdot 2-8c)$$

ここで、 λ ：正の比例定数

これを、 xy 平面における平面歪状態に適用すると、以下の関係が得られる。

$$\dot{\epsilon}_x = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_x} = \frac{1}{2} \cdot \lambda \cdot (\sigma_x - \sigma_y) \quad \dots \cdot 2-9a)$$

$$\dot{\epsilon}_y = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_y} = \frac{1}{2} \cdot \lambda \cdot (\sigma_y - \sigma_x) \quad \dots \cdot 2-9b)$$

$$\dot{\gamma}_{xy} = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \tau_{xy}} = 2 \cdot \lambda \cdot \tau_{xy} \quad \dots \cdot 2-9c)$$

(4) 上界定理

上界定理は、「仮定した崩壊モードに対して得られる内部仕事速度の総和は、真の崩壊荷重を与える外力による外部仕事速度に対して、大きいかまたは等しい。」とするもので、内部仕事速度の総和を最小とする崩壊モードを求める。内部仕事速度の総和は、次式により求められる。

$$\dot{W} = k \cdot \int \Delta v \cdot ds \quad \dots \cdot 2-10)$$

ここで、 k ：降伏せん断応力度

Δv ：変位速度の不連続線における変位速度の不連続量

ds ：変位速度の不連続線に沿う微小長さ

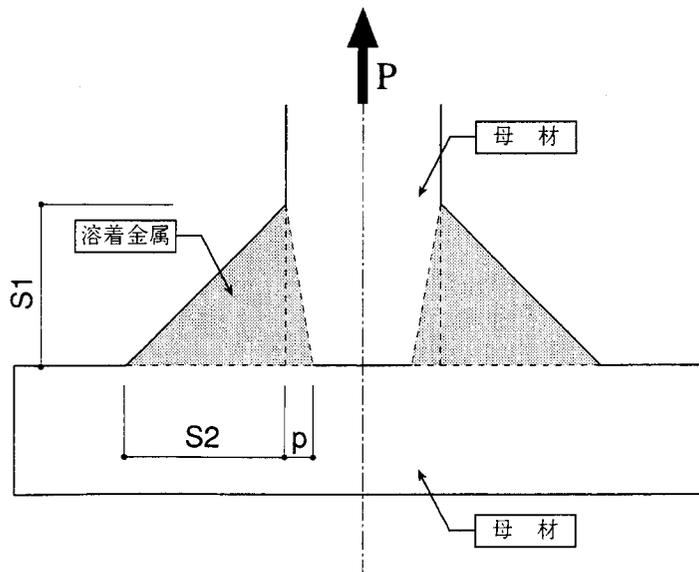


図 2-19 T字継目の極限解析モデル

2.4.2 溶込み量を考慮しない場合

a) 溶着金属強度と母材強度が等しい場合

図2-20に溶接の溶込み量を考慮しない場合の極限解析モデルを示す。いま、荷重Pにより溶接部に降伏面が貫通し、領域①がY方向に変位速度Vで変位したときを考える。図2-21にこのときの変位場と応力場を示す。このとき領域①と領域②の境界線の長さ、すなわち、降伏面の長さは、

$$\bar{l}_2 = \frac{S}{\cos \gamma + \sin \gamma} \quad \dots \dots 2-11)$$

ここで、 $S=S_1=S_2$ ：隅肉溶接の脚長

γ ：降伏面の荷重方向に対する角度

この変位速度の不連続量と不連続線の長さより、内部仕事速度の総和は以下のように求められる。

$$\dot{W} = (\sigma \cdot \sin \gamma + \tau \cdot \cos \gamma) \cdot \frac{S}{\sin \gamma + \cos \gamma} \cdot V \quad \dots \dots 2-12)$$

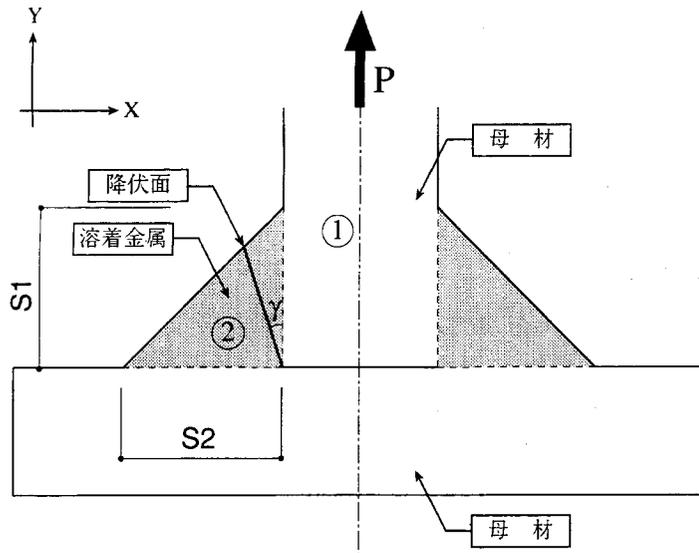
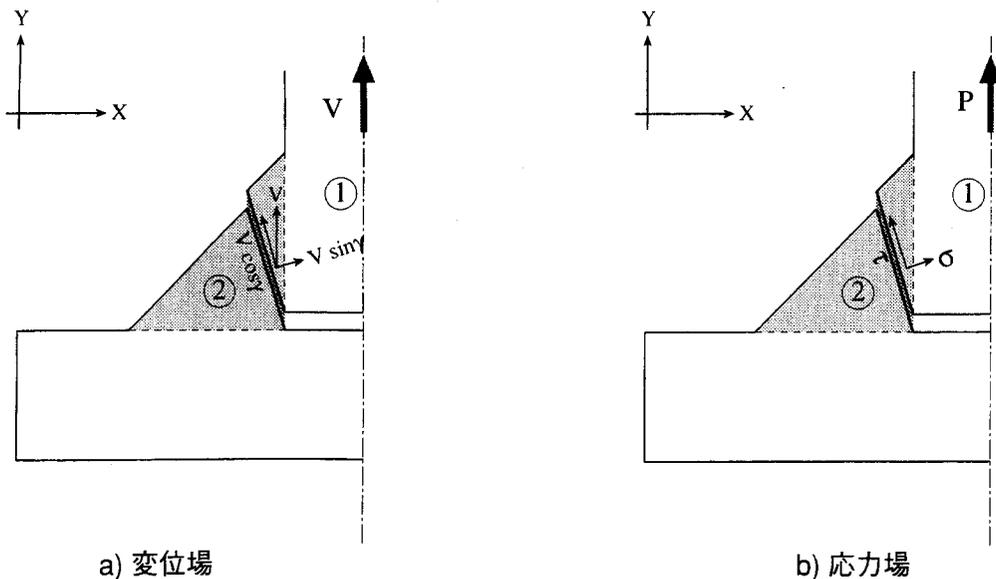


図2-20 T字継目の極限解析モデル（溶込みなし）



a) 変位場

b) 応力場

図2-21 変位場および応力場

これに、以下に示す von Mises の降伏条件を適用する。

$$\Phi = \frac{1}{4} \sigma^2 + \tau^2 - k^2 = 0 \quad \dots 2-13)$$

ここで、k：材料の降伏せん断応力度

また、連合流れ則を適用すると、応力と変位速度には以下の関係が成り立つ。

$$\begin{aligned} V \cdot \sin \gamma &= \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma} = \frac{1}{2} \cdot \lambda \cdot \sigma \\ V \cdot \cos \gamma &= \frac{\partial \Phi}{\partial \tau} = 2 \cdot \lambda \cdot \tau \end{aligned} \quad \dots 2-14)$$

ここで、λ：正の比例定数

2-13)式および2-14)式を2-12)式に代入し、材料の降伏せん断応力度kは降伏面が溶着金属内にあるので溶着金属の降伏せん断応力度wkyとkが等しいとすると内部仕事速度の総和は以下のように表される。

$$\dot{W} = \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma}}{\sin \gamma + \cos \gamma} \cdot S \cdot wky \cdot V \quad \dots 2-15)$$

これを片側の溶接部に加わる外力P/2による仕事速度P・V/2と等値すると、前面T字隅肉溶接継目の引張強度wPyとして次式が得られる。

$$wPy = 2 \cdot \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma}}{\sin \gamma + \cos \gamma} \cdot S \cdot wky \quad \dots 2-16)$$

このwPyを最小とするγは、tanγ=1/4のとき、すなわち、γ=14°の時である。このとき引張強度wPyは、

$$wPy = \frac{4\sqrt{5}}{5} \cdot S \cdot wky \quad \dots 2-17)$$

b) 溶着金属強度が母材強度より高い場合

一般的に溶着金属強度は母材強度より高いため、降伏面を母材と溶着金属の境界上に仮定した場合の解がより低い強度を与える可能性がある。そこで、溶着金属強度が母材強度より高い溶接継目の強度は、溶着金属内に降伏面を仮定した場合と溶着金属と母材の境界上に降伏面を仮定した場合について極限解析を行い、それらのうちの小さい方を溶接継目の引張強度とする。

溶着金属内に降伏面を仮定する場合は、2-17)式と同一となり、溶着金属内部に降伏面が形成される場合の溶接継目の引張強度wPy₁は次式となる。

$$wPy_1 = \frac{4\sqrt{5}}{5} \cdot S \cdot wky \quad \dots 2-18)$$

溶着金属と母材の境界上に降伏面を仮定する場合は、2-16)式においてγ=0°となり、wkyは母材の降伏せん断応力度pkyに置換える。これにより得られる溶着金属と母材の境界上に降伏面が形成される場合の溶接継目の引張強度wPy_Bは次式となる。

$$wPy_B = 2 \cdot S \cdot pky \quad \dots 2-19)$$

以上より、溶着金属強度が母材強度より高い場合の溶接継目の引張強度wPyは2-18)式と2-19)式で得られる値の小さいほうとなる。

$$wPy = \text{Min}(wPy_1, wPy_B) \quad \dots 2-20)$$

2.4.3 溶込み量を考慮した場合

図2-22に溶込みを考慮した場合の極限解析モデルを示す。図2-23に変位場および応力場を示す。降伏面の長さは以下のように表される。

$$\bar{l}_2 = \frac{S+p}{\cos \gamma + \sin \gamma} \quad \dots \cdot 2-21)$$

ここで、 $S=S_1=S_2$ ：隅肉溶接の脚長

p ：溶接の溶込み量

これより得られる内部仕事速度の総和は以下のようにになる。

$$\dot{W} = \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma}}{\sin \gamma + \cos \gamma} \cdot \left(1 + \frac{p}{S}\right) \cdot S \cdot w_{ky} \cdot V \quad \dots \cdot 2-22)$$

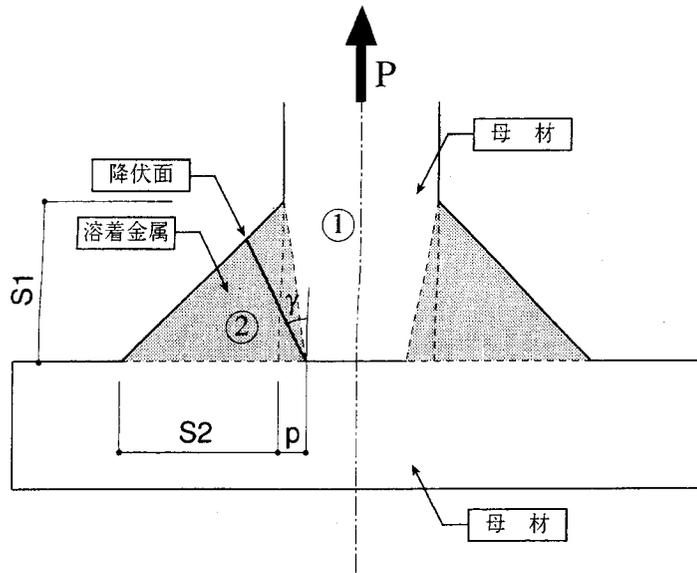
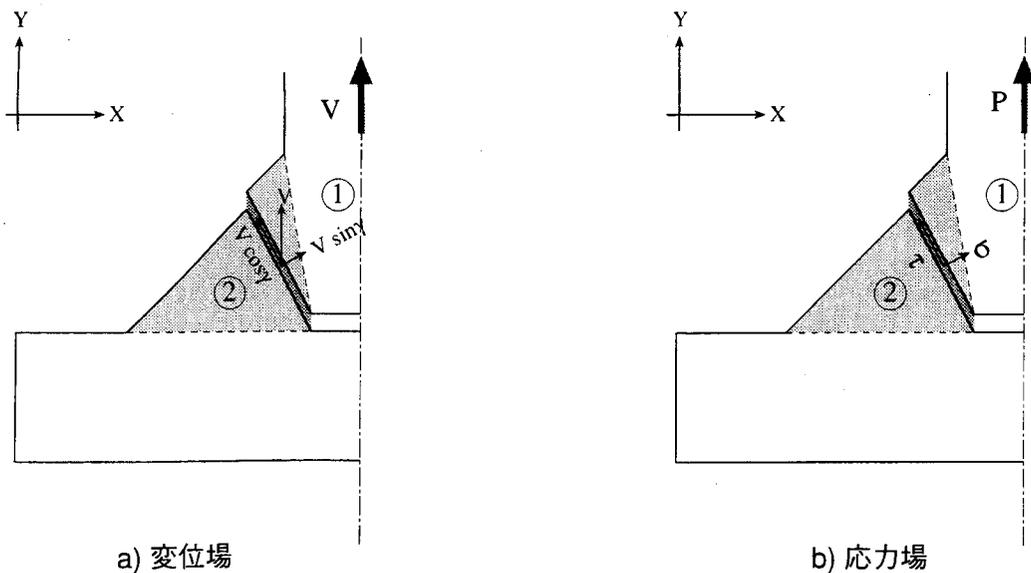


図2-22 T字継目の極限解析モデル（溶込みあり）



a) 変位場

b) 応力場

図2-23 変位場および応力場

これを片側の溶接部に加わる外力 $P/2$ による仕事速度 $P \cdot V/2$ と等値すると次式が得られる。

$$wPy = 2 \cdot \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma}}{\sin \gamma + \cos \gamma} \cdot \left(1 + \frac{p}{S}\right) \cdot S \cdot wky \quad \dots \cdot 2-23)$$

この wPy を最小とする降伏面の角度 γ は、溶込みのない場合と同様に $\tan \gamma = 1/4$ のとき、すなわち、 $\gamma = 14^\circ$ の時である。ただし、溶込み量 p が大きくなると降伏面が溶接部を貫通する角度が 14° より大きくなり、降伏面は溶着金属と母材の境界上に形成される。したがって、溶着金属内に降伏面が形成される場合の溶接継目の引張強度 wPy_1 は、

$$wPy_1 = \frac{4\sqrt{5}}{5} \cdot \left(1 + \frac{p}{S}\right) \cdot S \cdot wky \quad \dots \cdot 2-24)$$

ただし、 $0 \leq p/S < 1/4$

溶着金属と母材の境界上に降伏面が形成される場合は、 $\tan \gamma = p/S$ となり、このときの溶接継目の引張強度 wPy_B は次式となる。

$$wPy_B = 2 \cdot \sqrt{4 \cdot \left(\frac{p}{S}\right)^2 + 1} \cdot S \cdot pky \quad \dots \cdot 2-25)$$

以上の結果、溶着金属と母材強度が等しい場合の溶接継目の引張強度 wPy は以下ようになる。

$0 \leq p/S < 1/4$ のとき

$$wPy = wPy_1 \quad \dots \cdot 2-26a)$$

$1/4 \leq p/S$ のとき

$$wPy = wPy_B \quad \dots \cdot 2-26b)$$

溶着金属強度が母材強度より高い場合の溶接継目の引張強度は以下ようになる。

$0 \leq p/S < 1/4$ のとき

$$wPy = \text{Min}(wPy_1, wPy_B) \quad \dots \cdot 2-27a)$$

$1/4 \leq p/S$ のとき

$$wPy = wPy_B \quad \dots \cdot 2-27b)$$

2.5 極限解析結果と有限要素解析結果の比較

2.4節の極限解析で得られた前面T字隅肉溶接継目の強度評価式と2.3節で行った前面T字隅肉溶接継目の有限要素解析の結果を比較することで、強度評価式の妥当性を検証する。

a) 降伏荷重

有限要素解析における溶接継目の降伏荷重 $_{FEA}Py$ を溶接部の降伏領域が溶接部を貫通したときの荷重とし、図2-15に▲印で示す。表2-8に数値解析で得られた降伏荷重と、溶込み量を考慮した極限解析の結果得られた溶接継目の降伏耐力 wPy の比較を示す。表中の極限解析結果に示す降伏面位置は、極限解析における破壊モードを示しており、溶接継目強度が溶着金属内の降伏面で決定した場合は「溶接部」と示し、溶着金属と母材の境界上の降伏面で決定した場合は「境界」と示している。本検討における溶接継目強度はすべて降伏面を溶着金属と母材の境界上に仮定した場合で決定している。

極限解析結果と有限要素解析結果の比 $_{FEA}Py/wPy$ は非常に良い相関関係を示しており、平均値 $m=1.18$ および変動係数 $v=0.09$ である。溶込みの有無による極限解析結果と数値解析結果の関係は、溶込みのない解析モデルに対しては平均値 $m=1.09$ および変動係数 $v=0.04$ であり、溶込みのある場合は平均値 $m=1.27$ および変動係数 $v=0.04$ であり、溶込みのある数値解析結果に対して極限解析結果は若干過小評価する。

表 2-8 極限解析結果と数値解析結果の比較 (降伏荷重)

解析モデル	脚長 S (mm)	溶込み量		溶着金属 母材		$_{FEA}Py$ (kN/mm)	極限解析結果		
		p (mm)	p/S	$w\sigma_y$ (N/mm ²)	$p\sigma_y$ (N/mm ²)		wPy (kN/mm)	$\frac{_{FEA}Py}{wPy}$	降伏面 位置
FT16S6-0	6	0	0.00	504	246	1.96	1.70	1.15	境界
FT16S6-2	6	2	0.33	504	246	2.74	2.05	1.34	境界
FT16S9-0	9	0	0.00	504	246	2.86	2.56	1.12	境界
FT16S9-2	9	2	0.22	504	246	3.61	2.80	1.29	境界
FT16S12-0	12	0	0.00	427	246	3.72	3.41	1.09	境界
FT16S12-2	12	2	0.17	427	246	4.40	3.59	1.22	境界
FT16M6-0	6	0	0.00	504	370	2.63	2.56	1.03	境界
FT16M6-2	6	2	0.33	504	370	3.97	3.08	1.29	境界
FT16M6-4	6	4	0.67	504	370	5.41	4.27	1.27	境界
FT16M9-0	9	0	0.00	504	370	4.24	3.85	1.10	境界
FT16M9-2	9	2	0.22	504	370	5.30	4.21	1.26	境界
FT16M12-0	12	0	0.00	427	370	5.34	5.13	1.04	境界
FT16M12-2	12	2	0.17	427	370	6.44	5.40	1.19	境界

図2-24に ${}_{FEA}Py/wPy$ と脚長 S 、溶込み量と脚長の比 p/S および母材強度と溶着金属強度の比 $\rho\sigma_y/w\sigma_y$ の関係を示す。同図より、脚長が小さい場合ほどばらつきが大きく、溶込み量が相対的に大きい場合および溶着金属強度が母材強度より高くなる場合には評価式は数値解析結果を過小評価する傾向があることが分かる。

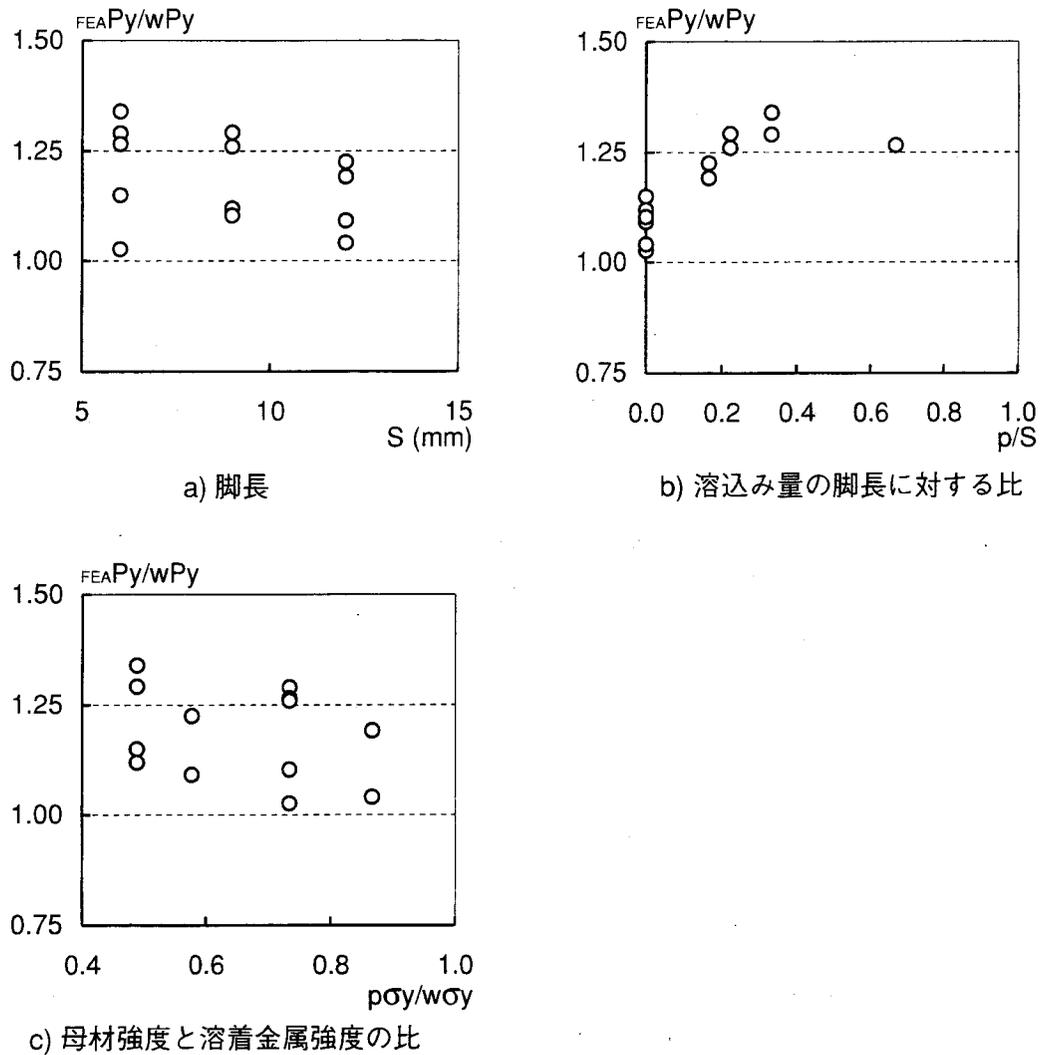


図 2-24 ${}_{FEA}Py/wPy$ と溶接部因子の関係

b) 最大荷重

有限要素解析において溶接部の破断によって決まる最大荷重を評価することは非常に複雑である。そこで、数値解析における溶接継目の最大荷重 P_{max}^{FEA} は、溶接部の相当応力が σ_u に達した領域が溶接のルートから止端近傍に達した時の荷重と設定する。

極限解析により得られた溶接継目の強度式では、最大荷重を評価するために、式中の降伏せん断応力度を終局せん断応力度として、

$$w_{ku} = \frac{w \sigma_u}{\sqrt{3}}$$

$$p_{ku} = \frac{p \sigma_u}{\sqrt{3}}$$

に置換えた値を用いた。

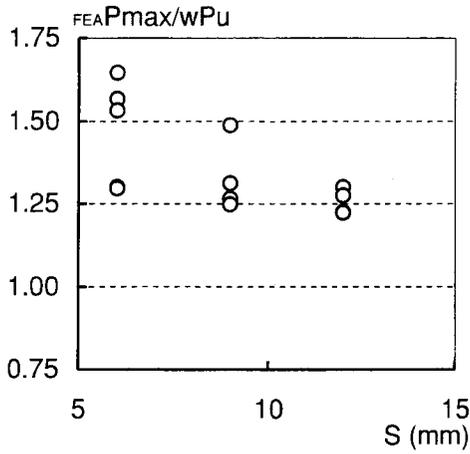
表2-9に最大荷重の比較を示す。表中の極限解析結果に示す破壊面位置は、極限解析において破壊の生じる位置を降伏荷重の場合と同様に示している。ここでは、脚長 $S=12\text{mm}$ 、溶込み量 $p=0\text{mm}$ の解析結果は溶着金属内部で破断が生じる結果となった以外は、全て溶着金属と母材の境界上で破断が生じるという判定となった。

極限解析結果と有限要素解析結果の比 P_{max}^{FEA}/w_{Pu} はやや過小評価となっており、平均値 $m=1.36$ および変動係数 $v=0.11$ である。溶込みの有無による極限解析結果と数値解析結果の関係は、溶込みのない解析モデルに対しては平均値 $m=1.28$ および変動係数 $v=0.03$ であり、溶込みのある場合は平均値 $m=1.43$ および変動係数 $v=0.12$ であり、溶込みのある数値解析結果に対して極限解析結果は過小評価となり、ばらつきも大きくなる結果となった。

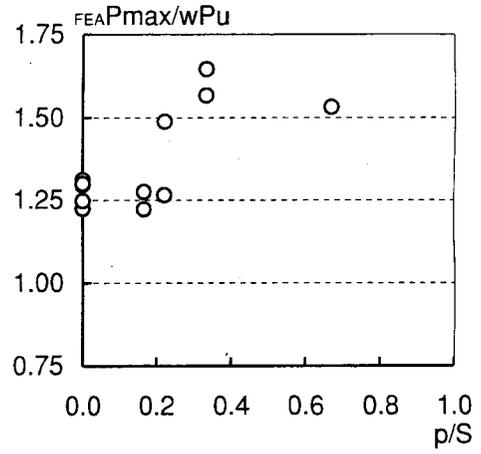
表 2-9 極限解析結果と数値解析結果の比較（最大荷重）

解析モデル	脚長 溶込み量			溶着金属 母材		P_{max}^{FEA} (kN/mm)	極限解析結果		
	S (mm)	p (mm)	p/S	$w\sigma_y$ (N/mm ²)	$p\sigma_y$ (N/mm ²)		w_{Pu} (kN/mm)	$\frac{P_{max}^{FEA}}{w_{Pu}}$	破壊面 位置
FT16S6-0	6	0	0.00	504	246	3.73	2.87	1.30	境界
FT16S6-2	6	2	0.33	504	246	5.67	3.45	1.64	境界
FT16S9-0	9	0	0.00	504	246	5.64	4.30	1.31	境界
FT16S9-2	9	2	0.22	504	246	5.96	4.71	1.27	境界
FT16S12-0	12	0	0.00	427	246	7.03	5.74	1.23	境界
FT16S12-2	12	2	0.17	427	246	7.39	6.05	1.22	境界
FT16M6-0	6	0	0.00	504	370	4.84	3.73	1.30	境界
FT16M6-2	6	2	0.33	504	370	7.03	4.49	1.57	境界
FT16M6-4	6	4	0.67	504	370	9.53	6.22	1.53	境界
FT16M9-0	9	0	0.00	504	370	6.99	5.60	1.25	境界
FT16M9-2	9	2	0.22	504	370	9.12	6.13	1.49	境界
FT16M12-0	12	0	0.00	427	370	9.02	6.94	1.30	溶接部
FT16M12-2	12	2	0.17	427	370	10.04	7.87	1.28	境界

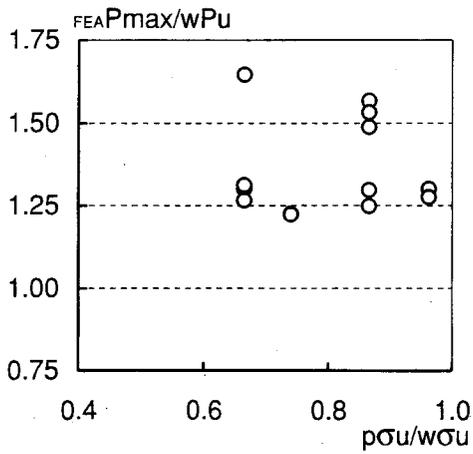
図 2-25 に ${}_{FEA}P_{max}/wPu$ と脚長 S 、溶込み量と脚長の比 p/S および母材強度と溶着金属強度の比 $p\sigma_u/w\sigma_u$ の関係を示す。同図より、全体的に過小評価する傾向があり、降伏荷重の場合と同様に脚長が小さい場合ほどばらつきが大きく、溶込み量が相対的に大きい場合および溶着金属強度が母材強度より高くなる場合には評価式は数値解析結果を過小評価する傾向があることが分かる。



a) 脚長



b) 溶込み量の脚長に対する比



c) 母材強度と溶着金属強度の比

図 2-25 ${}_{FEA}P_{max}/wPu$ と溶接部因子の関係

2.6 極限解析結果と実験結果の比較

2.2節で行った溶接継目の引張実験の結果得られた最大荷重と2.4節で行った極限解析結果を比較し、強度評価式の妥当性を検証する。

供試体の引張強度の算出は、各供試体について実測した脚長を用い、溶込み量は実験終了後撮影した溶接部の写真より測定した値を用いた。引張強度は両側の溶接部についてそれぞれ算出し、そのどちらかが終局強度に達した時の強度を終局強度とした。また、実験における最大荷重と比較するため、引張強度の算定には式中の降伏せん断応力度を終局せん断応力度、

$$wku = \frac{w \sigma u}{\sqrt{3}}$$

$$pku = \frac{p \sigma u}{\sqrt{3}}$$

に置換えた値を用いた。

表 2-10 極限解析結果と引張実験結果の比較

供試体	脚長				溶込み量		Pmax (kN/mm)	破壊 形式	溶込み無視			溶込み考慮			
	S1 (mm)	S2 (mm)	S1' (mm)	S2' (mm)	p (mm)	p' (mm)			wPu (kN/mm)	破壊面	Pmax wPu	wPu (kN/mm)	破壊面	γ (°)	Pmax wPu
T-12S-5NT	5.9	6.7	6.1	7.0	2.1	2.5	5.06	C	3.06	境界	1.65	3.76	境界	21.9	1.35
T-12S-5CT	6.3	6.6	6.9	7.5	1.1	2.6	5.12	C	3.27	境界	1.57	3.44	境界	20.3	1.49
T-12S-5ET	7.1	7.4	6.0	7.6	1.5	1.3	5.12	B	3.11	境界	1.65	3.40	境界	12.3	1.51
T-16S-5NT	7.5	6.1	6.3	7.8	1.5	3.3	6.80	W	3.02	境界	2.25	3.88	境界	27.8	1.75
T-16S-5CT	6.8	7.3	8.0	7.6	2.1	2.1	6.96	W	3.26	境界	2.14	3.85	境界	15.0	1.81
T-16S-5ET	7.0	7.6	6.5	7.7	1.9	1.4	6.28	W	3.11	境界	2.02	3.39	境界	12.2	1.85
T-16S-9NT	9.4	10.4	9.4	9.3	1.6	2.3	6.96	C	4.50	境界	1.55	4.75	境界	13.6	1.47
T-16S-9CT	8.6	10.5	9.3	9.5	1.8	0.7	7.02	C	4.12	境界	1.71	4.47	境界	4.2	1.57
T-16S-9ET	9.6	9.6	8.6	10.6	1.7	0.8	7.01	C	4.12	境界	1.70	4.18	境界	5.0	1.68
T-6M-5NT	6.2	6.2	6.6	6.7	2.8	2.8	2.87	B	3.45	境界	0.83	4.65	境界	23.0	0.62
T-6M-5CT	7.1	6.7	7.1	7.1	2.8	2.8	2.89	B	3.95	境界	0.73	5.03	境界	21.5	0.58
T-6M-5ET	6.9	6.7	6.3	6.6	2.8	2.8	2.88	B	3.50	境界	0.82	4.69	境界	24.0	0.61
T-9M-5NT	6.3	6.3	6.9	6.2	2.5	2.5	4.77	B	4.00	溶接部	1.19	5.19	境界	19.9	0.92
T-9M-5CT	6.7	7.3	7.5	7.1	2.5	2.5	4.80	B	4.25	溶接部	1.13	5.40	境界	18.4	0.89
T-9M-5ET	7.3	6.6	7.2	7.0	2.5	2.5	4.82	B	4.57	溶接部	1.05	5.66	境界	19.1	0.85
T-12M-5NT	6.2	6.1	6.7	6.4	2.1	2.2	6.21	C	3.62	境界	1.72	4.37	境界	18.2	1.42
T-12M-5CT	6.7	6.9	7.8	7.1	1.3	2.3	6.29	W	3.91	境界	1.61	4.17	境界	16.3	1.51
T-12M-5ET	7.5	8.1	6.9	7.6	1.5	0.7	6.35	C	4.02	境界	1.58	4.10	境界	5.6	1.55
T-12M-9NT	9.7	9.0	9.5	9.2	1.5	2.6	6.35	C	5.54	境界	1.15	5.91	境界	15.4	1.07
T-12M-9CT	9.7	9.0	9.7	9.2	2.4	0.4	6.41	C	5.66	境界	1.13	5.68	境界	2.5	1.13
T-12M-9ET	10.7	10.0	9.2	9.0	0.7	1.7	6.42	C	5.37	境界	1.20	5.71	境界	10.3	1.12
T-16M-5NT	6.8	6.7	6.7	6.8	3.3	2.5	7.23	W	4.17	境界	1.73	5.22	境界	20.6	1.39
T-16M-5CT	7.7	7.2	7.3	7.5	1.2	2.7	7.56	W	4.55	境界	1.66	5.02	境界	20.5	1.51
T-16M-5ET	7.8	6.8	6.8	7.1	1.4	1.3	6.91	W	4.24	境界	1.63	4.52	境界	10.5	1.53
T-16M-9NT	8.9	9.0	8.9	9.8	1.3	2.9	7.61	W	5.54	境界	1.37	5.76	境界	18.3	1.32
T-16M-9CT	8.7	9.3	9.2	10.2	1.2	1.2	6.91	W	5.42	境界	1.28	5.62	境界	7.7	1.23
T-16M-9ET	9.7	9.5	9.2	8.9	1.2	1.1	7.82	W	5.73	境界	1.36	5.89	境界	6.7	1.33
T-16M-12NT	12.9	13.6	13.1	13.5	0.2	0.2	8.67	C	7.60	溶接部	1.14	7.70	溶接部	14.0	1.12
T-16M-12CT	12.8	13.1	13.5	13.5	0.0	0.0	8.72	C	7.54	溶接部	1.16	7.54	溶接部	14.0	1.16
T-16M-12ET	13.6	14.1	12.8	13.2	0.0	1.8	8.71	W	7.54	溶接部	1.15	8.01	境界	7.8	1.09
T-16M-12NTM	12.4	10.8	13.3	11.3	2.0	2.0	8.43	C	7.31	溶接部	1.15	8.13	境界	8.7	1.04
T-16M-12CTM	11.8	11.1	14.6	12.0	1.2	1.1	8.53	C	6.95	溶接部	1.23	7.51	境界	4.1	1.14
T-16M-12ETM	14.3	12.0	13.5	11.2	0.9	0.8	8.49	C	7.95	溶接部	1.07	8.40	溶接部	14.0	1.01

表2-10に極限解析結果と実験結果の比較を示す。表中の破壊形式は引張実験において破断の生じた位置を示しており、記号は以下の破壊状況を示している。

B：母材で破断

C：溶接部に亀裂が発生したが母材で破断

W：溶接部で破断

溶接部で破断した供試体に関して、溶接の溶込みを考慮しない強度評価式の場合は、 $P_{max}/wPu=1.15 \sim 2.25$ であり、強度評価式は実験結果に対して安全側の評価を与えている。ただし、平均値 $m=1.66$ 、変動係数 $v=0.22$ でありばらつきが大きい。溶込みを考慮した強度評価式では、 $P_{max}/wPu=1.09 \sim 1.85$ であり、平均値 $m=1.48$ 、変動係数 $v=0.17$ である。このように、溶込みを考慮した評価式でも実験結果に対して安全側の評価を与えており、ばらつきが大きい。

図2-26に溶接部で破断した供試体に関して溶込みを考慮した場合の P_{max}/wPu と脚長 S 、脚長と母材板厚の比 S/t 、溶込み量の脚長に対する比 p/S および母材強度と溶着金属強度の比 $p\sigma_u/w\sigma_u$ の関係を示す。同図より、2.5節で行った有限要素解析と極限解析結果の最大荷重に対する比較と同様に、脚長が小さい場合、溶込み量が相対的に大きい場合および溶着金属強度が母材強度より高くなる場合において極限解析による評価式は実験結果に対して過小評価を与えることが分かる。しかも、数値解析の場合に比べ実験結果に対しては過小評価の度合いがより大きくなっている。

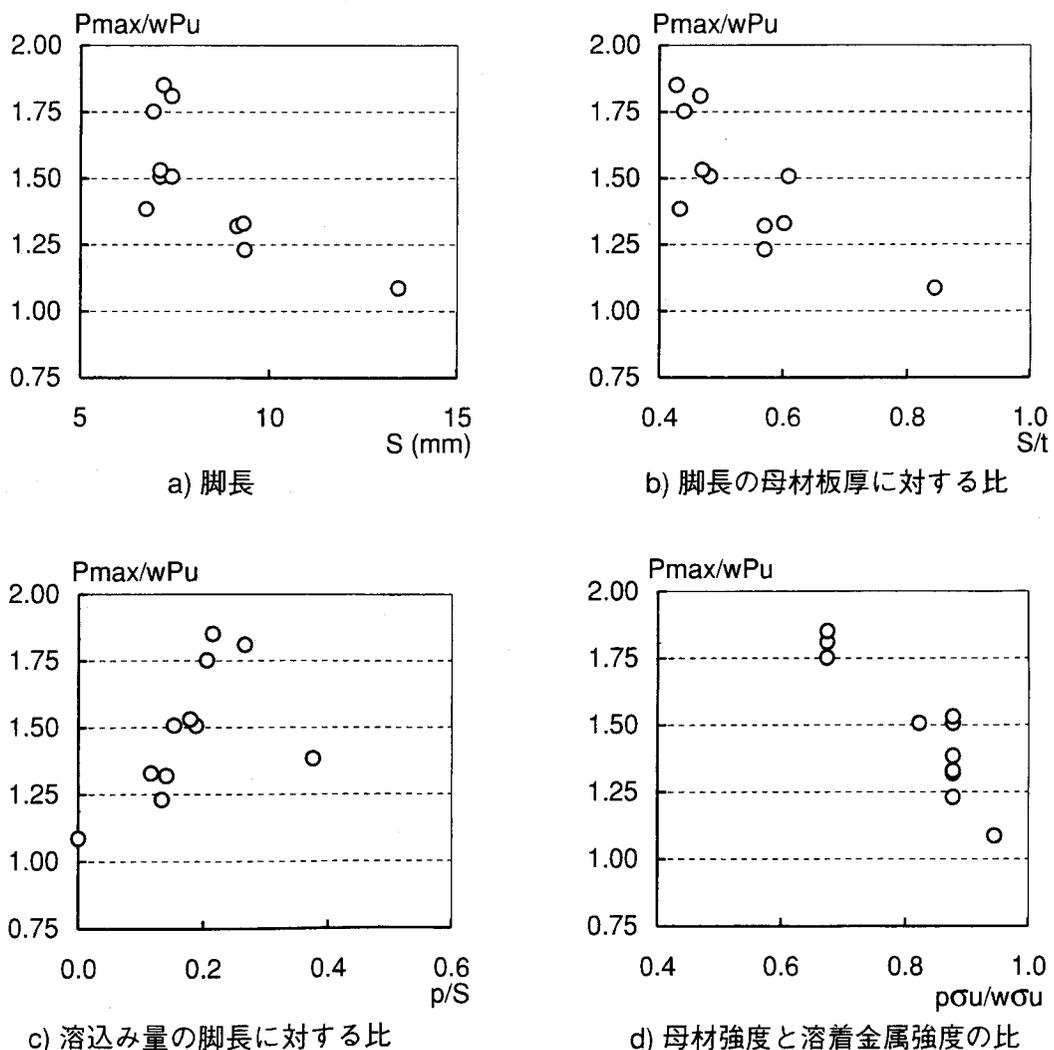
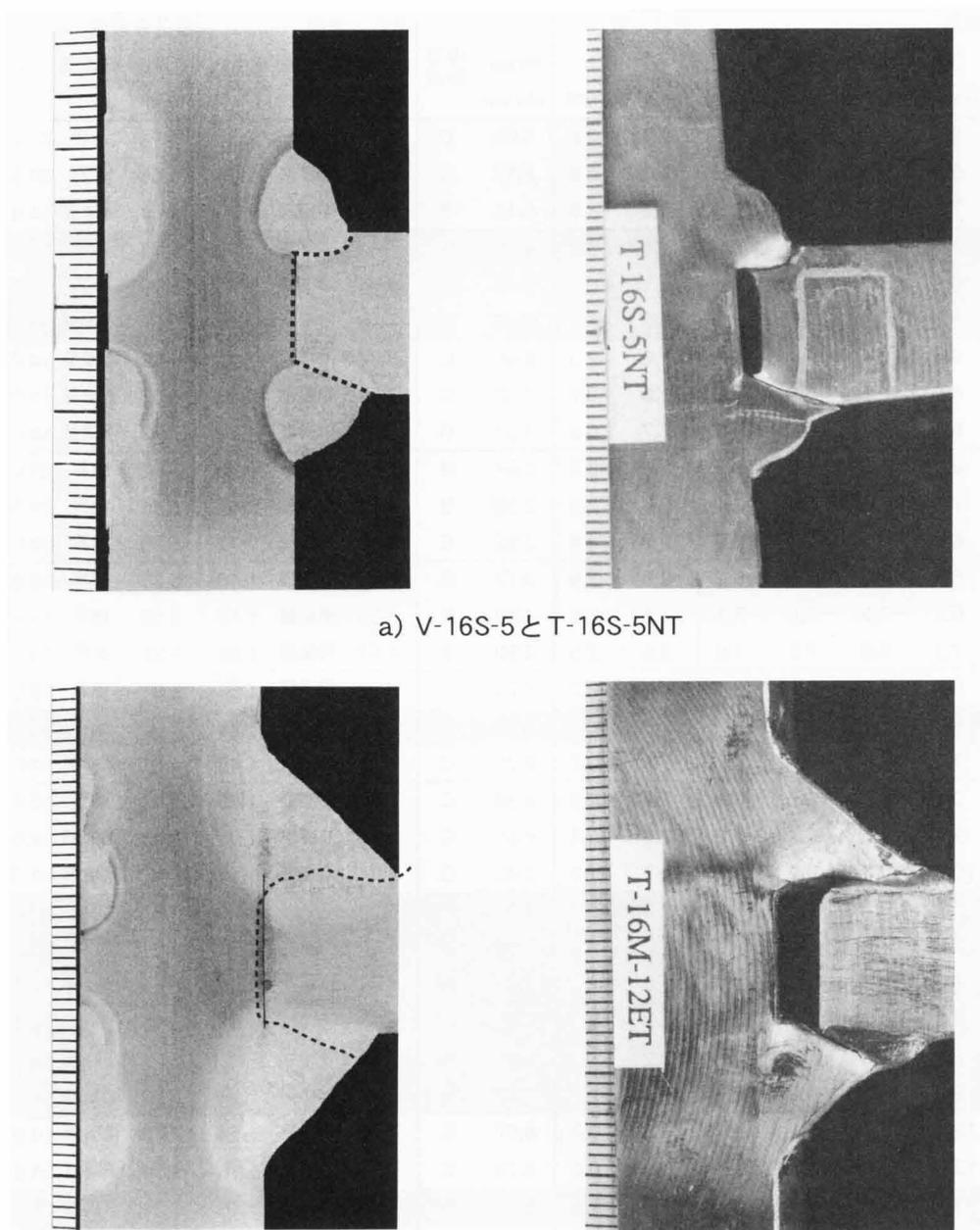


図2-26 P_{max}/wPu と溶接部因子の関係

実験結果に対する極限解析の結果、表2-10に示すように溶込みを考慮した場合の破壊面は溶着金属と母材の境界上である。したがって、極限解析では母材の引張強さを用いて溶接継目の引張強度を算出している。

写真2-3に溶接部のマクロ試験の結果に溶接部の破断状況を重ねた例を示す。写真中の点線が破断面を示している。この写真より、溶接部の破断は溶接のルートから止端にかけて生じていることが分かる。この部位は溶着金属、母材および母材の熱影響部から構成されており、溶接部の破断は溶着金属と熱影響部の境界に生じている。溶接の熱影響部は2.2節において行ったビッカース硬さ試験の結果から溶着金属および母材より硬く、金属の引張強さはその硬さに比例することが一般的に知られていることから、熱影響部の引張強さは溶着金属および母材より高いことが推測される。すなわち、極限解析において溶着金属と母材の境界上に破断面を仮定した場合においても、破断面は溶着金属と熱影響部の境界の溶着金属側となるため、溶着金属の引張強さを用いて溶接継目の引張強度を評価するほうが妥当であると考えられる。



a) V-16S-5とT-16S-5NT

b) V-16M-12とT-16M-12ET

写真 2-3 マクロ試験結果と破壊状況

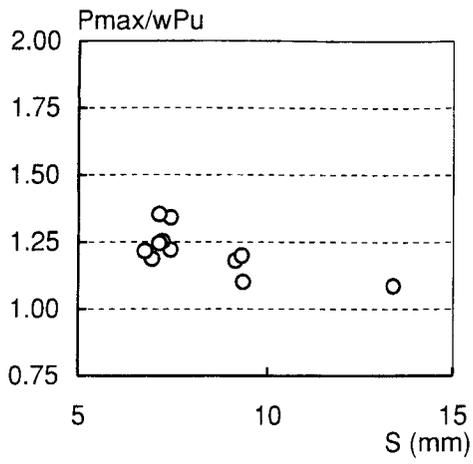
有限要素解析においては、溶接の熱影響部を無視していたため、その降伏強度と極限解析により得られた降伏強度との相関関係は非常に良いものであったと考えられる。

表2-11に溶着金属と母材の境界上に破断面が仮定される場合にも溶着金属強度を用いて極限解析を行った結果と実験結果の比較を示し、図2-27に P_{max}/wPu と溶接部因子の関係を示す。

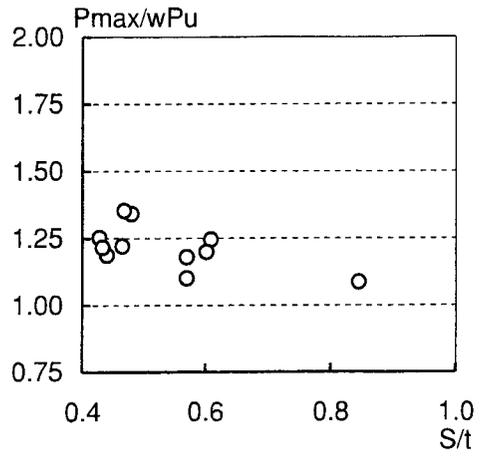
この結果、溶接部で破断した供試体に関する極限解析結果と引張実験結果の関係は溶込みを考慮した場合で $P_{max}/wPu=1.09\sim 1.35$ 、平均値 $m=1.22$ 、変動係数 $v=0.07$ と良い相関関係を与える結果となった。

表 2-11 溶着金属強度を用いた極限解析結果と引張実験結果の比較

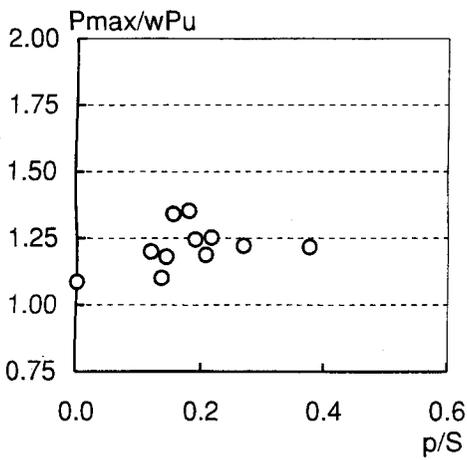
供試体	脚長				溶込み量		P_{max} kN/mm	破壊 形式	溶込み無視			溶込み考慮			
	S1 (mm)	S2 (mm)	S1' (mm)	S2' (mm)	p (mm)	p' (mm)			wPu kN/mm	破壊面	P_{max} wPu	wPu kN/mm	破壊面	γ (°)	P_{max} wPu
T-12S-5NT	5.9	6.7	6.1	7.0	2.1	2.5	5.06	C	3.74	溶接部	1.35	5.14	境界	21.9	0.99
T-12S-5CT	6.3	6.6	6.9	7.5	1.1	2.6	5.12	C	4.00	溶接部	1.28	4.66	境界	20.3	1.10
T-12S-5ET	7.1	7.4	6.0	7.6	1.5	1.3	5.12	B	3.81	溶接部	1.35	4.64	溶接部	14.0	1.10
T-16S-5NT	7.5	6.1	6.3	7.8	1.5	3.3	6.80	W	4.00	溶接部	1.70	5.73	境界	27.8	1.19
T-16S-5CT	6.8	7.3	8.0	7.6	2.1	2.1	6.96	W	4.31	溶接部	1.61	5.70	境界	15.0	1.22
T-16S-5ET	7.0	7.6	6.5	7.7	1.9	1.4	6.28	W	4.12	溶接部	1.52	5.01	溶接部	14.0	1.25
T-16S-9NT	9.4	10.4	9.4	9.3	1.6	2.3	6.96	C	5.96	溶接部	1.17	6.96	溶接部	14.0	1.00
T-16S-9CT	8.6	10.5	9.3	9.5	1.8	0.7	7.02	C	5.46	溶接部	1.29	6.33	溶接部	14.0	1.11
T-16S-9ET	9.6	9.6	8.6	10.6	1.7	0.8	7.01	C	5.46	溶接部	1.29	5.93	溶接部	14.0	1.18
T-6M-5NT	6.2	6.2	6.6	6.7	2.8	2.8	2.87	B	3.93	溶接部	0.73	5.93	境界	23.0	0.48
T-6M-5CT	7.1	6.7	7.1	7.1	2.8	2.8	2.89	B	4.50	溶接部	0.64	6.41	境界	21.5	0.45
T-6M-5ET	6.9	6.7	6.3	6.6	2.8	2.8	2.88	B	4.00	溶接部	0.72	5.98	境界	24.0	0.48
T-9M-5NT	6.3	6.3	6.9	6.2	2.5	2.5	4.77	B	4.00	溶接部	1.19	5.70	境界	19.9	0.84
T-9M-5CT	6.7	7.3	7.5	7.1	2.5	2.5	4.80	B	4.25	溶接部	1.13	5.93	境界	18.4	0.81
T-9M-5ET	7.3	6.6	7.2	7.0	2.5	2.5	4.82	B	4.57	溶接部	1.05	6.22	境界	19.1	0.77
T-12M-5NT	6.2	6.1	6.7	6.4	2.1	2.2	6.21	C	3.93	溶接部	1.58	5.31	境界	18.2	1.17
T-12M-5CT	6.7	6.9	7.8	7.1	1.3	2.3	6.29	W	4.25	溶接部	1.48	5.05	境界	16.3	1.25
T-12M-5ET	7.5	8.1	6.9	7.6	1.5	0.7	6.35	C	4.38	溶接部	1.45	4.81	溶接部	14.0	1.32
T-12M-9NT	9.7	9.0	9.5	9.2	1.5	2.6	6.35	C	6.03	溶接部	1.05	7.09	境界	15.4	0.90
T-12M-9CT	9.7	9.0	9.7	9.2	2.4	0.4	6.41	C	6.15	溶接部	1.04	6.42	溶接部	14.0	1.00
T-12M-9ET	10.7	10.0	9.2	9.0	0.7	1.7	6.42	C	5.84	溶接部	1.10	6.90	溶接部	14.0	0.93
T-16M-5NT	6.8	6.7	6.7	6.8	3.3	2.5	7.23	W	4.25	溶接部	1.70	5.94	境界	20.6	1.22
T-16M-5CT	7.7	7.2	7.3	7.5	1.2	2.7	7.56	W	4.63	溶接部	1.63	5.64	境界	20.5	1.34
T-16M-5ET	7.8	6.8	6.8	7.1	1.4	1.3	6.91	W	4.31	溶接部	1.60	5.11	溶接部	14.0	1.35
T-16M-9NT	8.9	9.0	8.9	9.8	1.3	2.9	7.61	W	5.65	溶接部	1.35	6.45	境界	18.3	1.18
T-16M-9CT	8.7	9.3	9.2	10.2	1.2	1.2	6.91	W	5.52	溶接部	1.25	6.28	溶接部	14.0	1.10
T-16M-9ET	9.7	9.5	9.2	8.9	1.2	1.1	7.82	W	5.84	溶接部	1.34	6.52	溶接部	14.0	1.20
T-16M-12NT	12.9	13.6	13.1	13.5	0.2	0.2	8.67	C	7.60	溶接部	1.14	7.70	溶接部	14.0	1.12
T-16M-12CT	12.8	13.1	13.5	13.5	0.0	0.0	8.72	C	7.54	溶接部	1.16	7.54	溶接部	14.0	1.16
T-16M-12ET	13.6	14.1	12.8	13.2	0.0	1.8	8.71	W	7.54	溶接部	1.15	8.01	溶接部	14.0	1.09
T-16M-12NTM	12.4	10.8	13.3	11.3	2.0	2.0	8.43	C	7.31	溶接部	1.15	8.50	溶接部	14.0	0.99
T-16M-12CTM	11.8	11.1	14.6	12.0	1.2	1.1	8.53	C	6.95	溶接部	1.23	7.68	溶接部	14.0	1.11
T-16M-12ETM	14.3	12.0	13.5	11.2	0.9	0.8	8.49	C	7.95	溶接部	1.07	8.40	溶接部	14.0	1.01



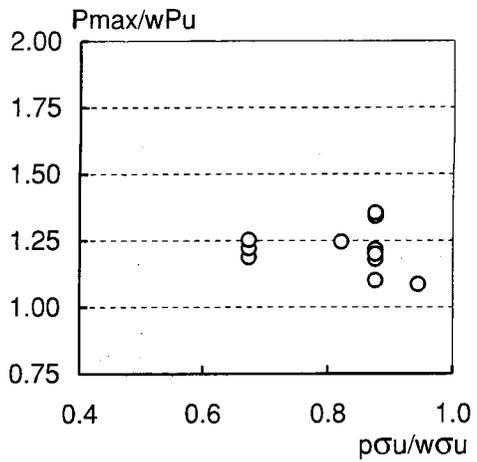
a) 脚長



b) 脚長の母材板厚に対する比



c) 溶込み量の脚長に対する比



d) 母材強度と溶着金属強度の比

図 2-27 溶着金属強度を用いた場合の Pmax/wPu と溶接部因子の関係

2.7 既往の提案式に対する検討

既往の研究により提案されている隅肉溶接継目の強度評価式と比較を行う。

仲, 加藤, 森田^{2.1), 2.2)}は応力関数を用いた応力解析により, 図2-28に示す前面当金隅肉溶接継目の強度評価式として次式を提案している。

$$wPu1 = 1.46 \cdot A \cdot \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \quad \dots \cdot 2-28)$$

ここで, A: のど断面積

σ_c : 溶着金属強度

この提案式を基に, 実験結果を統計的に処理し, 以下の強度評価式を得ている。

$$wPu2 = 1.46 \cdot \beta \cdot A' \cdot \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} \quad \dots \cdot 2-29)$$

ここで, A': 溶込みを考慮したのど断面積

$$A' = A \cdot \left(1 + \frac{p}{\sqrt{2} \cdot A} \right)$$

p: 溶込み量

β : 溶接棒の種類別に, のど厚による寸法効果を表す係数

溶接棒 酸性被覆 : $\beta = 1.428 + 0.887/A$

塩基性被覆 : $\beta = 1.341 + 1.189/A$

ルチル性被覆 : $\beta = 1.457 - 0.022/A$

σ_c : 母材と溶接棒の相互の溶込みによる材質変化に伴う溶接金属強度

$$\sigma_c = 0.6 \cdot \sigma_w + 0.4 \cdot \sigma_p$$

σ_w : 全溶着金属の引張強さ

σ_p : 母材の引張強さ

2-29式におけるのど厚による寸法効果を表す係数 β は, 手溶接による隅肉溶接継目を対象にしており, 本研究で対象としているCO₂半自動溶接に関する β は提案されていない。ここでは, 溶着金属強度は引張試験により得られた値を用いるため, のど厚による寸法効果を表す係数 β は, 1.0として溶接継目の強度評価を行う。

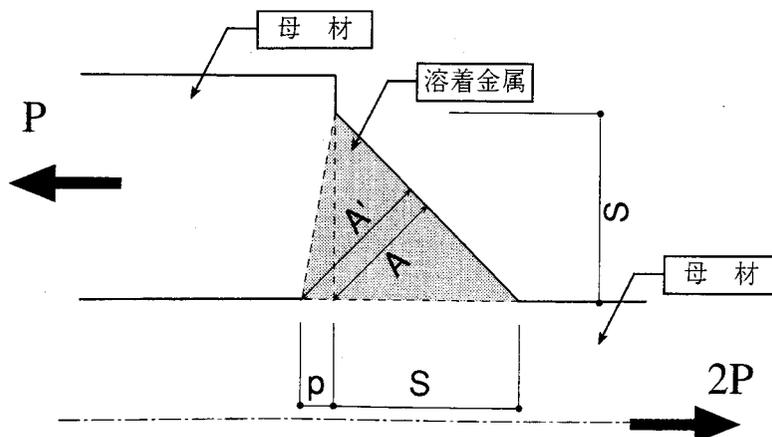


図 2-28 前面当金隅肉溶接継目

佐藤，瀬尾^{2.4)}は，局部収縮理論を用いて，図2-29に示す前面十字隅肉溶接継目の降伏強度式として次式を提案している。

$$wPy = 2 \cdot A' \cdot \sigma \quad \dots \cdot 2-30)$$

ここで， A' ：溶込みを考慮したのど断面積

σ ：のど断面における平均降伏応力度で，等脚隅肉溶接の場合は以下となる。

$\theta_p \leq 14^\circ$ のとき

$$\sigma_c = 0.73 \cdot \sigma_y$$

$14^\circ < \theta_p \leq 45^\circ$ のとき

$$\sigma_c = \frac{1}{\cos(45^\circ - \theta_p)} \cdot \sqrt{\frac{3 \cdot \sin^2 \theta_p + 1}{3}} \cdot \sigma_y$$

$\theta_p = \tan^{-1}(p/S)$ ：溶込み角度

σ_y ：溶着金属の降伏応力度

溶接継目の最大強度に関しては，材料の加工硬化を考慮した評価式を提案しているが，ここでは，2-30)式の降伏応力度を引張強さに置換えて，溶接継目の最大強度 $wPu3$ を算出する。

また， CO_2 半自動溶接のように，溶着金属強度が母材強度に対し著しく高い場合は，破壊モードが溶接のルートから止端を結ぶ線上の母材側での破断に変わることを指摘し，このときの最大強度は次式になると提案している^{2.5)}。

$$wPu4 = 2 \cdot A \cdot \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \sigma_b \quad \dots \cdot 2-31)$$

ここで， A ：のど断面積

σ_b ：母材の引張強さ

ただし，2-31)式では溶接の溶込みについては考慮されていない。

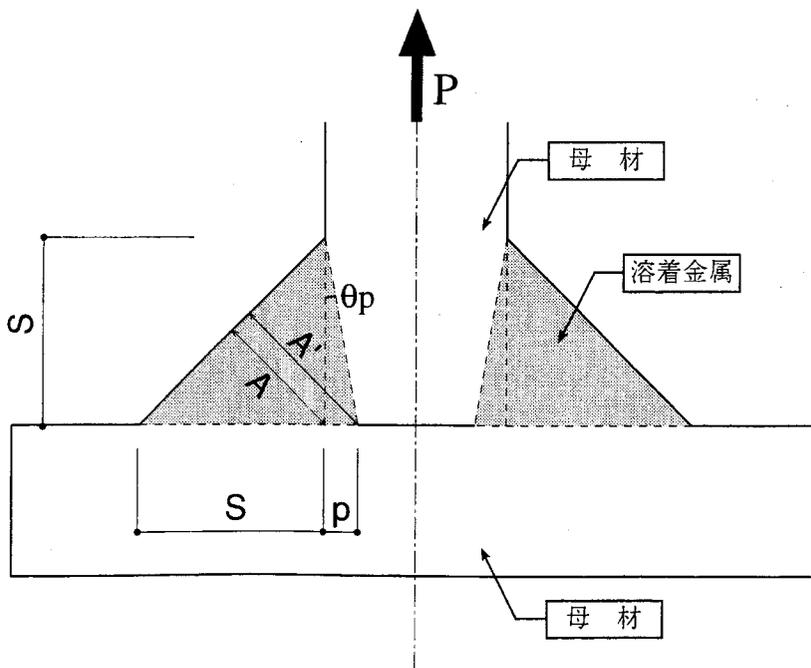


図2-29 前面十字隅肉溶接継目

表2-12にそれぞれの提案式による溶接継目強度の計算値と実験結果の比較の一覧を示し、図2-30に仲らの提案式による計算値と実験結果の関係を示し、図2-31に佐藤らの提案式による計算値と実験結果の関係を示す。この結果、溶接部で破断した供試体に関して計算値と実験結果の関係は、仲らの提案式2-28)式では、 $P_{max}/wPu1=1.02 \sim 1.75$ で、平均値 $m=1.40$ 、変動係数 $v=0.16$ であり、2-29)式では、 $P_{max}/wPu2=0.96 \sim 1.40$ 、 $m=1.17$ 、 $v=0.11$ であった。佐藤らの提案式2-30)式では、 $P_{max}/wPu3=1.09 \sim 1.42$ 、 $m=1.25$ 、 $v=0.09$ であり、2-31)式では、 $P_{max}/wPu4=1.09 \sim 2.33$ 、 $m=1.66$ 、 $v=0.23$ であった。

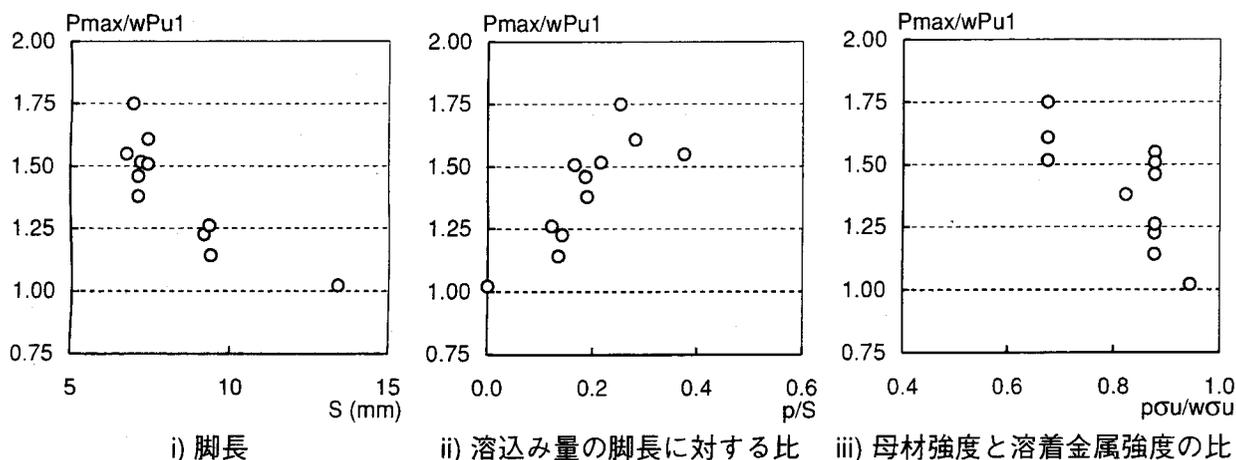
仲らの提案式2-28)式は、実験結果に対して安全側の評価を与えているが、溶込みについては無視しているため、図2-30a)に示すように溶込み量が相対的に大きな供試体に関しては大きく過小評価している。一方、2-29)式は、図2-30b)に示すように実験結果に対し比較的良い相関関係を与えている。し

表2-12 提案式による計算値と実験結果の比較

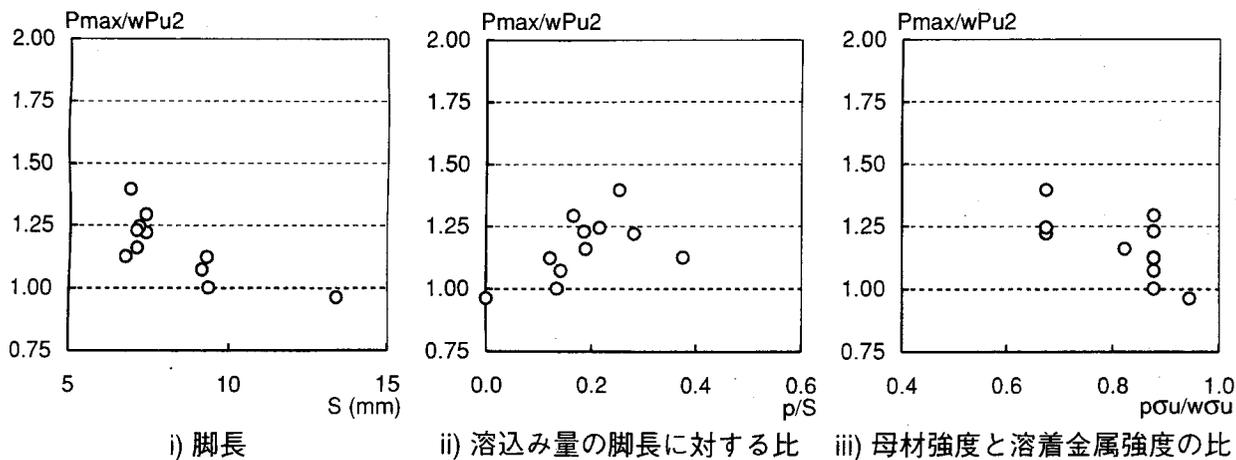
供試体	実験結果		仲らによる提案式				佐藤らによる提案式			
	P_{max} kN/mm	破壊 形式	$wPu1$ kN/mm	$\frac{P_{max}}{wPu1}$	$wPu2$ kN/mm	$\frac{P_{max}}{wPu2}$	$wPu3$ kN/mm	$\frac{P_{max}}{wPu3}$	$wPu4$ kN/mm	$\frac{P_{max}}{wPu4}$
T-12S-5NT	5.06	C	3.86	1.31	5.23	0.97	5.14	0.99	3.06	1.65
T-12S-5CT	5.12	C	4.12	1.24	4.80	1.07	4.66	1.10	3.27	1.57
T-12S-5ET	5.12	B	3.92	1.31	4.78	1.07	4.64	1.11	3.11	1.65
T-16S-5NT	6.80	W	3.89	1.75	4.87	1.40	4.84	1.40	2.92	2.33
T-16S-5CT	6.96	W	4.33	1.61	5.69	1.22	5.70	1.22	3.26	2.14
T-16S-5ET	6.28	W	4.14	1.52	5.03	1.25	5.01	1.25	3.11	2.02
T-16S-9NT	6.96	C	5.93	1.18	6.99	1.00	6.96	1.00	4.45	1.56
T-16S-9CT	7.02	C	5.48	1.28	6.36	1.11	6.33	1.11	4.12	1.71
T-16S-9ET	7.01	C	5.48	1.28	5.96	1.18	5.93	1.18	4.12	1.70
T-6M-5NT	2.87	B	4.15	0.69	6.02	0.48	5.93	0.48	3.45	0.83
T-6M-5CT	2.89	B	4.48	0.65	6.35	0.46	6.19	0.47	3.73	0.78
T-6M-5ET	2.88	B	4.21	0.68	6.09	0.47	5.98	0.48	3.50	0.82
T-9M-5NT	4.77	B	4.38	1.09	6.14	0.78	5.65	0.84	4.00	1.19
T-9M-5CT	4.80	B	4.73	1.01	6.49	0.74	5.93	0.81	4.32	1.11
T-9M-5ET	4.82	B	4.66	1.03	6.42	0.75	5.87	0.82	4.26	1.13
T-12M-5NT	6.21	C	4.15	1.50	5.58	1.11	5.25	1.18	3.56	1.75
T-12M-5CT	6.29	W	4.56	1.38	5.41	1.16	5.05	1.25	3.91	1.61
T-12M-5ET	6.35	C	4.69	1.35	5.15	1.23	4.80	1.32	4.02	1.58
T-12M-9NT	6.35	C	6.12	1.04	7.12	0.89	6.64	0.96	5.25	1.21
T-12M-9CT	6.41	C	6.12	1.05	6.54	0.98	6.10	1.05	5.25	1.22
T-12M-9ET	6.42	C	6.12	1.05	7.26	0.88	6.77	0.95	5.25	1.22
T-16M-5NT	7.23	W	4.67	1.55	6.42	1.13	5.94	1.22	4.17	1.73
T-16M-5CT	7.56	W	5.01	1.51	5.84	1.29	5.32	1.42	4.48	1.69
T-16M-5ET	6.91	W	4.74	1.46	5.61	1.23	5.11	1.35	4.24	1.63
T-16M-9NT	7.61	W	6.20	1.23	7.08	1.08	6.44	1.18	5.54	1.37
T-16M-9CT	6.91	W	6.06	1.14	6.90	1.00	6.28	1.10	5.42	1.28
T-16M-9ET	7.82	W	6.20	1.26	6.95	1.12	6.33	1.24	5.54	1.41
T-16M-12NT	8.67	C	8.58	1.01	8.70	1.00	7.70	1.13	8.03	1.08
T-16M-12CT	8.72	C	8.52	1.02	8.52	1.02	7.54	1.16	7.97	1.09
T-16M-12ET	8.71	W	8.52	1.02	9.05	0.96	8.01	1.09	7.97	1.09
T-16M-12NT	8.43	C	7.18	1.17	8.53	0.99	7.56	1.12	6.73	1.25
T-16M-12CT	8.53	C	7.38	1.15	8.21	1.04	7.27	1.17	6.91	1.23
T-16M-12ET	8.49	C	7.45	1.14	7.95	1.07	7.04	1.21	6.98	1.22

かし、この評価式は、手溶接による隅肉溶接継目の実験結果を統計的に処理して評価式の各係数を算出しているため、溶接継目の破壊モードを適切に捉えた評価式とはなっていない。

佐藤らの提案式2-30式は、図2-31a)に示すように実験結果に対して比較的良い相関関係を示している。この評価式は溶接の溶込みの効果の評価しているが、母材と溶着金属は均質な材料として導かれた評価式であり、母材と溶着金属の強度差により、破壊モードが異なることを評価できていない。一方、溶着金属強度が著しく高い場合に適用するよう提案された2-31)式は、図2-31b)に示すように実験結果に対して大きく過小評価している。これは、2-31)式が溶込みを無視しているためと考えられる。

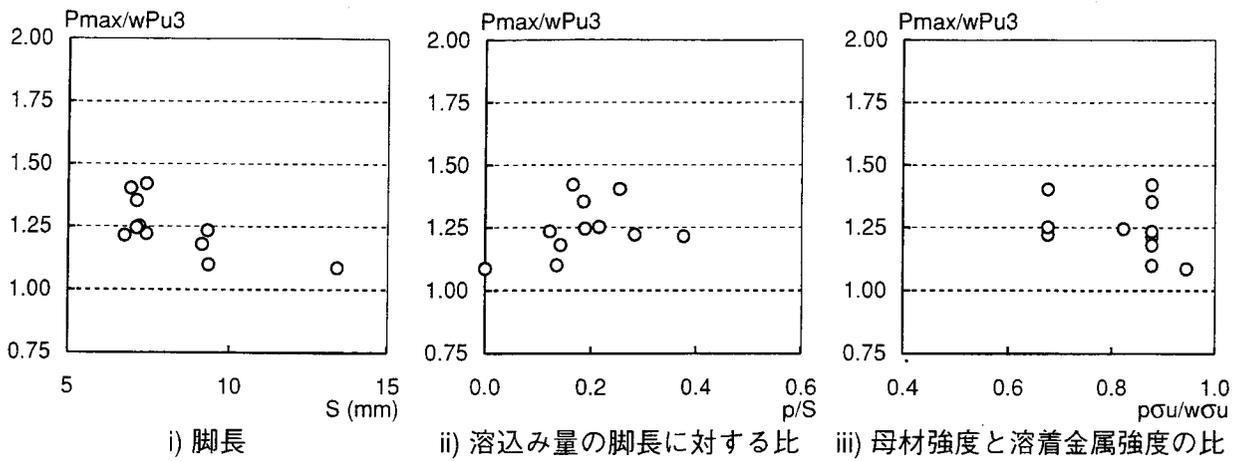


a) 溶接継目の計算値 $wPu1$ と実験結果の関係

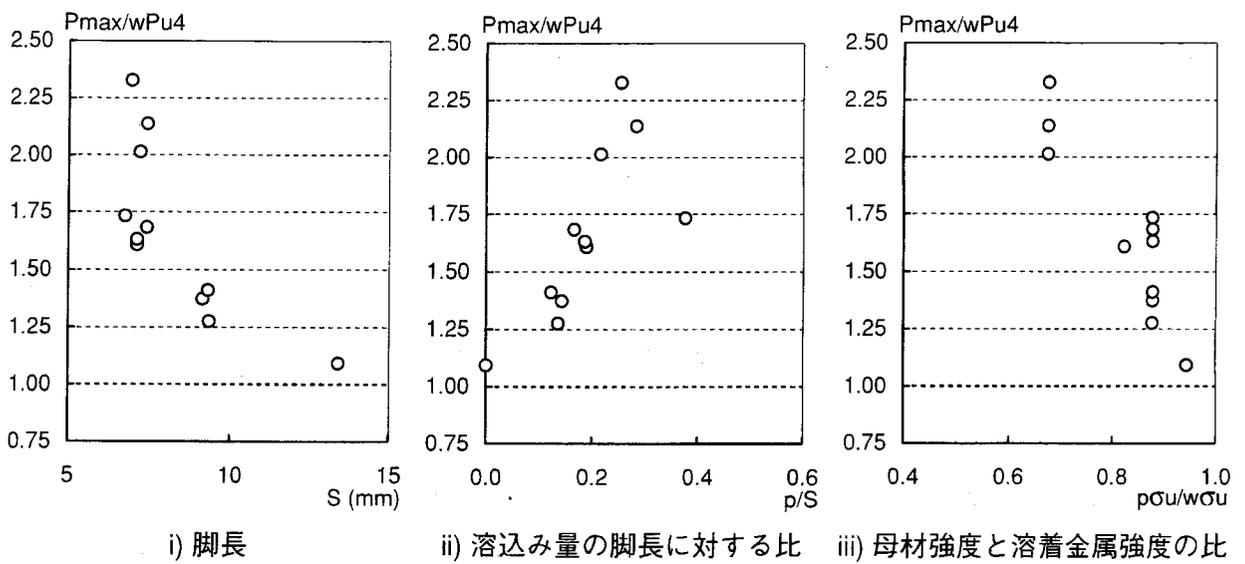


b) 溶接継目の計算値 $wPu2$ と実験結果の関係

図 2-30 仲らの提案式による計算値と実験値の関係



a) 溶接継目の計算値 w_{Pu3} と実験結果の関係



b) 溶接継目の計算値 w_{Pu4} と実験結果の関係

図 2-31 佐藤の提案式による計算値と実験値の関係

2.8 まとめ

本章では、前面T字隅肉溶接継目に対する引張実験、弾塑性有限要素解析および極限解析を行い、以下のことが明らかとなった。

- (1) 従来から慣用されている隅肉サイズ ($S/t=0.7 \sim 0.8$) が確保されている場合は、母材の全強を伝達することが可能である。
- (2) 平面歪要素を用いた弾塑性有限要素解析により、隅肉溶接継目の弾塑性挙動を把握することが可能である。
- (3) 溶接の溶込み量が溶接継目の強度に与える影響は大きく、溶込み量を確保することによって溶接継目の強度は向上する。
- (4) 極限解析の手法に基づき得られた隅肉溶接継目の強度式は、引張を受ける前面T字隅肉溶接継目の適切な評価式となっている。

[参考文献]

- 2.1) 仲 威雄, 加藤 勉, 森田耕次: 前面すみ肉溶接の破壊機構と強度について, 溶接学会誌, 第34巻, 第4号, pp.417 ~ 425, 昭和40年4月
- 2.2) 仲 威雄, 加藤 勉, 森田耕次: 溶接継手の耐力 – すみ肉溶接継手の終局耐力 –, 日本建築学会論文報告集, 第146号, pp.29 ~ 35, 昭和43年4月
- 2.3) 佐藤邦彦, 瀬尾健二, 曾根成典: 引張を受ける十字すみ肉溶接継手の変形挙動と強度 (第1報), 溶接学会誌, 第41巻, 第3号, pp.260 ~ 272, 昭和47年3月
- 2.4) 佐藤邦彦, 瀬尾健二: 引張を受ける十字すみ肉溶接継手の変形挙動と強度 (第2報), 溶接学会誌, 第41巻, 第4号, pp.385 ~ 393, 昭和47年4月
- 2.5) 佐藤邦彦, 瀬尾健二: 前面すみ肉溶接継手の変形挙動と強度に関する研究, 溶接学会誌, 第41巻, 第10号, pp.1182 ~ 1196, 昭和47年, 10月
- 2.6) Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc. : ABAQUS Version 5.2
- 2.7) 加藤 勉, 森田耕次, 橋本健一: 前面すみ肉溶接継目の終局強度, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北海道), pp.1251 ~ 1252, 昭和44年, 8月

第3章 前面斜交隅肉溶接継目の強度

3.1 まえがき

本章では、山形ラーメン架構柱梁接合部の溶接に隅肉溶接を用いた場合の溶接継目の強度を適切に評価するための基礎資料として、前面斜交隅肉溶接継目の強度評価を行う。まず、3.2節において前面斜交隅肉溶接継目の引張実験に関して述べ、溶接継目の強度に与える各因子の影響について実験的に検討する。

3.3節では、引張を受ける前面斜交隅肉溶接継目の弾塑性有限要素解析を行い、溶接継目の強度に与える各因子の影響についてより詳細に検討する。

3.4節では、溶接部に降伏面を仮定した平面歪問題に基づく極限解析を適用し、降伏強度を得る。

3.5節では、得られた降伏強度の妥当性を有限要素解析結果と比較することで検証する。3.6節では、引張実験結果と比較することで隅肉溶接継目の強度評価について検討する。

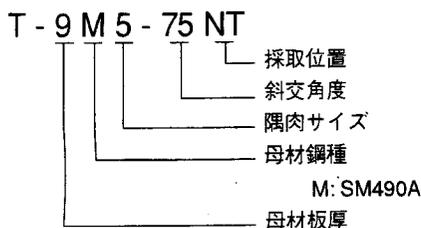
3.2 溶接継目の引張実験

3.2.1 供試体

供試体は図3-1に示すように幅200mm、長さ240mmの鋼板をはさみ板(PL-19)に連続して両面隅肉溶接した後に幅が40mmとなるように切断したものである。母材ははさみ板に対して斜交角度 $\theta=75^\circ, 60^\circ, 45^\circ$ 傾けて溶接されている。母材ははさみ板に密着するよう、斜交角度にあわせて端部を切断している。はさみ板の左側部分は載荷用の治具部でPL-19がはさみ板に部分溶込み溶接されている。

使用鋼材は、母材($t=9, 12, 16\text{mm}$)、はさみ板(PL-19)および引張用治具部のいずれもSM490A材を用いた。

供試体の記号は以下のとおりである。



採取位置記号 (図3-1参照)

NT: 溶接部に組立溶接が含まれていない。

CT: 供試体中央部に組立溶接を含む。

ET: 供試体端部に組立溶接を含む。

また、図3-1に示す供試部分Vはマクロ試験およびビッカース硬さ試験に用いた。なお、溶接の始端および終端部分は切断しており、いずれの供試体にも含まれていない。

組立溶接はアーク手溶接により行い、使用した溶接棒は低水素系JIS Z3312 D5016の棒径 $\phi 3.2$ で、溶接長30mmで両面同位置に施した。

本溶接は CO_2 半自動アーク溶接により行い、溶接ワイヤーはJIS Z3312 YGW11でワイヤー径は $\phi 1.2$ である。隅肉サイズは5, 9, 12mmとし1パスで溶接を行った。

溶接姿勢は斜交角度に応じて等脚隅肉溶接になるように供試体を傾けて下向きとした。これは、本実験結果に対し、弾塑性有限要素解析および極限解析による強度評価を行う場合に、これらの解析的検討と実験の相関関係を調べるために等脚の隅肉溶接にする必要があったからである。

表3-1に本溶接施工時の溶接条件を示す。電流は265~290A、電圧は37~38Vである。溶接時間を鈍角側および鋭角側で計測した結果、隅肉サイズ $S=5\text{mm}$ の場合では溶接速度は約0.5~1.0cm/sec、溶接の入熱量は約12~22kJ/cmであり、 $S=9\text{mm}$ では約0.3~0.6cm/secと約16~33kJ/cm、 $S=12\text{mm}$ で

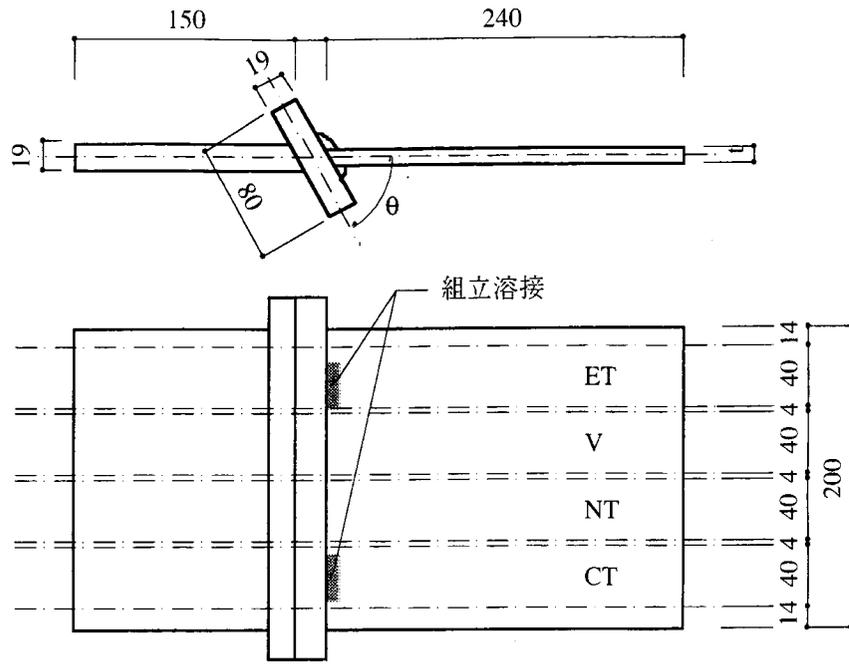


図 3-1 供試体

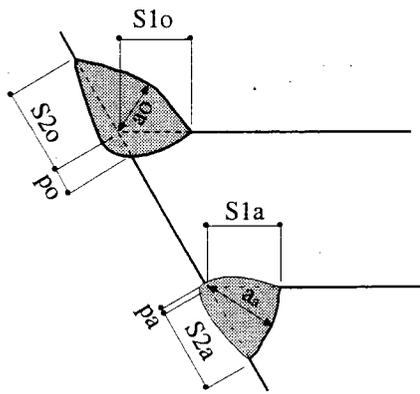


図 3-2 溶接部詳細

表 3-1 溶接条件

供試体	位置	電流 (A)	電圧 (V)	溶接速度 (cm/sec.)	入熱量 (kJ/cm)
T-9M5-75	鈍角側	280	38	0.74	14
	鋭角側	280		1.00	11
T-9M5-60	鈍角側	280	37	0.87	12
	鋭角側	275		0.80	13
T-9M5-45	鈍角側	280	38	0.77	14
	鋭角側	270		0.59	17
T-12M5-75	鈍角側	280	38	0.87	12
	鋭角側	280		0.83	13
T-12M5-60	鈍角側	290	37	0.83	13
	鋭角側	280		0.83	12
T-12M5-45	鈍角側	265	38	0.63	16
	鋭角側	265		0.47	22
T-12M9-75	鈍角側	270	38	0.65	16
	鋭角側	280		0.43	25
T-12M9-60	鈍角側	280	37	0.53	20
	鋭角側	280		0.54	19
T-12M9-45	鈍角側	265	38	0.44	23
	鋭角側	265		0.31	33
T-16M5-60	鈍角側	290	37	0.83	13
	鋭角側	285		0.80	13
T-16M9-60	鈍角側	280	37	0.51	20
	鋭角側	275		0.51	20
T-16M12-60	鈍角側	280	37	0.35	30
	鋭角側	275		0.35	29

は約0.4cm/secと約30kJ/cmである。斜交角度が45°の供試体では他の供試体に比べ溶接速度が遅く、入熱量が多くなる傾向が見られる。この傾向は鋭角側溶接部の方が鈍角側溶接部に比べより顕著に見られる。これは、鋭角側溶接部では母材とはさみ角の角度が小さく溶接条件が悪化するため溶接施工者がより慎重に溶接を行ったことによると考えられる。

溶接施工後、目視により溶接部に有害な欠陥がないことを確認した。図3-2に示す溶接部各部の実測寸法を表3-2に示す。溶接の脚長およびのど厚は、溶接ゲージを用いた測定が不可能なため、各供試体の切断面で測定し、両側切断面の平均値を示している。同表中には、母材板厚 t に対する実測脚長 S_{1o} と S_{1a} の平均値 S の比 S/t もあわせて示す。隅肉サイズは一般に母材板厚の0.7～0.8倍の値が慣用されている。本実験では溶接部の破壊を狙い $S/t=0.31\sim 0.75$ に設定したが、脚長の実測値は想定した隅肉サイズに対し大きく、 $S/t=0.50\sim 1.16$ である。

表3-2 溶接部寸法諸元

供試体名		t	θ (°)	S/t	S1		S2		a		p	
					o	a	o	a	o	a	o	a
T-9M-5-75	NT	8.8	73.1	0.73	6.5	6.4	6.3	7.0	4.7	6.1	2.8	1.7
	CT	8.8	72.7	0.77	6.9	6.8	7.3	7.5	5.0	5.4		
	ET	8.7	73.6	0.90	7.9	7.9	6.8	8.3	4.5	7.0		
T-9M-5-60	NT	8.8	58.5	0.88	7.0	8.5	6.1	7.9	4.8	7.4	3.0	0.0
	CT	8.8	58.0	0.98	7.7	9.6	7.3	8.2	5.1	7.5		
	ET	8.7	58.5	0.97	6.8	10.2	6.6	9.0	4.8	7.6		
T-9M-5-45	NT	8.8	44.9	1.09	7.6	11.5	6.1	11.0	3.7	10.0	4.8	1.0
	CT	8.8	44.3	1.09	7.3	11.9	7.3	9.8	4.6	8.1		
	ET	8.8	45.0	1.04	7.1	11.1	7.1	9.6	4.0	9.3		
T-12M-5-75	NT	12.3	73.5	0.55	6.3	7.1	6.5	7.2	4.9	6.4	3.5	1.7
	CT	12.3	73.5	0.65	8.3	7.8	7.8	8.0	5.6	6.2		
	ET	12.3	74.2	0.64	7.8	8.0	6.8	8.2	4.2	6.9		
T-12M-5-60	NT	12.1	58.8	0.66	7.6	8.5	6.5	7.7	4.7	7.3	3.6	0.0
	CT	12.1	58.8	0.74	8.1	9.9	8.9	9.3	5.4	7.2		
	ET	12.1	58.8	0.71	7.6	9.8	6.5	9.2	4.5	7.5		
T-12M-5-45	NT	12.6	43.7	0.75	7.4	11.6	5.2	10.4	3.7	9.5	4.5	-0.5
	CT	12.5	43.5	0.81	8.9	11.5	6.2	10.6	4.1	8.9		
	ET	12.5	44.1	0.88	8.4	13.6	5.0	12.1	3.3	11.1		
T-12M-9-75	NT	12.1	74.5	0.75	7.3	10.9	6.8	9.8	5.2	8.3	2.5	0.8
	CT	12.1	74.7	0.85	8.4	12.3	7.8	10.0	5.8	7.6		
	ET	12.1	74.8	0.81	8.0	11.6	7.0	10.5	5.0	8.5		
T-12M-9-60	NT	12.1	59.0	0.86	9.5	11.3	10.5	9.4	6.7	8.5	2.9	-0.2
	CT	12.1	59.0	0.90	9.4	12.3	10.1	9.9	6.5	8.6		
	ET	12.1	59.5	0.88	10.9	10.3	9.3	10.8	5.6	9.4		
T-12M-9-45	NT	12.1	44.8	1.08	11.1	15.1	7.8	13.5	4.6	11.5	5.2	-2.0
	CT	12.1	44.6	1.09	11.3	15.0	8.2	14.8	5.6	12.1		
	ET	12.1	45.0	1.16	11.3	16.7	6.7	15.3	4.1	13.1		
T-16M-5-60	NT	15.7	58.8	0.50	7.0	8.8	5.3	7.9	4.5	7.9	2.1	0.5
	CT	15.7	58.5	0.56	7.3	10.3	7.8	9.6	5.2	8.1		
	ET	15.7	58.5	0.53	7.0	9.5	6.3	8.8	4.4	8.0		
T-16M-9-60	NT	15.6	58.5	0.72	11.3	11.3	9.5	10.4	5.8	9.3	3.9	-1.0
	CT	15.5	58.5	0.75	10.3	13.0	10.0	11.8	5.6	9.3		
	ET	15.6	58.5	0.76	11.4	12.3	9.0	11.2	4.9	9.8		
T-16M-12-60	NT	15.6	58.0	0.84	12.7	13.6	13.0	11.9	6.4	10.3	2.1	-3.6
	CT	15.7	58.0	0.85	12.0	14.6	13.5	12.3	6.7	9.2		
	ET	15.7	58.0	0.86	13.4	13.4	12.8	12.7	6.1	9.7		

(単位：mm)

3.2.2 鋼材および溶接部の試験

a) 引張試験

表3-3に母材および溶着金属の機械的性質を示す。母材の機械的性質はJIS 5号引張試験片を用いた引張試験より得られたものである。溶着金属の機械的性質は第2章で行った引張試験（JIS 14A号引張試験片，φ6，平行部長さ38mm）の結果を示している。本実験で用いた供試体の製作は，第2章での実験の場合と同一のワイヤーリールの溶接ワイヤーを用い，溶接施工者も同一人物とし，さらに，溶接条件も同一となるように配慮している。また，後述のビッカース硬さ試験の結果から，母材鋼種が同じで隅肉サイズが同じ場合では，硬さの値がほぼ等しく溶着金属の引張強さは第2章での値とほぼ同じであると判断できる。試験片の採取位置を図3-3に示す。

表 3-3 材料の機械的性質

試験片		σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	ϵ_u (%)	EL. (%)
母材	SM490A PL-9	368	535	20以上	37.4
	PL-12	400	546	20以上	41.8
	PL-16	390	543	20以上	42.1
溶着金属	SM490A S=9	511	628	11.9	24.9
	S=12	433	570	13.3	25.5

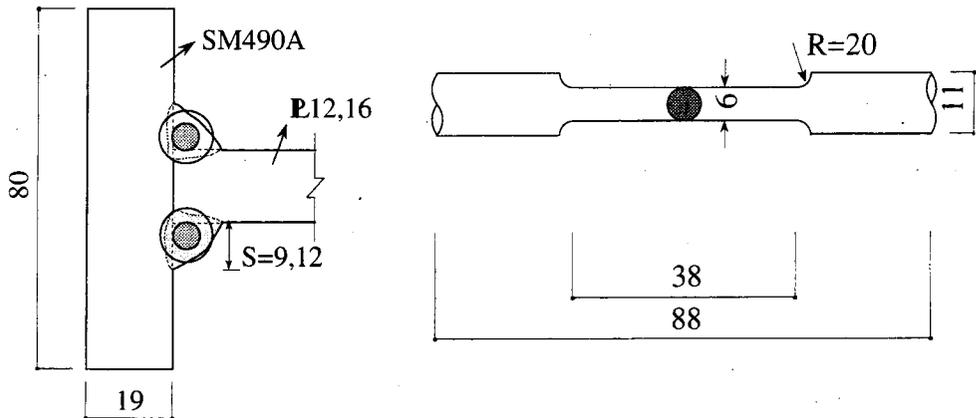


図 3-3 JIS 14A 号小型試験片および採取位置

b) マクロ試験

図3-1に示す供試部分Vについて溶接部のマクロ試験を行い、溶込み状況を調べた。写真3-1に示すマクロ組織観察結果から測定した溶込み量 p を表3-2に示す。溶接各部寸法の記号は図3-2に示している。

写真3-1より、斜交角度が 45° の供試体では母材とはさみ板間に隙間が見られる。これは母材端部を切断する際に生じた施工誤差であり、隙間は最大で 1.9mm であった。この値は、日本建築学会の「建築工事標準仕様書（JASS6 鉄骨工事）」に示されるT継手のすきまの管理許容差 $e \leq 2\text{mm}$ を満足している。

図3-4に斜交角度と溶込み量 p の関係を示す。図中には第2章で行った前面T字継目（ $\theta=90^\circ$ ）における溶込み量もあわせて示している。同図より、斜交角度が小さくなるに従い鈍角側溶接部では溶込み量は増加し、鋭角側溶接部では溶込み量が減少することが分かる。鋭角側溶接部において溶込み量がマイナスになっているのはルート部に溶込み不足が生じていることを示している。

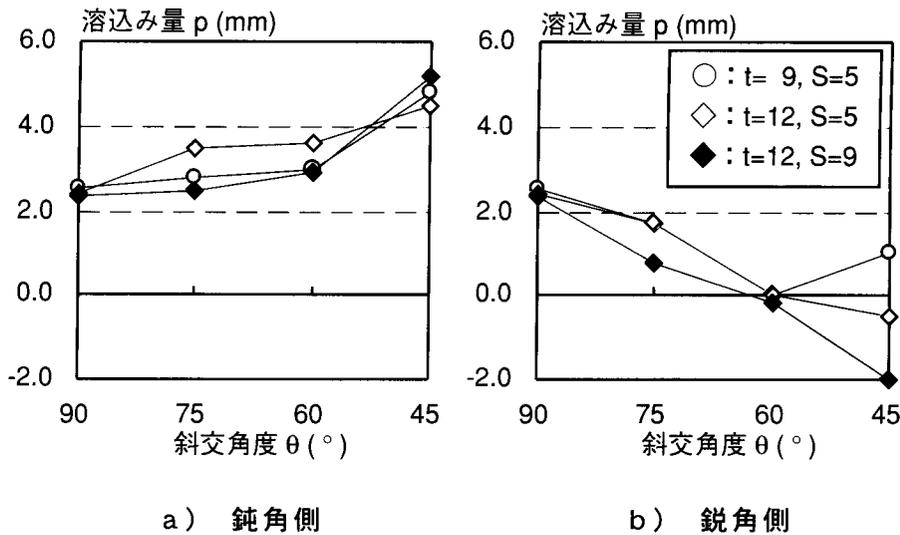
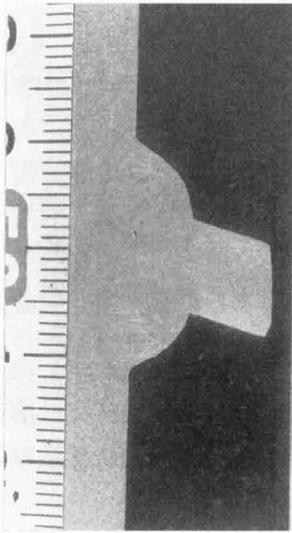
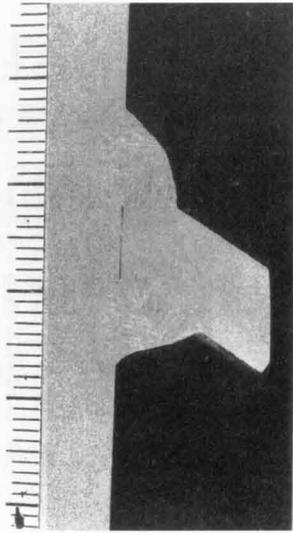


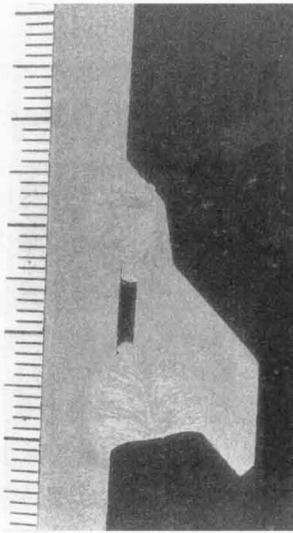
図3-4 斜交角度と溶込み量の関係



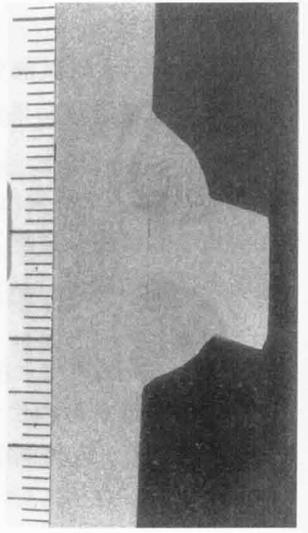
a) T-9M5-75V



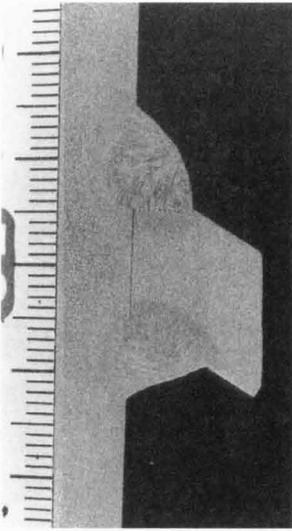
b) T-9M5-60V



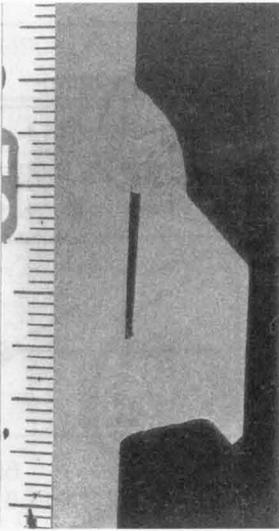
c) T-9M5-45V



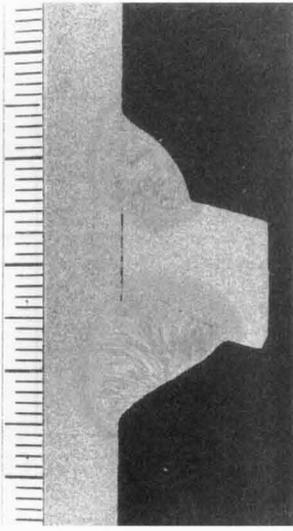
d) T-12M5-75V



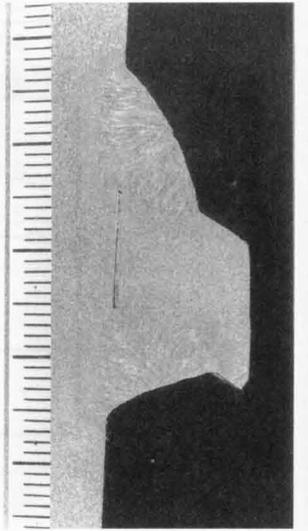
e) T-12M5-60V



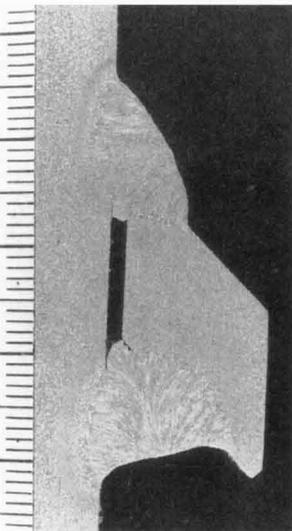
f) T-12M5-45V



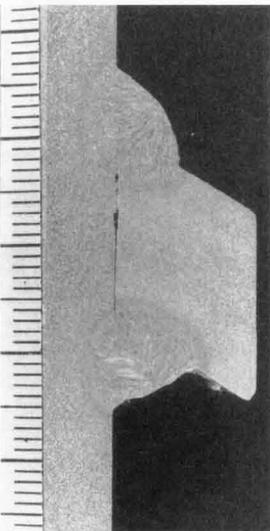
g) T-12M9-75V



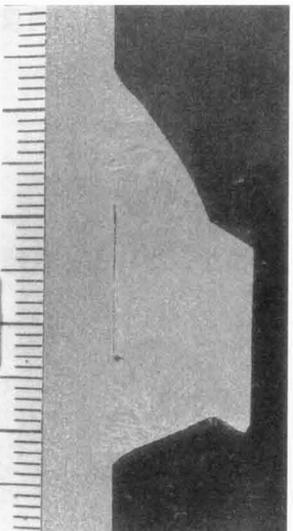
h) T-12M9-60V



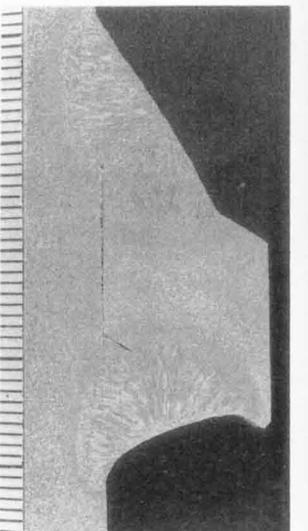
i) T-12M9-45V



j) T-16M5-60V



k) T-16M9-60V



l) T-16M12-60V

写真 3-1 マクロ組織観察結果

c) ビッカース硬さ試験

マクロ試験を行った後、供試部分Vに対しビッカース硬さ試験を行い溶接部の硬さ分布を調べた。測定は図3-5に示す線上をのど厚方向および脚長方向に0.5mmピッチで行い、20～33カ所の値を得た。なお、測定値は試験荷重49Nによる値である。

図3-6に測定結果の例を示す。試験によって得られた溶着金属の硬さの平均値と熱影響部での硬さの最大値を表3-4に示す。溶着金属部の硬さはほぼ一様に分布しており、測定値は約200～250である。このことより、溶着金属部の引張強さはほぼ均一であると考えられる。

図3-7に溶着金属部の硬さの平均値および熱影響部の硬さの最大値と脚長比 S/t の関係を示す。同図より、 S/t が小さくなると溶着金属および熱影響部の硬さが高くなる傾向があることが分かる。これは、 S/t が小さくなると溶接部の冷却速度が速くなるためと考えられる。

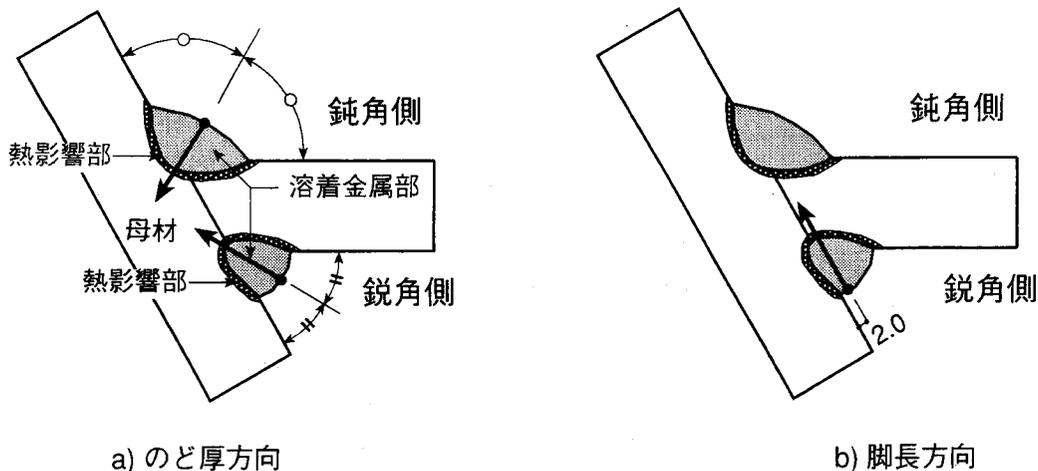
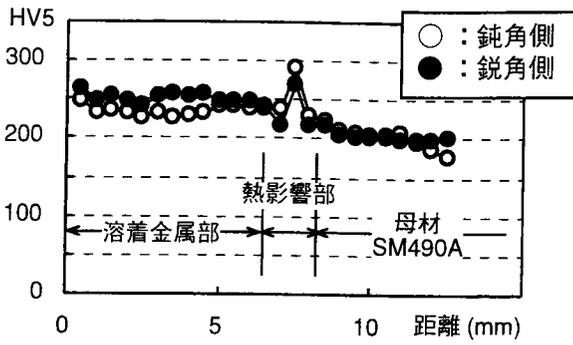


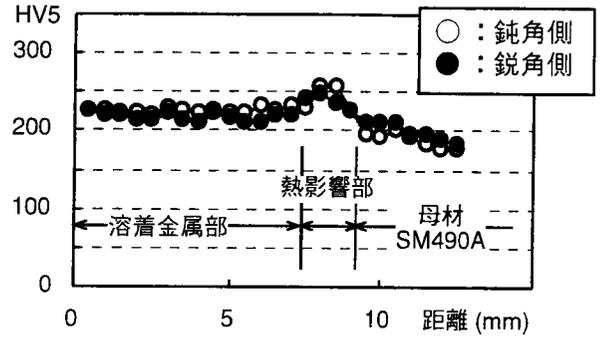
図3-5 ビッカース硬さ試験測定位置

表3-4 溶着金属部の硬さの平均値と熱影響部の硬さの最大値

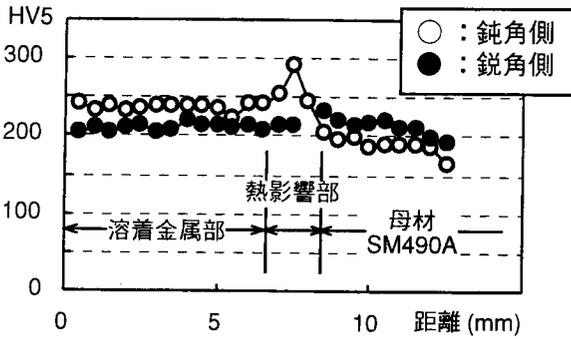
供試体	位置	のど厚方向		脚長方向	
		平均値	最大値	平均値	最大値
T-9M5-75V	鈍角側	229	265	-	-
	鋭角側	228	251	234	344
T-9M5-60V	鈍角側	216	256	-	-
	鋭角側	232	284	230	262
T-9M5-45V	鈍角側	223	274	-	-
	鋭角側	210	245	213	227
T-12M5-75V	鈍角側	234	290	-	-
	鋭角側	251	269	249	309
T-12M5-60V	鈍角側	214	247	-	-
	鋭角側	239	295	232	287
T-12M5-45V	鈍角側	225	256	-	-
	鋭角側	218	247	214	233
T-12M9-75V	鈍角側	236	290	-	-
	鋭角側	211	231	220	245
T-12M9-60V	鈍角側	207	249	-	-
	鋭角側	221	265	216	233
T-12M9-45V	鈍角側	222	235	-	-
	鋭角側	199	227	203	210
T-16M5-60V	鈍角側	221	251	-	-
	鋭角側	247	267	236	334
T-16M9-60V	鈍角側	205	212	-	-
	鋭角側	225	245	220	295
T-16M12-60V	鈍角側	203	219	-	-
	鋭角側	222	239	222	227



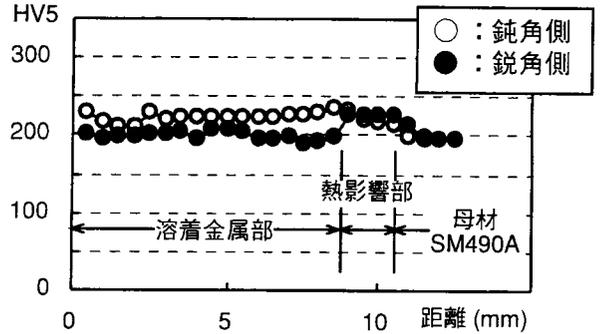
a) T-12M5-75V (のど厚方向)



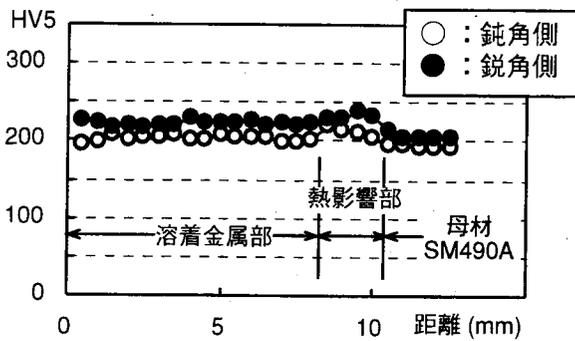
b) T-12M5-45V (のど厚方向)



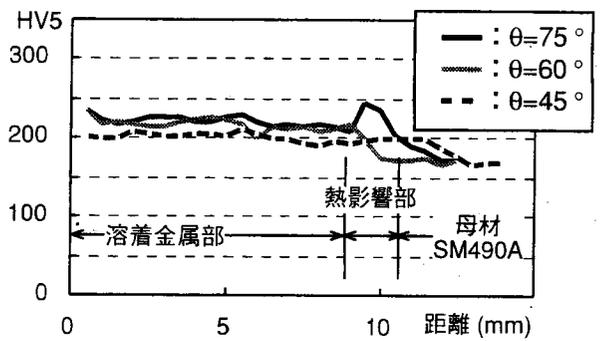
c) T-12M9-75V (のど厚方向)



d) T-12M9-45V (のど厚方向)

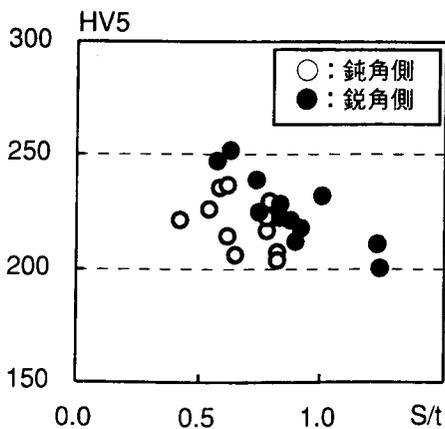


e) T-16M12-60V (のど厚方向)

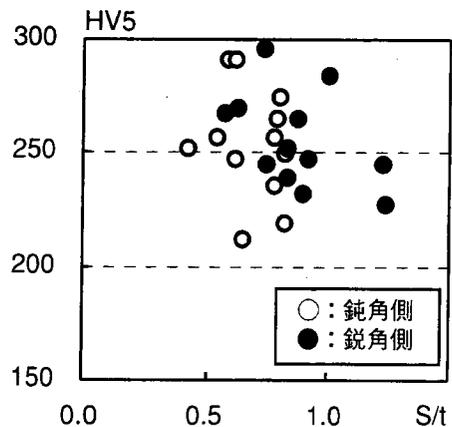


f) T-12M9-V (脚長方向)

図3-6 ビッカース硬さ試験結果



a) 溶着金属部の平均値



b) 熱影響部の最大値

図3-7 ビッカース硬さと脚長比 S/t の関係

3.2.3 溶接継目引張実験

a) 実験方法

図3-1に示す供試部分NT, CTおよびETについて引張実験を行った。载荷は油圧式100t万能試験機を用い、供試体の両側に単調引張荷重を与えた。溶接部の変形は、クリップ型変位計を使用し図3-8に示す不溶着部の両側に5mmの間隔で測定用治具を接着剤で固定して測定した。このように母材とはさみ板の不溶着部の開きを測定することで溶接部の変形の程度を知ることができ、溶接部が塑性化しなければ開きは僅かであり、塑性化すれば開きが大きくなる。

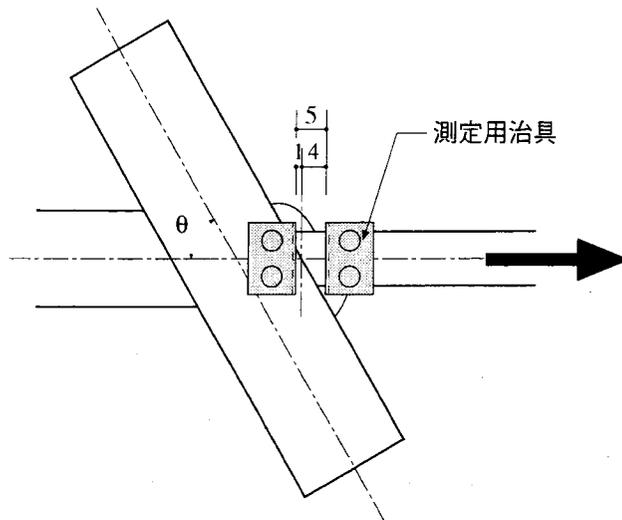


図3-8 溶接部の変形測定位置

b) 実験結果

1) 破壊状況

表3-5に実験結果を示す。破断箇所の記号は、

B：母材破断

C：溶接部に亀裂が発生したが母材破断

W：溶接部での破断

を示し、特に鈍角側溶接部の破断が先行したことが確認されたものはW₀と示す。写真3-2に溶接部の破壊状況の例を示す。写真より測定した破断面の荷重方向に対する角度を表3-5に示す。

溶接部の破断は鈍角側の破壊が先行するケースが多く見られた。溶接部で破断した供試体19体のうち、12体が鈍角側の破断が先行したことが実験中に確認できた。その他の供試体では両溶接部がほぼ同時に破断した。これは、隅肉サイズが同じであっても、鈍角側では鋭角側に比べのど厚が斜交角度の影響で減少するためだと考えられる。このことは、破壊状況に見られるように破断面の長さが鈍角側の方が短いことから確認できる（例えば、写真3-2のc, f）。

破断の先行した鈍角側溶接部の破断面の角度は、 $\theta=60^\circ$ の供試体で $21 \sim 32^\circ$ であり、 $\theta=45^\circ$ の供試体で $29 \sim 40^\circ$ である。この角度は溶接の最小のど断面方向となる、 $\theta=60^\circ$ に対する 60° および $\theta=45^\circ$ に対する 67.5° よりも小さな値を示している。すなわち、溶接部の破断は理論上の最小のど断面方向ではないことがいえる。

鈍角側溶接部の破断面では、 $S=5\text{mm}$ の供試体は溶接のルートと止端近傍を結ぶ線上で破断している（写真3-2のc, d, e, f, j）。これは、 $S=5\text{mm}$ の供試体では溶込み量が脚長に対し相対的に大きく、かつピッカース硬さ試験の結果より溶着金属の引張強度が高いことによると考えられる。一方、 $S=9\text{mm}$ および 12mm の供試体では、溶込み量が多い場合は溶接のルートと止端を結ぶ線上で破断し（写真3-2のh, i）、溶込み量が少ない場合は溶着金属内部で破断している（写真3-2のk, l）。また、隅肉サイズが大きくなると溶着金属の引張強さと母材の引張強さの差が小さくなることも溶着金属内部での

破断が生じる要因になっていると考えられる。

鋭角側溶接部では、様々な方向への破断が見られる。これは、鈍角側溶接部の破断が先行したために生じたものと考えられる。その中でも、マクロ試験において鋭角側溶接部に溶込み不足が確認された供試体では破断角度が大きくなる傾向が見られる（写真3-2のf, i, j, l）。

瀧澤の研究では^{3.1)}、本実験の $\theta=60^\circ$ の鈍角側溶接部に対応する交角 120° の場合で、破断角度は $32^\circ \sim 50^\circ$ であり、 $\theta=45^\circ$ に対応する交角 135° の場合で $37^\circ \sim 53^\circ$ となっている。この破断角度は本実験結果よりも大きい。これは、瀧澤の実験では手溶接を対象としており、手溶接の場合、溶着金属の引張強さが母材のそれに比べあまり高くないことによると考えられる。

また、母材に曲げが生じているが、これは鈍角側溶接部の破断ならびに降伏が先行したことにより発生したのと考えられる。

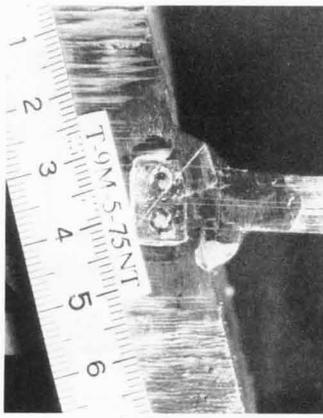
表 3-5 実験結果

供試体名	Pmax (kN/mm)	破断 箇所	破断角度($^\circ$)		Pmax Pu	
			鈍角側	鋭角側		
T-9M-5-75	NT	4.57	B	-	0.98	
	CT	4.56	B	-	0.97	
	ET	4.45	B	-	0.95	
T-9M-5-60	NT	4.56	B	-	0.98	
	CT	4.60	B	-	0.98	
	ET	4.57	B	-	0.98	
T-9M-5-45	NT	4.58	C	-	0.98	
	CT	4.57	Wo	29.0	16.1	0.98
	ET	4.45	Wo	39.5	45.0	0.95
T-12M-5-75	NT	6.45	C	-	0.96	
	CT	6.54	C	-	0.97	
	ET	6.20	W	19.3	24.7	0.93
T-12M-5-60	NT	6.27	Wo	30.8	27.5	0.95
	CT	6.00	W	21.8	26.0	0.91
	ET	5.86	Wo	31.0	27.0	0.88
T-12M-5-45	NT	5.72	W	37.1	43.7	0.83
	CT	5.98	Wo	34.8	20.5	0.88
	ET	5.96	Wo	37.5	31.6	0.87
T-12M-9-75	NT	6.39	C	-	0.97	
	CT	6.44	C	-	0.97	
	ET	6.41	C	-	0.97	
T-12M-9-60	NT	6.36	C	-	0.97	
	CT	6.36	C	-	0.96	
	ET	6.27	Wo	23.3	32.3	0.95
T-12M-9-45	NT	6.32	W	35.8	21.5	0.96
	CT	6.46	C	-	0.98	
	ET	6.44	C	-	0.97	
T-16M-5-60	NT	6.44	Wo	30.8	27.3	0.76
	CT	6.31	Wo	22.3	28.3	0.74
	ET	5.75	Wo	30.5	26.0	0.68
T-16M-9-60	NT	8.07	W	25.8	22.3	0.95
	CT	7.44	W	29.5	29.5	0.88
	ET	7.41	W	31.8	26.8	0.87
T-16M-12-60	NT	8.45	C	-	0.99	
	CT	8.27	Wo	21.0	25.8	0.97
	ET	7.76	Wo	31.0	25.5	0.91

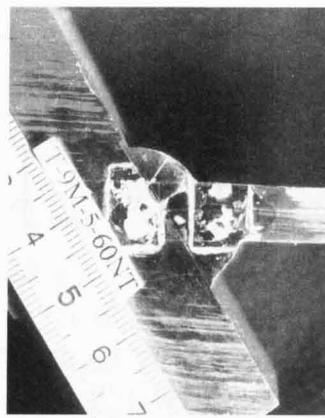
破断箇所 B：母材破断，C：溶接部に亀裂が発生したが母材破断

W：溶接部で破断，Wo：鈍角側溶接部で破断

Pu：母材の破断強度



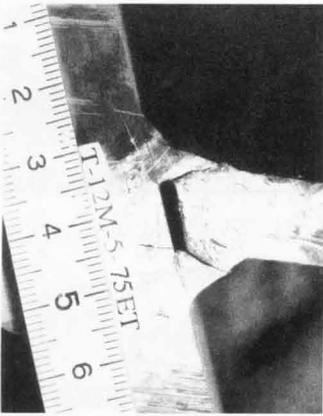
a) T9M5-75NT



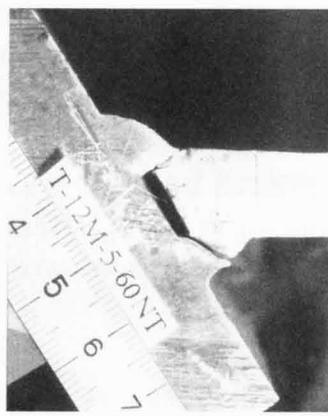
b) T9M5-60NT



c) T9M5-45CT



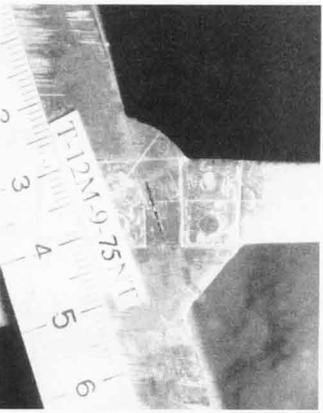
d) T12M5-75ET



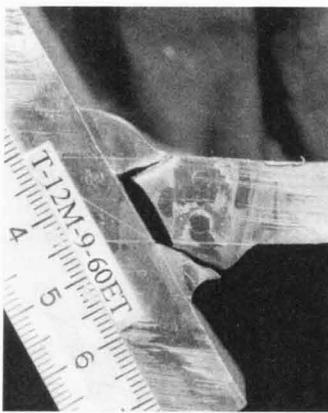
e) T12M5-60NT



f) T12M5-45NT



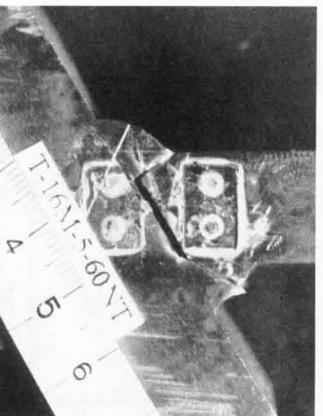
g) T12M9-75NT



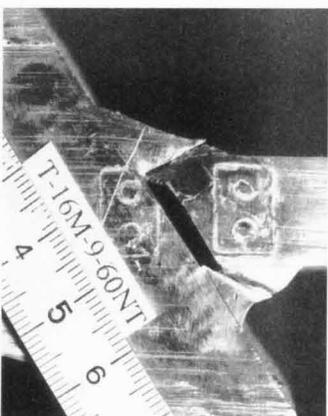
h) T12M9-60ET



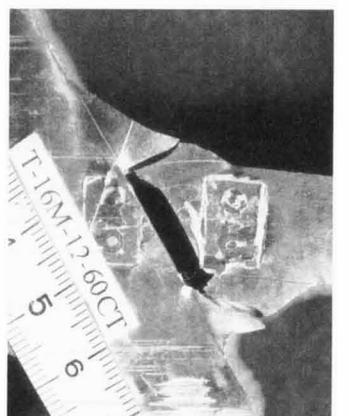
i) T12M9-45NT



j) T16M5-60NT



k) T16M9-60NT



l) T16M12-60CT

写真 3-2 破壊状況

2) 荷重-変形関係

図3-9に実験の結果得られた溶接部の荷重-変形関係を示す。縦軸の荷重は単位溶接長(1mm)当りの荷重を示している。図中の $\theta=90^\circ$ の実験結果は第2章で行ったT字継目の引張実験の結果である。また、図中×印は溶接部での破断を示している。

3) 斜交角度の影響

図3-9a)～c)に示すように母材板厚 $t=9\text{mm}$ 、隅肉サイズ $S=5\text{mm}$ の供試体 T-9M-5 のシリーズでは斜交角度 $\theta=75^\circ$ 、 60° の供試体はすべて母材で破断したが、 $\theta=45^\circ$ では溶接部の破断が生じた。しかし、最大荷重 P_{\max} と母材の破断強度 P_u の比 $P_{\max}/P_u=0.95\sim 0.98$ であり、母材の全強にほぼ達しており母材で破断した供試体に対しても明瞭な差異は認められない。

図3-9d)～f)に示す $t=12\text{mm}$ 、 $S=5\text{mm}$ の供試体 T-12M-5 のシリーズでは $\theta=60^\circ$ 、 45° の供試体それぞれ3体すべてが溶接部で破断した。図3-10a)に示すように $\theta=75^\circ$ 、 60° の供試体の荷重-変形関係は $\theta=90^\circ$ の供試体の場合とほとんど同じであるが、 $\theta=45^\circ$ の場合は他の供試体に比べて剛性の低下が早く、最大荷重 P_{\max} は $\theta=90^\circ$ の供試体より約8%低下している。また、 $P_{\max}/P_u=0.83\sim 0.88$ であり母材強度に達していない。

図3-9g)～i)に示す $t=12\text{mm}$ 、 $S=9\text{mm}$ の供試体 T-12M-9 のシリーズでは $\theta=60^\circ$ 、 45° の供試体で1体ずつが溶接部が破断したが、 $P_{\max}/P_u=0.95\sim 0.98$ であり、母材の全強にほぼ達している。しかし、図3-10b)に示すように斜交角度が小さくなるに従い剛性の低下が起こる荷重が低くなる。

4) 隅肉サイズの影響

図3-9j)～l)に示す $t=16\text{mm}$ 、 $\theta=60^\circ$ の供試体のシリーズでは、 $S=5$ ($S/tf=0.50\sim 0.56$) の供試体ではすべて溶接部で破断し、 $P_{\max}/P_u=0.68\sim 0.76$ であり母材強度に達していない。 $S=9$ ($S/tf=0.72\sim 0.76$) の供試体もすべて溶接部で破断し、 $P_{\max}/P_u=0.87\sim 0.95$ である。 $S=12$ ($S/tf=0.84\sim 0.86$) の供試体は組立溶接を含むものが溶接部で破断した。しかし、 $P_{\max}/P_u=0.91\sim 0.99$ であり、母材の全強にほぼ達している。

また、図3-11に示すように $S=9$ および 12 の供試体では荷重-変形関係に明瞭な差異は見られないが $S=5$ の供試体は他の供試体に比べ剛性の低下する荷重が低い。

5) 組立溶接の影響

溶接部で破断した供試体について、組立溶接の有無による最大荷重の違いは必ずしも明確ではないが、組立溶接のあるほうが数%耐力が低下している場合が多い。また、端部に組立溶接がある ET の方が中央に組立溶接のある CT より荷重が若干低下している。

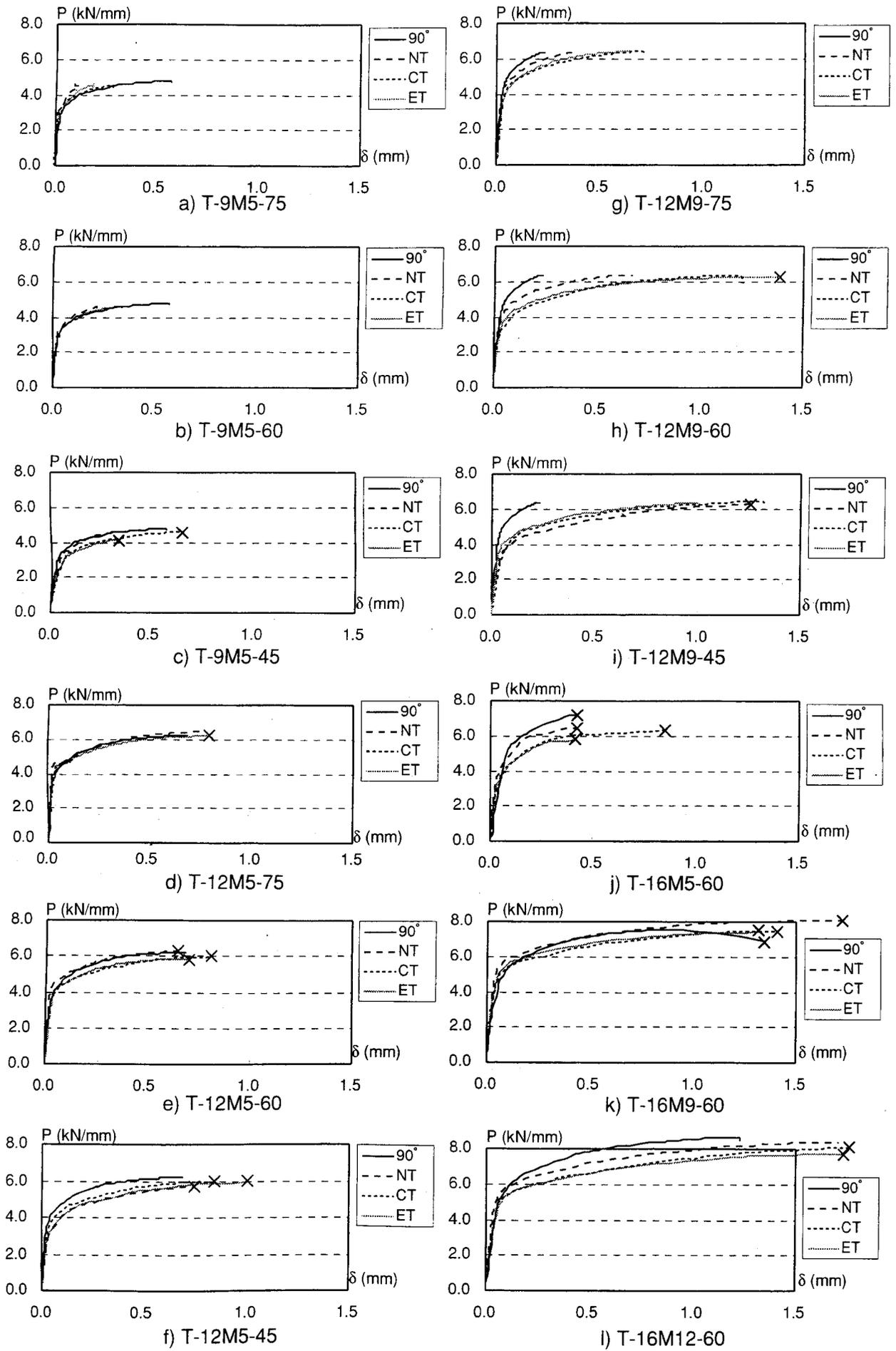
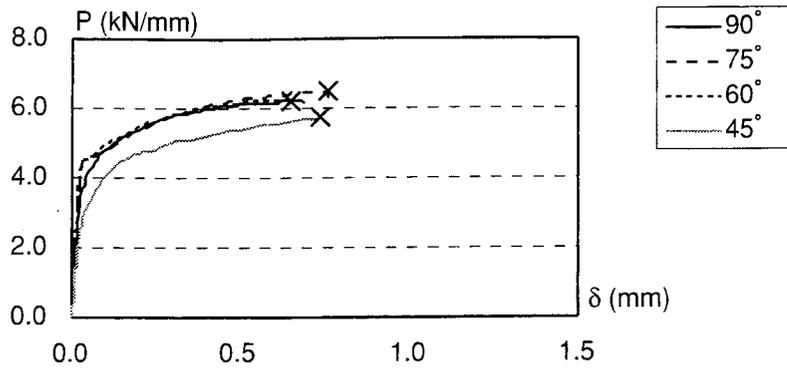
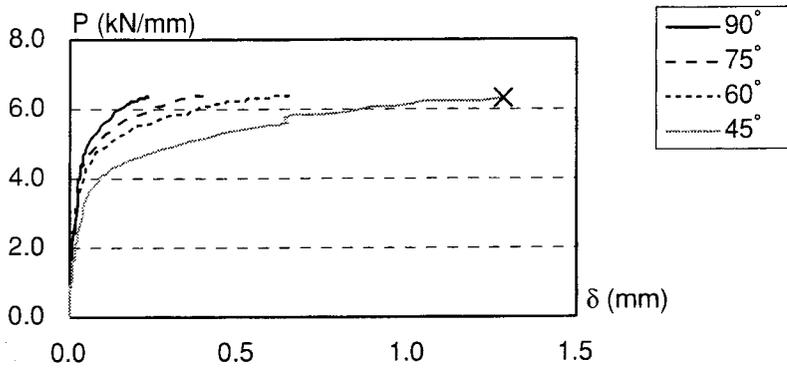


图 3-9 荷重—变形關係

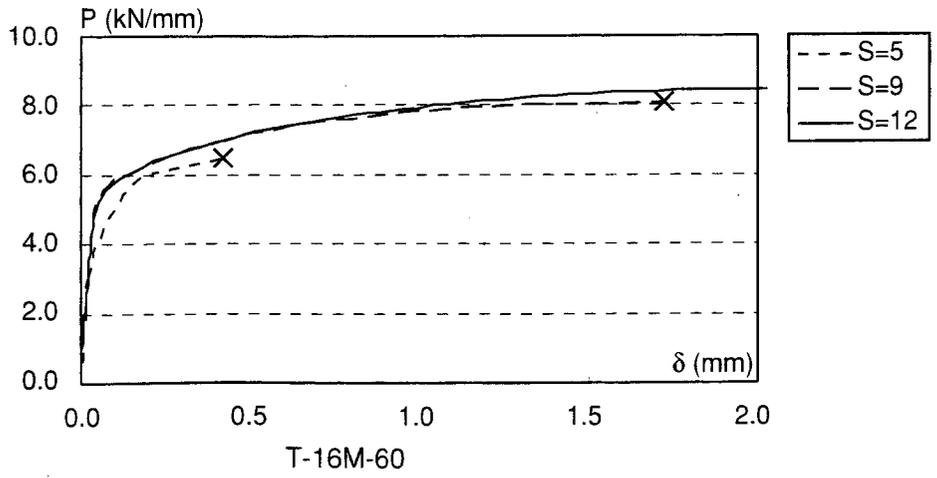


a) T-12M-5



b) T-12M-9

図 3-10 斜交角度の影響



T-16M-60

図 3-11 隅肉サイズの影響

3.3 溶接継目の弾塑性有限要素解析

3.3.1 解析方法

図3-12に示す前面斜交隅肉溶接継目の引張実験を対象に弾塑性有限要素解析を行い、斜交角度、溶込み量および母材と溶着金属の強度さが溶接継目強度に与える影響について検討を行う。表3-6に引張実験結果を示す。表中の溶込み量は溶接部が破断した供試体については実験後に供試体の写真より測定したものを示し、その他の供試体についてはマクロ試験結果から得られた溶込み量を示している。

図3-13に解析モデルを、表3-7に解析モデルの一覧を示す。図3-14に示す溶接部諸元は母材板厚 $t=16\text{mm}$ 、脚長は $S1o=S2o=S1a=S2a=S$ とし、 $S=6, 9, 12\text{mm}$ とした。これにより、母材板厚と脚長の比 S/t は $0.38, 0.56$ および 0.75 となり、一般的な母材板厚と脚長の比より小さい値を多く採用している。溶込み量は溶接部のマクロ試験結果を参考にし、鈍角側溶接溶込み量 $p_o=0, 2, 4\text{mm}$ 、鋭角側溶接溶込み量 $p_a=0, 1, 2, 4\text{mm}$ とした。鋭角側溶接部では斜交角度が小さくなると溶込みが減少するため、斜交角度 $\theta=75^\circ$ では鋭角側溶接部の溶込み量を鈍角側の $1/2$ とし、 $\theta=60^\circ$ および 45° では $p_a=0$ とした。

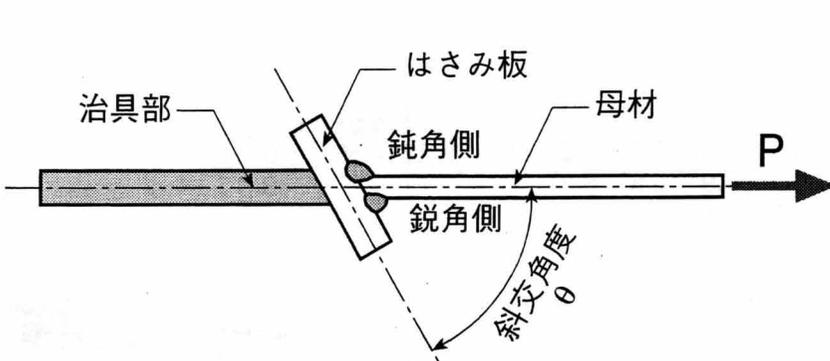


図3-12 引張実験供試体

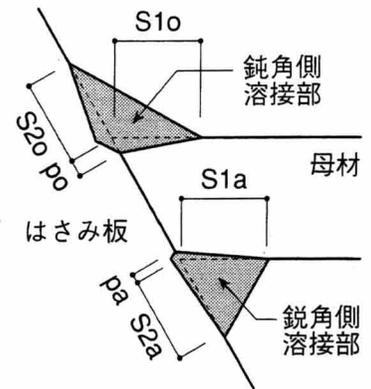


図3-14 解析モデルの溶接部詳細

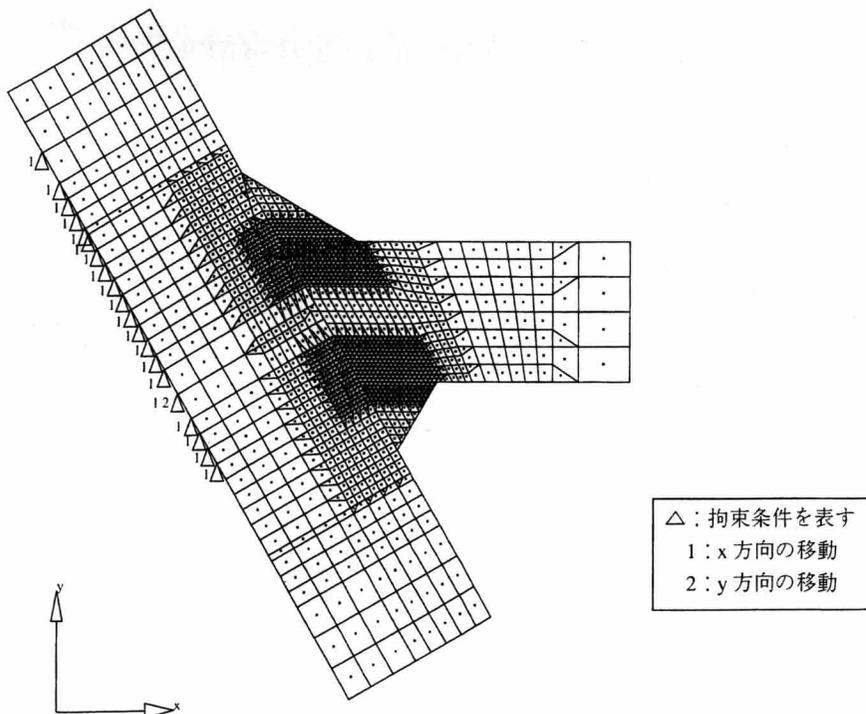


図3-13 解析モデル

材料は、母材、溶着金属およびはさみ板とし、溶接の熱影響部はモデル化していない。

母材と溶着金属の強度差による影響を調べるために、母材と溶着金属が一様な完全弾塑性体の場合および引張実験で用いた供試体の素材試験結果を用いた場合について数値解析を行った。これより、溶着金属の降伏応力度 $w\sigma_y$ と母材の降伏応力度 $p\sigma_y$ の比 $w\sigma_y/p\sigma_y$ は 1.0 (完全弾塑性体), 1.34 (母材: SM490A) および 2.01 (母材: SS400) となる。各解析モデル名は以下の法則に基づいている。

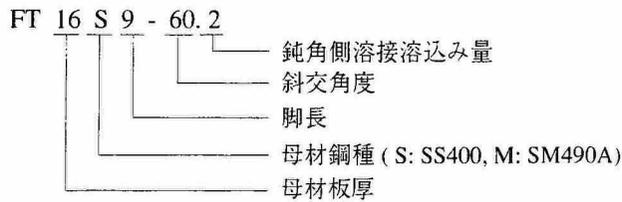


表 3-6 引張実験結果

引張実験 供試体	脚長				溶込み量		実験結果		
	S1o (mm)	S1a (mm)	S2o (mm)	S2a (mm)	po (mm)	pa (mm)	Pmax (kN/mm)	破断 箇所	
T-9M5-75	NT	6.5	6.4	6.3	7.0		4.57	B	
	CT	6.9	6.8	7.3	7.5	2.8	1.7	4.56	B
	ET	7.9	7.9	6.8	8.3			4.45	B
T-9M5-60	NT	7.0	8.5	6.1	7.9			4.56	B
	CT	7.7	9.6	7.3	8.2	3.0	0.0	4.60	B
	ET	6.8	10.2	6.6	9.0			4.57	B
T-9M5-45	NT	7.6	11.5	6.1	11.0	4.8	1.0	4.58	C
	CT	7.3	11.9	7.3	9.8	3.2	-1.7	4.57	Wo
	ET	7.1	11.1	7.1	9.6	3.9	-1.3	4.45	Wo
T-12M5-75	NT	6.3	7.1	6.5	7.2	3.5	1.7	6.45	C
	CT	8.3	7.8	7.8	8.0			6.54	C
	ET	7.8	8.0	6.8	8.2	3.3	0.3	6.20	W
T-12M5-60	NT	7.6	8.5	6.5	7.7	4.0	0.0	6.27	Wo
	CT	8.1	9.9	8.9	9.3	2.8	-0.3	6.00	W
	ET	7.6	9.8	6.5	9.2	3.5	-0.6	5.86	Wo
T-12M5-45	NT	7.4	11.6	5.2	10.4	4.7	-2.0	5.72	W
	CT	8.9	11.5	6.2	10.6	5.1	-1.9	5.98	Wo
	ET	8.4	13.6	5.0	12.1	4.6	-4.6	5.96	Wo
T-12M9-75	NT	7.3	10.9	6.8	9.8			6.39	C
	CT	8.4	12.3	7.8	10.0	2.5	0.8	6.44	C
	ET	8.0	11.6	7.0	10.5			6.41	C
T-12M9-60	NT	9.5	11.3	10.5	9.4	2.9	-0.2	6.36	C
	CT	9.4	12.3	10.1	9.9			6.36	C
	ET	10.9	10.3	9.3	10.8	3.4	0.0	6.27	Wo
T-12M9-45	NT	11.1	15.1	7.8	13.5	4.4	-4.5	6.32	W
	CT	11.3	15.0	8.2	14.8	5.2	-2.0	6.46	C
	ET	11.3	16.7	6.7	15.3			6.44	C
T-16M5-60	NT	7.0	8.8	5.3	7.9	4.1	0.7	6.44	Wo
	CT	7.3	10.3	7.8	9.6	3.3	0.0	6.31	Wo
	ET	7.0	9.5	6.3	8.8	3.6	0.2	5.75	Wo
T-16M9-60	NT	11.3	11.3	9.5	10.4	2.5	-0.7	8.07	W
	CT	10.3	13.0	10.0	11.8	3.3	-1.6	7.44	W
	ET	11.4	12.3	9.0	11.2	3.8	-1.9	7.41	W
T-16M12-60	NT	12.7	13.6	13.0	11.9	2.1	-3.6	8.45	C
	CT	12.0	14.6	13.5	12.3	0.9	-1.1	8.27	Wo
	ET	13.4	13.4	12.8	12.7	2.2	-3.5	7.76	Wo

破断箇所 B: 母材破断, C: 溶接部に亀裂が発生したが母材破断
 W: 溶接部で破断, Wo: 鈍角側溶接部が先行して破断

解析には汎用有限要素解析プログラム ABAQUS(Version 5.5)^{3,2)}を用いる。以下に主な解析仮定を示す。

- 1) 4 節点および 3 節点の平面歪要素を用いる。
- 2) 降伏条件には Von Mises の降伏条件を用いる。
- 3) 塑性材料に関する構成方程式は連合流れ則にもとづく。
- 4) 増分解析には弧長増分法を用いる。

なお、溶接の不溶着部は要素間の節点を 2 重節点とし、応力の伝達がなされないようにしている。

表 3-7 解析モデル一覧

解析モデル	脚長 S (mm)	溶込み量		斜交角度 θ (°)	材料の 強度比 $w\sigma_y/p\sigma_y$	材料					
		po (mm)	pa (mm)								
1 FT16-6-90.0	6										
2 FT16-9-90.0	9	0		90							
3 FT16-12-90.0	12										
4 FT16-9-75.0	9	0		75	1.00	完全 弾塑性体 $p\sigma_y=370 \text{ N/mm}^2$ $w\sigma_y=370 \text{ N/mm}^2$					
5 FT16-9-60.0				60							
6 FT16-9-45.0				45							
7 FT16-9-90.2				2			90				
8 FT16-9-75.2				2 1			75				
9 FT16-9-60.2				2 0			60				
10 FT16-9-45.2							45				
11 FT16-9-90.4				4			90				
12 FT16-9-75.4				4 2			75				
13 FT16-9-60.4				4 0			60				
14 FT16-9-45.4							45				
15 FT16S9-90.0				9			0		90	2.01	母材 SS400材 $p\sigma_y=246 \text{ N/mm}^2$ $w\sigma_y=495 \text{ N/mm}^2$
16 FT16S9-75.0									75		
17 FT16S9-60.0									60		
18 FT16S9-45.0	45										
19 FT16S9-90.2	2	90									
20 FT16S9-75.2	2 1	75									
21 FT16S9-60.2	2 0	60									
22 FT16S9-45.2		45									
23 FT16S9-90.4	4	90									
24 FT16S9-75.4	4 2	75									
25 FT16S9-60.4	4 0	60									
26 FT16S9-45.4		45									
27 FT16M9-90.0	9	0			90	1.34			母材 SM490A材 $p\sigma_y=370 \text{ N/mm}^2$ $w\sigma_y=495 \text{ N/mm}^2$		
28 FT16M9-75.0					75						
29 FT16M9-60.0				60							
30 FT16M9-45.0				45							
31 FT16M9-90.2				2	90						
32 FT16M9-75.2				2 1	75						
33 FT16M9-60.2				2 0	60						
34 FT16M9-45.2					45						
35 FT16M9-90.4				4	90						
36 FT16M9-75.4				4 2	75						
37 FT16M9-60.4				4 0	60						
38 FT16M9-45.4					45						

3.3.2 解析結果

a) 溶着金属と母材を完全弾塑性体とした場合

溶接部の基本的な応力状態を知るために、母材と溶着金属の材料特性が等しく、応力度-歪関係を完全弾塑性体とした場合の数値解析を行った。

1) 荷重-変形関係

図3-15に解析の結果得られた荷重-変形関係の例を示す。荷重 P は溶接継目の単位長さ(1mm)当りの荷重であり、変形 δ は不溶着部を挟む標点間距離5mmの節点間の相対変位を示しており、引張実験の計測と対応している。図中の◀印は降伏領域が溶接部を貫通した解析ステップを示している。

解析の結果、図3-15a)に示すように溶込み量が増加すると剛性の低下し始める荷重(降伏荷重に対応)が上昇する。また、図3-15b)に示すように斜交角度が小さくなるにつれ剛性の低下が生じる荷重が低い。

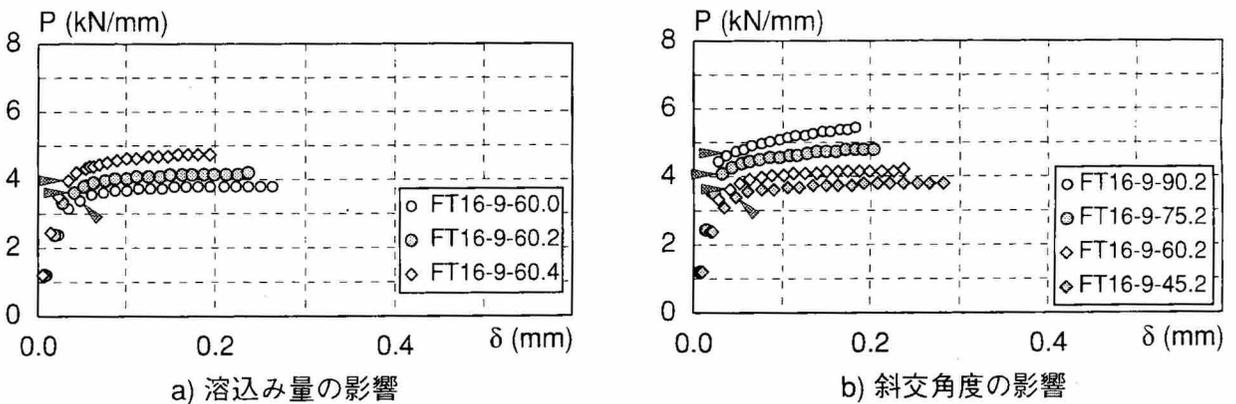


図3-15 荷重-変形関係 (完全弾塑性体)

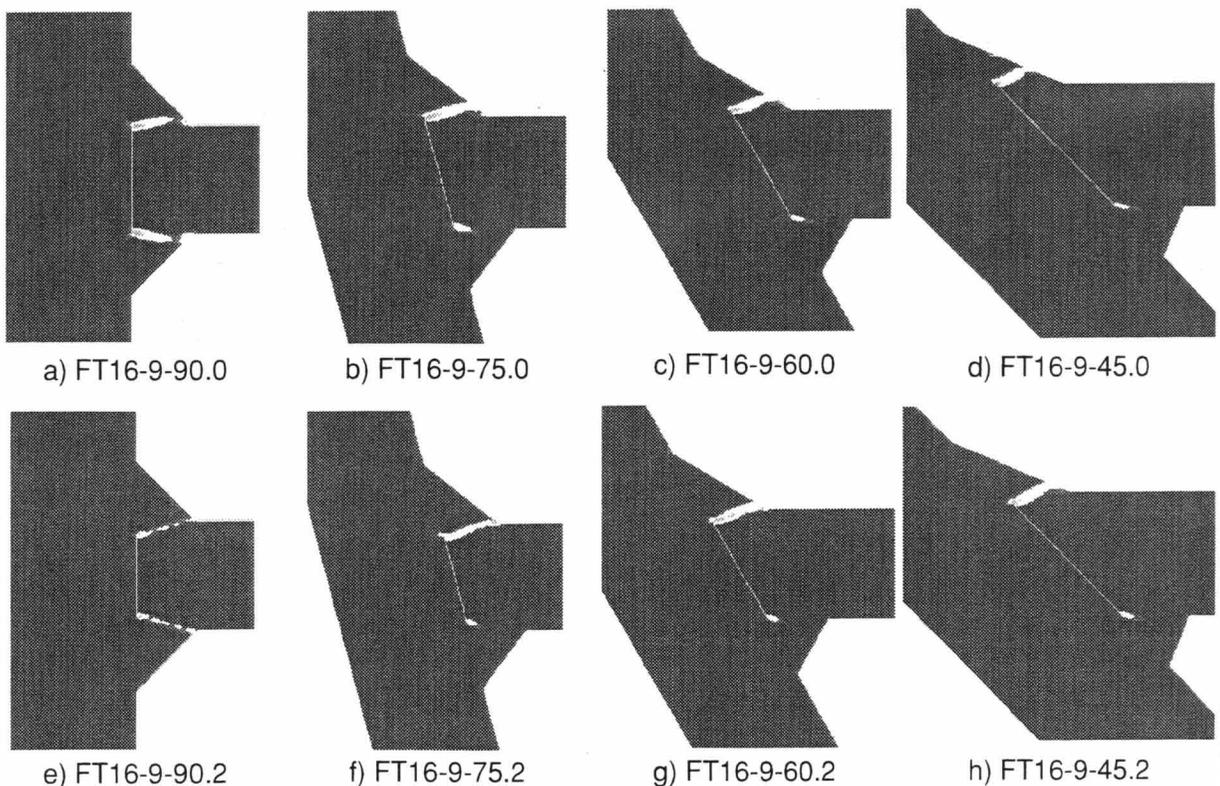


図3-16 降伏領域の進展 (完全弾塑性体の場合)

2) 降伏領域の進展

図3-16に溶接部の降伏領域の進展状況を示す。同図より、降伏領域は溶接部の極く狭い範囲に集中しており、図3-16a)に示すように溶込みがない場合の十字継目 ($\theta=90^\circ$) では降伏領域が溶接部のルートから溶着金属内に進展し、溶込みのある場合は図3-16e)に示すように溶接のルートと止端を結ぶ線上に進展している。斜交継目の場合では、鈍角側溶接部の降伏領域が鋭角側より先に溶接部を貫通し、降伏領域が進展する方向は斜交角度が小さくなるにつれて荷重方向に対する角度は大きくなる。しかし、この方向は溶接の最小のど断面方向には一致していない。

b) 溶着金属強度が母材強度より高い場合

実際の溶接継目では溶着金属強度が母材強度より高いオーバーマッチングが一般的である。これを考慮し、母材強度と溶着金属強度の異なる場合について数値解析を行う。

表3-8に材料の機械的性質を示す。溶着金属は、供試体製作に用いたもの同一のワイヤーリールの溶接ワイヤー (JIS Z3312 YGW11, $\phi 1.2$) および溶接条件により行ったT形継目の溶接部より採取したJIS 14A号小型試験片による値である。解析には、引張試験より求めた真応力-真歪関係を5直線に置換して用いた。

表3-8に示す溶着金属の降伏点および引張強さは、母材鋼種よりも脚長の影響を受けている。これは溶着金属の強度は溶接部の冷却速度に依存しているためである。したがって、数値解析に用いる溶着金属強度は脚長 $S=6, 9$ の解析モデルには $S=9$ で母材鋼種がSS400材とSM490A材それぞれの試験片による値の平均値を用い、 $S=12$ の解析モデルでも $S=12$ の各母材鋼種による結果の平均値を用いた。

1) 荷重-変形関係

図3-17および図3-19に解析の結果得られた荷重-変形関係を示す。図中の◀印は降伏領域が溶接部を貫通したときを示している。同図より、材料を完全弾塑性体とした解析結果と同様に、溶込みが増加すると降伏荷重は上昇する傾向がみられ、また、斜交角度が小さくなると降伏荷重が低下する傾向が見られる。

2) 降伏領域の進展

図3-18および図3-20に降伏領域が溶接部を貫通したときの降伏領域の進展状況を示す。同図においても鈍角側溶接部の降伏が鋭角側に先行しているが、降伏領域の進展方向は完全弾塑性体の場合と異なり、溶込みの有無によらず溶接のルートと止端を結ぶ線上を進展している。例えば、図3-16c)に示す解析モデルFT16-9-60.0では降伏領域は溶着金属部を貫通しているが、図3-18c)に示す解析モデルFT16S9-60.0では降伏領域は母材と溶着金属の境界となる溶接のルート部と止端を結ぶ線上の母材側に沿って貫通する。これは溶着金属の降伏強度が母材の降伏強度よりも高いため ($w\sigma_y/p\sigma_y=2.01$)、母材

表 3-8 素材の機械的性質

試験体			σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	ϵ_u (%)	EL. (%)
母材	SS400	PL-16	246	414	20以上	48.3
	SM490A	PL-16	370	539	20以上	37.8
溶着 金属	SS400	S=9	479	601	12.3	27.9
		S=12	430	571	13.1	28.1
	SM490A	S=9	511	628	11.9	24.9
		S=12	433	570	13.3	25.5

σ_y : 降伏点, σ_u : 引張強さ, ϵ_u : 一様伸び, EL.: 破断伸び

側の降伏が先行したからである。図 3-20 に示す $w\sigma_y/p\sigma_y=1.34$ の解析モデルについても同様に、溶接のルートと止端を結ぶ線上に降伏領域が進展している。ただし、 $\theta=45^\circ$ で $p_0=0$ の FT16M9-45.0 では溶接のルートから溶着金属内部にも降伏領域が進展している。

この溶接部の降伏領域の進展は写真 3-3 に示す引張実験における破壊状況と良く一致している。実験では、鈍角側溶接部の破壊が先行したことが多いことも数値解析結果の傾向と一致している。

以上の結果、引張を受ける斜交すみ肉溶接継目の溶接部の破壊は溶接の最小の断面方向ではなく、溶着金属強度が母材強度より高い場合、鈍角側溶接のルートと止端を結ぶ線上で生じることが分かる。

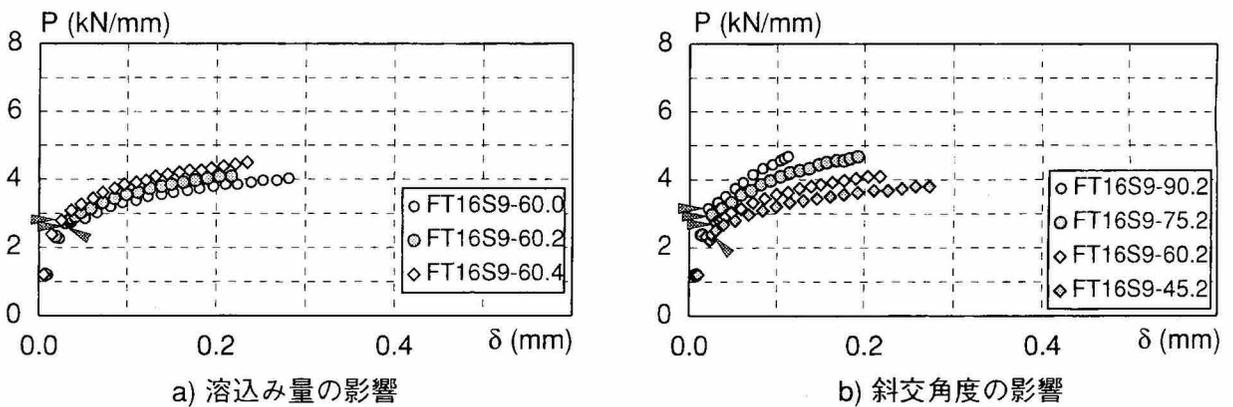


図 3-17 荷重—変形関係（母材：SS400 材）

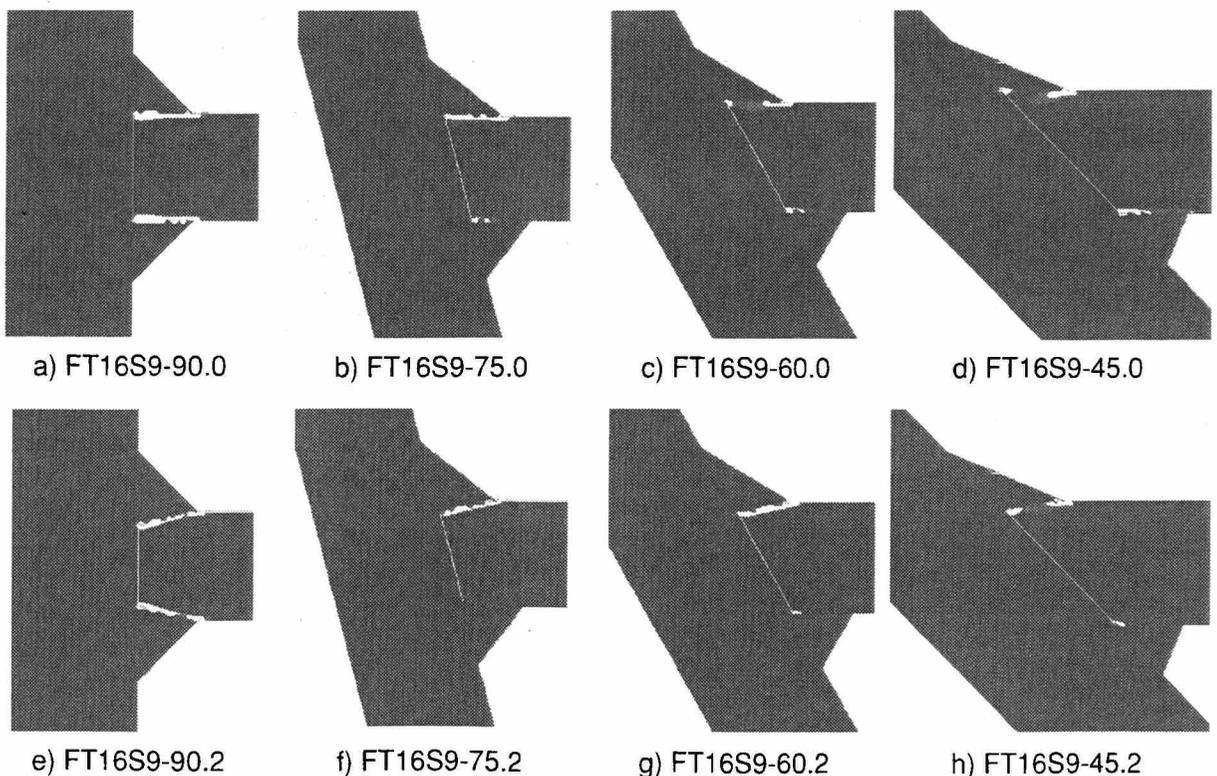
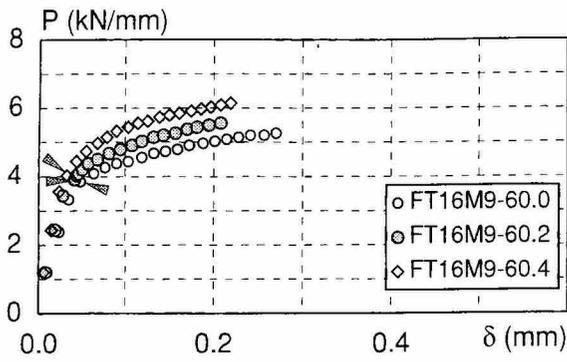
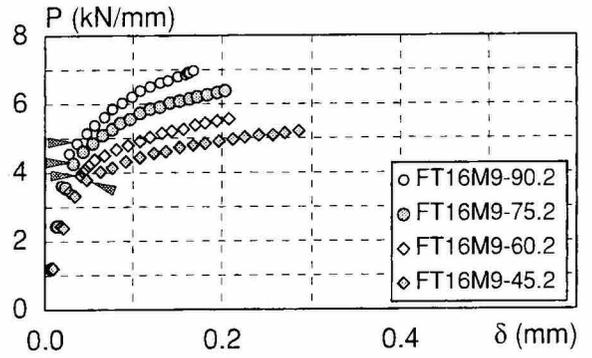


図 3-18 降伏領域の進展（母材が SS400 材の場合）

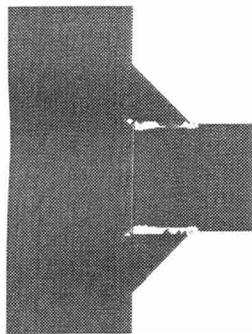


a) 溶込み量の影響

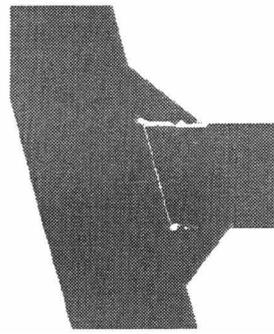


b) 斜交角度の影響

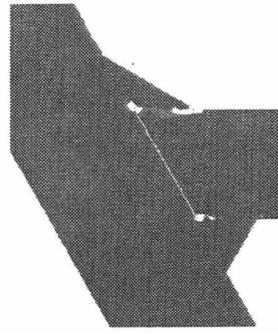
図 3-19 荷重—変形関係 (母材: SM490A 材)



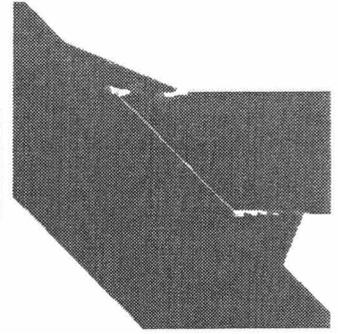
a) FT16M9-90.0



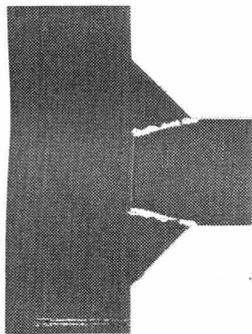
b) FT16M9-75.0



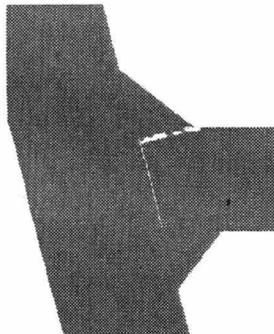
c) FT16M9-60.0



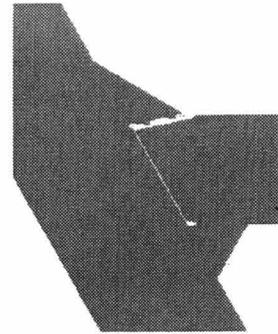
d) FT16M9-45.0



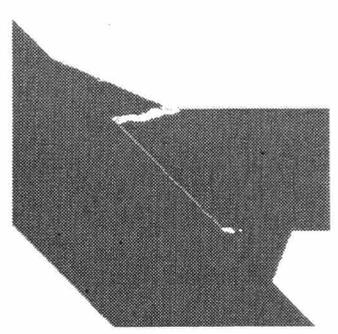
e) FT16M9-90.2



f) FT16M9-75.2

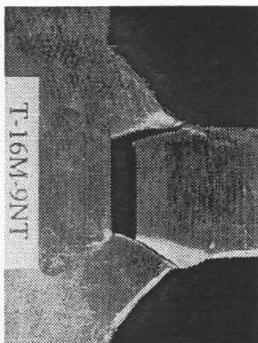


g) FT16M9-60.2



h) FT16M9-45.2

図 3-20 降伏領域の進展 (母材が SM490A 材の場合)



a) T-16M-9NT



b) T-12M5-75ET



c) T-12M9-60ET



d) T-12M9-45NT

写真 3-3 引張実験における破壊状況

3.4 溶接継目の極限解析

3.4.1 解析仮定

第2章の前面T字隅肉溶接継目の極限解析と同様に、前面斜交隅肉溶接継目に対して溶接部に降伏面を仮定し、上界定理による極限解析を行い溶接継目の降伏耐力を得る。

極限解析に当たり、溶接部の形状は以下の仮定による。

- (1) 隅肉溶接は鋭角側と鈍角側の脚長の等しい等脚隅肉溶接とする。
- (2) 溶着金属と母材の領域は図3-21に示す範囲とする。
- (3) 溶接の熱影響部は無視する。

極限解析における解析仮定は以下による。

- (1) 溶接部断面に関する平面歪問題とする。
- (2) 降伏条件にはvon Misesの降伏条件を用いる。
- (3) 塑性材料に対する構成方程式は連合流れ則に基づく。
- (4) 溶接部の降伏荷重は、上界定理を用いて得る。

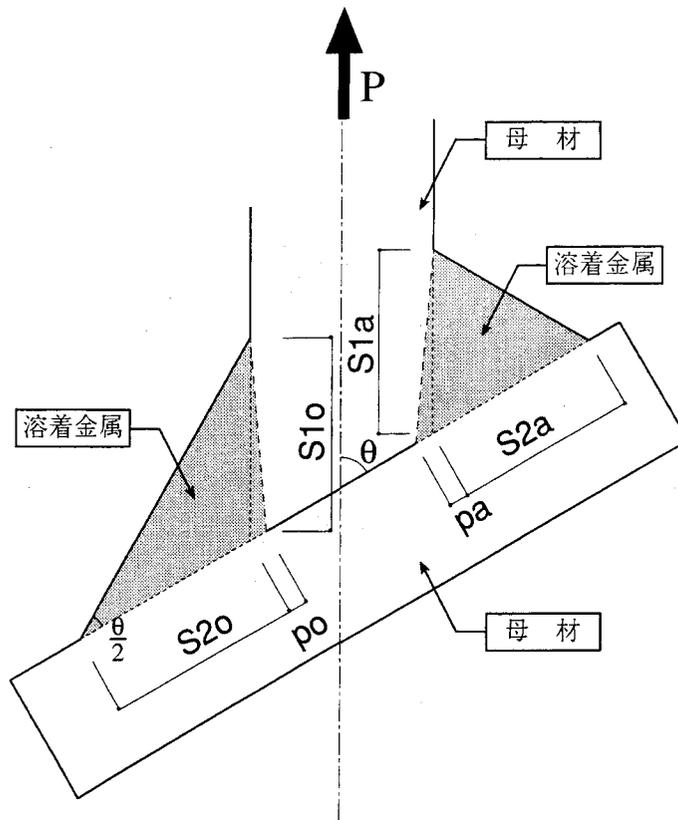


図3-21 斜交継目の極限解析モデル

3.4.2 溶込み量を考慮しない場合

a) 溶着金属強度と母材強度が等しい場合

1) 鈍角側溶接部

図3-22に溶接の溶込みを考慮しない場合の鈍角側溶接部の極限解析モデルを示す。いま、荷重Pにより溶接部に降伏面が貫通し、領域①がY方向に変位速度Vで変位したときを考える。図3-23にこのときの変位場と応力場を示す。このとき領域①と領域②の境界線の長さ、すなわち、降伏面の長さは、

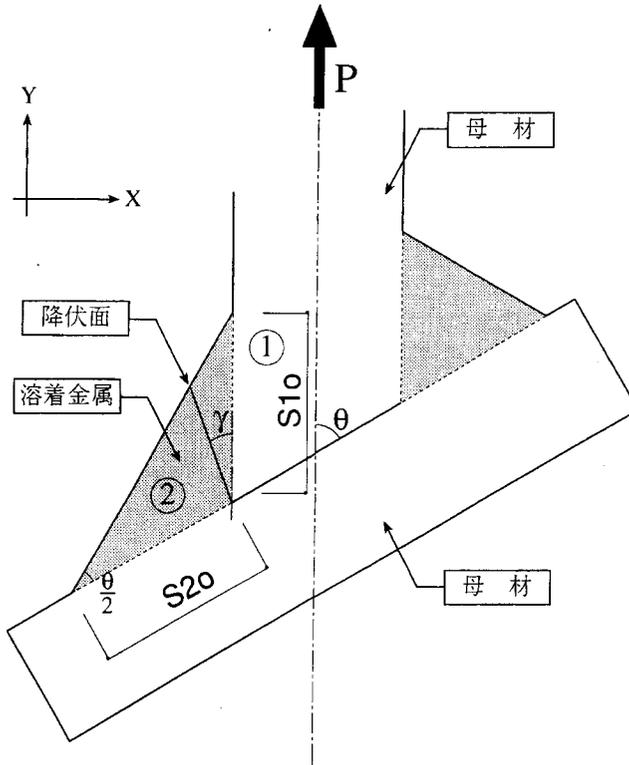
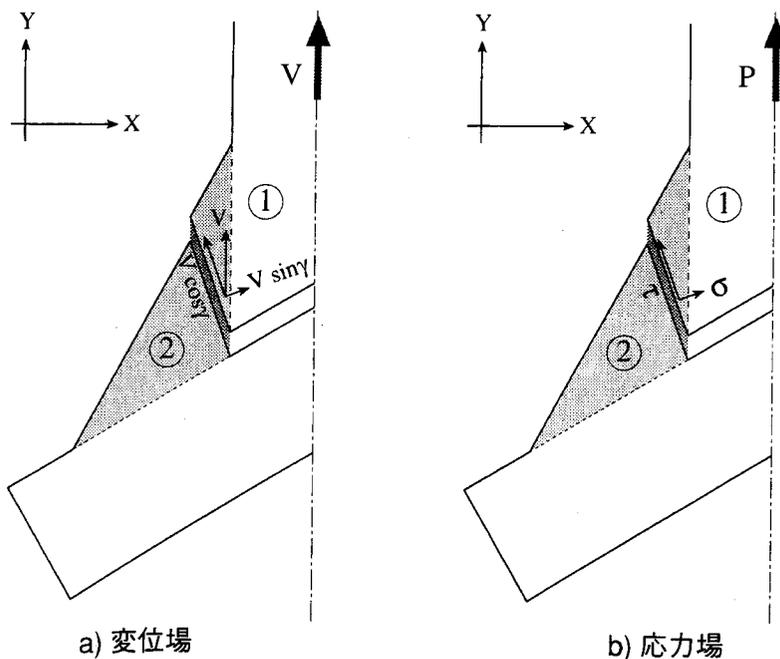


図3-22 斜交継目鈍角側溶接部の極限解析モデル（溶込み無し）



a) 変位場

b) 応力場

図3-23 変位場および応力場

$$\begin{aligned} \bar{l}_2 &= S l_0 \cdot \sin \theta \cdot \frac{1}{\cos\left(\frac{\pi}{2} - \frac{\theta}{2} - \gamma\right)} \\ &= \frac{\sin \frac{\theta}{2}}{\sin \frac{\theta}{2} \cdot \cos \gamma + \cos \frac{\theta}{2} \cdot \sin \gamma} \cdot S l_0 \end{aligned} \quad \dots 3-1)$$

ここで、 $S l_0$ ：鈍角側溶接部の脚長
 θ ：斜交角度

この変位速度の不連続量と不連続線の長さより、内部仕事速度の総和は以下のように求められる。

$$\dot{W} = (\sigma \cdot \sin \gamma + \tau \cdot \cos \gamma) \cdot \frac{\sin \frac{\theta}{2}}{\cos \frac{\theta}{2} \cdot \sin \gamma + \sin \frac{\theta}{2} \cdot \cos \gamma} \cdot S l_0 \cdot V \quad \dots 3-2)$$

これに、以下に示す von Mises の降伏条件を適用する。

$$\Phi = \frac{1}{4} \sigma^2 + \tau^2 - k^2 = 0 \quad \dots 3-3)$$

ここで、 k ：材料の降伏せん断応力度

また、連合流れ則より、応力と変位速度には以下の関係が成り立つ。

$$\begin{aligned} V \cdot \sin \gamma &= \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma} = \frac{1}{2} \cdot \lambda \cdot \sigma \\ V \cdot \cos \gamma &= \frac{\partial \Phi}{\partial \tau} = 2 \cdot \lambda \cdot \tau \end{aligned} \quad \dots 3-4)$$

ここで、 λ ：正の比例定数

3-3)式および3-4)式を3-2)式に代入し、材料の降伏せん断応力度 k は降伏面が溶着金属内にあるので溶着金属の降伏せん断応力度 wky と k が等しいとすると内部仕事速度の総和は以下のように表される。

$$\dot{W} = \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma} \cdot \sin \theta}{\sin \gamma \cdot (\cos \theta + 1) + \cos \gamma \cdot \sin \theta} \cdot S l_0 \cdot wky \cdot V \quad \dots 3-5)$$

これを鈍角側の溶接部に加わる外力 P_0 による仕事速度 $P_0 \cdot V$ と等値すると、前面斜交隅肉溶接継目の鈍角側溶接部の引張強度 wP_0 として次式が得られる。

$$wP_0 = \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma} \cdot \sin \theta}{\sin \gamma \cdot (\cos \theta + 1) + \cos \gamma \cdot \sin \theta} \cdot S l_0 \cdot wky \quad \dots 3-6)$$

この wP_0 を最小とする γ は、

$$\tan \gamma = \frac{\cos \theta + 1}{4 \cdot \sin \theta} \text{ のときであり、 } wP_0 \text{ は次式となる。}$$

$$wP_0 = 2 \cdot \frac{\sqrt{(\cos \theta + 1)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot \sin \theta}{(\cos \theta + 1)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot S l_0 \cdot wky \quad \dots 3-7)$$

2) 鋭角側溶接部

図3-24に溶接の溶込みを考慮しない場合の鋭角側溶接部の極限解析モデルを示す。いま、荷重Pにより溶接部に降伏面が貫通し、領域①がY方向に変位速度Vで変位したときを考える。図3-25にこのときの変位場と応力場を示す。このとき領域①と領域②の境界線の長さ、すなわち、降伏面の長さは、

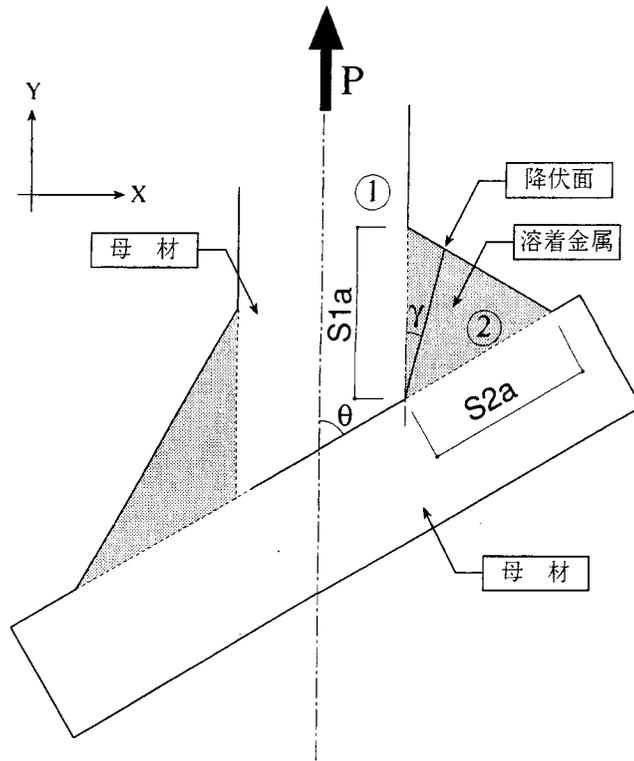
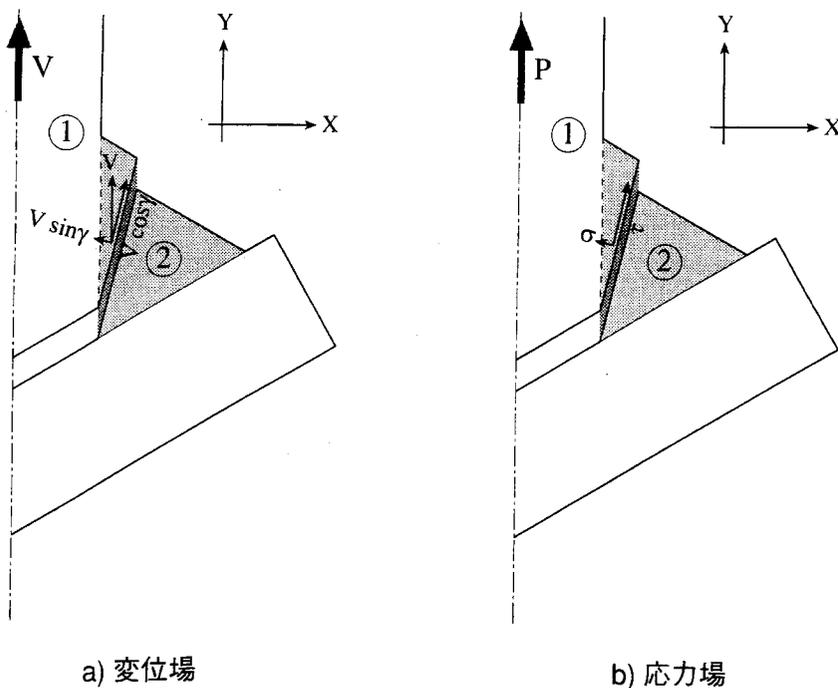


図3-24 斜交継目鋭角側溶接部の極限解析モデル（溶込み無し）



a) 変位場

b) 応力場

図3-25 変位場および応力場

$$\bar{l}_2 = S l_a \cdot \frac{\cos \frac{\theta}{2}}{\cos \left(\frac{\theta}{2} - \gamma \right)} \quad \dots \cdot 3-8)$$

ここで、 $S l_a$ ：鋭角側溶接部の脚長
 θ ：斜交角度

この変位速度の不連続量と不連続線の長さより、内部仕事速度の総和は以下のように求められる。

$$\dot{W} = (\sigma \cdot \sin \gamma + \tau \cdot \cos \gamma) \cdot \frac{\cos \frac{\theta}{2}}{\cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \gamma + \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \gamma} \cdot S l_a \cdot V \quad \dots \cdot 3-9)$$

これに、以下に示す von Mises の降伏条件を適用する。

$$\Phi = \frac{1}{4} \sigma^2 + \tau^2 - k^2 = 0 \quad \dots \cdot 3-10)$$

ここで、 k ：材料の降伏せん断応力度

また、連合流れ則より、応力と変位速度には以下の関係が成り立つ。

$$\begin{aligned} V \cdot \sin \gamma &= \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma} = \frac{1}{2} \cdot \lambda \cdot \sigma \\ V \cdot \cos \gamma &= \frac{\partial \Phi}{\partial \tau} = 2 \cdot \lambda \cdot \tau \end{aligned} \quad \dots \cdot 3-11)$$

ここで、 λ ：正の比例定数

3-10)式および3-11)式を3-9)式に代入し、材料の降伏せん断応力度 k は降伏面が溶着金属内にあるので溶着金属の降伏せん断応力度 w_k と k が等しいとすると内部仕事速度の総和は以下のように表される。

$$\dot{W} = \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma} \cdot \sin \theta}{\sin \gamma \cdot (1 - \cos \theta) + \cos \gamma \cdot \sin \theta} \cdot S l_a \cdot w_k \cdot V \quad \dots \cdot 3-12)$$

これを鋭角側の溶接部に加わる外力 P_a による仕事速度 $P_a \cdot V$ と等値すると、前面斜交隅肉溶接継目の鋭角側溶接部の引張強度 w_{Pa} として次式が得られる。

$$w_{Pa} = \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma} \cdot \sin \theta}{\sin \gamma \cdot (1 - \cos \theta) + \cos \gamma \cdot \sin \theta} \cdot S l_a \cdot w_k \quad \dots \cdot 3-13)$$

この w_{Pa} を最小とする γ は、

$$\tan \gamma = \frac{1 - \cos \theta}{4 \cdot \sin \theta} \text{の時であり、} w_{Pa} \text{は次式となる。}$$

$$w_{Pa} = 2 \cdot \frac{\sqrt{(1 - \cos \theta)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot \sin \theta}{(1 - \cos \theta)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot S l_a \cdot w_k \quad \dots \cdot 3-14)$$

b) 溶着金属強度が母材強度より高い場合

溶着金属強度が母材強度より高い溶接継目の強度は、溶着金属内に降伏面を仮定した場合と溶着金属と母材の境界上に降伏面を仮定した場合について極限解析を行い、それらのうちの小さいほうを溶接継目の引張強度とする。

1) 鈍角側溶接部

溶着金属内に降伏面を仮定する場合は、3-7)式と同一となり、溶着金属内部に降伏面が形成される場合の鈍角側溶接部の引張強度 wPo_I は次式となる。

$$wPo_I = 2 \cdot \frac{\sqrt{(\cos \theta + 1)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta \cdot \sin \theta}}{(\cos \theta + 1)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot S1o \cdot wky \quad \dots \cdot 3-15)$$

溶着金属と母材の境界上に降伏面を仮定する場合は、3-6)式において $\gamma=0^\circ$ となり、 wky は母材の降伏せん断応力度 pky に置換える。これにより得られる溶着金属と母材の境界上に降伏面が形成される場合の溶接継目の引張強度 wPo_B は次式となる。

$$wPo_B = S1o \cdot pky \quad \dots \cdot 3-16)$$

以上より、溶着金属強度が母材強度より高い場合の鈍角側溶接部の引張強度 wPo は3-15)式と3-16)式で得られる値の小さいほうとなる。

$$wPo = \text{Min}(wPo_I, wPo_B) \quad \dots \cdot 3-17)$$

2) 鋭角側溶接部

溶着金属内に降伏面を仮定する場合は、3-14)式と同一となり、溶着金属内部に降伏面が形成される場合の鋭角側溶接部の引張強度 wPa_I は次式となる。

$$wPa_I = 2 \cdot \frac{\sqrt{(1 - \cos \theta)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta \cdot \sin \theta}}{(1 - \cos \theta)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot S1a \cdot wky \quad \dots \cdot 3-18)$$

溶着金属と母材の境界上に降伏面を仮定する場合は、3-13)式において $\gamma=0^\circ$ となり、 wky は母材の降伏せん断応力度 pky に置換える。これにより得られる溶着金属と母材の境界上に降伏面が形成される場合の溶接継目の引張強度 wPa_B は次式となる。

$$wPa_B = S1a \cdot pky \quad \dots \cdot 3-19)$$

以上より、溶着金属強度が母材強度より高い場合の鋭角側溶接部の引張強度 wPa は3-18)式と3-19)式で得られる値の小さいほうとなる。

$$wPa = \text{Min}(wPa_I, wPa_B) \quad \dots \cdot 3-20)$$

3.4.3 溶込み量を考慮した場合

a) 鈍角側溶接部

図3-26に溶込みを考慮した場合の極限解析モデルを示す。図3-27に変位場および応力場を示す。降伏面の長さは以下のように表される。

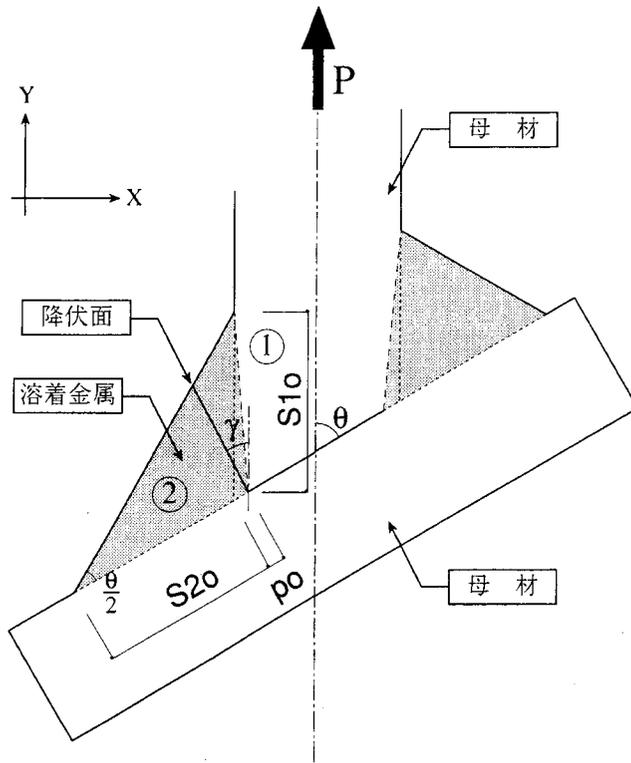
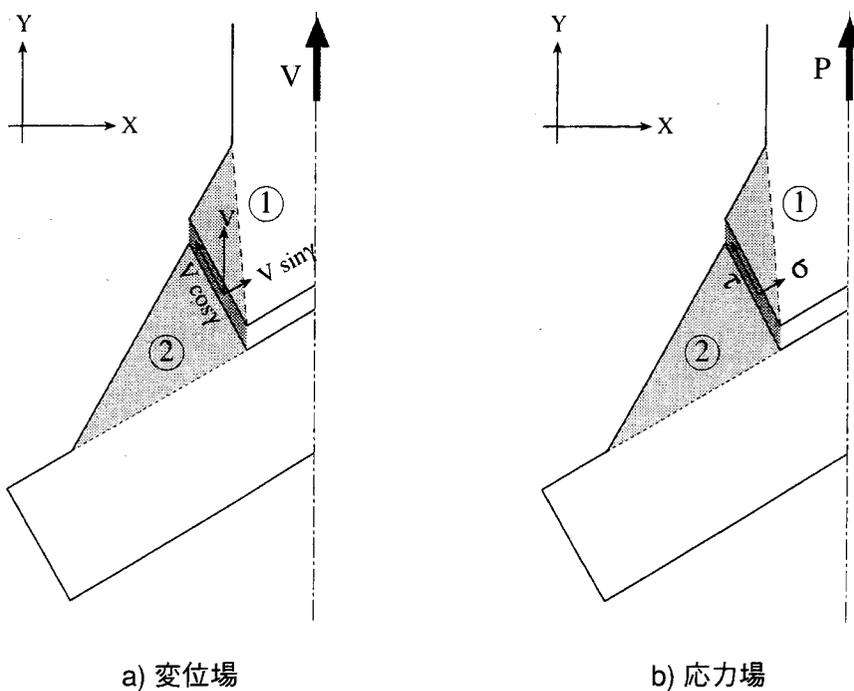


図3-26 斜交継目鈍角側溶接部の極限解析モデル（溶込み有り）



a) 変位場

b) 応力場

図3-27 変位場および応力場

$$\bar{l}_2 = (S_{10} + p_0) \cdot \sin\theta \cdot \frac{1}{\cos\left(\frac{\pi}{2} - \frac{\theta}{2} - \gamma\right)}$$

$$= \frac{\sin\frac{\theta}{2}}{\sin\frac{\theta}{2} \cdot \cos\gamma + \cos\frac{\theta}{2} \cdot \sin\gamma} \cdot (S_{10} + p_0) \quad \dots 3-21)$$

ここで、 S_{10} ：鈍角側溶接部の脚長

p_0 ：鈍角側溶接部の溶込み量

これより得られる内部仕事速度の総和は以下のようになる。

$$\dot{W} = \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2\gamma + \cos^2\gamma} \cdot \sin\theta}{\sin\gamma \cdot (\cos\theta + 1) + \cos\gamma \cdot \sin\theta} \cdot \left(1 + \frac{p_0}{S_{10}}\right) \cdot S_{10} \cdot w_{ky} \cdot V \quad \dots 3-22)$$

これを鈍角側溶接部に加わる外力 P_0 による仕事速度 $P_0 \cdot V$ と等値すると、前面斜交隅肉溶接継目の鈍角側溶接部の引張強度 w_{P_0} として次式が得られる。

$$w_{P_0} = \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2\gamma + \cos^2\gamma} \cdot \sin\theta}{\sin\gamma \cdot (\cos\theta + 1) + \cos\gamma \cdot \sin\theta} \cdot \left(1 + \frac{p_0}{S_{10}}\right) \cdot S_{10} \cdot w_{ky} \quad \dots 3-23)$$

この w_{P_0} を最小とする降伏面の角度 γ は、溶込みのない場合と同様であるが、降伏面は溶着金属内であればならない。したがって、

$$\tan\gamma = \frac{\cos\theta + 1}{4 \cdot \sin\theta} \quad \text{かつ} \quad 0 \leq \frac{p_0}{S_{10}} < \frac{1}{4 - 3 \cdot \cos\theta} \quad \text{のときであり、} \quad w_{P_0} \text{ は次式となる。}$$

$$w_{P_0} = 2 \cdot \frac{\sqrt{(\cos\theta + 1)^2 + 4 \cdot \sin^2\theta} \cdot \sin\theta}{(\cos\theta + 1)^2 + 4 \cdot \sin^2\theta} \cdot \left(1 + \frac{p_0}{S_{10}}\right) \cdot S_{10} \cdot w_{ky} \quad \dots 3-24)$$

溶接の溶込み量が大きくなり、降伏面が溶着金属と母材の境界上に形成される場合は、

$$\tan\gamma = \frac{\frac{p_0}{S_{10}} \sin\theta}{1 - \frac{p_0}{S_{10}} \cos\theta} \quad \text{であり、このときの鈍角側溶接部の引張強度 } w_{P_0B} \text{ は次式となる。}$$

$$w_{P_0B} = \sqrt{\left(4 \cdot \sin^2\theta + \cos^2\theta\right) \cdot \left(\frac{p_0}{S_{10}}\right)^2 - 2 \cdot \frac{p_0}{S_{10}} \cdot \cos\theta + 1} \cdot S_{10} \cdot p_{ky} \quad \dots 3-25)$$

以上の結果、溶着金属と母材強度が等しい場合の鈍角側溶接部の引張強度 w_{P_0} は以下のようになる。

$$0 \leq \frac{p_0}{S_{10}} < \frac{1}{4 - 3 \cdot \cos\theta} \quad \text{のとき}$$

$$w_{P_0} = w_{P_0} \quad \dots 3-26a)$$

$$\frac{1}{4 - 3 \cdot \cos\theta} \leq \frac{p_0}{S_{10}} \quad \text{のとき}$$

$$w_{P_0} = w_{P_0B} \quad \dots 3-26b)$$

溶着金属強度が母材強度より高い場合の鈍角側溶接部の引張強度 w_{P_0} は以下のようになる。

$$0 \leq \frac{p_0}{S_{10}} < \frac{1}{4 - 3 \cdot \cos\theta} \quad \text{のとき}$$

$$w_{P_0} = \text{Min}(w_{P_0}, w_{P_0B}) \quad \dots 3-27a)$$

$$\frac{1}{4 - 3 \cdot \cos\theta} \leq \frac{p_0}{S_{10}} \quad \text{のとき}$$

$$w_{P_0} = w_{P_0B} \quad \dots 3-27b)$$

2) 鋭角側溶接部

図3-28に溶込みを考慮した場合の極限解析モデルを示す。図3-29に変位場および応力場を示す。降伏面の長さは以下のように表される。

$$\bar{l}_2 = (S1a + pa) \cdot \frac{\cos \frac{\theta}{2}}{\cos \left(\frac{\theta}{2} - \gamma \right)} \quad \dots \cdot 3-30)$$

ここで、S1a：鋭角側溶接部の脚長
pa：鋭角側溶接部の溶込み量

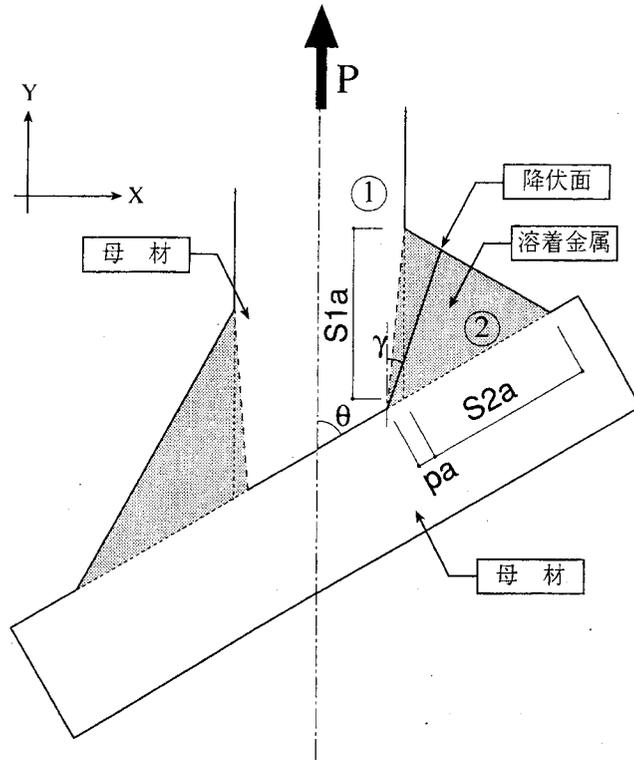


図3-28 斜交継目鋭角側溶接部の極限解析モデル（溶込み有り）

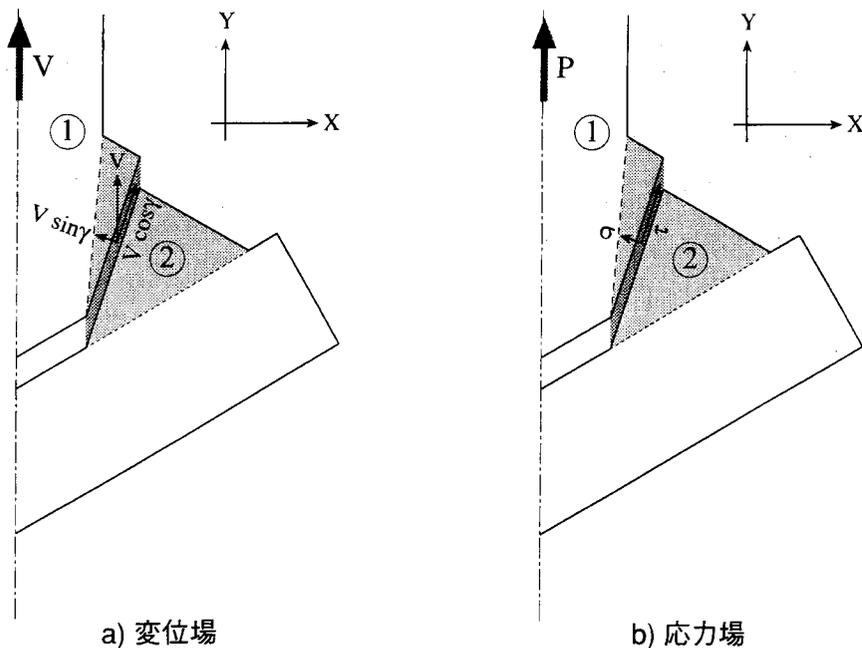


図3-29 変位場および応力場

これより得られる内部仕事速度の総和は以下のように求められる。

$$\dot{W} = \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma} \cdot \sin \theta}{\sin \gamma \cdot (1 - \cos \theta) + \cos \gamma \cdot \sin \theta} \cdot \left(1 + \frac{pa}{S1a}\right) \cdot S1a \cdot wky \cdot V \quad \dots 3-29)$$

これを鋭角側溶接部に加わる外力 Pa による仕事速度 $Pa \cdot V$ と等値すると、前面斜交隅肉溶接継目の鋭角側溶接部の引張強度 wPa として次式が得られる。

$$wPa_1 = \frac{\sqrt{4 \cdot \sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma} \cdot \sin \theta}{\sin \gamma \cdot (1 - \cos \theta) + \cos \gamma \cdot \sin \theta} \cdot \left(1 + \frac{pa}{S1a}\right) \cdot S1a \cdot wky \quad \dots 3-30)$$

この wPa_1 を最小とする降伏面の角度 γ は、溶込みのない場合と同様であるが、降伏面は溶着金属内であればならない。したがって、

$$\tan \gamma = \frac{1 - \cos \theta}{4 \cdot \sin \theta} \quad \text{かつ} \quad 0 \leq \frac{pa}{S1a} < \frac{1}{4 + 3 \cdot \cos \theta} \quad \text{の時であり、} \quad wPa_1 \text{ は以下ようになる。}$$

$$wPa_1 = 2 \cdot \frac{\sqrt{(1 - \cos \theta)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot \sin \theta}{(1 - \cos \theta)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot \left(1 + \frac{pa}{S1a}\right) \cdot S1a \cdot wky \quad \dots 3-31)$$

溶接の溶込み量が大きくなり、降伏面が溶着金属と母材の境界上に形成される場合は、

$$\tan \gamma = \frac{\frac{pa}{S1a} \cdot \sin \theta}{1 + \frac{pa}{S1a} \cdot \cos \theta} \quad \text{であり、このときの鈍角側溶接部の引張強度 } wPa_B \text{ は次式となる。}$$

$$wPa_B = \sqrt{(4 \cdot \sin^2 \theta + \cos^2 \theta) \cdot \left(\frac{pa}{S1a}\right)^2 + 2 \cdot \frac{pa}{S1a} \cdot \cos \theta + 1} \cdot S1a \cdot pky \quad \dots 3-32)$$

以上の結果、溶着金属と母材強度が等しい場合の鋭角側溶接部の引張強度 wPa は以下ようになる。

$$0 \leq \frac{pa}{S1a} < \frac{1}{4 + 3 \cdot \cos \theta} \quad \text{のとき} \\ wPa = wPa_1 \quad \dots 3-33a)$$

$$\frac{1}{4 + 3 \cdot \cos \theta} \leq \frac{pa}{S1a} \quad \text{のとき} \\ wPa = wPa_B \quad \dots 3-33b)$$

溶着金属強度が母材強度より高い場合の鋭角側溶接部の引張強度 wPa は以下ようになる。

$$0 \leq \frac{pa}{S1a} < \frac{1}{4 + 3 \cdot \cos \theta} \quad \text{のとき} \\ wPa = \text{Min}(wPa_1, wPa_B) \quad \dots 3-34a)$$

$$\frac{1}{4 + 3 \cdot \cos \theta} \leq \frac{pa}{S1a} \quad \text{のとき} \\ wPa = wPa_B \quad \dots 3-34b)$$

3.5 極限解析結果と有限要素解析結果の比較

3.4節の極限解析で得られた前面斜交隅肉溶接継目の強度評価式と3.3節で行った前面斜交隅肉溶接継目の有限要素解析結果を比較することで、強度評価式の妥当性を検証する。

表3-9に極限解析結果と有限要素解析結果の比較を示す。有限要素解析における溶接継目の降伏荷重 $_{FEA}Py$ は鈍角側溶接部または鋭角側溶接部の降伏領域が溶接部を貫通したときの荷重とし、図3-15、図3-17および図3-19に◀印で示している。表3-9の有限要素解析結果の降伏面位置に示す「同時」、「鈍角」および「鋭角」は降伏領域が貫通した溶接部を表しており、以下のことを示している。

同時：鈍角側溶接部と鋭角側溶接部の降伏領域がほぼ同時に貫通したモデル

鈍角：鈍角側溶接部の降伏領域が先に貫通したモデル

鋭角：鋭角側溶接部の降伏領域が先に貫通したモデル

また、()内に示す「内部」および「境界」は数値解析において降伏領域が貫通した部位を表しており、以下のことを示している。

内部：溶着金属内部を降伏領域が貫通

境界：母材と溶着金属の境界を降伏領域が貫通

極限解析の結果得られた溶接継目の降伏耐力 wPy は以下に示すように、鈍角側溶接部の降伏耐力 wPo および鋭角側溶接部の降伏耐力 wPa の小さいほうの2倍とした。

$$wPy=2 \cdot \text{Min}(wPo, wPa) \quad \dots 3-35$$

この wPy を決定する降伏面位置を有限要素解析結果と同様に、「同時」、「鈍角」および「鋭角」で示している。

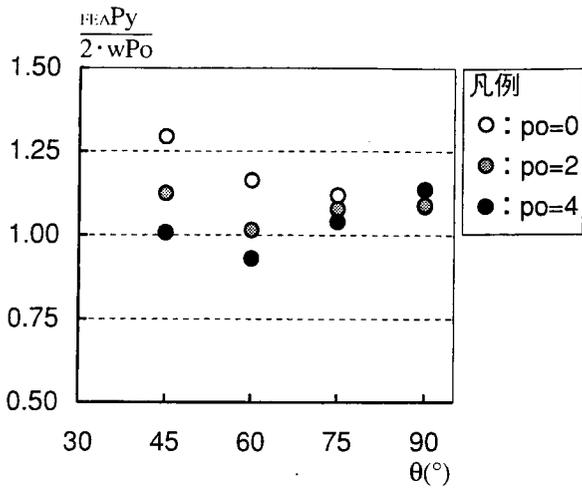
また、有限要素解析結果での降伏荷重が鈍角側溶接部の降伏によりほぼ決定されているので、有限要素解析における破壊モードと一致させるために鈍角側溶接部の降伏耐力を用いた耐力 $2 \cdot wPo$ との比較を行った。鈍角側溶接部の降伏耐力を決定する降伏面位置を「内部」および「境界」で示している。

極限解析の結果、破壊モードは「同時」または「鈍角」であり、破壊モードが「鋭角」となったのは解析モデル36体中6体であった。このことから、極限解析によって得られた破壊モードは有限要素解析結果と概ね一致している。

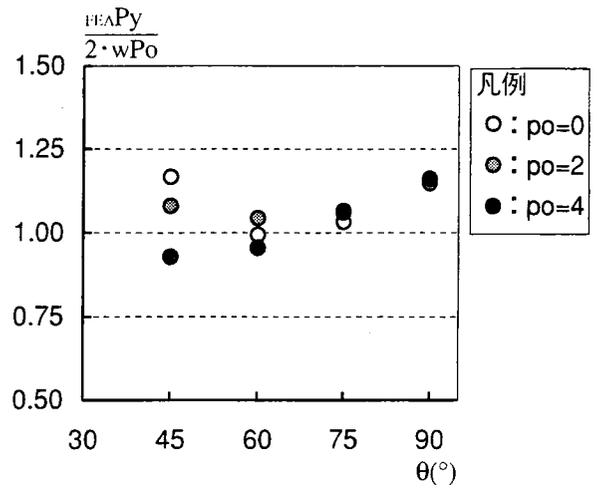
破壊モードを一致させた場合の極限解析結果と有限要素解析結果の比は $_{FEA}Py/(2 \cdot wPo)=0.93 \sim 1.29$ で、平均値 $m=1.07$ および変動係数 $v=0.07$ であり、良い相関関係を示している。図3-30に母材と溶着金属の強度比ごとに斜交角度 θ と $_{FEA}Py/(2 \cdot wPo)$ の関係を示す。同図より、斜交角度 $\theta=45^\circ$ および 60° で若干のばらつきがあるが良い相関関係を示している。

表 3-9 極限解析結果と有限要素解析結果の比較

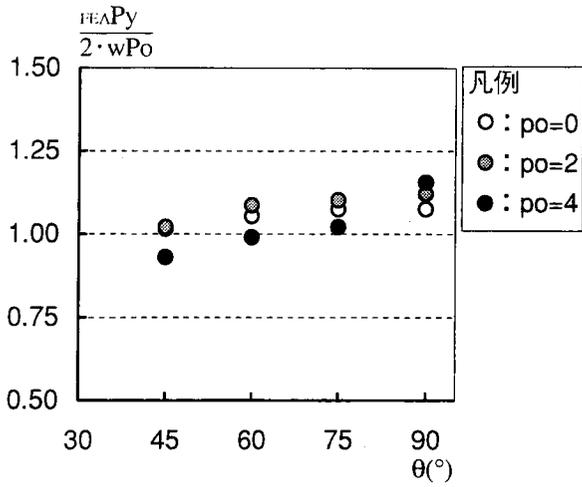
解析モデル	有限要素解析結果		極限解析結果					
	w_{FEA} (kN/mm)	降伏面位置	w_{Py} (kN/mm)	$\frac{w_{FEA}}{w_{Py}}$	降伏面 位置	$2 \cdot w_{Po}$ (kN/mm)	$\frac{w_{FEA}}{2 \cdot w_{Po}}$	降伏面 位置
FT16-9-0.90	3.74	同時 (内部)	3.44	1.09	同時	3.44	1.09	内部
FT16-9-0.75	3.61	鈍角 (内部)	3.22	1.12	鈍角	3.22	1.12	内部
FT16-9-0.60	3.38	鈍角 (内部)	2.91	1.16	鈍角	2.91	1.16	内部
FT16-9-0.45	3.17	鈍角 (内部)	2.45	1.29	鈍角	2.45	1.29	内部
FT16-9-2.90	4.59	同時 (境界)	4.20	1.09	同時	4.20	1.09	内部
FT16-9-2.75	4.25	鈍角 (境界)	3.94	1.08	鈍角	3.94	1.08	内部
FT16-9-2.60	3.61	鈍角 (内部)	3.55	1.02	鈍角	3.55	1.02	内部
FT16-9-2.45	3.37	鈍角 (内部)	3.00	1.13	鈍角	3.00	1.13	内部
FT16-9-4.90	5.85	同時 (境界)	5.14	1.14	同時	5.14	1.14	境界
FT16-9-4.75	4.93	鈍角 (境界)	4.39	1.12	鋭角	4.74	1.04	境界
FT16-9-4.60	3.92	鈍角 (境界)	3.69	1.06	鋭角	4.21	0.93	境界
FT16-9-4.45	3.57	鈍角 (境界)	3.54	1.01	鈍角	3.54	1.01	内部
FT16S9-0.90	2.75	同時 (境界)	2.56	1.07	同時	2.56	1.07	境界
FT16S9-0.75	2.75	同時 (境界)	2.56	1.08	同時	2.56	1.08	境界
FT16S9-0.60	2.69	同時 (境界)	2.56	1.05	同時	2.56	1.05	境界
FT16S9-0.45	2.60	同時 (境界)	2.56	1.02	同時	2.56	1.02	境界
FT16S9-2.90	3.13	同時 (境界)	2.80	1.12	同時	2.80	1.12	境界
FT16S9-2.75	2.92	鈍角 (境界)	2.65	1.10	鈍角	2.65	1.10	境界
FT16S9-2.60	2.69	鈍角 (境界)	2.48	1.09	鈍角	2.48	1.09	境界
FT16S9-2.45	2.35	鈍角 (境界)	2.30	1.02	鈍角	2.30	1.02	境界
FT16S9-4.90	3.96	同時 (境界)	3.42	1.16	同時	3.42	1.16	境界
FT16S9-4.75	3.22	鈍角 (境界)	2.92	1.10	鋭角	3.15	1.02	境界
FT16S9-4.60	2.77	鈍角 (境界)	2.56	1.08	鋭角	2.80	0.99	境界
FT16S9-4.45	2.21	鈍角 (境界)	2.38	0.93	鈍角	2.38	0.93	境界
FT16M9-0.90	4.45	同時 (境界)	3.85	1.16	同時	3.85	1.16	境界
FT16M9-0.75	3.97	鈍角 (境界)	3.85	1.03	同時	3.85	1.03	境界
FT16M9-0.60	3.82	鈍角 (境界)	3.85	0.99	同時	3.85	0.99	境界
FT16M9-0.45	3.83	同時 (内部)	3.28	1.17	鈍角	3.28	1.17	内部
FT16M9-2.90	4.83	同時 (境界)	4.21	1.15	同時	4.21	1.15	境界
FT16M9-2.75	4.23	鈍角 (境界)	3.98	1.06	鈍角	3.98	1.06	境界
FT16M9-2.60	3.89	鈍角 (境界)	3.72	1.05	鈍角	3.72	1.05	境界
FT16M9-2.45	3.74	鈍角 (境界)	3.46	1.08	鈍角	3.46	1.08	境界
FT16M9-4.90	5.98	同時 (境界)	5.14	1.16	同時	5.14	1.16	境界
FT16M9-4.75	5.05	鈍角 (境界)	4.39	1.15	鋭角	4.74	1.07	境界
FT16M9-4.60	4.02	鈍角 (境界)	3.85	1.05	鋭角	4.21	0.96	境界
FT16M9-4.45	3.33	鈍角 (境界)	3.58	0.93	鈍角	3.58	0.93	境界



a) 完全弾塑性体 ($wcy/pcy=1.0$)



b) 母材 SM490A ($wcy/pcy=1.34$)



c) 母材 SS400 ($wcy/pcy=2.01$)

図 3-30 $\frac{FEAPy}{2 \cdot wPo}$ と斜交角度の関係

3.6 極限解析結果と実験結果の比較

3.2節で行った溶接継目の引張実験の結果得られた最大荷重と3.4節で行った極限解析結果を比較し、強度評価式の妥当性を検証する。

供試体溶接部の引張強度の算出は、各供試体について実測した脚長を用い、溶込み量は実験終了後撮影した溶接部の写真より測定した値を用いた。引張強度は鈍角側および鋭角側の溶接部について算出し、いずれかの溶接部が終局強度に達した時の強度を引張強度とした。引張強度は極限解析により得られた強度評価式の降伏せん断応力度を終局せん断応力度、

$$wku = \frac{w \sigma u}{\sqrt{3}}$$

$$pku = \frac{p \sigma u}{\sqrt{3}}$$

に置換えた値を用いた。

また、引張実験において多くの供試体で鈍角側溶接部の破断が先行することが確認され、その他の供試体については鈍角側および鋭角側の溶接部がほぼ同時に破断していることから、前節と同様に、鈍角側溶接部の耐力を用いた引張強度 $2 \cdot wPo$ との比較を行った。

表3-10に極限解析結果と引張実験結果の比較を示す。破壊モードが一致する場合の極限解析結果と引張実験結果の比は $P_{max}/(2 \cdot wPo) = 0.98 \sim 1.30$ で、平均値 $m = 1.17$ および変動係数 $v = 0.08$ であり、ほぼ安全側の評価を与えている。図3-31に溶接部で破断した供試体に関して $P_{max}/(2 \cdot wPo)$ と溶接部因子

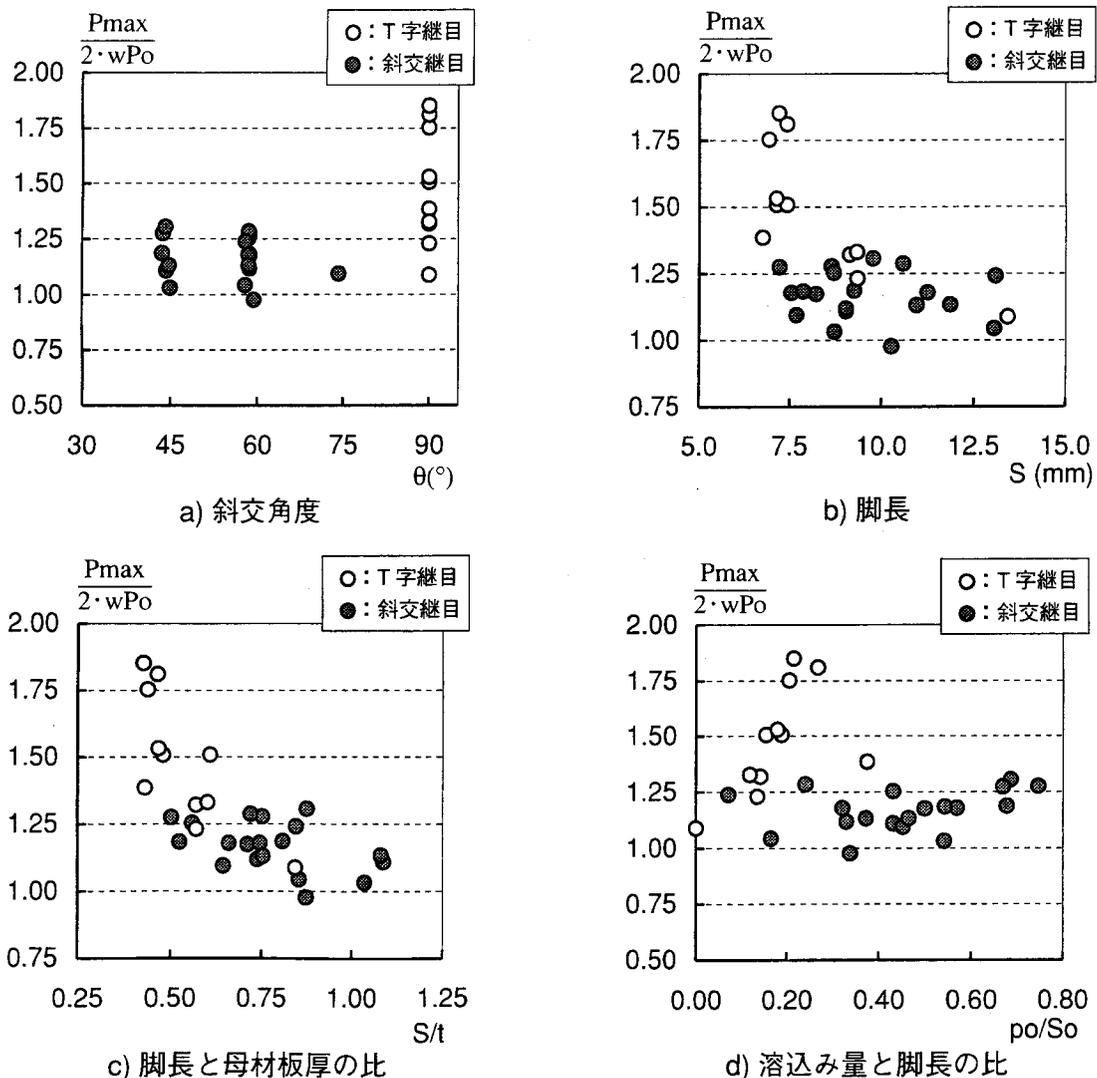


図 3-31 $P_{max}/(2 \cdot wPo)$ と溶接部因子の関係

表 3-10 極限解析結果と引張実験結果の比較

供試体	脚長				溶込み量		Pmax kN/mm	破壊 形式	wPu 破壊面 kN/mm	Pmax wPu	2·wPo 破壊面 kN/mm	γ (°)	Pmax 2·wPo
	S1o (mm)	S2o (mm)	S1a (mm)	S2a (mm)	po (mm)	pa (mm)							
T9M5-75NT	6.5	6.3	6.4	7.0	2.8	1.7	4.57	B	4.78 鈍角	0.96	4.78 境界	25.6	0.96
T9M5-75CT	6.9	7.3	6.8	7.5	2.8	1.7	4.56	B	5.07 鈍角	0.90	5.07 境界	23.3	0.90
T9M5-75ET	7.9	6.8	7.9	8.3	2.8	1.7	4.45	B	5.23 鈍角	0.85	5.23 境界	22.3	0.85
T9M5-60NT	7.0	6.1	8.5	7.9	3.0	0.0	4.56	B	4.40 鈍角	1.04	4.40 境界	27.3	1.04
T9M5-60CT	7.7	7.3	9.6	8.2	3.0	0.0	4.60	B	4.79 鈍角	0.96	4.79 境界	23.5	0.96
T9M5-60ET	6.8	6.6	10.2	9.0	3.0	0.0	4.57	B	4.47 鈍角	1.02	4.47 境界	26.6	1.02
T9M5-45NT	7.6	6.1	11.5	11.0	4.8	1.0	4.58	C	4.70 鈍角	0.97	4.70 境界	44.5	0.97
T9M5-45CT	7.3	7.3	11.9	9.8	3.2	-1.7	4.57	Wo	4.12 鈍角	1.11	4.12 境界	23.7	1.11
T9M5-45ET	7.1	7.1	11.1	9.6	3.9	-1.3	4.45	Wo	4.32 鈍角	1.03	4.32 境界	31.9	1.03
T12M5-75NT	6.3	6.5	7.1	7.2	2.9	1.1	6.45	C	4.86 鋭角	1.33	4.93 境界	26.0	1.31
T12M5-75CT	8.3	7.8	7.8	8.0	2.8	1.0	6.54	C	5.28 鋭角	1.24	5.67 境界	20.4	1.15
T12M5-75ET	7.8	6.8	8.0	8.2	3.3	0.3	6.20	W	5.16 鋭角	1.20	5.67 境界	26.5	1.09
T12M5-60NT	7.6	6.5	8.5	7.7	4.0	0.0	6.27	Wo	5.09 鋭角	1.23	5.32 境界	34.6	1.18
T12M5-60CT	8.1	8.9	9.9	9.3	2.8	-0.3	6.00	W	5.37 鈍角	1.12	5.37 境界	18.8	1.12
T12M5-60ET	7.6	6.5	9.8	9.2	3.5	-0.6	5.86	Wo	4.99 鈍角	1.17	4.99 境界	30.0	1.17
T12M5-45NT	7.4	5.2	11.6	10.4	4.7	-2.0	5.72	W	4.48 鈍角	1.28	4.48 境界	48.2	1.28
T12M5-45CT	8.9	6.2	11.5	10.6	5.1	-1.9	5.98	Wo	5.04 鈍角	1.19	5.04 境界	42.5	1.19
T12M5-45ET	8.4	5.0	13.6	12.1	4.6	-4.6	5.96	Wo	4.57 鈍角	1.30	4.57 境界	43.3	1.30
T12M9-75NT	7.3	6.8	10.9	9.8	2.5	0.8	6.39	C	5.03 鈍角	1.27	5.03 境界	20.8	1.27
T12M9-75CT	8.4	7.8	12.3	10.0	2.5	0.8	6.44	C	5.56 鈍角	1.16	5.56 境界	18.1	1.16
T12M9-75ET	8.0	7.0	11.6	10.5	2.5	0.8	6.41	C	5.28 鈍角	1.21	5.28 境界	19.4	1.21
T12M9-60NT	9.5	10.5	11.3	9.4	3.0	-0.3	6.36	C	6.24 鈍角	1.02	6.24 境界	16.9	1.02
T12M9-60CT	9.4	10.1	12.3	9.9	2.4	-0.9	6.36	C	5.96 鈍角	1.07	5.96 境界	13.6	1.07
T12M9-60ET	10.9	9.3	10.3	10.8	3.4	0.0	6.27	Wo	6.42 鈍角	0.98	6.42 境界	19.4	0.98
T12M9-45NT	11.1	7.8	15.1	13.5	4.4	-4.5	6.32	W	5.58 鈍角	1.13	5.58 境界	26.1	1.13
T12M9-45CT	11.3	8.2	15.0	14.8	3.4	-5.7	6.46	C	5.51 鈍角	1.17	5.51 境界	17.7	1.17
T12M9-45ET	11.3	6.7	16.7	15.3	5.2	-6.1	6.44	C	5.71 鈍角	1.13	5.71 境界	34.8	1.13
T16M5-60NT	7.0	5.3	8.8	7.9	4.1	0.7	6.44	Wo	5.06 鈍角	1.27	5.06 境界	41.2	1.27
T16M5-60CT	7.3	7.8	10.3	9.6	3.3	0.0	6.31	Wo	5.04 鈍角	1.25	5.04 境界	25.4	1.25
T16M5-60ET	7.0	6.3	9.5	8.8	3.6	0.2	5.75	Wo	4.86 鈍角	1.18	4.86 境界	32.9	1.18
T16M9-60NT	11.3	9.5	11.3	10.4	2.5	-0.7	8.07	W	6.28 鈍角	1.29	6.28 境界	13.2	1.29
T16M9-60CT	10.3	10.0	13.0	11.8	3.3	-1.6	7.44	W	6.32 鈍角	1.18	6.32 境界	18.2	1.18
T16M9-60ET	11.4	9.0	12.3	11.2	3.8	-1.9	7.41	W	6.21 鋭角	1.19	6.55 境界	21.6	1.13
T16M12-60NT	12.7	13.0	13.6	11.9	2.4	-2.5	8.45	C	6.40 鋭角	1.32	7.42 内部	24.3	1.14
T16M12-60CT	12.0	13.5	14.6	12.3	0.9	-1.1	8.27	Wo	6.67 鈍角	1.24	6.67 内部	24.3	1.24
T16M12-60ET	13.4	12.8	13.4	12.7	2.2	-3.5	7.76	Wo	5.99 鋭角	1.30	7.44 内部	24.3	1.04

の関係を示す。図中には第2章で行った前面T字隅肉溶接継目の実験結果も合わせて示している。同図より、斜交継目の結果はT字継目の結果に比べばらつきが小さくなっている。これは、T字継目の引張実験では母材鋼種がSS400材とSM490A材であり、母材鋼種がSS400材の供試体の実験結果を強度評価式が過小評価する結果になったのに対し、斜交継目の引張実験では母材鋼種がSM490A材のみであり結果のばらつきが小さくなったと考えられる。

第2章6節で行ったT字継目の強度評価と同様に、極限解析において溶着金属と母材の境界に破壊面を仮定する場合にも、母材強度ではなく溶着金属強度を用いて強度評価を行った結果を表3-11に示し、図3-32にその結果得られた $P_{max}/(2 \cdot wPo)$ と溶接部因子の関係を示す。

この結果、斜交継目およびT字継目の結果に対してもばらつきが小さくなっている。斜交継目に関しては、極限解析結果と引張実験結果の比は $P_{max}/(2 \cdot wPo) = 0.85 \sim 1.24$ で、平均値 $m = 1.03$ および変動係数 $v = 0.09$ であり、おおむね良い相関関係を示している。

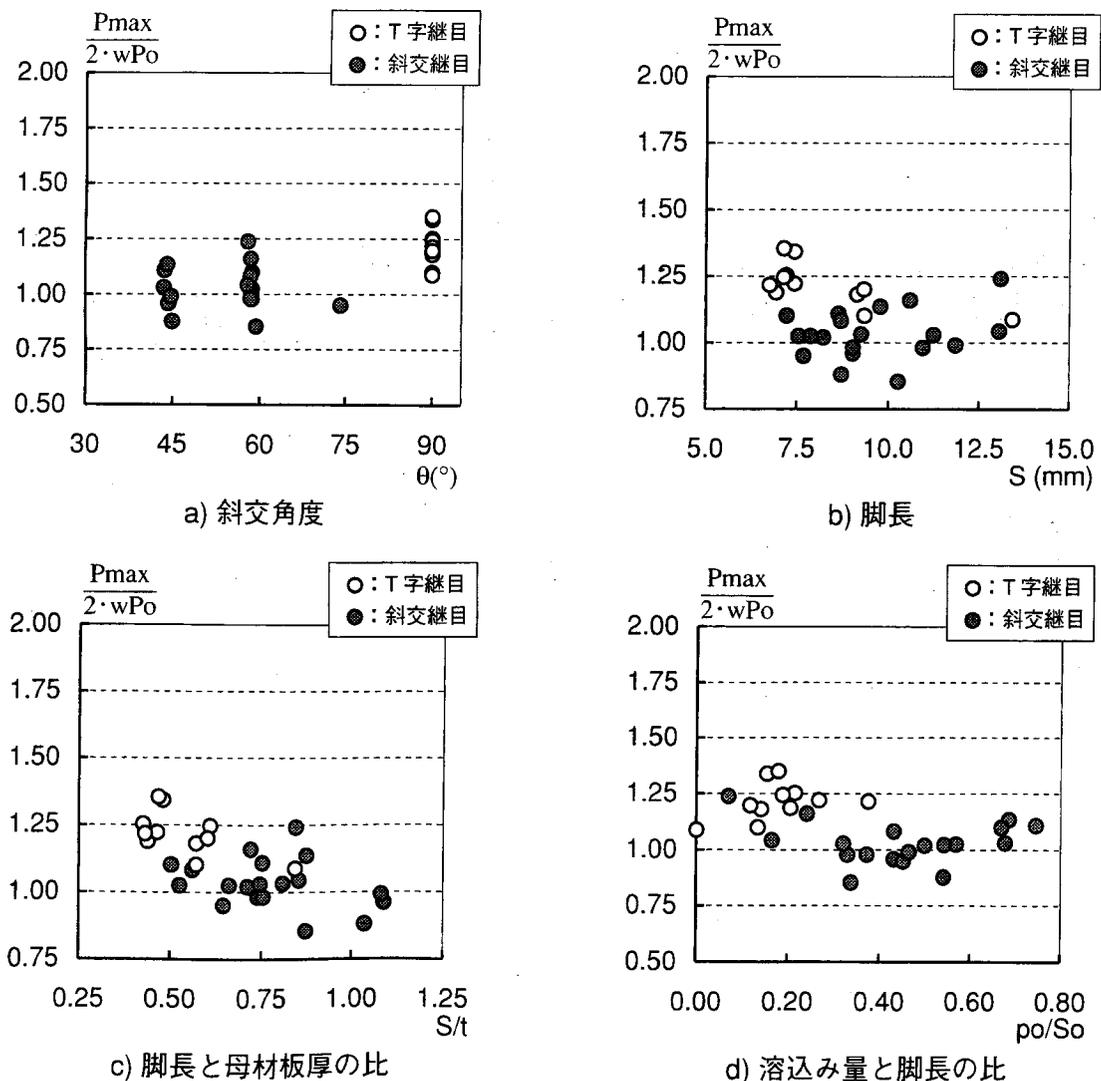


図3-32 溶着金属強度を用いた場合の $P_{max}/(2 \cdot wPo)$ と溶接部因子の関係

表 3-11 溶着金属強度を用いた場合の極限解析結果と引張実験結果の比較

供試体	脚長				溶込み量		Pmax kN/mm	破壊 形式	wPu kN/mm	破壊面	Pmax wPu	2·wPo kN/mm	破壊面	γ (°)	Pmax 2·wPo
	S1o (mm)	S2o (mm)	S1a (mm)	S2a (mm)	po (mm)	pa (mm)									
T9M5-75NT	6.5	6.3	6.4	7.0	2.8	1.7	4.57	B	5.61	鈍角	0.81	5.61	境界	25.6	0.81
T9M5-75CT	6.9	7.3	6.8	7.5	2.8	1.7	4.56	B	5.95	鈍角	0.77	5.95	境界	23.3	0.77
T9M5-75ET	7.9	6.8	7.9	8.3	2.8	1.7	4.45	B	6.13	鈍角	0.72	6.13	境界	22.3	0.72
T9M5-60NT	7.0	6.1	8.5	7.9	3.0	0.0	4.56	B	5.17	鈍角	0.88	5.17	境界	27.3	0.88
T9M5-60CT	7.7	7.3	9.6	8.2	3.0	0.0	4.60	B	5.63	鈍角	0.82	5.63	内部	24.3	0.82
T9M5-60ET	6.8	6.6	10.2	9.0	3.0	0.0	4.57	B	5.24	鈍角	0.87	5.24	境界	26.6	0.87
T9M5-45NT	7.6	6.1	11.5	11.0	4.8	1.0	4.58	C	5.51	鈍角	0.83	5.51	境界	44.5	0.83
T9M5-45CT	7.3	7.3	11.9	9.8	3.2	-1.7	4.57	Wo	4.77	鈍角	0.96	4.77	内部	31.6	0.96
T9M5-45ET	7.1	7.1	11.1	9.6	3.9	-1.3	4.45	Wo	5.07	鈍角	0.88	5.07	境界	31.9	0.88
T12M5-75NT	6.3	6.5	7.1	7.2	2.9	1.1	6.45	C	5.57	鋭角	1.16	5.67	境界	26.0	1.14
T12M5-75CT	8.3	7.8	7.8	8.0	2.8	1.0	6.54	C	6.03	鋭角	1.08	6.52	境界	20.4	1.00
T12M5-75ET	7.8	6.8	8.0	8.2	3.3	0.3	6.20	W	5.66	鋭角	1.10	6.53	境界	26.5	0.95
T12M5-60NT	7.6	6.5	8.5	7.7	4.0	0.0	6.27	Wo	5.64	鋭角	1.11	6.12	境界	34.6	1.02
T12M5-60CT	8.1	8.9	9.9	9.3	2.8	-0.3	6.00	W	6.13	鈍角	0.98	6.13	内部	23.9	0.98
T12M5-60ET	7.6	6.5	9.8	9.2	3.5	-0.6	5.86	Wo	5.74	鈍角	1.02	5.74	境界	30.0	1.02
T12M5-45NT	7.4	5.2	11.6	10.4	4.7	-2.0	5.72	W	5.16	鈍角	1.11	5.16	境界	48.2	1.11
T12M5-45CT	8.9	6.2	11.5	10.6	5.1	-1.9	5.98	Wo	5.80	鈍角	1.03	5.80	境界	42.5	1.03
T12M5-45ET	8.4	5.0	13.6	12.1	4.6	-4.6	5.96	Wo	5.25	鈍角	1.13	5.25	境界	43.3	1.13
T12M9-75NT	7.3	6.8	10.9	9.8	2.5	0.8	6.39	C	5.78	鈍角	1.10	5.78	境界	20.8	1.10
T12M9-75CT	8.4	7.8	12.3	10.0	2.5	0.8	6.44	C	6.40	鈍角	1.01	6.40	内部	18.1	1.01
T12M9-75ET	8.0	7.0	11.6	10.5	2.5	0.8	6.41	C	6.07	鈍角	1.06	6.07	境界	19.4	1.06
T12M9-60NT	9.5	10.5	11.3	9.4	3.0	-0.3	6.36	C	7.03	鋭角	0.90	7.06	内部	23.8	0.90
T12M9-60CT	9.4	10.1	12.3	9.9	2.4	-0.9	6.36	C	6.60	鈍角	0.96	6.60	内部	23.8	0.96
T12M9-60ET	10.9	9.3	10.3	10.8	3.4	0.0	6.27	Wo	7.34	鋭角	0.85	7.34	内部	23.6	0.85
T12M9-45NT	11.1	7.8	15.1	13.5	4.4	-4.5	5.32	W	6.38	鈍角	0.99	6.38	内部	31.3	0.99
T12M9-45CT	11.3	8.2	15.0	14.8	3.4	-5.7	6.46	C	6.02	鈍角	1.07	6.02	内部	31.4	1.07
T12M9-45ET	11.3	6.7	16.7	15.3	5.2	-6.1	6.44	C	6.57	鈍角	0.98	6.57	境界	34.8	0.98
T16M5-60NT	7.0	5.3	8.8	7.9	4.1	0.7	6.44	Wo	5.85	鈍角	1.10	5.85	境界	41.2	1.10
T16M5-60CT	7.3	7.8	10.3	9.6	3.3	0.0	6.31	Wo	5.83	鈍角	1.08	5.83	境界	25.4	1.08
T16M5-60ET	7.0	6.3	9.5	8.8	3.6	0.2	5.75	Wo	5.63	鈍角	1.02	5.63	境界	32.9	1.02
T16M9-60NT	11.3	9.5	11.3	10.4	2.5	-0.7	8.07	W	6.96	鈍角	1.16	6.96	内部	24.1	1.16
T16M9-60CT	10.3	10.0	13.0	11.8	3.3	-1.6	7.44	W	7.23	鈍角	1.03	7.23	内部	24.1	1.03
T16M9-60ET	11.4	9.0	12.3	11.2	3.8	-1.9	7.41	W	6.91	鋭角	1.07	7.56	内部	24.1	0.98
T16M12-60NT	12.7	13.0	13.6	11.9	2.4	-2.5	8.45	C	6.47	鋭角	1.31	7.42	内部	24.3	1.14
T16M12-60CT	12.0	13.5	14.6	12.3	0.9	-1.1	8.27	Wo	6.67	鈍角	1.24	6.67	内部	24.3	1.24
T16M12-60ET	13.4	12.8	13.4	12.7	2.2	-3.5	7.76	Wo	6.06	鋭角	1.28	7.44	内部	24.3	1.04

3.7 まとめ

本章では、前面斜交隅肉溶接継目に対する引張実験、弾塑性有限要素解析および極限解析を行い、以下のことが明かとなった。

- (1) マクロ試験の結果、斜交角度が小さくなると鈍角側溶接部では溶込み量が増加し、鋭角側溶接部では溶込み量が減少する傾向がみられた。鋭角側溶接部では斜交角度が45°の場合、溶接のルート部に溶込み不足が確認された。
- (2) 引張実験の結果、溶接部の破断は鈍角側溶接部で先行するケースが多く、その破断面は溶接部の最小の断面方向ではなく溶接のルートと止端を結ぶ線上となることが明かとなった。
- (3) 平面歪要素を用いた有限要素解析により、降伏領域の進展は鈍角側溶接部で先行すること、母材強度と溶着金属強度が等しい場合は降伏領域が溶着金属内部を貫通し、溶着金属強度が高い場合は溶着金属と母材の境界上を降伏領域が進展することが明かとなった。
- (4) 極限解析の手法に基づき得られた隅肉溶接継目の強度式は、引張を受ける前面斜交隅肉溶接継目の適切な評価式となっている。

[参考文献]

- 3.1) 瀧澤章三：建築鉄骨における特異なすみ肉溶接継手の強度に関する研究，大阪大学博士論文，昭和45年12月
- 3.2) Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc. : ABAQUS Version 5.5

第4章 隅肉溶接による柱梁接合部の耐力評価

4.1 まえがき

本章では、隅肉溶接を用いた柱梁接合部の耐力評価を行う。まず、4.2節において、隅肉溶接を用いた柱梁接合部を対象とした実大実験を行い、エンドプレート形式の柱梁接合部に隅肉溶接を用いた場合の強度および変形能力について実験的に検討する。

4.3節では、第2章で得られた隅肉溶接継目の耐力式を用い、実験結果と比較することで耐力式の妥当性を検証する。

4.4節では、柱梁接合部を対象とした弾塑性有限要素解析を行い、接合部強度に与える各因子の影響を詳細に検討する。

4.2 柱梁接合部の実大実験

4.2.1 供試体

実験で用いた供試体は図4-1に示すように、エンドプレートにH形断面梁が溶接された片持梁形式のものである。表4-1に供試体諸元を示す。変化させたパラメータは梁フランジの板厚($t_f=16, 12, 9\text{mm}$)、梁フランジ幅厚比($b/2t_f=8.3, 5.3$)、梁鋼種(SM490A, SS400)、隅肉サイズ($S=12, 9, 5\text{mm}$)、エンドプレート厚($t_e=32, 28\text{mm}$; SM490A)、载荷形式(単調, 漸増, 定変位)である。供試体名は以下のルールに基づいている。

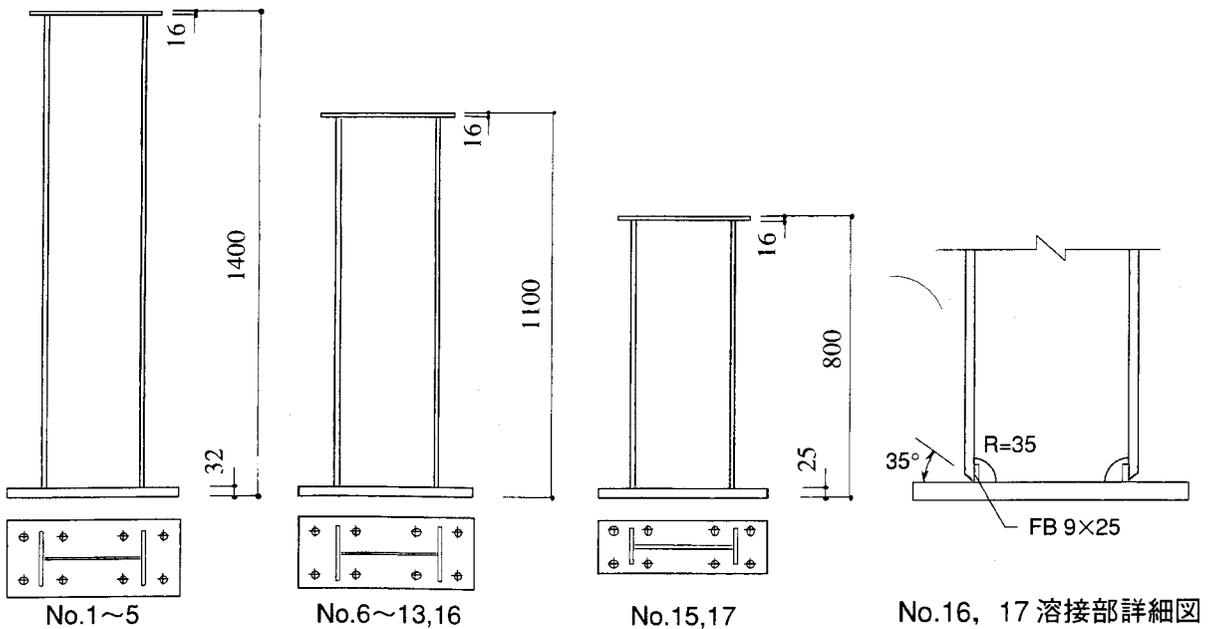
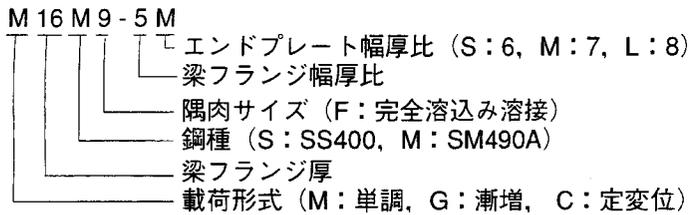


図4-1 供試体

本実験では第2章における隅肉溶接継目の引張実験結果を参考に、仕口溶接部の破断を狙って鋼種、フランジ板厚、隅肉サイズの組合わせを決定している。また、比較のため、フランジ板厚12mmと9mmについては、スカッパを設けた裏当金方式の梁フランジ完全溶込み溶接の供試体(No.16, 17)も用意した。

エンドプレート(SM490A)および高力ボルト(F10T-M20, M22, M24)はすべての供試体について文献4.1)の設計式を用いて保有耐力接合の条件を満足させるように設計されている。ウェブの隅肉溶接はサイズ5mmを目標とした。なお、横座屈による早期の破壊を防ぐため、H形断面梁の断面形状に応じて、梁長さを変化させている。

溶接はCO₂半自動アーク溶接により等脚隅肉溶接となるように、図4-2に示すように供試体を水平面に対し45°に設置して梁フランジ外側、内側および梁ウェブの溶接を施し、その後フランジ端部に回し溶接を施している。溶接はすべて1パスで行っている。使用した溶接ワイヤーはJIS Z3312 YGW11

表 4-1 供試体諸元

No.	供試体名	梁材	鋼種	隅肉 サイズ	S/ft	エンドプレート	载荷形式
1	G16M12-5M	H-300×150×6×16	SM490A	12	0.75	500×220×32	漸増交番
2	M16M9-5M			9	0.56		単調
3	G16M9-5M						漸増交番
4	C16M9-5M						定変位交番
5	G16M5-5M			5	0.31		漸増交番
6	M12M9-6S	H-300×150×6×12	SS400	9	0.75	500×200×32	単調
7	G12M9-6S						漸増交番
8	C12M9-6S			500×200×28	定変位交番		
9	G12M9-6M				漸増交番		
10	G12S5-6S	H-300×150×6×9	SM490A	5	0.42	500×200×32	単調
11	M12M5-6S						漸増交番
12	G12M5-6S						定変位交番
13	C12M5-6S	H-300×100×6×9	SM490A	5	0.56	500×200×25	漸増交番
14	G9M5-8L						
15	G9M5-6S	H-300×150×6×12	完全溶込み 溶接	5	0.56	500×200×32	漸増交番
16	G12MF-6S	H-300×100×6×9					
17	G9MF-6S						

表 4-2 溶接条件

No.	供試体	電流(A)		電圧 (V)
		フランジ	ウェブ	
1	G16M12-5M	277	296	38
2	M16M9-5M	299	318	
3	G16M9-5M	310	289	
4	C16M9-5M	318	301	
5	G16M5-5M	261	263	
6	M12M9-6S	303	308	38
7	G12M9-6S	300	301	
8	C12M9-6S	318	308	
9	G12M9-6M	284	310	
10	G12S5-6S	271	273	38
11	M12M5-6S	256	260	
12	G12M5-6S	258	252	
13	C12M5-6S	264	259	
14	G9M5-8L	258	271	
15	G9M5-6S	273	274	38
16	G12MF-6S	317	299	
17	G9MF-6S	298	307	

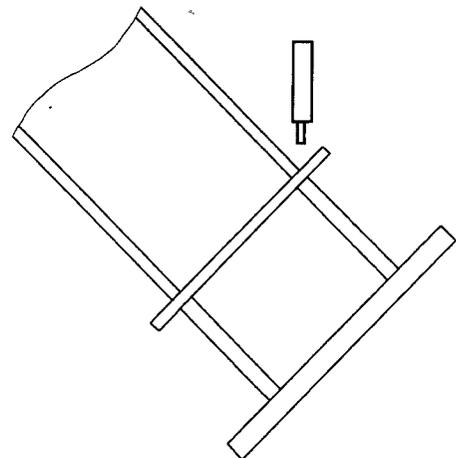


図 4-2 溶接姿勢

で径はφ1.2である。溶接条件を表4-2に示す。なお、溶接部の外観検査および脚長の測定は行ったが、内部欠陥については特に調査していない。

4.2.2 材料の機械的性質

梁材に使用した鋼材および溶着金属の機械的性質を表4-3に示す。母材および溶着金属の応力度－歪関係の例を図4-3に示す。溶着金属の機械的性質については図4-4に示すように、供試体と同一の溶接ワイヤーを使用し、同一の溶接条件で施工した供試体の溶接部から、JIS 14A号小型引張試験片を採取して行った引張試験の結果である。

表 4-3 材料の機械的性質

試験体		σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ_u (%)	EL. (%)
母材	SS400 R 6	299	423	20以上	41.6
		296	449	20以上	47.4
	SM490A R 6	363	482	17.8	37.0
		370	539	19.1	34.7
		350	505	20以上	42.4
		370	539	20以上	37.8
溶着金属	SS400 S=9	479	601	12.3	27.9
	SM490A S=9	511	628	11.9	24.9
		S=12	433	570	13.3

σ_y ：下降伏点， σ_u ：引張強さ， ϵ_u ：一様伸び，EL.：破断伸び

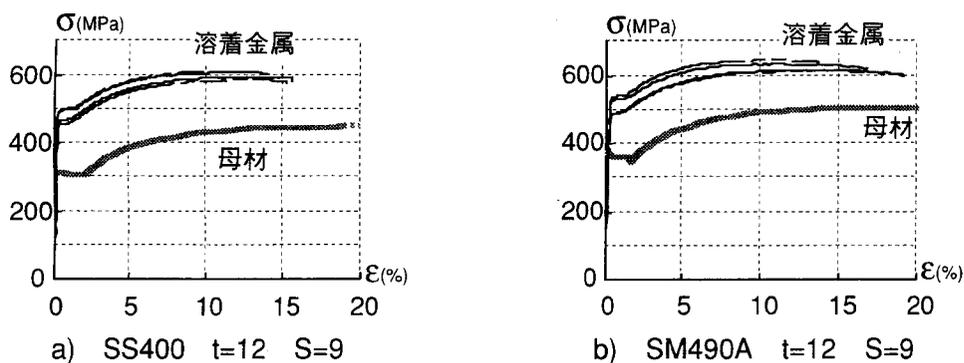


図 4-3 応力度－歪関係

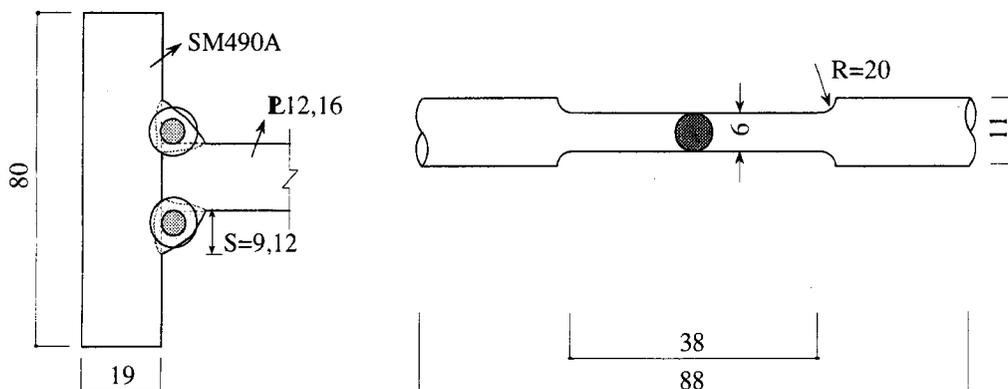


図 4-4 JIS 14A号小型引張試験片

4.2.3 載荷方法

載荷は、図4-5に示すように梁の先端に油圧ジャッキを用いて加力する形式である。載荷履歴による破壊形式、変形能力の相違を調べるため、一方向の単調載荷、図4-6に示す梁の変形角1/100ごとに2サイクルの漸増交番載荷、梁の変形角2/100での定変位交番載荷の3種類の載荷方法を用いた。

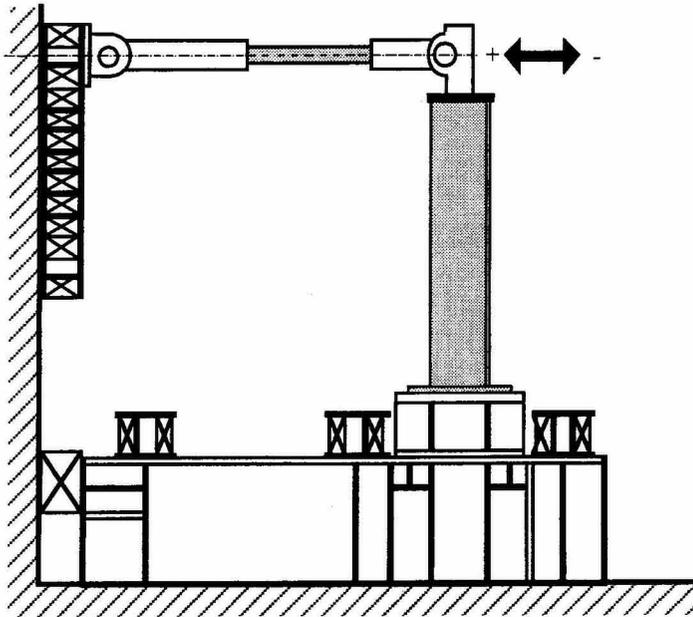


図4-5 載荷方法

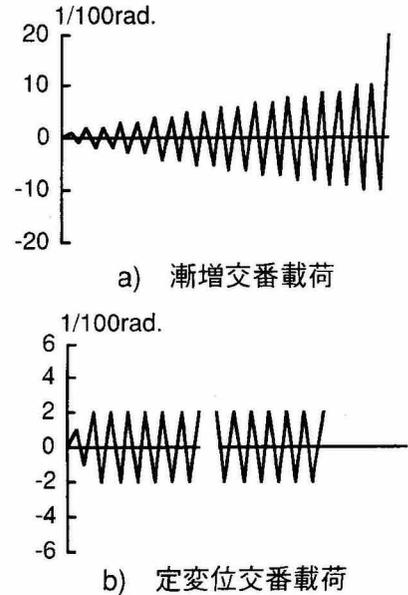


図4-6 載荷プログラム

4.2.4 実験結果

各供試体の荷重-変形関係を図4-7に示す。ここで荷重 M は梁端のモーメントで、変形 θ は梁の変形角を示す。それぞれ、梁の実測降伏点を用いた全塑性モーメント M_p および M_p に対応する弾性回転角 θ_p で無次元化している。表4-4に実験結果の一覧を示す。表中の η_a は破壊側の履歴ループより得られる累積塑性変形倍率、 μ_{max} は塑性変形倍率の最大値であり、図4-8に示すように定義される。写真4-1に破壊状況の例を示す。

表4-4 実験結果一覧

No.	供試体	M_{max} (kN·m)	M_{max} M_p	破壊 サイクル	η_a	μ_{max}	破壊 モード
1	G16M12-5M	392	1.36	-8	20.0	4.6	W
2	M16M9-5M	451	1.55	—	12.8	12.8	L
3	G16M9-5M	386	1.33	-8	19.3	4.5	W
4	C16M9-5M	334	1.17	+20	20.4	1.2	W
5	G16M5-5M	347	1.20	-4	2.4	1.8	W
6	M12M9-6S	320	1.46	—	11.7	11.7	L
7	G12M9-6S	312	1.42	-8	31.6	8.0	L
8	C12M9-6S	285	1.29	-65	139.8	2.3	W
9	G12M9-6M	318	1.44	-7	32.0	9.4	L
10	G12S5-6S	270	1.45	-7	26.5	8.3	W
11	M12M5-6S	326	1.47	—	6.9	6.9	W
12	G12M5-6S	307	1.38	-5	11.4	3.9	W
13	C12M5-6S	284	1.28	-4	6.9	2.2	W
14	G9M5-8L	245	1.23	+5	11.5	4.8	L
15	G9M5-6S	193	1.30	-4	15.5	7.1	W
16	G12MF-6S	308	1.42	+7	13.4	5.4	F
17	G9MF-6S	183	1.24	+5	12.7	7.5	F

W: 溶接部破断, L: 局部座屈, F: フランジ破断

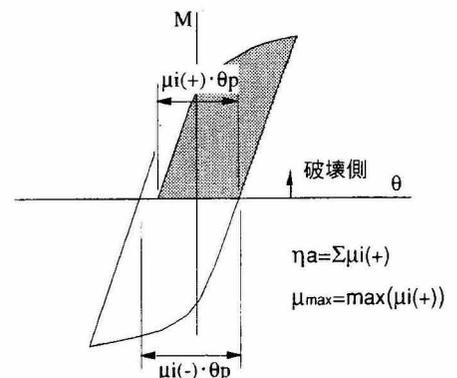


図4-8 η_a , μ_{max} の定義

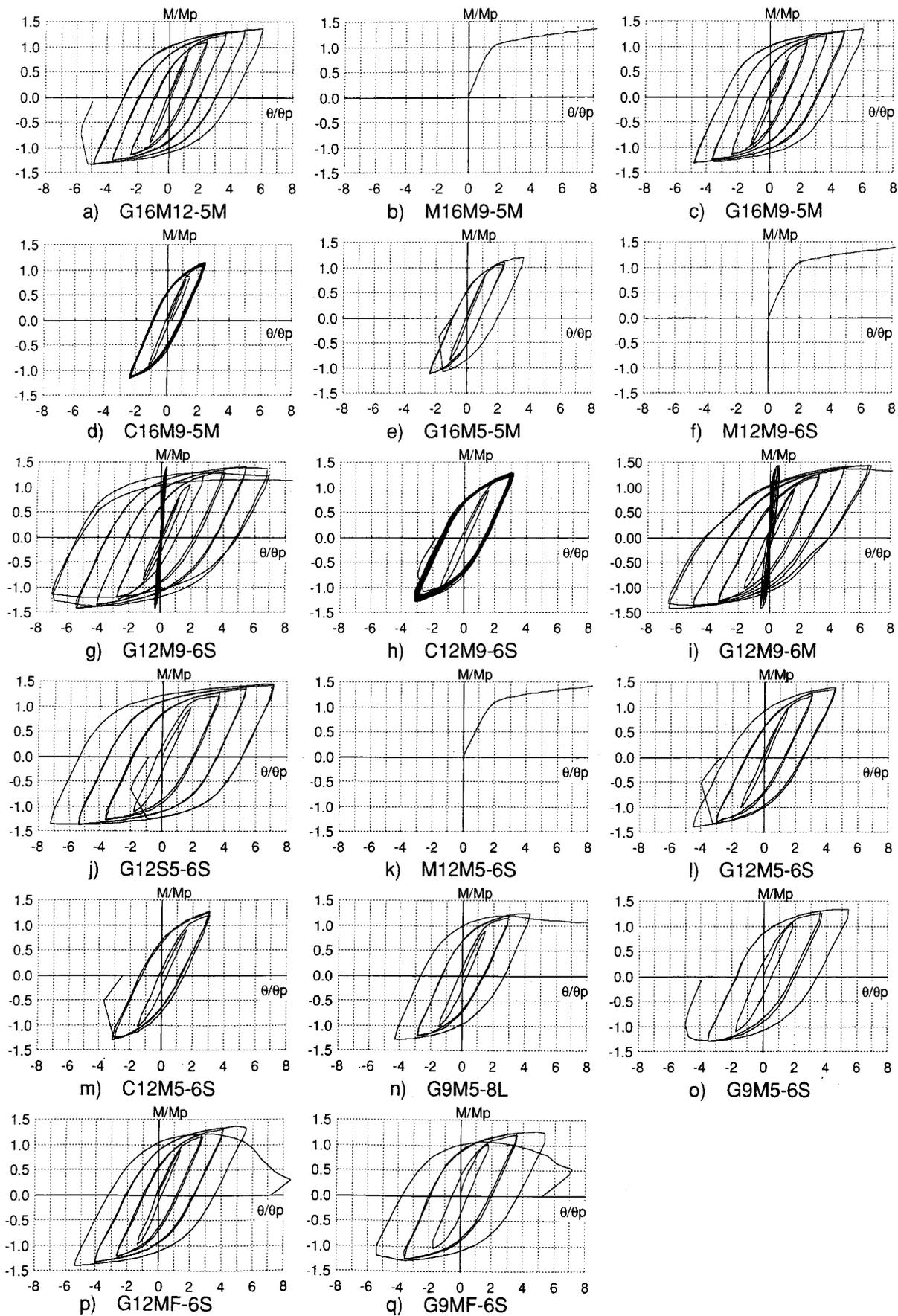


図 4-7 荷重—変形関係

a) 荷重方法の影響

隅肉サイズ S と梁フランジ板厚 t_f の比が $S/t_f=0.75$ で、実用される S/t_f の値に近い場合(No.6～8)は、単調荷重では梁フランジでの局部座屈で耐力が決定したのに対し、漸増荷重では梁フランジの局部座屈、定変位荷重では溶接部の破断で最大耐力は決定した。ただし、定変位荷重では65回の繰返し荷重に耐え、破壊した側の累積塑性変形倍率 η_a は漸増荷重の4倍以上で、十分な強度と変形能力を有している。

$S/t_f=0.56$ の場合(No.2～4)は単調荷重では梁フランジの局部座屈で最大耐力が決定したものが、繰返し荷重とすることにより、いずれも溶接部が破断した。ただし、漸増荷重の場合は $\eta_a \approx 20$ で、かつ十分な強度を有している。 $S/t_f=0.42$ の場合(No.11～13)は、いずれの荷重方法でも溶接部で破断しており変形能力は乏しい。

b) 隅肉サイズの影響

漸増荷重の場合、 $S/t_f=0.75$ (No.1)および 0.56 (No.3)では $\theta=5/100$ で溶接部が破断し $\eta_a \approx 20$ で、かつ十分な強度を有しているが、 $S/t_f=0.31$ (No.5)では $\theta=3/100$ で破断し変形能力は乏しい。

定変位荷重では、 $S/t_f=0.75$ (No.8)および 0.42 (No.13)の場合とも溶接部が破断したが、隅肉サイズが小さい場合(No.13)は変形能力の乏しい接合部となった。

なお、単調荷重時では $S/t_f=0.42$ の場合(No.11)でも $M_{max}/M_p=1.47$ であり、最終的には梁フランジの局部座屈も観察されている。

c) 梁フランジ幅厚比の影響

梁フランジ幅厚比が $b/2t_f=5.5$ で $S/t_f=0.56$ の場合(No.15)は漸増荷重により $\theta=3/100$ で溶接部が破断したが、 $b/2t_f=8.3$ の場合(No.14)は $S/t_f=0.56$ でも梁フランジの局部座屈で耐力は決定し、溶接部のき裂は観察されなかった。

d) 鋼種による影響

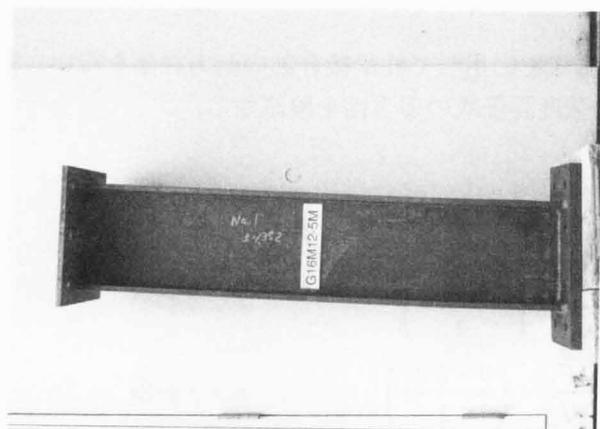
梁鋼種がSM490Aの場合(No.12)は $S/t_f=0.42$ では溶接部が破断し変形能力は乏しい。一方、母材がSS400の場合(No.10)は最終的には溶接部が破断したが梁フランジの局部座屈も観察され、累積塑性変形倍率は $\eta_a=26.5$ であった。

e) エンドプレートの影響

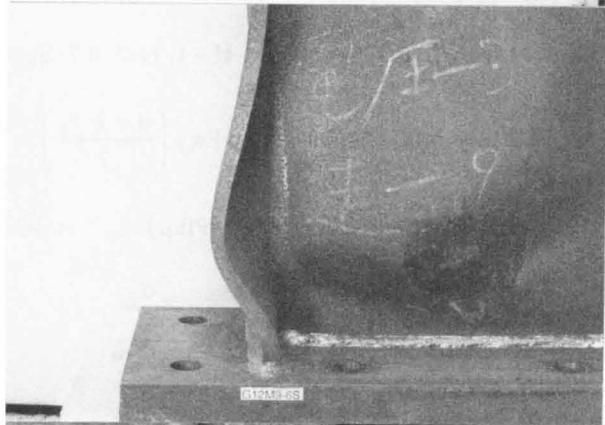
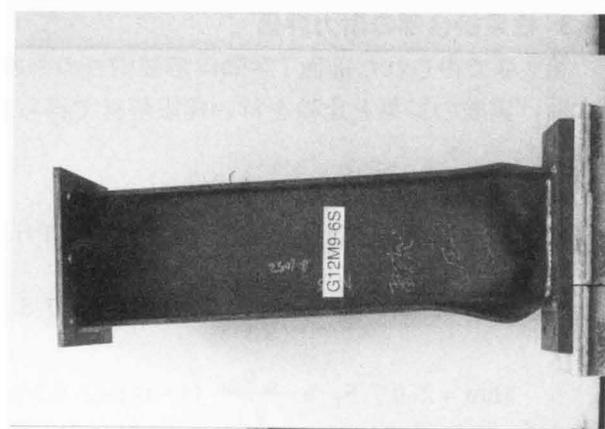
本供試体ではエンドプレートは保有耐力接合の条件を満たすように設計されている。図4-7(g)と(i)にはエンドプレートの面外曲げ変形による梁端変位と荷重の関係も示しているが、エンドプレート厚が32mmから28mmに薄くなるとエンドプレートの残留塑性変形は若干大きくなるが、実験範囲内のエンドプレート厚の差は接合部の挙動にほとんど影響を与えていない。

f) 溶接部詳細の影響

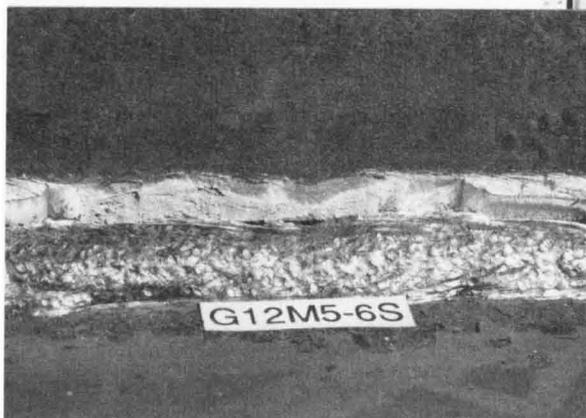
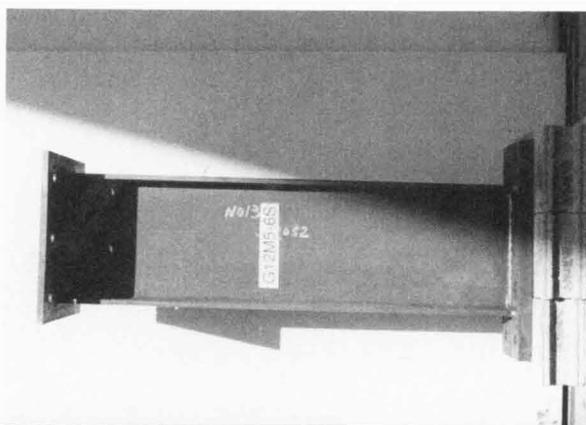
梁フランジを完全溶込み溶接とした $b/2t_f=6.3$ のNo.16の供試体は、スカラップ底に発生したき裂により梁フランジが延性破断した(写真4-1d)。この接合部は $\eta_a=13.4$ で $S/t_f=0.42$ のNo.12よりも変形能力は優れているが、実用的な隅肉サイズ ($S/t_f=0.75$) であり、局部座屈により耐力が低下したNo.7(写真4-1b)に対しては強度・変形能ともに劣っており、 η_a では40%程度の変形能力しかない。同様に $b/2t_f=5.5$ の場合でも、隅肉溶接が破断した $S/t_f=0.56$ のNo.15の方が梁フランジ母材が延性破断した完全溶込み溶接のNo.17より強度、変形能力とも優れている結果となった。



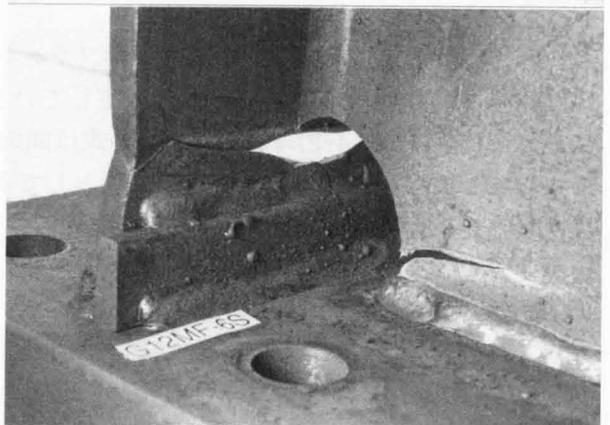
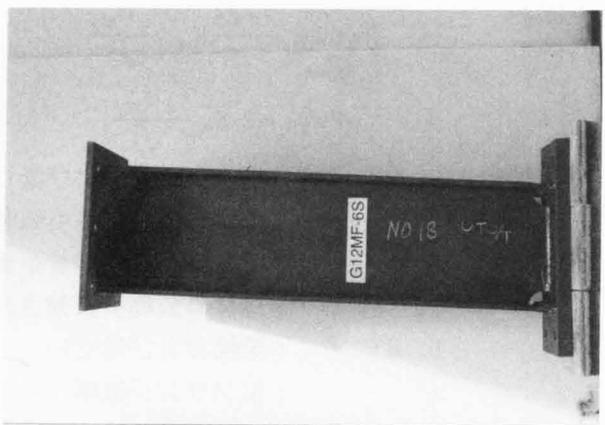
a) 梁フランジ溶接部の破断
(G16M12-5M)



b) 梁フランジの局部座屈
(G12M9-6S)



c) 梁フランジ溶接部の破断
(G12M5-6S)



d) 梁フランジの破断
(G12MF-6S)

写真 4-1 破壊状況

4.3 柱梁接合部の耐力評価

第2章で得られた前面T字隅肉溶接継目の強度評価式を応用して柱梁接合部の耐力評価を行い、実大曲げ実験の結果と比較を行い極限解析で得られた強度評価式の妥当性を検証する。

4.3.1 溶込み量を無視した場合

隅肉溶接を用いた柱梁接合部の終局曲げ耐力の評価式として次の4式を考える。

$$M_{up} = 2 \cdot 0.7 \cdot S_f \cdot b \cdot \frac{p \cdot \sigma_{fu}}{\sqrt{3}} \cdot (d - t_f) + 2 \cdot 0.7 \cdot S_w \cdot \frac{p \cdot \sigma_{wy}}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{d - 2 \cdot t_f}{2} \right)^2 \quad \dots 4-1)$$

$$M_{uw} = 2 \cdot 0.7 \cdot S_f \cdot b \cdot \frac{w \cdot \sigma_{fu}}{\sqrt{3}} \cdot (d - t_f) + 2 \cdot 0.7 \cdot S_w \cdot \frac{w \cdot \sigma_{wy}}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{d - 2 \cdot t_f}{2} \right)^2 \quad \dots 4-2)$$

$$M_{un} = 2 \cdot 0.7 \cdot S_f \cdot b \cdot \frac{F_u}{\sqrt{3}} \cdot (d - t_f) + 2 \cdot 0.7 \cdot S_w \cdot \frac{F_y}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{d - 2 \cdot t_f}{2} \right)^2 \quad \dots 4-3)$$

$$M_{us} = wP_{fu} \cdot b \cdot (d - t_f) + wP_{wy} \cdot \left(\frac{d - 2 \cdot t_f}{2} \right)^2 \quad \dots 4-4)$$

$wP_{fu} = \text{Min}(wP_{fuI}, wP_{fuB})$: 梁フランジ溶接部の終局引張強度

$$wP_{fuI} = \frac{4\sqrt{5}}{5} S_f \cdot \frac{w \cdot \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

$$wP_{fuB} = 2 \cdot S_f \cdot \frac{p \cdot \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

$wP_{wy} = \text{Min}(wP_{wyI}, wP_{wyB})$: 梁ウェブ溶接部の降伏引張強度

$$wP_{wyI} = \frac{4\sqrt{5}}{5} S_w \cdot \frac{w \cdot \sigma_{wy}}{\sqrt{3}}$$

$$wP_{wyB} = 2 \cdot S_w \cdot \frac{p \cdot \sigma_{wy}}{\sqrt{3}}$$

ただし、 S_f, S_w : 梁フランジおよび梁ウェブの実測した脚長の平均値
 $p \cdot \sigma_{fu}, p \cdot \sigma_{wy}$: 梁フランジ材の引張強さおよび梁ウェブ材の降伏強さ
 $w \cdot \sigma_{fu}, w \cdot \sigma_{wy}$: 梁フランジの溶着金属の引張強さおよび梁ウェブの溶着金属の降伏強さ
 F_u, F_y : 母材の公称引張強さおよび公称降伏強さ
 b, d : 梁幅および梁せい
 t_f : 梁フランジ板厚

これらの終局曲げ耐力の評価式は、梁フランジの応力は引張強さのレベルに達し、梁ウェブの応力は降伏強さのレベルに達していると仮定している。

ここで、4-1) 式、4-2) 式および4-3) 式は隅肉溶接の最小のど断面でせん断破壊が生じると仮定して得られる曲げ耐力であり、材料の強度として4-1) 式では母材強度を用い、4-2) 式では溶着金属強度、4-3) 式では母材の公称強度を用いている。したがって、4-3) 式が現状の設計式に最も近い評価を与えうる。4-4) 式は第2章の極限解析によって得られたT字継目の強度評価式を応用したものである。

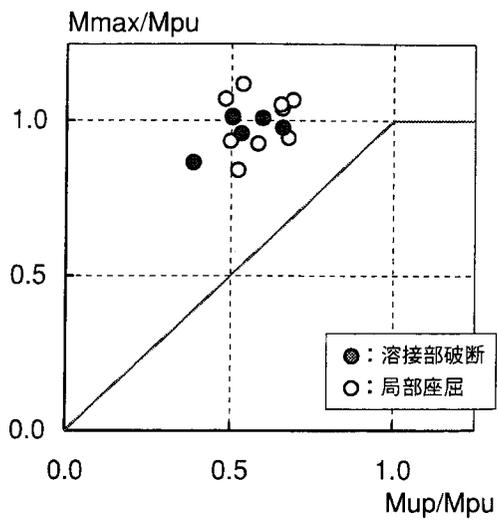
表4-5に実験結果と各評価式の関係を示す。同表には最大曲げモーメント M_{max} と梁の全塑性モーメント M_p の比および梁フランジは $p \cdot \sigma_{fu}$ 、梁ウェブは $p \cdot \sigma_{wy}$ の状態を仮定したH形断面梁の最大曲げモーメント M_{pu} の比も示す。図4-9に実験結果と計算値の関係を示す。同図は縦軸が M_{max} 、横軸が終局曲げ耐力の計算値を示し、いずれも最大曲げモーメント M_{pu} で無次元化している。

表4-5および図4-9から以下のことが知られる。

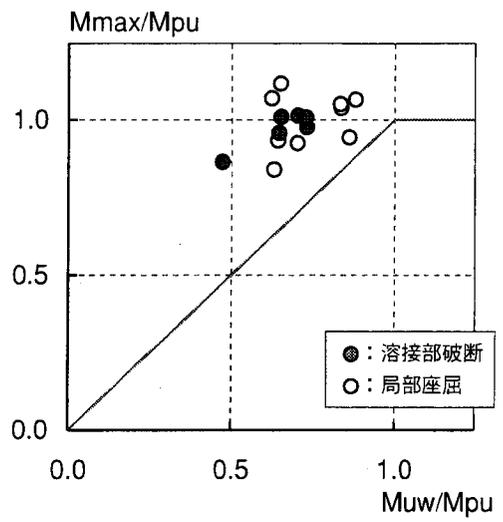
- 1) 梁フランジの局部座屈で最大荷重に達した供試体の M_{max}/M_{pu} の値は0.93～1.12で、ほぼ梁の最大曲げ耐力に達している。
- 2) 溶接部で破断した供試体に関しては、 $M_{max}/M_{pu}=0.84\sim 1.07$ であり、定変位载荷の供試体を除けば、 $S_f/t_f=0.42$ の場合でも強度的には梁の最大曲げモーメント M_{pu} に達している。
- 3) 変位漸増载荷で溶接部が破断した6体の供試体（表4-5の網掛け部分）の M_{max} と4-4) 式の M_{us} の比 M_{max}/M_{us} は1.09～1.57、平均値 $m=1.32$ 、変動係数 $v=0.13$ であり、4-4) 式は溶接継目の終局耐力に対し安全側の評価を与えている。なお、隅肉サイズの小さい場合 ($S_f=5\text{mm}$) では実験結果を過小評価する傾向がある。これは、隅肉サイズが小さい場合、溶接の溶込み量の影響が隅肉サイズが大きい場合に比べて相対的に大きくなることが一因であると考えられる。
- 4) 従来の最小のど断面による耐力評価方法では、溶着金属の強度に基づく場合で $M_{max}/M_{uw}=1.34\sim 1.83$ ($m=1.51$)、母材の強度に基づく場合で $M_{max}/M_{up}=1.49\sim 2.25$ ($m=1.88$) といずれの場合も終局耐力を過小評価している。また、母材の公称値 F_y, F_u に基づく場合は、 $M_{max}/M_{un}=1.64\sim 2.48$ ($m=2.08$) となる。

表4-5 実験結果と計算値の比較

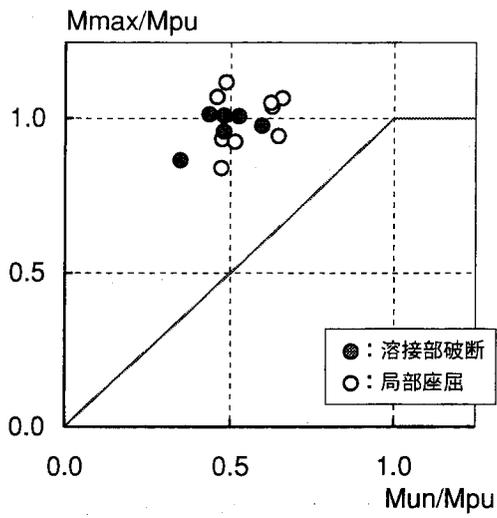
No.	供試体	M_{max} (kN·m)	破壊 モード	M_{up} (kN·m)	M_{max} M_{up}	M_{uw} (kN·m)	M_{max} M_{uw}	M_{un} (kN·m)	M_{max} M_{un}	M_{us} (kN·m)	M_{max} M_{us}	M_{pu} (kN·m)	M_{max} M_{pu}
1	G16M12-5M	392	W	263	1.49	293	1.34	238	1.64	358	1.09	400	0.98
2	M16M9-5M	451	L	216	2.09	261	1.72	196	2.30	308	1.46	403	1.12
3	G16M9-5M	386	W	213	1.81	259	1.49	194	1.99	305	1.27	402	0.96
4	C16M9-5M	334	W	207	1.61	250	1.33	188	1.78	296	1.13	397	0.84
5	G16M5-5M	347	W	154	2.25	189	1.83	140	2.48	220	1.57	400	0.87
6	M12M9-6S	320	L	206	1.55	264	1.21	197	1.62	295	1.09	300	1.07
7	G12M9-6S	312	L	196	1.59	251	1.24	188	1.66	280	1.11	300	1.04
8	C12M9-6S	285	W	203	1.40	260	1.10	194	1.47	290	0.98	301	0.94
9	G12M9-6M	318	L	197	1.61	252	1.26	188	1.69	282	1.13	303	1.05
10	G12S5-6S	270	W	134	2.02	187	1.44	116	2.32	191	1.41	266	1.02
11	M12M5-6S	326	W	147	2.21	189	1.72	140	2.33	210	1.55	304	1.07
12	G12M5-6S	307	W	153	2.00	197	1.55	146	2.10	219	1.40	303	1.01
13	C12M5-6S	284	W	151	1.87	195	1.46	144	1.97	216	1.31	304	0.93
14	G9M5-8L	245	L	154	1.59	185	1.32	136	1.80	220	1.11	264	0.93
15	G9M5-6S	193	W	114	1.69	139	1.39	100	1.92	162	1.19	191	1.01
16	G12MF-6S	308	F	—	—	—	—	—	—	—	—	298	1.03
17	G9MF-6S	183	F	—	—	—	—	—	—	—	—	189	0.97



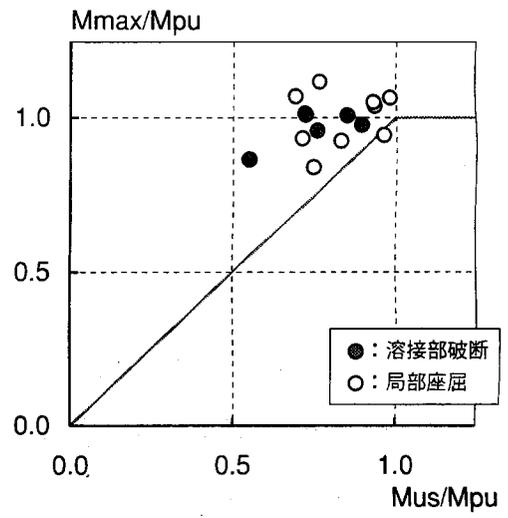
a) M_{max} - M_{up} 関係



b) M_{max} - M_{uw} 関係



c) M_{max} - M_{un} 関係



d) M_{max} - M_{us} 関係

図 4-9 実験結果と計算値の関係

4.3.2 溶込み量を考慮した場合

第2章で得られた溶接の溶込み量を考慮した溶接継目の強度評価式を用いて、柱梁接合部の終局曲げ耐力の評価を行う。溶込み量を考慮した場合の終局曲げ耐力の評価式は以下による。

$$Mus = wPfu \cdot b \cdot (d - t_f) + wPwy \cdot \left(\frac{d - 2 \cdot t_f}{2} \right)^2 \quad \dots \cdot 4-5)$$

$wPfu$: 梁フランジ溶接部の終局引張強度

$0 \leq p_f/S_f < 1/4$ のとき

$$wPfu = \text{Min}(wPfu_I, wPfu_B)$$

$$wPfu_I = \frac{4\sqrt{5}}{5} \cdot \left(1 + \frac{p_f}{S_f} \right) \cdot S_f \cdot \frac{w \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

$$wPfu_B = 2 \cdot \sqrt{4 \cdot \left(\frac{p_f}{S_f} \right)^2 + 1} \cdot S_f \cdot \frac{p \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

$1/4 \leq p_f/S_f$ のとき

$$wPfu = wPfu_B$$

$wPwy = \text{Min}(wPwy_I, wPwy_B)$: 梁ウェブ溶接部の降伏引張強度

$$wPwy_I = \frac{4\sqrt{5}}{5} S_w \cdot \frac{w \sigma_{wy}}{\sqrt{3}}$$

$$wPwy_B = 2 \cdot S_w \cdot \frac{p \sigma_{wy}}{\sqrt{3}}$$

ただし, S_f, S_w : 梁フランジおよび梁ウェブの実測した脚長の平均値

p_f : 梁フランジ溶接部の溶込み量

$p \sigma_{fu}, p \sigma_{wy}$: 梁フランジ材の引張強さおよび梁ウェブ材の降伏強さ

$w \sigma_{fu}, w \sigma_{wy}$: 梁フランジの溶着金属の引張強さおよび梁ウェブの溶着金属の降伏強さ

b, d : 梁幅および梁せい

t_f : 梁フランジ板厚

ここで、溶込み量は梁フランジの溶接部のみ考慮している。また、溶込み量 p_f に関しては、本実験における供試体については測定していないため、第2章で行った溶接部のマクロ試験に用いた供試体のうち母材板厚、母材鋼種および隅肉サイズが同じ設定の測定結果 (p_2 および p_2') の平均値を用いた。表4-6に採用した溶込み量を示している。

表4-6に実験結果と計算値を示す。図4-10に実験結果 M_{max} と計算値 M_{us} の関係を梁の最大曲げモーメント M_{pu} で無次元化したものを示す。この結果、変位漸増载荷で溶接部が破断した6体の供試体の M_{max} と溶込みを考慮した終局曲げ耐力の計算値 M_{us} の比は、 $M_{max}/M_{us}=0.97 \sim 1.29$ であり、平均値 $m=1.14$ および変動係数 $v=0.09$ である。溶接の溶込みを考慮した終局曲げ耐力の評価式は実験結果と良い相関関係を示している。

表 4-6 実験結果と計算値の関係

No.	供試体	Mmax (kN・m)	破壊 モード	マクロ試験結果			溶込みを無視		溶込みを考慮	
				p2 (mm)	p2' (mm)	p _r (mm)	Mus (kN・m)	Mmax Mus	Mus (kN・m)	Mmax Mus
1	G16M12-5M	392	W	0.0	0.5	0.3	358	1.09	364	1.08
2	M16M9-5M	451	L	1.8	2.6	2.2	308	1.46	334	1.35
3	G16M9-5M	386	W	1.8	2.6	2.2	305	1.27	331	1.17
4	C16M9-5M	334	W	1.8	2.6	2.2	296	1.13	322	1.04
5	G16M5-5M	347	W	2.6	2.6	2.6	220	1.57	269	1.29
6	M12M9-6S	320	L	2.1	2.6	2.4	295	1.09	323	0.99
7	G12M9-6S	312	L	2.1	2.6	2.4	280	1.11	310	1.01
8	C12M9-6S	285	W	2.1	2.6	2.4	290	0.98	319	0.89
9	G12M9-6M	318	L	2.1	2.6	2.4	282	1.13	311	1.02
10	G12S5-6S	270	W	3.0	2.4	2.7	191	1.41	235	1.15
11	M12M5-6S	326	W	2.2	2.6	2.4	210	1.55	252	1.29
12	G12M5-6S	307	W	2.2	2.6	2.4	219	1.40	259	1.18
13	C12M5-6S	284	W	2.2	2.6	2.4	216	1.31	257	1.11
14	G9M5-8L	245	L	2.6	2.5	2.6	220	1.11	275	0.89
15	G9M5-6S	193	W	2.6	2.5	2.6	162	1.19	199	0.97
16	G12MF-6S	308	F	—	—	—	—	—	—	—
17	G9MF-6S	183	F	—	—	—	—	—	—	—

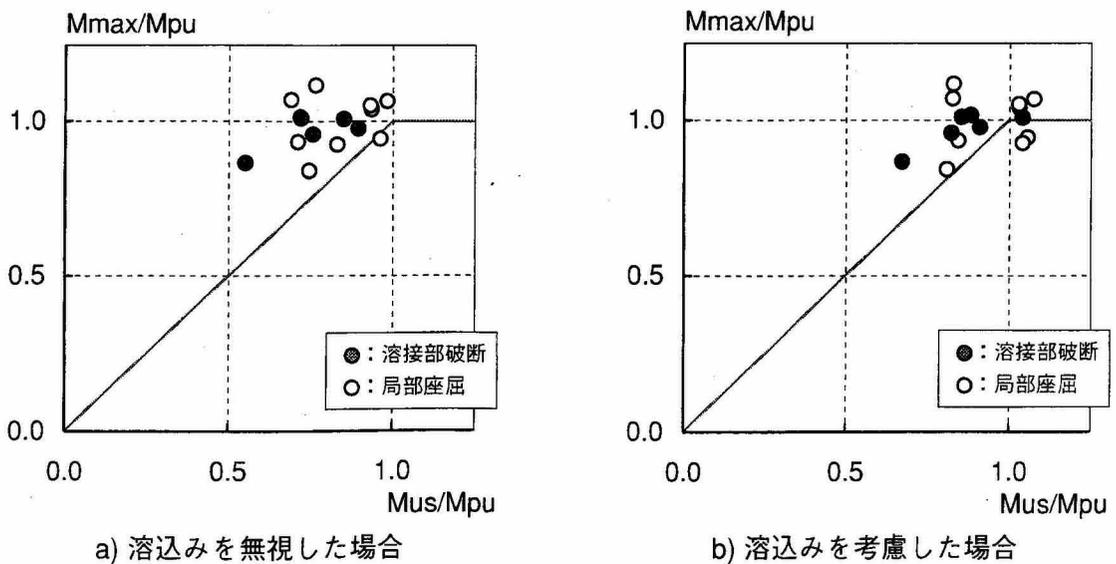


図 4-10 実験結果と計算値の関係

4.4.2 解析方法

a) サブモデリング

図4-13に解析モデルの概要を示す。この数値解析では、溶接部の溶込み量やエンドプレートの変形が溶接部における応力の伝達機構にどのような影響を与えるかを調べることを目的としている。このような各因子の影響は供試体全体の挙動には大きな影響を与えず、影響を受ける領域は溶接部の極く微小な領域である。このような問題を対象とした数値解析を行い、解析時間の短縮を図るために、本検討で使用する汎用構造解析プログラムABAQUS⁴²⁾にはサブモデリングという手法が用意されている。

サブモデリングは、解析対象全体をモデル化した全体モデルの数値解析結果に基づいて、解析対象の局所部分をより細分化された要素分割を用いて数値解析を行う方法である。本検討では、図4-13に示す全体モデルGlobal-Modelの数値解析を行い、その解析結果を局所モデルSub-Model(1)に内挿することで局所モデルの数値解析を行う。このSub-Model(1)の解析結果はさらに局部を対象としたSub-Model(2)に内挿されて溶接部のより詳細な数値解析結果を得ることが出来る。局所モデルに対する解析結果の内挿は局所モデルの境界上に節点変位を与えることで行われる。

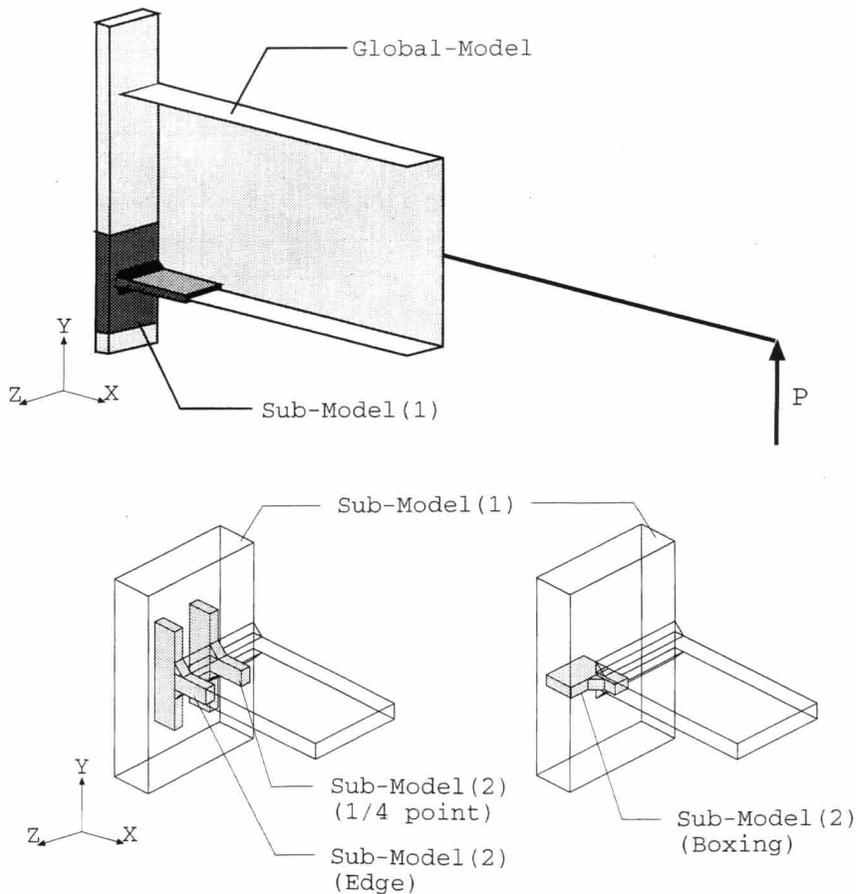


図4-13 サブモデリングの概要

図4-14に全体モデルと局所モデルの解析モデルを示す。全体モデルではH形鋼梁には4節点のシェル要素および2節点の梁要素を用い、エンドプレートには8節点のソリッド要素を用いた。全体モデルでは隅肉溶接部はモデル化されておらず、全体モデルの解析変数はエンドプレートの板厚および変形の有無である。エンドプレートが変形しない解析モデルは、エンドプレートの柱側に該当する節点を全て拘束した。エンドプレートの変形を考慮した解析モデルでは、柱側に該当する節点の圧縮側は拘束し、引張側では高力ボルトのボルト芯位置の節点のみを拘束した。

局所モデルのSub-Model(1)では8節点および6節点のソリッド要素を用いており、梁の引張側フランジ、エンドプレートおよび隅肉溶接をモデル化している。Sub-Model(1)では隅肉溶接の溶込み量および梁フランジ端部の回し溶接の有無が解析変数となっている。溶接部の最も局所的なモデルであるSub-Model(2)は8節点および6節点のソリッド要素が用いられている。Sub-Model(2)は梁フランジ幅の1/4位置と端部および回し溶接部をモデル化しており、Sub-Model(1)より細分化された要素分割とすることでより詳細な応力および歪の値を得ることが出来る。

以下に主な解析仮定を示す。

- (1) 降伏条件には von Mises の降伏条件を用いる。
- (2) 塑性材料に対する構成方程式は連合流れ則に基づく。
- (3) 増分解析には弧長増分法を用いる。

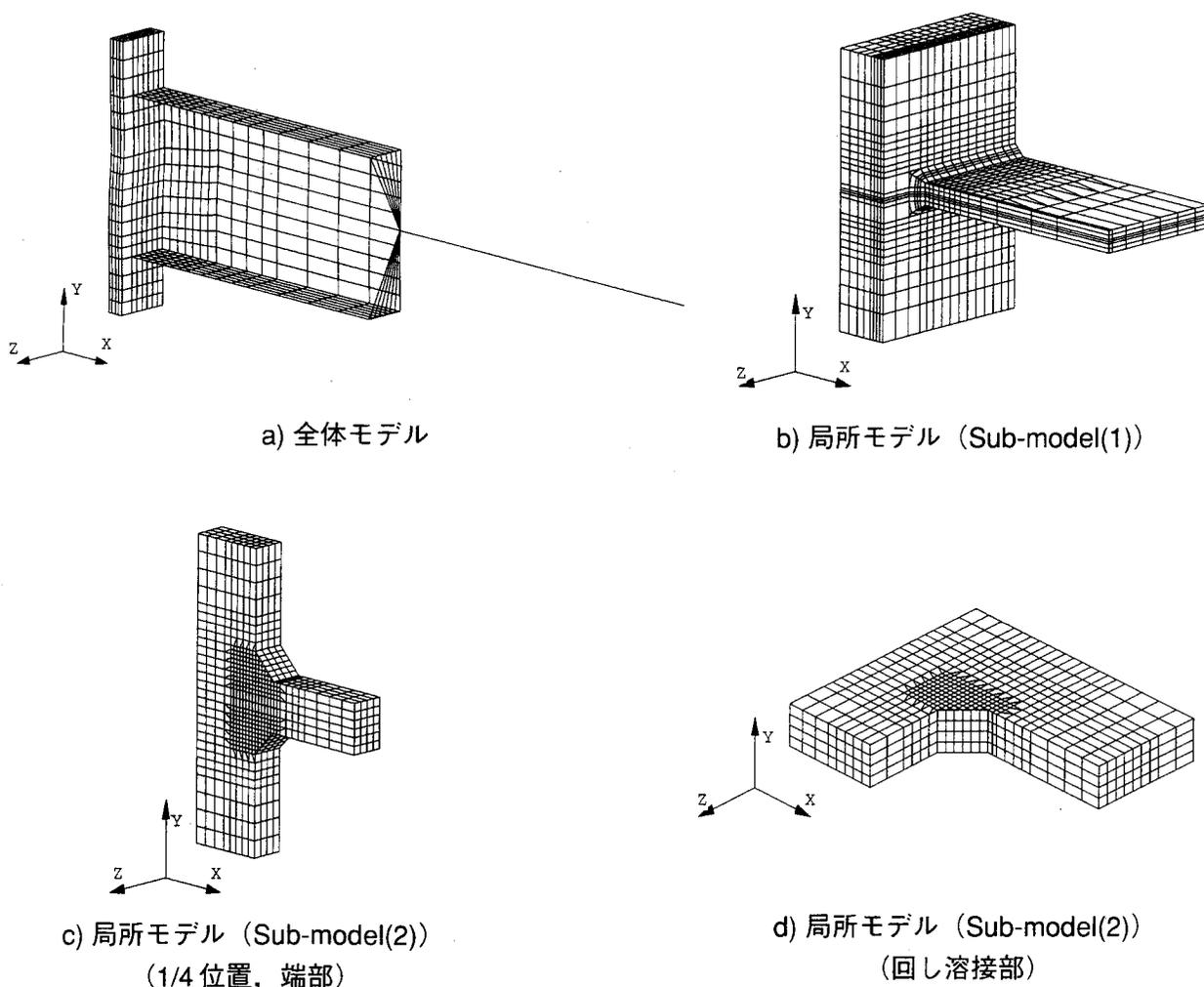


図4-14 解析モデル

b) サブモデリングの妥当性

解析の対象とした実験供試体に対して全体をソリッド要素で構成したモデル（以下、ソリッドモデルと呼ぶ）とサブモデリングを用いた場合の比較を行いサブモデリングの妥当性を検討する。

図4-15にソリッドモデルを示す。ソリッドモデルは梁端部の隅肉溶接部もモデル化しており、溶接部周辺の要素分割はサブモデリングとの比較のためSub-Model(2)と同様の分割としている。

図4-16にサブモデリングにおける全体モデルGlobal-Modelとソリッドモデルの荷重－変形関係を示す。図の縦軸は梁端部における曲げモーメントを示し、横軸は加力点の変位から得られる梁の回転角を示している。同図より、Global-Modelの荷重－変形関係はソリッドモデルの荷重－変形関係とほぼ一致している。図4-17にサブモデリングを用いたSub-Model(2)とソリッドモデルの溶接部の相当塑性歪の分布を示す。同図においてもサブモデリングを用いた解析結果はソリッドモデルによる解析結果とほぼ一致しており、サブモデリングを用いた数値解析により溶接部のより詳細な検討を行うことが可能である。

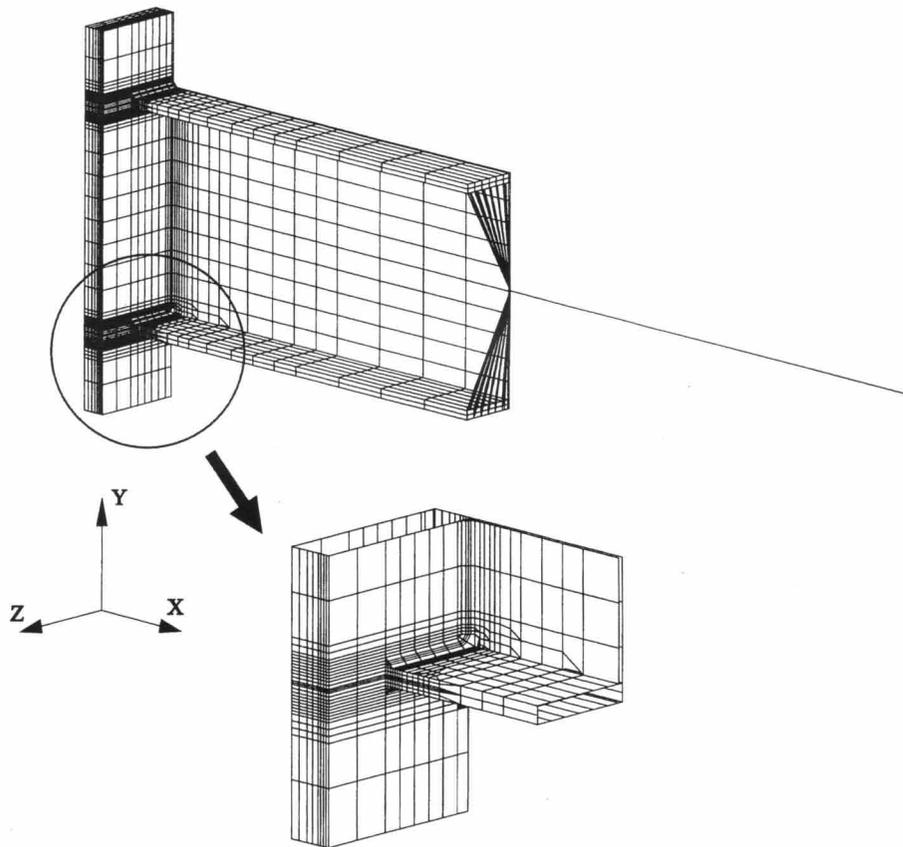


図 4-15 ソリッドモデル

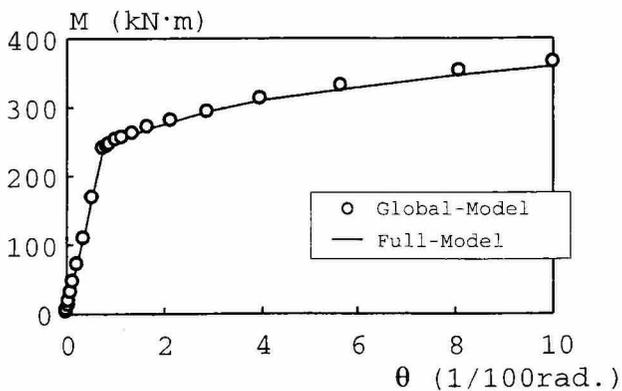


図 4-16 荷重－変形関係の比較

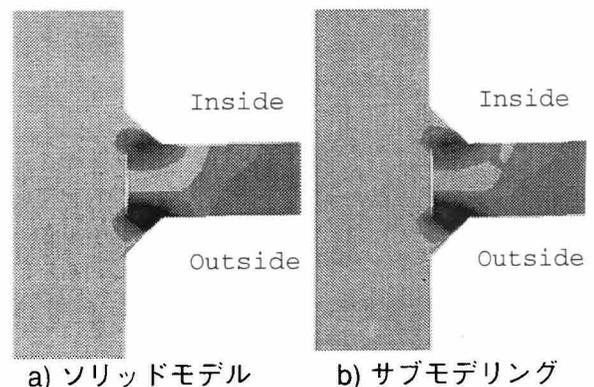


図 4-17 相当塑性歪の比較

4.4.3 解析結果

a) 荷重-変形関係

図4-18に全体モデル Global-Model の解析の結果得られた荷重-変形関係と実大実験の結果を示す。図の縦軸は梁端部における曲げモーメントを示し、横軸は加力点の変位から得られる梁の回転角を示している。エンドプレートの変形を考慮した数値解析結果は実大実験結果と良く一致している。

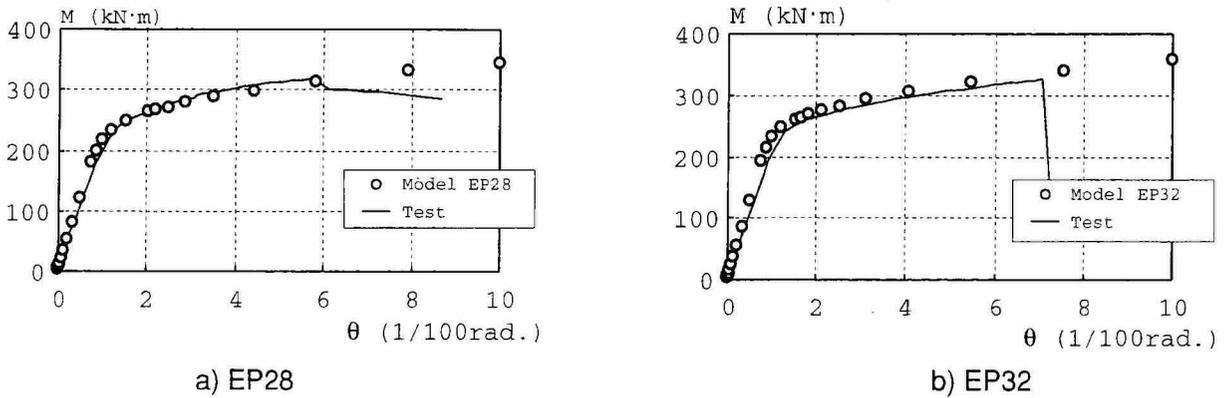
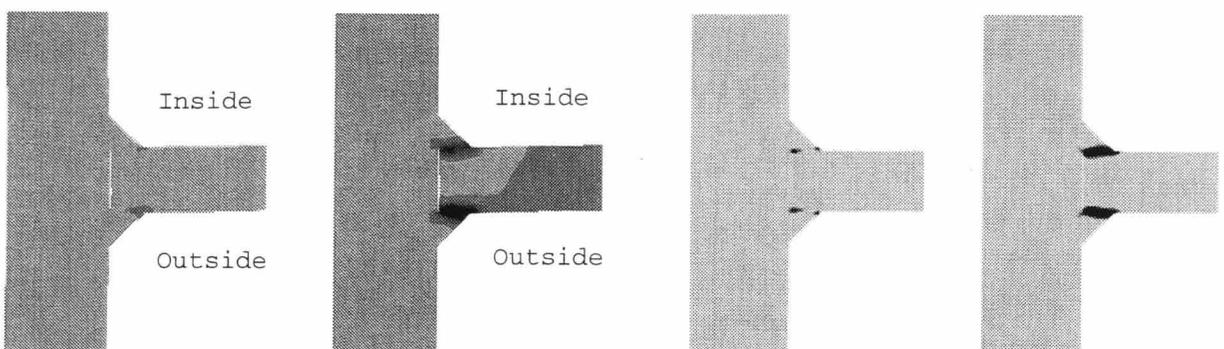


図4-18 荷重-変形関係

b) 荷重方法による影響

図4-19に解析の結果得られた溶接部の相当塑性歪の分布を示す。図4-19a)はサブモデリングを用いた数値解析の結果得られた曲げを受ける柱梁接合部に隅肉溶接を用いた場合の溶接部の歪分布であり、図4-19b)は第2章で行った引張を受ける前面隅肉溶接継目の溶接部の歪分布である。

引張を受ける前面隅肉溶接継目では降伏領域は溶接のルートから止端に向かい進展するが、曲げを受ける柱梁接合部の場合、溶接止端からルートに向かって降伏領域が進展する結果となった。また、相当塑性歪の値は梁フランジの外側の溶接部の値が内側の溶接部に比べ大きな値となる。しかし、降伏領域が形成されるのは、引張を受ける前面隅肉溶接継目と同様に溶接のルートと止端を結ぶ線上であり、第2章で得られた隅肉溶接継目の引張強度の評価式を用いることは可能である。



a) 曲げを受ける梁フランジの隅肉溶接

b) 引張を受ける隅肉溶接

図4-19 荷重の違いによる相当塑性歪の分布

c) エンドプレートの影響

図4-20にエンドプレートの変形の有無による溶接部の相当塑性歪の分布を示す。いずれの解析モデルも回し溶接がある場合であり、梁の変形角 $\theta=2/100\text{rad.}$ におけるフランジ幅1/4位置での解析結果である。同図より、エンドプレートの板厚が小さくなるほど、すなわち、エンドプレートの変形が大きくなるほど、エンドプレート側の溶接止端部周辺に降伏領域が大きく現れ、さらに、フランジ内側と外側の歪の差が大きくなることが分かった。

図4-21に不溶着部を挟む標点間距離5mmの節点間変位量と梁端に加わる曲げモーメントの関係を示す。同図より、フランジ端部においてはエンドプレートの変形による影響はほとんど確認されない。一方、フランジ1/4位置ではエンドプレートが変形する場合は梁端部を固定とした場合に比べて溶接部の変形は若干小さくなる結果が得られた。

図4-22に梁フランジ側の溶接止端における溶接部のせん断歪と梁の回転角の関係を示す。フランジ1/4位置ではフランジ外側の溶接部のせん断歪には大きい差はないが、フランジ内側の溶接部ではせん断歪の差が大きく、エンドプレートの変形が大きくなるほど歪の値は小さくなる結果となった。すなわち、エンドプレートの変形が大きくなるほどフランジ外側と内側の溶接部の歪の差が大きくなることが分かった。フランジ端部および回し溶接部ではエンドプレートの変形によるせん断歪の値に大きな差は見られない。

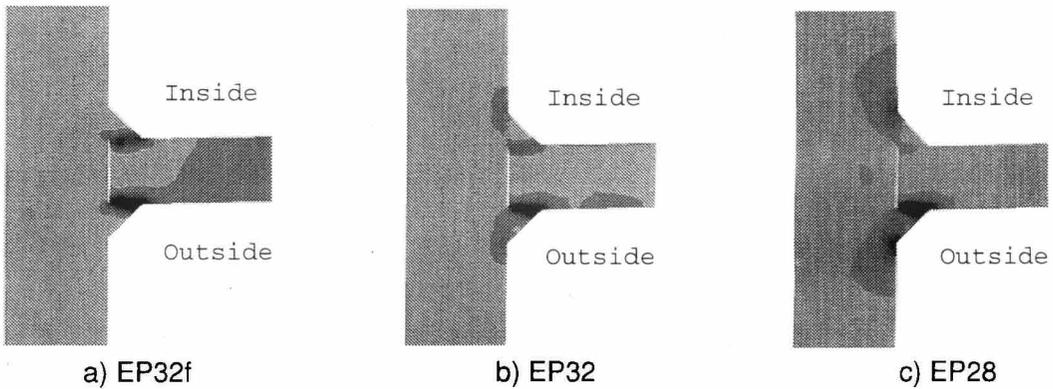


図4-20 エンドプレートの変形が相当塑性歪の分布に与える影響

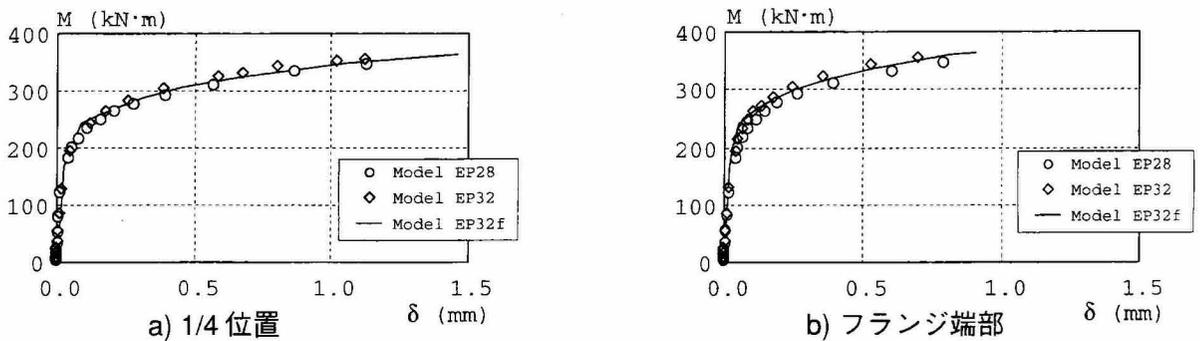


図4-21 エンドプレートの変形が荷重—変形関係に与える影響

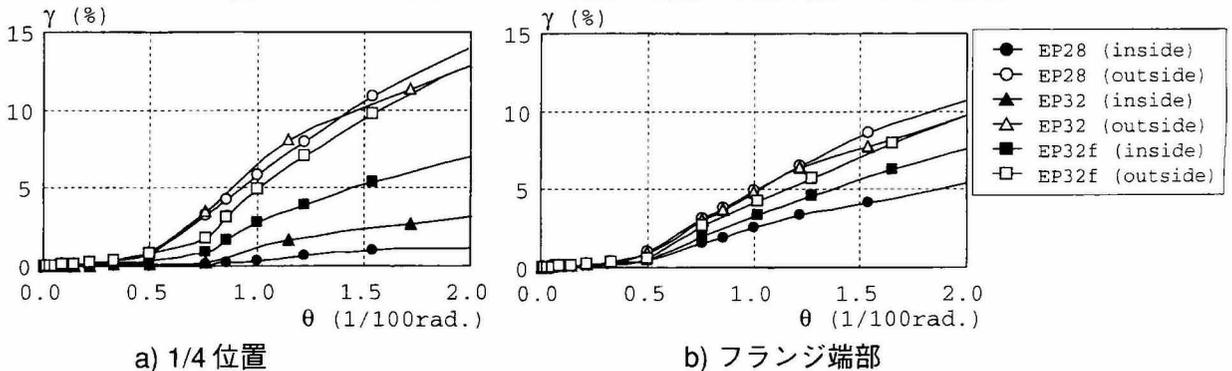


図4-22 エンドプレートの変形が溶接部せん断歪—梁回転角に与える影響

d) 回し溶接による影響

図4-23に回し溶接部における相当塑性歪の分布を示す。同図は梁の回転角が $2/100\text{rad}$.における梁フランジ板厚方向の中心での値である。いずれの解析モデルもエンドプレートの変形は考慮していない。回し溶接がある場合、梁フランジの歪はフランジ端部で大きくなり、回し溶接のルートと止端を結ぶ線上に降伏領域が進展している。一方、回し溶接がない場合では、梁フランジの歪はフランジ端部で小さくなっている。

図4-24に梁端部の曲げモーメントと溶接部の変形の関係を示す。梁フランジ1/4位置では溶接部の変形量に大きい差は見られないが、梁フランジ端部では回し溶接がない場合は溶接部の変形量は回し溶接がある場合に比べ約2倍となっている。

図4-25に溶接部のせん断歪と梁の回転角の関係を示す。梁フランジ1/4位置では回し溶接の有無による影響は見られないが、梁フランジ端部ではその差が大きくなっている。

以上より、回し溶接が適切に施工されていれば、フランジ端部の変形を拘束し、隅肉溶接により応力を伝達するうえで非常に効果的であると言える。

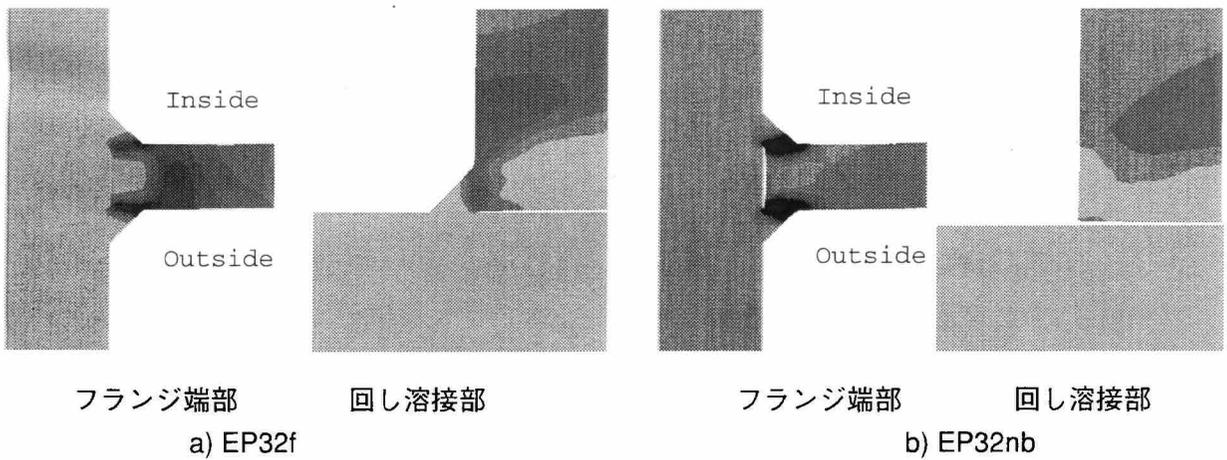


図4-23 回し溶接が相当塑性歪に与える影響

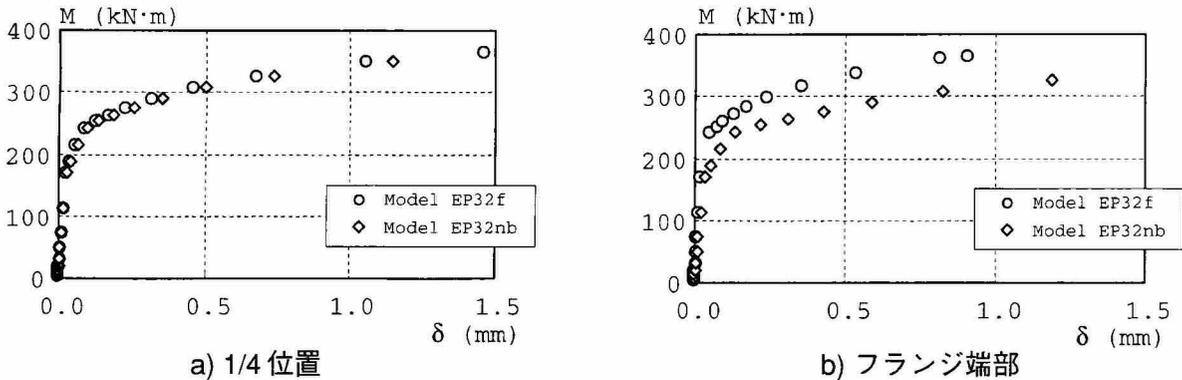


図4-24 回し溶接が荷重—変形関係に与える影響

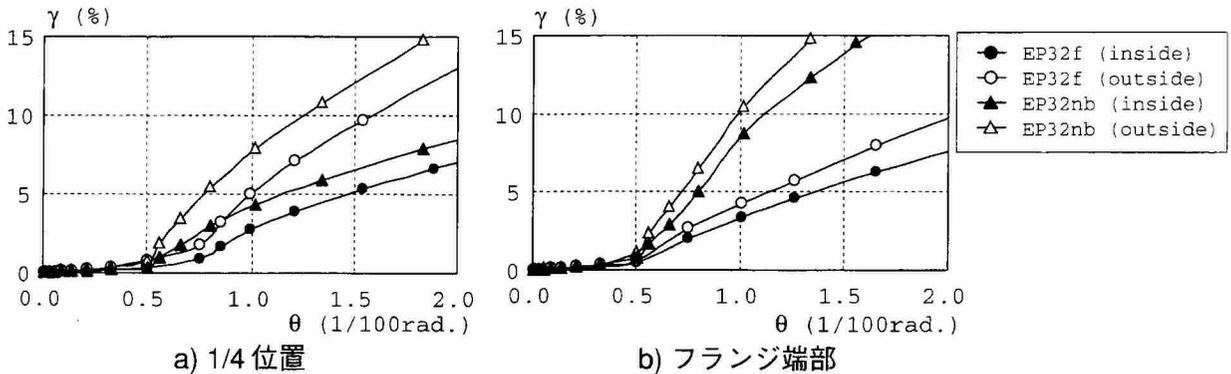


図4-25 回し溶接が溶接部せん断歪—梁回転角に与える影響

4.5 まとめ

本章では、隅肉溶接を用いたエンドプレート形式の柱梁接合部の強度および変形能力について、実験的に検討するとともに、極限解析に基づく強度評価式により接合部の耐力評価を試みた。また、弾塑性有限要素解析を行い前面T字隅肉溶接継目と柱梁接合部における隅肉溶接の挙動の違いについて検討を行った。これらのことより以下のことが明らかとなった。

- (1) 隅肉サイズと梁フランジ厚の比 S_f/t_f が0.56以上の接合部では、繰返し裁可された場合でも、溶接部の破断した側の累積塑性変形倍率は15以上あり、十分な強度と変形能力を有している。
- (2) $S_f/t_f=0.75$ が確保されている場合は、スカラップが設けられた完全溶込み溶接による接合部より変形能力が優れている結果となった。
- (3) 極限解析に基づく強度評価式は、溶込みを無視した場合には実験結果に対し安全側の評価を与え、溶込みを考慮した場合には実験結果に対し適切な評価式となっている。
- (4) 従来の最小のど断面に基づく強度評価方法では、実験結果を過小評価している。
- (5) 有限要素解析の結果、曲げを受ける梁の端部におけるフランジの隅肉溶接部の弾塑性挙動は、引張を受ける前面T字隅肉溶接継目の弾塑性挙動と概ね一致している。

[参考文献]

- 4.1) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計規準・同解説，1998年
- 4.2) Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc. : ABAQUS Version 5.7

第5章 隅肉溶接による山形ラーメン架構柱梁接合部の耐力評価

5.1 まえがき

本章では、隅肉溶接を用いた山形ラーメン架構柱梁接合部の耐力評価を行う。まず、5.2節において、隅肉溶接を用いた柱梁接合部を対象とした実大実験を行い、柱に対して梁が斜めに取付く場合の柱梁接合部に隅肉溶接を用いた場合の強度および変形能力について実験的に検討する。

5.3節では、第3章で得られた前面斜交隅肉溶接継目の耐力式を用い、実験結果と比較することで耐力式の妥当性を検証する。

5.2 柱梁接合部の実大実験

5.2.1 供試体

図5-1に実験に用いた供試体を示す。供試体はH形断面梁（H-300×150×6×12， $B/2t_f=6.25$ ，FAランク）が、梁の材軸に対して斜交角度 θ をもつ斜交板に全周隅肉溶接された片持ち梁形式である。表5-1に供試体諸元を示す。

実験変数は斜交角度、隅肉サイズ、梁鋼種および載荷形式とした。供試体名は以下のルールに従っている。

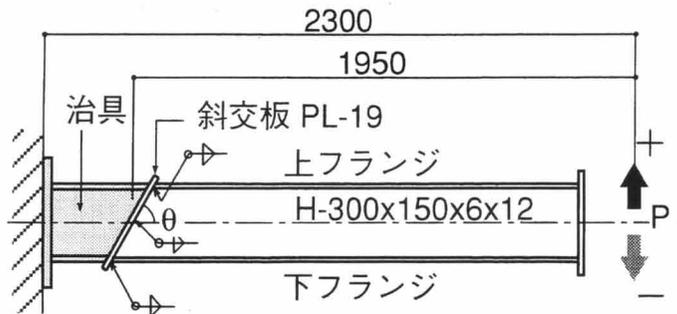
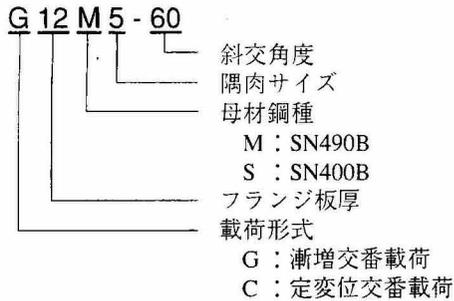


図5-1 供試体

表5-1 供試体一覧

No.	供試体名	鋼種	斜交角 θ	すみ肉溶接	
				S	S/tf
1	G12M5-90	SN490B	90°	5	0.42
2	G12M5-75		75°		
3	G12M5-60		60°		
4	C12M5-60		60°		
5	G12M5-45		45°		
6	G12S5-60	SN400B	60°		
7	G12M9-60	SN490B	60°	9	0.75
8	G12MF-60		60°	完全溶込み	

本実験では、第4章のエンドプレート形式柱梁接合部の実大曲げ実験の結果を参考に、接合部における梁フランジ溶接部の破壊を狙って鋼種はSN490B材を多く用い、隅肉サイズは母材板厚に対して小さく設定した。

また、一般的に用いられている接合部との比較のため、図5-2に示すJASS6型スカラップ (R35+R10) を設けた裏当金方式で梁フランジを完全溶込み溶接とした供試体も用意した。

溶接はCO₂半自動アーク溶接で、表5-2に示す溶接条件で行った。溶接ワイヤーは全ての供試体に対しJIS Z3312 YGW11、ワイヤー径φ1.2を用いた。溶接姿勢は等脚隅肉溶接になるよう図5-3に示すように供試体を傾け、1パスで溶接を行った。溶接順序はフランジの外側および内側の溶接を行った後にフランジ端部の回し溶接を行った。

表5-2に各供試体の溶接時間を計測した結果から得られたフランジの鈍角側および鋭角側溶接部とウェブの溶接速度および入熱量を示す。

溶接後、脚長およびのど厚を各溶接部につき3ヶ所で実測した。また、目視により溶接部に有害な欠陥がないことを確認した。

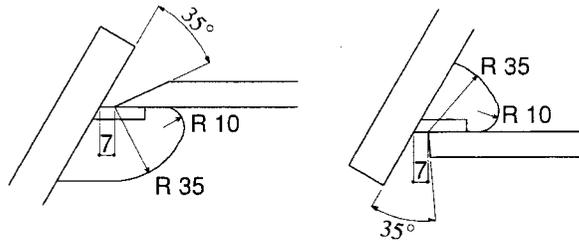
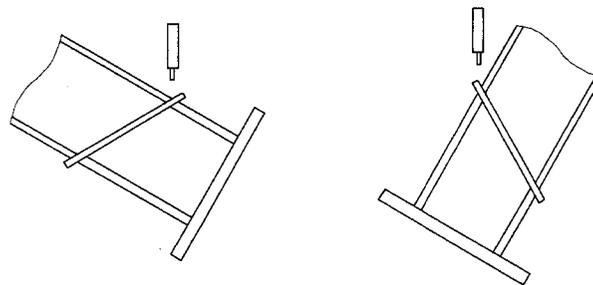


図5-2 完全溶込み溶接部詳細

表5-2 溶接条件

No.	供試体名	電流(A)			電圧(V)	溶接速度(cm/sec.)			入熱量(kJ/cm)		
		鈍角	鋭角	ウェブ		鈍角	鋭角	ウェブ	鈍角	鋭角	ウェブ
1	G12M5-90	283	286	284	30	1.2	1.2	1.2	7.0	7.3	7.0
2	G12M5-75	276	273	283		1.0	1.0	1.2	8.7	7.9	7.3
3	G12M5-60	270	268	283		0.8	0.8	1.0	10.0	9.9	8.1
4	C12M5-60	267	272	279		0.9	0.9	1.1	8.7	9.2	7.8
5	G12M5-45	275	267	272		1.0	0.7	0.8	8.6	12.2	10.3
6	G12S5-60	272	269	277	32	0.9	0.8	1.0	9.1	9.8	8.6
7	G12M9-60	283	265	286		0.4	0.3	0.8	21.0	23.1	10.2
8	G12MF-60	270	264	282		-	-	1.1	-	-	7.7



a) 鈍角側溶接部

b) 鋭角側溶接部

図5-3 溶接姿勢

5.2.2 材料の機械的性質

a) 引張試験

表5-3に使用した鋼材および溶着金属の機械的性質を示す。母材の機械的性質はJIS 5号引張試験片を用いた引張試験により得られたものである。溶着金属の機械的性質は、供試体と同一鋼種のH形断面梁、斜交板および同一の溶接ワイヤーを用い、斜交角度 $\theta=90^\circ$ で同じ溶接施工者により試験片採取用の供試体を作製し、溶接部より採取したJIS 14A号試験片($\phi 3, \phi 5$, 平行部長さ28mm)により求めた。

b) マクロ試験

供試体溶接部の溶込み状況を調べるために、載荷実験終了後の供試体のフランジ溶接部より供試部分を採取し、マクロ試験を行った。採取位置は梁フランジ幅の1/4位置である。

写真5-1にマクロ試験により得られた溶接部のマクロ組織観察結果を示す。この写真より各溶接部の溶込み量を測定した。図5-4に示す溶接各部の寸法の測定結果を表5-4に示す。脚長およびのど厚は各供試体で実測した値の平均値を示している。

図5-5に斜交角度と溶込み量の関係を示す。同図より、鋭角側溶接部の溶込み量は鈍角側に比べ少なく、斜交角度が小さくなると鋭角側溶接部の溶込み量が減少する傾向が見られる。さらに、同じ鋭角側溶接部でも、フランジ内側溶接部の溶込み量が外側に比べて小さい。これは、鋭角側溶接部は溶込みの確保が難しいことに加え、フランジ内側は溶接条件が悪い(溶接施工の難易度が高い)ことによるものと考えられる。

表 5-3 材料の機械的性質

鋼材		σ_y	σ_u	ϵ_u	El.
		(N/mm ²)	(N/mm ²)	(%)	(%)
母材	SN400B PL 6	385	555	17.7	34.0
	PL12	254	447	20以上	44.4
	PL19	280	443	20以上	50.7
	SN490B PL 6	384	556	17.9	35.0
	PL12	356	534	20以上	42.4
	PL19	368	528	20以上	48.4
溶着金属	SN400B S=5	523	691	9.8	20以上
	S=9	486	593	10.8	20以上
	SN490B S=5	581	784	8.7	20以上
	S=9	470	598	12.2	20以上

σ_y : 降伏点, σ_u : 引張強さ, ϵ_u : 一様伸び, El.: 破断伸び

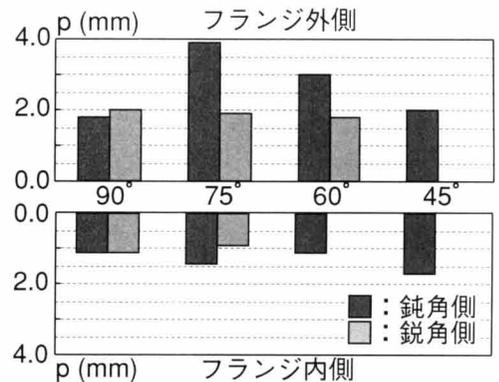


図 5-5 斜交角度と溶込み量の関係

表 5-4 溶接部諸元 (単位: mm)

No.	供試体名	位置	上フランジ				下フランジ			
			S1	S2	a	p	S1	S2	a	p
1	G12M5-90	鋭角側	7.1	6.7	5.0	2.0	6.4	6.6	5.8	1.1
		鈍角側	6.6	6.2	5.7	1.1	6.6	7.4	4.8	1.8
2	G12M5-75	鋭角側	6.7	5.7	7.4	1.9	7.4	7.8	8.8	0.9
		鈍角側	7.8	7.4	9.3	1.4	7.7	8.1	9.4	3.9
3	G12M5-60	鋭角側	7.7	5.5	6.7	1.8	7.8	7.8	7.5	0.0
		鈍角側	8.0	8.3	12.0	1.1	6.5	7.2	10.8	3.0
4	C12M5-60	鋭角側	5.7	5.0	7.3	2.1	7.3	7.8	8.5	0.0
		鈍角側	5.8	6.5	11.5	1.8	6.2	7.8	11.0	3.7
5	G12M5-45	鋭角側	8.8	7.8	6.7	0.0	8.0	8.0	3.5	0.0
		鈍角側	8.0	7.0	3.8	1.7	4.5	9.7	3.8	2.0
6	G12S5-60	鋭角側	7.7	7.7	7.0	0.0	7.4	7.8	8.8	0.0
		鈍角側	7.0	10.5	11.5	2.7	7.7	7.2	11.7	2.7
7	G12M9-60	鋭角側	12.3	11.0	12.0	0.0	11.5	12.0	11.5	0.0
		鈍角側	11.5	12.0	13.5	4.5	12.3	11.3	12.7	5.2

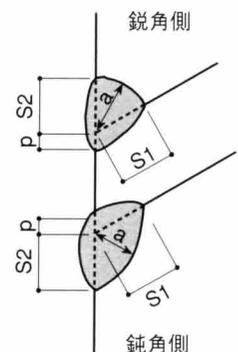


図 5-4 溶接部寸法

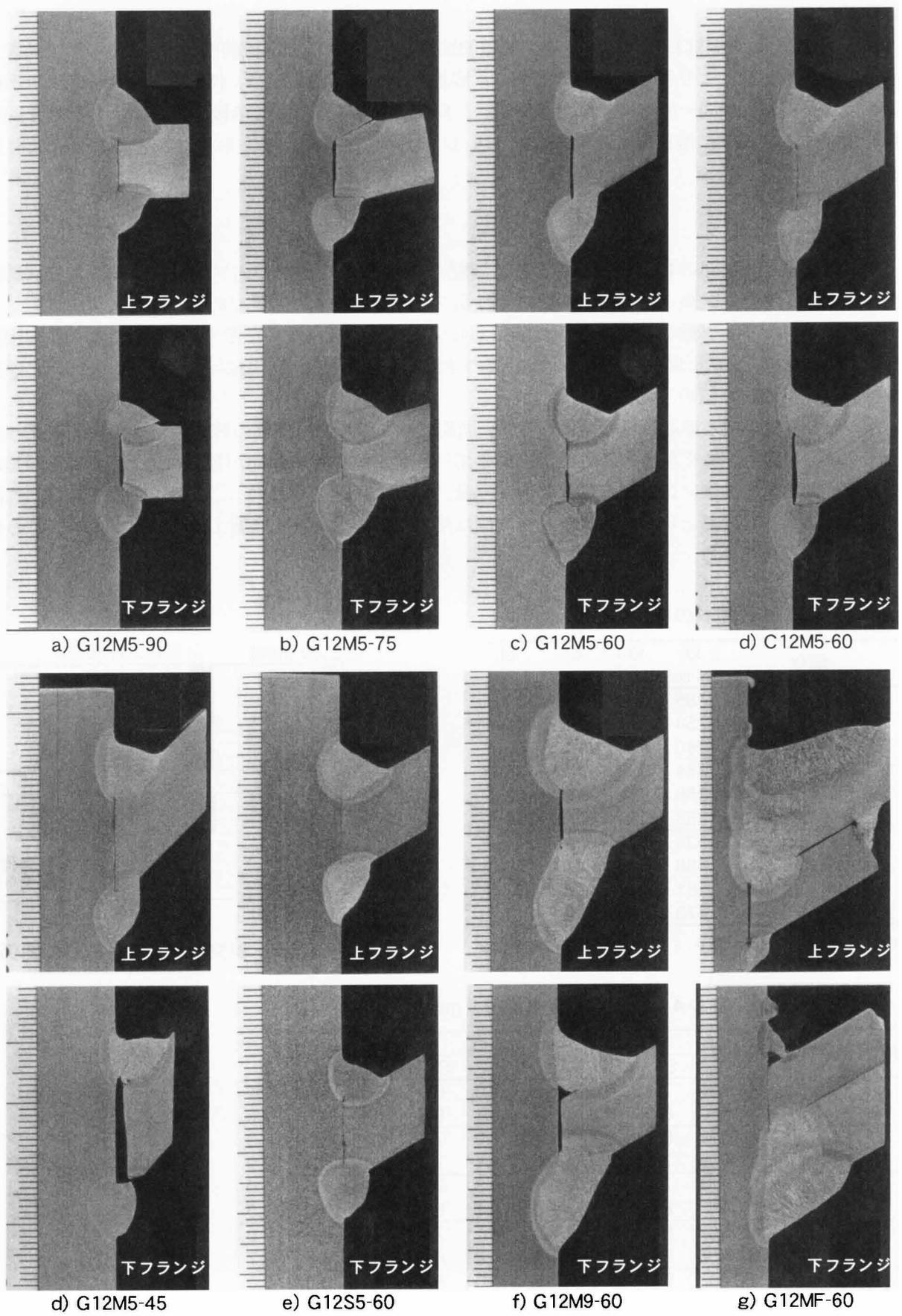


写真5-1 マクロ組織観察結果

5.2.3 載荷方法

載荷は梁の下フランジ（図 5-1 参照）が引張となる方向を正加力とし，梁の変形角が $1/100\text{rad.}$ で 1 サイクルの後， $1/100\text{rad.}$ ごとに 2 サイクルの漸増交番載荷と変形角 $1/100\text{rad.}$ で 1 サイクルの後， $3/100\text{rad.}$ での定変位交番載荷の 2 種類とした。加力点での荷重はロードセルで測定し，加力点の変位を変位計で測定した。

5.5.4 実験結果

各供試体の荷重－変形関係を図 5-6 に示す。ここで荷重 M は梁材軸と斜交板の交点における曲げモーメントである。変形 R は梁の変形角で治具部分の変形は除いている。表 5-5 に実験結果の一覧を示す。塑性変形能力は，図 5-7 に示す定義による累積塑性変形倍率 η ，累積塑性回転角 ΣR_{pl} および最大塑性回転角 R_s を示している。写真 5-2 に供試体の破壊状況を示す。

a) 斜交角度の影響

隅肉サイズ S と梁フランジ板厚 t_f の比が $S/t_f = 0.42$ で鋼種が SN490B の供試体 (No.1 ~ 3, No.5) では，斜交角度 $\theta = 60^\circ$ の供試体 G12M5-60 は，写真 5-2b) に示すように局部座屈により最大耐力が決定したが，その他の供試体は写真 5-2a) に例を示すように溶接部の破断によって最大耐力が決定した。しかし，最大荷重 M_{max} と梁の全塑性モーメント M_p の比は $M_{max}/M_p = 1.33 \sim 1.41$ となっており，十分な強度を有している。ただし，累積塑性変形倍率 η は $\theta = 90^\circ \sim 60^\circ$ では $\eta = 63.4 \sim 75.1$ と十分な変形能力を有しているのに対し， $\theta = 45^\circ$ の供試体 G12M5-45 は $\eta = 25.9$ であり変形能力が低下している。これは，写真 5-1 および表 5-4 に示すように $\theta = 45^\circ$ の供試体の下フランジ鈍角側溶接部ののど厚 (a) が他の供試体に比べ小さくなっており，これにより溶接部強度が低下したものと考えられる。

b) 隅肉サイズの影響

$\theta = 60^\circ$ ，鋼種 SN490B で $S/t_f = 0.42, 0.75$ の供試体 (No.3, 7) は，共に局部座屈により最大耐力が決定し，本実験で使用した梁が保有している構造性能を発揮しており $M_{max}/M_p = 1.36, 1.37$ および $\eta = 75.1, 62.4$ であった。

c) 載荷方法の影響

$S/t_f = 0.42$ ， $\theta = 60^\circ$ ，鋼種 SN490B の供試体 (No.3, 4) において，漸増交番載荷の供試体 G12M5-60 では局部座屈により最大耐力が決定したが，定変位交番載荷の供試体 C12M5-60 では溶接部の破断が生じた。しかし，定変位載荷では 11 回の繰返し載荷に耐え， $M_{max}/M_p = 1.32$ および $\eta = 74.3$ であり，十分な強度および塑性変形能力を有している。

表 5-5 実験結果一覧

No.	供試体名	M_{max} (kN・m)	$\frac{M_{max}}{M_p}$	破壊 サイクル	η	ΣR_{pl} (1/100rad.)	R_s (1/100rad.)	破壊形式
1	G12M5-90	323	1.41	+9	63.4	59	5.5	下フランジ溶接部破断
2	G12M5-75	310	1.36	-8	74.3	70	4.6	上フランジ溶接部破断
3	G12M5-60	311	1.36	-9	75.1	70	5.2	局部座屈
4	C12M5-60	302	1.32	+12	74.3	70	2.6	下フランジ溶接部破断
5	G12M5-45	304	1.33	+6	25.9	24	2.1	下フランジ溶接部破断
6	G12S5-60	262	1.49	-8	65.1	90	5.1	局部座屈
7	G12M9-60	314	1.37	-8	62.4	58	4.8	局部座屈
8	G12MF-60	316	1.38	-7	50.5	47	2.9	梁フランジ破断

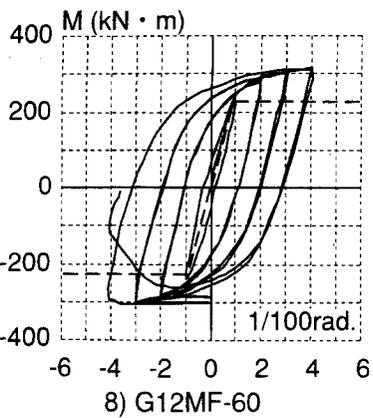
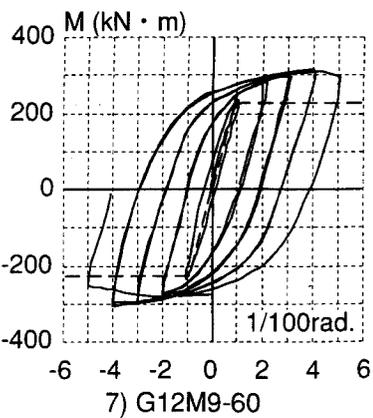
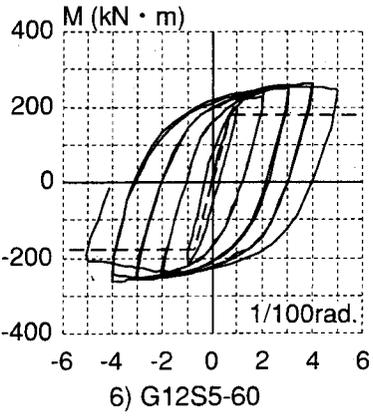
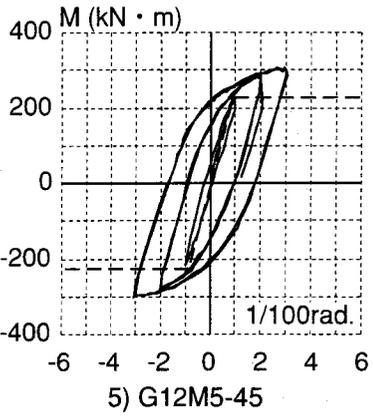
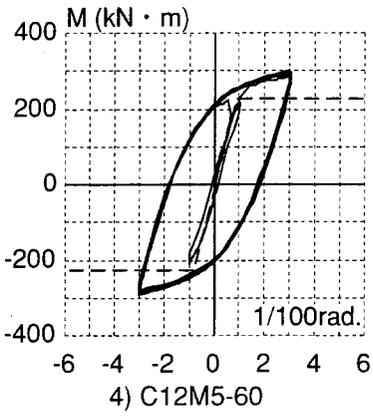
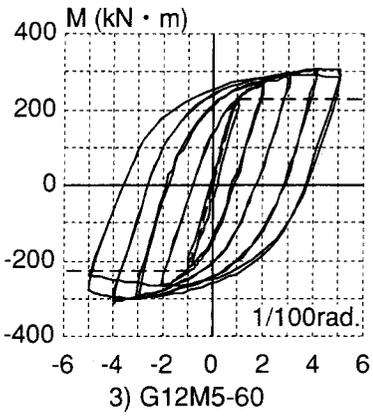
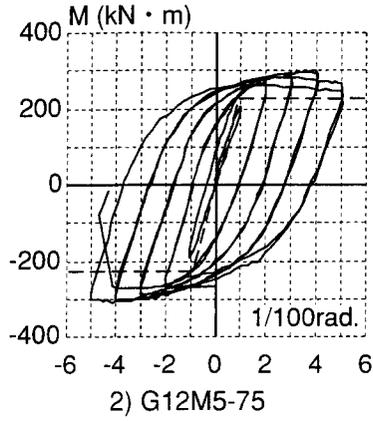
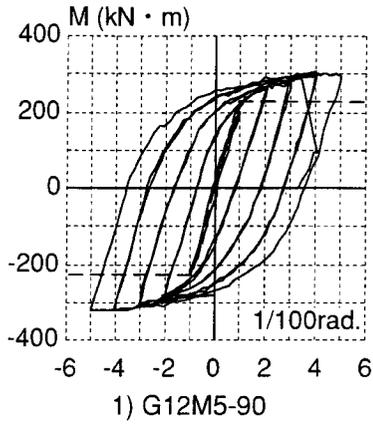


図5-6 荷重-変形関係

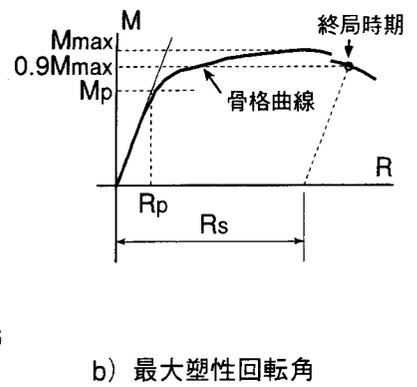
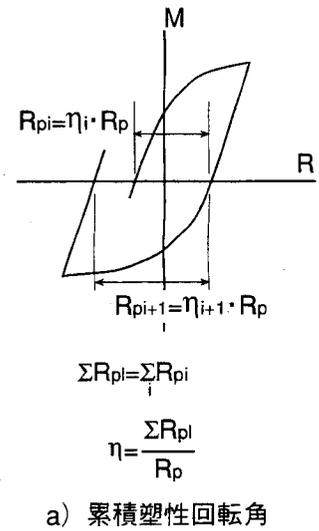


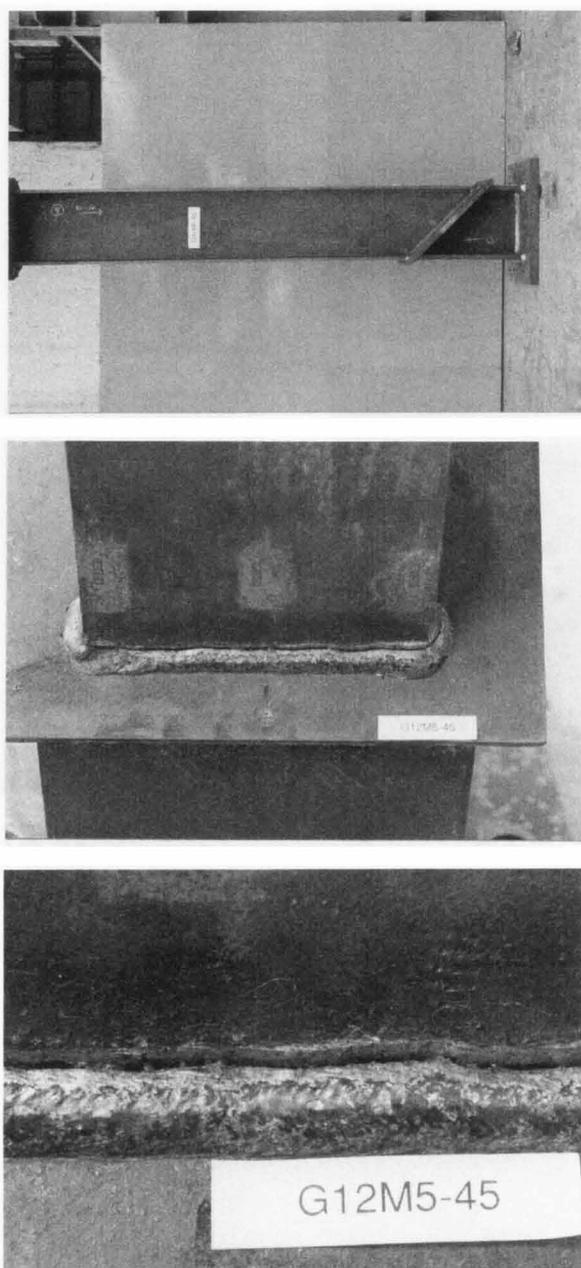
図5-7 塑性変形能力の定義

d) 鋼種による影響

$S/tf=0.42$, $\theta=60^\circ$ の供試体 (No. 3, No. 6) において, 梁鋼種が SN400B, SN490B のいずれの場合についても局部座屈により最大耐力が決定した。鋼種が SN400B の供試体 G12S5-60 は $M_{max}/M_p=1.49$ および $\eta=65.1$ であった。

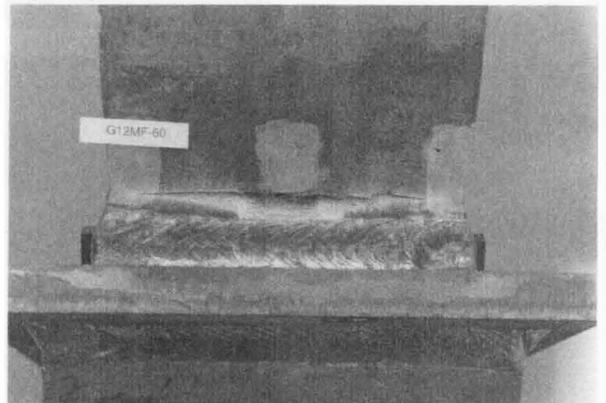
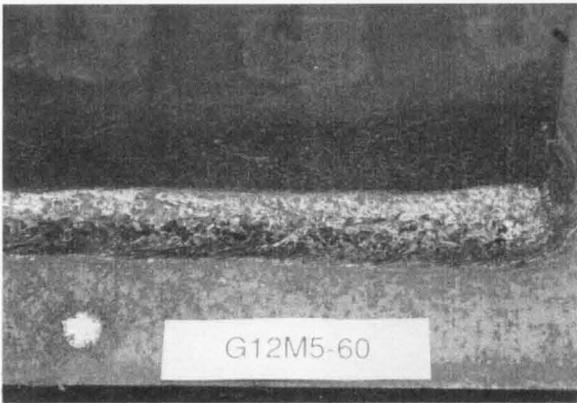
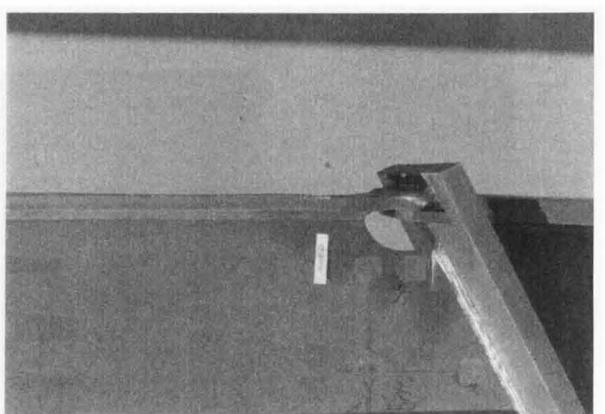
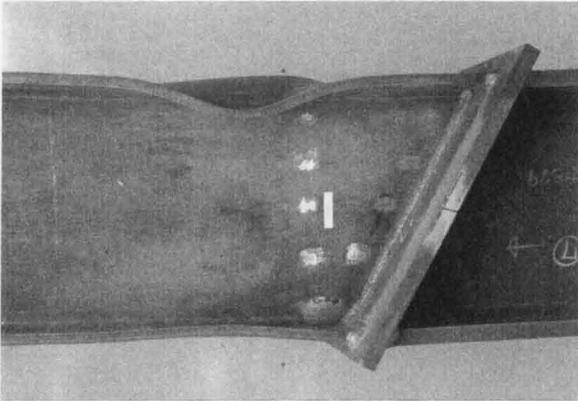
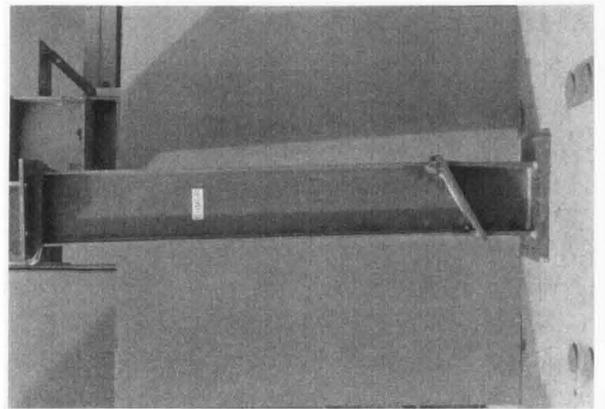
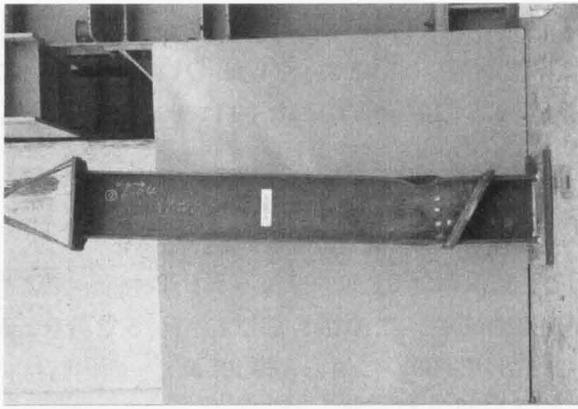
e) 溶接部詳細の影響

$\theta=60^\circ$, 鋼種 SN490B で梁フランジを完全溶込み溶接とした供試体 G12MF-60 は写真 5-2c) に示すようにスカラップ底に発生した亀裂により梁フランジが延性破断した。この接合部は $\eta=50.5$ であり, 隅肉溶接による接合部で $S/tf=0.42$ とした場合の $\eta=75.1$ (G12M5-60) に対し, 約 30% 低く, 隅肉溶接による接合部が完全溶込み溶接による接合部より優れている結果となった。



a) 梁フランジ溶接部の破断
(G12M5-45)

写真 5-2 破壊状況



b) 梁フランジの局部座屈
(G12M5-60)

c) 梁フランジの破断
(G12MF-60)

写真 5-2 破壊状況

5.3 柱梁接合部の耐力評価

第3章で得られた前面斜交隅肉溶接継目の強度評価式を応用して山形ラーメン架構柱梁接合部の耐力評価を行い、実大曲げ実験の結果と比較を行い極限解析で得られた強度評価式の妥当性を検証する。

5.3.1 耐力評価式

a) 溶込みを無視した場合

1) 上フランジ接合位置の終局曲げ耐力 ^UMus

図5-8に示す上フランジ接合位置における終局曲げ耐力 ^UMus は、中立軸が梁部材断面中央にあり、上フランジ溶接部は終局引張強度に達し、梁ウェブは全面降伏していると仮定し、次式より算出する。

$$^U\text{Mus} = w\text{Pfu} \cdot b \cdot (d - t_f) + p \sigma_{wy} \cdot Z_{wp} \quad \dots \cdot 5-1)$$

ここで、 $w\text{Pfu}$ ：上フランジ溶接部の引張強度

$$w\text{Pfu} = 2 \cdot \text{Min}(w\text{Pfo}, w\text{Pfa}) \quad \dots \cdot 5-2)$$

$w\text{Pfo}$ ：鈍角側溶接部の引張強度

$$w\text{Pfo} = \text{Min}(w\text{Pfo}_I, w\text{Pfo}_B)$$

$$w\text{Pfo}_I = 2 \cdot \frac{\sqrt{(\cos \theta + 1)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta \cdot \sin \theta}}{(\cos \theta + 1)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot S_{of} \cdot \frac{w \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

$$w\text{Pfo}_B = S_{of} \cdot \frac{p \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

$w\text{Pfa}$ ：鋭角側溶接部の引張強度

$$w\text{Pfa} = \text{Min}(w\text{Pfa}_I, w\text{Pfa}_B)$$

$$w\text{Pfa}_I = 2 \cdot \frac{\sqrt{(1 - \cos \theta)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta \cdot \sin \theta}}{(1 - \cos \theta)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot S_{af} \cdot \frac{w \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

$$w\text{Pfa}_B = S_{af} \cdot \frac{p \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

S_{of} , S_{af} ：梁フランジ鈍角側溶接部および鋭角側溶接部の実測した脚長の平均値

$p \sigma_{fu}$, $p \sigma_{wy}$ ：梁フランジ材の引張強さおよび梁ウェブ材の降伏強さ

$w \sigma_{fu}$ ：梁フランジの溶着金属の引張強さ

b , d ：梁幅および梁せい

t_f ：梁フランジ板厚

Z_{wp} ：梁ウェブの塑性断面係数

2) 下フランジ接合位置の終局曲げ耐力 M_{Mus}

図5-8に示す下フランジ接合位置では、梁部材の断面は治具部の断面を含む非対称断面となる。このため、終局曲げ耐力を5-1)式と同様に算出すると実験結果を過小評価することとなる。そこで、下フランジ接合位置における終局曲げ耐力 M_{Mus} は、図5-9に示すように下フランジ溶接部は終局引張強度に達し、治具部の上フランジおよびウェブは全面降伏していると仮定して終局曲げ耐力を求める。

$$L_{Mus} = wPfu \cdot b \left(yn - \frac{t_f}{2} \right) + j_b b_j t_{fj} \sigma_{fy} \cdot \left(d - yn - \frac{j_t t_f}{2} \right) + \frac{1}{2} j_w t_w \cdot \left\{ \left(d - yn - j_t t_f \right)^2 + \left(yn - t_f \right)^2 \right\} j_w \sigma_{wy} \quad \dots 5-3)$$

- ここで、 $wPfu$: 下フランジ溶接部の引張強度で5-2)式と同じ
 j_b, j_t : 治具フランジ幅および治具フランジ厚
 j_w : 治具ウェブ厚
 yn : 中立軸位置
 $j\sigma_{fy}, j\sigma_{wy}$: 治具フランジ材および治具ウェブ材の降伏強さ

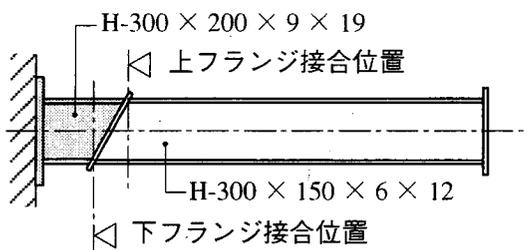


図5-8 フランジ接合位置

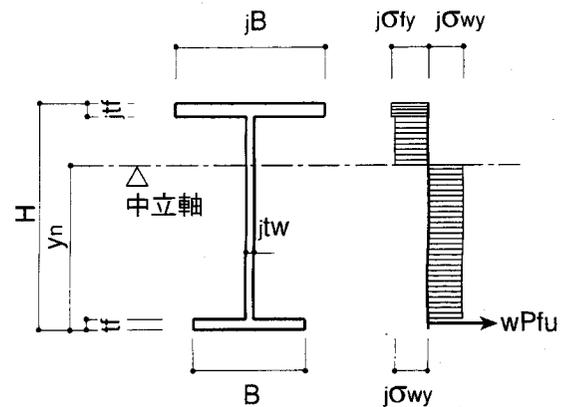


図5-9 下フランジ接合位置終局曲げ耐力

b) 溶込みを考慮した場合

溶込みを考慮した場合の終局曲げ耐力は、5-2)式の溶接部の引張強度を以下のように変更する。

$$wPfu = 2 \cdot \text{Min}(wPfo, wPfa) \quad \dots \dots 5-4$$

ここで、wPfo：鈍角側溶接部の引張強度

$$wPfo = \text{Min}(wPfo_1, wPfo_B)$$

$$wPfo_1 = 2 \cdot \frac{\sqrt{(\cos \theta + 1)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta \cdot \sin \theta}}{(\cos \theta + 1)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot \left(1 + \frac{po_f}{So_f}\right) \cdot So_f \cdot \frac{w \cdot \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

$$wPfo_B = \sqrt{\left(4 \cdot \sin^2 \theta + \cos^2 \theta\right) \cdot \left(\frac{po_f}{So_f}\right)^2 + 2 \cdot \frac{po_f}{So_f} \cdot \cos \theta + 1} \cdot So_f \cdot \frac{p \cdot \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

wPfa：鋭角側溶接部の引張強度

$$wPfa = \text{Min}(wPfa_1, wPfa_B)$$

$$wPfa_1 = 2 \cdot \frac{\sqrt{(1 - \cos \theta)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta \cdot \sin \theta}}{(1 - \cos \theta)^2 + 4 \cdot \sin^2 \theta} \cdot \left(1 + \frac{pa_f}{Sa_f}\right) \cdot Sa_f \cdot \frac{w \cdot \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

$$wPfa_B = \sqrt{\left(4 \cdot \sin^2 \theta + \cos^2 \theta\right) \cdot \left(\frac{pa_f}{Sa_f}\right)^2 + 2 \cdot \frac{pa_f}{Sa_f} \cdot \cos \theta + 1} \cdot Sa_f \cdot \frac{p \cdot \sigma_{fu}}{\sqrt{3}}$$

po_f, pa_f : 梁フランジ鈍角側溶接部および鋭角側溶接部の溶込み量

5.3.2 実験値と計算値の比較

表5-6に実験結果と終局曲げ耐力の計算値を示す。実験結果は漸増交番载荷を行った供試体について示している。表中のMmaxは実験の結果得られた上フランジおよび下フランジがそれぞれ引張側となる加力方向における最大荷重より求めた各フランジ接合位置における曲げモーメントである。また、網掛け部は溶接部の破断が生じた側を示している。

溶接部で破断が生じた供試体は3体のみであり、計算値が実験結果をやや過小評価している。この3体のMmax/Musの平均値はm=1.24、変動係数はv=0.13であった。

表 5-6 実験結果と計算値の関係

供試体	フランジ 接合位置	Mmax (kN・m)	溶込みを無視した場合			溶込みを考慮した場合		
			wPu (kN/mm)	Mus (kN・m)	$\frac{Mmax}{Mus}$	wPu (kN/mm)	Mus (kN・m)	$\frac{Mmax}{Mus}$
G12M5-90	上	306	4.19	203	1.51	4.41	212	1.44
	下	323	4.07	296	1.09	4.29	304	1.06
G12M5-75	上	297	4.11	200	1.49	4.88	233	1.28
	下	316	4.75	321	0.99	5.07	332	0.95
G12M5-60	上	294	4.73	226	1.30	4.74	227	1.30
	下	324	4.01	293	1.11	4.45	310	1.05
G12M5-45	上	282	4.04	197	1.43	3.87	189	1.49
	下	323	2.60	235	1.38	2.58	234	1.38
G12S5-60	上	251	3.96	193	1.30	3.96	193	1.30
	下	271	3.30	226	1.20	3.30	226	1.20
G12M9-60	上	300	6.00	281	1.07	7.46	344	0.87
	下	318	6.44	377	0.84	7.09	396	0.80

5.4 まとめ

本章では、山形ラーメン架構柱梁接合部を対象に、隅肉溶接を用いた場合の柱梁接合部の強度および変形能力について実験的に検討を行うとともに、極限解析に基づく強度評価式により柱梁接合部の耐力評価を試みた。その結果、以下のことが明らかとなった。

- (1) 隅肉サイズと梁フランジ厚の比 S_f/t_f が 0.42 であっても、斜交角度 $\theta=90^\circ \sim 60^\circ$ の隅肉溶接による柱梁接合部では、十分な強度と変形能力を有している。
- (2) $S_f/t_f=0.75$ が確保されている場合は、スカラップが設けられた完全溶込み溶接による柱梁接合部より接合部性能が優れている結果となった。
- (3) 極限解析に基づく強度評価式は、実験結果に対し安全側の評価を与えているが、やや過小評価する結果となった。
- (4) 斜交角度が小さくなると溶接条件が悪化し、鋭角側溶接部では十分な溶込みを得ることが難しく、鈍角側溶接部ではのど厚の確保が難しくなる。

第6章 結論

本論文は、中小規模の鉄骨造建物の柱梁接合部における梁端の溶接に隅肉溶接を用いた場合の接合部耐力を実験的および解析的に明らかにし、その設計・施工指針を得ることを目的とした研究をまとめたものである。

以下に本論文の各章で明らかとなったことをまとめる。

第2章では、隅肉溶接による柱梁接合部における接合部耐力を評価するために必要な基礎資料として前面T字隅肉溶接継目の強度評価を行った。以下に結論を要約する。

- (1) 従来から慣用されている隅肉サイズ ($S/t=0.7 \sim 0.8$) が確保されている場合は、母材の全強を伝達することが可能である。
- (2) 平面歪要素を用いた弾塑性有限要素解析により、隅肉溶接継目の弾塑性挙動を把握することが可能である。
- (3) 溶接の溶込み量が溶接継目の強度に与える影響は大きく、溶込み量を確保することによって溶接継目の強度は上昇する。
- (4) 極限解析により求めた隅肉溶接継目の強度式は、引張を受ける前面T字隅肉溶接継目の適切な評価式となっている。

第3章では、山形ラーメン架構の柱梁接合部に隅肉溶接を用いた場合の接合部耐力を評価するために必要な基礎資料として前面斜交隅肉溶接継目の強度評価を行った。以下に結論を要約する。

- (1) 斜交角度が小さくなると溶接条件が悪化し、鈍角側溶接部では溶込み量が増加するがのど厚の確保が難しくなり、鋭角側溶接部では溶込み量が減少、斜交角度が 45° の場合、溶接のルート部に溶込み不足が確認された。
- (2) 引張を受ける前面斜交隅肉溶接継目は溶接部の破断が鈍角側溶接部で先行する 경우가多く、その破断面は溶接部の最小のど断面方向ではなく溶接のルートと止端を結ぶ線上となることが明らかとなった。
- (3) 平面歪要素を用いた有限要素解析により、降伏領域の進展は鈍角側溶接部で先行すること、母材強度と溶着金属強度が等しい場合は降伏領域が溶着金属内部を貫通し、溶着金属強度が高い場合は溶着金属と母材の境界上を降伏領域が進展することが明らかとなった。
- (4) 極限解析により求めた隅肉溶接継目の強度式により、引張を受ける前面斜交隅肉溶接継目の引張耐力を適切に評価できる。

第4章では、隅肉溶接によるエンドプレート形式の柱梁接合部の弾塑性挙動を実験的に検討し、第2章で得られた極限解析に基づく前面T字隅肉溶接継目の強度評価式により柱梁接合部の耐力評価を試みた。以下に結論を要約する。

- (1) 隅肉サイズと梁フランジ厚の比 S_f/t_f が0.56以上の場合、繰返し載荷された場合でも、溶接部の破断した側の累積塑性変形倍率は15以上あり、十分な強度と変形能力を有している。
- (2) $S_f/t_f=0.75$ が確保されている場合は、スカラップが設けられた完全溶込み溶接による接合部より変形能力が優れている結果となった。
- (3) 極限解析に基づく強度評価式は、溶込みを無視した場合には実験結果に対し安全側の評価を与え、溶込みを考慮した場合には実験結果に対し適切な評価式となっている。
- (4) 従来の最小のど断面に基づく強度評価方法では、実験結果を過小評価している。
- (5) 有限要素解析の結果、曲げを受ける梁の端部におけるフランジの隅肉溶接部の弾塑性挙動は、引張を受ける前面T字隅肉溶接継目の弾塑性挙動と概ね一致している。

第5章では、隅肉溶接による、山形ラーメン架構柱梁接合部の弾塑性挙動を実験的に検討し、第3章で得られた極限解析に基づく前面斜交隅肉溶接継目の強度評価式により柱梁接合部の耐力評価を試みた。以下に結論を要約する。

- (1) 隅肉サイズと梁フランジ厚の比 S_f/t_f が0.42であっても、斜交角度 $\theta=90^\circ \sim 60^\circ$ の隅肉溶接による接合部では、十分な強度と変形能力を有している。
- (2) $S_f/t_f=0.75$ が確保されている場合は、スカラップが設けられた完全溶込み溶接による接合部より性能が優れている結果となった。
- (3) 極限解析に基づく強度評価式は、実験結果に対し安全側の評価を与えているが、やや過小評価する結果となった。
- (4) 斜交角度が小さくなると溶接条件が悪化し、鋭角側溶接部では十分な溶込みを得ることが難しく、鈍角側溶接部ではのど厚の確保が難しくなる。

以上のように、本論文では、隅肉溶接継目の引張強度を適切に評価することのできる強度式を提案し、この強度式を応用することで、隅肉溶接による柱梁接合部の強度評価が可能であることを示した。さらに、隅肉溶接による柱梁接合部であっても十分な強度と変形能力を確保することが可能であり、慣用されている完全溶込み溶接による柱梁接合部と同等以上の接合部性能を発揮できることを明らかにした。

今後の検討事項

提案した強度評価式は、極限解析の手法に基づくことで、溶接の溶込み量および溶着金属と母材の強度差による影響を適切に評価することが可能である。この極限解析の手法を応用することで、不等脚隅肉溶接継目や部分開先を設けた部分溶込み溶接継目の引張強度を評価することも可能であり、今後の課題としたい。

隅肉溶接の施工および監理について

隅肉溶接は、簡便な溶接方法であるため、溶接施工者や設計者は隅肉溶接を安易に考えがちである。さらに、溶接後の検査に関しても、外観検査以外に実用的な検査方法が確立されていない。

1995年の兵庫県南部地震では、隅肉溶接による接合部の被害が生じている。被害の生じた溶接部は、角形鋼管柱とダイアフラムの片面隅肉溶接接合部や梁端部の隅肉サイズが小さい溶接接合部であり、現在の設計では、完全溶込み溶接が要求されていると考えられる溶接接合部である。したがって、被害の生じた溶接部は、適切な設計・施工による隅肉溶接ではない。

本論文で述べた隅肉溶接継目および隅肉溶接による柱梁接合部の性能は、適切な溶接施工により発揮される。したがって、溶接施工に際しては、設計者ならびに施工管理者は十分な監理を行うとともに、溶接施工者は溶接の重要性を認識し、より慎重な溶接を行うことが要求される。

具体的には、柱梁接合部の溶接施工に際しては、以下の点について配慮する必要がある。

- 1) 溶接施工においては、可能な限り等脚隅肉溶接となるようにすること。
- 2) ルート部の溶込みが確保できるようにトーチの角度、アークスタート位置およびウィーピングの方法を確認しておくこと。
- 3) 以上のことを保証するために、例えば、実施工に先立ち溶接施工試験を行い、マクロ試験により適切な条件であることを確認しておくこと。この試験は、特に斜交隅肉溶接継目における鋭角側の溶接に際しては必ず必要である。

謝辞

神戸大学大学院博士前期課程より本研究に着手して以来、神戸大学大学院教授 田淵基嗣 先生には、博士後期課程への社会人としての入学と本研究の継続を勧めていただき、終始変わらぬ暖かいご指導、ご鞭撻を賜りました。ここに厚くお礼申し上げます。また、神戸大学助教授 田中 剛 先生には、その研究過程において常に適切なお指導を賜りましたことに厚くお礼申し上げます。

本論文をまとめるにあたり、神戸大学教授 三谷 勲 先生ならびに同教授 河村 廣 先生には非常に有益なご指摘、貴重なご助言を頂戴いたしました。ここに深くお礼申し上げます。

本論文の作成にあたり、適切なお助言と励ましの言葉を下さいました神戸大学助教授 上場輝康 先生ならびに同助手 難波 尚 先生に心から感謝いたします。

卒業論文のテーマとして研究の遂行にご尽力いただいた、鈴木純二 君（現 戸田建設）、齊藤 順 君（現 三建構造）、清水良彦 君（現 三菱重工業）、川島伯典 君（現 大林組）ならびに大松俊祐 君（現 瀬戸本建築研究室）の諸氏を始めとする神戸大学鋼構造研究室の皆様へ心から感謝いたします。

1996年の入社以来、本研究に際し、暖かく見守っていただいた（株）北條建築構造研究所所長 北條稔郎 氏ならびに所員の皆様にはお礼の言葉もございません。末筆ながら、心から感謝いたします。