疲労寿命推定の現状と今後の課題*

豊 貞 雅 宏**

The State of Art for Fatigue Life Assessment*

by TOYOSADA Masahiro**

キーワード 疲労寿命, 研究の歴史, 波計数法, 塑性繰返し, き裂開口荷重, RPG 荷重

まえがき

疲労の歴史と展望に関する執筆の依頼を受けた時、半年先にということと多忙を極めていた時期で頭が回らなかったこともあり、いとも簡単に引き受けてしまい、作業に入る段になって狼狽した。なぜなら、疲労の研究はすでに150年以上も世界各国で行われてきており、毎年2000を越える論文が発表され、疲労の教科書も多数あるなかで、疲労だけを専門としていない門外漢の私が展望を書けるのかというジレンマに陥ったためである。

疲労の門外漢である私からみると、疲労はまだ学問になっていないように感じていた。これまでに行われてきた疲労の研究、特に疲労強度に関しては、うわべだけの現象論に陥っており、実験結果を纏めるだけで真の研究をしていると錯覚するような環境にあったのではないかと。なぜなら、疲労き裂の発生と進展は迂りを核にした連続した過程であり、両者を明確に区別することは困難という認識があり、かつ疲労破壊は安定破壊の範疇に分類されると、大半の研究者は知っているのに、過去の歴史に引っぱられき裂発生寿命に関してはS-N曲線を基礎としたgo or no go criteriaで未だに疲労を論じている。この状況からの脱却が必要と筆者は常々感じている。

すなわち、安定破壊として連続的な過程で疲労が進展するのであれば、健全部からすなわち0の大きさのき裂からの連続的なき裂成長曲線が推定できるはずであり、これが推定できないのは現象を論理的に記述する方法論が確立していないだけであり、この方法を見いだす執念が足りないのではと密かに感じていた。

疲労き裂のような非可逆現象が連続的に生じるためには、塑性仕事は連続的に与えられなければならない。し

かし、ランダム波の波形計数法の一部にこの考慮が認められるものの、この観点からの疲労き裂成長に対するパラメータは存在しなかった。筆者のグループは、1サイクルの負荷過程で引張塑性域、除荷過程で圧縮塑性域が生じて初めて非可逆な現象が連続して生じるとの考察より、これと直接関連するパラメータを検討した。その結果、一定振幅下で存在する下限界値が、変動荷重下では変化し、場合によっては消失する¹⁾としなければ寿命予測結果が実験結果と合致しないこともある不明瞭な物理量を導入しなくても、自動的にき裂停留現象を表せ得る ΔK_{RP} というパラメータを見いだした。またこの ΔK_{RP} は実験的に計測出来るものである。さらに、迂りからき裂開口にいたる過程を転位論的に考察し、長いき裂の伝播則をそのまま用いることで、0の大きさのき裂からの連続的なき裂成長曲線が推定できることが明らかになりつつある。

そこで本稿では、過去の疲労研究の歴史を、著者の目でスクリーンにかけて説明すると同時に、健全部からの疲労き裂成長を求めるためのアルゴリズム確立に向けての考え方ならびにその展望を説明する。

1. 疲労強度研究の歴史

ドイツ Clausthal 鉱山のコンベア・チェインに生じた疲労損傷に対して、1837年に疲労試験結果が報告されている²⁾。その後1858年まで疲労による鉄道での事故が続いた。特に1842年10月、フランス北西部で生じた列車の車軸破断事故では60人の人命が奪われた。これを契機に鋼の疲労に関する系統的な研究がWöhlerらによってなされた。その最終報告が1870年になされ³⁾、疲労限（耐久限度）を含めたS-N曲線が確立するとともに、応力振幅が疲労強度を支配する主因子で引張平均応力は疲労強度を低下させる2次的因子であることがすでにこの時報告されている。さらに、有限寿命とするか無限寿命とする

*原稿受付 平成15年2月17日

**正 員 九州大学大学院 Member, Kyusyu University

かは構造要素毎に考えなければならず、安全率導入の必要性と要素毎に安全率は異なるはずであると述べている。また、安全率は、平均応力に関するものと切欠に関するものの2つを考えなければならないと主張した。なおS-N曲線は1936年からWöhler曲線と呼ぶようになった⁹⁾。

この研究は2つの大きな流れに引き継がれた。一定振幅荷重下で現れる疲労限以下の繰返しをいくら与えても疲労破壊は生じないであろうとの期待から、疲労限度設計(安全寿命設計:safe life design)が生まれ、疲労限を基準とした疲労設計をするための許容応力をいかに決定するかの多角的かつ膨大な試験・研究が第一次世界大戦前期までなされたのが1つの流れである。特に鋼鉄道橋設計における活荷重と死荷重の比が疲労限に影響を与えることから、静荷重応力と応力振幅を用いて疲労限を表す耐久限度線図(耐久線図)が出現し、橋梁設計で有名なGerberによる放物線則(1874)やGoodmanによる最大応力-最小応力型直線則⁹⁾、Smithによる最大・最小応力-平均応力型直線則が確立し、その後Smith則を修正して西原らによる平均応力-応力振幅型直線則(1932)が公表された。

もう一つの流れは、切欠材の疲労限の低下現象に関する研究で、ミューヘン工科大学のBauschinger教授とその共同研究者らに引き継がれ、切欠係数と形状係数の関係(Thum and Föppl, 1909, Hemple⁹⁾, およびPhillipsら⁹⁾)を経て、後にき裂停留問題(石橋ら⁹⁾, Lessellsら, Frostらの1950年前後の研究, ならびに村上ら⁹⁾)に発展し、破壊力学がその現象説明にも使用されるようになった。

変動荷重による疲労の検討も同時期から始まり、Palmgren¹⁰⁾およびMiner¹¹⁾による線形累積被害則(いわゆるPalmgren-Miner則)が発表された。応力頻度分布の形状により、疲労被害度が異なることが当時から確認されており、ピーク・カウント法、レベル・クロッシング・カウント法、レンジ・カウント法、レンジペア・カウント法、レイン・フロー法、ヒステリシス・ループ法などの変動荷重波形相当繰返し数計数法が提案された。特に繰返し塑性ひずみ増分に着目してSchijveが提案したレンジペア・カウント法¹²⁾をもとに、電子計算機による処理を容易にするために我が国で考え出されたレイン・フロー法¹³⁾は、欧米で今日でもよく用いられている。これらの計数法による波数結果は、狭帯域波形の場合にはお互いに大きな違いは示さない。しかし、応力頻度分布の形状で疲労被害度が異なることが判明しているにもかかわらず、その現象を考慮した評価は未だ確立されていない。

そのため、構造物が実際に受けるであろう荷重履歴を構造モデルに与えるのが、供用中における十分な疲労強度を確認できる唯一の方法であるとして、種々の構造物の要素モデル疲労試験が、1941年からThum(彼のグループは、応力集中、疲労限の簡易決定法、疲労限に対する周波数影響(腐食疲労含む)、疲労強度に及ぼす残留応力効果、寸法効果、ピーニング効果、フレッチング疲労、時間強度、許容疲労応力など520以上の論文を発表している)のアドバイスを受けてVDI(ドイツ技術者協会)によってなされた¹⁴⁾が、残念ながら結果は公表されなかった。

なお、フルスケールの疲労試験が航空機構造に対して英国のRoyal Aircraft Establishmentで行われ、1918年にはその結果が公表されている¹⁵⁾。航空機業界での生き残りを考え英国政府は、1942年に、世界初のジェット旅客機の開発計画に着手した。ジェット旅客機の開発研究に力を注いでいたデハビラント社が正式担当に選ばれ開発を進めたのがコメット機であり、1952年5月に定期運行を開始した。高空では機体内外の圧力差によって繰返し荷重が胴体に加わる(プロペラ機の高度の約2倍の高空を飛行)ので、この圧力差を考慮したフルスケール構造モデルの疲労試験を実施して安全性を確かめた後のことである。

しかし、1954年の1月と4月に相次いで空中爆発を起こし、約60名の命が奪われた。調査の結果胴体窓コーナ部に生じた疲労き裂が原因であることが判明した。開発途上に安全性を確かめたフルスケール構造モデルの疲労試験では、試験に先立ち上記圧力差の約2倍の圧力を静的に与えた。このため、胴体窓コーナ部に圧縮残留応力が形成され、さらには静的強度は高いが疲労強度は低いと1941年にすでに指摘されていた7000系のAl合金を採用したことも災いし(圧縮残留応力をさらに大きく作用させてしまったと考えられる)、これによる遅延減速効果で、実際の寿命の10倍以上に寿命を見積もるという大きな間違いを起こした¹⁶⁾。英国政府の威信をかけた調査により、金属疲労であることが判明し、実際の使用状態にできるだけ近づけて品質確認試験を実施することが肝要であることを人類は学んだ。その後の航空機市場は、コメット機の失敗に学んで、高空の疲労問題をいち早く知識化して航空機開発ならびに疲労試験法の開発を行ったボーイング社に席卷された。

コメット機の経験から、航空機の疲労損傷は直接人命に関わるため、実際に受ける荷重を開発機体を与え、計画寿命を全うすることが確認できて初めて型式証明が与えられ、世界の空を飛べることになっている。しかし残念ながら、この後も墜落は逃れたものの、設計寿命にいたる前に致命的な疲労による損傷を、BAC-111, DC9, A-300, Boeing 747, Tokker F-28などの商用機、さらには多くの軍用機が経験している。

実際に受けるであろう荷重履歴をフルスケールの構造モデルに与えることが、稼働中における構造物の疲労強度を保証する唯一の方法というThumの指摘は、現在でも正しいとSchützは主張している¹⁶⁾。油圧サーボ式疲労試験機の出現によって、大々的に種々のブロック荷重、あるいはランダム荷重を与えた疲労試験が、NASA¹⁷⁾, NLR(オランダ)^{18, 19)}, ロッキード社²⁰⁾によって行われたが、それらの結果は、ブロック荷重下の方がランダム荷重下(ブロック荷重と同じスペクトラムを与えた)よりも一般的に長寿命になっており、実際にかかるであろう実荷重を順序までも考えて、与えることが必要というショッキングな結果となっている。

一般の構造物で建造に先駆けて実物と同じものを作り、それに実際に加わるであろう繰返し荷重を長時間与え、その寿命を確認してから建造することは、経済的観点から不可能に近い。そのため、通常の設計では現在でも、

一定荷重振幅下の S-N 曲線をもとに線形累積被害則による疲労の照査が行われることが多い。しかし種々の変動荷重を与えた疲労試験によると、疲労被害度は 0.1 から 10 程度²¹⁾になり、実構造物での損傷事故に関する著者の経験では、0.08 から 32 程度となっており、疲労の照査は殆ど機能していないといっているのが現状である。さらに Schütz が纏めた疲労の歴史の結び¹⁶⁾で、「The transferability to actual components of fatigue data obtained with specimens is completely unsolved. This problem is – intentionally or unintentionally – passed over in silence.」と述べている。日本語に訳すのは難しいが、「試験片で得られた疲労の情報を実構造に焼き直して、実構造の疲労寿命を評価するという根本問題は全く解決していない。この最も根本的な問題に、意図的であるか意図的でないかは別にして、(研究者達は) ふたをしてきた。」という痛烈な批評をしている。

2. 試験片と構造要素との疲労寿命の関連性

疲労寿命に関しての試験片と実構造に関する論理的な結び付きは全く得られていないという上記 Schütz の指摘に対して、少なくとも一定荷重振幅下では両者の関係は論理的に結び付けられていると主張される研究者が大半と想像される。すなわち一定荷重振幅下の試験片と実構造では、時間強度に対してはホットスポット応力を介して、疲労限に関しては切欠係数を介して理論的に結び付けられていると一見考えがちである。

時間強度に対しては、試験片での破断寿命と構造要素の破断寿命が一致しないのは明白で、試験片の破断寿命に対応する寿命時に構造物では具体的にき裂の大きさがどうなっているのかが明らかでない。き裂発生寿命という観点から比較しようとしても、発生の定義すら両者で同じものを採用して比較をすることが困難であり、時間強度という観点からは両者の疲労寿命が論理的に結び付けられているとは言い難い。

しかし、疲労限に関しては、両者は論理的に結び付けられていると主張される方が大半で、Schütz の指摘は言い過ぎであると反論されるものと想像する。材料によって決まるある切欠半径より小さい切欠半径を有する切欠の場合(応力集中係数が大きい場合)には、疲労限はき裂発生ではなくて、切欠底に発生したき裂が停留するという現象によって支配される²¹⁾。この疲労限にある材料に、疲労限より少し大きい荷重振幅を与えてもき裂が停留する²²⁾(すなわち疲労限の上昇、coaxing effect とよんでいる)場合のあることが、試験片では確認されている。しかし、構造物で生じる停留き裂の大きさが、試験片でのそれと等しいという結果も報告されておらず、さらには構造要素で coaxing effect が現れたという報告も現時点ではない(構造要素の疲労試験は、ストロークが大きくなり、疲労限を求めることだけでも非常に長期間の試験が必要になり、その 2 倍以上の試験期間を coaxing effect を確かめるためには必要とするので、実験がなされていないものと思われる)。Coaxing effect は、繰返し軟化の回

復過程で生じるとの予測²³⁾から推察すると、試験片よりも構造物の方が(切欠底近傍の応力勾配は同じでも)、一般に急峻な応力分布をしているので、試験片におけるよりも繰返し軟化の回復が早く起こり、coaxing effect が生じにくくなる可能性がある。さらには、試験片と構造要素では残留応力もしくは拘束応力 (locked in stress) の大きさが異なり、これがき裂停留現象に影響を及ぼすことも考えられる。上記のことから、試験片と構造要素の疲労寿命に関する論理的結び付きが全く得られていないとの Schütz の指摘はあながち誇張されたものではないかも知れない。

一定荷重振幅下でも、上記のように両者の関係が定量的に結び付けられていないので、変動荷重下では、なおさら両者の関係が明確でないのは言うまでもない。したがって設計では、経験則に基づく安全率を持ち込まざるを得ず、新構造様式に対しての設計では、unknown factor が増大し、経済的設計が難しいのが現状である。そして経済的設計が可能となるのは、同様式の構造が疲労損傷を何回か経験し、相対的な強度評価を行えるようになってからというのが現状ではなからうか?(疲労損傷を一度も起こしていない構造様式は大きな無駄をしているという逆説的な言い方も出来る。)

3. 疲労き裂伝播式について

破壊力学が適用される前にも、き裂伝播速度式の記述に関する研究はなされていたが、それらは適用された試験片について成立しても、試験片形状や境界条件の異なる場合に成立しない適用範囲が非常に限定されたものであった。Paris は Lehigh 大学に提出した博士請求論文で、疲労き裂伝播速度は応力拡大係数範囲の関数として、

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad (1)$$

ここで a : き裂長さ

N : サイクル数

da/dN : き裂伝播速度

C, m : 材料定数

のように表されると、Al 合金のき裂伝播試験結果をもとに提案した。そして、それまでの研究成果も含めて公表した²⁴⁾。この伝播式は救世主的に扱われ、すぐさま“law”，すなわち伝播則と呼ばれるようになった。そして、変動荷重に対しては応力スペクトラムによって決まる応力振幅を、 ΔK の計算に適用することで疲労き裂伝播曲線が推定できることを示した²⁵⁾。しかし、 ΔK 値を徐々に減少させる試験をすると、あるところから (1) 式よりもき裂伝播速度が遅くなり、ついにはき裂が進まなくなり、停留するという現象が生じることが明らかになった。このき裂が停留するときの ΔK 値の閾値 (下限界値) は ΔK_{th} (threshold stress intensity factor range) と呼ばれている。そして、 ΔK_{th} を含んだ、

$$\frac{da}{dN} = C \{ (\Delta K)^m - (\Delta K_{th})^m \} \quad (2)$$

なる形のき裂伝播式が一般的に用いられるようになった。

さらに、 ΔK 値が徐々にしか変化しない場合、応力比（最大荷重時の K 値 ($K_{\max}$) と最小荷重時の K 値 ($K_{\min}$) との比 $R (=K_{\min}/K_{\max})$ として定義されている) が大きくなると、き裂伝播速度が速くなる現象が確認された。これらの現象を記述するために、180 を越えるおびただし数の疲労き裂伝播式が提案された²⁶⁾。

1968 年 New South Wales 大学の学位請求論文²⁷⁾で、Elber は大きな引張荷重がかかった後、荷重が 0 に減少する途上で疲労き裂が閉口することを発見し、き裂が閉口している区間ではき裂による応力の特異性が現れないので、き裂が開いている区間に対応する応力拡大係数範囲 (これを ΔK_{eff} と記し、有効拡大係数範囲とよんでいる) を ΔK に替わって疲労き裂伝播のパラメータとすべきであると主張し、き裂伝播速度に及ぼす応力比の影響やブロック荷重下のき裂成長曲線が、(1) 式での ΔK を ΔK_{eff} に置き換えた

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_{\text{eff}})^m \quad (3)$$

で推定できることを示した。

き裂閉口は、き裂自身が創る引張塑性変形場をき裂が進むことによって、き裂縁に残留引張変形層を形成する結果生じるので、繰返し塑性変形を考慮して初めてこのき裂閉口現象が理解できる。したがって、解析が非常に難しく、き裂閉口時の荷重 P_{op} をいかに求めるかという研究が 1970 年代および 1980 年代の主流を占め、1975 年頃からは Elber のき裂閉口に基づいた疲労き裂伝播式が最も正しい伝播式であると認識されるようになった。しかし、 ΔK 値を徐々に減少させる試験に対しては、 ΔK_{eff} が小さい領域で、(3) 式よりもき裂伝播速度が遅くなり、 ΔK 値と同様、閾値の存在が明確になり、(2) 式と同様の、

$$\frac{da}{dN} = C \{ (\Delta K_{\text{eff}})^m - (\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}^m \} \quad (4)$$

ただし $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$ ：有効応力拡大係数範囲の下限界

が提案された。この式は Paris-Elber 則と呼ばれ疲労き裂伝播のバイブル的存在となっており、多くの研究者が無批判に (4) 式に立脚した議論を行っている。

一方、著者らはき裂伝播中のき裂線に沿う応力分布ならびにき裂開口変位の変化を考察し、繰返し塑性が蓄積しなければ、き裂進展という新しい状態は生じないとの考察から、負荷過程で塑性域がき裂先端を起点として成長する間の応力拡大係数範囲 ΔK_{RP} が、き裂伝播のパラメータとして適していることを示し、(1) 式の代わりに

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_{\text{RP}})^m \quad (5)$$

が成立することを示した²⁸⁾。また、き裂開口荷重だけでなく、引張塑性域が成長しだす瞬間の荷重 (RPG 荷重： P_{RPG}) を計測できる除荷コンプライアンス測定システムを Chen ら²⁹⁾の引算回路を参考にして開発した。

Fig. 1 は軟鋼板より採取した CT 試験片を用いて、徐々に荷重振幅範囲を減少させた試験で得られた結果を、 ΔK_{eff} と ΔK_{RP} で整理した結果である。応力比が異なっても ΔK_{eff} もしくは ΔK_{RP} で整理すると 1 本の線にき裂伝播速度の計測値が載っている。そして ΔK_{eff} の小さいところで、下限値すなわち $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$ が現れているが、 ΔK_{RP} で整理した結果は下限値が現れていない。Fig. 2 は最大荷重を一定値に保持しながら、最小荷重を上昇させた場合に計測された、き裂開口荷重 P_{op} と RPG 荷重 P_{RPG} である。き裂成長に伴って荷重振幅が小さくなり、しかも最大荷重が一定値に保持されているので、き裂は開口したまま、塑性挙動をしなくなる方向に負荷が与えられているので、 P_{op} は最小荷重 $P_{\min}$ に、 P_{RPG} は最大荷重 $P_{\max}$ に漸近する傾向を示す。

き裂開口基準では $(P_{\max} - P_{\text{op}})$ 、RPG 基準では $(P_{\max} - P_{\text{RPG}})$ をき裂進展力と考えていることになる。Fig. 2 から、 $(P_{\max} - P_{\text{op}})$ にはき裂の弾性変形のための荷重増分が含まれていることが明確であり、この弾性荷重増分を含まない $(P_{\max} - P_{\text{RPG}})$ に対応した応力拡大係数 ΔK_{RP} では下境界

図1 種々の荷重パターン下で得られた疲労き裂伝播速度を2種類の有効応力拡大係数範囲で整理した結果

図2 最大荷重を一定に保持し、最小荷重を階段状に上昇させる荷重を与えた場合に計測されたき裂開口荷重と RPG 荷重

が生じないことを考慮することにより、 $(\Delta K_{eff})_{th}$ は P_{op} から P_{RPG} にいたる弾性変形に対応する応力拡大係数範囲であると著者らは主張している。

なお、西谷ら³⁰⁾は、菊川ら³¹⁾の引算回路を改良したもの²⁹⁾を用いて、負荷過程で生じるき裂開口荷重と除荷過程で生じるき裂開口荷重が異なることを計測結果を基に示し、除荷過程でき裂が開いている荷重区間に対応する応力拡大係数を(1)式中の ΔK と置き換えるべきであるとし、き裂が停留する状態ではき裂閉口荷重は最大荷重と一致しているとコンプライアンス変化の計測結果から主張した。しかし、彼らは1サイクル中のき裂の挙動とコンプライアンスの変化を詳しく考察することなしに、さらには微小なコンプライアンス変化をとらえることなしに、希望的観測から最大荷重時にき裂が閉じていると主張しており、彼らの主張には疑問が残る。

4. 疲労強度特性

母材に関しては、Fig. 3 に示すように、疲労限 σ_{w0} と鋼の結晶粒径と d の間には、次式のように Hall-Petch の関係と類似の関係が成立している³²⁾。

$$\sigma_{w0} = \sigma_0 + k_f / \sqrt{d} \quad (6)$$

ただし

σ_0 : 繰返し変形中の転位運動の摩擦力

k_f : 粒界のすべり阻止の強さ

すなわち、結晶粒径が小さいほど、疲労限が大きくなる。そして、 k_f は強化機構によって異なった値をとり、固溶強化、析出強化、転位強化の順で小さくなるものの、静的強度が大きくなるほど、疲労限も大きくなる傾向にある。

一方、徐々に ΔK 値を減少させるなど、ほぼ一定の荷重振幅下で現れるき裂伝播の下限界値 ΔK_{th} と d の関係は、Fig. 4³³⁾に示すように、

$$\Delta K_{th} = K_0 + \alpha \sqrt{d} \quad (7)$$

ただし

K_0 , α : 定数

図3 鋼の結晶粒径が疲労限に与える影響

図4 鋼の結晶粒径が下限界応力拡大係数範囲に与える影響

図5 広幅溶接継手の疲労限と母材降伏点との関係

なる関係がある。しかし、Fig. 4 中に示すように有効応力拡大係数範囲の下限界値 $(\Delta K_{eff})_{th}$ は、あまり結晶粒径の影響を受けない。

上記の結果から、疲労強度を上げるにはき裂発生箇所の結晶粒を細かくし、き裂伝播領域では結晶粒径を粗くすることが望ましいと一般的には考えられている。しかし、母材では静的強度に応じて疲労強度も高くなる傾向を示すが、Fig. 5 に示すように溶接ままの継手では、一般的に長寿命域においては、疲労強度は鋼材の静的強度の影響を殆ど受けなくなる³⁴⁾。継手の疲労強度が鋼材強度に

依存しない理由として、

- ・鋼材強度が高くなると、平滑母材の疲労強度は高くなるが切欠感受性も高くなり、切欠材で疲労強度が頭打ちになる現象と同じことが生じている。すなわち、溶接継手では、溶接止端部あるいはルート部が切欠として作用し、その影響が大きい。
- ・溶接止端部は溶接熱履歴を受け材質が変化し、素材強度特性は保持されない。鋼材強度が変わっても、溶接構造用鋼の範囲では、止端部強度特性はあまり変わらない。
- ・溶接止端部が円弧形とすると、止端部応力の最大点は、円弧と鋼材表面の接点よりやや溶接金属側となる。また止端部では微小なスラグ巻き込みを起こしやすい。そのため、疲労き裂は止端部よりやや溶接金属側から発生することもあり、この場合鋼材強度の効果がでない。このためデータのばらつきが大きくなり、下限値または平均値でみると疲労強度の材料依存性がなくなる。
- ・溶接熱履歴時の冷却中に溶接部ならびにその近傍で収縮が生じるために、溶接部近傍には一般的には引張残留応力が形成される。そして、鋼材強度が高くなるほど、溶接残留応力も高くなり、疲労強度が低下する。

の4つが指摘されているが、どれが主原因であるかは明らかにしていない³⁵⁾。

5. き裂開閉口シミュレーション

き裂材に引張荷重が作用すると、き裂前方に引張塑性域が形成される。そのため、荷重軸方向に大きな塑性変形が生じ、引張変形層が形成される。その直後除荷過程に入ると、き裂先端に近い箇所は除荷とともに圧縮塑性域が形成され、引張変形層は圧縮塑性変形するが、除荷後も引張変形層は残留する。最大荷重時に引張塑性域、最小荷重時に圧縮塑性域が形成されるが、この塑性域の重なる領域（き裂線方向におけるこの領域寸法を $\bar{w}$ で表している）で塑性仕事が蓄積され、このエネルギーは非可逆現象に費やされる。

塑性仕事の蓄積の結果、き裂前方に形成された残留引張変形層を寸断してき裂が伝播する。そのためき裂縁には、残留引張変形層が張り付く。その結果除荷過程でき裂閉口が現れる。き裂が閉口するまでの除荷過程では、除荷に伴いき裂先端の圧縮塑性域は成長するが、き裂閉口が生じると圧縮塑性域の成長は停止にいたらないとしても、成長速度は遅くなる。

すなわち、き裂閉口は圧縮塑性域の形成・成長を抑止する役目を果たしており、き裂伝播を考える場合に無視できない基本事象である。き裂開閉口モデルは数多く提案されているが、種々のき裂問題への発展性を考えると、き裂結合モデル（SY (Strip Yielding) モデル）を応用したものが有望である。NewmanはDugdaleモデルで生じる仮想き裂部の開口変位が残留引張変形層厚さと等しいと仮定し、残留引張変形層は剛完全塑性体と考え、後に塑性変形しない限り残留引張変形層厚さは変化しないと

して、一様繰返し外力を遠方で受ける中央板厚貫通き裂に対する定式化を行った³⁶⁾。そして、き裂は最小荷重時に進展させ、

$$K(S_{op}-S_{min})-K(\text{contact stress})=0 \quad (8)$$

で、き裂開口外応力 S_{op} を求めている。ここで、左辺第一項は、最小荷重（この時の外応力を S_{min} で表している）からき裂開口荷重にいたる一様外応力振幅が作用した場合の中央貫通き裂の K 値、左辺第二項は最小荷重時にき裂閉口域で作用する接触応力だけが解放されることによる K 値である。ここで接触応力を求める場合にはき裂長は最大荷重時に形成された引張塑性域と実き裂を含んだ長さを採用し、(8)式では実き裂長についての K 値を採用している。(8)式は一見正しいように考えがちであるが、外力が保持されたままで接触応力の一部が解放されると圧縮塑性域が成長し、き裂はさらに閉口しようとすることから理解できるように、(8)式はき裂開口荷重（外応力）を過小評価することになる。すなわち、接触応力の一部を解放すると、他のき裂閉口域の接触応力が大きくなる。このため、最小荷重時に同じ接触応力分布にある状態に対して、(8)式によって求めたき裂開口荷重は、上記の現象を考慮できるモデルから得たき裂開口荷重よりも、Fig. 6に例示するように小さく評価される³⁷⁾。さらにDugdaleモデルは、降伏点以上には応力（降伏になれば、その箇所は変位拘束材とならない）は作用しないとした弾性問題から得られたものであり、この観点からは残留引張変形層は剛完全塑性体ではなく弾完全塑性体がモデルとの整合性を有する（弾完全塑性体とすることで、(8)式によらずともき裂開口荷重あるいはRPG荷重が得られる）。さらには、最小荷重からの負荷過程では、き裂が進展する瞬間の荷重が高いほど残留引張変形層は小さくなり、直後の除荷時にき裂閉口が起こりにくくなる。一方最大荷重からの除荷過程でき裂が進展する場合には、直後の最小荷重でその進展部分が圧縮降伏（繰返し塑性が生じてき裂が伝播することと、除荷過程では残留引張変形層には圧縮の結合力が作用しており、き裂が入った瞬間に結合力が解放されて残留引張変形層厚さが大となり、圧縮応力の解放は起こらない）するので、最小荷重直後の残留引張変形層厚さはき裂が進展する瞬間

図6 定式化の違いによるき裂開口荷重の違い

の荷重レベルにあまり依存しないと考えられる。き裂の入る時期は必ずしも除荷過程とは限らないので、最小荷重時にき裂を進展させることが正しいとは言いきれない。

その結果、Newman らは、圧縮降伏に対する塑性拘束係数を1とし、最大荷重時の塑性域成長に対する塑性拘束係数（多軸応力度と加工硬化指数に依存）を非常に大きくし、き裂伝播領域に応じてその係数を変化させることで、き裂開口荷重の計測値を一致させ、この係数を用いた寿命評価が航空機業界では安全照査の補助として利用されている³⁷⁾（圧縮降伏に対する塑性拘束係数を引張降伏のそれより小さくすることにより、最小荷重時に生じるき裂開口域は広くなる。このためき裂開口荷重が大きくなる）。

しかし、彼らのモデルはき裂開口変位が実態と全く異なるものとなっており、さらには(4)式中の $(\Delta K_{th})_h$ を一定荷重下で得られた結果を使用していることもあり、変動荷重下についての推定結果については実験で塑性拘束係数を求めることを推奨している。

上記のNewmanのき裂開閉口モデルの欠陥を見落とし、モデルの定式化はそのままにして、塑性拘束係数を塑性域寸法と板厚の関数として与えたもの³⁹⁾や、引張降伏点に対する塑性拘束係数、き裂前方の圧縮降伏に対する拘束係数ならびにwake zone（実き裂面の表面に形成される残留塑性変形層を表している）における塑性拘束係数の3つの拘束係数を用いた（Three alpha approachと呼ばれる）もの⁴⁰⁾が報告されている。これらは、き裂閉口を生じる基本のき裂開口変位を全く無視し、(8)式の物理的意味も確認せずに、ある限定された条件下において計測されたき裂開口荷重だけを合わせるようにしており、論理の一般性が欠落した手法と云わざるを得ない。

筆者らはDugdaleモデルと整合性がとれた弾完全塑性体の残留引張変形層を仮想き裂に配置することによって、き裂開口変位と残留引張変形層厚さの変化との関係で得られる残留引張変形層に働く応力が規定でき、(8)式を用いることなく、き裂開口荷重ならびにRPG荷重が求められることを明らかにし、その定式化を行った⁴¹⁾。さらに、Dugdaleモデルの仮想き裂部に生じるき裂開口変位は、き裂(x方向)に垂直方向(y方向)の塑性ひずみを、垂

直方向の塑性ひずみの存在範囲で積分した変位とほぼ一致し、Dugdaleモデルはx-y平面において仮想き裂部の開口変位の形状に相当する物体が圧入された状態をモデル化したものと理解でき、この圧入物体が残留引張変形層であることが明らかになりつつある⁴²⁾。さらに、残留引張変形層が実き裂に取り込まれる（き裂の伝播）瞬間の荷重レベルによる影響を、塑性収縮係数という物理量を導入して間接的に考慮したき裂開閉口モデルを提案した⁴³⁾。これらは、一様応力場だけでなく、任意の応力分布が働く平板の直線板厚貫通き裂に適用できるよう定式化されている。そして、応力比ならびに残留応力分布が疲労き裂伝播速度に及ぼす影響、最大荷重を低下させた場合の遅延減速現象、スパイク荷重が作用した場合の遅延加速減速現象、ブロック変動荷重下のき裂成長が、上記モデル（塑性拘束係数はディープ・ノッチ試験から得られた1.04を採用しており、最大荷重時のき裂開口変位も実際のもものと対応したものになっている）から得られるRPG荷重をもとに、(5)式で定量的に与えられ、き裂停留も自動的に推定されることが明らかになってきた⁴³⁾。さらに、Fig. 7示すように、これらの解析結果をもとに得られた疲労被害蓄積領域寸法 $\tilde{w}$ と ΔK_{RP} の関係には、単調増大過程における小規模降伏条件下での引張塑性域寸法とK値の関係と良く似た関係が成立している⁴⁴⁾。

6. 健全部からの疲労き裂成長曲線推定手法の確立にむけての取り組み

破壊力学では、き裂が0の状態からの寿命計算が出来ない。そのため、適当な初期き裂を想定して寿命を計算する手法が数多く検討されている。考え方はいずれもS-N曲線における疲労限 $\Delta\sigma_{w0}$ と ΔK_{th} を結び付けて、仮想的な初期き裂を与えたものである。一番単純なものは、想定初期き裂 a_0 （停留き裂と考えている）に $\Delta\sigma_{w0}$ が作用した場合の応力拡大係数範囲が、 ΔK_{th} と等しいとして a_0 を与えるものである⁴⁵⁾。しかし、この関係からは a_0 が小さくなると、 $\Delta\sigma_{w0}$ が大きくなりすぎる。そこで、停留き裂がある長さより短い場合には $\Delta\sigma_{w0}$ が殆ど一定になることを考慮し、 a_0 の先端に材料固有のき裂（き裂長さ $\hat{a}$ ）が存在するとして、 $(a_0 + \hat{a})$ の長さのき裂に $\Delta\sigma_{w0}$ が作用する問題と ΔK_{th} を結び付けて $\hat{a}$ の潜在き裂が存在すると仮想してき裂成長曲線を推定する方法が提案されている⁴⁶⁻⁴⁹⁾。これらはいずれも見かけ上の数式を用いた仮想のもので、き裂発生時に実際に生じている現象、例えば複数箇所から表面き裂状にき裂が発生するなどの現象を全く無視したもので、物理現象と結び付いた疲労寿命評価法とはなっていない。

以下では、実際に生じている物理現象を考慮した、健全部からの疲労き裂成長曲線の推定手法を確立するために著者らのグループで行っている研究の考え方を解説する。

6.1 表面き裂の寿命評価手法の考え方

疲労き裂は、いきなり板厚貫通き裂として発生することではなく、表面き裂状に入る。しかも、複数箇所から入り、それらの成長過程で合体を繰り返し、ついには1つ

図7 疲労被害蓄積領域寸法 $\tilde{w}$ と ΔK_{RP} の関係

の表面き裂になる。これらの現象をまともにシミュレートすることは現時点では不可能である。

小規模降伏条件下では応力拡大係数 K 値によって、き裂先端近傍の弾塑性ひずみ分布、ならびに応力分布が定まることを考慮すると、き裂進行に伴う K 値変化（最大荷重時、最小荷重時ならびに残留応力下のそれぞれについて）が全く同じ2つの物体（両者の材料は同じとする）は、同じき裂開閉口挙動をして、同じき裂成長寿命を有すると仮定できる。したがって、最大荷重時、最小荷重時ならびに残留応力下のそれぞれについて、実際のき裂の大きさと K 値の関係を求め、それらを無限板中の直線板厚貫通き裂で再現する応力分布（等価分布応力⁵⁰）と名付けている）に変換し、これらの等価分布応力を受ける直線板厚貫通き裂問題としてき裂開閉口をシミュレートし、 ΔK_{RP} を求めて寿命評価すれば表面き裂などのき裂伝播寿命を近似的に推定できることになる。

しかし、多数箇所から発生・成長する表面き裂の K 値をどのように求めるかが問題となる。近接する表面き裂によって K 値は上昇する（干渉効果）。干渉効果は近接き裂側の表面が最も大きい、表面に着目すると、き裂合体時き裂長さが不連続的に大きくなり、寿命評価を行うことが難しくなる。一方常に一番深いき裂の最深部に着目すると、き裂合体時にもき裂深さには不連続が生じないで、連続的なき裂成長曲線が得られる。したがって、近接表面き裂の干渉効果を考慮した最も深いき裂の最深部の K 値とき裂深さの関係（最大荷重時、最小荷重時ならびに残留応力によるそれぞれの関係、この K 値を再現する表面き裂を、相当表面き裂と呼ぶ。）を再現する等価分布応力下で、き裂開閉口をシミュレートし ΔK_{RP} を求めて寿命評価すれば良いことになる。

上記の最深部の K 値を求めるためには、具体的なき裂の大きさを与える必要がある。疲労き裂成長に伴う表面き裂のアスペクト比変化は、応力分布（板厚方向だけでなく、幅方向も）に依存するが、それを通常用いられている破壊力学により解析的に推定しても実験結果とは異なることが判明している。すなわち、Paris の伝播則をき裂の表面と最深部に適用して連立させて解くことにより、アスペクト比変化は推定できるが、その変化は実験結果とはかけ離れたものとなっている⁵¹。表面と最深部でき裂開閉口時期が異なることがこの原因と考えられている。角回りすみ肉溶接止端部あるいはマンホールなどの開口部コーナの板厚中央から入る疲労き裂に対しては、干渉効果で上昇した K 値と同じ K 値となる単一の仮想的なき裂、すなわち相当表面き裂（き裂深さは最も深い表面き裂のそれと同じ）のアスペクト比変化を推定する実験式がすでに得られている^{52, 53}。しかし、種々の構造に対し安全側（ K 値を大きく見積もる）にアスペクト比変化を設定することは現時点でもほぼ可能であるものの、いかにもこの関係のデータの蓄積が少なすぎる。また構造によっては、半楕円形状で進展しない表面き裂も存在し、この場合は K 値を求めるにも工夫を要する。

6.2 健全部からの疲労き裂成長曲線の推定に関する取り組み

繰返し荷重が作用すると、初期には最大剪断応力面に

近い高密度原子面上で迂りが生じ、入り込みや突き出しが生じる。これにより、この面上でずれが生じる。このずれは転位の運動によって生じる。転位はその運動方向には応力を誘起するが、垂直方向にはほとんど応力を誘起しない。そのため、単結晶材に入ったき裂はなかなか開口しないが、多結晶材ではき裂が最初の結晶粒界に近づくと、前方の結晶粒のき裂側結晶粒界で高密度の転位がき裂線とは傾いた方向に運動するため、き裂開口方向の応力が付加され、き裂に開口モードが徐々に現れる。単結晶材では迂り帯に大きな不連続変位が観察される⁵⁴が、多結晶材には観察されない⁵⁵ことが上記の考察を支持している。

結晶粒界を越えると、き裂はその方向を徐々に変え主応力に垂直なき裂となって成長する。転位は結晶粒内を容易に移動し、大角結晶粒界（相隣結晶粒の方位が15度以上傾いている粒界）が転位運動の障害となること、ならびに転位1つ1つが周りに及ぼす応力は小さいが、き裂先端前方のき裂先端近傍に生じる転位密度は非常に大きいことを勘案し、以下のようなモデルが検討されてきた²³。すなわち

- ・切欠底（溶接止端部も一種の切欠と見なしている）から入るき裂が、最初の結晶粒内を伝播している間は、繰返し荷重中のどの荷重レベルでもき裂は剪断き裂として常に閉口していると仮定する。
- ・剪断き裂部でのき裂結合力は引張も圧縮も作用し、結合力の絶対値は降伏点を超えないと仮定した BCSS モデルが、最初の結晶粒界に剪断き裂が到達した時点で成立すると仮定する。
- ・最初き裂底から入る剪断き裂は最大剪断応力方向に入るの、最初の結晶粒界までき裂が到達した時点での最大荷重時は、剪断変位と開口変位モードが混在した残留変形層がき裂面を充填した状態になっていると仮定する。
- ・最初からき裂は主応力に垂直に入ると仮想し、き裂線に垂直な応力が作用するき裂結合力モデルでき裂開閉口問題を表現できると考える。そして、最初の結晶粒内における剪断結合力は Dugdale モデルと BCSS モデル⁵⁶の類似性（BCSS モデルの剪断応力を直応力、き裂剪断変位をき裂開口変位、剪断降伏点を引張降伏点にそれぞれ置き換えれば、Dugdale モデルと同じになる）から、Dugdale モデルで扱えると仮定する（剪断き裂部は主き裂への投影したき裂と置き換える）。
- ・上記の主応力に垂直なき裂を、ガース長さが同じ直線き裂で代用する。
- ・き裂が最初の結晶粒界に到達するまではき裂は常に閉口したままであるため、き裂自身による応力の再配分は生じない。そのため、き裂が最初の結晶粒界に達した時点で生じる繰返し塑性域（最大荷重時の塑性域と最小荷重時の塑性域が重なる領域）の先端位置は、最初の結晶粒内をき裂が進展している場合と同じ（最大荷重と最小荷重が同じなら）になると仮定する。
- ・き裂が最初の結晶粒界に到達するまではき裂は常に

図8 ガセット付き疲労試験片

図9 健全溶接止端部からのき裂深さ成長曲線のシミュレーション例 (荷重条件: 最大荷重 147 kN, 最小荷重 7.4 kN)

閉口したままであるため、き裂による応力再配分が生じないことから、弾塑性境界は降伏ひずみのオーダのひずみが何回も作用し、この境界は、繰返し応力下の降伏点によって支配されると仮定する。最初の結晶粒界を越えてからは上記塑性域先端位置が保持されるように降伏点が静的のそれになるまで上昇すると仮定する。

- ・最初の結晶粒内に実き裂先端がある場合、上記繰返し塑性域先端と実き裂先端間が疲労被害蓄積領域寸法 $\tilde{\omega}$ となり、これより得られる等価な ΔK_{RP} をもとに(5)式よりき裂伝播寿命が推定できると仮定する。したがって、き裂0の状態からき裂成長を求めることが可能となる。またこの取り扱いにより、最初はき裂成長に従い $\tilde{\omega}$ が小さくなるので、き裂伝播速度が遅くなり、マイクロき裂領域のき裂成長傾向²²⁾と定性的には同じ結果となる。
- ・剪断ひずみが材料の破断ひずみに達すると、残留剪断変形層は引張モードの残留引張変形層に変化し、実き裂部では、接触応力は働くが引張応力は受け持たなくなると仮定する。

上記のような大胆な仮定をおけば、6-1で説明した等価分布応力下で直線貫通き裂の開閉口を計算し、RPG荷重を求めることが出来るので、最初の結晶粒内に実き裂先端がある場合等価 ΔK_{RP} 、越えてからは ΔK_{RP} が得られる

図10 S-N 曲線の解析結果と実験結果の対比

(このき裂開閉口プログラムの名前を FLARP と呼んでおり、ver. 1 は開発済みである)。したがって、疲労き裂成長曲線を、き裂0の状態から一応計算できる。

FLARP (ver. 1) を用いて、Fig. 8 に示す角回し溶接止端部から生じる疲労き裂成長曲線が推定されている。この場合、表面き裂のアスペクト比変化は、合体前の複数表面き裂に対する相当表面き裂、ならびに合体完了後の表面き裂のアスペクト比変化は実験結果⁵⁰⁾が用いられている。Fig. 9 は一定荷重振幅を与えた場合の計算例であり、き裂0の状態からき裂成長曲線が求められている。2 × 10⁶ サイクル付近でき裂成長速度が遅くなっているのは、仮想き裂先端が圧縮残留応力場にさしかかるためであることが確認されている。Fig. 10 には、き裂が主板を貫通した時点における寿命の測定結果と同時に、計算で求めたき裂貫通寿命ならびに、き裂が最初の結晶粒界に到達した時点、き裂深さが1 mm になる時点の計算結果も併せて示されている。このようにこの検討では、妥当な寿命評価が得られている。

7. 課題と今後の展望

6.で説明したように、健全部からの疲労き裂成長曲線がある程度の精度で机上で推定できるレベルによりやく到達しかかっている。また、上記モデルでは、剪断き裂モードから開口き裂モードへの遷移過程で繰返し降伏点から静的降伏点へ向かって降伏点が増加するため、これまでなぜ生じるか明確でなかった coxing effect が自動的に表れることになる (ただし、定量的検討は今後必要)。また残留引張変形層が薄くなり除荷過程における圧縮塑性域の加速成長が生じることが腐食疲労のメカニズムと考えることにより上記き裂開閉口モデルによって、腐食疲労を定量的に評価できる可能性もでてきた。さらに、5.で説明したように種々の変動荷重下における寿命も妥当な推定が上記モデルでなされている。

健全部からの疲労き裂成長が論じられる環境が出来つつあるのは、(4) 式の Paris-Elber 則に換わって、(5) 式が疲労き裂の伝播式と仮定できたことのおかげである。すなわち、下限界値という量を持ち込まなくても、き裂

停留が自動的に表現でき、 ΔK_{RP} が疲労被害蓄積領域寸法 ω と直接結び付いたことによると思われる。しかし ΔK_{RP} の概念の原型³⁰⁾を打ち出して20年、RPG 荷重の計測を可能⁵⁵⁾にして12年経ったが、未だに ΔK_{RP} は市民権を得ていない。

一方変動荷重下では $(\Delta K_{eff})_{th}$ が一定荷重下（もしくは、徐々に ΔK が減少していく場合）のそれとは異なる³⁾と一部の研究者の間では理解されるようになってきたにもかかわらず、発表から10年程度で ΔK_{eff} は市民権を得ている。き裂の応力集中係数は非常に大きくなるから、き裂開口荷重とRPG 荷重はほとんど同じであると認識されているのが、 ΔK_{RP} が市民権を得ない理由であると聞いたことがある。き裂開口荷重とRPG 荷重はFig. 5に示したように計測すれば確かに違うが、RPG 荷重とき裂開口荷重を区別できる測定装置は一般的には存在しない。 ΔK_{RP} を非難して筆者らが開発した高精度コンプライアンス計測システムを導入して、著者らとは異なるアプローチでRPG 荷重とき裂開口荷重を計測した東大のグループは、結論として、 ΔK_{eff} より ΔK_{RP} が、より信頼にたる疲労き裂伝播

パラメータであると確認している^{58, 59)}。しかし、 ΔK_{RP} が市民権を得るためには、き裂開口荷重から無視できる程度の荷重増分では塑性域が成長しださないことを明確にすることがまず必要であろう。

筆者は健全部からの疲労き裂成長のアルゴリズムの確立を夢みて、先に進むことばかりを考えてきた。その最終的な姿を不完全でも描ききれないと、他の多くの研究者と新しい概念について議論しても、寄り道ばかりで前には進まないであろうと先入観を抱いていた気がする。

ようやく、自分なりに健全部からの疲労き裂成長アルゴリズムに対する最終的な姿が描けるようになり、先を見た研究だけでなく、もう一度基にもどった研究が必要とつくづく感じるようになってきた。FEMによる構造応力解析結果から、き裂伝播経路、表面き裂のアスペクト比変化を設定し、き裂の成長と K 値の関係（外力と内力のそれぞれについて）を求めれば、後はFLARPでRPG 荷重が得られ、き裂成長曲線が推定できるという筋書きはほぼ完成した。FEMからFLARPに繋ぐ処理はプログラムを開発すれば、自動的に行える。この開発にはすで

図11 任意荷重履歴を受ける健全応力集中場からのき裂成長曲線推定の流れ（開発中の FLARP (ver. 2) の計算の流れ）

にあるソフト会社が着手しており、この原稿が掲載されるころには完了している予定である。この手法を設計業務にまで適用していくための課題を列記すると以下のとおりである。

- a) 高精度コンプライアンス測定システムの再構築 (現存のシステムはMSDOS上で動いており、このシステムが陳腐化しつつある。また分解能が12ビットである。システムを最新のwindows上で開発し、分解能も16ビットとすることで、種々の材料の疲労き裂進展の基礎データを収集する)。
- b) き裂結合力モデルにおける塑性拘束係数と加工硬化指数の関係
- c) 塑性収縮係数の材料依存性
- d) き裂閉開口モデルの計算高速化 (並列処理などを駆使して、1サイクル毎にき裂成長を実用に耐える期間内で行い得るプログラムの開発 (本プログラムの計算流れの概要をFig. 11に示す。これはFLARP (ver. 2) として現在開発中である) : 最初の1結晶内を成長するだけをターゲットにするならば、マイコンを装置したゲージで実機に装着し、on-lineでき裂成長をモニターできる可能性がある (現地応力計測結果をそのままFLARPに入力して、き裂発生寿命を計算できる可能性がある。)
- e) 種々の表面き裂形状のき裂最深部における K 値の整備 (影響関数の整備、特にアンブレラ型表面き裂の影響関数)
- f) 任意応力分布下における相当表面き裂のアスペクト比変化と合体完了後の表面き裂のアスペクト比変化の推定
- g) 溶接残留応力分布の簡易推定法
- h) シェル要素モデルから、板厚内応力分布を推定する手法の確立
- i) 変動荷重下における疲労寿命解析と実験結果の比較
- j) coaxing effectの定量的予測と実験との対比
- k) 腐食疲労試験結果とFLARPによる定量的予測結果との対比
- l) 微視き裂の成長計測とFLARPによるき裂成長曲線との対比

これらに対し、優先順位をつけて研究を同時並行で走らせているが、人的パワーが少なくなかなか研究が進まないことが、目下の悩みである。いづれにしても、疲労設計でのgo or no go criteriaを脱却して、実際に生じる現象を模擬して、健全部からの疲労成長曲線を推定する技術が徐々に構築されつつあり、実際に生じた損傷ならびに補修方法の妥当性確認の解析例 (現時点では1例のみ) も増やし、信頼のおける設計手法に早く移行できるように努力するつもりである。

参 考 文 献

- 1) 菊川, 城野, 近藤: 低 K 領域における変動荷重下の疲労き裂進展挙動と進展速度の評価法, 日本機械学会論文集,

- 47-417A, 468, (1981)
- 2) Albert W. A. J.: Über Treibseile am Harz. Archiv für Mineralogie, Geognosie. Bergbau und Hüttenkunde, 10, 215, (1837).
- 3) Wöhler A.: Achsen, deren Dimensionen, Form der Achsschenkel, Material, in Handbuch für Spezielle Eisenbahn-Technik. 2. Band. Der Eisenbahn-Wagenbau in seinem ganzen Umfange. E. Heusinger von Waldegg Hrsg. Verlag Wilhelm Engelmann, Leipzig, (1870).
- 4) Kloth W. and Stoppel Th.: Kräfte, Beanspruchungen und Sicherheiten in den Landmaschinen. Z-VDI 80, 85, (1936).
- 5) Goodman J., Mechanics Applied to Engineering, 634, (1918)
- 6) Hempel M.: State of knowledge concerning the effect of specimen size on fatigue limit, Draht, Sept., 385 (1957)
- 7) Phillips C. E. and Heywood R. B.: The size effect in fatigue of plain and notched specimens loaded under reversed direct stress, Proc. Int. Mech. Eng., 165, 113 (1951)
- 8) 石橋: 金属の疲労と破壊の防止, 養賢堂, (1967)
- 9) 村上: 金属疲労: 微小欠陥と介在物の影響, 養賢堂, (1993)
- 10) Palmgren, Die Lebensdauer von Kugellagern. VDI-Zeitschrift 68, 339, (1924).
- 11) Miner M. A.: Cumulative damage in fatigue. Trans. ASME Jour. appl. Mech., 12A, 159, (1945).
- 12) Schijve J.: The Analysis of Random Load-Time Histories with Relation to Fatigue Tests and Life Calculations, in Fatigue of Aircraft Structures, Proceedings of the Second ICAF-Symposium 1961 (ed. By Barrois W. and Ripley E. L., Pergamon Press, 115, (1963))
- 13) Endo T., Mitsunaga K., Takahashi K., Kobayashi K. and Matsuishi M.: Damage Evaluation of Metals for Random on Varying Loading-Three Aspects of Rain Flow Method, Proc. 1974 Symp. On M. B. M., 1, 374, (1974)
- 14) Bautz W.: Kritik der Dauerfestigkeit als Bemessungsgrundlage. Forschung auf dem Gebiete des Ingenieurwesens, Band 12, Nr. 4, VDI (1941)
- 15) Douglas W. D.: Methods employed at the Royal Aircraft Establishment for the experimental determination of the ultimate strength of aeroplane structures, Advis. Comm. Aero. Rep. Memo. No. 476, (1918)
- 16) Schütz W.: A History of Fatigue, Eng. Fracture Mechanics, 54-2, 263-300, (1996).
- 17) Naumann E. C.: Fatigue under random and programmed loads, NASA TN D-2629, (1964)
- 18) Schijve J. and Jacobs F.A.: Program fatigue tests on notched light alloy specimens of 2024 and 7045 material, NLR-Report M 2070, (1960)
- 19) Schijve J.: Effect of load sequences on crack propagation under random and program loading, Eng. Fracture Mech. 5, 245, (1974)
- 20) Melcon M. A. and Chrichlow W.: Investigation of the representation of aircraft service loadings in fatigue tests, Technical Report No. ASD-TR-61-434, (1961)
- 21) 西谷: 炭素鋼の回転曲げ試験における分岐点ならびに疲れ限度の寸法効果 (小形材による検討), 機械学会講演論文集, 34-259, 371, (1968)
- 22) Nishitani H. and Kage M.: Observation of Crack Closure Phenomena at the Tip of a Fatigue Crack by Electron Microscopy, Proc. 1977 ICF (Waterloo), 2, 1099, (1977)
- 23) 豊貞, 丹羽: 鋼構造物の疲労寿命予測, 共立出版(株), (2001)
- 24) Paris P. C., Gomez P. and Anderson: A rational analytic theory of fatigue, The Trend in Engineering 13, 9, (1961)
- 25) Paris P. C.: The fracture mechanics approach to fatigue, in Fatigue - An Interdisciplinary Approach (Edited by Burke J. H., Reed N. L. and Weiss V.), Syracuse University Press,

- (1964)
- 26) RR843 委員会: LNG 運搬船の安全基準に関する調査報告書, 日本造船協会第8基準部会報告, (1978).
 - 27) Elber W.: Fatigue crack propagation: some effects of crack closure on the mechanisms of fatigue crack propagation and cyclic tensile loading. Ph. D. Thesis, University of New South Wales, (1968).
 - 28) 豊貞, 山口, 丹羽, 武中, 梶本, 矢島: 新疲労き裂伝播パラメータの提案と高精度コンプライアンス計測法の開発-RPG規準による疲労き裂伝播挙動の研究(第1報)-, 日本造船学会論文集, 169, 245, (1991)
 - 29) Chen D. and Nisitani H.: Analytical and Experimental Study of Crack Closure Behavior Based on an S-Shaped Unloading Curve, Mechanics of Fatigue Crack closure, ASTM STP 982, Newman J. C. and Elber W. Eds., Philadelphia, 475, (1988)
 - 30) 西谷, 陳: 除荷弾性コンプライアンス法に関する一考察, 日本機械学会論文集, 51-465 A, 1436, (1985)
 - 31) 菊川, 城野, 田中, 高谷: 除荷弾性コンプライアンス法による低進展速度領域における疲労き裂進展速度とき裂開閉口挙動の測定, 材料, 25-276, 899, (1976)
 - 32) Taira S., Tanaka K. and Hoshina M., Grain Size Effect on Crack Nucleation and Growth in Long-Life Fatigue of Low-Carbon Steel, ASTM STP 675, 135 (1979)
 - 33) 横幕, 杵渕, 蓑方: フェライト鋼における疲労特性におよぼす微視的強化機構の影響, 材料, 40, 1415, (1991)
 - 34) SR202 研究部会報告: 海洋構造物の疲労設計法および溶接部の品質に関する研究, (社) 日本造船研究協会, 研究資料 No. 395, (1991)
 - 35) (社) 日本鉄鋼協会「高強度鋼板の疲労強度向上研究部会」報告書: 溶接用鋼の疲労強度向上に関する基礎検討, (1995)
 - 36) Newman Jr. J. C.: A Crack-Closure Model for Predicting Fatigue Crack Growth under Aircraft Spectrum Loading, NASA Tech. Memo., 81941, (1981)
 - 37) 豊貞, 岡本, 藤原: き裂開閉口を考慮した疲労き裂伝播モデル, 日本造船学会論文集, 152, 381, (1983)
 - 38) Newman, Jr. J. C.: FASTRAN-II-A Fatigue Crack Growth Structural Analysis Program, NASA, Tech. Memo. 104159, (1992)
 - 39) Cheng X. and Yamada K.: A Fatigue Crack Growth Prediction Model with Load Interaction Effects Using Crack Closure, Japan Society of Civil Engineers, Structural Eng./Earthquake Eng. 12-2, 53, (1995)
 - 40) Beretta S., Carboni M., Machniewicz T. and Skorupa M.: Correlation between experiments and Strip Yield model results on fatigue crack growth in structural steel, Proc. 14th ECF, Krakow, Vol.1/3, 225-232, (2002)
 - 41) 豊貞, 丹羽: RPG 荷重のシミュレーション-RPG 規準による疲労き裂伝播挙動の研究(第5報)-, 日本造船学会論文集, 176, 427, (1994)
 - 42) 豊貞: 残留引張変形層の役割と疲労き裂伝播の下限界に関する一考察, 西部造船会々報, 105, 225-237, (2003)
 - 43) 丹羽, 豊貞: き裂開閉口モデルにおけるき裂成長時の塑性収縮係数に関する一考察, 日本造船学会論文集, 188, 669, (2000)
 - 44) 豊貞, 丹羽: 切欠底から発生する微視・微小き裂の疲労き裂寿命評価法について, 「発生と伝播の統一理論による寿命予測のアルゴリズム」-RPG 規準による疲労き裂伝播挙動の研究(第4報)-, 日本造船学会論文集, 174, 589, (1993)
 - 45) 北川, 西谷, 松本: 疲労き裂成長の下限界応力係数 ΔK_{th} とき裂材・切欠材の疲労限度との関係について, 日本機械学会論文集(第1部), 42-356, 996, (1976)
 - 46) Smith R. A.: On the short crack initiations of fracture mechanics, Int. J. Fracture, 33, 717 (1977)
 - 47) El. Haddad M. H., Smith K. N. and Topper T. H.: Fatigue crack propagation of short cracks, Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol., 101, 42, (1979)
 - 48) Tanaka K., Nakai Y. and Yamasita M.: Fatigue growth threshold of small cracks Int. J. Fracture, 37, 519 (1981)
 - 49) 森田, 梶本, 村井, 岩田: 鑄造欠陥の疲労強度評価-丸味を有するマクロ単独欠陥-, 日本造船学会論文集, 167, 245, (1990)
 - 50) 豊貞, 後藤, 丹羽, 牧: き裂面に集中荷重が作用する場合の K 値推定法について, 西部造船会々報, 93, 103, (1997)
 - 51) Toyosada, M. Tateishi, M and Kitazono. M: Fatigue Crack Propagation from an Initial Defect-Non-Through Thickness Crack-, Hitachi Zosen Technical Review, 39-2, 48, (1978)
 - 52) Hobson P. D., Brown M. W. and de. los Rios E. R.: Two phases of short crack growth in a medium carbon steel, The behaviour of short fatigue cracks, EGF publication 1, Eds Miller K. J. and de. los Rios E. R., Mechanical Engineering Publications, London, 441, (1986)
 - 53) 豊貞, 山口, 武田, 竹下: 切欠底に生じる疲労表面き裂のアスペクト比変化についての実験的検討, 西部造船会々報, 91, 169, (1996)
 - 54) 豊貞, 山口, 武田, 渡辺: 回し溶接止端部から発生・伝播する微視・微小表面き裂のアスペクト比変化に関する研究, 西部造船会々報, 95, 171, (1998)
 - 55) Gudjact H. J., Lendvai J, Schneider J, Wunderlich W and Gerold V: Planar Slip and Deformation Induced Particle Dissolution in Cyclically Deformed Al-Li Single Crystals, Proceedings of 5th International Aluminum-Lithium Conference, Williamsburg, Virginia, Editors by Sanders E. A. Jr., 1105, (1989)
 - 56) Forsyth P. J. E.: Fatigue Damage and Crack Growth in Aluminum Alloys, Acta. Met., 11., 703, (1963)
 - 57) Bilby B. A., Cottrell A.H., Smith E. and Swinden K. H.: Plastic Yielding from Sharp Notches, Pro. Roy. Soc., A279, 1, (1964)
 - 58) 町田, 吉成, 牧野: 疲労き裂先端ひずみ変化の詳細観察, 材料, 46-2, 138, (1997)
 - 59) 牧野, 町田, 吉成: 疲労き裂伝播を律するパラメータに関する考察, 材料, 46-5, 495, (1997)
 - 60) 白鳥, 三好, 谷川: 任意分布力を受ける表面き裂の応力拡大係数の解析(第2報, 平板中の半だ円表面き裂に対する影響係数の解析とその応用), 日本機械学会論文集(A編), 51-467, 1828, (1985)

著者略歴

豊貞 雅宏

昭和42年3月 大阪大学工学部溶接工学科卒業

昭和44年3月 大阪大学大学院工学研究科溶接工学専攻終了

同 4月 日立造船(株)入社, 技術研究所配属

昭和51年3月 工学博士, 東京大学「船用 LNG タンクの安全性評価法に関する研究」

昭和61年3月 日立造船(株)退社

同 4月 九州大学助教授(工学部, 造船学科)

平成3年3月 九州大学教授(工学部, 船舶海洋システム工学科)

平成10年4月より, 九州大学大学院教授

(工学研究院海洋システム工学部門, 建設システム工学専攻併任)