

大入熱溶接を適用した溶接箱形組立柱の
溶接接合部軟化部性能の実験的検証

2021年2月

千葉大学大学院融合理学府
創成工学専攻 建築学コース

藤澤 清二

(千葉大学審査学位論文)

大入熱溶接を適用した溶接箱形組立柱の
溶接接合部軟化部性能の実験的検証

2021年2月

千葉大学大学院融合理学府
創成工学専攻 建築学コース

藤澤 清二

論文題名

「大入熱溶接を適用した溶接箱形組立柱の 溶接接合部軟化部性能の実験的検証」

目次

1章	はじめに	3
1.1	研究の背景	3
1.1.1	超高層建築の柱部材の変遷	3
1.1.2	超高層建築発展に伴う構造用鋼材性能向上	5
1.2	既往研究	7
1.2.1	溶接箱型断面柱の製造技術および適用鋼材に関する既往研究	8
1.2.1.1	溶接箱型断面柱の製造設備	8
1.2.1.2	溶接箱型断面柱の大入熱溶接施工	9
1.2.1.3	溶接箱型断面柱に適用する鋼材について	12
1.2.2	溶接箱型断面柱の構造性能に関する既往研究	13
1.2.2	造船分野の軟質継手に関する既往研究	15
1.3	研究の目的	19
2章	溶接箱形断面柱のエレクトロスラグ溶接部継手性能 HAZ 軟化部の関係	22
2.1	実験パラメーター検討のための数値解析	23
2.1.1	数値解析の概要	23
2.1.2	数値解析結果	28
2.2	溶接継手試験	30
2.2.1	試験計画	30
2.2.2	試験体の機械的性質と軟化部性状	33
2.2.2.1	溶接部の硬さ分布	33
2.2.2.2	鋼材および溶接部の引張特性	36
2.2.3	溶接継手引張実験	38
2.3	継手強度評価	42

2.3.1	キャリブレーション解析	42
2.3.2	継手強度の評価	46
2.4	結論	49
3章	薄肉スキンプレートの溶接箱形断面柱のエレクトロスラグ溶接部継手性能と HAZ 軟化部の関係	53
3.1	試験体	53
3.2	ESW 部の軟化	53
3.3	ESW 部引張試験	56
3.4	継手引張試験	58
3.5	継手衝撃試験	62
3.6	結論	63
4章	溶接金属強度が HAZ 軟化を有するエレクトロスラグ溶接接合部の継手強度に及ぼす影響	65
4.1	溶接継手試験	65
4.1.1	試験体	65
4.1.2	供試鋼材	66
4.1.3	ESW 溶接記録	66
4.1.4	ESW 部機械試験	68
4.1.5	ESW 溶接継手引張試験	71
4.2	FEM 解析による継手強度の検討	74
4.2.1	解析概要	74
4.2.2	解析結果	76
4.3	結論	81
5章	結び	83
5.1	まとめ	83
5.2	箱型断面柱の今後の発展性について	85

1章 はじめに

21世紀に入り、オフィス2003年問題など、大型建築物の新築工事が無くなるのではと、かつては危惧されたが、その後もリーマンショックまでの好況、リーマンショック後のアベノミクス景気、インバウンドなどの事由により、オフィスを中心とする大型の超高層建築物の新築工事着工件数が年々増加している（図1.1参照^[1]）。2000年以降の超高層建築物の柱材は、溶接箱形組立柱（以下、ボックス柱）がほとんどである。

本研究は至近20年以上、超高層建築の柱材の主役である、溶接箱形組立柱に着目し、今なお解明されていない技術的課題である溶接接合部軟化部性能について実験的検証を行うものである。

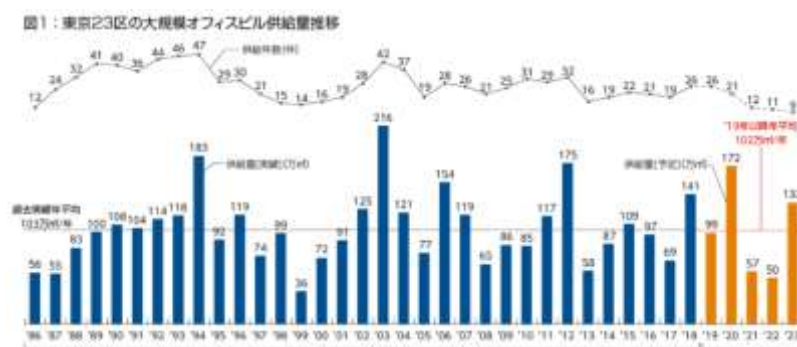


図 1.1 東京 23 区の大規模オフィスビル供給量推移^[1]

(出典；森ビル 東京 23 区の大規模オフィスビル市場動向調査 2019)

1. 1 研究の背景

超高層建築の柱材の主流がボックス柱になるまでと、適用鋼材の変遷について以下で解説する。

1. 1. 1 超高層建築の柱部材の変遷

ボックス柱は、現在の超高層建築や大規模鋼構造建築には欠かせない部材である。現在に至るまでに、多様な観点からの技術的課題の解決に先達の技術者が取り組み、進歩発展を遂げてきている。

ボックス柱のような箱形断面は橋梁の箱桁などにも適用されおり、座屈しにくく、断面効率が良く、断面方向性が少なく出来るなどの断面形状優位性がある。構造部材に箱形断面が適用は欧米やアジア圏など世界中に広がっているのも、断面優位性によるものとする。

一方、製造合理性の点からは、鋼材メーカーが製造する圧延製品が、そのまま、または、ほとんど加工せずに部材として適用できると優位性がある。代表例が、H形鋼である。強軸方向の断面効率に優れ、柱にも梁にも適用される。柱部材向けには熱間圧延による極厚H形鋼（以下、極厚H）が適用されてきた。

極厚Hの外形シリーズは、図 1.2 に示すように、ASTM インチシリーズ（フランジ厚さ最大 125mm）、400×400 シリーズ（フランジ厚さ最大 100mm）、500×500 シリーズ（フランジ厚さ最大 80mm）からなり、最大外径は 700×500 シリーズのウェブ厚さ 65mm、フランジ厚さ 80mm である。最大断面積の上限は圧延限界で決定されている。

また、極厚Hの強度向上については、合金添加と低温圧延をする制御圧延（CR；Controlled Rolling）による。この製造法は、非水冷型の TMCP プロセスとも言われている。結晶粒微細化により強度向上を図るが、熱影響部衝撃性能の確保や溶接前の十分な予熱などが課題となる。米国では現在も極厚H形鋼が主に柱材として使用されている。

極厚Hは、開断面である利点を生かし、ダイアフラムを内ダイアフラムとし、溶接工による半自動溶接が可能である。しかし、多関節の溶接ロボットでは内ダイアフラムの横向き溶接や上進溶接が困難であり、自動化が出来ない課題があり、現在も解消されていない。極厚H形鋼は製造合理性が極めて高いが、ファブリーケーターでの鉄骨加工は、溶接ロボットの適用が困難なため、ロボット導入による自動化推進に伴い徐々に、その地位が失われていった。

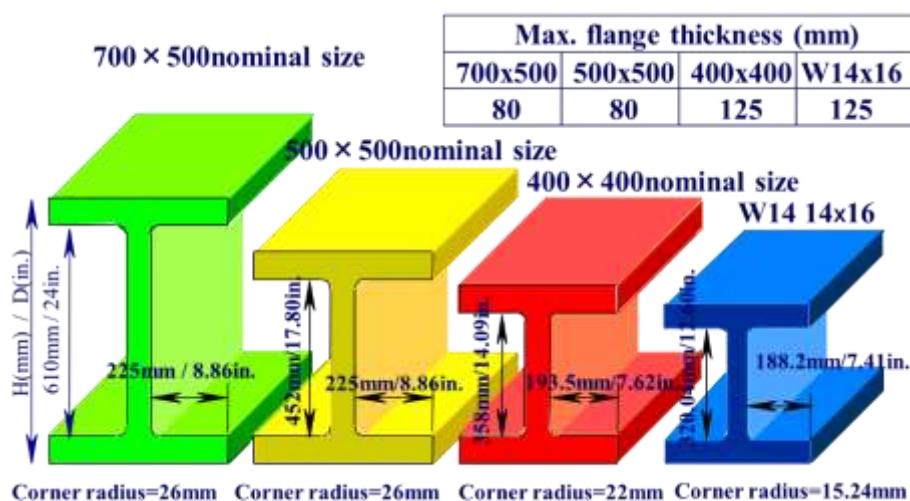


図 1.2 極厚H形鋼の外形シリーズ

1. 1. 2 超高層建築発展に伴う構造用鋼材性能向上

極厚H柱に代わりボックス柱は、極厚Hでは克服しきれない、大断面化や高強度化などの課題を解消できることで、改めて超高層建築の柱材として注目された。

また、ファブリケーターでの加工も、特に溶接施工の自動化が出来ることで、加工技術も向上した。大断面化や高軸力に対応するため、ボックス柱の外径は大きくなり、厚肉化が進んでいる。外径が大きくなることや厚肉化が進むためには、鋼材と溶接施工がともに発展する必要がある。鋼材は高強度化するものの、溶接性に優れているという、相反する性能を具備することが求められる。

溶接施工は大断面、厚肉化しても施工効率が高いことが求められる。また、溶接部の性能も、構造性能が担保できる高い性能が求められる。

これらボックス柱の課題に対応するため、鋼材からのアプローチとして、熱加工制御TMCP (Thermo Mechanical Control Process) による厚鋼板の製品化が進んだ。ここでいうTMCPは先述の極厚HのTMCPとは異なり、水冷型のTMCPプロセスである。TMCPによる厚鋼板は、高強度化を加速冷却による結晶粒微細化により達成するため、圧延ままでは必要となる合金添加を抑えることが出来る。そのため、溶接性が向上し、また、熱影響部靱性の低下を少なくすることができる。

TMCP鋼板は、1988年(平成元年)に、厚さが40mmを超えてもF値を 325N/mm^2 、 355N/mm^2 とすることができる、TMCP325、TMCP355が開発された。その後、1993年(平成5年)に建築構造用鋼材がSS400、SM490Aなどの他用途と混在して使用するものではなく、建築専用のSN材が制定され、溶接接合を積極的に行うB材と、熱収縮などによる割れ防止の観点から大入熱溶接に対応したC材が規格に盛り込まれた。この時に、TMCP鋼材もTMCP325B・C、TMCP355 B・Cが新たに規格化された。

当時、TMCP鋼材の高強度化は鋼材製造時の加速冷却の限界から、TMCP355以上の強度を有するTMCP鋼板製造は不可能であった。一方、超高層建築は年々高さを増し、より強度の高い鋼材が求められた。そのため、熱処理(焼入れ→二相域焼入れ→焼き戻し)を鋼材圧延後に行い、強度を高めたSA440が開発された。SA440はF値が 440N/mm^2 の 590N/mm^2 級鋼材である。3段階の複雑な熱処理を行ったのはフェライト、ベイナイト、パーライトの複合組織とし、降伏比80%以下とするためである。化学成分は合金元素量が多く、炭素当量(Ceq)や溶接割れ感受性組成(PCM)の規格下限値が高いため、溶接施工に際しては、高い予熱温度が必要で、大入熱溶接部の靱性も乏

しいものであった。JR 東日本本社ビルなどに適用されたが、溶接施工には細心の注意を払っての難施工であった。そのため、使用量は限られ、加工可能なファブrikエーターも僅かであった。

TMCP プロセスの技術革新により、2002 年に TMCP385 鋼材は開発された。TMCP385 は F 値 385N/mm^2 の 550N/mm^2 級鋼材であり、予熱が不要で、大入熱溶接部靱性も TMCP325、TMCP355 と同等以上の性能を有した。TMCP385 の製品化により、BOX 柱の高強度化が進んだ。

さらに、SA440 と機械的性質の規定は同等以上の TMCP440 鋼材が 2012 年に製品化された。TMCP440 は C_{eq} 、 P_{CM} が低く、予熱が不要である。また、大入熱溶接部靱性も SA440 よりも改善されている。

現在の BOX 柱は 590N/mm^2 級を最高強度とした、TMCP 鋼材を母材とすることが多く、予熱不要の 590N/mm^2 級鋼材の登場により、BOX 柱の高強度化が進んだといえる。

また、ボックス柱の加工技術は角溶接にサブマージアーク溶接（以下、SAW）の適用が進み、一度の溶接での限界接合厚さが大きくなっている。内ダイアフラムの溶接にはエレクトロスラグ溶接（以下 ESW）が適用され、限界ダイアフラム厚さが大きくなり、限界溶接長さが長くなり断面の大型化に対応している。溶接時施工条件の確立の発展により、溶接の大入熱化が進むことで、鋼材にはより高度なレベルでの接合部性能の確保が求められている。大入熱溶接により、鋼材の熱影響部性能は、低靱性化と軟質化が懸念される。また、TMCP 鋼に限らず、大入熱溶接の熱収縮による、熱影響部の低温割れ（水素割れ）も懸念される。

以下では、ボックス柱に適用される鋼材性能と、溶接施工法の既往研究をまとめる。

1. 2 既往研究

溶接技術開発のスタートは1801年 H.Davy (英) や V. Petrov (露) らにより、ボルタ電池 2,000 個を電源としてアーク放電現象が発見されたことからスタートしている。アーク放電発見からおよそ 100 年後、1904 年に現在も世界最大の溶接機器・資材メーカーの一つである ESAB の創始者 Oscar.Kjellberg (スウェーデン) により、被覆アーク溶接棒が発明された。その後、1937 年にボックス柱の製造技術根幹である、大入熱溶接技術の一つであるサブマージアーク溶接法が発明された。ボックス柱の実用化までは、その発明から長い年月を経て、現在に至っている。

1980 年初頭から大入熱サブマージアーク溶接やエレクトロスラグ溶接を適用した BOX 柱が製造され始め²⁾、鉄骨製作技術が現在まで変遷してきた。以下では、BOX 柱の製造技術や適用鋼材について振り返り、BOX 柱の構造性能に関する既往研究や、造船分野の軟化継手の既往研究についてまとめる。

1. 2. 1 溶接箱型断面柱の製造技術および適用鋼材に関する既往研究

1. 2. 1. 1 溶接箱型断面柱の製造設備

現在の、BOX 柱製造設備の一例^[3]を紹介する。製作フローは、工場毎に特徴があるが、大電流の SAW 設備と、SESNET と呼ばれる非消耗エレクトロスラグ溶接設備を保有するライン構成が一般的である。製作フローチャートを図 1.3 に示す。

SAW 溶接機は先行電流が 2300A 程度の大電流での施工が可能であり、ESW 溶接機は 1000kJ/cm を超える大入熱溶接への対応を行っている。本研究の試験体の一部も、当該設備で製作している。

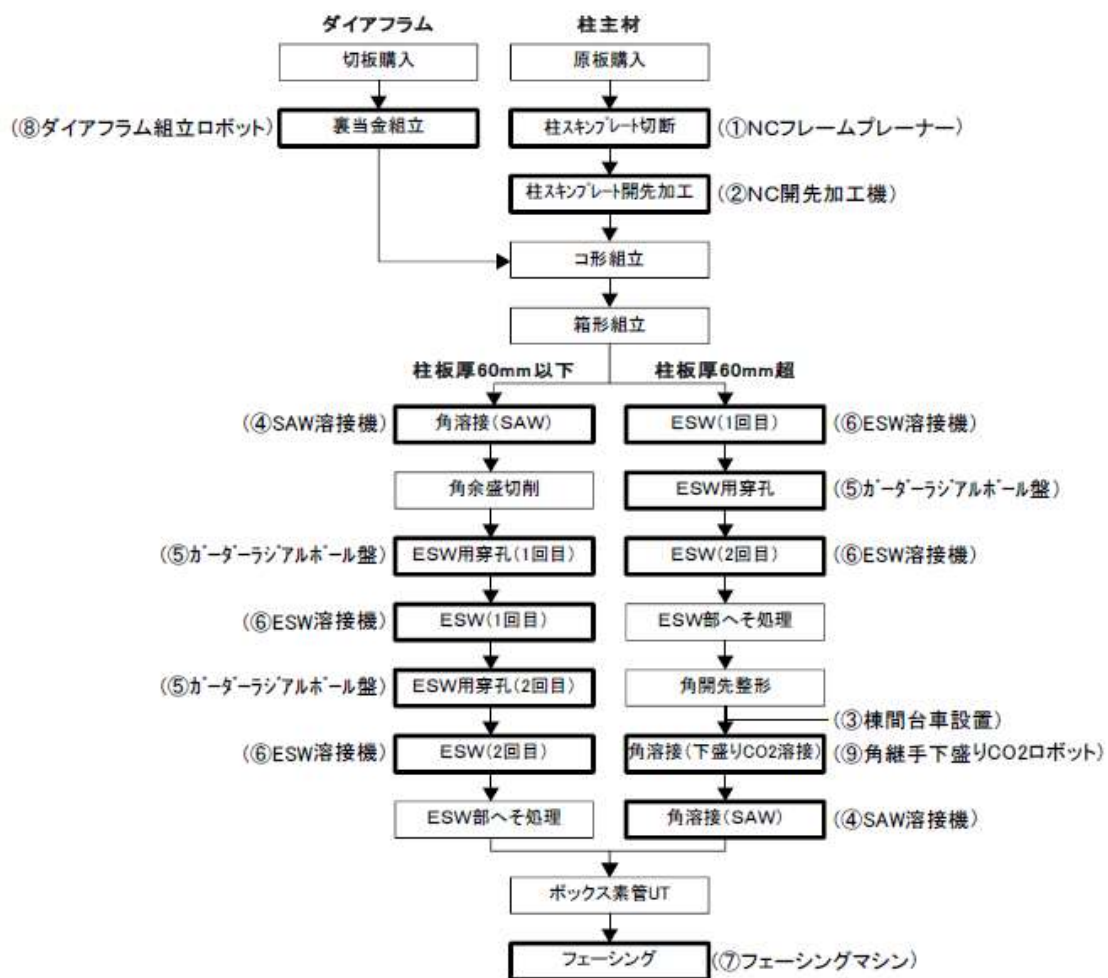


図 1.3 ボックス柱製作フローチャート (一例) ^[3]



図 1.4 最新の SAW 溶接設備と ESW 溶接設備^[3]

1. 2. 1. 2 溶接箱型断面柱の大入熱溶接施工

至近のボックス柱の高能率溶接法に関する研究^[4]では、厚さ 70mm の SAW 溶接施工技術の確立や、ルートギャップ 19mm の狭開先 ESW 溶接施工技術の確立が行われている。2013 年頃までは、柱のフランジ、ウェブ(以下、スキンプレート)の板厚が 60mm 程度までの角継手には 1 パス 2 電極 SAW 溶接法が用いられ(図 1.5)、また、内ダイアフラムとスキンプレートとの溶接は、ルートギャップ(以下、RG)が 23 ~ 25mm で、内ダイアフラムの板厚が 65mm 程度までは 1 電極 ESW 溶接が多く用いられてきた(図 1.5)。



図 1.5 1 パス 2 電極 SAW 溶接と通常開先形状 ESW 溶接の施工状況^[4]

大入熱溶接の入熱規準や溶接部性能目標値は、SA440 溶接施工指針^[5]に、表 1.1、表 1.2 のように示されおり、目標値を満たすための溶接入熱上限値の目安が定められている。当該実験の目的に、これら規準範囲外の施工を承認してもらうことが一つにある。

ESW では溶接溶け込みを確実に得るために、裏当て金形状をテーパー付とした実験も行われている。開先形状とノズルの関係を図 1.6 に示す。

表 1.1 最大溶接入熱及び最大パス間温度^[5]

溶接部位	溶接方法	入熱 (kJ/cm)	パス間温度 (°C)
溶接組立箱形断面柱角継手	サブマージアーク溶接	≦ 650	≦ 250
	ガスシールドアーク溶接	≦ 30 ≦ 40	≦ 350 ≦ 250
ダイアフラム	ガスシールドアーク溶接	≦ 30 ≦ 40	≦ 350 ≦ 250
	エレクトロスラグ溶接	≦ 1000	—
仕口	ガスシールドアーク溶接	≦ 30 ≦ 40	≦ 350 ≦ 250
	サブマージアーク溶接	≦ 200	≦ 250
突合せ	ガスシールドアーク溶接	≦ 30 ≦ 40	≦ 350 ≦ 250
	サブマージアーク溶接	≦ 200	≦ 250
隅肉	ガスシールドアーク溶接	≦ 30 ≦ 40	≦ 350 ≦ 250

表 1.2 溶接部性能目標値^[5]

溶接部位	性能目標値	
	TS* (N/mm ²)	vEo** (J)
溶接組立箱形断面柱角継手	≧ 590	≧ 27
ダイアフラム	≧ 590	≧ 27
仕口	≧ 590	≧ 47
突合せ	≧ 590	≧ 47
隅肉	≧ 590	—

(注) [*] TS 目標値は継手としての性能であり、溶接熱影響部等の局部引張試験には適用しない。異種継手の場合の TS は低強度側の既定値を適用する。

[**] vEo 目標値は 3 個の試験片の平均値とする。

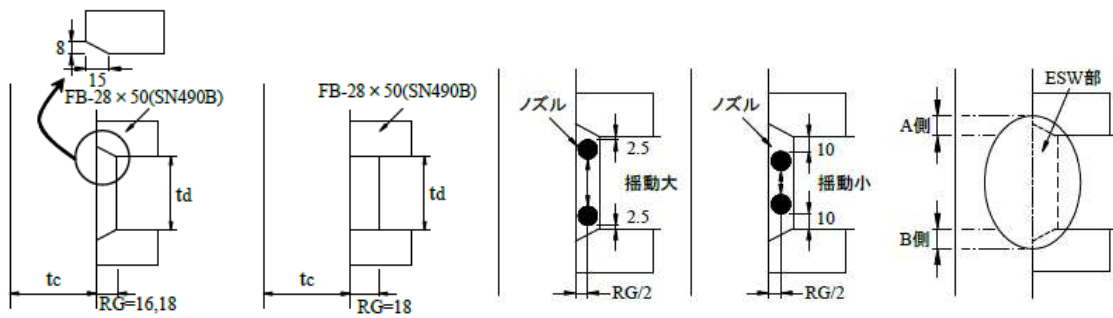


図 1.6 狭開先 ESW の開先形状とノズル位置・揺動条件^[6]

ボックス柱の構造性能検証では、ESW 部の脆性破壊防止の観点から、シャルピー衝撃値の性能確保に着目した論文が多い。ESW 部の衝撃性能と入熱などの関係を纏めた既往研究もあり^[8]、その一部を紹介する。

図 1.7~図 1.9 は、スキンプレートに 590N/mm² 級の高 HAZ 靱性鋼と TMCP385 を用いた場合の ESW 部 DEPO, BOND, HAZ のシャルピー衝撃値を、ダイアフラム厚さ、入熱量、800℃~500℃の冷却速度で纏めたものである。総じて、衝撃値は BOND 部が最も低くなる傾向があるが、ダイアラムや入熱量との関係性は低そうである。800℃~500℃の冷却速度に着目すると、関連性が高く、データの拡充により、鋼種毎の冷却速度により衝撃特性評価が出来ることを示唆している。

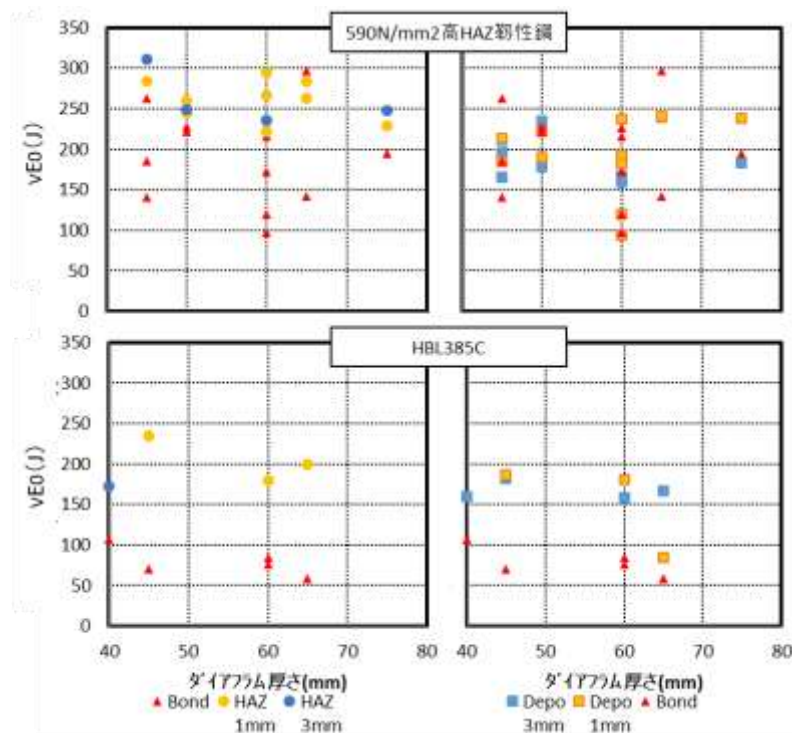


図 1.7 ダイアラム厚さと ESW 部シャルピー衝撃性能の関係^[8]

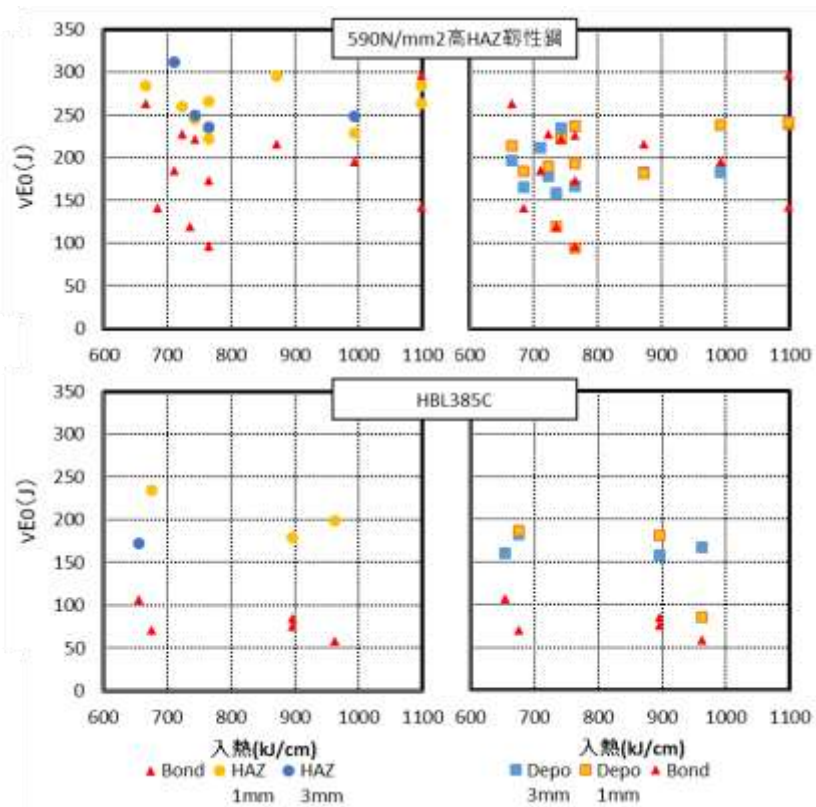


図 1.8 入熱量と ESW 部シャルピー衝撃性能の関係^[8]

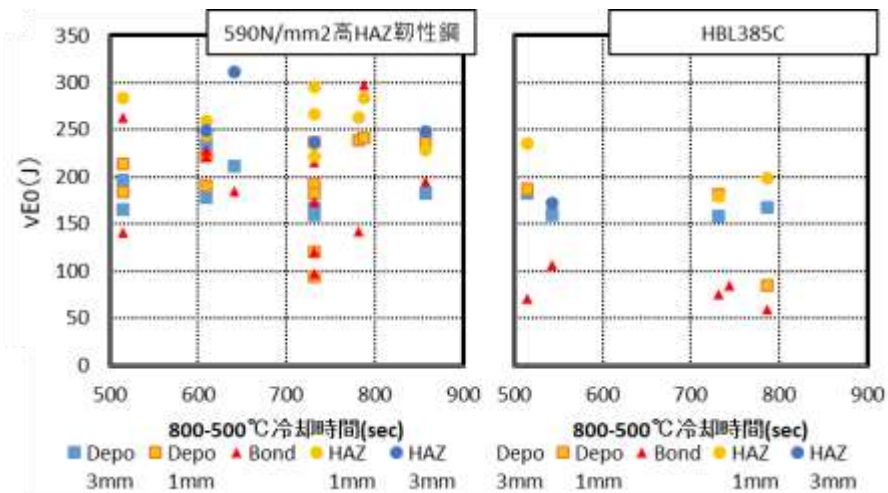


図 1.9 800-500°Cの冷却速度と ESW 部シャルピー衝撃性能の関係^[8]

1. 2. 1. 3 溶接箱型断面柱に適用する鋼材について

溶接箱型断面柱に適用する鋼材は、TMCP 鋼材の登場から、溶接性が向上した。一方で、大入熱溶接部靱性については必要性能が不確かであるために、ESW 部のシャルピー

一衝撃値に目標値として 70J を求めるような、高い要求仕様がでてきた^[12-17]。

ESW 部に高い靱性が求められるようになり、通常の TMCP 鋼材では性能確保が困難なため、高 HAZ 靱性鋼が開発された。その製造法の概略と性能を既往研究^[9]より紹介する。

高 HAZ 靱性鋼の鋼材規格は通常鋼材と同様であるが、ESW 部の靱性目標値を 70J とした鋼材であり、図 1.10 に示すように、通常であれば、大入熱溶接に晒された熱影響部の結晶粒が粗大化することで、靱性低下するが、融点の高い TiN を鋼中に適当に分散配置することで、HAZ 結晶粒の微細化が可能となる。

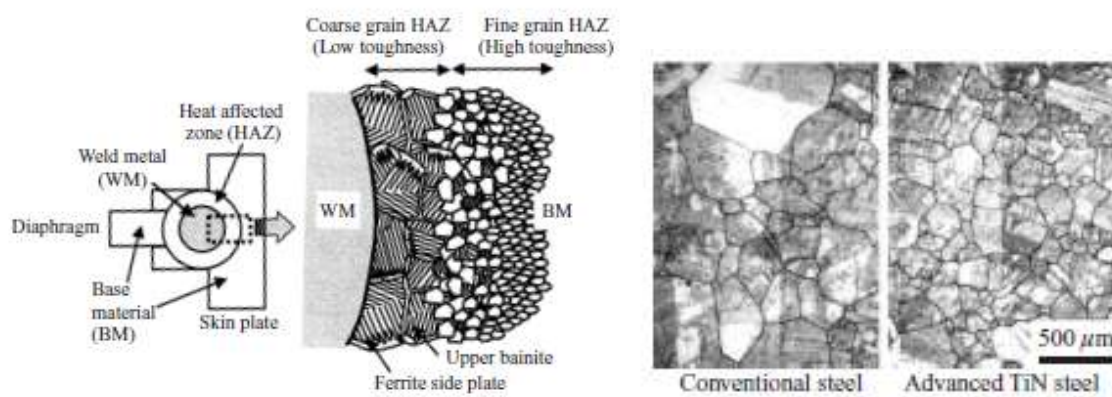


図 1.10 高 HAZ 靱性鋼の概要^[9]

1. 2. 2 溶接箱型断面柱の構造性能に関する既往研究

ボックス柱の構造性能に関する研究は、前節の高い設計要求性能（ESW 部靱性）を明確化するための研究について紹介する^[18]。本ガイドブックでは柱に引張軸力が作用する場合、つまり、図 1.11 のようなスキンプレートが 2 軸引張状態で全塑性耐力を発揮するための条件を解明している。具体的には、図 1.12 に示すト字形部分骨組み載荷実験や十字継手引張実験を行い、破断耐力と ESW 部シャルピー性能の対応関係を整理している。

結果、図 1.13 に示すように、ESW 部靱性が低いと変形性能が低下することが解り、表 1.3 に示すような、ESW 部保有靱性別の内ダイアフラムの作用応力の上限が設定された。

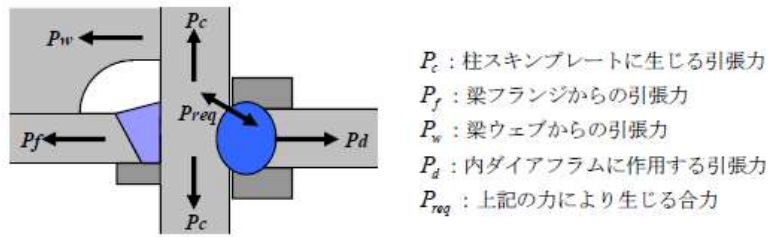


図 1.11 ESW 部に作用する引張力^[18]

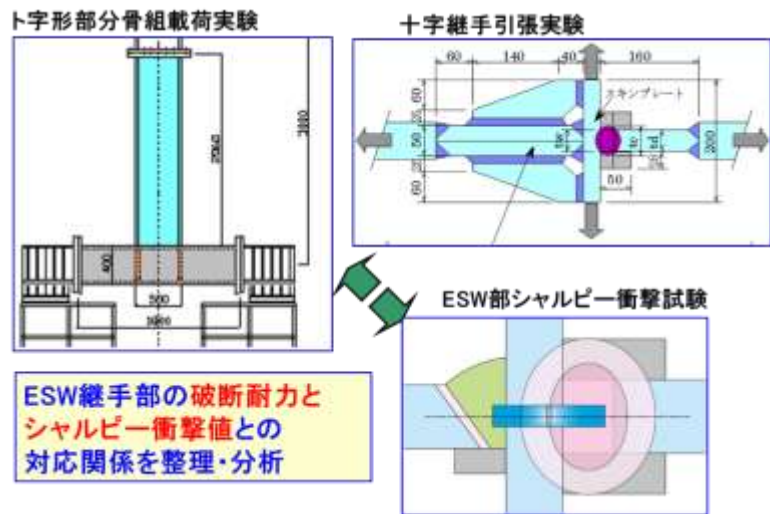


図 1.12 構造性能確認実験と ESW 部シャルピー試験^[18]

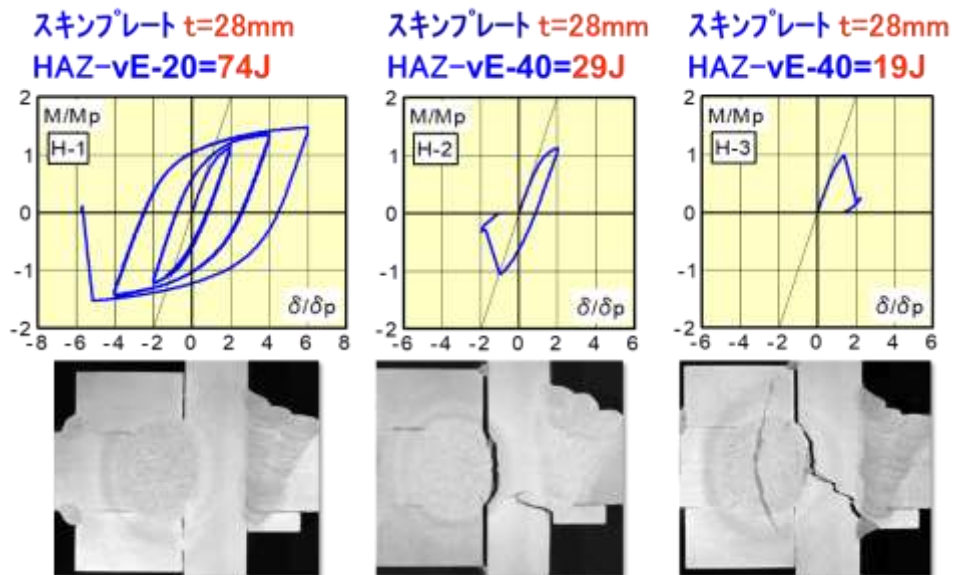


図 1.13 変形性能と ESW 部シャルピー値の関係^[18]

表 1.3 内ダイアフラム作用応力の上限値の目安^[18]

エレクトロスラグ溶接部の 靱性レベル vE	15J 以上	27J 以上	47J 以上
作用応力の上限値 の目安 σ	160N/mm ² 以下 (0.5×F)	240N/mm ² 以下 (0.75×F)	325N/mm ² 以下 (1.0×F)

1. 2. 2 造船分野の軟質継手に関する既往研究

造船分野では、建造船の大型化に伴い、割れ防止の観点から溶接金属自体を軟質化して、溶接部の健全性を保つ。その場合に溶接金属幅が継手に対し小さければ、継手拘束効果により、母材同等の継手強度が得られる研究^[19]がある。これは熱影響部の軟質化ではなく、溶接金属を低強度にすることで、積極的に弱継手にするものである。当該研究は母材は 80 キロ高張力鋼（780N/mm²級鋼材）とし、溶接金属は 60 キロ鋼用、50 キロ鋼用を選定している。開先形状は船体の継手のため、図 1.14 のような開先形状である。このような、軟質継手を図 1.15 の試験片により引張実験を行っている。

当該研究では結論として、以下のことを導いている。

- (1) 溶接金属として母材よりも低強度の材料を用いても、溶接継手の強度は溶接金属の強度よりも大きく上昇する。溶接金属の一部のみを低強度材料で溶接する部分軟質継手では全軟質溶接継手よりも強度の上昇が大きい。軟質溶接継手の強度は溶接金属の軟質度や板幅などの影響をうける。
- (2) 軟質溶接継手の延性は一般に母材に比べて低下するが継手の強度が上昇するにつれて母材の延性に近づく。
- (3) 軟質溶接継手の引張強度は板幅の影響をうけ、板幅が大きくなるほど継手の強度は上昇してある一定値に近づく。
- (4) 軟質溶接継手では、溶接金属の軟質度が極端に小さな値の場合には、破断は不安定現象によって生ずる最高荷重以前に生じ、破面に多くの脆性破面をふくむ。母材と同等の一様伸びを示すような軟質度の場合には破断は最高荷重後に生じ、破面に占める脆性破面の割合は通常溶接継手などの場合と大差ない。

溶接金属として母材よりも低強度レベルのものを使用する **under-matching** の原則に立っても継手の静的引張強度は母材と同等のものが得られるとしている。

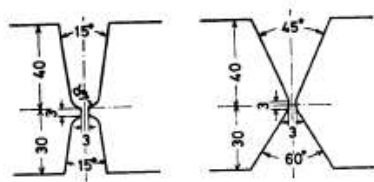


Fig.1 開先形状 (Series I)

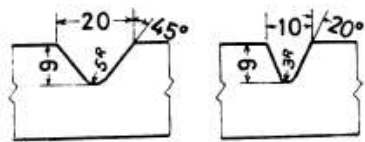


Fig.2 開先形状 (Series IV)

図 1.14 開先形状^[19]

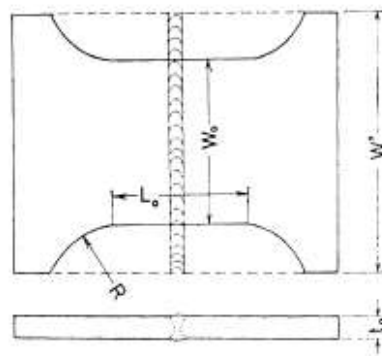


図 1.15 試験片形状^[19]

また、造船分野においては、建築分野に先んじて TMCP 鋼による溶接性向上や高強度化が進み、日本造船研究会^[20]では、熱影響部より継手平行方向に丸棒引張試験片を採取した軟化部強度把握 (図 1.16) や、継手引張試験片幅を 30mm と 200mm、並行部長さを 200, 300, 400mm とした継手引張試験 (図 1.17) を実施している。溶接継手作成は表 1.12 に示す溶接条件で行っており、継手は全て単純な平板継手である。溶接方法は SAW, EGW (エレクトロガスシールドアーク溶接), ESW である。熱影響部の引張強さは、溶接入熱による影響を余り受けないように見え、継手試験結果は試験片幅を変えることで継手強度上昇がすることが報告されている。

当該研究^[20]では試験結果から、図 1.18 のに示すモデルにて、軟化部を含む継手強度の推定式を提案している。推定式的前提として、

- (1)溶接金属の強度は母材の強度と等しい (図 1.19)
- (2)余盛の影響はない
- (3)母材部と軟質部は、それぞれ一様な機械的性質を持つ (図 1.19)
- (4)軟化幅は、ビッカース硬度分布において、母材の平均硬さを下回る領域の幅とするとしている。

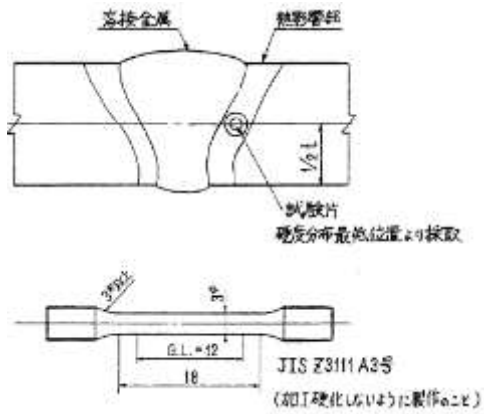


図 1.16 熱影響部引張試験片採取位置^[20]

NKU2A 号試験片(昭 57 年度に準ずる) (3 枚供試)

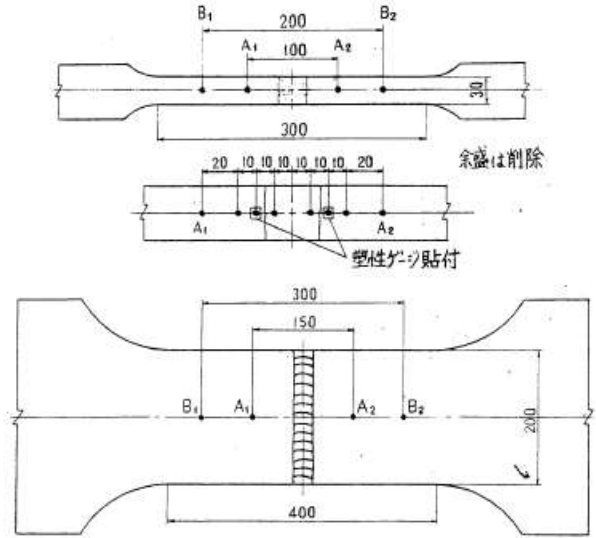


図 1.17 溶接継手引張試験片^[20]

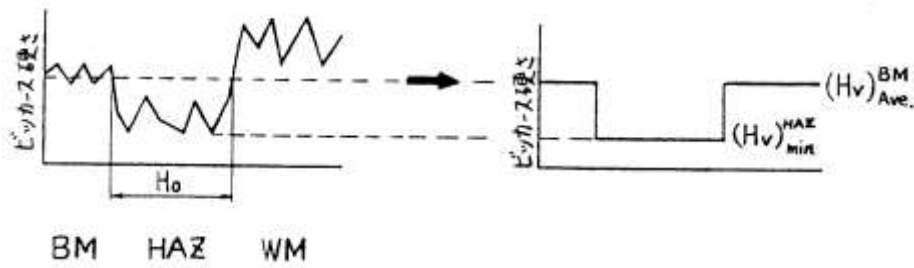


図 1.18 溶接継手のモデル化方法^[20]

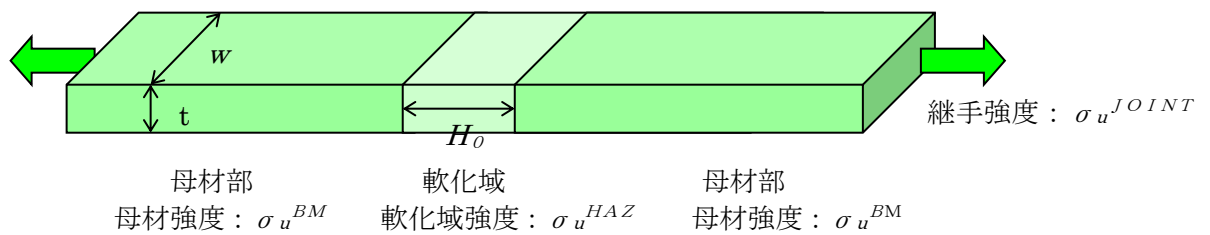


図 1.19 軟化域を含む継手の模式図^[20]

<提案式> 軟化域を含む溶接継手強度

$$\sigma_u^{JOINT} = \left(\frac{1}{3.86 \cdot Xeq^{0.8}} + 1 \right) \cdot Sr \cdot \sigma_u^{BM}$$

ただし、

$$w > t$$

$$Xt > m \text{ の時 } Xeq = Xt$$

$$Xt \leq m \text{ の時 } Xeq = (Xt + m) / 2$$

$$Xt = H_0/t, \quad m = 2 (Sr/3.86 (1 - Sr))^{1/0.8}, \quad Sr = \sigma_u^{HAZ} / \sigma_u^{BM}$$

σ_u^{JOINT}	: 溶接継手の引張り強さ
σ_u^{HAZ}	: 軟化域の引張り強さ
σ_u^{BM}	: 母材引張り強さ
H_0	: 軟化域幅
t	: 板厚
w	: 試験片幅

さらに、各種産業分野での熱影響部軟化について検討が行われている^[21]。溶接施工法の対象は小入熱溶接のガスシールドアーク溶接 (GMAW) であり、数値解析による検討を行っている。結果、HAZ 軟化度と継手強度の関係や溶接金属強度の継手強度への影響を因子別に整理している。

1.3 研究の目的

本研究の目的は、大入熱を加えることにより軟質化した BOX 柱の ESW 継手の継手性状を解明し、母材同等以上の強度を確保するための条件を明確にすることである。

2章では、ESW 接合した内ダイアフラム溶接部と CO₂ 溶接の十字継手引張強さの確認に際し、部材の厚肉化により試験片断面が扁平化することで、継手強度不足となることを問題視し、引張試験片形状の妥当性も検討するための検討を行う。ESW 溶接継手強度と熱影響軟化部性状との関係に着目し、造船分野の軟質継手評価のように継手強度を適正に評価する方法を検討する。造船分野が対象とするのは平継手であるが、本研究では平滑仕上げしない ESW 継手性状解明を目指す。また、ESW 軟化部の継手強度への影響を定量的に把握するため、実験的検討と解析的検討を行い、溶接継手部に影響を及ぼす因子を特定し、それらが継手強度にどのように影響するかを検討する。

3章では、2章で検討したスキンプレートとダイアフラムの一般的な板厚組合せの ESW 継手よりも、スキンプレートの板厚がダイアフラムに比べ薄い ESW 部の継手性能を検討する。これらは、溶接冷却速度が遅くなることで軟化が助長され継手強度確保が懸念されるものである。2章の実験結果との比較検討を行い、提案した継手評価式との整合性を確認することを目的とする。

なお、使用する鋼材はスキンプレートに通常鋼と化学成分が異なる高 HAZ 靱性鋼を用い、継手強度に及ぼす影響も確認する。高 HAZ 靱性鋼は一般鋼よりも大入熱溶接部靱性が確保しやすく、薄いスキンプレートでの使用頻度は高い。

4章では、溶接金属強度が軟化部を有する ESW 継手強度に及ぼす影響を明らかにすることを目的とする。試験体製作には、柱スキンプレートに高強度鋼材を用いた ESW 継手は、溶接金属強度が高くなる傾向であることを利用する。柱スキンプレートに建築構造用鋼材で最高強度となる 780N/mm² 級鋼を用い、溶接金属強度を高めた ESW 部による継手引張実験を行い、溶接金属強度が ESW 継手強度に及ぼす影響について実験的に、また、FEM 解析により詳細に分析する。

<参考文献>

- [1] 森ビル，東京 23 区の大規模オフィスビル市場動向調査 2020，
https://www.mori.co.jp/img/article/200525_1.pdf，2020年5月25日
- [2] 森田耕次，建築鉄骨の製作技術 技報 30 年にみる変遷，駒井ハルテック技報
VOL.2,2012
- [3] 小林光博，ボックス柱製造ライン増強・改修工事報告，駒井ハルテック技報 Vol. 26，
- [4] 横山幸夫ら，溶接組立箱形断面柱の高能率溶接法に関する研究 その 1 . 研究概要，
日本建築学会大会学術講演梗概集（近畿），2014年9月，pp1037-1038
- [5] 日本鉄鋼連盟，SA440 設計. 溶接施工指針 第3版，2016年3月
- [6] 宋 勇勲ら，溶接組立箱形断面柱の高能率溶接法に関する研究 その 2 . 狭開先エ
レクトロスラグ溶接試験(1). 研究概要，日本建築学会大会学術講演梗概集（近畿），
2014. 9. pp1039-1040
- [7] 吉村鉄也ら，溶接組立箱形断面柱の高能率溶接法に関する研究 その 3. 狭開先エ
レクトロスラグ溶接試験（2），日本建築学会大会学術講演梗概集（近畿），2014. 9.
pp1040-1041
- [8] 藤沢清二ら，溶接組立箱形断面柱の高能率溶接法に関する研究 その 1 3. 高強度鋼
のElectroslag溶接部性能まとめ，日本建築学会大会学術講演梗概集（中国），
2017. 8. pp979-980
- [9] 木村達己ら，溶接部靱性に優れた建築用高張力鋼板と溶接材料 一大入熱溶接部の
高品質化を実現する JFE EWEL 技術一，JFE 技報 No.5，2004年8月，pp38-44
- [10] 石井匠ら，超高層ビル向け建築構造用鋼材の概要と適用例，JFE 技報 No.21，2008
年8月，pp1-7
- [11] 大森章夫ら，建築構造用高性能 590 N/mm² 級 TMCP 鋼板「HBL[®]440」，JFE 技報
No.33，2014年2月，pp25-31
- [12] 稲田達夫ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能（その 1）柱梁継手に必要
な性能，日本建築学会大会梗概集（関東），2001年9月，pp743-744
- [13] 椿宣之ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能（その 2）地上鉄骨の溶接施
工試験結果，日本建築学会大会梗概集（関東），2001年9月，pp745-746
- [14] 小川一郎ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能（その 3）要求性能に対す
る評価と課題，日本建築学会大会梗概集（関東），2001年9月，pp747-748

- [15]大塚英郎ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能（その4）エレクトロスラグ溶接施工試験結果の分析，日本建築学会大会梗概集（関東），2001年9月，pp749-750
- [16]櫻井謙次ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能（その5）エレクトロスラグ溶接施工試験結果の分析，日本建築学会大会梗概集（関東），2001年9月，pp751-752
- [17]清家正樹ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能（その6）エレクトロスラグ溶接施工試験結果の分析，日本建築学会大会梗概集（関東），2001年9月，pp751-752
- [18]日本鋼構造協会エレクトロスラグ溶接部脆性的破断防止技術の検討小委員会，内ダイアフラム エレクトロスラグ溶接部の脆性的破断防止ガイドブック，2016年6月
- [19]佐藤邦彦ら，軟質溶接継手の静的引張強度に関する研究，日本造船学会論文集，大132号，pp381-393，1972年12月
- [20]日本造船研究会 SR193 第193研究部会，新製造法による50キロ級高張力鋼の有効利用に関する研究，pp44-70，1983年3月
- [21]新富達也ら，溶接 HAZ 軟化が継手強度に及ぼす影響に関する検討，溶接学会論文集，第21巻第3号，pp397-403，2003年

2章 溶接箱形断面柱の電ロスラグ溶接部継手性能HAZ 軟化部の関係

電ロスラグ溶接により接合した内ダイアフラム溶接部（以下、ESW部と称す）とCO₂溶接の溶接継手強度を確認する場合、JISで定める溶接継手引張試験により、継手引張試験片は図1に示すJIS Z3121の1号試験片による。継手強度は、母材規格で定める引張強さ下限以上の強度を確保することが、一般的に求められる。

近年、構造物の大型化に伴い、部材の高強度化と厚肉化が進んでいる。継手試験体の平行部幅は一定のため、厚肉化に伴い、試験片平行部の継手幅厚比は縮小傾向にある。それに伴い、写真2.1の様にESW軟化部にて継手破断し、要求性能を発揮できないケースが増えている。これは厚肉材として汎用的なTMCP鋼材^[1]が、圧延ままの鋼材よりも軟化しやすい性質であること^[2]が助長している可能性がある。

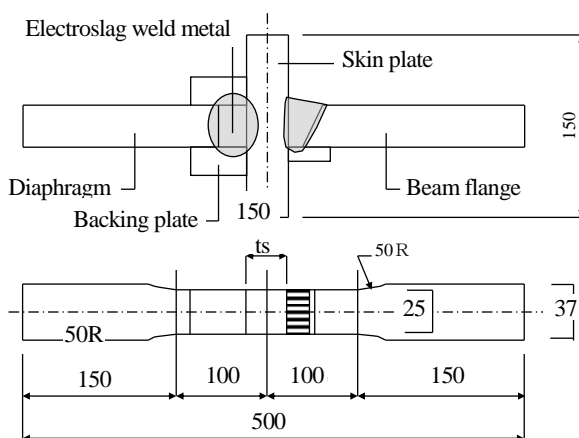


図 2.1 JIS Z3121 1号試験片（単位：mm）

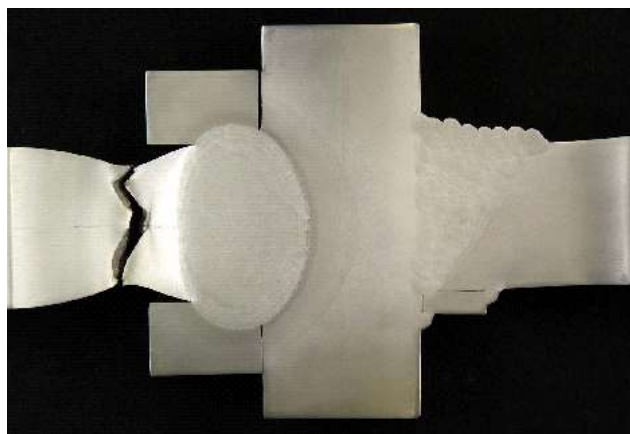


写真 2.1 ESW 軟化部からの破断例

本研究では、ESW 溶接継手強度と熱影響軟化部性状との関係に着目し、造船分野の軟質継手評価³⁾のように継手強度を適正に評価する方法を検討する。造船分野が対象とするのは平継手であり、軟質部と軟化部幅と継手強度の関係を明確にしている。本論では ESW 軟化部の継手強度への影響を定量的に把握するため、実験的検討と解析的検討を行い、溶接継手部に特有な因子が継手強度にどのように影響するかを検討する。

2.1 実験パラメーター検討のための数値解析

2.1.1 数値解析の概要

構造実験に先立ち、ESW による HAZ 軟化部を有する継手強度に影響を与える因子を推定するために、FEM 解析を実施する。解析は汎用有限要素解析ソフト ABAQUS Ver.6.12 による幾何学的非線形を考慮した三次元弾塑性解析とした。文献[3]では平継手の継手強度評価式が提案されており、継手強度の支配因子は①継手の幅厚比 W/h (W : 板幅, h : 板厚), ②低強度部の相対厚さ X_h ($=$ 低強度部厚さ H / 板厚 h), ③軟質部 S_r ($=$ 低強度部の引張強さ σ_T^S / 母材の引張強さ σ_T^B) の3つであり、幅厚比 W/h が大きいほど、相対厚さ X_h が小さいほど、また軟質部 S_r が大きいほど、継手強度 σ_T^I は大きくなることが示されている。図 2.2 に ESW 部での低強度部を含む継手の概略を、図 2.3 に解析モデルを示す。解析モデルは 8 節点六面体要素で構成された 1/2 モデルとし、単調引張载荷を想定して梁フランジ端に軸方向の強制変位を与えた。また、ESW 継手固有の支配因子となりうる、④ESW 溶接金属相対厚さ: $ESW X_h$ ($=$ ESW 溶接金属厚さ $ESW H$ / ダイアフラム厚さ h), ⑤ESW 溶接金属強度比 : $ESW S_r$ ($=$ ESW 溶接金属の引張強さ σ_T^W / 母材の引張強さ σ_T^B) を検討項目に加えた。

軟化部を有する溶接継手に引張応力が作用すると、平継手では図 2.2 に示すように、軟質部を挟む硬質部が変形しないことで軟質部が括れず強度が上昇するが、ESW 溶接継手も同様の拘束効果が表れるものと考える。

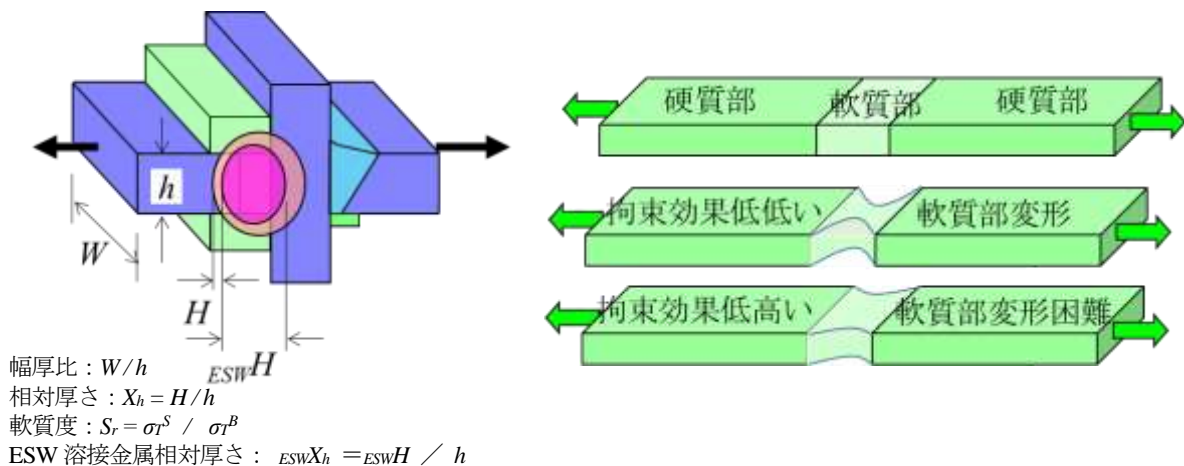


図 2.2 低強度部を含む継手

図 2.4 にスリットを考慮した ESW 部溶け込み形状を示す。モデル化においては、スリットの未溶着部を設けた。また、軟化部近傍のメッシュサイズは2mm程度とした。

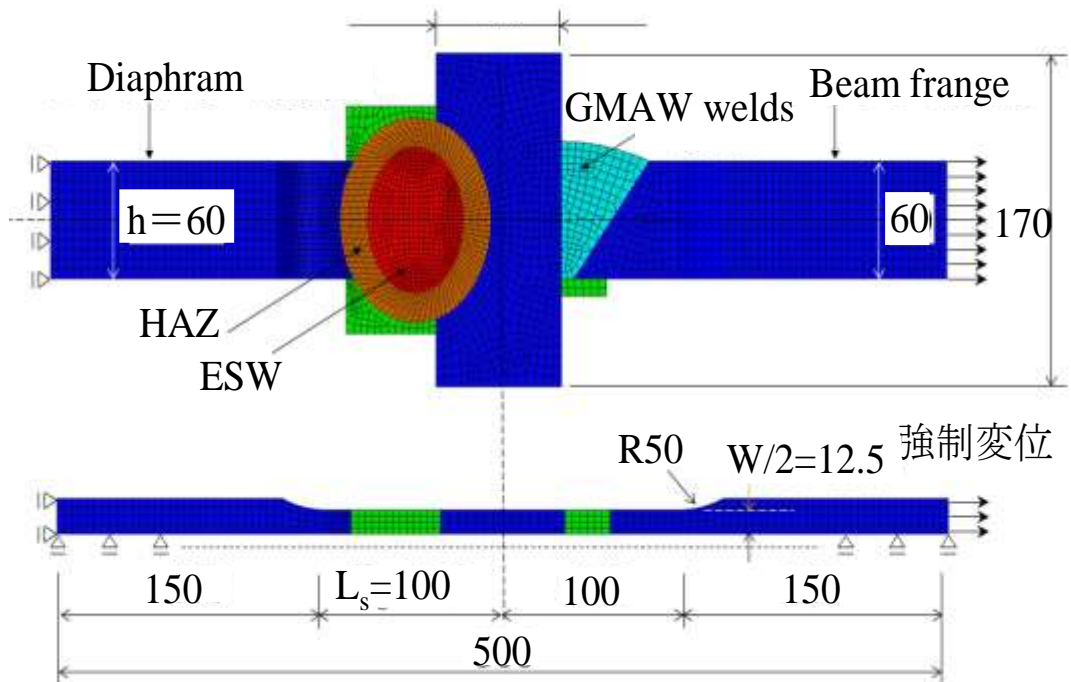


図 2.3 解析モデル (No.1-1) (単位 : mm)

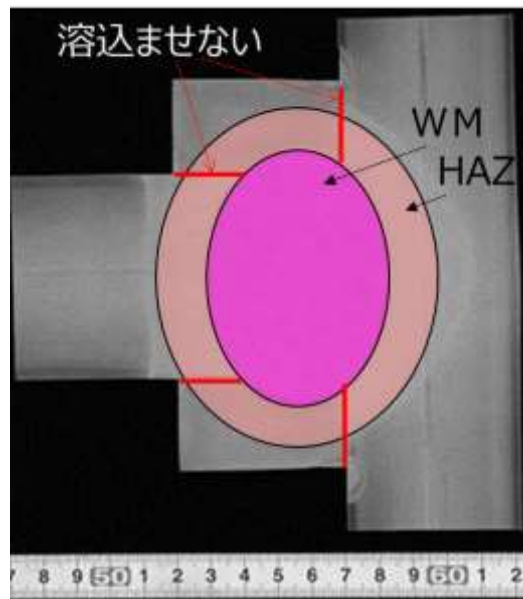


図 2.4 ESW 部スリットを考慮した溶け込み形状

表 2.1 に解析一覧を示す。解析は上記①～⑤の継手強度影響因子に、継手の平行部長さ（図 2.3 の L_s ）を加えて、全 5 シリーズを実施する。 W/h については、ダイアフラム厚さを $h=60\text{mm}$ と一定にして継手幅 W のみ変化させる。 X_h , S_r をパラメーターとした解析ケースでは、既往の ESW 溶接部の硬さ試験結果^{4~6)}を参考にして数値を決定した。 X_h については、図 2.5 (b), (c) に示すように、ダイアフラムにおける HAZ 軟化部（図中白線囲み部）を増減させることで表現する。材料特性について、いずれもヤング係数を $205,000\text{N/mm}^2$ 、ポアソン比を 0.3 とし、Mises の降伏条件を用いた。溶接金属部（ESW 部、 CO_2 溶接部）および裏当て金と、母材は同質なものとし、HAZ 軟化部は、母材と同じ降伏比とし、強度を変化させた値 ($0.7\sim 1.0\times\text{HAZ}$) を用いている。ESW 部の溶接金属強度は通常母材同等以上の強度を有すること、かつ軟化部に隣接する部分の強度が高いほど継手強度は高くなると考えられる³⁾ことから、ここでは母材と同強度とした。表 2.2 に各部の機械的性質、図 2.6 に公称応力-公称歪関係を示す。

また、ESW 溶接金属の機械的性質は一様とし、スキンプレート側とダイアフラム側の軟化部の機械的性質も同様としている。裏当て金の軟質部については考慮せず、裏当て金は溶融部を除き、全て一様とした。

なお、TMCP 鋼材は制御圧延と制御冷却により結晶粒を微細化することで、強度、靱性を高めた鋼材であり、HAZ 部は軟化しやすく、強度が高いとその影響が顕著となる。そのため、鋼種として TMCP385 鋼材を想定した材料特性としている。また、軟化部幅 H は経験的に 15mm 程度が、標準的な値と考えてパラメーターを設定した。

また、継手は CO_2 溶接側の梁の厚さを、ダイアフラムと同厚にしたため、軟化の度合いが小さな側からの破断は起こらないため、ダイアフラム母材と溶接金属に挟まれる軟化部の耐力に着目している。

表 2.1 解析シリーズ一覧

シリーズ1	継手の幅厚比 W/h	低強度部の相対厚さ $Xh (H)$	軟質度 Sr	ESW部相対厚さ $ESW X_h (ESW H)$	ESW部強度比 $ESW S_r$	平行部長さ Ls
No.1-1	25mm/60mm	0.25 (15mm)	0.8	0.9(54mm)	1.0	100mm
No.1-2	50mm/60mm					
No.1-3	60mm/60mm					
No.1-4	75mm/60mm					
No.1-5	100mm/60mm					
No.1-6	150mm/60mm					
シリーズ2	継手の幅厚比 W/h	低強度部の相対厚さ $Xh (H)$	軟質度 Sr	ESW部相対厚さ $ESW X_h (ESW H)$	ESW部強度比 $ESW S_r$	平行部長さ Ls
No.2-1	60mm/60mm	0.20 (12mm)	0.8	0.9(54mm)	1.0	100mm
No.2-2(No.1-3)		0.25 (15mm)				
No.2-3		0.30 (18mm)				
No.2-4		0.40 (24mm)				
No.2-5		0.45 (27mm)				
No.2-6		0.50 (30mm)				
シリーズ3	継手の幅厚比 W/h	低強度部の相対厚さ $Xh (H)$	軟質度 Sr	ESW部相対厚さ $ESW X_h (ESW H)$	ESW部強度比 $ESW S_r$	平行部長さ Ls
No.3-1	60mm/60mm	0.25 (15mm)	0.7	0.9(54mm)	1.0	100mm
No.3-2(No.1-3)			0.8			
No.3-3			0.9			
No.3-4			1.0			
シリーズ4	継手の幅厚比 W/h	低強度部の相対厚さ $Xh (H)$	軟質度 Sr	ESW部相対厚さ $ESW X_h (ESW H)$	ESW部強度比 $ESW S_r$	平行部長さ Ls
No.4-1	25mm/60mm	0.25 (15mm)	0.8	0.9(54mm)	1.0	73.5mm
No.4-2						85mm
No.4-3(No.1-1)						100mm
No.4-4						115mm
No.4-5						130mm
No.4-6						145mm
シリーズ5	継手の幅厚比 W/h	低強度部の相対厚さ $Xh (H)$	軟質度 Sr	ESW部相対厚さ $ESW X_h (ESW H)$	ESW部強度比 $ESW S_r$	平行部長さ Ls
No.5-1	25mm/60mm	0.25 (15mm)	0.9	0.87(52mm)	1.1	100mm
No.5-2		0.38 (23mm)	0.89	0.83(50mm)	1.1	
No.5-3	25mm/45mm	0.49 (22mm)	0.98	0.98(44mm)	1.0	
No.5-4		0.49 (22mm)	1.07	1.07(48mm)	1.1	
シリーズ6	継手の幅厚比 W/h	低強度部の相対厚さ $Xh (H)$	軟質度 Sr	ESW部相対厚さ $ESW X_h (ESW H)$	ESW部強度比 $ESW S_r$	平行部長さ Ls
No.6-1	25mm/60mm	0.25 (15mm)	0.8	0.9(54mm)	0.8	100mm
No.6-2					1.2	
No.6-3	25mm/60mm				0.8	
No.6-4					1.0	
No.6-5	25mm/60mm				1.2	
No.6-6					0.8	

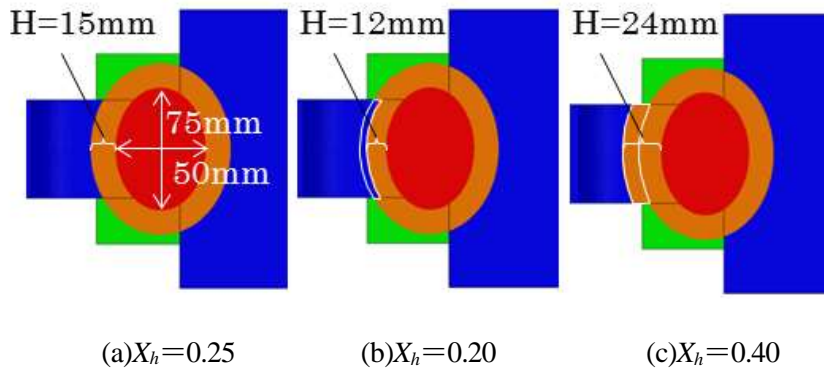


図 2.5 ESW 部の詳細

表 2.2 母材と軟化部の機械的性質

	Y.P. (N/mm^2)	T.S. (N/mm^2)	一様伸び (%)
母材(h=60mm)	386	571	10
0.9HAZ	347	514	10
0.8HAZ	308	457	10
0.7HAZ	270	400	10
TMCP385規格	385-505	550-670	-

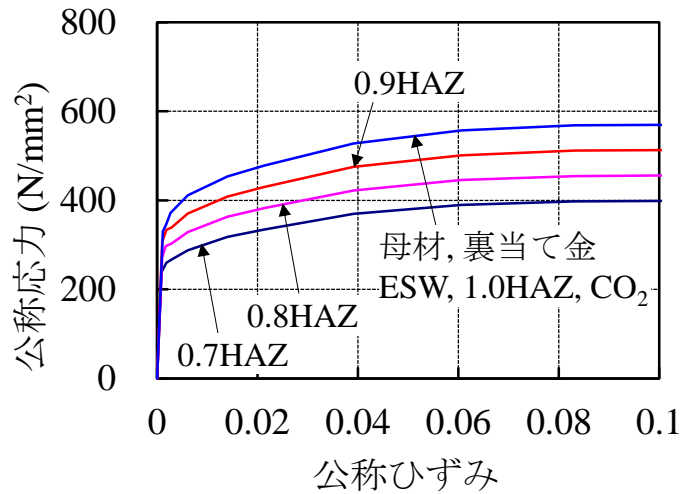


図 2.6 公称応力-公称ひずみ関係

2.1.2 数値解析結果

図 2.7 は継手の幅厚比 W/h が継手強度に及ぼす影響を検討したシリーズ 1 の結果である。縦軸は、継手強度 σ_T^J を母材の引張強さ σ_T^B で除した値で整理している。なお解析上の継手強度 σ_T^J は、解析モデル端部にかかる最大引張荷重（反力）を初期断面積で除した値である。 W/h が大きくなるほど σ_T^J/σ_T^B が大きくなる傾向がわかる。この解析は S_r を 0.8 に一定とした低強度部を含む継手である。本解析シリーズにおいては、 $W/h=1.0$ 程度で継手強度 σ_T^J は母材強度 σ_T^B と同等以上（1.0 以上）になっている。

図 2.8 は低強度部の相対厚さ X_h が継手強度に及ぼす影響を検討したシリーズ 2 の結果である。相対厚さ X_h が小さいほど σ_{TJ}/σ_{TB} が大きくなる傾向にある。本解析シリーズにおいては、 $W/h=1.0$ に一定としている。

図 2.9 は軟質度 S_r が継手強度に及ぼす影響を検討したシリーズ 3 の結果である。ESW 部 HAZ が軟化するほど（軟質度 S_r が小さいほど）継手強度は低下する傾向がある。つまり、HAZ と母材の強度差が小さい場合、継手の強度低下は小さく抑えられている。

図 2.10 は継手の平行部長さ L_s が継手強度に及ぼす影響を検討したシリーズ 4 の結果である。図の横軸については、柱スキンプレート t_s （=70mm）の 1/2 倍を L_s から引いた値を継手の幅 W （=25mm）で除した値で示している。 $(L_s-t_s/2)/W$ が 2 程度以上で σ_T^J/σ_T^B が一定となる傾向にある。これは L_s が小さい場合は弾性範囲に収まる母材つかみ部が低強度部に近接するため、低強度部の塑性変形が過度に拘束され継手強度が上昇したと考えられる。

図 2.11 は ESW 溶接金属の相対厚さ $ESW X_h$ が継手強度に及ぼす影響を検討したシリーズ 5 の結果である。 W/h や S_r 、 X_h などをパラメータとして変化させてみたが、継手強度に与える影響は極めて小さいと考える。

図 2.12 は ESW 溶接金属と母材硬さの比 $ESW S_r$ が継手強度に及ぼす影響を検討したシリーズ 6 の結果である。 $ESW S_r$ を大きくすることで継手強度が上昇することが考えられる。これは溶接金属の強度上昇が拘束効果を高めるためと考える。

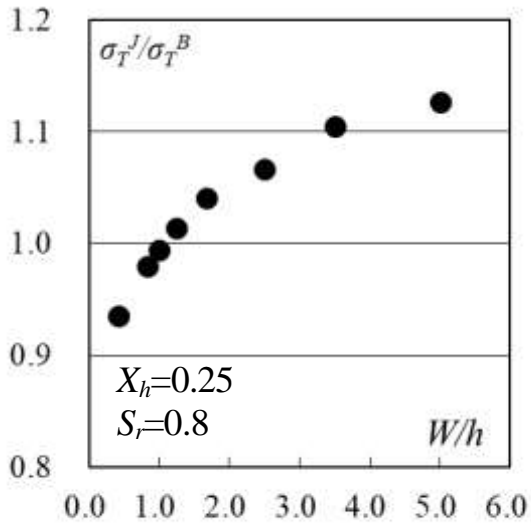


図 2.7 シリーズ 1 解析結果

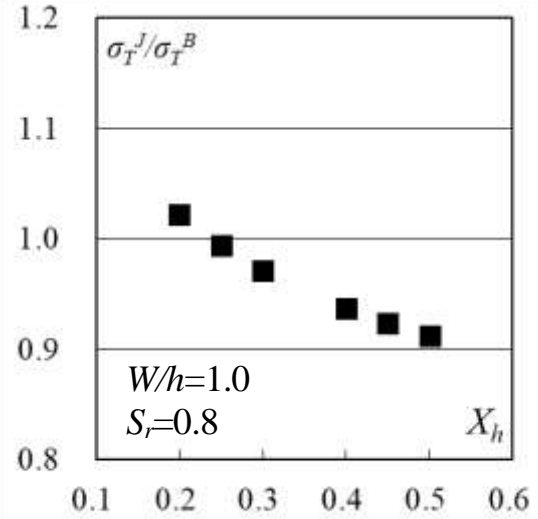


図 2.8 シリーズ 2 解析結果

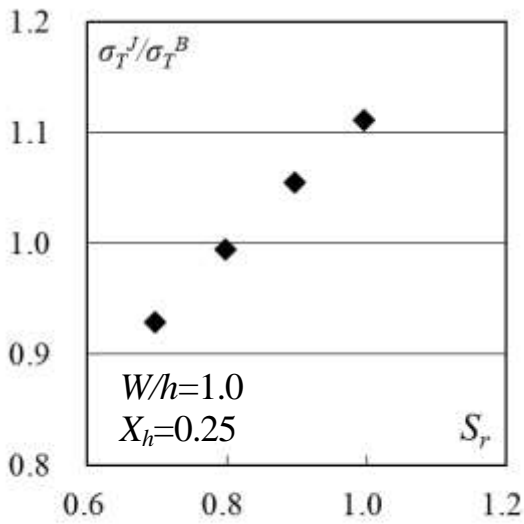


図 2.9 シリーズ 3 解析結果

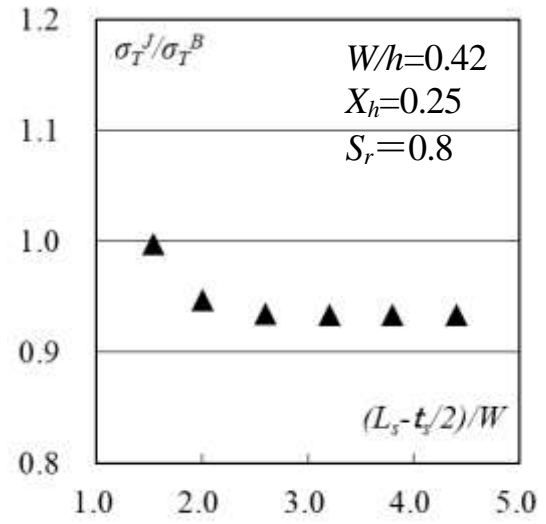


図 2.10 シリーズ 4 解析結果

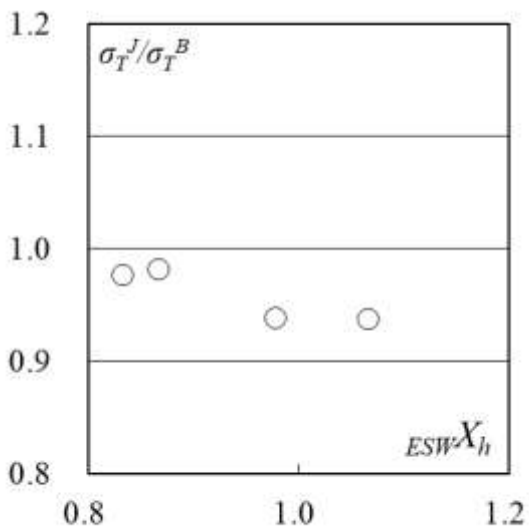


図 2.11 シリーズ 5 解析結果

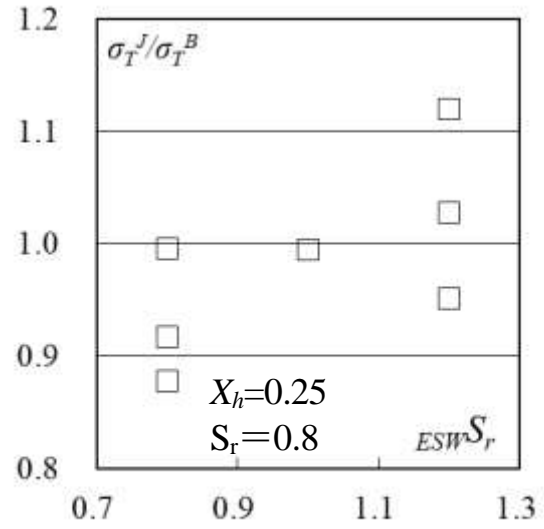


図 2.12 シリーズ 6 解析結果

2.2. 溶接継手引張試験

解析より諸因子の影響を把握できたため、解析結果を考慮し、継手強度影響因子に着目し、実験計画を検討した。なお、ESW 溶接金属の相対厚さ $ESW X_h$ と、平行部長さ L_s は他の因子と比べ影響が少ないため、除外する。

2.2.1 試験計画

適用する鋼種は裏当金を除き全て TMCP385 鋼板とし、継手試験体の内ダイアフラム、梁フランジの板厚 h を解析同厚の 60mm と、厚さ差による HAZ 軟化性状を得るため $h=45\text{mm}$ を追加する。柱スキンプレートに相当する部分は、No.1~6 試験体は板厚 $t_s=70\text{mm}$ 、No.7~12 試験体は板厚 $t_s=45\text{mm}$ とする。鋼板の化学成分、機械的性質を表 2.3 に示す。継手試験体の形状・寸法は図 2.13 であり、解析モデルと同じである。試験パラメータは継手の幅厚比 W/h である。また、ESW 部のルートギャップ (以下、RG) を 19mm と 23mm とし、その違いについても確認した。ESW 部に用いた溶接材料と溶接条件を表 2.4 に示す。溶接金属強度の影響を確認するため、No.7~9 のみ強度低めとなる YES502-S×FES-CS とした。

試験体一覧を表 2.5 に示す。試験体 No.1~6 は四面 BOX 柱の ESW 継手から、試験体 7~12 は 2 枚のスキンプレートと 1 枚のダイアフラムからなる H 形の ESW 継手から、各試験片を採取している。各 ESW 継手のマクロ写真を写真 2.2 に示す。No.1~No.3, No.7~9 は、内ダイアフラム (梁フランジ) 板厚 h が 60mm、No.4~No.6, No.10~No.12 は 45mm としている。また、No.1~No.6 はそれぞれ 4 体の試験体が、No.7~12 はそれぞれ 1 体の試験体があり、総数は 30 体である。同一試験体は、No.1-1 のように枝番で区別している。なお、枝番が「1」と「2」は RG を 19mm、「3」と「4」は RG を 23mm としている。また、枝番のない No.7~No.12 は全て RG を 19mm としている。また、枝番が「1」と「3」は、ESW 部の溶接エンド側、枝番が「2」と「4」は、ESW 部の溶接スタート側から試験体を採取している。なお、No.3-1 については、加工ミスで試験体幅 W が 80mm と計画より狭くなっている。

表 2.3 試験鋼板の化学成分，機械的性質（ミルシート値）（続き）

試験体	鋼種	厚さ (mm)	化学成分(%)						
			C	Si	Mn	P	S	Ceq.	P _{CM}
No.1 ~No.6	TMCP385C ^{※1}	70	0.14	0.36	1.29	0.009	0.002	0.38	0.22
	TMCP385B ^{※2}	45	0.14	0.36	1.27	0.009	0.001	0.37	0.22
	TMCP385B ^{※2}	60	0.15	0.34	1.29	0.012	0.002	0.38	0.23
No.7 ~No.12	TMCP385C ^{※1.2}	45	0.15	0.35	1.32	0.006	0.001	0.39	0.23
	TMCP385B ^{※2}	60	0.15	0.35	1.32	0.008	0.001	0.39	0.23

試験体	鋼種	厚さ (mm)	機械的性質		
			Y.P.(N/mm ²)	T.S.(N/mm ²)	vE0(J)
No.1 ~No.6	TMCP385C ^{※1}	70	423	570	306
	TMCP385B ^{※2}	45	464	596	276
	TMCP385B ^{※2}	60	446	585	279
No.7 ~No.12	TMCP385C ^{※1.2}	45	459	596	268
	TMCP385B ^{※2}	60	459	589	222
鋼材規格			385-405	550-670	70 ≤

※1：柱スパンプレート、※2：柱ダブイアラム

表 2.4 ESW 溶接材料と溶接条件

試験体	ダブイアラム厚 h (mm)	溶接材料規格		RG (mm)	溶接条件			
		種類の記号	T.S. (N/mm ²)		電流 (A)	電圧 (V)	溶接速度 (cm/min)	入熱 (kJ/cm)
No.1 ~No.6	60	YES602-M FES-CS	590 ≤	19	360	54	1.26	931
		YES602-S FES-CS		23	380	52	1.28	929
	45	YES602-M FES-CS		19	360	52	1.66	678
		YES602-S FES-CS		23	380	52	1.66	715
No.7 ~ No.12	60	YES502-S FES-CS	490 ≤	19	360	54	1.39	840
	45	YES602-M FES-CS	590 ≤	19	360	52	1.82	618

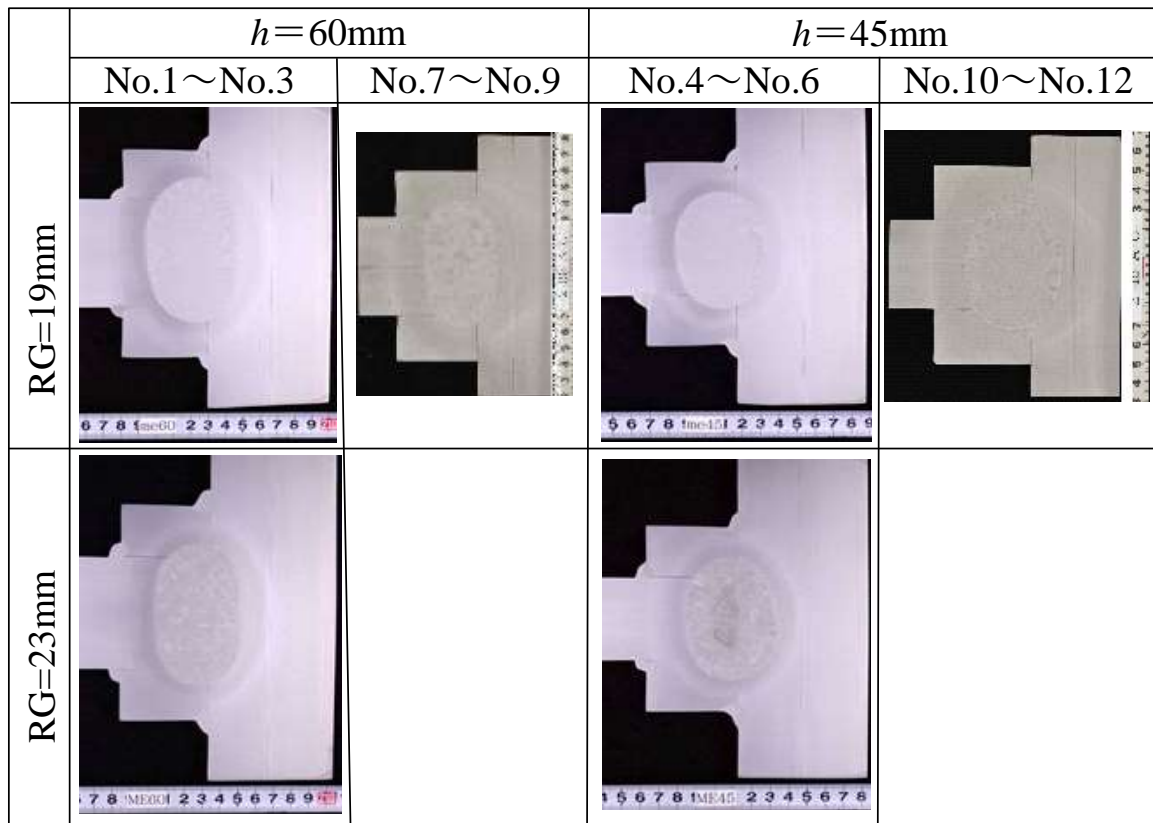


写真 2.2 試験体 ESW 部マクロ写真

2. 2. 2 試験体の機械的性質と軟化部性状

2. 2. 2. 1 溶接部の硬さ分布

ESW 部近傍の軟化範囲を確認するために、格子状にビッカース硬さ試験（10kgf 圧子で打痕）を実施した。試験位置を図 2.14 に、試験結果を図 2.15, 図 2.16 に示す。図 2.15 において、HAZ 部が軟化していることが確認できる。水平方向の硬さ分布において、軟化部にかけて硬さの変化が最も大きい位置を軟化部の境界と定義し、その位置を図中に“○”と“●”で示す。柱スキンプレート側ではボンド線に沿って“●”が並んでいる。軟化部の幅は、ダイアフラム板厚方向位置 $1/4h$ において、母材平均硬さ以下に低下した位置と軟化部底の平均硬さを上回る位置の中央部厚さ位置を軟化部幅と考えると、軟化部幅を定量的に評価できる。

図 2.16 は各溶接継手の $h/2$, $h/4$, 表面から 2mm の位置における硬さ分布である。図中の“●”, “▲”, “■”は $h/2$, $h/4$, 表面 2mm 位置の軟化部境界位置を示す。母材と軟化部の境界位置の硬さは板厚方向によって異なるが、おおむね各板厚方向位置における母材と HAZ の硬さの平均値となっている。また、表 2.6 に $h/2$, $h/4$, 表面 2mm における X_h をまとめる。試験体によってばらつきは、あるものの、表層ほど X_h が大きくなる傾向が見られる。

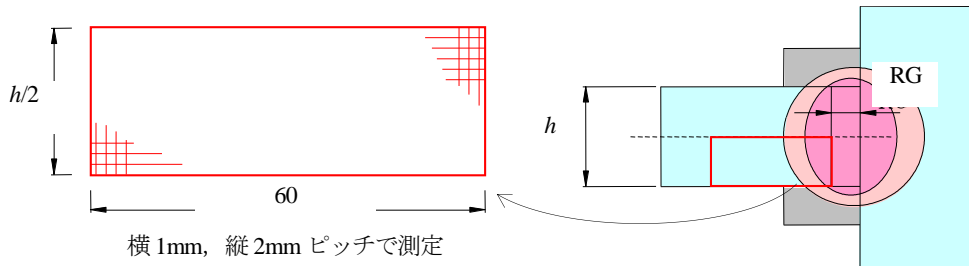


図 2.14 硬さ試験位置概要

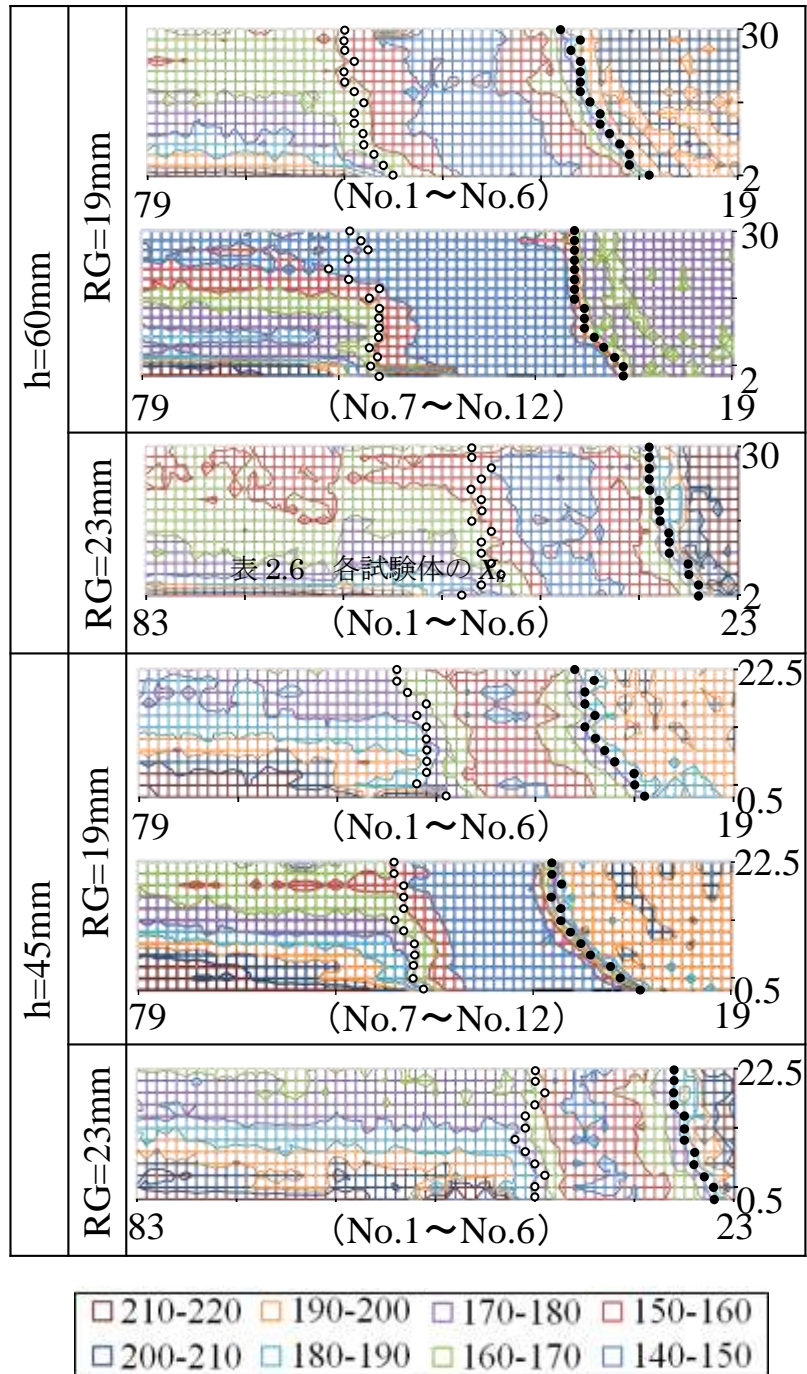


図 2.15 硬さ試験結果 (平面的な分布図)

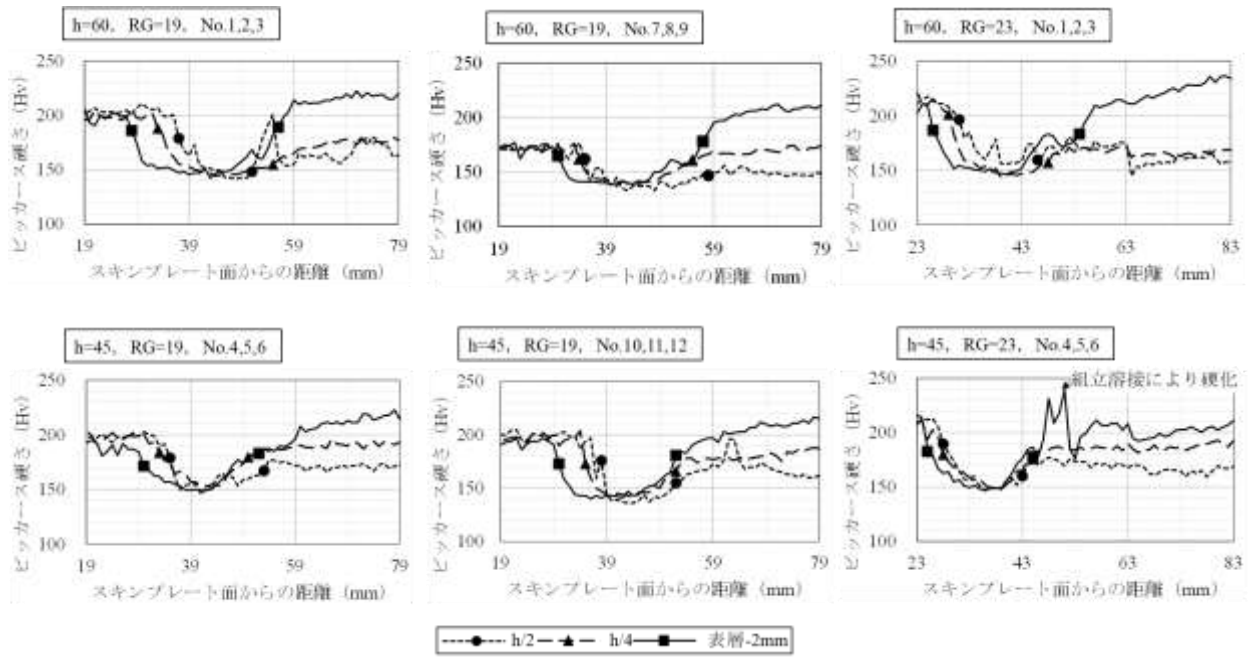


図 2.16 硬さ試験結果

表 2.6 各試験体の X_h

RG mm	板厚 h mm	採取 位置	X_h	
			試験体 No.1~No.6	試験体 No.7~No.12
19	45	$h/2$	0.40	0.36
		$h/4$	0.40	0.38
		表面2mm	0.42	0.49
	60	$h/2$	0.38	0.38
		$h/4$	0.42	0.42
		表面2mm	0.45	0.43
23	45	$h/2$	0.29	
		$h/4$	0.33	
		表面2mm	0.36	
	60	$h/2$	0.30	
		$h/4$	0.31	
		表面2mm	0.32	

2. 2. 2. 2 鋼材および溶接部の引張特性

図 2.17 に示す位置（母材 (BM), 溶接金属 (WM) および HAZ 軟化部それぞれの内ダイアフラム厚さ 1/2 位置, 1/4 位置および表層から 5mm 位置) から $\phi 6$ の丸棒試験片 (JIS Z 3111 A2 号) を採取し, 引張試験を実施した. 結果を表 2.7 に, S_r を表 2.8 に示す. HAZ 部は, 試験片の中心を硬さ試験での最低硬さ位置に合わせている. 母材については, 全厚の試験結果 (JIS Z 2241 5 号) も示した. ダイアフラム厚 60mm の方が, S_r が大きい傾向がある.

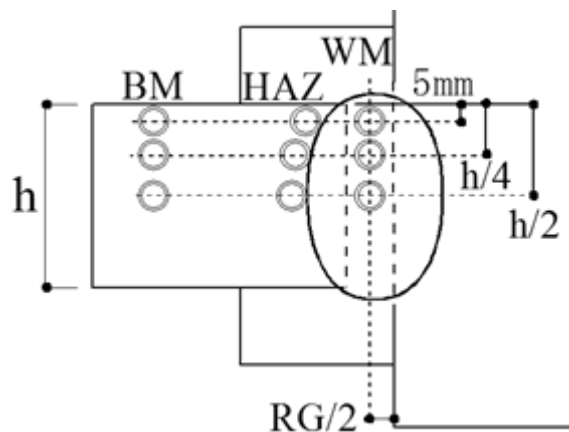


図 2.17 ESW 部引張試験片採取位置

表 2.8 軟質度 S_r

RG mm	板厚 h mm	採取位置	S_r	
			試験体No.1~6	試験体No.7~12
19	45	$h/2$	0.91	0.91
		$h/4$	0.87	0.85
		表層-5mm	0.81	0.79
	60	$h/2$	0.95	0.97
		$h/4$	0.91	0.91
		表層-5mm	0.85	0.87
23	45	$h/2$	0.93	
		$h/4$	0.86	
		表層-5mm	0.80	
	60	$h/2$	0.95	
		$h/4$	0.90	
		表層-5mm	0.83	

表 2.7 ESW 部引張試験結果

RG mm	板厚 h mm	採取位置		試験体No.1~No.6			試験体No.7~No.12				
				Y.P. N/mm ²	T.S. N/mm ²	伸び %	Y.P. N/mm ²	T.S. N/mm ²	伸び %		
19	45	WM	$h/2$	469	595	22.4	452	597	24.4		
			$h/4$	466	604	20.0	453	601	23.9		
			表面5mm	462	611	23.3	453	600	25.5		
		HAZ	$h/2$	296	506	37.4	383	527	33.7		
			$h/4$	309	520	39.2	402	527	37.2		
			表面5mm	323	525	37.9	390	521	34.9		
		BM	$h/2$	401	558	34.0	421	577	25.0		
			$h/4$	465	600	34.0	487	621	30.9		
			表面5mm	531	651	33.0	526	656	28.5		
			全厚	475	620	28.0	-	-	-		
		60	WM	$h/2$	459	614	24.4	387	548	32.3	
				$h/4$	462	616	23.0	397	549	29.4	
	表面5mm			463	622	23.1	401	551	27.4		
	HAZ		$h/2$	283	507	37.0	346	508	36.4		
			$h/4$	284	516	40.4	383	524	36.6		
			表面5mm	330	525	38.5	379	533	32.3		
	BM		$h/2$	365	534	33.0	349	525	33.1		
			$h/4$	418	567	34.0	440	573	35.1		
			表面5mm	495	619	32.0	485	611	32.7		
			全厚	417	593	51.0	-	-	-		
	23		45	WM	$h/2$	475	643	26.6			
					$h/4$	470	649	25.9			
		表面5mm			478	651	21.4				
		HAZ		$h/2$	311	520	40.0				
$h/4$				303	517	40.7					
表面5mm				305	518	40.2					
BM		$h/2$		401	558	34.0					
		$h/4$		465	600	34.0					
		表面5mm		531	651	33.0					
		全厚		475	620	28.0					
60		WM		$h/2$	452	634	25.9				
				$h/4$	447	637	24.9				
			表面5mm	470	649	23.8					
		HAZ	$h/2$	300	507	31.7					
			$h/4$	296	510	41.4					
			表面5mm	292	512	38.8					
		BM	$h/2$	365	534	33.0					
			$h/4$	418	567	34.0					
			表面5mm	495	619	32.0					
			全厚	417	593	51.0					

2. 2. 3 溶接継手引張実験

表 2.9 に継手引張実験結果一覧を示す。また、写真 2.3 に载荷状況を、図 2.17 に継手強度実験値 ${}^e\sigma_T^j$ - 標点間歪 ϵ 関係を示す。 ${}^e\sigma_T^j$ は最大引張荷重実験値を初期断面積で除した値で、歪は図 2.13 に示す標点区間で測定した変形から求めた平均歪である。試験体 No.1-6 の枝番“-1“, ”-2“の RG19mm と、枝番”-3“, ”-4“の RG23mm では、RG の違いによる ${}^e\sigma_T^j$ - ϵ 関係の相違はない。また、BOX 形試験と H 形試験体による傾向差も見受けられない。

表 2.9 継手引張実験結

シリーズ	試験体名	ダ イフラム 厚 h (mm)	W/h	母材 引張強さ (N/mm ²)	継手強度 ${}^e\sigma_T^j$ (N/mm ²)	継手強度/ 母材 引張強さ
No.1	No.1-1	60.9	0.42	593	557	0.94
	No.1-2			593	554	0.93
	No.1-3			593	546	0.92
	No.1-4			593	554	0.93
No.2	No.2-1		1.0	593	562	0.95
	No.2-2			593	563	0.95
	No.2-3			593	558	0.94
	No.2-4			593	562	0.95
No.3	No.3-1		1.3	593	565	0.95
	No.3-2			593	582	0.98
	No.3-3		1.5	593	573	0.97
	No.3-4			593	579	0.98
No.7	No.7	60.7	2.0	570	575	1.01
No.8	No.8		3.0	570	591	1.04
No.9	No.9		4.0	570	585	1.03
No.4	No.4-1	45.7	0.56	620	560	0.90
	No.4-2			620	567	0.91
	No.4-3			620	561	0.90
	No.4-4			620	562	0.91
No.5	No.5-1		1.00	620	566	0.91
	No.5-2			620	574	0.93
	No.5-3			620	569	0.92
	No.5-4			620	569	0.92
No.6	No.6-1		1.6	620	579	0.93
	No.6-2			620	579	0.93
	No.6-3			620	582	0.94
	No.6-4			620	583	0.94
No.10	No.10	45.8	2.0	618	589	0.95
No.11	No.11		3.0	618	597	0.97
No.12	No.12		4.0	618	616	1.00



試験機セット時
(No.10試験体)



破断時
(No.10試験体)

写真 2.3 継手引張実験载荷状況

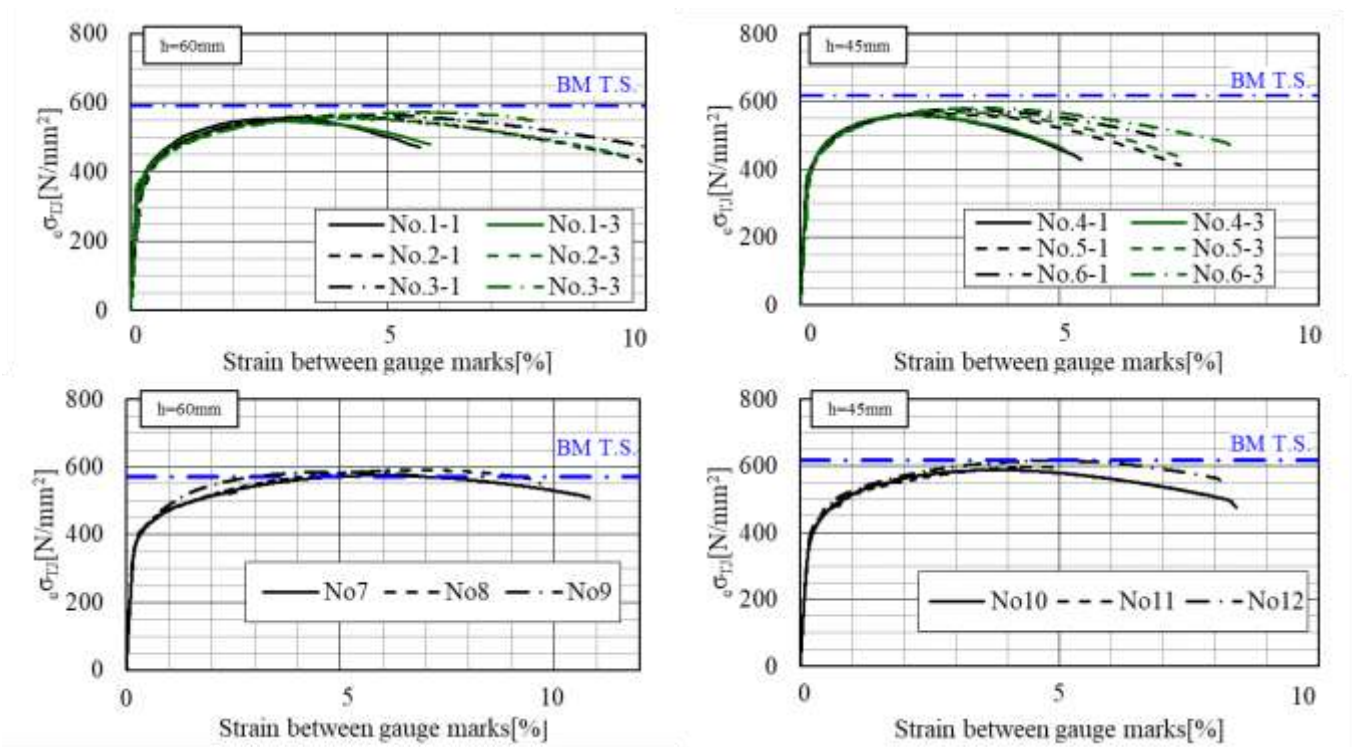


図 2.17 継手強度実験値 σ_{T1} —歪 ϵ 関係

図 2.18 に各試験体の継手破断状況を示す。No.1～No.6 試験体は枝番“-1”，“-3”のみ示す。No. 8 試験体は脆性破断したため、破断伸びが他の試験体よりも比較的小さく、絞りも少なかった。図 2.19 に破面観察状況を示す。介在物や欠陥などは見受けられず、金属組織の異常は見られなかった。また、No.11 試験体も他に比べて早期に破断した。超音波探傷試験にて融合不良、スラグ巻込みと思われる欠陥があり、延性を低下させた可能性がある。No.8, 11 試験体とも最大耐力到達後の破断であるため、構造性能上大きな問題はないと考え、継手強度分析の対象からは除外しないこととする。


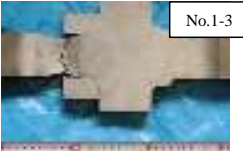
















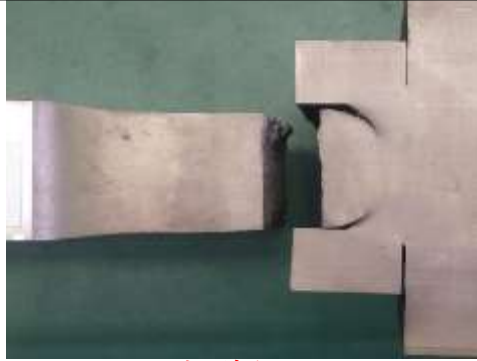
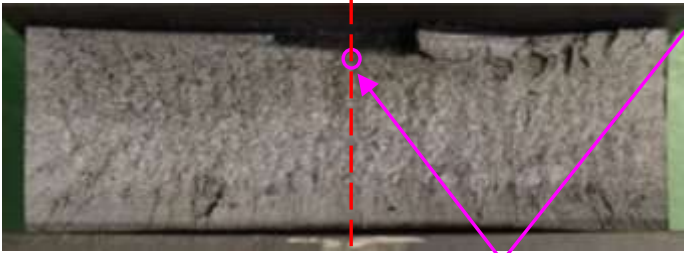
W/h	h=60mm RG=19mm	h=60mm RG=23mm	W/h	h=45mm RG=19mm	h=45mm RG=23mm
0.42	 No.1-1	 No.1-3	0.56	 No.4-1	 No.4-3
1.0	 No.2-1	 No.2-3	1.0	 No.5-1	 No.5-3
1.5	 No.3-1	 No.3-3	1.6	 No.6-1	 No.6-3
2.0	 No.7		2.0	 No.10	
3.0	 No.8		3.0	 No.11	
4.0	 No.9		4.0	 No.12	

図 2.18 継手破断状況

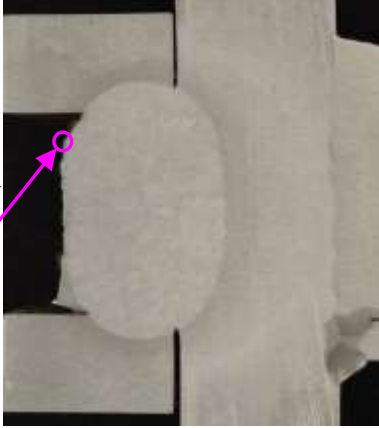
No.8 $h=60, W/h=3.0$



【試験後外観】

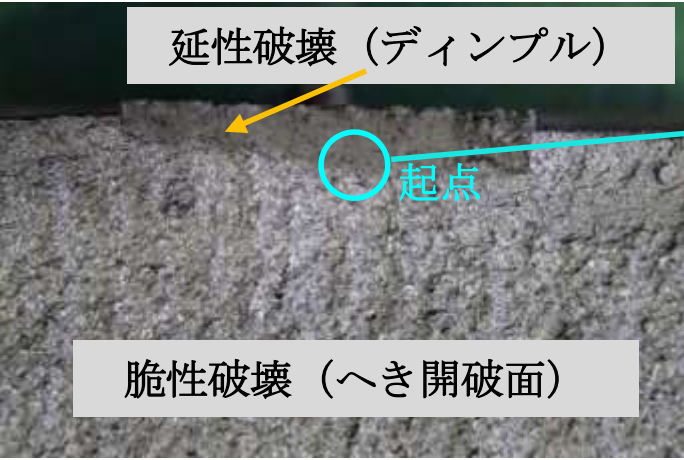


切断



脆性破壊起点：
ダイヤフラム側BOND

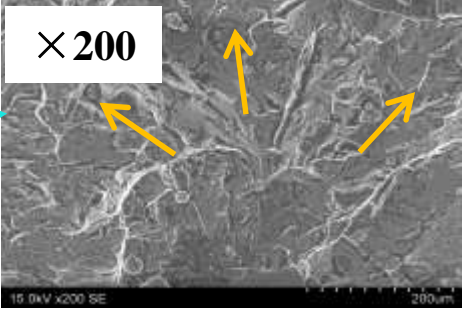
【破面観察】



延性破壊 (ディンプル)

起点

脆性破壊 (へき開破面)



×200

起点付近 (推測)

図 2.19 破面観察写真

図 2.20 に継手強度 σ_T^J —継手幅厚比 W/h 関係を示す。 $h=60\text{mm}$ と 45mm では十分な塑性拘束効果が得られる幅厚比は異なり、 $h=60\text{mm}$ の場合は W が h の 2 倍程度で、 $h=45\text{mm}$ の場合は W が h の 4 倍程度で継手強度が母材全厚強度を同等となることが確認できた。ダイアフラム厚さによる差は、幅厚比 W/h 以外に継手強度に影響を与える S_r と X_h の差によるものと考えられる。解析結果と比較すると、継手強度は上昇し続けず、母材強度で頭打ちとなった。

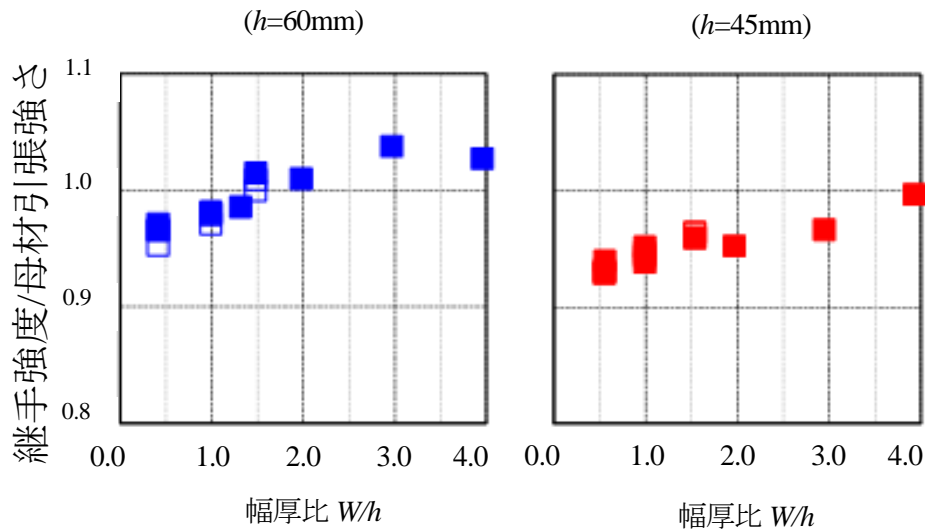


図 2.20 継手強度 σ_T^J —継手幅厚比 W/h 関係

2. 3. 継手強度評価

2. 3. 1 キャリブレーション解析

2. 2 で行った解析では幅厚比の大きな継手強度を過大に評価する傾向があるため、精度向上を目的とした実験結果のキャリブレーション解析を実施する。

解析モデル形状は図 2.3 と同様である。特に、継手幅厚比の大きい範囲の解析条件を調整するために、No.7~12 試験体（幅厚比 $W/h=2.0\sim 4.0$ ）の実験データを模擬した。図 2.21 に解析に用いた SS カーブの例として母材と HAZ の真応力-真塑性ひずみ関係を示す。本章の解析には A タイプと B タイプの 2 種類の SS カーブを用いており、A タイプは 2 章と同様の SS カーブで公称応力-公称ひずみ関係において一様伸び以降、引張強さを維持したものである。

既往の文献^{7, 8)}では、公称応力-公称ひずみ関係における引張強さ以降の真応力真ひずみ関係を、引張強さ時点における真応力真ひずみ関係の接線勾配の 1/2 倍の勾配の直線とすることで、引張強さ時点以降も解析と実験がよく対応することを示している。このことから、A タイプは引張強さ以降の真応力-真塑性ひずみ関係の勾配が大きすぎるため、2 章の解析で継手強度を過大に評価したものと考えられる。

また、図 2.21 には 2.3.2.2 節の丸棒引張試験の荷重とひずみゲージ計測値から得られた真応力-真塑性ひずみ関係と併せて示している。試験で得られた真応力-真塑性ひずみ関係では引張強さ以降、変形が大きくなるにつれて勾配が小さくなり、負勾配に至っている。これは鋼材内部での延性破壊による空隙の発生と成長によるものと考えられる。空隙の発生と成長を考慮した数理モデルとして、グルソン型構成モデル^{9~12}が提案されているが、材料定数を適切に定めなければならない。そこで B タイプは、A タイプよりも引張強さ以降の勾配が低くて素材試験結果に近く、かつ簡易な材料モデルとして、真応力-真ひずみ関係において、応力最大点以降は最大応力を維持する材料モデルとした。

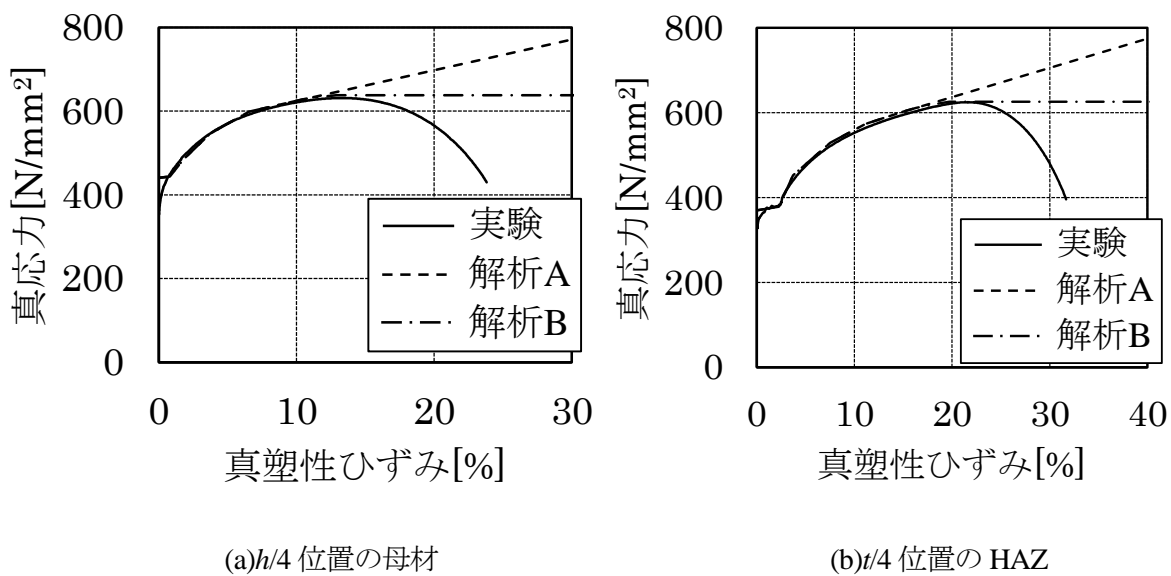


図 2.21 解析の SS カーブ (真応力-真塑性ひずみ関係)

表 2.10 に解析結果一覧を、図 2.22 に継手の平均応力と標点間ひずみの関係を示す。図中のプロットは最大応力時点を示す。A タイプの SS カーブを用いたケースは実験結果より最大応力が大きくなっており、この A タイプの材料特性を解析結果による推定式は継手幅の広い場合の継手強度を過大に評価する結果となったと考えられる。それに対し、B タイプの SS カーブを用いたケースでは最大応力が A タイプに比べて低くなり、実験結果とよく対応している。また B タイプでは最大応力時の標点間ひずみも実験結果と概ね対応している。各因子の影響について、前節記載の B タイプの SS カーブを用いて再度検討する。

既往の文献^{13~15}より、HAZ 軟化した溶接継手の強度に係る因子として、2 章記載の 3 つの因子の他に、HAZ に隣接する溶接金属の強度、サイズに係る因子を含めた、継手の幅厚比 W/h (W : 継手幅, h : 板厚)、軟化部 (低強度部) の相対厚さ X_h (=軟化部厚さ H /板厚 h)、軟質度 S_r (=軟

化部の引張強さ σ_T^S / 母材の引張強さ σ_T^B), 強度比 ESWSr (=ESW 引張強さ σ_{TW} / 母材引張強さ σ_{TB}), ESW 部の相対厚さ ESXh (=ESW 部厚さ ESWH / 板厚 h) の 5 つの因子が挙げられる。しかし, ESXh は値が小さい範囲でのみ継手強度に影響するものであり, 現実的なダイアフラム板厚, ESW 部厚さの範囲では, 継手強度への影響は小さいと考えられるため, ここでは除くこととする。

表 2.10 キャリブレーション解析結果一覧

モデル	実験試験体	最大応力(N/mm ²)		実験 / 解析
		実験	解析	
t60W2A	No.7	575	593	0.97
t60W2B			582	0.99
t60W3A	No.8	591	606	0.98
t60W3B			594	0.99
t60W4A	No.9	585	611	0.96
t60W4B			599	0.98
t45W2A	No.10	589	619	0.95
t45W2B			606	0.97
t45W3A	No.11	597	638	0.94
t45W3B			623	0.96
t45W4A	No.12	616	650	0.95
t45W4B			633	0.97

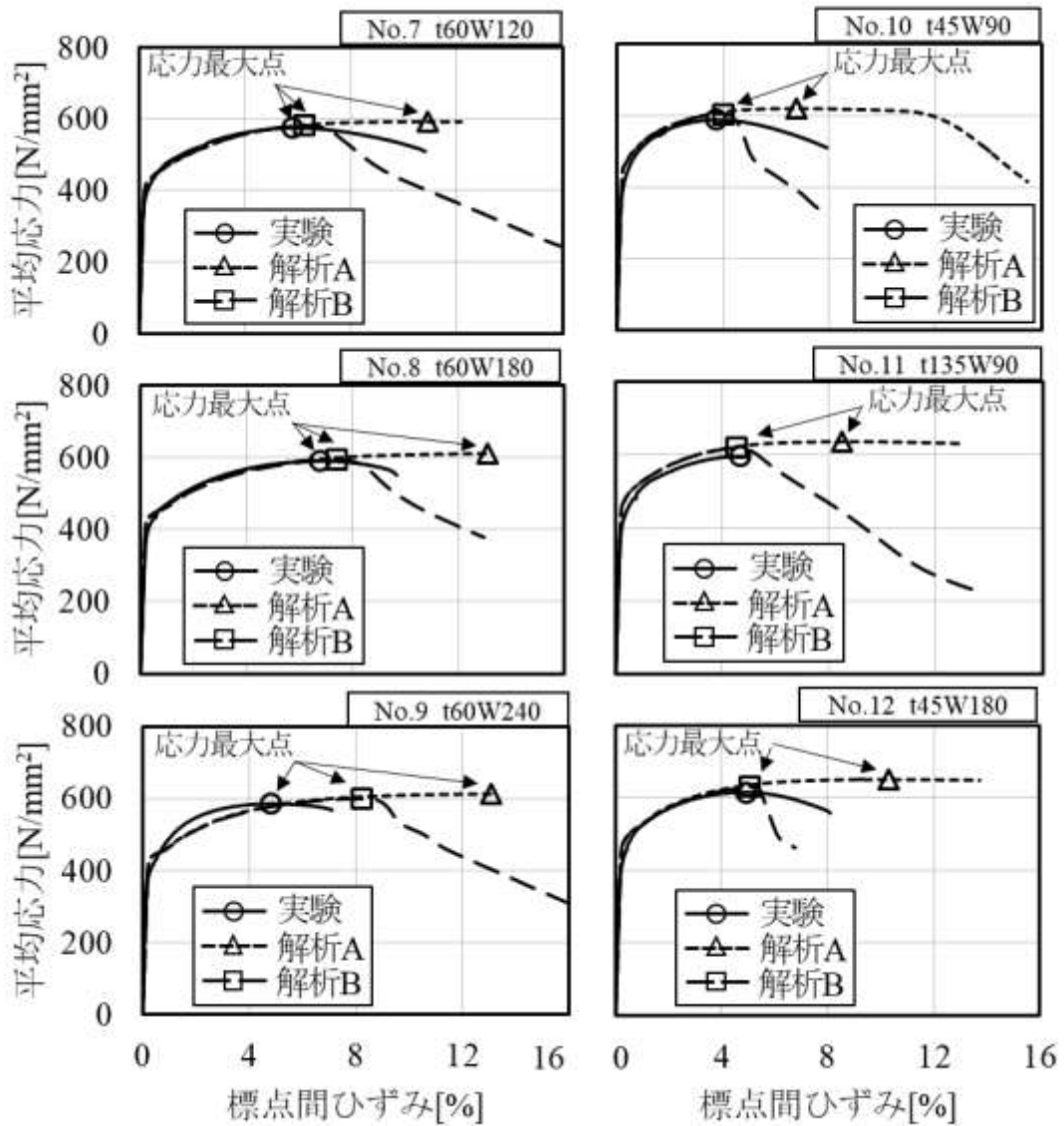


図 2.22 平均応力-標点間ひずみ関係

図 2.23 に各因子と継手強度の関係を示す。全体的に継手強度は小さくなっており、特に幅厚比 Wh が大きい範囲、強度比が大きい範囲で 2 章の解析に比べて強度が小さくなっている。本解析では実験結果と同様に継手強度が母材強度同等で頭打ちとなる傾向が見られ、解析の精度が向上したと思われる。

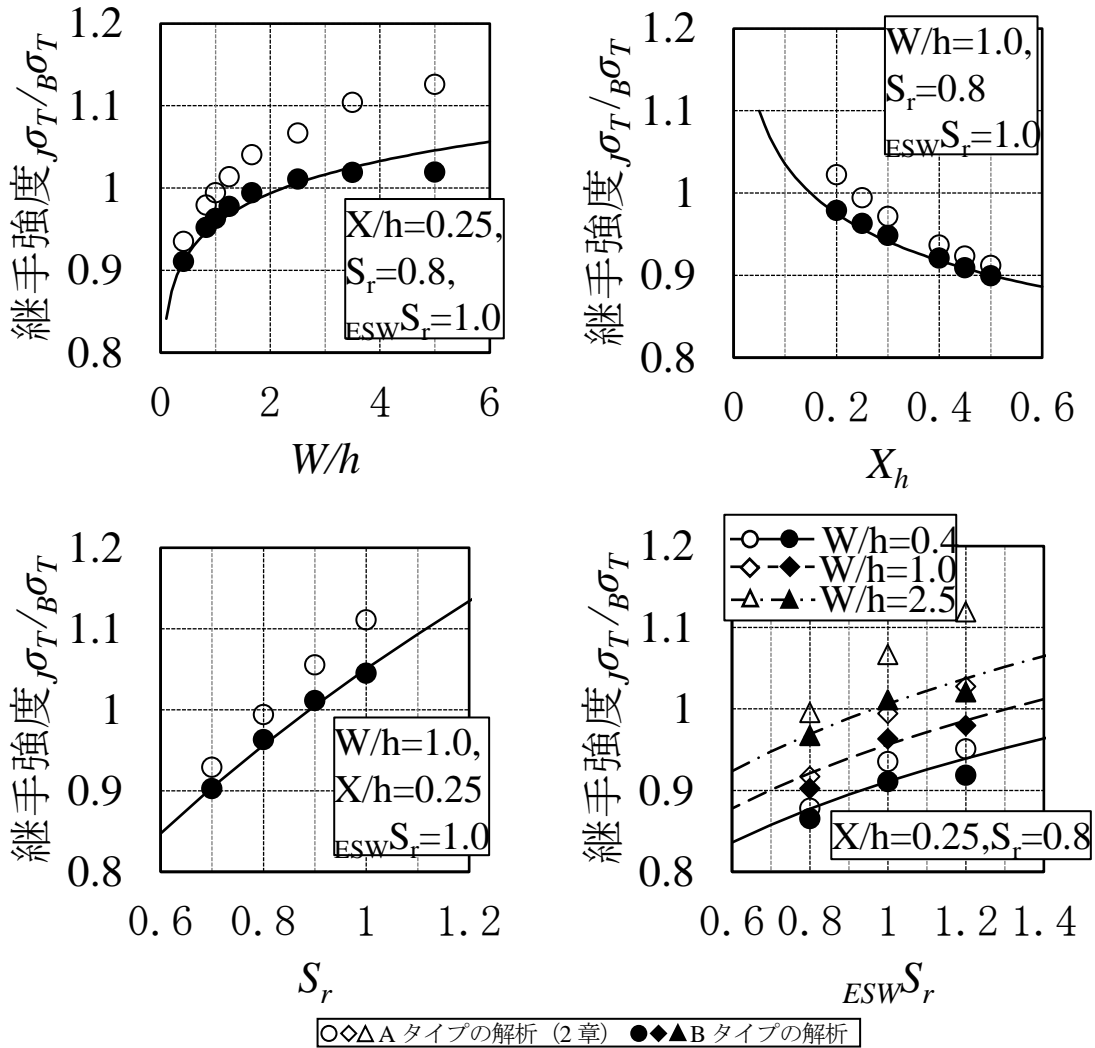


図 2.23 各因子と継手強度の関係

2. 3. 2 継手強度の評価

解析結果をもとに、継手強度と母材強度の比 σ_T^J/σ_T^B と 4 つの因子に着目し、重回帰分析を行った継手強度の推定式の回帰式を示す。影響の少ない $ESW X_h$ は、式の簡素化のため除外している。

$$\sigma_T^J/\sigma_T^B = 0.931 \times (W/h)^{0.055} \times X_h^{-0.087} \times S_r^{0.421} \times ESW S_r^{0.168} \quad (1)$$

回帰式の回帰統計を表 2.11 に、分散分析表を表 2.12 に示す。

なお、回帰式 (1) より得られる曲線を図 2.22 中に示している。

表 2.11 回帰統計

回帰統計	
重相関 R	0.982093051
重決定 R2	0.96450676
補正 R2	0.958053444
標準誤差	0.011483691
観測数	27

表 2.12 分散分析表

	自由度	変動	分散	観測された分散比	有意 F
回帰	4	0.07884	0.01971	149.459087	1.30743E-15
残差	22	0.002901	0.000132		
合計	26	0.081741			

	係数	標準誤差	t	P-値	下限 95%	上限 95%	下限 95.0%	上限 95.0%
切片	-0.07171099	0.01572	-4.56172	0.00015299	-0.104312623	-0.039109358	-0.104312623	-0.039109358
X 値 1	0.054636755	0.003697	14.77845	6.6244E-13	0.046969531	0.062303979	0.046969531	0.062303979
X 値 2	-0.086713146	0.009529	-9.09987	6.5252E-09	-0.106475201	-0.066951091	-0.106475201	-0.066951091
X 値 3	0.42060351	0.040836	10.29988	7.0325E-10	0.335915313	0.505291707	0.335915313	0.505291707
X 値 4	0.168049295	0.023042	7.293304	2.6454E-07	0.120263971	0.215834619	0.120263971	0.215834619

X値1；W/h， X値2；X_h， X値3；S_r， X値4；ESW S_r

(注)

$$\sigma_T^J/\sigma_T^B = A_0 \times (W/h)^{A_1} \times X_h^{A_2} \times S_r^{A_3} \times ESW S_r^{A_4}$$

の形で回帰式を得るため、両辺の対数をとって

$$\log(\sigma_T^J/\sigma_T^B) = \log A_0 + A_1 \log(W/h) + A_2 \log X_h + A_3 \log S_r + A_4 \log ESW S_r$$

と変形し、 $\log(\sigma_T^J/\sigma_T^B)$ を $\log(W/h)$ 、 $\log X_h$ 、 $\log S_r$ 、 $\log ESW S_r$ の 4 変数について線形回帰式を求めた結果、

$$\text{切片 } \log A_0 = -0.07171009 \quad (A_0 = \exp(-0.07171009) = 0.9308)$$

$$A_1 = 0.054636755$$

$$A_2 = -0.086713146$$

$$A_3 = 0.42060351$$

$$A_4 = 0.168049295$$

を得た。

次に、図 2.24 に (1) 式による計算値と実験値の比を示す。(1) 式は解析において継手強度が母材同等強度で頭打ちになることを再現できている。(1) 式の計算値と実験値の誤差は最大で 4% で、実験結果を精度良く評価できている。

本式の活用により、今回の実験で確認した軟質度 S_r の範囲においては、継手強度の評価が可能であると考えられる。

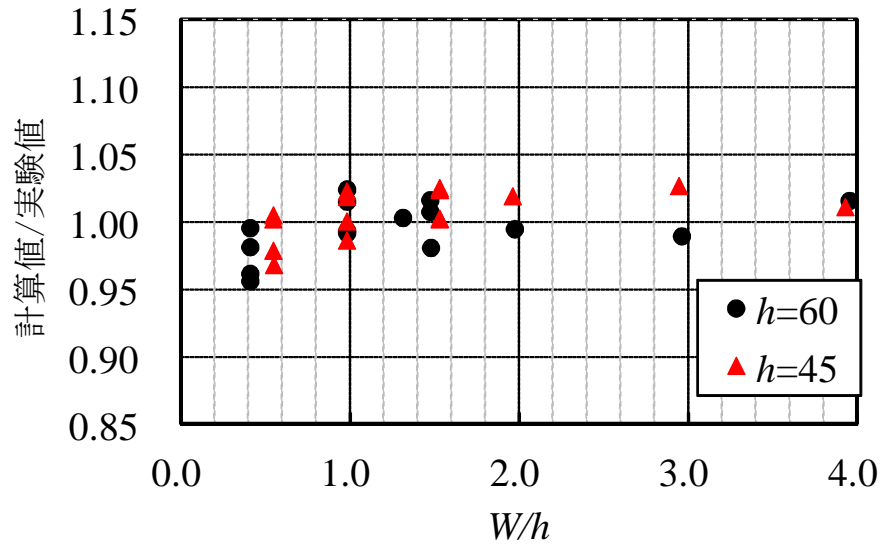


図 2.24 軟化継手強度の計算値と実験値の比

また，解析値/計算値と実験値/計算値の平均値と標準偏差，変動係数を表 2.13 にまとめる．評価の精度は高く， 3σ の範囲でも 6%以内の精度で評価可能であると考ええる．

表 2.13 解析値/計算値と実験値/計算値の平均値と標準偏差，変動係数

	平均値	標準偏差 σ	変動係数
解析 (シリーズ1~4)	1.0344	0.0180	0.0174
実験 (No. 1~12)	0.9990	0.0195	0.0195

なお，1章で紹介した，造船分野の継手強度評価式^[16]で評価すると， $W/h \geq 1.0$ であれば継手拘束効果があるものと考え一律に継手強度が与えられる．造船式での計算結果を表 2.14 に示す．例えば No.2 試験体では $W/h=1.0$ であるが，継手強度 σ_u^{JOINT} は， 595.6N/mm^2 の計算結果を得ることとなり，実験結果 $558\sim 563\text{N/mm}^2$ との差異は大きく，危険側に評価してしまう W/h の範囲は大きいと考える．造船式の継手耐力は幅厚比 W/h が大きな値となる No.9 試験体や No.12 試験体では比較的精度よく評価できる．継手の幅が造船継手に比べ，狭くなる傾向にある建築鉄骨では，精度よく評価できなくなる範囲があると考ええる．

表 2.14 造船式と継手試験結果の関係

ダイアフラム厚 mm	試験体	W/h	$e\sigma_T^j / \text{造船式}\sigma_u$	$e\sigma_T^j$	造船式 σ_u
				試験値	継手強度
60	No.1	0.42	試験片幅が板厚以下で適用範囲外		
	No.2	1.0	0.94	561	596.0
	No.3	1.5	0.97	578	596.0
	No.7	2.0	0.95	575	602.5
	No.8	3.0	0.98	591	602.5
	No.9	4.0	0.97	585	602.5
45	No.4	0.56	試験片幅が板厚以下で適用範囲外		
	No.5	1.0	0.95	570	599.3
	No.6	1.6	0.97	581	599.3
	No.10	2.0	0.97	589	607.5
	No.11	3.0	0.98	597	607.5
	No.12	4.0	1.01	616	607.5

<継手強度評価式^[16]>

$$\sigma_u^{\text{JOINT}} = \left\{ \frac{1}{3.86 \cdot X_{eq}^{0.8}} + 1 \right\} \cdot S_r \cdot \sigma_u^{\text{BM}}$$

ただし、

$$w > t$$

$$Xt > m \text{ の時 } X_{eq} = Xt$$

$$Xt \leq m \text{ の時 } X_{eq} = Xt / ((Xt + m) / 2)$$

$$Xt = H_0/t, \quad m = 2 (S_r/3.86 (1 - S_r))^{1/0.8}, \quad S_r = \sigma_u^{\text{HAZ}} / \sigma_u^{\text{BM}}$$

σ_u^{JOINT} : 溶接継手の引張り強さ

σ_u^{HAZ} : 軟化域の引張り強さ

σ_u^{BM} : 母材引張り強さ

H_0 : 軟化域幅

t : 板厚

w : 試験片幅

なお、当該式は、実験結果をもとにした回帰式である。^[13]

2.4 結論

HAZ 軟化が生じた ESW 継手部の数値解析、継手引張実験を行い、ESW 溶接継手強度は、継手の幅厚比 W/h と低強度部の相対厚さ X_h 、軟質度 S_r に大きく影響を受けることが解った。これは JIS で定める方法により厚肉鋼材からなる継手引張試験を行うと、試験片の鋼種と幅厚比によっては、鋼材の引張り強さ下限値を下回ることを示しており、試験計画の立案や判定に際しては、注意が必要である。

また、解析結果と実験結果を用いて回帰分析し、溶接継手強度推定式を提案した。提案式の精

度は、計算値と実験値の誤差で評価すると、最大 4%程度であり、非常に精度よく評価できている。試験片幅の狭い強度も推定することが可能であることが、造船式と大きく異なる点であり、造船式よりも精度高く評価が出来ている。

溶接部の機械試験で低強度部の相対厚さ X_h と軟質度 S_r 等が得られれば、提案式を用いて、実幅での継手強度を推定することが可能となると考える。

例えば、試験機の荷重制限により幅厚比が小さな試験片を載荷しなければならない場合、継手強度は母材規格強度の下限值を下回る可能性があるが、予測式により実際の継手幅（梁フランジ幅など）にて、強度を提案式より求めることで、実用上は強度が確保できることが推察できることとなる。

<参考文献>

- [1] 日本鉄鋼連盟：建築構造用 TMCP 鋼材 MDCR 0016—2016 建築構造用 TMCP 鋼材 (TMCP325, TMCP355) 溶接施工指針, pp. 18
- [2] 小溝裕一：TMCP 鋼とは何か, また, その特性は溶接によってどう変わるか?, 溶接学会誌, 第 59 巻, 第 7 号, pp. 16-19, 1990
- [3] 大畑充：溶接継手強度の基礎, 溶接学会誌, 第 77 巻, 第 7 号, pp. 678-684, 2008
- [4] 藤沢清二, 他：溶接組立箱形断面柱の高エネルギー溶接法に関する研究その 1~3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1037-1042, 2014
- [5] 藤沢清二, 他：溶接組立箱形断面柱の高エネルギー溶接法に関する研究その 6, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1029-1030, 2015
- [6] 藤沢清二, 他：溶接組立箱形断面柱の高エネルギー溶接法に関する研究その 8, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1033-1034, 2015
- [7] 香林洋, 山崎真司, 見波進, 石井大吾：鋼素材の応力歪関係の数式表現, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.859-860, 2002
- [8] 日本鋼構造協会材料小委員会：鉄鋼の引張試験法に関する文献調査報告, JSSC, Vol.5, No.48, 1969
- [9] Gurson, A.L. : Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I-yield criteria and flow rules for porous ductile media, J. Eng. Mater. Tech., Vol.99, p.2, 1997
- [10] Tveerwaard, V. : Influence of voids on shear band instabilities under plane strain condition, Int. J. Fracture Mech., Vol.17, pp.389, 1981
- [11] Needleman, A. and Tveerwaard, V. : An analysis of ductile rupture in notched bars, J. Mech. Phys. Solids, Vol.32, pp.461-490, 1984
- [12] 小畑誠, 水谷明嗣, 後藤芳顕：鋼構造の延性破壊の有限要素法解析への導入に関する基礎検討, 土木学会論文集, No.626/I-48, pp.185-195, 1999
- [13] 新富達也：溶接 HAZ 軟化が継手強度に及ぼす影響に関する検討—細粒鋼溶接継手の変形ならびに強度特性に関する研究 (第 1~3 報), 溶接学会論文集, 第 21 巻, 第 3 号, pp. 397-418, 2003
- [14] 一宮充：軟質横突合せ継手の降伏体力と引張耐力の検討, 鋼構造論文集, 第 21 巻, 第 81 号, pp. 35-45, 2014
- [15] 佐藤邦彦：軟質溶接継手の静的引張強度に関する研究, 日本造船学会論文集, 第 132 号, pp. 381-393, 1972

[16]日本造船研究会 SR193 第 193 研究部会, 新製造法による 50 キロ級高張力鋼の有効利用に関する研究, pp44-70, 1983 年 3 月

3章 薄肉スキンプレートの溶接箱形断面柱のエレクトロスラグ溶接部継手性能とHAZ軟化部の関係

2章では、柱スキンプレートと内ダイアフラムに550N/mm²級TMCP鋼^[1]を用いたESW継手を対象に、継手強度について検討した。^[2]本章では、より継手強度確保が懸念される、冷却速度が小さくなり、より継手強度確保が懸念されるスキンプレートの板厚が小さなESW部性能を検討し、提案した継手評価式との整合性を確認することを目的とする。

また、スキンプレートの板厚が小さい際に、靱性確保のため、高HAZ靱性鋼^[3]を用いる場合があるが、通常鋼と成分が異なるため、継手強度に影響を及ぼす恐れがあり、2章の通常鋼で検討した評価式にて評価可能であることを確認する。

550N/mm²級高HAZ靱性鋼を用い、かつスキンプレート板厚がダイアフラム板厚より4サイズ小さい場合のESW部の靱性と継手強度について実験で検討する。

3.1 試験体

スキンプレート板厚がダイアフラム板厚より4サイズ小さくなるように、スキンプレートに高HAZ靱性鋼TMCP385C 厚さ40mm鋼板を、ダイアフラムにTMCP385B 厚さ60mm鋼板を用いた、図3.1に示すように、幅700mm、せい800mm、溶接線長さ1000mmのH形のESW継手を製作した。表3.1に鋼材の化学成分、表3.2にESW溶接材料と溶接条件を示す。表3.3に継手引張試験体一覧を示す。試験体は幅厚比 W/h をパラメータとした計3体としている。

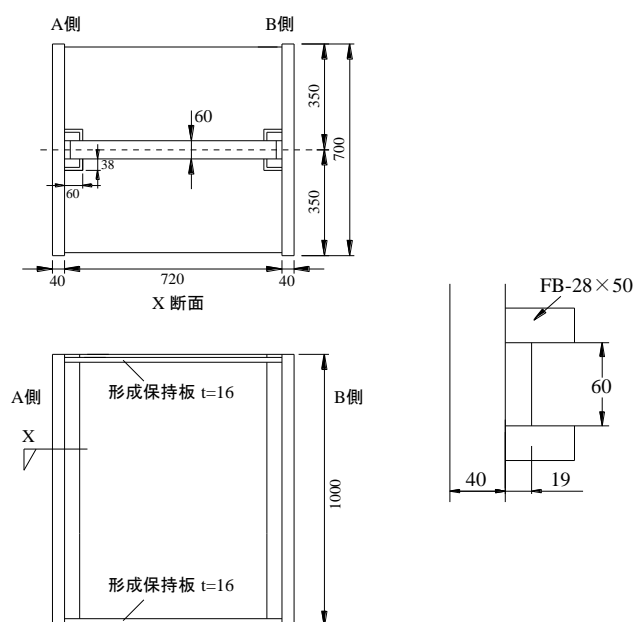


図 3.1 試験体形状と開先形状

表 3.1 供試体化学成分

部位	鋼種	板厚	C	Si	Mn	P	S	C _{eq}	P _{CM}
ダイアフラム	HBL385B	60mm	0.15	0.33	1.31	0.008	0.003	0.39	0.23
スキンプレート	高 HAZ 靱性鋼 HBL385C-E	40mm	0.12	0.29	1.56	0.006	0.002	0.40	0.21

表 3.2 ESW 溶接材料と溶接条件

ダイアフラム 板厚 h	溶接材料	電流 (A)	電圧 (V)	溶接速度 (cm/min)	入熱 (kJ/cm)
60mm	YES602-M FES-CS	360	54	1.44	811

表 3.3 試験体一覧

試験体名	内ダイアフラム 板厚 h	試験体幅	ルート ギャップ RG	幅厚比 W/h
No.13	60mm	25mm	19mm	0.4
No.14		120mm		2.0
No.15		240mm		4.0

3. 2 ESW 部の軟化

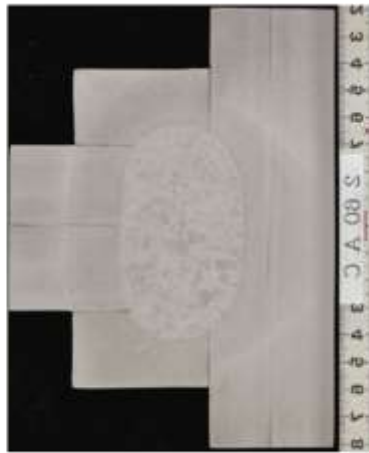
ESW 継手について、得られた ESW 部のマクロ写真を写真 3.1 に、2 章にて作成したマクロ写真²⁾と並べて示す。本章のダイアフラム厚さは 60mm に対し、スキンプレート厚さ 60mm と、スキンプレートは薄く、そのため、スキンプレート側の熱影響部がスキンプレートの柱表面側まで達している。スキンプレート厚さが 70mm のスキンプレート側の熱影響部は ESW 部 Depo の形状に沿って、円弧状に形成されており、熱容量差による熱影響範囲に差が出ることが解る。

このように、スキンプレート側の熱影響部形状に顕著な差が現れた ESW 継手の、ダイアフラム側について、硬さ分布を比較するために硬さ試験を実施した。硬さ試験は、2 章²⁾同様に図 3.2 に示す要領で実施した。結果をこれまでの試験体²⁾と合わせて図 3.3 に示す。

硬さ分布は、スキンプレート側の熱影響部がマクロ写真と整合するように広がっている。但し、ダイアフラム側の硬さ分布には大きな差は見受けられない。そのため、軟質度 S_r や相対幅 X_h も、これまでの試験体と比較し大きな差はない。



(a) $t_s=40\text{mm}$ (本章)



(b) $t_s=40\text{mm}$ (2章)



(c) $t_s=70\text{mm}$ (2章)

写真 3.1 ESW 部マクロ

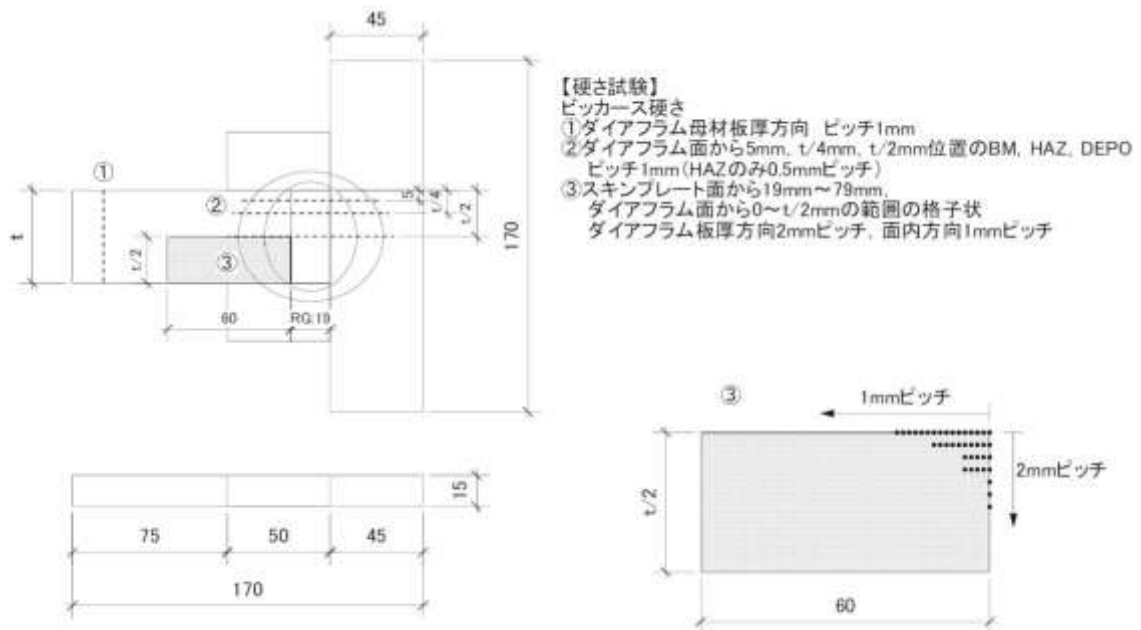


図 3.2 硬さ試験要領

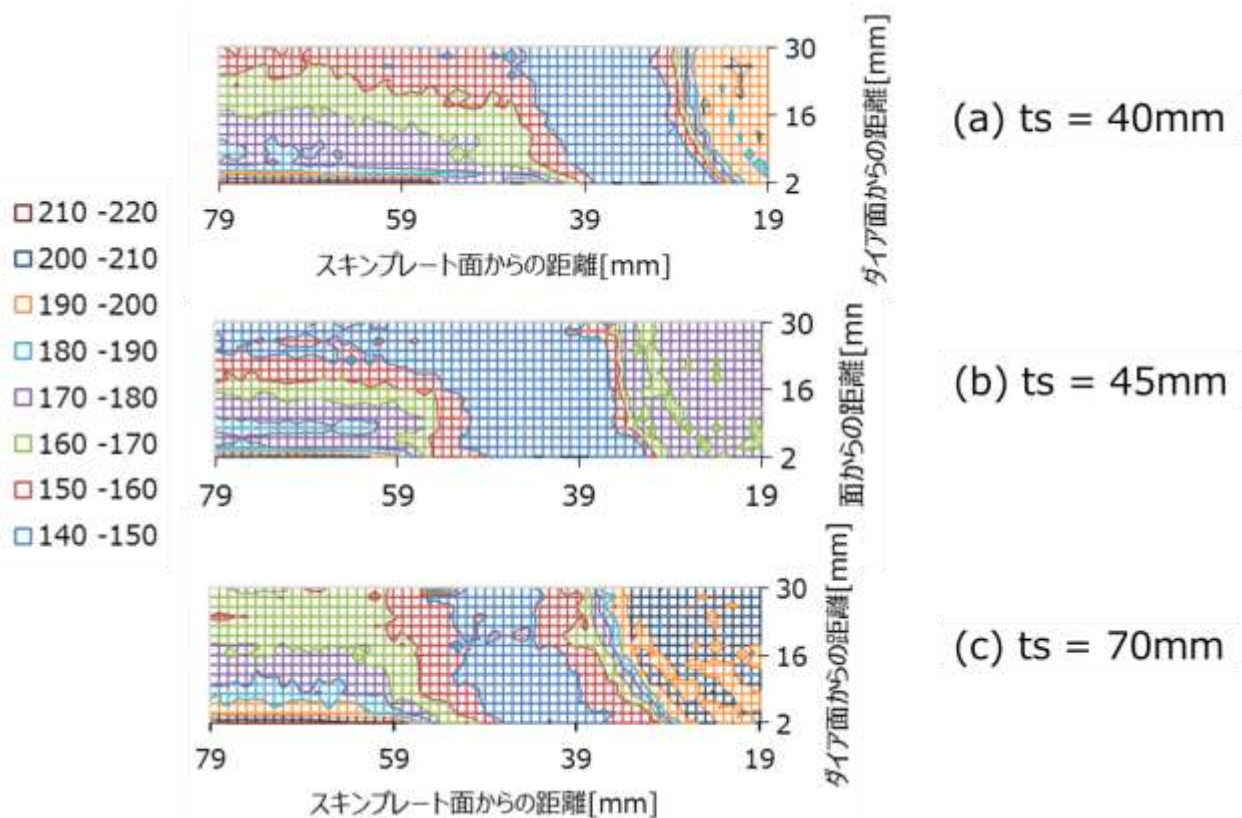
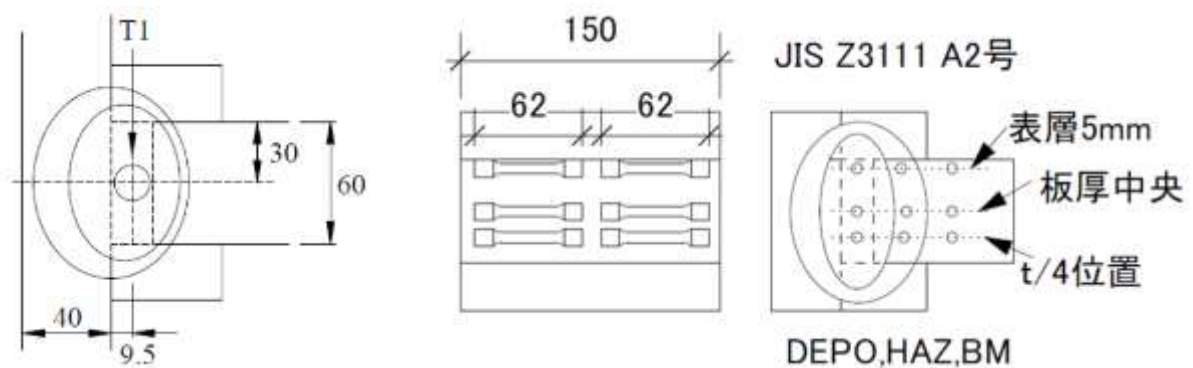


図 3.3 硬さ試験結果

3. 3 ESW 部引張試験

ESW 部の各部引張試験片採取位置を図 3.4 に、試験結果を表 3.4, 表 3.5 に示す。



(a) T1 試験片 (DEPO, A1 号試験片)

(b) 各部丸棒試験片 (A2 号試験片)

図 3.4 丸棒引張試験片採取位置

表 3.4 丸棒引張試験結果 T1 試験片 (DEPO, A1 号試験片)

試験片寸法		0.2%耐力		引張強さ		YR (%)	破断伸び (%)
径 (mm)	断面積 (mm ²)	荷重 (kN)	YS (N/mm ²)	荷重 (kN)	TS (N/mm ²)		
12.55	123.70	56.79	459	74.62	603	76.1	24.7

表 3.5 丸棒引張試験結果 各部丸棒試験片 (A2 号試験片)

採取位置		内ダイアフラム板厚=60mm		
部位	板厚方向位置	降伏強度 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び (%)
溶接金属 (DEPO)	<i>h/2</i>	434	581	26.7
	<i>h/4</i>	439	583	26.5
	表層 5mm	442	581	25.7
HAZ	<i>h/2</i>	341	502	29.6
	<i>h/4</i>	346	513	40.8
	表層 5mm	352	513	40.2
母材 (BM)	<i>h/2</i>	344	526	33.3
	<i>h/4</i>	418	559	35.2
	表層 5mm	471	615	32.2

各部丸棒引張試験について、溶接金属と HAZ の引張強さを、母材強度は若干異なるが 2 章^[2]のスキンプレート厚さが異なるもの (*ts*=45mm, 70mm) も比較のために加え、図 3.5 に示す。

硬さ試験結果では明瞭な HAZ の硬度差は見受けられなかったが、HAZ 部の引張強度もスキンプレート厚さの大小による差異は認められない。硬さと引張強さの関係は、一般に SAE J 417 による、硬さ換算表を基にして、式 1 のような比例関係にあり^[5]、ESW 継手でも同様のことが言えるためであると考え。なお、硬さ換算には文献[6]に示されるように複数の換算式が提案されている。参考のため並べて紹介する。いずれの式も硬さと引張強さが比例関係にあることを示している。

$$TS \text{ (Mpa)} \cong 3.12 \times HV + 16 \quad \dots \text{ (式 1 SAE J 417 からの換算式)}$$

$$TS \text{ (Mpa)} = 2.5 \times HV + 100 \quad \dots \text{ (式 2 日本溶接学会)}$$

$$TS \text{ (Mpa)} = 2.06 \times HV + 177 \quad \dots \text{ (式 3 日本鋼構造協会)}$$

$$TS \text{ (Mpa)} = 2.3669 \times HV + 127 \quad \dots \text{ (式 4 AW 検定協議会)}$$

一方で図中に矢印で示すように、DEPO 強度はスキンプレートが厚くなると、上昇する傾向がある。これはスキンプレートの熱容量差が、スキンプレートに隣接する DEPO の冷却速度に大きな影響を与えるためと思われる。既往研究では、冷却速度と ESW 部シャルピー値の関係を纏めているが^[4]、800°C

から 500°Cの冷却速度と、シャルピー衝撃値の相関が高い。DEPO の衝撃値は冷却速度が遅くなること
 で低下する傾向にある（図 1.11）。

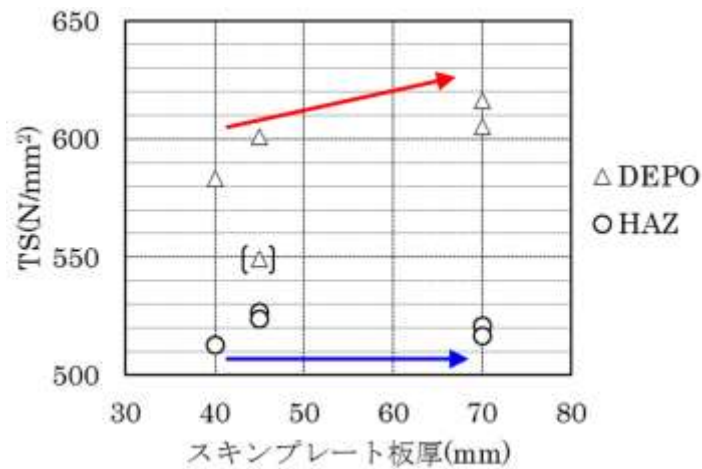


図 3.5 スキンプレート厚さと DEPO, HAZ 引張試験結果の関係

3. 4 継手引張試験

継手引張試験試験体の形状を図 3.6 に示す。2 章同様の試験方法である。試験結果を表 3.6 に示す。
 また、試験体載荷後の破面を写真 3.2 に、全体を写真 3.3 に、荷重変形関係を図 3.7 に示す。

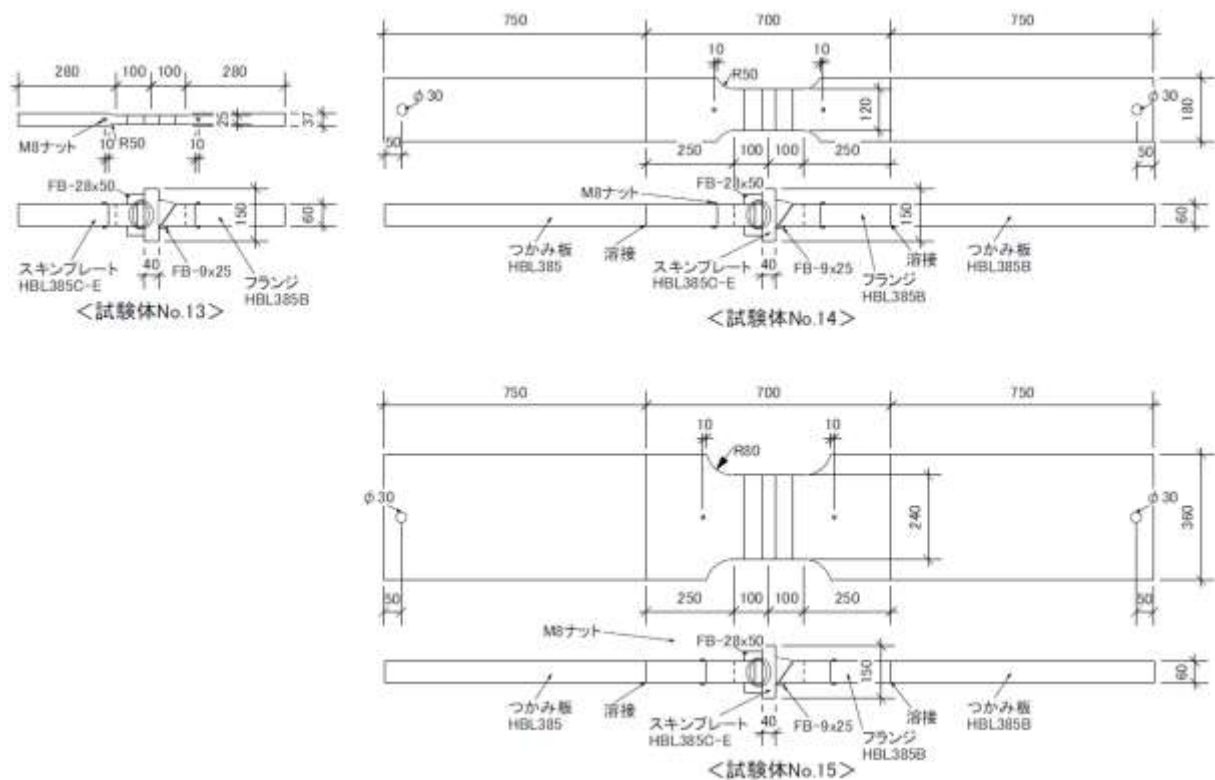


図 3.6 継手引張試験体

表 3.6 継手引張試験結果

試験体	ダイア厚 t [mm]	幅 W [mm]	ダイア σ_y [N/mm ²]	ダイア σ_u [N/mm ²]	σ_{max} [N/mm ²]	σ_{max} / σ_u
No.13	60.7	25.0	418	559	547.8	0.98
No.14	60.7	120.0	418	559	575.8	1.03
No.15	60.7	240.0	418	559	592.4	1.06



(a)No.13 試験体

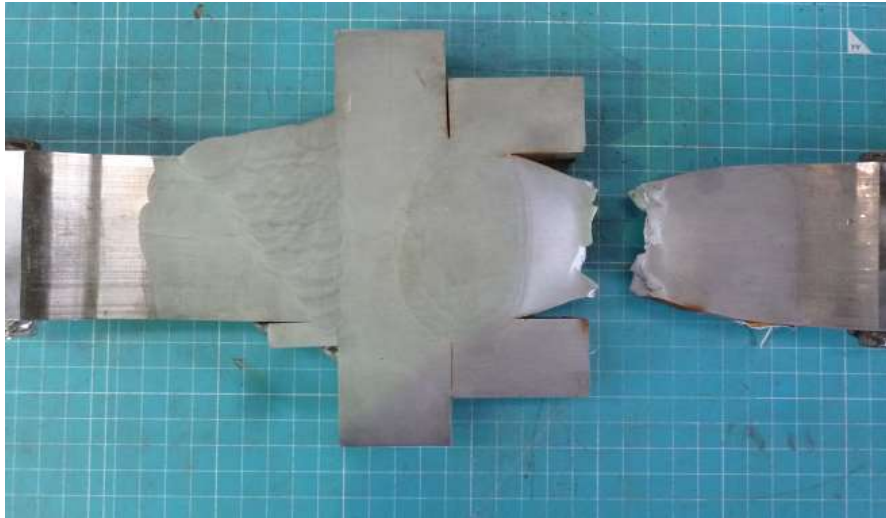


(b)No.14 試験体



(b)No.15 試験体

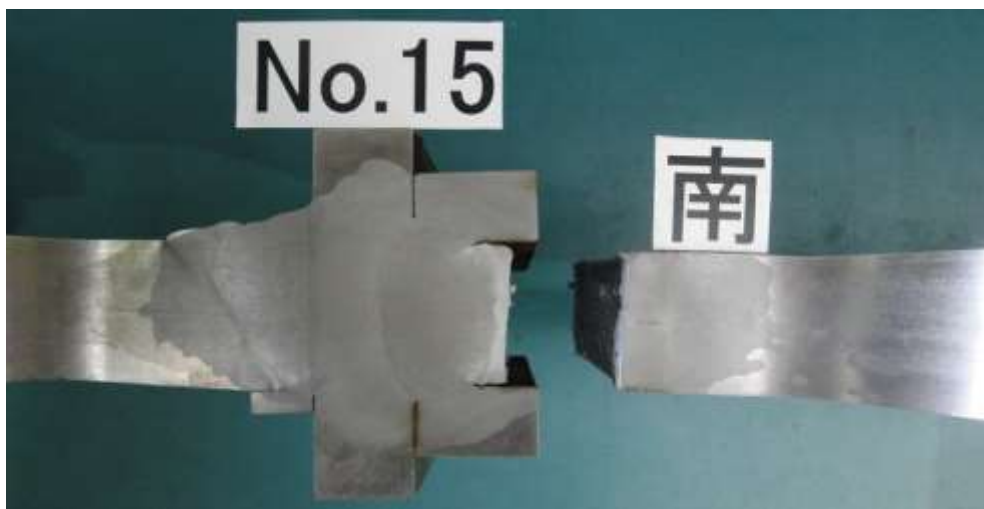
写真 3.2 継手破面写真



(a)No.13 試験体



(b)No.14 試験体



(b)No.15 試験体

写真 3.3 継手破断状況

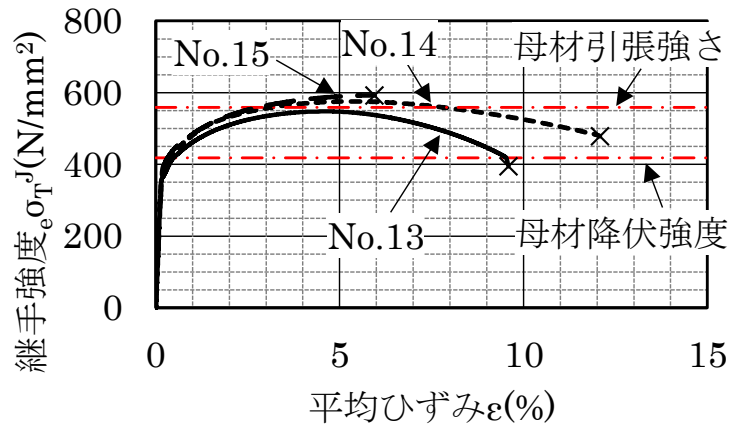


図 3.7 継手引張試験の荷重－変形関係

幅厚比の小さい No.13 試験体は母材の引張強さを下回ったものの、No.14, No.15 試験体は母材同等の強度を発揮した。No.15 試験体は最大到達直後に、2 章の一部の試験体と同様に脆性破断した。破面観察を行い、No.15 試験体の破面に溶接欠陥などは見受けられなかった。写真 3.2 をみる限り、典型的な脆性破面であるが、試験体の幅端部や起点近傍に延性破面も僅かながら確認することができた。また、写真 3.3 を見ると、延性破面を呈した No.13, No.14 試験体は明瞭な紋りが確認できる。No.15 試験体は No.13, 14 試験体に比べ紋りは少ないが、ダイアフラムの紋りを観察することができる。No.15 試験体は最大耐力到達後の脆性破断であり、耐力評価への影響はないものとする。2 章^[2]の幅厚比 W/h が 2.0~4.0 の試験体 No.7, No.8, No.9, No.11 試験体で観察されたような破断性状であるとする。

図 3.8 に幅厚比 W/h と継手強度 σ_T^j の関係を、2 章^[2]の実験結果を併せて示す。本試験体の継手強度（継手強度/母材引張強さ）は 2 章の試験体の継手強度と同等であり、継手破断性状も特に大木差異は確認できないことから、スキンプレート板厚がダイアフラムに比べ薄くなること、ESW 継手強度に及ぼす影響は小さいと考える。

2 章で、ESW 継手強度は幅厚比、軟質度、HAZ 相対幅（HAZ 軟化部の幅）、HAZ と DEPO の強度から評価できることを示した。本実験では 3.2 と 3.3 で示したように、スキンプレート板厚が軟質度や HAZ 相対幅、HAZ や DEPO 強度に及ぼす影響が小さかったため、継手強度に及ぼす影響も小さく、2 章のスキンプレートが厚い試験体（No.1~No.12）と同様に評価可能であるとする。

また、鋼種として、550N/mm² 級高 HAZ 靱性鋼をスキンプレートに適用したが、スキンプレートの化学成分が、通常鋼材と異なることにより、スキンプレート側の HAZ 組織や溶接金属強度の成分組成などが変わるが、ESW 継手の継手強度に与える影響はないことも確認できた。

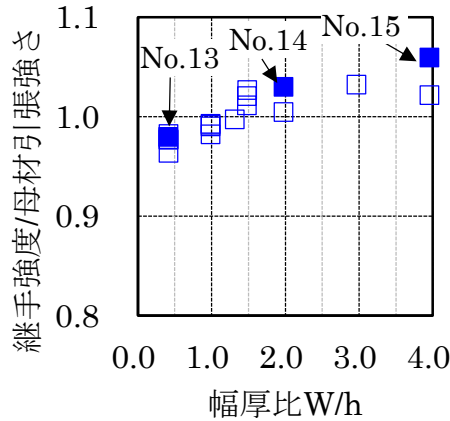


図 3.8 継手強度—幅厚比関係

3. 5 継手衝撃試験

スキンプレート板厚がダイアフラムに比べ薄い場合、ESW 部のシャルピー衝撃値が低くなる懸念がある。そのため、高 HAZ 靱性鋼をスキンプレートに適用する事が多い事を先に述べたが、衝撃性能を確認するため、図 3.9 に示す試験片採取要領でシャルピー衝撃試験を実施した。結果を表 3.7 と図 3.10 に示す。表には、2 章の試験体のシャルピー衝撃試験結果も比較のため示す。

結果、DEPO と HAZ ではスキンプレート板厚が小さいほど吸収エネルギーが低下するが、高 HAZ 靱性鋼を用いた本試験では、スキンプレート板厚が小さいものの、いずれにおいても高い吸収エネルギーを示した。

文献[7]では、ボックス柱の柱梁接合部の変形性能を確保するためには、ダイアフラムの応力度が母材規格強度下限並みとなる場合は ESW 部シャルピー衝撃値が 47J 以上必要とされているが、いずれも 47J 以上の衝撃値である。

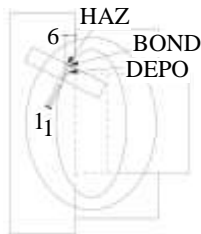


図 3.9 ESW 部シャルピー試験片採取位置

表 3.7 ESW 部シャルピー試験結果

対象	DEPO		BOND		HAZ	
	個値	平均値	個値	平均値	個値	平均値
h=60mm, t _s =40mm, 高 HAZ 靱性鋼	172J	205J	263J	244J	306J	237J
	254J		247J		310J	
	188J		221J		95J	
h=60mm, t _s =45mm, 通常鋼 ³⁾	73J	90J	22J	92J	210J	192J
	64J		167J		160J	
	133J		86J		205J	
h=45mm t _s =45mm 通常鋼 ³⁾	98J	97J	52J	70J	194J	214J
	109J		125J		210J	
	85J		34J		237J	

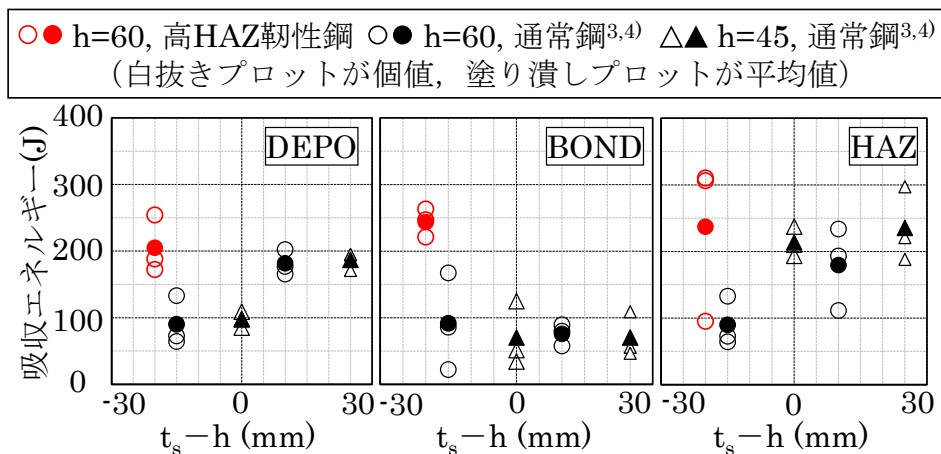


図 3.10 ESW 部シャルピー試験結果とスキンプレート板厚の関係

3.6 結論

冷却速度が小さくなることにより、継手強度確保が懸念される、スキンプレートの板厚がダイアフラム厚さに対し4サイズ小さな ESW 部継手引張試験を実施した、

結果、ESW 継手耐力は幅厚比 w/h が 2.0 以上の試験体で継手強度確保できた。幅厚比と継手強度の関係が 2 章試験体と同等であること、また、継手強度を確保するための、軟質層、相対的な軟化部幅が、2 章試験体同様であることから、2 章で提案した評価式での本実験試験体評価も可能であることが解った。

またスキンプレートの板厚が小さい際に靱性確保のため、通常鋼と化学成分の異なる高 HAZ 靱性鋼を用いても、継手強度に差異はなく、評価式での耐力評価が可能である。

シャルピー衝撃性能は、スキンプレートが薄くなることで、HAZ、DEPO、BOND とともに低下する傾向がある。実際の超高層建築でも ESW 部に高いシャルピー衝撃性能を要求しており^[8-13]、CFT 造柱として BOX 柱が適用されることが増加しているため、スキンプレートの薄肉化は進んでいる。文献[7]の必要性能を満足するためには注意が必要がある。

薄肉スキンプレートのシャルピー衝撃性能の確保は、一般鋼よりも高 HAZ 靱性鋼が有効であり、ESW 継手強度は一般鋼同様に確保できることが確認できた。

<参考文献>

- [1]小溝裕一：TMCP 鋼とは何か，また，その特性は溶接によってどう変わるか？，溶接学会誌，第59巻，第7号，pp.16-19，1990
- [2]藤沢清二ら，溶接箱型断面柱のエレクトロスラグ溶接部継手性能とHAZ軟化部の関係，JSSC 鋼構造論文集 第27巻第107号，pp23-32，2020年9月
- [3]木村達己ら，溶接部靱性に優れた建築用高張力鋼板と溶接材料 一大入熱溶接部の高品質化を実現するJFE EWEL 技術一，JFE 技報 No.5，2004年8月，pp38-44
- [4]藤沢清二ら，溶接組立箱形断面柱の高効率溶接法に関する研究 その13. 高強度鋼のエレクトロスラグ溶接部性能まとめ，日本建築学会大会学術講演梗概集(中国)，2017. 8. pp979-980
- [5]日本規格協会，JIS ハンドブック 鉄鋼 I (2019)
- [6]金谷貴志，引張強度及び降伏点とビッカース硬さの相関に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，2006. 9. pp989-990
- [7]日本鋼構造協会エレクトロスラグ溶接部脆性的破断防止技術の検討小委員会，内ダイアフラムエレクトロスラグ溶接部の脆性的破断防止ガイドブック，2016年6月
- [8]稲田達夫ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能(その1) 柱梁継ぎ手に必要な性能，日本建築学会大会梗概集(関東)，2001年9月，pp743-744
- [9]椿宣之ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能(その2) 地上鉄骨の溶接施工試験結果，日本建築学会大会梗概集(関東)，2001年9月，pp745-746
- [10]小川一郎ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能(その3) 要求性能に対する評価と課題，日本建築学会大会梗概集(関東)，2001年9月，pp747-748
- [11]大塚英郎ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能(その4) エレクトロスラグ溶接施工試験結果の分析，日本建築学会大会梗概集(関東)，2001年9月，pp749-750
- [12]櫻井謙次ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能(その5) エレクトロスラグ溶接施工試験結果の分析，日本建築学会大会梗概集(関東)，2001年9月，pp751-752
- [13]清家正樹ら，丸ビル鉄骨工事における柱梁継ぎ手の性能(その6) エレクトロスラグ溶接施工試験結果の分析，日本建築学会大会梗概集(関東)，2001年9月，pp751-752

4章 溶接金属強度がエレクトロスラグ溶接継手強度に及ぼす影響

2章では、柱スキンプレートと内ダイアフラムに 550N/mm² 級 TMCP 鋼を用いた ESW 継手を対象に、継手強度について検討した^[1~3]。その結果、HAZ 軟化部を有する ESW 継手強度は HAZ の塑性拘束に係る因子の影響を受けることを確認した。HAZ の塑性拘束に係る因子の一つとして HAZ に隣接する溶接金属の強度が挙げられ、HAZ 軟化部を有する広幅鋼板の突合せ溶接継手の強度に関する新富らの研究^[4~5]では、溶接金属の強度が高くなると継手の強度も線形的に上昇することが確認されている。2章で ESW 継手を対象とした場合でも同様に溶接金属強度が高いほど継手強度が上昇する傾向があることは確認したものの、限られた条件でしか検討できていない。大入熱かつ母材希釈率の大きい ESW の溶接金属強度は柱スキンプレート、ダイアフラムの組合せによっても大きく変動することが予想される因子であることから、本章では、溶接金属強度が HAZ 軟化を有する ESW 継手強度に及ぼす影響を、明らかにすることを目的とする。

既往の実験^[6~7]において、柱スキンプレートに 780N/mm² 級鋼を用いた ESW 継手では 550N/mm² 級鋼を用いた継手よりも溶接金属強度が高い値を示したことから、柱スキンプレートに 780N/mm² 級鋼を用いた ESW 継手では継手強度が高くなると推測される。

そこで本研究では、柱スキンプレートに 780N/mm² 級鋼を用いた ESW 継手を対象に継手引張実験を行い、溶接金属強度が高い ESW 継手強度について分析する。加えて FEM 解析により溶接金属強度が継手強度に及ぼす影響について詳細に分析する。

4.1 溶接継手引張試験

溶接継手引張試験は、溶接組立 BOX 柱の ESW 接合部のみを H 型試験体として製作し、行うこととした。以下に詳細を纏める。

4.1.1 試験体

H 型試験体の概要図を、図 4.1 に示す。フランジ幅は 700mm、ウェブ高さは 800mm とし、ESW 溶接時の冷却速度や最高加熱温度などの熱履歴が BOX 試験体と凡そ変わらないようにした^[8]。

表 4.1 供試材（鋼材）

部 位	板厚 (mm)	材 質
スキンプレート	40	熱処理型低YR780N/mm ² 級鋼材
ダイアフラム	40	TMCP385B
継手引張用鋼板	40	TMCP385B
形状保持板	16	SS400
エレスラ裏当金	FB-28×50	SN490B
CO ₂ 溶接裏当て金	FB-9x25	SN490B

表 4.2 供試材（溶接材料）

溶接方法	材料規格	銘柄
非消耗ノズル式 エレクトロスラグ溶接	JIS Z 3353 YES602-M/FES-CS	ワイヤ: FG-60AD (1.6φ) フラックス: KF-100AD(粒度 20×D)
CO ₂ ガスシールド アーク溶接	JIS Z3312 YGW-18	KC-55G

表 4.3 供試材化学成分と機械的性質

	C	Si	Mn	P	S	Ceq	Y. S.	T. S.	YR	EL
	%	%	%	%	%	%	Mpa	Mpa	%	%
780N/mm ² 鋼	0.18	0.55	1.60	0.003	0.001	0.50	703	842	83	22
TMCP385B	0.15	0.36	1.32	0.008	0.001	0.39	418	584	72	50

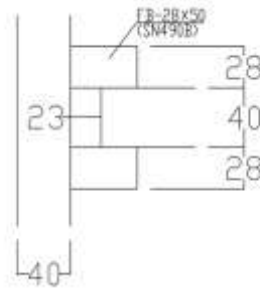


図 4.2 ESW 開先形状

表 4.4 溶接条件記録

溶接電流	溶接電圧	溶接速度	入熱量
(A)	(V)	(cm/min)	(kJ/cm)
360	52	1.70~1.85	608~660

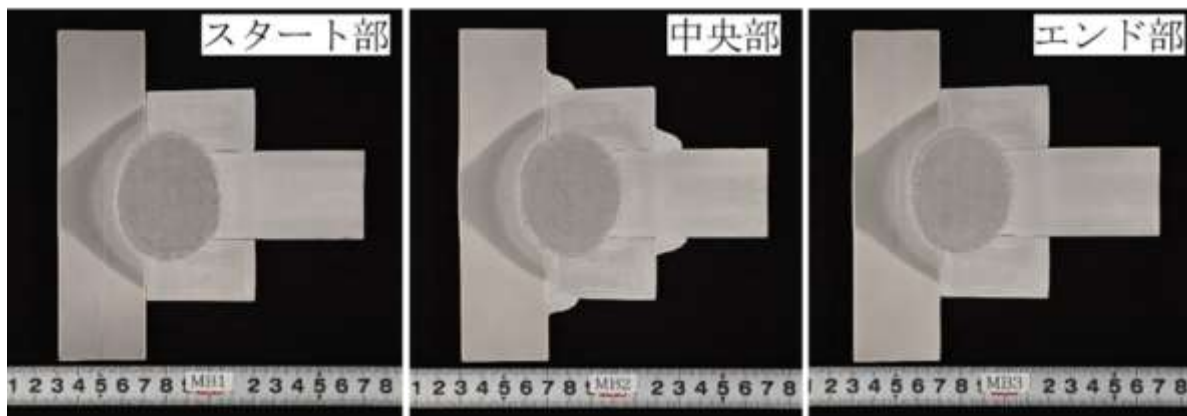


図 4.3 ESW 部マクロ

4.1.4 ESW 部機械試験

ESW 部近傍の丸棒引張試験を図 4.4 の採取要領に示すように、母材 (Tb) , HAZ (Th) , DEPO (Td) をダイアフラム厚さの表層 5mm, 1/4 (10mm) , 1/2 (20mm) の位置で実施した。試験片は図 4.5 に示す JIS Z3111 A2 号試験片である。結果を表 4.5 に示す。溶接金属の強度は、引張強さでは 700N/mm^2 を超えており、 550N/mm^2 級鋼材に同じ溶接材料を適用した場合に比べ、強度が上昇していることが解る。スキンプレートの希釈率は 20~30% 程度のため、 C_{eq} の高い 780N/mm^2 級鋼材の影響と考えられる。

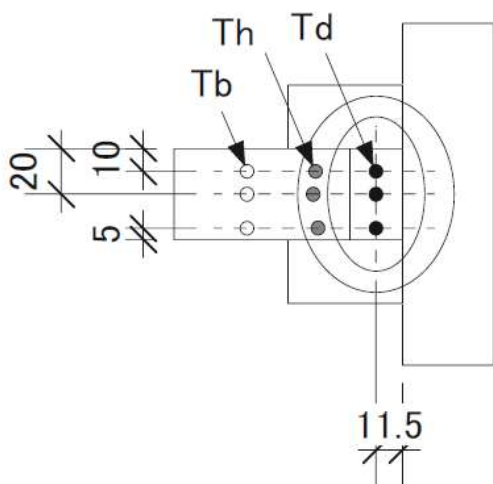


図 4.4 丸棒試験片採取要領

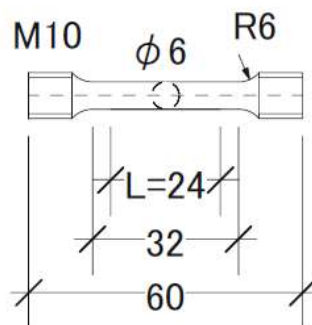


図 4.5 丸棒試験片

表 4.5 丸棒引張試験結果

部位	採取位置	試験片	Y.S. N/mm ²	T.S. N/mm ²	YR %	El %
母材	表面5mm	TbA-1	512	641	79.9	33.5
		TbB-1	473	606	78.2	36.5
	t/4	TbA-2	455	588	77.4	34.5
		TbB-2	444	578	76.9	36.2
	t/2	TbA-3	369	543	68.0	41.7
		TbB-3	369	537	68.8	41.5
HAZ	表面5mm	ThA-1	335	521	64.3	36.6
		ThB-1	334	516	64.9	39.2
	t/4	ThA-2	339	520	65.2	39.3
		ThB-2	338	521	64.9	40.6
	t/2	ThA-3	316	525	60.2	38.2
		ThB-3	330	520	63.4	37.5
DEPO	表面5mm	TdA-1	500	702	71.2	21.6
		TdB-1	524	758	69.1	23.6
	t/4	TdA-2	515	719	71.6	18.3
		TdB-2	528	759	69.5	20.5
	t/2	TdA-3	513	714	71.8	16.9
		TdB-3	530	755	70.2	19.4

ビッカース硬さ試験（10kgf 圧子で打痕）を図 4.6 に示す要領にて実施した。ダイアフラム母材の板厚方向硬さ試験，ダイアフラム材軸方向の ESW 部表層 2mm，ダイアフラム 1/4 厚さ，1/2 厚さの 3 ラインについての硬さ試験，ESW 開先端部（ギャップ 23mm 端部）からダイアフラム側に 60mm の位置とダイアフラム板厚中央までの範囲でのメッシュ状の硬さ試験 3 種である。それぞれの結果を図 4.7～4.9 に示す。ダイアフラム母材の板厚方向硬さは TMCP による製造のため表面が硬い性状となっている。図 4.8 の 3 ラインの硬さ試験では，溶接金属硬さ HV が 250～270 程度と高く，丸棒引張試験との整合性が確認できる。ダイアフラム TMCP385B の軟化部は HV150 程度であり，既往の研究^{1)～3)}との差異は見受けられない。メッシュ状の硬さ分布を示す図 4.9 に軟化部境界と考える位置に●印を示した。軟化部の幅はダイアフラム 1/4 厚さ位置で約 17mm であった。



図 4.6 硬さ試験要領

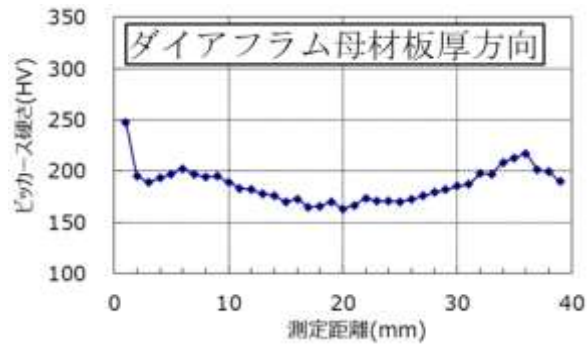


図 4.7 ダイアフラムの板厚方向母材硬さ

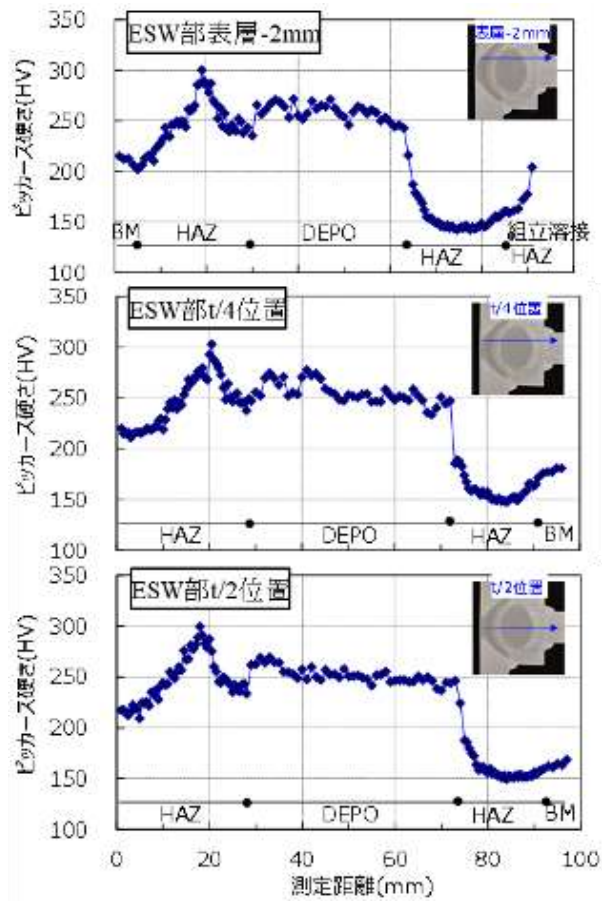


図 4.8 ダイアフラム材軸方向 ESW 部硬さ

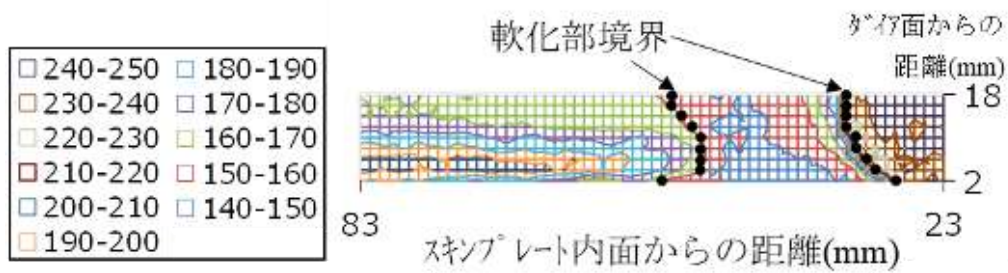


図 4.9 ESW 部メッシュ状硬さ分布

4.1.5 ESW 溶接継手引張試験

ESW 溶接部にダイアフラム同材の TMCP385B を CO₂ 溶接接合し、図 4.10 に示す、十字継手引張試験体を作成した。HAZ の塑性拘束に係る因子である試験体の平行部幅をパラメータとし、幅 25mm, 50mm, 100mm の試験体による ESW 溶接継手引張試験を計画した。試験体一覧を表 4.6 に示す。試験体は全て 1000ton 試験機により载荷を行った。一例として、No.18 試験体のセット状況と载荷終了状況を写真 4.1 に示す。

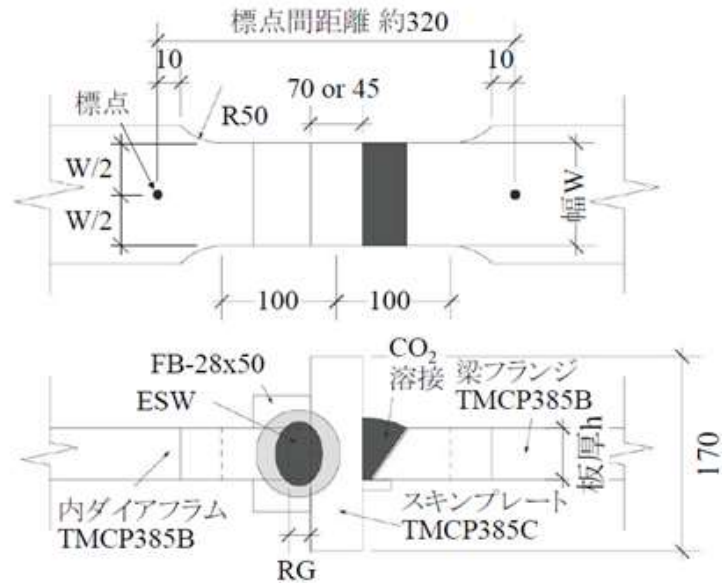


図 4.10 ESW 溶接継手試験体

表 4.6 試験体一覧

試験体	各部板厚 [mm]			継手幅 W[mm]	W/h
	ダイアフラム h	スキンプレート	フランジ		
No.16	40	40	40	25	0.63
No.17				50	1.25
No.18				140	3.50



写真 4.1 試験体セット状況と载荷終了状況 (No.18)

試験結果一覧を表 4.7 に、各試験体の荷重変形関係を図 4.11 に示す。JIS 試験片の平行部幅に該当する No.16 試験体では TMCP385B の母材引張強さ下限値 (550N/mm²) を下回った。既往の研究と同様に、平行部幅が大きいほど最大耐力は上昇し、No.18 試験体はダイアフラム引張強さ同等の強度を発揮した。既往の文献[3]を参考に継手強度を評価した結果を表 2.7 に示す。わずかに過大評価ではあるものの、実験値との差は 6%以下である。

各試験体の破断状況を写真 4.2 に示す。いずれも HAZ 軟化部近傍断面における延性破断である。

既往の研究と比較するため、幅厚比と継手強度の関係を図 4.12 に示す。今回実験した No.16～18 試験体は、溶接金属強度は高いものの ESW 継手強度は既往の試験体同等となっている。

表 4.7 試験結果一覧

試験体	ダイアフラム厚 h[mm]	継手幅 W [mm]	各部引張強さ[N/mm ²]			軟化部幅 H[mm]	W/h	X _h	S _r	ESW S _r	継手引張試験最大応力 [N/mm ²]		
			ダイアフラム母材	溶接金属	HAZ						実験値	計算値 [3]	実験値/計算値
No.16	40.3	25.1	583	739	521	17	0.62	0.42	0.89	1.27	548.5	565.5	0.97
No.17	40.4	50.0					1.24	0.42			555.3	587.5	0.95
No.18	40.4	140.2					3.45	0.42			586.6	621.8	0.94

X_h : HAZ 軟化部 (低強度部) の相対厚さ (=H/h)

S_r : 軟質度 (HAZ T.S. / ダイアフラム母材 T.S.)

ESW S_r : 溶接金属の強度比 (溶接金属 T.S. / ダイアフラム母材 T.S.)

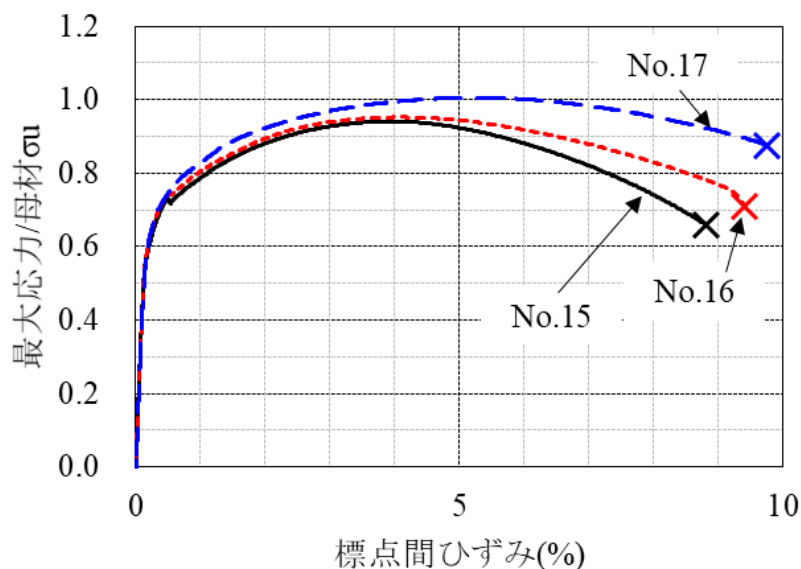


図 4.11 ESW 継手試験荷重変形関係

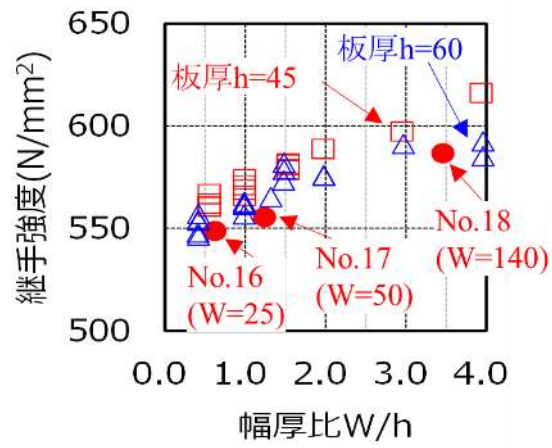
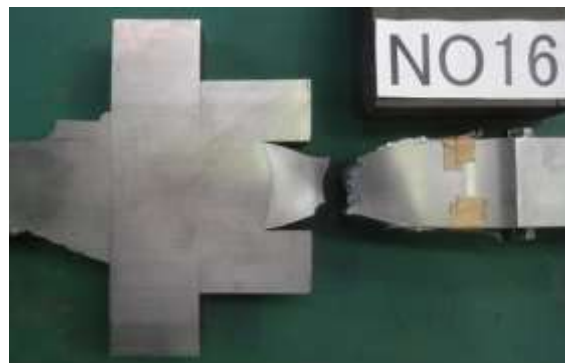


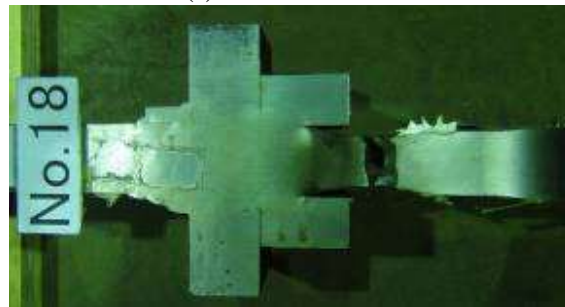
図 4.12 幅厚比と継手強度の関係



(a)No.16 試験体



(a)No.17 試験体



(a)No.18 試験体

写真 4.2 破断状況

4.2 FEM 解析による継手強度の検討

ESW 継手引張実験では溶接金属強度は既往の試験体に比べて高かったものの、継手強度は既往の試験体と大きな差はなく、JIS Z3121 1 号試験片と同幅の No.16 試験体では最大応力がダイアフラム母材引張強さ規格下限値を下回る結果となった。そこで、溶接金属強度が継手強度に及ぼす影響について追加検討を行うため、ESW 継手引張試験片を模擬した解析モデルを対象とし、溶接金属強度、母材強度、HAZ 幅をパラメータとした FEM 解析を実施する。

4.2.1 解析概要

解析は、汎用有限要素解析ソフト ABAQUS Ver.6.12 による幾何学的非線形を考慮した三次元弾塑性解析とした。

解析モデルの形状を図 4.12 に示す。解析モデルは平行部幅 25mm の No.16 試験体を模擬している。

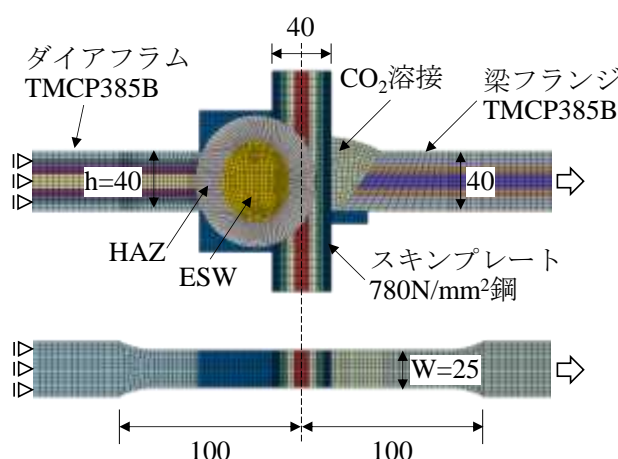


図 4.12 FEM 解析モデル概要

表 4.8 に解析ケース一覧を示す。パラメータは、ESW 溶接金属強度(T.S.)を 550~700N/mm² の範囲で、ダイアフラム母材強度(T.S.)を 550~670N/mm² の範囲で設定している。HAZ 幅は 18, 24mm の 2 ケースとした。なお、溶接金属強度、HAZ 幅は実験結果を参考に、ダイアフラム母材強度は TMCP385 の規格を参考にパラメータの範囲を決定している。図 4.13 に SS カーブの一例を示す。SS カーブは文献 [10] を参考に、真応力-真ひずみ関係において応力最大点以降は最大応力を維持する材料モデルとした。ダイアフラム、梁フランジ、スキンプレートは板厚方向に要素を 8 分割し、硬さ試験結果をもとに強度を調整した SS カーブを各層に割り当てる。

表 4.8 解析ケース一覧と解析結果

ケース名	ダブレット厚 h [mm]	継手幅 W [mm]	各部の引張強さ [N/mm ²]			HAZ幅 H [mm]	W/h	Xh	Sr	ESwSr	継手の最大応力			
			ダブレット母材	溶接金属	HAZ						解析値 [N/mm ²]	解析値/ダブレット母材 T.S.	計算値 [N/mm ²]	解析値/計算値
Aa18	40	25	550	550	518	18	0.625	0.45	0.94	1.00	540.9	0.983	521.6	1.037
Ab18				580						1.05	541.1	0.984	526.2	1.028
Ac18				620						1.13	541.4	0.984	532.2	1.017
Ad18				660						1.20	541.8	0.985	537.8	1.008
Ae18				700						1.27	542.1	0.986	543.1	0.998
Ba18			580	550					0.95	551.5	0.951	533.1	1.035	
Bc18				620					1.07	554.9	0.957	543.9	1.020	
Be18				700					1.21	556.7	0.960	555.1	1.003	
Ca18			620	550					0.89	558.3	0.900	547.9	1.019	
Cb18				580					0.94	561.3	0.905	552.8	1.015	
Cc18				620					1.00	563.6	0.909	559.0	1.008	
Cd18				660					1.06	564.7	0.911	564.9	1.000	
Ce18				700					1.13	566.3	0.913	570.5	0.993	
Da18			670	550					0.82	561.5	0.838	565.6	0.993	
Db18				580					0.87	565.9	0.845	570.7	0.992	
Dc18				620					0.93	570.1	0.851	577.1	0.988	
Dd18				660					0.99	572.9	0.855	583.2	0.982	
De18				700					1.04	574.8	0.858	589.0	0.976	
Ba24			580	550					0.95	542.1	0.935	519.9	1.043	
Bb24				580					1.00	543.5	0.937	524.5	1.036	
Bc24				620					1.07	544.5	0.939	530.5	1.026	
Bd24				660					1.14	544.9	0.939	536.1	1.017	
Be24				700					1.21	545.1	0.940	541.4	1.007	
Da24				670					550	0.82	547.6	0.944	519.9	1.053
Db24	580	0.87			550.1	0.948	524.5	1.049						
Dc24	620	0.93			551.9	0.952	530.5	1.040						
Dd24	660	0.99			552.8	0.953	536.1	1.031						
De24	700	1.04			553.3	0.954	541.4	1.022						

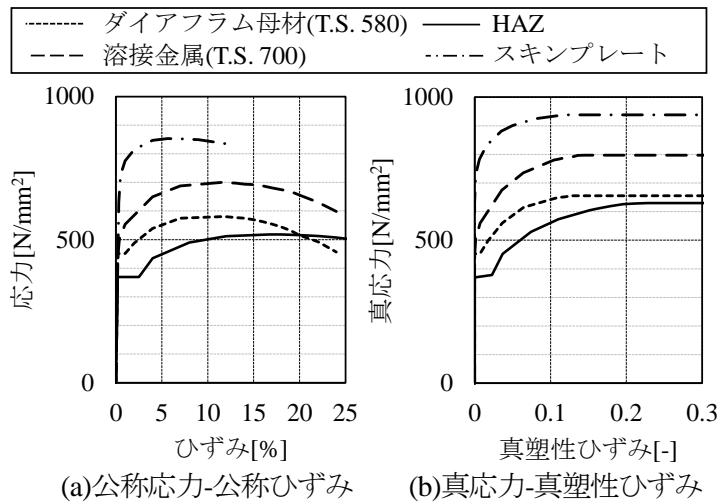


図 4.13 解析に用いた SS カーブ (一例)

4.2.2 解析結果

図 4.14 に No.16 試験体の平均応力-標点間ひずみ関係と, No.16 試験体を模擬した Be18 の平均応力-標点間ひずみ関係を併せて示す. 解析の応力は材端に作用する荷重をダイアフラム平行部の初期断面積で除することで求めており, 解析の標点間ひずみは実験と同じ位置を標点と定めて求めている. 本解析は実験結果とよく対応しており, いずれのケースにおいても最大耐力到達後, くびれが生じて耐力が低下した.

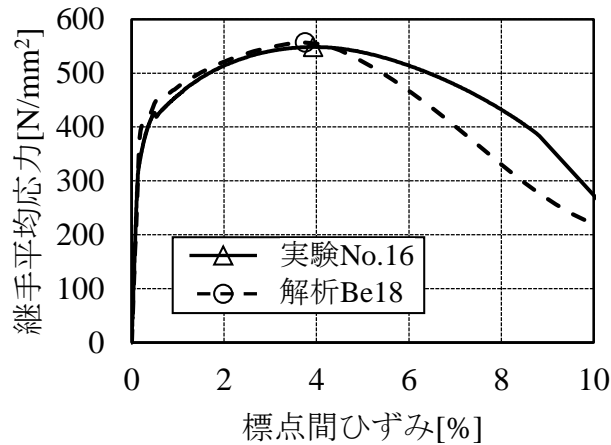


図 4.14 継手平均応力-標点間ひずみ関係の一例

表 4.8 に各ケースの最大耐力時の平均応力, すなわち継手平均応力最大値を示す. ESW 継手の平均応力最大値を示す. 図 4.15 に継手平均応力最大値と ESW 溶接金属引張強さの関係を示す.

溶接金属強度が高いほど継手強度は高くなる傾向があるものの、ダイアフラム母材強度が低い場合、またはHAZ幅が広い場合は溶接金属強度が継手強度に及ぼす影響が小さくなっている。

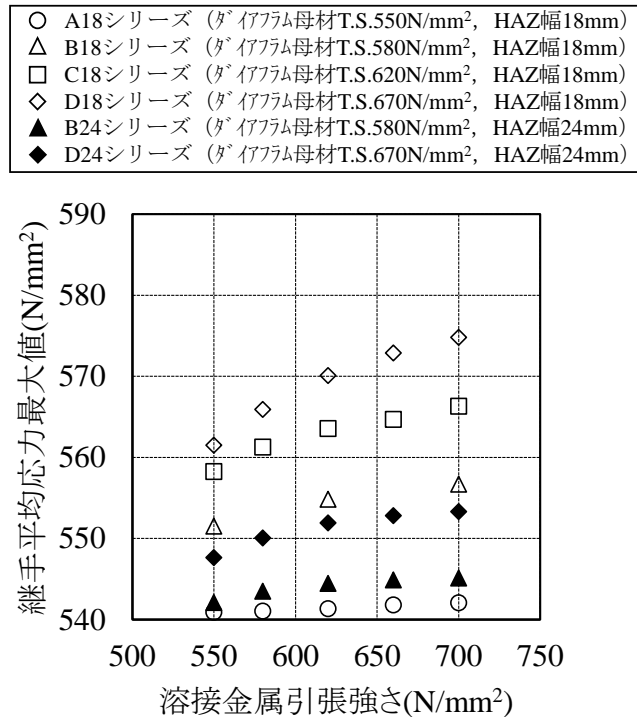


図 4.15 継手平均応力最大値－溶接金属引張強さの関係

継手強度を評価した結果³⁾を表 4.8 に併記する。解析値との誤差はおおよそ 5%以下ではあるものの、溶接金属強度が高いほど計算値は相対的に大きくなる傾向がある。

相当塑性ひずみコンター、応力三軸度コンターから溶接金属強度が HAZ の塑性拘束に及ぼす影響について分析する。まずダイアフラム母材強度が低い場合の溶接金属強度の影響について分析する。図 4.16～4.17 に Aa18, Ae18 ケースの標点間ひずみ 5%時の継手幅中央断面の相当塑性ひずみコンターおよび応力三軸度コンターを示す。Aa18 ケースでは相当塑性ひずみは HAZ 軟化部、ダイアフラム母材に加えて溶接金属強度にも塑性ひずみが生じており、HAZ 軟化部には顕著な塑性拘束は見られない。一方、Ae18 ケースでは溶接金属強度が高いため、溶接金属の塑性ひずみが減少し、その分 HAZ に生じるひずみが大きくなっているものの、HAZ のひずみ増加量はあまり大きくない。また、HAZ の応力三軸度については Aa18 との差は小さく、溶接金属直近の HAZ で応力三軸度わずかに大きくなっている程度である。これはダイアフラム母材強度が低い分 HAZ だけでなくダイアフラム母材にも大きく塑性変形が生じており、それによりダイアフラム母材側の塑性拘束が小さいこと、ならびに塑性ひずみがダイアフラム母材を含む広い範囲に生じて

いるためだと考えられる。そしてこれが、ダイアフラム母材強度が低い場合に溶接金属強度が ESW 継手強度に及ぼす影響が小さいことの原因だと考えられる。

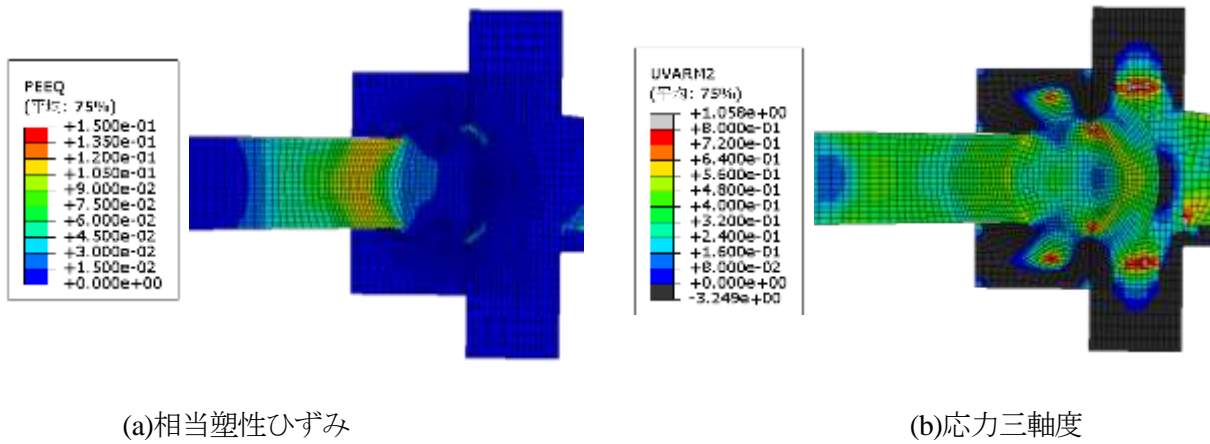


図 4.16 Aa18 ケースの相当塑性ひずみ, 応力三軸度コンター (標点間ひずみ 5%)

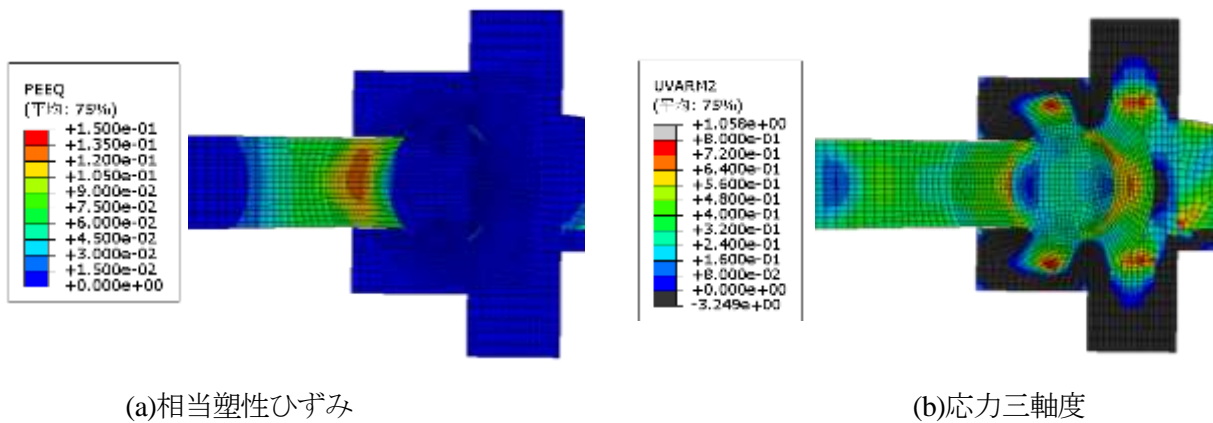
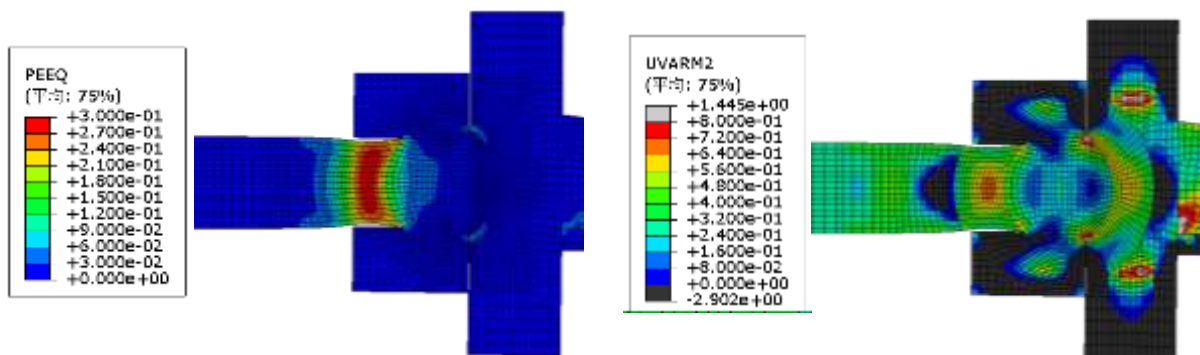


図 4.17 Ae18 ケースの相当塑性ひずみ, 応力三軸度コンター (標点間ひずみ 5%)

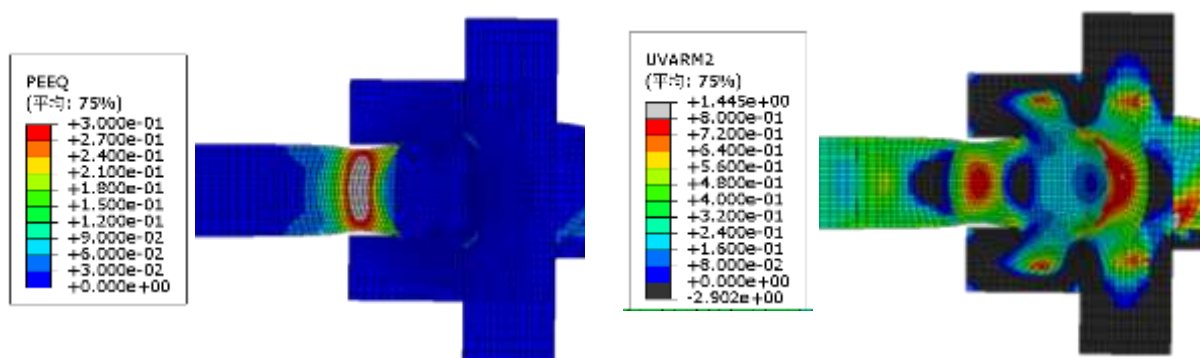
続いて母材強度が高い場合の溶接金属強度の影響について分析する。図 4.18~4.19 に Da18, De18 ケースの標点間ひずみ 5% 時の継手幅中央断面の相当塑性ひずみコンターおよび応力三軸度コンターを示す。Da18 ケースでは Aa18 ケースに比べてダイアフラム母材に生じる相当塑性ひずみが小さくなっており、塑性ひずみが HAZ 軟化部と溶接金属の一部に集中している。また板厚中央の HAZ 軟化部の応力三軸度が高くなっており、塑性拘束の影響が見られる。溶接金属強度が高い De18 ケースでは HAZ 軟化部の応力三軸度が高くなっており、塑性拘束が強くなっていると考えられる。これは溶接金属強度が高くなることでダイアフラム母材だけでなく溶接金属に生じる塑性ひずみが小さくなり、さらには塑性ひずみが HAZ 軟化部の狭い範囲に集中するためだと考えられる。つまり母材強度が高い場合は溶接金属強度が継手強度に影響を及ぼすのは、塑性ひずみが HAZ 軟化部に集中すること、ならびに HAZ 軟化部に隣接するダイアフラム母材と溶接金属の塑性ひずみが小さいためだと考えられる。



(a)相当塑性ひずみ

(b)応力三軸度

図 4.18 Da18 ケースの相当塑性ひずみ，応力三軸度コンター（標点間ひずみ 5%）



(a)相当塑性ひずみ

(b)応力三軸度

図 4.19 De18 ケースの相当塑性ひずみ，応力三軸度コンター（標点間ひずみ 5%）

続いて HAZ 軟化部の幅が大きい場合の溶接金属強度の影響について分析する．図 4.20～4.21 に Da24, De24 ケースの標点間ひずみ 5%時の継手幅中央断面の相当塑性ひずみコンターおよび応力三軸度コンターを示す．ダイヤフラム母材強度が高いため，Da18, De18 ケースと同様の傾向が見られるが，HAZ 軟化幅の小さい Da18, De18 ケースに比べて HAZ に生じている塑性ひずみは小さく，HAZ 幅中央付近の応力三軸度は低くなっている．これは HAZ 軟化部が大きいと塑性拘束を受ける HAZ 軟化幅中央とダイヤフラム母材および溶接金属との距離が離れ，ダイヤフラム母材および溶接金属による拘束が小さくなっているものと思われる，これが HAZ 軟化幅が大きい場合に溶接金属強度が継手強度に及ぼす影響が小さくなる理由と思われる．

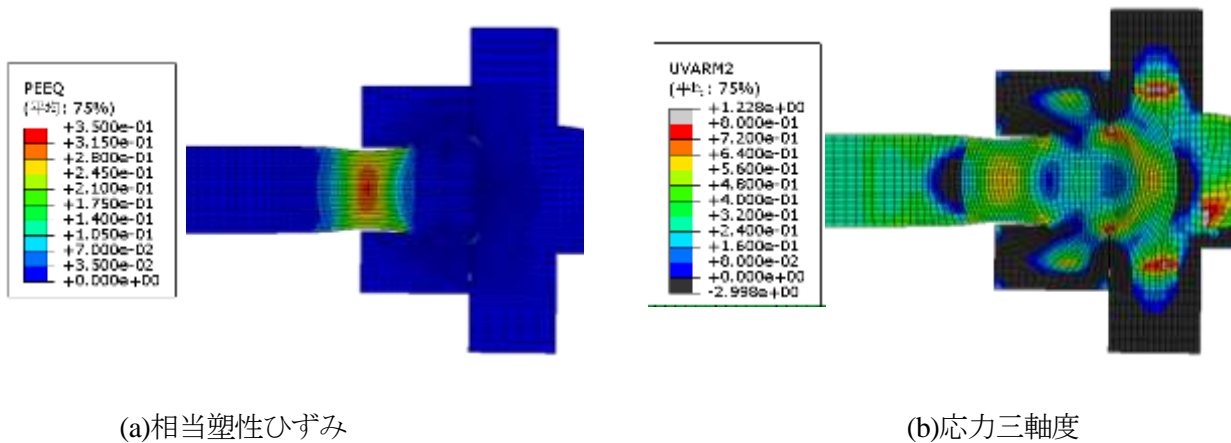


図 4.20 Da24 ケースの相当塑性ひずみ，応力三軸度コンター（標点間ひずみ 5%）

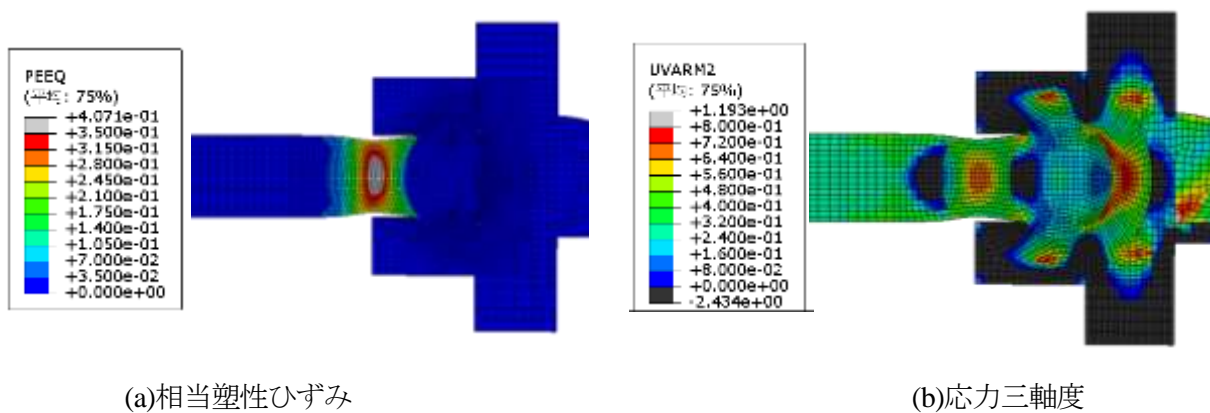


図 4.21 De24 ケースの相当塑性ひずみ，応力三軸度コンター（標点間ひずみ 5%）

溶接金属強度が高いほど継手強度は高くなる傾向はあるものの、ダイアフラム母材強度が低い場合や HAZ 幅が大きい場合は溶接金属による HAZ 軟化部の塑性拘束が効きにくくなり、継手強度に及ぼす影響が小さくなることを確認した。これにより、溶接金属強度が高い本実験結果の継手耐力が既往の実験と同等であった理由はダイアフラム母材強度や HAZ 軟化幅によるものと考えられる。表 4.9 に継手引張試験体の各部強度および HAZ 軟化幅を示す。各部強度および HAZ 軟化幅はダイアフラム板厚方向 1/4 位置における試験結果を示している。本実験の試験体の HAZ の引張強さは既往の試験体と大きな差はない。ダイアフラム母材の引張強さは既往のダイアフラム厚 60mm の試験体よりは高いものの、ダイアフラム厚 45mm の試験体に比べると小さい。HAZ 軟化幅は絶対値では既往の試験体と大きな差はないものの、HAZ 軟化幅をダイアフラム厚で基準化した相対的な HAZ 軟化幅 X_h は既往の試験体に比べて大きく、特にダイアフラム厚 60mm の試験体と有意な差が見られる。よって、本実験の試験体は既往のダイアフラム厚 60mm の試験体と比較すると相対的な HAZ 軟化幅が大きく、ダイアフラム厚 45mm の試験体と比較するとダイ

アフラム母材強度が低いため、溶接金属強度が高かったにもかかわらず継手強度が同等となったと考えられる。

表 4.9 試験体の各部強度と HAZ 幅

試験体	ダイアフラム厚 h[mm]	ルート ギャップ RG [mm]	各部引張強さ[N/mm ²]			軟化部幅 H[mm]	X _h	S _r	ESW S _r
			ダイアフラム	溶接金属	HAZ				
No.1~3	60.9	19	567	617	516	24	0.39	0.91	1.09
		23		640	510	20	0.33	0.90	1.13
No.4~6.	45.7	19	600	603	517	18	0.37	0.86	1.01
		23		647	518	17	0.40	0.86	1.08
No.7~9	60.7	19	573	549	522	22	0.35	0.91	0.96
No.10~12	45.8		622	599	525	18	0.38	0.85	0.96
No.13~15	60.7		559	583	513	19	0.31	0.92	1.04
No.16	40.3		583	739	521	17	0.42	0.89	1.27
No.17	40.4	0.42							
No.18	40.4	0.42							

4.3 結論

溶接金属強度が HAZ 軟化を有する ESW 継手の強度に及ぼす影響を分析するために実験, FEM 解析を行い, 以下の知見を得た。

- ・柱スキンプレートに 780N/mm² 級鋼を用いた ESW 継手では, 550N/mm² 級鋼を用いた場合に比べて溶接強度が高い値を示した。
- ・本実験の継手強度は溶接金属強度が高かったにもかかわらず既往の試験体と同等となった。
- ・溶接金属強度が高いほど継手強度は高くなるものの, ダイアフラム母材強度が低い場合または HAZ 幅が大きい場合は溶接金属強度が継手強度に及ぼす影響は小さくなる。
- ・本実験の試験体は既往のダイアフラム厚 60mm の試験体に比べて相対的な HAZ 幅が大きく,

また既往のダイアフラム厚 45mm の試験体に比べてダイアフラム母材強度が小さかったため、継手強度が同等となったと考えられる。

<参考文献>

- [1]藤沢清二他：溶接組立箱形断面柱の高能率溶接法に関する研究その 11～12，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1197-1200，2016
- [2]藤沢清二他：溶接組立箱形断面柱の高能率溶接法に関する研究その 14～15，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.27-30，2018
- [3]藤沢清二他：溶接組立箱形断面柱の高能率溶接法に関する研究その 19，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1115-1116，2019
- [4]新富達也他：溶接 HAZ 軟化が継手強度に及ぼす影響に関する検討—細粒鋼溶接継手の変形ならびに強度特性に関する研究（第 1 報）—，溶接学会論文集，第 21 巻，第 3 号，pp.397-403，2003
- [5]新富達也他：溶接 HAZ 軟化を考慮した細粒鋼継手における静的強度の予測—細粒鋼溶接継手の変形ならびに強度特性に関する研究（第 2 報）—，溶接学会論文集，第 21 巻，第 3 号，pp.404-410，2003
- [6]豊後敦士他：建築構造用高性能 780N/mm² 級鋼材の溶接性試験その 4，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.51-52，2018
- [7]宋勇勲他：建築構造用低降伏比 780N/mm² 級鋼材（その 3 溶接施工試験結果），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1045-1046，2011
- [8]藤沢清二他：溶接組立箱形断面柱の高能率溶接法に関する研究その 20，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1117-1118，2019
- [9]日本建築学会：鉄骨工事技術指針工場製作編，pp.404-405，2017
- [10]藤沢清二他：溶接箱形断面柱のエレクトロスラグ溶接部継手性能と HAZ 軟化部の関係，日本鋼構造協会論文報告集，vol. 107，pp.23-32，2020.9

5章 結び

5.1 まとめ

本研究では、大入熱溶接を適用した溶接箱形溶接組立柱（ボックス柱）の溶接接合部軟化部（ESW部）に着目し、その継手強度について特に検討した。ESW部を有する接合部性能を確実に発揮するためには、母材強度以上の溶接継手強度が確保されている必要があると考える。溶接部の軟化に関する研究は、参考文献にも示したように、造船分野などで先駆的に行われてきた。溶接軟化部は不可避的なものであり、溶接継手耐力は継手の拘束効果により確保される。

しかしながら、高強度のTMCP鋼材等において、継手拘束効果によりESW継手耐力を確保するメカニズムは確かめられていないことが、今回の研究の経緯である。

2章では、柱スキンプレートと内ダイアフラムに550N/mm²級TMCP鋼を用いたESW継手を対象に、継手強度について検討した。結果、HAZ軟化部を有するESW継手強度はHAZの塑性拘束に係る3つの因子、

- ①幅厚比 W/h (W : 板幅, h : 板厚)
- ②低強度部の相対厚さ Xh (=低強度部厚さ H / 板厚 h)
- ③軟質度 S_r (=低強度部の引張強さ σ_r^S / 母材の引張強さ σ_r^B)

に大きく影響を受けることが解った。

実際に継手耐力を試験により確認する際には、試験機能力等により、通常のJIS Z3121 1号試験片が運用されることが多い。この試験片は幅が25mmと小さいため、試験結果が必要な耐力を満足しないことがある。試験方法を変えずに継手耐力を適正に評価するために、軟化部幅や軟質度を硬さ試験により得ることで、提案した軟化部評価式により、実際に使用する継手幅での継手耐力を推定することが可能となると考える。

実験のダイアフラム材として主に使用した550N/mm²級TMCP鋼は、特殊なトラス構造などを除いては、実際にダイアフラムに適用される鋼材の最高強度クラスである。高強度のTMCP鋼材は軟質度も大きくなるため試験材に選定した。強度の高いTMCP鋼材であるほど、鋼材結晶粒微細化による強度上昇を見込んでいることが主な要因と考える。520N/mm²級や490N/mm²級TMCP鋼であれば、軟質度が550N/mm²級TMCP鋼を超えることはほとんど無いと思われるため、安全側で鋼材選定をした実験結果であると考えられる。

また、ダイアフラム厚さ60mm, 45mmは、実構造物としては汎用的な厚さであり、特に厚さ60mmは最大級の厚さとして選定した。溶接入熱量はダイアフラム厚さで凡そ決まり、軟質度は入熱量の影響を大きく受けると考えたが、45mm, 60mm材の厚さ差では軟質度や X_h ; 軟化部の

相対厚さについて、明瞭な差異はなかった。

3章では、スキンプレート厚さがダイアフラム厚さに対し薄い場合、ESW部のスキンプレート側熱容量が低下するため、軟質度がより大きくなることに着目し、2章同様に継手性能を評価できるか検討した。また、新たに高HAZ靱性鋼も実験対象とした。軟質度は、鋼材固有の化学成分や結晶組織の形態などが支配的であるため、2章の実験で適用した鋼材よりも軟質度や軟化部相対厚さが大きくなる可能性がある。

結果として、ダイアフラム厚さが同程度であれば、スキンプレートの鋼種や厚さの組合せによらず、ESW部継手耐力が、提案式により評価できることがわかった。

4章では、溶接金属強度がHAZ軟化を有するESW継手耐力に及ぼす影響を、明らかにすることを目的にし、柱スキンプレートに780N/mm²級鋼を用いたESW継手を対象に継手引張実験を行い、溶接金属強度が高いESW継手耐力と、溶接金属強度が継手耐力に及ぼす影響について検討した。ダイアフラム鋼材は550N/mm²級TMCP鋼ままであるが、ESW溶接金属強度は、780N/mm²級鋼の希釈により強度上昇し、700N/mm²を超えた。実験方法は2章同様であるが、ESW溶接金属強度上昇の継手耐力への影響は小さく、継手耐力は2章と同様に、評価式による計算により精度よく評価することが出来た。

溶接金属強度が高いほど継手耐力は大きくなるが、ダイアフラム母材強度が低い場合や、 X_h ；軟化部（低強度部）の相対厚さが大きいと、溶接金属強度が継手耐力に及ぼす影響が小さくなることが解った。これは、溶接金属強度を上げることで、ESW継手耐力を確保することに、上限があることを示しており、ESW溶接金属強度は母材同等以上あれば継手耐力確保には十分であるといえる。

結論として、2章の評価式は、下記の条件下では、ESW継手耐力を計算により得ることが、十分に可能であると考ええる。

【評価式適用の条件】

- ① ダイアフラム鋼材が550N/mm²級TMCP鋼と同等程度の軟質度 S_r に収まっている、
※軟質度はダイアフラム厚さ1/4の位置での硬さ試験により算定可能である。
- ② ESWの入熱量の上限は1電極のESWで適用できる厚さ（75mm）程度までである。
※2電極のESWでは溶接金属の形状が変化する恐れがあり、今回の実験では継手耐力の確認が出来ていない。2電極ESWであっても、溶接金属中央部がくびれておらず、1電極ESWで得られる溶接金属の断面形状が形成されることが確認でき、軟化部幅や軟化部強度が得られれば、提案式の適用が可能であると思われる。

③ 溶接金属強度はダイアフラム母材規格強度下限以上である。

※溶接金属強度を丸棒引張試験などにより、確認することが必要である。

また、ESW 継手強度を表す、 σ_r/σ_r^B は、1.0 以上であることが求められるが、梁フランジ幅を継手幅 W と考えた場合、フランジ板厚が極端に大きいことで W/h ；幅厚比 (W ：継手幅、 h ：板厚) が小さくなるような、接合部ディテールは避けるべきと考える。本研究では W/h が概ね 4.0 以上であれば $\sigma_r/\sigma_r^B \geq 1.0$ 以上となっている。例えば、ダイアフラム厚さ(h)が 60mm の場合、厚さの 4 倍となる 240mm 以上のフランジ幅の接合部であれば、ESW 継手耐力が確保できることになる。梁端溶接部が拡幅されている場合、 W は拡幅部のフランジ幅と考えられる。極端な例では、厚さが 100mm 程度の極厚ダイアフラムが適用されることもあり、この場合も本研究での硬さ試験結果で得られた軟質度 S_r と同等程度であれば、400mm 以上の梁フランジ幅が必要と考える。

なお、上記のような方法で継手耐力を検討する場合、通常、梁フランジ厚さよりもダイアフラム厚さは JIS の標準板厚系列で 1 サイズ以上大きい板厚が適用されるため、ダイアフラム厚さと梁フランジ厚さの比が安全率になるものと考えられる。梁フランジが 40mm の場合、1 サイズアップとなるダイアフラム厚さは 45mm であり、12.5% ($=45\text{mm}/40\text{mm}$) の安全率となると考えられる。梁フランジ厚さが 19mm～75mm までとすると、安全率は 7%～16% の範囲で得られることとなる。

骨組みの柱梁接合部に着目した場合、梁降伏後は $M_p(=Z_p \times \sigma_y)$ まで上昇していくが、大梁としてよく使用される外法一定 H 形鋼 ($H=400\sim 1000\text{mm}$, $B=200\sim 400\text{mm}$) の Z_p/Z_y は、最大 1.20、最小 1.10、平均 1.13 となる。ESW 継手強度が確保されていれば、ダイアフラムの板厚増により、梁の先行降伏が発生するが、まず考えられ、その際はダイアフラムは塑性化していないと考えられる。梁端が M_p に達し、すべての引張応力をフランジが負担すると仮定しても、梁の Z_p/Z_y は平均 13% 程度の強度上昇であり、ダイアフラムのサイズアップにより強度の逆転は発生しにくいと考える。

5. 2 溶接箱型断面柱の今後の発展性について

ボックス柱が、今後さらに発展し多種多様な構造物に、安全に、かつ合理的に適用されるには、溶接施工の効率化が重要であると考えられる。現在、ボックス柱の柱梁接合部や角継手には、母材同等以上の強度確保が求められている。今回の研究も、その前提で実験を計画しているが、溶接部の割れなどの欠陥防止技術や、予熱の省力などによる施工合理化技術は、溶接部強度が母材強度を下回ることが許されていると、更に進化していくものと思われる。

鋼材に関連する技術開発は、エネルギー効率の観点などから、高強度化により鋼材使用原単位

を減らすことを目的としたものが多い。ボックス柱も、同じ方向に進むものとするが、鋼材の高強度化には、鋼材と併せて接合技術を開発することが欠かせなく、新しい接合方法の開発も求められている。

鋼材の高強度化は合金元素を増やすことで、比較的容易に実現可能であるが、鋼材加工を煩雑化しないためには、合金成分を極力増やさずに鋼材強度を上げることが必要とされている。TMCPプロセスを代表とする製造方法により、低合金化を実現しているが、今後製造プロセスが新しくなっても、鋼材の低合金化の志向は続くものとする。今回着目した軟化部の様に、低合金化により、悪影響を及ぼしそうな性状をコントロールすることにより、部材性能の安全性の担保と鉄骨加工の合理化がより進み、使いやすく、経済性に優れた、鋼材と溶接の組合せが今後も産まれていくものとする。

今後も、ボックス柱のあるべき姿を考え、鋼構造の発展の一助なるように研究・検討を継続していきたいと考える。

【論文要旨】

大入熱溶接を適用した溶接箱形組立柱の溶接接合部軟化部性能の実験的検証

溶接箱型組立柱（以下，ボックス柱）は，超高層建築の柱材として適用されており，溶接性に優れた厚鋼板の高強度化と厚肉化の実現により，厚肉高強度化が進んでいる．骨組みの高強度化による高層化，大スパン化を実現するためにTMCPプロセスを適用した厚鋼板が適用される機会が増えている．

ボックス柱のダイアフラムとスキンプレートの溶接はエレクトロスラグ溶接（以下，ESW）により接合されるが，非常に溶接入熱が大きく効率が良い．そのため，ESW部の熱影響部は高温化に晒される時間が長く，鋼材結晶粒が肥大化することにより，他の溶接接合部よりも軟化部が，軟質部，軟化幅ともに大きくなる傾向がある．実際の運用では，継手試験を行い強度確認し，実施工に進むが，溶接継手強度を確保するための条件が何かは明らかとなっていない．

そこで，本研究では，大入熱を加えることにより軟質化したBOX柱のESW継手の継手性状を解明し，母材同等以上の強度を確保するための条件を明確にすることを目的としている．

第1章では，超高層建築柱の主要な柱にボックス柱になるまでの変遷，BOX柱の構造性能の既往研究や，造船分野の軟質部を有する継手強度評価方法を紹介している．

第2章では，ESW接合した内ダイアフラム溶接部とCO₂溶接の十字継手引張強さの確認に際し，部材の厚肉化により継手強度不足となることに着目した．他業種の造船分野などで軟質継手検討の対象とするのは平継手であるが，本研究では平滑仕上げしないESW継手性状解明を目指し，ESW軟化部の継手強度への影響を定量的に把握するため，実験的検討と解析的検討を行い，溶接継手部に影響を及ぼす因子を特定し，それらが継手強度にどのように影響するかを検討した．

柱スキンプレートと内ダイアフラムに550N/mm²級TMCP鋼を用いたESW継手を対象に，継手強度について検討し，HAZ軟化部を有するESW継手強度はHAZの塑性拘束に係る因子の影響を受けることを確認した．

550N/mm²級TMCP鋼は，ダイアフラムに適用されるTMCP鋼材として，特殊なトラス構造などを除いては，実適用される最大強度の鋼材であるため選定した． S_r ；軟質度は強度の高いTMCP鋼材であるほど，大きくなりやすい．TMCPプロセスによる鋼材結晶粒微細化により強度上昇を実現しているためと考える．520N/mm²級や490N/mm²級TMCP鋼であれば，軟質度がさらに大きくなることは無いため，安全側の評価となる鋼材選定と考える．

検討の結果，ESW溶接継手強度は，継手の

①幅厚比 W/h (W : 板幅, h : 板厚)

②低強度部の相対厚さ X_h (=低強度部厚さ H / 板厚 h)

③軟質度 S_r (=低強度部の引張強さ σ_{TS} / 母材の引張強さ σ_{TB})

に大きく影響を受けることが解った。

軟化部幅や軟質度を硬さ試験により確認することにより、軟化部評価式により継手強度を評価できることを提案した。

また、ダイアフラム厚さ 60mm, 45mm は、実構造物としては汎用的な厚さであると考えて選定した。溶接入熱はダイアフラム厚さが支配的になり、軟質度は入熱の影響を大きく受けなると考えたが、今回の 45mm, 60mm 材での軟質度や X_h ; 軟化部 (低強度部) の相対厚さについては、板厚差の影響は顕著ではなかった。

第3章では、第2章で検討したスキンプレートとダイアフラムの一般的な板厚組合せの ESW 継手よりも、スキンプレートの板厚がダイアフラムに比べ薄い ESW 部の継手性能を検討した。

第2章の実験よりも軟質度や軟化部相対厚さが大きくなる可能性が高い板厚組合せやスキンプレート鋼材においても、2章の予軟化部評価式が適用可能であるか検証した。結果として、ダイアフラム厚さが同程度であれば、スキンプレートの鋼種やスキンプレートの薄肉化によらず、ESW 部継手性能が評価できることがわかった。

第4章では、溶接金属強度が ESW 継手強度に及ぼす影響を明らかにすることを目的にし、柱スキンプレートに 780N/mm² 級鋼を用いた ESW 継手を対象に継手引張実験を行い、高強度の溶接金属強度を得て、溶接金属強度が ESW 継手強度に及ぼす影響について検討した。ここでも、ダイアフラム鋼材は 550N/mm² 級 TMCP 鋼としたが、ESW 溶接金属強度は、780N/mm² 級鋼の希釈により強度上昇し、700N/mm² を超えた。試験要領は第2章同様であるが、ESW 溶接金属強度上昇の影響は小さく、継手強度は第2章と同様に評価できた。

溶接金属強度が高いほど継手強度も上昇するが、ダイアフラム母材強度が低い場合や、 X_h ; 軟化部 (低強度部) の相対厚さが大きいと、溶接金属強度が継手強度に及ぼす影響は小さくなることが解った。これは、ESW 継手強度を確保するために、溶接金属強度を上げることでは限界があることを示しており、ESW 溶接金属強度は母材同等以上あれば十分であるといえる。

結論として、第2章の評価式は溶接金属強度が高い ESW 継手の評価にも適用でき、下記の条件下では、継手性能を推測するに十分であると考える。

【評価式適用の条件】

① ダイアフラム鋼材が 550N/mm² 級 TMCP 鋼と同等程度の軟質度 S_r に収まっている、

※軟質度はダイアフラム厚さ 1/4 の位置での硬さ試験により算定可能である。

- ② ESW の入熱は1電極の ESW で適用できる厚さ (75mm) 程度までである。
※2電極の ESW では溶接金属の形状が変化する恐れがある。溶接金属中央部がくびれていない溶接金属が形成されることや、軟化部幅や軟化部強度を確認すれば適用可能であると考ええる。
- ③ 溶接金属強度はダイアフラム母材同等以上が確保されている。
※溶接金属強度の実績データを確認することが肝要である。

また、ESW 継手強度を表す、 σ_r^I/σ_r^B は、1.0 以上であることが求められるが、梁フランジ幅を継手幅 W と考えた場合、フランジ板厚が極端に大きく W/h ; 幅厚比 (W : 継手幅, h : 板厚) が小さくなるような、接合部ディテールは避けるべきと考える。本研究では W/h が概ね 4.0 以上であれば $\sigma_r^I/\sigma_r^B \geq 1.0$ 以上の関係を確保出来ている。例えば、ダイアフラム厚さ (h) が 60mm の場合、厚さの 4 倍である 240mm 幅以上のフランジ幅であることが望ましいといえる。梁端溶接部が拡幅されている場合、 W は拡幅部のフランジ幅と考えてよいと思われる。一部の構造物では、厚さが 100mm 程度の極厚ダイアフラムも適用されることもあり、この場合も同等の軟質度 S_r が確保されるならば、400mm 以上の梁フランジ幅があれば十分継手強度が確保できると考える。

上記のような方法で継手強度を検討する場合、通常、梁フランジ厚さよりもダイアフラム厚さは JIS の標準板厚系列で 1 サイズ以上大きい板厚が適用されているため、ダイアフラム厚さと梁フランジ厚さの比が安全率になるものと考えられる。梁フランジが 40mm の場合、1 サイズアップのダイアフラム厚さは 45mm となり、12.5% ($=45\text{mm}/40\text{mm}$) の安全率があると考えられる。梁フランジ 19mm~75mm までとすると、安全率は 7%~16% の範囲で得られることとなる。

骨組みの柱梁接合部に着目した場合、梁端側は梁降伏後は M_p まで上昇していくが、多くのサイズを有する ($H=400\sim 1000\text{mm}$, $B=200\sim 400\text{mm}$) 外法一定 H 形鋼の Z_p/Z_y は、最大 1.20, 最小 1.10, 平均 1.137 となる。おおよそ、ESW 継手強度が確保されていれば、ダイアフラムの板厚増により、梁の先行降伏が発生すると考えられ、その際はダイアフラム側の塑性化していないと考えられる。梁端が M_p に達し、すべての引張応力をフランジが負担すると仮定しても、圧延サイズであれば平均 13% 程度の強度上昇であり、ダイアフラムのサイズアップにより強度の逆転は発生しないものと考えられる。

【Outline of Thesis】

Experimental Verification of Weld Joint Softening Section Performance of Built-up Box-Section Column with Large Heat Input Welding

Built-up Box-Section Column (hereinafter referred to as box column) is applied as a column material of the high-rise building, and the thick wall high strength advances by the realization of high strength and thick wall of the thick steel plate which is excellent in the weldability. In order to realize high - rise and large - span steel frames, the application of TMCP process to thick steel plates is increasing.

Though the welding of diaphragm and skin plate of the box column is joined by electroslag welding (Less than or equal to, ESW), the welding heat input is very big, and the efficiency is good. Therefore, the heat affected zone of the ESW part is exposed to the high temperature for a long time, and the softening part tends to become larger in both softness and softening width than other welded joints by the enlargement of the steel crystal grain. In the actual operation, the joint test is carried out, the strength is confirmed, and the construction proceeds, but the condition for ensuring the welded joint strength has not been clarified.

Therefore, the purpose of this study is to clarify the joint property of the ESW joint of the box column softened by adding large heat input, and to clarify the conditions for ensuring the strength equal to or higher than the base material.

In chapter 1, this paper presents transition until box columns become main columns of high - rise building columns, past research of structural performance of BOX columns, and joint strength evaluation method with soft parts in the shipbuilding field.

In chapter 2, this paper pays attention to the fact that joint strength becomes insufficient by the thickening of member in the confirmation of cross joint tensile strength of inner diaphragm welded part joined with ESW and CO₂ welding. The purpose of this study is to clarify the effect of the softened part of ESW on the strength of welded joints. The influence of the softened part of ESW on the strength of welded joints was investigated experimentally and analytically.

From the viewpoint of the relation between ESW welded joint strength and heat affected softening zone property, the method for properly evaluating joint strength like soft joint evaluation in the shipbuilding field is examined. The purpose of this study is to clarify the effect of the softened part of ESW on the strength of welded joints.

For the ESW joint using 550 N/mm² TMCP steel for column skin plate and inner diaphragm, the joint strength was examined, and it was confirmed that the ESW joint strength with HAZ softening part was affected by the factor concerning the plastic constraint of HAZ.

The 550 N/mm² TMCP steel was selected as a TMCP steel material to be applied to the diaphragm, because it is a steel material of the largest strength to be applied actually except for special truss structure, etc.. S_r ; The softness tends to increase as the strength of TMCP steel is higher. It is considered that the strength increase is realized by the grain refinement of steel material by the TMCP process. In the case of 520 N/mm² and 490 N/mm² TMCP steel, the softness does not become larger, so it is considered to be the selection of steel to be evaluated on the safety side.

As a result of the examination, it was proven that the ESW welded joint strength was greatly affected by following factors of the joint.

- ① Width thickness ratio W/h (W : Plate Width, h : Plate Thickness)
- ② Relative Thickness of Low Strength Part X_h (= Low Strength Part Thickness H /Plate Thickness h)
- ③ Softness S_r (= Tensile Strength of Low Strength Section σ_T^S /Tensile Strength of Base Material σ_T^B)

This paper proposes that joint strength can be evaluated by a softening part evaluation formula by confirming softening part width and softness by a hardness test.

And, diaphragm thicknesses of 60 mm and 45 mm were selected considering that they are general-purpose thicknesses as actual structures. It 45 is considered that the heat input of welding is dominated by the diaphragm thickness, and the softness is greatly affected by 60 the heat input.; On the relative thickness of the softened part (low-strength part), the effect of plate thickness difference was not remarkable.

In chapter 3, this paper examines the joint performance of ESW part in which the thickness of skin plate is thinner than that of diaphragm than that of ESW joint of general plate thickness combination of skin plate and diaphragm examined in chapter 2.

This paper verifies whether the evaluation formula of pre-softened part in chapter 2 can be applied to plate thickness combination and skin plate steel product in which softness and relative thickness of softened part are higher than the experiment in chapter 2. As a result, it was found that the joint performance of the ESW section could be evaluated regardless of the steel type of the skin plate and the thinning of the skin plate, if the diaphragm thickness was equivalent.

In Chapter 4, for the purpose of clarifying the effect of weld metal strength on ESW joint strength, joint tensile experiment was carried out for ESW joint using 780 N/mm² steel for column skin plate, and the effect of weld metal strength on ESW joint strength was examined by obtaining high strength weld metal strength. Here, the diaphragm steel material was made to be the 550 N/mm² TMCP steel, and the ESW

weld metal strength increased by the dilution of the 780 N/mm² steel, and it exceeded 700 N/mm². Though the test procedure is the same as chapter 2, the effect of the ESW weld metal strength rise was small, and the joint strength was able to be evaluated as well as chapter 2.

The higher the weld metal strength, the higher the joint strength.; It was found that the influence of weld metal strength on joint strength becomes small when the relative thickness of the softened part (low-strength part) is large. This shows that there is a limit in raising the weld metal strength in order to ensure the ESW joint strength, and it can be said that the ESW weld metal strength is sufficient, if it is over the base metal equivalent.

As a conclusion, the evaluation formula in Chapter 2 can be applied to the evaluation of ESW joints with high weld metal strength, and it is considered that it is sufficient to estimate the joint performance under the following conditions.

[conditions for applying the evaluation formula]

1; The degree of softening of the diaphragm steel is comparable to that of 550 N/mm² class TMCP steel.

*The softness can be calculated by the hardness test at the diaphragm thickness of 1/4.

2; The heat input of the ESW is up to a thickness (75 mm) applicable to a 1-electrode ESW.

*In two-electrode ESW, the shape of weld metal may change. It is considered that it is applicable, if the weld metal in which the weld metal central part is not constricted is formed, and if the softening part width and softening part strength are confirmed.

3; The weld metal strength is ensured to be equal to or higher than the diaphragm base material.

*It is important to confirm the actual data of weld metal strength.

σ_T^J/σ_T^B , which represents ESW joint strength, is required to be 1.0 or more.; It is considered that the junction detail in which width thickness ratio (W : Fitting width, h : Plate thickness) becomes small should be avoided.

In this study, the relation of $\sigma_T^J/\sigma_T^B \geq 4.0$ can be ensured when W/h is generally over 1.0. For example, when the diaphragm thickness (h) is 60 mm, it is desirable to have a flange width of 240 mm or more, which is 4 times the thickness. When the beam end weld is widened, W may be considered as the flange width of the widened part. In some structures, an extremely thick diaphragm of about 100 mm in thickness is also applied, and it is considered that sufficient joint strength can be ensured, if beam flange width over

400 mm is provided, if equivalent softness S_r is ensured in this case as well.

When joint strength is examined by the above method, it is considered that the ratio of diaphragm thickness to beam flange thickness becomes a safety factor, because diaphragm thickness is generally larger than beam flange thickness by one size in the standard plate thickness series of JIS. When beam flange is 40 mm, diaphragm thickness of 1 size up becomes 45 mm, and it is considered that there is safety factor of 12.5% (= 45 mm/40 mm). When the beam flange is 19 mm to 75 mm, the safety factor can be obtained in the range of 7% to 16%.

When the beam - to - column joint of the frame is noticed, the beam end side rises to M_p after the beam yield, and Z_p/Z_y of the outside method constant H-shaped steel with many sizes ($H = 400 \sim 1000$ mm, $B = 200 \sim 400$ mm) becomes maximum 1.20, minimum 1.10, average 1.137. It is considered that the preceding yielding of the beam is generated by the plate thickness increase of the diaphragm, if the ESW joint strength is approximately ensured, and that it does not plasticize the diaphragm side in that case. Even if the beam end reaches M_p and the flange bears all the tensile stress, it is considered that the strength increase is about 13% in average in rolling size, and that the reversal of the strength does not occur by the size increase of the diaphragm.