くさび補強型ストップホールを用いた疲労き裂の簡易補修法*

－再発き裂への適用性と耐疲労スマートペーストの効果－

高橋一比古**

A Simple Repair Method of Fatigue Cracks Using Stop-holes Reinforced with Wedge Members*

－Applicability to Reinitiated Cracks and Effects of an Anti-fatigue Smart Paste－

by TAKAHASHI Ichihiko**

A simple method of repairing fatigue cracks using stop-holes reinforced with wedge members, that was previously proposed by the author, has been examined for the case of reinitiated cracks. By using this method, the stress intensity factor range around a reinitiated crack tip is expected to be reduced by the wedge load effect of the wedge members. The chief advantages of this method are that the repair work can be easily performed from only one side of a cracked structure, and that the wedge member can be set so adaptive as to maintain the wedge load automatically and effectively as the reinitiated crack grows. Specifically, slope-type wedge members have been adopted, and an adaptive mechanism of the wedge member has been devised using a pulley and a wire-type displacement meter. Fatigue tests were performed on a steel plate specimen with a drill hole and a notch, and validity of the above repair method was experimentally examined using both of simple and adaptive wedge members. In addition, an anti-fatigue smart paste, which consists of fine alumina particles and silicone grease, was applied to the periphery of the drill hole, and its effects on automatic restraint and visual detection of crack growth were investigated. FE analyses using contact elements were also carried out for a comparative study. As a result, it was found that the strain range on the specimen side is reduced to 44.0% and the fatigue life is prolonged by 12.4 times by application of the adaptive wedge member as compared with the case of the conventional stop-hole. As for the anti-fatigue smart paste, it was found that the fatigue life is further prolonged by about three times that in the case of the adaptive wedge member and the paste has an evident function to support visual detection of cracks.

Key Words: fatigue crack, repair method, stop-hole, wedge load, adaptive wedge, anti-fatigue smart paste, reinitiated crack, crack growth

1. 緒 言

船舶、橋梁等の構造物において疲労き裂が発見された場合には、そのまま進展し続けて重大な損傷に至ることのないう、適切な対策を講じる必要がある。しかし、稼働中の構造物において（特に溶接等の火気を伴う作業が禁じられた区域などでは）大がかりな恒久的対策を講じることは困難な場合が多く、その時点で可能な応急処置を施しておく、次回の入渠時や大規模補修時等、恒久的対策が可能となるタイミングまで経過を観察しながら維持管理するというのが現実的な対処方法となっている。

そのような応急処置として最も一般的に用いられるのは、き裂先端部に貫通孔、所謂ストップホールを設けて応力集中を低減する方法であるが、き裂が長い場合や十分なホール径を確保できない場合などでは、設けたストップホールの孔端部からき裂が再発してしまうことがある^{1,2)}。これを防ぐため、ストップホールを高力ボルトで締め付けて摩擦力により補強する方法³⁻⁵⁾や、先端が平坦なタガネをセットしたエアーツールでき裂の表面近傍の母材を叩くことによ

りき裂を閉口させる工法（ICR 処理）をストップホールの補強に用いる方法^{6,7)}が提案されており、いずれも一定の有効性が示されている。しかしながら、前者の方法には溶接線に沿って進展するき裂や狭隘部、板の裏側にアクセスできない箇所には適用しにくいという課題があり、後者の方法には処理速度が10～20 cm/min程度の施工を同じ箇所に対して複数回行うため施工に一定の時間と手間がかかり、板厚を貫通するような長いき裂の場合、板の裏側にアクセスできない箇所には適用しにくいという課題があった。

ストップホールは航空分野でも用いられており、その補強方法としてこれまでに、ストップホールの周辺に塑性加工を施す方法⁸⁾、ストップホールよりも僅かに直径の大きな鋼球を穴に貫通させて冷間拡張する方法^{9,10)}、ストップホールに硬い材質のピンを押し込む方法¹¹⁾などが種々提案されてきているが、いずれも高力アルミニウム合金の薄板に生じたき裂が対象であり、剛性の大きい厚板鋼板への適用性は不明である。同分野ではこの他、ストップホールの周辺に補助穴を加工して孔端部の応力集中を低減する方法¹²⁾についても報告されているが、狭隘部への適用は難しいと思われる。

以上のような背景を踏まえ、著者は、くさび荷重の付与により孔端部の応力変動幅を抑制するくさび補強型ストップホールを提案し、構造物中を進展する疲労き裂を片側か

*受付日 2020年4月9日 受理日 2020年9月17日

**正 員 (国研)海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所
Member, National Maritime Research Institute, Japan

らでも簡便かつ効果的に停止または抑制できる簡易補修法について検討した¹³⁾。具体的には、考案・試作した斜面型くさび部材 (Fig.1) を小型の平板試験片に適用して静的荷重試験および疲労試験を行い、上記補修法の有効性を示した。特に、くさび部材の設置後に作用する引張の過大荷重によるストップホールの変形にもくさび部材が自動的に追従して伸長し、弛緩することなく常に適切なくさび荷重を保持するような適応くさび部材の構成を実現し、くさび部材なしの場合と実験を通じて比較したところ、円孔端の応力範囲は40%以下にまで大幅に低減され、疲労寿命は少なくとも20倍以上に延伸された。

一方、ストップホールからき裂が再発してしまう原因としては、上述したような場合他にも、ドリル孔の仕上げ（面取りなど）が不十分であった場合や、そもそもドリルの狙い位置が不適当で、き裂の先端部を除去しきれなかった場合（厳密に言えば「再発」き裂ではないが、ここでは区別しない）などがあり、特に後者においてはストップホールの施工自体が無意味化してしまう。これらの再発原因を現場で直ちに特定するのも困難であるし、き裂の再発は維持管理担当者にとって工期（工法）的にも心理的にも大きな負担となるため、簡便かつ有効な対策が望まれるところである。

そこで本研究では、ストップホールの孔端部からき裂が再発した場合を想定したき裂進展試験を行い、斜面型くさび部材を用いてストップホールを補強した場合、再発き裂の進展に対しても抑制効果を発揮できるのかどうかについて実験的に検証した。加えて、著者らがこれまで提案してきた耐疲労スマートペースト^{14,15)}を斜面型くさび部材と併用した場合についても疲労試験を実施し、き裂の進展抑制効果および目視検出支援効果について検証した。

2. 実験方法

2.1 斜面型くさび部材およびトルク負荷機構

既報¹³⁾では、ストップホールに嵌め込むくさび部材として

Fig.1 Installation of the slope-type simple wedge member in a stop-hole

斜面型くさび部材を考案し (Fig.1)、平滑な（再発き裂のない）ストップホールに対する補強効果があることを示した。また、上述の適応くさび部材を構成するため、ボルトとプーリーおよび糸、錘を組み合わせたトルク負荷機構を用いた。本研究でも、くさび部材としては既報¹³⁾と同じ斜面型くさび部材を用いたが、トルク負荷機構としては、上述の組み合わせのうちで錘をワイヤー式変位計に置き換えたものを用いた。以下に、斜面型くさび部材およびトルク負荷機構の詳細について述べる。

2.1.1 斜面型くさび部材

斜面型くさび部材（以降、くさび部材）に用いた材料はJIS SUS316 ステンレス鋼であり、ミルシートによる機械的性質は引張強さ598MPa、0.2%耐力286MPa、破断伸び62%、硬さ174HBである。くさび部材の形状寸法はFig.2に示す通りであり、部品Aの上に部品Bが互いの平滑な斜面同士を接し合うようにして重なり、部品Aに設けた雌ねじに嵌合する六角穴付ボルト（以降、ボルト）が部品Aを貫通して突き出し、部品Bを押圧する構造となっている。ボルトの先端は部品Bと接するため、角部で部品Bに擦過傷や圧痕が生じたりすることなく、ボルト軸が滑らかに回転できるように、Fig.2に示す通り球面状に仕上げてある。

円孔にくさび部材を設置する手順は、既報¹³⁾において詳述しているので参照されたい。また、部品AおよびBの斜面の勾配についても、既報¹³⁾で疲労試験に用いた $\tan \alpha = 1/7$ （斜面角度 $\alpha = 8.1^\circ$ ）とした。

2.1.2 トルク負荷機構

くさび部材の施工後、ストップホール端部からき裂が再発・進展すると、一定の外荷重に対する円孔の変形量は増加していくため、Fig.1のような単純な設置方法（単純くさび部材 (Simple Wedge member, 略号 SW)）だと、最初に付与したくさび荷重 F は次第に低下していき、やがてはくさび部材が弛緩して孔端部の応力変動幅を抑制する機能を失ってしまう。従って、再発き裂に適用する場合には、ストッ

Fig.2 Design of the slope-type wedge member

Fig.3 Illustration of the slope-type adaptive wedge member using a pulley and a wire-type displacement meter

ブホールの変形に対してくさび部材が自動的に追従して伸長し、常に適切なくさび荷重を保持することができるような構成（適応くさび部材（Adaptive Wedge member, 略号AW））にすることが望ましい。そこで、本研究の疲労試験では基本的に適応くさび部材を用い、比較のため1ケースだけ単純くさび部材を用いた試験を行った。

まず、単純くさび部材は、载荷前の平板試験片（後述）の円孔部に嵌め込んだくさび部材のボルトを、レンチを用いて手指で初期締め込みすることにより実現した。初期締め込み角度 θ_0 は、既報¹³⁾における静的载荷試験の結果を参考に、 $\theta_0=225^\circ$ とした。この角度は、既報¹³⁾における（円孔にノッチを入れていない）平板試験片に対して、引張荷重14.5kNを作用させたときに単純くさび部材がほぼ弛緩する初期締め込み角度 180° から、更に 45° 追加で締め込んだときの角度である。

次に、適応くさび部材は、くさび部材とボルトを嵌め込んだプーリーおよび糸、ポテンショメーターを内蔵したワイヤー式変位計を組み合わせたトルク負荷機構を用いた構成により実現した。Fig.3は、適応くさび部材の構成を模式的に示したものである。変位計のワイヤーには、引き出された時にほぼ一定の張力 T が作用するようになっており、ばね式手秤で計測したところ $T \approx 220 \text{ gf}$ (2.16N)であった。本構成により、ボルト軸部には常にほぼ一定のトルクが負荷され、外荷重が作用してストップホールが変形し、部品AおよびBの相対位置がずれた際に生じるボルトの回転量を、変位計の出力から定量的に把握することが可能となる。プーリーの形状寸法はFig.4に示す通りとし、材質はJIS A5052アルミニウム合金とした。プーリーの外周部には1度刻み

Fig.4 Design of the pulley

の角度目盛りを入れ、必要な場合にはプーリーの回転角度を容易に計測できるようにした。実験では、プーリーの中央に頭部を嵌入して固定したボルトを部品Aの雌ねじにねじ込み、プーリー外縁部に開けた2mm径の穴を通して一端を固定したタコ糸をプーリー外周に3周程度巻き付けてから伸ばし、Fig.3のように水平丸棒および天井に固定したフックに引っ掛けて方向を変え、その先を下方に垂下させて、予め引き出しておいた変位計のワイヤーとスィベルジョイント（以降、ジョイント）を介して接続することにより、

ボルトに一定のトルクを負荷した。実際の試験セットアップ写真を Fig.5 に示す（左側の写真において、スィベルジョイントと変位計の間にはステンレス鋼製のワイヤーが伸びているが、直径が 0.45mm と細径のため写真からは視認できない）。変位計のワイヤー長さは 2m であり、予め全長分を引き出しておいても、円孔の変形が増してプーリーの回転数が増えると引き出し長さが不足するため、疲労試験中にジョイントの位置が変位計に近くなった段階でワイヤーを再度引き出し、プーリーに無理な力が加わらないように注意しながらタコ糸をプーリー外周に巻き付け直すという作業を行った。本研究では、変位計のワイヤー端部に予めジョイントが付いていて、そのままプーリーに巻き付けるのが困難であったことと、ジョイントの位置を見ることによって引き出したワイヤー長の残量が直ちに把握できること等、実験上の都合により上記のような構成としたが、現場で適用する場合には、実用上十分なワイヤー長さを有する変位計を選定した上で、既報¹³⁾に例示した通り、変位計のワイヤーをそのままプーリーに巻き付けて用いた方がはるかに省スペースで堅固な構成とすることができる。

2.2 耐疲労スマートペースト

著者らはこれまでに、アルミナの微細粒とグリース、オイル等の油を混合して液だれしない程度のペースト状にし、平板や溶接継手において疲労き裂の発生・伝播が予想される経路周辺に予め塗布しておく、き裂の開閉口に伴うポンプ作用や毛細管現象等によってペーストが自動的にき裂内に流入し、高硬度のアルミナ粒子がき裂先端近傍まで輸送されて詰まり、所謂くさび効果を発現してき裂の進展を自動抑制することや、き裂が更に進展を続けた場合でもく

さび効果が一定の期間、持続的に発現すること、更には高硬度のアルミナ粒子を強く噛み込む際に生じるき裂面母材の摩耗粉が黒く変色してペースト外表面まで逆流し、白色のペースト中で真黒に発色することにより容易に視認され、顕著な目視検出支援効果をもたらすことなどを実験的に示し、当該ペーストを「耐疲労スマートペースト」^{14,15)}と名付けて提案してきた（以降、スマートペーストまたはペーストと呼ぶ）。また、スマートペーストのような高チクソトロピック性をもつ粘性流体をき裂の予想進展経路周辺に塗布しておく、き裂の開閉口挙動により粘性流体のせん断速度が上昇し、粘度が低下して流動性が増すため、き裂に沿って顕著な凹みが形成され、目視検出が容易になることも示した¹⁶⁾。これらの結果を踏まえ、本研究では、適応くさび部材（孔部のマクロなくさび効果）とスマートペースト（き裂内のミクロなくさび効果）を併用した疲労試験を行い、どの程度の相乗効果が得られるかについても検証した。

ペーストの具体的な調整方法だが、まず、ペースト中に分散し、き裂内のくさびとして作用する役割を担う微細粒には、これまで実施した種々の疲労試験において顕著なき裂進展抑制効果および目視検出支援効果を発現することが確認されている平均粒径 15.2 μm のアルミナ粒子を用いた¹⁷⁻²⁰⁾。粒径は分級により 10~20 μm 程度に揃えてあり、粒子の見掛け密度は 1.2g/cm³ である。Fig.6 にアルミナ粒子の走査電子顕微鏡（SEM）観察像を示す。一方、アルミナ粒子を混合するバインダーには、比較的低粘度の灰白色シリコングリース（25℃ 混和稠度 340~400（カタログ値））を用いた。このシリコングリースとアルミナ粒子を合わせ、小型の卓上ミキサーを用いて均質で滑らかな状態になるまで攪拌混合することにより、ペーストを調整した。

Fig. 5 Setup of the fatigue test using the slope-type adaptive wedge member with a pulley and a wire-type displacement meter

Fig.6 SEM image of the alumina particles

Fig.7 Design of the plate specimen and location of the strain gage

2.3 疲労試験

再発き裂に対するくさび補強型ストップホールの有効性を実験的に検証するため、平板試験片を用いた疲労試験を行った。試験の詳細について以下に述べる。

2.3.1 供試材および試験片

平板試験片の供試材は板厚 16 mm の JIS SM400B 鋼板で、ミルシートによる Fe 以外の化学成分は C 0.16, Si 0.11, Mn 0.68, P 0.017, S 0.005 (質量 %) であり、機械的性質は引張強さ 435 MPa, 0.2% 耐力 301 MPa, 破断伸び 31% である。

平板試験片の形状・寸法は Fig.7 に示す通りで、供試鋼板を板厚 10 mm まで研削加工し、所定の形状に切り出した後、試験片中央部に $\phi 25$ mm の円孔を開け、更に円孔の(試験片幅方向の)直径の延長線上に幅 1 mm のスリット(板厚貫通切欠き)および長さ 2 mm, 幅 0.3 mm の EDM (放電加工) ノッチを加工した。ここで、スリットは板厚貫通疲労き裂を、円孔はき裂先端に設けたストップホールを、ノッチはストップホール端部から再発した疲労き裂を、それぞれ模擬したものである。なお、幅 0.3 mm のノッチで疲労き裂を模擬することの妥当性については、後出の 4.1 節において考察する。円孔のエッジ処理は表裏とも糸面取りとし、き裂の予想進展経路周辺は表裏面とも鏡面仕上げとした。

2.3.2 試験機

疲労試験には動的容量 98 kN の電気-油圧サーボ式疲労試

Fig.8 Application of the anti-fatigue smart paste

験機を用いた。また、試験機の荷重制御および荷重・歪計測には 32bit PC および DA/AD コンバーターを用いた。

2.3.3 歪計測

疲労試験においては、Fig.7 に示す通り、スリットと反対側の試験片側面の板厚中央位置(以降、略称 'Side')にゲージ長 5 mm の単軸歪ゲージを貼付し、試験片長手方向(载荷方向)の歪計測を行った。

2.3.4 ペーストの塗布

スマートペーストを塗布する場合は、まず平板試験片の円孔内のノッチ端部近傍に絵筆を用いて塗布し、続いて表裏面のき裂進展予想経路周辺に塗布した (Fig.8)。表裏面に塗布する際は、厚さ 0.9 mm のマグネットシートに矩形の切欠きを設けて 2 枚重ねた簡易アプリケーターを用い、塗布厚が約 1.8 mm (母材板厚の約 18%) となるように塗布した。母板片側からの実際の補修施工では、母板裏側へのペースト塗布作業はやや不自由なものとなるため、塗布幅×塗布長さは表裏共に概ね 10 mm×20 mm 程度とした(但し、歯科用鏡や絵筆等を用いて工夫すれば、裏側のより長い範囲に塗布することも可能である)。

2.3.5 疲労試験およびその場観察

疲労試験はすべて荷重比 $R=0$ の引張側完全片振り軸方向荷重制御(荷重波形は周波数 4.1 Hz の正弦波)で行った。疲労試験中は 2.3.3 項で述べた 'Side' 位置における歪を連続的に計測し、荷重データと共に適宜記録した。また、0.01 mm ピッチで動作するサーボモータ式の X-Y テーブルに CCD マイクロスコープのレンズを載せ、所定のサイクル数に達した所で疲労き裂の「その場観察」を行った。レンズの種類としては、き裂長さおよびき裂開口量測定等の詳細観察には倍率 400 倍の固定焦点レンズを、スマートペーストの変化を含め、き裂周辺のマクロ状況観察等には倍率 25~40 倍のズームレンズを、それぞれ用いた。

3. 有限要素解析

くさび部材による歪範囲・応力範囲の抑制効果の検証や、'Side' 位置における歪計測値との比較検討、更には応力拡大係数 K 値の算出を行うため、有限要素法による歪・応力解析を行った。解析方法の詳細を以下に述べる。

3.1 解析コードおよび解析モデル

有限要素 (FE) 解析には、汎用非線形構造解析コード Marc/Mentat 2015.0.0 (64bit) を用いた。解析方法は接触要素を用いた平面応力解析とし、くさび部材の伸長を模擬するために一部の要素については熱膨張解析を行った。

平板試験片およびくさび部材の FE モデルを Fig.9 に、円孔上端とくさび部材の接触部分近傍 (Fig.9 の領域 A) の FE モデルを Fig.10 に、切欠きおよび再発き裂近傍 (Fig.9 の領域 B) の FE モデルを Fig.11 にそれぞれ示す。平板試験片には円孔の片側にだけスリットが入っており、試験片長手方向中央部の断面形状が非対称なため、長手方向に引張荷重を載荷すると試験片には曲げモーメントが作用する。実際の載荷試験において試験片の長手方向両端部は油圧チャックにより拘束されるが、油圧チャックの掴み部は両端部共に一定程度曲げモーメントを逃がす構造となっているため、試験片両端部の境界条件を一義的に定めることができない。そこで本解析では、試験片の両端部 (Fig.9 に緑色で示した部分) を軟質平板として、その両側端 (Fig.9 の青色実線部分) の X 方向変位を拘束し、軟質平板のヤング率を、くさび部材を用いない (平板試験片のみの) 場合の静的引張試験における歪計測結果をもとにして適宜調整することにより、上記境界条件を模擬した (詳細については

既報¹³⁾を参照されたい)。従って、本 FE 解析は厳密な意味でのシミュレーションではないが、既報¹³⁾において、円孔端の Y 方向最大応力がほぼ弾性域に収まる場合には円孔端を含む複数箇所における歪計測結果と良好な相関を示しており、局所的な塑性変形やくさび部材の接触状態変化などの非線形影響がなく、試験片-くさび部材の系が完全な弾性挙動をした場合の目安として比較対照用に用いている。また、後出の 4.3 節でノッチ底における COD 値とき裂長さの関係から有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} を簡易的に算出する際のツールとしても活用している。

くさび部材ありの場合の FE モデルの初期状態において、円孔の上下端の X 方向中央部とくさび部材の上下端の X 方向中央部はいずれも Y 方向に 0.1mm だけ離れており、Fig.10 に示すように、くさび部材は接触部の両側において 1 本ずつの柔リンク (梁要素) によって円孔に結合されている。くさび部材の Y 方向中央部には、Fig.9 にオレンジ色で示す位置に熱膨張要素 (Y 方向線膨張率 $\alpha_w=1/K$, Y 方向の厚さ合計 $t_w=1\text{mm}$) を配してあり、これらの要素に所定の温度上昇を与えることによりくさび部材の上下方向伸長を模擬した。円孔とくさび部材の接触部分には、Fig.10 にそれぞれ水色と黄色で示す接触要素を設け、くさび部材の伸長や平板試験片への引張載荷に応じて接触状態が適宜変化するようにした。

Fig. 9 FE model of the plate specimen and the wedge member

Fig. 10 FE model around the area of contact between the hole and the wedge member (area A in Fig. 9)

Fig. 11 FE model around the notch and reinitiated crack (area B in Fig. 9)

3.2 解析方法

(a) くさび部材なしの場合

くさび部材なしの場合のFE解析には、Fig.9に示すモデルからくさび部材と柔リンクを取り除いたモデルを用いた。境界条件としては、試験片のY方向中央部、円孔を挟んでスリットと反対側の赤色実線で示した部分のY方向変位を拘束し、軟質平板の両側端（Fig.9の青色実線部分）のX方向変位を拘束した。荷重条件は、緑色で示した軟質平板のY方向端部（Fig.9に示した全体モデルの上下端）への引張荷重を載荷とした。上述した通り、試験片両端部の掴み部における実際の拘束条件が不明のため、既報¹³⁾では円孔端の応力集中部や‘Side’位置等におけるY方向歪の解析値が静的引張試験における計測結果と概ね合致するように、（ノッチ部を含まない）モデルにおける軟質平板のヤング率を適宜調節して上記拘束条件を模擬したが、本研究でもこれをそのまま用いた。

(b) くさび部材ありの場合

平板試験片の境界条件は(a)と同一とした。解析では、くさび部材中央部の熱膨張要素に所定の温度上昇を与えて熱膨張（歪変形）させ、くさび部材の伸長およびくさび荷重の発生を模擬した。くさび部材の伸長量は、試験片に載荷する引張荷重が最大（ $P_{max}=14.5\text{ kN}$ ）となった時にくさび荷重がほぼゼロとなるように設定した。くさび部材を伸長させる具体的な手順は以下の通りである。

- くさび部材なしのFEモデルに引張荷重 $P_{max}=14.5\text{ kN}$ を載荷して、円孔の載荷方向（Fig.9のY方向）伸長量 ΔL_h を求める。
- くさび部材ありのFEモデルにおけるくさび部材の伸長量 L_w を次式により算出する。

$$L_w = 2 \cdot GAP + \Delta L_h \quad (1)$$

但し、 GAP はFEモデル初期状態における円孔とくさび部材端部の間の空隙（ $=0.1\text{ mm}$ ）である。

- くさび部材の熱膨張要素に対し、次式により算出した温度上昇 ΔT を与え、くさび部材を伸長させる。

$$\Delta T = 1/\alpha_w \cdot (L_w/t_w) \quad (2)$$

但し、 α_w は熱膨張要素のY方向線膨張率（ $=1/K$ ）、 t_w は熱膨張要素のY方向の厚さ合計（ $=1\text{ mm}$ ）である。

なお、実際の試験では、引張荷重が最大となった時点においても変位計ワイヤーの張力分のトルクは負荷されているのでくさび荷重はゼロとはならない（くさび部材は弛緩しない）が、それによる差異は無視した。FE解析では、上記i)～iii)の手順によりくさび荷重を付与した後、軟質平板の試験片長手方向両端部に引張荷重を段階的に載荷することにより、くさび部材ありの場合の荷重－歪（応力）関係を求めた。

4. 結果および考察

4.1 疲労試験条件および結果

疲労試験の条件および結果を、Table 1にまとめて示す。試験番号 NW1, 2 はくさび部材なしで試験したものであり、試験番号 SW1 は単純くさび部材を、試験番号 AW1～3 は適応くさび部材を、試験番号 AWP1 は適応くさび部材および耐疲労スマートペーストを、それぞれ用いて試験したものである。このうち表中に○印で示した NW2 および AW2, 3 については、倍率 400 倍のレンズを用いたき裂開口量（COD）測定を行った。なお、Table 1 の最右列に示す通り、AW シリーズのうちで AW1, 2 においては、プーリーに嵌入したボルトの首下長さが誤って 15mm と指定寸法の 20mm よりも短く加工されており、AW1 ではサイクル数 $N=1.5 \times 10^6$ 回付近で、AW2 では $N=1.3 \times 10^6$ 回付近でプーリーの自由な回転が阻害され、くさび部材全体にトルクがかかり回転してしまうという不具合が生じたが、いずれも試験終盤のことであり、

Table 1 Conditions and results of the fatigue tests

Test No.	Reinforcement of the stop-hole	Load range ΔP (kN)	Strain range at 'Side' at $N=1200$ $\Delta \epsilon$ (%)	Failure life N_f (cycles)	Life ratio	measurement of COD	Under-head length of the bolt
NW1	None	14.61	0.0512 (108.7%)	9.545×10^4	0.8	○	
NW2		14.56	0.0430 (91.3%)	1.407×10^5	1.2		
mean		14.59	0.0471 (100%)	1.181×10^5	1.0		
SW1	Simple wedge	14.55	0.0458 (97.3%)	1.206×10^5	1.0		20
AW1	Active wedge	14.36	0.0189 (40.2%)	1.658×10^6	14.0		15*
AW2		14.58	0.0199 (46.2%)	1.427×10^6	12.1	○	15*
AW3		14.54	0.0234 (54.3%)	1.314×10^6	11.1	○	20
mean		14.47	0.0207 (44.0%)	1.466×10^6	12.4		
AWP1	Active wedge + Smart paste	14.53	0.0206 (43.7%)	4.326×10^6	36.6		20

* Erroneously manufactured

試験結果全体に与える影響は小さいものと判断した。

既報¹³⁾においては、ノッチを加工していない平滑な円孔端の塑性変形がほぼ無視できる範囲（弾性域）で静的試験を行うため載荷する最大荷重を $P_{max}=14.5\text{ kN}$ と設定しており、本研究の疲労試験における荷重設定 ($\Delta P \approx P_{max}$) もこれを目安として概ね揃えた（但し、供試材の0.2%耐力は本研究の方が若干低かった）。

単純くさび部材を用いたSW1におけるボルトの初期締め付け条件は、既報¹³⁾の静的載荷試験結果を参考にして初期レンチ角 $\theta_0=225^\circ$ とし、ボルトを締め付けた後に市販のバインダークリップ等を用いて部品Aを保持した状態¹³⁾で疲労試験を行った。一方、AWシリーズおよびAWP1においては初期締め付けを行わず、疲労試験の最初から周波数4.1Hzの動的載荷を行った。

Table 1 には、サイクル数 $N=1200$ 回における‘Side’位置の歪範囲 $\Delta\epsilon$ の値が示されているが、これは試験開始直後の大きな塑性変形が落ち着き、荷重－歪関係がほぼ弾性的になった時点における歪範囲を比較するためである（ $\Delta\epsilon$ の値の右側にはNWシリーズの平均値を100%としたときの比率を括弧書きで示している）。

まず、SW1では歪範囲比がNWシリーズの97.3%とほぼ同等であり、効果が認められなかった。これは、既報¹³⁾の場合とは異なり、本研究では円孔端にノッチがあるため載荷直後の塑性変形が大きく、初期締め付けを行っただけの単純くさび部材がすぐに弛緩してしまい、効果を失ったためと思われる。結果として、破断寿命もNWシリーズと同等となっている。

一方、AWシリーズでは大きな歪範囲抑制効果が現れており、平均値で比較すると $\Delta\epsilon$ の値はNWシリーズの44%にまで低下している。破断寿命も平均で12.4倍となっており、顕著な寿命延伸効果を有することがわかった。スマートペーストを併用したAWP1でもAWシリーズと同様の歪範囲抑制効果が認められるが、ペーストによるき裂内のマイクロなくさび効果が重畳するため破断寿命はAWシリーズの3倍程度まで更に延伸し、NWシリーズの36.6倍となっている。

Fig. 12 は、Table 1 に示した全ケースについて、き裂長さ a とサイクル数 N の関係を示したものである。但し、ペーストを塗布したAWP1については、塗布部のき裂長さを直接計測できないため、後述するようにペースト中に形成された凹みの先端までの長さ L_c をもって一部 a に代用している（灰色プロット部分）。なお、各プロットの上側に同色で示した点線は破断寿命を表している。

Fig. 12 を見ると、各シリーズで若干のばらつきはあるものの、NWシリーズおよびSW1、AWシリーズ、AWP1という3つのグループに大別され、両対数座標上にプロットした結果は、概ね傾きの近い直線群となっている。

ここで、0.2mm 程度の微小き裂が観察されたAW2およびAW3に着目すると、微小き裂観察時のサイクル数 $N=96000$ 回が各々の破断寿命に占める割合はそれぞれ6.7%および

7.3%となっている。更に、AW2およびAW3のデータに直線を当てはめて外挿し、き裂長さ $a=0.1\text{ mm}$ に相当するサイクル数を求めると、各々の破断寿命に占める割合はそれぞれ4.6%および4.0%となる。このことから、両者においては試験開始後、比較的速やかに疲労き裂が発生したものと推察され、AWシリーズの応力条件が他と比べて相対的に穏やかであることも勘案すれば、EDM ノッチで再発疲労き裂を模擬したことによる試験結果への影響（応力拡大係数の減少によるき裂発生が遅延など）は軽微であると考えられるが、本報の検討はあくまでもノッチ端から生じたき裂の進展挙動に関するものであることを明記しておく。

さて、Fig. 12 における各試験ケースの結果を比較すると、Table 1 に示した破断寿命の比較と同様、き裂の進展についても、単純くさび部材のSW1では効果がないのに対し、適応くさび部材のAWシリーズではサイクル数にしてほぼ1桁以上の進展抑制効果が認められ、スマートペーストを併用したAWP1では更に3倍程度の抑制効果が現れている。

4.2 疲労試験中の歪応答

NWシリーズとAWシリーズについて、疲労試験中の荷重－歪応答をFig. 13 および14にそれぞれ示す。横軸の歪は‘Side’位置における計測値であり、主に圧縮側歪となるため軸を反転してある。茶・赤・青・緑色の各線は試験開始直後の応答であり、各線の近傍に示す黒色線はサイクル数 $N=1200$ 回からの応答（それぞれ20サイクル分）である。

Fig. 13 を見ると、NWシリーズでは載荷直後に若干の塑性歪が生じるがすぐに落ち着き、 $N=1200$ 回ではほぼ直線的な弾性挙動となっている。グラフの傾きもほぼ一定であり、Table 1 にも示す通り、 $N=1200$ 回における歪範囲 $\Delta\epsilon$ は平均で0.0471%であった。

一方、Fig. 14 を見ると、AW2およびAW3では載荷直後から荷重サイクルを重ねる毎にグラフの傾きが増していき、適応くさび部材がストップホールの変形に自動的に追従して伸長し、見かけの剛性が顕著に増大していることがわか

Fig. 12 Crack length a or cave length L_c versus number of cycles N

Fig. 13 Tensile load P versus the strain at 'Side' ε in NW series Fig. 14 Tensile load P versus strain at 'Side' ε in AW series

る。グラフが重なってしまうので表示していないが、AW1およびAWP1における載荷直後および $N=1200$ 回における荷重-歪応答は、概ねAW3のそれと同等であった。なお、AW2だけ載荷後の塑性歪が大きくなった原因は不明だが、安定後はほぼ弾性的な挙動を示し、歪範囲はAW3よりも若干小さかった。Table 1にも示す通り、AWシリーズおよびAWP1の $N=1200$ 回における歪範囲 $\Delta\varepsilon$ は、NWシリーズの約44%に低減されていた。

次にFig. 15は、Table 1に示した全ケースについて、'Side'位置における歪範囲 $\Delta\varepsilon$ とサイクル数 N の関係を示したものである。まず、NW1およびNW2では、 $N=4 \times 10^4$ 回を超えた辺りから $\Delta\varepsilon$ が急激に上昇し、程なく破断に至っている。また、単純くさび部材を用いたSW1のプロット曲線はNW2の場合とほぼ同等であり、歪範囲抑制効果は認められなかった。

一方、適応くさび部材を用いたAWシリーズでは $N=10^3 \sim 5 \times 10^5$ 回の範囲で、また適応くさび部材とペーストを併用したAWP1では $N=10^3 \sim 3 \times 10^6$ 回の範囲で歪範囲 $\Delta\varepsilon$ の値は安定的にくさびなしの場合の $N < 10^4$ 回における値の1/2程

Fig. 15 Strain range at 'Side' $\Delta\varepsilon$ versus number of cycles N Fig. 16 Strain range at 'Side' $\Delta\varepsilon$ versus crack length a

度まで抑制されており、顕著な歪範囲抑制効果が現れている。

同様にFig. 16は、Table 1に示した全ケースについて、'Side'位置における歪範囲 $\Delta\varepsilon$ とき裂長さ a の関係を示したものである。同図には比較対照のため、くさび部材なしの場合(NW)および適応くさび部材を用いた場合(AW)双方に対するFE解析の結果も示してある。

まず、NW1およびNW2では、傾きに若干の差異はあるものの、き裂が発生してから $a=15\text{mm}$ 程度に成長するまで $\Delta\varepsilon$ は単調に増大しており、破断間際までデータの取れたNW2では $a=20\text{mm}$ を超えたところでピークとなり、その後やや減少してから破断に至っている。単純くさび部材を用いたSW1のプロット曲線はNW1のそれに近く、歪範囲抑制効果は認められなかった。上昇の傾きが最も大きかったNW1のプロット曲線はFE解析結果(FEA (NW))とほぼ一致しており、くさび部材なしの場合については弾性解析が歪範囲の上限値を与えていることがわかる。

一方、適応くさび部材を用いたAW1~3では、き裂が発生してから $a=14\text{mm}$ 程度に成長するまで、多少の凸凹はあるものの $\Delta\varepsilon$ の変化は微増にとどまっており、NW1, 2と比べて顕著な歪範囲抑制効果が現れている。FE解析結果(FEA (AW))を見ると、くさび部材なしの場合とは逆に弾

性解析が歪範囲の下限值を与えているが、適応くさび部材とペーストを併用したAWP1の結果はこれと良く一致して、き裂長さ a が20mmに達するまではほぼ一定の歪範囲を保っており、安定的な歪範囲抑制効果が現れている。

4.3 破壊力学的考察

前節までの結果から、適応くさび部材を用いたAWシリー

ズおよびAWP1における顕著な歪範囲抑制効果およびき裂進展抑制効果が確認されたが、本節では更に、疲労試験中に行ったその場観察の結果を用いて、破壊力学的な考察を加えることとする。

まず、CCDマイクロスコープによるき裂のその場観察の結果を、Fig.17および18に示す。このうちFig.17(a)および(b)は、NW2（くさび部材なし）のサイクル数 $N=9.6 \times 10^4$ 回

Fig.17 In situ observations of the fatigue cracks at the notch roots; (a) NW2 (no wedge), $N=9.6 \times 10^4$ cycles, $a=9.95$ mm, $P=14.5$ kN. (b) The same as above, $P=0$. (c) AW2 (adaptive wedge), $N=1.056 \times 10^6$ cycles, $a=10.13$ mm, $P=14.5$ kN. (d) The same as above, $P=0$.

Fig.18 In situ observations of the fatigue crack tips; (a) NW2 (no wedge), $N=9.6 \times 10^4$ cycles, $a=9.95$ mm, $P=14.5$ kN. (b) The same as above, $P=0$. (c) AW2 (adaptive wedge), $N=1.056 \times 10^6$ cycles, $a=10.13$ mm, $P=14.5$ kN. (d) The same as above, $P=0$.

Fig. 19 In situ observations of the fatigue crack ; (a) AW3 (adaptive wedge), $N=5.76 \times 10^5$ cycles, $a=4.93$ mm, $P=14.5$ kN.
(b) The same as above, $P=0$.

におけるノッチ底近傍のき裂観察像（き裂長さ $a=9.95$ mm）であり，それぞれ最大荷重（ $P_{max}=14.5$ kN）負荷時および除荷時（ $P=0$ ）に対応している（各画像右端がノッチ底で，き裂は画像左方向に進展した）．(b)を見ると，除荷時のノッチ底における COD（Crack Opening Displacement）値は小さく（ $\delta_{min}=5.25 \mu\text{m}$ ），(a)の最大荷重時 COD 値（ $\delta_{max}=55.20 \mu\text{m}$ ）の 1 割程度であり，COD 値の変動幅は $\Delta\delta=\delta_{max}-\delta_{min}=49.95 \mu\text{m}$ と， δ_{max} に近い値となっている．

これに対して Fig. 17(c) および (d) は，AW2（適応くさび部材）のサイクル数 $N=1.056 \times 10^6$ 回におけるノッチ底近傍のき裂観察像（ $a=10.13$ mm）であり，(a), (b) と同様に，それぞれ最大荷重負荷時および除荷時に対応している．(d)を見ると，除荷時のノッチ底における COD 値は (b) よりもはるかに大きく（ $\delta_{min}=64.98 \mu\text{m}$ ），(c)の最大荷重時 COD 値（ $\delta_{max}=94.10 \mu\text{m}$ ）の 69% であり，COD 値の変動幅は $\Delta\delta=29.13 \mu\text{m}$ と，NW2 の場合に比べて大幅に抑制されていることがわかる．

また，NW2 の (a), (b) と AW2 の (c), (d) を比べると，前者ではき裂がジグザグに小さく曲折しながら進展しているのに対し，後者では載荷方向と垂直にほぼ真っ直ぐ進展していることがわかる．これは，NW2 の場合はき裂先端部周辺の比較的広い範囲に繰り返し塑性変形が生じる高速度域のき裂進展であったのに対し，AW2 の場合は塑性域の生成がき裂先端部近傍のごく狭い範囲に限定される低速度域のき裂進展であったことに起因すると推察される．

次に Fig. 18(a)～(d) は，それぞれ Fig. 17(a)～(d) に対応するき裂先端部近傍の観察像だが，NW2 ではき裂進展方向と概ね $\pm 45^\circ$ を成す方向に多数のリューダース線様の筋模様が認められるのに対し，AW2 では殆ど見られず，上記推察を裏付けている．Fig. 18 の (b)（NW2 の除荷時）と (d)（AW2 の除荷時）を比べると，前者ではき裂がほぼ閉じているのに対し，後者では画像の右端付近で若干のき裂開口が認められ，適応くさび部材の効果がき裂先端部近傍にまで及んでいることがわかる．

続いて Fig. 19(a) および (b) は，AW3 のサイクル数 $N=5.76 \times$

Fig. 20 COD at the notch root δ versus number of cycles N

10^5 回におけるき裂の観察像を連結して全長分（ $a=4.93$ mm）の画像としたものであり，それぞれ最大荷重（ $P_{max}=14.5$ kN）負荷時および無負荷時（ $P=0$ ）に対応している（画像右端がノッチ底）．(b)を見ると，除荷時においても適応くさび部材の効果によりき裂の広い範囲に亘り開口が保持されており，き裂先端から 0.7 mm 弱（連結した小画像 1 枚の横幅程度）の位置でもき裂が開いていることを確認することができた．

Fig. 20 は，NW2 と AW2, 3 について，ノッチ底における COD 値 δ とサイクル数 N の関係を示したものである．ここで図中の実線および点線はそれぞれ，最大荷重負荷時および除荷時における COD 値 δ_{max} および δ_{min} を表す．NW2 の場合， $N=7.2 \times 10^4$ 回，すなわち破断寿命の 1/2 程度のサイクル数まで δ_{min} はゼロのままであり，サイクル数が 10^5 回に近づいて試験片のリガメント減少による塑性変形が進行すると漸く δ_{max} の急激な増大に追従するように δ_{min} も増大し，程なく破断に至っている．これに対して AW2, 3 では，き裂発生直後の $N=1.92 \times 10^5$ 回において既にゼロでない δ_{min} 値が観察され，その後 δ_{min} は $N=10^6$ 回程度まで緩やかに増大する δ_{max} に追従する形で増大していき，全体として COD 値の変動幅 $\Delta\delta$ が顕著に抑制されていることがわかる．AW2, 3 共に，

サイクル数が 10^6 回を超えると $\delta_{\max}$ は急激に増大するが、その場合でも $\delta_{\min}$ の追従は継続しており、 $\Delta\delta$ はNW2の場合よりも抑制されている。

一方、Fig.21は、NW2とAW2,3について、COD値 δ とき裂長さ a の関係を示したものである。これを見ると、NW2の場合、 $\delta_{\max}$ はき裂進展と共に概ね単調に増大し、 $\delta_{\min}$ は a が6mmを超えるまでゼロのままである。対照的にAW2およびAW3では、 a がそれぞれ0.6mmおよび0.8mmを超えると（いずれも $N=1.92 \times 10^5$ 回）ゼロでない $\delta_{\min}$ 値が観察され、その後 $\delta_{\min}$ は増大する $\delta_{\max}$ に追従する形で増大し続け、全体としてCOD値の変動幅 $\Delta\delta$ がNW2と比べて顕著に抑制されていることがわかる。但し、一定のき裂長さに対する $\delta_{\max}$ の値を比較すると、NW2に比べてAW2,3の方が全般的に大きく、特に a が11mmを超える領域ではその差が顕著となっている。これは、き裂が成長して試験片のリガメントが減少するにつれ、AWシリーズではストップホールを含めた試験片の剛性がくさび部材の剛性に比して相対的に低下していくことに主に起因すると考えられるが、サイクル数でみるとAWシリーズでは $N=10^6$ 回以上に相当する領域であり（Fig.12参照）、くさび補強による疲労寿命延伸という観点からはさほど大きな影響を及ぼすものではない。

続いてFig.22は、NW2とAW2,3について、COD値の変動幅（Fig.21における実線と点線の距たり） $\Delta\delta$ とき裂長さ a の関係を示したものである。これを見ると、NW2、AW2,3に共通して、 $\Delta\delta$ は若干のばらつき（凸凹）はあるものの、き裂進展と共にほぼ単調に増大しており、各々に対して原点を通る直線を最小自乗法により当てはめると図中の点線（赤、青、緑色）のようになった。NW2に当てはめた直線の傾きが5.188であるのに対し、AW2,3に当てはめた直線の傾きは平均すると2.882でNW2の約56%であり、き裂の発生直後から a が15mm超に至るまで、適応くさび部材が円孔の変形に追従し自動延伸することによって $\Delta\delta$ が安定的に抑制されていることがわかる。

Fig.21 COD at the notch root δ versus crack length a

Fig.22には、比較対照のためFig.9のFEモデルを用いた解析結果も併せて表示しているが、NWシリーズに対する解析結果（NW (FEA)）は全域を通じて実験値を上回り、AWシリーズに対する解析結果（AW (FEA)）は、 a が5mm未満の初期段階を除き実験値を下回る結果となっている。これらの結果はいずれも、本研究におけるFE解析が弾性解析であり、き裂先端部周辺の塑性化を考慮していないことによるものとみられ、唯一AWシリーズの初期段階のみが実験においても $\Delta\delta$ に関してはほぼ弾性的な挙動となり、解析結果と良い相関を示したものと推察される。NW (FEA)のプロットは若干下に凸な曲線となっており、これに原点を通る3次多項式を最小自乗法により当てはめると図中の灰色点線のようになった。この回帰曲線と、上述のNWおよびAWシリーズに対して求めた回帰直線に対応する回帰式をFig.22中に示しているが、これらを用いて各シリーズにおける有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} を以下のような手順により簡易的に算出した。

- i) 3.2節の(a)項で述べたくさび部材なし（NW）の場合のFE解析方法を用いて、異なるき裂長さ a に対応するFEモデルを作成して応力解析を行い、直接応力法²¹⁾により疲労試験中の最大荷重 $P_{\max}$ に対応する K 値を求める。具体的には、文献²¹⁾にもある通り、き裂先端から距離 r の異なる点で K 値を計算し、 K と r の関係をプロットして、 $r \rightarrow 0$ に外挿した点の K 値をもってこのき裂の K 値とした。ここで、弾性FE解析上はくさび部材なしの場合、除荷時の $K_{\min}=0$ であるため、 $\Delta K=K$ となる。
- ii) Fig.22の各回帰式を用いて、き裂長さ a に対する ΔK_{eff} の値を、NWシリーズおよびAWシリーズそれぞれについて以下のように求める。

$$\Delta K_{eff}(NW(EXP))) = \frac{\Delta\delta(NW(EXP))}{\Delta\delta(NW(FEA))} \cdot \Delta K(NW(FEA)) \quad (3)$$

$$\Delta K_{eff}(AW(EXP)) = \frac{\Delta\delta(AW(EXP))}{\Delta\delta(NW(FEA))} \cdot \Delta K(NW(FEA)) \quad (4)$$

Fig.22 COD range at the notch root $\Delta\delta$ versus crack length a

ここで、NWシリーズの $\Delta\delta$ 測定値はNW2のものだけなので $\Delta\delta(NW(EXP))=\Delta\delta(NW2)$ とし、AWシリーズについてはAW2およびAW3の回帰式が近いので両者の平均をとり、 $\Delta\delta(AW(EXP))=(\Delta\delta(AW2)+\Delta\delta(AW3))/2$ とした。

Fig.23は、NW2とAW2,3について、き裂進展速度 da/dN と上述した式(3)、(4)をそれぞれ用いて算出した ΔK_{eff} との関係を示している。図中に示した点線は、各シリーズ中の最低速度域および最高速度域におけるデータを除いた（ほぼ安定成長期と思われる）データすべてに対して最小自乗法により直線を当てはめたものであり、その傾きは3.32となっている。NW2の安定成長期データの傾きは点線よりも若干小さく、またAWシリーズのプロットにはばらつきが見られるが、全体として両シリーズのプロットは点線の近傍に位置しており、式(3)、(4)で求めた ΔK_{eff} を用いることによって両シリーズにおけるき裂進展挙動がある程度統一的に整理され、AWシリーズでは適応くさび部材の効果によりNW2と比較して1オーダー程度、き裂進展速度が低下していることがわかる。

ところで、本研究においては適応くさび部材のプーリーおよびボルトに対するトルク負荷手段としてワイヤー式変位計を用いているため、AWシリーズおよびAWP1において円孔の荷重方向（Fig.9のY方向）伸長量 $\approx$ 適応くさび部材の伸長量と見なせば、変位計のワイヤー巻き取り長さの初期状態からの変化量 Δl から、円孔の伸長量 ΔL_h を次式により簡易的に推定することができる。

$$\Delta L_h = p \cdot (\Delta l / \pi D) \cdot \tan \alpha \quad (5)$$

但し、 p は六角穴付きボルトのピッチ（=0.7mm）、 D はプーリーの直径（=200mm）、 $\tan \alpha$ はくさび部材の斜面勾配（=1:7）である。

Fig.23 Crack growth rate da/dN versus effective stress intensity factor range ΔK_{eff}

Fig.24は、AW3について、(5)式の右辺における Δl が荷重サイクルに伴ってどのように変化するかを、荷重直後および $N=1200$ 回以降のそれぞれ20サイクル超について、横軸に時間をとって示したものである。まず荷重直後のデータ（茶色線）を見ると、引張荷重 P が第1サイクルのピークの75%程度に達すると円孔の変形にくさび部材が反応してプーリーが回転し、その分のワイヤーが巻き取られている。荷重直後はくさび部材が円孔の急激な変形に追随しきれず、荷重サイクルの完全除荷状態付近でもワイヤーの巻き取り（くさび部材の伸長）が継続しているが、その後サイクル数を重ねるにつれてくさび部材がステップ状に伸長してくさびとしての効きが増し、次第に安定していく様子が見てとれる。更に $N=1200$ 回以降では Δl はほぼ一定値となっており（緑色線）、斜面間の摩擦力による安定したくさびが形成されていることがわかる。

Fig.3の構成では、最大引張荷重が作用した状態（き裂先端近傍が降伏した状態）でも上述したFE解析のようにくさび荷重がゼロとなることはなく、プーリーおよびボルトにはワイヤー張力によるトルクが作用して若干の付加的なくさび荷重が発生している。本研究では、ボルトを回転させるのに十分なトルクを与えてくさび部材の効きを確実にするためと、プーリーの回転量を目盛から読み取ることもあったため、やや大きめのプーリーを取って用いたが、実構造への適用においては、上述の付加的なくさび荷重に起因するストップホールの変形を抑えるという意味で、ボルトに負荷するトルクなど、適応くさび部材を自動的に伸長させるための付勢力は必要最小限なものとするのが望ましい。加えて、くさび部材の即応性を高めるという意味において、プーリーの慣性モーメントや錘の慣性質量（既報¹³⁾参照）等もできるだけ小さく抑えて設計することが望ましい。

次にFig.25は、AW1～3およびAWP1について、(5)式により求めた円孔の伸長量 ΔL_h とき裂長さ a の関係を示したものである。なお、AWP1については、前掲のFig.12と同様、ペースト塗布部のき裂長さはペースト中に形成された凹み先端

Fig.24 Relationship between tensile load P and length of wound wire Δl in AW3

Fig. 25 Expansion of the hole ΔL_h versus crack length a

までの長さ L_c で代用している (灰色点線部分)。Fig. 25 を見ると、4 ケースとも ΔL_h の値は試験開始直後に 0.06 ~ 0.11 mm 程度まで増大し、その後は a が 10 mm を超える辺りまで緩やかな上昇曲線を描いている。4.1 節で述べた通り、AW1, 2 ではボルト首下長さの誤加工により試験終盤においてプーリーの回転が止まってしまったため、Fig. 25 のプロットも途中で途切れているが、最後までプーリーが正常に回転した AW3 では試験終盤のき裂進展に伴う塑性変形により ΔL_h は急激に増大している。

一方、適応くさび部材とペーストを併用した AWP1 では、 a が 10 mm を超えても ΔL_h の上昇は緩やかなままであり、AW3 と比較するとその差は明らかである。Fig. 25 には、比較のために FE 解析による結果も併せて示しているが、AWP1 のプロット線はこの解析結果に近く、適応くさび部材による円孔内のマクロなくさび効果とペーストによるき裂内のミクロなくさび効果が重畳することにより、全体として塑性変形の影響が抑制され、弾性的な挙動に近づいていることがわかる。

4.4 き裂の目視検出

2.2 節でも述べたが、スマートペーストはき裂進展を抑制する機能のほか、き裂の目視検出を支援する機能も有しているので、本研究でもペースト性状の変化をその場観察し、当該機能の検証を行った。

Fig. 26 は、AWP1 において、き裂の進展に伴いペースト中に形成される凹みと黒発色域が、サイクル数 N の増大と共に次第に広がっていく様子を示している。まず $N=1.536 \times 10^6$ 回では、き裂進展部周辺のペースト中に明瞭な凹みが形成されているが、これは 2.2 節で述べた通りペーストの有する高チクソトロピック性に起因するもので、この凹み先端までの長さ L_c とペースト内側で開閉するき裂の長さとの間には良好な相関があることが判明しており¹⁶⁾、前掲の Fig. 12 および 25 でもこれを利用している。 $N=1.728 \times 10^6$ 回になると、凹み境界端から若干内側に入った領域で黒発色が生じ

Fig. 26 Developments of cave and black color in the smart paste with the fatigue crack growth in the plate specimen, AWP1. The thickness of the wedge member is 10 mm.

ているが、白色のペーストとのコントラストは顕著であり、離れた位置からでも目視により容易に視認することが可能であった。その後もサイクル数を重ねてき裂が成長するにつれ、凹み・黒発色域も共に伸びていき、黒発色域は幅方向にも若干広がりを見せており、ペーストの有する目視検出支援機能を確認することができた。

続いて Fig. 27 は、き裂が更に成長して先端部がペースト塗布域を抜け、母材中を進展する様子を観察したものだが、母材表面にはき裂内から黒色の物質 (ペーストと母材摩擦粉が混然となった粘性流体) が滲み出ており、き裂の目視検出を容易にする役割を果たしていた。これは、き裂先端部がペースト塗布域を抜けたとしても、き裂面内の毛細管現象や開閉に伴うポンプ作用により上記の黒色物質がき裂先端部近傍にまで輸送されて母材表面に流出したものと考えられる。

Fig.27 Visual detection of the fatigue crack growth in the base plate of the plate specimen, AWPI.

ところで、以上の観察は、実験上の都合によりプーリー設置の反対側、実構造物で言えば母板の裏側から行ったものであり、そのままでは緒言で述べた本研究の趣旨（片側からの補修）にそぐわなくなる。しかしながら、上記のような凹みおよび黒発色は表側に塗布したペースト中にも全く同様に現れており、実構造物に適用する際には、プーリーの穴の位置・形状を工夫する（あるいは自転車の車輪のように反対側が見通せる構造にする）、プーリーの材質をアクリル樹脂のような透明素材とする、小径（2～3cm程度）のプーリーを使用する、観察時には一時的にプーリーをはずす、等の工夫をすれば特に問題はないと思われる。更に、既報¹³⁾では適応くさび部材のバリエーションとしてコイルばねを用いたものを例示したが、この場合も施工者側からのペースト観察は容易に可能である。

5. 結 言

本研究では、ストップホールの孔端部からき裂が再発した場合を想定して、試験片の孔端部に設けたEDMノッチの端部からき裂を発生・進展させる疲労試験を行い、斜面型くさび部材を用いてストップホールを補強した場合、再発き裂の進展に対しても抑制効果を発揮できるかどうかについて実験的に検証した。加えて、耐疲労スマートペーストを斜面型くさび部材と併用した場合についても疲労試験を実施し、き裂の進展抑制効果および目視検出支援効果について検証した。得られた主な結論は以下の通りである。

- (1) 初期締め付けを行うのみの単純くさび部材を用いた場合は、試験片側面に貼付した歪ゲージにより測定した歪範囲がくさび部材なしの場合の97.3%とほぼ同等であり、歪範囲抑制効果が認められなかった。これは、円孔端にノッチがあるため载荷直後の局所的塑性変形による円孔

の変形が大きく、単純くさび部材が試験開始後すぐに弛緩してしまったものと考えられ、破断寿命もくさび部材なしの場合と同等であった。

- (2) 円孔の変形にくさび部材が追従して自動延伸する適応くさび部材を用いた場合は、大きな歪範囲抑制効果が現れ、平均値と比較すると歪範囲はくさび部材なしの場合の44.0%にまで低下した。破断寿命も平均で12.4倍となっており、顕著な寿命延伸効果を有することがわかった。
- (3) 適応くさび部材とペーストを併用した場合も同様に大きな歪範囲抑制効果が現れ、適応くさび部材による円孔内のマクロなくさび効果とペーストによるき裂内のミクロなくさび効果が重畳するため、破断寿命は適応くさび部材のみの場合の3倍程度まで更に延伸し、くさび部材なしの場合の36.6倍となった。
- (4) き裂進展に伴う歪範囲の変化を見ると、くさび部材なしの場合にはき裂が15mm程度に成長するまで歪範囲は単調に増大し、上昇の傾きが最も大きかったものはくさび部材なしのFE解析結果とほぼ一致しており、弾性解析が歪範囲の上限値を与えていた。また、単純くさび部材を用いた場合のプロット曲線はくさび部材なしの場合に近く、歪範囲抑制効果は認められなかった。
- (5) 適応くさび部材を用いた場合のき裂進展に伴う歪範囲の変化を見ると、き裂が14mm程度に成長するまで歪範囲の変化は微増にとどまっており、くさび部材なしの場合と比べて顕著な歪範囲抑制効果が認められた。適応くさび部材を考慮したFE解析結果を見ると、くさび部材なしの場合とは逆に弾性解析が歪範囲の下限値を与えているが、適応くさび部材とペーストを併用した場合の結果はこれと比較的良好一致してき裂長さが20mmに達するまでほぼ一定の歪範囲を保っており、安定的な歪範囲抑制効果が認められた。
- (6) 疲労試験中のき裂に対するその場観察結果や、サイクル数およびき裂長さとのノッチ底におけるき裂開口量COD値の関係等から破壊力学的考察を加えた結果、適応くさび部材を適用した場合には、最大荷重時のCOD値 $\delta_{\max}$ が上昇すると、それに付随する形で除荷時のCOD値 $\delta_{\min}$ も上昇していくため、結果としてCOD値の変動幅 $\Delta\delta$ の値が大幅に抑制され、き裂進展速度が低減されることがわかった。
- (7) 適応くさび部材とペーストを併用した場合について、疲労試験中におけるペースト性状の変化をその場観察したところ、き裂進展部周辺のペースト中に明瞭な凹みが形成され、やや遅れて凹み境界端から若干内側に入った領域には黒発色が生じ、白色のペーストとのコントラストは顕著であり、離れた位置からでも目視により容易に視認することが可能であった。その後もサイクル数を重ねてき裂が成長するにつれ、凹み・黒発色域も共に伸びていき、ペーストのもつ目視検出支援機能を確認することができた。

謝 辞

本研究を実施するにあたり、海上技術安全研究所 海洋開発系の須賀 葵氏には、疲労試験の実施やデータ整理等において多大なるご協力を頂きました。ここに記して厚く御礼申し上げます。

本研究はJSPS 科研費 JP17K06548 の助成を受けたものです。ここに記して謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) K. Yamada, Y. Sakai and Y. Kikuchi, Fatigue of Tensile Plate with Gussets and Stop Holes as Crack Arrest, J. Jpn. Soc. of Civil Engineers, 341 (1984), 129-136. (in Japanese)
- 2) K. Yamada and A. Kondo, Fatigue Behavior of Repaired Members with Crack, J. Jpn. Soc. of Civil Engineers, 368/I-5 (1986), 411-415. (in Japanese)
- 3) T. Mori, Repair of Fatigue Cracked Members by Drilling and Bolting Holes, 構造工学論文集, 35A (1989), 969-975. (in Japanese)
- 4) T. Mori, Stress Concentration and Fatigue Strength of Rectangle Plates with Bolted Circular Holes, J. Jpn. Soc. of Civil Engineers, 543/I-36 (1996), 123-132. (in Japanese)
- 5) C. Miki, F. Machida and H. Ito, Repair Methods of Fatigue Crack and Improvement of Stress Concentration on Gusset Connections, J. Jpn. Soc. of Civil Engineers A1 (Structural Engineering & Earthquake Engineering), 67-2 (2011), 283-293. (in Japanese)
- 6) T. Ishikawa, R. Matsumoto, A. Hattori, H. Kawano and K. Yamada, Reduction of Stress Concentration at Edge of Stop Hole by Closing Crack Surface, J. Soc. of Materials Science, Jpn, 62-1 (2013), 33-38. (in Japanese)
- 7) R. Matsumoto, T. Ishikawa, A. Hattori, H. Kawano and K. Yamada, Improvement of Fatigue Strength of Stop Hole by Closing Crack Surface, Steel Construction Engineering, 21-83 (2014), 53-61. (in Japanese)
- 8) G. Fujiwara, H. Terada and Y. Kakuta, Effect of stop-drilled hole on fatigue crack behavior in aluminum alloy, Aviation Engineering, 239 (1975), 3-16.
- 9) R. Ghfiri, H. Shi, R. Guo and G. Mesmacque, Effects of expanded and non-expanded hole on the delay of arresting crack propagation for aluminum alloys, Materials Science and Engineering, A286 (2000), 244-249.
- 10) R. Ghfiri, A. Amrouche, A. Imad and G. Mesmacque, Fatigue life estimation after crack repair in 6005 AT-6 aluminium alloy using the cold expansion hole technique, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 23 (2000), 911-916.
- 11) S. Shkarayev, Theoretical modeling of crack arrest by inserting interference-fit fastener, Int. J. of Fatigue, 25 (2003), 317-324.
- 12) A. Murdani, C. Makabe, A. Saimoto, T. Miyazaki and R. Kondou, A New Proposal for Retarding Fatigue Crack Reinitiation and Growth from Crack-Tip Introduced Stop-Drilled Hole by Providing Additional Holes, J. Soc. of Materials Science, Jpn, 56-12 (2007), 1139-1144.
- 13) I. Takahashi, A Simple Method of Repairing Fatigue Cracks Using Stop-holes Reinforced with Wedge Members, Q. J. Jpn. Weld. Soc., 37-2 (2019), 81-97. (in Japanese)
- 14) I. Takahashi, C. Takahashi, S. Uematsu and Y. Tanaka, The research and development of an anti-fatigue smart paste, Papers of National Maritime Research Institute, 13-2 (2013), 335-350. (in Japanese)
- 15) I. Takahashi and Y. Tanaka, 耐損傷スマート材料, Bulletin of Jpn. Soc. Naval Architects and Ocean Engineers "KANRIN", 55 (2014), 24-30. (in Japanese)
- 16) I. Takahashi and Y. Tanaka, Visual Detection of Fatigue Crack Growth Using Viscous Fluids with High Thixotropy, J. JSNDI, 64-6 (2015), 290-297. (in Japanese)
- 17) I. Takahashi, C. Takahashi and N. Kotani, Restraint of fatigue crack propagation by wedge effect of fine particles, J. Soc. Naval Architects of Jpn., 184 (1998), 361-367. (in Japanese)
- 18) I. Takahashi, C. Takahashi and N. Kotani, Restraint of fatigue crack growth by wedge effects of fine particles, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 23-10 (2000), 867-877.
- 19) I. Takahashi, M. Ushijima, C. Takahashi, S. Uematsu and N. Kotani, Automatic Restraint and Visual Detection of Fatigue Crack Growth by Applying an Alumina Paste, Q. J. Jpn. Weld. Soc., 22-4 (2004), 531-541. (in Japanese)
- 20) I. Takahashi, M. Ushijima, C. Takahashi, S. Uematsu and N. Kotani, Automatic restraint and visual detection of fatigue crack growth by applying an alumina paste, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 30 (2007), 832-843.
- 21) M. Shiratori, T. Miyoshi and H. Matsushita, 数値破壊力学 (実教理工学全書)(1980.9), 実教出版. (in Japanese)