

建設技術研究開発費補助金総合研究報告書

1. 課題番号 第30号
2. 研究課題名 メカニカル亀裂ストッパーを用いた鋼橋の緊急・応急補修技術の開発
3. 研究期間 平成21年度～平成23年度
4. 代表者及び研究代表者、分担研究者

代表者	杉浦 邦征	京都大学大学院・教授
研究代表者	杉浦 邦征	京都大学大学院・教授
分担研究者	山口 隆司	大阪市立大学大学院・教授
分担研究者	鈴木 康夫	宇都宮大学大学院・助教
分担研究者	橋本 国太郎	京都大学大学院・助教
分担研究者	雪本 雄彦	阪神高速道路株式会社
分担研究者	堀江 佳平	阪神高速道路株式会社
分担研究者	田畠 晶子	阪神高速道路株式会社

5. 補助金交付総額 26,260千円

6. 研究・技術開発の目的

現在、土木構造物の維持管理に関する問題がクローズアップされており、鋼橋においては、疲労亀裂が発生した橋梁や腐食損傷した橋梁に対するその劣化メカニズムの解明や補修・補強法などの対策方法に関する研究が多くなされている。今後、長寿命の橋梁が増えしていくにあたって、このような問題を生じる橋梁が増大していくと考えられる。

そこで本研究では、鋼橋の疲労き裂に着目し、その簡易で応急的な補修方法を開発することで、疲労損傷を有する鋼橋の短・中期的な延命化を実現させ、今後増大していくと考えられるこのような鋼橋の効率的な延命化対策に貢献できるような技術を開発することが目的である。

7. 研究・技術開発の内容と成果

本研究では、上記の目的を達成するために以下に示す3つの課題に分けて効率的で簡易な疲労き裂の補修方法を開発することとした。①高性能万力を用いた疲労き裂の簡易応急補修法の開発、②引張ボルト接合法を用いた疲労き裂のプレストレス補修法の開発、③当て板を用いた効率的な疲労き裂の補修法の開発である。これらの課題のうち、①②では図-1に示す高性能万力を開発し、引張接合も併用できることから、①②の研究は同時に進めた。

7.1 個別課題①②

(1) 高性能万力の性能実験

平成21年度に、課題①②では、図-1に示すように、課題①②を同時に満たす摩擦当て板・プレストレス補修併用型の高性能万力を開発した。この高性能万力は、万力本体、全ねじハイテンションボルト(F10T相当)、すべり止めナット、すべり止めボルト、ソケット、ヒンジ、ピン、PC鋼棒で構成されおり、ボルト、PC鋼棒以外の材質はSCM440H材を使用している。摩擦接合による当て板補修を行う際は、図-2(a)に示すように万力本体と全ねじハイテンションボルト、すべり止めナット、すべり止めボルトおよび当て板によって補修を

行う。引張接合によるプレストレス補修を行う際は、全ての部品を使用し、図-2 (b) に示すように2つの高性能万力のハイテンションボルトに軸力を与え、接合部ですべらないようにした後、PC鋼棒に軸力を導入し、亀裂先端部に圧縮力を作用させ、亀裂の進展を遅らせるというものである。PC鋼棒の軸力を受けるソケットは、ピンとヒンジによって万力本体と接合されており、2方向の回転が可能なため、溶接部の交差部などのあて板補修することが難しい場所でも補修が可能である。

高性能万力の開発のために、①万力本体の材料試験、②万力本体の引張試験、③ピン・ヒンジ部の引張試験、④緊張材の軸力導入試験、⑤すべり試験を行った。

①の材料試験では、万力本体やヒンジ部に使用したSCM440Hの板材（板厚40mm）、ソケットに使用したSCM440Hの丸鋼（直径40mm）およびピンに使用したSCM440Hの丸鋼（直径19mm）に対して、JISの引張試験規格に準拠した1号試験片および4号試験片を製作し引張試験を実施した。その試験結果を表-1に示す。この結果より、丸鋼材はSCM440Hの規格値を満足しているが、板材に関しては、強度や伸びが小さくなっている。これはSCM440H材は焼入れ材料であり、板厚の厚い板材の場合、質量効果の影響で焼きが十分に入らないことが原因として考えられる。SCM440Hの規格値は、決められた寸法によって焼入れを行い試験片として加工するため、安定した強度をえられるが、今回は製品レベルの寸法での試験片で焼入れおよび試験を行ったため、規格値を満たさなかったと考えられる。

②の試験では、万力本体の引張試験を行った。試験の概要を図-3に示す。図-3に示すように、試験体上下のネジ部に長尺の高力ボルトを接合し、そのボルトを引張ることで、万力の張り出し部に引張力が作用するように荷重を載荷した。この試験では、万力に付いているボルトを締めたときの万力本体の挙動を再現している。試験結果として荷重と万力に貼付したひずみとの関係を図-4に示す。ひずみの貼付位置は図-4中に示している。この図より、ひずみ4および6において、150kNを超えたあたりからひずみ変化が増加し、非線形領域に入っていることがわかる。この結果より、150kNがこの万力における高力ボルトによって導入できる軸力の限界値であることがわかった。

③の試験では、図-5に示すようにピンとヒンジとの接合部に対し、引張力を載荷する試験を行った。図-6に荷重とひずみとの関係を示す。この図より、75kNあたりで剛性が変化しているが、ここでピンもしくはヒンジが降伏したと考えられる。

④の試験では、図-7に示すように緊張材によって軸力を入れた場合、ソケットと万力と接合部（ヒンジ部）でどのような挙動をするかを検討するために行った。実験では、ヒンジを直接万力には接合せずに、図-7中に示す治具を用いて実験を行った。実験結果として荷重-ひずみ関係を図-8に示す。図-8より40kN程度で、剛性が変化していることがわかる。このことから、緊張材によって導入できる軸力は40kN程度であることがわかる。

最後に⑤のすべり試験では、万力で接合した母材と万力との間ですべりが発生する可能性があるため、この接合面におけるすべり強度を検討した。図-9に示すように、この試験では、グラインダーで表面処理した母材を万力で接合し、その母材を引張り、接合部にすべりが発生するまで載荷を続けた。試験結果として、荷重-変位関係を図-10に示す。図より、変位に対し荷重の増加量が減少した位置（60kN付近）をすべりの発生とした。この試験では、ボルトの軸力を25kN入れていたことから、すべり係数は1.21と比較的大きい値を得ることができた。これはすべり止めナットおよびボルトの表面に特殊な機械加工を施し

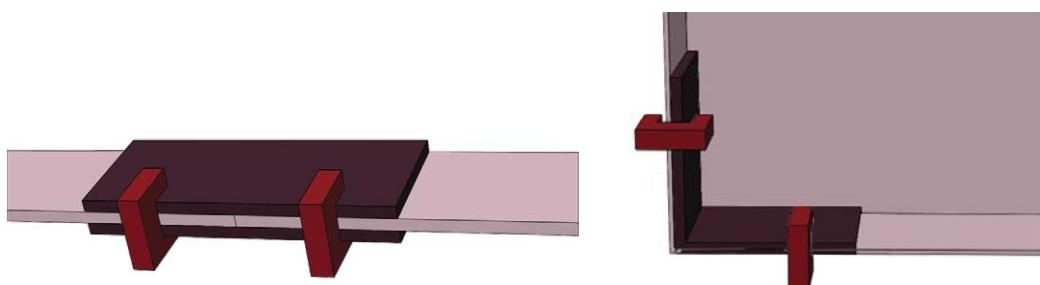
たためと考えられ、導入軸力以上のすべり耐力をえられる可能性があることがわかった。ただし、軸力導入の際、25kNを超えたあたりで、すべり止めナットのネジ部が破壊し、ボルトが空回りしたため、それ以上の軸力を導入できなかった。

これらの試験結果から、万力本体には、150kNのボルト軸力を導入することができ、すべり止めナット・ボルト部ですべり係数1.0以上が確保できることがわかったため、最大で200kNのプレストレス補修が可能であることがわかった。しかし、ヒンジ治具の強度が弱かったことから、緊張材によるプレストレスは現状では40kN程度が限界である。

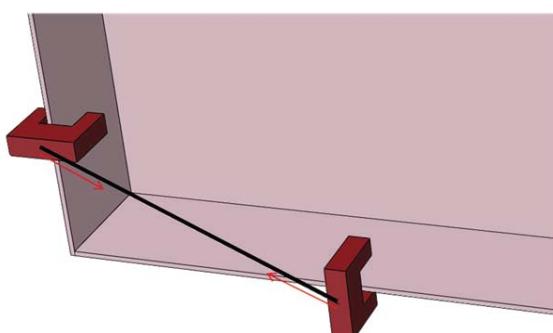
今後の課題としては、ハイテンションボルトに高軸力を導入すると、すべり止めナットのネジ部が破壊することが明らかになったため、この部位の改善が必要である。また、緊張材に大きな軸力を導入すると、緊張材そのものが曲げ変形をするため、緊張方法もしくは定着方法の再考が必要であることがわかった。



図-1 高性能万力の概要



(a) 当て板補修（摩擦接合） (b) 当て板補修（アングル接合）



(c) プレストレス補修

図-2 高性能万力を用いた疲労き裂の応急補修方法

表-1 万力に使用したSCM440H材の試験結果

		0.2%耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)	ポアソン比	伸び(%)
Plate(40mm)	1	708.9	872.2	0.27	15.2
	2	705.2	863.3	0.27	15.2
	3	699.9	860.7	0.28	17.0
	Ave.	704.7	865.4	0.27	15.8
Bar1(40mm)	1	833.6	963.2	0.40	21.7
	2	834.1	961.6	0.32	22.8
	3	849.0	969.5	0.29	22.9
	Ave.	838.9	964.7	0.34	22.5
Bar2(19mm)	1	890.9	989.9	0.31	23.7
	2	886.2	982.1	0.31	22.6
	3	891.9	989.9	0.28	24.1
	Ave.	889.7	987.3	0.30	23.5

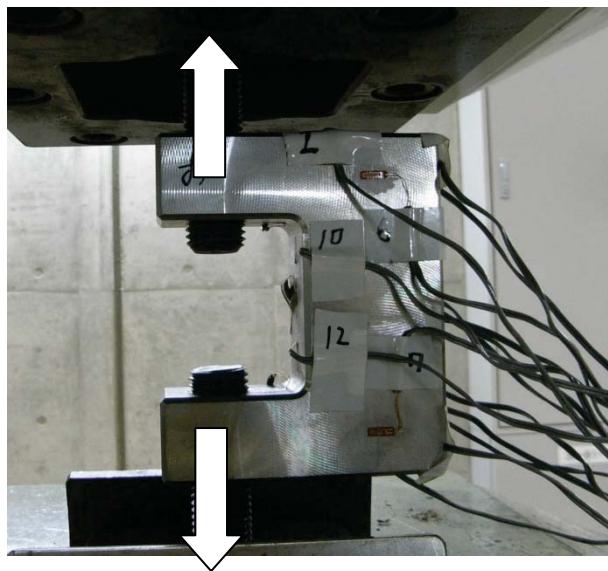


図-3 万力本体の引張試験状況

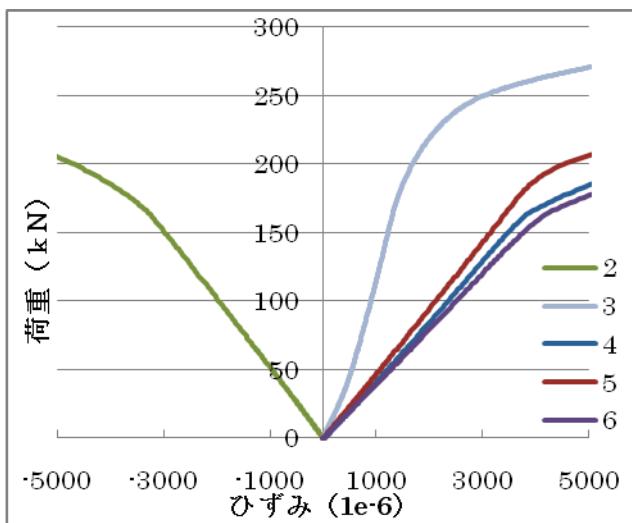


図-4 万力本体の引張試験結果（荷重-ひずみ関係）

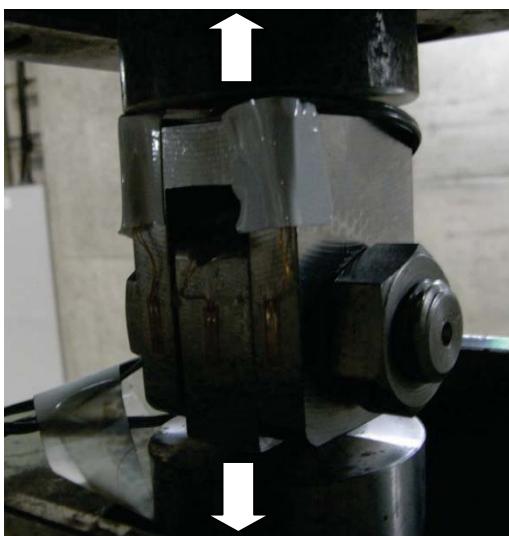


図-5 ピン・ヒンジ接合部の引張試験状況

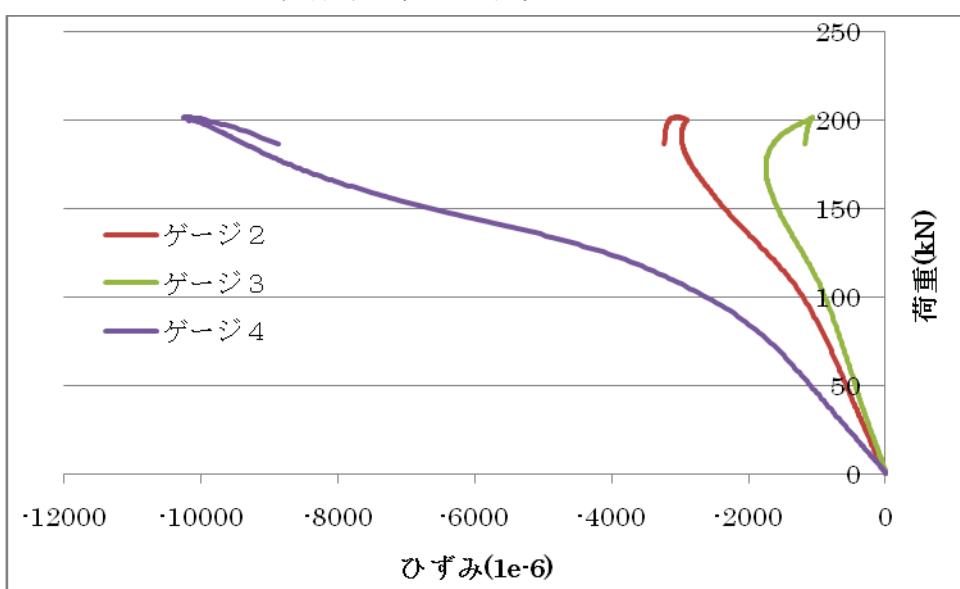


図-6 ピン・ヒンジ接合部の引張試験結果

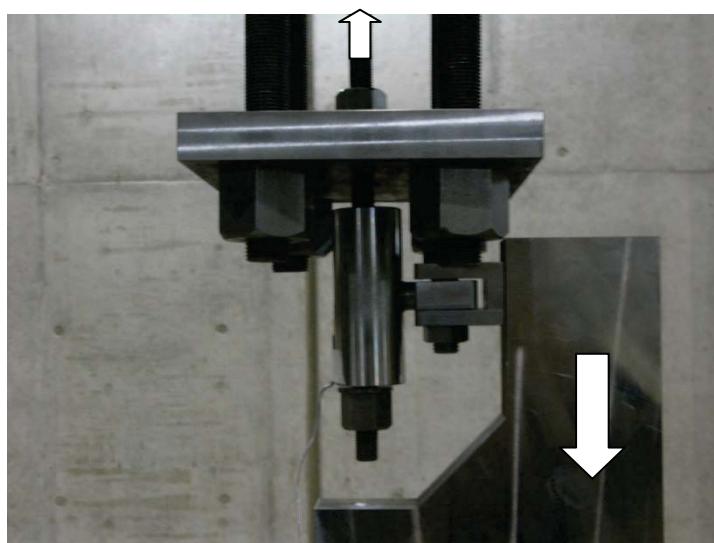


図-7 緊張材軸力導入試験状況

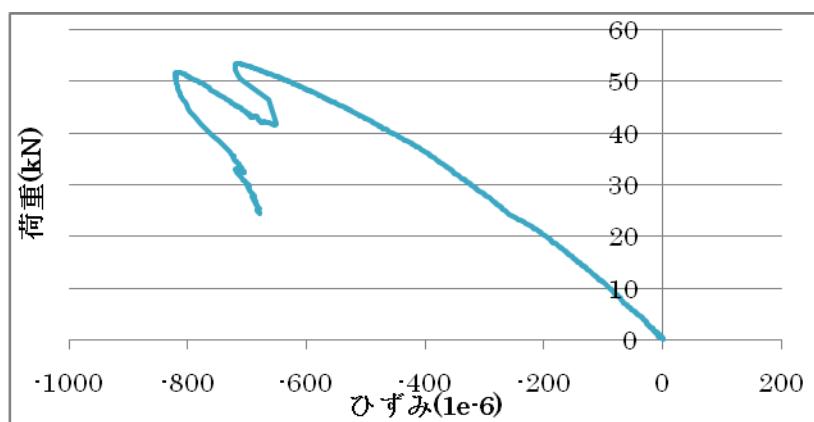


図-8 緊張材軸力導入試験結果

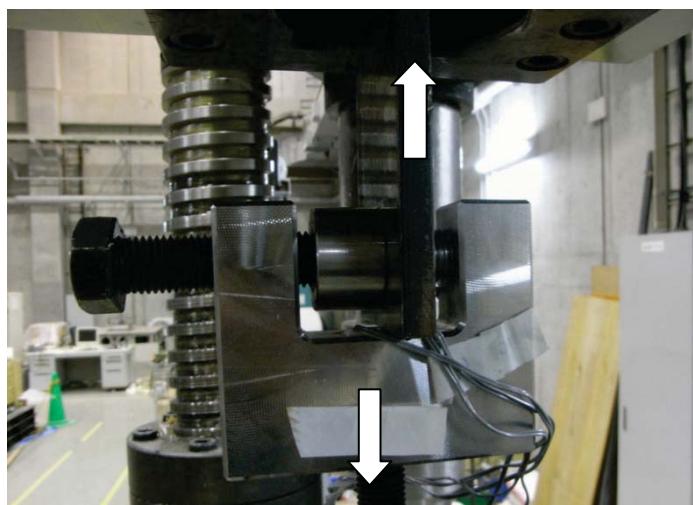


図-9 すべり試験の概要

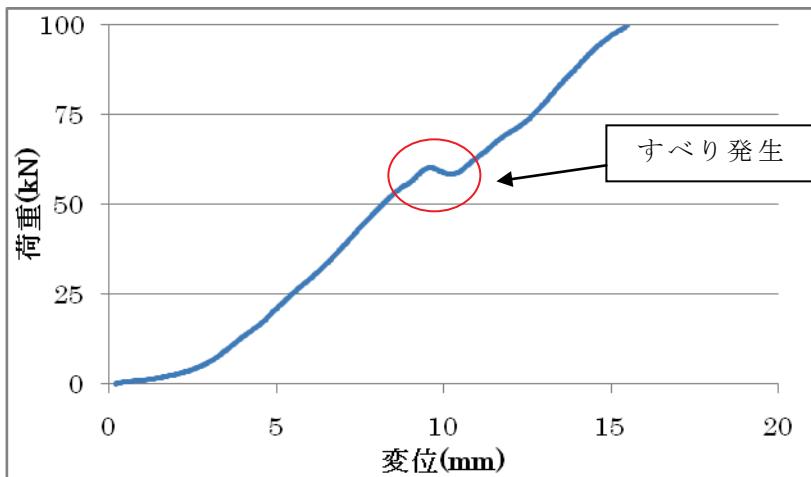


図-10 すべり試験結果

(2) 高性能万力によるき裂進展抑制効果に関する検討

今回開発した高性能万力によるプレストレス補修およびあて板補修の効果を確認するため、ASTMに準拠した中央亀裂進展試験体を製作し、疲労亀裂進展試験およびFEMによるき裂進展解析を行った。

実験供試体の形状および種類を図-11 および表-2 に、補修における万力設置位置を図-12 に示す。実験供試体には SS400 材を使用し、ASTM(米国試験材料協会)の MT 試験体 (THE MIDDLE TENSION SPECIMEN: 中央き裂試験体) を参考に、中央に切り欠きを入れた。実験供試体の形状、切り欠きの詳細を図-11 中に示す。図-12 に示すように、万力設置に関しては、き裂位置と距離を大きく確保できる位置に設置した。

表-2 より、補修無の荷重振幅を変えた 3 ケース (RN タイプ)、あて板補修の当板厚を変えた 2 ケース (RS タイプ)、プレストレス補修の緊張力を変えた 2 ケース (RP タイプ) の合計 7 ケースの疲労き裂進展実験を行った。あて板補修とプレストレス補修の実験供試体の写真を図-13 に示す。あて板は、実験供試体側にクラックゲージを貼付しているため、その部分と接しないように板中央部 60mm 幅で 1mm 程度板厚方向に切り欠いてあり、またき裂進展を目視で観測するための観察孔 ($\phi 15\text{mm}$) をあて板中央に空けている。プレストレス補修は、緊張材として PC 鋼棒を用い、ソケットとナットとの間にロードセルを挿入することで、鋼棒の軸力管理を行っている。

表-2 に示すように、補修無では荷重振幅を 30kN、40kN および 50kN と変化させており、荷重振幅の違いによる疲労き裂進展速度の違いを検討する。なお、応力比は 0 ($P_{\min}=0\text{kN}$, $P_{\max}=30, 40$ および 50kN) として実験を行った。あて板補修では、あて板の板厚の影響を見るため、1 枚当たりの板厚を 9mm および 4.5mm と変化させて実験を行った。また、あて板は、万力の全ネジボルトにより、60kN の軸力を導入して、実験供試体と摩擦接合している。あて板補修は二面摩擦であり、2 つの万力を設置することから、すべり係数を 0.3 とすると万力の軸力 60kN によるすべり荷重は 72kN であるため、本試験における荷重ではすべりは発生しないと考えられ、この値を導入した。なお、導入軸力の管理は、万力に貼付したひずみゲージの値によって行ったが、実際に補修に用いる場合はトルク管理によって適切な軸力を導入することを想定している。あて板の接合面は黒皮をグラインダーで削り取った程度の表面処理とし、試験体側の表面処理は機械加工としている。プレストレス補修で

は、緊張材の導入軸力を 2 本合計で 10kN(29.4 MPa) および 20kN(58.8 MPa) と変化させて実験を行った。

実験は各実験供試体に対し 1.0mm 以上の予き裂を与える、それ以後を本試験とし、荷重制御によって一定荷重振幅を与える、載荷を行った。なお、以後のき裂長さは、 K 値の算出時のき裂長さに対応させるため、切欠き長さも加えた円孔中心からき裂先端までの長さを表す。測定項目は、主に①実験供試体表面の載荷中のき裂進展長さ(㈱東京測器製 FAC クラックゲージを使用)、②サイクル回数であり、これらから K 値とき裂進展速度を求める。補修を施していない RN タイプにおける K 値の計算は、ASTM による以下の計算式を用いた。

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B} \sqrt{\frac{\pi\alpha}{2W}} \sec \frac{\pi\alpha}{2} (kN/\sqrt{mm^2}) \quad (1)$$

$$\alpha = \frac{2a}{W} \quad (2)$$

ここに、 ΔK : 応力拡大係数、 ΔP : 荷重振幅(kN)、 B : 板厚(mm)、 W : 板幅(mm)、 a : き裂長さ(mm)である。

実験で得られた各実験供試体の最終破断サイクル数を表-3 に、き裂長さとサイクル数との関係を図-14 に示す。また、応力拡大係数 ΔK とき裂進展速度との関係、およびき裂進展速度とき裂長さとの関係を図-15 および図-16 にそれぞれ示す。図-15 中の実線は、応力比 $R=0$ の JSSC 疲労設計指針の推定疲労き裂伝播線であり、任意の応力比に対しては以下の計算式で表される。なお、 K 値は一般的な単位である MPa \sqrt{m} に変換して表している。

$$da/dN(R) = C \cdot \{(U \cdot \Delta K)^n - \Delta K_{th}^n\} \quad (3)$$

$$U = \min\{1/(0.9-R) - 4.0/\Delta K, 1\} \quad (4)$$

$$\Delta K_{th}(R) = \max\{(\Delta K_{th} + 4.0) \cdot (0.9-R), \Delta K_{th}\} \quad (5)$$

ここに、 $C=1.5E-11$ 、 $n=2.75$ 、 $\Delta K_{th}=2.90$ である。

RN タイプの実験結果より、最終破断サイクル数は、RN-50 と 40 では 3 倍程度、RN-50 と 30 では 15 倍近く異なることがわかる。また、図-14 から、き裂進展のサイクルが荷重振幅によって大きく異なり、RN-30 では、き裂が 1mm 程度進展するのに、50 万回以上のサイクルを要していることがわかる。次に、図-15 から、RN タイプでは、推定疲労き裂伝播線に近い値となった。特に ΔK が 10~30MPa \sqrt{m} 付近でよく一致しており、試験方法の妥当性がうかがえる。また、RN-30 では試験開始時の ΔK が 10.8MPa \sqrt{m} と、下限界応力拡大係数に近かったため、き裂進展速度が特に遅かったことがわかる。

次に、当て板補修した RS タイプの実験結果として、表-3 より RS-90 では、200 万回の繰返し荷重を作用させてもき裂が進展せず、 ΔK が下限界応力拡大係数を下回ったと推測される。当て板の板厚を 4.5mm とした RS-45 は、き裂は進展したが、破断までの繰り返し載荷の回数は大きく増加した。これらの結果より、当て板一枚の板厚を母材板厚の 0.5~1 倍(作用応力では、1/2~1/3 倍)とすると大きな補修効果が得られることがわかる。応急補修的な観点から、母材板厚の 0.5 倍の両側当て板補修により、十分な応急補修効果が得られることがわかった。表-3 の RP タイプの実験結果より、プレストレス補修によってき裂進展速度を小さくし、最終破断サイクル数を増加させることができた。図-14 および図-16 に示すように RP-10 では、き裂進展の初期段階において、RN-50 に比べ、進展速度を低減

できているが、き裂が進展すると補修効果はほぼ見られなかった。また、RP-20 では、RP-10 と比較すると初期の進展速度が大きくなり、その後、進展速度が抑制できている。RP タイプでは、緊張材に軸力を導入することで試験体に圧縮力を作用させ、応力比を低減させている。補修の導入軸力がロスなくき裂部に圧縮力を加えることができれば、応力比は次の値になる。

$$R_{10} = \frac{-10}{50-10} = -0.25 \quad (6)$$

$$R_{20} = \frac{-20}{50-20} = -0.67 \quad (7)$$

図-17 には、式(3)に $R=0, -0.25, -0.67$ を代入した推定疲労き裂伝播線を示しており、それぞれの下限界応力拡大係数は $6.2\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, $7.9\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, および $10.8\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ である。図-17 に示すように、応力比が小さくなっていくほど、下限界応力拡大係数は大きくなっている。同じ ΔK 値における進展速度は小さくなることが示されている。今回の実験のように、 ΔK が大きい場合、進展抑制効果は小さいが、 ΔK が小さい場合は疲労き裂を完全に停留させることができると考えられる。

FEM 解析には汎用構造解析コード ABAQUS を用いた。中央き裂試験体の要素分割状況を図-18 に示す。図-18 に示すように、ズーミング手法により、き裂先端の要素分割は細かくし、き裂から遠ざかると粗くなるように分割している。要素は、低減積分ソリッド要素の 2 次要素を用い、材料特性は、弾性係数を $2.0 \times 10^5 \text{ MPa}$, ポアソン比を 0.3 とした。き裂部分は二重節点とし、図-18(b) のようにき裂先端近傍を円状にメッシュ分割し、これらの要素で閉曲線積分し応力拡大係数 K 値を出力している。ABAQUS での K 値の計算には相互積分法を用いている。境界条件は図-18(a) の面 A の変位を完全固定し、反対側にき裂開口方向に荷重 50kN を与えた。荷重は、要素面に対して分布荷重として与え、弾性微少変位解析を行った。解析ケースを表-4 に示す。

RS タイプでは当て板の板厚と試験体との結合条件を、RP タイプでは緊張材への合計導入軸力をパラメーターとした。

当て板補修のモデルの概要を図-19(a) に示す。当て板には中央き裂試験体と同じ材料特性、要素特性を与え、friction モデルでは中央き裂試験体との接触接線方向の摩擦係数を 0.3 とし、万力設置位置に 60kN の軸力を与えた。tie モデルでは接触面を剛結とした。当て板の形状、寸法は実験に用いた当て板と一致させた。

プレストレス補修のモデルには、使用した万力を簡略化してモデル化し、実験を再現できるよう、図-19(b) に示すように 2 セット設置し、各々に軸力を与えた。万力には 3 次元 2 節点はり剛体要素を、緊張材にははり要素を用いた。万力と緊張材は、多点拘束によるピン結合、万力と中央き裂試験体は剛結とした。

FEM 解析結果として、各ケースの K 値および式(3)から算定されるき裂進展速度を表-5 に示す。なお、式(1)および(2)から算出される RN-CL7 の K 値の理論値は 17.3 であり、解析による計算結果と比較すると 5% 以内の誤差に収まっていることがわかる。表-5 に示すように、いずれの補修方法でも ΔK が低減されていることがわかる。RS タイプでは、摩擦結合モデルは剛結モデルと大きな差は見られないが、摩擦モデルの方が ΔK は大きい傾向であることがわかる。応力比 $R=0$ における疲労き裂伝播線の下限界応力拡大係数は

$6.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ であるので、実験で RS-90 のき裂が進展しなかったのは下限界付近まで低減できたためと確認できた。RS-45 も ΔK を低減させる効果が認められる。き裂長さ 7mmにおいて疲労亀裂伝播線にプロットすると、RN-CL7 の 5%程度までき裂進展速度を遅くする効果があると考えられる。一方、RP-タイプでは、荷重を受け持つ部材の増加による ΔK の減少幅は小さいが、応力比 R はそれぞれ -0.3, -0.7 に減少しており、応力比の低減によるき裂進展速度を低下の効果があると考えられる。解析の結果より、RP-10 は RN-CL7 の約 30%，RP-20 は約 8% にき裂進展速度を遅くできることがわかった。

RS-45-tie, RP-10, RP-20 のき裂進展速度を疲労き裂伝播線にプロットしたものを図-20 に示す。RS タイプでは同じ応力比において ΔK を低減させることでき裂進展速度を遅くし、RP タイプでは応力比を低減し、低い応力比の疲労き裂伝播線に推移させることでき裂進展速度を抑制する効果があることがわかる。図-20 が示すように、解析においては RP-20 は RS-45 と同等のき裂進展速度となると考えられるが、実験ではそれほど大きな補修効果は得られなかった。今回の実験ではプレストレス補修による応力比の低減は適切に行われていなかつたと考えられる。

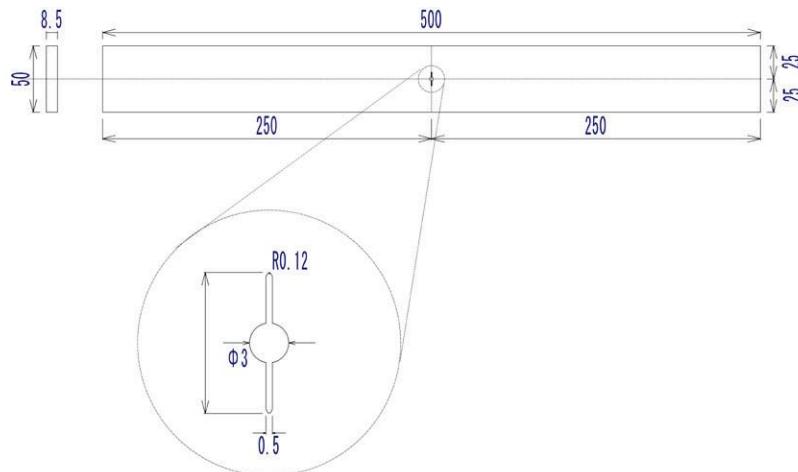
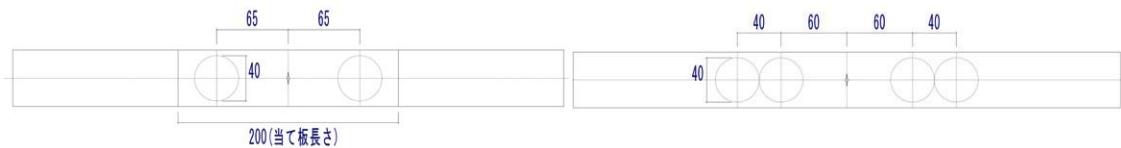


図-11 実験供試体の形状

表-2 実験供試体の種類

供試体	補修方法	荷重振幅	備考
RN-30	なし	30kN	$\Delta \sigma = 88.2 \text{ MPa}$
RN-40	なし	40kN	$\Delta \sigma = 117.6 \text{ MPa}$
RN-50	なし	50kN	$\Delta \sigma = 147.1 \text{ MPa}$
RS-45	当て板	50kN	当て板板厚 4.5mm/1枚
RS-90	当て板	50kN	当て板板厚 9.0mm/1枚
RP-10	プレストレス	50kN	導入軸力 10kN
RP-20	プレストレス	50kN	導入軸力 20kN



(a) 当て板補修

(b) プレストレス補修

図-12 万力の設置位置



(a) 当て板補修 (RS-90) (b) プレストレス補修 (RP-10)

図-13 実験供試体の設置状況

表-3 最終破断サイクル数

実験供試体名	最終破断サイクル数
RN-30	1,460,907
RN-40	307,592
RN-50	105,049
RS-45	1,220,596
RS-90	2,000,000 以上
RP-10	198,286
RP-20	356,563

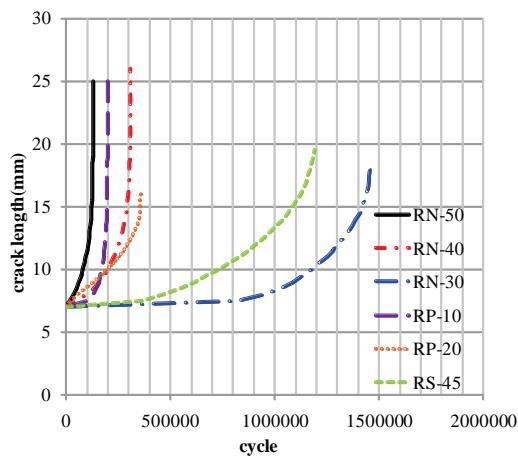


図-14 き裂長さとサイクル数の関係

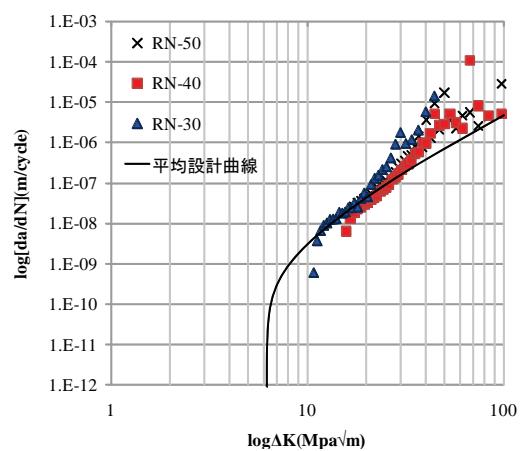


図-15 応力拡大係数 ΔK とき裂進展速度との関係

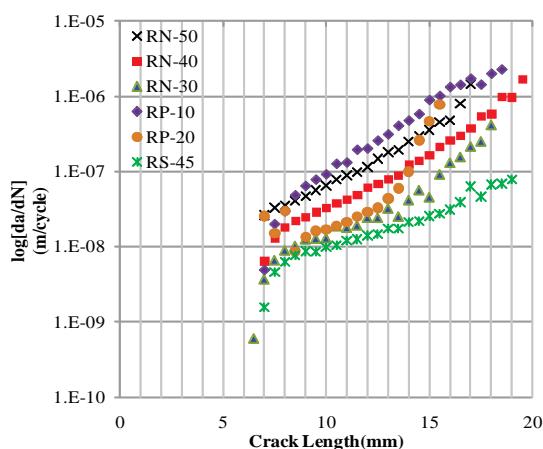


図-16 き裂進展速度とき裂長さとの関係

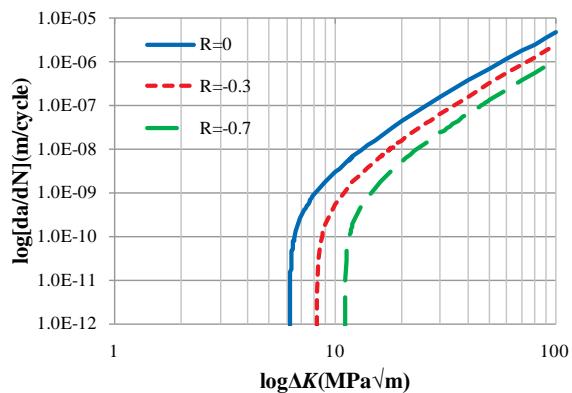


図-17 各応力比における疲労き裂伝播線

表-4 解析ケース

解析 ケース	補修方法	備考	当て板 結合方法
RN-CL7	なし	$P=50\text{kN}$	
RS-90-fricti	当て板補修	当て板板厚9.0mm/1枚	摩擦
RS-90-tie	当て板補修	当て板板厚9.0mm/1枚	剛結
RS-45-fricti	当て板補修	当て板板厚9.0mm/1枚	摩擦
RS-45-tie	当て板補修	当て板板厚4.5mm/1枚	剛結
RP-10	プレストレス補修	導入軸力10kN	
RP-20	プレストレス補修	導入軸力20kN	

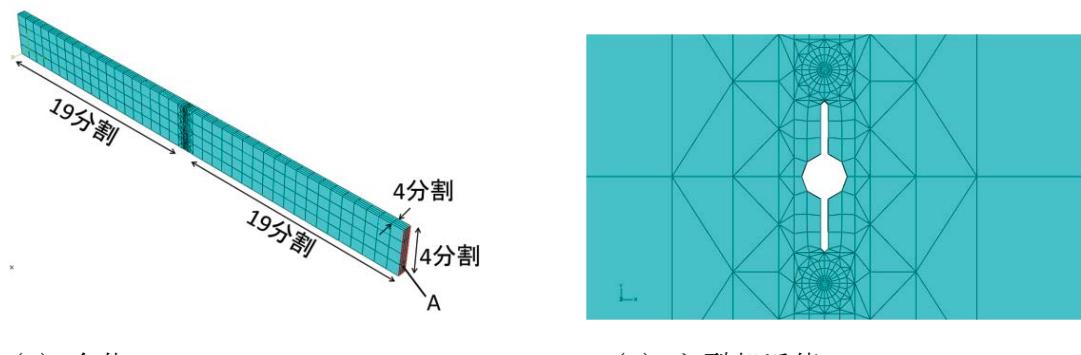
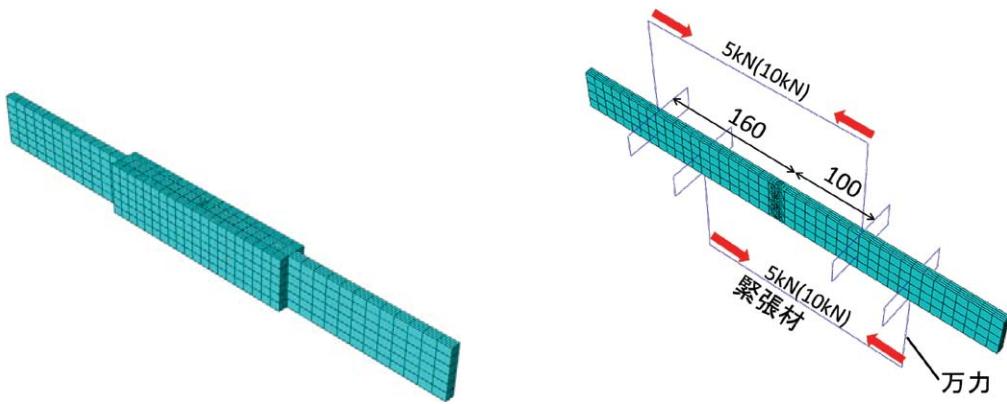


図-18 中央き裂試験体のFEM解析モデル



(a) 当て板補修

(b) プレストレス補修

図-19 補修モデル

表-5 K 値とき裂進展速度

解析 モデル名	K_{\min} (MPa \sqrt{m})	K_{\max} (MPa \sqrt{m})	ΔK (MPa \sqrt{m})	き裂進展速度 (m/cycle)		応力 比 R
				解析値	実験値	
RN-CL7	0	18.1	18.1	3.10E-08	2.63E-08	0
RS-90-friction	0	7.4	7.4	5.07E-10	進展しな い	0
RS-90-tie	0	6.2	6.2	2.74E-09		
RS-45-friction	0	10.0	10.0	3.02E-09	1.57E-09	0
RS-45-tie	0	9.8	9.8	4.87E-09		
RP-10	-3.6	13.7	17.3	9.16E-09	4.87E-09	-0.3
RP-20	-7.2	10.1	17.3	2.66E-09	2.55E-08	-0.7

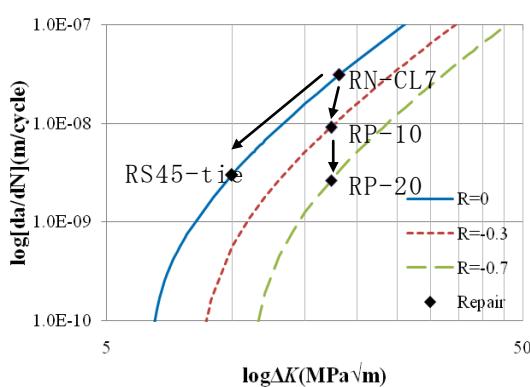


図-20 補修によるき裂進展抑制効果

(3) 実構造における高性能万力の補修効果に関する解析的検討

本節では、前節までの結果から、き裂進展抑制効果が確認された引張補修を対象として、緊急性を要する疲労き裂の一つと考えられるI桁のソールプレートから発生進展する疲労き裂に対して、その補修効果を検討した。

中央き裂試験体と同様の手法で橋梁の I 枠をモデル化した。モデルの原型となったのは文献（日本道路協会：道路橋標準設計図集，解説[2]，1963.11.）にある，幅員 6.0m，支間 20.0m の I 枠橋で，その主桁の 3 パネルを低減積分シェル要素の 2 次要素を用い，他をはり要素を用いてモデル化した。シェル要素部分とはり要素との結合には多点拘束を用いた。シェル要素部分の寸法は，桁長 3400mm，桁高 1100mm，桁幅 270mm である。そのシェル要素部の要素分割状況を図-21 に示す。支点の境界条件は，ソールプレート裏側の図-22 に示す領域を変位固定することで回転・移動機能をモデル化した。載荷は，支間中央に設計荷重 38kN を鉛直下向き集中荷重として載荷した。疲労き裂は，図-23 に示す実例（日本道路協会：道路橋補修・補強事例集（2007 年版），pp. 107-110，2008.11.）をもとにモデル化した。この実例では，まず支点上のソールプレートに沿って下フランジにき裂が発生し，下フランジを貫通した後，ウェブにき裂が進展した例である。以下，き裂高さとは，このウェブに進展したき裂高さを指す。実例ではき裂の高さが 230mm まで進展しているが，本解析ではき裂が発生して初期の段階として，き裂高さ 2mm を対象に補修をモデル化した。

解析の際，パラメータとしたのは，①き裂高さ，②支点の境界条件，③補修方法で，解析ケースを表-6 に示す。支点の境界条件タイプを図-24 に示す。図-24 に示すように，ソールプレートから疲労き裂が生じている橋の支承は，腐食が生じその回転機能や水平移動機能が劣化している場合が多いとの報告がある。そこで，単純支持の支点条件の他，移動機能および回転機能の劣化を組み合わせた 5 ケースを用意した。補修方法としては引張補修で，ウェブに 2 セット設置したケースと片側に 1 セットのみ設置したケースを作成した。RT タイプの詳細を図-25 に示す。図-25 に示すように，万力のひとつを支点側の垂直補剛材に，一方を下フランジに設置した。RT タイプの解析は引張軸力を導入したのち鉛直力を載荷した。

解析結果として，CL2 タイプ，CL230 タイプの ΔK を表-7 に示す。ここで， K_I ， K_{II} はそれぞれき裂に対して引張方向，せん断方向の応力拡大係数である。

表-7 に示すように，CL2 タイプ，CL230 タイプいずれも BC4 における K_I の絶対値が最も大きいことがわかる。これは，き裂側の支点の回転機能の低下によって支点部に曲げモーメントが発生し，下端が圧縮を受けたためと考えられる。CL2 と CL230 を比較すると BC1 以外の境界条件ですべての K_I が CL2 のほうが大きい。また，き裂進展は K_I の影響が大きく，き裂の進展速度も速いとされている。よって，CL2 タイプの， K_I が支配的となる境界条件 BC4 を RT タイプに適用し，以下， ΔK は K_I のことを指す。

CL2 と補修を施した RT タイプの ΔK を表-8 に示す。本モデルでは載荷前の応力拡大係数が K_{max} ，載荷後の応力拡大係数が K_{min} となっている。これは，本解析では残留応力を考慮していないため応力拡大係数が圧縮域で推移しているためで，通常，圧縮のみが作用した場合，き裂は進展しないと考えられる。しかし，実際にき裂が発生している箇所では溶接などによる引張残留応力が存在し，その影響で K_{max} が引張域にあると考えられる。

引張残留応力が存在した場合の応力拡大係数を K_{res} として，それを考慮した場合の CL2 および RT タイプの結果を表-9 に示す。このとき，単純に K_{res} を足し合わせただけである。表-9 に示すように，残留応力を考慮した場合，どの補修パターンでも応力比を小さくすることができ，き裂進展速度を抑えることができると言えられる。しかし，ここでは，解析による定性的な結果であるため，実際の進展速度の抑制などの定量的な効果に関しては，今後，実験的な検討が必要であると考えられる。

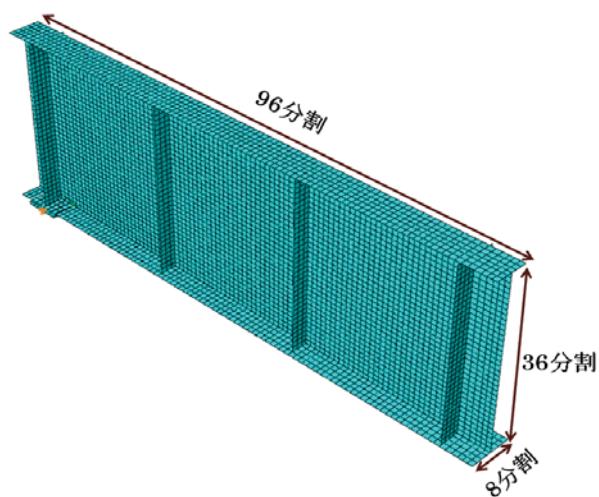


図-21 I 柄モデルシェル要素部の要素分割状況

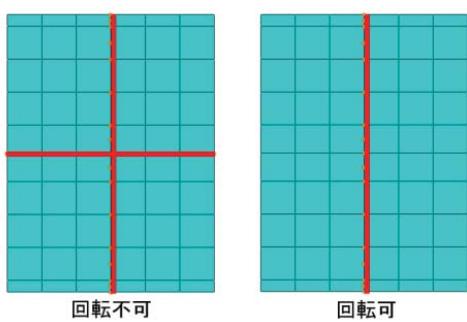


図-22 支点の境界条件領域

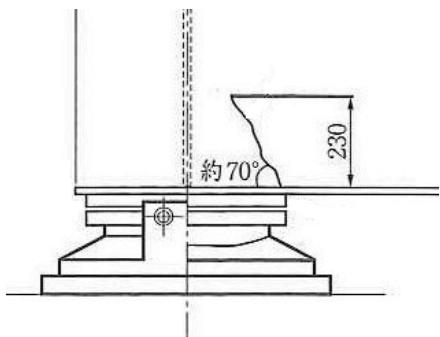


図-23 支点部疲労き裂事例

表-6 解析ケース

モデル名	き裂高さ (mm)	境界条件	補修
CL2BC1	2	BC1	なし
CL2BC2	2	BC2	なし
CL2BC3	2	BC3	なし
CL2BC4	2	BC4	なし
CL2BC5	2	BC5	なし

CL230BC1	230	BC1	なし
CL230BC2	230	BC2	なし
CL230BC3	230	BC3	なし
CL230BC4	230	BC4	なし
CL230BC5	230	BC5	なし
RT-S10	2	BC4	片側補修 10kN
RT-D10	2	BC4	両側補修 10kN
RT-D20	2	BC4	両側補修 20kN

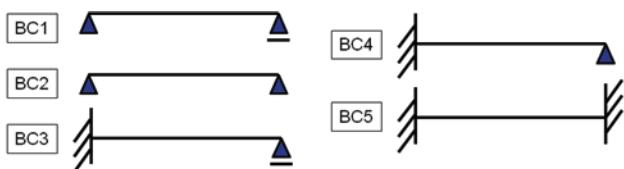


図-24 支点条件

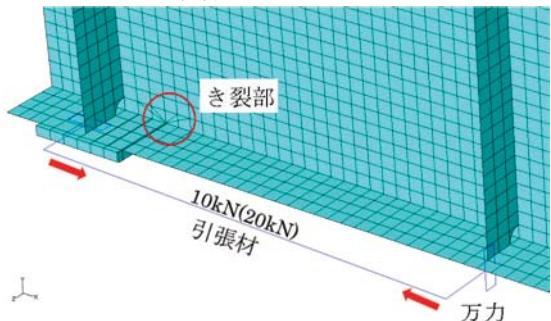


図-25 引張補修の解析モデル

表-7 CL2-タイプ, CL-230 タイプの ΔK

モデル名	K_I ($MPa\sqrt{m}$)	K_{II} ($MPa\sqrt{m}$)
CL2BC1	0. 68	0. 38
CL2BC2	-55. 46	-10. 06
CL2BC3	-66. 08	21. 33
CL2BC4	-86. 92	3. 54
CL2BC5	-49. 48	2. 13
CL230BC1	-0. 94	2. 04
CL230BC2	-45. 91	3. 18
CL230BC3	-20. 95	7. 00
CL230BC4	-46. 39	3. 25
CL230BC5	-25. 08	1. 97

表-8 CL2, RT タイプの ΔK ($MPa\sqrt{m}$)

	K_{min}	K_{max}	ΔK
CL2BC4	-86. 9	0. 0	86. 9
RT-S10	-90. 2	-4. 3	86. 0

RT-D10	-94.0	-8.5	85.5
RT-D20	-102.6	-17.1	85.5

表-9 K_{res} を考慮した補修効果 ($K_{res} = 50 \text{ MPa}\sqrt{m}$)

	K_{min}	K_{max}	ΔK	応力比
CL2BC4	-36.9	50.0	86.9	-0.7
RT-S10	-40.2	45.7	86.0	-0.9
RT-D10	-44.0	41.5	85.5	-1.1
RT-D20	-52.6	32.9	85.5	-1.6

(4) 実構造における高性能万力の補修効果に関する実験的検討および残留応力場における疲労き裂の進展挙動

平成22年度は、この高性能万力を用いた応急補修性能の確認を、上述の解析モデルに基づいた実際の橋梁構造に近い試験体（I桁ソールプレートから発生する疲労き裂の補修）に対して行う予定であったが、図-26に示すように、実験で発生した疲労き裂が実際に鋼橋で見つかっている疲労き裂（図-23参照）と異なる進展挙動をしたため、22年度では、その疲労き裂進展のメカニズムの解明を小型試験体による要素実験およびFEM解析によって検討した。図-23に示すように、実際の橋梁では、I桁ソールプレートから進展する疲労き裂の場合、まず、下フランジを貫通し、ウェブに進展する。しかし、本実験では、下フランジを貫通したのち、ウェブに進展せず、下フランジとウェブとの溶接ビード付近を水平方向に進展した。これは溶接による残留応力や支点条件および載荷条件（位置、作用応力）の影響であると考えられ、溶接残留応力や作用応力がき裂進展挙動にどの程度の影響を与えるのかを検討した。図-27に示すASTMのき裂進展試験に準拠した試験体を用いて、突き合わせ溶接の有無が疲労き裂進展実験に及ぼす影響を検討した。

供試体は溶接線の有無、溶接線の角度・位置の違いなど全8種類用意した。図-27に示すように、全供試体共通で片側に切り欠きを入れ、疲労試験でき裂がそこから進展するようにした。specimen Aは、溶接線なしの供試体で、specimen B, specimen C, specimen D, specimen E, specimen Fはそれぞれ溶接線の角度を $\theta = 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 0^\circ$ とした。specimen G, specimen Hは、溶接線の角度はそれぞれ $\theta = 0^\circ, 45^\circ$ であるが、specimen F, specimen Cと比べ、切り欠きと溶接との距離を遠くしている。また、図-28に切り欠きの拡大図を示す。全供試体の材質は、SM400-A、板厚は9mm（JIS規格に基づく板厚公差）である。実験に用いた疲労試験機と供試体の設置状況を図-29に示す。全8種類の供試体を用いて、上下対称な繰り返し荷重による疲労き裂進展試験を行った。使用した疲労試験機は島津製作所（株）製サーボパルサである。供試体と治具を止めるピンは、材質SCM435とした。繰り返し速度は5Hz、荷重条件は、応力拡大係数 $K=25 \text{ MPa}\cdot\sqrt{m}$ 程度となるよう以下のASTMの理論式(8)に基づき $\Delta P=27.6 \text{ kN}$ とした。ただし、 a : 切り欠き長さ、 W : 供試体幅、 B : 供試体厚さである。繰り返し引張荷重は制御装置の性能より28.6kNから1kNの振幅幅とした。

$$\Delta K = \left[\Delta P / (B\sqrt{W}) \right] F \quad (8)$$

$$F = \alpha^{1/2} [1.4 + \alpha] [1 - \alpha]^{-3/2} G \quad (9)$$

$$G = 3.97 - 10.88\alpha + 26.25\alpha^2 - 38.9\alpha^3 + 30.15\alpha^4 - 9.27\alpha^5 \quad (10)$$

$$\alpha = a/W, 0 < \alpha < 1 \quad (11)$$

また、各供試体でクラックゲージを用いてき裂の進展速度を計測した。また、繰り返し引張荷重とき裂進展経路の関係を調べるために、応力拡大係数 $\Delta K=25$ とは別に、応力拡大係数 $\Delta K=15$ の場合も疲労き裂進展試験を行った。式(8)より、応力拡大係数 $\Delta K=15$ のときの引張荷重振幅は $\Delta P=16.5\text{kN}$ とし、供試体は specimen C で疲労試験を実施し、この供試体を specimen C2 とする。

得られた載荷回数とき裂長さの関係を図-30に、各供試体の破断までに要した載荷回数を表-10に、各供試体のき裂進展経路を図-31にそれぞれ示す。き裂進展経路は、各供試体破断後にスケッチを取り、それぞれ表と裏を合わせたものである。なお、赤線がクラックゲージの貼ってある側のき裂進展経路、黒線がクラックゲージの貼っていない側のき裂進展経路である。また、specimen E の破断させたものとそのき裂断面と specimen C2 を強制的に破断させたものとそのき裂断面を図-32にそれぞれ示す。また、specimen E と specimen C2 のき裂進展経路をそれぞれ図-33に示す。（ただし、対象とするき裂長さはそれぞれ 1.5mm, 2.5mm である。）ここで、specimen E の供試体は、載荷回数が 50 万回の時点でき裂長さは 1.5mm 進展したが、その後、載荷回数 176 万回を超えてき裂長さが 1.5mm から進展しなかったので、引張荷重 $P=110\text{kN}$ を与えて強制的に破断させ、強制破断させる前までの疲労き裂進展経路を対象とした。また、応力拡大係数 $\Delta K=15$ 、引張荷重 $\Delta P=16.5\text{kN}$ とした specimen C の疲労試験では、90 万回の時点でき裂長さ 2.5mm まで進展したが、その後 260 万回を超えてき裂は 2.5mm より進展することはなかったので、引張荷重を $\Delta P=22.1\text{kN}$ まで上げた。このときのき裂先端周りの応力拡大係数は $\Delta K=20$ 程度である。しかし、荷重を上げ総載荷回数 510 万回を超えてき裂は 2.5mm から進展しなかったので、specimen E の場合と同様に強制変位 20mm を与えて破断させた。

図-28 の載荷回数とき裂長さの関係を見ると、溶接なしの specimen A と溶接 $\theta=0^\circ$ で切り欠きから距離を離した specimen G がほとんど同じ結果となっている。これより、溶接線が応力集中部のき裂先端からある程度離れていると、き裂進展寿命には影響がないと言える。さらに、き裂進展経路も specimen A, specimen G ともにほぼ直線であることから、き裂先端周りにおいて作用していた残留応力が小さいと、き裂進展経路には影響がほとんどないと言える。次に、溶接の角度がある供試体 (specimen B, specimen C, specimen D) はいずれもき裂進展に要する載荷回数が多いことがわかる。これは、き裂先端周りの溶接による圧縮の残留応力の影響によりき裂の進展が妨げられていると考えられる。また、図-32より、溶接線を有する供試体 (specimen B, specimen C, specimen D, specimen F, specimen G, specimen H) において、表と裏のき裂進展経路に差異が生じた。これは、供試体が溶接されひずみ矯正を行ったときに板厚方向

で残留応力分布に変化が生じたことが原因と考えられる。また、specimen B, specimen C, specimen D, specimen Hでき裂進展経路にわずかながら湾曲が見られる。これは、溶接による残留応力分布の違いにより、き裂先端近傍の応力分布が変わり、き裂進展方向を決める因子に影響を及ぼしたと考えられる。き裂の湾曲は、どの供試体も切り欠きからき裂が発生し、進展していくき裂進展初期で見られることから、き裂進展初期においては、引張荷重よりも溶接残留応力の影響が大きくき裂進展経路が湾曲していくが、き裂が進展していくにしたがって進展方向を決める因子が残留応力よりも引張荷重の方に移行していき、進展方向が直線に近づいていくと考えられる。図-33より、specimen Eにおいてき裂長さ1.5mmまではき裂が進展していることがわかる。しかし、その後100万回ほどき裂が停滞した要因としては、以下のことが考えられる。まず、specimen Eでは切り欠き周りで他の供試体(specimen C, specimen F)と比べて、上下方向に強い圧縮の溶接残留応力が働いている。この圧縮の残留応力がき裂の開口を阻止しき裂の進展が止まったと考えられる。また、強制的に破断させるとときに、強制変位20mmを与えた後、 $\Delta P=35\text{kN}$ で10550回、その後 $\Delta P=49\text{kN}$ で10555回、ともに5Hzで疲労試験を行ったが、破断には至らなかったため、さらに110kNで引張荷重を与えた時にspecimen Eは破断した。これより、specimen Eは引張に対しては他の供試体と比べてかなり強い疲労強度をもっていたと言える。これは、溶接線に沿った方向の残留応力が、供試体両端の全ての範囲で強い圧縮になっていたためと考えられる。図-32より、specimen C2において、引張荷重 $\Delta P=16.5\text{kN}$ と $\Delta P=22.1\text{kN}$ で引っ張ったときのき裂の進展がそれぞれビーチマークのように板厚断面に現れていることがわかる。これより、変動荷重が小さくても確実にき裂は進展していることがわかる。また、図-33よりき裂の進展方向はspecimen Cに比べてより下方向に進展していることがわかる。よって、引張荷重よりも切り欠き周りの残留応力分布にき裂経路が依存していると考えられる。このまま、疲労き裂進展試験を続けた場合、き裂の進展には膨大な時間がかかるが、き裂の進展経路に関してはspecimen Cの結果と比べて違いが出た可能性がある。

残留応力を考慮したFEM解析モデルを用いて、疲労き裂進展解析を行った。き裂が進展するときのき裂進展方向の決定には式(12)の最大周方向応力説を用いた。これは、最大引張応力に垂直な面でその引張応力により破壊が起きるという仮説に基づいている。

$$\theta = 2 \arctan \frac{1}{4} \left(\frac{K_I}{K_{II}} \pm \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}} \right)^2 + 8.0} \right) \quad (12)$$

き裂進展解析の対象としたのは、溶接線なしのspecimen A、溶接残留応力を測定し疲労試験でき裂が最も湾曲したspecimen C、疲労き裂進展試験で載荷回数500万回を超えてき裂が進展しなかったspecimen C2とした。specimen A, specimen CおよびC2（残留応力を考慮したシェルモデル）を図-34に示す。解析モデルの切り欠き周りは、閉曲線積分を行うために図-35のようにし、進展方向は、図-35の赤矢印の方向からの角度として求めた。

溶接部に-200°Cの仮想温度を付与し残留応力を表現して得られた応力拡大係数と、引張荷重27.6kNを作用させたときの応力拡大係数を表-11に示す。表-11より、specimen A,

specimen E, specimen F, specimen Gは進展方向がほぼ水平であると言える。それに對し, specimen B, specimen C, specimen D, specimen Hは, き裂進展方向が $5^\circ \sim 12^\circ$ 程度下方向に進展していくものと考えられる。き裂進展試験のき裂進展経路は, specimen Bで $6\sim 7^\circ$ 程下方に, specimen Cで 17° 程下方に, specimen Dで $11\sim 12^\circ$ 程下方に, specimen Hで 8° 程下方に向いている。これより, 表-11で得られた進展方向は, ある程度現実的な値であることがわかる。また, K_I の値はspecimen Gを除いて全て溶接なしのspecimen Aよりも小さくなっている。これより, 表-11で得られた進展方向は, ある程度現実的な値であることがわかる。また, K_I の値はspecimen Gを除いて全て溶接なしのspecimen Aよりも小さくなっている。これより, 表-11で得られた進展方向は, ある程度現実的な値であることがわかる。また, K_I の値はspecimen Gを除いて全て溶接なしのspecimen Aよりも小さくなっている。これは、疲労き裂進展試験の結果と整合しており、妥当な結果と考えられる。specimen Eの K_I は、他の供試体の K_I の値と比べて小さい。このことより、specimen Eの供試体はき裂進展がかなり遅くなると考えられる。これは、疲労き裂進展試験でspecimen Eが載荷回数140万回を超えてもき裂長さが1.5mmから伸びなかつたことと一致する。また、表3.4より、進展方向が 4° 以上ある供試体specimen B, specimen C, specimen D, specimen Hの応力拡大係数 K_{II} は、進展方向がほとんど0であった供試体specimen A, specimen E, specimen F, specimen Gの応力拡大係数 K_{II} と比べてとても大きい値となっている。よって、き裂の進展方向とモードIIの応力拡大係数の間には相関関係があると考えられる。

specimen Aのき裂進展解析で得られたき裂進展経路と疲労き裂進展試験で得られたき裂進展経路を合わせたものを図-36に示す。き裂進展解析は、最大周方向応力説で得られたき裂進展方向に、き裂進展距離として1ステップ当たり5.0mmを与えた、繰り返し計算を行った。その際、き裂進展に伴うリメッシュ処理が必要となるのがこのき裂進展解析手法の難点でもある。なお、疲労試験のき裂進展経路は、図-31のものと同一であり、青い線が切り欠きで緑の線が解析結果で得られたき裂進展経路である。図-36より、specimen Aの解析によるき裂進展経路は、実験結果と同じくほぼ直線状に進展した。黒の線はクラックゲージを貼っていない側のき裂進展経路であるが、若干解析結果とひずみゲージが貼っている側より上方にずれた経路となった。これは疲労試験で供試体を治具に固定させると、わずかながらずれていたことが考えられるが、治具と供試体の向きを完全に一致させることはほぼ不可能であることから誤差の範囲内のはずであると言える。次にspecimen Cの解析モデルでき裂進展解析を行い、得られたき裂進展経路を図-37に示す。specimen Aと同様にき裂進展距離として1ステップ当たり5.0mmを与えた、さらに溶接部に与えた仮想温度は-200°Cとした。図-37より、解析による疲労き裂は実験結果の表裏のき裂進展経路の中間ほどの経路をたどった。これより、specimen Cに与えた仮想温度-200°Cは、実際の残留応力分布をある程度良い精度で表せていると言える。また、き裂進展方向を算出した式(3.3)の最大周方向応力説は、溶接が近くにある領域においても溶接残留応力を考慮すれば、適応可能であると言える。最後に、疲労き裂進展試験で載荷回数500万回を超えてもき裂が進展しなかったspecimen C2の供試体のき裂進展解析を行った。き裂進展経路を図-38に示す。図-38より、specimen C2のき裂進展経路は、specimen Cに比べてより下方向に湾曲し、解析結果ではき裂進展経路は、specimen Cで 9° 程下方に、specimen C2で 21° 程下方に進んだ。これより、引張荷重の大小の違いで、き裂進展経路は変化すると言える。これは、引張荷重が小さい場合は、引張荷重よりも溶接による残留応力の影響を受け、き

裂進展方向が変化し、引張荷重が大きい場合では、溶接による残留応力よりも引張荷重の方がき裂進展方向に支配的になるためと考えられる。

これらの結果を踏まえ、23年度では、残留応力の影響を考慮したI桁試験体のき裂進展解析を実施し、実挙動に合うような支点条件や載荷方法を検討し、既に製作済みのI桁試験体にて実験を再開する予定である。この実験では、図-4に示すように補修方法をパラメータとして、①補修無、②高性能万力によるプレストレス補修、③高性能万力による当て板補修を実施する予定である。

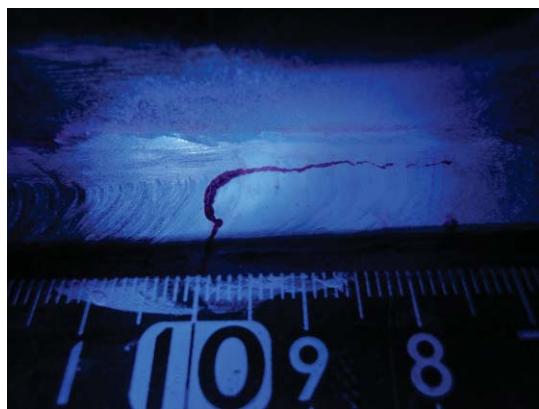
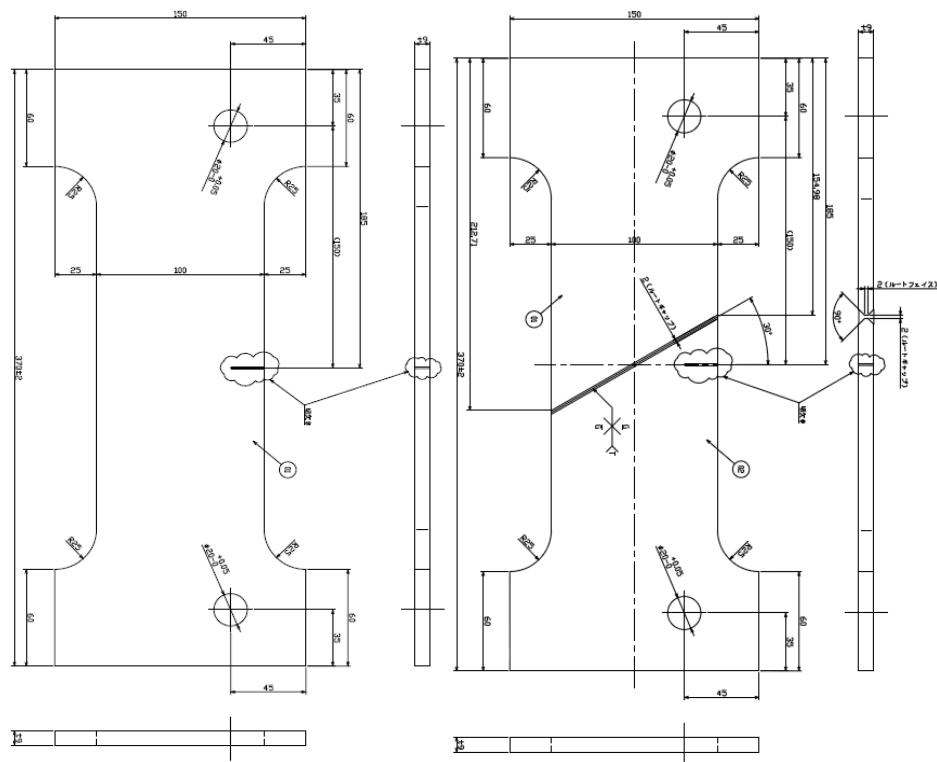
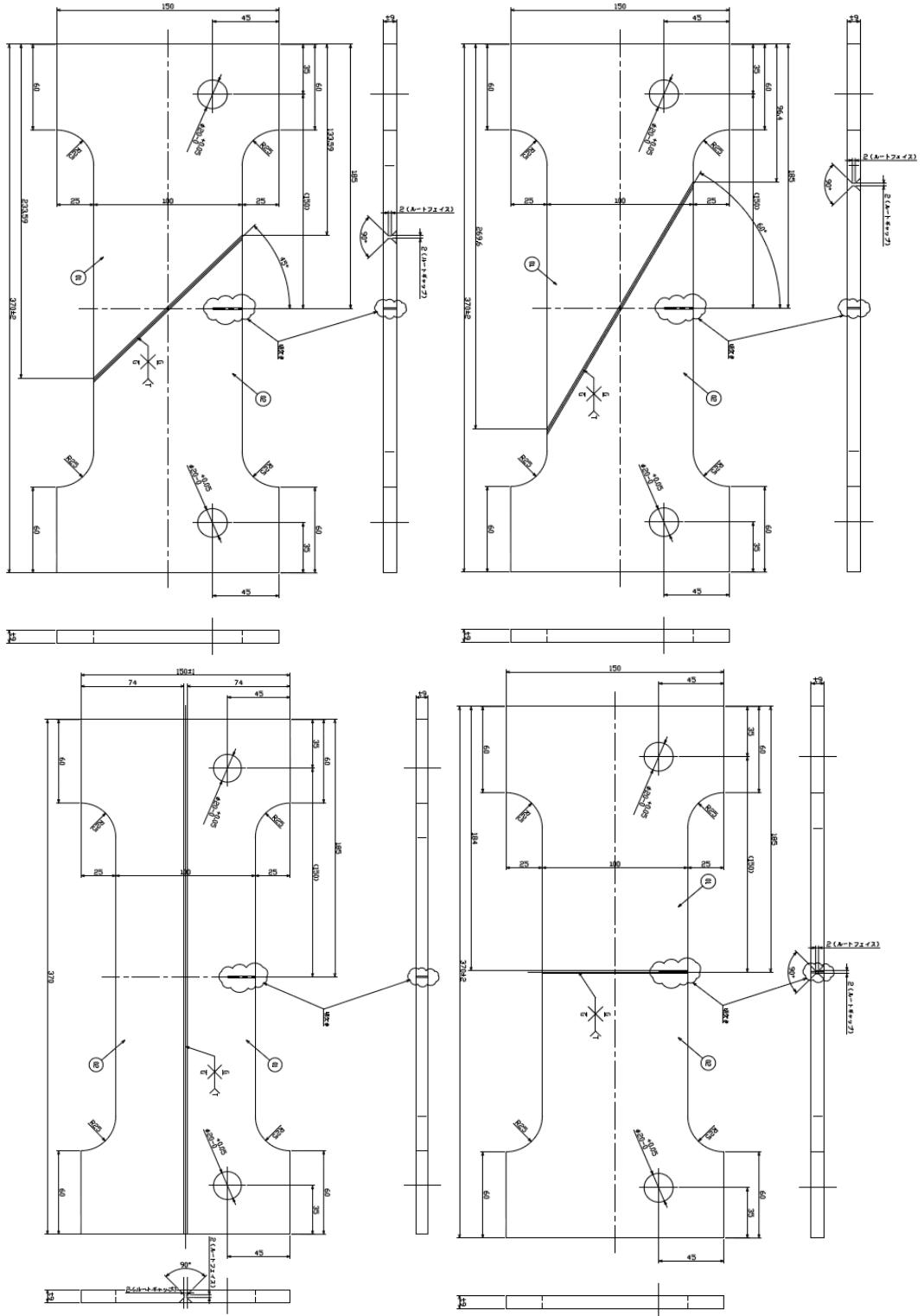


図-26 I桁供試体のき裂進展挙動





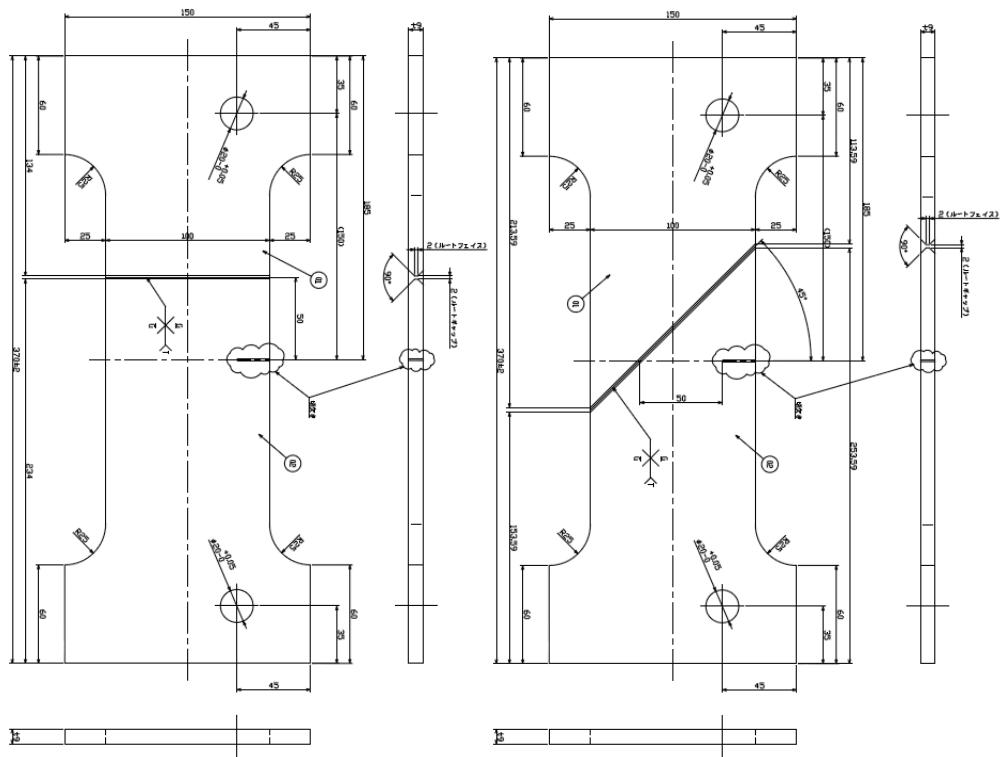


図-27 き裂進展供試体

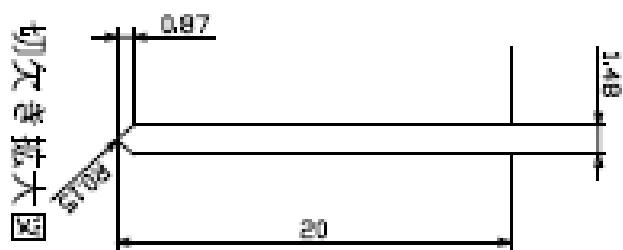


図-28 切欠き先端詳細図



図-29 供試体の設置状況

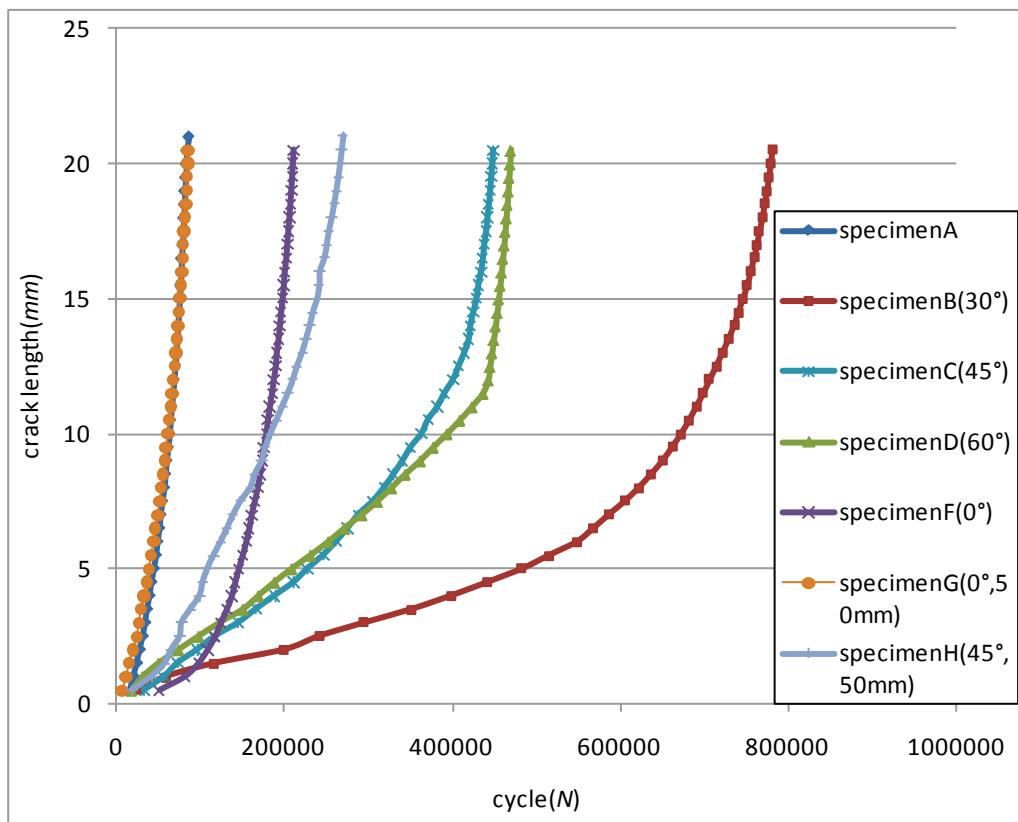
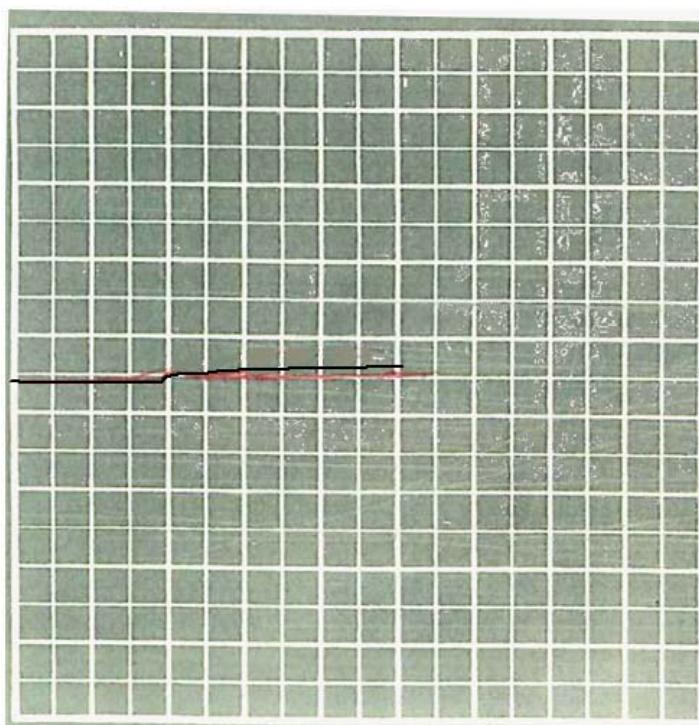


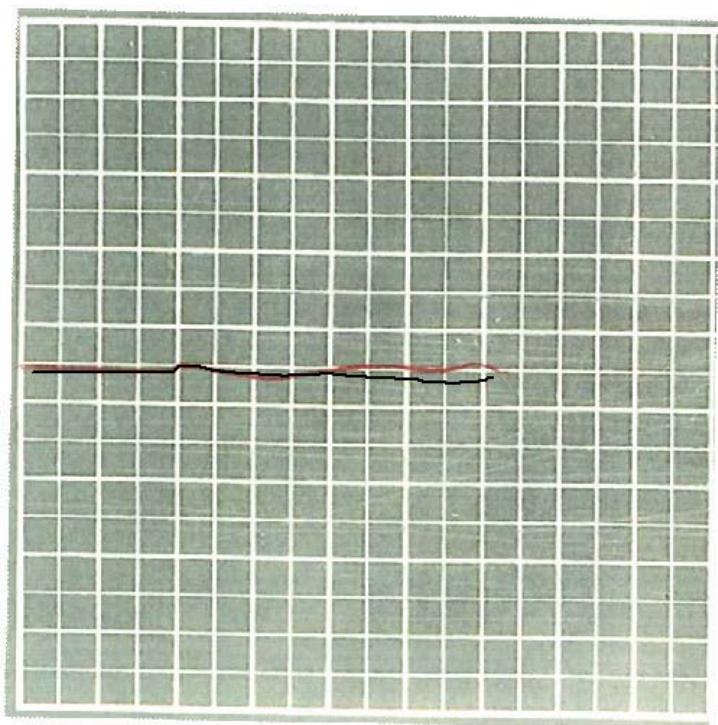
図-30 き裂進展長さとサイクル数との関係

表-10 各供試体の破断までの載荷回数

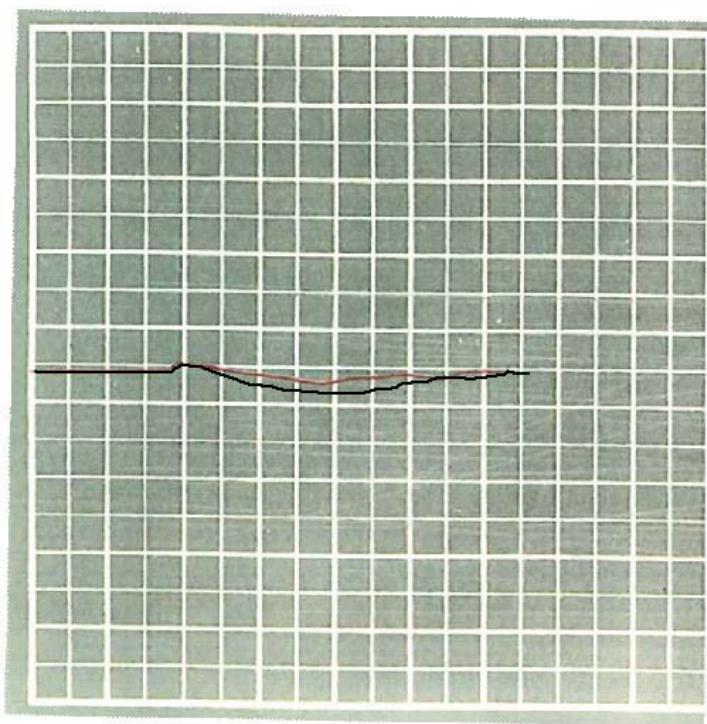
specimen A	92356
specimen B	797952
specimen C	460673
specimen C2	進展せず
specimen D	480045
specimen E	進展せず
specimen F	222487
specimen G	96589
specimen H	288251



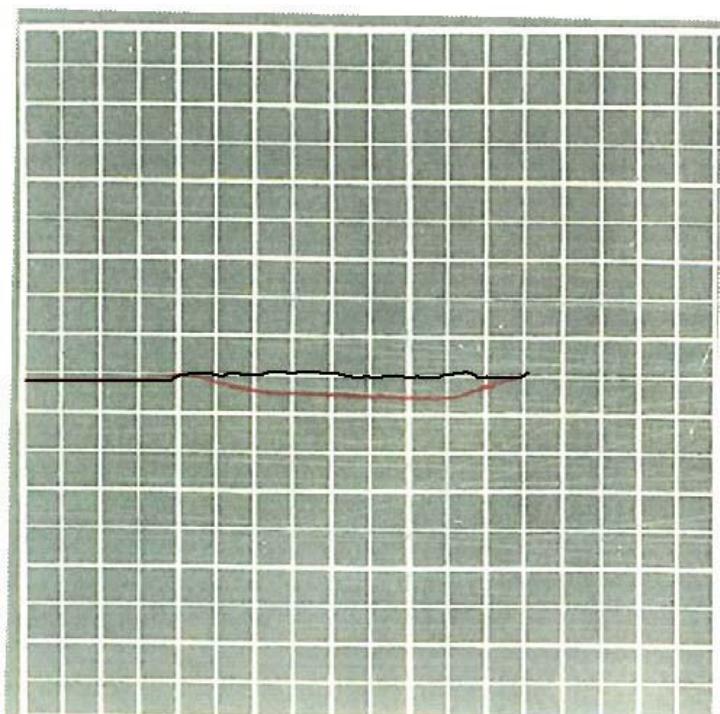
(a) specimen A



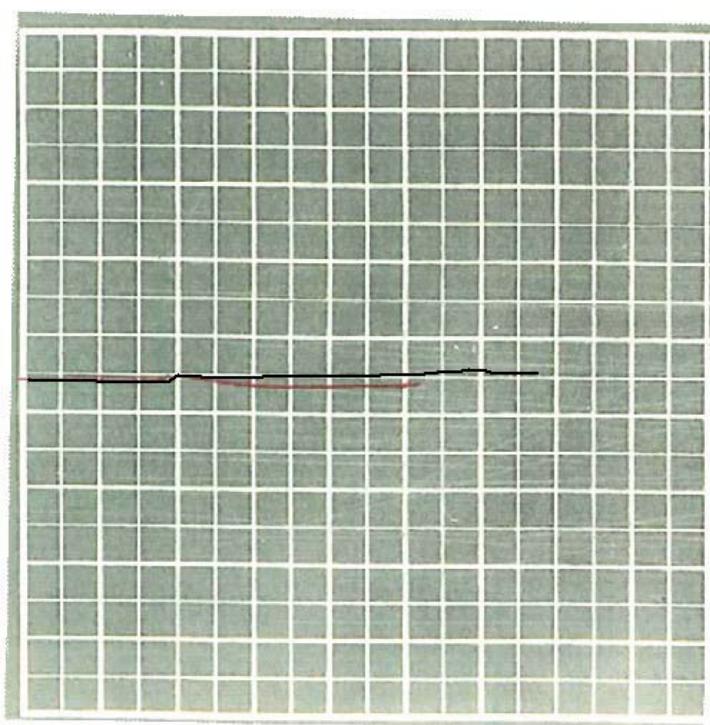
(b) specimen B



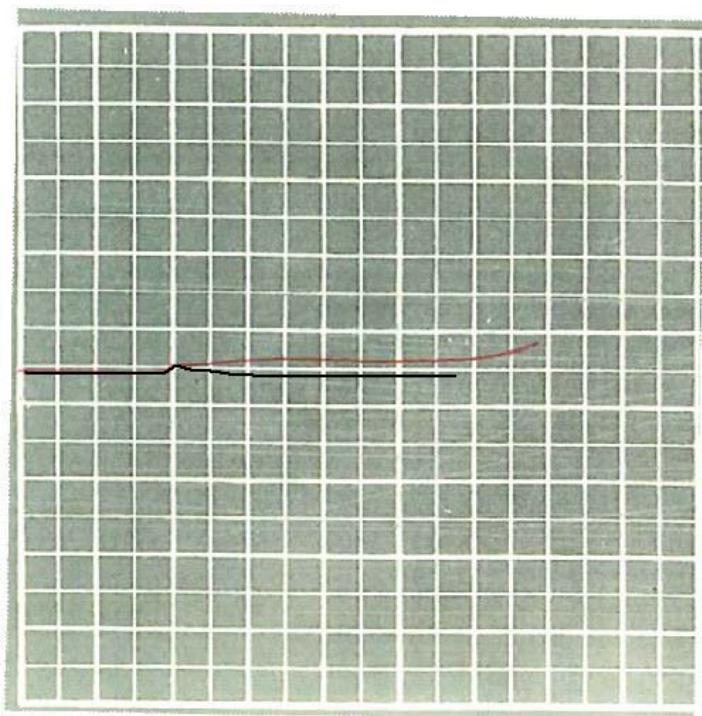
(c) specimen C



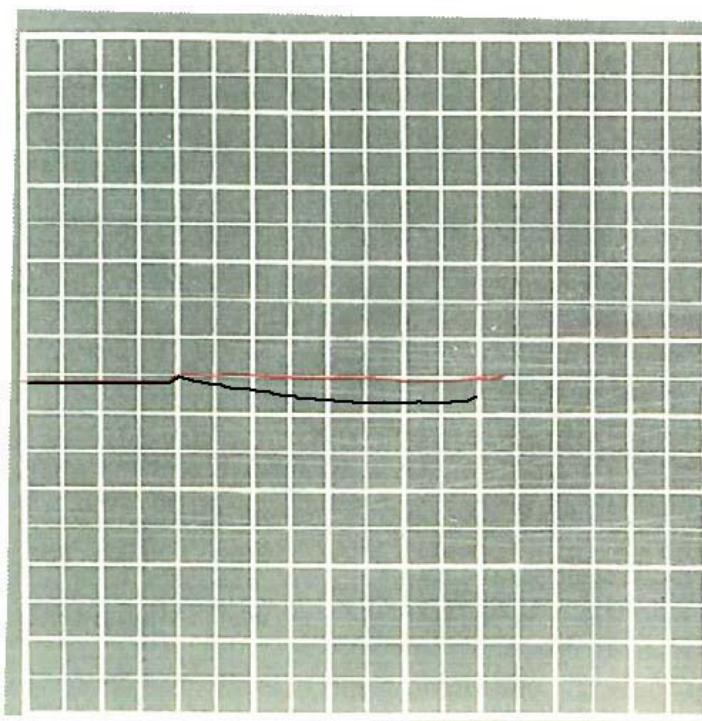
(d) specimen D



(e) specimen F



(f) specimen G



(g) specimen H

図-31 各供試体のき裂進展経路

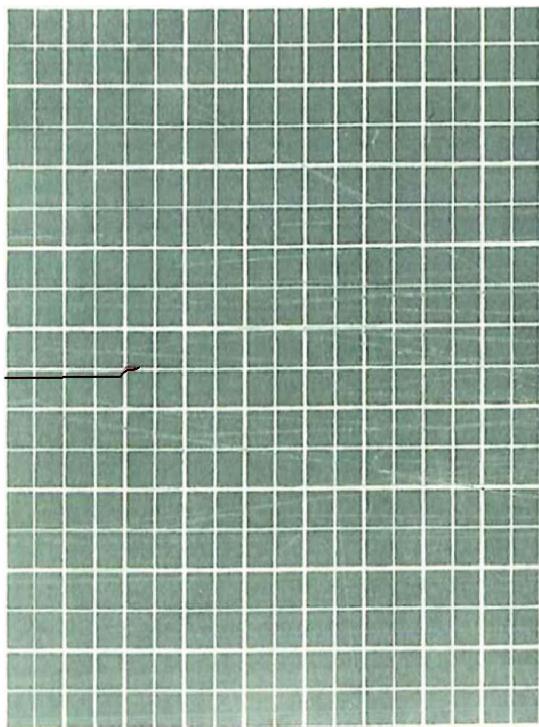


(a) specimen E

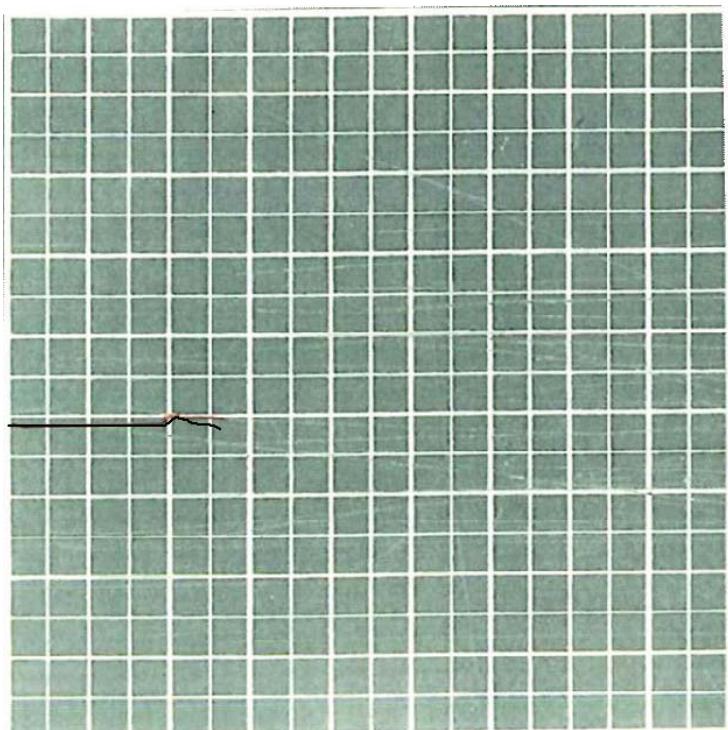


(b) specimen C2

図-32 き裂進展面



(b) specimen E



(b) specimen C2

図-33 き裂進展経路2

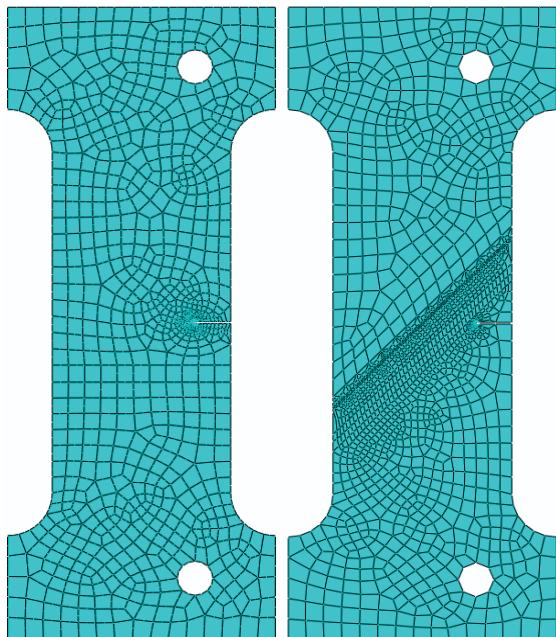


図-34 解析モデル

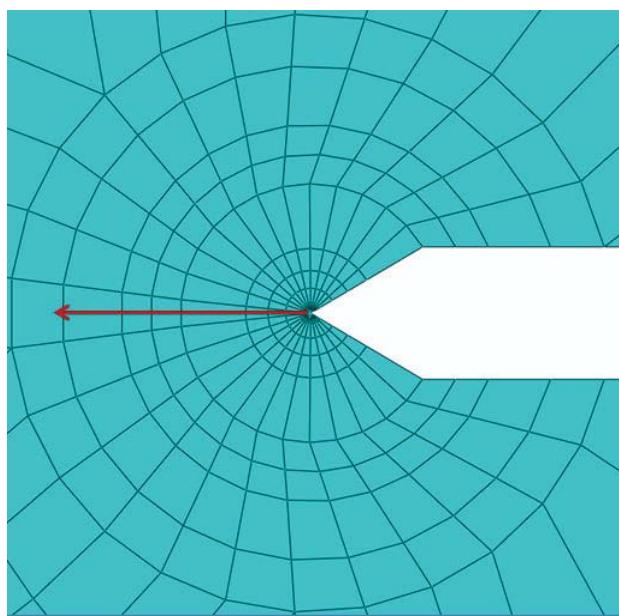


図-35 き裂先端

表-11 解析モデルと応力拡大係数の関係（応力拡大係数： $MPa\cdot\sqrt{m}$ ，進展方向：deg）

	仮想温度導入		引張荷重載荷		進展方向
	K_I	K_{II}	K_I	K_{II}	
specimen A	0	0	25.1075	-0.01241	0.05667
specimen B	-4.6815	-2.7635	20.8925	-2.21775	11.86
specimen C	-4.51375	-1.88825	20.8925	-1.8285	9.8565
specimen D	-4.811	-1.175	20.5	-1.22575	6.79575
specimen E	-6.98325	0.027288	18.2625	-0.03996	0.250775

specimen F	-4.03525	0.00327	21.3725	0.014148	-0.07496
specimen G	1.1535	0.241825	26.1375	0.22565	-0.98913
specimen H	-1.11475	-0.9347	23.0925	-0.9896	4.891

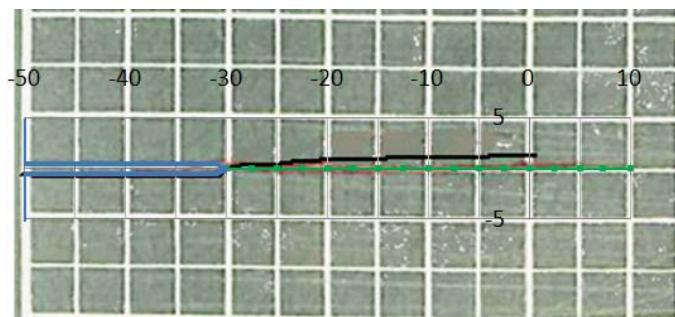


図-36 specimen Aのき裂進展解析結果

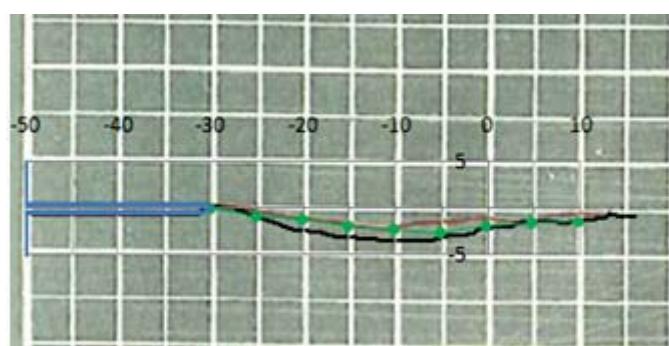


図-37 specimen Cのき裂進展解析結果

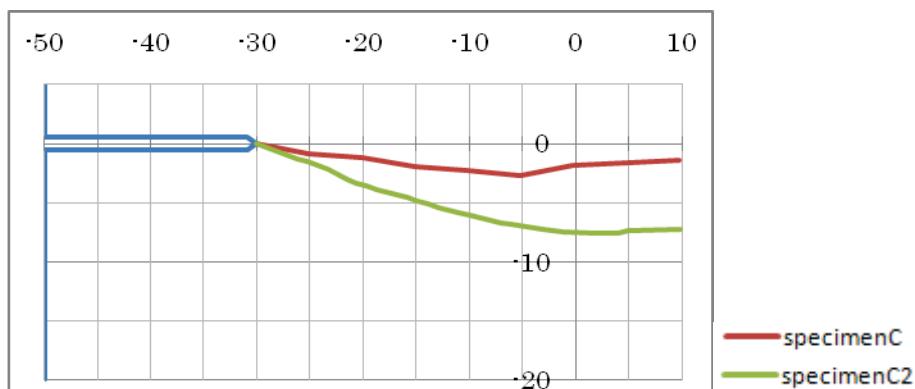


図-38 specimen C2のき裂進展解析結果

7.2 個別課題③

次に、個別課題③である高力ボルト摩擦接合による当て板補修の効果を検討するため、平成21年度には、図-39に示す4種類の添接形式の実験供試体を用意し、静的載荷実験により、当て板のすべり挙動を検討した。さらに、平成22年度は、静的載荷により、当て板をすべらし、ボルトが支圧状態に達した後に疲労試験を実施し、それぞれの添接ケースにおける疲労強度を検討した。

(1) 当て板補修の静的載荷試験

ここで設定した供試体を図-39に示す。鋼橋の疲労亀裂の多くは応力集中部から発生する

ため、単純な引張部材を補修することは少ない。しかしながら、本研究では基礎的な実験として、板部材に引張荷重を載荷し、荷重に直角方向に亀裂が進展しているケースを想定した。亀裂の先端にはストップホールを設け、亀裂の進展で不連続部になった部分を2本の高力ボルトで補修するケースを対象に、ボルト配置をパラメータとして供試体の設計を行っている。

供試体の板厚には、一般に入手可能な鋼材の最低板厚である9mmを採用した。供試体の形状は、載荷に使用する試験機の能力から、幅200mm、長さ1100mmとしている。材質はSS400である。供試体における模擬亀裂は、機械加工で製作し、結果として2から3mmの亀裂幅となっている。ストップホールはドリルで加工した。板は全表面に対してブラスト処理を行った。亀裂長さは、高力ボルトF10T(M22)2本の2面摩擦の場合の許容値に対応する欠損断面を求め、152mmとした。ただし、ストップホールを設けるため、これを含めた長さである。その結果、ボルト2本を応力方向に配置したE, S, Nタイプでは、当て板幅は64mmとなり、当て板の合計断面積が欠損断面の約8割となっている。Tタイプは、当て板幅は127.5mmであり、当て板の合計断面積は欠損断面の約1.70倍である。なお、当て板の母材への取り付けは高力ボルトM22(F10T)を行い、ボルト軸力はトルク管理によって、所定の軸力が導入されるように管理した。

高力ボルトによる当て板補強を行う場合、道路橋示方書における摩擦接合の規定に従って設計されることが多いと考えられることから、この規定で許される最小ボルト本数である、高力ボルト2本の場合を本実験の対象とした¹⁾。本研究では、最小の補修量についても検討することを目的としており、道路橋示方書で定められる最小ボルト本数および最小の当て板で、どの程度の性能改善が期待できるのかを実験で調査する。

供試体のパラメータとして、ボルト配置を取り上げ、ボルト2本を荷重方向と荷重直角方向に配置した図に示すような4ケースを設定している。すなわち、高力ボルトを供試体端部に配置したケース(Eタイプ)、ストップホールに隣接して配置したケース(Sタイプ)、当て板補強後の断面の中立軸を板中心と合致させ、偏心によるモーメントの発生を回避したケース(Nタイプ)、および、亀裂と平行に配置したケース(Tタイプ)である。当て板の板厚は母材の板厚と同じ最小板厚を採用し、道路橋示方書の縁端距離およびボルト間隔の最小値に基づいて、当て板の形状を決定している。

供試体に用いた板の材料特性を把握するため、あらかじめ材料試験を行った。表-2に示すように3つの試験結果の平均値も整理し、降伏点は275N/mm²、引張強度は423 N/mm²であった。

計測項目は、載荷荷重、全体変位、端部の開口変位、ストップホール近傍のひずみ、および載荷状況を確認するためのひずみ、載荷終了後のボルト孔径である。

① 荷重

荷重にはロードセルで検出される値を用いる。

② 全体変位

全体変位にはアクチュエータで検出される変位を用いる。この変位にはすべりや支圧変形などによって生じる変位の他に、試験体全体の伸び(治具での変位などを含む)が含まれる。

③ 開口変位

図-40に示すように、クリップ式変位センサを設置し、供試体端部の開口変位を計測している。開口変位については、センサの能力から、最大で7mm程度までしか計測できない。

④ ストップホール近傍のひずみ

模擬亀裂と反対側のストップホールの孔壁（純断面部）は応力集中を起こし、この部分から疲労亀裂が発生することが考えられるため、ひずみゲージを貼付して、この部分の応力集中度を計測した。

⑤ 偏心および載荷荷重の管理用ひずみ

偏心および載荷荷重の管理を行うため、図-41に示す位置の表裏に4枚のひずみゲージを貼付した。

⑥ 載荷終了後のボルト孔径の計測

終局荷重段階でのせん断支圧による力の伝達を検討するため、静的試験後の荷重方向のボルト孔径を計測した。

荷重と全体変位の関係を図-42に、終局耐力（最大荷重）のまとめを表-13に示す。各試験体の終局耐力は、440kNから500kNの間で、最大と最小で1割程度違いが見られた。最も高い終局耐力を示したものはTタイプであり、Nタイプ、Sタイプ、Eタイプの順に小さくなつた。

荷重一開口変位曲線を図-43に、主すべり荷重を表-14に示す。荷重一開口変位曲線において急激な荷重低下の開始点において主すべり発生と定義している。各試験体の主すべり荷重を見ると、EタイプとTタイプがほぼ同じで最も大きく、N、Sの順に小さくなっている。

荷重とストップホール近傍部のひずみの関係を図-44に示す。ストップホール近傍のひずみが降伏ひずみに最も早く到達するのはEタイプであり、N、S、Tの順に大きくなっている。また、最も早く非線形性を示すものは、Eタイプである。

実験終了後、供試体を解体してボルト孔の変形を観察した。各タイプの写真と荷重方向のボルト孔径を表-5から表-8および写真-4から写真-7に示す。

すべての供試体は、支圧による塑性変形が生じ、残存部の引張破断を起こしている。偏心による曲げ変形の他に、ストップホール部の応力集中により、ストップホールが荷重方向に長い楕円形に孔辺で塑性変形していることが観察された。この傾向は、EタイプとNタイプで顕著で、ストップホールに近接して当て板を配置したSタイプはこの変形は少ない。Tタイプは、ストップホールの楕円化より、母板の荷重方向の縁端での変形（端抜け）が顕著である。すなわち、ボルト孔の支圧の変形に伴い、この縁端も大きく変形し、この変形がストップホールの塑性化よりも卓越している。

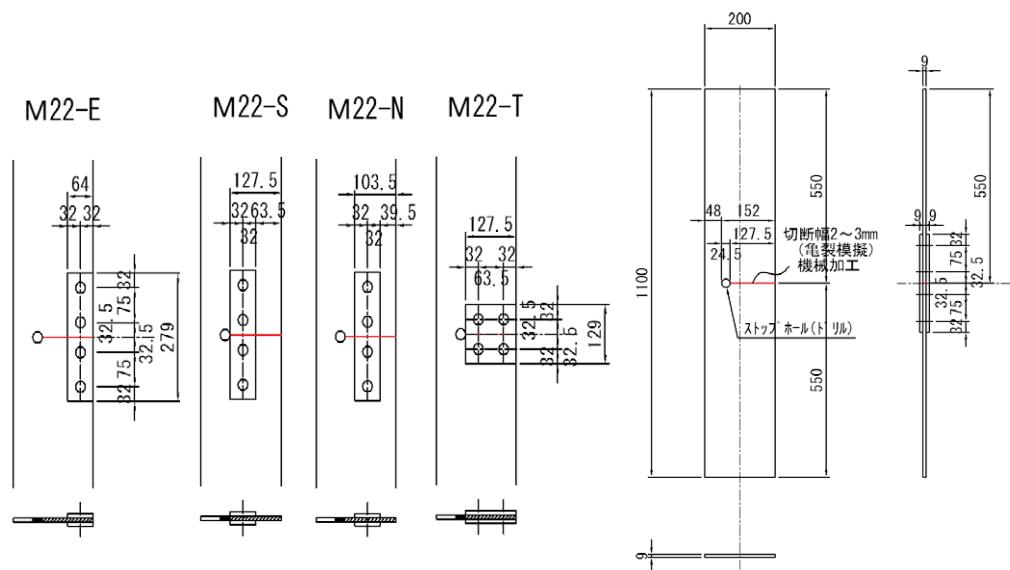


図-39 試験体

表-12 試験体材料特性

試験体番号	降伏点	引張強度
1	275	425
2	275	422
3	275	422
平均値	275	423



図-40 クリップ変位計設置位置概要

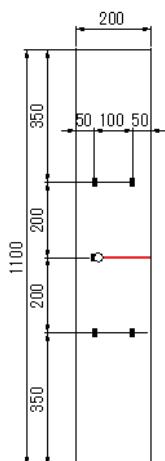


図-41 ひずみ貼付位置

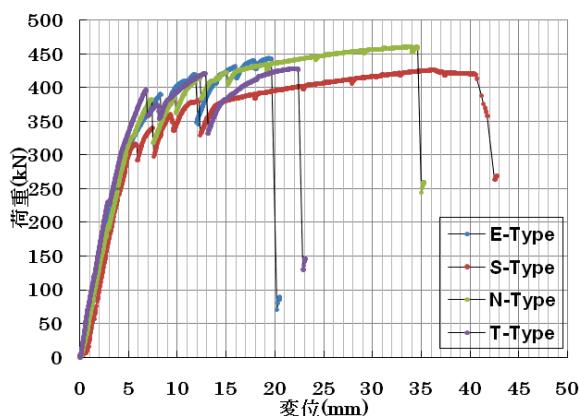


図-42 荷重－全体変位曲線の例

表-13 終局耐力（最大荷重） P_{\max} 単位：kN

試験体タイプ	各実験値			平均値
E	445	440	443	443
S	490	442	426	453
N	485	475	460	473
T	489	491	428	469

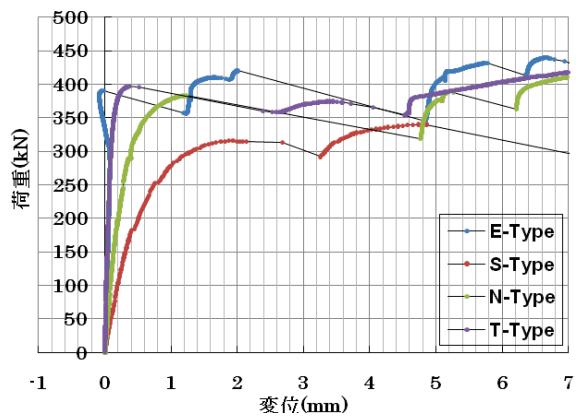


図-43 荷重－開口変位曲線の例

表-14 主すべり荷重 P_{slip} 単位 : kN

供試体タイプ	実験値			平均値
E	441	396	390	409
S	322	297	313	311
N	393	377	383	384
T	421	409	396	409

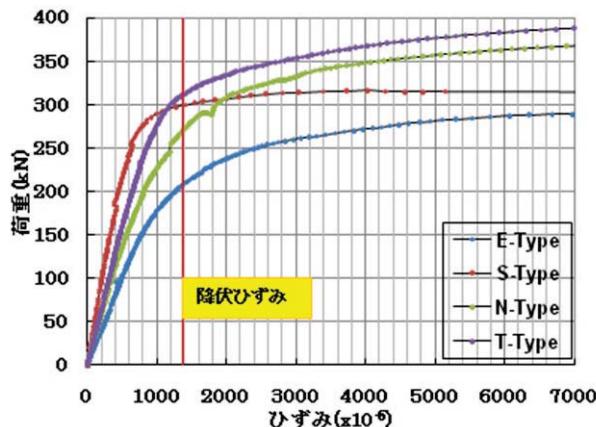


図-44 荷重－ひずみ曲線

表-15 実験後のボルト孔径 (Nタイプ) 単位 : mm

	外側	内側	内側	外側
当て板孔 径 (写真 上側)	24.1	26.3	26.4	24.1
母板孔径	26.0	25.1	25.5	26.4
当て板孔 径 (写真 下側)	24.2	26.1	26.0	24.2

図-45 実験後の供試体 (Eタイプ)

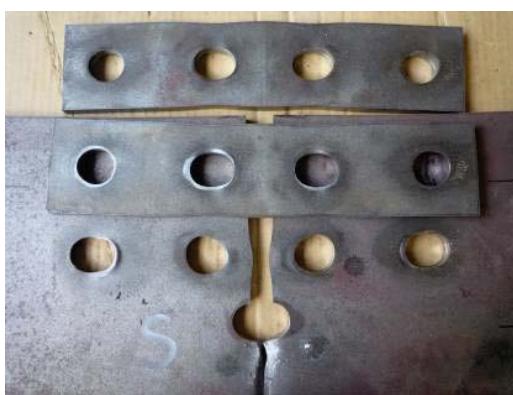


表-16 実験後のボルト孔径 (Sタイプ) 単位 : mm

	外側	内側	内側	外側
当て板孔 径 (写真 上側)	24.7	29.2	28.7	24.8
当て板孔 径 (写真 下側)	25.1	29.6	28.8	25.1
母板孔径	30.8	28.0	28.4	31.1

図-46 実験後の供試体 (Sタイプ)

表-17 実験後のボルト孔径 (Nタイプ) 単位: mm

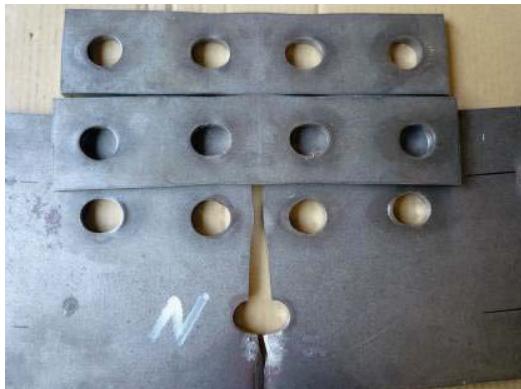


図-47 実験後の供試体 (Nタイプ)

	外側	内側	内側	外側
当て板孔 径 (写真 上側)	24.9	28.3	28.7	24.6
当て板孔 径 (写真 下側)	24.5	28.0	28.3	24.2
母板孔径	28.3	26.4	27.2	28.4



図-48 実験後の供試体 (Tタイプ)

表-18 実験後のボルト孔径 (Tタイプ) 単位: mm

当て板 孔径 (写真 左)	24.1	24.4	当て板 孔径 (写真 右)	24.3	24.4
	24.4	24.5		24.3	24.3
母板孔 径	28.3	34.8			
	29.6	38.8			

(2) 当て板補修の疲労試験

次に、疲労試験の結果として、応力範囲と繰り返し回数との関係を図-49に示す。疲労試験はNタイプ, Sタイプ, Eタイプの3ケースで実施した。この図には円孔を有する母材の既往の研究結果およびその設計曲線も同時にプロットしている。今回の実験結果と既往の研究結果を比較すると、各ケースともに疲労寿命が低下していることがわかる。これは、疲労強度として一番厳しい状態となるように、疲労実験の前に当て板と母材との間にすべりを発生させボルトが支圧状態になるまで荷重をかけた後、疲労試験を行っており、ストップホール付近では大きな平均応力（降伏点以上）が発生していたためと考えられる。次に、各ケース間で比較すると、Sタイプ, Nタイプ, Eタイプの順で疲労強度が大きいことがわかる。疲労亀裂は、図-50に示すようにストップホールのほぼ中心部分から発生しており、この付近で最も応力が集中していたためと考えられる。また、各ケースで疲労強度に差が見られた原因を検討するため、FEM解析を実施し、各ケースにおけるストップホール付近の応力集中係数を求めた。その結果を表-19に示す。表-19より、Sタイプ, Nタイプ, Eタイプの順で応力集中係数が大きくなっている。疲労試験の結果と一致する応力集中の傾向となった。これらの結果より、疲労き裂の応急対策としての当て板のボルト配置としては、ボルト一列の配置の場合、Sタイプのようなよりストップホールに近い位置とすることで、疲労強度を改善できることがわかった。

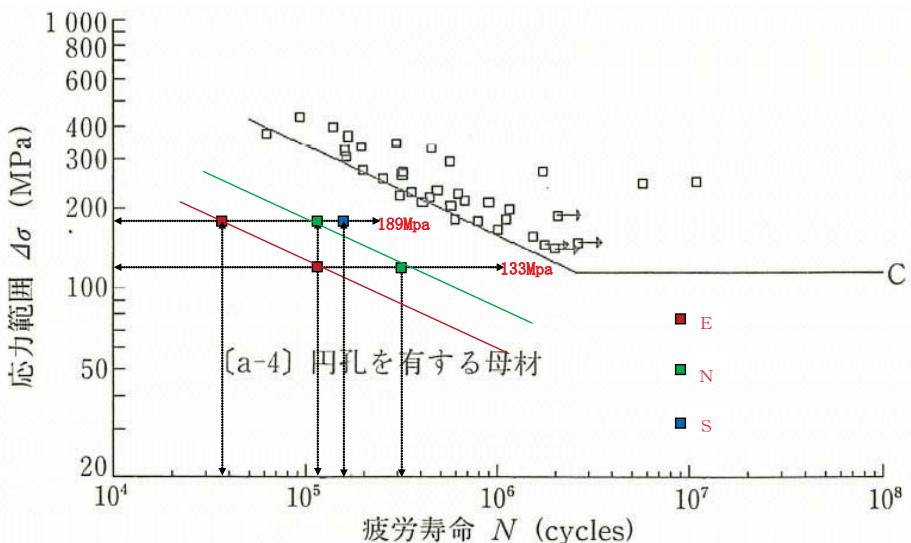


図-49 S-N曲線 * 日本鋼構造協会：鋼構造物疲労設計指針



(a) き裂発生 (b) 破断後
図-50 疲労き裂の発生状況(Eタイプ)

表-19 FEMによる応力集中係数の算定結果

供試体タイプ	応力集中係数
E	5.01
N	3.05
S	1.87

8. 研究成果の刊行に関する一覧表

刊行書籍又は雑誌名（雑誌のときは雑誌名、巻号数、論文名）	刊行年月日	刊行書店名	執筆者氏名
平成22年土木学会関西支部年次学術講演会概要集、高性能万力を用いた疲労き裂の緊急・応急補修技術開発のための解析的研究	2010年5月	土木学会	穴太聖哉、橋本国太郎、杉浦邦征、山口隆司
第65回土木学会年次学術講演会概要集、高力ボルトを用いた当て	2010年9月	土木学会	三ツ木幸子、山口隆司、藩超、金

板による疲労亀裂の補修・補強実験計画			銅晃久
鋼構造年次論文報告集, 第18巻, 疲労き裂の高力ボルト当て板による補修補強に関する 2, 3 の考察	2010年11月	日本鋼構造協会	三ツ木幸子, 山口隆司, 藩超, 金銅晃久, 橋本国太郎
鋼構造年次論文報告集, 第19巻, 高性能万力を用いた疲労き裂の簡易応急補修法に関する基礎的研究 (掲載決定)	2011年11月	日本鋼構造協会	穴太聖哉, 橋本国太郎, 杉浦邦征, 山口隆司

9. 研究成果による知的財産権の出願・取得状況

知的財産権の内容	知的財産権の種類、番号	出願年月日	取得年月日	権利者名
特になし				

10. 成果の実用化の見通し

現状の課題を解決したのち, マニュアルなどを整備し, 実用化する予定

11. その他

特になし