

6. 補修溶接疲労強度

橘内 良雄*, 前田 豊*, 吉久 悦二*

6. Fatigue Strength of Repaired Weldments

by Yoshio KITSUNAI* Yutaka MAEDA* and Etsuji YOSHIHISA*

Abstract; Overhead travelling crane and their relative components are often experienced fatigue cracking. When crack is found in a structural member of a crane, welding is often employed to repair the crack because of its compatible with easy handling. The repair and strengthening of the component in the cranes occasionally oblige us to work at small place or high location under insufficient lighting, so that welding defects are sometimes introduced during the operation. Moreover, inadequate procedure for the repair weld acts to decrease markedly fatigue life of the repaired components. Therefore, a minimum requirement for the quality of the welding is necessary. However the influence of repair weld method on the fatigue strength of structural members was not fully understood. More research is needed to evaluate the effectiveness of the repair weld.

The objectives of the study are to determine the relative effectiveness of various repair schemes for components of cranes and to determine the best welding procedure to repair the cracks. Since the fatigue strength of repair weld specimens was evaluated and the fatigue crack growth behavior of the repair weld specimen was estimated by applying the fracture mechanics concept.

The gusset plate specimen and the repair welded gusset plate specimen were prepared. Moreover, four different types of repair weld specimens were also fabricated. These repair weld specimens were: the specimens with a crack passing through the thickness were repaired on one-surface or both surfaces of the specimen using welding, and were repaired by cover plate with side fillet welds. The material used to fabricate the specimens is JIS SB400 steel plate with a thickness of 8 mm. The yield stress and the tensile strength of the plate are 333 MPa and 461 MPa, respectively. All welds were made manually by covered electrodes of 4 mm diameter corresponding to JIS D4326. Stress concentration factors for the gusset plate specimen and repair weld specimens were examined by infrared stress analysis system. The residual stresses in the specimens were measured by a X-ray diffraction method. Fatigue test under the program loading which was determined based on the stress monitoring of a crane girder was carried out using a servo-controlled hydraulic testing machine with capacity of 196kN. The program loading applied for the fatigue test is composed of 5 steps in a block and the total elapsed stress cycles in a block are 100 cycles. Stress ratio was 0.1 and frequency was 5 Hz in a sinusoidal wave form.

It is found that the fatigue strength of the repair welded gusset plate specimen is somewhat higher than that of as-welded one because of release of residual stress arising from reheating during the repair weld and reduction of stress concentration of weld toe which is an origin of the fatigue crack due to the repair weld. The fatigue strength of the repair weld specimens with partial-penetration of welds decreases with increasing the initial crack length. In case of the one-surface repaired specimen with partial penetration of weld metal, it is difficult to obtain enough fatigue strength, while fatigue strength of the specimen repaired both surfaces by welding is satisfied the requirement of the design code of crane. In case of the cover plate repair specimen, the fatigue strength reduces significantly due to high

stress concentration at the side fillet weld. Hence the cover plate is an inadequate repair method, and is inapplicable to cranes subjected to cyclic loading. From this experiment and some reports on repair weld, the following repair method may be recommended: removing the crack from the component by machining or air-arc gouging and making a groove, filling the groove completely from both surfaces of the component by welding, and finally finishing by grinding to reduce the stress concentration.

Keywords; Repair weld, Fatigue strength, Fatigue crack, Overhead travelling crane, Gusset welded joint, Program loading, Residual stress, Stress concentration, Fracture mechanics

1. 緒 言

クレーン構造部分の疲労強度は通常 200 万回強度が用いられているが、近年クレーンの高速化や大型化が進められていることや最近の稼働状況等を考慮すると、以前よりもかなり早い期間で 200 万回に達すると予想される。クレーン構造部分には多数の高応力集中部が存在するために、長期の使用に際して疲労き裂の発生は避けられない。このためクレーンの円滑な運用を確保するためには、き裂の発見とその補修が重要である。補修や補強法について道路橋や鉄道橋では歴史的な背景から、これまでかなりの検討が行われ^{1)~7)}、補修・補強に関するマニュアル⁷⁾も作られている。しかし、天井クレーンについてはランウェイガーダの補修に関する 2~3 の報告⁸⁾⁹⁾がなされているだけで、比較的少ない。そこでガセット溶接試験片および人工き裂を溶接補修した数種の試験片を準備し、クレーンが受ける実働荷重を模擬したプログラム荷重を負荷して疲労強度を調べた。また、文献やマニュアルを参照して最適な補修溶接法について検討した。

2. 供試材および試験片

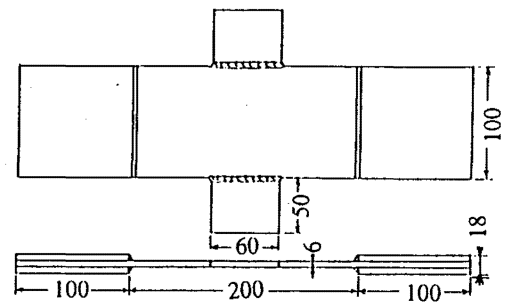
2.1 供試材および溶接方法

供試材はボイラ用圧延鋼板 SB410 であって、その機械的性質は降伏点 333MPa、引張り強さ 461MPa、伸び 29% である。試験片は、溶接ガセット試験片 (Fig. 1(a)) と、これと同じ溶接ガセット試験片の一方のガセット溶接止端部に長さ 30mm の人工き裂を板幅方向に糸鋸で挿入後、このき裂を板の両表面から溶接補修したガセット試験片 (Fig. 1(b)) を作製した。これらの試験片をタイプ A, B として区別する。また、板幅の中央に長さ 10mm および 50mm の人工貫通き裂を糸鋸で導入後、板の一方の表面だけを溶接で補修した試験片 (Fig. 2(a), Fig. 2(b)), および Fig. 2(b) の試験片のき裂を板の両表面から完全に溶接補修した試験片 (Fig. 2(C)) も作製した。さらに、2 枚の板を突き合

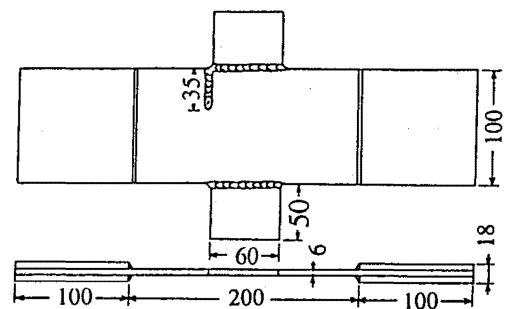
わせてその上に板を置き、この板の周囲を溶接した試験片 {カバープレート試験片 [Fig. 2(d)]} を準備した。これらの補修溶接試験片を区別するために、それぞれタイプ C, D, E, F と呼ぶことにする。これらの溶接は、おもに直径 4mm の溶接棒 (JIS D4316) を用いて姿勢下向き、電流 160A、電圧 25V、入熱 12kJ/cm で行った。

2.2 試験片の応力集中係数

タイプ A や B 試験片では、ガセットを取り付けたことによる構造不連続による応力集中と、溶接止端の



(a) Type A specimen.



(b) Type B specimen.

Fig.1 Configurations of gusset specimen and repair welded gusset specimen.
ガセット試験片と補修溶接ガセット試験片の形状

形状に起因する局所的な応力集中が発生する。このうち、ガセットの応力集中係数 K_t をひずみゲージを用いて調べた結果、 K_t は 2.3 程度であった。ガセット止端の応力集中は、溶接止端をシリコンゴムを用いて型取りし、止端の曲率半径 ρ と止端角 θ を 10 倍の投影機を用いて計測した。その結果、タイプ B 試験片のうち、補修溶接した部分の ρ, θ の平均値は 2.2mm, 33.3°, 非補修側 (As-weld) の止端形状は、 ρ が 1.2mm, θ が 34.4° であって、非補修側の止端半径の方が小さい。また、赤外線応力画像システムを用いてタイプ B 試験片の非補修側ガセット溶接止端部と、補修側のガセット溶接止端部の応力測定を行った結果、Fig.3 に見られ

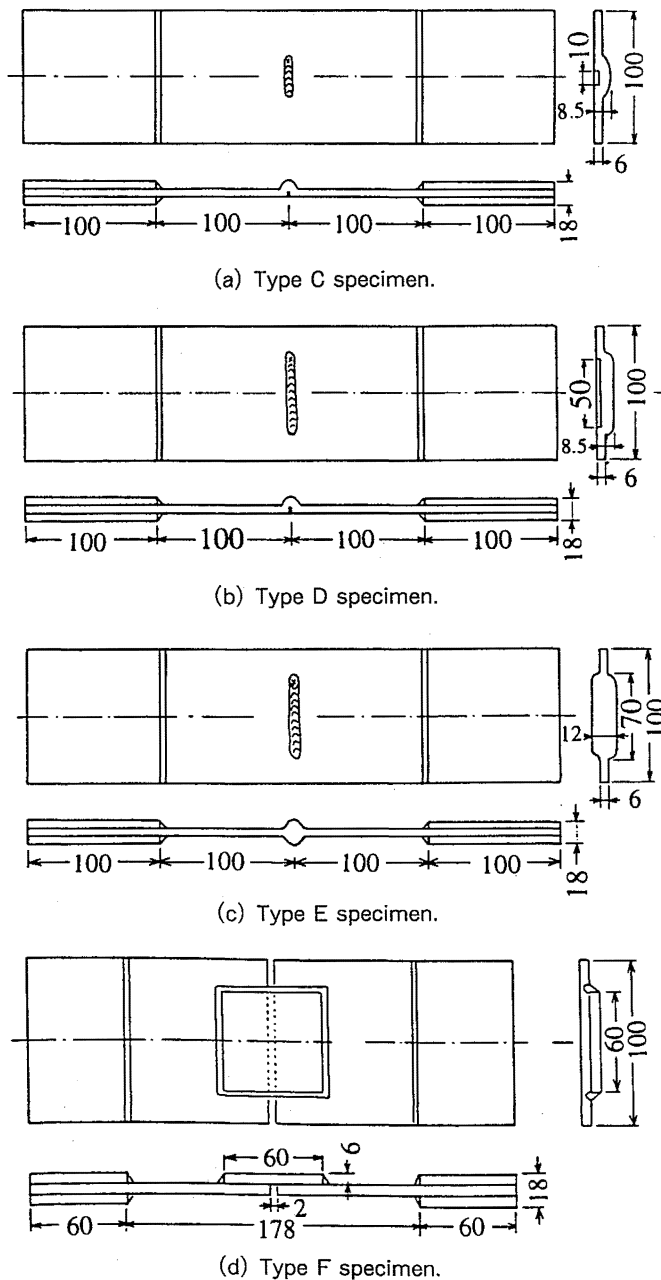
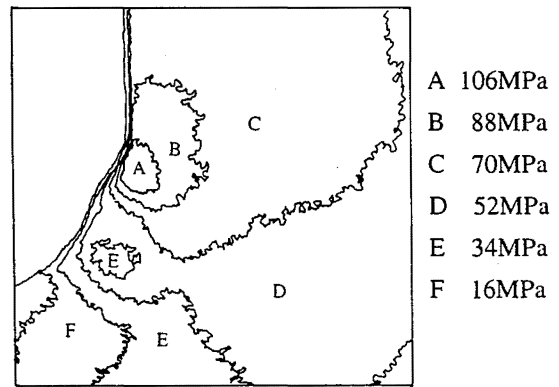
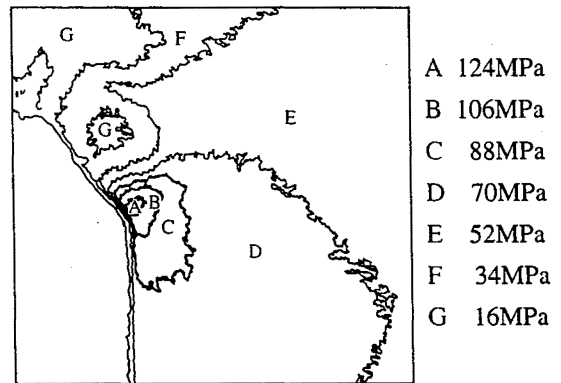


Fig.2 Configurations of repair welded specimens.
補修溶接試験片の形状



(a) Non-repaired side



(a) Non-repaired side

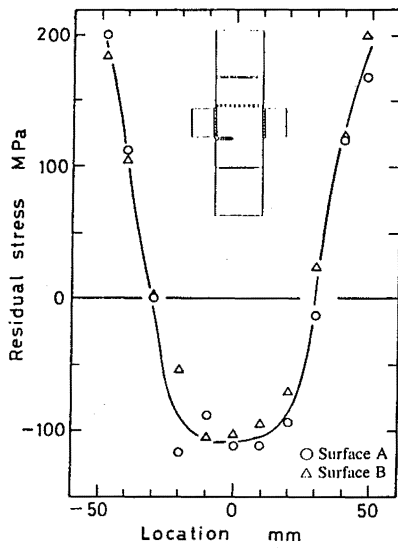
Fig.3 Comparison of stress distributions near weld toe between non-repaired and repaired specimens by means of infrared method.

赤外線法による溶接止端近傍の非補修と補修試験片の応力分布の比較

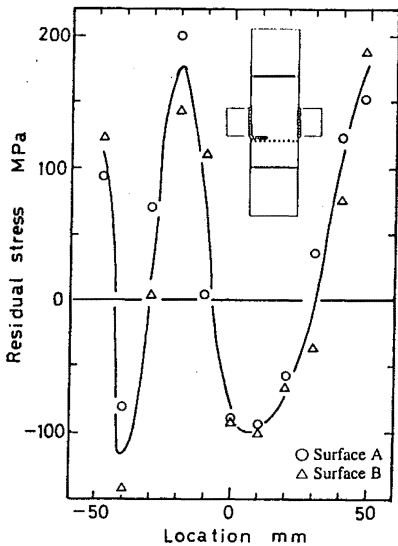
るように非溶接側の方が高い応力集中部が作られている。

2.3 試験片の溶接残留応力

X線応力測定装置により $Cr-K\alpha$ 回折線を用いて、試験片の長手方向に存在する残留応力を測定した。Fig.4 は溶接補修ガセット試験片 (タイプ B 試験片) の残留応力分布を示したもので、Fig.4(a) は非補修側の、Fig.4(b) は補修側の残留応力分布である。非補修側では、ガセット溶接部近傍で引張り残留応力が、板幅の中央で圧縮残留応力が存在し、ほぼ対称の分布となっている。一方、非補修側では、ガセット溶接部の引張残留応力と、補修部に垂直方向の残留応力との相



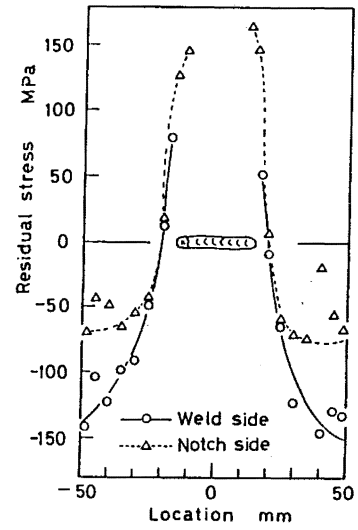
(a) Non-repaired side.
非補修側



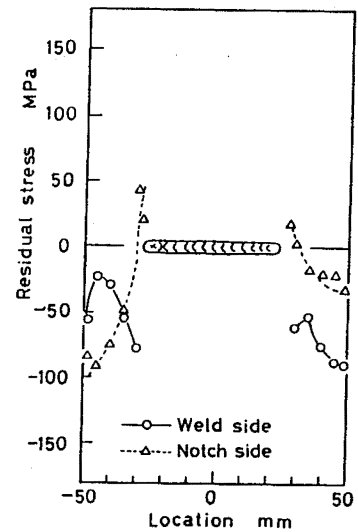
(b) Repair welded side.
補修溶接側

Fig.4 Residual stress distributions of repair welded gusset specimen (type B specimen).
補修溶接ガセット試験片 (タイプ B) の残留応力分布

相互作用により、複雑な残留応力分布となっている。なお、補修側と非補修側の残留応力を比較すると、非補修側の方が若干大きい(Fig.4)。この原因として、補修側ではガセット溶接時の残留応力が補修溶接の際に加熱されて一種の焼なましが行われ、残留応力が解放されるためと思われる。Fig.5 は一方の表面側からだけき裂を溶接で補修した試験片 (タイプ C, D) の残留応力分布であって、タイプ D 試験片の残留応力が複雑なため直接比較するには問題があるが、溶接線の短いタ



(a) Type C specimen.
タイプ C 試験片



(b) Type D specimen
タイプ D 試験片

Fig.5 Residual stress distributions of repair welded specimens.
補修溶接試験片の残留応力分布

イプ C の方が溶接線の長いタイプ D 試験片よりも大きな残留応力が存在している。これはき裂長さが長くリガメントの小さいタイプ D 試験片の方が、溶接に際して自由な変形が出来るためと考えられる。補修溶接側とき裂が存在する非溶接側の残留応力を比較すると、非溶接側に大きな残留応力が存在している。これは、補修時の熱伝導と関連しており、補修が板の表裏から行うことが出来ず、一方の側だけ補修した場合には非補修側に大きな残留応力が発生する可能性を示唆

している。このような補修を行った場合には、表面からき裂を見つけることが困難なばかりでなく高い残留応力が導入されることから、適当な補修法ではないと考えられる。

3. 疲労試験方法

疲労試験は容量 196kN の電気油圧式サーボ試験機を用いて、3章に報告した天井クレーンの実測結果を基に定めた1ブロックが5ステップからなるプログラム応力範囲を試験片に負荷することにより行った。負荷したプログラム荷重において、1ブロック中の最大応力範囲 $\Delta\sigma_{max}$ に対する各ステップの応力範囲 $\Delta\sigma_i$ 、および各ステップの繰返し数 n_i を **Table 1** に示す。応力比は 0.05、荷重波形は正弦波、繰返し速度は 0.5~10Hz である。

4. 実験結果および考察

4.1 疲労き裂発生寿命

Fig.6 は疲労試験結果を示したもので、縦軸は式(1)で定義した等価応力範囲 $\Delta\sigma_e$ である。

$$\Delta\sigma_e = \left(\sum_{i=1}^5 \Delta\sigma_i^q \frac{n_i}{\sum n_i} \right)^{1/q} \quad (1)$$

ここで、 $\Delta\sigma_i$ と n_i は各ステップの公称応力範囲と繰返し数、 $\sum n_i$ は1ブロック中の総繰返し数である。q は JSSC 疲労設計指針¹²⁾ に従い、q=3 を採用した。

図において、タイプ A と B 試験片の疲労強度とはほぼ等しい。これは、タイプ B 試験片のき裂の発生が補修溶接した箇所からは起こらず、いずれも非補修部の溶接止端が起点となっているために、両タイプの試験片で疲労強度が概略一致したと思われる。なお、図の中央の点線は、JSSC¹²⁾ が提案する強度等級 H の疲労設計曲線であって、この等級の 2×10^6 回応力繰返し数での基本許容応力範囲は 40MPa である。

Table 1 Stress range ratio, σ_i/σ_{max} , and number of cycles in each step in a block of program loading used in fatigue test.

疲労試験に用いたプログラム荷重の1ブロック中における各ステップの応力範囲比 σ_i/σ_{max} と繰返し数

Step No.	$\Delta\sigma_i/\Delta\sigma_{max}$	n_i
1	0.846	34
2	0.884	41
3	0.923	19
4	0.961	5
5	1.000	1

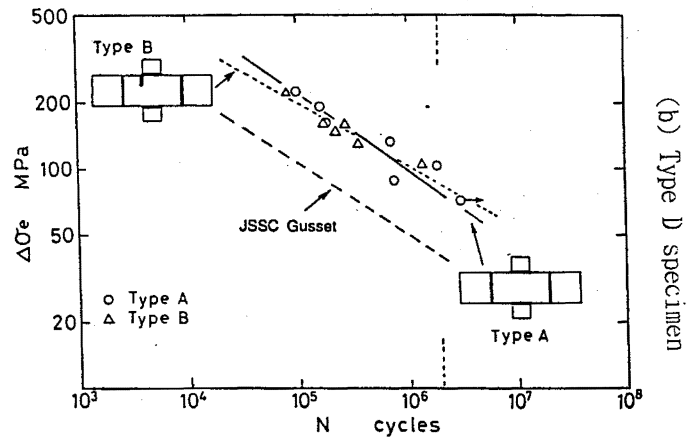


Fig.6 Comparison of fatigue strength between non-repaired and repaired gusset specimens. 非補修および補修ガセット試験片の疲労強度の比較

ガセット試験片(タイプ A, B)の場合、き裂はいずれもガセット溶接止端部の板厚中央から半楕円状に進展し、その後貫通き裂として板幅方向に進展していた。そこで、貫通き裂長さが 2mm となるときに繰返し数をき裂発生寿命 N_c と定義し、破断するまでの総繰返し数との比を求めた結果、0.64~0.75 の範囲であった。

Fig.7 は溶接補修した試験片(タイプ C, D, E, F)の $\Delta\sigma_e - N$ の関係を示したもので、 $\Delta\sigma_e$ はき裂が存在しない場合の板に作用する等価応力範囲である。**Fig.7** の $\Delta\sigma_e - N$ 関係は補修方法に依存して強度が明かに低下している。図の中央の点線は、JSSC の等級 H に対する疲労設計曲線¹²⁾ である。この等級 H の線図と補修溶接した試験片の疲労強度を比較すると、き裂を完全に溶接で埋めたタイプ E やき裂長さの小さいタイプ

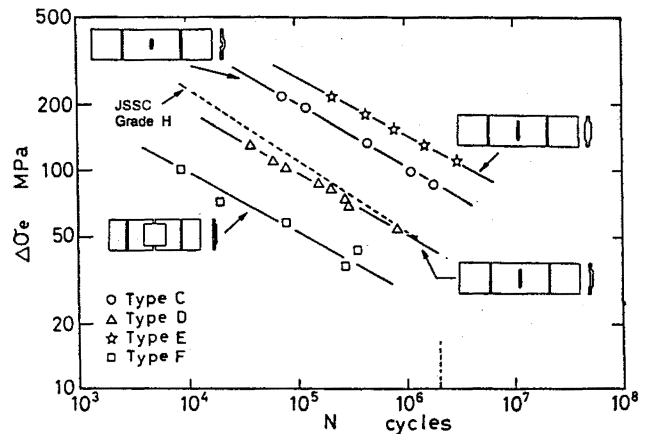


Fig.7 Relationship between repair method and fatigue strength. 補修方法と疲労強度の関係

プCではJSSCの等級Hの強度を上回っているが、き裂長さの大きいタイプDやカバープレートをも有するタイプFは等級Hを下回っており、適切な補修方法ではない。特に、溶接部に引張りと曲げが作用するタイプF試験片では、寿命の極初期に溶接のど部にき裂が発生してカバープレートに進展するために疲労強度が著しく低く、補修の役割を果たしていない。カバープレート近傍の応力分布について有限要素法による解析を行った結果、Fig.8に見られるように、板同士が突合わさる箇所でもカバープレートを隅肉溶接した溶接金属に最も高い応力が出現するが、この箇所はき裂の発生箇所に対応している。疲労試験結果から明らかなように、き裂を溶接金属で完全に埋めたタイプE試験片では、200万回疲労強度が $\Delta\sigma_e = 120\text{MPa}$ 以上となっているが、板幅の1/2の長さのき裂が存在するような場合には、一方の表面からだけ溶接でき裂を埋めても、両表面から補修した場合に比べて200万回疲労強度が約1/3程度減少し、満足な疲労強度は得られない。特に、カバープレート(タイプF試験片)の場合は200万回疲労強度が25MPa程度となり、補修の役割を果たしていない。

4.2 疲労き裂進展挙動

Fig.9はタイプA, B試験片の1ブロック当りの平均的なき裂進展速度 da/dN を式(2)で定義する ΔK に対してプロットしたもので、比較のために一定荷重振幅の母材の結果も示している。

$$\Delta K = M_k F_k \Delta \sigma_e \sqrt{\pi a} F(a/W) \quad (2)$$

ここで、 M_k は応力集中を考慮した形状補正係数、 F_k は

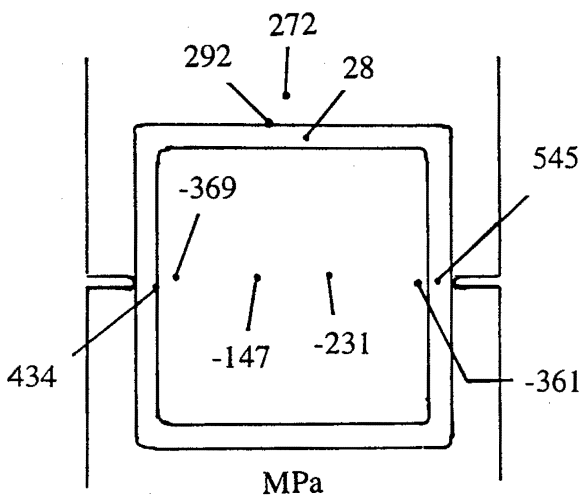


Fig.8 Stress distribution of cover plate obtained by finite element method.
有限要素法で求めたカバープレートの応力分布

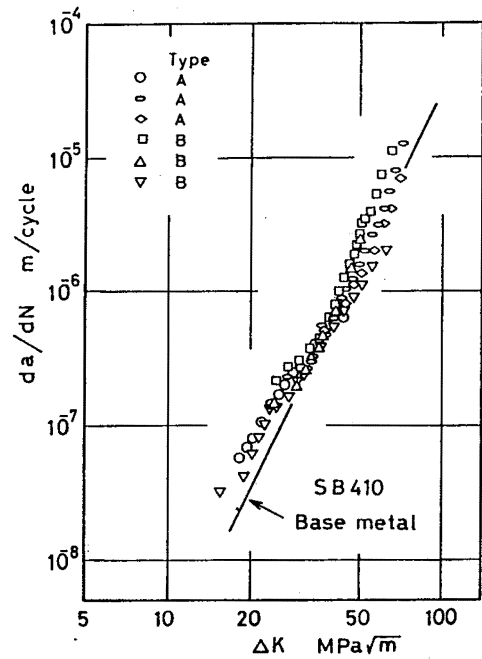


Fig.9 Fatigue crack growth rate, da/dN , of non-repaired and repaired welded specimens as a function of ΔK . ΔK の関数としての非補修および補修溶接した試験片の疲労き裂進展速度

試験片の拘束を考慮した補正係数である。

Fig.9を見ると、 da/dN は低 ΔK 域において母材よりも若干高めにプロットされるが、これは溶接残留応力のためと思われる。残留応力を有する溶接継手の変動荷重を受ける場合、各ブロックのき裂進展速度(da/dN)は、前章で示したように式(3)で示す有効応力拡大係数範囲 ΔK_{Rem} によって支配される。

$$\Delta K_{Rem} = \left(\sum_{i=1}^5 \Delta K_{iRef}^m \frac{n_i}{\sum n_i} \right)^{1/m} \quad (3)$$

ここで、 ΔK_{iRef} はステップ*i*において残留応力を考慮した有効応力拡大係数範囲、 n_i はステップ*i*における繰り返し数である。

Fig.10は、Fig.9に示した da/dN を ΔK_{Rem} に対して再プロットしたもので、各データは直線近似によって与えた母材の結果とほぼ一致している。また、タイプAおよびB試験片の da/dN と ΔK_{Rem} の回帰結果は式(4)によって表される。この da/dN - ΔK_{Rem} 関係を検出可能な初期き裂長さから、目的とするき裂長さまで積分することにより、前章で示したと同様にき裂進展寿命を予測することが可能である。

$$da/dN = 1.494 \times 10^{-13} (\Delta K_{Rem})^{4.28} \quad (4)$$

Fig.11に補修溶接したタイプC試験片のき裂進展

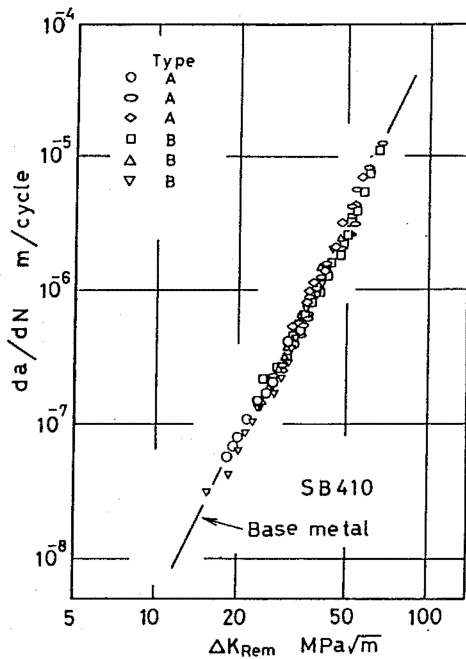


Fig.10 Fatigue crack growth rate, da/dN , of non-repaired and repaired welded specimens as a function of ΔK_{Rem} .

ΔK_{Rem} の関数としての非補修および補修溶接した試験片の疲労き裂進展速度

速度 da/dN , dc/dN と ΔK の関係を示す。この場合、板厚方向のき裂深さを計測することが困難であったので、別に用意したタイプ C 試験片にビーチマークを付

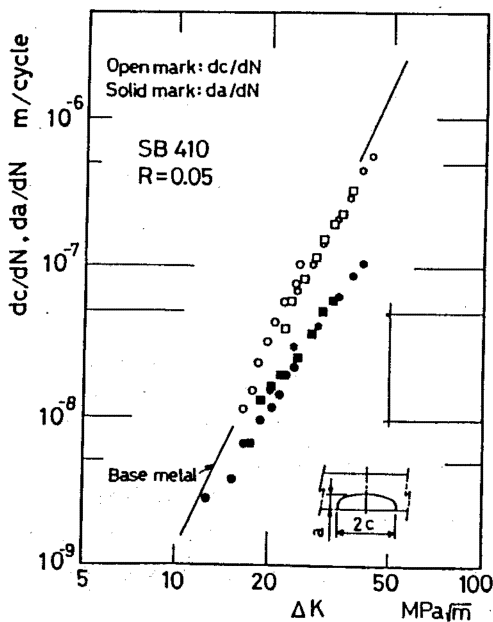


Fig.11 Fatigue crack growth rate of type C repair welded specimen as a function of ΔK .

タイプ C 溶接補修試験片の da/dN と ΔK の関係

け、これと同じアスペクト比でき裂が進展すると仮定してき裂深さを求めた。表面き裂長さ $2c$ とき裂深さ a の関係は式 (5) で表される。 ΔK の算定は、式 (6)¹⁰ を用いて行った。

$$a = 4.48 + 0.118(2c) \quad (5)$$

$$\Delta K = (\sigma_m + H\sigma_b) \sqrt{(\pi a/Q)} \cdot F \quad (6)$$

$$\sigma_m = P/2wt, \sigma_b = 3M/wt^2$$

$$H = 1 + G_1(a/t) + G_2(a/t)^2$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12(a/c)$$

$$G_2 = 0.55 - 1.05(a/c)^{0.75} + 0.47(a/c)^{1.5}$$

$$Q = 1 + 1.464(a/c)^{1.65}; (a/c \leq 1)$$

$$Q = 1 + 1.464(a/c)^{1.65}; (a/c > 1)$$

$$F = \{M_1 + M_2(a/t)^2 + M_3(a/t)^4\} f$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09(a/c)$$

$$M_2 = -0.54 + 0.89/(0.2 + a/c)$$

$$M_3 = 0.5 - 1/(0.65 + a/c) + 14(1 - a/c)^{24}$$

$$f = [\sec \{\pi c/2w\} \sqrt{a/t}]^{1/2}$$

ここで、 W は試験片の幅、 t は試験片の厚さである。

Fig.11 で dc/dN は母材の速度と一致しているが、 da/dN は母材よりもかなり低下している。低下の原因は明かではないが、アスペクト比がビーチマーク試験とプログラム荷重試験とは異なる可能性が考えられる。また、 ΔK の算定に際して板厚を溶接金属の余盛部分（盛り上がり部分）としていることや、余盛りによる断面形状の変化のために曲げが負荷された可能性が考えられ、今後の検討が必要である。

5. クレーン構造部材の補修方法

溶接による補修は、欠陥や残留応力等が導入される場合が少なくなく、必ずしも適切な補修方法とはいえないが、取り扱いが容易でしかも迅速に対処できることから、溶接による補修が圧倒的に多い。そこで、これまでの補修に関する幾つかの文献や保守技術者の意見および本章で行った実験結果を参考にして、クレーン構造部材を溶接補修する方法について検討した。クレーンの補修は一般に高所で照明も十分ではなく、しかも比較的短時間に行わなければならない場合が多い。このような条件のもとで、溶接補修を行う場合の共通の留意点として、①補修箇所とその周辺の塵埃、錆、塗料等を除去し、溶接欠陥となり得る要因を排除する。②目違いや偏心等による二次応力の発生を極力避ける。③溶接熱による部材の変形を小さくするような方法を採用する。また、熱による材料の靱性の低下と高い引張り残留応力の発生に注意する。④溶接

割れや欠陥の発生には特に注意する。また、可能な限り非破壊検査を実施する。⑤溶接後グラインダ等によって補修部の仕上げを行い、過度の応力集中源を作らないようにする、等が挙げられる。

さらに具体的な方法として、き裂を機械加工あるいはガウジング等によって除去し、除去部分に開先加工を行った後溶接する。溶接部をグラインダで仕上げ、応力集中の軽減を図る。再発防止のために、場合によって十分な強度を有する補強板を高力ボルト等で補修箇所上に取付ける。なお、補強のための材料の添加が部材の剛性に悪影響を及ぼしたり、新たな応力集中源になったりする場合があります、十分な配慮が必要である。

天井クレーンの場合、JIS B 8821 クレーン構造部分の計算基準¹¹⁾には、継手設計のためのS-N線図は示されていない。しかし、クレーンの疲労き裂の起点となり易いガセット継手の場合、JSSCの疲労設計指針¹²⁾では非仕上げの面内ガセットに対して100万回疲労強度を59MPaと定めている。このため、補修した場合においても、これと同程度の疲労強度が得られるような方法を採用することが必要である。なお、ガセットの場合その端の曲率加工(R加工)を施すことにより許容応力が向上し¹²⁾、寿命を約2倍増加させることができる。

補修や補強が行われる箇所は一般に作業性が悪く、実験室で得られているような強度が得られるとは限らない。補修や補強後の強度や寿命に関するデータが少ない現状から、補修・補強箇所の点検は他の部分よりも頻繁に実施することが必要と思われる。

6. 結 論

(1) ガセットの一方の止端部に人工き裂を導入後溶接補修した試験片では、溶接補修した止端近傍の応力集中および負荷方向の残留応力が、As-weld側(溶接状態)止端部のそれらよりも小さく、疲労き裂はAs-weld側に発生する。従って、ガセット止端部に発生したき裂を板の両面から溶接で完全に補修した時には、As-weld状態のガセットと同等の疲労強度を有しているとして扱うことが出来る。

(2) き裂が板幅の半分程度に達しているような場合には、一方の表面だけから溶接補修しても裏面の非補修側にき裂が残されるため、十分な疲労強度が得られない。しかし、き裂を両表面から補修溶接してき裂を完全に埋めたときには、一方の表面だけから補修した場合より約3倍疲労強度が向上する。

(3) 完全に破断した部材をカバープレートで補修したときには、部材間(き裂面間)にできる隙間の近傍の補修溶接金属からき裂が発生し、疲労強度は著しく低

い。したがって、適当な補修方法ではない。

(4) クレーン部材としてのガセットの da/dN は、残留応力を考慮した各ステップの最大応力拡大係数から、そのブロックのき裂開口応力拡大係数を減じて各ステップごとに応力拡大係数範囲を算出し、これを1ブロックに渡って m 乗重み平均した有効応力拡大係数範囲と良い相関が認められる。

(5) 補修溶接方法について文献や本実験結果を基に検討した結果、き裂を機械加工やガウジングで除去後両表面から溶接を行い、その後グラインダ仕上げを行って応力集中を軽減させる方法が良いようである。

文 献

- 1) Fisher, J.W., Hausammann, H., Sullivan, M.D., and Pense, A.W., Detection and repair of fatigue damage in welded highway bridges. National Cooperative Highway Research Program Report 206, Transportation Research Board, (1979).
- 2) 西川, 道路橋における疲労問題と補修・補強, 橋梁と基礎, Vol.17, No.8, pp.19~23, (1983).
- 3) 阿部, 谷口, 阿部, 鋼鉄道橋における疲労問題と補修・補強, 橋梁と基礎, Vol.17, No.8, pp.24~29, (1983).
- 4) Horikawa, K., Repair Welding on Bridge in Service Condition, Trans. of JWRI, Vol.12, No.2, pp.149~155, (1983).
- 5) 山田, 近藤, 鋼部材のき裂補修・補強後の疲れ挙動, 土木学会論文集, 第368号/I-5, pp.411~415, (1986).
- 7) 鉄道総合技術研究所, 鋼構造物補修・補強・改造の手引き, (1992), 研友社.
- 6) Miki, C., Toyoda, Y., Mori, T., and Enokido, N., Fatigue of large-scale welded girders under simulated highway loading, Structural Eng./Earthquake Eng., Vol.5, No.2, pp.165~173, (1990).
- 8) 山田, クレーン走行ばりに発生する疲れき裂の評価と対策, 第29回構造工学シンポジウム論文集, pp.1~8, (1983)
- 9) Kuwamura, H., and Hanzawa, M., Inspection and repair of fatigue cracks in runway girders, Proceedings of ASCE, Paper No.21967, pp.2184~2194, (1987).
- 10) Murakami, Y. et al., Stress Intensity Factors Handbook, Vo.2, pp.698~709, (1986), Pergamon Press.

- 11) 日本工業標準調査会, クレーン鋼構造部分の計算基準, JIS B 8821, (1976). 説, 技法堂出版, (1993). (平成 8 年 3 月 20 日受理)
- 12) 日本鋼構造協会, 鋼構造物の疲労設計指針・同解