鋼板添接補修された鋼管栈橋の耐荷力と変形性能に関する研究[†]

古 西 和 夫^{*} 北 根 安 雄^{**} 伊 藤 義 人^{***}

Performance of Steel Piled Jetty Repaired by Steel Patch Plate

by

Kazuo FURUNISHI^{*}, Yasuo KITANE^{**} and Yoshito ITOH^{***}

This paper presents a study on performance of piled jetty steel pipe repaired by steel patch plate. In this study, repaired steel pipes of piled jetty are modeled. The whole model of piled jetty is analyzed by finite element method. In FE model, shell elements, pipe elements, beam elements and spring elements are used. The bi-linear force-displacement relationship is used for spring elements to represent horizontal resistance of soil. Variation of corrosion thickness is modeled by using actual data of corroded steel pipe. From numerical results, the buckling behavior of repaired steel pipe of piled jetty is clarified. It is shown that a required thickness of patch plate is larger than thickness reduction to achieve the same level of ductility performance in the repaired pipe as intact pipe.

Key words : Corroded steel pipe, Repair, Patch plate, Load carrying capacity, Flexural behavior

1 緒 言

近年、日本の高度経済成長期に建設された構造物が老朽化し様々な損傷事例が報告されており、維持管理の重要性が認識されている。特に、港湾鋼構造物は厳しい腐食環境下にあり、鋼部材の腐食劣化により、耐荷力および耐震性能の低下が生じている。

海岸部の鋼構造物の性能劣化防止のため、平成 15 年度に「沿岸環境における鋼・複合構造物の防食および耐久性評価に関する委員会」が土木学会に設置され、研究が行われた。¹⁾この委員会の活動の中で、北根ら²⁾は腐食鋼管の補修および補強に関して、腐食に相当する切削した鋼管に添接板を溶接して載荷実験を行い、有限要素解析により耐荷力性能評価を行った。

沿岸環境での腐食特性に関する研究および腐食鋼構造物の耐荷力評価に関する研究が進められている中、「港湾の施設の技術上の基準」³⁾は 2007 年に改訂され、これまでの許容応力度法を基本としてきた性能照査に代わり、確率論に基づいた信頼性設計法が導入された。しかしながら、腐食した鋼部材に対する補修・補強の設計においては、補修部の減肉鋼管と添接板の座屈挙動や繰り返し載荷時のダクティリティについては十分に考慮されていないのが現状である。

そこで著者ら^{4), 5)}は、添接板補修された減肉鋼管の繰り返し曲げ実験を行い、実験結果と解析結果の比較検討を行った。さらに、有限要素解析により、添接板補修鋼管の繰り返し曲げ挙動を明らかにし、添接板の必要板厚が設計断面計算により応力度から決定される板厚以上に

なることを示した。その後、片持梁モデルを作成して軸力を受ける添接板補修鋼管の繰り返し曲げ挙動解析を行い、軸力が増加するにつれてエネルギー吸収性能を回復するための必要添接板厚が増加することを定量的に明らかにした。⁶⁾

しかし、実栈橋は複数の鋼管杭からなっており、構造物全体が荷重分担して挙動するため、軸力変動などこれまでに検討してきた鋼管杭一本の挙動とは異なる場合がある。そこで本研究では、栈橋の全体モデルを作成し、腐食厚分布を実際の鋼管の腐食計測結果を参考にモデル化し、添接板補修された栈橋の挙動について検討を行うものである。

2 解 析 モ デ ル

2・1 解析対象栈橋

解析を行う栈橋としては、最も一般的な栈橋であり、栈橋の地震時挙動を明らかにする目的のために適している Fig. 1 に示す直杭式横栈橋（文献 7)の解析例）を対象とする。栈橋奥行き方向の杭間隔は 6.5m で、杭先端は良質地盤により支持されており、上部コンクリートに作用する鉛直荷重は杭 1 列あたり死荷重 90kN/m と上載荷重 65kN/m である。海底地盤の上層部は軟弱層（シルト層：N 値 = 0 ~ 5）のため、Fig. 1 に示すように良質砂置換で改良を行っており、二層の地盤の N 値、単位体積重量 γ および内部摩擦角 ϕ の値を図中に示す。港湾の施設の技術上の基準・同解説³⁾により、前面水深を設定し、この仮想地盤面より上の地盤における横方向抵抗を無視して解析する。

[†] 原稿受理 平成 24 年 8 月 20 日 Received Aug. 20, 2012 ©2013 The Society of Materials Science, Japan

^{*} 東洋技研コンサルタント(株)名古屋支社 〒460-0003 名古屋市中区錦 1 丁目, Toyo-Giken Consulting Civil Engineers Inc., Naka-ku, Nagoya, 460-0003

^{**} 名古屋大学大学院工学研究科社会基盤工学専攻 〒464-8603 名古屋市千種区不老町, Dept. of Civil. Eng., Nagoya Univ., Chikusa-ku, Nagoya, 464-8603

^{***} 名古屋大学大学院工学研究科社会基盤工学専攻 〒464-8603 名古屋市千種区不老町, Dept. of Civil. Eng., Nagoya Univ., Chikusa-ku, Nagoya, 464-8603

Fig. 1 Outline figure of piled jetty.

2・2 栈橋全体モデル

解析対象栈橋の全体モデルを Fig. 2 に示す。栈橋全体モデルの概要は下記のようなのである。

- 1) 解析対象となる栈橋杭列の奥行き方向の対称性を考慮して、鋼管杭 1/2 モデルにより解析を行う。
- 2) 杭頭部の局部座屈挙動を明らかにする必要があるため、杭頭部の曲げモーメントが安全側となるよう栈橋の上部コンクリートは弾性梁としてモデル化する。
- 3) 鋼管杭上部は腐食が激しく、さらに断面力も大きい。ため、栈橋全体の耐荷力は鋼管杭上部の局部座屈により決定されることが予想され、Fig. 2 に示すように鋼管杭上部をシェル要素でモデル化する。
- 4) シェル要素と上部コンクリート梁要素は剛弾性梁要素で結合する。なお、鋼管上端内部は杭径程度コンクリートが詰められているのが普通であるが、設計では一般に無視されるので、ここでは考慮していない。
- 5) シェル要素より下方の鋼管杭は梁要素としてモデル化し、鋼管杭上部の局部座屈および塑性化に伴って構造系が変化するため弾塑性梁要素（パイプ要素）を使用する。
- 6) 地盤抵抗はバネ要素によりモデル化し、Fig. 3 に示す弾塑性バネ要素の荷重－変位関係を用いる。ここに、 P_s はバネに作用する力、 δ_s はバネの変位、 k_H ($= 3000 \times N \times B \times l$ kN/m、 N : Fig. 1 に示す N 値、 B : 杭径、 l : バネ要素ピッチ) はバネ定数である。また、 P_{pmax} はバネ位置での受動土圧³⁾から算定されるバネ 1 要素あたりの荷重であり、地盤反力の上限値⁸⁾である。

Fig. 2 Whole model of piled jetty.

Fig. 3 Load-displacement relationship of spring element.

- 7) 鋼管杭下端は鉛直方向のみ拘束する。
- 8) 上部コンクリート (Fig. 2 の Point A) に強制水平変位を与えて解析を行う。

2・3 有限要素モデル

Fig. 2 に示す栈橋全体モデルのシェル要素部分の詳細を Fig. 4 に、その有限要素モデルを Fig. 5 に示す。

有限要素モデルにおいて、1/2 鋼管断面の円周方向分割数は 60 分割とし、軸方向要素ピッチは 20mm として、要素形状を正方形に近い形状で解析を行った。これらは、十分な解析精度がでるように、文献 5) に示した一本杭の解析を参考にして決定した。本モデルのシェル要素数は 98712 要素である。減肉部の板厚は 2・4 節に示すよう

Fig. 4 Detail of shell element part.

に、実際に計測された鋼管杭の腐食分布をモデル化し、減肉部板厚を軸方向に変化させて解析を行った。

添接板と鋼管の接合は、文献 9) に示されているすみ肉溶接の剛性を使用して弾性バネで接合した (Fig. 6 参照)。また、鋼管および添接板と梁要素、鋼管とパイプ要素は多点拘束により結合して解析を行った。

栈橋に使用されている鋼管杭は JIS A5525 で規定されている SKK490 であり、添接板については SKK490 と同等な機械的性質を有する JIS G3106 に規定されている SM490 を使用した。解析に使用したこれらの材料定数を Table 1 に示す。

解析には汎用有限要素プログラム ABAQUS ver.6.9¹⁰⁾ を使用した。降伏後の硬化則は線形 Ziegler の移動硬化則を使用した。なお、本研究では添接板補修された栈橋減肉鋼管の挙動を明らかにすることを目的としており、ここでは残留応力および初期不整は考慮していない。

Fig. 5 Shell element model.

Fig. 6 Modeling of fillet welding.

2・4 腐食厚分布

解析にあたって、鋼管杭上部の腐食部については実際の腐食状況を解析モデルに反映するため、鋼管軸方向の腐食分布を考慮したモデル化を行った。なお、周方向の腐食厚は一律であると仮定した。

一般に考えられている海洋環境における鋼構造物の腐食分布図の特徴を Fig. 7¹⁾ に示す。腐食状況は、飛沫帯、干満帯、海中部、海底土中部に分けられ、各部位によってその腐食特性は異なる。

実際の無防食鋼材の腐食状況に関する文献として、約 20 年間海洋曝露された鋼管に関するもの、^{11), 12)} 鋼アング

Table 1 Mechanical properties of steels.

Material	Yield stress (N/mm ²)	Tensile strength (N/mm ²)	Young's modulus (N/mm ²)	Poisson's ratio	Strain at tensile strength (%)
SKK490	315	490	2×10^5	0.3	18
SM490

Fig. 7 Typical corrosion rate profile of marine steel structure.¹⁾

ル材の腐食量分布データ¹³⁾などがあり、ここでは、文献 11) および 12) のデータを使用して腐食量を推定する。

腐食劣化鋼管の耐荷力評価を行う際、平均板厚と標準偏差から求められる有効板厚の概念がよく用いられる。耐荷力評価に使用する有効板厚の算出方法としては、式 (1) に示す沿岸開発センター¹⁴⁾による方法がある。

$$t_R = t_{ave} - \alpha S \quad (1)$$

ここで、 t_R ：有効板厚、 t_{ave} ：平均板厚、 S ：標準偏差であり、 α は 1.0 ～ 1.5 の値となる定数である。本研究では、耐荷力評価のための腐食劣化鋼管の解析モデルにおいて腐食凹凸を考慮していないため、腐食量のバラツキを考慮する必要があり、式 (1) をもとに求めた Fig. 8 に示す有効板厚算出のための腐食厚を使用して解析を行う。有効板厚の算出は、腐食鋼管の残存圧縮耐力算出において文献 12) で提案されている値に近い $\alpha = 1.0$ を使用し、標準偏差は文献 11)、12) の調査結果（地中部を除く）を使用した。

Fig. 8 Distribution of thickness reduction.

(a) Thickness-reduced pipe

(b) Repaired pipe

Fig. 9 Load-displacement curves.

3 曲げ挙動解析

3・1 平均腐食量を使用した場合の比較

曲げ挙動解析は、鉛直荷重である（死荷重＋上載荷重）を上部コンクリートに作用させた後、上部コンクリート中央部に陸側から海側方向（Fig. 2における右側から左側方向）へ強制水平変位を与えて、弾塑性有限変位解析を行った。

平均板厚および有効板厚を使用した2種類の場合それぞれについて、腐食減肉した鋼管を用いた栈橋と、添接板補修した鋼管（添接板厚＝6mm）を用いた栈橋についてプッシュオーバー解析を行い、その荷重－変位曲線をFig. 9に、解析結果をTable 2に示す。Fig. 9において、横軸は上部コンクリート位置（Fig. 2のPoint A）での水平変位、縦軸は水平力であり、Fig. 2における無欠損鋼管栈橋が最初に降伏する場合の降伏変位 δ_{y0} および降伏荷重 P_{y0} により無次元化している。杭頭における減肉部板厚は、有効板厚の場合は10mm、平均板厚の場合には12mmであり、有効板厚に対する平均板厚の比は1.20となっている。Table 2に示すように有効板厚の場合に対する平均板厚の場合の最大荷重の比は、減肉鋼管栈橋の場合には1.20となり、減肉部の板厚比と一致している。補修鋼管栈橋の場合にはその比は1.14となり、添接板があるため最大荷重比は小さくなっている。また、最大荷重差を見ると、減肉鋼管栈橋の場合は132kN、補修鋼管栈橋の場合は124kNとなる。添接板がある補修鋼管栈橋の場合には最大荷重差も小さく、減肉部板厚の影響が少ないものと考えられる。

曝露期間による耐荷力の経年変化を見るため、Table 3に示す文献[13]による5.5年、9.5年、14.5年および19.5年の各曝露期間の平均腐食厚を用いた弾塑性有限変位解析を行った。各曝露期間における最大荷重の解析結果をTable 4およびFig. 10に示す。Fig. 10における縦軸は無欠損鋼管栈橋の最大荷重により無次元化されている。

Table 2 Comparison between average thickness and effective thickness.

Case	Thickness-reduced pipe		Repaired pipe	
	Maximum load (kN)	Ratio (a)/(b)	Maximum load (kN)	Ratio (a)/(b)
(a) Average thickness	791	1.20	1024	1.14
(b) Effective thickness	659		900	

Table 3 Average thickness reduction for exposure period.

	The Mean of Thickness Reduction (mm)			
	5.5 years	9.5 years	14.5 years	19.5 years
Splash Zone	1.5	2.0	3.0	4.0
Tidal Zone①	0.5	0.6	0.9	1.2
Tidal Zone②	0.8	1.0	1.5	2.0
Sea Water Zone	0.5	0.6	0.9	1.2
Soil Zone	0.2	0.3	0.5	0.6

Table 4 Maximum load for exposure period.

Exposure Period (years)	Maximum Load	
	$P(kN)$	P/P_0
0*	$P_0=1044$	1.000
5.5	959	0.919
9.5	930	0.891
14.5	861	0.825
19.5	791	0.758

*: Intact pipe

Fig. 10 Relationship between maximum load and exposure period.

腐食鋼管栈橋の耐震性能限度として腐食鋼管栈橋の耐荷力が無欠損鋼管栈橋耐荷力の90%と仮定すると、供用期間約8年後には補修が必要となることがわかる。

3・2 有効板厚時の曲げ挙動解析

解析用腐食量を用いた有効板厚による曲げ挙動解析を行った結果をTable 5に示す。Case No.1は無欠損鋼管栈橋の場合、Case No. 2は減肉鋼管栈橋の場合、Case No. 3～Case No. 5は補修鋼管栈橋の場合である。ここで、 P_{max0} は無欠損鋼管栈橋の場合の最大水平力であり、 A_0 はFig. 11に示す着色部の面積である。本研究では、

Table 5 Numerical analysis results of piled jetty steel pipe.

Case	Thickness of Patch Plate t_s (mm)	Maximum Load		Area of Energy	
		$P(kN)$	P/P_{max0}	A	A/A_0
Case No.1	Intact Pipe	$P_{max0} = 1044$	1.000	$A_0 = 4.03$	1.000
Case No.2	0	659	0.631	2.44	0.605
Case No.3	6	900	0.862	4.67	1.159
Case No.4	8	1007	0.965	4.20	1.042
Case No.5	9	1063	1.018	4.48	1.112

Fig. 11 Area of energy.

(a) Intact pipe

(b) Repaired pipe ($t_s=8\text{mm}$) (c) Repaired pipe ($t_s=9\text{mm}$)

Fig. 12 Load-displacement curves.

Fig. 11 に示す栈橋の水平荷重—水平変位曲線の面積 (吸収エネルギー) により耐震性を検討する. エネルギー面積 A は, 無欠損鋼管栈橋および減肉鋼管栈橋の場合は最大水平力までの面積 (Fig. 11 の着色部面積) であり, 補修鋼管栈橋の場合は補修であることを考慮し, 最大水平力の 90% 荷重点までの面積 (Fig. 11 の斜線部の面積) を許容している. また, 解析結果の上部コンクリート位置 (Fig. 2 の Point A) における荷重—変位曲線を Fig. 12 に示す. ここで, t_p は杭頭減肉部の板厚, t_s は添接板の板厚である.

補修鋼管栈橋が無欠損鋼管栈橋の耐荷力および変形性能を確保するためには, 最大水平力が無欠損鋼管栈橋の最大水平力 (P_{max0}) 以上確保することができ, エネルギー面積比を 1 以上確保する必要がある. Table 5 の結果より, 最大腐食厚 6mm の場合の添接板の必要板厚は 9mm であることがわかる. Table 5 の Case No.3 の添接板厚が 6mm の場合でもエネルギー面積比については 1 以上となっているが, これは添接板の板厚が薄いため, 座屈により耐荷力が低下し, 構造系が変化して地中部のモーメントが増加した結果であると考えられる. Case No.1 および Case No.3 の最大荷重時における海側杭頭部の局部座屈変形図を Fig. 13 に示す. 無欠損鋼管の場合は杭頭部で鋼管が局部座屈し, 補修鋼管の場合は杭頭部で添接板が局部座屈し, その下の板厚変化部直上の減肉鋼管でも局部座屈していることがわかる.

港湾鋼構造物防食・補修マニュアル¹⁵⁾によると, 添接板の必要板厚は, 補修部材の耐荷力が無欠損の設計断面力以上となる板厚かつ 8mm 以上となっているが, 解析結果の必要板厚 (9mm) は設計板厚以上となっている. これは, 杭頭部における減肉鋼管と添接板の局部座屈および座屈後の荷重低下が無欠損鋼管の場合より著しいため (Fig. 12), 耐荷力およびエネルギー吸収性能が低下する結果であり, 耐震性能を考慮した補修設計を行う際には鋼管補修部の局部座屈を考慮した設計が必要であることがわかる.

(a) Intact pipe

(b) Repaired pipe

Fig. 13 Buckling deformation at the top of the sea side pile.

Fig. 14 Bending moment-displacement curves on the sea side pile.

Fig. 15 Cantilever model.

3・3 杭頭および地中部モーメント

杭頭部の局部座屈により杭頭モーメントが減少して地中部モーメントが増加する状況を把握するため、杭頭部変位の増加による海側鋼管杭の杭頭モーメントおよび地中部最大モーメントの変化状況を Fig. 14 に示す。この図で、 M_y は無欠損鋼管の降伏モーメントである。

Fig. 14 より、無欠損鋼管栈橋の場合は杭頭部が局部座屈しても杭頭モーメントの急激な減少はないが、減肉鋼管栈橋の場合には座屈後の杭頭モーメントの減少が激しいことがわかる。Fig. 14 (a) と Fig. 14 (b) を比較すると、減肉鋼管の最大荷重は無欠損鋼管の最大荷重の約 60% であるにもかかわらず、変位が進行した場合の地中部モーメントには大きな差が見られないことがわかる。これは、変位が進むと杭頭部が座屈により構造系が変化し、地中部のモーメントが増加していくためであると考えられる。

3・4 片持梁モデルとの比較

Fig. 2 の栈橋モデルの鋼管杭頭部から取り出した Fig. 15 に示す片持梁モデルに、軸力 V と水平荷重 P_c が作用す

る補修鋼管の解析を行い、栈橋モデルとの比較を行った。Fig. 14 の片持梁モデルは文献 6) において繰返し曲げ挙動解析を行ったモデルであり、ここでは腐食厚を 6mm の一定として解析を行った。片持梁モデルの作用軸力は、栈橋モデルの中杭の軸力である降伏軸力の 8.5% とした。補修鋼管が無欠損鋼管と同等以上の耐荷力とエネルギー面積を確保するためには、必要添接板は 10mm となる。その場合の荷重-変位曲線を Fig. 16 に、解析結果を Table 6 に示す。Fig. 16 において、縦軸は軸力が作用しない場合の無欠損鋼管における降伏荷重 P_{cy} で、横軸は片持梁先端の降伏変位 δ_{cy} で無次元化している。また、Table 6 において P_{cmax0} および A_{c0} はそれぞれ無欠損鋼管の場合の最大荷重およびエネルギー面積であり、補修鋼

Fig. 16 Load-displacement curves.

Table 6 Numerical analysis results of cantilever model.

Case	Thickness of Patch Plate t_s (mm)	Maximum Load		Area of Energy	
		P_c (kN)	P_c/P_{cmax0}	A_c	A_c/A_{c0}
Intact Pipe	—	$P_{cmax0} = 521$	1.000	$A_{c0} = 2.88$	1.000
Repaired pipe	9	601	1.154	2.51	0.872
	10	641	1.230	3.20	1.111

管の A_c は最大荷重の 90% 除荷時までのエネルギー面積である。

単体モデルである片持梁モデルの場合は、栈橋モデルの場合と比較して添接板の必要厚が大きくなっている。これは、片持梁モデルでは軸力一定であるのに対して、栈橋モデルにおいては軸力が変化するとともに、降伏後の荷重分配の影響が考えられる。

今後は、栈橋モデルの時刻歴応答解析の比較検討を行い、補修設計式の提案が必要と考えられる。

4 結 言

本研究では、港湾構造物である栈橋全体をモデル化し、実際に海洋曝露された鋼管の腐食データを使用して腐食分布を想定し、曲げ挙動を明らかにするために弾塑性有限変位解析を行った。本研究により得られた主な結論は以下のようである。

(1) 栈橋モデルにおいて、添接板補修鋼管が無欠損鋼管の耐荷力および変形性能を確保するためには、腐食減厚分を補う現行設計法によって計算された必要添接板厚より厚い板厚が必要であることを定量的に明らかにした。

(2) 栈橋モデルにおける減肉鋼管および添接板補修鋼管の座屈挙動を明らかにし、減肉鋼管および添接板の局部座屈により最大荷重後の荷重低下が無欠損鋼管の場合より著しいことを明らかにした。

(3) 減肉鋼管および添接板の局部座屈により、構造系が変化し地中部モーメントが増加することを明らかにした。

参 考 文 献

- 1) Japan Society of Civil Engineers, "Guidelines of evaluation of durability and load-carrying capacity for steel structures under marine environment" (2009).
- 2) Y. Kitane, Y. Itoh, N. Watanabe and K. Matsuoka, "Compressive and flexural tests of thickness-reduced steel pipes repaired with patch plates using underwater", Journal of Structural Engineering, JSCE, Vol.55A, pp.889-902 (2009).
- 3) The Japan Port & Harbour Association, "Technical specifications and explanations on port and harbour infrastructures" (2007).
- 4) K. Furunishi, Y. Kitane, N. Watanabe and Y. Itoh, "Cyclic flexural behavior of thickness-reduced steel pipe repaired by welded patch plate", The 5th Tokai Branch Meeting of the Society of Materials Science, pp.65-66 (2011).
- 5) K. Furunishi, Y. Kitane, N. Watanabe and Y. Itoh, "Cyclic flexural behavior of thickness-reduced steel pipe repaired by welded patch plate", Steel Construction Engineering, Vol.18, No.72, pp.1-16 (2011).
- 6) K. Furunishi, Y. Kitane and Y. Itoh, "Cyclic flexural behavior of steel pipes repaired by patch plate subjected to constant axial force", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.61, No.6, pp.543-549 (2012).
- 7) The Headquarter of Structure Design in KAJIMA Corporation, "The point of new structure design 6", KAJIMA Institute Publishing Co., Ltd. (2007).
- 8) Coastal Development Institute of Technology, Design Examples of Port & Harbour Structures (2007).
- 9) X. Chen, Y. Kitane and Y. Itoh, "Evaluation of repair design on corrosion-damaged steel pipe piles using welded patch plates under compression", Journal of Structural Engineering, JSCE, Vol.57A, pp.756-768 (2011).
- 10) Dassault Systemes, "ABAQUS/Standard User's Manual", ver.6.9 (2010).
- 11) I. Tamura, E. Watanabe, Y. Itoh, K. Fujii, K. Nogami, K. Sugiura, K. Nagata and T. Oka, "Remaining structural performance of steel pipes corroded in marine environment", Journal of Structural Engineering, JSCE, Vol.51A, pp.1103-1110 (2005).
- 12) K. Fujii, T. Kondoh, I. Tamura, E. Watanabe, Y. Itoh, K. Sugiura, K. Nogami and K. Nagata, "Ultimate strength of corroded steel tube in marine environment", Journal of Structural Engineering, JSCE, Vol.52A, pp.721-730 (2006).
- 13) T. Yamasawa, K. Nogami, Y. Itoh, E. Watanabe, K. Sugiura, K. Fujii and K. Nagata, "Corrosion shapes of steel angle member under oceanic exposure during 19.5 years", Journal of Civil Engineering, JSCE, Vol.64, No.1, pp.27-37 (2008).
- 14) Coastal Development Institute of Technology, "Port steel structure corrosion-prevention and repair manual" (1997).
- 15) Coastal Development Institute of Technology, "Port steel structure corrosion-prevention and repair manual" (2009).