高伸度弾性パテ材を用いた炭素繊維シート接着 による鋼橋軸力部材の補修

宮下 剛¹・若林 大²・秀熊 佑哉³・小林 朗⁴・
小出 宜央⁵・堀本 歴⁶・長井 正嗣⁷

¹正会員 長岡技術科学大学准教授 環境・建設系 (〒940-2188 新潟県長岡市上富岡町1603-1)
E-mail: mtakeshi@vos.nagaokaut.ac.jp

²正会員 中日本高速道路株式会社 名古屋支社 豊田保全サービスセンター
(〒470-1202 愛知県豊田市渡刈町大屋敷57)
E-mail: d.wakabayashi.aa@c-nexco.co.jp

³正会員 新日鉄住金マテリアルズ株式会社 コンポジットカンパニー 社会資本材料事業部 技術部
(〒103-0024 東京都中央区日本橋小舟町3番8号)
E-mail: y-hidekuma@nck.nsmat.co.jp

⁴正会員 新日鉄住金マテリアルズ株式会社 コンポジットカンパニー 社会資本材料事業部 技術部
(〒103-0024 東京都中央区日本橋小舟町3番8号)
E-mail: a-kobayashi@nck.nsmat.co.jp

⁵正会員 川崎重工業株式会社 マーケティング本部 新市場開発部
(〒105-8315 東京都港区海岸1-14-5)
E-mail: koide_n@khi.co.jp

⁶正会員 倉敷紡績株式会社 技術研究所 (〒572-0823 大阪府寝屋川市下木田町14-5)
E-mail: Wataru_Horimoto@kurabo.co.jp

⁷正会員 長岡技術科学大学名誉教授 (〒940-2188 新潟県長岡市上富岡町1603-1)
E-mail: nagaimasatsugu@gmail.com

本研究では、腐食損傷した鋼橋の軸力部材を炭素繊維シートで補修する工法において、低弾性で伸びが大きい高伸度弾性パテ材を使用することを検討する。ここで、パテ材を使用しない場合と同様に鋼部材の応力低減を図ろうとすると、必要となる炭素繊維シートの定着長が長くなり過ぎる。このため、定着長を200 mm、端部ずらし量を25 mmとした上で、応力低減係数という係数を新たに導入する。係数の決定では、数値計算方法を援用してパテ材の厚さなどをパラメータとしたパラメトリック解析を実施する。そして、炭素繊維シートの積層数と応力低減係数の関係を把握して、補修設計で用いる応力低減係数を決定する。さらに、この係数を用いて急激な断面欠損を有する軸力部材を炭素繊維シート接着工法で補修する方法についても検討する。

Key Words : steel, axial member, corrosion, repair, Carbon Fiber Reinforced Polymer

1. はじめに

(1) 研究の背景

周知の通り、鋼橋の腐食損傷は、伸縮装置からの漏水などに起因して、桁端部に発生することが多い^(例えば1), 2)。桁端部の腐食損傷に対して、これまで、鋼板添接や部材交換が行われている³⁾。この中には、高力ボルトと接着剤を用いて鋼板添接を行う工法も報告されている⁴⁾。し

かし、これらの工法では重機を使用する必要があり、施工性に優れないことがある。

そこで、著者らの研究グループは、施工性の向上と補修の促進に向け、鋼橋桁端部の腐食損傷に対する新たな補修工法として、炭素繊維(CFRP)シートを接着貼付する工法を提案した^{5), 6)}。本工法では、支点部まわりの補剛材やウェブといった母材の減肉によって局部座屈の発生が懸念される部材も対象とする。炭素繊維シートの

接着貼付によって、部材の強度を初期状態まで回復させるためには、局部座屈による大変形が発生しても、シートが変形に追従して、剥離しないことが求められる。このため、本工法は、軸方向力および曲げによる軸方向応力を受ける部材を対象とした従来の炭素繊維シート接着工法（以下、従来工法と記す）⁷⁾とは、引張弾性係数が 55 MPa 以上 75 MPa 未満で、引張最大荷重時伸びが 300 %以上 500 %未満という規定を満たすポリウレタ系のパテ材（以下、高伸度弾性パテ材あるいは単にパテ材と記す）を母材と炭素繊維シート間に挿入する点が大きく異なる。この高伸度弾性パテ材を用いることで、腐食減肉した桁端部ウェブパネルのせん断強度回復や支点部の柱としての強度回復が可能となった^{5,6,8)}。ここから、文献 7)の従来工法においても母材と比較して弾性係数が小さいパテ材があることで、パテ材が緩衝材となり、炭素繊維シートの剥離が抑制されることが期待される。

(2) 従来工法の課題

パテ材を使用することで、母材から炭素繊維シートへの荷重伝達はパテ材を介して行われることから、従来工法と同様の応力低減効果を得るためには、炭素繊維シートの定着長を十分長くする必要がある。例えば、従来工法で炭素繊維シートの最大積層数である 5 層とする場合を考える。炭素繊維シートの定着長と炭素繊維シート端部のずらし量（以下、端部ずらし量と記す）は、従来工法の仕様にもとづいて 100 mm と 25 mm とする。このとき、第 3 章で述べる炭素繊維シート接着鋼板の一軸引張試験の諸元と文献 9), 10)で提案した数値計算方法を用いると、図-1 に示す鋼板中央部の応力低減率（後述の式(5)中の η ）の理論収束値は 0.6423 であり、数値計算結果は 0.6437 となって、十分な応力低減効果が得られることが分かる。一方、高伸度弾性パテ材を用いた場合の計算方法は第 2 章で述べるが、応力低減率の数値計算結果は 0.7604 となる。そこで、パテ材を使用しない場合と同様の応力低減率を達成するために必要となる定着長を計算すると約 600 mm となる。このとき、パテ材を使用しない場合の炭素繊維シート最縁端距離（図-1 を参照）が 400 mm であるのに対して、定着長を 600 mm とすると炭素繊維シート最縁端距離は 1400 mm にも達する。

また、従来工法では、炭素繊維シートの最大積層数は 5 層とされている。このとき適用可能な最大腐食減肉量は、使用する炭素繊維シートの標準的な諸元が、厚さ 0.143 mm、ヤング係数 640 GPa であることから、 $0.143 \text{ mm} \times 640 \text{ GPa} / 200 \text{ GPa} \times 5 \text{ 層} = 2.35 \text{ mm}$ となる。しかし、実橋では、この値を超える腐食減肉が発生している状況が多々ある¹⁾⁻⁴⁾。このため、現場からのニーズとして、最大積層数の増加が求められてきた。高度経済成長期に建設された鋼橋で使用されている鋼板厚は、9 mm 程度の

図-1 炭素繊維シート接着鋼板

ものが多いことから、厳しい腐食状況として孔食を考えると、必要とされる炭素繊維シートの積層数は 20 層となる。

さらに、断面欠損を有する軸力部材を炭素繊維シート接着工法で補修する場合、欠損部の剛性を健全部と同等以上まで回復させる⁷⁾。このとき、断面欠損分の引張剛性と同等以上の引張剛性の炭素繊維シートを接着する。しかし、このように補修された部位であっても、急激な断面欠損部では健全部まで剛性が回復しない場合^{11), 12)}がある。そこで、著者らは、断面欠損部の引張剛性を健全部と同等以上まで回復させるために、断面欠損によって減じた引張剛性に、断面欠損部における鋼材断面残存率の逆数を乗じて炭素繊維シートの積層数を決定するという簡易的な設計方法を提案し、実験および数値計算手法を通じて、その妥当性を検討してきた¹³⁾。しかし、欠損量が多くなると、炭素繊維シートの必要積層枚数が多くなってしまったり、欠損部からの剥離が発生するなど課題がある。

(3) 研究の目的

本研究では、文献 7)で提案されている、腐食した鋼橋の軸方向力および曲げによる軸方向応力を受ける部材を炭素繊維シートで補修する従来工法において、高伸度弾性パテ材を使用することを目的とし、あわせて最大積層数を 20 層とすること、シートの定着長や端部ずらし量といった構造細目、急激な断面欠損を有する場合の効果的な補修工法について検討する。

ただし、パテ材を使用しない場合と同様の考え方で応力低減を図ろうとすると、先に述べたように必要とされる炭素繊維シートの定着長が長くなり過ぎる。このため、施工性や応力低減度などを総合的に判断して、定着長を 200 mm、端部ずらし量を 25 mm とした上で、第 2 章で述べる応力低減係数という係数を従来工法の設計式に新たに導入する。第 3 章では、パテ材が軸力部材の応力低減効果に与える影響を把握するために、炭素繊維シートを接着した鋼板の一軸引張試験を実施する。補修設計で

用いる応力低減係数の決定方法は、第4章で詳しく述べるが、文献 9), 10)で提案した数値計算方法を援用して、パテ材の厚さなど応力低減係数に影響しうる諸量をパラメータとしたパラメトリック解析を実施する。次いで、第5章では、急激な断面欠損を有する軸力部材を効果的に炭素繊維シート接着工法で補修する方法について検討する。具体的には、急激な断面欠損を有する鋼板の欠損端にテーパを設けて炭素繊維シートを接着した試験片とテーパを設けずに鋼材と炭素繊維シートの間に高伸度弾性パテ材を挿入した試験片の一軸引張試験を実施する。あわせて、これらの効果の評価に向けて有限要素解析（以下、FEAと記す）を実施する。最後に、第6章を本論文のまとめとする。

2. 応力低減係数と数値計算手法

(1) 応力低減係数の導入

炭素繊維シート接着鋼板の一軸引張試験における鋼板中央コバ面の荷重 P とひずみ ε の模式図を図-2に示す。図中の記号は、 E_s が鋼材のヤング係数、 A_s が鋼板の断面積、 $A_{cf,s}$ が鋼換算した炭素繊維シート全積層数の断面積（ただし接着剤は含まない）であり、鋼材のヤング係数に対する炭素繊維シートのヤング係数の比に炭素繊維シート全積層数の断面積を乗じて算出する。 $A_{cf,s}$ がパテ材を含む鋼換算した炭素繊維シート全積層数の断面積（ただし接着剤は含まない）である。

高伸度弾性パテ材の挿入によって炭素繊維シートへの荷重伝達が抑制される。これは、みかけ上のCFRP鋼換算断面積が減少することから、以下の補正係数 c_n （以下、応力低減係数と記す）を定義する。

$$A_{cf,s} = c_n A_{cf,s} \quad (1)$$

パテ材を用いた際の P - ε 関係は、

$$P = E_s \times (A_s + A_{cf,s}) \times \varepsilon \quad (2)$$

であり、これを式(1)を代入すると応力低減係数 c_n が、

$$c_n = \frac{P/\varepsilon - E_s A_s}{E_s A_{cf,s}} \quad (3)$$

と得られる。ここで、 P/ε は CFRP 接着鋼板中央の鋼板コバ面に貼り付けたひずみゲージの P - ε 関係曲線から求まる剛性である。式(3)を用いることによって、実験データから応力低減係数を算出することが可能となる。また、高伸度弾性パテ材を用いる場合の補修設計法は、 A_{cf} を断面欠損量として、下式となる¹⁴⁾。

$$A_{sl} \leq c_n A_{cf,s} \quad (4)$$

図-2 一軸引張を受ける高伸度弾性パテ材を用いた炭素繊維シート接着鋼板の荷重-ひずみ関係

図-3 高伸度弾性パテ材を用いた炭素繊維シート接着工法の断面構成

(2) 数値計算手法

文献 9), 10)で提案した数値計算手法とは、各層の応力を状態変数とみなし、微小区間における力の釣合いから連立微分方程式を再帰的に導出し、このとき構成される行列の固有値解析を実施して応力の一般解を求める、準解析的な手法である。一般解に含まれる未定係数は、ひずみの連続性の条件と境界条件から決定される。本手法により、炭素繊維シートの積層数に関わらず、有限要素法で要求されるようなモデリングの労力をかけることなく、部材軸方向の軸方向応力とせん断応力分布を有限要素法と同等の精度で容易に求められる。

ここでは、図-3に示すように、鋼板と接着剤1層目の間に高伸度弾性パテ材を挿入する。数値計算手法では、接着層にはせん断応力のみが作用し、鋼板と炭素繊維シートに作用する軸方向応力をせん断応力に変換して伝達する役目を果たす。炭素繊維シートのエポキシ系接着剤（以下、接着剤と記す）のヤング係数は、鋼材と炭素繊維シートのヤング係数よりも2オーダー小さいが、高伸度弾性パテ材のヤング係数はさらに接着剤のヤング係数よりも2オーダー小さい。また、接着層の厚さは0.5mm程度となるのに対して、パテ材の厚さは0.8mmと接着層よりも厚い。よって、接着剤1層目と比較して、パテ

表-1 試験ケース

試験片名	シート積層数(片側)	定着長(mm)	端部ずらし量(mm)	試験片数
T1-100	1	100	—	2
T1-200		200		2
T5-100-0	5	100	0	3
T5-100-10			10	3
T5-100-25			25	3
T5-200-10		200	10	3
T5-200-25			25	3
T10-100-0	10	100	0	1
T10-100-10			10	1
T10-100-25			25	1
T10-200-10		200	10	5
T10-200-25			25	5
T15-100-0	15	100	0	1
T15-100-10			10	1
T15-100-25			25	1
T15-200-10		200	10	1
T15-200-25			25	3
T20-200-25	20	200	25	3

表-2 物性値

鋼板(SS400)	ヤング係数	GPa	200
	厚さ	mm	9
	幅	mm	60
	降伏応力 ^{*1}	MPa	317
連続繊維シート(FTS-C8-30)	ヤング係数 ^{*2}	GPa	701
	強度 ^{*2}	MPa	2875
	厚さ ^{*3}	mm	0.143
	幅	mm	60
炭素繊維ストランドシート(FSS-HM900)	ヤング係数 ^{*2}	GPa	710
	強度 ^{*2}	MPa	2960
	厚さ ^{*3}	mm	0.429
	幅	mm	60
エポキシ接着樹脂	ヤング係数 ^{*2}	MPa	2533
	塗布量	kg/m ²	0.60
	質量密度 ^{*2}	g/m ³	1.16
	厚さ ^{*4}	mm	0.517
高伸度弾性パテ材	ヤング係数 ^{*2}	MPa	68
	塗布量	kg/m ²	1.00
	質量密度 ^{*2}	g/m ³	1.25
	厚さ ^{*5}	mm	0.800
	ポアソン比 ^{*2}	—	0.49

*1 ミルシート

*2 材料試験結果

*3 設計値

*4 $0.60 \times 1000 / 1.16 / 1000 = 0.517 \text{ mm}$ *5 $1.00 \times 1000 / 1.25 / 1000 = 0.800 \text{ mm}$

図-4 ひずみの計測点の一例

材のせん断変形が卓越することから、数値計算手法において、接着層1層目にあたる部分をパテ材の諸元を用いることとする。つまり、接着層1層目は考慮しない。この妥当性については、第3章で実施する一軸引張試験の応力分布との比較を通じて検証する。

次いで、本数値計算手法から、式(3)の応力低減係数を算出する方法について説明する。炭素繊維シート接着鋼板中央コバ面の P - ε 関係は次式で表される。

$$P = \frac{E_s A_s}{\xi} \varepsilon \quad (5)$$

ここで、 ξ は鋼板に作用する外力を鋼板の断面積で除した応力（以下、外部応力と記す） σ_m に対する炭素繊維シート接着鋼板中央コバ面の応力 σ_{s0} の比、つまり応力低減率を表す。 ξ は数値計算手法から算出される。式(4)により、実験結果と数値計算結果の P - ε 関係曲線の比較が可能となる。また、数値計算手法から算出される応力

低減係数 c_n は次のようになる。

$$c_n = (1/\xi - 1) / (1/\xi_0 - 1) \quad (6)$$

ここで、

$$\xi_0 = \frac{E_s A_s}{E_s (A_s + A_{cf,s})} \quad (7)$$

であり、鋼板と炭素繊維シート接着鋼板の剛性比を与える。 ξ_0 はCFRPの定着長が十分に長くなると ξ_0 に収束する⁹⁾。

3. 炭素繊維シート接着鋼板の一軸引張試験

(1) 試験の概要

本研究では、幅60 mm、厚さ9 mm、長さ750 mm、1000 mm、1500 mmの平鋼板に、高伸度弾性パテ材を塗布し、炭素繊維シート（連続繊維シート）を接着貼付して試験片を製作した。そして、載荷容量1000kNのリレー式万

図-5 軸方向応力分布 (外部応力 $\sigma_{gi}=150\text{MPa}$)

能試験機で一軸引張試験を実施した。試験パラメータは、炭素繊維シートの積層数、定着長、端部ずらし量である。試験ケースを表-1に示す。また、試験で用いた材料の物性値を表-2に示す。表-2には、第5章で使用する炭素繊維ストランドシートについても記載している。炭素繊維ストランドシートとは、樹脂を含浸・硬化させたCFRPストランドをシート状に加工したものであり、連続繊維シートよりも1層あたりの剛性が高く、施工性に優れる。

計測項目はひずみとし、ゲージ長が1 mmあるいは3 mmのひずみゲージを用いる。ひずみの計測位置の一例を図-4に示す。ただし、試験片数が一片で、端部ずらし量が0 mmあるいは10 mmの試験片については、図-4に示すような密なひずみ計測を行っていない。剥離検知を目的として、計測断面を、鋼板中央、最外層炭素繊維シート端部、1層目炭素繊維シート端部と減じている。

(2) 応力分布

図-5に、試験片長手方向の軸方向応力の分布を示す。図中の横軸は試験片中央からの距離 x を、縦軸は外部応力 σ_{gi} に対する軸方向応力 σ の比を表す。ここでは、 σ_{gi} が150MPa付近となるときの結果を示している。この理由は、実橋での活荷重応力の最大レベル（SM570材の許容応力度255MPaに対して活荷重比率約6割）を想定しているためである。これ以降も、 σ_{gi} の代表値として150MPaを採用する。

また、図中の○と△は、それぞれ鋼板コバ面と炭素繊維シート上の実験値であり、左右コバ面、上下シート上の平均値である。そして、計測されたひずみに、表-2に示すヤング係数を乗じて応力を算出した。凡例のCFRPX ($X=1, 2, \dots, 20$) は、2.2で説明した数値計算方法によって計算された X 層目の炭素繊維シートの軸方向

表-3 実験結果と数値計算結果の比較 (応力低減率 ξ と応力低減係数 c_n)

シート 積層数 (片側)	定着長 (mm)	端部 ずらし量 (mm)	応力低減率 ξ							剛性比 ξ_0	応力低減係数 C_n							
			実験値 *1 ξ^{ex}								計算値 ξ^{cal}	実験値 *1 C_n^{ex}						計算値 C_n^{cal}
			1体目	2体目	3体目	4体目	5体目	平均値	1体目			2体目	3体目	4体目	5体目	平均値		
1	100	-	0.913	0.915	—	—	—	0.914	0.933	0.900	0.858	0.831	—	—	—	0.845	0.648	
	200	-	0.907	0.903	—	—	—	0.905	0.906		0.921	0.970	—	—	—	0.946	0.937	
5	100	0	0.847	0.856	0.870	—	—	0.858	0.886	0.642	0.325	0.301	0.269	—	—	0.298	0.231	
		10	0.820	0.790	0.811	—	—	0.807	0.825		0.393	0.476	0.419	—	—	0.429	0.382	
		25	0.784	0.765	0.748	—	—	0.766	0.760		0.494	0.550	0.604	—	—	0.549	0.566	
	200	10	0.757	0.748	0.683	—	—	0.729	0.719		0.576	0.607	0.832	—	—	0.672	0.702	
		25	0.684	0.737	0.657	—	—	0.693	0.690		0.829	0.642	0.937	—	—	0.803	0.807	
		—	—	—	—	—	—	—	—		—	—	—	—	—	—	—	
10	100	0	0.848	—	—	—	—	0.848	0.878	0.473	0.161	—	—	—	—	0.161	0.125	
		10	0.722	—	—	—	—	0.722	0.717		0.345	—	—	—	—	0.345	0.355	
		25	0.612	—	—	—	—	0.612	0.591		0.570	—	—	—	—	0.570	0.621	
	200	10	0.634	0.581	0.604	0.581	0.604	0.601	0.593		0.518	0.648	0.589	0.648	0.589	0.598	0.617	
		25	0.568	0.564	0.607	0.536	0.493	0.554	0.529		0.684	0.695	0.581	0.778	0.923	0.732	0.799	
		—	—	—	—	—	—	—	—		—	—	—	—	—	—	—	
15	100	0	0.858	—	—	—	—	0.858	0.876	0.374	0.099	—	—	—	—	0.099	0.085	
		10	0.628	—	—	—	—	0.628	0.621		0.354	—	—	—	—	0.354	0.365	
		25	0.480	—	—	—	—	0.480	0.470		0.649	—	—	—	—	0.649	0.675	
	200	10	0.524	—	—	—	—	0.524	0.503		0.544	—	—	—	—	0.544	0.592	
		25	0.429	0.420	0.433	—	—	0.427	0.422		0.798	0.827	0.784	—	—	0.803	0.816	
		—	—	—	—	—	—	—	—		—	—	—	—	—	—	—	
20	200	25	0.366	0.358	0.375	—	—	0.366	0.350	0.310	0.778	0.805	0.749	—	—	0.777	0.835	

*1 $\sigma_m = 150 \text{ MPa}$ 付近で評価

応力分布を表す。黒色の実線は式(6)の ξ_0 を示す。また、表-3 に、応力低減率を応力低減係数とあわせ、各試験ケースについて示す。

図-5 をみると、試験片の製作やひずみゲージの貼付、試験片の設置などに起因して、炭素繊維シート上で実験結果と解析結果の相違が散見されるものの、両者の傾向は概ね一致している。一方、鋼板コバ面の応力分布は、各試験ケースについて非常に良く一致している。また、図-6 に、実験結果と数値計算結果の応力低減率 ξ の比較を示す。横軸が実験結果の応力低減率 ξ^{ex} 、縦軸が数値計算結果の応力低減率 ξ^{cal} である。図中の点線は、 ξ^{ex} に対する ξ^{cal} の $\pm 10\%$ の誤差を表す。マーカーを塗りつぶしているものは定着長が 200 mm で端部ずらし量が 25 mm の試験片を示す。 ξ^{cal}/ξ^{ex} は、0.955 から 1.035 の範囲にあり、数値計算手法による鋼板中央での応力低減率の算出には問題がないと言える。よって、2.(2)で説明した数値計算方法は妥当と判断する。

(3) 応力・ひずみ関係

図-7に、各試験ケースの外部応力 σ_m とひずみ ε の関係曲線を示す。载荷は、鋼板の降伏荷重を少し超えた時点で終了した。図中の「理論値(鋼板単体)」とは载荷荷重を鋼板単体の剛性で除したものの、「理論値(合成断面)」とは载荷荷重を鋼板と炭素繊維シートからなる合成断面の剛性(ただし接着剤は無視)で除したものである。「数値計算値(合成断面・補正)」は、数値計算手法から応力低減率 ξ を求め、式(5)を用いて計算される。以下に、図-7から確認される事項を記す。

図-6 応力低減率 ξ の比較 (横軸：実験結果、縦軸：数値計算結果)

- 鋼板の降伏応力 (= 317 MPa) に達しても、炭素繊維シートやパテ材に、剥離が発生していない。これは、全ての試験片で同様であった。よって、高伸度弾性パテ材を用いれば、炭素繊維シートの積層数を20層としても、実橋で生じる活荷重応力の範囲内(150 MPa以下)では、剥離は発生せず、その適用性に問題がない。
- 数値計算結果(「数値計算値(合成断面・補正)」)と実験結果は、全ての試験片で、外部応力 σ_m が150 MPa付近まで良好に一致している。ただし、150 MPaを超えると、パテ材の塑性化に起因して、炭素繊維シート接着鋼板の剛性低下がみられる。しかし、これについても、実橋での活荷重応力の最大レベルを超えているので、実用上は問題がないと言える。

図-7 外部応力 σ_m —ひずみ ϵ 関係

図-8 各種パラメータと応力低減率 ξ の収束率の関係

図-9 応力低減係数 c_n の比較
(横軸：実験結果, 縦軸：数値計算結果)

図-10 積層数 N と応力低減係数 c_n の関係 (定着長 100mm)

図-11 炭素繊維シート積層数 N と応力低減係数 c_n の関係 (定着長 200mm)

- 定着長と端部ずらし量が長くなるほど、図-7の実験値（鋼板中央コバ面）が理論値（合成断面）に近づくことから、炭素繊維シートへの応力伝達の効率が向上することがわかる。また、図-8には、シート積層数、定着長、端部ずらし量と剛性比 ξ_0 に対する応力低減率の実験値 ξ^{ex} の関係を示す。定着長を200mm、端部ずらし量を25mmとした際の ξ^{ex}/ξ_0 は、シート積層数を5層、10層、15層、20層としたそれぞれのケースに対して、1.079、1.171、1.142、1.181となっている。

(4) 応力低減係数の評価

図-9に、実験結果と数値計算結果の応力低減係数 c_n の比較を $\sigma_m = 150 \text{ MPa}$ 付近について示す。横軸が実験結果の応力低減係数 c_n^{ex} 、縦軸が数値計算結果の応力低減係数 c_n^{cal} である。図中の点線は c_n^{ex} に対する c_n^{cal} の $\pm 10\%$

の誤差を表す。マーカーを塗りつぶしているものは定着長が200mmで端部ずらし量が25mmの試験片を示す。

図-10と図-11に、炭素繊維シート積層数に着目して、定着長が100mmと200mmの各試験片について図-9を整理した結果を示す。ただし、積層数が1層の場合は参考値として載せている。以下に、図-8～図-10と表-3から確認される事項を記す。

- 図-9において、 $c_n^{\text{ex}}/c_n^{\text{cal}}$ は0.916から1.304の範囲にある。この中で、定着長が100mmで端部ずらし量が0mmの試験片は、 $c_n^{\text{ex}}/c_n^{\text{cal}}$ が1.165から1.304の範囲にあるものの、定着長が200mmで端部ずらし量が25mmの試験片は、 $c_n^{\text{ex}}/c_n^{\text{cal}}$ が0.916から0.995の範囲にあり、誤差が小さい。ここからも、高伸度弾性パテ材を用いる際の構造細目として、炭素繊維シートの定着長を200mm、端部ずらし量を25mmとすることは妥当と言える。

図-12 応力低減係数 c_n に関するパラメトリック解析結果

- 図-10と図-11より、式(2)から実験結果を用いて算出される応力低減係数と式(5)から数値計算結果を用いて算出される応力低減係数は、定着長が100 mmで炭素繊維シートの積層数が1層となる場合の誤差が若干大きいものの、各積層数について概ね一致している。

4. パラメトリック解析と補修設計での応力低減係数

(1) パラメトリック解析

ここでは、パテ材の厚さなど応力低減係数に影響する諸量をパラメータとしたパラメトリック解析を実施して炭素繊維シートの積層数と応力低減係数の関係を把握する。パラメータは、a) 端部ずらし量と定着長、b) 鋼板厚、c) 炭素繊維シートのヤング係数、d) 炭素繊維シートの厚さ、e) 接着剤の厚さ、f) 高伸度弾性パテ材のヤング係数、g) 高伸度弾性パテ材の厚さとする。ただし、パラメトリック解析で用いる諸元は、表-4の値を基本とし、各項目のパラメータのみを変化させる。

a) 端部ずらし量と定着長の影響

図-12(a-1), (a-2)に、定着長を100 mm, 200 mmとした

表-4 パラメトリック解析の基本諸元

鋼板	ヤング係数	GPa	200
	厚さ	mm	9
	幅	mm	60
炭素繊維シート	ヤング係数	GPa	640
	厚さ	mm	0.143
	定着長	mm	200
	端部ずらし量	mm	25
接着剤	ヤング係数	MPa	2533
	ポアソン比	—	0.4
	厚さ	mm	0.517
パテ材	ヤング係数	MPa	68
	ポアソン比	—	0.49
	厚さ	mm	0.8

それぞれの場合について、端部ずらし量を0 mm, 10 mm, 25 mmと変化させて応力低減係数を計算した結果を示す。ここから、定着長の影響は大きく、定着長を200mm確保することで応力低減係数が大きく向上すること、また、端部ずらし量の影響も比較的大きく、特に積層数が多い場合には、端部ずらし量を25mmとすることで応力低減係数の値は良好となる ことが分かる。

b) 鋼板厚の影響

図-12(b)に、鋼板厚を9 mm, 12 mm, 30 mm, 60 mmと

変化させて応力低減係数 c_n を計算した結果を示す. 最大板厚を60 mmとする理由は, 既設橋における実績にもとづく. 図より, 鋼板厚が応力低減係数に与える影響は小さいものの, 僅かながら確認される.

c) 炭素繊維シートのヤング係数の影響

図-12(c)に, 炭素繊維シートのヤング係数を640 GPa, 701 GPaと変化させて応力低減係数 c_n を計算した結果を示す. 前者の値が設計値に, 後者の値が実測値に対応し, 炭素繊維シートのヤング係数の変動が応力低減係数に与える影響を把握することができる. 図より, 炭素繊維シートのヤング係数の応力低減係数に対する感度は小さいことが分かる.

d) 炭素繊維シートの厚さの影響

図-12(d)に, 炭素繊維シートの厚さを0.143 mm, 0.429 mmと変化させて応力低減係数 c_n を計算した結果を示す. 前者の値が設計値に, 後者の値が炭素繊維ストランドシートに対応する. 図より, 炭素繊維シートの厚さが応力低減係数に与える影響は大きいことが分かる. このため, 設計厚が厚いストランドシートを用いる場合は, 応力低減係数に対する検討が別途必要である¹⁴⁾.

e) 接着剤の厚さの影響

図-12(e)に, 接着剤の厚さを0.517 mm, 1.034 mmと変化させて応力低減係数 c_n を計算した結果を示す. 図より, 接着剤の厚さが応力低減係数に与える影響は小さいことが分かる.

f) 高伸度弾性パテ材のヤング係数の影響

図-12(f)に, 高伸度弾性パテ材のヤング係数を68 MPa, 340 MPaと変化させて応力低減係数 c_n を計算した結果を示す. 図より, パテ材のヤング係数の応力低減係数に対する感度は, 次項で示す高伸度弾性パテ材の厚さによる影響と比して小さい.

g) 高伸度弾性パテ材の厚さの影響

図-11(g)に, 高伸度弾性パテ材の厚さを0.8 mm, 1.6 mmと変化させて応力低減係数 c_n を計算した結果を示す. 図より, パテ材の厚さが応力低減係数に与える影響は大きい.

(2) 補修設計での応力低減係数

前節の結果から, 高伸度弾性パテ材が厚くなるほど応力低減係数 c_n の値が低下すること, また鋼板厚の影響も僅かながら見られることが確認された. このため, 応力低減係数の決定に当たっては, 表-4の値を基本とし, 高伸度弾性パテ材の厚さは, 設計厚さ0.8 mmに対して施工誤差の上限値である+10 % (0.88 mm) と設定した. また, 鋼板厚も安全側の設定として60 mmとした. 数値解析より算定した積層数 N ごとの応力低減係数 c_n と設計用に設定した応力低減係数を表-5に示す. ここで, 設計に用いる応力低減係数の値は, 積層数6層以上で大きな変化が

表-5 応力低減係数 c_n

数値解析結果		設計用	
積層数 N	応力低減 係数 c_n	積層数 N	応力低減 係数 c_n
1	0.932	1	0.93
2	0.863	2	0.86
3	0.821	3	0.82
4	0.795	4	0.79
5	0.778	5	0.77
6	0.767	6~20	0.74
7	0.759		
8	0.754		
9	0.750		
10	0.748		
15	0.746		
20	0.751		

表-6 鋼材の物性値

鋼種	弾性率 (GPa)	降伏点 (MPa)	備考
SM570	200	540	テーパ形状検討
SS400	200	317	パテ材検討

見られないことから, 煩雑さを避けるために一定値とした. あわせて, 同様にして決定したストランドシートの応力低減係数を表-A1に示す.

5. 急激な断面欠損を有する軸力部材の補修

ここでは, 急激な断面欠損を有する軸力部材では, 断面欠損部の剛性が健全部まで回復しない場合があることを受け, 効果的に炭素繊維シート接着工法で補修する方法について検討する. 具体的には, 急激な断面欠損を有する鋼板の欠損端にテーパを設けて炭素繊維シートを接着した試験片とテーパを設けずに鋼材と炭素繊維シートの高伸度弾性パテ材を挿入した試験片の一軸引張試験を実施する. 後者では, 第4章の応力低減係数を用いる. あわせて, FEAを実施してこれらの効果を評価する.

(1) 試験概要

a) 材料

テーパ形状の影響ならびにパテ材の影響を検討するために使用した鋼材を表-6に示す. 炭素繊維シートならびに樹脂材料の物性値を表-2に示す.

鋼材はテーパ形状の影響の検討用にはSM570, パテ材の影響の検討用にはSS400をそれぞれ用いた. 炭素繊維シートとしては, ストランドシートと連続繊維シートを用いた. それぞれのシートの鋼材との弾性率比は3.5であり, 弾性率比と設計厚から, ストランドシートは1層

図-13 テーパー形状検討用試験片

図-14 パテ材検討用試験片

あたり1.5mm, 連続繊維シートは1層あたり0.5mmの鋼板に相当する。パテ材を使用しないテーパ形状検討用の試験片では、連続繊維シートよりも1層当たりの剛性が高く、施工性が良いストランドシートを使用する。一方、パテ材を使用する試験片では、第3章と同様に連続繊維シートを使用する。連続繊維シートの含浸接着ならびに炭素繊維ストランドシートの接着、欠損部の充填には、表-2に示すエポキシ接着樹脂を使用する。

b) 試験体

図-13、図-14に示すように、試験片には中央の両面に、長さ300mm、深さ3mmの断面欠損を機械加工によって導入した、厚さ12mmおよび9mmの鋼板を用いている。欠損部の残存率は、テーパ形状検討用の板厚12mmの鋼板が50%、パテ材検討用の板厚9mmの鋼板が33.3%である。

連続繊維シートまたはストランドシートは、欠損部を覆うように両面に接着されている。欠損部は炭素繊維ストランドシートの接着に用いたパテ状の樹脂が充填されている。シートの積層数は、シートの引張剛性が、欠損部の鋼材の引張剛性と同等以上となるように決定した。鋼材幅とシート幅を同等とすると、鋼材3mmを補うシート積層数は、ストランドシートが2層、連続繊維シートが6層となる。また、各試験体のシートの定着長はそれぞれ150mm、200mmとした。ここで、ストランドシートの定着長は、従来工法に準拠するため100mm以上とすれば良く、本研究では少し余裕をみて150mmとしている。载荷は単純引張によりシートが完全に剥離または破断するまでとした。

試験片の一覧を表-7に示す。Sシリーズはテーパ形状検討用、Tシリーズはパテ材検討用としており、そのあ

表-7 試験片一覧

試験ケース	パテ材	欠損端の形状	検討方法
S2TN	—	直角	実験, FEA
S2T3	—	テーパ 1:3	実験, FEA
S2T5	—	テーパ 1:5	実験, FEA
S2T10	—	テーパ 1:10	FEA
S2TC	—	R 仕上げ R3mm	FEA
T6N	無	直角	実験, FEA
T6P	有	直角	実験, FEA

との数字はストランドシートまたは連続繊維シートの積層数を示している。Sシリーズでは、テーパ無し（直角）からテーパ形状を1:3, 1:5, 1:10, R3mmとしたケースについて実験またはFEAを通じて検討した。テーパ形状の選定では、異なる板厚を溶接する際のテーパ形状が道路橋示方書では1:5であり、現場の施工性を考慮すると出来るだけ短い方が良いことから1:3のケースを追加し、さらに傾向をみるために、FEAでは1:10のケースを追加することとした。Tシリーズでは、テーパの無い試験体を用いて、パテ材の有無による影響について、実験とFEAを通じて検討した。

(2) FEA

FEAモデルは、試験体の対称性を考慮して1/4モデルとする。要素は、2次アイソパラメトリック三角形平面応力要素を使用した。CFRPの部分は接着樹脂（弾性係数：2533MPa, 厚さ：0.517mm, ポアソン比：0.4）とストランドシートまたは連続繊維シートを交互にモデル化しており、欠損部は充填された接着樹脂をモデル化して

図-15 荷重-ひずみ線図 (S2T3)

図-16 荷重-ひずみ線図 (S2T5)

図-17 FEAによる各ケースの鋼板中央の軸方向応力分布

いる。また、ポリウレパテは、弾性係数：68MPa、塗布厚：0.8mm、ポアソン比：0.49としている。FEAでは、実験を行うケースに加えて、テーパ形状検討用に欠損端の形状をテーパ1:10およびR3mmに仕上げた場合についても検討した。

(3) 結果と考察

a) 補強効果

図-15、図-16に、引張試験より得られたテーパ形状検討用のS2T3とS2T5の荷重-ひずみ線図を示す。縦軸は載荷荷重を健全部の降伏荷重で正規化している。同図における計測点は、無補強部、シート定着部中央、欠損端部境界付近の健全側および欠損側、欠損部の中央の鋼材部の5点であり、それぞれ両コバ面の計測値を平均化している。また、健全部理論値と欠損部理論値は、それぞれ健全部鋼材または欠損部鋼材とシートから成る完全合成断面として計算した値である。同図より、両者ともシート定着部中央、欠損端部境界付近の健全側および欠損部の中央では、理論値と実験値が一致していることがわかる。しかし、欠損端部の欠損側では、健全部よりひずみが大きくなっていることがわかる。これは、無補強のケースS2TNについても同様であり、文献13)でも報告されている現象である。欠損端部に1:3、1:5のテーパ加工を

施しても同様の現象がおこることが確認された。

また、図-17にFEAによる各ケースの鋼板中央の軸方向応力（外部応力 σ_w で無次元化）分布を示す。同図より、テーパ1:10、R3mmを含むすべてのケースにおいて、欠損端での応力比が1.0を越えていることがわかる。このため、これらの結果より、欠損端部の形状は、欠損端部の応力低減には大きな影響を与えないことがわかる。欠損部全域で応力比を1.0以下にするためには、文献13)で提案されている手法が有効である。

図-18、図-19に、パテ材検討用のT6NとT6Pの荷重-ひずみ線図を示す。縦軸は載荷荷重を健全部の降伏荷重で正規化している。図-18の健全部理論値と欠損部補強理論値は一致する。一方、図-19の欠損部補強理論値は、高伸度弾性パテ材を挿入したことによる、せん断遅れに起因する補強効果のロスを、第4章で提案した、表-5に示す応力低減係数を用いて、式(5)により計算した理論値である。同図より、欠損部中央のひずみは、T6N、T6Pともに理論値とよく一致していることがわかる。欠損端部の欠損側のひずみに注目すると、T6Pの方が大きくなっていることがわかる。これはパテ材によるせん断遅れが原因である。また、両試験体とも健全部が降伏荷重に達する前に欠損端部が降伏しているものの、シートが剥離することではなく、健全部の鋼材が降伏に至ってい

図-18 荷重-ひずみ線図 (T6N)

図-19 荷重-ひずみ線図 (T6P)

図-20 シートの剥離 (S2TN)

表-8 Sシリーズの剥離荷重

試験 ケース	剥離荷重 (kN)	剥離時の健全部 鋼材応力 (MPa)
S2TN	148.1	205.7
S2T3	187.8	260.8
S2T5	194.4	270.0

図-21 1層目の接着剤に作用するせん断応力分布

図-22 欠損端部における接着剤の厚さ方向の主応力分布

ることがわかる。

b) 破壊様式と終局荷重

テーパ形状検討用の試験体では、すべてのケースにおいて、図-20のようにシートが剥離して終局となった。表-8に各ケースの剥離荷重を示す。同表より、欠損端部にテーパを設けることによって、剥離荷重は向上していることがわかる。1:3のテーパ形状を有する試験体では、約25%、1:5のテーパ形状を有する試験体では約30%、テーパが無い場合と比べて剥離荷重が向上している。

図-21、図-22にFEAによる1層目の接着剤に作用するせん断応力と、欠損端部の接着層の厚さ方向の主応力分布を示す。

図-21より欠損端部のせん断応力はテーパにより若干低減するものの、いずれも炭素繊維シート端部のせん断応力より小さいことがわかる。図-22より、接着層の主応力はテーパを設けることにより大幅に低減していることがわかる。これらの結果より、欠損端部にテーパを設けることで接着層に発生するせん断応力と垂直応力が低減して剥離荷重が向上したものと考えられる。

パテ材検討用の両試験体とも、表-9に示すように欠損部端部の鋼材降伏後から、欠損端部付近の充填樹脂に厚

表-9 Tシリーズの終局荷重と破壊形態

試験 ケース	欠損端部 降伏荷重 (kN)	剥離 or 破断荷重 (kN)	破壊 形態
T6N	115.1	170.4	CFRP 破断
T6P	111.7	174.1	CFRP 剥離

図-23 充填樹脂のひび割れ (T6P)

図-24 軸方向応力分布 (パテ材が無い場合)

図-25 軸方向応力分布 (パテ材がある場合)

さ方向にひび割れが発生した (図-23)。その後、シートが剥離せずに健全部の鋼材が降伏したが、降伏後も載荷し続けた結果、表-9に示すように、パテ材が無いケースではCFRPの破断が、パテ材が有るケースでは炭素繊維シートが剥離が発生した。これは、パテ材が無い場合では、欠損端部のエポキシ樹脂が割れて、その直上の炭素繊維シートのひずみが局所的に大きくなり、炭素繊維シートが破断したものと推察される。一方、パテ材がある場合は、シートの剥離は端部からではなく、欠損端部付近のエポキシパテの割れから生じており、これはパテ材があることで、パテの割れに起因するシートの局所的なひずみが緩和されて、結果としてシートの剥離に移行したものと推察される。

そこで、パテ材の有無による破壊形態の相違を明らかにするために、FEAによる検討を行った。図-24、図-25に実験およびFEAによる各ケースの鋼材中央および炭素繊維シート表面の応力分布を示す。これらの図より、パテ材が無いケースでは、実験結果、FEAともに炭素繊維シートの欠損端付近で応力が集中していることがわかる。これにより、炭素繊維シートの破断に至ったと考えられる。一方で、パテ材があるケースでは、炭素繊維シートに応力集中が発生していない。これは、高伸度弾性パテ材により応力集中が緩和されたためと考える。また、図-26に1層目の接着剤のせん断応力比分布を示す。この図

図-26 1層目の接着剤のせん断応力比分布

からパテ材を挿入することで、エポキシ樹脂のせん断応力が著しく低減し、欠損部のせん断応力の集中を防止する効果があることがわかる。

6. まとめ

本研究では、初めに、腐食損傷した鋼橋の軸方向力および曲げによる軸方向応力を受ける部材を炭素繊維シートで補修する工法において、高伸度弾性パテ材を使用することを検討した。ここでは、定着長を 200 mm、端部ずらし量を 25 mm とした上で、応力低減係数という係

数を従来工法の設計式に新たに導入した。応力低減係数の決定では、数値計算方法を援用したパラメトリック解析を実施して、炭素繊維シートの積層数と応力低減係数の関係を把握した。そして、補修設計で用いる応力低減係数を決定した。また、高伸度弾性パテ材を用いることで炭素繊維シートの積層数を 20 層としても、鋼板の降伏応力に達しても、炭素繊維シートやパテ材に剥離は発生しなかった。ここから、従来工法とは異なり、鋼材の応力度を特に限定することなく、鋼部材の応力低減ならびに強度の回復が可能となる。なお、初期応力については鋼材と炭素繊維シートとの合成断面部材の内力として作用するため、通常の設計計算で考慮されない残留応力と同様の扱いとする¹⁴⁾。本研究では、引張を受ける軸力部材のみを対象としたが、圧縮を受ける軸力部材に対しても同様の効果が確認されており、文献 14)にその記述があるが、圧縮を受ける軸力部材の結果については、別の機会に報告したい。文献 14)では、高伸度弾性パテ材を用いた際の疲労耐久性についても述べられている。ここでは、パテ材を使用することで高い疲労耐久性が得られることが確認されている。ただし、本工法における炭素繊維シートの最大積層数は 20 層であり、これを超える場合は別途検討を要する点に注意が必要である。

次いで、急激な断面欠損を有する軸力部材を効果的に炭素繊維シート接着工法で補修する方法について検討した。具体的には、急激な断面欠損を有する鋼板の欠損端にテーパを設けて炭素繊維シートを接着した試験片とテーパを設けずに鋼材と炭素繊維シートの間に高伸度弾性パテ材を挿入した試験片の一軸引張試験を実施した。あわせて、これらの効果の評価に向けてFEAを実施した。その結果、欠損端をテーパやR形状に整形しても、欠損部の応力低減効果にはほとんど影響を与えないものの、炭素繊維シートの剥離荷重は、1:3のテーパ形状に整形することで約25%、1:5のテーパ形状で約30%向上した。これは、FEAによると、欠損端部にテーパを設けることにより、接着層に発生するせん断応力と垂直応力が低減して剥離荷重が向上したものと考えられる。さらに、鋼材と炭素繊維シートの間に高伸度弾性パテ材を挿入することにより、欠損端での応力集中が緩和され、炭素繊維シートの剥離や破断を防ぐことが可能となった。

以上より、急激な断面欠損を有する軸力部材の欠損端部にテーパを設ける方法ならびに鋼材と接着層の間に高伸度弾性パテ材を挿入する方法によって、炭素繊維シートの剥離荷重が向上することが分かった。これらの方法は、応力集中など局部応力が特に問題となるようなケースを除いて、有効な方法と言える。局部応力が問題となるケースに対して応力低減を図る場合は、文献13)で提案されている方法に従い、炭素繊維シートの積層枚数を増加させるのが良い。

表-A1 ストランドシートの応力低減係数 c_n

繊維 目付量 (g/m ²)	600		900	
定着長 (mm)	225		250	
ずらし量 (mm)	50		75	
積層数 n に応じた 応力低減 係数 c_n	n	c_n	n	c_n
	1	0.86	1	0.82
	2	0.79	2~7	0.74
	3~10	0.74	—	—

参考文献

- 1) 名取暢, 西川和廣, 村越潤, 大野崇: 鋼橋の腐食事例調査とその分析, 土木学会論文集, No.668/I-54, pp.299-311, 2001.
- 2) 玉越隆史, 中洲啓太, 石尾真理, 武田達也, 水津紀陽: 鋼道路橋の局部腐食に関する調査研究, 国土技術政策総合研究所資料, No.294, 2006.
- 3) 名取暢, 西川和廣, 村越潤, 大野崇: 腐食部材の添接板補強に関する研究, 土木学会論文集, No.682/I-56, pp.207-224, 2001.
- 4) 村越潤, 田中良樹, 船木孝仁: 鋼橋桁端部の腐食対策に関する研究, 土木研究所資料, 第4112号, 2010.
- 5) 奥山雄介, 宮下剛, 若林大, 小出宜央, 秀熊佑哉, 堀本歴, 長井正嗣: 鋼橋桁端部腹板の腐食に対するCFRPを用いた補修工法の実験的研究, 構造工学論文集A, pp.710-720, Vol.58A, 2012.
- 6) 奥山雄介, 宮下剛, 若林大, 小出宜央, 小林朗, 秀熊佑哉, 堀本歴, 長井正嗣: 腹板をCFRP補強した鋼桁のせん断座屈試験と耐力評価法, 土木学会論文集A1, Vol.68, No.3, pp.635-654, 2012.
- 7) 杉浦江, 小林朗, 稲葉尚文, 本間淳史, 大垣賀津雄, 長井正嗣: 鋼部材腐食損傷部の炭素繊維シートによる補修技術に関する設計・施工法の提案, 土木学会論文集F, Vol.65, No.1, pp.106-118, 2009.
- 8) 奥山雄介, 宮下剛, 長井正嗣, 若林大, 小出宜央, 秀熊佑哉, 小林朗, 堀本歴: 炭素繊維を用いた支点部垂直補剛材の腐食部補修法に関する実験的研究, 第30回土木学会関東支部新潟会研調査発表会論文集, pp.60-63, 2012.
- 9) 宮下剛, 長井正嗣: 一軸引張りを受ける多層のCFRPが積層された鋼板の応力解析, 土木学会論文集A, Vol. 66, No. 2, pp.378-392, 2010.
- 10) 石川敏之, 宮下剛, László Gergely VIGH: 一軸引張を受けるCFRP板接着鋼板に生じる応力の高精度解法, 土木学会論文集A1, Vol.69, No.1, pp.89-100, 2013.
- 11) 立石晶洋, 横田弘, 岩波光保, 加藤絵万, 小林朗, 戴建国: 水中施工の可能なFRPを用いた港湾鋼構造物の補強実験, 構造工学論文集, Vol.56A, pp.644-655, 2010.
- 12) 石川敏之, 北根安雄: 断面欠損を有する鋼板の接着補修に必要なCFRP板の長さおよび板厚の決定方法, 応用力学論文集, Vol.13, pp.912-920, 2010.

- 13) 秀熊佑哉, 小林朗, 宮下剛, 奥山雄介, 石川敏之: 断面欠損を有する鋼板の炭素繊維ストランドシート接着による補修方法, 土木学会第 68 回年次学術講演会, I-340, 2013. (2014. 12. 12 受付)
- 14) 高速道路総合研究所: 炭素繊維シートを用いた鋼構造物の補修・補強工法設計施工マニュアル, 2013.

REPAIR FOR AXIAL MEMBER IN STEEL BRIDGE BY BONDING CFRP SHEET THROUGH HIGH-ELONGATION AND LOW ELASTIC PUTTY

Takeshi MIYASHITA, Dai WAKABAYASHI, Yuya HIDEKUMA,
Akira KOBAYASHI, Norio KOIDE, Wataru HORIMOTO and Masatsugu NAGAI

The objective of this study is to investigate the utilization of high-elongation and low elastic putty as standard specification in a repair method using CFRP sheet for corroded steel members subject to axial force or normal stress under bending. If it is aimed to reduce stress level in a steel member such as the case when the putty is not used, necessary bond length of CFRP sheet is too long. Therefore, considering workability, a new stress reduction factor is introduced to conventional design. In order to decide the factor, parametric analysis is performed using a numerical calculation method proposed by the first author. After comprehending the influence of parameters, the factor in the repair design is determined. Furthermore, effective CFRP bonding repair method using high-elongation and low elastic putty or tapering is studied for axial member with steep cross-section loss.