溶接と接着を併用したあて板継手の弾性応力性状に及ぼす母板減厚の影響*

廣畑 幹人**, 藤村 直樹***

Influence of Thickness Reduction in Base Plate on Elastic Stress State of Patch Plate Joint by Combination of Welding and Bonding*

by HIROHATA Mikihiro** and FUJIMURA Naoki***

For investigating influence of thickness reduction in base plate on elastic stress state of patch plate joint by combination of welding and bonding, a series of experiment and analysis were conducted. A static tensile loading experiment was carried out. The thickness reductions of 2.5 mm were applied to the both top and bottom surfaces of base plate with a thickness of 12 mm. The thickness-reduced parts of base plate were covered by the patch plates with a thickness of 6 mm. The joining methods of patch plates were only fillet welding, only bonding and the combination of welding and bonding. The load-carrying effect at the center of joint was improved by the combination of welding and bonding compared to the case with only welding. However, the stress reduction effect around the welded part could not be clearly confirmed from the experimental result. 2D elastic analysis was performed for simulating the experiment and examining the stress reduction effect around the welded part in detail. Furthermore, the influence of degree of thickness reduction in base plate on the stress state around the welded part was investigated. The results indicated that the stress reduction effect by the combination of welding and bonding was larger around the weld root rather than the weld toe.

Key Words: Welding, Bonding, Patch plate joint, Thickness reduction, Weld root, Stress concentration

1. 緒 言

橋梁に代表されるインフラ構造物の長期供用に伴う劣化、損傷が数多く報告されており、適切な維持管理や補修補強を施すことで構造物を長寿命化させることの重要性が認識されるようになってきている。鋼構造部材においては、腐食による板厚の減少と、繰返し荷重の作用による疲労き裂の発生、進展が主な劣化、損傷の原因とされている^{1,2)}。腐食による減厚は部材の剛性を低下させ、構造物の耐荷性能に影響を及ぼす。疲労き裂の進展を放置すれば、地震時の過大荷重の作用などにより脆性的な破壊が発生する可能性がある。このため、減厚やき裂に対し種々の補修補強方法が提案されている。中でも、施工の容易さや補修補強効果の高さから、損傷した部位にあて板を接合する方法が一般に用いられている。あて板の材料としては基本的には鋼板が用いられるが、近年では軽量性や耐久性の観点から CFRP の接着接合が使用される場合もある³⁾。

鋼材によるあて板の接合方法としては、構造および施工条件に応じてボルト、接着、溶接が取捨選択される。現状では、施工管理の容易さから一般にボルト接合が用いられることが多い。ボルト接合は、施工実績が多く信頼性が高いものの、健全部に穿孔する必要があることや、施工後の

構造物の重量が増加するなどのデメリットが存在する。軽量性や耐久性がメリットとしてあげられる接着接合については、上述のように CFRP 板の接着による補修補強事例は見られるが、剥離などの接着強度や腐食減厚による不陸面に対する施工性の観点から、鋼板のあて板補修を接着剤単独で施工する例は現状では少ない⁴⁾。一方、溶接接合は、穿孔の必要がないこと、施工後の重量増加が少ないこと、狭隘部での施工が容易であること、景観上有利であることなど、あて板接合に適用するメリットは多々あると考えられる。しかし、補修部に新たな応力集中部が形成され、残留応力が導入されるため、母板とあて板の溶接部が補修後の供用中における疲労き裂の起点となることが懸念される⁵⁾。既設構造物に対する現場での溶接施工の難度からも、あて板補修に対する溶接接合の適用は他の接合方法に比べ少ないのが現状である。

これに対し、著者らは、あて板補修のための接合方法としてすみ肉溶接と接着接合の併用に注目した一連の研究を実施している^{6~9)}。通常のあて板溶接では、あて板の周辺のみがすみ肉溶接により母板と接合されるため、あて板と母板の接触面は荷重を伝達しない。この面を接着接合することで、荷重伝達効果を向上させるとともに、すみ肉溶接部の応力を緩和させることを試みた方法である。溶接と接着の併用によるあて板継手の静的引張強度特性を明らかにするために実施した実験および解析の結果^{6,7)}から、すみ肉溶接単独の継手に比べ、すみ肉溶接に接着接合を併用した継手の弾性限界強度が向上することを確認した。また、溶接と接着の併用によるあて板継手の疲労特性を明らかにするために実施した検討の結果⁸⁾、溶接ルート部から疲労き裂が

*受付日 2020年5月15日 受理日 2020年8月25日

**正 員 大阪大学大学院 工学研究科 Member, Graduate School of Engineering, Osaka University

*** 大阪大学 工学部 School of Engineering, Osaka University

発生する荷重状態の場合、作用応力範囲が比較的低い条件では、溶接単独の継手に比べ溶接と接着を併用した継手の疲労寿命が4～8倍向上する可能性があることを示した。

このように、溶接と接着の併用があて板接合による補修において有用となる可能性が示唆されたが、既往の実験および解析では、補修対象となる部材を想定した母板には減厚やき裂などを導入した検討は実施していない。実部材においては腐食による減厚や疲労き裂を覆うようにあて板が接合されることになり、減厚あるいはき裂の有無や程度が補修後のあて板継手の力学的特性に及ぼす影響を明らかにしておくことは重要と考える。本研究では、腐食を想定した減厚を有する母板に対し、溶接と接着を併用したあて板接合を適用した継手の力学挙動を明らかにするための一連の検討を実施した。既往の研究⁶⁻⁹⁾により、基本的に荷重作用による継手の応力状態が弾性範囲にある場合に溶接と接着の併用が効果的となることが示されており、本研究においても、荷重作用による応力状態が弾性範囲にある場合を検討対象とした。母板減厚量を種々変化させた場合に、溶接部近傍の応力性状がいかなる影響を受けるのかを明らかにするため、静的載

荷実験および弾性解析によるシミュレーションを行った。

2. 溶接と接着を併用したあて板継手の静的単調引張実験

2.1 実験供試体

溶接と接着を併用したあて板継手の弾性範囲内における静的単調引張実験を実施した。供試体の形状および寸法をFig.1に示す。あて板の接合方法として、溶接のみ（溶接供試体、記号：W）、接着のみ（接着供試体、記号：B）、溶接と接着の併用（溶接接着供試体、記号：WB）の3種類とし、それぞれの挙動を比較した。母板（Fig.1(a)）は公称厚さ12mmのSM400Aを使用し、腐食による減厚を想定し、フライス加工により母板中央部の両面からそれぞれ2.5mmずつの減厚部を設け、中央部の板厚を7mmとした。あて板には厚さ6mmのSM400Aを使用した。母板とあて板の化学成分および機械的性質（ミルシート値）をTable.1に示す。また、母板の中央部を減厚加工した後、ブラストにより母板表面の処理とあて板表面のミルスケール除去を実施した。

母板の厚さ12mmに対する減厚量5mmの設定根拠である

Fig.1 Shape and dimension of specimen.

Table.1 Chemical compositions and mechanical properties of steel materials.

	Chemical compositions (mass %)					Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Yield strength (N/mm ²)	Tensile strength (N/mm ²)	Elongation (%)
Base plate SM400A	0.14	0.17	0.62	0.025	0.006	352	471	28
Patch plate SM400A	0.06	0.22	0.64	0.017	0.008	369	449	30
Weld metal YGW12	0.09	0.44	0.96	0.012	0.012	460	540	31

が、既往の研究¹⁰⁾において、既設橋梁の縦桁として使用されていたI形鋼のフランジ(厚さ12mm)の腐食状況調査により、フランジの断面積が平均30%程度、最大50%程度減少していた事例が報告されている。この調査結果を参考に、本研究における供試体の減厚量5mm(母板厚さの約40%)を設定した。一方、既往の研究¹¹⁾において、減厚を有する鋼管に対する添接板溶接補強では、腐食減厚量と同じ厚さの添接板を用いても補修鋼管の耐荷性能が確保されないことが報告されている。この場合、鋼管の腐食減厚量に対し1.4倍の添接板厚を用いることで補修鋼管の耐荷性能が確保できることが提案されている¹²⁾。これを参考に、後述するすみ肉溶接の脚長(5mm)よりも大きくすることも想定し、本研究における供試体の母板の片側減厚量2.5mmに対し、片側のあて板厚さ6mmを設定した。

母板の減厚部を覆うように、母板の両面にあて板を1枚ずつ接合した。溶接供試体(Fig.1(b))では、CO₂半自動溶接によりあて板の左右両端を電流120A、電圧20V、速度5.0mm/sの条件ですみ肉溶接した。溶接ワイヤはJIS Z3312 YGW12に対応する軟鋼・490MPa級高張力鋼用ワイヤ(ワイヤ径:1.2mm)¹³⁾を使用した。脚長は5mmを目標とした。接着供試体(Fig.1(c))では、母板の減厚部に耐熱型エポキシ樹脂系接着剤を塗布し、万力で固定しながら接着剤が硬化するまで48時間以上養生した。溶接接着供試体(Fig.1(d))では、接着供試体の場合と同様の手順であて板を接合した後、溶接供試体の場合と同じ条件であて板の左右両端をすみ肉溶接した。幅200mmの母板とあて板を接合した後、長手方向に切断し幅70mmの供試体を2本ずつ作製した。側部の切断面はグラインダーおよびサンドペーパーを用いて研磨し、溶接始末端を除去し接着端面を平滑化した。供試体の幅(70mm)およびあて板の長さ(200mm)は著者らが実施した既往の研究^{6,7)}の供試体よりも大きい。これは、既往の研究の場合よりも接着面積を拡大し、母板からあて板への荷重伝達効果を高めることを想定したものである。

溶接部と接着部が近接する領域では、溶接時の熱伝導により接着部が高温に晒されることになる。既往の研究^{6,7)}では、溶接時の熱伝導が接着部の材料特性に及ぼす影響を明らかにするための検討を実施している。既往の研究および本研究で使用した接着剤の材料特性をTable.2に示す⁶⁾。表には硬化、養生後に実施した材料試験の結果(非加熱)と、溶接による熱影響を受けた場合を想定し、試験片を150℃、200℃、250℃に加熱し常温まで冷却した後に実施した材料

試験の結果を示している。溶接と接着の併用に際し、接着剤の温度が150℃以下であれば、接着剤の材料特性は通常の硬化、養生後の状態とほぼ変わらないと言える。これを考慮し、既往の研究では溶接接着供試体の断面観察と二次元熱伝導理論から、溶接時における接着部の温度を150℃以下とするための接着端部とすみ肉溶接ルート部の間隔として15mmを設けることを提案している⁶⁾。

本研究の供試体は、既往の研究の供試体とは母板およびあて板の厚さ、長さが異なる。本研究の供試体についても、溶接時に接着剤が熱影響を受けないための接着端部とすみ肉溶接ルート部の間隔を以下のように検討した。1つの供試体に4つあるすみ肉溶接部のうち、1つの溶接ビードのみに注目し、これを瞬間線熱源と考え、式(1)により最高到達温度¹⁴⁾を求める。

$$\frac{1}{\theta_{max}-\theta_0} = \frac{1}{\theta_M-\theta_0} + \frac{r^2}{0.234Q_{net}/cp} \quad (1)$$

ここに、 θ_{max} は最高到達温度(℃)、 θ_0 は板の初期温度(℃)、 θ_M は熔融温度(℃)であり、 r は熔融線からの距離(mm)、 Q_{net} は入熱量(J/mm)、 c は比熱(J/g・K)、 ρ は密度(g/mm³)である。

本実験では、板の初期温度 θ_0 は20℃であった。熔融温度 θ_M は1480℃とする。比熱 c および密度 ρ はそれぞれ $c=0.479$ (J/g・K)、 $\rho=7.82 \times 10^{-3}$ (g/mm³)とする¹⁵⁾。また、溶接条件(電流:120A、電圧:20V、速度:5.0mm/s)から、入熱量 Q_{net} は480J/mmとする。さらに、既往の研究¹⁶⁾で提示されたT形すみ肉溶接のフランジおよびウェブに流入する等価入熱量 Q_{eq} を、それぞれ母板およびあて板に流入する等価入熱量 Q_B および Q_C とすると、 Q_B および Q_C は以下の式(2)および式(3)で求められる。

$$Q_B = Q_{net} \frac{2t_B}{a_P+2t_B} \quad (2)$$

$$Q_C = Q_{net} \frac{a_C}{a_P+2t_B} \quad (3)$$

ここに、 a_P はあて板の長さ(200mm)であり、 t_B は母板の厚さである。

式(1)中の Q_{net} に Q_B および Q_C を代入することで得られる母板およびあて板の最高到達温度 θ_{max} と熔融線(ルート部)からの距離 r の関係をFig.2に示す。なお、母板については、減厚を考慮せずにもとの厚さとした場合($t_B=12$ mm)と、減厚部の厚さ($t_B=7$ mm)を代入した場合の両方を示している。上述の仮定により計算した結果、母板では減厚の有

Table.2 Mechanical properties of bond subjected to heating.

	Heating temperature (°C)			
	Not heated	150	200	250
Elastic modulus (N/mm ²)	3.8×10^3	3.7×10^3	2.9×10^3	3.1×10^3
Tensile strength (N/mm ²)	35.7	40.0	34.2	38.4
Tensile lap shear strength (N/mm ²)	29.3	32.4	32.7	32.4

無によらずルートから約5mm, あて板ではルートから約15mm 以内の領域で最高到達温度が150℃を越えることになる。すなわち, 溶接接着供試体では接着端部(母板の減厚領域端部)とすみ肉溶接ルート部(あて板端部)の距離を15mm 以上とすれば, 溶接時に接着剤が熱影響を受けないと言える。よって, 既往の研究と同様に, 本研究の供試体においても接着端部とすみ肉溶接ルート部の距離が15mm となるように減厚領域とあて板の長さを設定した。

2.2 実験方法

溶接, 接着, 溶接接着供試体それぞれ2本ずつ, 計6本に対し静的単調引張実験を実施した。実験状況をFig.3に示す。

Fig. 2 Maximum temperature of base plate and patch plate.

Fig. 3 View of tensile experiment.

Fig. 4 Positions of strain gages.

荷重作用下における供試体内のひずみ分布を検討するため, Fig.4に示すように1軸ひずみゲージ(ゲージレングス2mm)を供試体側面に貼付した。板厚方向については, 母板, あて板それぞれの板厚中央にひずみゲージを貼付した。中央部(Center)のひずみゲージは主に母板とあて板の荷重伝達を, 接着端部(Edge)のひずみゲージは主に接着剤の剥離発生を, 溶接部近傍(Weld)のひずみゲージは主に溶接部の応力状態を調べる目的で貼付した。

本研究では, 荷重作用による継手の応力状態が弾性範囲内にある場合を各種検討の対象としているため, ひずみゲージによる計測値から, 弾性挙動を呈する荷重レベルにおいて各継手の実験結果を比較検討する。なお, 母板とあて板のすみ肉溶接で生じる残留応力については, 供試体作製時に継手を切断することで解放されるため, 荷重作用による継手の応力状態に及ぼす残留応力の影響は小さいものと考えられる。

2.3 実験結果および考察

2.3.1 応力-ひずみ関係

載荷荷重を母板の非減厚領域の断面積で除して求めた公称応力と, 中央部, 接着端部, 溶接部におけるひずみの関係をFig.5に示す。

弾性範囲内で同じ大きさの荷重が作用した状態において, 中央部(Fig.5(a))では, 溶接供試体と比較して溶接接着供試体の母板のひずみが12%程度小さくなった(赤い実線と青い実線の比較)。また, 母板とあて板のひずみの差が67%程度小さくなった(赤い実線と点線の乖離と, 青い実線と点線の乖離の比較)。これらは, 溶接と接着を併用することにより, 中央部において母板からあて板への荷重の伝達効果が向上したことを示唆している。接着端部(Fig.5(b))および溶接部(Fig.5(c))では, 溶接供試体と溶接接着供試体のひずみに大きな差は見られず, 実験結果からは, ひずみゲージを貼付した位置における応力の低減効果は確認できなかった。接着供試体は, 公称応力50N/mm²程度で接着端部からあて板が剥離しはじめ, 100N/mm²程度で中央部でも剥離したものと考えられる。

上述の実験結果では, ひずみゲージを貼付した位置以外での応力の変化を確認できないため, 溶接と接着の併用が継手の応力性状に与える影響について詳細な検討をすることは難しい。そこで, 引張実験を模擬した弾性解析を実施し, 溶接と接着を併用したあて板継手の応力性状について詳細な検討を実施する。

(a) Center part.

(b) Bond edge.

(c) Welded part.

Fig.5 Stress-strain relationships obtained by tensile experiments.

3. 二次元弾性解析によるシミュレーション

3.1 解析モデルおよび解析条件

平面ひずみ状態および対称性を考慮して、実験供試体断面の1/4の領域をモデル化し、二次元弾性解析を実施した。解析ソフトは汎用有限要素解析プログラムABAQUS Ver. 6.14を使用した。要素種類は4節点平面要素であり、溶接部近傍の応力集中を議論するため、既往の文献^{14,15)}を参考に溶接部近傍の最小メッシュサイズ0.1mm×0.1mmで解析モデルを作製した。鋼材部分の材料定数として、ヤング率200,000N/mm²、ポアソン比0.3を母板、あて板および溶接金属に与えた。接着剤については、溶接による熱影響を受けていない状態として、弾性係数3,800N/mm²、ポアソン比0.35を使用した^{6,7)}。なお、後述するように本解析では接着剤が剥離しない状態に留まり、鋼材が弾性範囲内にある応力レベルの载荷を行うため、幅方向端部からの接着剤の剥離の影響を考慮せず、二次元モデル(平面ひずみ状態)を設定した。解析モデルの鋼材と接着剤の接触部分は完全に節点を共有し、鋼材と接着剤は剥離しないものとする。

実験供試体の形状および寸法を再現した溶接モデル(記号:W)、接着モデル(記号:B)、溶接接着モデル(記号:WB)を作製し、本解析の基本モデルとする。例としてFig.6に溶接接着モデルを示す。母板の減厚量は2.5mmであるが、母板とあて板が向かい合う面の非減厚部(溶接ルート部と接着剤の間の長さ15mmの領域)において、母板とあて板の間に0.5mmの空隙を設けている。このモデル化の理由であるが、溶接接着供試体において、供試体作製時に母板の減厚部に塗布した接着剤が非減厚部にも流出している。この領域の接着剤は、すみ肉溶接を施した際の入熱により焼失している、あるいは熱影響を受けており、健全な接着剤としての機械的性質を有する部位として取り扱うことができない。このため、溶接接着モデルではこの領域には空隙を設けることとした。すなわち、溶接接着モデル、接着モデルにおいては、母板減厚量と接着厚は一致しないこととなる。

Fig.6 2D elastic analysis model.

母板減厚量が継手の応力性状に及ぼす影響を検討するため、母板減厚量 d をパラメータとし、それぞれ $d=0\text{ mm}$, 2.5 mm (基本モデル), 5.0 mm としたモデルを作製し弾性解析を実施した。载荷応力については、2.で実施した実験の結果より、弾性範囲内で接着剤の剥離が発生していない作用応力レベルである 50 N/mm^2 を载荷辺に作用させた。

3.2 解析モデルの妥当性検証

解析モデルの妥当性を検証するため、基本モデルの母板とあて板の各測点におけるひずみの解析結果を実験結果とそれぞれ比較した。Fig.7には実験および解析により得られた各位置のひずみをプロットしているが、実験結果については各供試体2体ずつ、それぞれ1体につき対称の位置2箇所測定した4つのデータの平均値 (M) と標準偏差 (S) を示している。

溶接モデル (W) については、母板の中央部における実験値と解析値に 40μ 程度の差が見られたが、他の測点では

解析値は実験値のばらつきの範囲内であった。溶接接着モデル (WB) については、実験値と解析値は概ね一致していた。母板の溶接部における実験値と解析値に 30μ 程度の差が見られたが、これも実験値のばらつきの範囲内であった。接着モデル (B) については、接着端部において実験値と解析値の差が大きかった。実験値に比べ解析値の方が母板では 150μ 程度大きく、あて板では 60μ 程度小さかった。この原因として、接着基本モデルでは母板の非減厚部とあて板の間の 15 mm の領域は接着剤を充填していない状態で作製したが、実際の接着供試体では、接着剤塗布時にこの部分にも未硬化の接着剤が浸透し、この部分も母板とあて板が接着接合された状態となっている可能性が考えられる。そこで、この部分にも母板とあて板の間に接着剤を充填したモデル (記号: B') を作製し、ひずみを比較したところ、より実験値に近い結果が得られた。

接着モデルについては、母板の非減厚部とあて板の間の 15 mm の領域の接着を考慮した場合の方が実験結果の再現性

Fig.7 Comparison of experimental and analytical results.

が高まることが示唆されたが、非減厚部の接着の程度は実験の施工状況により変化する可能性がある。非減厚部の接着を考慮しないモデルの方が安全側の評価となること、また、溶接接着モデルとの整合を図るため、以降の検討では非減厚部の接着は考慮しないモデルを使用する。

いずれにせよ、本研究で作製した解析モデルにより実験の結果を概ね再現できると考え、接着剤が剥離せず、鋼材が弾性状態にある負荷レベルに対しては、鋼材と接着剤の接触部分の節点を共有し、完全に結合させた二次元弾性解析モデルの妥当性が示唆された。ただし、このモデルの妥当性はひずみゲージを貼付した位置における実験結果と解析結果の整合に基づくものであり、後述する接着端部および溶接部近傍（止端部、ルート部）の局所的な応力状態については解析結果の妥当性を十分に検証できているとは言い難い。これについては追加検証が必要ではあるが、本研究では、基礎的段階として本モデルを用いた検討を行うものとする。

3.3 解析結果および考察

3.3.1 溶接接着の併用による応力低減効果

まず、それぞれのモデルにおいて基本の母板減厚量 ($d=2.5\text{mm}$) を与えた場合の接着端部および溶接部近傍の応力分布を比較した結果を Fig.8 に示す。接着モデルにおいては接着剤端部のせん断応力が卓越し、溶接モデルおよび溶接接着モデルでは、溶接止端部とルート部でそれぞれ载荷方向と载荷直交方向の垂直応力が卓越した。このことから、接着剤の剥離への影響を検討するため、接着端部のあて板との接触面におけるせん断応力に注目する。また、溶接止端部およびルート部における疲労き裂の発生への影響を検討するため、溶接止端部およびルート部の垂直応力にそれぞれ注目する。

母板減厚量 $d=2.5\text{mm}$ の場合、接着モデルに比べ溶接接着モデルの接着端部のせん断応力は約 82N/mm^2 低減された。

Fig.8 Stress distributions around welded parts.

溶接モデルに比べ、溶接接着モデルの溶接止端部における荷重方向の引張応力は約 33 N/mm^2 低減された。また、溶接ルート部における荷重直交方向の圧縮応力は約 131 N/mm^2 低減された。接着端部のせん断応力、溶接止端部の荷重方向応力および溶接ルート部の荷重直交方向応力の全てにおいて、溶接と接着の併用により、接着のみあるいは溶接のみの場合に比べ応力が低減される効果が確認できた。

3.3.2 接着端部におけるせん断応力に及ぼす母板減厚量の影響

母板減厚量が溶接と接着の併用による継手の応力低減効果に与える影響を検討するため、母板減厚量 d を変化させた場合の接着端部、溶接部近傍の応力を比較する。

母板減厚量 d を変化させた場合の接着モデルと溶接接着モデルにおける接着剤端部のせん断応力を比較した結果を Fig. 9 に示す。接着剤の厚さが増加すると接着剤のせん断変形が大きくなるため、減厚量の増加に伴いせん断応力が大きくなることが考えられる。接着モデルでは、減厚量 0 mm の場合のせん断応力が約 18 N/mm^2 であった。減厚量 2.5 mm の基本モデルはせん断応力が約 97 N/mm^2 、減厚量 5 mm の場合はせん断応力が約 224 N/mm^2 となった。これに対し、溶接接着モデルのせん断応力は、減厚量 0 mm の場合は約 5 N/mm^2 、減厚量 2.5 mm の基本モデルでは約 15 N/mm^2 、減厚量 5 mm の場合は約 29 N/mm^2 であった。溶接と接着を併用することで、溶接金属によりあて板の変位が拘束され接着剤のせん断変形が抑制されたため、接着モデルに比べ溶接接着モデルの接着剤端部のせん断応力が小さくなったものと考えられる⁹⁾。

接着モデルに比べ、溶接接着モデルのせん断応力は、減厚量 0 mm の場合は約 70% 、減厚量 2.5 mm の場合は約 85% 、減厚量 5 mm の場合は約 87% 小さくなった。すなわち、母板減厚量が増加するほど、接着モデルと溶接接着モデルのせん断応力の差が大きくなった。接着モデルでは減厚量（接着剤の厚さ）が大きくなるにつれ接着端部のせん断応力が大きくなったのに対し、溶接接着モデルでは、減厚量（接着剤の厚さ）が大きくなっても接着端部のせん断応力の増加が小さかった。これは、減厚量を大きくすると荷重の大部分をあて板が負担することになるため、接着剤に作用する荷重が小さく接着端部のせん断応力がほとんど増加しなかったものと思われる。

Fig. 9 Shear stress at bond edge.

3.3.3 溶接止端部における荷重方向応力に及ぼす母板減厚量の影響

溶接止端部における荷重方向の最大引張応力を比較した結果を Fig. 10 に示す。溶接モデルでは、減厚量 0 mm 、 2.5 mm 、 5 mm の場合の止端部引張応力はそれぞれ約 157 N/mm^2 、約 176 N/mm^2 、約 221 N/mm^2 であった。溶接接着モデルでは、減厚量 0 mm 、 2.5 mm 、 5 mm の場合の止端部引張応力はそれぞれ約 132 N/mm^2 、約 146 N/mm^2 、約 167 N/mm^2 であった。溶接モデルに比べ、溶接接着モデルの止端部引張応力は減厚量 0 mm の場合は約 16% 、減厚量 2.5 mm の場合は約 17% 、減厚量 5 mm の場合は約 25% 小さくなった。すなわち、母板の減厚量が増加するほど、溶接と接着の併用による止端部の応力低減効果が大きくなる傾向が確認された。溶接モデルでは、母板の減厚量が増加するほど、母板に対するあて板の荷重分担率が大きくなるため、母板からあて板に応力を伝達するすみ肉溶接止端部の応力が上昇する。溶接接着モデルでは、溶接部だけでなく母板とあて板の接着部における荷重伝達効果が得られるため、溶接部の応力低減に繋がる。母板減厚量の増加に伴う止端部応力の上昇度合いが、溶接モデルに比べ溶接接着モデルの方が小さかったため、母板減厚量の増加に応じて溶接と接着の併用による止端部応力の低減効果が相対的に大きくなったものと考えられる。

3.3.4 溶接ルート部における荷重直交方向応力に及ぼす母板減厚量の影響

ルート部における荷重直交方向の最大圧縮応力を比較した結果を Fig. 11 に示す。溶接モデルでは、減厚量 0 mm 、 2.5 mm 、 5 mm の場合のルート部圧縮応力はそれぞれ約

Fig. 10 Normal stress in loading direction at weld toe.

Fig. 11 Normal stress in cross direction at weld root.

165 N/mm², 約 219 N/mm², 約 338 N/mm²であった。溶接接着モデルでは、減厚量 0 mm, 2.5 mm, 5 mm の場合のルート部圧縮応力はそれぞれ約 56 N/mm², 約 88 N/mm², 約 134 N/mm²であった。溶接モデルに比べ、溶接接着モデルのルート部圧縮応力は減厚量 0 mm の場合は約 66%, 減厚量 2.5 mm および 5 mm の場合は約 60% 小さくなった。母板減厚量の大きさとルート部圧縮応力の低減の度合いには明瞭な関係は確認できなかったが、溶接と接着の併用による応力低減効果は止端部に比べルート部の方が大きくなることがわかった。

溶接と接着の併用によりルート部の圧縮応力が低減されるのは、あて板と母板の間に充填された接着剤があて板の荷重直交方向の変位を拘束するためと考えられる^{16,17)}。既往の研究においても、減厚のない母板に対するあて板継手では溶接止端部よりもルート部において応力低減効果が大きく、疲労寿命も向上することが確認されている⁸⁾。本解析結果でも同様の傾向を示していることから、母板に減厚を有する場合でも、溶接と接着の併用によるルート部における疲労寿命の向上効果が期待される。実構造物では、プレートガーダー支承部のソールプレートと下フランジの溶接において、ルート部から疲労き裂が発生する事例が多く報告されている^{18~20)}。このような構造の新設や、損耗によるソールプレートの取換え工事において、溶接と接着の併用によるあて板接合を適用することができれば、疲労耐久性の向上が期待される。

4. 結 言

本研究では、既設構造物の腐食減厚部に対するあて板補修において、溶接と接着を併用することで溶接部の応力低減を図るための一連の検討を実施した。腐食を想定した減厚を設けた厚さ 12 mm の母板に、溶接と接着の併用により減厚部を覆うように厚さ 6 mm のあて板を接合した継手供試体を作製し、継手に弾性範囲内の静的引張荷重を作用させ、母板の減厚が溶接部の応力性状に及ぼす影響を検証した。また、実験を再現する二次元弾性解析モデルを構築し、母板減厚量を種々変化させた場合に、溶接部近傍の応力性状がいかなる影響を受けるのかを検討するためのシミュレーションを行った。

得られた知見を以下に示す。

- (1) すみ肉溶接のみであて板を接合した供試体(溶接供試体)と、すみ肉溶接とエポキシ樹脂系接着剤を併用してあて板を接合した供試体(溶接接着供試体)に弾性範囲内の静的引張荷重を作用させた時の溶接部近傍の応力性状を比較した。溶接供試体に比べ、溶接接着供試体の母板中央部のひずみが 12% 程度、母板とあて板のひずみの差が 67% 程度小さくなった。溶接と接着の併用により、溶接のみの場合に比べ、母板からあて板への荷重伝達効果が向上する可能性を確認した。
- (2) 接着のみであて板を接合した供試体(接着供試体)は、

公称応力 50 N/mm² 程度で接着端部からあて板が剥離しはじめ、100 N/mm² 程度で中央部でも剥離したものと考えられる。

- (3) 実験供試体を再現する二次元弾性解析モデルを作製し、公称応力 50 N/mm² を負荷した時の各測点でのひずみを実験結果と比較した。解析値は概ね実験値のばらつきの範囲内にあり、解析モデルの妥当性が検証できた。
- (4) 母板厚さ 12 mm に対し、母板の減厚量を 0 mm から 5 mm まで変化させた解析モデルを作製し、溶接と接着の併用による接着端部および溶接部近傍の応力性状に与える母板減厚量の影響を検討した。母板の減厚に伴いあて板への荷重伝達効果が大きくなったため、接着モデルと比較して、溶接接着モデルは接着端部におけるせん断応力が 70~87% 小さくなった。また、溶接モデルと比較して、溶接接着モデルでは溶接止端部およびルート部の両方で応力が小さくなったが、溶接止端部よりルート部の応力低減効果が大きかった。溶接モデルに比べ、溶接接着モデルでは止端部の荷重直交方向応力が 16~25% 程度、ルート部の荷重直交方向応力が 60~66% 程度小さくなった。
- (5) 減厚を有する母板に対し、溶接と接着を併用してあて板を接合した場合、溶接のみであて板を接合した場合に比べルート部の応力が大きく低減されることがわかった。実構造物では、プレートガーダー支承部のソールプレートと下フランジの溶接など、ルート部から疲労き裂が生じるような構造、応力状態において、溶接と接着の併用を適用することができれば、疲労耐久性の向上が期待される。

謝 辞

本研究の一部は、造船学術研究推進機構研究助成(2017年4月~2020年3月)を受けて実施した。記して謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) T. NATORI, K. NISHIKAWA, J. MURAKOSHI and T. OHNO: Study on Characteristics of Corrosion Damages in Steel Bridge Members, Journal of Japan Society of Civil Engineers, No. 668, I-54 (2001), 299-311. (in Japanese)
- 2) K. YOKOYAMA, T. KONISHI and C. MIKI: User Participation Type Database of Repair Cases on Fatigue Failures, Journal of Japan Society of Civil Engineers Ser. A1 (SE/EE), Vol. 73, No. 1 (2017), 126-145. (in Japanese)
- 3) T. ISHIKAWA: The Current Situation and Issues of Repair and Strengthening of Steel Bridges by Bonding CFRP Strips, Journal of The Adhesion Society of Japan, Vol. 45, Issue 4 (2009), 139-144. (in Japanese)
- 4) T. MORISHITA, K. FUJII, K. MORITA, H. HORII and H. NAKAMURA: On Rehabilitation of Corroded Steel Plates by Adhesive and Steel Cover Plates, Journal of Structural Engineering A, Vol. 57A (2011), 747-755. (in Japanese)
- 5) M. HIROHATA: Effect of Joint Dimension and Restraint Conditions on Residual Stress Generated by Patch Welding, Journal of Japan Society of Civil Engineers Ser. A2 (AM), Vol. 72, No.2 (2016),

- I_613-I_621. (in Japanese)
- 6) M. HIROHATA: Static Tensile Strength Characteristics of Fillet Welded Lap Joints Assisted with Bonding, Quarterly Journal of the JWS, Vol. 31, No. 4 (2013), 252-259. (in Japanese)
 - 7) M. HIROHATA: Elastic Mechanical Behavior of Spliced Joints Assembled by Fillet Welding and Bonding, Welding in the World, Vol. 60, Issue 2 (2016), 327-335.
 - 8) M. HIROHATA and Y. ITOH: Fatigue Characteristics of Patch Plate Joints by Fillet Welding Assisted with Bonding, Quarterly Journal of the JWS, Vol. 33, No. 3 (2015), 224-232. (in Japanese)
 - 9) X. LIU and M. HIROHATA: Compressive Behavior of Steel Members Reinforced by Patch Plate with Welding and Bonding, Open Journal of Civil Engineering, Vol.8 (2018), 341-357.
 - 10) T. NATORI, K. NISHIKAWA, J. MURAKOSHI and T. OHNO: Study on Restrengthening of Corroded Steel Bridge Members, Journal of Japan Society of Civil Engineers, No. 682, I-56 (2001), 207-224. (in Japanese)
 - 11) X. CHEN, Y. KITANE and Y. ITOH: Evaluation of Repair Design on Corrosion-damaged Steel Pipe Pies Using Welded Patch Plates under Compression, Journal of Structural Engineering, Vol. 57A (2011), 756-768.
 - 12) The Japan Iron and Steel Federation: Life Cycle Design for Steel Structures of Port and Harbor -Current Trend of Maintenance Management and Improvement Technology-, The Japan Iron and Steel Federation (2020), 77-90. (in Japanese)
 - 13) Japanese Standard Association: Solid wires for MAG and MIG welding of mild steel, high strength steel and low temperature service steel, JIS Z 3312, Japanese Standard Association (2009). (in Japanese)
 - 14) ADAMS, C. M.: Cooling Rates and Peak Temperatures in Fusion Welding, Welding Journal, 37-5 (1985), 210s-215s.
 - 15) Japan Welding Society: 第2版 溶接・接合便覧, Maruzen (2003), 548-553 (in Japanese).
 - 16) COTTRELL, C. L. M.: Controlled Thermal Severity Cracking Test Simulates Practical Welded Joints, Welding Journal, 32-6 (1953), 257s-272s.
 - 17) T. TANIGUCHI, T. MORI and K. ENDO: A Study on Fatigue Strength Evaluation Method for Out-of-plane Gusset Welded Joints Failing from Weld Root, Journal of Japan Society of Civil Engineers Ser. A2 (AM), Vol. 73, No.2 (2017), I_757-I_768. (in Japanese)
 - 18) T. TANINO, H. OGATA, K. SAKAIDA, T. MORI, M. YAMAMOTO and T. ANDO: A Study on Stress Concentration Factor on Weld Toes of Cruciform Welded Joints by FEM Analysis, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineering, Vol. 24, 309-315. (in Japanese)
 - 19) K. TATEISHI, K. KITAGAWA, N. INABA and Y. TOMITA: Fatigue Crack Propagation Control by Resin Injection with Local Heating Method, Journal of Japan Society of Civil Engineers Ser. A, Vol. 62, No.1 (2006), 126-131. (in Japanese)
 - 20) J. TAMARI, T. ISHIKAWA, M. HIROHATA and S. TSUTSUMI: Fatigue Strength Improvement for Weld Root of Sole Plate by Filling Resin, Proceedings of Constructional Steel, Vol. 27 (2019), 749-758. (in Japanese)
 - 21) K. TATEISHI, T. NATORI and C. MIKI: Fatigue Damage of Shoes in Plate Girder Bridges and Improvement of Their Details, Journal of Japan Society of Civil Engineers, No. 489, I-27 (1994), 167-176. (in Japanese)
 - 22) Y. NIWA, K. MATSUMOTO, S. YAJIMA and Y. KOBAYASHI: Reinforcement for Fatigue Damage of Welded Joints of Sole Plate in Steel Railway Composite Girder, Journal of Structural Engineering A, Vol. 58A (2012), 611-621. (in Japanese)
 - 23) Y. NAKANISHI: Fracture and Damage of Bridge, Journal of the Japan Welding Society, 2018, Vol. 87, Issue 6 (2018), 23-28. (in Japanese)