OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	実働荷重下の疲労き裂進展速度推定法に関する研究
Author(s)	菅田, 淳
Citation	大阪大学, 1992, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3090031
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

実働荷重下の疲労き裂進展速度推定法に関する研究

平成４年４月

菅　田　　淳

実働荷重下の疲労き裂進展速度推定法に関する研究

平成４年４月

菅　田　　淳

目　次

第1章　緒　論　1

参考文献　7

第2章　疲労試験装置および疲労き裂進展挙動の測定方法　9

2.1　疲労試験装置　9

2.2　き裂長さおよびき裂開閉口挙動の測定法　21

2.2.1　除荷弾性コンプライアンス法と測定回路　21

2.2.2　荷重信号および変位信号検出法　22

2.2.3　直流増幅器および測定用電源回路　31

2.2.4　き裂長さの較正　32

2.3　コンピュータによる試験機制御システムと自動計測システム　36

2.3.1　荷重波形信号の発生　37

2.3.2　荷重－変位、荷重－引算変位ヒステリシスの自動計測　40

参考文献　41

第3章　破壊力学パラメータの算出方法および疲労き裂進展速度推定法　42

3.1　破壊力学パラメータの算出方法　42

3.1.1　応力拡大係数Kの算出　42

3.1.2　繰返しJ積分範囲ΔJの算出　43

3.1.3　最大J積分値J_{max}の算出　44

3.2　変動荷重下の疲労き裂進展速度の推定法と定量的評価法　47

参考文献　51

第4章　アルミニウム合金における実働荷重下の疲労き裂進展挙動　52

4.1　緒　言　52

4.2　供試材料、試験片形状および試験方法　53

4.3　一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動　54

4.4　変動荷重下の疲労き裂進展挙動　58
4.4.1　ZK141-T7材の場合　58
4.4.1.1　2段繰返し変動荷重試験　58
4.4.1.2　定常ランダム変動荷重試験　61
4.4.2　A7075-T6材の場合　64
4.4.2.1　2段繰返し変動荷重試験　64
4.4.2.2　定常ランダム変動荷重試験　67
4.4.3　両材料の比較　68
4.5　結　言　69
参考文献　70

第5章　変動荷重下の疲労き裂進展挙動に及ぼす残留応力の影響　71
5.1　緒　言　71
5.2　供試材料、試験片形状および試験方法　72
5.3　一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動　76
5.4　2段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展挙動　81
5.4.1　中間進展速度領域における変動荷重下の疲労き裂進展挙動　81
5.4.2　き裂進展下限界条件近傍における変動荷重下の疲労き裂進展挙動　86
5.5　定常ランダム荷重下の疲労き裂進展挙動　91
5.6　結　言　94
参考文献　95

第6章　非定常ランダム荷重下の疲労き裂進展挙動　96
6.1　緒　言　96
6.2　供試材料および試験片形状　97
6.3　高－低2段変動ランダム荷重下の疲労き裂進展挙動　98
6.3.1　試験方法　98
6.3.2　試験結果および考察　99
6.4　長期分布が指数分布となる5段ランダム荷重下の疲労き裂進展挙動　100
6.4.1　繰返し5段ランダム荷重波形　100

6.4.2　繰返し5段ランダム荷重試験　102
6.4.2.1　試験方法　102
6.4.2.2　試験結果および考察　102
6.4.3　繰返し漸減5段ランダム荷重試験　106
6.4.4　繰返し漸増5段ランダム荷重試験　111
6.5　ランダム荷重に重畳する平均荷重が変動する場合の疲労き裂進展挙動　112
6.5.1　試験方法　112
6.5.2　試験結果および考察　113
6.6　ランダム荷重に圧縮ピーク荷重が周期的に負荷される場合の疲労き裂進展挙動　120
6.6.1　試験方法　120
6.6.2　試験結果および考察　122
6.7　結　言　125
参考文献　127

第7章　変動荷重下の疲労き裂進展挙動の動的直接観察　128
7.1　緒　言　128
7.2　供試材料および試験片形状　129
7.3　高－低2段2重変動荷重下の疲労き裂進展挙動　130
7.3.1　試験方法　130
7.3.2　試験結果および考察　130
7.4　2段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展挙動　135
7.4.1　試験方法　135
7.4.2　試験結果および考察　136
7.5　変動荷重下におけるき裂進展速度の巨視的推定法と微視的観察結果との対応　144
7.6　結　言　145
参考文献　146

第8章　弾塑性状態における実働荷重下の疲労き裂進展挙動　147
8.1　緒　言　147
8.2　供試材料および試験片形状　147
8.3　一定振幅荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動　150
8.3.1　試験方法　150
8.3.2　試験結果および考察　150
8.3.2.1　応力比R=-1の場合　150
8.3.2.2　応力比Rが正の場合　153
8.3.2.3　定数Cについての考察　158
8.4　両振り変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動　159
8.4.1　2段繰返し変動荷重試験　160
8.4.1.1　小振幅荷重の応力比が負の場合　160
8.4.1.2　小振幅荷重が圧縮応力側にある場合　164
8.4.1.3　小振幅荷重が高い引張平均応力を持つ場合　168
8.4.2　3段繰返し変動荷重試験　173
8.5　片振り変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動　187
8.5.1　2段繰返し変動荷重試験　187
8.5.1.1　小振幅荷重の応力比がR=0の場合　187
8.5.1.2　小振幅荷重が高い引張平均応力を持つ場合　190
8.5.2　3段繰返し変動荷重試験　192
8.6　変動荷重下における弾塑性疲労き裂進展挙動およびき裂進展速度推定法　198
8.7　結　言　201
参考文献　203

第9章　結　論　204

謝　辞　208

第1章 緒　論

従来の機械や構造物の疲労強度設計は、機器や構造物がその設計寿命期間中には、絶対に破損しないよう部材応力を設定するいわゆる安全寿命設計(Safe Life Design)[1)]がほとんどであった。しかしこの安全寿命設計思想は、基本的に部材は初期欠陥を含まないという仮定をしているため実際には非現実的である。さらに、近年機械・構造物への高性能化、軽量化の要求はさらに厳しくなってきており、安全寿命設計により機器や構造物の安全性と信頼性を確保することは非常に困難になってきている。そこで現在では機器や構造部材には元来何らかの初期欠陥が存在するものと考え、使用中万一構造物にき裂が発生・進展し、一部が破損したとしても、なお構造物全体としては直ちに破壊に至ることがないよう、材料や応力あるいは構造方式を考慮する損傷許容の設計概念[2)] (Damage Tolerant Design)や破壊管理制御設計[3)] (Fracture Controlled Design)が、特に大型溶接構造物や航空機等の冗長度の高い構造物の設計において積極的に用いられている。

損傷許容設計を有効に行うためには、安定き裂成長、特に疲労き裂の発生および進展挙動を明確にし、実働荷重下の疲労き裂進展速度をできるだけ精度よく推定する必要があり、したがって、これまでにも一定振幅荷重下[4)-7)]や変動荷重下[8)]の疲労き裂進展挙動に関して多くの研究が行われている。一定振幅荷重下の疲労き裂進展に対しては、線形破壊力学を適用した応力拡大係数範囲ΔKの有効性がParisら[4)]によって示されて以来、次式のような形式の整理が広く行われている。

$$da/dn=C\Delta K^{m} \qquad (1-1)$$

ここで、C、mは材料や試験条件に依存する定数である。また変動荷重下の疲労き裂進展速度に対しては、変動荷重相互間の干渉を無視し、き裂進展速度を(1－1)式のような一定振幅試験結果よりΔKに関するいわゆるマイナ形の線形加算則によって推定する方法が多く用いられている。しかしながら実際には、小数回の過大荷重負荷などによりき裂進展の加速[9)]や遅延現象[10)-12)]が起るため、上記のマイナ形の線形加算則では危険側のあるいは過度の安全側の評価を与える場合が多いことが知られている。また、き裂進展下限界条件ΔK_{th}以上の荷重が周期的に繰返し負荷されるような変動荷重下で

は、この高い荷重の負荷によって発生したき裂が、下限界以下のΔKに対しても進展するため、これを考慮しないマイナ形の推定法では非常に危険な予測を与えることが知られている[13)-15)]。

これは、変動荷重下の荷重相互干渉を無視しているためであり、疲労き裂進展速度の精度よい推定を行うためには、そのような荷重相互干渉を考慮できる、より直接的にき裂進展を支配する力学パラメータを導入する必要がある。き裂先端近傍の力学情報を反映し、かつマクロな測定が可能で設計パラメータとして用いることができるものとして、Elber[16)17)]はき裂開閉口挙動に注目した有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}を提案した。き裂閉口現象とは、疲労き裂が進展した後のき裂面に残る塑性変形層内の残留応力によって引張荷重下でもある荷重レベルまではき裂の先端が開口しない現象をいい、有効応力拡大係数範囲の概念は、負荷されるK値範囲のうち疲労き裂進展に真に有効なのは、き裂先端が開口し応力特異性が存在する範囲のみであると考えるものである。Elberはこのき裂開閉口挙動を実測し、一定振幅荷重下のき裂進展速度に及ぼす応力比の影響ならびに単一過大荷重負荷後のき裂進展の遅延現象がき裂開閉口挙動によって定性的には説明できることを示した。Elber以来このき裂開閉口挙動に着目して多くの研究がなされてきており、き裂開閉口挙動は平面応力状態の試験片表面と平面ひずみ状態の試験片内部では異なる[18)]ことや、材料により異なる[19)]ばかりでなく、K値レベルや荷重履歴にも依存する[20)]ことなどが明らかとなっている。またき裂閉口の原因としては、Elberの指摘した塑性変形によるもの(塑性誘起き裂閉口)ばかりでなく、荷重のModeⅡ成分が存在する場合にき裂先端後方の粗いき裂面同士の接触によって生じる破面粗さ誘起き裂閉口[21)]や、き裂内部に堆積した酸化物により、実際にき裂が閉口する以前に破面と酸化物が接触し、き裂が閉口状態となる酸化物誘起き裂閉口[22)]等、その他多くの要因が考えられている。このようなき裂の開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}を用いて疲労き裂進展試験結果を整理することにより、応力比の効果や変動荷重下のき裂進展の加速や遅延現象がうまく説明できることなどが多くの研究者によって報告されている[5)23)]。

菊川、城野らもこのき裂開閉口挙動に着目し、試験片内部を含めた平均的なき裂進展量とき裂開口点を高精度に測定できる除荷弾性コンプライアンス法を開発し、き裂開閉口挙動を実測することによって、一定振幅荷重下でのき裂進展速度に及ぼす応力比の影響は、有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}に基づく整理により説明できることを確認

している[18]。またヤング率Eを用いて$\Delta K_{eff}/E$による整理を行えば、鉄鋼系、アルミニウム合金およびチタンなどの広範囲の材料に対して、$da/dn-\Delta K_{eff}/E$関係はほぼ一義的に表され、き裂先端における有効なひずみ拡大係数[7]ともいうべき$\Delta K_{eff}/E$がき裂進展速度を支配する有効な力学パラメータであることを明らかにしている[24]。さらにき裂進展下限界条件$(\Delta K_{eff})_{th}$をはさむ変動荷重下では、ΔK_{eff}に対する下限界条件が消失し、それ以下のΔK_{eff}でもき裂が進展することなどを明らかにしている[15]。またより実働荷重に近い定常なガウス性ランダム荷重下のき裂進展試験を行い、ミニコンピュータを用いてき裂開閉口挙動をオンライン・リアルタイムに測定することにより、比較的短周期のランダム荷重下のき裂開口点は、ランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアとその応力比Rによって決まり、その値は同じ大きさのΔKとRを持つ一定振幅荷重下のき裂開口点に一致することを示している。ランダム荷重を含む定常な変動荷重下の疲労き裂進展速度は、き裂開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数のレンジペア$\Delta_{rp}K_{eff}$を用い、一定振幅荷重下のda/dnとΔK_{eff}の関係を下限界条件$(\Delta K_{eff})_{th}$以下まで延長した修正き裂進展速度曲線から線形加算則で見積る、いわゆる修正マイナ形の推定法でよく評価できることを報告している[25)-27)]。

上述したように、変動荷重下においてもΔK_{eff}がき裂進展速度の支配力学因子であり、ΔK_{eff}に関する線形加算則によって変動荷重下のda/dnは評価できることが広く認められてきている。しかしながら、これを実機の損傷許容設計および余寿命評価に適用するためには、まだいくつかの問題点が残っていると思われる。

まず第一は材料に関してである。一定振幅荷重下の疲労き裂進展速度曲線のいわゆる第Ⅱ領域では、鉄鋼系材料の場合$da/dn-\Delta K$および$da/dn-\Delta K_{eff}$関係はほぼ一本の直線で表され、Paris則が成立つことはよく知られている。これに対してアルミニウム合金では同じき裂進展速度範囲を持つ第Ⅱ領域の中でも、き裂進展機構や進展抵抗の変化に起因して$da/dn-\Delta K$および$da/dn-\Delta K_{eff}$関係に二つの明確な折れ曲がりが生じることが報告されており[28)-30)]、鉄鋼系材料とは異なるき裂進展挙動を示す。アルミニウム合金の変動荷重における疲労き裂進展挙動に関する研究も比較的多く見られるものの[31)32)]、ΔKに基づくき裂進展則やき裂開閉口挙動を考慮したΔK_{eff}に基づく進展則についての考察が多く、上述したような一定振幅荷重下で観察されるき裂進展機構やき裂進展抵抗等の速度域での変化への荷重変動の影響についての詳細な研究は認められない。

第二は、機械・構造物の製造過程において発生が避け難い残留応力の問題である。この残留応力が疲労き裂進展挙動に多大な影響を与えることはよく知られており、残留応力場における疲労き裂進展挙動を明らかにすることを目的として多くの研究がなされてきている[33)-41)]。残留応力の定量的評価法としては、残留応力による応力拡大係数を解析し重ね合わせの原理を用いて実質的な応力比の変化による取扱いが有効であることが報告されている[37)-39)]。また残留応力の影響を直接受けると考えられるき裂開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}を用いれば、残留応力の効果を説明できることも明らかにされている[40)]。このように残留応力場における一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動は、ある程度明らかにされており、また有効なき裂進展寿命評価法も得られているようである。しかしながら実機に作用する変動荷重下の疲労き裂進展挙動に及ぼす残留応力の影響についての研究は少なく、まだ十分明らかとなっていると言い難いようである。

さらに、実際の機械・構造物に作用する荷重は、例えば航空機のG-A-G (Ground-to-Air-to-Ground)荷重や運転の起動停止に伴う過渡的な変動荷重あるいは短期分布としては定常なガウス性ランダム荷重であっても長期的には大きさや周期の異なった荷重が重なるため分布形状さえ異なってくるなど定常な変動荷重とはみなし難い場合も多い。このような非定常な変動荷重下の疲労き裂進展速度については、通常定振幅荷重が高ー低あるいは低ー高に変化する２段２重変動プログラム荷重や、一定振幅荷重に単一あるいは小数回の過大荷重が挿入される場合についての研究が多く[18)]、ランダム荷重が非定常に変化する場合の疲労き裂進展挙動に関する研究はないようである。

またこれまで主として取扱われている疲労き裂進展問題は小規模降伏条件を満足する場合に限られていた。近年の機械・構造物の使用条件は軽量化、高性能化の要求とともに非常に苛酷になってきており、疲労き裂進展に対して従来の線形破壊力学的取扱いのみでは必ずしも十分でなく、弾塑性破壊力学的取扱いを必要とする場合が多くなっているようである。このような弾塑性疲労き裂進展に関する破壊力学的研究は、Dowlingの先駆的な一連の研究[42)-44)]以来、広く行われ多くの有益な研究成果が得られている[45)-50)]。 弾塑性状態下で、繰返し塑性変形が顕著に現われる場合のき裂進展に対しては、繰返しＪ積分範囲ΔJが有効であることが示されているが、一方向塑性変形が非常に顕著となる条件に対しては、ΔJのみではき裂進展挙動を評価できず、安藤ら[51)]は最大Ｊ積分値J_{max}を考慮すべきであることを提案している。しかしながら変動荷重下

の弾塑性疲労き裂進展挙動については、ひずみ制御のもとでの若干の結果[52]以外みられず、弾塑性状態下における変動荷重下のき裂開閉口挙動および塑性変形挙動を詳細に調べ、弾塑性疲労き裂進展挙動に及ぼす荷重変動の影響について検討したものは少ないようである。

以上のような現在の研究状況をふまえて、本論文はより実働状態下に近い条件下での疲労き裂進展挙動およびき裂開閉口挙動を明らかにし、これらの結果をふまえて実働荷重下のき裂進展速度推定法についての検討を行うことを目的とする。

本論文は9章より構成されており、第1章は緒論であり、本研究の目的と方針について述べる。

第2章では本研究で用いる疲労き裂進展試験装置、き裂開閉口挙動の自動計測システムおよび試験法全般について述べる。

第3章では本論文で使用する破壊力学パラメータである応力拡大係数Kおよび繰返しJ積分範囲ΔJ、最大J積分値J_{max}の算出法とき裂進展速度推定法について述べる。

第4章ではアルミニウム合金の変動荷重下のき裂進展速度推定法についての検討を行う。まずアルミニウム合金ZK141-T7およびA7075-T6材を用いて一定振幅荷重試験を行い、一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動を明らかにし、この両材においてもき裂進展速度曲線のいわゆる第Ⅱ領域において$da/dn-\Delta K_{eff}$関係にも明確な二つの折れ曲がりが生じることを確認するとともに、そのき裂進展機構の変化の材料による違いを明らかにした。さらに変動荷重試験を行い、変動荷重下の疲労き裂進展挙動は材料により異なることを示し、進展速度領域によりき裂進展機構が変化するZK141-T7材の場合には、変動荷重下においてΔK_{eff}に対してもき裂進展速度の加速現象が生じ、これまで提案されている一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係を用いた修正マイナ形のき裂進展則では危険側の推定を与えることを明らかにするとともに、このような材料に対する有効なき裂進展速度推定法を提案する。

第5章では変動荷重下の疲労き裂進展挙動に及ぼす残留応力の影響を明らかにする。すなわち初期残留応力を持つ試験片を用いて、き裂進展下限界近傍から中間進展速度領域に至る広い範囲で、一定振幅荷重、2段繰返しおよび定常ランダム変動荷重試験を行い、変動荷重下の疲労き裂進展挙動に及ぼす残留応力の影響を調べるとともに、無残留応力状態における変動荷重下の疲労き裂進展速度推定法として用いられている

ΔK_{eff} に基づく線形加算則の考え方の残留応力場への拡張を検討し、その有効性を確認する。

第6章では非定常なランダム荷重下におけるき裂進展挙動を明らかにし、そのような場合のき裂進展速度推定法についての検討を行う。まずランダム荷重の大きさが高－低2段に変動する非定常ランダム荷重試験を行い、急激な荷重変動のき裂進展速度に及ぼす影響を明らかにする。つぎに、実機の長期分布としてよく現われる指数分布を近似したランダム荷重および航空機等の受ける荷重としてよく知られているG-A-G (Ground-to-Air-to-Ground)荷重を模擬したランダム荷重により疲労き裂進展試験を行い、そのような場合のき裂進展挙動およびき裂開閉口挙動を明らかにするとともに、き裂進展速度の推定法の検討を行う。

第7章では変動荷重下の疲労き裂進展挙動の走査電子顕微鏡を用いた動的直接連続観察および画像処理技術を援用したき裂開口変位の定量測定ならびにき裂先端近傍の変形場の測定から、定常および非定常変動荷重下の微視的な疲労き裂進展挙動を明らかにし、き裂進展を直接支配するパラメータについての検討を行うとともに、マクロな力学因子との対応についての考察を行う。

第8章では一定振幅荷重下および変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動を明らかにし、き裂進展速度推定法を提案する。まず線形弾性領域から弾塑性領域にわたる広範囲の一定振幅荷重下の疲労き裂進展速度、き裂開閉口挙動および塑性変形挙動を調べ、弾塑性疲労き裂進展挙動に及ぼす応力比、負荷荷重レベルの影響を明らかにする。弾塑性状態下においては繰返し塑性変形および一方向塑性変形が顕著となるが、それらを繰返しJ積分範囲ΔJ、最大J積分値J_{max}で評価すると弾塑性疲労き裂進展速度は弾塑性破壊力学パラメータ$\Delta J/E(1-J_{max}/C)$、(ここでEはヤング率、Cは定数)によって一義的に評価できることを明らかにする。またパラメータ中の定数Cの値について弾塑性破壊じん性値J_{IC}との関係について検討を加える。次に2段および3段繰返し変動荷重試験を行い、弾塑性状態下の疲労き裂進展速度、塑性変形挙動およびき裂開閉口挙動への荷重変動の影響を調べるとともに、変動荷重下でのΔJの算出方法の検討を含めて変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展速度の推定法についての検討行う。

第9章は結論であり、本研究で得られた結果をまとめる。

参考文献

1) M.R. Mitchell, Fatigue and microstructure, 385, American Society for Metals (1978).
2) 上山忠夫，日本航空宇宙学会誌，25-276, 1 (1977).
3) 豊貞雅宏，日本機械学会関西支部第119期講習会教材，95 (1984).
4) P.C. Paris and F. Erdogan, Trans. ASME, 85, 528 (1963).
5) 平均応力の影響を調べたものとして例えば、
R. Roberts, and F. Erdogan, Trans. ASME, 89, 885 (1967).
R.G. Forman, V.E. Kearney and R.M. Engle, Trans. ASME, 89, 459 (1967).
大田昭彦，小菅通雄，佐々木悦男，日本機械学会論文集，80, 492 (1977).
城野政弘，宋　智浩，三上省二，大垣雅由，材料，33, 468 (1984).
6) 下限界条件についての研究として例えば、
E. Sasaki, A. Ohta and M. Kosuge, Trans. NRIM, 19, 183 (1977).
R.A. Schmidt and P.C. Paris, ASTM STP 536, 79 (1973).
M. Klesnile amd P. Lukas, Engng. Frac. Mech., 4, 77 (1972).
菊川　眞，城野政弘，近藤良之，材料，30, 276 (1984).
7) 総説として例えば、
北川英夫，材料，26, 482 (1977).
8) 総説として例えば、
大路清嗣，材料，26, 801 (1977).
ASTM STP 714 "Effects of Load Spectrum Variables on Fatigue Crack Initiation and Propagation" (1979)
9) 小寺沢良一，本上　勉，材料，23, 730 (1974).
10) S. Matsuoka and K. Tanaka, Engng. Frac. Mech., 8, 507 (1976).
11) R.P. Wei and T.T. Shih, Int. J. Fracture, 10, 77 (1976).
12) O.E. Wheeler, Trans. ASME, J. Basic Engng., 97, 181 (1972).
13) 小寺沢良一，志茂大治郎，材料，25, 535 (1976).
14) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，材料，27, 1096 (1978).
15) M. Kikukawa, M. Jono, K. Tanaka and Y. Kondo, Proc. 4th Int. Conf. on Fracture. 2, 1109 (1977).
16) W. Elber, Engng. Frac. Mech., 2, 37 (1970).
17) W. Elber, ASTM STP 486, 230 (1971).
18) 菊川　眞，城野政弘，田中健一，高谷　勝，材料，25, 899 (1976).
19) M. Katcher and M. Kaplan, ASTM STP 559, 264 (1974).
20) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，材料，30, 276 (1984).
21) K. Minakawa and A.J. McEvily, Scripta Meta., 15, 633 (1981).
22) A.T. Stewart, Engng. Frac. Mech., 6, 19 (1974).
23) 例えば、
ASTM STP 595 "Fatigue Crack Growth under Spectrum Loads" (1976).
"Fatigue Crack Growth under Variable Amplitude Loading",
Editor, J. Petit, D.L. Davidson, S. Suresh and P. Rabbe,

ELSEVIER APPLIED SCIENCE (1988).
24) 城野政弘，宋　智浩，三上省二，大垣雅由，材料，33, 468 (1984).
25) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，日本機械学会論文集，49, 278 (1983).
26) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，三上省二，日本機械学会論文集，48, 1496 (1982).
27) 菊川　眞，城野政弘，三上省二，材料，31, 483 (1981).
28) P.E. Brezt, R.J. Bicci, R.C. Malcolm and A.K. Vasudenar, ASTM STP 791 Ⅱ, 67 (1983).
29) 城野政弘，宋　智浩，岡部雅彦，上杉暢彦，大垣雅由，江口直紀，材料，33, 560 (1984).
30) Y.J. Park, J.K. Kim and I.H. Kim, 大韓機械学会論文集, 10, 208 (1986).
31) S. Suresh and A.K. Vasudenar, "Fatigue Crack Growth Threshold Concept" AIME, 361 (1984).
32) J. Telesman and S.D. Anytolovich, Engng. Frac. Mech., 24, 3463 (1986).
33) 本田和男，鳥居太始之，戸井詔彦，元木克行，材料，31, 908 (1981).
34) A.P. Parker, ASTM STP 776, 13 (1982).
35) P.V. Nelson, ASTM STP 776, 172 (1982).
36) 小林英男，轟　章，材料，35, 401 (1986).
37) 本田和男，鳥居太始之，戸井詔彦，材料，33, 1513 (1984).
38) 橘内良雄，日本機械学会論文集，50A , 1811 (1984).
39) 橘内良雄，材料，32, 304 (1983).
40) 大路清嗣，久保司郎，辻　昌宏，小川秀樹，桜田欣也，日本機械学会学論文集，53A, 1516 (1987).
41) A.J. Fletcher, W. Geary and J.E. King, ASTM STP 1001, 82 (1988).
42) N.E. Dowling and J.A. Begley, ASTM STP 590, 82 (1976).
43) N.E. Dowling, ASTM STP 609, 19 (1976).
44) N.E. Dowling, ASTM STP 637, 97 (1977).
45) N.K.S. Chan, J. Lankford and D.L. Davidson, Trans. ASME, J. Engng. Mat. Tech., 108, 206 (1986).
46) D.A. Jablonski, and D.H. Lee, Proc. ICF4, 254 (1986).
47) M. Jolles, ASTM STP 868, 381 (1985).
48) 星出敏彦，田中啓介，酒井範夫，仲田摩智，森田俊郎，材料，33, 461 (1984).
49) G. Green and N. Trigwell, Proc. ECF5, 1, 447 (1984).
50) J.H. Song, I.H. Kim, K.Y. Ahm and Y.J. Park, 大韓機械学会論文集，8，1, 26 (1984).
51) 安藤　桂，小倉信和，材料，27, 767 (1988).
52) 星出敏彦，藤村　哲，山田敏郎，日本機械学会論文集，50A, 320 (1984).

第2章　疲労試験装置および疲労き裂進展挙動の測定方法

本章では、疲労試験装置、除荷弾性コンプライアンス法[1]によるき裂長さとき裂開閉口挙動の測定、ミニコンピュータおよびマイクロコンピュータを用いた一定振幅荷重下と変動荷重下における荷重－変位、荷重－引算変位ヒステリシスの自動計測など、疲労き裂進展試験における試験方法全般について述べる。

2.1　疲労試験装置

本研究では、小規模降伏状態下の比較的高いK値領域におけるランダム荷重を含む変動荷重下の疲労き裂進展挙動、および小規模降伏領域から全断面降伏領域にわたる広い範囲の疲労き裂進展挙動を研究対象としている。前者に対しては十分高いK値領域においても小規模降伏条件を満足するような大型試験片を用いる必要があり、そのため追従性がよく、かつある程度大容量の試験機が必要となる。後者に対して、特に全断面降伏領域の疲労き裂進展挙動を詳細に調べるためには、より短いき裂長さにおいて全断面降伏条件を達成し試験範囲を広くとる必要があり、かなり高い荷重振幅を負荷しなければならない。そこでこのような試験に適し制御が容易なものとして電気油圧サーボ疲労試験機を用いた。ただし、本研究においては大きさの異なる中央き裂引張(CCT)試験片およびCT試験片を用いており、同一の試験機で上記の研究領域をカバーすることは困難であるので、試験条件に応じ容量±150kNCCT試験片用疲労試験機、±200kNCCT試験片用疲労試験機、±100kN疲労試験機の3台の試験機を使い分けた。また、本研究では定常な変動荷重下の疲労き裂進展機構を解明することを目的として疲労き裂進展挙動の動的直接観察を行っている。このような疲労き裂進展試験中に直接連続してき裂進展挙動を観察できる装置として、ここでは先に菊川らが製作した電界放射形走査電子顕微鏡内電気油圧サーボ疲労試験装置[2]を用いた。

電気油圧サーボ疲労試験機は、エネルギ伝達媒体として油圧、信号伝達媒体として電気量を用い、命令信号が正しく実行されていることを確認するための測定器として、高精度のアナログ検出器を使用している。この三者をクローズドループに編成し、命令信号と測定量が等しくなるように自動的に動作するものであり、荷重信号をアク

チュエータに取付けられたサーボバルブに伝達することによって、油圧アクチュエータに流入する圧油の方向ならびに流量を制御して、アクチュエータのピストンロッドに往復運動を与えて荷重を発生させるものである。4台の各試験機のアクチュエータを動作させるため本研究で用いた油圧回路ブロック線図を図2-1に、油圧源の仕様を表2-1に示す。本油圧回路においては、ポールフィルタ前後のリリーフバルブによって油圧回路の使用最高圧を設定しており、低圧を必要とする場合には、レデューシングバルブによって減圧を行う方法を用いている。また、油圧の脈動や干渉を防ぐためにアキュムレータを設けている。以下各試験機について簡単に説明する。

(Ⅰ)±150kNCCT試験片用電気油圧サーボ疲労試験機

疲労試験装置の外観および概略図を図2-2に示す。試験機のアクチュエータおよびサーボバルブの仕様を表2-2に示す。本研究で使用したアクチュエータは前出の図2-1においてはACTⅠにあたる。

表2-1　油圧源仕様

Maximum pressure	21 MPa
Maximum flow	106 *l*/min
Input power	220 V　45kW
Oil	DTE 26
Pump	Axial piston pump　1 Vane pump　1
Motor	Three phase induction motor　2

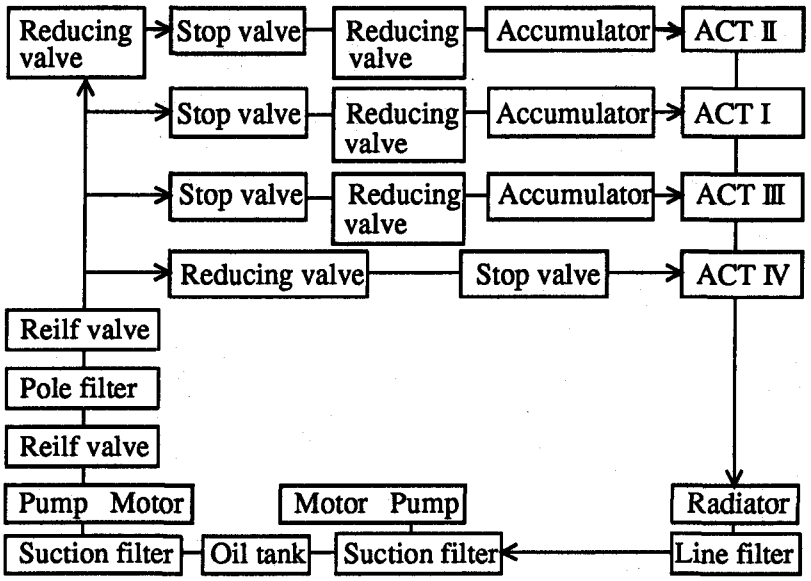


図2-1　油圧回路ブロック線図

本試験装置では試験片板幅W=100mmの中央き裂引張試験片を用いたが、試験片は菊川らが製作した摩擦接合形平板チャックにより試験機に取付けた。CCT試験片の場合、中央のスリットを中心として左右にき裂が進展するが、左右のき裂長さに差があると、き裂長さの測定やき裂開閉口挙動の測定に支障がある。これを極力避けるために、試験片取付けの際に試験片側面にひずみゲージを貼って、曲げひずみをモニタしながら、動的な面内曲げ荷重ができるだけ生じないように取付けた。この結果試験片の左右においてき裂長さの差は試験期間中を通じてほとんど認められなかった。

(Ⅱ)±200kNCCT試験片用電気油圧サーボ疲労試験機

疲労試験装置(島津製作所製サーボパルサー EHF-EA20)の外観を図2-3に示す。疲労試験機のアクチュエータの仕様を表2-3に示す。本研究で使用したアクチュエータは、前出の図2-1においてはACTⅢにあたる。

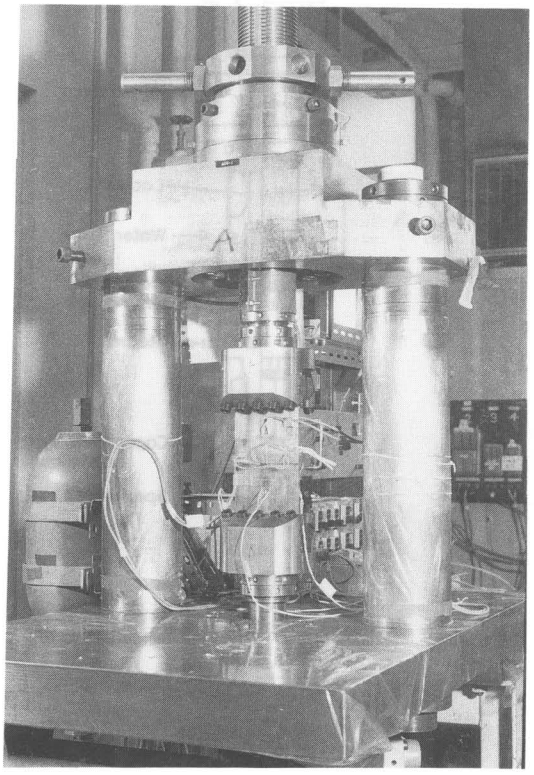
表2-2 ±150kNCCT試験片用疲労試験機

(a)アクチュエータ仕様

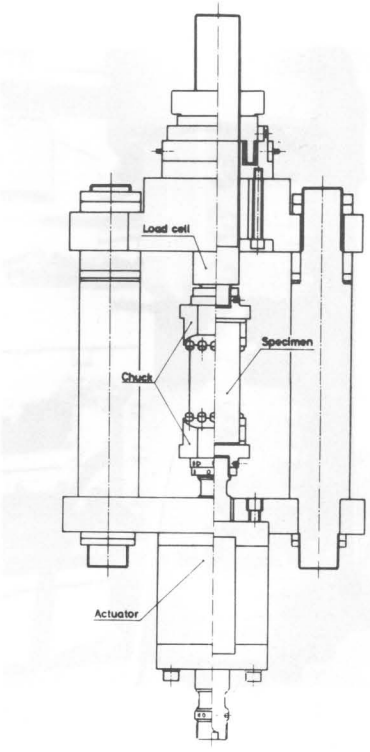
Capacity (kN)	Stroke (mm)
±150	±24

(b)サーボバルブ仕様

Model No.	Rated flow (*l*/min)	Rated input signal (mA)	Coil resistance (ohms)
MOOG 76-103	38	15	200



(a)外観



(b)概略図

図2-2 ±150kNCCT試験片用疲労試験機

表2-3 ±200kNCCT試験片用疲労試験機アクチュエータ仕様

Capacity (kN)	Stroke (mm)
±200	±50

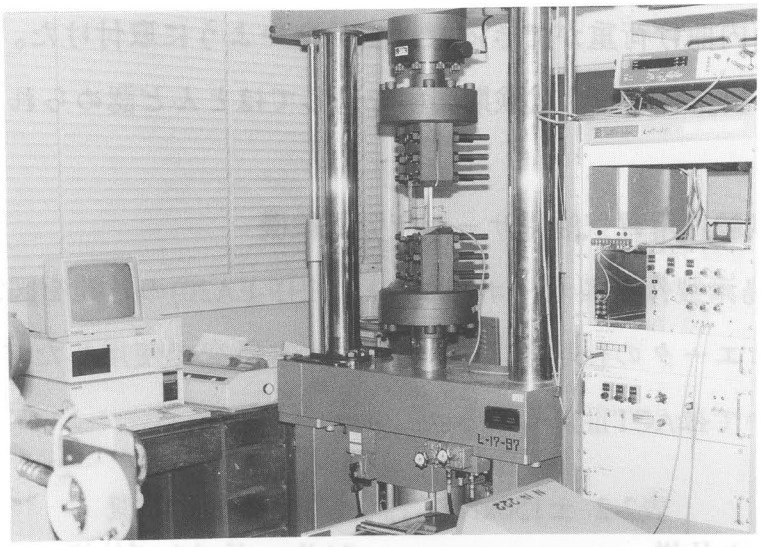


図2-3 ±200kNCCT試験片用疲労試験機外観

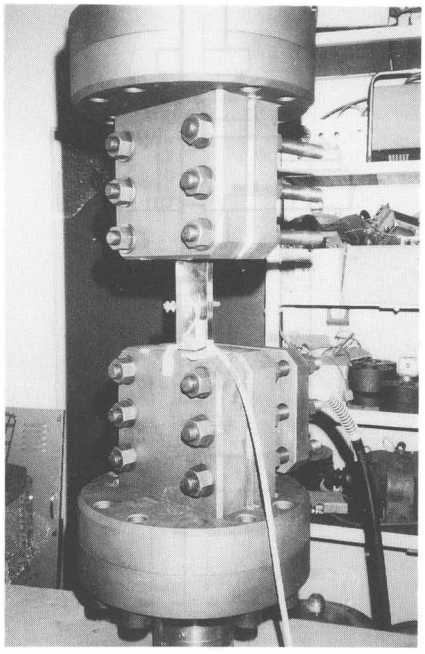


図2-4 CCT試験片(W=60mm)用
試験片取付治具外観

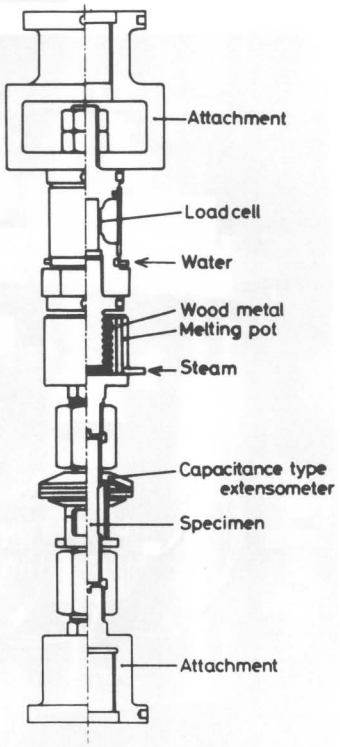


図2-5 CCT試験片(W=20mm)用
試験片取付治具概略図

本試験装置では、試験片板幅60mmおよび20mmの中央き裂引張試験片により試験を行ったが、それぞれに対して異なる試験片取付治具を用いた。図2-4に板幅60mmの試験片に対して用いた試験片取付治具の外観図を示す。これは島津製作所製油圧式摩擦接合形平板つかみ具6621形である。このつかみ具はあらかじめ油圧ポンプで充分な締付け力を試験片に与えた後、ナットで固定する摩擦接合方式を採用している。ナットで固定する際、試験片に軸方向の偏心による曲げが加わらないように対角線上に順番に締めた。最大荷重は動的±200kN、静的±300kNであり、本試験で行った疲労き裂進展試験や弾塑性破壊じん性試験において試験片のすべりは認められなかった。

図2-5に板幅20mmの試験片に対して用いた試験片取付部の概略図を示す。試験片両端はフクロナットで締結し、試験片上部には試験片軸方向の偏心による曲げと初期応力が加わらないように低温可融合金ウッドメタルを入れたポットを装着している。さらにこの上部には、ロードセル、ロードセルの取付時に自由度を与えるためのアタッチメントが装着されている。ウッドメタルはポットに蒸気を流し込むことにより溶かした。また試験片取付時にはロードセル下部の水路に冷却水を流し、蒸気による熱がロードセル内の温度、湿度の上昇をもたらすことを防いでいる。

(Ⅲ)±100kN電気油圧サーボ疲労試験機

本試験装置は、試験片取付治具を交換することにより、CT試験片ならびにW=50mm CCT試験片の２タイプの試験片による試験を行うことができる。試験機のアクチュエータは、前出の図2-1においてACTⅣにあたり、その仕様を表2-4に示す。サーボバルブは±150kN電気油圧サーボ疲労試験機と同じ仕様である。

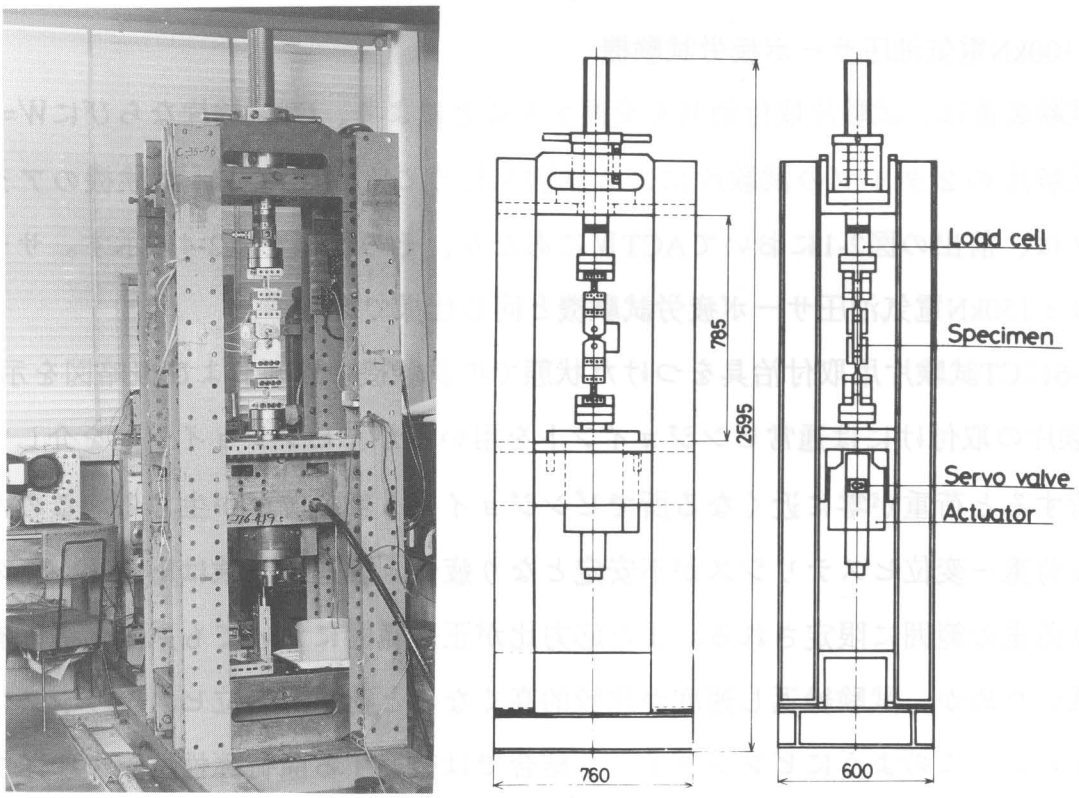
図2-6にCT試験片用取付治具をつけた状態での試験機の外観および概略図を示す。CT試験片の取付けには通常ピンジョイントを用いるが、ピンジョイントを介して荷重を負荷すると荷重が零に近くなる所でピンジョイント部に遊びが生じる。このため後述する荷重－変位ヒステリシスが不安定となり疲労き裂進展試験は応力比が正の部分片振り荷重の範囲に限定される。また応力比が正の範囲においても系全体の固有振動数が低いためか、試験繰返し速度が比較的高くなると荷重－変位ヒステリシスに乱れがわ現れる。このようにピンジョイント結合では後述する除荷弾性コンプライアンス法によってき裂長さ、き裂開口点を精度良く測定できる試験範囲が応力比が正の部分片振り荷重で、試験繰返し速度が比較的低い(数Hz以下)場合に限定される。そこで本

試験装置は、図2-7に示すように試験片と試験片取付治具の間にくさびを挿入し、取付部を剛接化している。またこの剛接化によって試験片が受ける変形拘束を図2-8に示す幅35mm、厚さ4mmの４枚のバネ板によって逃すようにした。こうすることによりき裂先端に働くモーメントはピンジョイントによる取付けの場合に比べて0.1%以下の差に抑えられ、試験片取付部の剛接化による影響は無視できることが確認されている。また試験片に面外の曲げがかからないように試験片取付治具に幅86mm、厚さ4mmの曲げ逃がし板を設けている。この結果試験片の両側面においてき裂長さの差は試験期間中を通じてほとんど無視しうる程度となった。

CCT試験片取付けには、ナットで試験片を固定する摩擦接合方式の取付治具を採用した。ナットで固定する際、試験片に軸方向の偏心による曲げが加わらないように、試験片にかかる面内および面外の曲げをモニタしながら対角線上に順番に締めた。

表2-4　±100kNCT試験片用疲労試験機アクチュエータ仕様

Capacity (kN)	Stroke (mm)
±100	±50



(a)外観　　(b)概略図

図2-6　±100kNCT試験片用疲労試験機

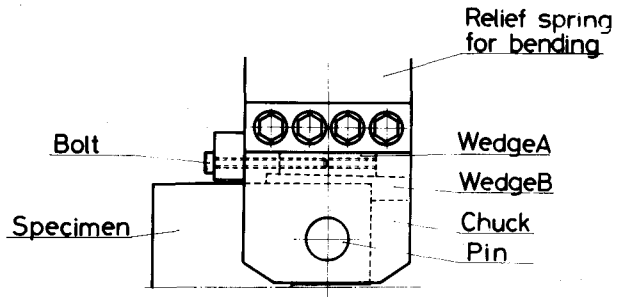


図2-7 くさび取付部概略図

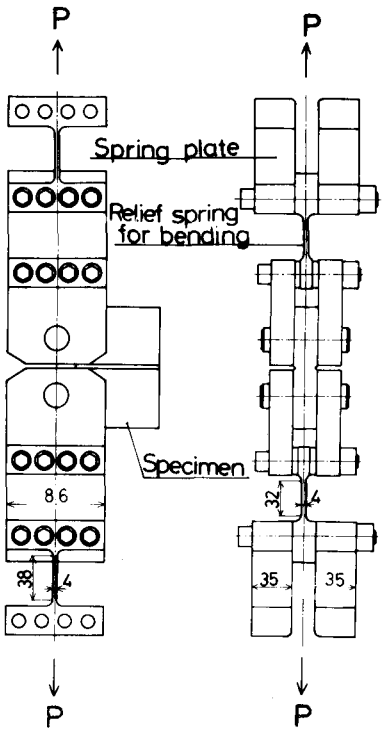


図2-8 CT試験片用試験片取付治具概略図

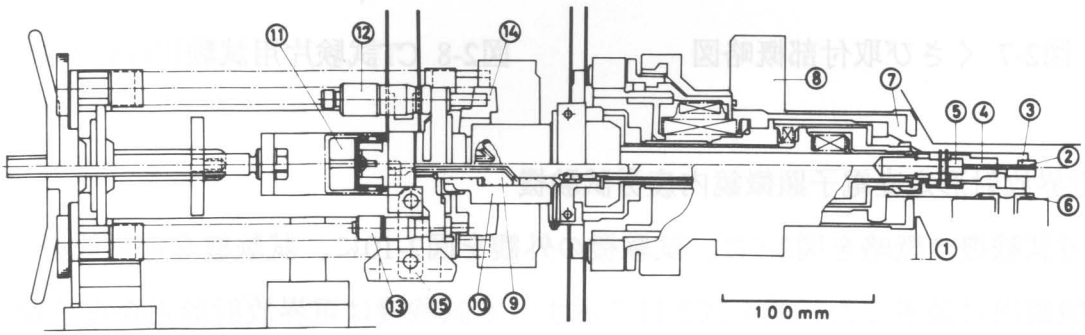
(Ⅳ)電界放射形走査電子顕微鏡内疲労試験機

疲労試験機の概略を図2-9に、試験機の外観を図2-10に、試験機を電界放射形走査電子顕微鏡内に装着した状態を図2-11に示す。本試験機は電界放射形走査電子顕微鏡(日立製作所製HFS-2S形)の試料室内に装着され、引張圧縮疲労試験を行いつつ、き裂進展挙動を動的直接観察することが可能である。駆動装置には負荷容量±5kNの電気油圧サーボ式のアクチュエータを採用し、0～数十Hzの繰返し速度で試験可能である。また本試験装置の特徴は、詳細は後述するがアクチュエータ部のピストンとシリンダがともに往復運動ができるようになっている点である。表2-5にアクチュエータとサーボバルブの仕様を示す。アクチュエータへの圧油の供給には、自在継手(図2-9, ⑮)を用い、油圧源からの振動を遮断している。また試験片としては板幅40mmの中央き裂引張試験片を用いている。

走査電子顕微鏡は磁気誘導や振動などの外乱により分解能が著しく低下するため、これを防ぐことが重要である。本疲労試験装置では、チャック部先端を電子顕微鏡の正規の試料台により支持することによって疲労試験機の剛性を高め、振動を抑えている。図2-12に試験機チャック部先端が走査電子顕微鏡の試料台に固定された状態を示

す。電気油圧サーボ方式によるピストンの往復運動は伝達棒⑧、ロードセル⑦を介してピストン側チャック②に伝えられ、シリンダの往復運動はシリンダ側継手⑮を介してシリンダ側チャック①に伝えられる。また試験片④は、ピストン側では上下半割りとなっているピストン側チャック部②の間に、そしてシリンダ側ではシリンダ側チャック①と試験片押え③の間に、それぞれボルトによって取付けられる。

一般の試験機のように、アクチュエータのシリンダと試験片の一端を固定し他端にピストンにより荷重を加えた場合、試験片の変位成分のために高倍率で観察している時には、試験片中央部のき裂は視野から外れて観察が困難となる。そこで本疲労試験装置は、試験機を駆動したままで動的直接観察ができるよう以下の工夫をしている。すなわち図2-13に示すようにシリンダ側④とピストン側⑤をそれぞれ連結棒を介して部材③によりリンク結合し、支点①を固定点としてピストンとシリンダを荷重軸方向



①電界放射型走査電子顕微鏡　②試験片　③シリンダ側チャック　④ピストン側チャック
⑤ロードセル　⑥試料台　⑦予備排気室　⑧試験機取付けフランジ　⑨ピストン
⑩シリンダ　⑪サーボバルブ　⑫微動マイクロメータ　⑬粗動マイクロメータ
⑭環状ビーム　⑮自在継手　⑯釣合バネ

図2-9　電界放射型走査電子顕微鏡内疲労試験機概略図

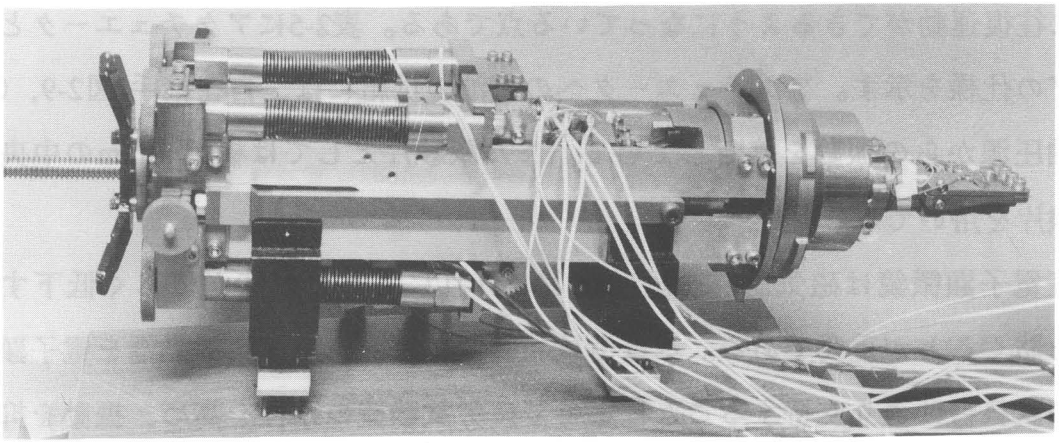


図2-10　電界放射型走査電子顕微鏡内疲労試験機外観

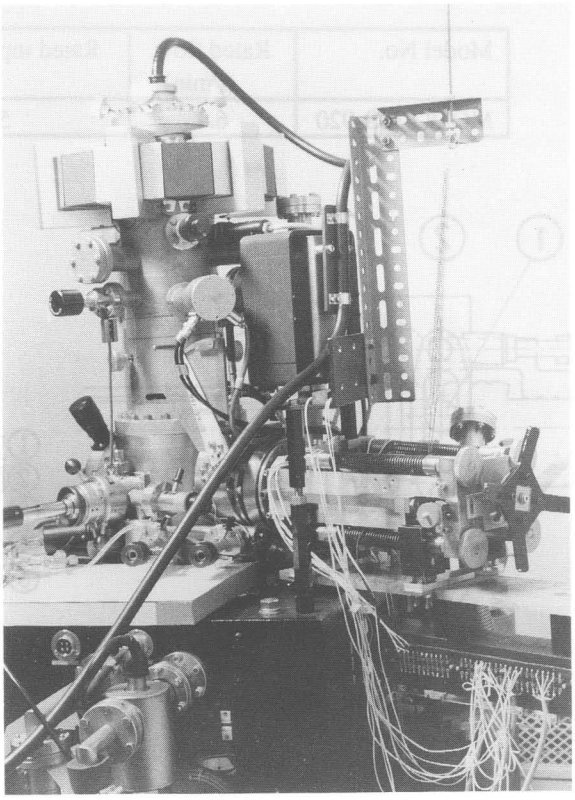
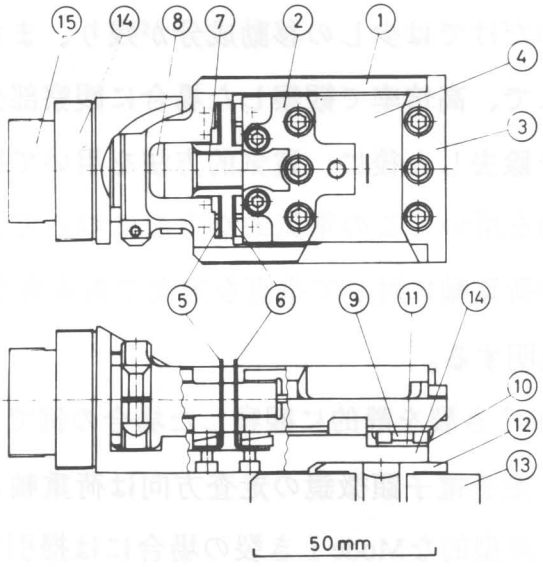


図2-11　走査電子顕微鏡に装着した疲労試験機



①シリンダ側チャック　②ピストン側チャック　③試験片押さえ
④試験片　⑤シリンダ支持バネ　⑥ピストン支持バネ　⑦ロードセル
⑧伝達棒　⑨バネ支持台　⑩摺動バネ　⑪スライダ
⑫試料台　⑬ゴニオステージ　⑭チャック支持台　⑮シリンダ側継手

図2-12　試験機チャック部形状

表2-5　電界放射型走査電子顕微鏡内疲労試験機

(a)アクチュエータ仕様

Capacity (kN)	Stroke (mm)
±5	±8

(b)サーボバルブ仕様

Model No.	Rated flow (l/min)	Rated input signal (mA)	Coil resistance (ohms)
MOOG 30S-020	6.4	5	200

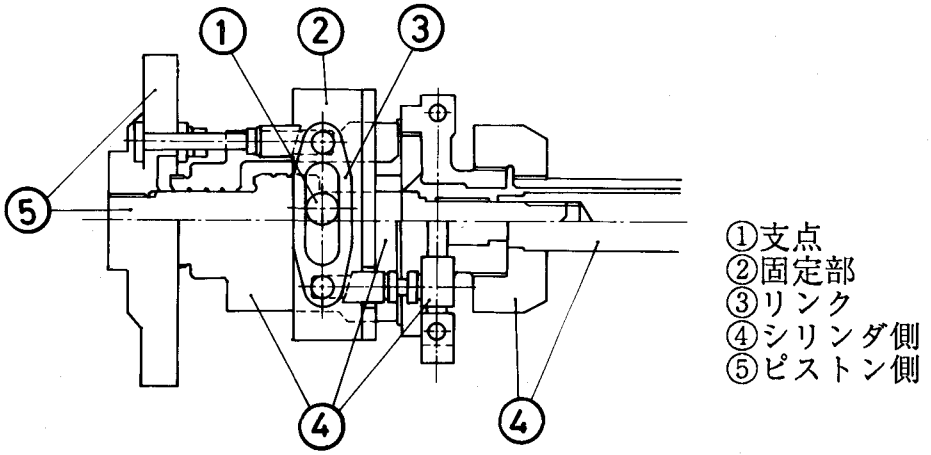


図2-13　画像静止装置

(図中左右方向)において反対方向に運動させるようにしている。この支点の位置を荷重軸に垂直な方向に移動させることにより、ピストンとシリンダの移動量を調整することができ、観察部分の荷重軸方向の移動成分をほぼ除去することができる。しかしこのような機械的な操作だけでは少しの移動成分が残り、また荷重軸に垂直な方向にも移動が存在する。そこで、高倍率で観察した場合に観察部分が視野から外れない程度に機械的方法で移動を除去した後に、電気的方法を用いて観察部の移動をさらに除去している。以下図2-14を用いてこの電気的な方法について詳しく述べるが、ここでは簡単にき裂進展方向が荷重軸に対して垂直な方向である典型的なModeⅠき裂を観察する場合についてのみ説明する。

図中(a)は典型的なModeⅠき裂を静的に観察した場合の例であるが、図よりわかるように本試験装置の場合、走査電子顕微鏡の走査方向は荷重軸と平行であるので掃引方向はこれと直角となり、典型的なModeⅠき裂の場合には掃引方向はき裂進展方向と一致する。このき裂を繰返し負荷のもとで機械的方法による移動除去を行ったのちに観察した場合、走査周波数は荷重の繰返し速度より非常に早いため１回の走査の間には観察部の移動はほとんどないが、一般に掃引周波数は負荷速度と同程度かもしくはそれ以下であるため、１回の掃引の間には機械的に除去しきれなかった移動成分が(b)に

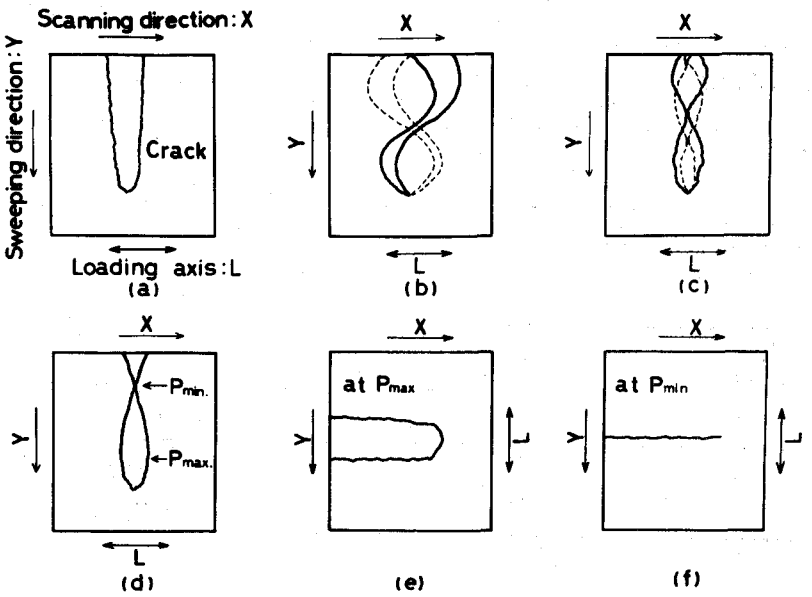


図2-14　画像静止方法の説明図

示すような掃引方向(荷重軸に垂直な方向)のき裂の蛇行として現われる。なおこの場合、荷重信号と掃引信号は同期しておらず、次の掃引では破線で示すようにき裂は異なった形状に観察される。この１回の掃引の間のき裂の荷重軸方向の移動量は試験片の変位または荷重とほぼ比例すると考えられるので、この信号を走査電子顕微鏡の走査コイルにフィードバックし、像を観察しながら最適と思われる帰還量を調節し、観察部分に視野を追随させた場合の観察例が(c)である。この操作によると機械的には除去しきれなかった移動成分も電気的にほぼ完全に除去され、き裂は直線形状に観察される。さらに荷重信号を掃引信号と同期させると、いつも同じ位相で掃引を開始するので(d)に示すように常に同じ像が観察される。ただし、ここで観察されるき裂には荷重サイクルの各レベルに対応する開口変位が現われている。ここでローテーション回路を用いて走査方向および掃引方向を直角に保ったまま像を回転させてき裂進展方向と走査方向とを一致させると、き裂の長さ方向全体にわたってほぼ１サイクル中のある荷重における状態が観察され、さらに同期信号の位相を適当に調節することにより任意荷重レベルにおけるき裂をストロボスコピックに観察することができる。特に最大荷重時あるいは最小荷重時近傍では試験片の変形速度が小さいので、(e)、(f)に示すようにき裂と平行に、ある幅をもってその荷重時の像が得られることになる。

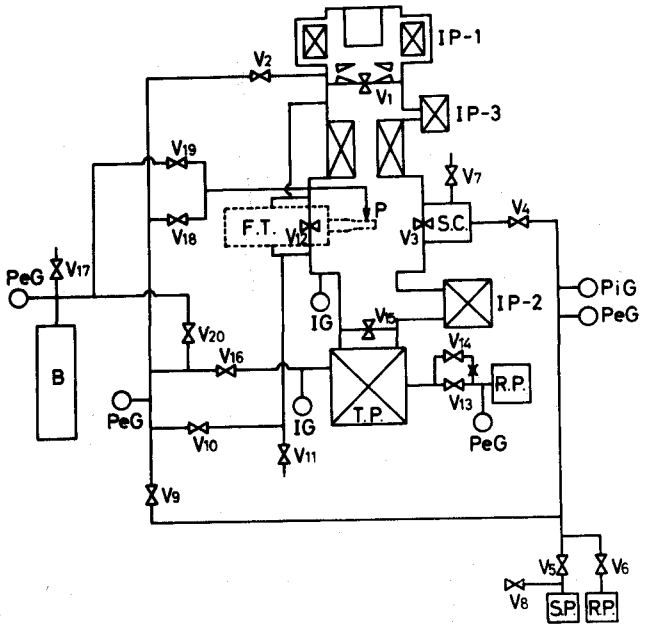
表2-6に本研究に用いた電界放射形走査電子顕微鏡の仕様を、図2-15に本試験装置の真空排気系統を示す。今回使用した電界放射形走査電子顕微鏡では保証分解能3nmを

表2-6　電界放射型走査電子顕微鏡仕様

分解能　2次電子像	3 nm　(保証)
倍率　2次電子像	X20～X250,000
加速電圧	1～25 kW
電子銃	クルー式電界放射型電子銃
レンズ系	2段縮小レンズ
試料微動装置	X-Y移動　±7 mm 傾斜角度　0°～45°
超高真空 高速排気真空系	主排気ポンプ　イオンポンプ(IP) 予備排気ポンプ　ソープションポンプ(SP) ロータリーポンプ(RP)
到達真空度	電子銃室　$3X10^{-8}$ Pa以下 鏡体　$3X10^{-5}$ Pa以下

表2-7　分子ターボポンプ仕様

排気速度(窒素)	1500 *l*/sec
排気速度(酸素)	1100 *l*/sec
排気圧力	$6X10^{-6}$ Pa
圧縮比(窒素)	700:1
消費電力	80 W
回転数	25,000/50,000 rpm



RP：ロータリーポンプ　IP　：イオンポンプ　SP：ソープションポンプ
IG：電離真空計　PeG：ペニングゲージ　PiG：ピラニゲージ
P　：気体供給ノズル　B　：ボンベ　FT：疲労試験機

図2-15　超高真空排気システム

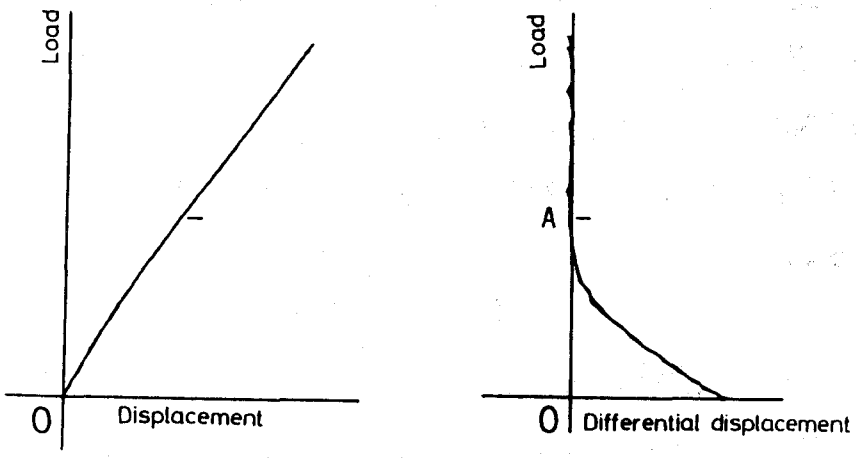
得るには試料室を$3x10^{-5}$Pa以下の超高真空にする必要がある。このため本試験装置では疲労試験機の出し入れのために予備排気室とair lock(図2-15 V12)を設けて、これにより試料室の真空を破ることによる汚染を軽減している。なお本試験装置には高真空と排気の高速化のため、標準装備のイオンポンプの外に大容量分子ターボポンプを増設した。表2-7にその仕様を示す。またターボポンプと電子顕微鏡本体との接続には溶接ベローズを使用し、さらにダミーのベローズで真空力を釣り合わせる二段の防振継手を用いており、ターボ本体の弾性固有振動数が分子ターボポンプの回転周波数と一致しないように考慮し、電子顕微鏡の分解能を低下させない程度に振動を除去している。

2.2　き裂長さおよびき裂開閉口挙動の測定法

2.2.1　除荷弾性コンプライアンス法と測定回路

き裂長さおよびき裂開閉口挙動は、除荷弾性コンプライアンス法により測定した。この方法は、他のうず電流によるもの、超音波法によるもの、電位差法などのように特殊な装置や大がかりな装置を必要とせず、き裂開閉口挙動の測定が高精度で行えるということと、試験片内部を含めた平均的なき裂長さを連続的に測定できるという2つの特徴を持っている。以下除荷弾性コンプライアンス法について説明する。

き裂を含む試験片の変位と負荷荷重とのヒステリシスを描かせると、き裂が開口している状態では、試験片のリガメント面積に応じて開口していない状態よりもコンプライアンスが大きくなるため、図2-16(a)に示すようにある荷重レベル以上でヒステリ



(a)　　(b)

図2-16　荷重－引算変位ヒステリシス

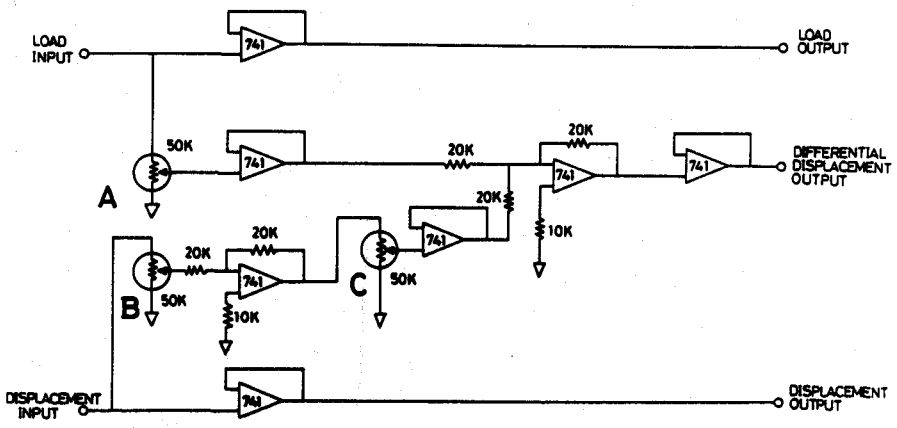


図2-17　引算回路図

シスは折れ曲がる。しかしながら、この折れ曲がりはごくわずかであり、き裂が完全に開口するレベル、すなわちき裂開口点に対応する折れ曲がり点は不明瞭である。そこで、図2-17のような引算回路を用いて、ヒステリシスのき裂開口範囲の除荷弾性線が荷重軸と平行となるように、変位信号から荷重信号に比例する弾性成分を引算した後増幅した引算変位と荷重とのヒステリシスを描くと、図2-16(b)に示すようにき裂開口点におけるヒステリシスの折れ曲がりが明瞭となり、き裂開口点(図中A点)の測定精度が向上する。また、き裂進展に伴いき裂が開口している荷重範囲の弾性コンプライアンスが増加し除荷弾性線が傾いていく。そこで、図2-17の引算回路のポテンショメータCにより変位信号のゲインを絞り、弾性コンプライアンスの増加分を相殺し、除荷弾性線を荷重軸と平行にする。この時のポテンショメータの目盛りとき裂長さを予め較正しておけば、前述のき裂開閉口挙動の測定と同時に、試験片内部を含めた平均的なき裂長さを連続的に測定できる。き裂長さとポテンショメータの較正法については、2.2.4節で述べる。

なお、引算回路図2-17中のポテンショメータA、Bは、試験片にき裂が入っていない状態で、引算変位が荷重軸と平行になるように荷重、変位のゲインを調節するためのアッテネータである。

2.2.2　荷重信号および変位信号検出法

本研究では、前述したようにき裂長さとき裂開閉口挙動を除荷弾性コンプライアンス法により測定するため、変位の検出が必要となる。また後述する弾塑性破壊力学パ

ラメータである繰返しJ積分範囲ΔJおよび最大J積分値J_{max}を算出するためには、試験片の荷重点変位が必要となる。このような試験片の変位信号および試験片に負荷される荷重は、その信号の検出位置が試験片によって異なるので、以下それぞれの場合について述べる。

(Ⅰ)中央き裂引張(CCT)試験片の場合

本研究においてはCCT試験片として、試験片板幅が100、60、50、40、20mmの5種の寸法のものを用いた。

(a)試験片板幅W=100mm(±150kNCCT試験片用試験機)の場合

信号検出位置の概略図を図2-18に示す。荷重信号は板幅中央で、き裂面から板幅寸法の半分程度離れた位置に表裏2枚のひずみゲージB、C(共和電業製KFC-5-500-C1-11)を貼付け、引張応力のみを測定するようにブリッジを構成して検出した。

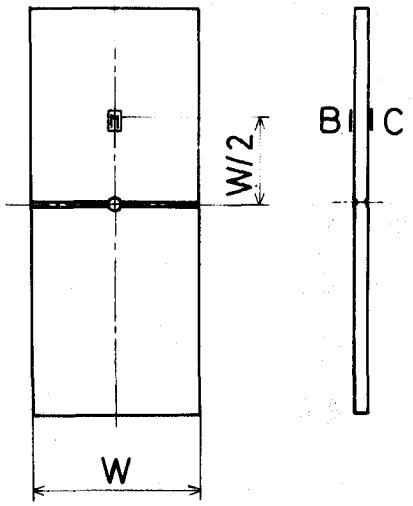


図2-18 荷重信号検出位置

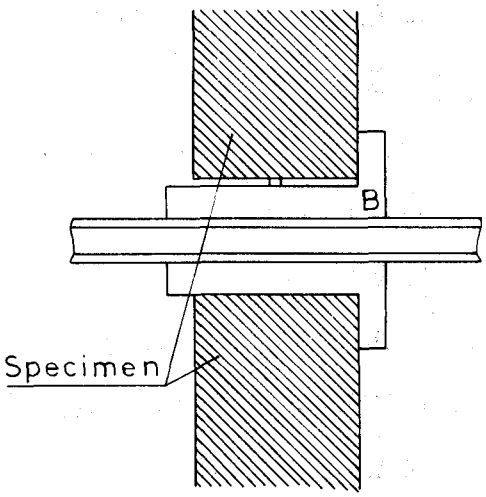


図2-20 クリップゲージの装着状態

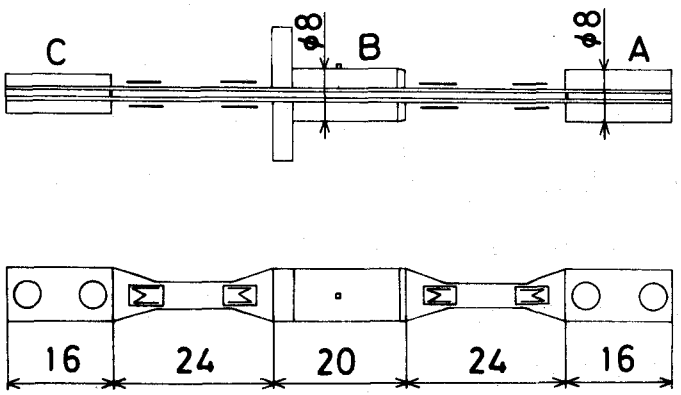


図2-19 クリップゲージ

CCT試験片では左右にき裂が発生、進展するので試験片全体としての平均的な変形挙動を測定する必要がある。またき裂先端近傍の塑性変形を精度良く測定するには、よりき裂に近いところで変位を測定する必要がある。そこで本研究ではき裂の中央開口変位を変位信号として検出した。しかし、中央部では小規模降伏領域でも0.2mm程度、全断面降伏領域に至っては最大1.5mmもの変位を生じる場合もあるため、このような変形挙動を試験片に直接貼付けたひずみゲージによって変位信号として取り出すことは困難である。そこで本研究では、菊川らが製作した、位相性、線形性、安定性に優れたクリップゲージを用いた。図2-19にその概略図を示す。図からわかるようにこのクリップゲージの構造は上下２枚のバネ板の両端部にスペーサをはさんで、ブロックA、Cでハンダ付けにより剛接して両端固定支持とし、中央部に試験片に取付けるためのブロックBを設けて試験片中央部の変位を検出するようになっている。ブロックBは組み立てた状態で直径8mmの円筒面をなし、上側のブロック中央に小さな突起が設けてある。これを試験片中央切欠き部に設けてあるリーマ仕上げを施した直径8mmの取付け穴に装着した状態を図2-20に示す。ブロックBの下側は装着穴と円筒面で面接触し、上側は点接触に近い状態になっており、取付け精度をあまり高く要求しなくても非線形性や、位相ずれによるヒステリシスループは生じにくくなる。またバネ板を両端固定支持としていることから片持ち式よりも剛性が大で、0.6mm程度の圧縮の初期取付け変位を与えて装着すればバネ板の反力によってクリップゲージは十分試験片に押し付けられ、かなり高い周波数まで良く追従し、安定した応答が得られる。しかし、弾塑性領域において一方向塑性変形が顕著となり、変位振幅に比べて絶対変位量が非常に大きくなると、クリップゲージに最初に与えた押し付け力が弱くなり、絶対変位の測定が不可能となる。このような場合には、バネ板の間のスペーサを厚い物と交換することによって押し付け力を与え直し、さらに大きな絶対変位の測定を行えるようにした。

変位信号は、図2-21に示すように上下のバネ板に貼付けたひずみゲージA1～A8(共和電業製KFC-2-500-C1-23)を左右のアンバランスを相殺するように結線してブリッジ回路を構成し、鉛直方向のみの変位量を検出した。図2-22に変位量とクリップゲージ出力の較正曲線を示す。0～0.5mmの範囲において十分な線形性が得られている。なお0.5mm以上の変位の測定には先に述べたようにスペーサを替えることにより行った。なおクリップゲージの材料としてバネ板には、315℃、2時間の時効処理によって弾性

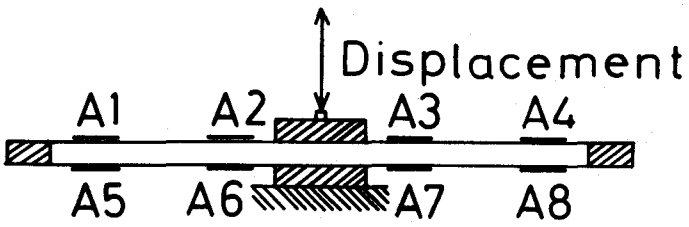


図2-21　クリップゲージのゲージ貼付位置

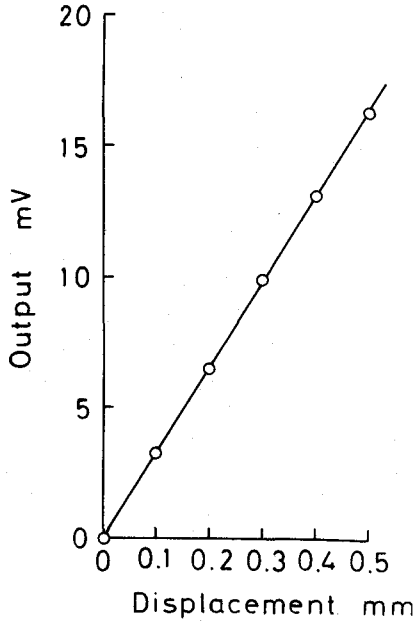


図2-22　クリップゲージの較正曲線

限を高めたベリリウム銅を、スペーサおよびブロックには黄銅を用いている。

(b)試験片板幅W=60 mm(±250kNCCT試験片用試験機)の場合

荷重信号は試験片の固定端に取付けたロードセルにより検出した。このロードセルは、島津製作所製SFL-20(容量±200kN)である。

変位信号は、上記のクリップゲージを用いて同様に検出した。

(c)試験片板幅W=50 mm(±100kN試験機)の場合

荷重信号は試験片の固定端に取付けたロードセルにより検出した。

変位信号は、上記のクリップゲージと同タイプで、中央部の円筒面の直径が6mmのクリップゲーシを用いて検出した。

(d)試験片板幅W=40 mm(電界放射形走査電子顕微鏡内疲労試験機)の場合

荷重信号は図2-23にその形状を示すロードセルにより検出した。ロードセルには箔フェステルひずみゲージ(共和電業製KFC-2-500-C1-16)が荷重軸方向に2枚、直角方向に2枚の計4枚を貼付し、引張荷重のみ測定するようにブリッジ回路を構成した。

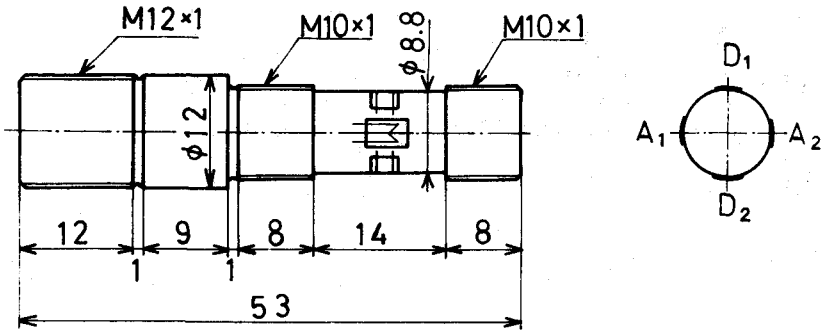


図2-23　ロードセル形状

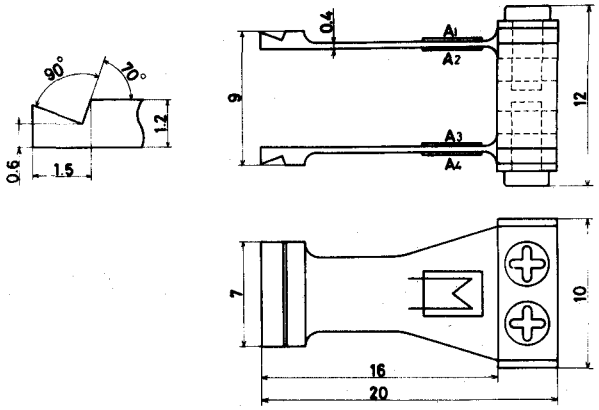


図2-24　クリップゲージ

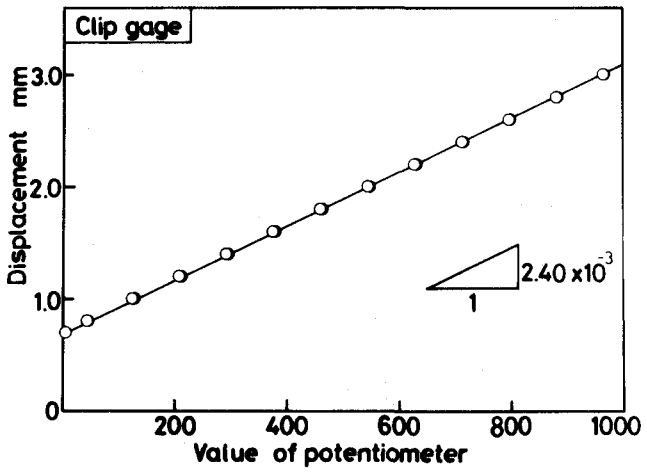


図2-25　クリップゲージの較正曲線

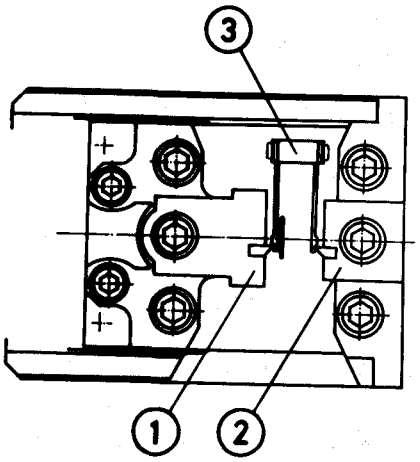


図2-26　クリップゲージの取付状態

変位信号はクリップゲージにより荷重点変位として検出した。図2-24にクリップゲージの形状およびゲージ貼付け位置を示す。クリップゲージはりん青銅製のバネ部と7075-T6材のスペーサブロックからなり、バネ部に貼付した4枚の箔フェステルひずみゲージ(共和電業製KFC-2-500-C1-16)によりブリッジ回路を構成し変位を検出した。図2-25に変位較正曲線を示す。図よりクリップゲージの使用範囲である1mmの間は十分線形関係にある。クリップゲージは、図2-26に示すようにチャック部に装着したナイフエッジにより取付けた。

(e)試験片板幅W=20mm(±250kNＣＣＴ試験片用試験機)の場合

荷重信号は試験片の固定端に取付けたロードセルにより検出した。サーボパルサーには、上記の容量±200kNのロードセルが装着されているが、W=20mmの試験片の場合その使用荷重範囲がこの荷重容量に比べて小さいため測定精度が悪く、S/N比も良くない。そこで引張圧縮荷重容量±25kNのロードセルを製作し用いた。材料はクロム

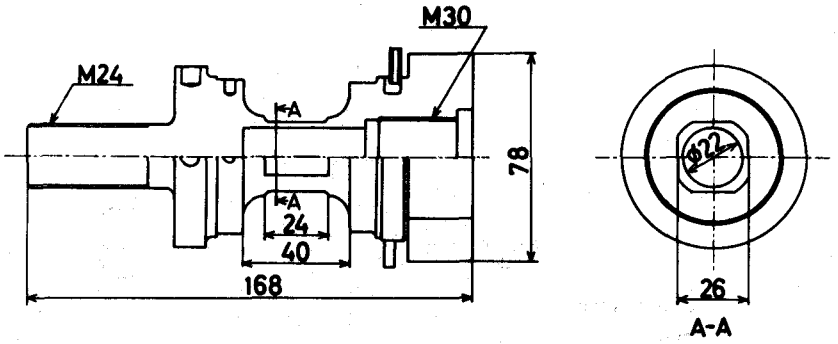


図2-27　ロードセル形状

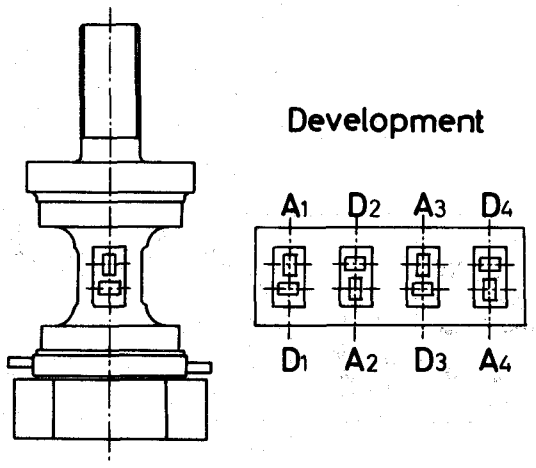


図2-28　ひずみゲージ貼付位置

モリブデン鋼SCM435である。このロードセルの外形を図2-27に、箔ひずみゲージ貼付け位置を図2-28に示す。図に示すようにロードセルのブリッジ回路のアクティブゲージとして荷重軸方向に4枚、ダミーゲージとして荷重軸直角方向に4枚の計8枚の箔ひずみゲージを貼付した。箔ひずみゲージはロードセル材質の線膨張係数を合わせたポリエステルベースの自己温度補償形箔ひずみゲージ(ミネベア新興通信事業部製B-FAE-5-100-T16)を使用した。

本試験片の場合、変位信号の検出は、菊川らによって製作された図2-29にその概略図を示す容量ブリッジ形伸び計を用いて行った。図2-30に測定に際して用いる電気回路を示す。この伸び計は試験片の一方のネジ部に固定された2枚の電気的につながった電極板(接地側)の間に、他端のネジ部に固定され電気的に互いに絶縁された2枚の電極板を置くことにより、図に示す2対の電極をつくり、荷重点間距離の変化を電極間容量変化として電気的に取出すものである。また荷重点変位はこの容量変化による電気的な出力を実際の荷重点変位に較正して求めた。較正曲線を図2-31に示す。

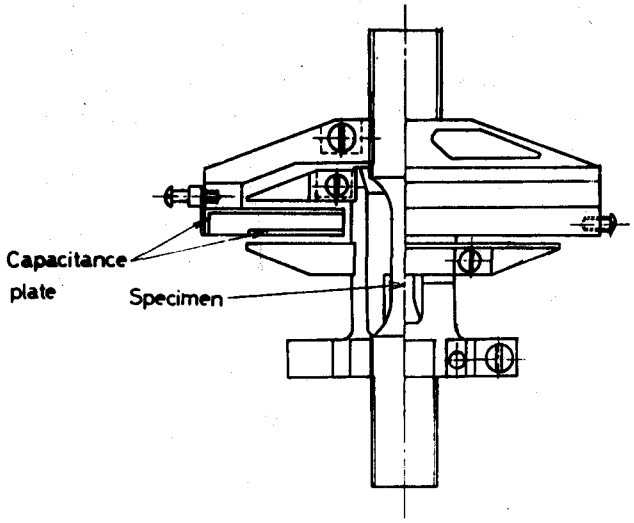


図2-29　容量ブリッジ形伸び計

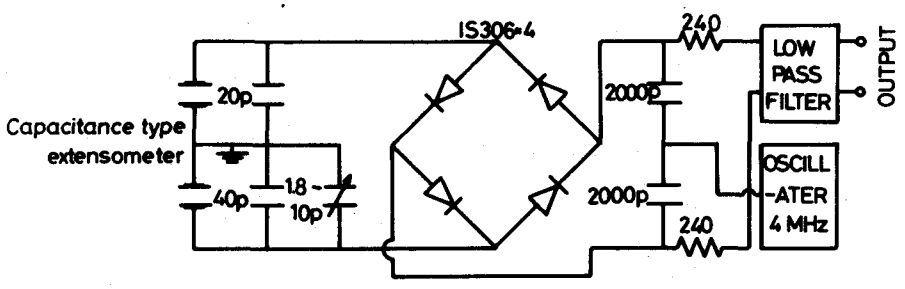


図2-30　容量ブリッジ形伸び計の電気回路

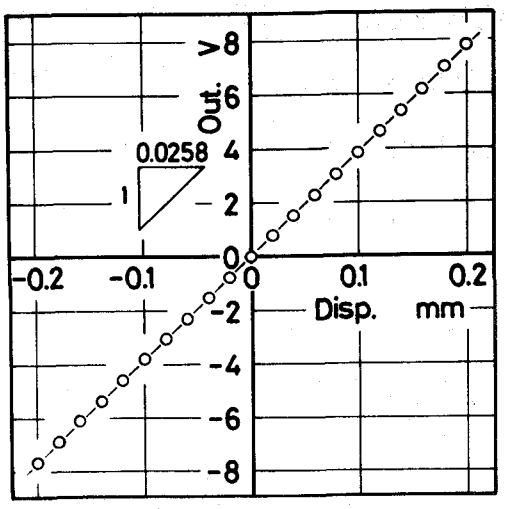


図 2-31　容量ブリッジ形伸び計の較正曲線

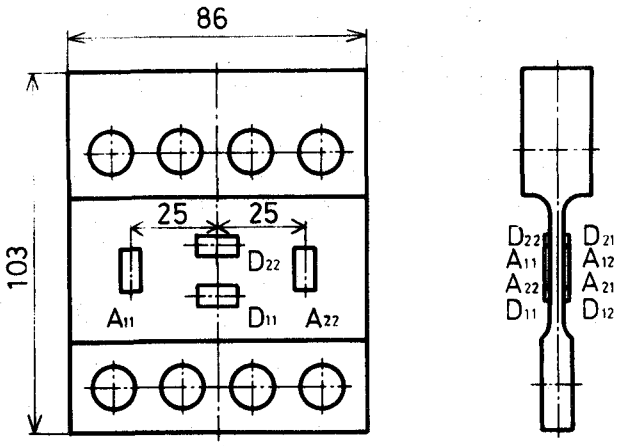


図2-32　ロードセル形状

(Ⅱ)CT試験片の場合

荷重信号は前述したCT試験片取付治具の曲げ逃がし板に貼付したひずみゲージにより構成したブリッジ回路により検出した。図2-32に曲げ逃がし板による測定用のロードセルの形状およびひずみゲージ貼付位置を示す。ひずみゲージ貼付位置はGauss型積分二分割法を用い平均的ひずみが検出できるように選んでいる。曲げ逃がし板の材質はSNCM439で、使用最大荷重は±50kNである。また使用したひずみゲージは自己温度補償型箔フェステルひずみゲージ(共和電業製KFC-5-500-C1-11)である。

変位信号の計測は、小規模降伏条件下の試験では背面ひずみゲージを用いて、荷重点変位の計測が必要となる大規模降伏状態下の試験ではクリップゲージを用いて行った。前者は図2-33に示すようにき裂と反対側の背面に箔フェステルひずみゲージ(共和電業製KFC-5-500-C1-11)を貼付し変位信号を検出している。クリップゲージの概略図

およびひずみゲージ貼付位置を図2-34に示す。材質はバネ板部がベリリウム銅、ブロック部がアルミニウム合金7075材である。図に示すようにクリップゲージのバネ部の外側および内側に計４枚の自己温度補償型箔フェステルひずみゲージ(共和電業製KFC-5-500-C1-16)が貼付されている。変位較正曲線を図2-35に示す。

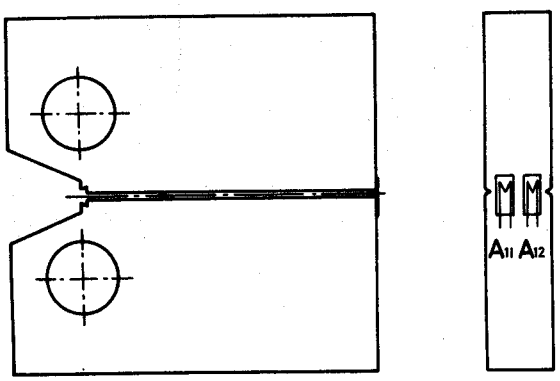


図2-33　変位信号検出位置

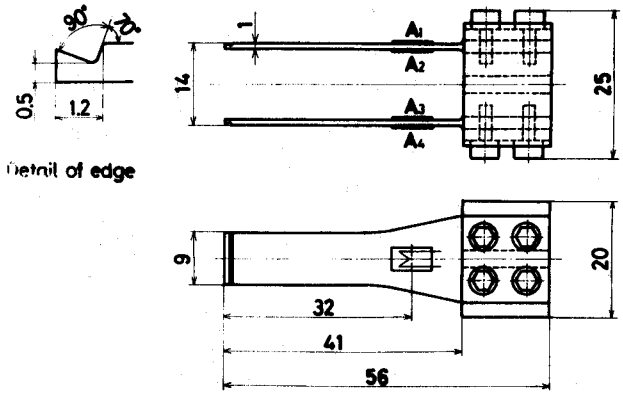


図2-34　クリップゲージ

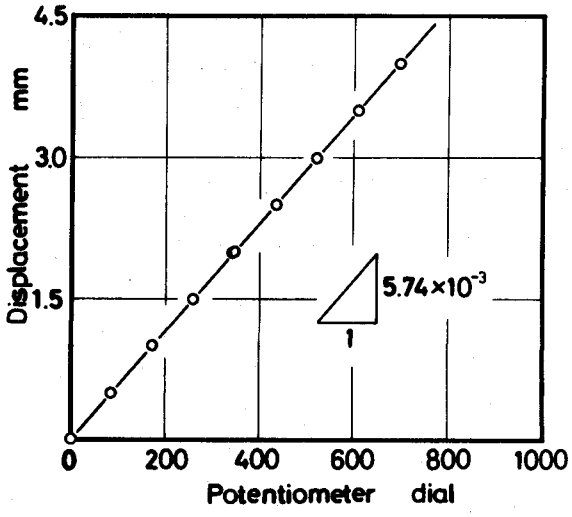


図2-35　クリップゲージの較正曲線

2.2.3　直流増幅器および測定用電源回路

検出した荷重および変位信号の増幅には、図2-36にその回路図を示す演算増幅器を用いた、低ノイズで直線性、増幅率の安定性の良い直流増幅器を製作して使用した。増幅器は２段増幅とし、前段にはPMI社製の低ドリフト、低ノイズタイプのOP-10を用い平衡入力とし、後段には同社製のOP-01を用い不平衡出力としている。また抵抗部品は共和電業製の超精密抵抗部品(温度特性0±1ppm/℃)を用い増幅器の零点変動をできるだけ小さくするとともに、増幅器の安定性をよくした。なおこの直流増幅器のゲインは47.6dBである。また各ブリッジ回路への印加電圧は、図2-37に一例を示すような定電圧レギュレータを用いた電源装置を作製し、これにより発生させた±12, 9, 6Vの直流電圧をそれぞれ用いた。

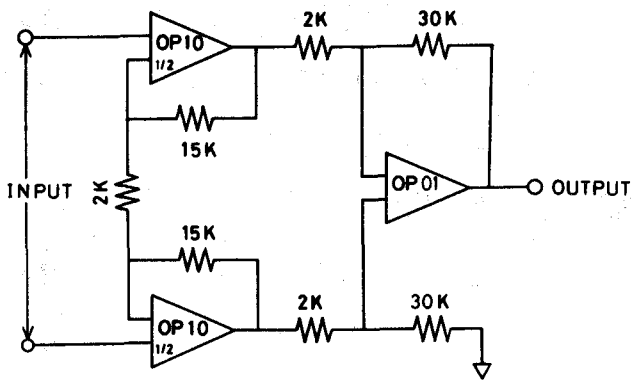


図2-36　直流増幅器

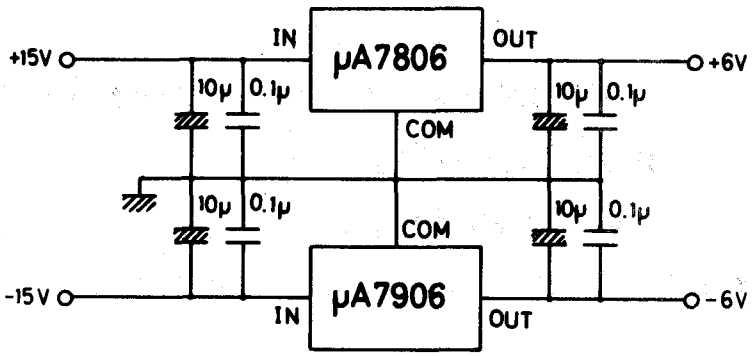


図2-37　定電圧レギュレータの一例

2.2.4　き裂長さの較正

除荷弾性コンプライアンス法によってき裂長さを測定するためには予め引算量を調節するポテンショメータの目盛りとき裂長さを較正しておく必要がある。以下較正法について述べる。

まず、実際の試験に用いるのと同じ形状・寸法の試験片を取付け、き裂が発生していない状態で引算回路(前出の図2-17)のポテンショメータCの目盛を初期値P_0(=995)に設定し、アッテネータA、Bを調整して(荷重、変位信号のうち出力の大きい方のみを絞る)除荷弾性線を荷重軸と平行にする。以後アッテネータA、Bのゲインは固定する。次に疲労き裂進展試験を行い、き裂が一定量進展するごとに破面にビーチ・マークが残るように荷重の増減を繰返し、その時の荷重－引算変位ヒステリシスの除荷弾性線が荷重軸と平行となるようにポテンショメータCを調節し、その際の目盛Pを記録する。試験終了後、破面に残るビーチ・マークからき裂長さを読み取り、ポテンショメータ目盛Pとの較正曲線を求めれば、以後は、Pを測定することによりき裂長さを知ることができる。ここでき裂長さはき裂の面積を板厚で除した平均き裂長さを採用した。較正曲線はPとき裂長さをそれぞれの初期値で無次元化し、P/P_0とCCT試験片の場合には$(W-2a)/(W-2a_0)$、[W：試験片板幅、a：き裂半長、a_0：初期き裂半長]、CT試験片の場合には$(W-a)/(W-a_0)$、[a：荷重負荷点からのき裂長さ、a_0：初期き裂長さ]を最小二乗法で多項式に回帰して用いた。なお本研究においては弾塑性状態における疲労き裂進展挙動をも対象としており、そのような試験ではかなり広い範囲のき裂長さに対して測定する必要がある。その場合に、初期き裂長さの状態でポテンショメータの値を995に設定し試験を継続した場合、き裂が非常に長くなるとき裂長さの測定精度が低下する。そこで試験片板幅が100mmの中央き裂引張試験片とA5083-O材のCT試験片の場合には、き裂がある長さまで進展したところで、ポテンショメータCを995に再び設定し直し、その時の荷重－引算変位ヒステリシスの除荷弾性線が荷重軸と平行となるようにアッテネータA、Bを調節し、較正を続けた。

図2-38に本研究で用いた各種試験片に対するき裂長さ較正曲線を示す。また、最小二乗法による近似多項式を以下に示す。ただし、$X=P/P_0$とする。

(a)CCT試験片(W=100mm, a_0=6.5mm)

$$\frac{(W-2a)}{(W-2a_0)}=A_5X^5+A_4X^4+A_3X^3+A_2X^2+A_1X+A_0$$

$a \leqq 18.6$ mm

A_0= 0.2916　A_1= 1.9753　A_2=-1.9019

A_3= 0.0212　A_4=1.1006　A_5=-0.4867

$a \geqq 18.6$ mm

A_0=-0.0129　A_1= 1.9223　A_2=-2.7722

A_3= 2.8463　A_4=-1.6954　A_5= 0.4342

(b)CCT試験片(W=60mm, a_0=6.5mm)

$$\frac{(W-2a)}{(W-2a_0)}=A_4X^4+A_3X^3+A_2X^2+A_1X+A_0$$

A_0=-0.262　A_1= 3.701　A_2=-4.588

A_3= 2.822　A_4=-0.670

(c)CCT試験片(W=50mm, a_0=5.0mm)

$$\frac{(W-2a)}{(W-2a_0)}=A_5X^5+A_4X^4+A_3X^3+A_2X^2+A_1X+A_0$$

A_0=-0.420　A_1= 5.442　A_2=-11.089

A_3= 14.138　A_4=10.024　A_5= 2.953

(d)CCT試験片(W=40mm, a_0=8.0mm)

$$\frac{(W-2a)}{(W-2a_0)}=A_5X^5+A_4X^4+A_3X^3+A_2X^2+A_1X+A_0$$

A_0= 0.339　A_1= 0.241　A_2= 0.782

A_3= 0.413　A_4=-1.511　A_5= 0.737

(e)CCT試験片(W=20mm, a_0=2.0mm)

$$\frac{(W-2a)}{(W-2a_0)}=A_6X^6+A_5X^5+A_4X^4+A_3X^3+A_2X^2+A_1X+A_0$$

A_0= 2.8369　A_1= -9.3583　A_2= 9.3467　A_3 = 2.0658

A_4= 6.7525　A_5=-24.031　A_6= 13.827

(f)CT試験片(W=90mm, a_0=18.0mm)

$$\frac{(W-a)}{(W-a_0)}=A_5X^5+A_4X^4+A_3X^3+A_2X^2+A_1X+A_0$$

(1)HT80材

A_0= 0.7486　A_1= 2.5200　A_2= -3.9944

A_3= 2.3984　A_4= 0.6256　A_5= -0.7486

(1)A5083-O材

$a \leqq 31.5$ mm

A_0= 0. 2038　　A_1= 2.2992　　A_2=-6.7450

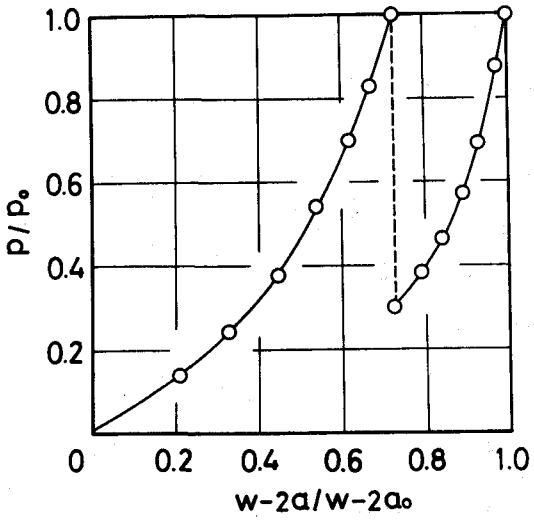
A_3= 9.7778　　A_4=-7.6389　　A_5= 2.4168

$a \geqq 31.5$ mm

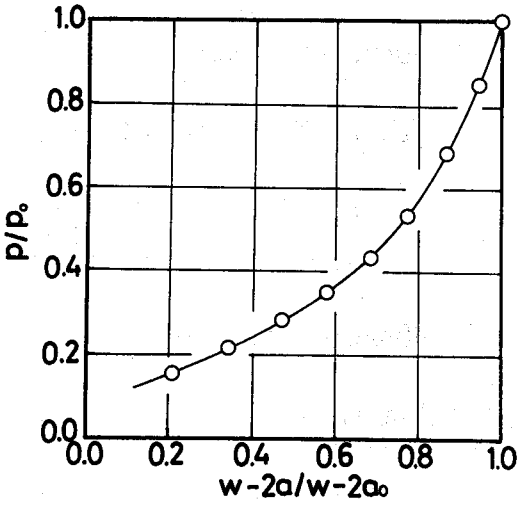
A_0= 0. 1918　　A_1= 2.4949　　A_2=-5.7475

A_3=-5.7475　　A_4=-8.3077　　A_5= 2.8116

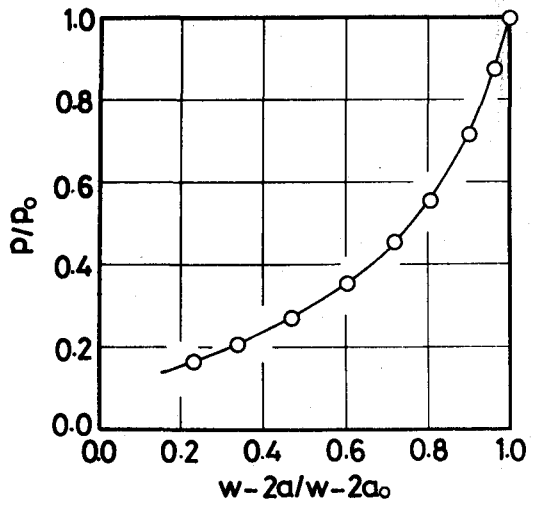
き裂進展速度は、一定振幅荷重試験においては、図2-39に示すように繰返し数n_iに対してき裂長さa_iを測定し、3点(i=P-1,P,P+1)を通る2次曲線を算出し、i=Pの点での傾きを測定点Pでの疲労き裂進展速度とした。変動荷重試験の場合には、1ブロック当りのき裂進展量を測定し、それを全繰返し数で除し、平均き裂進展速度を求めた。



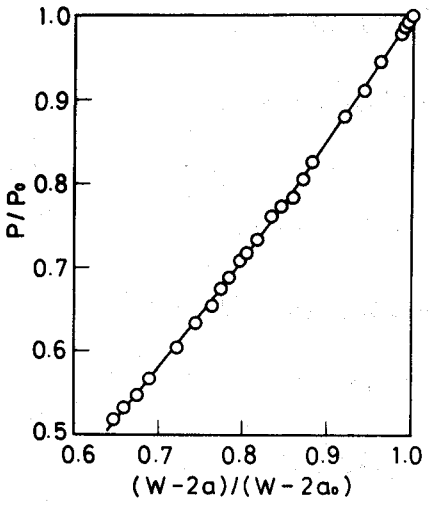
(a)CCT試験片W=100mm



(b)CCT試験片W=60mm

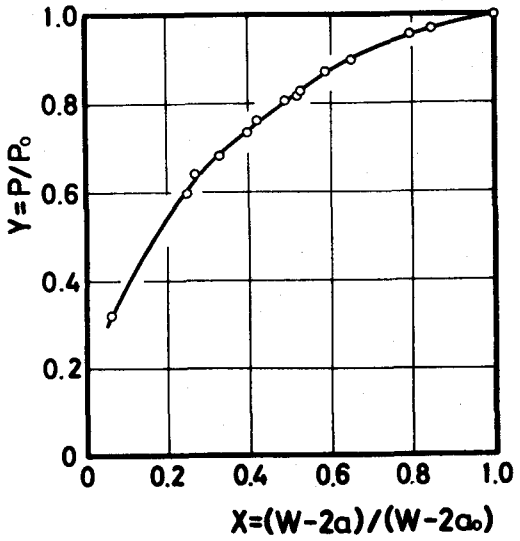


(c)CCT試験片W=50mm

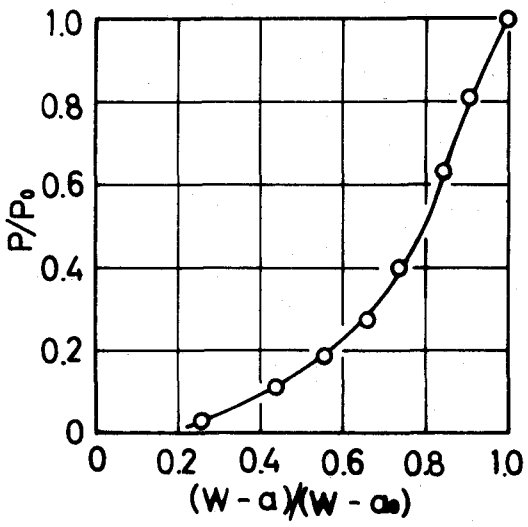


(d)CCT試験片W=40mm

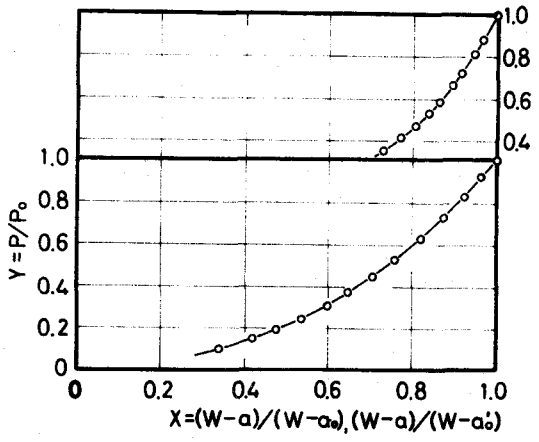
図2-38　き裂長さ較正曲線



(e)CCT試験片W=20mm



(1)HT80材



(2)A5083-O材

(f)CT試験片

図2-38　き裂長さ較正曲線(つづき)

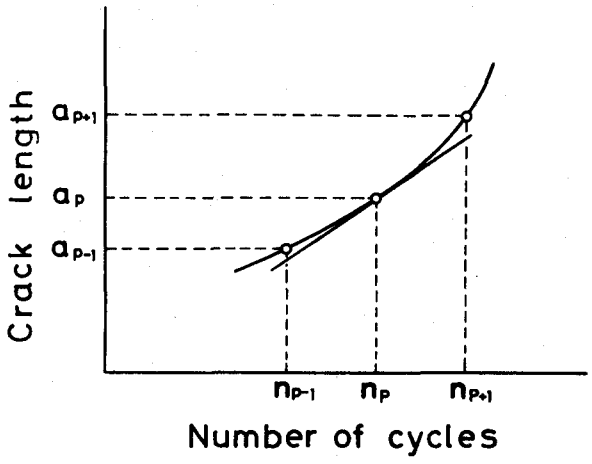


図2-39　き裂進展速度の求め方

2.3　コンピュータによる試験機制御システムと自動計測システム

ランダム荷重を含む変動荷重による疲労き裂進展試験を行うためには、所定の変動荷重パターンの荷重信号を作成して試験機を駆動し、それと同期して負荷荷重値や荷重－変位および荷重－引算変位ヒステリシスを計測する必要がある。そこで本研究ではミニコンピュータおよびマイクロコンピュータ、A-D変換器およびD-A変換器等を用いて試験機制御および自動計測システムを構成して、試験機の制御を行うとともに負荷荷重値、変位、引算変位信号の自動計測を行った。図2-40に電気油圧サーボ疲労試験機を中心とした試験システム全体のブロック線図の一例を示す。データの計測にはミニコンピュータMELCOM70/25を、荷重信号の発生にはランダム荷重波形の場合にはHITAC10-Ⅱを他の一定および変動荷重の場合にはマイクロコンピュータABC-20、24およびPC-9801を用いた。ここで自動計測の基本となるものは発信器より出力される4kHzの同期信号であり、荷重波形信号の発生および荷重、変位、引算変位信号のミニコンピュータへの取込みは、この同期信号により同期を取りながら行った。さらに2台のコンピュータは図中に示すタイミングパルスによって結合されている。これは変動荷重波形の1ブロックの先頭の識別を行うとともに、計測開始の合図として用いられる。

以下に荷重信号発生と荷重－変位、荷重－引算変位ヒステリシス計測のプログラミングの基本的な考え方について述べる。

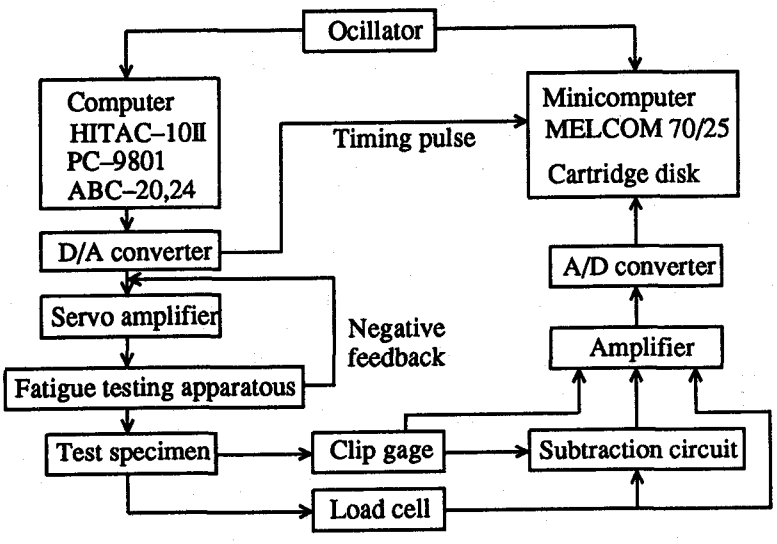


図2-40　試験システムブロック線図

2.3.1　荷重波形信号の発生

荷重波形信号の発生には上記の各種コンピュータを用いて、波形1サイクルを100点もしくは400点で構成するようにディジタル的に荷重波形の信号を計算し、前述の発振器信号により同期をとりながら、D-A変換器を介してアナログ信号出力されるように行っている。以下一定および各種の変動荷重パターンの作成法について述べる。

(Ⅰ)一定振幅荷重試験の場合

1波形について400点に分割された余弦波を、FORTRAN語を用いて計算し、計算機のメモリ上に記憶させておく。この400点に分割した余弦波を同期信号により1つずつ順に出力させ、この1波を繰返すことにより一定振幅波形を作った。

(Ⅱ)多段繰返し変動荷重試験の場合

変動波形1ブロックの変動荷重信号データを全て記憶して、繰返し出力する方法も考えられるが、その方法では小型容量のコンピュータでは長い周期の変動荷重試験は困難となる。そこで多段繰返し変動荷重の場合は、変動波形1ブロックに含まれる各段に対応する大きさの異なる余弦波のそれぞれ1サイクル分400点のデータとその頻度を主記憶に格納しておく。各段の頻度数分のサイクル数を出力し、最終段まで行けば再び先頭から繰返すようにした。なおこのプログラムでは各ブロックの先頭で測定開始合図用のタイミングパルスを出力するようにしているので、これを用いてブロックの先頭から計測できるようになっている。

(Ⅲ)ランダム変動荷重試験の場合

ランダム変動荷重信号発生方法としては、実際の機械・構造物等に作用する応力波形を記録して用いる方法、白色雑音発生器出力を適当な電気的フィルタを通して所定のパワスペクトルを有する信号を作り出す方法、ランダム過程を計算機によりディジタルシミュレーションしアナログ出力させる方法などがある。本研究ではパワスペクトル密度を任意に変えられることやき裂開口点の自動計測システムにおいて荷重負荷と波形観察が同期して行えて便利であることなどの主に実験技術の利点から、第3番目の計算機によるディジタルシミュレーションの方法を採用した。

定常ガウス性ランダム過程シミュレーションの方法としては、以下に述べるようなランダム位相を有する余弦波の級数和による方法[3)]を用いた。

平均値0の定常ガウス性ランダム過程x(t)を次式でシミュレートする。

$$x(t)=\sum_{k=1}^{N} a_k \cos(\omega_k t+\phi_k) \qquad (2-1)$$

ここで、ϕ_kは[0,2π]の間で一様な確率変数で互いに独立である。a_kは次のように与えられる。図2-41に示すx(t)のパワスペクトル密度関数S(ω)の正のω領域において、上限ω_uと下限ω_lの間をN等分して、

$$\Delta\omega=(\omega_u-\omega_l)/N \qquad (2-2)$$

$$\omega_k=\omega+(k-0.5)\Delta\omega \qquad (k=1,2,\cdots\cdots N) \qquad (2-3)$$

とするとき、

$$a_k^2=4S(\omega_k)\Delta\omega \qquad (2-4)$$

として与えられる。なお上式のモデルの場合はNの値にかかわらずエルゴード性が保証されている。

本研究では疲労き裂進展速度に及ぼす速度効果がほとんど現われない周波数領域を対象として、図2-42に示すようなパワスペクトル密度を有する広帯域波形を選んだ。

計算時間ならびに計算機の記憶容量の制限から本研究では、前もってできるだけ精密な波形のシミュレーションを行い、その極値列だけを抽出して残し、隣会う極値間

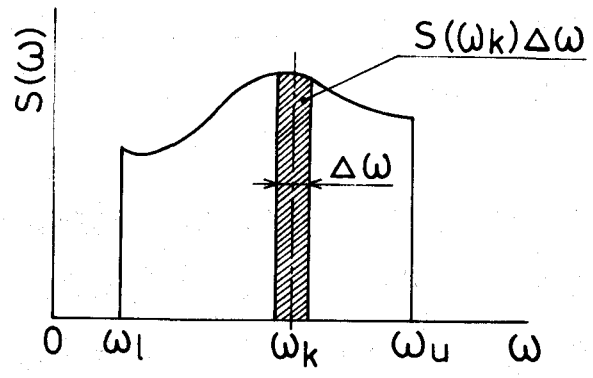


図2-41　パワスペクトル密度分布の分割

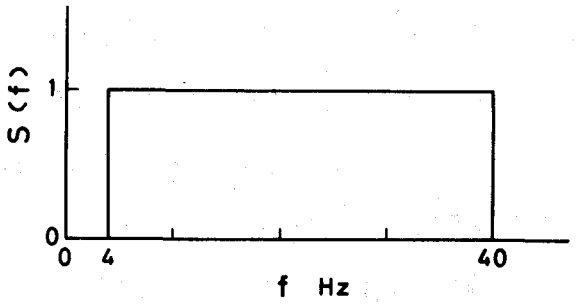


図2-42　パワスペクトル密度分布

を試験周波数10Hzの余弦波の半波でつないで信号波形とする方法をとった。この結果得られた疑似ランダム波形は、もとの波形を時間軸について局所的に伸縮させているために、そのパワスペクトル密度は変化する。しかしながら、き裂進展において10Hz付近では速度効果が余り大きくないことが知られているので、荷重波形の極値とその順序さえ精密に合わせておけば、パワスペクトル密度の若干の変化はき裂進展挙動にほとんど影響を及ぼさないと考えられる。

ディジタルシミュレーションによって得られるランダム波形の極値の精度は波形1サイクルの分割数に依存する。ここでは計算時間の制約から8分割とした。その結果極値は5%以内の精度で求められた。

次にパワスペクトルの分割数Nは以下のことを考えて決定した。疑似ランダム波形が$3\sigma_{rms}$程度の成分まで含むようにするために、疑似ランダム変動1周期の極値の数を1000とした。それにしたがって1周期の長さは50秒となる。一方上記のモデルでつくられる波形は周期性を有しその周期T_pは、

$$T_p=4\pi/\Delta\omega \tag{2-5}$$

で与えられる。(2−2)と(2−5)式から

$$T_p=4\pi/\Delta\omega=4\pi N/(\omega_u-\omega_l)=2N/(f_u-f_l)=50 \tag{2-6}$$

(ただし$\omega_u=2\pi f_u$, $\omega_l=2\pi f_l$

となりN=225が得られる。

また一様確率変数ϕ_kは乗算形合同法により一様乱数を発生させ用いた。以上のパラメータを用いて1000個の極値が得られるまでシミュレーションを行い、相次ぐ極値間を余弦波の半波でつないで出力した。この様な方法で発生させた疑似ランダム波形の一部を図2-43に示す。

定常ガウス性ランダム荷重試験の場合、上述したディジタルシミュレーションによって求めた疑似ランダム波形の1000個の極値列をミニコンピュータHITAC10-Ⅱの主

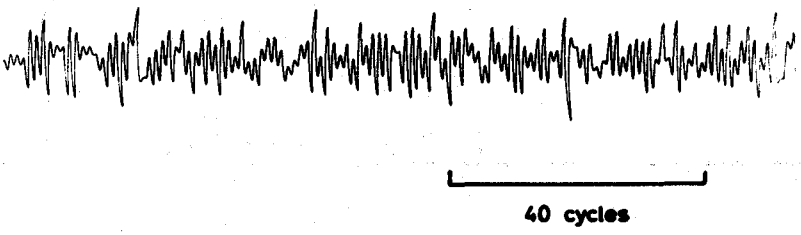


図2-43　疑似ランダム変動荷重波形

記憶に格納しておく。別に荷重波形として記憶しておいた余弦波の半波50点のデータを用いて、相次ぐ極値の間をつなぐように演算し出力する。1ブロックの最後まで出力すれば先頭に戻って繰返すようにした。また各ブロックの先頭でタイミングパルスを出力し測定開始合図用としている。

また本研究では、上記の疑似ランダム荷重波形を基にして、高一低2段変動ランダム荷重試験、5段ランダム荷重試験、ランダム荷重に重畳する平均荷重が変動するランダム変動荷重試験等を行っているが、これらの荷重パターンの作成方法は各章の試験方法のところで詳細を述べる。

2.3.2 荷重一変位、荷重一引算変位ヒステリシスの自動計測

計測信号は、ロードセルからの荷重信号、クリップゲージもしくはひずみゲージによる変位信号、変位信号から弾性成分を引算した引算変位信号の3種である。これらを荷重に同期させ1サイクルあたり100点もしくは400点に分割して、A-D変換器によりコンピュータに取込んだ。自動計測用に用いたミニコンピュータMELCOM70/25の基本的性能を表2-8に示す。

表2-8 MELCOM70/25の基本的性能

Main memory capacity	64 kW (1W=16bit)
Cycle time	0.5 μsec
Operation time	Addition 1.75 μsec Subtraction 1.75 μsec Multiplication 1.25 μsec Division 13.85 μsec
External memory unit	Cartridge disk (Memory capacity 56MW)
A-D converter	Multiplexer 8 chanels Input level 10V Resolving power 12 bit Converting time 50 μsec
Display unit	System typewriter (CASIO typewriter model 501T) CRT graphic display (SONY TEKTRONIX 4010) X-Y plotter (SONY TEKTRONIX 4662)

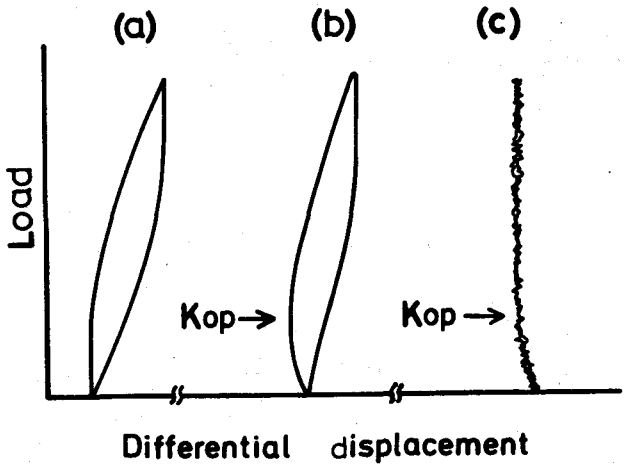


図2-44　荷重－引算変位ヒステリシスのコンピュータ処理

一定振幅荷重試験の場合、比較的き裂進展速度が遅い領域($da/dn \leqq 5\times10^{-7}$ m/cycle)ではヒステリシスの形状が短時間についてみればほとんど変化しないので繰返し速度に応じて1～16波のヒステリシスを連続して取込み、後に平均化することによりヒステリシスに重畳するランダムノイズの減少をはかった。

変動荷重試験の場合１ブロック中の全てのサイクルのヒステリシスを読み込むことは、コンピュータの記憶容量の制約から困難である。よって本研究では、予め１ブロック内で指定したサイクルに対してのみヒステリシスを計測した。この場合は、荷重が不規則に変動するため平均化できないので、１サイクルずつ読み込んだ。

弾塑性状態下においては荷重－引算変位ヒステリシスに繰返し塑性ひずみがマクロに検出され、除荷弾性線が全荷重振幅に比べて短いものとなり、除荷弾性コンプライアンス法によりき裂長さとき裂開口点を測定するときに精度が低下する。そこでこれらの荷重－引算変位ヒステリシスに含まれる塑性ひずみ成分だけを、ミニコンピュータのソフトウェアによりある程度除去し精度の向上を図った。図2-4(a)に示すようなき裂の入っていない状態でのヒステリシスをミニコンピュータ内の主記憶に読み込んでおき、き裂進展後に測定した(b)に示すようなヒステリシスから、変位幅をあわせてこれを引きさるものである。その例として(b)から(a)を引いたヒステリシスを(c)に示す。

参考文献

1) 菊川　眞，城野政弘，田中健一，高谷　勝，材料，25, 899 (1976).
2) 菊川　眞，城野政弘，岩橋　稔，市川光秋，上杉暢彦，材料，31, 669 (1982).
3) 竹内　信，山本善之，日本造船学会論文集，131, 97 (1972).

第３章　破壊力学パラメータの算出方法および疲労き裂進展速度推定法

３.１　破壊力学パラメータの算出方法

３.１.１　応力拡大係数Kの算出

本研究においては、試験片として中央き裂引張(CCT)試験片とCT試験片の２つのタイプを用いたが、応力拡大係数Kはそれぞれに対して以下のように算出した。

(Ⅰ)中央き裂引張(CCT)試験片の場合

次式で表されるTadaの式[1)]を用いた。

$$K=\frac{P}{BW}(\pi a)^{1/2}\{1-0.025(\frac{2a}{W})^2+0.06(\frac{2a}{W})^4\}\times\{\sec(\frac{\pi a}{W})\}^{1/2} \qquad (3-1)$$

ここで、　W：試験片板幅　　B：試験片板厚
　　P：負荷荷重　　a：き裂半長

本研究では、サイドグルーブを付した試験片も用いた。このサイドグルーブ付き試験片に対するK値の補正としては、２次元有限要素解析に基づいて提案されている[2)]有効板厚$B_o=(B_{net}\cdot B)^{1/2}$を板厚$B$の代わりに用いることによって行った。ここで$B_{net}$はサイドグルーブ底の正味板厚である。

(Ⅱ)CT試験片の場合

CT試験片に対するK値はASTM[3)]に規定されている式を用いた。本研究で用いたCT試験片にはすべてサイドグルーブを付しているので、上述したCCT試験片の場合と同様に板厚Bの代わりに有効板厚B_oを用いて次式によりK値を算出した。

$$K=\frac{P}{B_oW}\cdot\frac{2+\alpha}{(1-\alpha)^{3/2}}(0.886+4.64\alpha-13.32\alpha-14.72\alpha^3-5.6\alpha^4)^2 \qquad (3-2)$$

ここで、$\alpha=a/W$

　　B_o：試験片有効板厚　　a：き裂長さ

3.1.2　繰返しJ積分範囲ΔJの算出

(Ⅰ)中央き裂引張(CCT)試験片の場合

繰返しJ積分範囲ΔJは、$a/W>0.4$なるき裂長さの範囲で、次式のRiceの簡便式[4]を適用し、図3-1に示す荷重－変位ヒステリシスループのハッチングを施した面積Sを用いて算出した。

$$\Delta J=\frac{\Delta K_{eff}^2}{E}+\frac{2S}{B_{net}(W-2a)} \qquad (3-3)$$

ここで、a　：き裂半長　　B_{net}　：試験片正味板厚

E　：縦弾性係数　　δ　：荷重点変位

ΔK_{eff}　：有効応力拡大係数範囲

S　：図3-1のハッチングを施した部分の面積

右辺第一項はΔJの弾性成分、第二項は塑性成分であり、それぞれΔJ_e、ΔJ_pとする。小規模降伏範囲内($a/W<0.4$を含めて)では、ΔJはΔJ_eにより評価した。

(Ⅱ)CT試験片の場合

繰返しJ積分範囲ΔJは、$a/W>0.5$なる範囲で、MerkleとCorten[5]による軸力効果を考慮した評価法を修正したClarkeとLandes[6]の次式により、図3-2に示す荷重－変位ヒステリシスループのハッチングを施した面積Sを用いて算出した。

$$\Delta J=\frac{\eta S}{B_{net}(W-2a)} \qquad (3-4)$$

$$\eta=2(1+\beta)/(1+\beta^2)$$

$$\beta=[(2+2\alpha^2)^{1/2}-(1+\alpha)]/(1-\alpha)$$

ここで、$\alpha=a/W$

a　：き裂長さ

S　：図3-2のハッチングを施した部分の面積

また$a/W<0.5$なる範囲では、本研究では小規模降伏状態の範囲内にあったので、

$$\Delta J=\frac{\Delta K_{eff}^2}{E'} \qquad (3-5)$$

によりΔJを評価した。またこの領域では平面ひずみ状態を仮定しているので、ポアソン比νを用いて、$E'=E/(1-\nu^2)$とした。

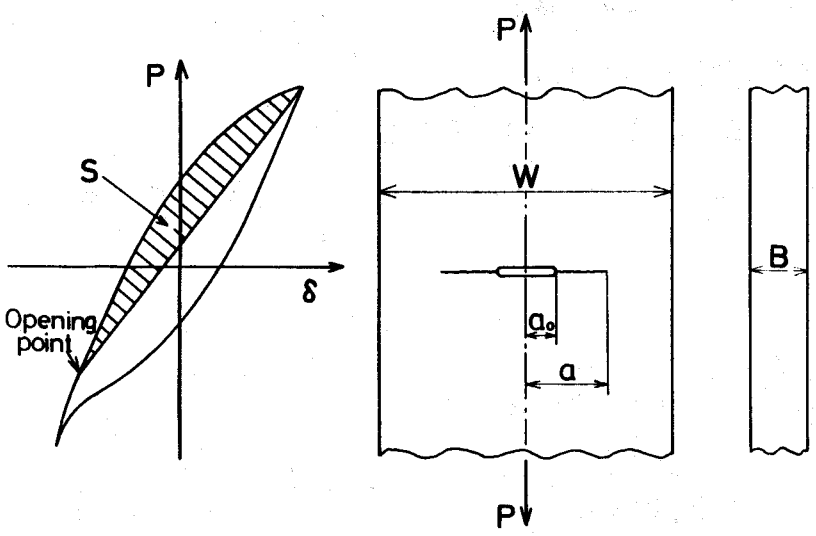


図3-1　繰返しＪ積分範囲ΔJの説明図(CCT試験片)

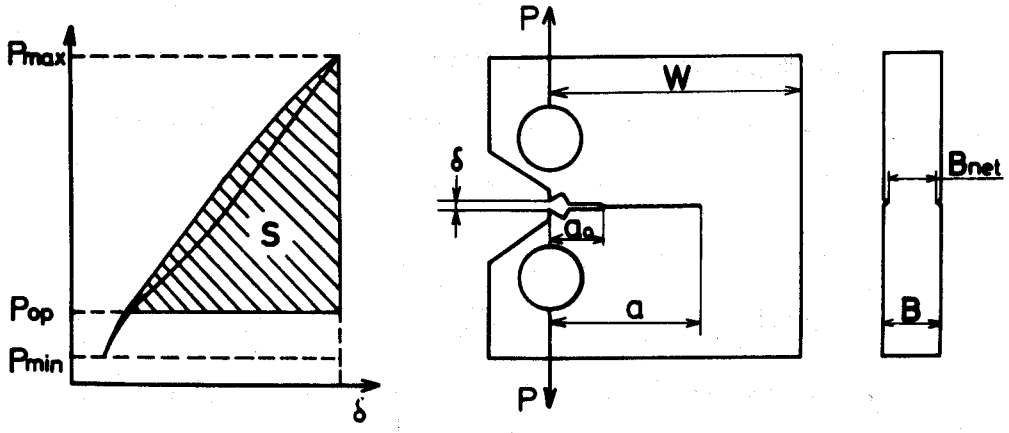


図3-2　繰返しＪ積分範囲ΔJの説明図(CT試験片)

3.1.3　最大Ｊ積分値J_{max}の算出

一方向塑性変形が生じる場合の疲労き裂先端の最大Ｊ積分値J_{max}(小規模降伏状態の場合のK_{max}に相当する値)は安藤らの提案している方法[7]を用いて算出した。これは、S.J. Garwoodらの３パラメータ法[8]を疲労き裂の場合に応用したものである。このJ_{max}の算出の際、疲労き裂進展におけるあるき裂長さ、最大荷重値、最大荷重点変位がわかっている場合のＪ積分値は、それと同じ長さの初期き裂を持つ同一形状の試験片に同じ最大荷重、最大荷重点変位を与える場合の荷重－変位曲線に対するＪ積分値に等しいと仮定する。以下、算出式を説明する。

(Ⅰ)CCT試験片の場合

まず、疲労試験片と同一形状で、その初期き裂長さがa_Bあるいはa_Cであるような仮

想試験片を考え、これらの仮想試験片の処女荷重－変位曲線は、図3-3におけるOB、OCで与えられるものとすると、疲労試験片の荷重点変位が、B点あるいはC点に達したときのJ_{max}の塑性成分$(J_{max})_p$は、

$$(J_{max,B})_p = 2S_1/B(W-2a_B) \tag{3-6}$$

$$(J_{max,C})_p = 2S_2/B(W-2a_C) \tag{3-7}$$

で与えられる。また、図3-3より明らかなように、

$$S_2+S_3 = S_1+S_4 \tag{3-8}$$

ここで、S_3は、J積分の定義より、

$$S_3 = (J_{max,B}+J_{max,C})/2B(a_C-a_B) \tag{3-9}$$

ただし、

$$J_{max,B} = (J_{max,B})_p + (J_{max,B})_e \tag{3-10}$$

$$J_{max,C} = (J_{max,C})_p + (J_{max,C})_e \tag{3-11}$$

$(J_{max})_e$は、J_{max}の弾性成分で、以下のように定義される。

$$(J_{max,B})_e = (K_{max,B})^2/E \tag{3-12}$$

$$(J_{max,C})_e = (K_{max,C})^2/E \tag{3-13}$$

(3－7)式に(3－5)、(3－6)、(3－8)～(3－10)式を代入することにより、次式が得られる。

$$(J_{max,C})_p = \frac{(W-2a_C)}{(W-2a_B)}(J_{max,B})_p + \frac{2S_4}{B(W-2a_C)} - \frac{2(a_C-a_B)}{(W-2a_B)}\{(J_{max,B})_e+(J_{max,C})_e\} \tag{3-14}$$

この式は、B点のJ_{max}値がわかれば、C点のJ_{max}値を求められることを示しており、この(3－14)式を順次適用することにより、J_{max}の値を計算した。本研究では、荷重制御(荷重一定)試験でこの式を適用したので、$S_4 = P_{max}(\delta_{max,C}-\delta_{max,B})$となる。

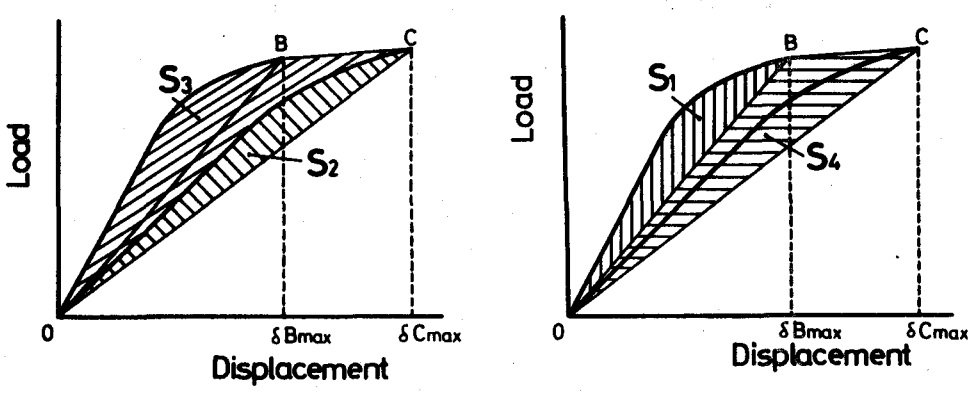


図3-3　最大J積分値J_{max}の説明図(CCT試験片)

(Ⅱ)CT試験片の場合

CCT試験片の場合と同様に、まず疲労試験片と同一形状でその初期き裂長さがa_Bあるいはa_Cであるような仮想試験片を考え、これらの仮想試験片の処女荷重－変位曲線は、図3-4におけるOB、OCで与えられるものとすると、疲労試験片の荷重点変位が、B点あるいはC点に達したときの$Jmax$値は、

$$Jmax,_B=2S_1/B(W-a_B) \tag{3－15}$$

$$Jmax,_C=2S_2/B(W-a_C) \tag{3－16}$$

で与えられる。また、図3-4より明らかなように、

$$S_2+S_3=S_1+S_4 \tag{3－17}$$

ここで、S_3は、Ｊ積分の定義より、

$$S_3=(Jmax,_B+Jmax,_C)/2B(a_C-a_B) \tag{3－18}$$

(3－17)式に(3－15)、(3－16)、(3－18)式を代入することにより、次式が得られる。

$$Jmax,_C=\frac{(W-a_C)}{(W-a_B)}(Jmax,_B)_P+\frac{2S_4}{B(W-a_C)} \tag{3－19}$$

この式は、B点の$Jmax$値がわかれば、C点の$Jmax$値を求められることを示しており、この(3－19)式を順次適用することにより、$Jmax$の値を計算した。本研究では、荷重制御(荷重一定)試験でこの式を適用したので、$S_4=Pmax(\delta max,_C-\delta max,_B)$となる。

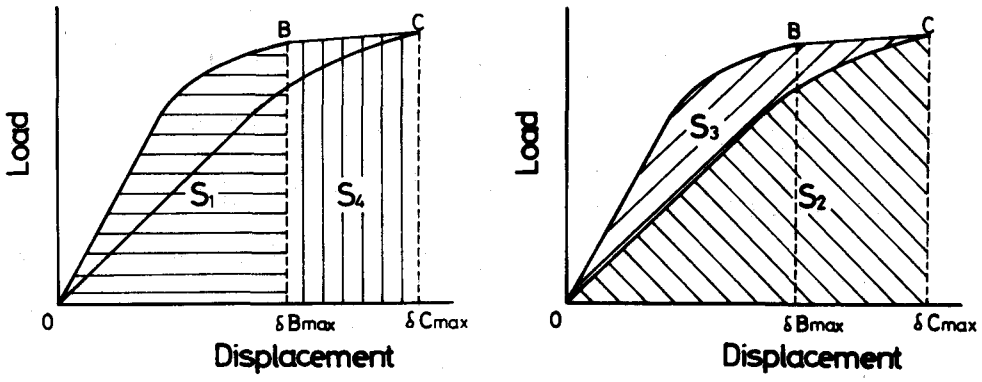


図3-4　最大Ｊ積分値$Jmax$の説明図(CT試験片)

3.2　変動荷重下の疲労き裂進展速度の推定法と定量的評価法

疲労き裂進展速度はき裂開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}により整理され、一定振幅荷重下のき裂進展速度da/dnとΔK_{eff}関係は図3-5に実線でその模式図を示すように、ΔK_{eff}に対しても疲労き裂進展の下限界条件$(\Delta K_{eff})_{th}$が存在し[9]、$(\Delta K_{eff})_{th}$以上のΔK_{eff}に対してはParis則が成立することがよく知られている。

変動荷重下の疲労き裂進展速度の推定法として、このき裂進展速度曲線を用いた線形累積加算則すなわちマイナ形の進展則を適用することもよく行われる。しかしながら$(\Delta K_{eff})_{th}$をはさむ変動荷重下では$(\Delta K_{eff})_{th}$が消失し、$(\Delta K_{eff})_{th}$以下のΔK_{eff}に対してもき裂が進展する[10]ため、これを無視するマイナ形の進展則では危険側の推定を与えることになる。この点を考慮し菊川らは、ガウス性ランダム荷重を含む定常な変動荷重下の疲労き裂進展に対して、一定振幅荷重試験のda/dnとΔK_{eff}の関係を下限界条件$(\Delta K_{eff})_{th}$以下まで延長したき裂進展速度曲線から線形加算則で見積るいわゆる修正マイナ形の推定法を有効応力拡大係数のレンジペアΔK_{rpeff}を用いて適用することによって、き裂進展速度をよく評価できることを報告している[10)11)]。本研究では、非定常変動荷重下での疲労き裂進展速度、残留応力場における変動荷重下での疲労き裂進展速度および弾塑性状態における変動荷重下での疲労き裂進展速度の推定法についての検討を行う。弾塑性状態下では線形破壊力学は有効でなく、弾塑性破壊力学を適用し破壊力学パラメータとしてJ積分範囲を用いる必要性が生じるが、推定法の基本的考え方としては、一定振幅荷重下の疲労き裂進展速度を支配する破壊力学パラメータに関する線形加算則により変動荷重下のき裂進展速度を見積ろうとするものである。

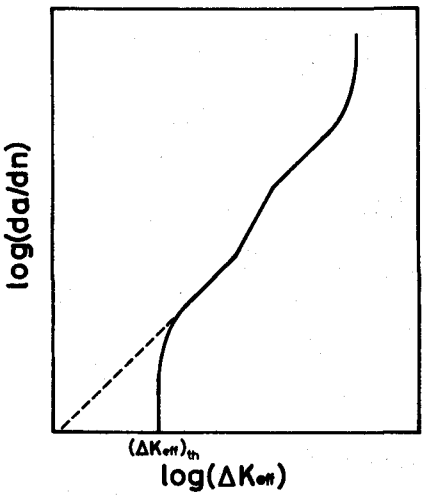


図3-5　$da/dn-\Delta K_{eff}$関係の模式図

本研究では、変動荷重下のき裂進展速度推定法の妥当性の検討を、以下に述べる2つの方法により行った。1つは2段繰返し変動荷重試験のような簡単な変動荷重の場合に用いた方法である。本研究で行った試験では多くの場合、2段繰返し変動荷重の高、低各レベル荷重下でのき裂進展量は微小であり、それぞれを分離して測定することは困難であるため、低レベル荷重下のき裂進展速度$(da/dn)_L^*$をき裂進展量の線形加算則を仮定して次式により求める。

$$(da/dn)_L^* = \{(da/dn)_{HL} \times (N_H + N_L) - (da/dn)_H^* \times N_H\}/N_L \qquad (3-20)$$

ここでN_H、N_Lは高、低各レベル荷重の1ブロック中の繰返し数であり、$(da/dn)_{HL}$は変動荷重波形1ブロックに対する実測された平均き裂進展速度、$(da/dn)_H^*$は高レベル荷重の$(\Delta K_{eff})_H${弾塑性領域においてはΔJ_H}に対する一定振幅荷重下のき裂進展速度である。このように計算される$(da/dn)_L^*$と$(\Delta K_{eff})_L${もしくはΔJ_L}の関係を、一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係または$da/dn-\Delta J$関係と比較することによって線形加算則の妥当性の検討を行う。

2つめは実際のき裂進展量と推定き裂進展量との比較によるいわゆるき裂進展速度比による方法である。ここで、き裂進展速度比とは実際の変動荷重1ブロックのき裂進展量Δaと各種推定法による予想進展量Δa^*との比で、次式のように定義される。

$$\lambda = \Delta a/\Delta a^* \qquad (3-21)$$

本研究では、き裂進展速度の推定法として基本的に4種の方法を取上げ比較を行った。各々の推定法によって計算されるき裂進展速度比λをそれぞれ以下のように定義して表す。さらに本論文中においてこれらの基本的な推定法に修正を加えたき裂進展速度推定法も検討しているがこれらについては各章で説明する。

$\lambda_{K,R}$　：負荷応力拡大係数のレンジペアΔrpKと負荷応力比$R(\Delta rpK)$を用いて、一定振幅荷重試験の疲労き裂進展速度da/dnと応力拡大係数範囲ΔKの関係から、き裂進展量に関する線形加算則により変動荷重下の予想き裂進展量を算出した場合のき裂進展速度比。

λ_{Keff}　：実測した有効応力拡大係数のレンジペアΔrpK_{eff}を用いて、一定振幅荷重下のda/dnと有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}の関係を下限界条件$(\Delta K_{eff})_{th}$以下ま

で延長した修正き裂進展速度曲線から、き裂進展量に関する線形加算則により変動荷重下の予想き裂進展量を算出した場合のき裂進展速度比。

$\lambda_{Keff,est}$ ：予測した有効応力拡大係数のレンジペア$(\Delta rpKeff)est$を用いて、一定振幅荷重下のda/dnと$\Delta Keff$の関係を下限界条件$(\Delta Keff)th$以下まで延長した進展 速度曲線から、き裂進展量に関する線形加算則により変動荷重下の予想き裂進展量を算出した場合のき裂進展速度比。

λ_J ：実測した荷重－変位ヒステリシスから求められるＪ積分範囲ΔJと最大Ｊ積分値$Jmax$により算出される$\Delta J/E(1-Jmax/C)$ (この破壊力学パラメータに関しての詳細は第７章で述べる)を用いて、一定振幅荷重におけるda/dnと$\Delta J/E(1-Jmax/C)$の関係から、き裂進展量に関する線形加算則により変動荷重下の予想き裂進展量を算出した場合のき裂進展速度比。

ランダム荷重を含む定常変動荷重下の波形計数法としては、レンジペア計数法が適当であることが既に菊川らによって報告されており[12]、本研究においても波形計数法としてレンジペア計数法を用いた。以下簡単に有効応力拡大係数のレンジペア$\Delta rpKeff$の算出方法について述べる。弾塑性状態下でのＪ積分範囲の計数法については第７章において詳細に論ずる。

$\Delta rpKeff$計算法

(i)K値のレンジペア・ミーン２元頻度分布を求める。

任意波形からレンジペア・ミーンを抽出する方法として、本研究ではアルゴリズムの簡単さからヒステリシス・ループ(HL)法[13]を用いた。本研究で試験を行った多段繰返し変動荷重および疑似ランダム荷重では変動波形１ブロック内で必ずヒステリシスループは閉じるはずであるが、HL法では不適当な極値を出発点としてカウントを開始すれば閉じないループが残るとともに出発点の特別な処理が必要となる。そこでこの不具合を避けるため、測定された変動荷重の極値列を予めスキャンして最小値を探索し、その最小値から１ブロック分の極値列のカウントを開始するようにした。以上の方法で前述の広帯域ランダム波形に対して１ブロックに含まれる最大K値が35 $MPam^{1/2}$の場合のK値レンジペア・ミーン２元頻度分布を求めた結果を図3-6に示す。

(ii)$\Delta Keff$のレンジペア分布を求める。

実測したき裂開口点Kopにより$\Delta Keff$のレンジペアが求まるわけであるが、変動の

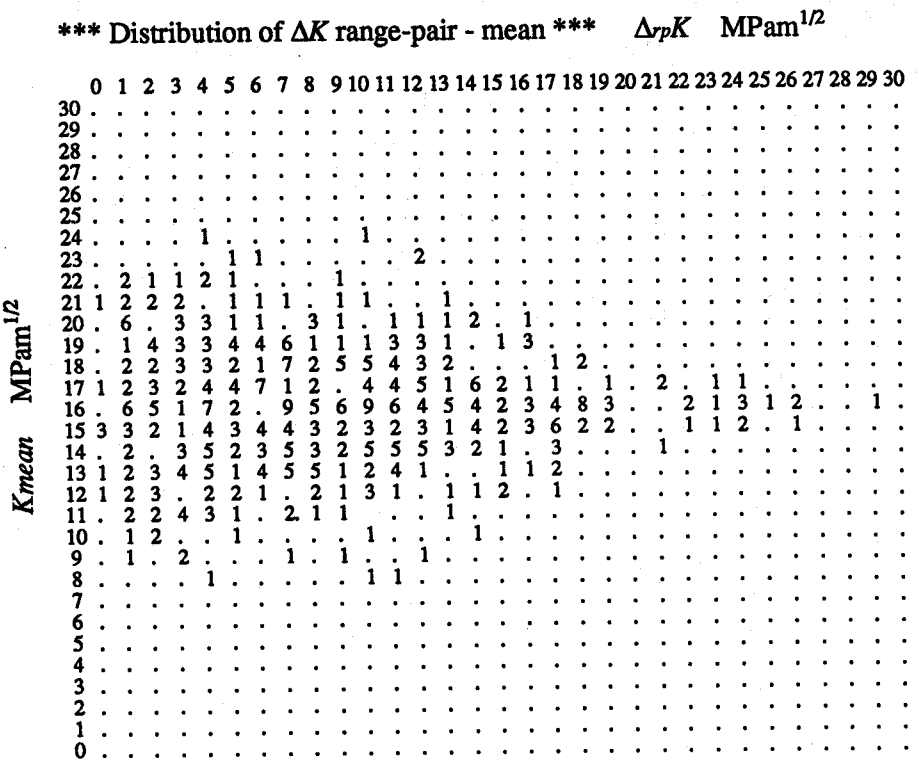


図3-6　広帯域疑似ランダム波形に対するK値のレンジペア・ミーン分布

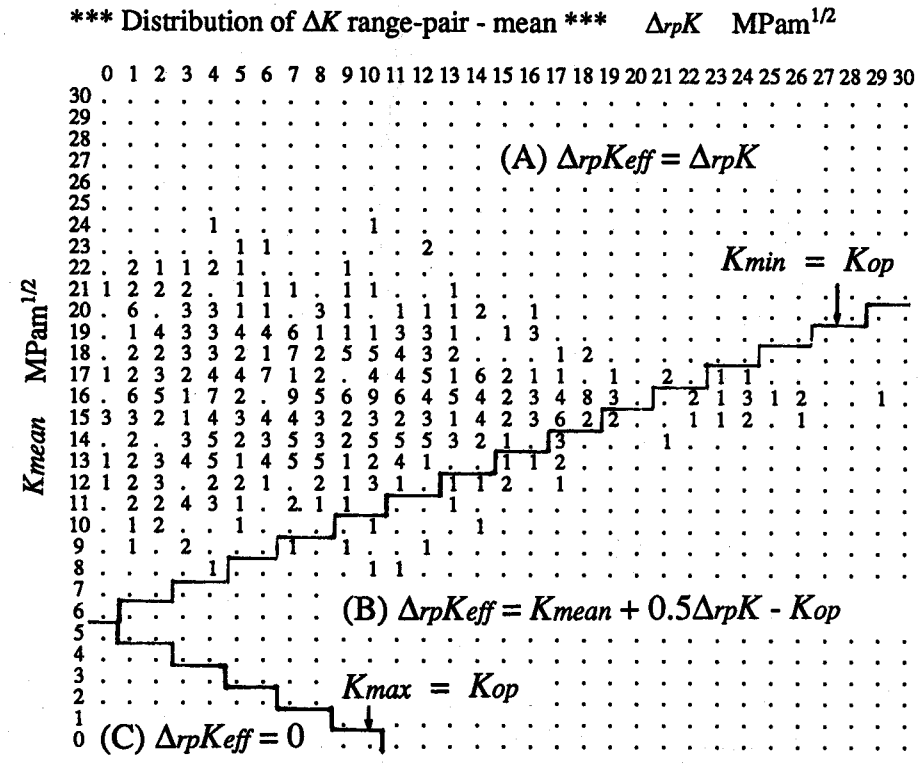


図3-7　K値のレンジペア・ミーン分布を用いた$\Delta rpKeff$の算出方法

周期が比較的短い変動荷重下ではK_{op}は1ブロックを通じてほぼ一定となることが多い。この様な場合には図3-7に示すようにこのK_{op}を縦軸の切片に取り、傾き1/2と-1/2の直線を引くと次の3つの領域に区分され、

(A)は$K_{op}<K_{min}$であり、Kのレンジペア$\Delta_{rp}K$の全範囲でき裂が開口している領域

(B)は$K_{min}<K_{op}<K_{max}$であり、$\Delta_{rp}K$の一部分でき裂が開口している領域

(C)は$K_{max}<K_{op}$であり、き裂が全く開口していない領域

各領域におけるΔK_{eff}のレンジペア$\Delta_{rp}K_{eff}$は

(A)領域に対して$\Delta_{rp}K_{eff}=\Delta_{rp}K$

(B)領域に対して$\Delta_{rp}K_{eff}=K_{mean}+0.5\Delta_{rp}K-K_{op}$

(C)領域に対して$\Delta_{rp}K_{eff}=0$

により算出され、1ブロックの$\Delta_{rp}K_{eff}$の頻度分布が求まる。

参考文献

1) H. Tada, P.C. Paris and G.R. Irwin, "The Stress Analysis of Cracks Handbook", 232 (1970), Del Research Co.
2) Y. Hagiwara and T. Sakamoto, Proc. IMMB, 2, 571 (1986).
3) ASTM Standard, E647-81
4) J.R. Rice, P.C. Paris and J.G. Merkle, ASTM STP 536, 231 (1973).
5) J.G. Merkle and H.T. Corten, Trans. ASME, Ser. J, 94, 286 (1974).
6) G.A. Clarke and J.D. Landes, J. Testing and Evaluation, 7, 264 (1979).
7) 安藤　柱，小倉信和，材料，27, 767 (1978).
8) S.J. Garwood, J.N. Robinson and C.E. Turner, Int. J. of Fract., 11, 528 (1975).
9) 菊川　眞，城野政弘，田中健一，高谷　勝，材料，25, 899 (1976).
10) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，材料，27, 1096 (1978).
11) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，日本機械学会論文集，49, 278 (1983).
12) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，三上省二，日本機械学会論文集，48, 1496 (1982).
13) 岡村弘之，「強度の統計的取扱い」培風館 (1979).

第4章　アルミニウム合金における実働荷重下の疲労き裂進展挙動

4.1　緒　言

実働荷重下の疲労き裂進展速度の推定法に関して、菊川らはこれまでに主として鉄鋼系材料を用いて、各種の定常変動荷重による疲労き裂進展試験をき裂開閉口挙動[1]に着目して行ってきた[2)-4)]。その結果、変動荷重下の疲労き裂進展速度da/dnはき裂開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数のレンジペアΔrpK_{eff}を考えれば、第1近似として一定振荷重幅試験で得られるda/dnと有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}の関係を下限界条件以下まで延長した修正き裂進展速度曲線から線形加算則で見積るいわゆる修正マイナ形の推定法で評価できることを明らかにしている[2)3)]。

一定振幅荷重下のda/dnを応力拡大係数範囲ΔKで両対数紙上に整理すると、領域Ⅰ、Ⅱ、Ⅲで特徴づけられる逆S字形をなすことは良く知られており、第Ⅱ領域おいては鉄鋼系材料の場合、$da/dn-\Delta K$関係および$da/dn-\Delta K_{eff}$関係はほぼ一本の直線で表され、Paris則が良く成り立つ。これに対しアルミニウム合金系の材料については同じき裂進展速度範囲を持つ第Ⅱ領域の中でも$da/dn-\Delta K_{eff}$関係に二つの明確な折れ曲がりが生じる。城野らは、既にアルミニウム合金A5083-O材を用いた詳細な疲労き裂進展挙動の観察から、第Ⅱ領域はさらに低進展速度領域II_A、高進展速度領域II_B、その間の遷移領域$\mathrm{II}_{A\text{-}B}$に区分されることを報告している。またこの折れ曲がりはき裂開閉口挙動を考慮したΔK_{eff}に対してもその程度は若干緩くなるものの残ることを示し、これはき裂進展機構やき裂進展抵抗の変化に起因することを明らかにしている[7)8)]。

そこで本章では、このようなき裂進展速度曲線に折れ曲がりが認められるアルミニウム合金の疲労き裂進展挙動への荷重変動の影響を明らかにし、変動荷重下のき裂進展速度推定法についての検討を行う。すなわち、アルミニウム合金としてZK141-T7およびA7075-T6材の2種を選び、まず一定振幅荷重試験を行って疲労き裂進展挙動およびき裂開閉口挙動を調べるとともに破面観察を行い、両材料の一定振幅荷重下のき裂進展特性を明らかにする。次に変動荷重として最も簡単な2段繰返し変動荷重試験を行い、き裂進展挙動への荷重変動の影響を明らかにするとともに、ΔK_{eff}に関するき裂進展量の線形加算則の有効性についての検討を行う。さらに実働荷重に最も近いラ

ンダム変動荷重試験を行いき裂進展速度推定法の拡張を検討する。最後に両材料のき裂進展特性の相違、特に変動荷重下でのき裂進展挙動の相違についての検討を行う。

4.2 供試材料、試験片形状および試験方法

供試材料はアルミニウム合金A7075-T6およびZK141-T7(JIS A7N01相当材)であり、その化学成分および機械的性質を表4-1、4-2に示す。図4-1に、用いた中央き裂引張試験片(CCT)の形状、寸法を示す。試験片には図に示すようにサイドグルーブを付し、き裂先端の応力状態をき裂前縁のほぼ全領域で試験片内部と同じ平面ひずみ状態に近づけ[9]、き裂進展挙動に及ぼす試験片表面の影響をできるだけ除いた。試験は繰返し速度10Hzの片振り引張りにて、いずれの試験においても、前段階荷重の影響を受けないようにK漸増法により行った。

表4-1 供試材料の化学成分(%)

Material	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Zr	V
A7075-T6	0.08	0.21	1.73	0.07	2.63	0.21	5.76	0.05	—	—
ZK1471-T7	0.08	0.19	0.18	0.35	1.80	0.14	4.70	0.05	0.17	0.17

表4-2 供試材料の機械的性質

Material	0.2% proof stress $\sigma_{0.2}$ (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation δ (%)	Cyclic 0.2% proof stress $\sigma^c_{0.2}$ (MPa)
A7075-T6	504	577	13.0	521
ZK141-T7	294	370	18.3	295

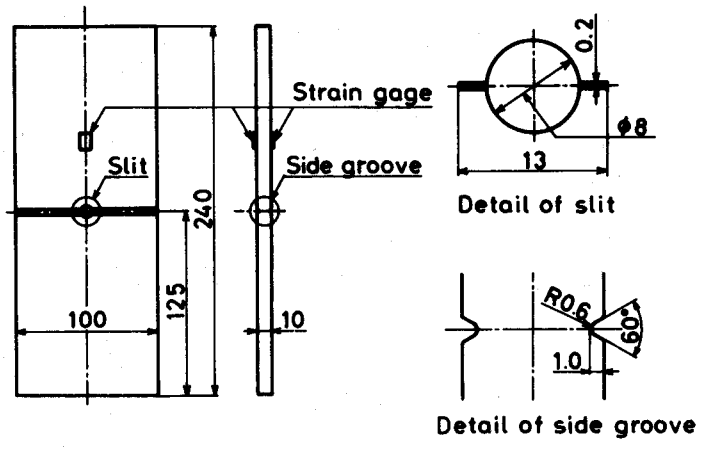


図4-1 試験片形状および寸法

4.3　一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動

図4-2はZK141-T7材における一定振幅荷重下の疲労き裂進展速度、き裂開閉口挙動を示したものである。既に城野[5]らによってA5083-O材に対して報告されているのと同様に、いわゆる第Ⅱ領域の中でき裂進展速度da/dnと応力拡大係数範囲ΔK関係およびda/dnと有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}関係に二つの明確な折れ曲がりが生じている。城野らの定義に従って折れ曲がり点のうち下側の方の遷移点をT_A、上側の方の遷移点をT_Bとし、この両遷移点によって区分される三つの領域を進展速度の低い方からII_A、$\mathrm{II}_{A\text{-}B}$、II_Bとする。き裂開口比$U=(K_{max}-K_{op})/(K_{max}-K_{min})$は、下段の図に示すように領域$\mathrm{II}_A$では$\Delta K_{eff}$によらず低い一定値をとり、$\mathrm{II}_{A\text{-}B}$領域では$\Delta K_{eff}$に伴って単調に上昇し、$\mathrm{II}_B$領域では$\Delta K_{eff}$に伴って上昇はするものの上昇割合が極く緩やかなものになっている。このようなΔK_{eff}に関するき裂進展速度曲線およびUの挙動についての結果は、き裂進展速度あるいはΔK_{eff}の大きさによって材料のき裂進展抵抗およびき裂開閉口特性が変化することを意味すると考えられる。

図4-3は走査電子顕微鏡による疲労破面の微視的観察例であるが、このようなき裂進

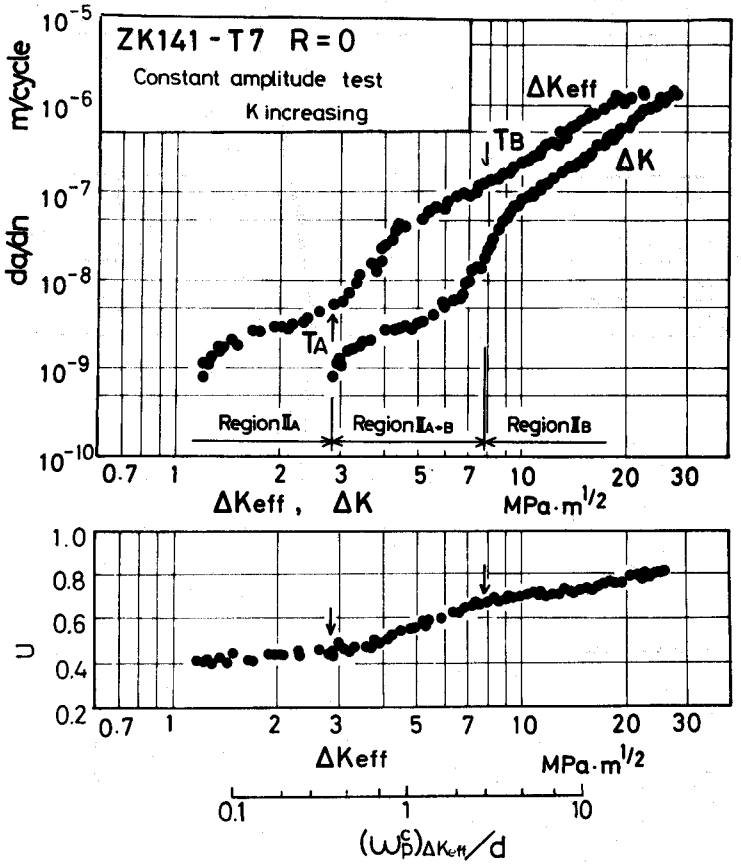


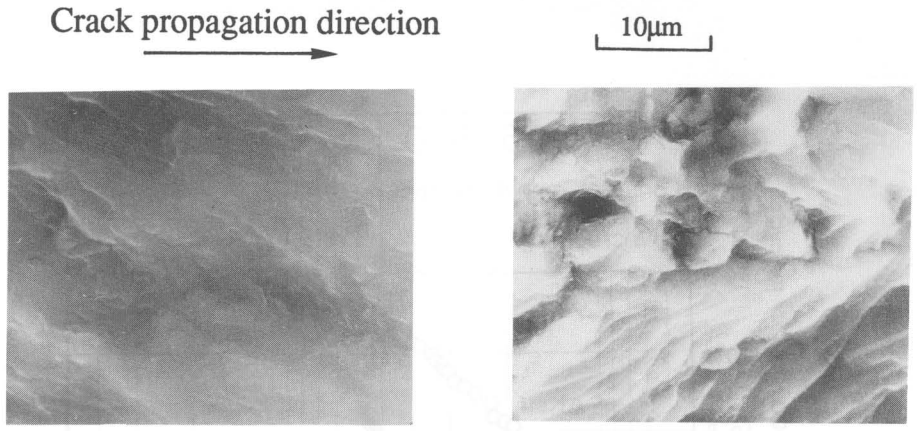
図4-2　一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動(ZK141-T7材)

展速度およびUの変化に対応して破面様相も領域ⅡAの特徴のつけにくい比較的凹凸の激しい破面(a)から、遷移点TAおよびⅡA-B領域での粒界割れを多く示す破面(c)、ⅡB領域でのストライエーション破面(d)へと変化している。図4-2の横軸にはΔK_{eff}による平面ひずみ有効繰返し塑性域寸法

$$(\omega_p^c)_{\Delta K_{eff}} = \frac{1}{3\pi}\left(\frac{\Delta K_{eff}}{2\sigma^c_{0.2}}\right)^2 \qquad (4-1)$$

(ここで$\sigma^c_{0.2}$は0.2%繰返し耐力)

の平均結晶粒径d(=4.0 μm)に対する比も合わせて示している。この図からわかるように下側の遷移点TAは$(\omega_p^c)_{\Delta K_{eff}}$がほぼ結晶粒径に近くなったところに対応しており、TBは$(\omega_p^c)_{\Delta K_{eff}}$の大きさが$d$の5倍程度に達したところと対応している。このことと破面観



(a) ΔK_{eff} = 1.4 MPam$^{1/2}$
da/dn = 1.7x10^{-9} m/cycle

(b) ΔK_{eff} = 2.9 MPam$^{1/2}$
da/dn = 6.1x10^{-9} m/cycle

(c) ΔK_{eff} = 4.4 MPam$^{1/2}$
da/dn = 4.0x10^{-8} m/cycle

(d) ΔK_{eff} = 8.2 MPam$^{1/2}$
da/dn = 1.5x10^{-7} m/cycle

図4-3　一定振幅荷重下の疲労破面の微視的観察例(ZK141-T7材)

察結果から城野ら[7]が既にA5083-O材で報告しているように、この材料においても疲労き裂進展機構はΔK_{eff}による有効繰返し塑性域寸法と結晶粒寸法の相対的関係によって異なることがわかる。すなわち塑性域寸法が結晶粒径より小さい場合にはおそらく個々の結晶粒内での、あるいは粒内に含まれる塑性域内の変形様式に適合するき裂進展機構によりき裂は進展する。一方繰返し塑性域寸法が結晶粒径に比べて数倍以上大きくなり、材料が微視組織の集合体の連続体として変形挙動をする場合には、すべり面分離によるいわゆるストライエーション形成機構によりき裂は進展するものと推察される。そして塑性域寸法が1～2結晶粒程度にしかならない中間進展速度領域においては、結晶粒間の変形の不適合などにより粒界がき裂の最適進展径路になるのではないかと想像される。このようなき裂進展機構の変化のため巨視的なき裂進展抵抗やき裂開閉口挙動も単一結晶粒そのものの強度や変形様式さらに結晶粒集合体(連続体)としての材料のそれらに依存するように変化しているものと考えられる。

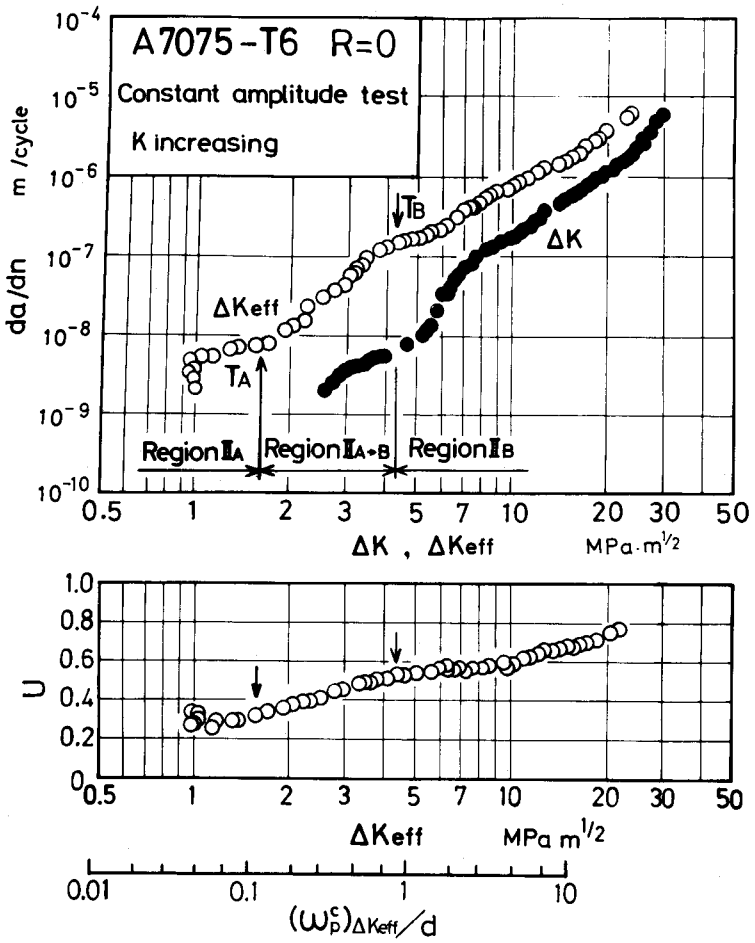
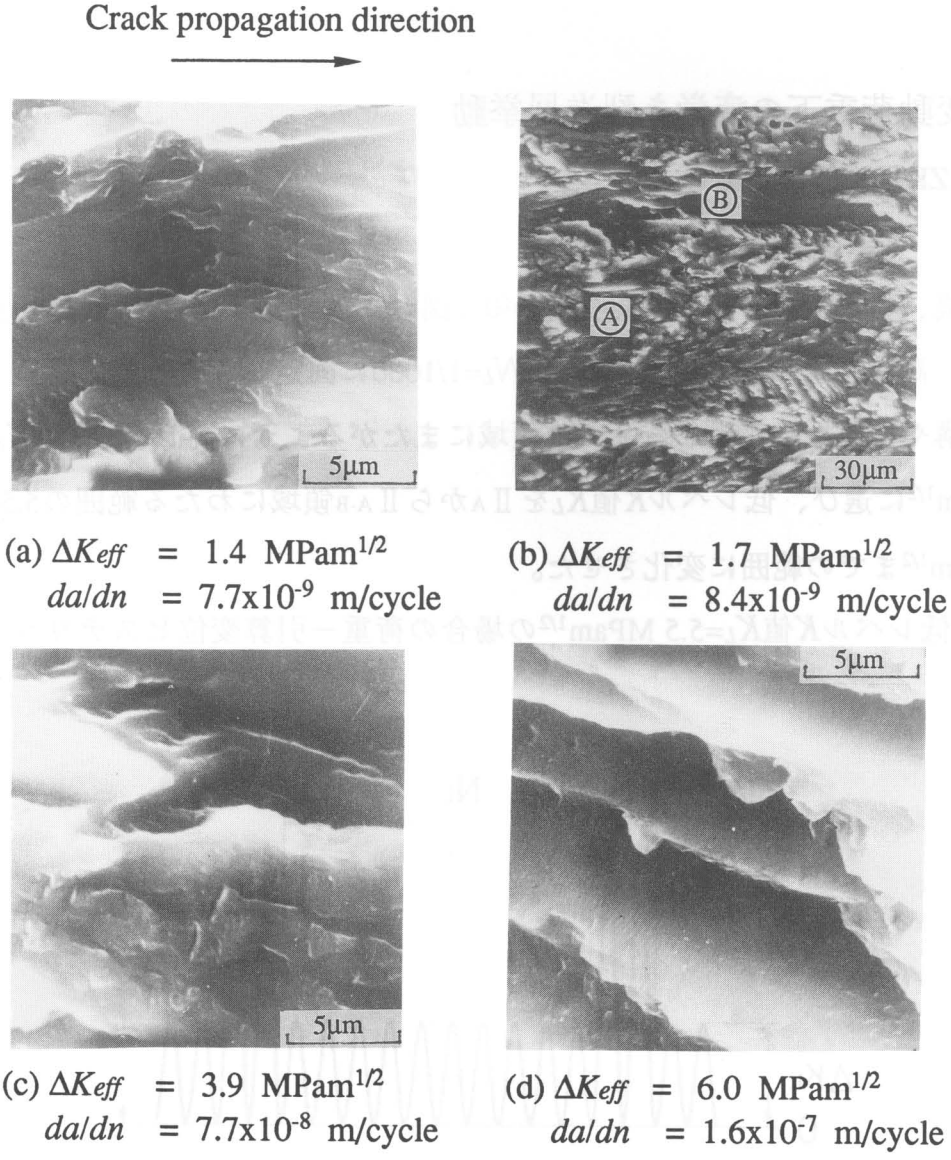


図4-4　一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動(A7075-T6材)

A7075-T6材についても、図4-4に示すように$da/dn-\Delta K$関係および$da/dn-\Delta K_{eff}$関係に二つの折れ曲がりが生じている。疲労破面のき裂進展速度に伴う微視的様相の変化を図4-5に示す。低進展速度領域II_Aでは中間倍率の電子顕微鏡写真(b)のA部でみられる比較的凹凸の激しい部分とB部にみられる平坦な部分との混在した破面様相となっており、$\mathrm{II}_{A\text{-}B}$域では(c)のようにプラトーの多い破面に変化し、II_B領域ではストライエーション破面(d)になる。このように本材料の場合には、ZK141-T7材の$\mathrm{II}_{A\text{-}B}$領域でみられた粒界割れはほとんどみられない。図4-4の横軸にも$(\omega_p{}^c)_{\Delta Keff}/d$のスケールを示しているが、本材料では結晶粒は50 μm以上と比較的大きく、それよりも大きさの小さい副結晶粒が存在するためdとしては副結晶粒寸法(=2.1 μm)を用いている。本材料の場合には、上側の遷移点T_Bが$(\omega_p{}^c)_{\Delta Keff}=d$になっているところに対応しており、



(a) ΔK_{eff} = 1.4 MPam$^{1/2}$, da/dn = 7.7x10^{-9} m/cycle

(b) ΔK_{eff} = 1.7 MPam$^{1/2}$, da/dn = 8.4x10^{-9} m/cycle

(c) ΔK_{eff} = 3.9 MPam$^{1/2}$, da/dn = 7.7x10^{-8} m/cycle

(d) ΔK_{eff} = 6.0 MPam$^{1/2}$, da/dn = 1.6x10^{-7} m/cycle

図4-5　一定振幅荷重下の疲労破面の微視的観察例(A7075-T6材)

したがって、それ以下のⅡA、ⅡA-B領域ではすべて平面ひずみ有効繰返し塑性域寸法は副結晶粒寸法以下となる。このため本材料ではZK141-T7材の場合とは異なり中間速度領域ⅡA-Bにおいても粒界割れが生じにくくなったものと考えられる。本材料の遷移点TAは$(\omega_p^c)_{\Delta Keff}$=0.12$d$(0.25 μm)となるところに対応しており、この寸法はこの種の材料のCr化合物分散相の粒径や粒子間距離に近いようである[10]。このようにA7075-T6材では上述のZK141-T7とは異なりき裂進展抵抗の進展速度域に依存する変化と$(\omega_p^c)_{\Delta Keff}$と$d$との相対的比率との関係は明確ではない。

以上のように両材料とも一定振幅荷重下でき裂進展速度域に依存してき裂進展抵抗が変化し、いわゆる第Ⅱ領域で明確な二つの折れ曲がりがき裂進展速度曲線に現われる。しかしながら、そのき裂進展抵抗の変化機構は両者で異なることがわかる。

4.4　変動荷重下の疲労き裂進展挙動

4.4.1　ZK141-T7材の場合

4.4.4.1　2段繰返し変動荷重試験

試験は高、低両レベル荷重の応力比が0の図4-6に示す2段繰返し変動荷重パターンを用いて、高、低レベルの頻度比をN_H/N_L=1/1000に固定して行った。荷重レベルはき裂進展機構や進展抵抗が異なる2つの領域にまたがるように高レベルK値K_HをⅡB領域の11 MPam$^{1/2}$に選び、低レベルK値K_LをⅡAからⅡA-B領域にわたる範囲の5.5 MPam$^{1/2}$から9.5 MPam$^{1/2}$までの範囲に変化させた。

図4-7は低レベルK値K_L=5.5 MPam$^{1/2}$の場合の荷重－引算変位ヒステリシスの自動計

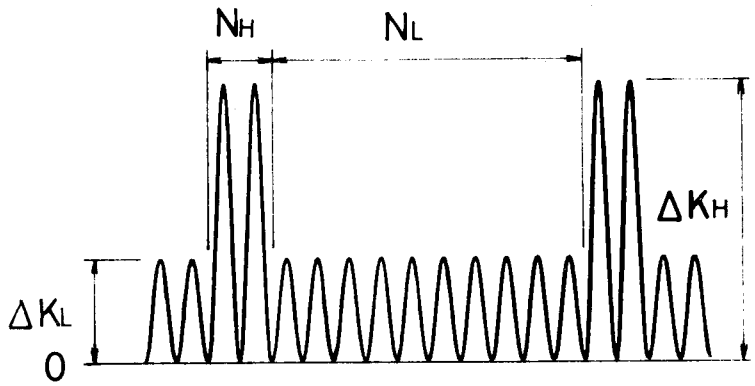


図4-6　2段繰返し変動荷重パターン

測例である。図中ヒステリシス上の数字は低レベル荷重の1ブロック最初からの繰返し数である。図中短い横棒で示すき裂開口点は高、低両レベル荷重で一致し、2段繰返し変動荷重波形1ブロックを通じてほぼ一定となっている。ヒステリシスの例は省略するが他の試験条件においても同様にき裂開口点は変動波形1ブロックを通じて一定であった。図4-8に実測したき裂開口点K_{op}を低レベルK値K_Lに対して白丸印で示す。$(K_{op})_L$はK_Lの大きさにかかわらず高レベルK値K_Hと同じ大きさのK_{max}を持つ一定振幅荷重下のK_{op}(図中黒丸印)の値に一致している。したがって、低レベル荷重に対しては高レベル荷重負荷の影響を受けてき裂開口点が一定振幅荷下に比べて上昇している。

図4-9に低レベル荷重下のき裂進展速度$(da/dn)_L^*$を低レベル荷重に対する有効応力拡

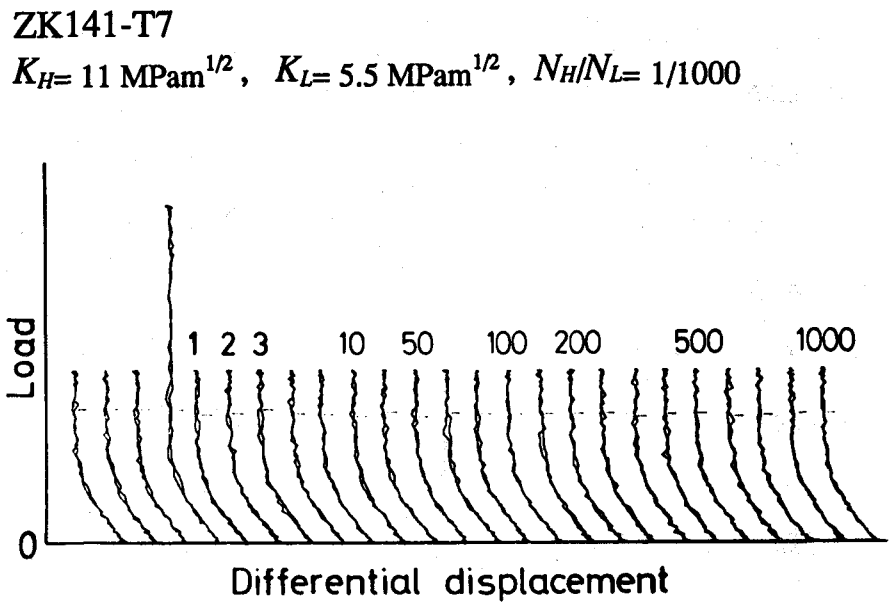


図4-7　2段繰返し変動荷重下の荷重－引算変位ヒステリシス例

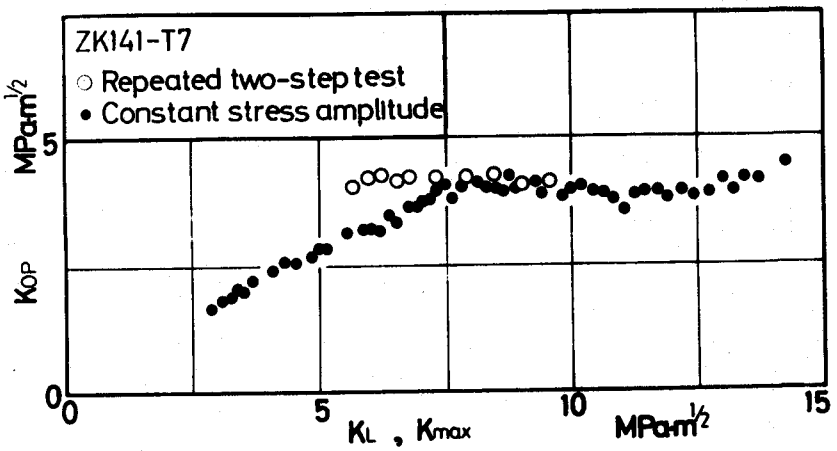


図4-8　2段繰返し変動荷重下のき裂開口点

大係数範囲$(\Delta K_{eff})_L$に対して白丸印で示す。なお図中黒丸は上述した一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係である。本実験で行った頻度比、荷重レベルでは高、低各レベル荷重下でのき裂進展量は微小であり、それぞれを分離して測定することは困難であった。そこで前節で述べたように$(da/dn)_L^*$はき裂進展量の線形加算則を仮定して次式により求めた。

$$(da/dn)_L^*=\{(da/dn)_{HL}\times(N_H+N_L)-(da/dn)_H^*\times N_H\}/N_L \qquad (4-2)$$

ここで$(da/dn)_{HL}$は変動波形1ブロックに対する実測された平均き裂進展速度であり、$(da/dn)_H^*$は高レベル荷重の$(\Delta K_{eff})_H$に対する一定振幅荷重下のき裂進展速度である。2段繰返し変動荷重下の$(da/dn)_L^*-(\Delta K_{eff})_L$関係は、試験した範囲内では$\Delta K_{eff}$に対して一定振幅荷重試験でみられた折れ曲がりを示さず、高進展速度領域ⅡAでの$da/dn-\Delta K_{eff}$関係をそのまま低ΔK_{eff}側に延長した直線上に位置する。このように低進展速度領域では同じ大きさのΔK_{eff}に対して一定振幅荷重下のき裂進展速度より最高3.5倍程度速い進展速度となり、変動荷重下においてΔK_{eff}に関するき裂進展速度の加速現象が生じていることがわかる。

図4-10にK_L=5.5 MPam$^{1/2}$ [$(\Delta K_{eff})_L$=1.5 MPam$^{1/2}$]の場合の微視的破面観察例を示す。変動荷重下での破面は変動波形1ブロックのき裂進展量に対応する規則正しいしま模様の存在する比較的平坦な部分と粒界割れの様相を示す部分からなっている。また、この破面を前出の一定振幅荷重試験の破面と比べると、$(\Delta K_{eff})_L$と大きさのほぼ等し

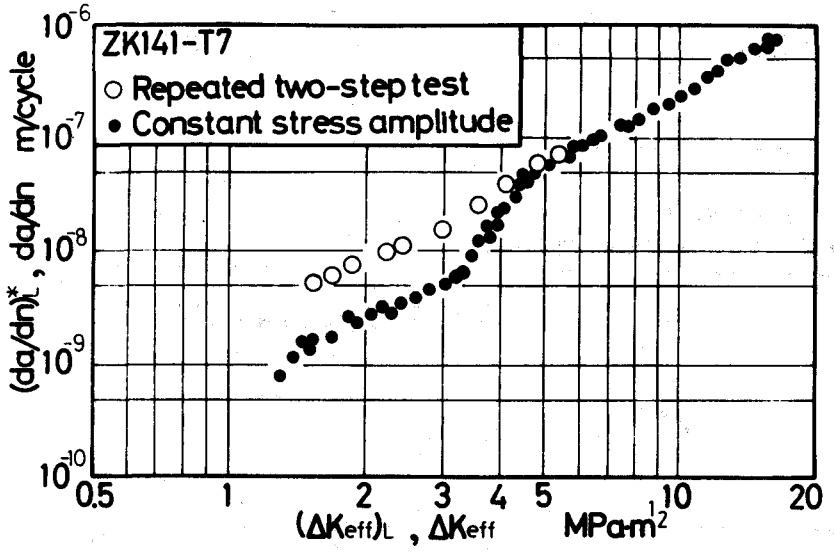
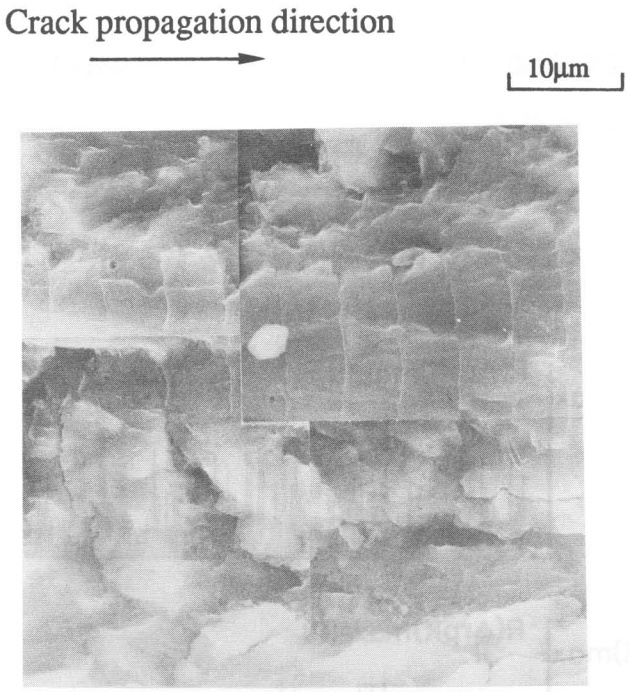


図4-9　2段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展速度



K_L = 5.5 MPam$^{1/2}$ $(\Delta K_{eff})_L$ = 1.5 MPam$^{1/2}$
$(da/dn)_L^*$ = 5.5x10^{-9} m/cycle

図4-10　2段繰返し変動荷重下の疲労破面様相

いΔK_{eff}=1.4 MPam$^{1/2}$ の図4-3(a)の特徴の明確でない破面様相とは異なり、むしろ図4-3(b)や(c)にみられる粒界割れや、より高進展速度領域での図4-3(d)のプラトーのある破面の混在した破面様相になっており、荷重変動の影響によりそのき裂進展機構が、同一のΔK_{eff}値をもつ一定振幅荷重下の進展機構とは異なることがわかる。

以上のようにZK141-T7材の2段繰返し変動荷重下ではき裂開口点が高レベル荷重により定まるばかりでなく、高レベル荷重の負荷の影響を受けて低レベル荷重下におけるき裂進展機構あるいはき裂進展に対する抵抗も変化し、き裂進展速度のΔK_{eff}に対する加速が生じ、一定振幅荷重下でみられたようなき裂進展速度曲線の折れ曲がりは消失する。

4.4.1.2　定常ランダム変動荷重試験

ランダム荷重波形としては2.3.1節で述べたガウス性広帯域疑似ランダム波形(極値数1000個)を平均値の回りで反転した図4-1にその一部を示す1792個の極値からなるランダム波形に適当な平均を加えたものを用いた。試験は上述の疑似ランダム変動荷重波形を用いて、ランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアの応力比$R(\Delta rpK)max$が

0.0と0.3となる２種のランダム荷重について行った。

図4-12は、ランダム変動荷重に含まれる最大K値が$(K)max$=10 MPam$^{1/2}$であり、応力比が$R(\Delta rpK)max$=0.0と0.3の場合の荷重－引算変位ヒステリシスの自動計測例である。いずれの場合も図中短い横棒で示すき裂開口点は変動波形１ブロックを通じてほぼ一定となっている。またヒステリシスの計測例は省略するが、き裂開口点はK値レベル

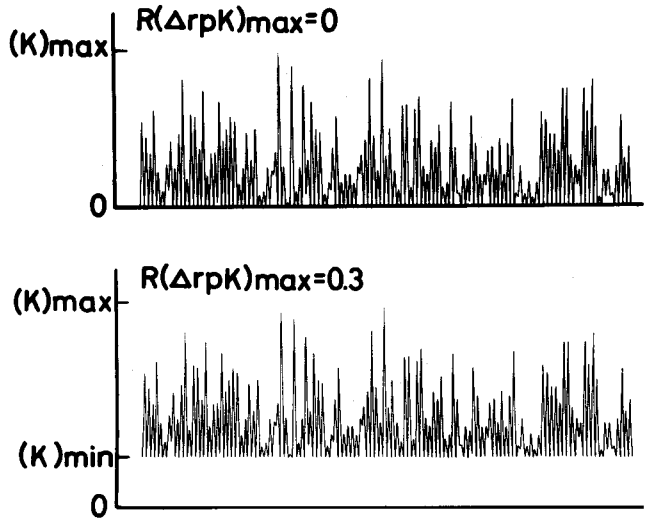


図4-11　疑似ランダム変動荷重パターン

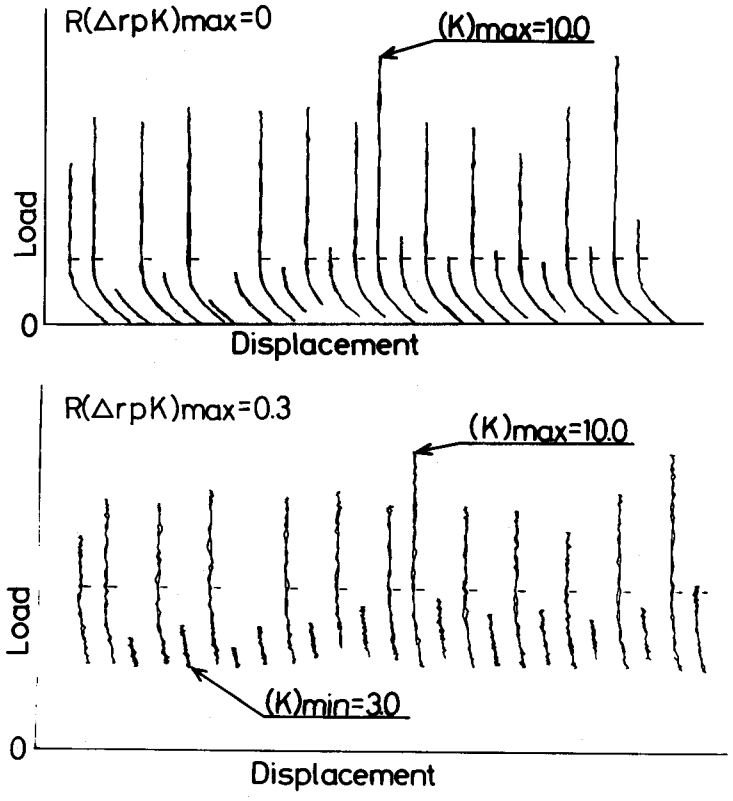


図4-12　ランダム荷重下の荷重－引算変位ヒステリシス例

によらず同様に変動波形1ブロックを通じて一定であった。図4-13に実測したき裂開口点K_{op}を$(K)_{max}$に対して白印で示す。K_{op}は応力比にかかわらずランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta_{rp}K)_{max}$とその応力比{$R(\Delta_{rp}K)_{max}$=0.0、0.3}と等しいΔK、Rを持つ一定振幅荷重下のK_{op}(図中黒印)にほぼ一致し、これまで菊川らが報告してきた結果[2)-4)]と同様に定常ランダム荷重下のK_{op}は$(\Delta_{rp}K)_{max}$とその応力比によって定まることがわかる。

図4-14に定常ランダム荷重下の実測された平均き裂進展速度をき裂進展速度比$\lambda_{K_{eff}}$で整理し白印で示す。ここで$\lambda_{K_{eff}}$は、3.2節で説明したように実際のき裂進展量Δaと、実測した有効応力拡大係数のレンジペア$\Delta_{rp}K_{eff}$から一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$

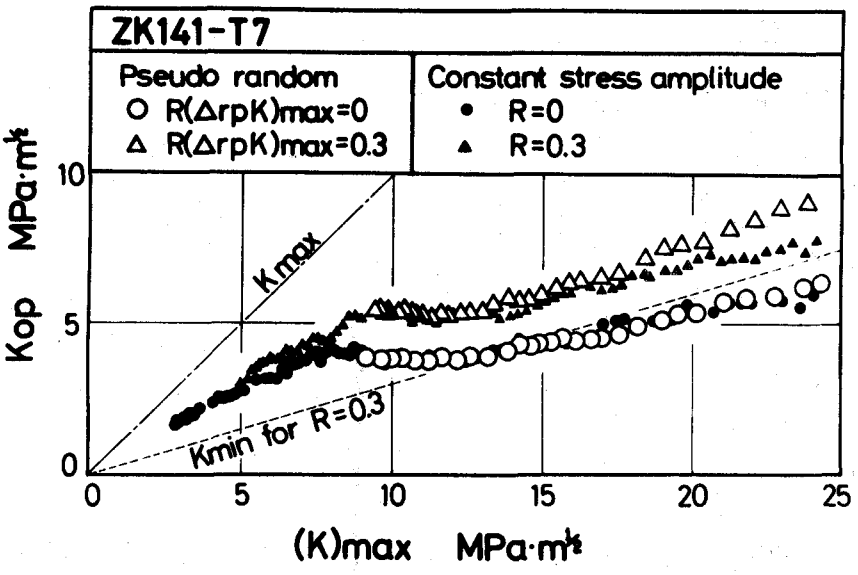


図4-13　ランダム荷重下のき裂開口点

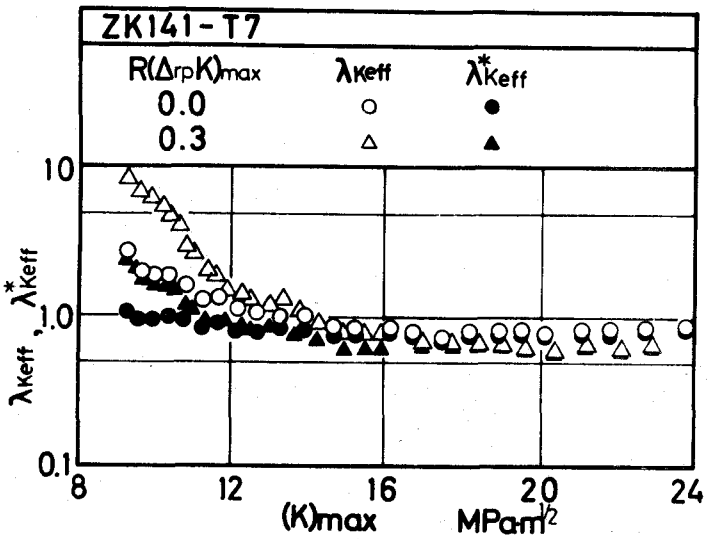


図4-14　ランダム荷重下のき裂進展速度比

関係を下限界条件以下まで延長した修正き裂進展速度曲線を用いて線形加算則により予想したき裂進展量Δa^*の比$\lambda_{Keff}=\Delta a/\Delta a^*$である。$\lambda_{Keff}$は低い$(K)max$領域においては、$(K)max$が低いほど高い値を取り、$R(\Delta rpK)max$=0.3の場合には最高約9、$R(\Delta rpK)max$=0.0の場合には約3の値となり、$\Delta Keff$に対するき裂進展速度の加速現象を示している。しかしながら$(K)max$の増加にともなってλ_{Keff}は徐々に下降し、$(K)max$=13 MPam$^{1/2}$以上では1に近い値となる。低い$(K)max$領域でλ_{Keff}が非常に高い値を示すのは、ランダム荷重に含まれる最大の$\Delta Keff$のレンジペアが本研究で行った試験範囲では8.3 MPam$^{1/2}$以上の値であり、前述の遷移点T_B(= 8 MPam$^{1/2}$)より高く、高き裂進展速度領域II_Bに属しているため、ランダム荷重に含まれるその他のII_Aや$\mathrm{II}_{A\text{-}B}$領域に属する大きさの小さい$\Delta Keff$のレンジペア$\Delta rpKeff$に対して2段繰返し変動荷重下と同様のき裂進展機構あるいはき裂進展抵抗の変化が生じ、それにともなってき裂進展速度の加速が起こっているためだと考えられる。そこで、このような挙動をも考慮し、予想き裂進展量を、一定振幅試験の高進展速度領域での$da/dn-\Delta Keff$関係を低進展速度側へほぼそのまま延長して得られる2段繰返し変動荷重下での$da/dn-\Delta Keff$関係を用いて$\Delta rpKeff$に基づく修正マイナ形の進展則で求めた。その場合のき裂進展速度比をλ^*_{Keff}とし、図4-14に黒印で示す。λ^*_{Keff}は黒丸印で示す$R(\Delta rpK)max$=0.0の場合には、$(K)max$の全試験範囲において0.7～1の値に、黒三角印で示す$R(\Delta rpK)max$=0.3の場合には、低い$(K)max$領域において1より若干高い値になるが、それ以外の領域ではほぼ1の値をとる。したがって、ZK141-T7材の場合の定常ランダム荷重下の疲労き裂進展速度の評価に際しては、荷重変動によって生じるき裂進展機構や進展抵抗の変化を考慮し、一定振幅荷重試験での高進展速度領域II_Bにおける$da/dn-\Delta Keff$関係を低進展速度領域へ延長した修正き裂進展速度曲線を用いる必要がある。

4.4.2　A7075-T6材の場合

4.4.2.1　2段繰返し変動荷重試験

試験は、前出の図4-6に示した2段繰返し変動荷重波形により、高レベルK値K_Hを10 MPam$^{1/2}$に固定して、低レベルK値K_Lを5.0～8.5 MPam$^{1/2}$の範囲で変化させる条件と、高、低荷重レベルの比K_L/K_Hを約0.5として、K_Hを4レベル(K_H=12.6、13.9、15.3、16.7 MPam$^{1/2}$)に変化させる条件について行った。いずれの条件の場合も高、低レベルK値の頻度比はN_H/N_L=1/1000、応力比R=0である。

荷重－引算変位ヒステリシスの例は省略するが、本材料の場合もZK141-T7材と同様にき裂開口点は高、低両レベル荷重で一致し、２段繰返し変動荷重波形１ブロックを通じてほぼ一定であった。図4-15に実測したき裂開口点K_{op}を低レベルK値K_Lおよび高レベルK値K_Hに対してそれぞれ白印、半黒印で示す。高レベル荷重に対するき裂開口点$(K_{op})_H$は、いずれの荷重レベルにおいても高レベルK値K_Hと等しいK_{max}を持つ一定振幅荷重下のK_{op}(図中黒丸印)の値にほぼ一致している。低レベル荷重に対するき裂開口点$(K_{op})_L$はK_HのいずれのレベルにおいてもK_Lの大きさにかかわらず$(K_{op})_H$と一致し、低レベル荷重に対しては一定振幅荷重下のK_{op}より上昇している。

図4-16に低レベル荷重下のき裂進展速度$(da/dn)_L^*$を前出の(4－2)式により算出し、低レベル荷重に対する有効応力拡大係数範囲$(\Delta K_{eff})_L$に対して白印で示す。白丸印で示されるK_Hを固定してK_Lを変化させた試験ならびにK_Hの荷重レベルの大きさの影響を調べた四角、ひし形、三角印で示される試験のいずれにおいても、２段繰返し変動荷重下の$(da/dn)_L^*-(\Delta K_{eff})_L$関係は、一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係(図中黒丸印)にほぼ一致している。さらにⅡA領域からⅡB領域へかけての折れ曲がりも認められており、前節のZK141-T7材の場合とは異なるようである。

図4-17はK_L=10 MPam$^{1/2}$ [$(\Delta K_{eff})_L$=1.5 MPam$^{1/2}$]の２段繰返し変動荷重下の破面観察例である。破面は全体的に変動波形１ブロックのき裂進展量(=5μm)に対応する規則正しいしま模様に覆われているが、細かくは比較的凹凸の激しい部分と平坦な部分とからな

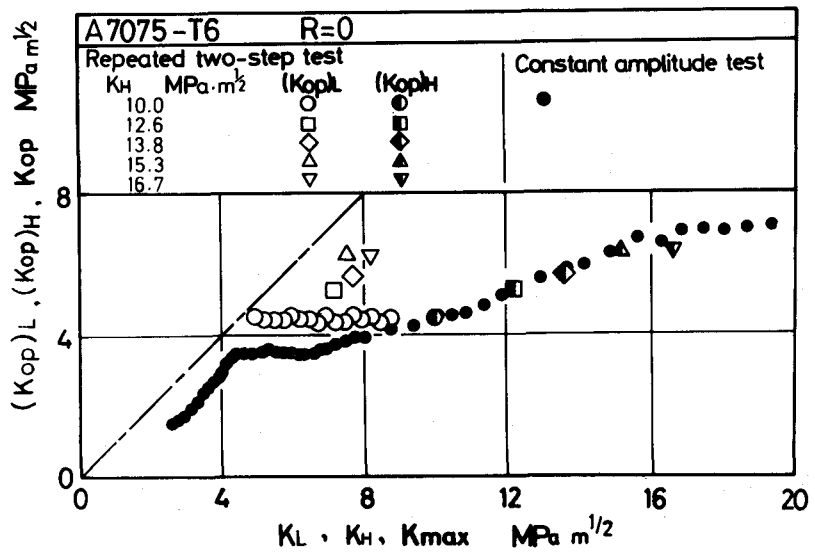


図4-15　２段繰返し変動荷重下のき裂開口点

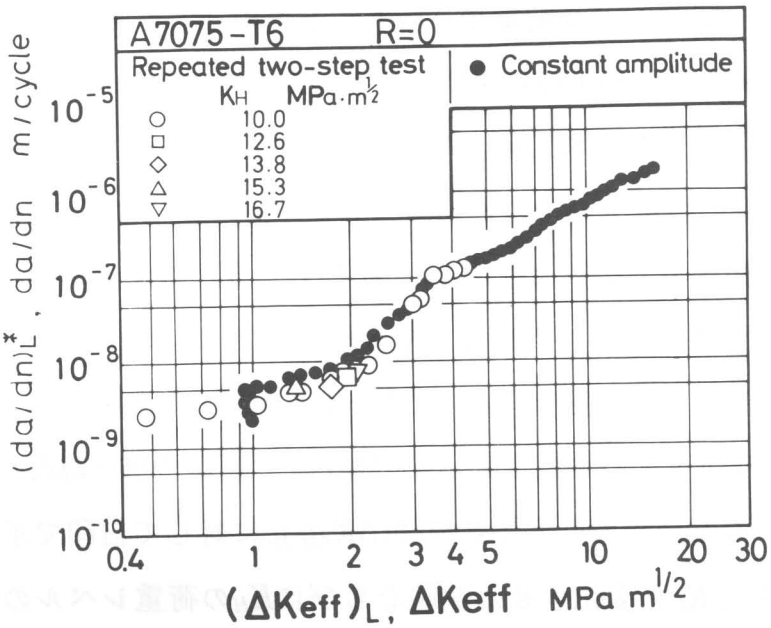
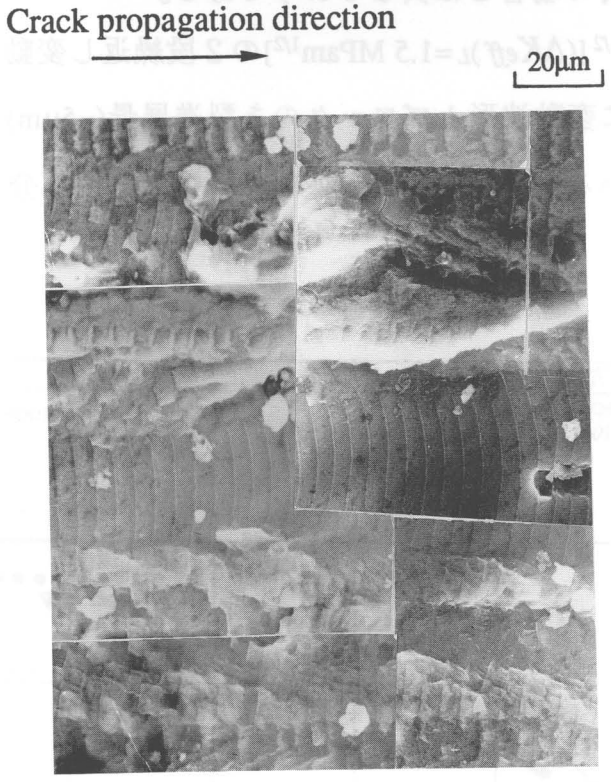


図4-16　2段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展速度



K_L = 6.0 MPam$^{1/2}$　$(\Delta K_{eff})_L$ = 1.5 MPam$^{1/2}$
$(da/dn)_L^*$ = 5.0x10^{-9} m/cycle

図4-17　2段繰返し変動荷重下の疲労破面様相

っている。前出の一定振幅荷重下の破面様相の図4-5と比較すると、しま模様を除けば、低レベルの$(\Delta K_{eff})_L$=1.5 MPam$^{1/2}$にほぼ近いΔK_{eff}を持つ一定振幅荷重下の図4-5(b)の破面様相に類似しており、ZK141-T7材のように変動荷重下でより高進展速度領域の破面様相への移行は認められないようである。

以上のようにA7075-T6材の場合には、前述したZK141-T7材とは異なり、荷重変動はき裂開閉口挙動のみに影響を与え、低レベル荷重下のΔK_{eff}に対するき裂進展機構や進展抵抗には変化を生じさせないようである。したがって$da/dn-\Delta K_{eff}$関係は変動荷重下においても特に変化することはなく、変動荷重下のき裂進展速度は一定振幅荷重下の折れ曲がりを有する$da/dn-\Delta K_{eff}$関係をそのまま用いたΔK_{eff}に関する線形加算則によりよく評価できる。

4.4.2.2　定常ランダム変動荷重試験

試験は、前出の図4-11に示した疑似ランダム荷重波形を用いて、ランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアの応力比$R(\Delta rpK)_{max}$=0.0についてのみ行った。

荷重－引算変位ヒステリシスの計測例は省略するが、本材料においてもき裂開口点はランダム荷重波形１ブロックを通じてほぼ一定であった。図4-18に実測したき裂開口点K_{op}を$(K)_{max}$に対して白印で示すが、ランダム荷重下の開口点はランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta rpK)_{max}$とその応力比と等しいΔK、Rを持つ一定振幅荷重下のK_{op}にほぼ一致している。

図4-19に定常ランダム荷重下の平均き裂進展速度をき裂進展速度比λ_{Keff}で整理し白

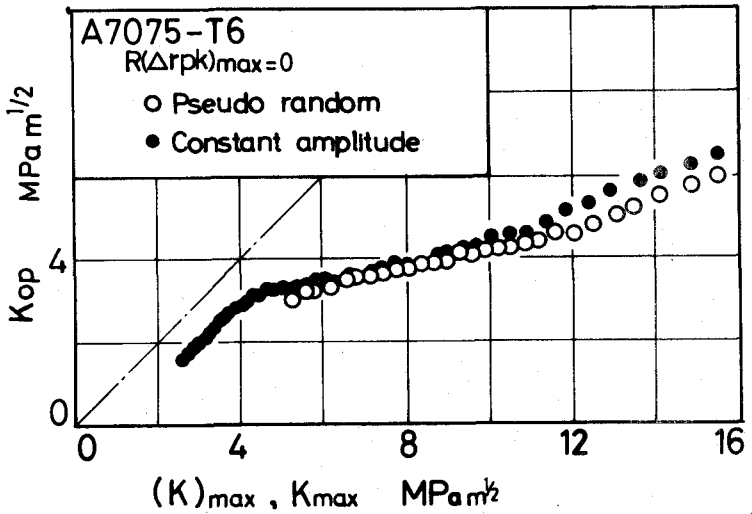


図4-18　ランダム荷重下のき裂開口点

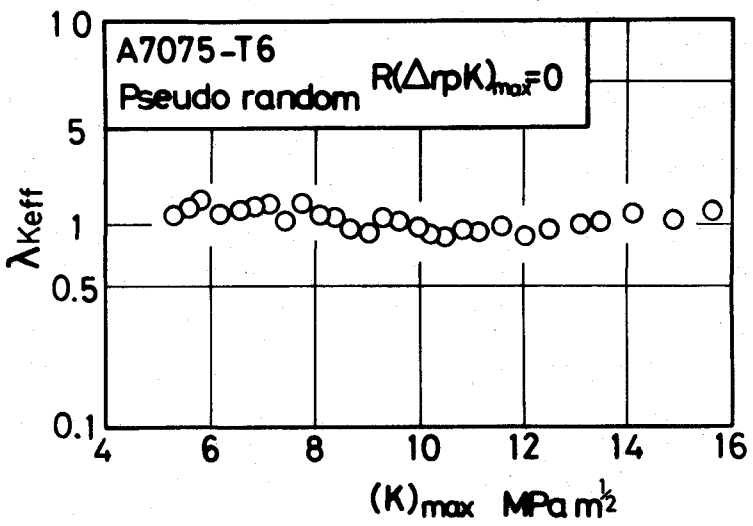


図4-19　ランダム荷重下のき裂進展速度比

印で示す。λ_{Keff}は試験範囲全体でほぼ1の値をとり、本材料の場合にはランダム荷重下の疲労き裂進展速度の評価に際しても、一定振幅試験で得られる折れ曲がりを有するき裂進展速度曲線を下限界条件以下へのみ延長して用いればよいことがわかる。

4.4.3　両材料の比較

ZK141-T7、A7075-T6両材料ともに一定振幅荷重下においていわゆる第Ⅱ領域の中で$da/dn-\Delta K_{eff}$関係に二つの明確な折れ曲がりが生じ巨視的には同じき裂進展挙動を示す。ただし両材料を比較すると試験した範囲内ではZK141-T7材がA7075-T6材より同一のΔK_{eff}に対し遅いき裂進展速度を示し高い進展抵抗を持つ。しかしながら変動荷重下においては両材料は異なる疲労き裂進展挙動を示す。すなわち細粒結晶組織になっているZK141-T7材の場合には、その破面観察等からわかるように例えば結晶粒径の数倍に達する有効繰返し塑性域を生じさせるような高レベル荷重が小頻度でも加わると、低レベル荷重と同じ大きさのΔKの一定振幅試験では起こりにくい粒界割れ等のより高進展速度側のき裂進展機構が変動荷重下では引き起こされるか、あるいは助長される。そのため変動荷重下では同じΔK_{eff}に対しても一定振幅試験の場合と比べき裂進展速度が高くなる。その結果として一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係にみられる二つの折れ曲がりが消失し、変動荷重下での$da/dn-\Delta K_{eff}$関係は一定振幅荷重下の高進展速度領域での関係を下方に延長したほぼ一つの直線になる。それに対し変動荷重の高レベル荷重に対する有効繰返し塑性域寸法が高々副結晶粒程度で、通常のき裂進展速度

領域では結晶粒組織がき裂進展挙動にさほど影響を及ぼさないと思われるA7075-T6材では、変動荷重下においてもZK141-T7材の場合にみられるような高レベル荷重負荷による低レベル荷重下でのき裂進展機構の変化はみられず、$da/dn-\Delta K_{eff}$関係は一定振幅荷重の場合と全く変わらない。このようにき裂進展特性への荷重変動の影響は材料によって異なることがわかる。

図4-9に白印で示したZK141-T7材の変動荷重下のき裂進展速度曲線と図4-4のA7075-T6材の一定振幅荷重下の進展速度曲線を比較すると、特に低進展速度領域で両者はほぼ一致する。このことは一定振幅荷重下でみられるZK141-T7材の良好な進展抵抗が変動荷重下では必ずしも期待できないことを意味しており注意を要する。

4.5 結 言

アルミニウム合金ZK141-T7、A7075-T6の2種の材料について、一定振幅荷重下の疲労き裂進展特性を調べるとともに、$\mathrm{II_A}$から$\mathrm{II_B}$速度領域にまたがる2段繰返し変動荷重および定常ランダム変動荷重試験を行い、荷重変動によるき裂進展特性への影響を明らかにした。得られた主な結果をまとめると次の通りである。

(1)両材料においても既に城野らが報告している[7]A5083-O材と同様に一定振幅荷重下の疲労き裂進展速度曲線の第II領域においてき裂進展機構や開閉口挙動およびそれに伴うき裂進展抵抗がき裂進展速度の大きさによって変化し、$da/dn-\Delta K_{eff}$関係が両対数紙上で二つの明確な折れ曲がりを生じることを確認した。

(2)ZK141-T7材の場合、高き裂進展速度領域に対応する高い荷重を含む変動荷重下では、低レベル荷重におけるき裂進展機構が荷重変動の影響を受けて、より高進展速度側のき裂進展機構に遷移し、またそれに対応してき裂進展抵抗も変化する。そのため変動荷重下では一定振幅荷重下でみられる$da/dn-\Delta K_{eff}$関係の折れ曲がりが消失し、$da/dn-\Delta K_{eff}$関係は一定振幅荷重下での高進展速度領域の関係を低ΔK_{eff}領域へ延長した直線にほぼ一致する。

(3)A7075-T6材の場合には、荷重変動は低レベル荷重下のき裂開閉口挙動にのみ影響を与え、き裂進展機構あるいは進展抵抗の変化を引き起こすことはないので、変動荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係は第II領域において一定振幅荷重下の関係によく一致する。

(4)疑似ランダムを含む定常変動荷重下のき裂開口点は、両材料とも変動荷重1ブロッ

クを通じてほぼ一定であり、その値は変動荷重に含まれる最大のKのレンジペアとその応力比と同じ大きさのΔK、Rを持つ一定振幅荷重下のき裂開口点に等しい。

(5)定常ランダム荷重下の疲労き裂進展量は実測された有効応力拡大係数のレンジペア$\Delta rpKeff$によりZK141-T7材に対しては上記(2)で述べた変動荷重下の修正き裂進展速度曲線を、またA7075-T6材に対しては一定振幅荷重下の進展速度曲線を下限界条件以下まで延長したき裂進展速度曲線を用いれば、線形加算則によりほぼ見積ることができる。

(6)以上のように変動荷重下の疲労き裂進展挙動は材料により異なり、例えばZK141-T7材のように一定振幅荷重下では良好なき裂進展抵抗を有する材料でも、変動荷重下では必ずしもその特性が期待できなくなるので、一般の変動荷重下の疲労き裂進展速度を推定するには、一定ならびに簡単な変動荷重試験を行い、変動荷重下でのき裂進展特性を確認する必要がある。

参考文献

1) W. Elber, ASTM STP 486, 280 (1971).
2) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，日本機械学会論文集，49, 278 (1983).
3) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，三上省二，日本機械学会論文集，48, 1496 (1982).
4) M. Kikukawa, M. Jono and Y. Kondo, Proc. 4th ICF, 2, 1109 (1977).
5) 北川英夫，材料，26, 482 (1977).
6) 小林英男，日本機械学会誌，80, 492 (1977).
7) 城野政弘，宋　智浩，三上省二，大垣雅由，材料，33, 468 (1984).
8) 城野政弘，宋　智浩，岡部雅彦，上杉暢彦，大垣雅由，材料，33, 560 (1984).
9) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，山木隆生，山田和久，材料，29, 155 (1980).
10) 馬場義雄，宇野照生，吉田英夫，住友軽金属技報，21, 123 (1980).

第５章　変動荷重下の疲労き裂進展挙動に及ぼす残留応力の影響

5.1　緒　言

機械・構造物はその製造過程において、程度の差はあれ残留応力の発生は避けがたく、この残留応力が疲労き裂進展挙動に多大な影響を与えることは良く知られている。このため残留応力場における疲労き裂進展挙動を明らかにすることを目的として多くの研究がなされてきている[1)-8)]。残留応力の影響の定量的評価法としては、残留応力による応力拡大係数を解析し、重ね合わせの原理を用いて実質的な応力比の変化による取扱いが有効であることが報告されている[1)-4)]。また残留応力の影響を直接受けると考えられるき裂開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}を用いれば、残留応力の効果を説明できることも明らかにされている[5)-7)]。さらに大路らは負荷応力拡大係数範囲ΔKと残留応力の効果を考慮したき裂先端の実効応力比R'とを用いて、き裂開口比Uを予測することによって残留応力場におけるき裂進展寿命を推定する方法を提案し、その有効性を確認している[8)]。このように、残留応力場における一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動はある程度明らかにされており、また、有効なき裂進展寿命評価法も得られているようである。しかしながら、実機に作用する荷重は必ずしも一定振幅荷重ではなく変動荷重となる場合が多く、実働荷重状態における疲労き裂進展寿命の推定法を確立するためには、残留応力場における変動荷重下の疲労き裂進展挙動を明らかにする必要があると考えられる。

そこで、本章では初期残留応力を持つ試験片を用いて、き裂進展下限界近傍から中間進展速度領域に至る広い範囲で、一定振幅荷重、２段繰返しおよび定常ランダム変動荷重試験を行い、変動荷重下の疲労き裂進展挙動に及ぼす残留応力の影響を調べるとともに、無残留応力状態における変動荷重下の疲労き裂進展速度推定法としてその有効性が広く認められているΔK_{eff}に基づく線形加算則の考え方[9)-11)]の残留応力場への拡張を検討する。

5.2　供試材料、試験片形状および試験方法

供試材料は溶接構造用圧延鋼SM50Aであり、その化学成分および機械的性質を表5-1、5-2に示す。試験には板幅W=50、100mmの２種類の大きさの中央き裂引張試験片(CCT)を用いた。図5-1にその形状、寸法を示す。残留応力の導入は本田らによる水冷却法[1)]を用いて行った。すなわち図5-2に示すように治具で中央部のノッチ加工前の平板試験片を均等に締付け、A_1変態点以下の温度に一定時間保持した後、水で急冷することによって中央部引張り、両側圧縮の熱応力型軸方向残留応力を持つ試験片を作成した。ここでは保持時間を2時間とし、保持温度としては、W=50mmの試験片では400℃および500℃、W=100mm の試験片では350℃、400℃および500℃とし、大きさの異なる残留応力をそれぞれ発生させた。以下これらを保持温度により350℃、400℃、500℃水冷却材と呼ぶ。

残留応力の測定には、北川らが開発した磁化法による応力検出器[12)]を用いた。この計器の原理は、逆磁わい効果を利用したものであり、測定される応力値は、平面応力状態では主応力の差である。本研究で用いたような一軸方向熱残留応力の場合には、第二主応力は小さく、測定値はほぼそのまま試験片長手方向の残留応力を表していると考えられる。W=50mmの試験片の板幅方向9点で測定した初期残留応力分布を図5-3に、W=100mmの試験片の板幅方向19点で測定した初期残留応力分布を図5-4に示す。横軸は試験片中央からの距離x、縦軸は残留応力σ_rで、図中の曲線は最小二乗法による４次回帰曲線を示したものである。

試験は、電気油圧サーボ疲労試験機により完全両振り(応力比R=-1)、繰返し速度20～1Hzの範囲で荷重制御下で行った。本研究ではき裂進展下限界条件ΔK_{th}から 5×10^{-7} m/cycleの広範囲の疲労き裂進展挙動を対象としたが、試験は疲労試験機等の関係から、

表5-1　供試材料の化学成分(%)

Material	C	Mn	Si	P	S	Al
SM50A	0.14	1.24	0.37	0.016	0.008	0.037

表5-2　供試材料の機械的性質

Material	Yield stress σ_y (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation δ (%)
SM50A	352	508	27.0

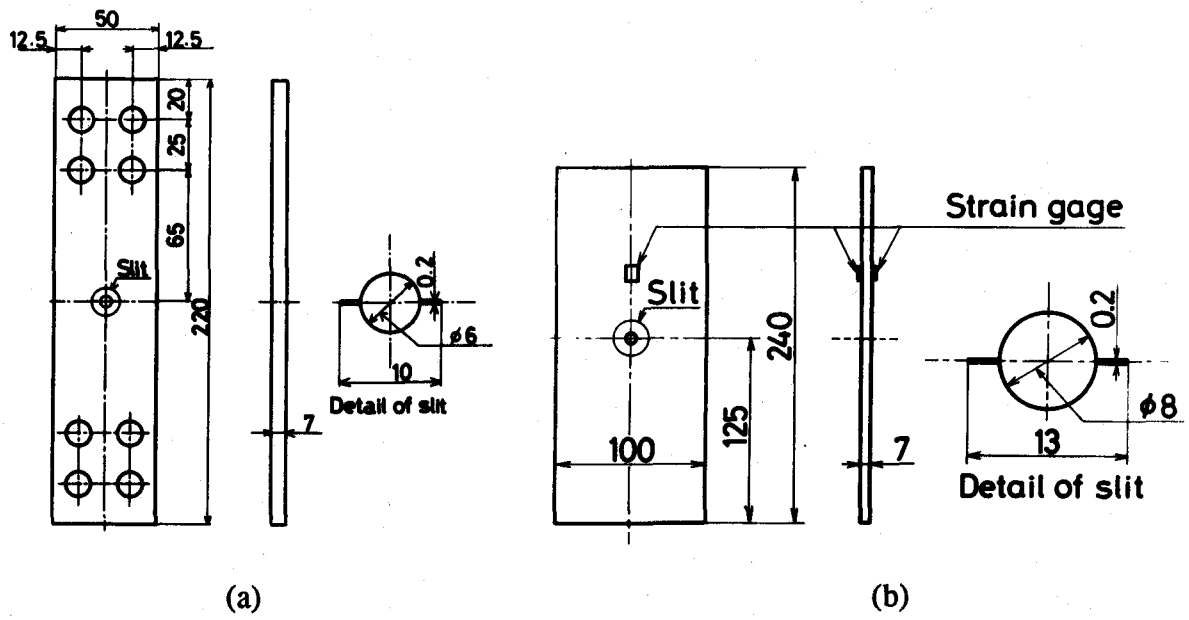


図5-1　試験片形状、寸法

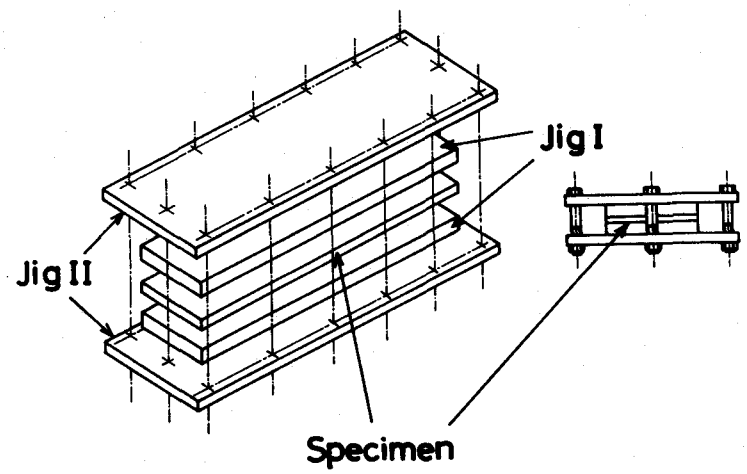


図5-2　残留応力発生治具

ΔK_{th}から10^{-8}m/cycleの範囲は板幅W=50mmの試験片を用いて、それ以上の領域は板幅W=100mmの試験片を用いて行った。

本研究では、残留応力場における変動荷重下の有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}を推定する際、大路らが提案している一定振幅荷重下でのΔK_{eff}予測法[8)]を修正して用いた。以下大路らの方法を簡単に説明する。

(a)き裂進展に伴い残留応力により誘起される応力拡大係数K_rを、き裂面の位置に存在した初期残留応力と等価逆符号の分布力がき裂面に作用した場合のK値として

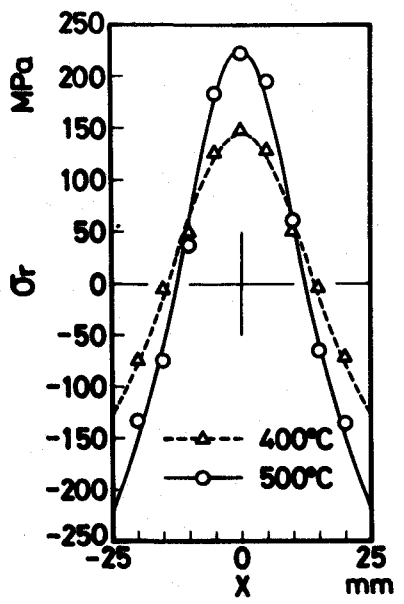


図5-3 初期残留応力分布(W=50mm)

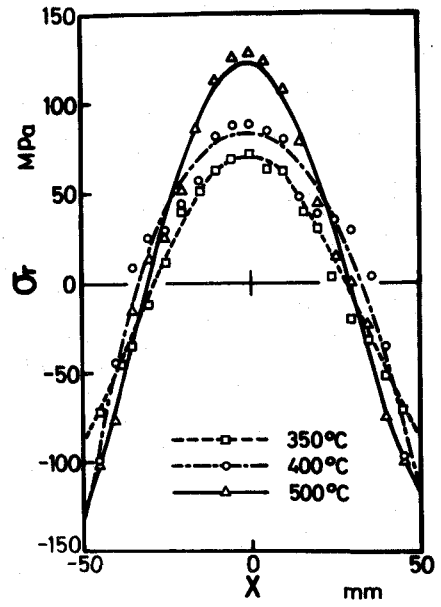


図5-4 初期残留応力分布(W=100mm)

算出する。その応力拡大係数計算モデルを図5-5に示す。ここでは中央き裂を持つ有限幅板のき裂の両面に集中荷重を受ける場合のTadaら[13]のK値計算式を用いて、これらの式における集中荷重をき裂面の微小部分に作用する分布荷重に置き換え、き裂面に沿って積分することによって得られる次式を用いた。

$$Kr=(1/W)^{1/2}\int_{-a}^{a}\sigma(x)F(a/W,x/a)dx \qquad (5\text{-}1)$$

$$F(a/W,x/a)=[1+0.297\{1-(x/W)^2\}\{1-\cos(\pi a/W)\}]xF'(a/W,x/a)$$

$$F'(a/W,x/a)=[1+\sin(\pi x/W)/\sin(\pi a/W)]\times\left[\frac{\tan(\pi a/W)}{\{1-\cos^2(\pi a/W)/\cos^2(\pi x/W)\}}\right]^{1/2}$$

ここでaはき裂半長、Wは試験片板幅であり、$\sigma(x)$はき裂面に作用する分布力すなわち初期残留応力分布である。

(b)外部負荷応力拡大係数にKrを重ね合わせ、き裂先端での実効応力比R'を次式によって求める。

$$R'=\frac{Kmin+Kr}{Kmax+Kr} \qquad (5\text{-}2)$$

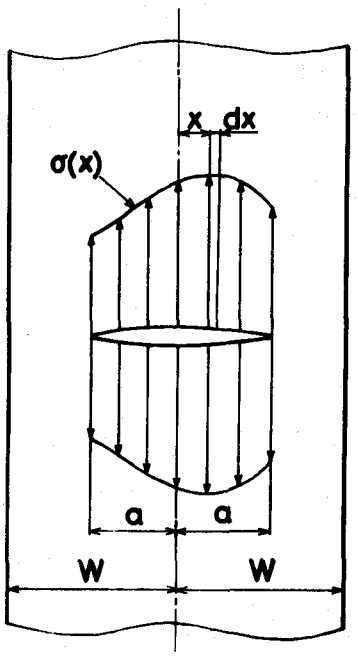


図5-5　残留応力による応力拡大係数の計算モデル

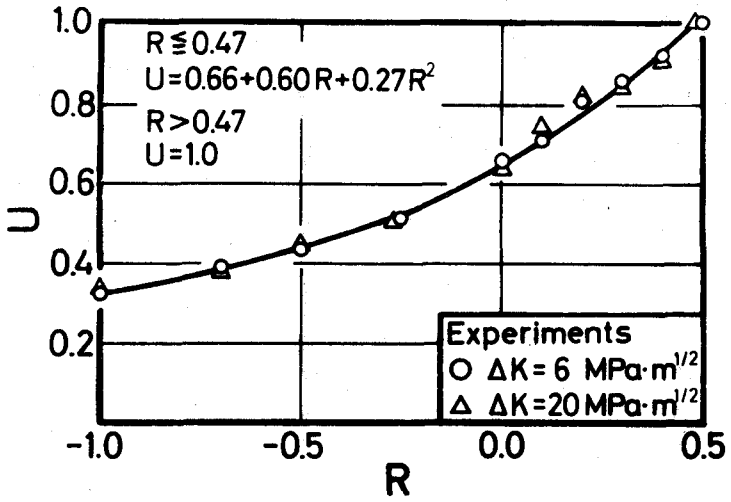


図5-6　無残留応力状態における一定振幅荷重下の$R-U$関係

ここでK_{min}およびK_{max}はそれぞれ外部から負荷される最小および最大応力拡大係数である。このR'を用いて、あらかじめ求めた無残留応力状態での一定振幅荷重下の応力比Rとき裂開口比Uとの関係により、残留応力状態に対するUを求めてΔK_{eff}を推定する。一般に、$R-U$関係はΔKおよびK_{max}に依存して変化することが認められており[14]、広範囲のK値領域にこのU推定法を適用するためには、K値依存性を考慮した$R-U$関係を求める必要があると考えられる。図5-6はΔKを6 MPam$^{1/2}$(丸印)と20 MPam$^{1/2}$(三角印)に固定して応力比を種々変化させた場合の

無残留応力状態下の$R-U$関係を示したものであるが、この程度のK値レベルの範囲では$R-U$関係にK値依存性は認められない。したがって本研究においては、限られたK値領域に適用するものとして図5-6に示したΔKに依存しない一つの$R-U$関係を用いることにする。

5.3　一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動

試験は前段階荷重の影響が入らないようにK漸増率$(dK/da)/K$=0.15mm^{-1}のK漸増法により行った。

図5-7、5-8、5-9に500℃、400℃および350℃水冷却材の一定振幅荷重下のき裂進展速度da/dnを応力拡大係数範囲ΔKで整理した結果をそれぞれ示す。各図において丸印は板幅W=100mmの試験片による結果を、四角印はW=50mmの結果を示している。また図には参考のため無残留応力材の試験結果を三角印であわせて示している。図中下向き矢印はそれ以下のき裂進展速度であることを示す。

残留応力場における下限界応力拡大係数範囲ΔK_{th}は、水冷却温度によらずほぼ等しく、約3.2 MPam$^{1/2}$であり、無残留応力材の場合の8.5 MPam$^{1/2}$に比べて5 MPam$^{1/2}$程度低

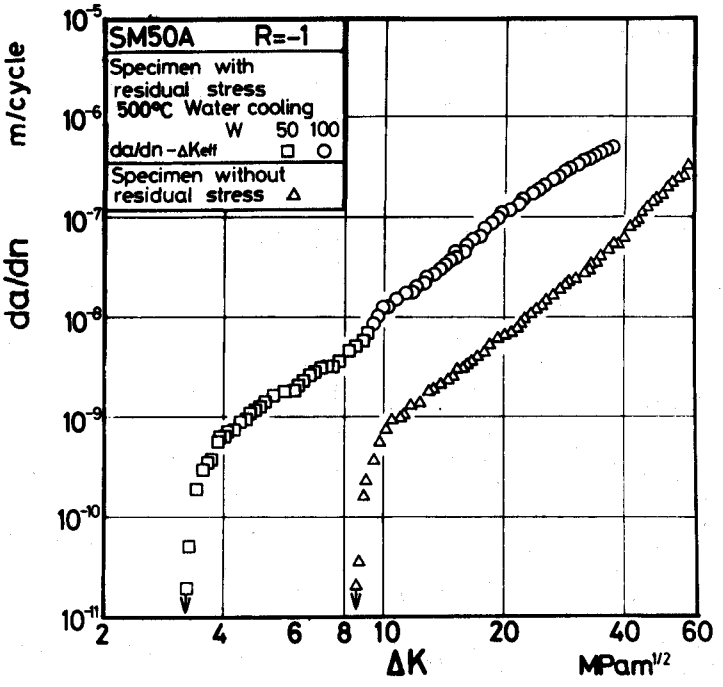


図5-7　500℃水冷却材の$da/dn-\Delta K$関係

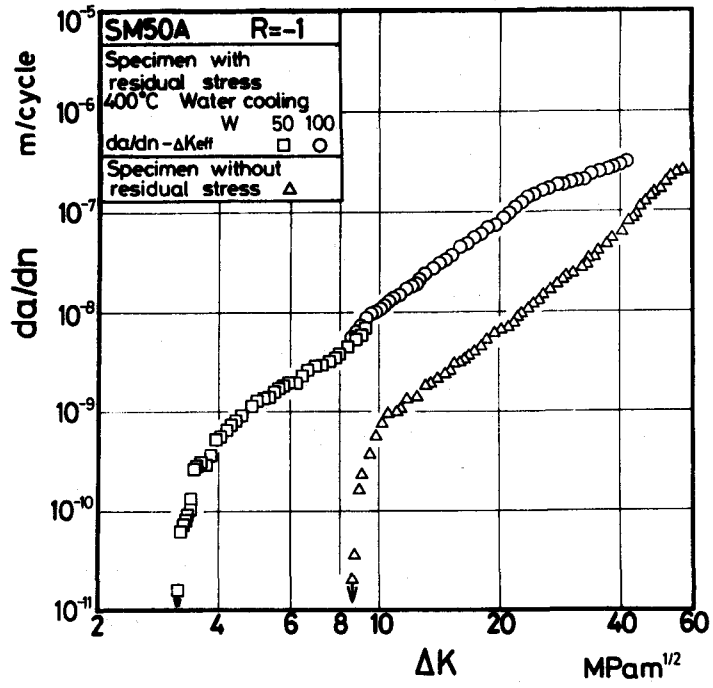


図5-8　400℃水冷却材の$da/dn-\Delta K$関係

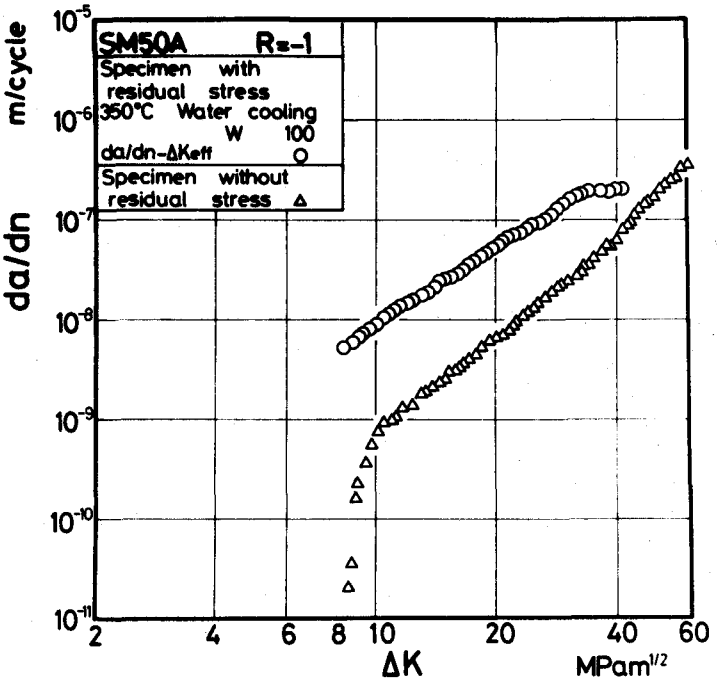


図5-9　350℃水冷却材の$da/dn-\Delta K$関係

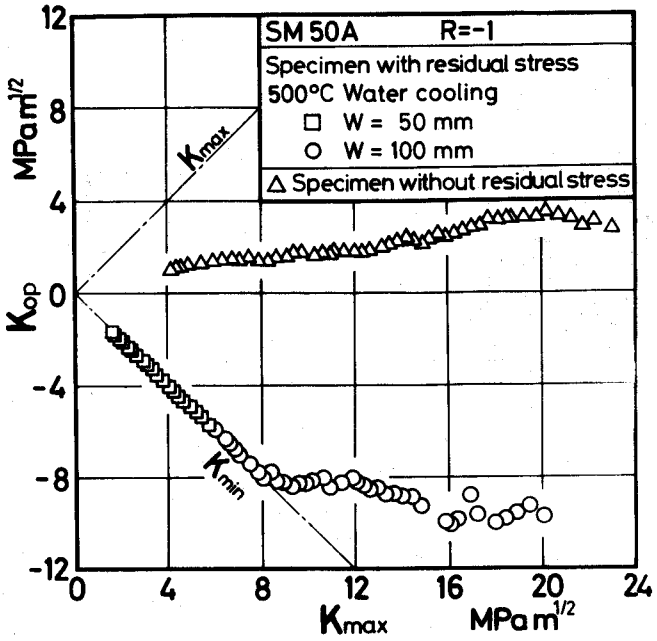


図5-10　500℃水冷却材のき裂開口点

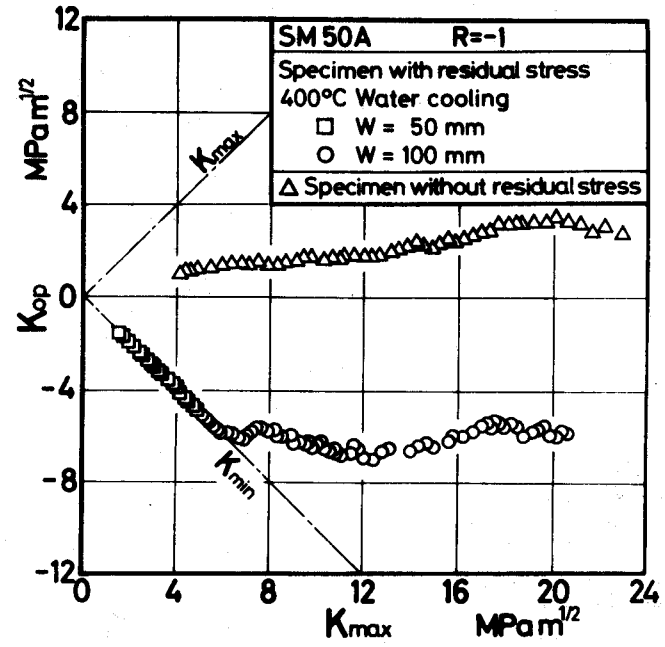


図5-11　400℃水冷却材のき裂開口点

下している。また中間進展速度領域においては、$da/dn-\Delta K$関係は、いずれの試験片においても無残留応力試験片の関係に比べ高進展速度側に位置し、引張残留応力の影響によるき裂進展速度のΔKに関する加速現象が認められる。その進展速度の加速の度合は、全進展速度領域にわたって、水冷却を行う際の保持温度が高いほど、すなわち残留応力が大きいほど大きくなっている。このように残留応力場においては、ΔK_{th}の低下とき裂進展速度のΔKに関する加速現象が生じ、疲労き裂進展挙動に対する引張残留応力の効果を無視した場合の危険性が大きいことがわかる。

500℃水冷却材および400℃水冷却材の試験において実測されたき裂開口点K_{op}を最大応力拡大係数K_{max}で整理し図5-10、5-11にそれぞれ示す。き裂が全荷重範囲で開口し、荷重－引算変位ヒステリシス上に開口点が認められなかった場合は、図中のK_{min}の線上にデータをプロットした。両水冷却材とも低いK_{max}領域ではき裂は全荷重範囲で開口しており、き裂閉口現象が認められ始めるのは400℃水冷却材の場合にはK_{max}= 4 MPam$^{1/2}$、500℃水冷却材では6 MPam$^{1/2}$である。またそのK_{op}の値は、全試験範囲で正の値を取る無残留応力材の場合(図中丸印)と比べ非常に低くなり、見掛け上圧縮荷重においてもき裂が開口し、引張残留応力の影響が認められる。開口点の低下の程度は水冷却を行う際の保持温度が高いほど、すなわち初期残留応力が大きいほど大きい。

実測したK_{op}から算出されるき裂開口比Uと残留応力によって誘起される応力拡大係数K_rを考慮した実効応力比R'との関係を図5-12に示す。図中の実線は前出の図5-6に示した無残留応力試験の$R-U$関係である。いずれの水冷却材とも、その$R'-U$関係は無残留応力状態下の$R-U$関係によく一致しており、実効応力比R'によるき裂開口比の推定法の有効性が認められる。一般に$R-U$関係はΔKおよびK_{max}に依存して変化することが認められており[14]、広範囲のK値領域にこのU推定法を適用するためにはK値依存性を含めた$R-U$関係を求める必要があると考えられる。しかしながら、本研究においては、そのような影響が特に顕著に現われると思われる低ΔK領域では、引張残留応力の影響により実効応力比R'が比較的高い値となり、Uは常に1となるため、き裂進展下限界条件を含めた広範囲のΔK領域に対する$R-U$関係が、高ΔK領域で得られた$R-U$関係に一致し、ΔK、K_{max}依存性を考慮する必要がなかったものと考えられる。

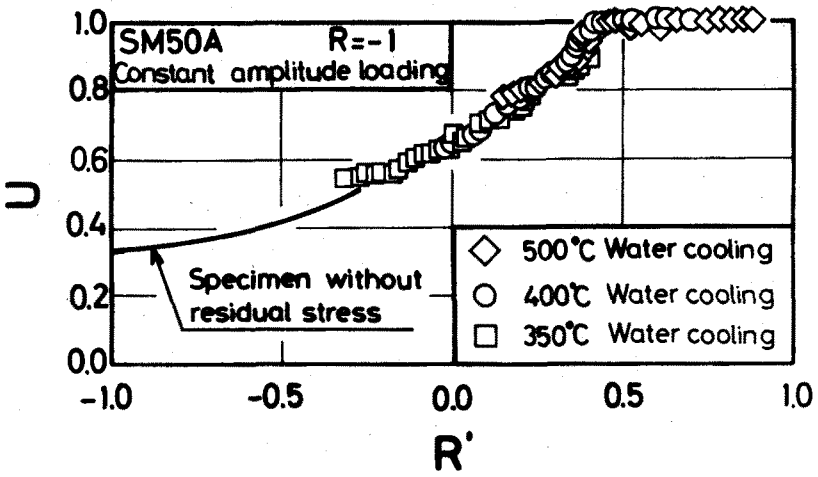


図5-12　実効応力比$R'-U$関係

図5-13、5-14、5-15は実測した開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}でき裂進展速度を整理した結果を示したものである。また図にはあわせて、上述した大路らの方法によって推定した$(\Delta K_{eff})_{est}$による整理結果を黒印で示している。いずれの水冷却材においてもΔK_{eff}による整理では、実測値および推定値ともに中間進展速度

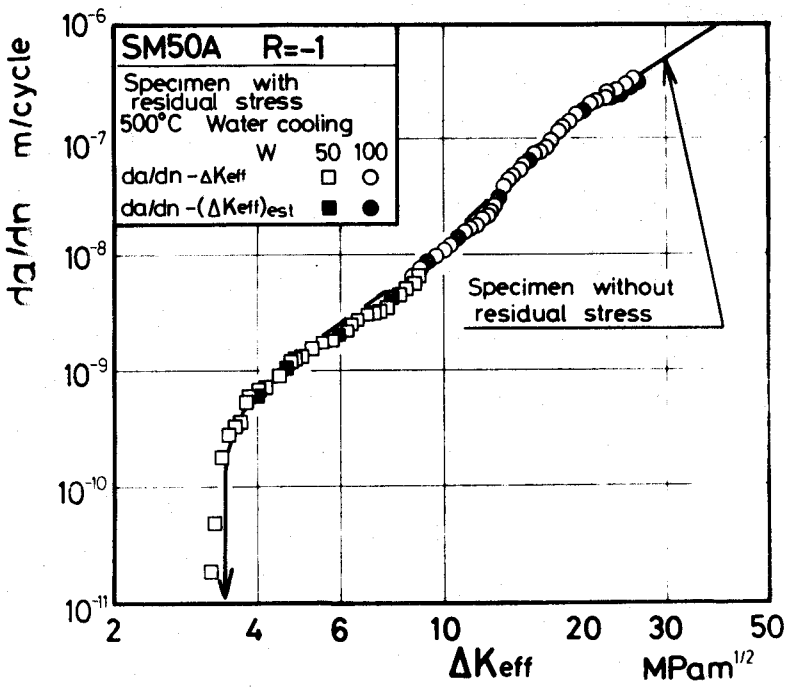


図5-13　500℃水冷却材の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係

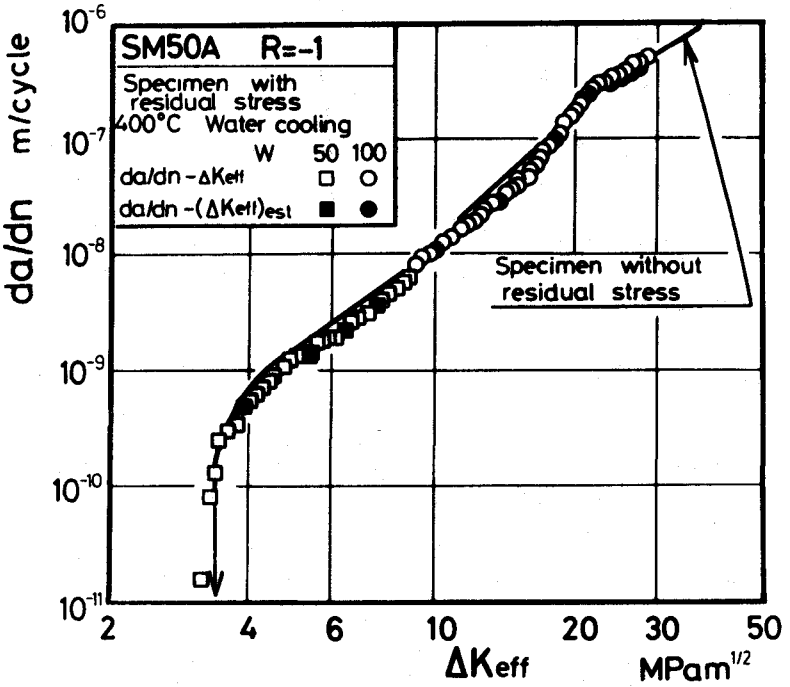


図5-14　400℃水冷却材の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係

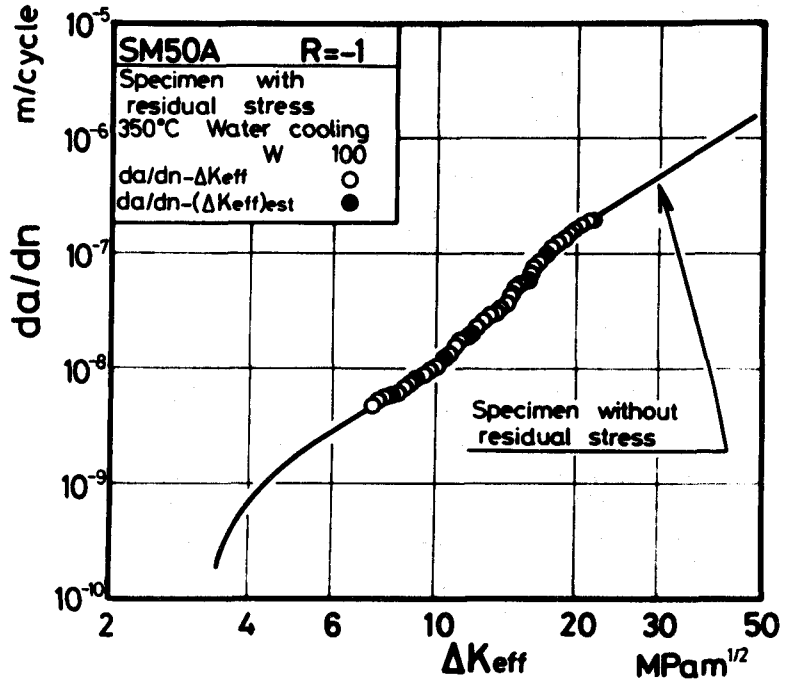


図5-15　350℃水冷却材の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係

領域からき裂進展下限界条件$(\Delta K_{eff})_{th}$付近までの広い領域で無残留応力状態での$da/dn-\Delta K_{eff}$関係によく一致している。以上のことから、残留応力場においても、有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}が疲労き裂進展速度の支配力学パラメータであることが認められた。また大路ら[8]によって提案されているΔK_{eff}推定法の有効性も確認された。

5.4　2段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展挙動

5.4.1　中間進展速度領域における変動荷重下の疲労き裂進展挙動

試験は図5-16に示すような、負荷応力比R=-1の2段繰返し変動荷重波形により、頻度比、高、低レベルK値を種々変化させて行った。高、低両レベルK値とも、中間進展速度領域(5×10^{-9}～5×10^{-7} m/cycle)に設定しており、その試験条件を表5-3の左側に示す。

図5-17(a)に、350℃水冷却材を用いたき裂進展試験のΔK_H= 34.5 MPam$^{1/2}$、ΔK_L= 17.3 MPam$^{1/2}$の条件での2段繰返し変動荷重下の荷重－引算変位ヒステリシスの自動計測例を示す。図中短い横棒で示すき裂開口点は高、低両レベル荷重で一致し、変動波形1ブロックを通じてほぼ一定となっている。またヒステリシスの計測例は省略するが、高、低両レベル荷重下でき裂閉口現象がみられた他の試験条件においても、き裂開口点は同様に1ブロックを通じてほぼ一定であった。図5-17(b)に比較的残留応力が大き

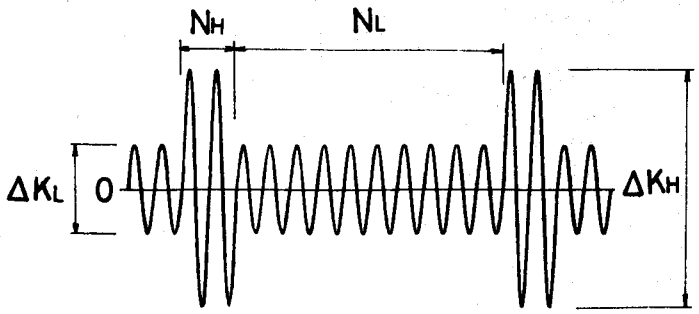


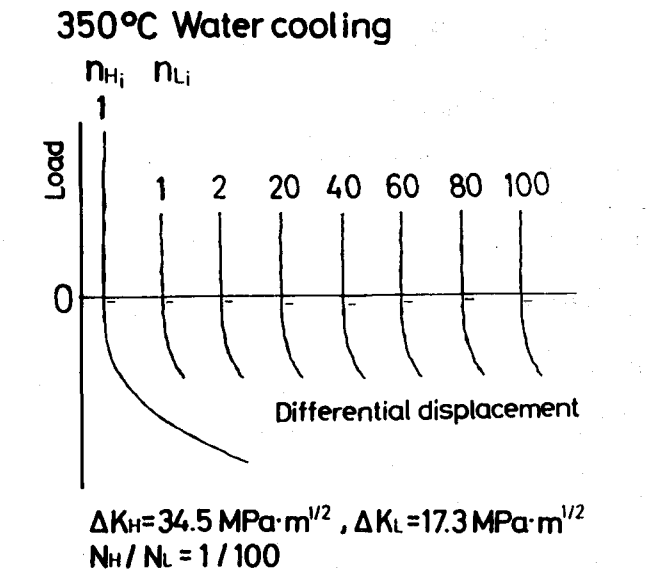
図5-16　2段繰返し変動荷重波形

表5-3　2段繰返し変動荷重試験条件および結果

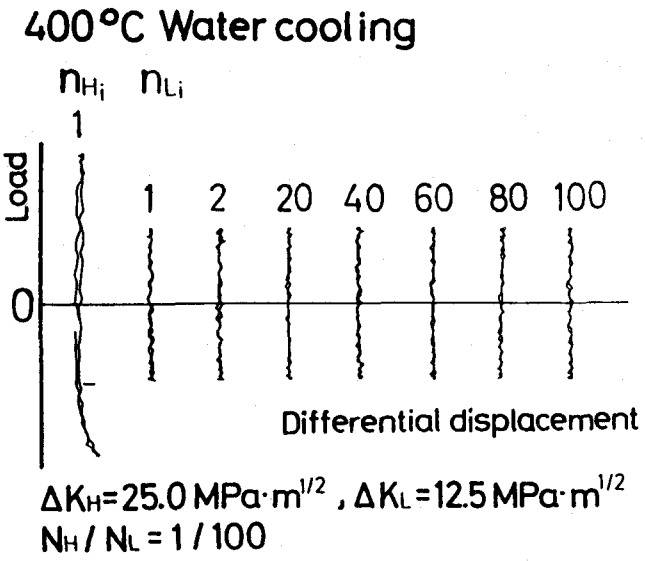
	N_H/N_L	ΔK_H MPam$^{1/2}$	ΔK_L MPam$^{1/2}$	$\lambda_{K,R}$	$\lambda_{K,R'}$	λ_{Keff}	$\lambda_{Keff,est}$
350℃ Water cooling	1/100	13.8	6.9	7.8	0.89	0.89	0.89
	1/100	21.2	10.6	7.6	0.80	0.87	0.87
	1/100	34.5	17.3	7.8	0.40	0.87	0.87
	1/500	34.5	17.3	8.0	0.42	0.90	0.85
	1/1000	34.5	17.3	8.2	0.47	1.00	0.94
400℃ Water cooling	1/100	15.2	7.6	9.8	1.00	1.00	0.99
	1/100	25.0	12.5	10.6	0.94	0.94	0.96
	1/100	41.5	20.8	6.6	0.54	0.87	0.91
	1/500	41.5	20.8	6.6	0.48	0.85	0.85
	1/1000	41.5	20.8	6.6	0.50	0.88	0.89
500℃ Water cooling	1/100	15.9	7.9	11.0	1.00	1.00	1.00
	1/100	20.3	10.3	9.8	0.94	0.94	1.02
	1/100	29.6	14.8	9.7	0.85	0.85	0.85
	1/500	29.6	14.8	9.6	0.83	0.83	0.83
	1/1000	29.6	14.8	9.6	0.84	0.84	0.84

い400℃水冷却材のΔK_H=25.0MPam$^{1/2}$、ΔK_L=12.5 MPam$^{1/2}$の試験条件での荷重－引算変位ヒステリシスの例を示すが、き裂の閉口現象は高レベル荷重下でのみ認められ、低レベル荷重下では引張残留応力の影響を受けて、見かけ上圧縮荷重においても完全にき裂は開口している。

実測した2段繰返し変動荷重下のき裂開口点K_{op}から算出した高、低両レベル荷重下のき裂開口比U_H、U_Lを実効応力比R'_H、R'_Lに対してプロットした結果を図5-18に示す。白印で示す高レベル荷重下のき裂開口比は試験条件によらず実線で示す一定振幅試験の$R-U$関係によく一致している。このことは、変動荷重下においても高レベル荷重のき裂開口比U_Hは、その実効応力比R'_Hによって一義的に定まることを示している。言い換えれば、残留応力場においてはこの高レベル荷重の実効応力比R'_Hと負荷応



(a)



(b)

図5-17　2段繰返し変動荷重下の荷重－引算変位ヒステリシス

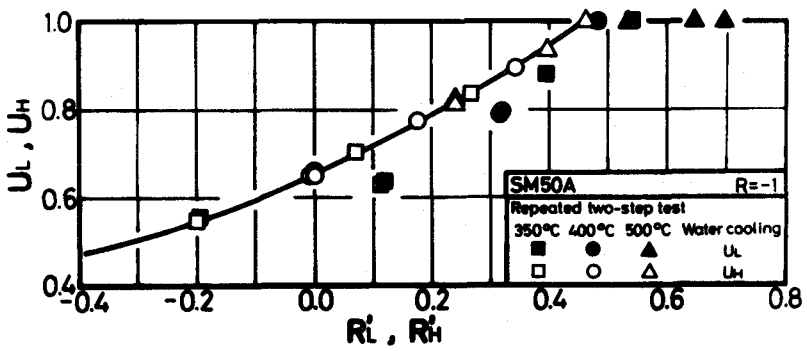


図5-18　2段繰返し変動荷重下の$R'-U$関係

力拡大係数範囲ΔK_Hによって変動荷重下のき裂開口点K_{op}は決定され、その値はΔK_H、R'_Hと等しい大きさのΔKと応力比Rをもつ一定振幅荷重下のK_{op}に一致すると結論することができる。また低レベル荷重下のき裂開口点K_{op}は前述したように高レベル荷重下のき裂開口点と一致するため、低レベル荷重の最小値が高レベル荷重のK_{op}より低い場合には、き裂閉口現象が認められるが、その時のき裂開口点は一定振幅荷重下のK_{op}より高くなる。したがって、黒印で示したように低レベル荷重下のき裂開口比は一定振幅荷重試験の$R-U$関係より小さい値となる。

図5-19に低レベル荷重下の疲労き裂進展速度$(da/dn)_L^*$を実測した有効応力拡大係数範囲$(\Delta K_{eff})_L$に対して白印で示す。$(da/dn)_L^*$はき裂進展量に関する線形加算則を仮定して一定振幅試験結果を用いて次式により算出した。

$$(da/dn)_L^* = \{(da/dn)_{HL} \times (N_H + N_L) - (da/dn)_H^* \times N_H\} / N_L \qquad (5-3)$$

ここで$(da/dn)_{HL}$は変動波形1ブロックに対する実測された平均き裂進展速度であり、$(da/dn)_H^*$は高レベル荷重の$(\Delta K_{eff})_H$に対する一定振幅荷重下のき裂進展速度である。なお図には参考のため高レベル荷重での予測進展速度$(da/dn)_H^*$をも黒印で示している。

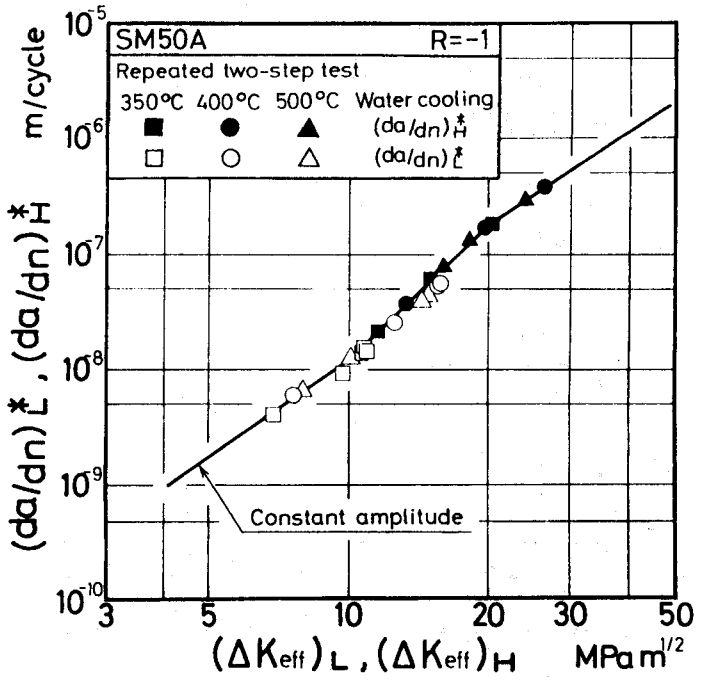


図5-19　2段繰返し変動荷重下の$(da/dn)_L^*-\Delta K_{eff}$関係

残留応力の大きさ、K値レベル、頻度比によらずいずれの試験条件においても変動荷重下のき裂進展速度は一定振幅試験結果とよく一致しており、残留応力場における変動荷重の場合にも、き裂進展速度はき裂開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}によって支配されることがわかる。

ここで推定法の定量的な比較のため、実際のき裂進展量Δaと各種の推定法で算出される予想き裂進展量Δa^*の比で定義されるき裂進展速度比λによって実験結果の整理を行う。疲労き裂進展寿命の推定法として、本章では以下に示す4通りの方法を考える。

(1)負荷応力拡大係数範囲ΔKと負荷応力比Rを用いて、一定振幅荷重試験で得られる疲労き裂進展速度da/dnとΔKの関係から、き裂進展量に関する線形加算則により変動荷重下の予想き裂進展量を見積る方法。これにより算出されるき裂進展速度比を$\lambda_{K,R}$とする。

(2)負荷応力拡大係数範囲ΔKと残留応力による影響を考慮した実効応力比R'を用いて、一定振幅荷重試験の疲労き裂進展速度da/dnとΔKの関係から、き裂進展量に関する線形加算則により変動荷重下の予想き裂進展量を見積る方法。これにより算出されるき裂進展速度比を$\lambda_{K,R'}$とする。

(3)実測した有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}を用いて、一定振幅荷重下のda/dnとΔK_{eff}の関係を下限界条件$(\Delta K_{eff})_{th}$以下まで延長した修正き裂進展速度曲線から、き裂進展量に関する線形加算則により変動荷重下の予想き裂進展量を見積る方法。これにより算出されるき裂進展速度比をλ_{Keff}とする。

(4)以下に示す評価法により推定した有効応力拡大係数範囲$(\Delta K_{eff})_{est}$を用いて、一定振幅荷重下のda/dnとΔK_{eff}の関係を下限界条件$(\Delta K_{eff})_{th}$以下まで延長した修正き裂進展速度曲線から、き裂進展量に関する線形加算則により変動荷重下の予想き裂進展量を見積る方法。これにより算出されるき裂進展速度比を$\lambda_{Keff,est}$とする。

(a)大路らによって提案されている方法により残留応力によって誘起される応力拡大係数Krを求め、高レベル荷重の実効応力比R'_Hを算出する。

(b)変動荷重下のKopは、前述したように高、低両レベル荷重下で等しく、その値はΔK_H、R'_Hと同じ大きさのΔK、Rをもつ一定振幅荷重試験結果と一致する。そこで上記のR'_Hを用いて一定振幅荷重下の$R-U$関係により高レベル荷重に対するき裂開口比U_Hを求め変動荷重下のKopを決定し、両レベル荷重下における有効応力拡大係数範囲$(\Delta K_{eff})_{est}$をそれぞれ推定する。

前述の試験に対する整理結果を表5-3右側4覧に示す。残留応力の影響を考慮しない場合のき裂進展速度比$\lambda_{K,R}$は、6.6～11.0の範囲の非常に高い値をとり、引張残留応力の効果を無視した場合の危険性が大きいことを示している。これに対して実効応力比R'を用いたき裂進展速度比$\lambda_{K,R'}$は、低レベル荷重においてき裂閉口現象が認められ、高レベル荷重負荷の影響により低レベル荷重に対するき裂開口比Uが同一ΔK_{eff}を持つ一定振幅試験結果に比べ低下した試験条件において、実際の開閉口挙動を考慮できないため0.4～1.0の範囲の若干安全側すぎる値となる。一方、き裂開閉口挙動を実測した場合のき裂進展速度比λ_{Keff}は0.83～1.0の範囲のほぼ1に近い値をとり、実際のき裂開閉口挙動を考慮したΔK_{eff}に基づく線形加算則の有効性が確認される。また、前述したように変動荷重下のK_{op}は高レベル荷重の実効応力比R'_HおよびΔK_Hによって一定振幅荷重試験結果から予測することができ、推定有効応力拡大係数範囲は実測値とよく一致し、この$(\Delta K_{eff})_{est}$を用いた$\lambda_{Keff,est}$も試験条件によらずほぼ1に近い値をとり、推定$(\Delta K_{eff})_{est}$に基づく線形加算則の有効性が確認される。

5.4.2　き裂進展下限界条件近傍における変動荷重下の疲労き裂進展挙動

試験は前出の図5-16に示した応力比R=-1の２段繰返し変動荷重波形により、頻度比、K値レベルを種々変化させて行った。高レベルK値ΔK_Hを無残留応力材の$(\Delta K_{eff})_{th}$以上の値に設定し、低レベルK値ΔK_Lを$(\Delta K_{eff})_{th}$下の領域を含む広い範囲に変化させた。本研究で行った試験条件は表5-4左側に示す通りであり、頻度比N_H/N_Lを1/100に固定してK値レベルを変化させる条件と、高、低K値レベルの比$\Delta K_L/\Delta K_H$をほぼ固定して頻度比を変化させた条件の２種に大別できる。

図5-20に500℃水冷却材を用いた頻度比N_H/N_L=1/100、ΔK_H= 10.2 MPam$^{1/2}$、ΔK_L= 5.1 MPam$^{1/2}$の試験条件での２段繰返し変動荷重下の荷重－引算変位ヒステリシスの自動計測例を示す。き裂は引張残留応力の影響を受けて、全荷重範囲で開口していることがわかる。ヒステリシスの例は省略するが、他の試験条件においてもΔK_Hが非常に高い条件を除いてき裂は同様に高、低両レベルでき裂は全荷重範囲で開口していた。

図5-21、5-22に低レベル荷重下のき裂進展速度$(da/dn)_L^*$を実測した$(\Delta K_{eff})_L$に対して示す。図5-21は高レベルK値ΔK_Hを各条件で固定し頻度比を1/10、1/30、1/100、1/300に変えた場合の結果で、図5-22は低レベルの繰返し数N_L=100に固定してK値レベル、N_Hを様々に変化させた場合の結果である。本実験においても、各レベルでのき裂進展

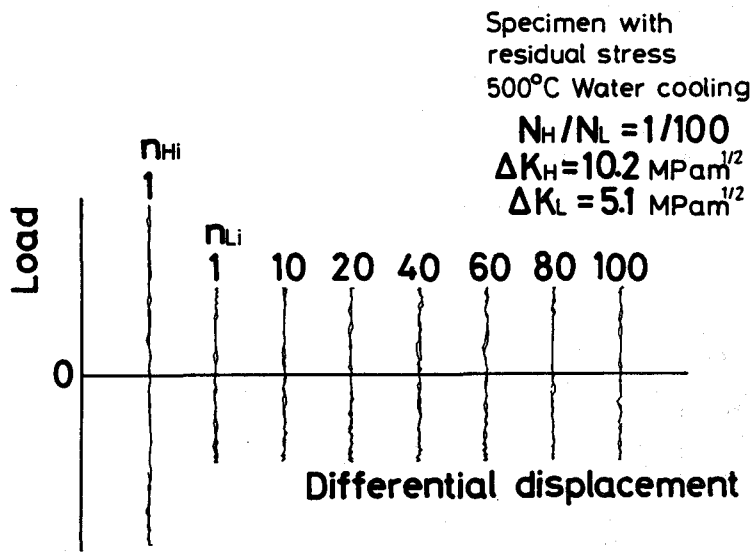


図5-20　2段繰返し変動荷重下の荷重ー引算変位ヒステリシス

表5-4　2段繰返し変動荷重試験条件および結果

N_H/N_L	ΔK_H MPam$^{1/2}$	ΔK_L MPam$^{1/2}$	$(\Delta K_{eff})_H$ MPam$^{1/2}$	$(\Delta K_{eff})_L$ MPam$^{1/2}$	$\lambda_{K,R}$	$\lambda_{K,R'}$	λ_{Keff}
	5.18	2.59	5.18	2.59	∞	6.12	0.43
	6.25	3.13	6.25	3.13	∞	13.19	0.86
1/100	7.76	3.88	7.76	3.88	∞	1.30	1.01
	8.93	4.46	8.93	4.46	573.09	1.06	1.02
	10.17	5.08	10.17	5.08	167.39	1.01	1.01
	8.15	2.66	7.96	2.66	∞	4.42	0.69
1/100	9.15	2.98	8.65	2.98	105.01	5.73	0.84
	11.89	3.85	11.26	3.85	63.96	1.49	1.09
	16.21	5.20	15.28	5.20	59.34	1.03	1.04
	11.39	2.22	10.75	2.22	13.56	1.56	0.64
1/100	11.74	2.99	10.70	2.99	32.00	4.00	0.95
	11.85	3.87	9.90	3.87	59.28	1.40	1.09
	13.33	4.72	10.95	4.72	70.54	1.04	1.04
	5.19	2.69	5.19	2.69	∞	1.81	0.68
	5.74	3.12	5.74	3.12	∞	2.36	0.86
10/100	7.61	4.04	7.61	4.04	∞	1.09	1.00
	9.72	5.11	9.72	5.11	23.80	0.96	0.96
	10.58	5.56	10.58	5.56	28.24	0.98	0.98
	6.93	2.11	4.98	2.11	∞	2.30	1.24
1/10	6.65	2.17	5.22	2.17	∞	2.17	1.16
	7.27	2.21	5.02	2.21	∞	2.53	1.26
	6.74	2.57	5.17	2.57	∞	2.63	1.08
	5.03	1.54	5.03	1.54	∞	1.25	0.50
	4.93	1.80	4.93	1.80	∞	1.93	0.58
1/30	5.32	2.23	5.32	2.23	∞	3.20	0.87
	5.23	2.90	5.23	2.90	∞	6.39	1.00
	5.26	3.67	5.26	3.67	∞	1.86	1.07
	5.14	2.08	5.14	2.08	∞	3.65	0.12
1/300	5.20	2.89	5.20	2.89	∞	26.16	0.45
	5.14	3.65	5.14	3.65	∞	1.27	0.69

量を分離して測定することができなかったため、$(da/dn)_L^*$は前出の(5−3)式を用いて算出した。なお図中の実線は一定振幅荷重下における$da/dn-\Delta K_{eff}$関係である。全ての試験条件において一定振幅荷重下の下限界有効応力拡大係数範囲$(\Delta K_{eff})_{th}$以下のΔK_{eff}においても、頻度比によってそのき裂進展速度に差がみられるもののき裂の進展が認

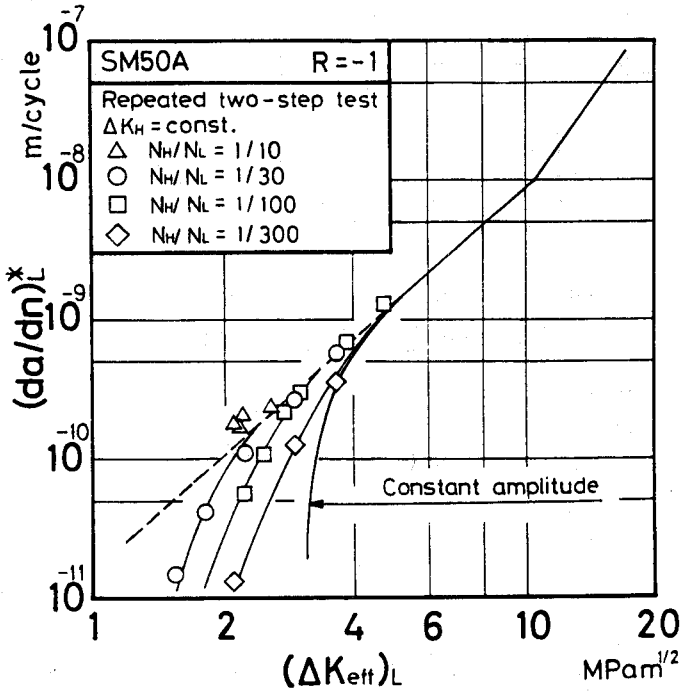


図5-21　2段繰返し変動荷重下の$(da/dn)_L^*-\Delta K_{eff}$関係($\Delta K_H$固定)

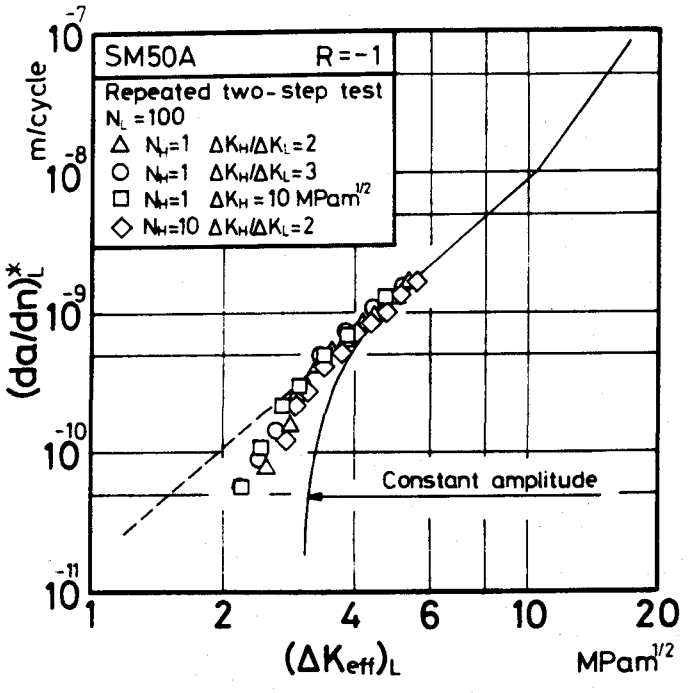


図5-22　2段繰返し変動荷重下の$(da/dn)_L^*-\Delta K_{eff}$関係($N_H$固定)

められており、残留応力場においても菊川ら[15]が既に報告しているように、変動荷重下では$(\Delta K_{eff})_{th}$が消失することが認められる。$(da/dn)_L^*-\Delta K_{eff}$関係は頻度比が1/100より大きく、$(\Delta K_{eff})_L$が3 MPam$^{1/2}$以上となる試験条件では、一定振幅荷重試験で得られた$da/dn-\Delta K_{eff}$関係を$(\Delta K_{eff})_{th}$以下まで延長した直線上(図中破線)に位置している。しかしながら、図5-22にみられるように同一頻度比に対しても$(\Delta K_{eff})_L$が小さくなると$(da/dn)_L^*$は直線から離れ始め、その直線からの進展速度の低下の程度は$(\Delta K_{eff})_L$が小さいほど大きくなっている。また図5-21からわかるように頻度比が小さくなるにつれて進展速度が直線から離れ始める$(\Delta K_{eff})_L$値は高くなり、$(da/dn)_L^*-(\Delta K_{eff})_L$関係は下方に位置するようになる。このように(5−3)式で算出される低レベル荷重下の平均き裂進展速度に頻度比および$(\Delta K_{eff})_L$のレベルの影響が現われることがわかる。

このような低レベル荷重下の平均き裂進展速度への頻度比の影響について以下考察する。図5-23は低レベル荷重下の1ブロック当りのき裂進展量Δa_Lを低レベル荷重の繰返し数N_Lに対して両対数紙上にプロットしたものである。低レベル荷重下の全ての荷重サイクルでき裂が進展する場合には、図中では45°の傾きを持つ直線に従って、N_Lの増加につれてΔa_Lは増加することになる。図に示したいずれの$(\Delta K_{eff})_L$値レベルにおいても、N_Lが小さい場合にはN_Lの増加につれて直線的にΔa_Lは増加している。またこ

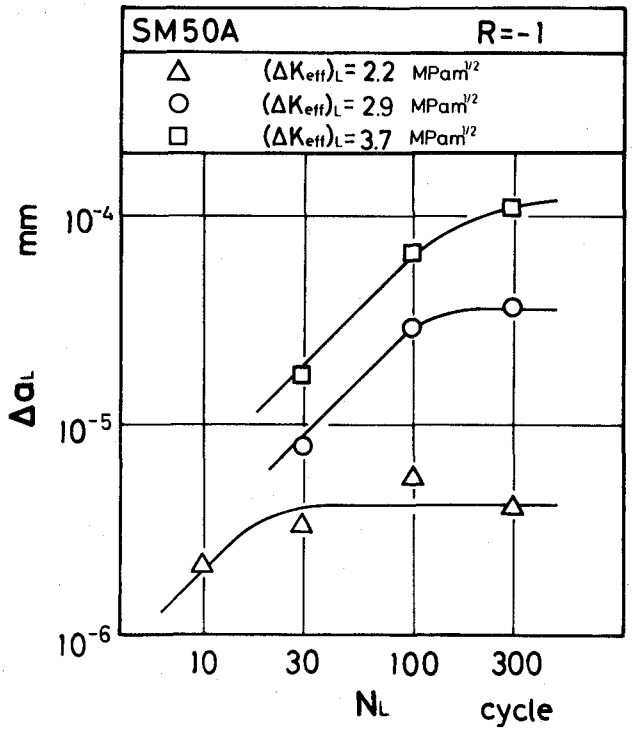


図5-23　低レベル荷重下の1ブロック当りのき裂進展量に及ぼすN_Lの影響

の直線は一定振幅荷重試験で得られた$da/dn-\Delta K_{eff}$関係の延長線上で予測されるき裂進展速度から算出される1ブロック当りのき裂進展量に各レベルともほぼ一致している。しかしながらN_Lがある程度大きくなるとそのき裂進展量には飽和の傾向が認められる。この結果として、平均き裂進展速度で整理した場合には、N_Lが増えるにしたがって平均進展速度は低下することになり、頻度比の進展速度に及ぼす影響が現われたものと思われる。またこの進展の飽和が認められ始めるサイクル数は、図からわかるように低レベル荷重下の$(\Delta K_{eff})_L$が大きくなるにしたがって大きくなっており、平均き裂進展速度の低下の程度がΔK_{eff}の大きさに依存したものと思われる。N_L=100の実験で、N_H=1としてΔK_Hを変化させても、N_Hを10に増加しても、図5-21に見られたようにその結果は一致しており、N_HおよびΔK_Hのレベルは飽和進展量には影響を与えないようである。

なお、菊川らは無残留応力材を用いて、変動荷重下の下限界近傍疲労き裂進展挙動を詳細に調べ、変動荷重下では$(\Delta K_{eff})_{th}$以下のΔK_{eff}に対してもき裂が進展することを明らかにしているが[15]、その際、S35C材の場合にはN_H/N_L=40/40000と非常に頻度比が小さい場合にもこのようなき裂進展の飽和現象は認められないのに対して、A5083-O材では、N_L=4000程度で低レベル荷重下のき裂進展量が飽和することを指摘している。これらの結果と本試験のSM50A材の結果より、前述した変動荷重下での$(\Delta K_{eff})_{th}$以下のΔK_{eff}の低レベル荷重下でのき裂進展の飽和現象は、材質に依存する現象かと思われる。

次にき裂進展速度推定法の定量的評価のため、前述したき裂進展速度比λによって実験結果の整理を行う。その算出結果を前出の表5-4の右3欄に示す。変動荷重下においても、下限界近傍では高レベル荷重下の実効応力比R'_Hは常に0.6以上の高い値を取り、予測き裂開口比Uは1となる。また前述したようにヒステリシスの実測においても、き裂は全荷重範囲で開口しているため、き裂開口点予測法から推定される$(\Delta K_{eff})_{est}$は常にΔK_{eff}に等しくなる。したがってここでは$\lambda_{K_{eff},est}$による評価は行わなかった。

き裂進展速度比$\lambda_{K,R}$は、引張残留応力の効果とさらに変動荷重下におけるき裂進展下限界条件$(\Delta K_{eff})_{th}$の消失を考慮に入れていないために、14以上の大きな値を取る。さらに、見かけ上、高、低両レベル荷重ともΔK_{th}以下の場合でもき裂が進展するため∞となる場合もあり、引張残留応力の効果と荷重変動の影響を無視した場合の危険性が非常に大きいことを示している。実効応力比R'を用いた$\lambda_{K,R'}$は、本質的には残留応

力の効果を考慮したΔK_{eff}に関するマイナ形のき裂進展速度推定法によるき裂進展速度比であり、残留応力の影響はR'を用いることにより考慮されているが、前述したような変動荷重下で認められる$(\Delta K_{eff})_{th}$の消失を無視しているので$(\Delta K_{eff})_L$が$(\Delta K_{eff})_{th}$以下となる試験条件においては1以上の危険側の値になっている。一方残留応力の効果、$(\Delta K_{eff})_{th}$の消失ともに考慮に入れた$\lambda_{K_{eff}}$は、比較的頻繁に高レベル荷重が負荷されるような場合にはほぼ1の値を取り、精度よいき裂進展速度推定結果を与えている。しかしながら、頻度比が小さくなり上述したき裂進展量の飽和が認められるようになると最低0.12まで低下する。

以上のように、残留応力場においても$(\Delta K_{eff})_{th}$をはさむ２段繰返し変動荷重下では、き裂は下限界条件以下のΔK_{eff}に対して進展することが明らかとなった。したがって、変動荷重下のき裂進展速度推定法としては、一定振幅荷重下における$da/dn-\Delta K_{eff}$関係を$(\Delta K_{eff})_{th}$以下まで延長した修正き裂進展速度曲線を用いた修正マイナ形の線形加算則を用いる必要があると考えられる。ただしSM50A材のように低レベル荷重下においてき裂進展の飽和が起こり易い材料では若干安全側過ぎる結果を与える場合もある。

5.5　定常ランダム荷重下の疲労き裂進展挙動

試験は図5-24に示すようなガウス性広帯域疑似ランダム変動波形を用いて、ランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアの外部負荷応力比$R(\Delta_{rp}K)_{max}$を-1とし、400℃および500℃水冷却材について行った。

図5-25に400℃水冷却材を用いた試験において、ランダム荷重に含まれる最大のK値$(K)_{max}$が8 MPam$^{1/2}$の試験条件のランダム変動荷重下の荷重－引算変位ヒステリシスの自動計測例を示す。図中短い横線で示すき裂開口点はランダム変動荷重波形１ブロッ

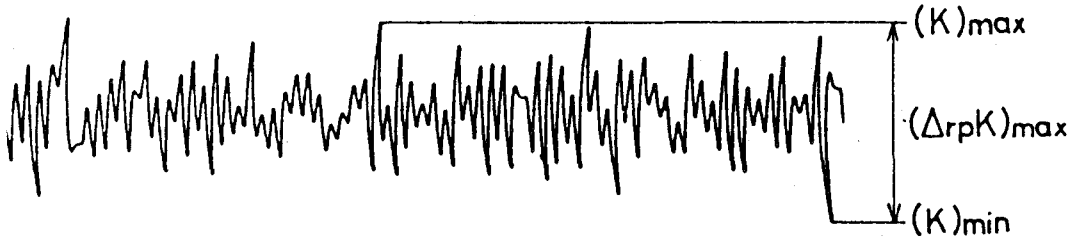


図5-24　広帯域疑似ランダム変動波形

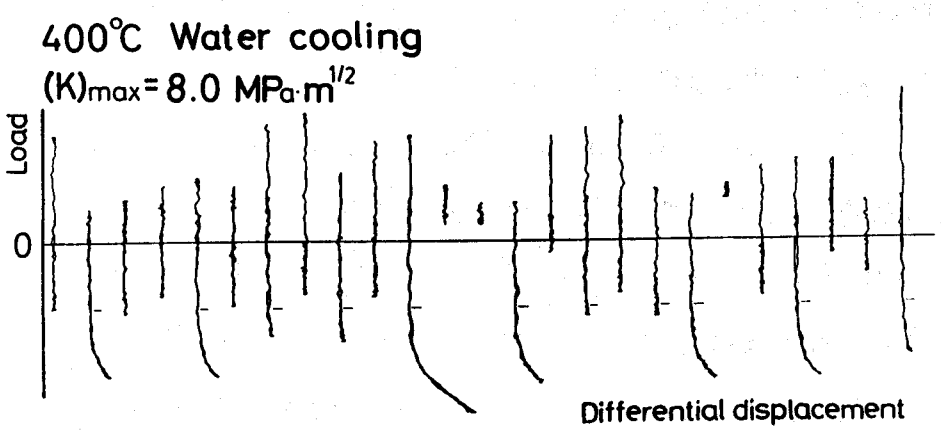


図5-25　定常ランダム変動荷重下の荷重－引算変位ヒステリシス

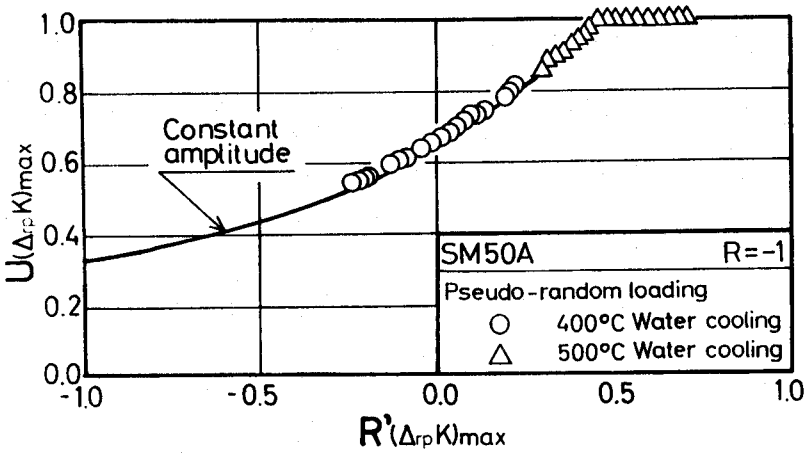


図5-26　定常ランダム変動荷重下の$R'(\Delta rpK)max-U(\Delta rpK)max$関係

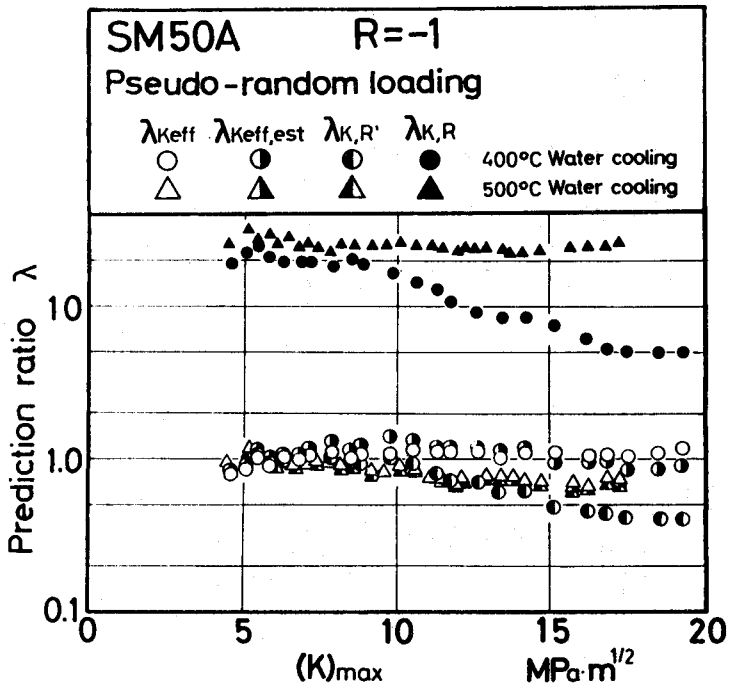


図5-27　定常ランダム変動荷重試験のき裂進展速度比

クを通じてほぼ一定になっている。ヒステリシスの例は省略するが他の試験条件においても同様にき裂開口点は1ブロックを通じて一定であった。

実測したランダム荷重下のき裂開口点K_{op}から算出した、ランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta_{rp}K)_{max}$に対するき裂開口比$U(\Delta_{rp}K)_{max}$を、残留応力を考慮した実効応力比$R'(\Delta_{rp}K)_{max}$に対してプロットした結果を図5-26示す。ランダム荷重下の$(\Delta_{rp}K)_{max}$に対するき裂開口比は試験条件によらず実線で示す一定振幅荷重下の$R-U$関係によく一致している。したがって、残留応力場における定常ランダム変動荷重の場合にも、ランダム荷重下のき裂開口点K_{op}はランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta_{rp}K)_{max}$とその実効応力比$R'(\Delta_{rp}K)_{max}$によって決定され、その値は$(\Delta_{rp}K)_{max}$、$R'(\Delta_{rp}K)_{max}$と等しい大きさのΔKと応力比Rを持つ一定振幅荷重下のK_{op}に一致すると結論できる。

図5-27に定常ランダム荷重下で実測される平均き裂進展速度を、上述した各種のき裂進展速度比で整理した結果を示す。黒印で示す負荷応力拡大係数のレンジペア$\Delta_{rp}K$と負荷応力比Rを用いたき裂進展速度推定法によるき裂進展速度比$\lambda_{K,R}$は最高30程度の高い値を取り、非常に危険側の結果を示す。これは、引張残留応力の影響によるき裂開口点K_{op}の低下に起因する$\Delta_{rp}K$に関するき裂進展速度の加速現象およびランダム荷重下においても2段繰返し変動荷重下と同様、下限界有効応力拡大係数範囲$(\Delta K_{eff})_{th}$の消失が起こり、このことによるき裂進展速度の加速現象を考慮できていないためであると考えられる。これに対して左半黒印で示す実効応力比R'を用いたき裂進展速度比$\lambda_{K,R'}$は、0.4～1.0の範囲の若干安全側すぎる値となる。この推定法では、負荷応力比の代わりに引張残留応力の効果を考えた実効応力比を用いていることによって、引張残留応力によるK_{op}の低下は考慮されている。しかしながら、前述したように変動荷重下では、K_{op}はランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta_{rp}K)_{max}$とその実効応力比によって一義的に定まっており、他の大部分の荷重サイクルに対するK_{op}は、同じ大きさの$\Delta_{rp}K$と実効応力比を持つ一定振幅荷重下のき裂開口点より上昇し、その結果として$\Delta_{rp}K$に対するき裂進展の遅延現象が起こることになる。このような遅延現象と前述の$(\Delta K_{eff})_{th}$の消失による加速現象の両者がランダム荷重下では生じているが、本研究で用いたガウス性広帯域疑似ランダム波形で、$(K)_{max}$= 5 MPam$^{1/2}$以上の試験条件では、$(\Delta K_{eff})_{th}$以下となるΔK_{eff}の荷重サイクルが少なく、これによるき裂進展の加速量が前者の遅延量に比べて相対的に小さいため、全体として評価した場合の$\lambda_{K,R'}$が

安全側の値となったと考えられる。しかしながら、$(\Delta K_{eff})_{th}$以下となるΔK_{eff}の荷重サイクルを非常に多く含むようなランダム荷重パターンの場合には、逆に加速進展量が増加し危険側の推定結果を与えることが予測され注意を要すると思われる。一方、実際のき裂開閉口挙動を実測したΔr_pK_{eff}に基づくき裂進展速度比$\lambda_{K_{eff}}$は0.7～1.2の範囲のほぼ1に近い値をとり、き裂開閉口挙動を考慮したΔK_{eff}に関する線形加算則の有効性が確認される。また前述したようにランダム変動荷重下のK_{op}は$(\Delta r_pK)_{max}$およびその実効応力比$R'(\Delta r_pK)_{max}$によって一定振幅試験結果から予測することができる。したがって、推定した有効応力拡大係数のレンジペア$(\Delta r_pK_{eff})_{est}$は実測値とよく一致し、この$(\Delta r_pK_{eff})_{est}$を用いて算出した$\lambda_{K_{eff,est}}$も図中右半黒印で示すように試験条件によらずほぼ1に近い値をとり、推定$(\Delta r_pK_{eff})_{est}$に基づく線形加算則の有効性が確認される。

5.6 結　言

初期残留応力をもつSM50A鋼の試験片を用いて、き裂進展の下限界近傍から中間進展速度領域に至る広い範囲で、一定振幅荷重およびランダム荷重を含む定常な変動荷重試験を行い、変動荷重下の疲労き裂進展挙動に及ぼす残留応力の影響を調べるとともに、疲労き裂進展速度推定法の検討を行なった。得られた主な結果をまとめると以下のとおりである。

(1)残留応力場における定常変動荷重下のき裂開口点K_{op}は、変動荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta r_pK)_{max}$と残留応力によって誘起される応力拡大係数K_rを考慮した実効応力比$R'(\Delta r_pK)_{max}$によって決定でき、その値は$(\Delta r_pK)_{max}$、$R'(\Delta r_pK)_{max}$と等しい大きさのΔKと応力比Rをもつ一定振幅荷重下のK_{op}に一致する。

(2)残留応力場においても、一定振幅荷重下におけるき裂進展の下限界有効応力拡大係数範囲$(\Delta K_{eff})_{th}$をはさむ2段繰返し変動荷重下では、$(\Delta K_{eff})_{th}$の消失が起こり、き裂は$(\Delta K_{eff})_{th}$以下でも進展する。その場合、低レベル荷重下の$(da/dn)_L^*-(\Delta K_{eff})_L$関係は、頻度比が大きく、$(\Delta K_{eff})_L$が比較的大きい試験条件では、一定振幅荷重試験で得られた$da/dn-\Delta K_{eff}$関係を$(\Delta K_{eff})_{th}$以下まで延長した直線上に位置する。しかしながら頻度比が小さいか、$(\Delta K_{eff})_L$が小さい条件では、低レベル荷重下でき裂進展量に関する飽和現象が生じ、平均き裂進展速度に頻度比の影響が現われるようになる。

(3)中間進展速度領域における変動荷重下では、残留応力場においてもき裂進展速度は有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}により一義的に定まる。

(4)ランダム荷重を含む定常変動荷重下のき裂進展速度は、実際のき裂開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数のレンジペア$\Delta_{rp}K_{eff}$を用いて、一定振幅荷重試験の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係を$(\Delta K_{eff})_{th}$以下まで延長した修正き裂進展速度曲線から線形加算則で見積る速度推定法により安全側の評価が可能である。

(5)変動荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta_{rp}K)_{max}$とその実効応力比$R'(\Delta_{rp}K)_{max}$により、一定振幅試験の$R-U$関係から変動荷重下のき裂開口点K_{op}を予測し、これを用いて推定した有効応力拡大係数のレンジペア$(\Delta_{rp}K_{eff})_{est}$に基づく線形加算則によって、残留応力場における変動荷重下の疲労き裂進展速の精度よい推定が行なえる。

参考文献

1) 本田和男，鳥居太始之，戸井詔彦，元木克行，材料，31, 908 (1981).
2) A.P. Parker, ASTM STP 776,13 (1982).
3) P.V. Nelson, ASTM STP 776,172 (1982) .
4) 小林英男，轟　章，材料，35, 401 (1986) .
5) 本田和男，鳥居太始之，戸井詔彦，材料，33, 1513 (1984).
6) 橘内良雄，日本機械学会論文集，50A-459 , 1811 (1984).
7) 橘内良雄，材料，32, 304 (1983).
8) 大路清嗣，久保司郎，辻　昌宏，小川秀樹，桜田欣也，日本機械学会論文集，53A, 1516 (1987).
9) 菊川　眞，城野政弘，三上省二，材料，31, 483 (1981).
10) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，日本機械学会論文集，49A-439 , 278 (1983).
11) 城野政弘，宋　智浩，菅田　淳，材料，33, 1179 (1984).
12) 北川　茂，定池幹夫，吉川嘉雄，非破壊検査協会，第15回応力、ひずみ測定シンポジウム前刷集 (1983).
13) H. Tada, P.C. Paris and G.R. Irwin, "The Stress Analysis of Cracks Handbook", 232 (1970), Del Research Co.
14) 城野政弘，宋　智浩，岡部雅彦，上杉暢彦，大垣雅由，江口直紀，材料，33, 561 (1983).
15) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，材料，27, 1096 (1978).

第6章　非定常ランダム荷重下の疲労き裂進展挙動

6.1　緒　言

定常な変動荷重下の疲労き裂進展速度に関しては、菊川らの研究[1)-3)]および前章までの研究結果から、鉄鋼系、アルミニウム合金系によらず、また残留応力場におけるき裂進展を含めて、き裂開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数のレンジペアΔrpK_{eff}がき裂進展速度の支配力学パラメータであり、変動荷重下のき裂進展速度はΔrpK_{eff}に関する線形加算則によってよく評価できることが明らかとなった。しかしながら、実際の機械・構造物に作用する荷重は、航空機のG-A-G(Ground-to-Air-to-Ground)荷重や運転の起動停止に伴う過渡的な変動荷重あるいは短期分布としては定常なガウス性ランダム荷重であっても長期的には大きさや周期の異なった荷重が重なるため分布形状さえ異なってくるなど定常な変動荷重とはみなし難い場合も多い。このような非定常な変動荷重下の疲労き裂進展速度については、通常定振幅荷重が高－低あるいは低－高に変化する2段変動プログラム荷重や、一定振幅荷重に単一あるいは小数回の過大荷重が挿入される場合についての研究が多く[4)]、ランダム荷重が非定常に変化する場合に関する研究はないようである。

そこで本章では非定常ランダム荷重下の疲労き裂進展挙動を明らかにするとともに、そのような場合の疲労き裂進展速度推定法についての検討を行う。

まずランダム荷重の大きさが高－低2段に変動する非定常ランダム荷重試験を行い、急激な荷重変動のき裂進展速度に及ぼす影響を明らかにする。次に、大きさの異なるガウス性ランダム荷重を組み合わせ実機の長期分布としてよく現われる指数分布を近似した繰返し5段ランダム荷重、ランダム荷重に重畳する平均荷重が2段に繰返し変動するランダム荷重および応力比が正のランダム荷重に圧縮ピーク荷重が周期的に負荷されるランダム荷重パターンにより疲労き裂進展試験を行い、そのような場合のき裂進展挙動およびき裂開閉口挙動を明らかにするとともに、き裂進展速度の推定法の検討を行う。

6.2　供試材料および試験片形状

供試材料は高張力鋼HT80調質材(930℃焼入れ、630℃焼戻し)および溶接構造用圧延鋼SM50Aで、その化学成分および機械的性質を表6-1、6-2に示す。図6-1に試験に用いたCT試験片および中央き裂引張(CCT)試験片の形状、寸法を示す。試験片には図に示

表6-1　供試材料の化学成分(%)

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	V	Cu	Al
HT80	0.12	0.33	0.83	0.01	0.01	0.81	0.44	0.04	0.25	—
SM50A	0.14	0.37	1.24	0.02	0.01	—	—	—	—	0.04

表6-2　供試材料の機械的性質

Material	Yield stress σ_y (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation δ (%)	Cyclic 0.2% proof stress $\sigma^c_{0.2}$ (MPa)
HT80	766	814	24.0	652
SM50A	352	508	35.7	—

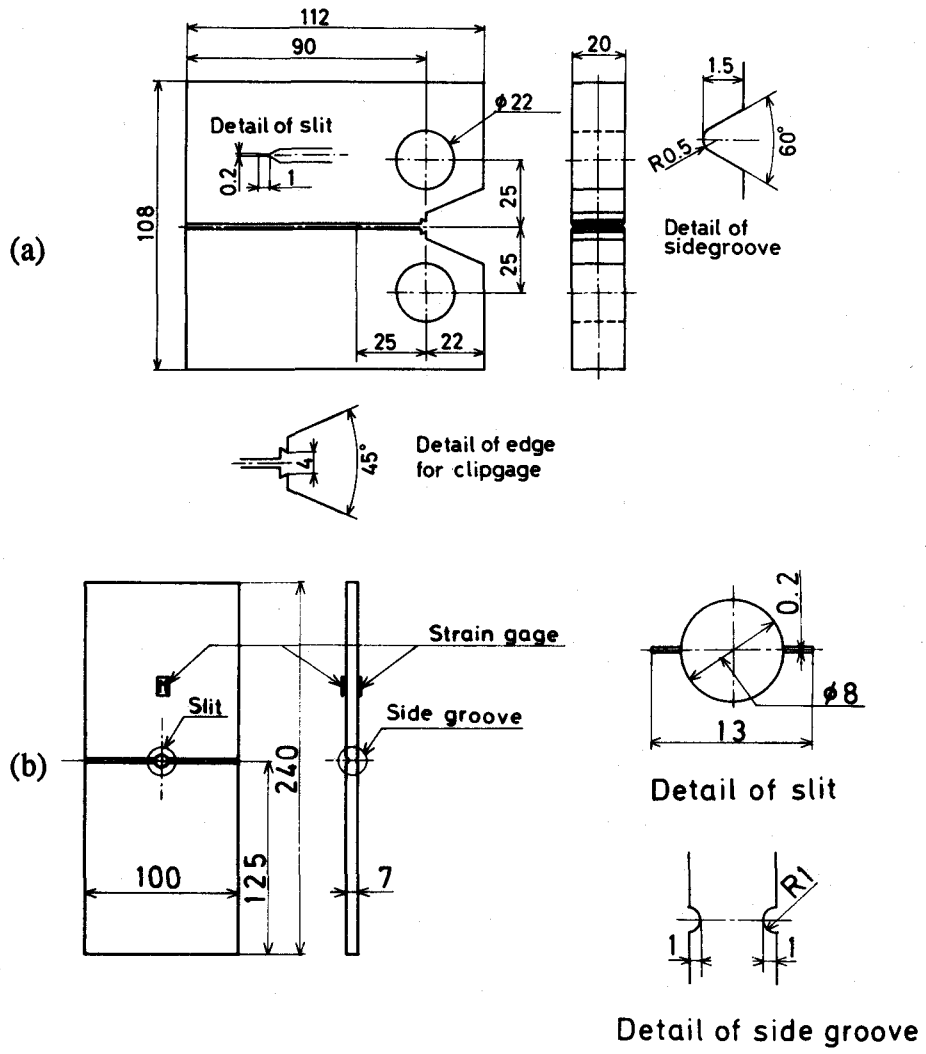


図6-1　試験片形状、寸法

すようにCT試験片では深さ1.5mm、先端半径0.5mm、60° V形の、CCT試験片では深さ1.0mm、先端半径0.6mm、60° V形のサイドグルーブを付し、前述したと同様にき裂先端の応力状態をき裂前縁のほぼ全領域で試験片内部と同じ平面ひずみ状態に近づけ、き裂進展挙動に及ぼす試験片表面の影響をできるだけ除いている。

6.3 高－低2段変動ランダム荷重下の疲労き裂進展挙動

6.3.1 試験方法

試験は高張力鋼HT80材を用いて、2.3.1節で述べた方法によって得られた1000個の極値からなる図6-2にその一部を示すようなガウス性広帯域疑似ランダム波形に適当な平均を加え、ランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアの応力比を0とした波形により、図6-3に示すように途中でその大きさを高－低に変化させることによって行った。まず高レベル荷重としてランダム荷重に含まれる最大応力拡大係数$(K_H)max$を40 MPam$^{1/2}$としたランダム荷重を負荷し、その後低レベル荷重として$(K_L)max$を24 MPam$^{1/2}$に減少させ、以降は$(K_L)max$が24 MPam$^{1/2}$に一定になるように荷重制御を行った。

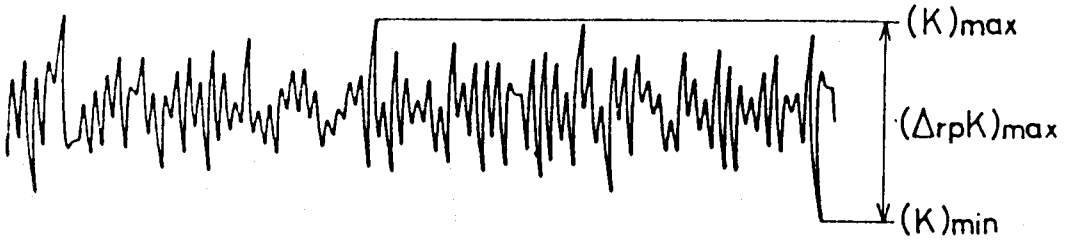


図6-2 ガウス性広帯域疑似ランダム荷重波形の一部

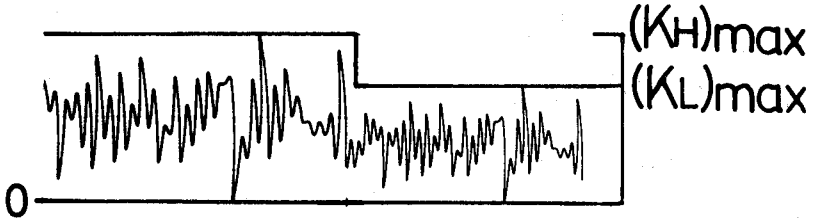


図6-3 高－低2段変動ランダム荷重パターン

6.3.2　試験結果および考察

図6-4は、高－低２段変動ランダム荷重試験で測定されたき裂進展曲線を示したものであるが、急激なK値レベル減少の影響により低レベルランダム荷重下においてき裂進展の遅延現象が認められる。図6-5は、K値レベル減少後のき裂進展に伴うき裂開口点K_{op}およびき裂進展速度比λ_{Keff}の挙動を示したものである。ここでλ_{Keff}は、３.２節で述べたように実測した有効応力拡大係数のレンジペア$\Delta r_p K_{eff}$を用いて一定振幅試験結果から修正マイナ形の進展則により、予想き裂進展量Δa^*を算出した場合のき裂進展速度比である。また図中ω_pは、高レベルランダム荷重に含まれる最大K値$(K_H)_{max}$による平面ひずみ塑性域寸法

$$\omega_p = \frac{1}{3\pi}\left(\frac{(K_H)_{max}}{\sigma_y}\right)^2 \qquad \sigma_y：降伏点 \qquad (6-1)$$

である。き裂開口点K_{op}はK値レベル減少後、高レベルランダム荷重下における高い定常値からき裂進展に伴って徐々に低下し、ω_p(=0.303 mm)の5倍程度のところで低レベルランダム荷重に含まれる最大K値$(K_L)_{max}$と同じ大きさの$\Delta K(R=0)$の一定振幅荷重試験での定常値(図中、破線で示した値)に等しくなる。一方、き裂進展速度は$(K_L)_{max}$と同じ大きさの$(K)_{max}$をもつ定常なランダム荷重下の定常値よりも高いき裂開口点を示すことに起因する$\Delta r_p K_{eff}$の減少を考慮したき裂進展速度比λ_{Keff}でみても0.1程度の低い値を取り、有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}に対しても遅延が起こっていることを示し

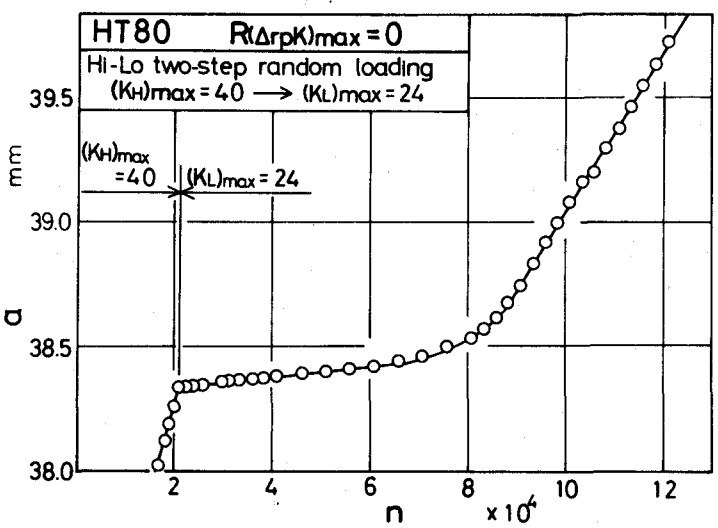


図6-4　高－低２段変動ランダム荷重下の疲労き裂進展挙動

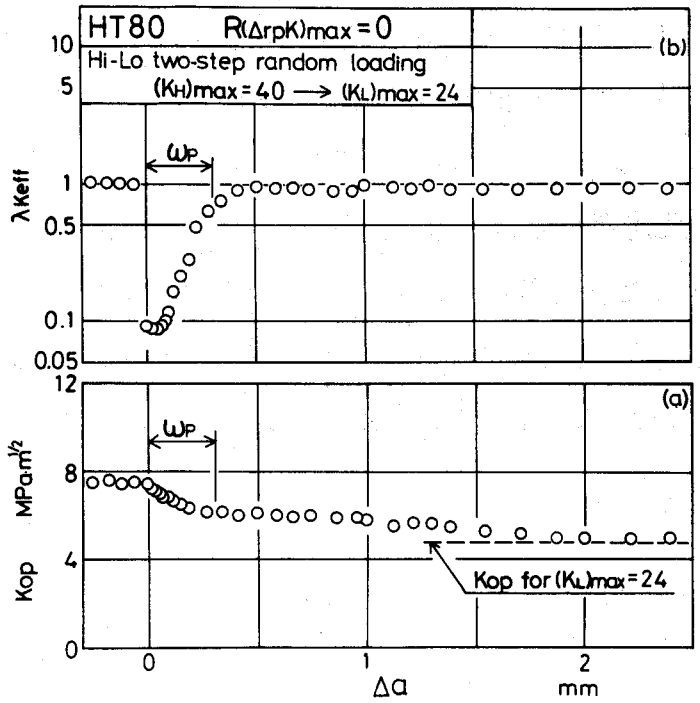


図6-5　高－低２段変動ランダム荷重試験のき裂開口点とき裂進展速度比

ている。き裂進展速度はその後のき裂進展に伴って徐々に回復し、塑性域寸法ω_p程度き裂が進展した後にはλ_{Keff}はほぼ1に戻る。このようにランダム荷重下においても比較的急激な荷重減少があればき裂開閉口挙動を考慮したΔK_{eff}に対してもき裂は遅延現象を示し、既に城野らが報告している単一過大荷重負荷後のき裂進展挙動[5]と同様、このような場合のき裂進展挙動はき裂開閉口挙動のみでは説明できないようである。

6.4　長期分布が指数分布となる５段ランダム荷重下の疲労き裂進展挙動

6.4.1　繰返し５段ランダム荷重波形

繰返し５段ランダム荷重波形は、２.３.１節で述べたディジタルシミュレーションによって得られた前出の図6-2に示した1000個の極値からなるガウス性広帯域疑似ランダム波形に適当な平均を加え、ランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアの応力比を0としたものを基本単位ブロックとして以下のようにして作成した。図6-6に示すように各段を構成する基本単位ブロックの最大K値の比を$(K_1)max$：$(K_2)max$：$(K_3)max$：$(K_4)max$：$(K_5)max$= 10：8：9：7：6とし、各段における基本単位ブロックの繰返し数をそれぞれN_1=1、N_2=1、N_3=6、N_4=24、N_5=32として組み合わせて構成した。

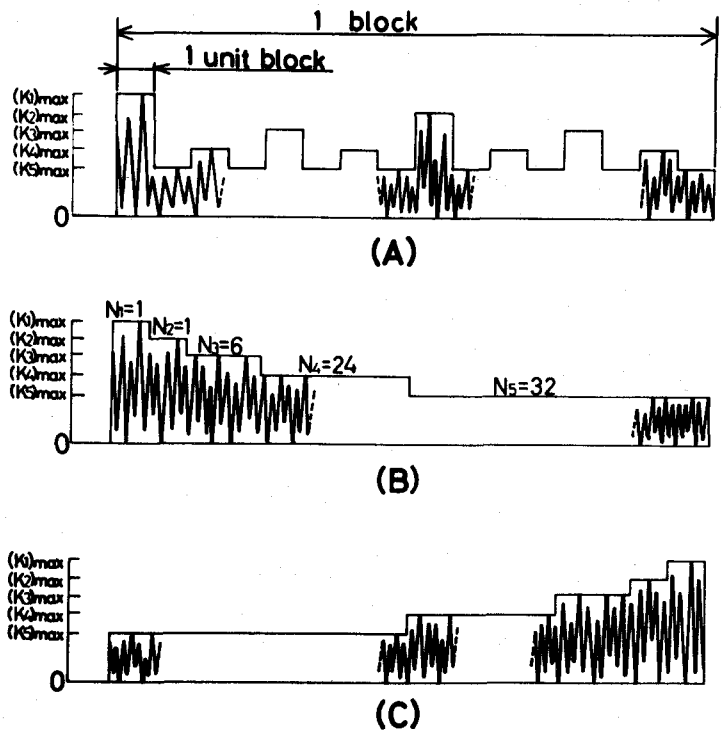


図6-6　5段ランダム荷重パターン

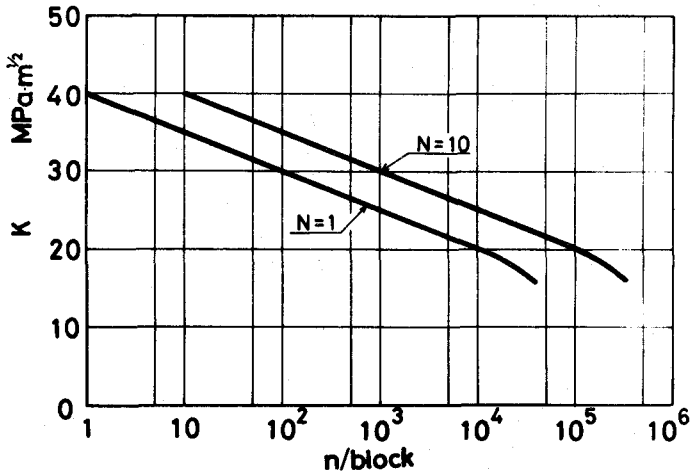


図6-7　5段ランダム荷重の荷重頻度分布
{$(K)max$=40 MPam$^{1/2}$、N=1、10の場合}

このように64個の基本単位ブロックで構成した繰返し5段ランダム荷重の1ブロックの総繰返し数は、3.2x10^{4}サイクルとなり、その荷重頻度分布は$(K_1)max$=40 MPam$^{1/2}$の場合について、図6-7のN=1の線で示すような指数分布となる。また本実験においては、1ブロック内の総繰返し数によるき裂進展挙動への影響を調べるため、上記の基本単位ブロックの長さをN倍したものを単位ブロックとして同様に64個組み合わせて1ブロックを構成したランダム荷重波形もあわせて用いた。Nが10で総繰返し数が3.2x10^{5}サイクルとなる5段ランダム荷重の荷重頻度分布は、図6-7中のN=10の線で示される。

64個の単位ブロックの負荷順序としては、図6-6(A)に示すように5段の単位ブロックをそれぞれ孤立して負荷するように配置した5段ランダムと、(B)に示すようにK値レベルの高い単位ブロックから順次負荷する漸減5段ランダム、(C)に示すようにK値レベルの低い方から順次負荷する漸増5段ランダムの3種を選んで、実験では以上の荷重パターンをそれぞれ繰返し負荷した。

6.4.2 繰返し5段ランダム荷重試験

6.4.2.1 試験方法

試験は、まず5段ランダム荷重に含まれる最大K値$(K)_{max}$レベルの疲労き裂進展挙動に与える影響を調べるため、1ブロック内の総繰返し数が3.2×10^4サイクルのランダム荷重波形(N=1)を用いて、K漸増率$\{d(K)_{max}/da\}/(K)_{max}$=0.1mm^{-1}の$K$漸増法により広範囲の$(K)_{max}$に対して行った。き裂進展長さの測定は1ブロック毎に行い、1ブロックの進展量$(\Delta a)_{block}$を求めた。

次に、き裂進展挙動に及ぼす1ブロックの総繰返し数の影響および1ブロック内の各単位ブロックにおけるき裂進展挙動を詳細に調べるため、1ブロック内の総繰返し数が3.2×10^5サイクルとなるランダム荷重波形(N=10)について$(K)_{max}$を40 MPam$^{1/2}$とした試験を行った。き裂長さの測定は、1ブロック内の各単位ブロック毎に行い、各単位ブロックのき裂進展量および1ブロック全体のき裂進展量を求めた。

6.4.2.2 試験結果および考察

図6-8は、最大K値$(K)_{max}$=40 MPam$^{1/2}$、N=1の繰返し5段ランダム荷重試験の場合の荷重－引算変位ヒステリシスの自動計測例で、1ブロック内のランダムに変動する荷重サイクルの内、き裂開口点を横切る代表的な荷重サイクルについてのみ示したものである。図中各ヒステリシス上の数字は1ブロック開始からの繰返し数である。図からわかるように短い横棒で示すき裂開口点は1ブロックを通じてほぼ一定になっている。また、1ブロックの総繰返し数を3.2×10^5サイクルと長くしたランダム荷重波形(N=10)の場合にも、荷重－引算変位ヒステリシスの例は省略するが、き裂開口点は同様に1ブロックを通じて一定であった。図6-9に実測したき裂開口点K_{op}をランダム荷重に含まれる最大K値$(K)_{max}$に対してプロットしたものを示す。図中、丸印がN=1、楕円がN=10の試験結果である。K_{op}はともに実線で示す一定振幅荷重下でのき裂開口点

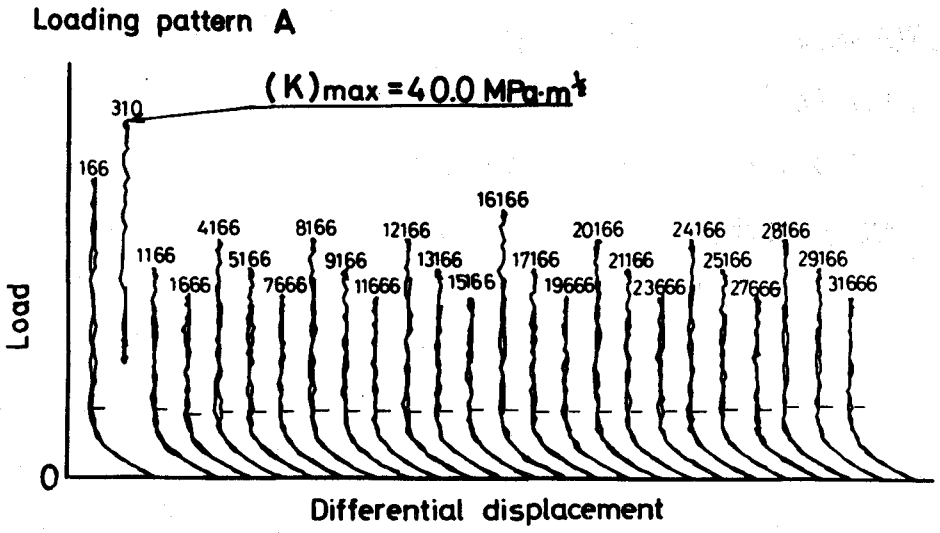


図6-8　5段ランダム荷重下の荷重－引算変位ヒステリシス例

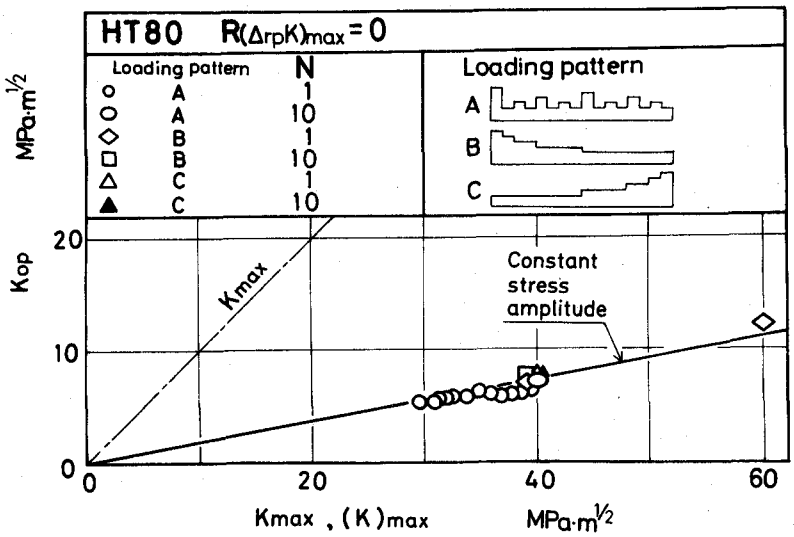


図6-9　5段ランダム荷重下のき裂開口点

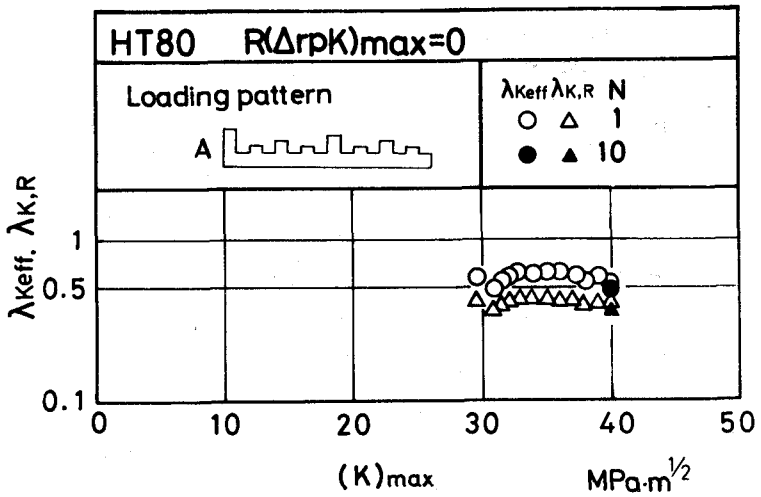


図6-10　5段ランダム荷重下のき裂進展速度比

によく一致している。このことから、ランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアの応力比$R(\Delta rpK)max$が0の５段ランダム荷重の場合にも、き裂開口点は最大のKのレンジペア$(\Delta rpK)max$と応力比$R(\Delta rpK)max$によって決まると考えてよいようである。

図6-10は、ランダム変動荷重１ブロックの平均き裂進展速度をき裂進展速度比λ_{Keff}で整理し、$(K)max$に対してプロットしたものである。図中、白丸および黒丸で示されるき裂進展速度比λ_{Keff}は、$(K)max$や単位ブロックの長さ(N=1、N=10)にかかわらず、

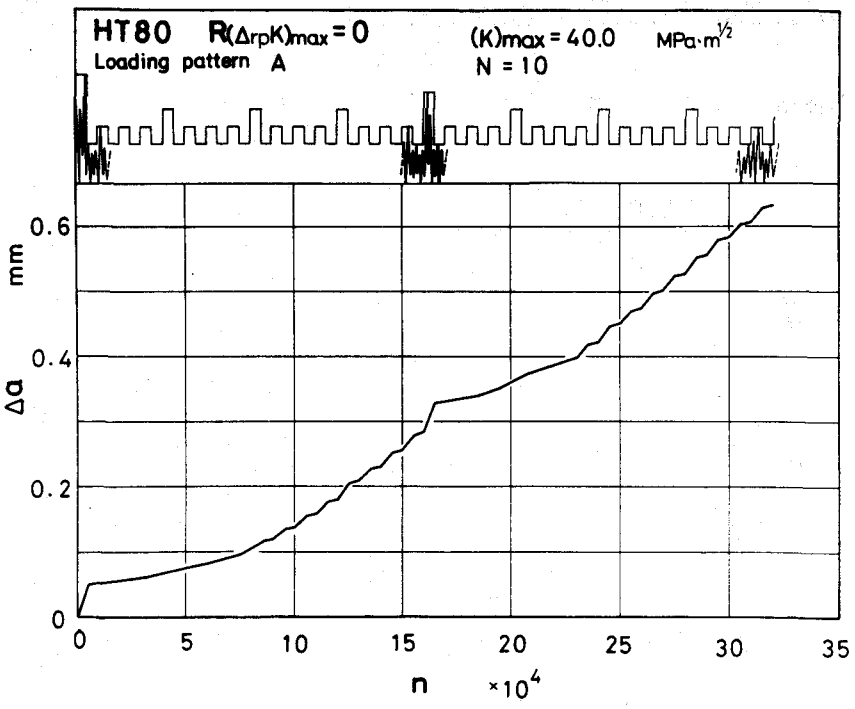


図6-11　５段ランダム荷重試験(N=10)の１ブロック内のき裂進展挙動

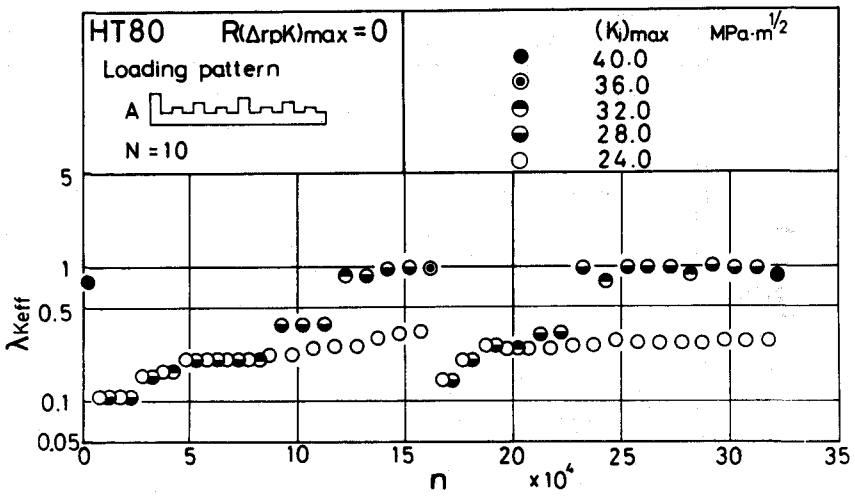


図6-12 ５段ランダム荷重試験(N=10)の１ブロック内のき裂進展速度比

0.5～0.7の範囲の値をとり、1ブロック全体としては、き裂開閉口挙動を考慮しても若干のき裂進展速度の遅延現象が現われている。この遅延の詳細を検討するためには、各段の単位ブロックでのき裂進展挙動を調べる必要があるが、N=1のランダム荷重波形の場合には1ブロック間全体のき裂進展量が小さいため各単位ブロックにおけるき裂進展量をさらに分離して測定することは困難である。そこで、単位ブロックの長さを10倍にし、繰返し数を5000サイクルと長くしたランダム荷重波形(N=10)について試験を行い、各単位ブロックにおける進展挙動を詳細に調べた。

図6-11は1ブロックの始めからの繰返し数nに対するき裂進展長さaの変化を示したものである。図からわかるように同じ荷重レベルのランダム荷重単位ブロックにおいても、その負荷される位置によって異なる進展挙動を示している。すなわち、例えばレベル1のランダム荷重負荷直後の単位ブロックのき裂進展量は、ある程度き裂が進展した後の同じレベルの単位ブロックのき裂進展量に比べて小さくなっている。このように繰返し5段ランダム荷重下においても高レベルのランダム荷重負荷の影響が低レベルランダム荷重下の進展挙動に現われていることが認められる。1ブロック内の各単位ブロックの平均き裂進展速度をき裂進展速度比λ_{Keff}で整理して、繰返し数nに対してプロットしたものを図6-12に示す。レベル1の高いK値レベルのランダム荷重が負荷されると、それに続くレベル3(上半黒印)、4(下半黒印)、5(丸印)のいずれの単位ブロックにおいてもλ_{Keff}は0.1程度となり、有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}に対するき裂進展速度の遅延現象を示している。その後の荷重繰返しにともない、λ_{Keff}は徐々に上昇し、12×10^4サイクル程度の繰返しでレベル3、4についてはほぼ1の値となり、レベル1のランダム荷重負荷による影響はほとんど受けなくなる。しかしながら、レベル5の最低レベルのランダム荷重単位ブロックについては、λ_{Keff}は0.3程度までしか回復せず、1ブロック全体を通じてΔK_{eff}に対する遅延を示している。これはレベル5の全ての単位ブロックが、常にそれよりも高いレベルのランダム荷重の負荷後に位置するため、前節で述べたような高－低2段変動ランダム荷重と同様の高－低荷重変動による遅延の影響が全てのレベル5の単位ブロックにおいて生じているためだと考えられる。レベル2のランダム荷重負荷後の各レベルの単位ブロックにおいても同様の遅延現象を示すが、レベル3、4の遅延期間は7×10^4サイクル程度とレベル1負荷後の場合に比べて短くなっている。このように各レベルのランダム荷重単位ブロックが孤立して負荷される5段ランダム荷重においては、1ブロック内での各単位ブロックにおける平均き裂進

展速度が、その単位ブロックの負荷される位置によって異なり、遅延現象や回復を示す。このような遅延現象が、1ブロック全体のき裂進展速度比が0.5程度の小さい値となった原因である。N=1で1ブロックの総繰返し数が3.2×10^4サイクルの波形については、上述したように各単位ブロック内のき裂進展速度は実測できなかったが、λ_{Keff}が同様の小さな値を示すことから、1ブロック内においてはN=10のランダム荷重波形と同様な進展速度の遅延、回復が生じているものと思われる。

図6-10には1ブロックの平均き裂進展速度をき裂進展速度比$\lambda_{K,R}$で整理した結果もあわせて三角印で示している。ここで予測き裂進展量Δa^*は以下の方法により求める。すなわち、5段ランダム荷重1ブロックを構成する5レベルの各単位ブロックにおけるき裂進展量は、各単位ブロックの最大K値$(Ki)max$と同じ大きさの$(K)max$値をもつ定常ランダム荷重でのき裂進展量に等しいと仮定し、これらを線形的に加算することによって5段ランダム荷重1ブロック全体のき裂進展量を見積る。このような推定法によるき裂進展速度比$\lambda_{K,R}$は、$(K)max$、Nによらず0.35～0.55の範囲の値となり、λ_{Keff}よりさらに7割程度低い値を示している。前述したように繰返し5段ランダム荷重下のき裂開口点はランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta rpK)max$と応力比によって決まり1ブロックを通じて一定である。これに対して、$\lambda_{K,R}$形の推定法では、各単位ブロック内のき裂開口点はその単位ブロックの最大K値$(Ki)max$によって定まる値であるとしているため、レベル1を除いて各レベルのき裂開口点は実測の値より低く見積られる。したがって各レベルでの推定有効応力拡大係数範囲$\Delta K_{eff,est}$は実際よりも大きく見積られ、$\lambda_{K,R}$は実測のき裂開口点を用いたλ_{Keff}に比べ低くなる。以上のように繰返し5段ランダム荷重では$\lambda_{K,R}$は常にλ_{Keff}より安全側で、かつ実際のき裂進展量は$\lambda_{K,R}$形の推定法による予想進展量の4割程度である。5段ランダム荷重下のき裂進展量を簡単に各レベルの定常ランダム荷重下でのき裂進展量の線形和として予測した場合には、若干安全側過ぎる評価となるようである。

6.4.3　繰返し漸減5段ランダム荷重試験

試験は、き裂進展挙動に及ぼすランダム荷重に含まれる最大K値$(K)max$および1ブロック内の総繰返し数の影響を調べるため、$(K)max$=40 MPam$^{1/2}$に対しては、単位ブロック長さN=1、2、3、4、5、10のランダム荷重波形、$(K)max$=60 MPam$^{1/2}$に対しては、N=1、2、3、4のランダム荷重波形で行った。

図6-13は、$(K)max$=40 MPam$^{1/2}$、N=1の繰返し漸減5段ランダム荷重試験で測定された荷重－引算変位ヒステリシスの一例で、1ブロック内のランダムに変動する荷重サイクルの内、き裂開口点を横切る代表的なサイクルについてのみ示したものである。図からわかるように短い横棒で示すき裂開口点は1ブロックを通じてほぼ一定になっている。また、荷重－引算変位ヒステリシスの例は省略するが、他の試験条件においても$(K)max$、Nの値にかかわらず、き裂開口点は同様に1ブロックを通じて一定であった。実測したき裂開口点Kopを$(K)max$が40 MPam$^{1/2}$の場合のN=1およびN=10の波形

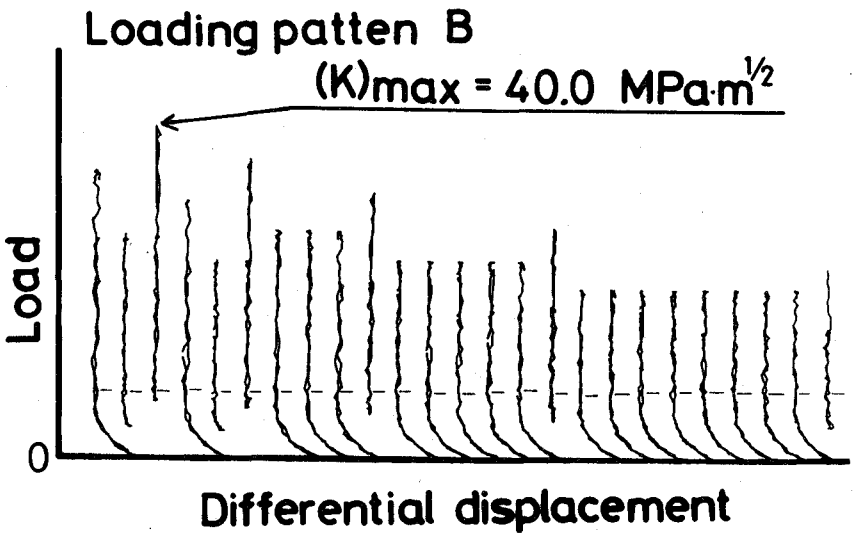


図6-13　漸減5段ランダム荷重下の荷重－引算変位ヒステリシス例

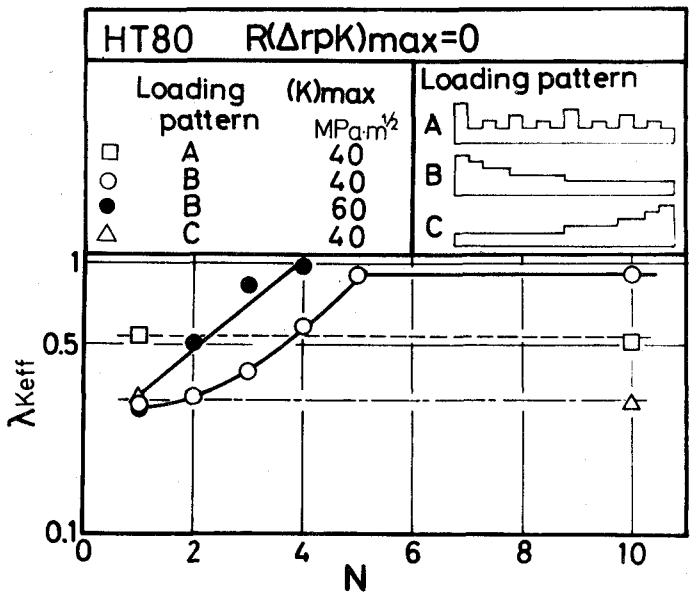


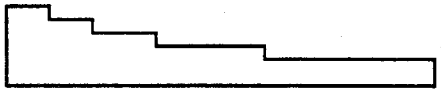
図6-14　5段ランダム荷重試験のNに対するき裂進展速度比λ_{Keff}

について、前出の図6-9にそれぞれ菱形および四角印で示した。繰返し漸減5段ランダム荷重下においてもランダム荷重下のK_{op}は、ランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアと同じ振幅、応力比を持つ一定振幅荷重試験結果とほぼ一致している。

繰返し漸減5段ランダム荷重下の1ブロック全体のき裂進展速度比λ_{Keff}を単位ブロックの長さを表すパラメータNに対してプロットしたものを図6-14に示す。図中丸印が漸減5段ランダム荷重の試験結果であり、あわせて前述した5段ランダム荷重の試験結果を四角印で、後述する漸増5段ランダム荷重試験結果を三角印で示している。白丸は$(K)_{max}$=40 MPam$^{1/2}$の場合の、黒丸は60 MPam$^{1/2}$の場合の結果であるが、Nが1の場合には$(K)_{max}$の大きさにかかわらず、λ_{Keff}は0.3と小さい値を取り、有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}に対してもき裂進展速度の遅延を示す。しかしNの増加とともにλ_{Keff}は上昇し$(K)_{max}$=40 MPam$^{1/2}$の場合にはN=5で、60 MPam$^{1/2}$ではN=4でほぼ1に達し、それ以上のNに対してはλ_{Keff}はほぼ1の一定値を示す。

表6-3は$(K)_{max}$=40 MPam$^{1/2}$、N=2および5の試験条件における1ブロック内の各レベルにおける繰返し数n_i、き裂進展速度比λ_{Keff}、き裂進展量Δaおよび1ブロック全体のn、λ_{Keff}、$(\Delta a)_{block}$を示したものである。Nが2と小さい場合1ブロック全体のλ_{Keff}が0.321となり遅延を示すのに対して、N=5の場合には1ブロック全体のλ_{Keff}はほぼ1となっている。各単位ブロックに対するλ_{Keff}をみると、N=2、5の両者ともレベル1では当然ながらほぼ1の値となるが、レベル2についてもほぼ1の値となり遅延が認められず、レベル1{$(K_1)_{max}$=40 MPam$^{1/2}$}からレベル2{$(K_2)_{max}$=36 MPam$^{1/2}$}への荷重変動は、

表6-3　漸減5段ランダム荷重の各レベルのλ_{Keff}とΔa(N=2、5の場合)

Loading pattern B 

Level	$(K_i)_{max}$ MPam$^{1/2}$	ω_{pi} mm	N=2			N=5		
			n_i	λ_{Keff}	Δa	n_i	λ_{Keff}	Δa
1	40.0	0.303	1000	0.916	0.012	2500	0.985	0.032
2	36.0	0.246	1000	0.971	0.009	2500	0.954	0.022
3	32.0	0.194	6000	0.348	0.006	15000	0.938	0.086
4	28.0	0.149	24000	0.219	0.011	60000	0.861	0.220
5	24.0	0.109	32000	0.273	0.012	80000	0.959	0.209
Block			64000	0.321	0.050	160000	0.922	0.568

レベル2におけるき裂展挙動に対してほとんど影響を与えないようである。しかしN=2の場合、レベル3、4、5では単位ブロックのき裂進展速度比λ_{Keff}は0.2～0.3の小さい値を取り、ΔK_{eff}に対しても遅延を示している。これは前節で述べた高－低2段変動ランダム荷重下の遅延挙動と同様に、急激な荷重変動の影響が低レベルランダム荷重下で現われるためであり、N=2のように1ブロックの長さが比較的短い漸減5段ランダム荷重の場合には、最低レベルのレベル5に対しては直前に負荷される高いレベル4だけでなくそれ以前のレベル1、2、3のランダム荷重負荷も影響を及ぼすものと考えられる。前節で述べたK値レベルを$(K_H)max$=40 MPam$^{1/2}$ {=$(K1)max$}から$(K_L)max$=24 MPam$^{1/2}$ {=$(K5)max$}へと減少させた高－低2段変動ランダム荷重試験では、高レベルランダム荷重の低レベルランダム荷重におけるき裂進展速度に及ぼす影響域は、高レベルランダム荷重に含まれる最大K値による平面ひずみ塑性域寸法ω_p程度であったことから、漸減5段ランダム荷重試験においても荷重変動により低レベルでのき裂進展に影響が生じるならば、その影響域寸法はそれ以前に負荷された高レベルに含まれる最大K値による繰返し平面ひずみ塑性域寸法に等しいか、それよりも小さい程度であると考えられる。N=2の場合には、表6-3にみられるように1ブロックのき裂進展量$(\Delta a)block$はレベル1の$(K1)max$による塑性域寸法 ω_{p1}の0.17程度である。したがって、レベル2以下の全ての低レベルランダム荷重におけるき裂進展はレベル1での塑性域内に含まれ、き裂進展の遅延が生じていると考えられ、このためレベル3、4、5で単位ブロックに対す

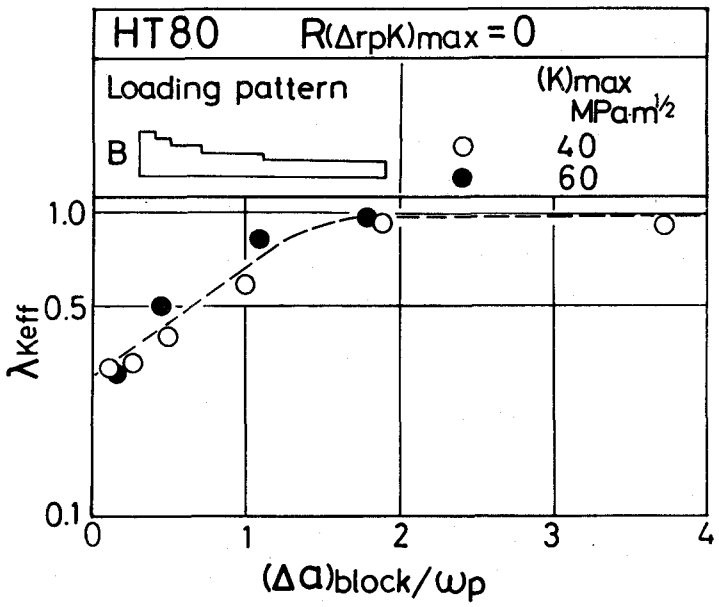


図6-15 $(\Delta a)block/\omega_p$で整理した漸減5段ランダム荷重試験のき裂進展速度比λ_{Keff}

るき裂進展速度比λ_{Keff}が0.2～0.3の小さい値を取ったものと思われる。一方N=5の場合には、繰返し数の増加によって、$(\Delta a)_{block}$はω_{pl}の1.87倍程度と大きくなる。したがってレベル1の影響域を脱してき裂が進展する低レベル荷重単位ブロックが存在し、さらに繰返し数の増加によって各々の低レベルランダム荷重における定常的なき裂進展期間が、そのレベル直前に位置する高レベルランダム荷重の影響により遅延が生じるき裂進展期間に比べて相対的に大きくなるために、表6-3に見られるように全てのレベルの単位ブロックにおいてλ_{Keff}がほぼ1の値を取るようになったものと考えられる。そこで1ブロックでのき裂進展量$(\Delta a)_{block}$を1ブロック内に含まれる最大K値$(K)_{max}$による平面ひずみ塑性域寸法ω_pで除した無次元き裂進展量$(\Delta a)_{block}/\omega_p$に対して$\lambda_{Keff}$を再整理し図6-15に示す。黒丸および白丸の結果が一致し、λ_{Keff}は$(K)_{max}$値にかかわらず$(\Delta a)_{block}/\omega_p$が1.9程度になったところでほぼ1になることがわかる。このように繰返し漸減5段ランダム荷重ではき裂進展挙動はランダム荷重に含まれる最大K値の大きさや1ブロックの総繰返し数によって異なるが、き裂進展量をランダム荷重に含まれる最大K値による平面ひずみ塑性域寸法で無次元化して考えれば、一つの挙動として表される。すなわち荷重変動の周期が短く1ブロックでのき裂進展量ω_pに比べて小さい場合にはΔK_{eff}に対しても遅延を生じるが、荷重変動周期が長くなり1ブロックでのき裂進展量がω_pの2倍程度以上になると荷重変動による影響は無視しうる程小さくなり、き裂進展量はΔK_{eff}に関する修正マイナ形の推定法で評価できることがわかる。

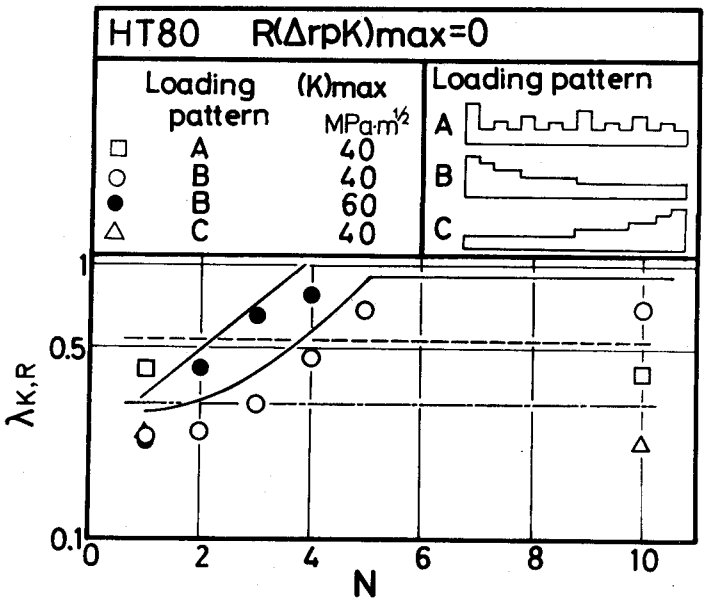


図6-16　5段ランダム荷重試験のNに対するき裂進展速度比$\lambda_{K,R}$

図6-16には、き裂進展速度比$\lambda_{K,R}$で整理した結果を示している。図中丸印は漸減5段ランダム荷重、四角印は5段ランダム荷重、三角印は漸増5段ランダム荷重の場合の結果を表している。なお図中には比較のため図6-14のλ_{Keff}の結果を実線、破線、一点鎖線で示す。$\lambda_{K,R}$の全体的傾向は、前述したλ_{Keff}とほぼ同様であるが、その絶対値はλ_{Keff}より小さくλ_{Keff}が1となるNの値においても$\lambda_{K,R}$は0.75程度の低い値となる。これは既に図6-10のところで説明したように実際のき裂開口点と推定に用いた開口点の差異に起因していると考えられ、漸減5段ランダム荷重の場合においても5段ランダム荷重の場合と同様に1ブロック内の進展量を簡単に各レベルの定常ランダム荷重下での進展量の線形和として評価した場合、若干安全側の評価となる。

6.4.4　繰返し漸増5段ランダム荷重試験

漸増5段ランダム荷重試験は、ランダム荷重に含まれる最大K値$(K)max$を40 MPam$^{1/2}$に固定し、N=1と10の2つの波形について行った。

図6-17はN=1の場合の荷重－引算変位ヒステリシスの一例で、1ブロック内のランダムに変動する荷重サイクルのうち開口点を横切る代表的なサイクルについてのみ示したものである。図からわかるようにき裂開口点K_{op}は1ブロックを通じてほぼ一定である。また荷重－引算変位ヒステリシスの例は省略するが、1ブロックの総繰返し数が3.2x10^{5}サイクルと長くなる波形の場合もき裂開口点は1ブロックを通じてほぼ一

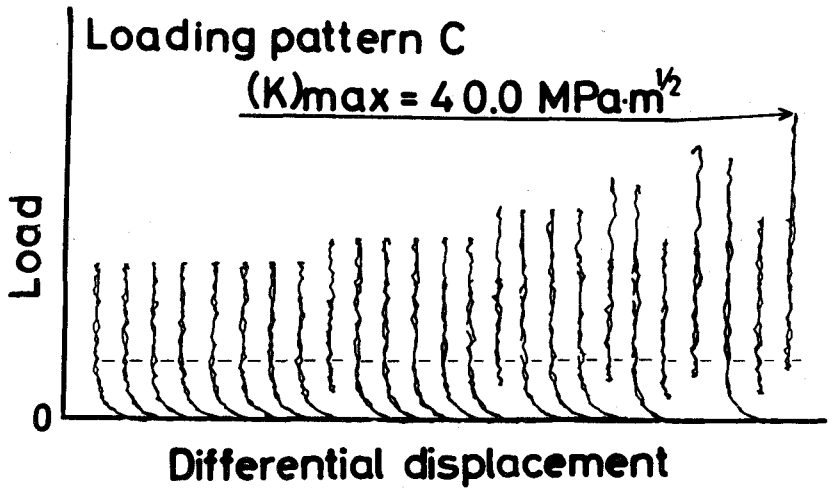


図6-17　漸増5段ランダム荷重下の荷重－引算変位ヒステリシス例

定であった。この場合もき裂開口点K_{op}は前出の図6-9に三角印で示したように一定振幅結果とほぼ一致している。

繰返し漸増5段ランダム荷重下の1ブロックでのき裂進展速度比$\lambda_{K_{eff}}$は図6-14に三角印で示したように、Nの値にかかわらず0.3程度の小さい値を取り、有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}に対しても遅延を示す。これはこの場合、32個の単位ブロックからなる最低レベル5のランダム荷重が前のブロックの最高レベルのランダム荷重の直後にいつも位置するため、高－低2段変動ランダム荷重と同様の遅延現象がレベル5で常に生じているからである。さらにここで試験した繰返し漸増5段ランダム荷重の範囲では1ブロック内でのき裂進展量{$(\Delta a)_{block}$= 0.301 mm}がω_pに比べて小さく、き裂はいつも高レベル荷重の塑性域内で進展することになりき裂進展の遅延が生じ、き裂進展速度比$\lambda_{K_{eff}}$は図6-14中四角印で示した5段ランダム荷重の場合の0.5に比べても小さくなったものと思われる。

6.5　ランダム荷重に重畳する平均荷重が変動する場合の疲労き裂進展挙動

6.5.1　試験方法

荷重波形は前節と同様の1000個の極値からなるガウス性広帯域疑似ランダム波形を単位ブロックとし、これに適当な平均荷重を加え、図6-18に示すように平均荷重が繰返し2段に変動するランダム荷重としたものである。試験は高張力鋼HT80材を用いて、単位ブロックのランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta_{rp}K)_{max}$を28 MPam$^{1/2}$として平均荷重を26 MPam$^{1/2}$と14 MPam$^{1/2}$に繰返し2段に変動させる条件、$(\Delta_{rp}K)_{max}$を20 MPam$^{1/2}$として平均荷重を30 MPam$^{1/2}$と10MPam$^{1/2}$に繰返し2段に変動させる条件の2種の荷重条件下で行った。この場合いずれの荷重条件においても2段繰返し波形中の最大K値は40 MPam$^{1/2}$で、高レベルランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアの応力比$R(\Delta_{rp}K_H)_{max}$は前者で0.3、後者で0.5となり、低レベルランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアの応力比$R(\Delta_{rp}K_L)_{max}$はいずれの場合にも0となる。1ブロックを構成する高、低レベルの単位ブロックの個数N_H、N_Lを表6-4に示すように各々の荷重条件に対して1から120と広範囲に変化させその影響を調べた。

表6-4　平均荷重２段変動ランダム荷重試験条件

	N_H/N_L
$(\Delta rpK_H)max$=20 MPam$^{1/2}$ $R(\Delta rpK_H)max$ =0.5 $(\Delta rpK_L)max$=20 MPam$^{1/2}$ $R(\Delta rpK_L)max$ =0.0	1/1 2/2 5/5 10/10 20/20 30/30 40/40 50/50 55/55 60/60 100/100 30/120
$(\Delta rpK_H)max$=28 MPam$^{1/2}$ $R(\Delta rpK_H)max$ =0.3 $(\Delta rpK_L)max$=28 MPam$^{1/2}$ $R(\Delta rpK_L)max$ =0.0	1/1 2/2 5/5 10/10 50/50 100/100

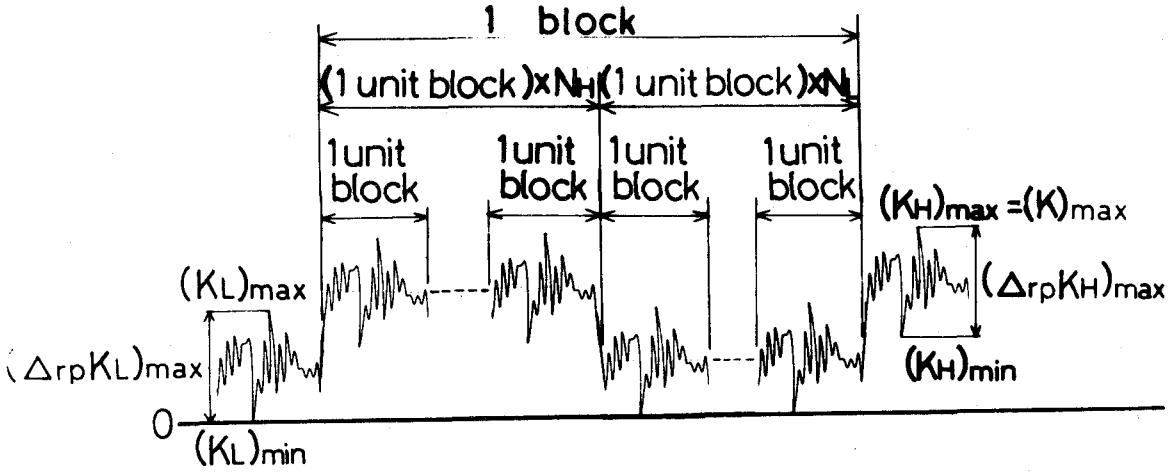


図6-18　平均荷重２段変動ランダム荷重パターン

6.5.2　試験結果および考察

高レベルランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta rpK_H)max$= 28 MPam$^{1/2}$、$R(\Delta rpK_H)max$ =0.3、低レベル荷重の$(\Delta rpK_L)max$=28 MPam$^{1/2}$、$R(\Delta rpK_L)max$= 0.0で１ブロック内の各レベルの単位ブロック数N_H、N_Lがともに100の場合の代表的な荷重－引算変位ヒステリシスの自動計測例を図6-19に示す。ランダム荷重振幅に重畳する平均荷重が一定で変動しない定常なランダム荷重下では、応力比$R(\Delta rpK)max$ =0.3の場合、き裂開口点(後出の図6-20中の２点鎖線で示される値)はそのランダム荷重に含まれる最

低K値$(K)_{min}$(=12 MPam$^{1/2}$)より高く、き裂の閉口が認められた。これに対して、平均荷重が繰返し2段に変動するランダム荷重の場合には、ヒステリシスからわかるようにき裂開口点が高レベルランダム荷重の最低K値$(K_H)_{min}$より低くなり、き裂は高レベルランダム荷重下では完全に開口し、低レベルランダム荷重下でのみ閉口する挙動を示す。また低レベルランダム荷重と同じ$(\Delta_{rp}K)_{max}$=28 MPam$^{1/2}$で応力比$R(\Delta_{rp}K)_{max}$=0の定常ランダム荷重下のき裂開口点は約5.3 MPam$^{1/2}$であったのに対して、図中横線で示す平均荷重が2段に繰返し変動する場合の実測したき裂開口点は9 MPam$^{1/2}$であり、低レベルランダム荷重下においては開口点が上昇していることがわかる。このように平均荷重変動は、高、低レベル荷重それぞれにおけるき裂開閉口挙動に影響を及ぼすことがわかる。

高レベルランダム荷重に対する最大のKのレンジペアの応力比$R(\Delta_{rp}K_H)_{max}$が0.5の場合には、平均荷重が一定の定常ランダム荷重下ではき裂の閉口現象は認められず、き裂は全荷重範囲で開口するため、平均荷重変動下でも高レベルランダム荷重下においてはき裂は完全に開口し、き裂閉口は低レベルランダム荷重下でのみ認められた。その場合低レベルランダム荷重下でのき裂開口点は上述の$R(\Delta_{rp}K_L)_{max}$=0.3の場合と同様に低レベルランダム荷重が独立に負荷される定常なランダム荷重下のそれよりも上昇し平均荷重変動の影響が現われた。

図6-20は低レベルランダム荷重下におけるき裂開口点K_{op}を1ブロック内の低レベルの単位ブロック数N_L(ほとんどの試験条件でN_L=N_H)に対してプロットしたもので、白丸が$(\Delta_{rp}K_H)_{max}$=20 MPam$^{1/2}$、$R(\Delta_{rp}K_H)_{max}$=0.5、三角印が$(\Delta_{rp}K_L)_{max}$=28 MPam$^{1/2}$、

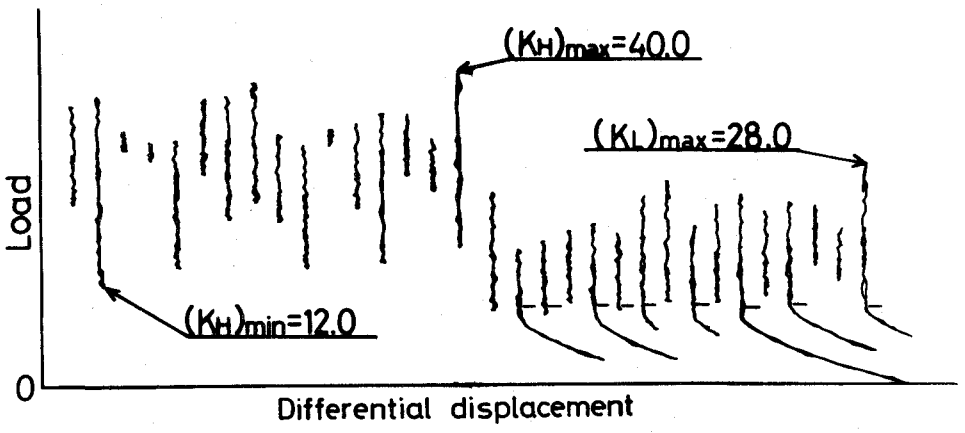


図6-19　平均荷重2段変動ランダム荷重下の荷重－引算変位ヒステリシス例

$R(\Delta rpK_L)max$=0.3の試験結果である。図中の各種水平線は、一定振幅荷重下のき裂開口点を示している。一点鎖線は最大K値$Kmax$が 20 MPam$^{1/2}$で応力比Rが0の場合、破線は$Kmax$=28 MPam$^{1/2}$、R=0の場合、実線は$Kmax$=40 MPam$^{1/2}$、R=0、二点鎖線は$Kmax$=40 MPam$^{1/2}$で応力比Rが0.3と0.5の場合のき裂開口点を表す。前述したようにき裂開口点

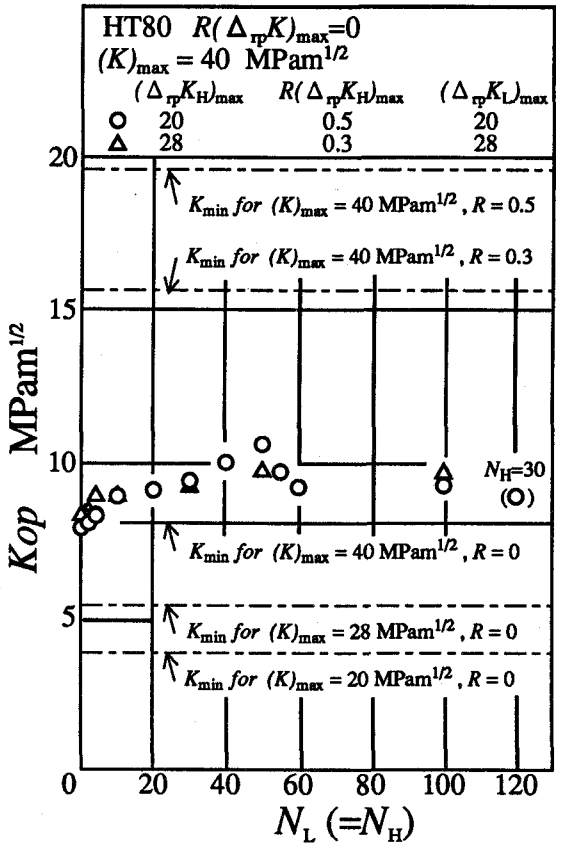


図6-20　き裂開口点に及ぼす荷重ブロック長さの影響

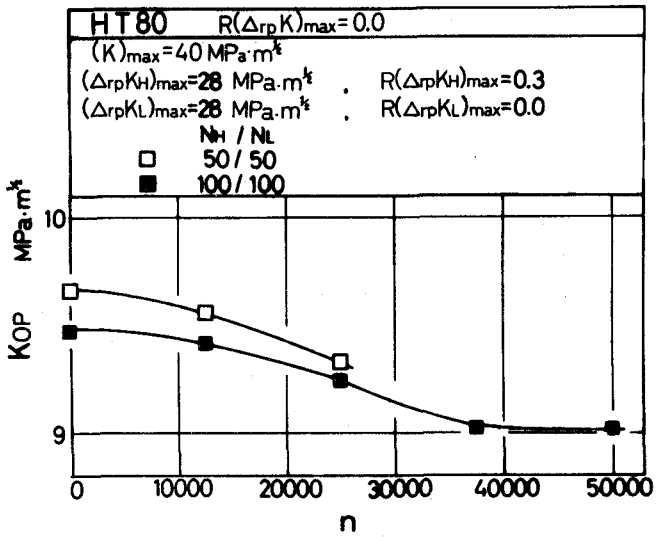


図6-21　低レベルランダム荷重１ブロック内のき裂開口点の変化

K_{op}は、それぞれの低レベルランダム荷重に含まれる最大K値と同じ大きさの$\Delta K(R=0)$の一定振幅荷重試験の定常値よりも高く、N_Lの小さいところでは平均荷重が2段に繰返し変動するランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta rpK)max$=40 MPam$^{1/2}$と同じ大きさの$\Delta K(R=0)$の一定振幅荷重試験の定常値(図中実線)にほぼ一致している。しかしき裂開口点K_{op}はN_Lの増加とともに徐々に上昇し、N_L=N_H=50近傍で最大となりそれ以上では逆に緩やかに低下する。これは高い平均荷重を有するランダム荷重下のき裂開口点(図中二点鎖線)が、平均荷重が2段に繰返し変動するランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta rpK)max$と同じ大きさのΔK(=40 MPam$^{1/2}$)、応力比(R=0)を持つ一定振幅荷重下のき裂開口点より一般的に高く、高レベルランダム荷重の繰返しの増加にともなって、より高い高レベルランダム荷重下の定常値の方に近づくためだと考えられる。以上のように1ブロック内のき裂開口点は各レベルを構成する単位ブロック数が少なく荷重変動が比較的頻繁に起こる場合にはほとんど変化を示さないが、低レベルランダム荷重の単位ブロック数N_Lが大きくなるにしたがい若干の変化を示すようになる。図6-21に高レベルランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアの応力比$R(\Delta rpK_H)max$が0.3の場合について、1ブロック内での平均荷重変動後のK_{op}の変化を低レベルランダム荷重での繰返し数nに対して示す。白四角印が高、低各レベルの単位ブロック数がともに50、黒四角印が100 の場合の試験結果である。いずれの場合も高い平均荷重を有する高レベルランダム荷重の比較的長い繰返し数により上昇したき裂開口点が低レベルでのランダム荷重の繰返しにともなって低下している。白四角印のN_L=N_H=50の試験条件の場合には、低レベルランダム荷重負荷中ずっと、すなわち総繰返し数n(=N_Lx500)=25000サイクルまでき裂開口点は低下し続けるが、黒四角印のN_L=N_H=100の場合には、き裂開口点の低下はn=40000サイクル程度で飽和している。しかしこの場合き裂開口点は低レベルランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアと同じ大きさの$\Delta K(R=0)$=28 MPam$^{1/2}$の一定振幅荷重下のき裂開口点5.3 MPam$^{1/2}$まで低下することはないようである。

以上のように、平均荷重が2段に繰返し変動するランダム荷重下のき裂開口点K_{op}は高、低各レベルの繰返し数の大きさによっても影響を受ける。各レベルに含まれる単位ブロック数N_H、N_Lが小さく平均荷重の変動が比較的短い周期で生じる場合には、K_{op}は応力比が一定の定常ランダム荷重の場合と同様にランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta rpK)max$とその応力比$R(\Delta rpK)max$と同じ振幅、応力比を持つ一定振

幅荷重下のき裂開口点とほぼ一致する。しかしながらN_H、N_Lが大きく平均荷重変動の周期が比較的長い場合には、K_{op}は高い平均荷重を有する高レベルランダム荷重での繰返し数の影響を受けある程度上昇するが、低レベルランダム荷重下での荷重繰返しにともなうK_{op}の低下も存在するのでき裂開口点の上昇には限度があるようである。

図6-22に、平均荷重が繰返し2段に変動するランダム荷重下での1ブロックの平均き裂進展速度をき裂進展速度比λ_{Keff}および$\lambda_{K,R}$で整理して示す。この場合の$\lambda_{K,R}$は高、低両レベル荷重に対応する平均荷重一定のランダム荷重がそれぞれ単独に負荷される定常ランダム荷重下の平均き裂進展速度から線形和によって推定した1ブロック当りのき裂進展量と実際のき裂進展量の比として定義した。また図6-23は1ブロック内での単位ブロックの繰返し数が比較的大きく、高、低各レベルのランダム荷重下でのき裂進展量が分離して測定できた試験条件に対して高、低レベル荷重それぞれにおけるき裂進展速度比$(\lambda_{Keff})_H$, $(\lambda_{Keff})_L$を示したものである。両図において丸印は高レベルのランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアの応力比$R(\Delta rpK_H)max$が0.3の場合、三角印は$R(\Delta rpK_H)max$が0.5の場合の結果である。図6-22において黒丸、黒三角で示すき裂進展速度比$\lambda_{K,R}$はすべての試験条件に対して1以下であり、低レベルランダム荷重に含まれる単位ブロック数の増加とともに低下する傾向を示す。これは$\lambda_{K,R}$が高、低各レベ

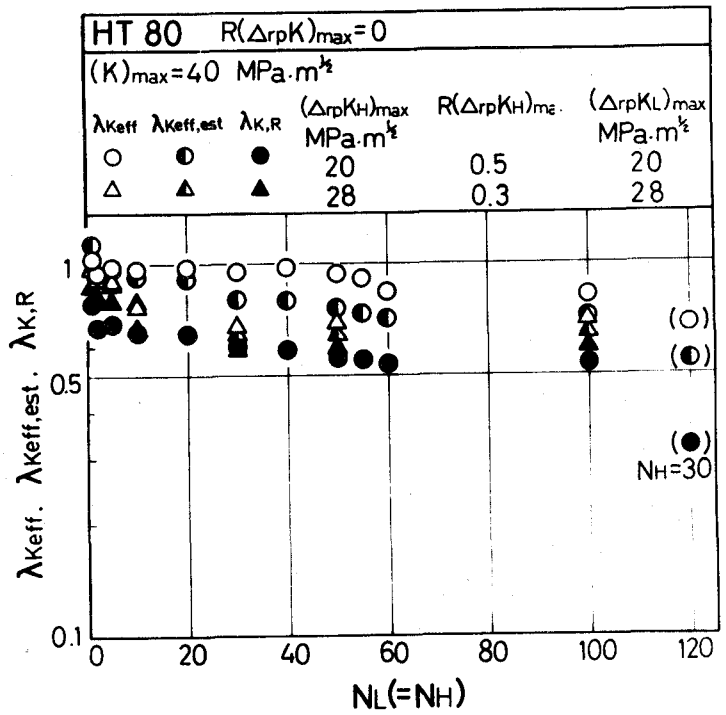


図6-22　平均荷重2段変動ランダム荷重下のき裂進展速度比

ルのランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta rpK)max$と応力比$R(\Delta rpK)max$にのみ基づき計算が行われ、実際のき裂開閉口挙動を考慮しないためで、特にN_Lの増加とともに$\lambda_{K,R}$が低下するのは前出の図6-20に示したようにき裂開口点がN_Lの増加とともに上昇することに起因する。これに対して実際のき裂開閉口挙動を考慮したき裂進展速度比λ_{Keff}は、白丸で示す$(\Delta rpK_H)max$=20 MPam$^{1/2}$、$R(\Delta rpK_H)max$=0.5の場合、N_L=50程度まではほぼ1、それ以上のN_Lでは1以下になる。一方白三角印で示す$(\Delta rpK_H)max$=28 MPam$^{1/2}$、$R(\Delta rpK_H)max$ =0.3の場合にはN_Lが10以上でλ_{Keff}は0.5～0.7となる。これらのき裂進展挙動の詳細を図6-23のように高、低レベル荷重に分けてみると、高レベルランダム荷重の単位ブロックに対するき裂進展速度比$(\lambda_{Keff})_H$は$(\Delta rpK_H)max$、N_Lの値にかかわらず全ての場合にほぼ1であるのに対して、低レベルランダム荷重単位ブロックに対する$(\lambda_{Keff})_L$は高レベル荷重の応力比$R(\Delta rpK_L)max$=0.3 の場合には約0.25、$R(\Delta rpK_L)max$=0.5 の場合には0.6 程度となり、ランダム荷重に重畳する平均荷重が変動すればその影響により低レベルランダム荷重下でのき裂進展においては、ΔK_{eff} に関してもき裂進展速度の遅延現象が起こり、そのため１ブロック全体のλ_{Keff}が低くなる。なお図6-22において$R(\Delta rpK_H)max$ =0.5の場合の遅延現象が、$R(\Delta rpK_H)max$=0.3 の場合に比べて弱く現われるのは、負荷荷重レベルが高いことによって低レベルランダム荷重における遅延が後者に比べて強くないことのほかに、本研究で行った試験範囲では、１ブロック内の

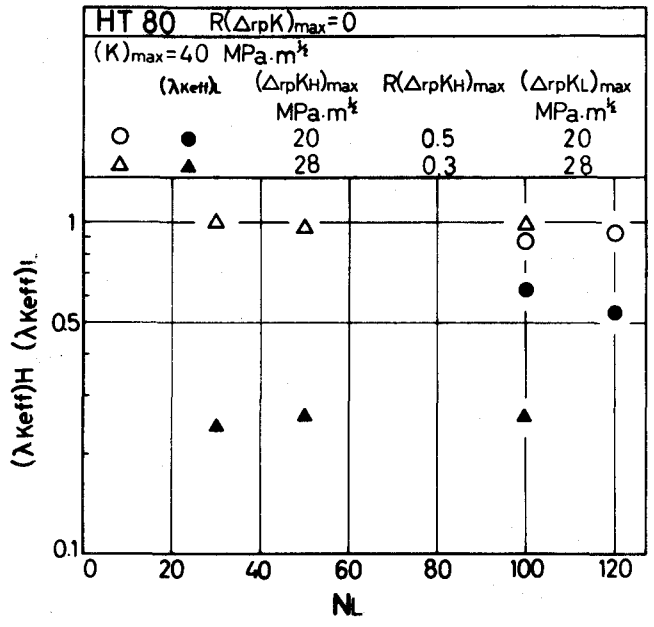


図6-23　高、低レベルランダム荷重下でのき裂進展速度比

低レベルランダム荷重下のき裂進展量が高レベルでのき裂進展量に対し、$R(\Delta rpK_H)max$ =0.3の場合に1/1.7であるるのに対して$R(\Delta rpK_H)max$=0.5の場合には1/3.5と相対的に小さく、低レベルランダム荷重での遅延効果が1ブロック全体としては現われにくいためである。特にN_Lが50以下ではこの傾向が強く1ブロックのλ_{Keff}はほぼ1に近い値を示しているものと考えられる。したがって、$R(\Delta rpK_H)max$=0.5の試験条件でも高レベルランダム荷重の単位ブロック数をN_H=30にし、低レベルランダム荷重の単位ブロック数N_Lを120と増し、低レベルランダム荷重下でのき裂進展量を相対的に大きくすれば、低レベルランダム荷重での遅延の効果が強く現われ、図6-22中のN_L=120のところに括弧つきの白丸で示すようにき裂進展速度比λ_{Keff}は約0.7程度まで下がる。

このように本研究で行った試験範囲では、平均荷重変動により低レベルランダム荷重においてはき裂開口点K_{op}が上昇することに加え、上昇したK_{op}を考慮した有効応力拡大係数のレンジペアΔrpK_{eff}に対しても遅延現象が起こるため、λ_{Keff}、$\lambda_{K,R}$はいずれの場合においても1以下となり、両方法による推定値は安全側になる。特に高、低レベル荷重単独の平均荷重一定ランダム荷重下の進展量の線形和を用いる$\lambda_{K,R}$形の推定ではかなりの安全側となる。しかし以上のような低レベルランダム荷重における遅延の他に平均荷重が繰返し2段に変動するランダム荷重下では平均荷重変動の影響により、高レベルランダム荷重下におけるき裂開口点が平均荷重が変動しない場合の開口点よ

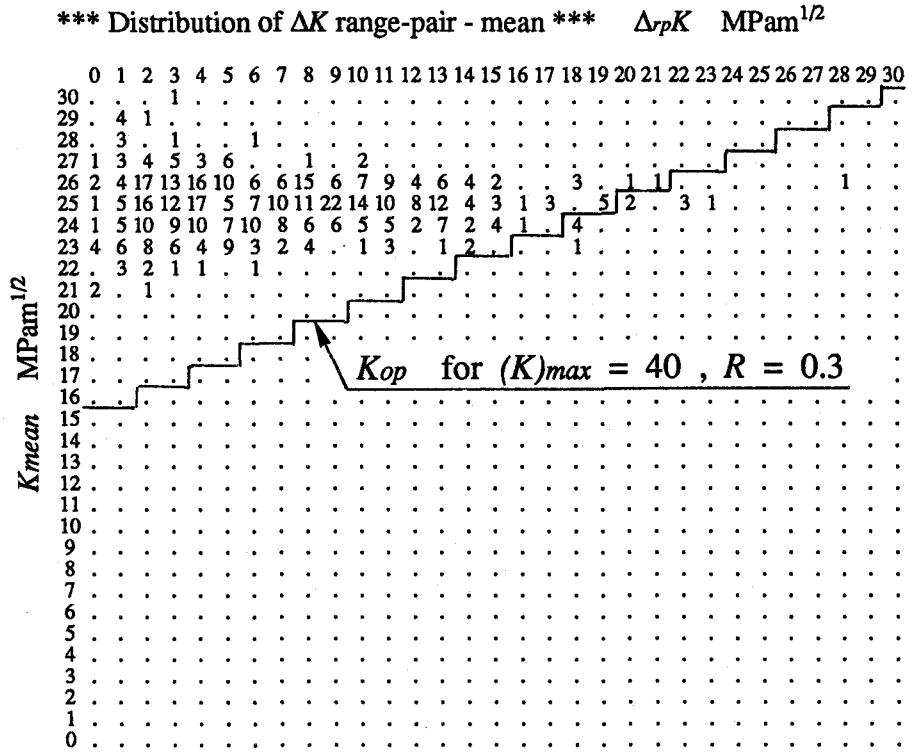


図6-24　高レベルランダム荷重のK値レンジペアー・ミーン分布

り低下する。この高レベルランダム荷重下での開口点の低下は通常のΔKによる整理や$(\lambda_{K,R})_H$の整理においては加速現象として現われるるはずである。しかし図6-22において$\lambda_{K,R}>1$にならない理由としては、主に以下の２つが考えられる。一つは本試験条件のような場合、$\lambda_{K,R}$は低レベルのランダム荷重でのき裂進展をいつも過大に評価するためである。もう一つは本研究で用いた疑似ランダム波形がガウス性広帯域ランダム変動波形であり、図6-24に示す高レベルランダム荷重の単位ブロック内のK値のレンジペア・ミーン分布と、図中実線で示される定常ランダム荷重下のき裂開口点K_{op}の関係からわかるように１ブロック中で実際にこのK_{op}を横切る荷重サイクルは非常に少なく、たとえこのK_{op}が$(K_H)_{min}$以下に低下したとしても単位ブロック全体としての$\Delta_{rp}K_{eff}$の増加は微小で平均き裂進展速度にはその効果がほとんど現われないためである。したがって、高レベルランダム荷重波形ではほとんど全ての荷重サイクルがき裂開口点を横切り、かつ低レベルランダム荷重では遅延が抑制されるような、例えば平均荷重が正負に繰返し変動するようなランダム荷重下では、上述の高レベルランダム荷重下でのK_{op}の低下による加速現象が著しく現われ、$\lambda_{K,R}$による推定では危険側の評価になる可能性もあり、次節ではそのような問題を取上げる。

6.6　ランダム荷重に圧縮ピーク荷重が周期的に負荷される場合の疲労き裂進展挙動

6.6.1　試験方法

供試材料としては、HT80材に比べき裂開閉口挙動に圧縮荷重の影響が比較的現われ易いSM50A鋼を用いた。試験荷重波形としては、2.3.1節で述べた方法によって得られたガウス性広帯域疑似ランダム波形を平均値のまわりで反転した図6-25にその一部を示すような1792個の極値からなる応力比$R(\Delta_{rp}K)_{max}=0$の疑似ランダム波形を単位ブロックとして、この単位ブロックをN回繰返す毎にランダム荷重に含まれる最大K値と大きさの等しい圧縮ピーク荷重を負荷する図6-26に示すような波形を用いた。試験はランダム荷重に含まれる最大のK値$(K)_{max}$を28 MPam$^{1/2}$とし、主に圧縮ピーク荷重の繰返し数N_cを1として、その負荷周期単位ブロック数Nを変えて行ったが、一部圧縮ピーク荷重を連続5サイクル負荷する試験をもあわせて行った。

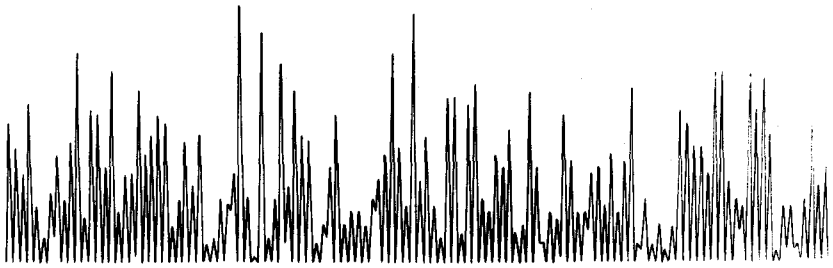


図6-25　疑似ランダム荷重波形

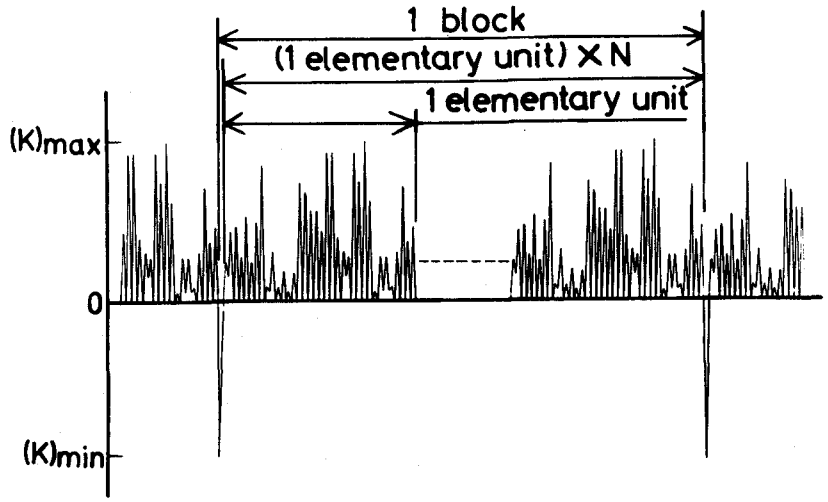


図6-26　周期的な圧縮荷重が負荷されるランダム荷重パターン

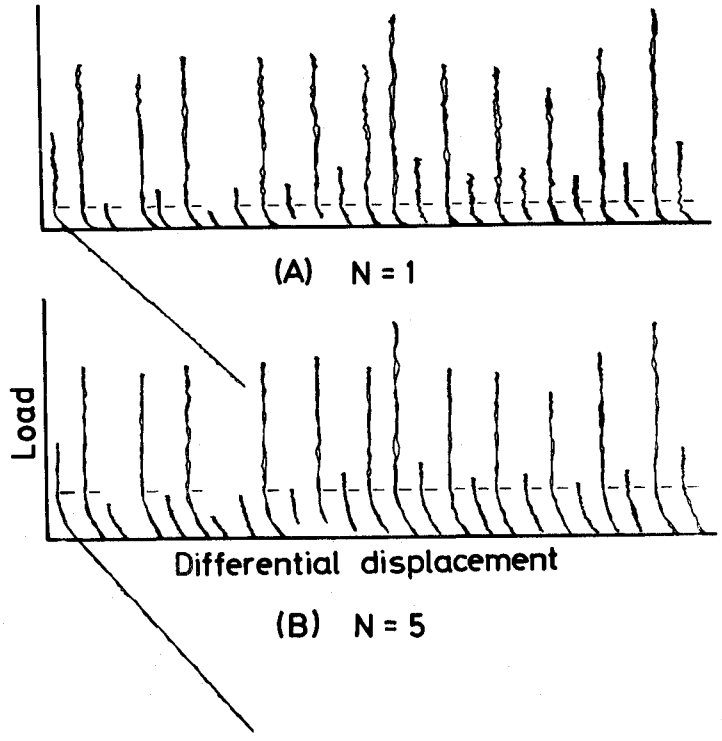


図6-27　ランダム荷重下の荷重－引算変位ヒステリシス例

6.6.2　試験結果および考察

図6-27は圧縮ピーク荷重を繰返し負荷したランダム荷重下の荷重－引算変位ヒステリシスの自動計測例であるが、短い横線で示すき裂開口点はいずれの場合も変動荷重波形１ブロックを通じてほぼ一定となっている。荷重－引算変位ヒステリシスの計測例は省略するが、他の試験条件においてもき裂開口点は変動荷重波形１ブロックを通じてほぼ一定であった。き裂開口点は図からわかるように、圧縮ピーク荷重の負荷周期が短いN=1の場合の方が、負荷周期が5倍に長くなるN=5の場合に比べて著しく低くなる。Nを変えた場合のき裂開口点K_{op}をランダム荷重に含まれる最大K値$(K)_{max}$に対してプロットすると図6-28のようになる。ここで、大きな丸印は圧縮ピーク荷重を1サイクルだけ負荷した場合の試験結果であり、白四角印は圧縮ピーク荷重を連続5サイクル負荷した場合の試験結果である。また黒丸、黒三角印はそれぞれ応力比Rが-1および0の一定振幅荷重下のき裂開口点を、白三角印は圧縮ピーク荷重を負荷しない応力比$R(\Delta_{rp}K)_{max}$=0 の場合の定常ランダム荷重下のき裂開口点を表している。圧縮ピーク荷重負荷周期Nが1の圧縮荷重が比較的頻繁に負荷されるランダム荷重の場合のき裂開口点は、定常なランダム荷重の場合と同様にランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta_{rp}K)_{max}$とその応力比$R(\Delta_{rp}K)_{max}$=-1と同じ振幅のΔK、応力比をもつ一定振幅荷重下のき裂開口点にほぼ等しくなっていることがわかる。しかしNが大きくなり圧縮ピーク荷重が負荷される周期が比較的長くなるにつれてき裂開口点は徐々に上昇し、

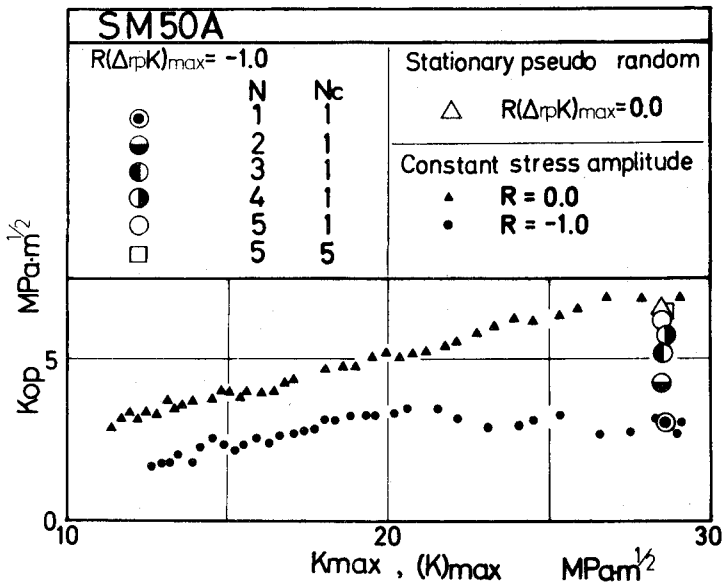


図6-28　き裂開口点に及ぼす圧縮荷重負荷周期の影響

圧縮ピーク荷重1サイクル負荷の試験条件では、負荷周期が最も長くなるN=5の場合には、圧縮ピーク荷重を負荷しない$R(\Delta rpK)max$=0の定常ランダム荷重下およびR=0の一定振幅荷重下のき裂開口点にほぼ等しくなる。また圧縮ピーク荷重サイクルN_cを1から5に増加させた場合にも、白四角印で示すようにき裂開口点の低下は認められず、R=0の一定振幅荷重下のき裂開口点にほぼ等しくなる。

以上のことから、圧縮ピーク荷重が繰返し負荷されるランダム荷重下のき裂開口点は、圧縮ピーク荷重サイクルの連続繰返し数の影響はほとんど受けず、圧縮ピーク荷重が負荷される間隔によって定まっていることがわかる。

図6-29は圧縮ピーク荷重1サイクルを負荷する試験における1ブロック全体のき裂進展量をき裂進展速度比λ_{Keff}、$\lambda_{Keff,est}$、$\lambda_{K,R}$で整理し、圧縮ピーク荷重負荷周期Nに対してプロットしたもので、あわせてNに対するき裂開口点の変化も示している。ここで$\lambda_{Keff,est}$は、ランダム荷重下のき裂開口点が圧縮ピーク荷重を含むランダム荷重に含まれる$(\Delta rpK)max$とその応力比$R(\Delta rpK)max$=-1により定まるとして、これから算出されるΔrpK_{eff}に関する線形加算則によりき裂進展速度を推定した場合のき裂進展速度比である。また図中N=∞における結果は圧縮ピーク荷重を負荷しない応力比$R(\Delta rpK_H)max$

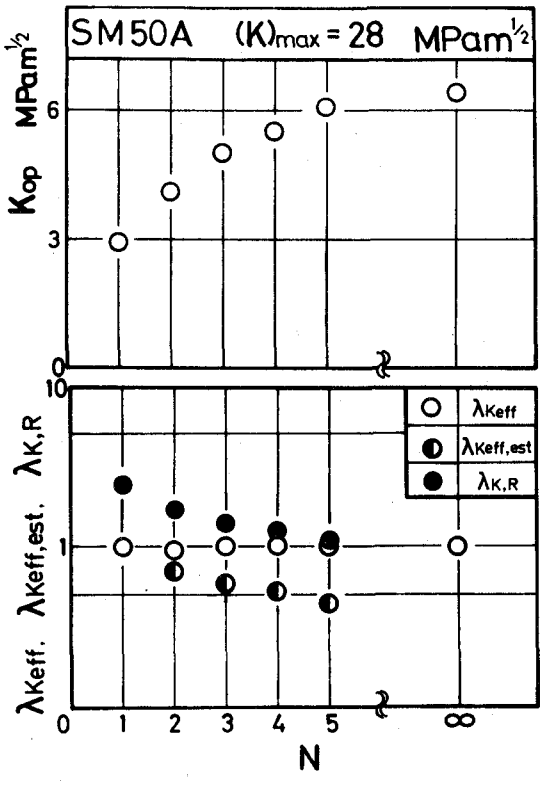


図6-29　き裂進展速度比に及ぼす圧縮荷重負荷周期の影響

=0の定常ランダム荷重の結果である。ただし本研究で用いたランダム荷重波形では、圧縮ピーク荷重サイクルによるき裂進展はないと考えられるので、$\lambda_{K,R}$形の推定法による予想進展量は応力比$R(\Delta rpK)max$=0の定常ランダム荷重下の１ブロック当りの進展量に等しくなる。$\lambda_{K,R}$はN=1で約2.4の高い値を示し、Nの増加に対して徐々に低下し、負荷周期の最も長いN=5では約1.07となっている。このように$\lambda_{K,R}$は試験範囲全体で1より高い値となっており、繰返し圧縮荷重負荷の影響により、ランダム荷重下でのき裂進展速度がΔKに対して加速し、危険側の予測になっていることがわかる。

一方、実際のき裂開閉口挙動を考慮したき裂進展速度比λ_{Keff}は、Nの値にかかわらず試験範囲全体でほぼ1の値となり、応力比$R(\Delta rpK)max$=0のランダム荷重に圧縮ピーク荷重が繰返し負荷される変動荷重下においても、き裂進展速度は通常の定常ランダム荷重の場合と同様に$\Delta rpKeff$によって定まっていることがわかる。圧縮ピーク荷重サイクルを含むランダム荷重に含まれる$(\Delta rpK)max$とその応力比$R(\Delta rpK)max$=-1によってランダム荷重下のき裂開口点が定まるとしたき裂進展速度の推定法によるき裂進展速度比$\lambda_{Keff,est}$は、N=1においては実際のき裂開口点と予測されるき裂開口点がほぼ等しくなるためほぼ1の値となるが、圧縮ピーク荷重負荷周期の増加に伴うき裂開口点の上昇、すなわち$\Delta rpKeff$の減少を考慮しないため、$\lambda_{Keff,est}$は低下し圧縮ピーク荷重負荷周期が最も長くなるN=5では約0.45まで低下する。

以上のように$R(\Delta rpK)max$=0のランダム荷重に小頻度の圧縮ピーク荷重が繰返し負荷されるランダム荷重の場合には、圧縮ピーク荷重が負荷される周期が短いほどき裂開口点の低下は著しくなり、定常ランダム荷重下でのき裂進展量の線形和による推定法では、この圧縮荷重負荷の影響によるき裂開口点の低下を考慮できず危険側の推定結果を与える。この様なき裂進展速度の加速現象は、実際のき裂開閉口挙動を考慮した$\Delta rpKeff$によって良く評価でき、実測した$\Delta rpKeff$に基づく修正マイナ形の推定法は非常に精度よい推定結果を与える。なおき裂開口点として圧縮ピーク荷重サイクルを含むランダム荷重に含まれる$(\Delta rpK)max$とその応力比$R(\Delta rpK)max$=-1と同じ振幅、応力比を持つ一定振幅荷重下のき裂開口点を用いてき裂進展量を予想すれば、き裂開口点がこれ以下に低下することがないため安全側の推定となる。

6.7 結 言

本章では実働荷重としてよく現われる非定常ランダム荷重パターンとしてランダム荷重が高－低2段に変動する非定常ランダム荷重、大きさと長さの異なるガウス性ランダム荷重を組み合わせ実機の長期分布としてよく現われる指数分布を近似した繰返し5段ランダム荷重、ランダム荷重に重畳する平均荷重が2段に繰返し変動するランダム荷重および応力比0のランダム荷重に圧縮ピーク荷重を周期的に負荷するランダム荷重を選んで疲労き裂進展試験を行い、そのような場合のき裂進展挙動およびき裂開閉口挙動を明らかにするとともに、き裂進展速度の推定法の検討を行った。

得られた主な結果をまとめると次の通りである。

(1)高－低2段変動ランダム荷重下では、非定常な荷重変動により低レベルランダム荷重でき裂進展の遅延現象が生じ、これは有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}を用いて整理しても同じように現われる。このようにランダム荷重下においても荷重の変動が急激に起こる場合には、通常の過大荷重が単一に負荷される場合と同様にき裂進展速度の遅延が起こり、これはき裂開閉口挙動のみでは説明できないようである。

(2)長期分布が指数分布となる繰返し5段ランダム荷重下のき裂開口点は、本研究の試験範囲内では荷重パターン、荷重レベルによらず、また1ブロックでのき裂進展量がランダム荷重に含まれる最大K値による平面ひずみ塑性域寸法の数倍になる場合でもランダム荷重の1ブロック中を通じて一定であり、その値はランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペアに等しいΔK、Rをもつ一定振幅荷重下のき裂開口点にほぼ一致する。

(3)レベルの異なる単位ブロックランダム荷重が孤立して負荷される5段ランダム荷重では、1ブロック内での各単位ブロックのランダム荷重における平均き裂進展速度がその単位ブロックの負荷される位置によって異なり、低レベルのランダム荷重下では特にき裂進展の遅延現象や遅延の回復現象を示す。その結果ΔK_{eff}に関する修正マイナ形の線形加算則で推定したき裂進展速度は実際のき裂進展速度に比べて、各段を構成する単位ブロックの長さなどには余り関係なくやや安全側の評価となる。

(4)繰返し漸減5段ランダム荷重では、1ブロックの長さによりき裂進展挙動が異なる。すなわち1ブロックの周期が短く急激な荷重変動が頻繁に起こり、その間のき裂進展量がランダム荷重に含まれる最大K値による平面ひずみ塑性域寸法に比べて小さい場合には、荷重変動の影響が強く現われ、ΔK_{eff}に関してもき裂進展の遅延現象

を示す。しかしながら1ブロック当りのき裂進展量が塑性域寸法の2倍以上になる場合には、荷重変動による遅延の影響は小さくなり全体のき裂進展速度はΔK_{eff}に関する修正マイナ形の線形加算則でほぼ推定できる。

(5)繰返し漸増5段ランダム荷重では、最低レベルのランダム荷重が常に前のブロックの最高レベルのランダム荷重の直後に位置するため、急激な荷重変動によるき裂進展の遅延現象が顕著に現われ、き裂進展速度は非常に遅くなる。

(6)以上のように長期分布として同じ指数分布となるランダム荷重の場合でも、それを構成する短期分布のランダム荷重の長さや大きさあるいはその負荷順序が異なれば、き裂進展速度は大いに異なる。したがって、定常ランダム荷重が変動して構成される非定常変動荷重下の疲労き裂進展速度を評価する場合には分布形状ばかりではなく、それに含まれる定常ランダム荷重の長さや大きさ、さらに負荷順序をも十分に考慮する必要がある。

(7)ランダム荷重に重畳する平均荷重が繰返し2段に変動するランダム荷重において、平均荷重変動はき裂開閉口挙動に影響を及ぼし、高レベル荷重下のき裂開口点を平均荷重一定の定常ランダム荷重の場合より低下させ、低レベルランダム荷重下のき裂開口点を上昇させる。このき裂開口点は高、低レベル荷重ブロックの繰返し数によっても影響を受け、平均荷重変動が比較的短い周期で生じる場合には、ランダム荷重に含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta_{rp}K)_{max}$とその応力比と等しい大きさのΔK、Rをもつ一定振幅荷重下のき裂開口点にほぼ一致する。しかし平均荷重変動の周期が長くなるとき裂開口点は$(\Delta_{rp}K)_{max}$のみならず高い平均荷重を有する高レベルのランダム荷重の繰返し数の影響を受け、若干上昇する傾向を示す。

(8)圧縮ピーク荷重が周期的に負荷されるランダム荷重下のき裂開口点は圧縮ピーク荷重負荷周期によって異なり、負荷周期が比較的短い場合には$(\Delta_{rp}K)_{max}$とその応力比(<0)と等しい大きさのΔK、Rをもつ一定振幅荷重下のき裂開口点まで低下する。しかしながら負荷周期の増加に伴ってき裂開口点は上昇し、負荷周期が比較的長くなると圧縮ピーク荷重を負荷しない定常ランダム荷重下のき裂開口点に等しくなり、圧縮荷重負荷の影響を受けなくなる。

(9)以上の結果から、大きさや応力比の異なる定常ランダム荷重を組み合わせてつくられる比較的荷重変動の急激な非定常ランダム荷重の場合にも、定常ランダム荷重の場合と同様にき裂進展量は実測したき裂開口点により有効応力拡大係数のレンジペ

アΔrpK_{eff}を算出し、ΔK_{eff}に関する修正マイナ形の推定法を適用すればほぼ実際のき裂進展量に等しいか安全側の評価が可能である。これに対して平均荷重変動等を無視した定常ランダム荷重下のき裂進展量の線形和による推定法では、き裂開口点への荷重変動の影響が考慮できず危険側の推定結果を与える場合があり注意を要する。

(10)平均荷重が繰返し変動する場合および圧縮ピーク荷重が繰返し負荷されるランダム荷重下のき裂開口点は、その変動周期および負荷周期によって異なる値を示すが、(ΔrpK)maxとその応力比と等しいΔK、Rをもつ一定振幅荷重下のき裂開口点以下になることはない。したがって、実働荷重下でのき裂開口点を実測することが困難な場合には、(ΔrpK)maxとその応力比と等しいΔK、Rをもつ一定振幅荷重試験のK_{op}を用いてΔrpK_{eff}を算出し、ΔK_{eff}に関する修正マイナ形の推定法を適用すれば実際のき裂開閉口挙動を考慮していないため一般に安全側の評価とはなるが、方法の簡便さから実働荷重下のき裂進展量の実用的な推定法としては有用であると考えられる。

参考文献

1) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，日本機械学会論文集，49, 278 (1983).
2) 菊川　眞，城野政弘，近藤良之，三上省二，日本機械学会論文集，48, 1496 (1982).
3) 菊川　眞，城野政弘，三上省二，材料，31, 483 (1981).
4) 例えば、
ASTM STP 595 "Fatigue Crack Growth under Spectrun Loads", (1976).
"Fatigue Crack Growth under Variable Amplitude Loading",
Editor, J. Petit, D.L. Davidson, S. Suresh and P. Rabbe,
ELSEVIER APPLIED SCIENCE (1988).
ASTM STP 714 "Effects of Load Spectrum Variables on Fatigue Crack Initiation and Propagation" (1979).
5) 城野政弘，金谷哲郎，菅田　淳，菊川　眞，材料，32, 1383 (1983).

第７章　変動荷重下の疲労き裂進展挙動の動的直接観察

7.1　緒　言

変動荷重下の疲労き裂進展においては、前章で述べた非定常な変動荷重下のように通常の破壊力学パラメータや巨視的に測定される情報のみでは合理的に評価できない現象も多い[1)-4)]。このような変動荷重下の疲労き裂進展速度の推定には、き裂進展機構に関わる現象の本質的な理解が必要となる。き裂進展機構を解明するための最も望ましい研究方法の一つとしては、繰返し荷重下で実際に進展する疲労き裂をできるだけ微視的に、連続的に直接観察して、その挙動を明らかにすることが考えられ、今までにもいくつかの試みがなされている[5)-8)]が必ずしも十分ではないようである。菊川らは、走査型電子顕微鏡内で十分大きい試験片について疲労き裂進展試験が可能な引張圧縮電気油圧サーボ試験装置を試作し[9)10)]、一方向性3%けい素鋼板を用い、主として一定振幅荷重下での静的連続観察や動的直接観察を行い、比較的進展速度の高い領域での疲労き裂進展機構はき裂先端の交互すべり面分離であることを明らかにしている[9)]。さらに城野らは、き裂進展速度が遅くなると交互すべり面分離するすべり面のすべり易さの相違から、き裂は優先すべり面方向に傾き、混合モードで進展すること[11)]、き裂進展の支配因子はき裂先端開口変位CTODであること[12)]など、一定振幅荷重下のき裂進展機構についての多くの知見を報告している。荷重変動の疲労き裂進展挙動に及ぼす影響についても、城野らは非定常な変動荷重として高－低２段２重変動荷重を取上げ疲労き裂進展試験を行い、荷重変動後き裂は顕著な屈曲を繰返しながら進展し、き裂進展速度の遅延現象を示すが、この遅延挙動はき裂先端開口変位CTODによって評価できることを報告している[12)]。

本章では、城野らの結果をふまえて、非定常変動荷重として高－低２段２重変動荷重試験を、定常な変動荷重として２段繰返し変動荷重試験を行い、疲労き裂進展挙動についてより詳細な動的直接観察を行う。さらに、走査電子顕微鏡画像を用いた画像処理技術を一部援用した、き裂進展方向、き裂先端開口変位、き裂先端近傍の変形場の観察から、変動荷重下の疲労き裂進展機構について検討を加え、変動荷重下の疲労き裂進展を支配する微視的パラメータを明らかにするとともに巨視的な破壊力学パラメータとの関係について考察を行う。最後に本章で得られた結果とこれまでの巨視的

な見地からの変動荷重下のき裂進展速度推定法を対応させることにより、巨視的き裂進展速度推定法の有効性およびその有効範囲についての検討を行う。

7.2 供試材料および試験片形状

本研究で用いた材料は、厚さ0.28mmの冷間圧延した一方向性3%けい素鋼板で、平均結晶粒径2～5mm、方位差3%以内にそろえたものである。その化学成分、機械的性質を表7-1および表7-2に示す。用いた試験片は図7-1に示すような形状、寸法と結晶学的方位をもつ中央切欠き試験片である。試験片を図に示されるように荷重軸が[01$\bar{1}$]となるように材料の圧延方向[100]と直角に選び採取すると、この場合作動すると考えられるすべり系の4つのすべり方向のうち試験片表面に平行でない2つは荷重軸に直角な面内にあって作動せず、残り2つのすべり方向は試験片表面に平行な面内にあって荷重

表7-1 供試材料の化学成分(%)

Si	C	Mn	S	O
3.03	0.006	0.09	0.009	0.0194

表7-2 供試材料の機械的性質

Yield stress σ_y (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation δ (%)	Reduction of area φ (%)
299	378	74.8	99.3

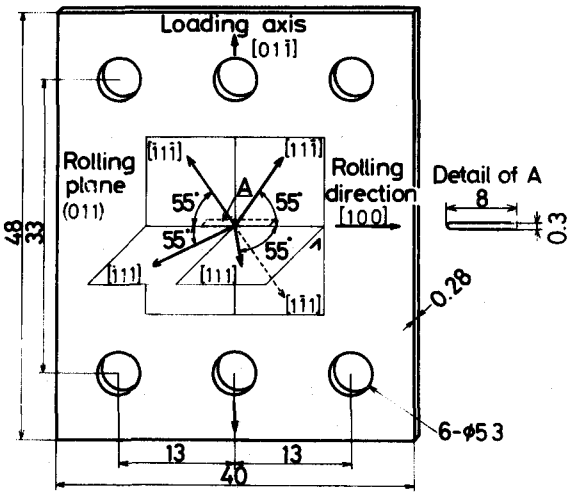


図7-1 試験片形状・寸法および結晶学的方位

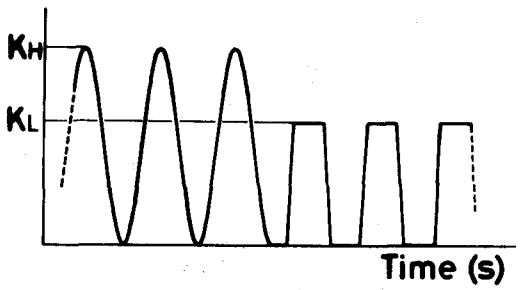


図7-2 高－低2段変動荷重パターン

軸と直角な方向と±55°をなし、板厚方向にはすべり成分をもたないので、試験片の表面でも平面ひずみ状態の内部と同じ変形状態が観察できる。試験片には、まず加工変質層が生じないように放電加工によって長さ8mm、幅0.3mmの中央切欠きを入れた。次に試験片表面をエメリ紙0/6番で鏡面状態にまで研磨し、さらに電解研磨により加工硬化層を取除くと同時に結晶粒界を表出させた。観察される側の試験片表面には微細な酸化マグネシウム結晶を付着させ、変位やき裂長さ測定の指標に利用できるようにしている。最後に、5nm程度の金を蒸着させて走査電子顕微鏡における2次電子像が鮮明に得られるようにした。試験時の資料室内の真空度は3×10^{-5}Paである。本試験片に対する応力拡大係数Kは、中央き裂試験片に対するIshida[13]の解に近似式を当てはめ算出している。

7.3 高－低2段2重変動荷重下の疲労き裂進展挙動

7.3.1 試験方法

試験は、図7-2に示すように高、低両レベル荷重の応力比がともに0である高－低2段2重変動荷重波形を用いて行った。高レベル荷重波形には正弦波を、低レベル荷重波形には荷重変動後のき裂進展の画像観察ができるだけ容易にそして連続的に行えるように正弦波を截頭した台形波状のものを用いた。試験はき裂半長a=5.14mmで高レベル荷重$\Delta\sigma_H$=153MPaから低レベル荷重$\Delta\sigma_L$=117MPa(荷重切替え時でΔK_H=28.1MPam$^{1/2}$、ΔK_L=21.5MPam$^{1/2}$)へ荷重を変動させ行った。

7.3.2 試験結果および考察

図7-3は、荷重変動後の疲労き裂進展径路、動的に観察した微視的き裂進展方向ならびにき裂進展速度の変化を示したものである。ここでのき裂進展速度は動的直接観察により測定されたき裂進展量5～15μmに対する平均速度で、図中の黒印は高レベル荷重に対するものである。なお図中には、次式により算出される高レベル荷重ΔK_Hによる平面ひずみ繰返し塑性域寸法$\omega_p{}^c{}_H$および$\Delta K_{eff,H}$による平面ひずみ有効繰返し塑性域寸法$(\omega_p{}^c{}_H)_{Keff}$

$$\omega_p{}^c{}_H=\frac{1}{3\pi}\left(\frac{\Delta K_H}{2\sigma_y}\right)^2 \qquad (7-1)$$

$$(\omega_p{}^c{}_H)_{Keff}=\frac{1}{3\pi}\left(\frac{\Delta K_{eff,H}}{2\sigma_y}\right)^2 \qquad (7-2)$$

が縦線でそれぞれ示されている。また図7-4に、比較のため城野ら[12]により報告されている高－低２段２重変動荷重試験による荷重変動後の疲労き裂進展径路、動的に観察した微視的き裂進展方向ならびにき裂進展速度の変化を示す。試験条件は高レベル荷重$\Delta\sigma_H$=189MPa、低レベル荷重$\Delta\sigma_L$=138MPa(荷重切替え時でΔK_H=35.3MPam$^{1/2}$、ΔK_L=25.8MPam$^{1/2}$)である。

き裂進展速度は荷重変動後すぐ減少し始め、高レベル荷重の平面ひずみ有効繰返し塑性域寸法を少し越えた所で最小(8x10^{-10} m/cycle)となる。その後は非常にゆるやかに上昇していき、いわゆる遅れ遅延現象が観察される。図7-5は、荷重変動後のき裂進展速度を巨視的に観察したき裂開閉口挙動から算出した有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}に

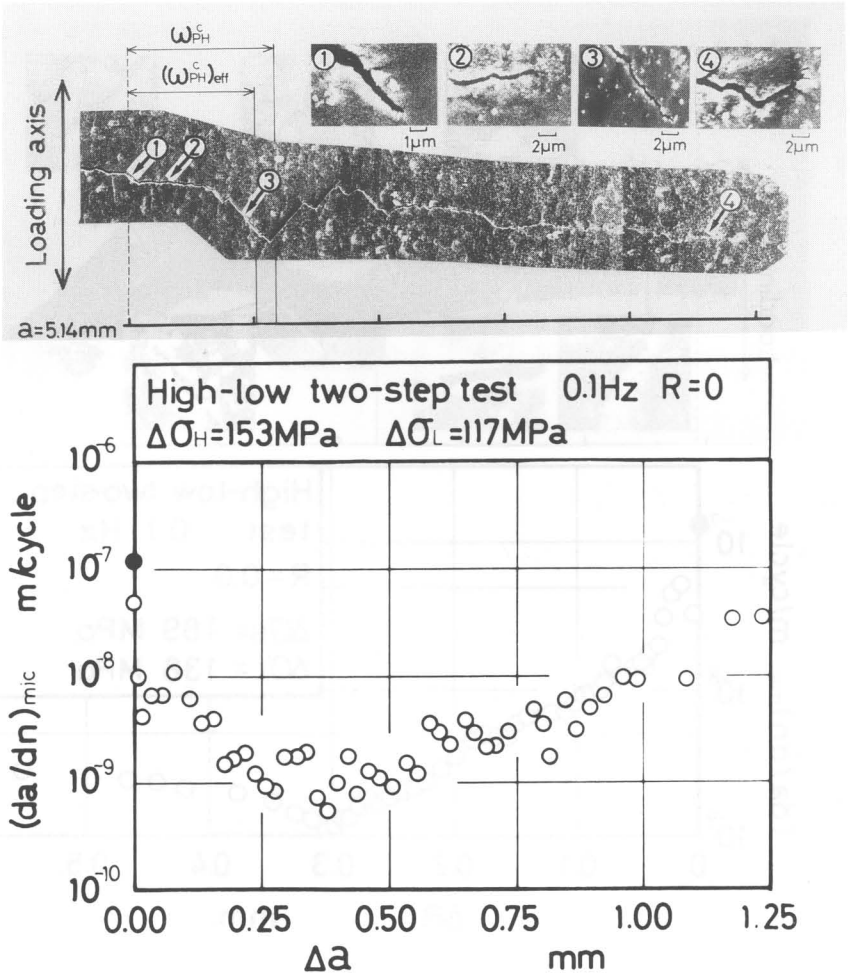


図 7-3　高－低２段変動荷重下の巨視的き裂進展径路とき裂進展速度

対して示したものである。図中白丸印は、荷重変動後のき裂進展量が平面ひずみ繰返し塑性域寸法$\omega_p^c{}_H$以下の結果であり、黒丸印はそれ以後の結果を表わしている。高－低2段2重変動荷重下の疲労き裂進展速度の漸減現象およびそれに引き続く漸増現象は、ΔK_{eff}の変化と割合よく対応しているものの、図中実線で示した一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係[11]とは大きく異なっており、き裂開閉口挙動を考慮したΔK_{eff}に対してもき裂進展速度の遅延現象が観察される。

つぎに、疲労き裂進展方向について検討する。図7-6は変動荷重下におけるき裂進展方向とき裂進展速度の関係を示したものであり、ここでき裂進展方向としては、き裂先端2～3μmにわたる直線部の方向を取り微視的き裂進展方向θ_{mic}としている。なお図中一点鎖線はΔK漸増一定振幅荷重における関係[11]であり、微視的き裂進展方向はき裂進展速度に強く依存し、進展速度が10^{-8} m/cycle以下では、この材料のすべり方向に一致し、それ以上では進展速度の上昇とともに減少していき、およそ2×10^{-7} m/cycle付近

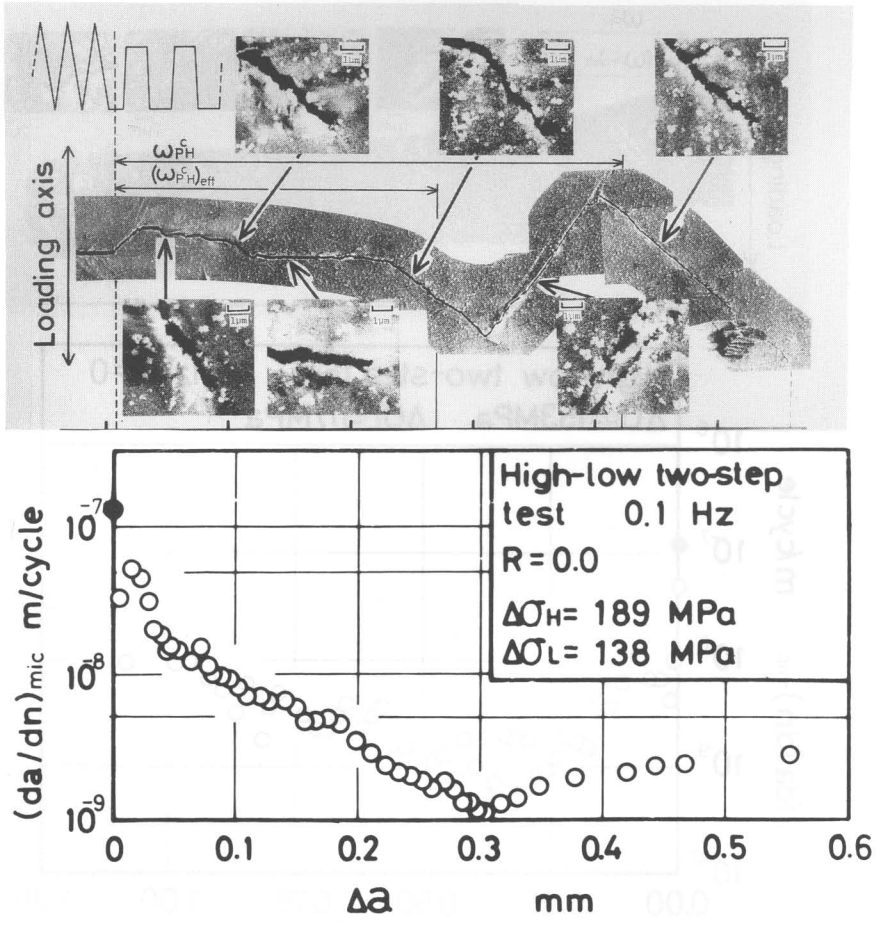


図7-4 高－低2段変動荷重下の巨視的き裂進展径路とき裂進展速度(城野他[12])

では$\theta_{mic}=0^{\circ}$となり、き裂は微視的にも理想的なModeⅠ進展をするようになることを示している。それに対し、高－低2段2重変動荷重試験では、荷重変動後の微視的ならびに巨視的き裂進展方向とき裂進展速度との相関はさほど強くなく、また一定振幅試験では微視的き裂進展方向がほぼ優先すべり方向に一致する約10^{-8} m/cycle以下のき

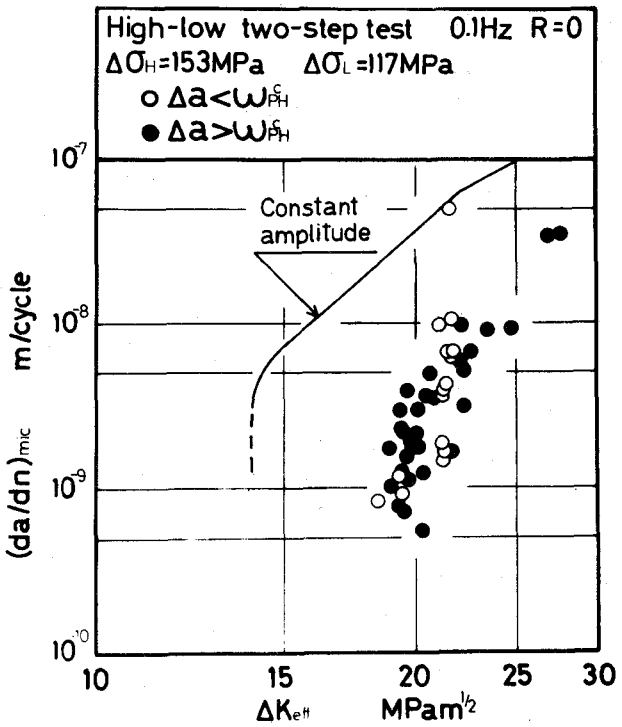


図7-5　高－低2段変動荷重試験における$da/dn-\Delta K_{eff}$関係

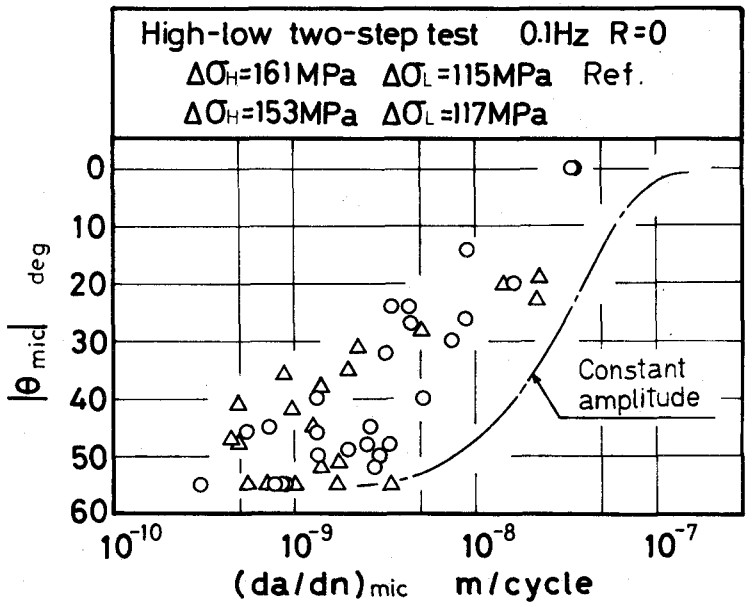


図7-6 高－低2段変動荷重試験におけるき裂進展方向とき裂進展速度との関係

裂進展速度でも、荷重変動後の場合は巨視的にはほぼModeⅠ進展をしている。進展速度が2×10^{-9} m/cycle以下と非常に低くなってはじめて、き裂は微視的に優先すべり方向に向くことが多くなり巨視的には45～50°の傾きをもちジグザグに進む。このような荷重変動後の特異なき裂進展挙動は、図7-4に示した城野らの結果[12]と同様であり、高－低2段2重変動荷重下での特有の挙動と言えるようである。このように非定常な変動荷重下においては急激な荷重変動の影響により、荷重変動後のき裂進展方向と進展速度の関係も一定振幅荷重下とは異なるようになる。

図7-7は、荷重変動後の低レベル荷重下のき裂先端開口変位の荷重方向成分CTODyと荷重直角方向に投影したき裂進展速度の関係を示したものである。ここでき裂先端開口変位CTODは、図7-8にき裂の模式図を示すように、き裂先端部より後方数μmにわたる部分において、き裂壁がほぼ直線状とみなせる部分からき裂先端に向かって変化し始める位置でのき裂進展方向に垂直な方向の開口量として定義される。なお図7-7中の実線は一定振幅試験における関係[11]である。微視的なき裂進展速度およびCTODの読み取りの困難さから相当ばらついているものの、荷重変動後のき裂進展速度も微視的なCTODとよい対応関係にあることがわかる。

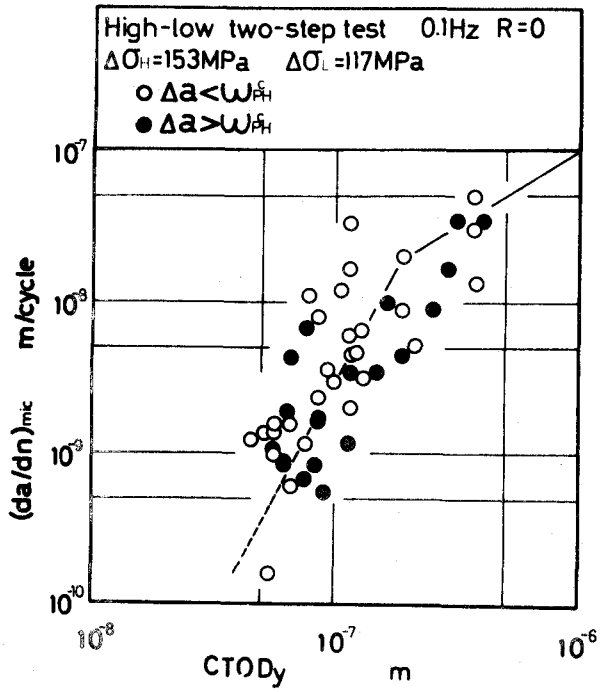


図7-7　高－低2段変動荷重試験におけるda/dn－CTODy関係

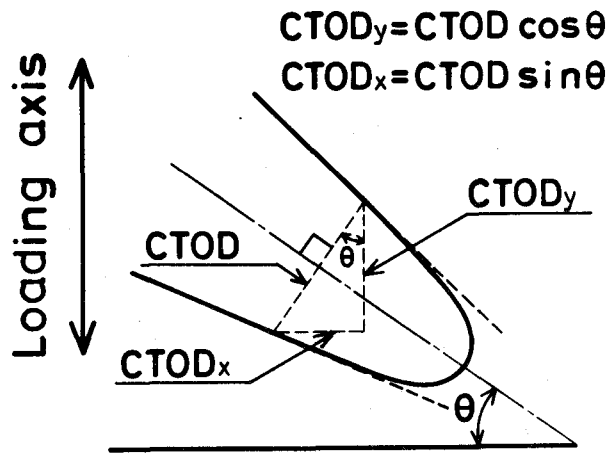


図7-8　き裂先端開口変位の定義

以上のように、高－低2段2重変動荷重のような過渡的な荷重変動に対しては、き裂先端開口変位や、微視的進展方向などが巨視的な力学条件とは直接対応せず、したがって、巨視的力学パラメータによりき裂進展速度を表すことは困難となる。しかしながら、微視的な変形状態であるき裂先端開口変位を考えれば、これがき裂進展の支配パラメータとなることが明らかになった。

7.4　2段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展挙動

7.4.1　試験方法

試験は、高、低レベルの荷重P_H、P_Lの比をP_H：P_L=3：2、1ブロックの高、低レベル荷重の繰返し数N_H、N_Lの頻度比をN_H/N_L=1/100とした2段繰返し変動荷重で行った。応力比は高レベル荷重に対し応力比R=0.1となるように設定し、低レベル荷重は高レベル荷重に最低荷重を揃えた部分片振りとした。荷重は繰返し速度0.1Hzの台形波とした。

動的直接連続観察は、走査電子顕微鏡の2次電子信号を直接マイクロコンピュータへ取込み、取得した画像データに画像処理[14)15)]を施すことにより行っている。詳細は省略するが、画像処理の援用により、き裂先端開口変位(CTOD)およびき裂先端周辺の変形場の定量的な解析が可能である。

疲労き裂進展速度は、平均き裂進展速度da/dnとして、き裂長さの増分をその間の高、低レベル両荷重の繰返し数の合計で除したものを用いるほか、特に低レベル荷重

下のき裂進展速度を議論するときには、次式により低レベル荷重下のき裂進展速度の推定値$(da/dn)_L^*$を算出し用いた。

$$(da/dn)_L^* = \{da/dn \times (N_H + N_L) - (da/dn)_H^* \times N_H\} / N_L \qquad (7-3)$$

ただし、N_H　：高レベル荷重の繰返し数
N_L　：低レベル荷重の繰返し数
da/dn　：変動荷重試験で実測される平均き裂進展速度
$(da/dn)_H^*$　：高レベル荷重下のΔKもしくはΔK_{eff}に対する一定振幅荷重下のき裂進展速度

7.4.2 試験結果および考察

図7-9および図7-10に、2段繰返し変動荷重試験で得られた巨視的き裂進展様相と応力拡大係数範囲、平均き裂進展速度の変化を示す。図7-9に示した実験においては、巨視的には荷重軸直角方向に対し約15°傾いて進展し、き裂長さ約0.4mmのところで粒界によるき裂の屈曲やき裂進展速度の低下が認められるものの、それ以降では荷重変動による屈曲、き裂進展速度の遅延は観察されない。また図7-10の場合には、き裂は微視的には荷重軸直角方向に対して55°である材料の優先すべり方向に沿い、粒界において屈曲を繰返しながら進展しており、前述の図7-9に比べて巨視的に粗い破面形態となっている。巨視的には荷重軸直角方向に対し約30°傾いて進展し、上述の粒界による屈曲を除いては、高－低2段2重変動荷重下の荷重変動後に観察された極端なき裂の屈曲およびき裂進展速度の遅延は、2段繰返し変動荷重下では観測されない。

図7-11に2段繰返し変動荷重および比較のための一定振幅荷重下で疲労き裂進展挙動の微視的直接観察結果を示す。(a)、(b)は2段繰返し変動荷重下で観察されたものであり、(c)、(d)は一定振幅荷重下でのもので、ΔK値がそれぞれ(a)、(b)の低レベル荷重の応力拡大係数範囲ΔK_Lとほぼ等しいときのき裂写真である。(a)では、疲労き裂は屈曲と分岐を繰返しながら進展するが、その進展方向はほぼ試験片の優先すべり方向であることがわかる。ΔK_Lが大きい(b)においても、(a)に比べて頻度は減少するものの屈曲、分岐を繰返し進展している。これに対して、一定振幅荷重下では若干のき裂の屈曲は見られるが、その程度は小さくほぼ一定の方向に進展しており、2段繰返し変動荷重下とは異なるき裂様相を示している。(e)は別の2段繰返し変動荷重試験で観察された高倍率のき裂写真で、巨視的には荷重軸直角方向にModeⅠで進展しているが、微

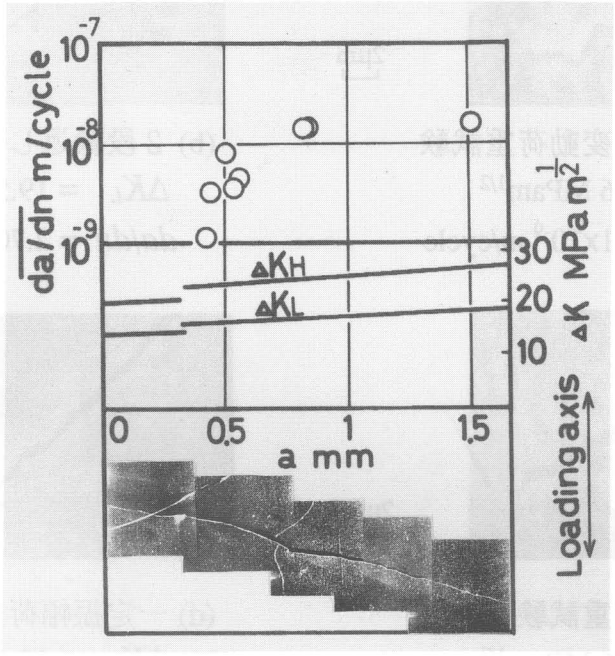


図7-9　2段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展挙動(その1)

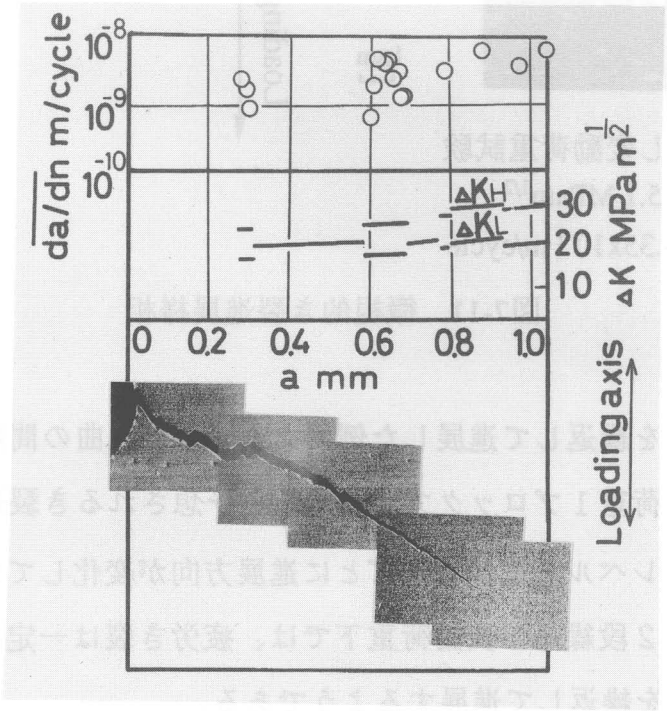
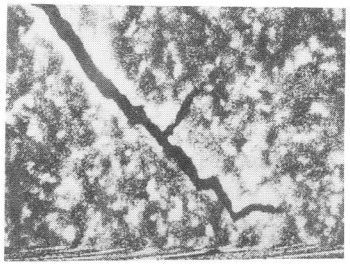
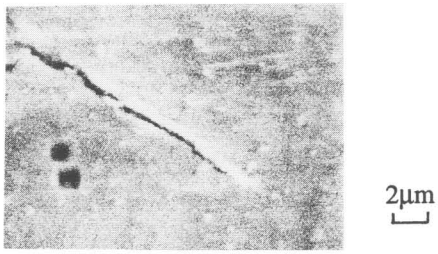


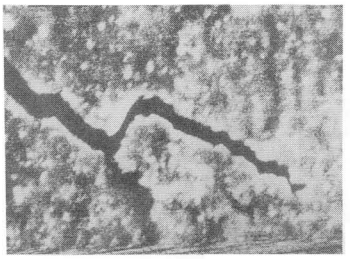
図7-10　2段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展挙動(その2)



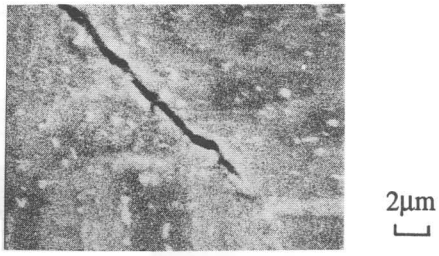
(a) 2段繰返し変動荷重試験
ΔK_L = 16.6 MPam$^{1/2}$
da/dn = 1.01x10^{-9} m/cycle



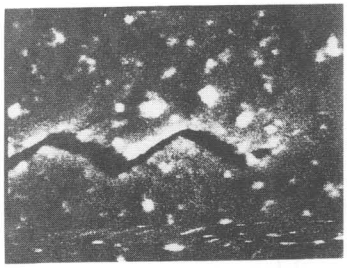
(b) 2段繰返し変動荷重試験
ΔK_L = 19.5 MPam$^{1/2}$
da/dn = 2.70x10^{-9} m/cycle



(c) 一定振幅荷重試験
ΔK = 16.6 MPam$^{1/2}$
da/dn = 1.65x10^{-9} m/cycle



(d) 一定振幅荷重試験
ΔK = 19.6 MPam$^{1/2}$
da/dn = 2.91x10^{-9} m/cycle



(e) 2段繰返し変動荷重試験
ΔK_L = 15.1 MPam$^{1/2}$
da/dn = 1.35x10^{-9} m/cycle

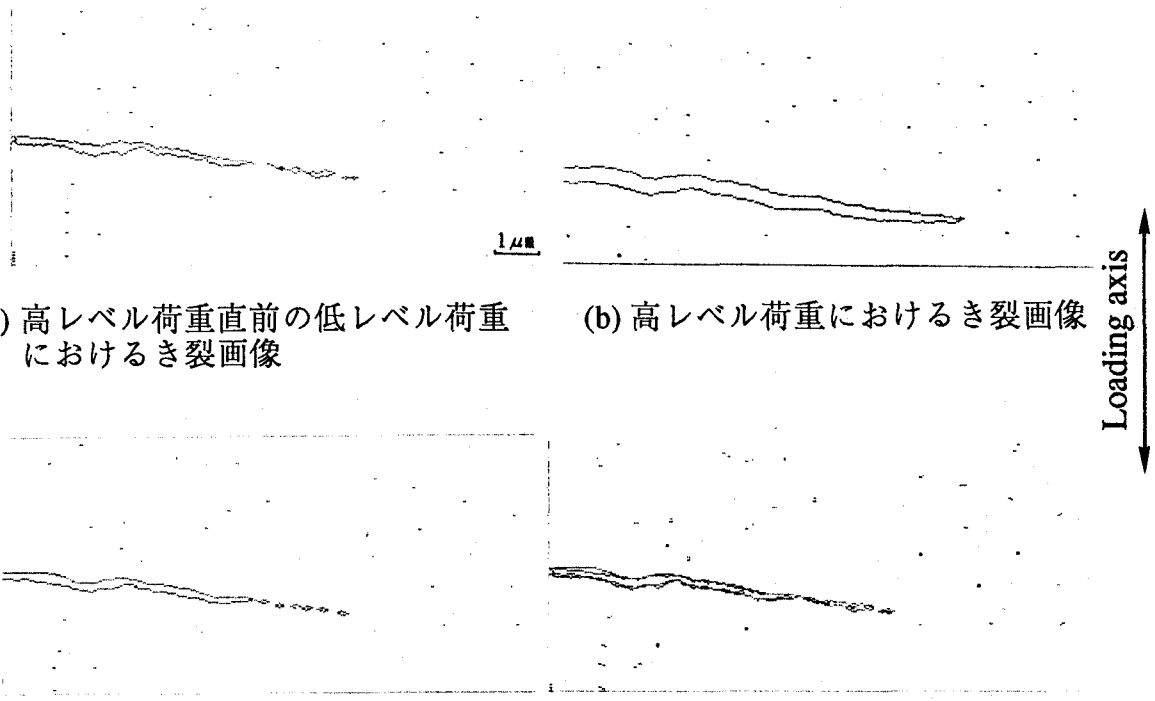
図7-11　微視的き裂進展様相

視的には細かい屈曲を繰返して進展した例である。この屈曲の間隔はおよそ1.33μmであり、このとき変動荷重1ブロックで進展すると予想されるき裂進展量は1.31μmでよく一致しており、高レベル荷重負荷時ごとに進展方向が変化しているようである。以上の観察結果より、2段繰返し変動荷重下では、疲労き裂は一定振幅荷重下のき裂より細かい屈曲、分岐を繰返して進展するようである。

図7-12は前出の図7-9にき裂進展様相を示した試験におけるK_H/K_L=23.4 MPam$^{1/2}$/16.8

$MPam^{1/2}$ の時点での高、低レベル荷重の最大荷重負荷時の計測画像の例である。図(a)が高レベル荷重の負荷直前の低レベル荷重、図(b)が高レベル荷重負荷時、図(c)が高レベル荷重負荷直後の低レベル荷重の画像である。これによると、当然のことながら、高レベル荷重時にはき裂が大きく開口し、また変形も大きいことがわかる。しかしながら高レベル荷重負荷前後の2画面を比較してもき裂開口変位およびき裂周辺の変形場には顕著な差は認められないようである。この差をより明確にするため、図(d)は図(a)および図(c)をき裂先端で合わせ比較したものであるが、両画像はほぼ重なり、このことからも、定常な繰返し変動荷重の場合には高レベル荷重の負荷前後でき裂先端近傍の変形状態に余り大きな変化をもたらしていないことがわかる。

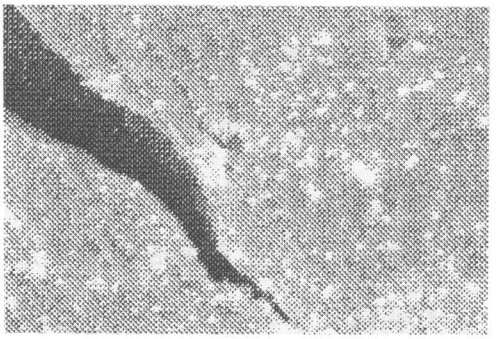
図7-13は、異なる試験片を用いて行った2段繰返し変動荷重試験において観察されたき裂画像および画像処理により計測されたき裂先端近傍の変形場の例である。観察はK_H/K_L=43 $MPam^{1/2}$/28 $MPam^{1/2}$の時点で行っている。(a)が高レベル荷重直前の低レベル荷重での最大荷重時のものであり、(b)が高レベル荷重、(c)が高レベル荷重負荷直後の低レベル荷重、(d)が14サイクル後の低レベル荷重に対するものである。解析対象としたき裂は、計測画像からわかるように画像計測を行う数ブロック前に何らかの原因



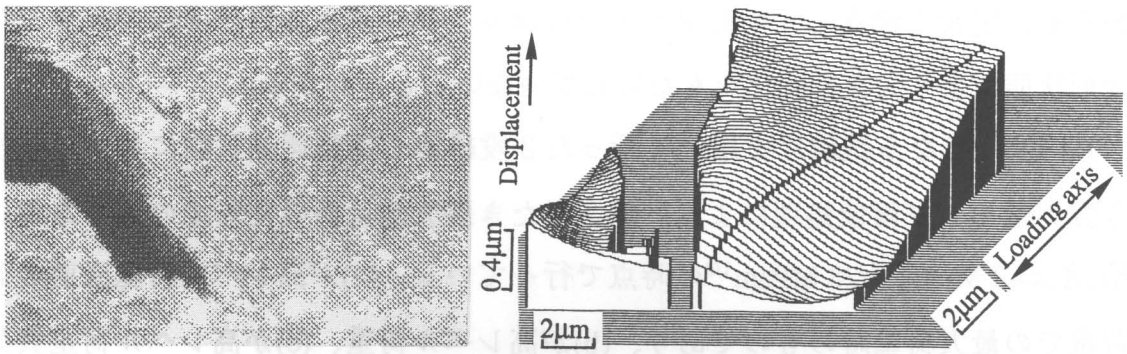
(a) 高レベル荷重直前の低レベル荷重におけるき裂画像　(b) 高レベル荷重におけるき裂画像

(c) 高レベル荷重直後の低レベル荷重におけるき裂画像　(d) (a)と(c)のき裂画像の重ね合わせ

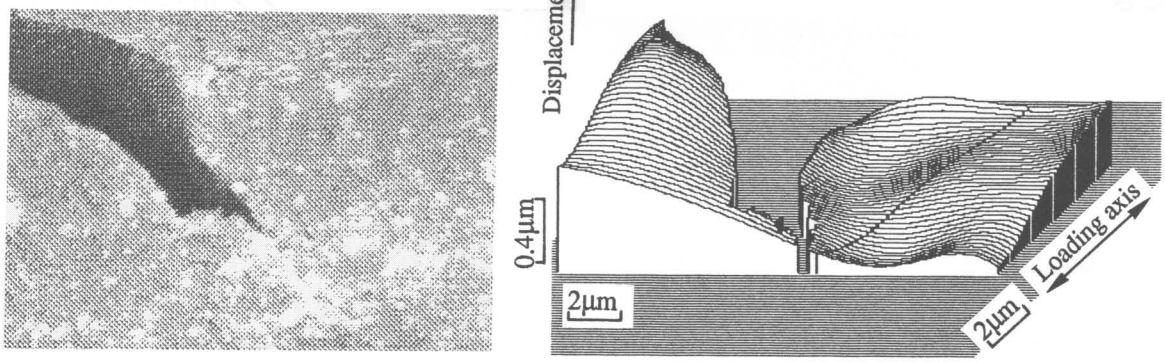
図7-12　2段繰返し変動荷重下の疲労き裂画像



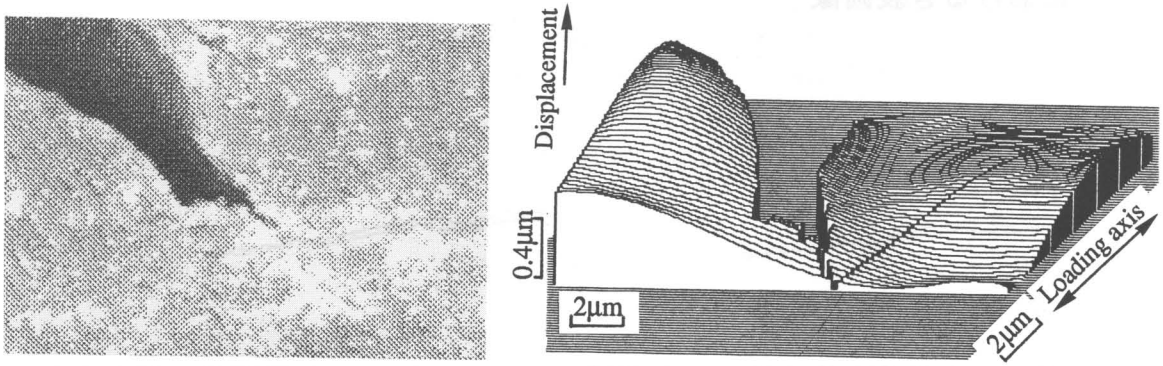
(a)高レベル荷重直前の低レベル荷重下のSEM像



(b)高レベル荷重下のSEM像とき裂先端近傍の変位場



(c)高レベル荷重負荷直後の低レベル荷重下のSEM像とき裂先端近傍の変位場



(d) 高レベル荷重負荷直後14サイクル目の低レベル荷重下のSEM像とき裂先端近傍の変位場

図7-13　2段繰返し変動荷重下のき裂先端近傍変形場の計測例

により著しい鈍化を生じたが、計測はこの影響が認められなくなった後に行っている。(b)に示した高レベル荷重負荷時の画像から、き裂の開口量およびき裂周辺の変形量が高レベル荷重直前の低レベル荷重下に比べて明らかに増大していることがわかる。また高レベル荷重負荷後のき裂画像(c)および(d)の比較から、高レベル荷重直後とある程度き裂が進展した後においても、き裂周辺の変形場に特に大きな相違は認められない。き裂先端開口変位(CTOD)の計測結果を表7-3にまとめた。表中、CTODはき裂中心線直角方向の開口量であり、θは荷重軸直角方向に対してき裂進展方向がなす角度であり、CTODyは荷重軸方向の開口量である。低レベル荷重下におけるCTODは若干のばらつきは認められるものの、高レベル荷重負荷直後から44サイクル後にいたるまで特に大きな変化は認められないようである。

表7-3　2段繰返し変動荷重試験で測定されたCTODおよび微視的き裂進展方向

Cycle No.	CTOD (μm)	θ (deg)	CTODy (μm)
100	0.184	34.5	0.152
0	0.918	28.3	0.808
1	0.257	33.4	0.215
14	0.147	28.7	0.129
29	0.257	38.4	0.201
44	0.367	29.9	0.318

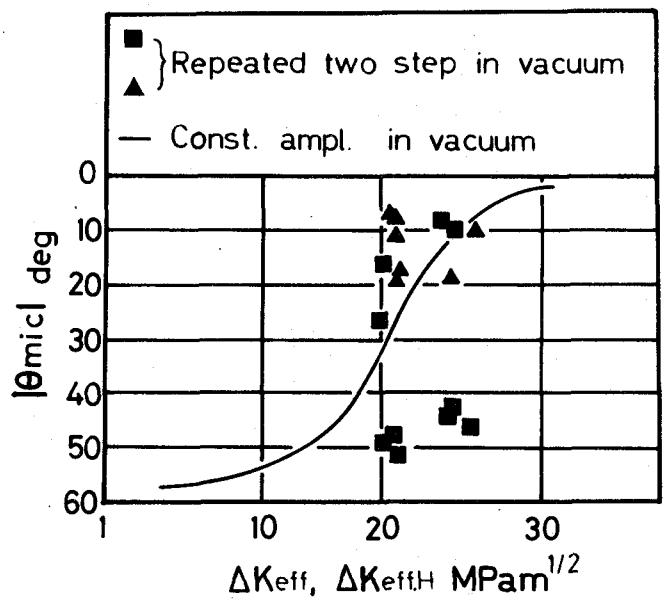


図7-14　2段繰返し変動荷重下のき裂進展方向とΔK_{eff}との関係

以上のように2段繰返し変動荷重下では、低レベル荷重下においてき裂周辺の変形状態およびき裂開口量に荷重変動による過渡的な現象は微視的にも認められず、これまで城野らおよび著者が巨視的な観点からの研究において明らかにしてきた結果と一致している。

図7-14はき裂進展方向を高レベル荷重下の有効応力拡大係数範囲$\Delta K_{eff,H}$に対してプロットしたものである。図中■印は前出の図7-9に、▲印は図7-10に示した試験の結果である。なお図中実線は、城野ら[10]が報告している一定振幅荷重下の$\theta_{mic}-\Delta K_{eff}$プロットのデータの中心線を示したものである。試験を行った$\Delta K_{eff,H}$の範囲があまり広くなく、一定振幅結果との全領域での比較は行えないが、試験範囲内では変動荷重下の$\theta_{mic}-\Delta K_{eff,H}$関係はほぼ一定振幅荷重下の関係と一致している。前述の疲労き裂の微視的観察から、低レベル荷重下でも特に進展方向が変化することはない。したがってき裂進展方向を低レベル荷重下の$\Delta K_{eff,L}$に対してプロットした場合には、その関係は一定振幅荷重下の関係に比べ低ΔK_{eff}側へシフトすることになり、低レベル荷重下においては荷重変動の影響によりき裂進展方向が一定振幅荷重の場合とは異なることになる。

このように、荷重変動は低レベル荷重下のき裂進展方向に影響を与えるが、そのき裂進展方向は高レベル荷重下の$\Delta K_{eff,H}$と等しいΔK_{eff}の一定振幅荷重下の進展方向にほぼ一致し、2段繰返し変動荷重下のき裂進展方向は$\Delta K_{eff,H}$により定まっていることがわかる。これは前述した高－低2段2重変動荷重下でΔK_{eff}(すなわちき裂進展速度)に無関係にき裂進展方向が変化していたのとは異なる挙動である。

2段繰返し変動荷重試験における巨視的に測定したき裂開閉口挙動を考慮して低レベル荷重下の有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}によりき裂進展速度$(da/dn)_L^*$を整理した結果を図7-15に示す。図中○印は前述のき裂先端近傍変形を計測した試験における結果である。き裂進展速度データのばらつきは若干大きいものの、変動荷重下のき裂進展速度は実線で示される一定振幅荷重試験結果にほぼ一致している。図7-16は$(da/dn)_L^*$をき裂先端開口変位CTODで整理した結果である。2段繰返し変動荷重下の結果は、測定した進展速度領域があまり広くなく、ばらつきも大きいが、実線で示される一定振幅試験結果とほぼ一致していると考えてよいようである。このことから、定常な変動荷重下のき裂進展速度もCTODにより支配されていることがわかる。

以上のように、定常な変動荷重である2段繰返し変動荷重下においては、き裂周辺

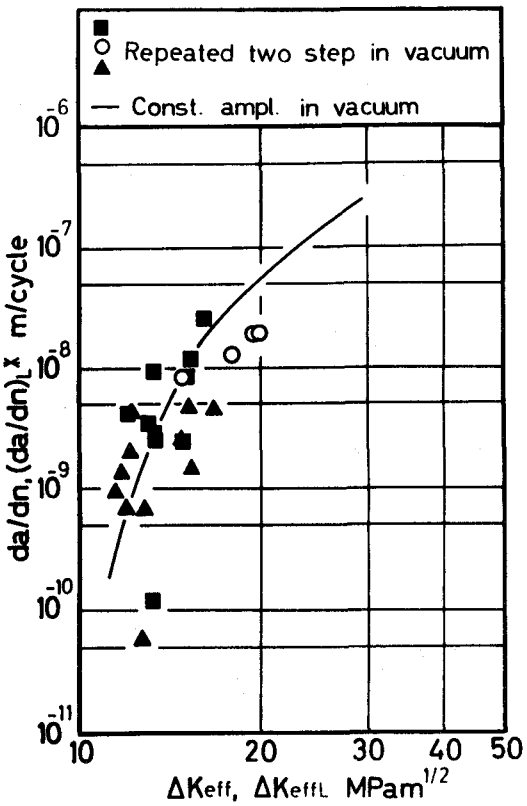


図7-15　2段繰返し変動荷重下の$(da/dn)_L^*$－ΔK_{eff}関係

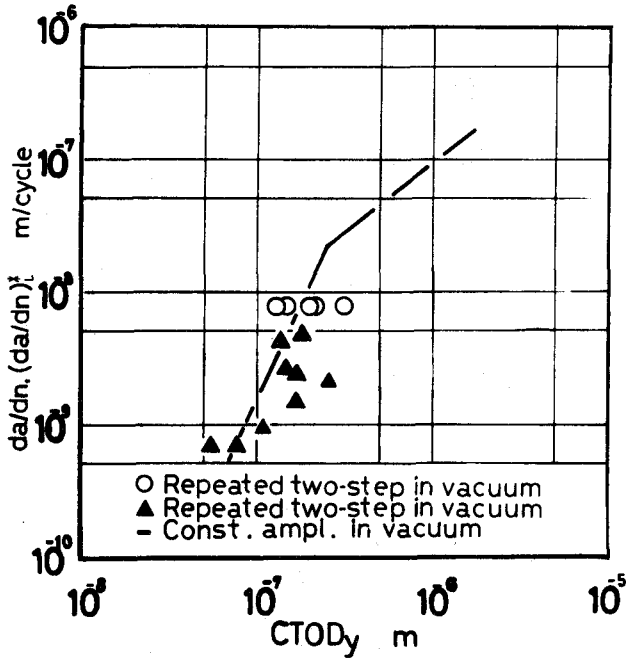


図7-16　2段繰返し変動荷重下の$(da/dn)_L^*$－CTOD関係

の変形状態、き裂開口変位およびき裂進展方向に荷重変動による過渡的な現象は微視的にも認められない。したがって、この場合には、前節で述べた高－低2段2重変動荷重のような非定常変動荷重の場合とは異なり、巨視的な破壊力学パラメータであるΔK_{eff}とき裂先端開口変位CTODの関係が変動荷重下でも一定振幅荷重下のものと余り変わらないと考えられる。このことにより、定常変動荷重下ではΔK_{eff}によっても、十分にき裂進展速度が評価され得ることになる。

7.5 変動荷重下におけるき裂進展速度の巨視的推定法と微視的観察結果との対応

疲労き裂進展に及ぼす荷重変動の影響については、これまでに数多くの研究がなされてきており、荷重上昇によるき裂進展の加速や、荷重減少によるき裂進展の遅延が生じることはよく知られている。これらの現象の原因としては、き裂先端に形成される残留応力の影響やき裂先端の鈍化等が考えられており、なかでもき裂縁に形成される残留ストレッチによるき裂閉口現象が最も重要な原因であると理解されている。菊川、城野らはこれまで変動荷重下のき裂開閉口挙動を動的に計測し、定常な繰返し変動荷重下では、き裂進展の下限界値以下でもき裂は進展すること、き裂進展速度はき裂が開口している範囲である有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}のレンジペアに関する線形加算則により精度よく推定できることを報告している[16]。また、本論文において著者は、菊川、城野らのき裂進展速度推定法は鉄系合金以外にも若干の注意を要するもののアルミニウム合金に対しても拡張できること、さらに残留応力が存在する場合にも有効であることを明らかにした。本節ではこれらの巨視的結果と本章での微視的観察結果とをあわせて、変動荷重下におけるき裂進展速度の巨視的推定法についての考察を行う。

7.4節で示したように、2段繰返し変動荷重下でのき裂進展支配パラメータは、き裂先端の微視的き裂先端開口変位CTODであるものの、定常な繰返し変動荷重下ではき裂先端近傍の変形領域の状態が定常的に繰返される高レベル荷重により定まるため、巨視的ならびに微視的き裂進展方向やΔK_{eff}とCTODの関係が、一定振幅荷重試験の場合と余り変わらないことから、実働荷重下でも、荷重変動が定常的に生じ、過大荷重によりき裂先端の大きな鈍化が起こらない限り、き裂開閉口挙動を考慮した有効応力

拡大係数範囲でき裂進展速度をよく推定し得ることになるものと考えられる。

これに対して、7.3節で示したように高－低2段2重変動荷重試験など過渡的な荷重変動が起こる場合には、き裂進展方向やΔK_{eff}とCTODの関係が一定振幅試験の場合と大きく異なる。この理由について明確な結論はまだ得られていないが、疲労き裂のジグザグな進展挙動が、ほぼ大荷重による繰返し塑性域を抜けでた直後に起こっていること、ならびにき裂進展速度の遅延や進展方向の回復が一方向塑性域の範囲で終了することなどを考えあわせると、大荷重負荷およびその繰返しによりき裂先端近傍の材料特性がそれぞれに対応して変化し、定常荷重のようにいつも同じ変形状態の場所を進展する場合と、非定常荷重のように一部だけ材料特性が変化している場所を進展する場合で、その挙動が大きく異なることになると考えられる。このようなき裂先端での材料抵抗の変化や進展機構の変化が、単一過大荷重試験やランダム荷重の大きさが急激に変動する非定常ランダム荷重試験において、巨視的に測定されるき裂閉口現象を考慮してもき裂進展速度の遅延を生じ、ΔK_{eff}では良く推定し得なかったことの原因であると考えられ、このような場合のき裂進展速度の推定には、き裂進展機構の変化ならび巨視的パラメータと微視的パラメータの対応を考慮した推定法の開発が必要となると思われる。

以上のことから、変動荷重下のき裂進展速度の巨視的破壊力学パラメータに基づく推定法は、荷重変動が定常的に繰返され、き裂先端の変形状態や材料抵抗、さらにはき裂進展機構が変化しない場合に対して有効であると結論できる。

7.6 結　言

本章では、一方向性けい素鋼板を用い、非定常変動荷重としての高－低2段2重変動荷重試験および定常な変動荷重として2段繰返し変動荷重による疲労き裂進展試験を行い、その挙動を走査型電子顕微鏡により直接観察し、変動荷重下の微視的き裂進展機構とき裂進展速度推定法の検討を行った。得られた結果は以下の通りである。

(1)高－低2段2重変動荷重下においては、荷重変動後疲労き裂は比較的大きな屈曲を繰返して進展し、極めて複雑な様相を示す。このためき裂先端開口変位や、微視的き裂進展方向などが巨視的な力学条件とは直接対応せず、巨視的力学パラメータによりき裂進展速度を推定することは困難となる。しかしながら、この場合でも微視

的なき裂先端開口変位を考えれば、これがき裂進展の支配パラメータとなっている。

(2) 2段繰返し変動荷重下のような定常変動荷重の場合には、き裂先端近傍の変形場やき裂進展方向が非定常変動荷重試験の場合のように大きく変わることはなく、き裂進展の支配パラメータである微視的き裂先端開口変位と巨視的な有効応力拡大係数範囲との関係が一定振幅荷重試験の場合と余り変わらないと考えられる。したがって、巨視的な破壊力学パラメータによるき裂進展速度の推定は、定常変動荷重に対しては有効であると結論できる。

参考文献

1) 城野政弘，金谷哲郎，菅田　淳，菊川　眞，材料，32, 1383 (1983).
2) A.J. McEvily, A.K. Minakawa, ASTM STP 924, 357 (1988).
3) H. Nowack, K.Schulte and Lutjering, Fatigue crack growth under variable amplitude loading, 109 (1989).
4) K.T. Venkateswara Rao and R.O. Ritche, Fatigue crack growth under variable amplitude loading, 134 (1989).
5) P. Neumann, Acta Met., 22, 1155 (1973).
6) P. Neumann, H. Vehoff and H. Furlrott, Proc. ICF-4, Waterloo, 2, 1313 (1977).
7) D.L. Davidson and J. Lankford, ASTM STP 675, 277 (1979).
8) D.L. Davidson and J. Lankford, J. Mat. Sci. and Engng., 60, 225 (1983).
9) 菊川　眞，城野政弘，安達正晴，材料，27, 853 (1978).
10) 菊川　眞，城野政弘，岩橋　稔，市川光秋，上杉暢彦，材料，31, 669 (1982).
11) 城野政弘，宋　智浩，後藤邦夫，日本機械学会論文集 A-51, 1453 (1985).
12) 城野政弘，宋　智浩，後藤邦夫，山田真治，材料，35, 918 (1986).
13) M. Ishida, Int. J. Frac. Mech., 7, 3, 301 (1971).
14) 城野政弘，菅田　淳，宝田真一，大久保啓之，駒城倫哉，材料，39, 446, 1583 (1990).
15) 城野政弘，菅田　淳，吾妻健夫，日本機械学会論文集 A-57, 2215 (1991).

第８章　弾塑性状態における実働荷重下の疲労き裂進展挙動

8.1　緒　言

本章では弾塑性状態下の疲労き裂進展挙動を扱う。前章までに取扱った疲労き裂進展問題は小規模降伏条件を満足する場合に限られていた。しかしながら近年の機械・構造物の使用条件は軽量化、高性能化の要求とともに非常に苛酷になってきており、疲労き裂進展に対して従来の線形破壊力学的取扱いのみでは必ずしも十分でなく、弾塑性破壊力学的取扱いを必要とする場合が多くなっているようである。こような弾塑性状態において顕著となる繰返し塑性変形を考慮した繰返しＪ積分範囲ΔJによるき裂進展速度の整理がよく行われているが、研究は一定振幅荷重下に限られ変動荷重下について検討したものはない。

そこでまず線形弾性領域から弾塑性領域にわたる広範囲の一定振幅荷重下の疲労き裂進展速度、き裂開閉口挙動および塑性変形挙動を調べ、弾塑性疲労き裂進展挙動に及ぼす応力比、荷重レベルの影響を明らかにする。弾塑性状態下においては繰返し塑性変形や一方向塑性変形が顕著となると考えられるが、そのような状態下において疲労き裂進展速度を支配する力学パラメータについての考察を行う。つぎに２段および３段繰返し変動荷重試験を行い、弾塑性状態下の疲労き裂進展速度、塑性変形挙動およびき裂開閉口挙動への荷重変動の影響を調べるとともに、変動荷重下でのΔJの算出方法の検討を含めて、変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展速度の推定法についての検討を行う。

8.2　供試材料および試験片形状

供試材料は中炭素鋼S35C焼きならし材、溶接構造用圧延鋼SM50A材およびアルミニウム合金A5083-O材である。その化学成分、機械的性質を表8-1、8-2にそれぞれ示す。試験片としてはS35C鋼の場合には図8-1(a)、(b)に示す小型および中型の中央き裂引張(CCT)試験片を、SM50A鋼の場合には(b)、(c)に示す中型CCT試験片およびサイドグルーブ付き大型CCT試験片を、A5083-O材の場合には(d)に示すCT試験片を用いた。

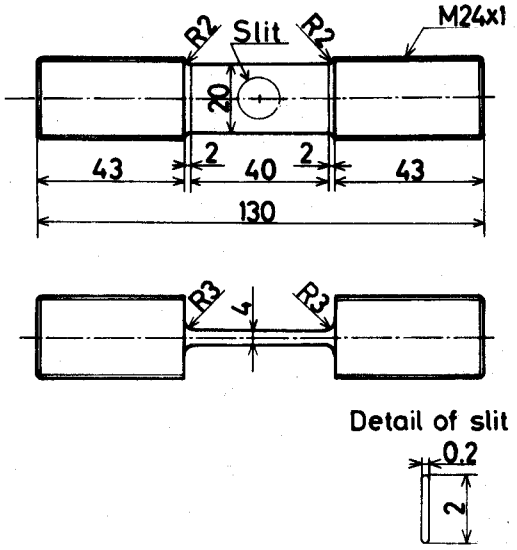
表8-1　供試材料の化学成分(%)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Al
S35C	0.38	0.25	0.72	0.01	0.02	0.02	0.13	—
SM50A	0.14	0.37	1.24	0.02	0.01	—	—	0.04
Al Alloy	Fe	Si	Mn	Cu	Mg	Ti	Cr	Al
A5083-O	0.21	0.09	0.46	0.01	4.20	0.03	0.17	Bal.

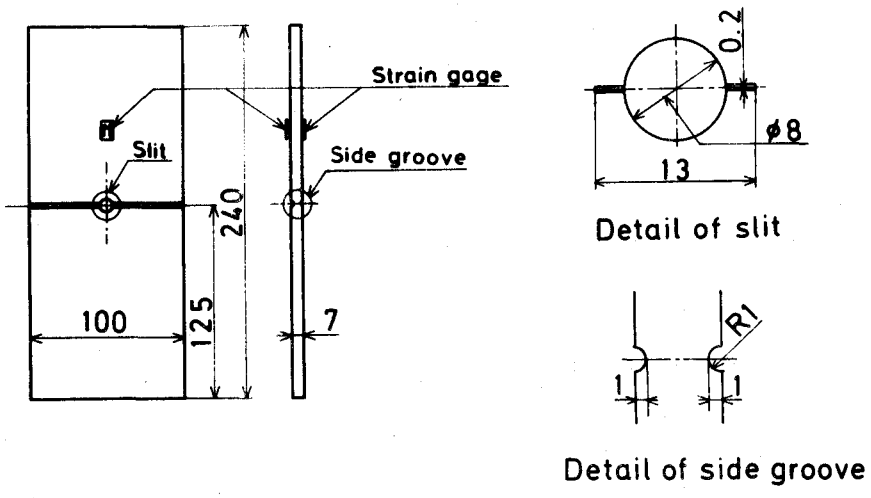
表8-2　供試材料の機械的性質

Material	Yield stress σ_y (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation δ (%)	Cyclic 0.2% proof stress $\sigma^c_{0.2}$ (MPa)
S35C	373	612	23.7	344
SM50A	352	508	35.7	—
A5083-O	140*	301	24.0	314

* 0.2% proof stress

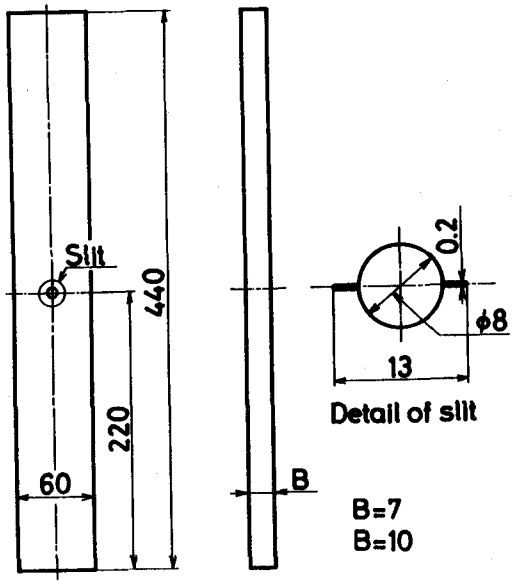


(a)

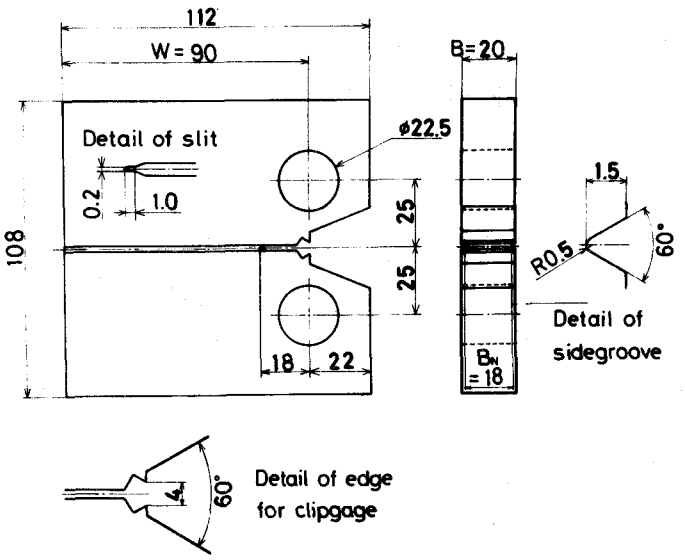


(b)

図8-1　試験片形状および寸法



(c)



(d)

図8-1　試験片形状および寸法(つづき)

表8-3 一定振幅荷重試験条件

Material	Specimen type	W mm	R	P_{max} kN
S35C	CCT	20	-1.0	9
			0.0	18
	CCT	60	-1.0	50
			0.0	50
				100
SM50A	CCT	60	-1.0	80
			0.0	70
	CCT	100	-1.0	80
			0.0	80
A5083-O	CT	90	0.0	50

8.3　一定振幅荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動

8.3.1　試験方法

疲労き裂進展試験は材料、試験片形状・寸法、応力比を各種組合わせた表8-3に示す試験条件により、線形弾性領域から全断面降伏領域に至る広い範囲にわたって繰返し速度10～0.1Hzで荷重一定条件下で行った。

8.3.2　試験結果および考察

8.3.2.1　応力比R=-1の場合

小規模降伏領域においては、疲労き裂進展速度da/dnはき裂開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}によってよく整理されることが多く示されている。図8-2は、各試験条件のうち応力比Rが-1の場合の試験についてき裂進展速度をΔK_{eff}により整理したものである。図中黒印は正味断面応力σ_{net}が降伏点σ_yを越えている場合の結果を、半黒印は$\sigma_{net}<\sigma_y$ではあるがASTM E647の中央き裂試験片に対する小規模降伏条件$\sigma_{net}\leqq 0.8\sigma_y$を離脱している結果を示している。$\sigma_{net}=0.8\sigma_y$となるき裂長さにおいて、一般に小規模降伏条件としてよく用いられている、

$$a, b > 2.5\left(\frac{K_{max}}{\sigma_y}\right)^2 \qquad (8-1)$$

の条件は満足していない。S35C材、SM50A材ともに$\sigma_{net}\leqq 0.8\sigma_y$を満足する小規模降伏領域においては材料、荷重レベルの影響を受けず、$da/dn-\Delta K_{eff}$関係はほぼ一本の直線関係で表される。しかし$\sigma_{net}=0.8\sigma_y$となるところからき裂進展速度はそれ以前の直線関係からはずれ高進展速度側に偏り始め、それ以上の領域での$da/dn-\Delta K_{eff}$関係の傾きは急なものとなっている。このき裂進展速度の高速度側への偏りはS35C材の方がSM50A材に比べ顕著となり弾塑性領域でのき裂進展挙動における材料間の相違が認められる。S35C材ではASTM E399の小規模降伏平面ひずみ条件を満足する低いK値から荷重－変位ヒステリシスに繰返し塑性変形が認められ始め、$\sigma_{net}\geqq 0.8\sigma_y$の領域では非常に顕著となる。これに対してSM50A材の場合繰返し塑性変形が認められ始めるのが$\sigma_{net}=0.8\sigma_y$のところからであり、弾塑性領域においても、その塑性変形量はS35C材に比べて少なく、このことが弾塑性領域における$da/dn-\Delta K_{eff}$関係に材料間の相違がみられた原因であると思われる。図8-3はこのような繰返し塑性変形成分を考慮し繰返しJ積分範囲ΔJによりき裂進展速度を整理した結果である。試験結果は材料、荷重レベ

ルによらず全速度領域にわたって傾きの緩やかな直線関係を示している。

図8-4にき裂開口点K_{op}のΔJに伴う変化を示す。ここで弾塑性領域においてはK_{op}は開口荷重とき裂長さから計算される見かけのき裂開口応力拡大係数となる。(a)に示すSM50A材の場合、$\sigma_{net} \leqq 0.8\sigma_y$となる小規模降伏条件を満足する領域では$K_{op}$は$\Delta J$の値

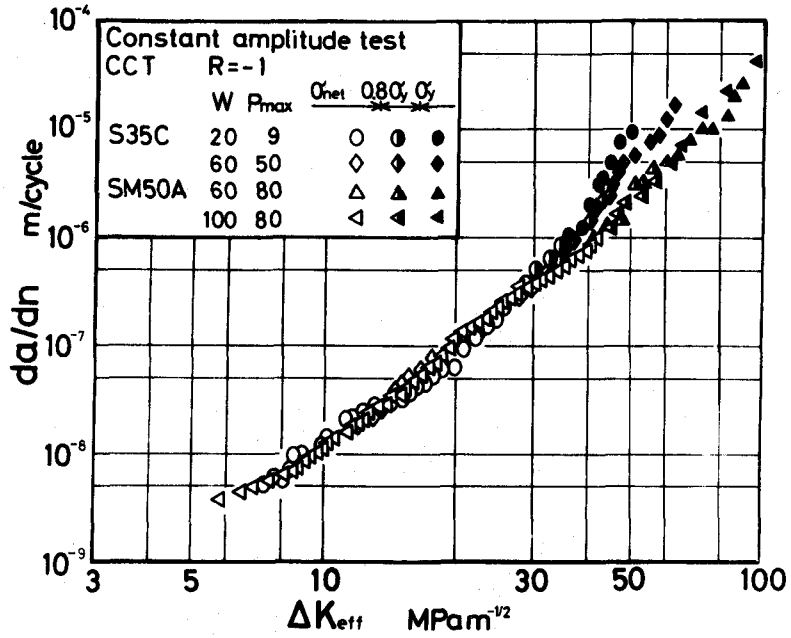


図8-2　一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係(R=-1の場合)

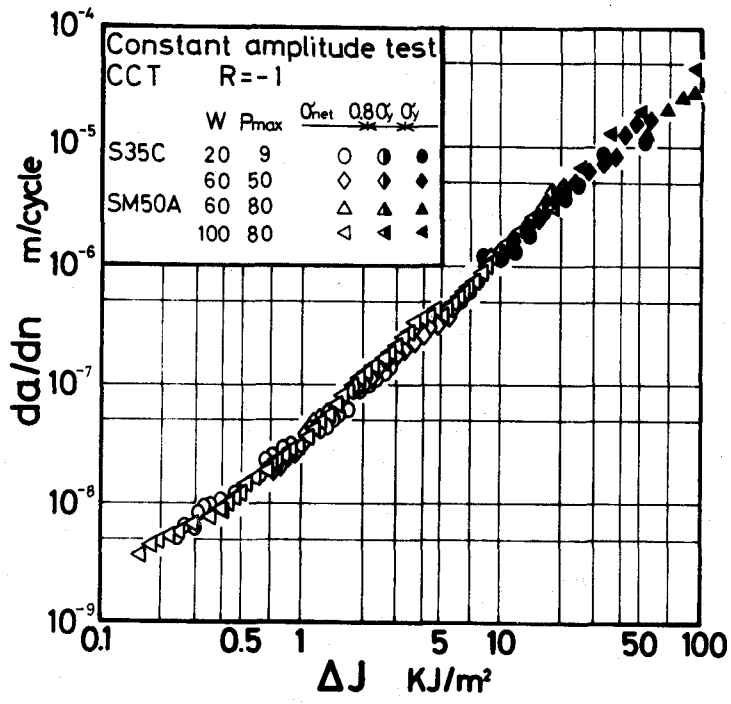
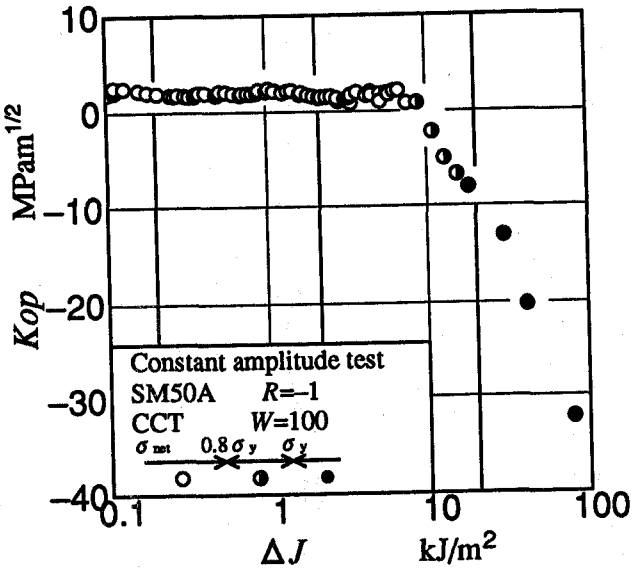
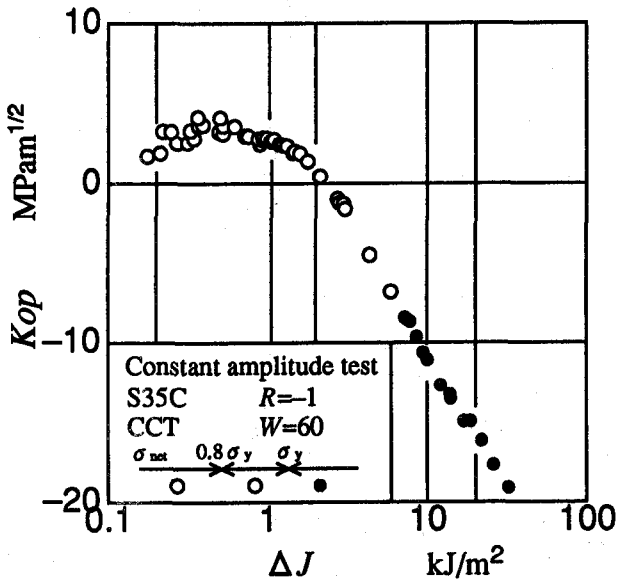


図8-3　一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta J$関係(R=-1の場合)

によらずほぼ一定値を取るが、繰返し塑性変形がヒステリシスに認められ始めるσ*net*=0.8σ*y*のところから開口点は低下し始め、σ*net*≧σ*y*なる全断面降伏領域にはいると急激に低下し、き裂開口比$U=(P_{max}-P_{op})/(P_{max}-P_{min})$は0.7～0.96程度となり、き裂は圧縮荷重下でも繰返し塑性変形の影響により大部分が開口するようになる。一方(b)に示すS35C材の場合、比較的低い*K*値レベルから繰返し塑性変形が現われるためき裂開口点は小規模降伏条件を満足している領域でも低下し始め、その後Δ*J*の上昇とともに単調に低下する。本材の場合も全断面降伏領域ではき裂開口比*U*は0.7～0.9程度となりき



(a) SM50A



(b) S35C

図8-4 一定振幅荷重下のき裂開口点(*R*=-1の場合)

裂は圧縮荷重下でも大部分が開口している。

以上のように応力比が-1の場合、弾塑性状態下で繰返し塑性変形が顕著となり、それがき裂進展速度に影響を及ぼすことがわかった。また弾塑性状態におけるき裂開閉口挙動および繰返し塑性変形挙動は材料によって異なることが明らかとなったが、弾塑性疲労き裂進展速度は開閉口挙動および繰返し塑性変形挙動を考慮した繰返しJ積分範囲ΔJによって良く評価できることがわかった。

8.3.2.2　応力比Rが正の場合

図8-5はS35C、SM50A材についてはRが0.0の場合、A5083-O材についてはR=0.1の一定振幅荷重下の疲労き裂進展速度をΔK_{eff}により整理した結果である。図中の記号は、CCT試験片に対しては上述の通りであるが、CT試験片の場合、白印は負荷荷重の最大値が簡単な材料力学的計算から得られるCT試験片リガメント部の塑性崩壊荷重

$$P_{fp}=[-(1+\frac{a}{W})+\{2+2(\frac{a}{W})^2\}^{1/2}]\sigma_y BW \qquad (8-2)$$

以下の場合の結果であり、黒印はさらにこの塑性崩壊荷重にGreenとHundyの塑性拘束係数1.26[1)]をかけた荷重値を越えている場合の結果、半黒印はその間の場合の結果である。$da/dn-\Delta K_{eff}$関係はいずれの材料も小規模降伏条件下では良好な直線関係を示し

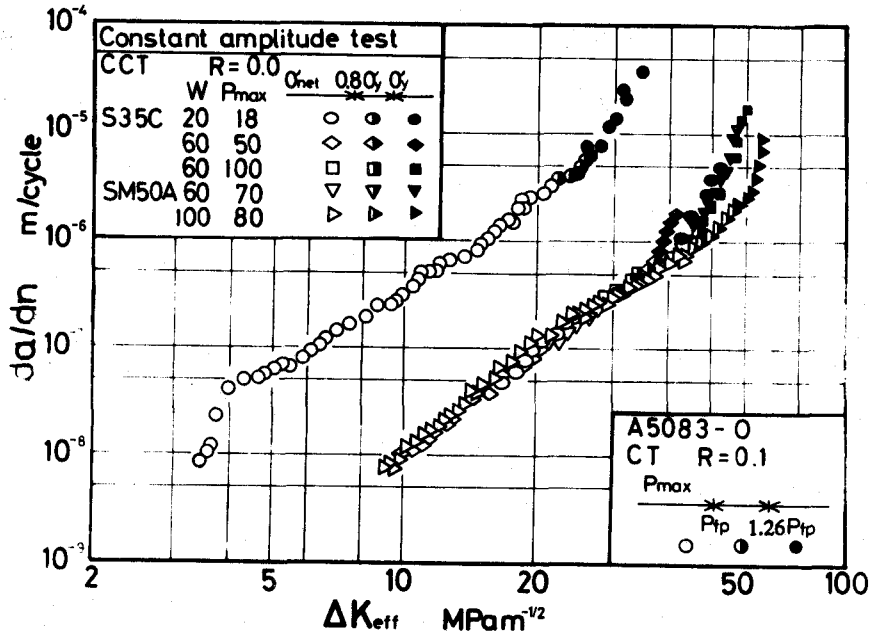


図8-5　一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係(Rが正の場合)

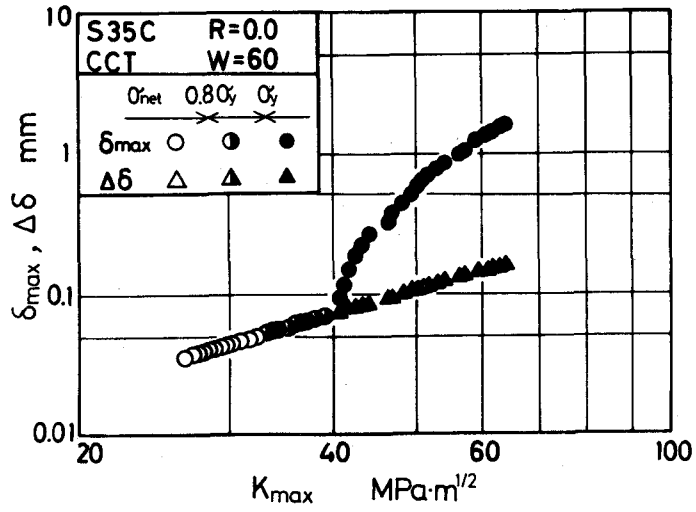
ているが、CCT試験片では全断面降伏以降において、CT試験片ではP_{max}=1.26P_{fp}以上の領域で急速にき裂進展速度が高速度側に偏り始める。

応力比が正(0および0.1)の場合、荷重－変位ヒステリシスに繰返し塑性変形成分が明確に認められ始めるのはS35C材およびSM50A材においてはσ_{net}=0.8σ_yとなるところから、A5083-O材ではP_{max}=P_{fp}になるところからであるが、試験終了直前に至っても繰返し塑性変形成分の全変位に占める割合はS35C材で5%、SM50A材で5%、A5083-O材で4%程度と小さく、これら繰返し塑性変形を考慮した繰返しJ積分範囲ΔJによってき裂進展速度を整理してもΔK_{eff}による整理結果と傾向はほとんど変わらず、弾塑性状態におけるき裂進展速度の急速な加速現象はΔJのみでは評価できない。

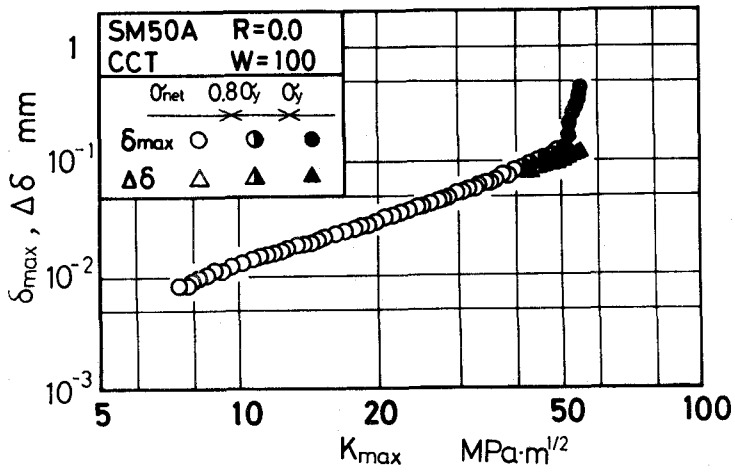
図8-6は、各材料においてクリップゲージにより測定した変位の最大値δ_{max}と全振幅$\Delta\delta$をK_{max}に対して示したものである。ここで変位としてCCT試験片の場合にはき裂中央開口変位を、CT試験片に対しては荷重点変位を測定している。いずれの材料においても$\Delta\delta$のK_{max}に対する変化率は試験範囲全体でほぼ一定となっている。これに対してδ_{max}はCCT試験片の場合、σ_{net}が降伏点を越えるところから急速に増加し、一方向塑性変形が顕著に現われはじめていることを示している。またCT試験片(A5083-O材)の場合には、δ_{max}はP_{max}=P_{fp}になるところからその増加割合が大きくなり、試験片に一方向塑性変形が現われ始めることを示すとともに、特にP_{max}=1.26P_{fp}からはその一方向塑性変形が急増していることがわかる。この一方向塑性変形の急増が、R>0の試験条件において観察される弾塑性状態での$da/dn-\Delta J$関係の高進展速度側への偏りに関連すると考えられる。この一方向塑性変形をGarwoodら[2]のJパラメータ法を疲労に応用した安藤ら[3]の方法により最大J積分値J_{max}の形で評価し、J_{max}のき裂進展速度に及ぼす影響を例えば次式

$$da/dn=A[\Delta J/E(1-J_{max}/C)]^m \quad (E;\text{ヤング率、}C;\text{定数}) \qquad (8-3)$$

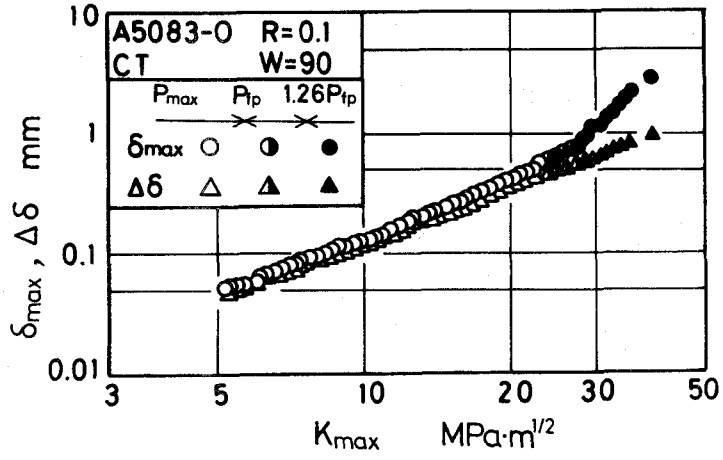
のようにき裂進展抵抗の低下の形で考慮し、試験結果を整理すると図8-7のようになる。ここで定数Cは、$da/dn-\Delta J/E(1-J_{max}/C)$関係が弾塑性領域を含めて直線になるように定めている。S35C材の場合には900kJ/m^2、SM50A材(W=60mm)の場合には600kJ/m^2、SM50A材(W=100mm)の場合には400kJ/m^2、A5083-O材の場合には115kJ/m^{2}の値を用いた。また図には前述のR=-1の試験結果も合わせて実線で示している。試験結果は図のように全断面降伏状態を含めたすべての進展速度領域にわたって材料、試験片寸法、



(a) S35C



(b) SM50A



(c) A5083-O

図8-6　δmax、$\Delta\delta$の$Kmax$に伴う変化

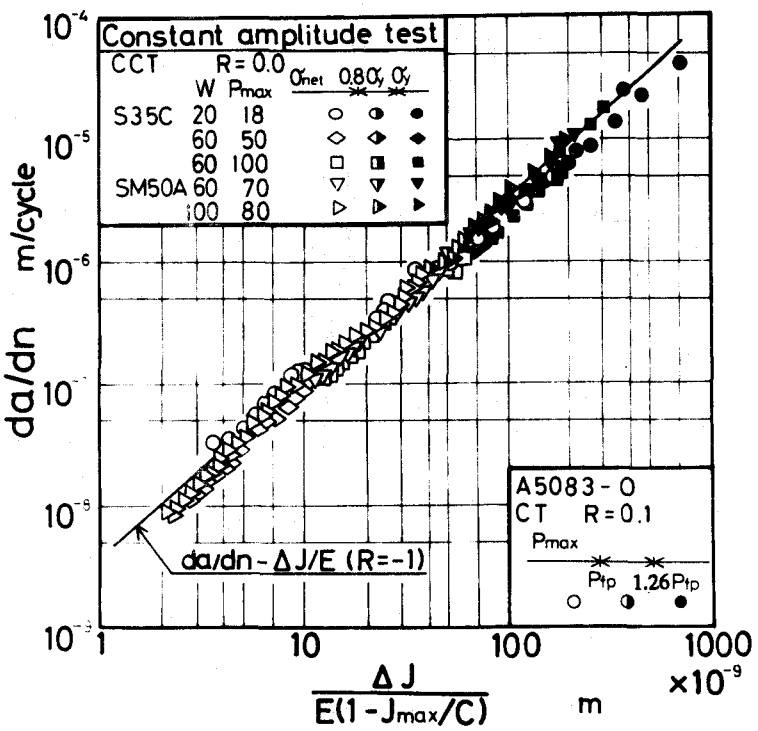
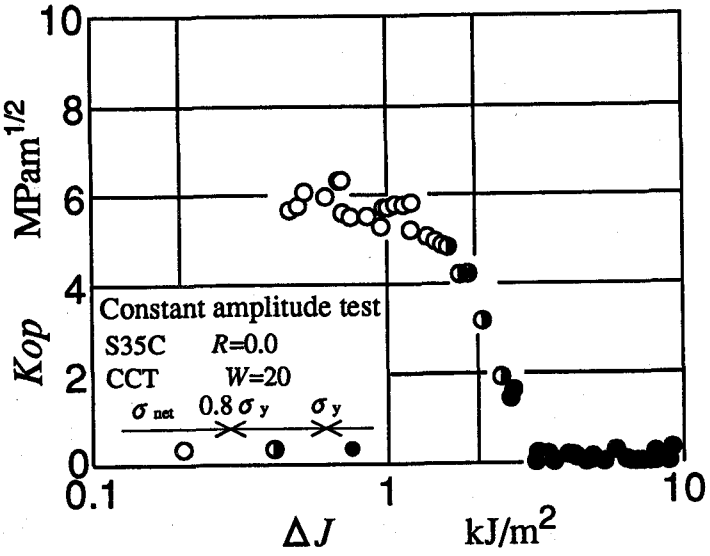


図8-7　一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta J/E(1-Jmax/C)$関係

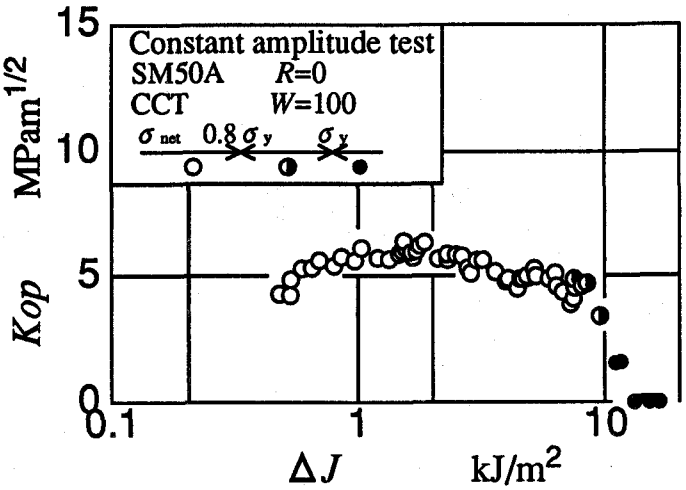
応力比によらず１つの帯で表され、その直線の傾きは2.6となる。

図8-8は各材料のき裂開口点KopをΔJに対してそれぞれプロットしたものである。ただし、図(c)中、矢印はき裂閉口点が荷重－変位ヒステリシス上に観察されない場合の結果であり、データは$Kop=Kmin$上にプロットしている。(b)に示すSM50A材の場合、き裂開口点はASTM規格条件$\sigma net \leqq 0.8\sigma_y$を離脱してもすぐには変化せず全断面降伏状態に近づいたところで低下し始め、最終的にはき裂は全荷重範囲で開口するようになる。(c)に示すA5083-O材の場合も傾向はほぼ同様であり、$Pmax=P_{fp}$になるところからKopは低下し始め$Pmax \geqq 1.26P_{fp}$ではき裂は全荷重範囲で開口する。これに対して、(a)に示すS35C材の場合にはR=-1の場合と同様$\sigma net \leqq 0.8\sigma_y$の領域から開口点は低下し始め、全断面降伏後は全荷重範囲で開口するようになる。

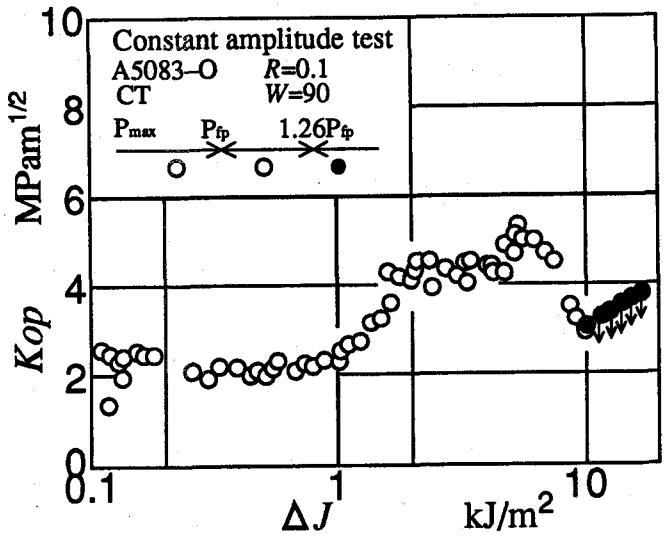
以上のように応力比が正の場合には弾塑性状態において一方向塑性変形が顕著に現われ疲労き裂進展速度に影響を及ぼし、全断面降伏後き裂進展速度の急激な加速現象が認められる。この場合でも繰返し塑性変形が急増することはなく繰返しＪ積分範囲ΔJのみでは評価できず、一方向塑性変形に対して弾塑性破壊力学的取扱いをする必要がある。これを例えば最大Ｊ積分値$Jmax$の形で評価し考慮すれば、弾塑性領域を含む全ての進展速度領域で材料、応力比、荷重レベルによらず疲労き裂進展速度を評価で



(a) S35C



(b) SM50A



(c) A5083-O

図8-8 一定振幅荷重下のき裂開口点(*R*が正の場合)

きることがわかった。

8.3.2.3　定数Cについての考察

前節で提案した(8－2)式の弾塑性破壊力学パラメータ$\Delta J/E(1-J_{max}/C)$中の定数Cは本来材料定数的に定められ、弾塑性破壊じん性値J_{IC}と何らかの関係があるのではないかと考えられている。しかしながら本試験で用いたCの値は報告されているJ_{IC}値(例えば、大路ら[4]のSM50A鋼、CT試験片による試験結果としてJ_{IC}=180kJ/m^2)と比べるとかなり高い値を示しCの値はJ_{IC}値と必ずしも一致しない。そこでS35C、SM50A材について同じ形状の試験片を用いて弾塑性破壊じん性試験を実際に行い、弾塑性破壊じん性値と定数Cとの比較を行った。

弾塑性破壊じん性試験の試験は、日本機械学会基準 JSME S 001-1981「弾塑性破壊じん性J_{IC}試験方法」[5]に準拠して行った。ただし、予き裂長さは基準とは異なり、前出の図8-5の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係のグラフにおいて疲労き裂進展速度が高進展速度側に偏り始めた時のき裂長さと等しくなるように設定した。弾塑性破壊じん性試験の結果をJ_Cとして表8-4に示す。本試験では、SM50A、W=100mm以外の場合には100μm以上のき裂の安定成長が認められなかったので、SM50A、W=100mmの場合はき裂発生時の、その他の場合には最大荷重負荷時のＪ値をJ_Cとした。ここでJ_Cの値は先に示した参考文献[4]に見られるJ_{IC}値よりかなり高い値を示している。これは、本試験においては荷重負荷過程においてき裂先端の鈍化が著しく、さらに表8-4中に示すように最大荷重負荷時にはリガメント部の正味断面応力σ_{net}が降伏点を越え、それ以前に全断面降伏状態へと移行したことを示しており、最終破壊はき裂底断面全体における塑性不安定によって生じたのではないかと考えられる。また本試験においては、CT試験片、３点曲げ試験片に対して規定されているJ_{IC}の有効条件B、$h \geqq 25J_{IC}/\sigma_{fs}$(ここで、$B$：板厚、$h$:リガメント長さ、$\sigma_{fs}$：有効降伏強度)、さらにCCT試験片に対するMcMeekingら[6]によ

表8-4 弾塑性破壊じん性試験結果

Material	W mm	a mm	J_C kJ/m^2	C kJ/m^2	σ_{net} MPa	J_{IC} kJ/m^2
S35C	60	15.0	720	900	485	200
SM50A	60	20.5	590	600	688	180
	100	28.5	460	400	582	

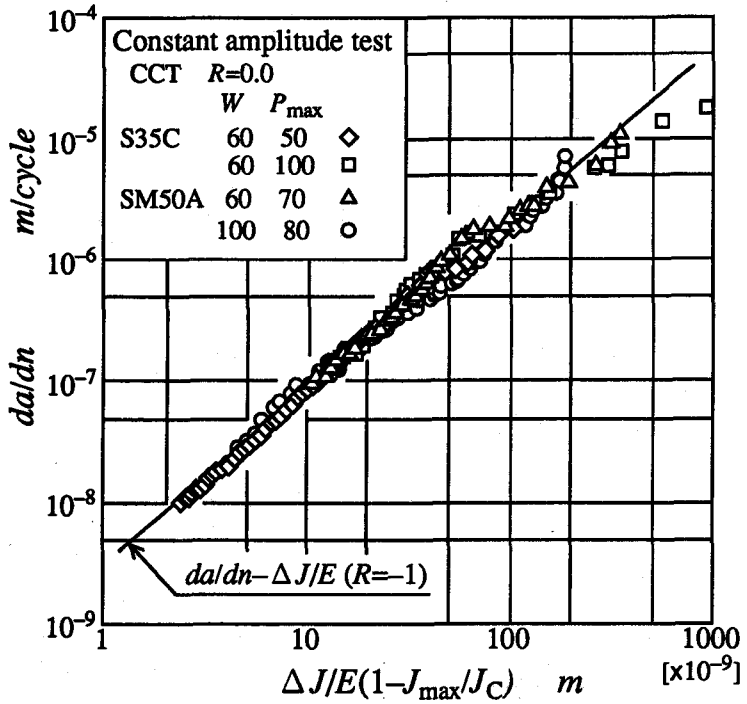


図8-9　一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta J/E(1-J_{max}/J_C)$関係

る試験片最小寸法条件$B \geqq 200J_{IC}/\sigma_{fs}$が必ずしも満足されてはおらず、このことが実験より得られた見掛けの破壊じん性値J_Cが弾性破壊じん性値J_{IC}より大きな値となった原因であると考えられる。この見掛けのJ_Cの値を用いて、き裂進展速度を再整理したものを図8-9に示す。図中実線は応力比R=-1の結果である。高進展速度領域において、実線より低速度側へ若干ずれているデータがあるが、全体的には両者はよく一致している。したがって定数Cは試験片形状・寸法に依存し、弾塑性破壊じん性値のような普遍量ではないが、同一形状・寸法の試験片を用いて得られる見掛けの破壊じん性値と考えてよいようである。

8.4　両振り変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動

前節で示したように、弾塑性状態における一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動は、応力比Rによって異なる様相を示す。すなわち、Rが負の試験条件では繰返し塑性変形が、Rが正の場合には一方向塑性変形が顕著となり、疲労き裂進展挙動に影響を及ぼす。一般に実働荷重下においては、種々の応力比を持つ荷重サイクルが含まれており、その荷重相互作用により、各荷重サイクルにおける塑性変形挙動は一定振幅荷重下と

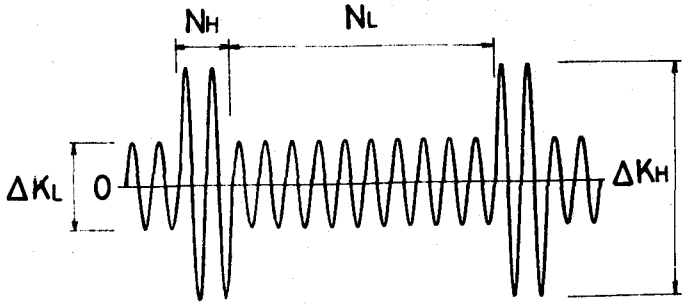
は異なると考えられる。したがって、変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展速度の推定法を確立するためには、これらの荷重相互作用の塑性変形挙動に与える影響の詳細を明確にする必要があると考えられる。

変動荷重下の塑性変形挙動に最も強く影響する因子は、一定振幅荷重下における応力比の効果を考えると、変動荷重に含まれる最大振幅荷重の応力比だと考えられ、応力比の正負によって分けて考える必要があると思われる。そこで、本節では、まず最大振幅荷重が両振りとなる種々の2段および3段繰返し変動荷重下の塑性変形挙動および疲労き裂進展挙動を明らかにするとともに、それらに及ぼす小振幅荷重の応力比および荷重順序の影響について検討する。

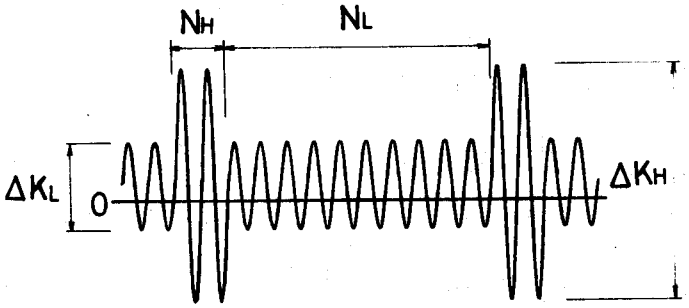
8.4.1　2段繰返し変動荷重試験

8.4.1.1　小振幅荷重の応力比が負の場合

試験は小規模降伏条件下の低いK値レベルから巨視的な繰返し塑性変形を示すS35C材を用いて、図8-10に示すような2種の2段繰返し変動荷重波形により、表8-5に示す試験条件で行った。高、低各レベル荷重の応力比R_H、R_Lは、荷重パターンⅠではともに-1.0、荷重パターンⅡではR_H=-0.7、R_L=-0.5であり、両レベル荷重とも応力比は負に設定している。



(a) 荷重パターンⅠ

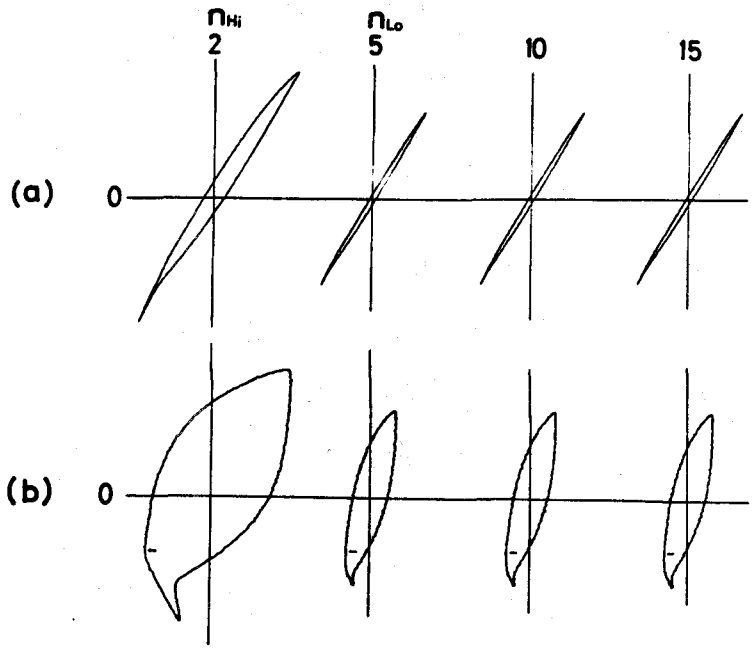


(b) 荷重パターンⅡ

図8-10　2段繰返し変動荷重波形

表8-5 2段繰返し変動荷重試験条件および試験結果

Loading pattern	N_H/N_L	ΔK_H MPam$^{1/2}$	ΔK_L MPam$^{1/2}$	ΔJ_H kJ/m^2	ΔJ_L kJ/m^2	λ_J	Symbol
I	2/20	60.7	42.0	28.3	10.4	0.63	◇
		56.0	38.7	16.3	7.2	0.91	
		54.3	37.5	11.4	5.5	0.86	
		47.6	33.0	5.1	2.7	1.05	
	2/200	62.2	24.9	25.9	3.2	0.75	◇
		58.0	23.2	16.2	2.8	0.80	
		55.2	22.0	10.2	1.8	0.84	
		51.1	20.4	5.1	0.9	1.09	
	2/1000	58.5	10.0	31.6	0.5	0.60	△
II	2/20	31.5	15.4	4.1	1.2	0.99	○
		36.8	18.7	8.9	1.8	1.21	
		43.2	22.2	23.0	3.0	1.05	
		45.2	23.2	44.3	3.6	1.25	



S35C R=-1, N_H/N_L=2/20, $\Delta K_H/\Delta K_L$=54.3/37.5

図8-11 2段繰返し変動荷重下の荷重－変位ヒステリシス例

図8-11に荷重パターンIの変動荷重下で自動計測した荷重－変位ヒステリシス(a)および荷重－引算変位ヒステリシス(b)の代表例を示す。短い横棒で示すき裂開口点は小規模降伏状態における変動荷重下と同様に変動波形1ブロックを通じてほぼ一定となっている。ヒステリシスの例は省略するが他の荷重パターン、試験条件においても同様にき裂開口点は変動波形1ブロックを通じてほぼ一定であった。ヒステリシスに

みられるように変動荷重下においても、高、低両レベル荷重の応力比が負の場合には、繰返し塑性変形のみが生じ、一方向塑性変形は観察されなかった。高レベル荷重下の繰返し塑性変形量は、高レベル荷重と同じ大きさの負荷荷重の一定振幅荷重試験の結果とほぼ一致していた。これに対して、低レベル荷重下で観察される繰返し塑性変形量は、すべての試験条件において一定振幅荷重試験における同じ大きさのK値レベルのものより大きくなることが認められ、弾塑性状態下の荷重変動はき裂開閉口挙動のみでなく塑性変形挙動にも影響を及ぼすようである。

図8-12は、2段繰返し変動荷重下のき裂開口点K_{op}を繰返しJ積分範囲ΔJに対してプロットしたものである。図中には白丸印で、応力比R=-1の一定振幅荷重下のK_{op}を示している。各種白印で示す高レベル荷重下の開口点は、高レベル荷重下のΔJ_Hと大きさの等しいΔJをもつ一定振幅荷重下の開口点にほぼ一致するか、近い値となっており、弾塑性状態においても変動荷重下のき裂開口点は、高レベル荷重下のΔJと応力比によって決まると考えてもよいようである。したがって、低レベル荷重下の開口点K_{op}は高レベル荷重負荷の影響により、一定振幅荷重試験結果に比べて低下している。

図8-13に低レベル荷重下のき裂進展速度$(da/dn)_L^*$を一定振幅荷重下でその有用性を確認した破壊力学パラメータ$\Delta J/E(1-J_{max}/C)$に対して示す。ただし、応力比が負の場合、前述したように変動荷重下においても一方向塑性変形は認められず$J_{max} \ll C$となり、上記のパラメータは$\Delta J/E$に等しくなるため、図の横軸には$\Delta J/E$をとっている。図中の白丸印は前節で述べた一定振幅荷重試験より得られた$da/dn-\Delta J/E$関係である。

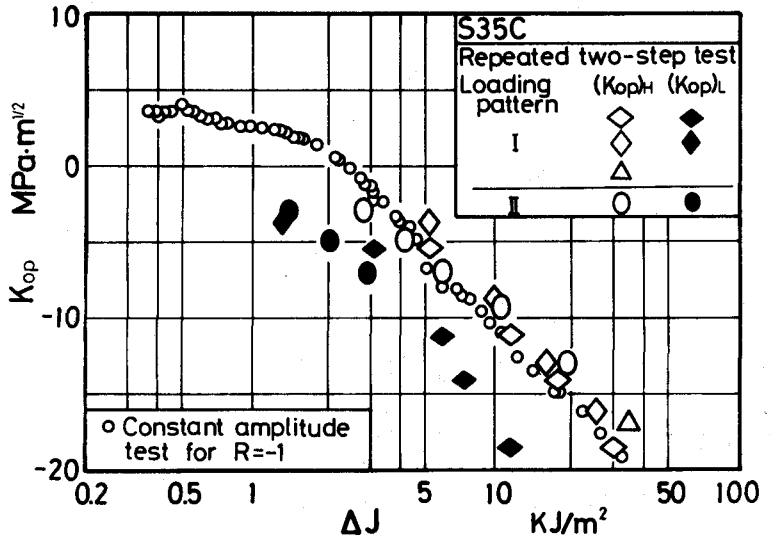


図8-12 2段繰返し変動荷重下のき裂開口点

本試験条件では高、低各レベル荷重下でのき裂進展量は微小であるためそれぞれを分離して測定することは困難である。そのため$(da/dn)_L^*$はこれまでと同様にき裂進展量に関する線形加算則を仮定して一定振幅試験結果より3.2節で説明した次式により算出した。

$$(da/dn)_L^* = \{(da/dn)_{HL} \times (N_H + N_L) - (da/dn)_H^* \times N_H\}/N_L \qquad (8-3)$$

いずれの変動荷重パターン、試験条件においても$(da/dn)_L^*$は、一定振幅荷重試験結果とよく一致している。図にはあわせて走査電子顕微鏡(SEM)を用いて行った破面観察から得た両レベル荷重下での1サイクル当りのき裂進展量を黒印で示している。き裂進展速度はストライエーションが観察される場合にはその間隔から、低レベル荷重下での低い進展速度領域でストライエーションが観察されない場合には、破面上に見られる高レベル荷重でのストライエーションにはさまれる長さを低レベル荷重下での1ブロック当りのき裂進展量と考え、これをN_Lで割って求めた。測定値にバラツキは認められるが、いずれの荷重レベルにおいても一定振幅荷重下のき裂進展速度にほぼ一致している。本試験において実測した平均き裂進展速度をき裂進展速度比λ_Jで整理して前出の表8-5の右から2欄目に示す。λ_Jは3.2節で述べたように$\Delta a/\Delta a^*$で定義され

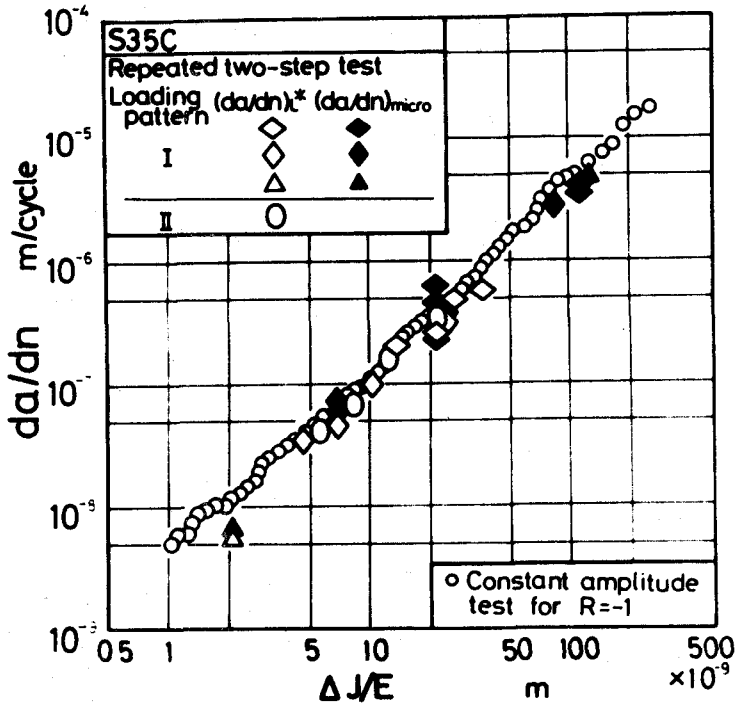


図8-13 2段繰返し変動荷重下の$(da/dn)_L - \Delta J/E$関係

る無次元量で、Δaは実測されたき裂進展量、Δa^*は一定振幅試験結果からΔJに関する線形加算則により求めた予想進展量である。λ_Jは0.4～1.2の範囲の値となっており、弾塑性状態の変動荷重下においても、高、低両レベル荷重の応力比が負で繰返し塑性変形のみが顕著となる場合には、そのき裂開閉口挙動と繰返し塑性変形挙動をΔJで評価し、ΔJに関するき裂進展量の線形加算則を用いれば、弾塑性き裂進展速度をよく評価できることがわかる。

8.4.1.2　小振幅荷重が圧縮応力側にある場合

本節では、図8-14に示すような高レベル荷重の応力比をR_H=-1とし、小振幅荷重(低レベル荷重)に圧縮平均応力を加えて両者の最小荷重値P_{min}をそろえた2段繰返し変動荷重パターン(荷重パターンⅢ)を用いて弾塑性疲労き裂進展試験を行い、疲労き裂進展挙動および塑性変形挙動を調べた。試験は、材料としてSM50A鋼を用い、低レベル荷重の繰返し数N_Lを100回と1000回とした2種類の波形により行った。

図8-15にN_L=100の試験において、き裂長さが(a)a=13.0mm、(b)a=14.3mm、(c)a=15.3 mmの時に得られた、変動波形1ブロックの荷重－引算変位ヒステリシスを示す。ここで低レベル荷重下のヒステリシスは、1、10、100波目のみを示している。正味断面応力σ_{net}が 336MPaで降伏点σ_y(352 MPa)以下である(a)では、低レベル荷重においてき裂は全荷重範囲で閉口している。これに対してき裂が進展し、σ_{net}が364 MPaとなりσ_yを超えた領域における(b)では、低レベル荷重の圧縮荷重下においてもき裂が開口するようになる。しかしながらき裂開口点は圧縮荷重の繰返しにともない上昇し、10波目程度で消失している。さらにき裂が進み、σ_{net}が389MPaと大きい(c)では、低レベル荷

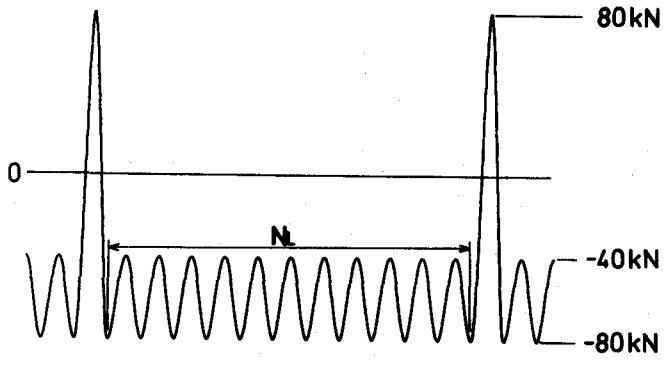
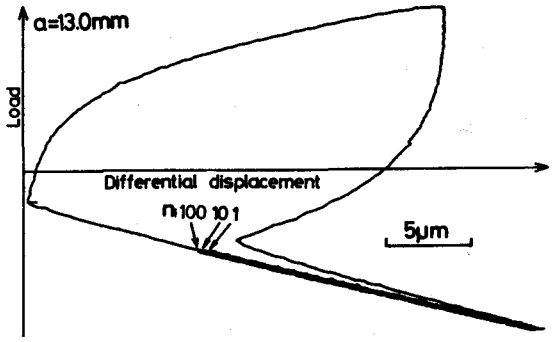
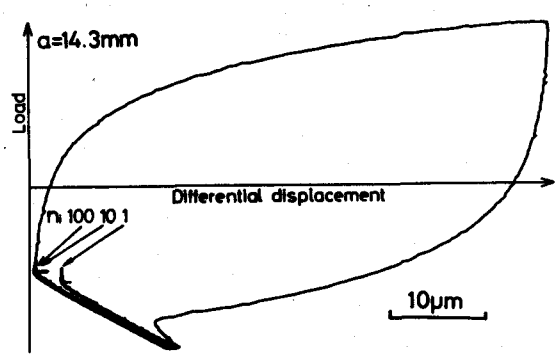
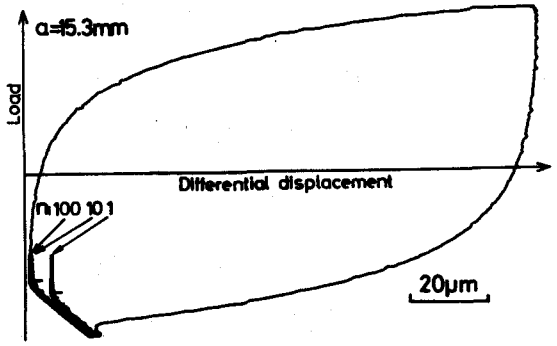


図8-14　2段繰返し変動荷重波形(荷重パターンⅢ)



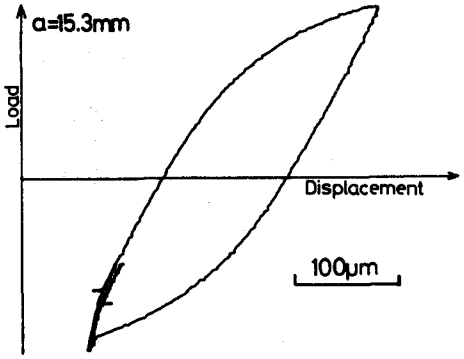
(a) a=13.0 mm

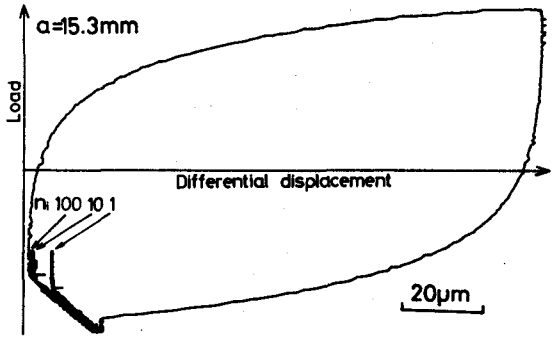




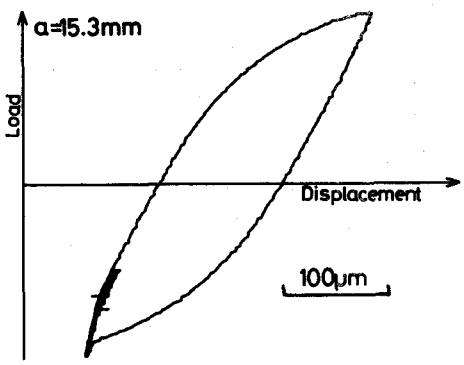
(b) a=14.3 mm　　(c) a=15.3 mm

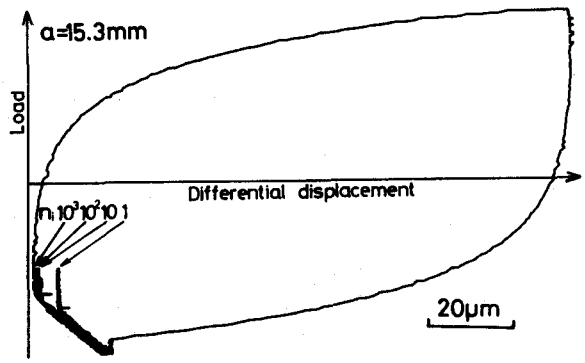
図8-15　2段繰返し変動荷重下の荷重－引算変位ヒステリシス例





(a) N_L=100





(b) N_L=1000

図8-16　2段繰返し変動荷重下の荷重－変位、荷重－引算変位ヒステリシス例

重下での繰返しに伴う開口点の上昇は認められるものの完全に消失することはなく、き裂開口は全ての荷重サイクルにおいて見られる。さらにヒステリシスを詳細に観察すると、いずれの試験条件においても高レベル荷重負荷後の変位は、負荷開始点まで引き戻されてはおらず、若干の一方向塑性変形が認められる。しかしながら低レベル荷重の繰返しとともに圧縮側の一方向塑性変形が生じ10サイクル程度でほぼ高レベル荷重の負荷開始点まで引き戻され、1ブロックとしての一方向塑性変形は現われない。

図8-16は、N_L=100とN_L=1000の試験において同じき裂長さa=15.3mmで得られた荷重－変位および荷重－引算変位ヒステリシス例を示したものである。塑性変形挙動およびき裂開閉口挙動に関して両者の間に明確な違いはみられず、き裂長さが長くなり高レベル荷重負荷時の繰返し塑性変形量が大きくなると、この程度の圧縮荷重の繰返し数の違いでは高レベル荷重の塑性変形挙動に大きな影響は生じないようである。

図8-17は、高レベル荷重下のき裂開口荷重$(P_{op})_H$および低レベル荷重1波目のき裂開口荷重$(P_{op})_L$とき裂長さaの関係を示したものである。図には合わせて高レベル荷重と同じ荷重振幅を持つ一定振幅荷重下の結果を○印で示している。■、▲印で示す高レベル荷重負荷時のき裂開口点は、一定振幅荷重下のき裂開口点に比べ上昇している。これに対し、□、△印で示す低レベル荷重1波目のき裂開口点は、一定振幅荷重下のき裂開口点とほぼ一致している。低レベル荷重下でのき裂開口点の荷重繰返しに伴う変化を詳細に調べるために、N_L=1000とした時の低レベル荷重下のみの荷重－引算変位ヒステリシスを図8-18に示す。横軸の位置は、各サイクルの様子をわかりやすくす

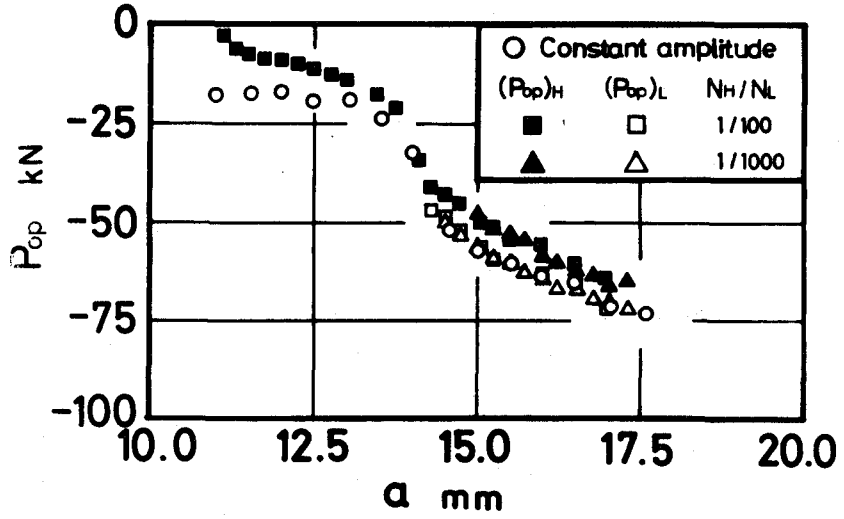


図8-17　2段繰返し変動荷重下のき裂開口点

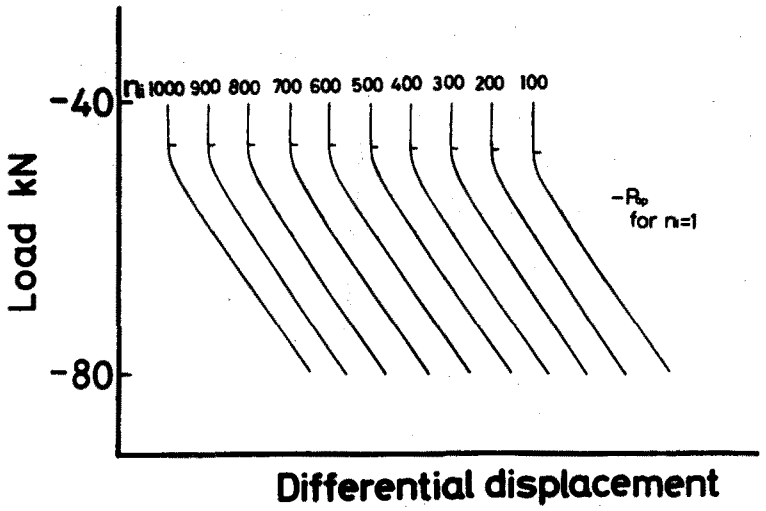


図8-18 低レベル荷重下の荷重ー引算変位ヒステリシス例

るために適当にずらせている。また、図中n_iは低レベル荷重の繰返し数であり、高レベル荷重直後の低レベル荷重の開口点は横棒でのみ示している。き裂開口点は繰返しに伴い徐々に上昇しているが、100波目以降その上昇の割合は鈍化し、やがて飽和して一定の値になっていることがわかる。高レベル荷重の引張負荷で生じた塑性変形によって、続く低レベル荷重下のき裂開口点は、図8-17に示したように、高レベル荷重と同じ振幅を持つ一定振幅荷重下のき裂開口点まで引き下げられるが、圧縮荷重の繰返し負荷による圧縮塑性ひずみの蓄積によって徐々に上昇する。その後、繰返しに伴う加工硬化により開口点の上昇が飽和するため、このようなき裂開口点の変化が見られたものと思われる。また、続く高レベル荷重下のき裂開口点は、この上昇した低レベル荷重下のき裂開口点と同じ位置になるため、同じ振幅を持つ一定振幅荷重下の開口点に比べ、高くなったものと考えられる。以上のように低レベル荷重と高レベル荷重は互いに影響を及ぼし合い、それぞれが単独で負荷されるときとは異なったき裂開閉口挙動を示すことに注意しなければならない。

次にこのような荷重パターンでのき裂進展速度推定法について検討を行う。前述したように、圧縮荷重のみの低レベル荷重下においてもき裂開口がみられること、および高レベル荷重下のき裂開口点が一定振幅荷重試験の時よりも上昇していることなどを考慮し、実測したき裂開口点を用いてそれぞれの荷重下でのΔJ値を求め、一定振幅荷重試験結果からΔJに関する線形加算則により推定を行い、き裂進展速度比λ_Jを算出した。低レベル荷重下でき裂開口が観察された試験条件に対する整理結果を表8-6に示

表8-6 2段繰返し変動荷重試験結果

N_H/N_L	a mm	ΔJ_L kJ/m²	ΔJ_H kJ/m²	$\Delta a_H^*/\Delta a_L^*$	λ_J	$\lambda_{J,H}$
1/100	13.00	0.00	18.19	∞	1.30	1.30
	13.46	0.00	21.11	∞	1.15	1.15
	14.10	0.00	42.56	∞	0.86	0.88
	14.50	0.03	56.93	278.6	1.18	1.18
	15.05	0.25	80.28	25.0	0.99	1.00
	15.52	0.46	105.57	15.9	1.11	1.14
	16.00	0.75	128.51	10.7	1.02	1.07
	16.51	0.97	169.13	10.9	0.84	0.88
	16.99	1.67	229.86	7.9	0.93	1.02
1/1000	15.01	0.24	80.09	2.6	0.89	1.00
	15.53	0.42	102.65	1.7	1.18	1.47
	16.03	0.83	130.77	0.95	0.67	1.09
	16.54	1.08	181.36	1.0	0.54	0.87
	17.05	1.45	234.29	0.99	0.51	0.90

す。また表にはあわせて高レベル荷重と低レベル荷重の繰返しJ積分値ΔJ_H、ΔJ_Lおよびそれにより推定される予測進展量の比$\Delta a_H^*/\Delta a_L^*$を示している。$N_L$=100の試験条件の全き裂長さの範囲および、$N_L$=1000の試験のき裂長さが短い時には、$\lambda_J$はほぼ1に近い値となっている。これに対して、$N_L$=1000の試験条件においてき裂長さが長いところで、λ_J=0.5～0.6の低い値を取る。そこで、低レベル荷重下でのき裂進展がないものと考え、予想進展量Δa^*(=Δa_H^*)を求め、これを用いてき裂進展速度比を計算したものを$\lambda_{J,H}$とし、表にあわせて示すが、この値は試験条件、き裂長さによらずほぼ1に近い値となっている。本試験条件では高レベル荷重の繰返しJ積分範囲ΔJ_Hが低レベル荷重のΔJ_Lに比べて130～300倍程度大きく、そのため低レベル荷重下において遅延が生じ、ほとんどき裂が進展しなかったのではないかと考えられる。またλ_Jがほぼ1の値を示した試験条件では、$\Delta a_H^*/\Delta a_L^*$の値が1に比べて大きく、低レベル荷重下での遅延効果が1ブロック全体ではあまり顕著にならないためだと思われる。

8.4.1.3 小振幅荷重が高い引張平均応力を持つ場合

試験は、S35CおよびSM50A材を用いて、小振幅荷重が高い引張平均応力を有する図8-19に示すような2段繰返し変動荷重パターンⅣにより行った。試験条件は表8-7に示す通りである。

図8-20にS35C、頻度比N_H/N_L=1/200の試験条件におけるき裂長さa=24.2mmで自動計測された変動波形1ブロックの荷重－引算変位ヒステリシスの例を示す。図中n_iは低

表8-7 2段繰返し変動荷重試験条件

Material	N_H/N_L	$\Delta P_H/\Delta P_L$(kN)
S35C	2/20	100/25
	2/200	100/25
	2/1000	100/20
	1/200	100/25
SM50A	1/100	70/17.5

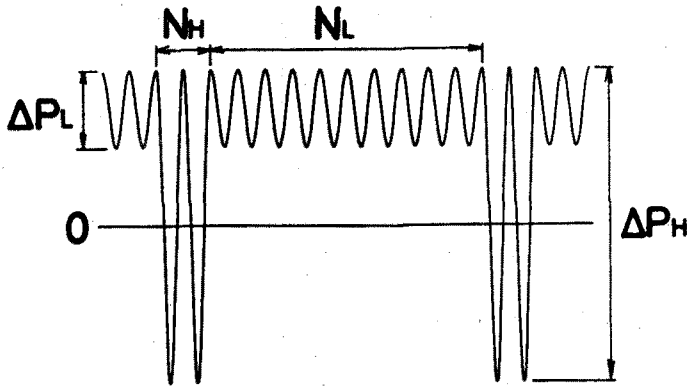
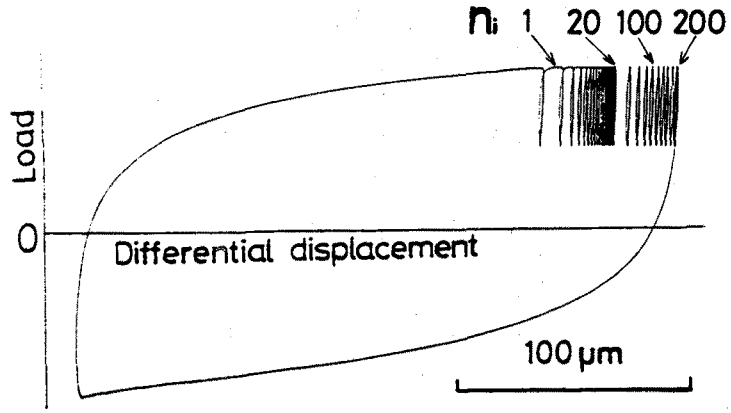


図8-19 2段繰返し変動荷重波形(荷重パターンⅣ)



S35C $\Delta P_H/\Delta P_L$=100/25, N_H/N_L=1/200
$\Delta J_H/\Delta J_L$=115.5/23.0

図8-20 2段繰返し変動荷重下の荷重ー変位ヒステリシス例

レベル荷重の1ブロックの最初からの繰返し数である。高レベル荷重負荷後の低レベル荷重の繰返し負荷によって、繰返しに伴う顕著な一方向塑性変形が現われている。この一方向塑性変形は最初の荷重サイクルで最も大きく、繰返し数が増えるとともに1サイクル当りに生じる一方向塑性変形量は飽和する傾向を示し、繰返し数が100回以降は繰返し数に対してその増加量はほぼ一定となっている。なおヒステリシスの例は

省略するが、最も低レベル荷重の繰返し数の多いN_H/N_L=2/1000の試験条件においてもn_i=100以降では１サイクルごとの一方向塑性変形量はほぼ一定となるが、最終の1000サイクルにおいても一方向塑性変形が観察されており、1000回程度の繰返しでは一方向変形が飽和することはなかった。このように高い引張平均を持つ低レベル荷重負荷により一方向塑性変形が現われるが、次の高レベル荷重の除荷過程での圧縮荷重負荷により、その一方向塑性変形成分は完全に引き戻され、最小荷重時には高レベル荷重の負荷開始点とほぼ同じ点に戻っている。このように高レベルの応力比R_Hが -0.1の荷重パターンの場合には、１ブロック全体でみるとそのヒステリシスループは閉じており、全体としての一方向塑性変形はほとんど生じず、その後の荷重ブロックの負荷においても同様な挙動が定常的に繰返された。高レベル荷重が単独で負荷される一定振幅荷重下での同一のき裂長さにおける塑性変形挙動およびき裂開閉口挙動と比較すると、高レベル荷重の負荷過程によってのみ生じる塑性変形量がほぼ一定振幅荷重下で観察されたものと一致しており、１ブロック全体の塑性変形量は一定の場合に比べて3割程度大きくなっている。

図8-21にS35C材、頻度比N_H/N_L=1/200の試験条件における場合の低レベル荷重下のき裂進展速度$(da/dn)_L^*$を弾塑性破壊力学パラメータ$\Delta J/E(1-J_{max}/C)$に対して白印で示す。なお図中の実線は一定振幅荷重試験結果であり、参考のため高レベル荷重での予測進

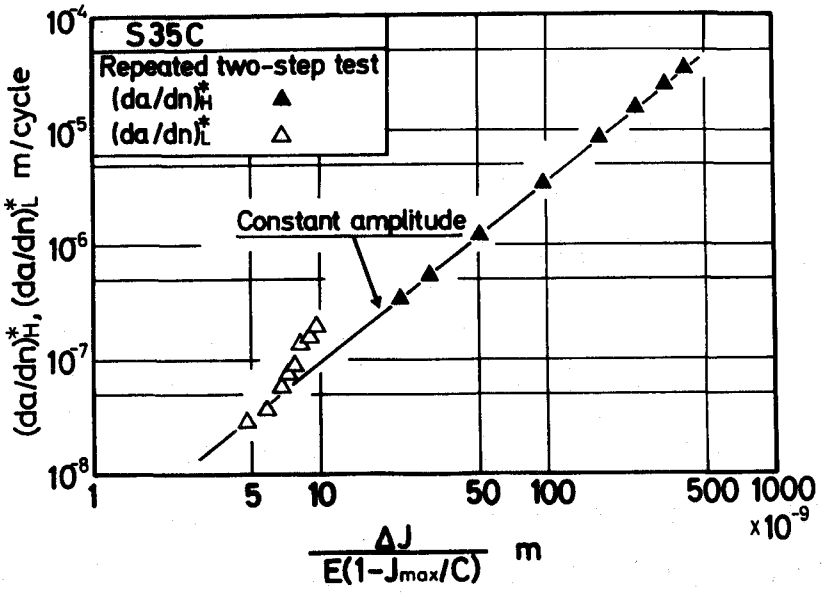


図8-21　２段繰返し変動荷重下の$(da/dn)_L-\Delta J/E(1-J_{max}/C)$関係

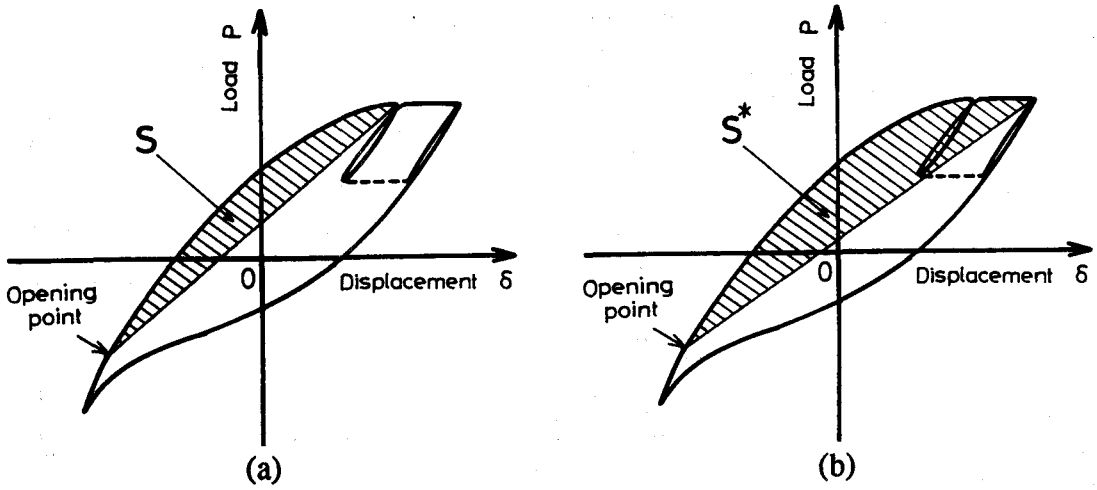


図8-22 繰返しJ積分範囲ΔJの評価法

展速度$(da/dn)_H^*$をも黒印で示している。ここで高レベル荷重に対する繰返しJ積分範囲ΔJ_Hは、図8-22(a)に示す2段繰返し変動荷重下の荷重－変位ヒステリシスの模式図のように高レベル荷重の負荷過程における塑性成分だけを考え図中の面積Sによって算出した。低レベル荷重下の進展速度$(da/dn)_L^*$は、高低両レベルのΔJ値が低く、低レベル荷重による一方向塑性変形の量が顕著とならない条件においては、一定振幅荷重下のき裂進展速度とほぼ一致しているが、高、低両荷重レベルのΔJ値が高くなり、低レベル荷重下で比較的大きな一方向塑性変形が現われるようになるにつれて高進展側の速度を与える傾向を示す。実験を行った全ての試験条件に対して、実測した平均き裂進展速度をき裂進展速度比λ_Jで整理して表8-8に示す。材料、頻度比によらずλ_Jは1.02～1.43の範囲の値を取りΔJ_H値が大きくなるにつれてλ_Jも高い値を取るようになる。この傾向は頻度比が小さく低レベル荷重による一方向塑性変形が大きく現われるほど顕著である。以上のように低レベル荷重による一方向塑性変形が高レベル荷重下の繰返し塑性変形に重畳するような2段繰返し変動荷重下において、高レベル荷重の繰返し塑性変形を考慮する場合、高レベル荷重の負荷過程における塑性成分だけからΔJを算出したのでは危険側の推定結果を与える。このことは1ブロック全体の繰返し塑性変形挙動を考慮する必要があることを示唆すると考えられる。そこで疲労損傷を考える場合の応力－ひずみ関係におけるレンジペアの考え方を拡張し、変動波形1ブロックを1つの閉じたループであると考え、高レベル荷重に対するΔJ値の塑性成分の算出に図8-22(b)に示す面積S^*により繰返しJ積分範囲を算出した。このS^*を用いて計算した

表8-8　2段繰返し変動荷重試験結果

Material	N_H/N_L	ΔJ_H kJ/m²	ΔJ_H^* kJ/m²	ΔJ_L kJ/m²	λ_J	λ_J^*
S35C	2/20	23.13	25.42	1.41	1.07	1.03
		26.59	29.52	1.44	1.04	0.97
		30.91	34.50	1.47	1.21	1.15
		47.43	55.23	1.63	1.03	0.97
		55.59	64.19	1.75	1.02	0.91
	2/200	11.18	12.47	1.33	1.03	1.01
		27.41	33.51	1.61	1.18	1.08
		37.44	47.63	1.67	1.13	0.98
		50.25	66.03	1.84	1.29	1.11
		68.96	92.61	1.96	1.09	0.92
	2/1000	8.69	9.62	0.86	1.07	1.07
		11.99	14.11	0.90	1.08	1.07
		30.28	39.04	1.01	1.19	1.08
		38.41	51.14	1.06	1.16	1.05
		50.23	69.75	1.13	1.22	1.02
	1/200	10.15	11.28	1.40	1.07	1.05
		34.40	43.04	1.59	1.27	1.07
		49.67	64.68	1.70	1.43	1.11
		64.68	87.59	1.84	1.38	1.00
		80.93	115.87	2.01	1.38	0.94
SM50A	1/100	9.20	9.96	1.64	1.23	1.21
		22.39	25.19	1.79	1.35	1.26
		38.86	45.28	1.91	1.27	1.10
		54.03	65.34	2.07	1.28	1.05
		74.16	91.60	2.19	1.16	0.92

ΔJ^*およびこのΔJ^*に関する線形加算則により算出したき裂進展速度比λ_J^*を前出の表8-8の右欄に示す。高低両レベルのΔJ値が高くなり、低レベル荷重による一方向塑性変形が顕著に現われるような領域においてもλ_J^*はほぼ1の値を取り、このレンジペア的考え方の有効性が認められる。

前出の図8-20のヒステリシスから実測されるき裂開口点は、高レベル荷重が単独で負荷される一定振幅荷重下での同一のき裂長さにおけるき裂開口点に比べて低下した。これは弾塑性状態下では前出の図8-4に一定振幅荷重下のき裂開口点を示したように、一般的にΔJ値が大きくなるにつれてき裂開口点が低下することから、このような2段繰返し変動荷重下では上述のように高レベル荷重下の塑性変形挙動が荷重変動の影響を受け高レベル荷重が単独で負荷される場合に比べΔJが大きくなり、そのためき裂開口点が低下すると考えられる。したがって負荷荷重レベルとき裂長さを基準として一定振幅試験結果から変動荷重下のき裂開口点を推定することは危険側の予測を与えることになり、注意を要すると思われる。しかしながら、実際の塑性変形挙動およびき

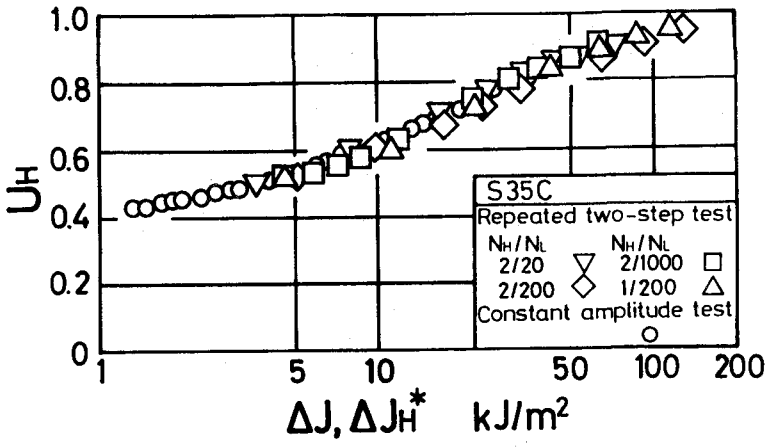


図8-23 2段繰返し変動荷重下の$U-\Delta J$関係

裂開閉口挙動を考慮したレンジペア的考え方により算出した高レベル荷重のΔJ_H^*を用いると、図8-23にΔJ_H^*とき裂開口比U_Hの関係を示すように、荷重レベル、頻度比によらず2段繰返し変動荷重下のき裂開口比Uは図中○印で示す一定振幅荷重試験結果に良く一致している。したがって、繰返し塑性変形および一方向塑性変形の両者が顕著に現われる場合においても、このような変動荷重下のき裂開口点は、高レベル荷重のΔJ_H^*と応力比によって定まると考えてよいようである。

8.4.2 3段繰返し変動荷重試験

前節において、2段繰返し変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動は、荷重パターンにより非常に異なる挙動を示すことを明らかにした。特に小振幅荷重が高い引張平均荷重を有し、変動荷重1ブロック内で一方向塑性変形と繰返し塑性変形がともに顕著に現われる荷重パターンの場合には、荷重相互作用の影響により複雑な塑性変形挙動を示す。そのため繰返しJ積分範囲の評価に際しては、この荷重相互作用を考慮したレンジペア的評価法を用いる必要があることが明らかとなった。しかしながら、実働状態下では荷重パターンはさらに複雑であり、上記のき裂進展速度評価法の実働荷重下への拡張は注意を要すると思われる。

そこで、本節では、図8-24に示すような、さらに実働荷重に近いと考えられる高い引張平均荷重を有する小振幅荷重の負荷中に単一の引張過大荷重が負荷される3段繰返し変動荷重パターンにより、弾塑性領域において一方向塑性変形が比較的顕著に現われやすいSM50A材を用いて疲労き裂進展試験を行った。このような変動荷重パター

ンの場合、疲労き裂進展挙動に影響する因子として過大荷重の負荷順序や小振幅荷重の１ブロック内の繰返し数等が考えられる。そこで、まず過大荷重負荷順序の影響を調べるため、小振幅荷重の１ブロック内総繰返し数を固定し、小振幅荷重負荷の中間で過大荷重を負荷するパターンⅤ、小振幅荷重を負荷する以前に過大荷重を負荷する荷重パターンⅥおよび小振幅荷重を負荷した後に過大荷重を負荷する荷重パターンⅦの３種の変動荷重パターンを取上げた。いずれの波形パターンもレンジペア計数法により荷重波形をカウントすると、

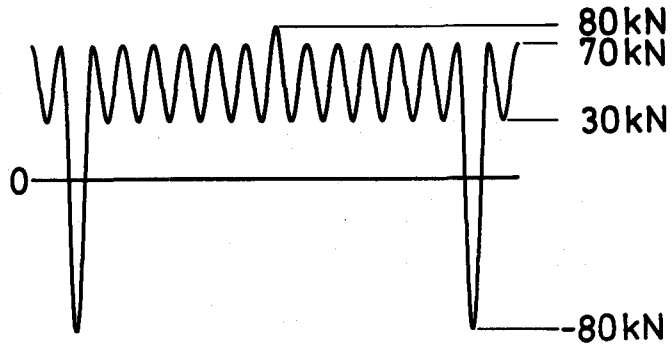
(P_{max}、P_{min})=(80 kN、-80 kN)

(P_{max}、P_{min})=(70 kN、30 kN)

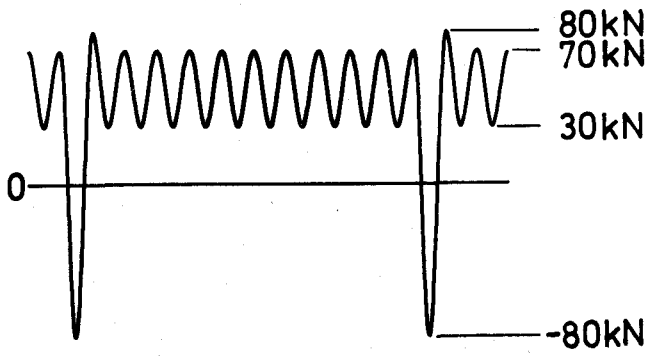
の２つの波形が計数される。そこで本節では、便宜上、上記の前者を高レベル荷重、後者を低レベル荷重と呼ぶことにする。荷重パターンⅤにおいては、最小荷重から最大荷重の間の低レベル荷重の繰返し数N_{L1}を50回に、最大荷重から最小荷重の間の低レベル荷重の繰返し数N_{L2}を50回とし、荷重パターンⅥとⅦの低レベル荷重の繰返し数は100回とした。

図8-25は、荷重パターンⅤの試験においてき裂長さa=17.09mmで自動計測された変動波形１ブロックの荷重－変位ヒステリシスである。高レベル荷重の負荷過程の途中で負荷される低レベル荷重下において繰返しに伴う一方向塑性変形が現われている。この一方向塑性変形は前述した２段繰返し変動荷重試験と同様に最初の荷重サイクルで最も大きく、繰返し数が増えるとともにその増加量は一定ととなる傾向を示した。これに対して、除荷過程で負荷される低レベル荷重下においては一方向塑性変形は全く観察されない。また１ブロック全体で見た場合には低レベル荷重下で生じた一方向塑性変形量は、高レベル荷重負荷によって完全に引き戻され、１ブロック全体としての一方向塑性変形は現われていない。以上のように本試験で用いた３段繰返し変動荷重の場合、低レベル荷重下の塑性変形挙動は、その負荷順序によって大きく異なることがわかった。

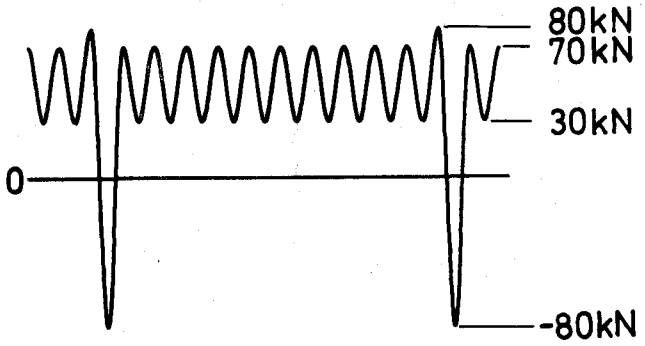
図8-26は、３種類の荷重パターンの変動荷重試験において、ほぼ同じき裂長さおいて自動計測された荷重－変位ヒステリシスおよび荷重－引算変位ヒステリシスの比較を行ったものである。なお、低レベル荷重下のヒステリシスはn_i=1、50、100番目のみを示した。低レベル荷重が高レベル荷重の除荷過程で負荷される荷重パターンⅥの場合には、低レベル荷重下において一方向塑性変形は全く観察されない。またき裂開口



(a) 荷重パターンⅤ



(b) 荷重パターンⅥ



(c) 荷重パターンⅦ

図8-24 3段繰返し変動荷重波形

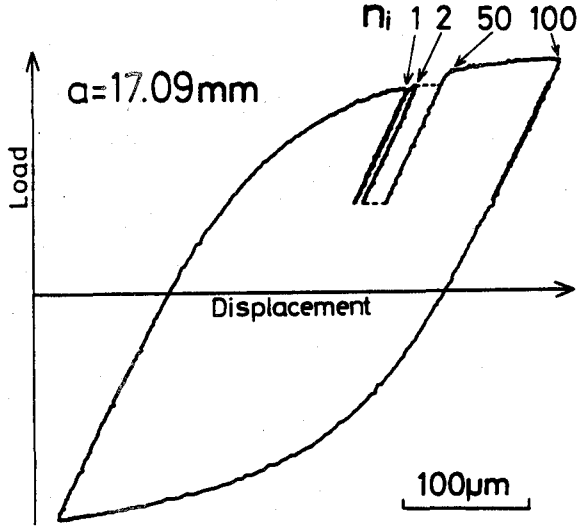
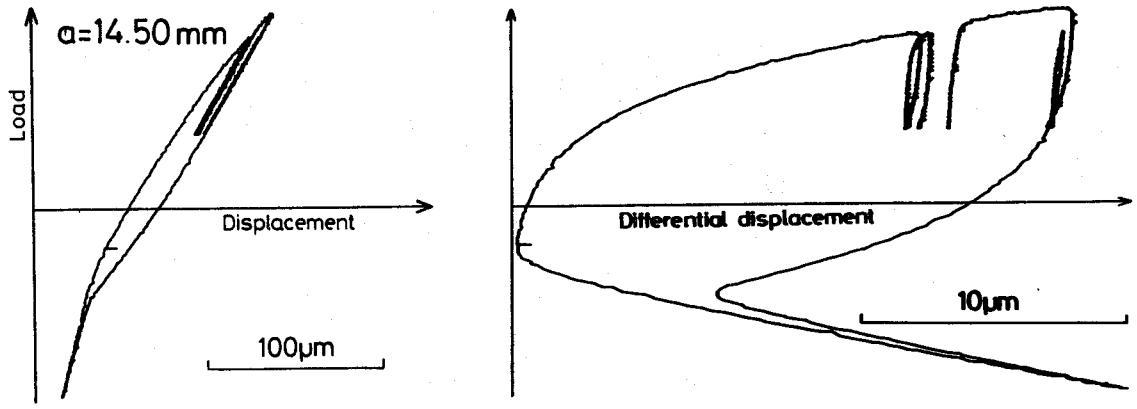
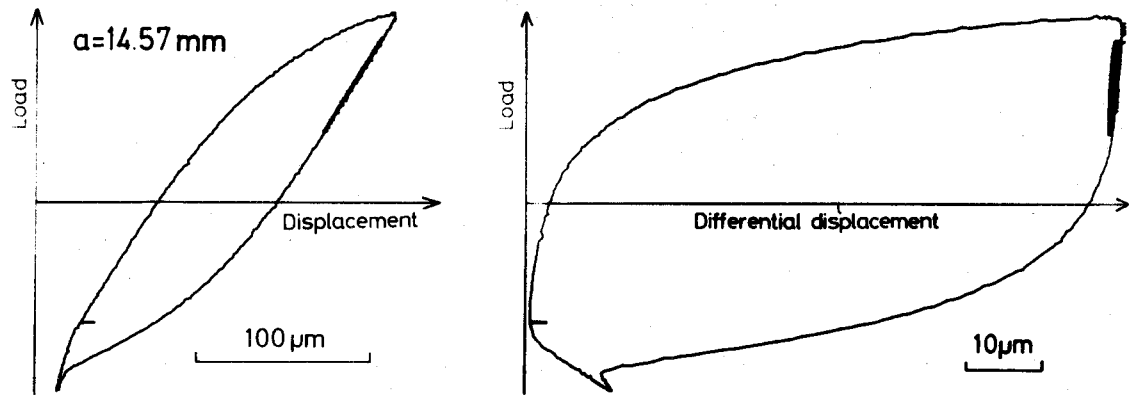


図8-25 3段繰返し変動荷重下の荷重－変位ヒステリシス(荷重パターンⅤ)

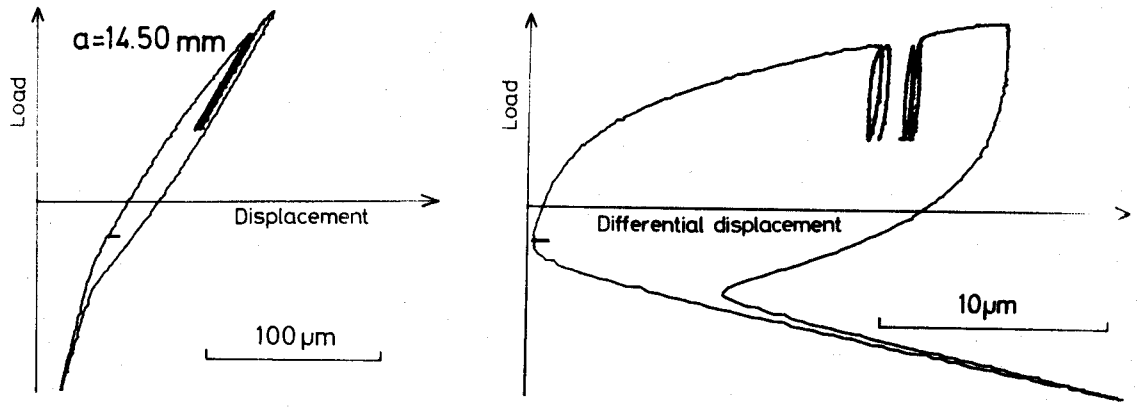
点および1ブロック全体の繰返し塑性変形量は、高ベル荷重と同じ負荷荷重の一定振幅試験結果と一致していた。これに対して、荷重パターンVと荷重パターンⅦのヒステリシスは似かよっており、全体としての繰返し塑性変形量はほぼ同じ値となっているが、その量は荷重パターンⅥおよび一定振幅試験と比較すると1/5程度に小さくなっている。またその結果として高レベル荷重のき裂開口点は高くなっている。



(a) 荷重パターンV



(b) 荷重パターンⅥ



(c) 荷重パターンⅦ

図8-26 荷重－変位ヒステリシスへの荷重パターンの影響

図8-27は荷重パターンⅦの試験において、さらに塑性変形が顕著に現われたき裂長さa=16.53mm時の荷重－変位ヒステリシスであり、低レベル荷重下において繰返しに伴って生じる一方向塑性変形が認められる。このヒステリシスを詳細に見ると、低レベル荷重負荷後の高レベル荷重のヒステリシスは、低レベル荷重が負荷される以前のヒステリシスの延長線によって予想される荷重－変位関係より上方に位置し、顕著な加工硬化が低レベル荷重の繰返し負荷によって生じていることがわかる。この低レベル荷重負荷による加工硬化によって高レベル荷重の塑性変形が抑制され、１ブロック全体としての繰返し塑性変形量は一定振幅荷重下よりも小さくなったと考えられる。このように負荷過程において低レベル荷重が負荷されると、前述の２段繰返し変動荷重下の場合と同様に高レベル荷重のき裂開口点や繰返し塑性変形挙動に大きな影響を与えるが、除荷過程において低レベル荷重が負荷されても高レベル荷重におけるそれらにはほとんど影響を与えないことがわかった。

つぎに、実測した平均き裂進展速度をき裂進展速度比λで整理して進展速度の推定法の検討を行う。まず低レベル荷重下で一方向塑性変形が現われなかった荷重パターンⅥの試験において、実測される高、低両レベル荷重のΔJ値を用いて算出したλ_Jを表8-9に示す。λ_Jは0.93～1.03となり、き裂進展速度はΔJ(本実験においても、１ブロック全体としての一方向塑性変形は現われておらず、J_{max}はCに比べて無視できる)に関する線形加算則により良く評価できることがわかる。荷重パターンⅤおよびⅦの場合の高レベル荷重の繰返し塑性変形を評価する際、高レベル荷重のΔJの塑性成分は、負荷過程における塑性成分だけを別々に考えると図8-28(a)に示す$S=S_1+S_2$で求められるが、

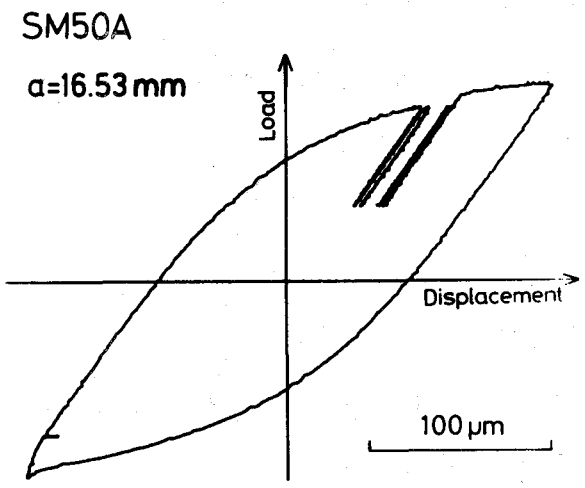


図8-27 ３段繰返し変動荷重下の荷重－変位ヒステリシス(荷重パターンⅦ)

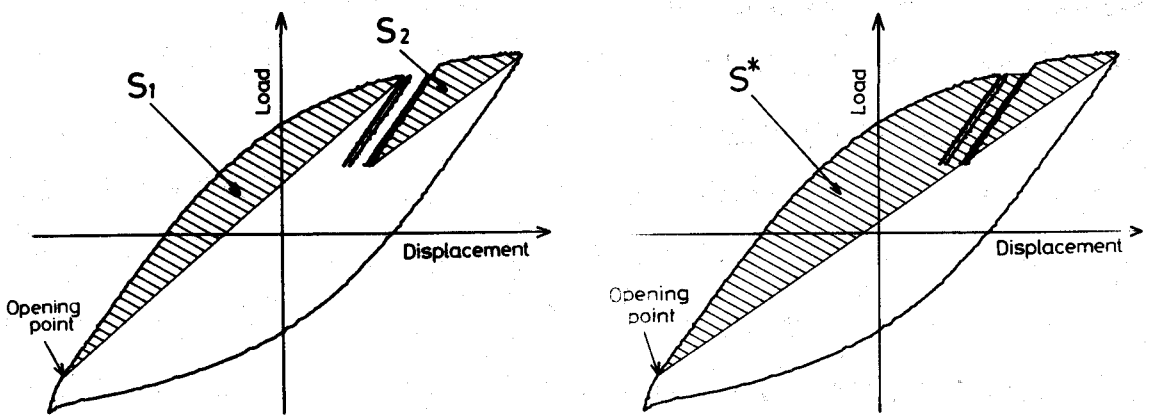


図8-28 繰返しJ積分範囲ΔJの評価法

表8-9 3段繰返し変動荷重試験結果(荷重パターンVI)

a mm	ΔJ_L kJ/m²	ΔJ_H kJ/m²	λ_J
13.05	2.30	19.43	1.01
13.51	2.41	22.84	1.03
14.00	2.59	33.57	1.00
14.58	2.80	61.38	0.97
15.05	2.96	78.52	1.03
15.53	3.15	97.49	0.99
16.01	3.31	114.73	0.99
16.53	3.51	160.02	0.93

1ブロック全体の塑性変形を考慮しレンジペア的な考え方をすると(b)に示すS^*と考えられる。そこでこの2通りの考え方を用いてΔJ値を求め、き裂進展速度比を計算した結果を表8-10および表8-11に示す。ここでΔJ_{H1}、ΔJ_{H2}はS_1、S_2に対応する値であり両者を用いてき裂進展速度比を算出した結果がλ_Jである。ΔJ_H^*はS^*に対応する値であり、き裂進展速度比をλ_J^*で示す。λ_Jの値は1.00～1.51となり若干危険側の推定結果を与えるのに対して、λ_J^*の値は0.92～1.15の範囲のほぼ1に近い値となり、この場合もやはり高レベル荷重の繰返し塑性変形の評価法としては(b)のレンジペア的な考え方をするのが妥当であると考えられる。

さらに破面観察によって高、低両レベル荷重のき裂進展速度を実測し、この2つの評価法の有効性を検討した。前述の低レベル荷重の繰返し数が100の試験においては、低レベル荷重でのき裂進展量が小さく、走査型電子顕微鏡による観察においても高、低両レベル荷重下のき裂進展量を明確に分離して測定することが困難であったので、低レベル荷重の繰返し数が1000の試験を行って検討した。荷重パターンVの試験にお

表8-10 3段繰返し変動荷重試験結果(荷重パターンV)

a mm	ΔJ_L kJ/m²	ΔJ_{H1} kJ/m²	ΔJ_{H2} kJ/m²	ΔJ_H^* kJ/m²	λ_J	λ_J^*
11.09	1.74	2.96	8.46	11.04	1.06	1.01
11.59	1.89	2.94	8.90	11.25	1.06	1.01
12.00	2.02	3.33	9.49	13.21	1.03	0.96
12.49	2.13	3.35	9.65	12.20	1.03	0.99
13.00	2.24	3.59	10.52	13.48	1.05	1.00
13.60	2.39	4.07	11.64	15.06	1.05	1.00
14.00	2.49	4.16	12.52	16.52	1.04	0.99
14.52	2.62	4.73	15.36	20.86	1.16	1.07
15.49	3.00	9.06	54.85	81.60	1.20	0.98
16.50	3.48	16.06	94.28	159.51	1.41	1.03
17.09	3.59	20.70	141.89	240.30	1.31	0.92

表8-11 3段繰返し変動荷重試験結果(荷重パターンVII)

a mm	ΔJ_L kJ/m²	ΔJ_{H1} kJ/m²	ΔJ_{H2} kJ/m²	ΔJ_H^* kJ/m²	λ_J	λ_J^*
12.48	2.11	3.49	9.89	13.02	1.04	0.99
13.03	2.26	3.68	10.39	13.43	1.02	0.97
13.50	2.39	4.09	11.93	15.89	1.00	0.94
14.00	2.54	4.31	13.06	16.93	1.06	1.01
14.49	2.68	4.65	14.93	19.35	1.22	1.15
15.04	2.86	7.32	29.48	41.82	1.27	1.13
15.52	3.03	9.68	50.02	71.60	1.24	1.06
15.99	3.20	12.40	62.61	93.39	1.29	1.07
16.53	3.41	15.89	79.01	125.87	1.40	1.10
17.05	3.65	23.07	104.31	179.94	1.51	1.12

けるき裂長さa=16.8mmでの破面様相を図8-29に示す。破面より得られる高、低両レベル荷重のき裂進展量を表8-12の上段に示す。また測定した荷重－変位ヒステリシスよりΔJ_L、ΔJ_{H1}、ΔJ_{H2}、ΔJ_H^*を求め、それに対応するき裂進展量を一定振幅試験結果より推測し、表にあわせて示す。ΔJ_{H1}、ΔJ_{H2}による推定値を合わせた場合のき裂進展速度は破面より実測される進展速度の約6割程度となっているのに対して、(b)の評価法による推定値は良く一致している。

以上のように変動荷重1ブロック全体としての一方向塑性変形はほとんど現われないが、低レベル荷重下で顕著な一方向塑性変形が現われ、それが高レベル荷重に対して影響を与えるような変動荷重パターン(荷重パターンV、荷重パターンVII)において、高レベル荷重の繰返しJ積分範囲の評価法としては、レンジペア的な考え方が妥当であることがわかる。

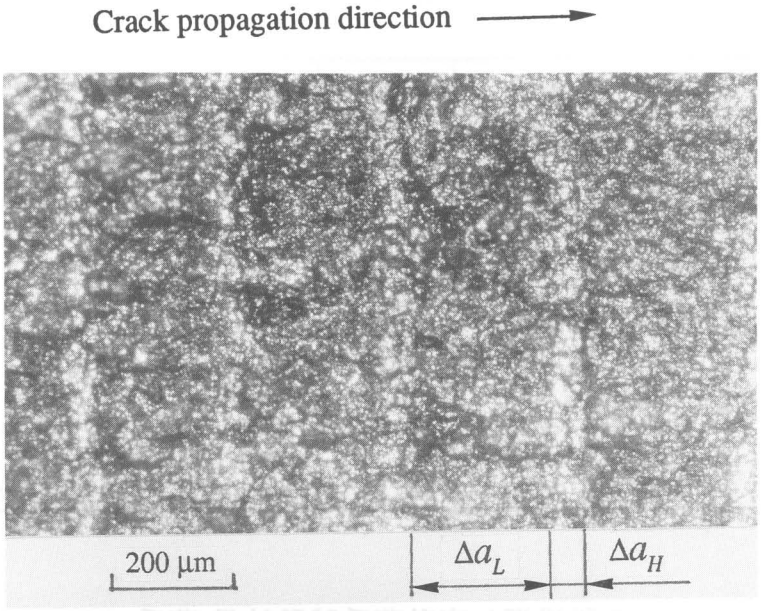


図8-29 疲労き裂破面の微視的観察

表8-12 変動荷重下のき裂進展量の実測値と推定値の比較

Measured Crack Increment			
Δa_L m	Δa_H m		
2.3×10^{-4}	5.0×10^{-5}		
Estimated Crack Increment			
	(a)		(b)
ΔJ_L kJ/m²	ΔJ_{H1} kJ/m²	ΔJ_{H2} kJ/m²	ΔJ_H^* kJ/m²
3.62	93.20	25.44	180.44
Δa_L m	Δa_{H1} m	Δa_{H2} m	Δa_H^* m
2.21×10^{-4}	2.35×10^{-5}	5.34×10^{-5}	4.29×10^{-5}
	2.88×10^{-5}		

しかしながら、高レベル荷重の負荷過程の途中で低レベル荷重が多数繰返されるこのような荷重パターンの場合、低レベル荷重下におけるき裂進展量が大きくなると低レベル荷重負荷前の高レベル荷重負荷履歴の影響が消失することも考えられる。そこで、次に低レベル荷重下のき裂進展量を変化させ、疲労き裂進展速度推定法の有効範囲について検討を行った。試験条件を表8-13に示すが、低レベル荷重下の1ブロック内の繰返し数N_{L1}、N_{L2}を数種に変化させるとともに、高レベル荷重の荷重振幅ならびに小振幅荷重の荷重振幅もあわせて変化させている。

図8-30は、過大荷重前の低レベル荷重の繰返し数N_{L1}が2000の試験条件、図8-31は繰返し数が最も多いN_{L1}=5000の試験条件で観察された荷重－変位および荷重－引算変位

表8-13 3段繰返し変動荷重試験条件

N_{L1}/N_{L2}	$\Delta P_H/\Delta P_L$ (kN)	$P_{H,max}/P_{H,min}$ (kN)	$P_{L,max}/P_{L,min}$ (kN)
1000/200	174/46	87/-87	82/36
2000/200	180/45	90/-90	80/35
2500/200	140/35	70/-70	60/25
3000/200	170/45	85/-85	80/35
4000/200	180/45	90/-90	80/35
4000/400	180/45	90/-90	70/25
5000/100	140/35	70/-70	60/25

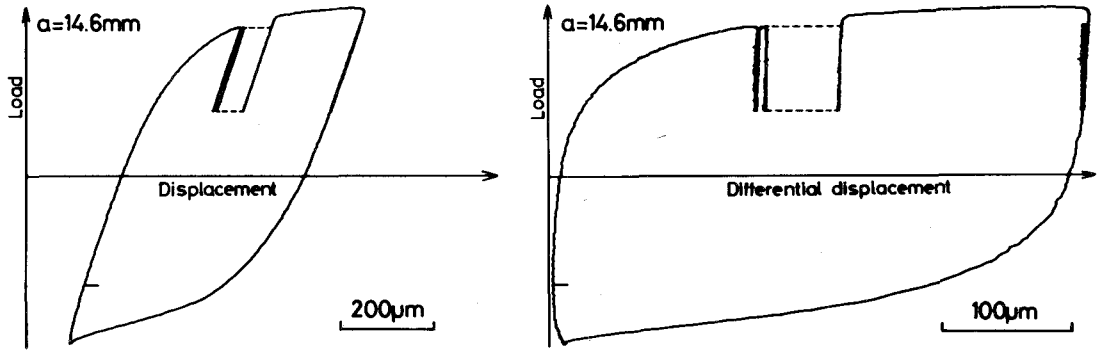


図8-30 3段繰返し変動荷重下の荷重－変位ヒステリシス (荷重パターンV、N_{L1}=2000)

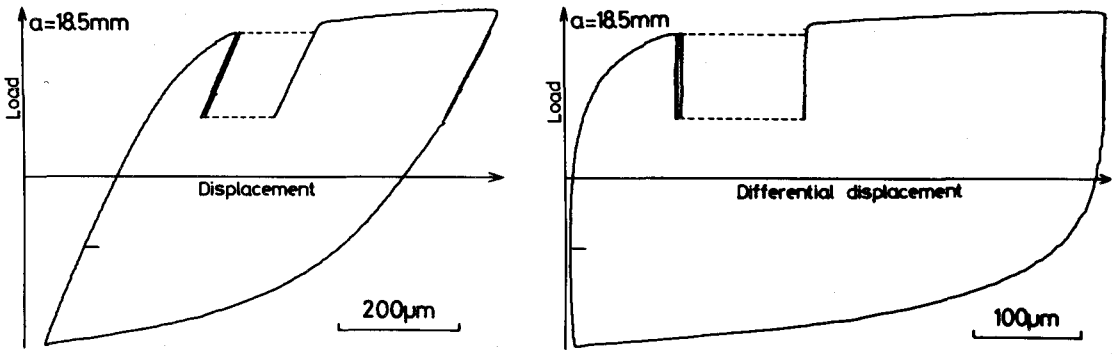
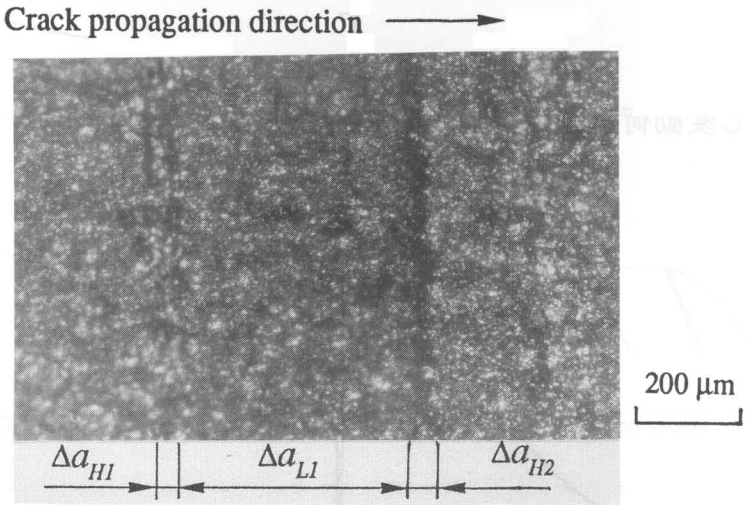


図8-31 3段繰返し変動荷重下の荷重－変位ヒステリシス (荷重パターンV、N_{L1}=5000)

ヒステリシスの例である。低レベル荷重の繰返し数N_{L1}が増えることにより、高レベル荷重の負荷過程における低レベル荷重下での繰返しに伴う一方向塑性変形量は非常に大きくなっているが、その一方向塑性変形は高レベル荷重の除荷過程で完全に引き戻されており、ブロック全体としての一方向塑性変形は認められない。

1ブロック内の高、低各レベル荷重下でのき裂進展量を分離して測定するため、ここでは光学顕微鏡を用いた破面観察によりき裂進展量の測定を行った。しかしながら、

本試験に用いたような高レベル荷重の応力比が-1の両振り荷重下では、高レベル荷重の圧縮荷重負荷により疲労破面は押しつぶされ、進展条痕の観察が困難となる。そこで、過大荷重負荷後に低レベル荷重と同様の高い引張平均を持つ荷重振幅を繰返し負荷し、き裂をある程度進展させて、次の条件の試験を行うようにし、試験終了後試験片を破断させ、破面観察を行った。図8-32～8-35に代表的な疲労き裂進展破面の光学顕微鏡写真の観察例を示す。破面には、それぞれの荷重負荷時に対応した縞模様が観察される。この縞模様の幅を測定することで得られたき裂進展量の実測値を各図の表内の上段に示す。ここでΔa_{L1}は過大荷重負荷前の低レベル荷重負荷によるき裂進展量を示しており、Δa_{H1}は高レベル荷重の除荷過程に続く引張荷重負荷によるき裂進展量、Δa_{H2}は過大荷重負荷によるき裂進展量を示している。またこのとき測定された荷重－変位ヒステリシスより、それぞれの荷重負荷時のΔJ値を求め、き裂進展量を一定振幅



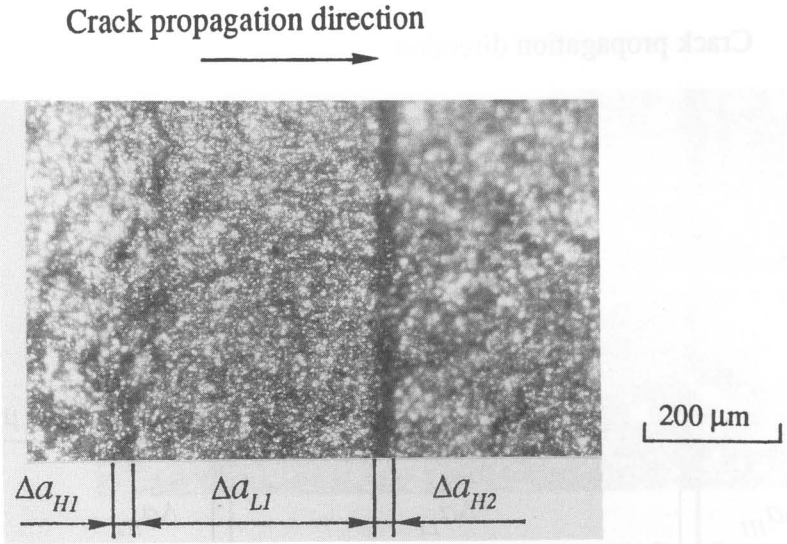
Measured Crack Increment			
Δa_{L1} m	Δa_{H1} m	Δa_{H2} m	Δa_H^* m
4.2×10^{-4}	3.0×10^{-5}	4.5×10^{-5}	7.5×10^{-5}
Estimated Crack Increment			
	(a)		(b)
ΔJ_{L1} kJ/m²	ΔJ_{H1} kJ/m²	ΔJ_{H2} kJ/m²	ΔJ_H^* kJ/m²
3.541	100.9	48.5	262.8
Δa_{L1} m	Δa_{H1} m	Δa_{H2} m	Δa_H^* m
4.60×10^{-4}	2.57×10^{-5}	1.14×10^{-5}	7.47×10^{-5}
	3.71×10^{-5}		

図8-32 疲労き裂進展破面の巨視的顕微鏡写真および
き裂進展量の実測値と推定値の比較(N_{L1}=2000)

荷重試験結果から推定した結果を表の下段にあわせて示す。低レベル荷重に対するΔJ値は各荷重サイクルに対して逐一計算しており、表中のΔJ_Lは1波目の値を示している。表8-14に各試験条件に対して高レベル荷重下のレンジ的カウント法およびレンジペア的カウント法による予測き裂進展量を用いたき裂進展速度比λ_Jおよびλ_J^*を示す。表中のω_pは小振幅荷重負荷前の高レベル荷重による塑性域寸法であり、弾塑性状態下に対するDugdaleの下式により算出した。

$$\omega_p = a\{\sec(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_y}) - 1\} \qquad (8-4)$$

これらの表からいずれの試験条件においてもΔJ_{H2}によるき裂進展速度の推定値Δa_{H2}は実測値の1/4程度であり、ΔJ_{H1}、ΔJ_{H2}により高レベル荷重負荷時の進展量を別々に求め



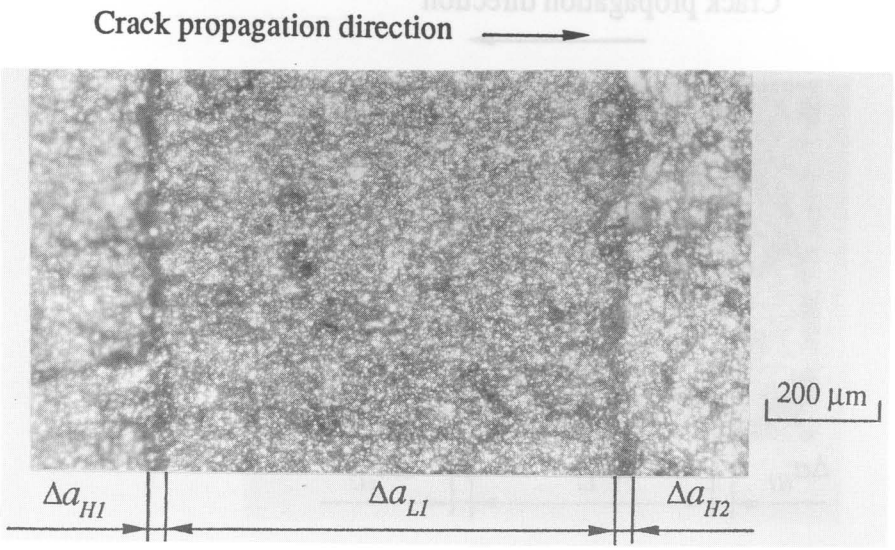
Measured Crack Increment			
Δa_{L1} m	Δa_{H1} m	Δa_{H2} m	Δa_H^* m
4.2×10^{-4}	2.4×10^{-5}	2.9×10^{-5}	5.3×10^{-5}
Estimated Crack Increment			
	(a)		(b)
ΔJ_L kJ/m²	ΔJ_{H1} kJ/m²	ΔJ_{H2} kJ/m²	ΔJ_H^* kJ/m²
3.44	76.1	42.4	205.2
Δa_{L1} m	Δa_{H1} m	Δa_{H2} m	Δa_H^* m
5.27×10^{-4}	1.88×10^{-5}	9.79×10^{-6}	5.67×10^{-5}
	2.86×10^{-5}		

図8-33 疲労き裂進展破面の巨視的顕微鏡写真およびき裂進展量の実測値と推定値の比較(N_{L1}=2500)

るレンジ的カウント法を用いた場合には、非常に危険側の推定となっている。これに対して高レベル荷重を１つの波形と考えて求めたΔJ_H^*を用いた推定法では、低レベル荷重下のき裂進展量が少ない場合には、き裂進展速度比λ_J^*はほぼ1の値を与えており、レンジペア的カウント法を採用した評価法が有効であることがわかる。しかしながら

表8-14　３段繰返し変動荷重試験結果

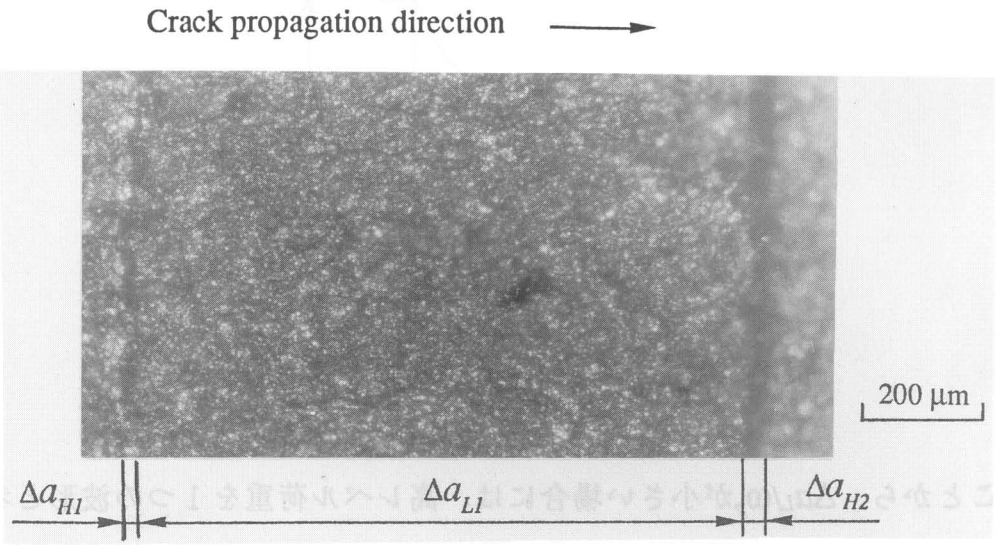
N_{LI}/N_{L2}	$\Delta P_H/\Delta P_L$	ω_p mm	Δa_L mm	$\Delta a_L/\omega_p$	λ_J	λ_J^*
1000/200	174/46	11.04	0.69	0.06	0.92	1.00
2000/200	180/45	7.52	0.46	0.06	2.02	1.06
2500/200	140/35	4.54	0.42	0.09	1.85	0.93
3000/200	170/45	9.85	0.88	0.09	6.40	1.08
4000/200	180/45	7.26	0.81	0.12	1.81	0.87
4000/400	180/45	6.92	1.06	0.15	4.15	0.88
5000/100	140/35	4.52	1.22	0.27	2.20	0.77



Measured Crack Increment			
Δa_{LI} m	Δa_{H1} m	Δa_{H2} m	Δa_H^* m
8.1×10^{-4}	3.0×10^{-5}	3.0×10^{-5}	6.0×10^{-5}
Estimated Crack Increment			
	(a)		(b)
ΔJ_L kJ/m²	ΔJ_{H1} kJ/m²	ΔJ_{H2} kJ/m²	ΔJ_H^* kJ/m²
3.29	99.60	34.7	244.3
Δa_{LI} m	Δa_{H1} m	Δa_{H2} m	Δa_H^* m
	2.54×10^{-5}	7.82×10^{-6}	
8.05×10^{-4}	3.32×10^{-5}		6.89×10^{-5}

図8-34 疲労き裂進展破面の巨視的顕微鏡写真および
き裂進展量の実測値と推定値の比較(N_{LI}=4000)

き裂進展量が増すとλ_J^*は1より小さな値を取るようになり、若干安全側過ぎる予測となる。このことは過大荷重負荷前の小振幅荷重下でのき裂の進展量が大きくなると、続く過大荷重負荷によるき裂の進展に対して、それ以前の荷重負荷による塑性変形の影響がいくらか消失することを意味すると考えられる。前出の表8-14には、小振幅荷重下のき裂進展量Δa_Lとそれを上記の塑性域寸法ω_pで無次元化した$\Delta a_L/\omega_p$をともに示しているが、この両者とき裂進展速度比λ_J^*との関係から、λ_J^*はき裂進展の絶対量Δa_Lよりは、むしろ無次元量$\Delta a_L/\omega_p$により定まっているようである。つまり、$\Delta a_L/\omega_p<0.1$の範囲では、λ_J^*はほぼ1の値を取るが、0.1を越えてき裂が進展すると、小振幅荷重負荷後の過大荷重負荷によるき裂の進展に対して、それ以前の荷重負荷による塑性変形の影響が消失し始める。



Measured Crack Increment			
Δa_{L1} m	Δa_{H1} m	Δa_{H2} m	Δa_H^* m
1.1×10^{-3}	1.7×10^{-5}	4.4×10^{-5}	6.1×10^{-5}
Estimated Crack Increment			
	(a)		(b)
ΔJ_L kJ/m²	ΔJ_{H1} kJ/m²	ΔJ_{H2} kJ/m²	ΔJ_H^* kJ/m²
3.47	57.8	58.1	277.8
Δa_{L1} m	Δa_{H1} m	Δa_{H2} m	Δa_H^* m
	1.38×10^{-5}	1.39×10^{-5}	
1.22×10^{-3}	2.77×10^{-5}		7.95×10^{-5}

図8-35 疲労き裂進展破面の巨視的顕微鏡写真および
き裂進展量の実測値と推定値の比較(N_{L1}=5000)

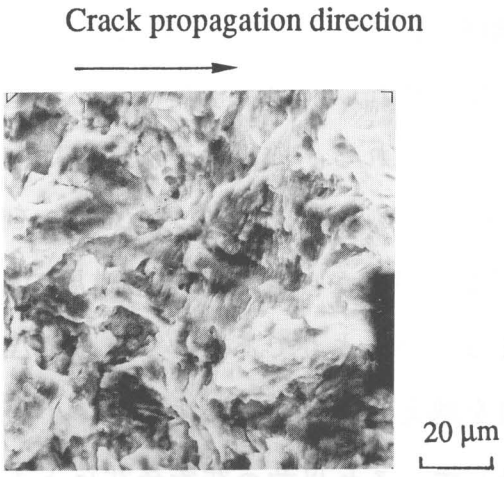


図8-36 低レベル荷重下の疲労き裂進展破面の微視的様相

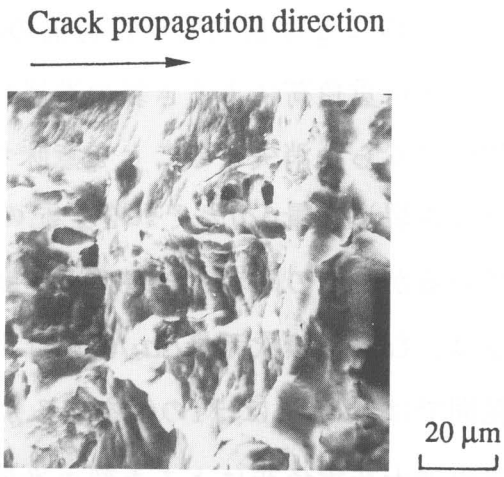


図8-37 高レベル荷重下の疲労き裂進展破面の微視的様相

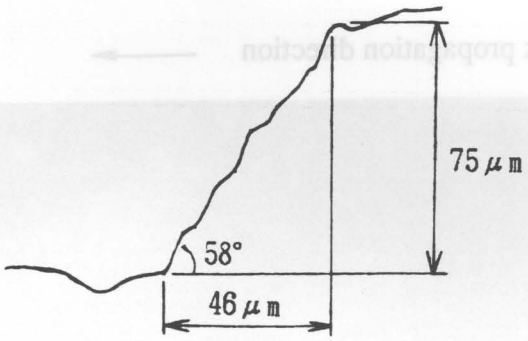


図8-38 高レベル荷重負荷位置の破面形態

以上のことから、$\Delta a_L/\omega_p$が小さい場合には、高レベル荷重を１つの波形と考えて求めたΔJ_H^*を用いた推定法によりき裂進展速度は良く評価できるが、き裂進展量が高レベル荷重により形成される塑性域寸法ω_pの1割程度になると、全ての荷重履歴を考えた推定では若干の過大評価となるようである。しかしながら、全ての荷重履歴が消失するわけではなく、レンジ的カウント法では危険側の推定となるため、若干過大評価とはなるが、この場合もレンジペア的カウント法を用いた推定を行う必要があると思われる。

さらに、走査電子顕微鏡を使ってN_{LI}=5000の試験条件で得られた破面を観察し、高、低両レベル荷重下でのき裂進展機構を調べた。図8-36、図8-37にそれぞれ低、高レベル荷重下での破面写真を示す。低レベル荷重下ではストライエーションが観察されるが、これは一定振幅荷重試験において同じΔJ値を持つ疲労破面で観察されたものと同

様のものであり、変動荷重下においても低レベル荷重下では疲労き裂進展機構の遷移は認められない。高レベル荷重下では、図8-38に示すステレオ観察で得られた破面形態のスケッチからもわかるように、塑性すべりによるき裂先端の鈍化が生じ、破面に段差が認められた。この過大荷重下で生じたき裂先端の鈍化によって過大荷重後に繰返し負荷される低レベル荷重下の塑性変形は抑制されたものと考えられる。しかしながら、その後の除荷過程における圧縮荷重負荷によって、過大荷重負荷による塑性変形は引き戻され、また鈍化は押しつぶされ再鋭化する。そのため、その後の低レベル荷重下においては一方向塑性変形が再び生じてきたものと思われる。

8.5　片振り変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動

本節では、変動荷重に含まれる最大荷重振幅の応力比が0の２段および３段繰返し変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動について述べるとともに、変動荷重１ブロック全体として一方向塑性変形が顕著に生じる場合のき裂進展速度推定法についての検討を行う。

8.5.1　２段繰返し変動荷重試験

8.5.1.1　小振幅荷重の応力比がR=0の場合

試験は全断面降伏以上の領域で一方向塑性変形が比較的顕著となるSM50A材を用いて、図8-39に示すように、高、低両レベル荷重の応力比を0とした２段繰返し変動荷重パターンⅧにより、表8-15に示す試験条件で行った。

図8-40に２段繰返し変動荷重下の荷重－引算変位ヒステリシスの自動計測例を示す。高レベル荷重の負荷時に繰返しごとの一方向塑性変形が顕著に現われ、低レベル荷重下では逆に圧縮側への若干の一方向変形が現われている。このように両レベル荷重の応力比が0の場合には、変動荷重下においても繰返し塑性変形はあまり認められず、一方向塑性変形のみが顕著となるようである。

実測した２段繰返し変動荷重下のき裂開口点を図8-41に、高レベル荷重に対しては白印で、低レベル荷重に対しては黒印で示す。また図にはR=0の一定振幅荷重下のき裂開口点もあわせて丸印で示している。高レベル荷重のΔJ_Hと等しい大きさのΔJを持つ一定振幅荷重下においては、き裂は図に見られるように全荷重範囲で開口していた

表8-15 2段繰返し変動荷重試験条件

N_H/N_L	ΔK_H MPam$^{1/2}$	ΔK_L MPam$^{1/2}$	Symbol
2/20	51.5	26.9	△
	53.2	27.8	▽
	55.4	29.0	◇
	56.9	29.7	□

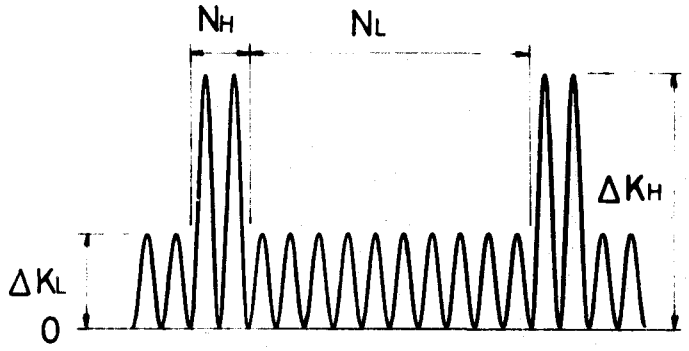


図8-39 2段繰返し変動荷重波形
(荷重パターンⅧ)

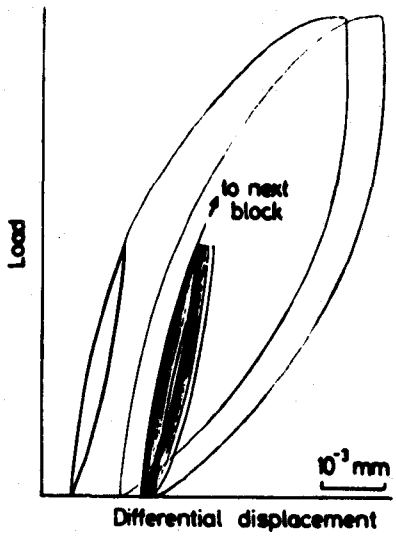


図8-40 2段繰返し変動荷重下の
荷重－変位ヒステリシス例

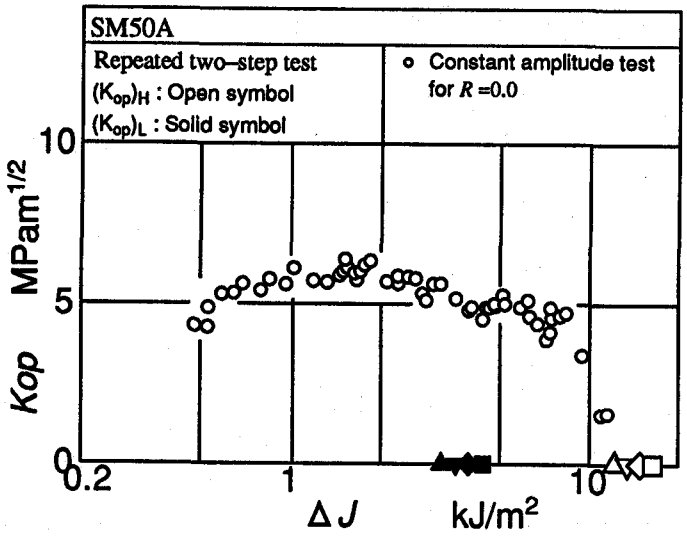


図8-41 2段繰返し変動荷重下のき裂開口点

が、２段繰返し変動荷重下においても各種記号で示すようにすべての試験条件で、き裂は全荷重範囲で開口している。低レベル荷重下においてもき裂閉口は観察されず、低レベル荷重下のK_{op}は高レベル荷重負荷の影響を受けて一定振幅荷重下に比べて低下する。

図8-42に、低レベル荷重下の疲労き裂進展速度$(da/dn)_L^*$を弾塑性破壊力学パラメータ$\Delta J/E(1-J_{max}/C)$に対して白印で示す。いずれの試験条件においてもき裂進展速度の推定結果は一定振幅試荷重験結果とよく一致しており、全断面降伏状態における変動荷重の場合においても、き裂進展速度はき裂開閉口挙動と一方向塑性変形挙動を考慮した$\Delta J/E(1-J_{max}/C)$によって一義的に定まることがわかる。図にはあわせて走査電子顕微鏡(SEM)を用いて行った破面観察から得た両レベル荷重下での１サイクル当りのき裂進展量を黒印で示している。測定値に若干のバラツキはあるが、いずれの荷重レベルにおいても一定振幅荷重下のき裂進展速度にほぼ一致しており微視的にも上記のことが確認される。さらに実測した平均き裂進展速度をき裂進展速度比λ_Jで整理すると、λ_Jは0.88～1.05の範囲のほぼ1に近い値をとる。以上から変動荷重下においても、一方向塑性変形のみが顕著に生じる場合には、疲労き裂進展速度は一方向塑性変形を評価するJ_{max}を導入し、$\Delta J/E(1-J_{max}/C)$に関する線形加算則によってよく評価できるようである。

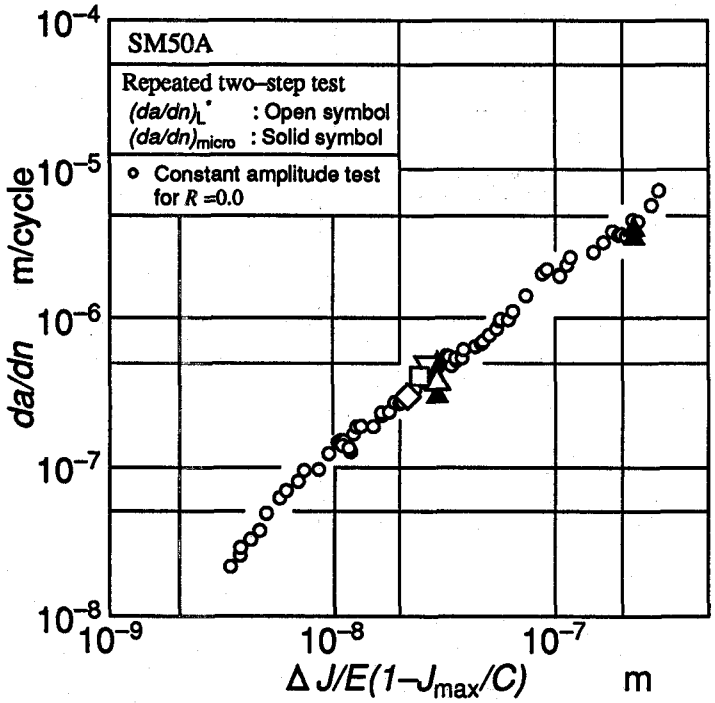


図8-42 ２段繰返し変動荷重下の$(da/dn)_L^*$, $(da/dn)_{mic}-\Delta J/E(1-J_{max}/C)$関係

8.5.1.2　小振幅荷重が高い引張平均応力を持つ場合

試験は図8-43に示す高レベル荷重の応力比をR_H=0とし、小振幅荷重(低レベル荷重)に引張り平均を加え、高、低両レベル荷重の最大値P_{max}をそろえた2段繰返し変動荷重パターンⅨにより行った。低レベル荷重の繰返し数はN_L=1000である。

図8-44は、き裂長さa=16.5mmにおいて観察された1ブロックの荷重－引算変位ヒステリシスの例である。高い引張平均を持つ低レベル荷重下で、繰返しに伴う一方向塑性変形が現われている。この一方向塑性変形量は、繰返し数が増えるとともに増加の割合は飽和する傾向となり、100回以降はほぼ一定の割合で変形が生じている。この一方向塑性変形は、前述した高レベルの応力比が-1の場合とは異なり、高レベル荷重の除荷によっても完全には引き戻されず、変動荷重1ブロック全体での一方向塑性変形が生じている。

つぎに、変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展速度推定法の検討を行う。本節では、き裂進展速度推定法として、以下の3通りの方法を用いた。すなわち、前述した高レベル荷重の応力比が負の2段繰返し変動荷重に対する推定法と同様に、高レベル荷重下

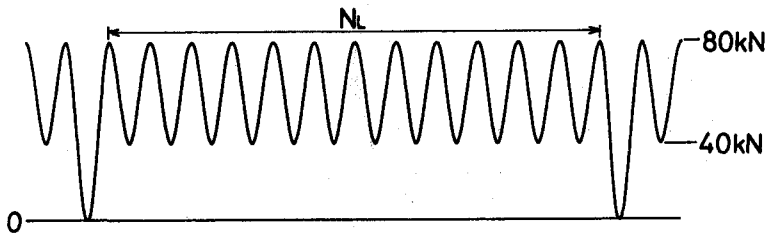


図8-43　2段繰返し変動荷重波形(荷重パターンⅨ)

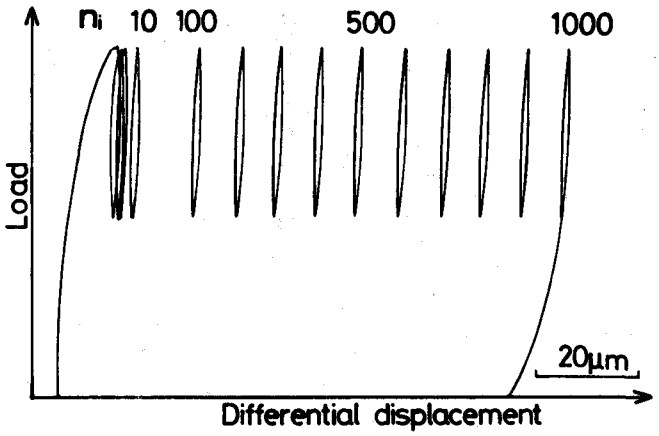


図8-44　2段繰返し変動荷重下の荷重－変位ヒステリシス例

の繰返しJ積分範囲ΔJを算出する際、高レベル荷重の負荷過程における塑性成分だけを考えたΔJ_Hによる推定法と変動荷重1ブロック全体の塑性変形挙動を考慮してレンジペア的な考え方をしたΔJ_H^*により算出する推定法の2通りに、さらにブロック全体の一方向塑性変形を考慮して最大J積分値J_{max}を用いた$\Delta J_H^*{}_{,max}=\Delta J_H^*/(1-J_{max}/C)$なるパラメータにより推定する方法である。なお、パラメータ中のCの値としては、前述した弾塑性破壊じん性試験より得られた、見かけの破壊じん性値J_C=590kJ/m^{2}を用いている。

図8-45は疲労破面の光学顕微鏡写真であるが、高低各レベル荷重に対応するしま模様が観察される。この破面から実測されるき裂進展量と、上述の各推定法により求めた推定値を表8-16に示す。ΔJ_HおよびΔJ_H^*による推定ではともに過小評価となるのに

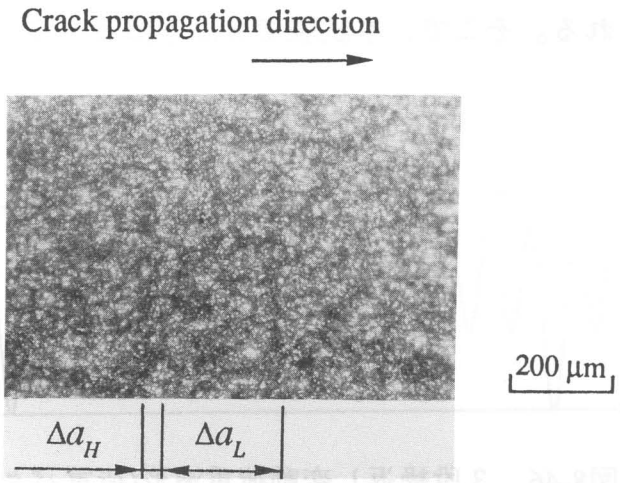


図8-45 2段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展破面の巨視的顕微鏡写真

表8-16 変動荷重下のき裂進展量の実測値と推定値の比較

Measured Crack Increment				
Δa_L m		Δa_H m		
2.1x10^{-4}		1.6x10^{-5}		
Estimated Crack Increment				
ΔJ_L kJ/m^2	$\Delta J_{L,max}$ kJ/m^2	ΔJ_H kJ/m^2	ΔJ_H^* kJ/m^2	$\Delta J_H^*{}_{,max}$ kJ/m^2
3.3	4.0	14.2	36.9	53.5
Δa_L m	$\Delta a_{L,max}$ m	Δa_H m	Δa_H^* m	$\Delta a_H^*{}_{,max}$ m
1.86x10^{-4}	2.18x10^{-4}	2.06x10^{-6}	8.39x10^{-6}	1.27x10^{-5}

$\Delta J_{L,max}=\Delta J/(1-J_{maxx}/C)$

対して、変動波形1ブロック全体の繰返し塑性変形および一方向塑性変形の両者を考慮した$\Delta J_H^*,max=\Delta J_H^*/(1-Jmax/C)$を用いれば、き裂進展速度をほぼ評価できる。また低レベル荷重下においても同様に$Jmax$を考慮した$\Delta J_{L,max}=\Delta J_L/(1-Jmax/C)$を用いることにより安全側の推定結果が得られている。このように小振幅荷重が高い引張平均応力を持つ場合のΔJの算出においては、変動荷重1ブロック全体の塑性変形挙動を考えたレンジペア的取扱いを必要とするとともに、さらに一方向塑性変形を考慮する必要があることがわかる。

8.5.2　3段繰返し変動荷重試験

試験は、図8-46に示す高い引張平均を持つ小振幅荷重の負荷中に単一の過大荷重を負荷する3段繰返し変動荷重パターンXを用いて行った。この変動荷重波形をレンジペア計数法によりカウントすると、(P_{max}、P_{min})が(80kN、0kN)と(70kN、30kN)の2つの波形が計数される。そこで、本試験でも以下前者を高レベル荷重、後者を低レベ

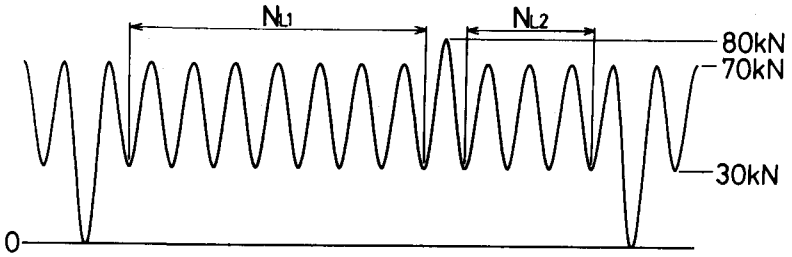


図8-46　3段繰返し変動荷重波形(荷重パターンX)

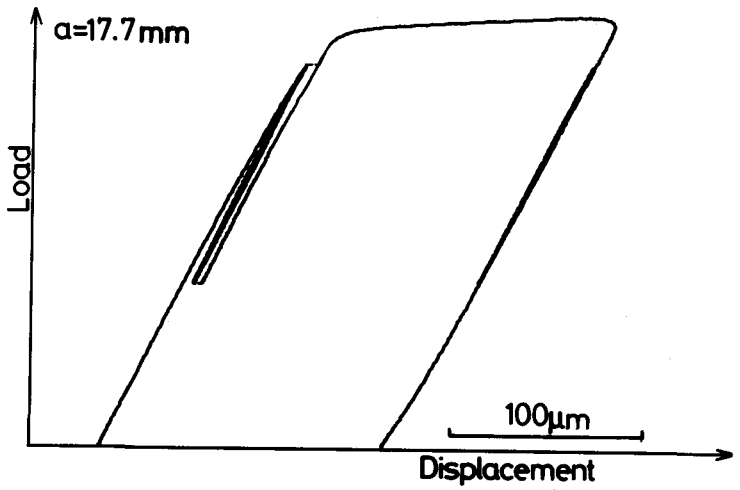
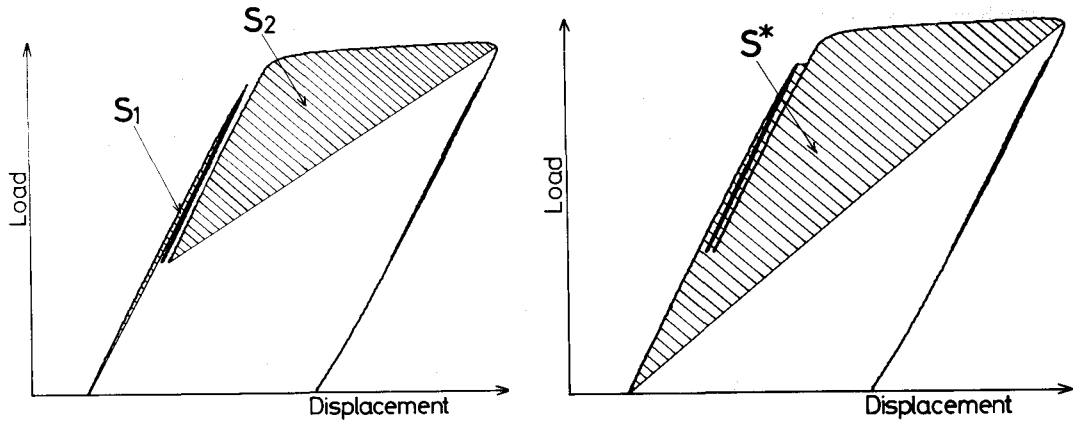


図8-47　3段繰返し変動荷重下の荷重－変位ヒステリシス例

ル荷重と呼ぶ。また低レベル荷重の繰返し数は過大荷重負荷前および負荷後それぞれN_{L1}=1000、N_{L2}=500とした。

図8-47にき裂長さa=17.7mmにおいて観察された1ブロックの荷重－引算変位ヒステリシスの例を示す。過大荷重前の低レベル荷重下では繰返しに伴う一方向塑性変形が認められるのに対し、過大荷重負荷後の低レベル荷重下では全く観察されず、低レベル荷重下の塑性変形挙動はその負荷順序によって異なり、過大荷重負荷によって除荷時に繰返し負荷される低レベル荷重下の一方向塑性変形が抑制されることがわかる。変動荷重1ブロック全体としての顕著な一方向塑性変形が認められるが、前述した2段繰返し変動荷重の場合とは異なり、一方向塑性変形の大部分は過大荷重負荷時に生じている。

本節では、変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展速度推定法として以下の3通りの方法を用いた。すなわち、図8-48に示す荷重－変位ヒステリシスを例にとると、高レベル荷重のΔJ値を評価する際、荷重負荷過程のみを別々に考えてそれぞれの面積S_1、S_2を用いてそれぞれΔJ_{H1}、ΔJ_{H2}を算出し、これによりき裂進展量を推定する方法と、ブロック全体の繰返し塑性変形を考慮しレンジペア的な考え方をした面積S^*によりΔJ_H^*を算出し用いる方法の2通りに、さらにブロック全体の一方向塑性変形を考慮して最大J積分値J_{max}を用いた$\Delta J_H^*{}_{,max}=\Delta J_H^*/(1-J_{max}/C)$なるパラメータにより推定する方法である。なお、パラメータ中のCの値としては、前節と同様に見かけの破壊じん性値J_C=590kJ/m^{2}を採用した。図8-49に疲労破面の光学顕微鏡写真を示すが、高、低各レベル荷重に対応する縞模様が観察される。ただし、高レベル荷重の除荷に続く引張荷



(a) (b)

図8-48 繰返しJ積分範囲ΔJの評価法

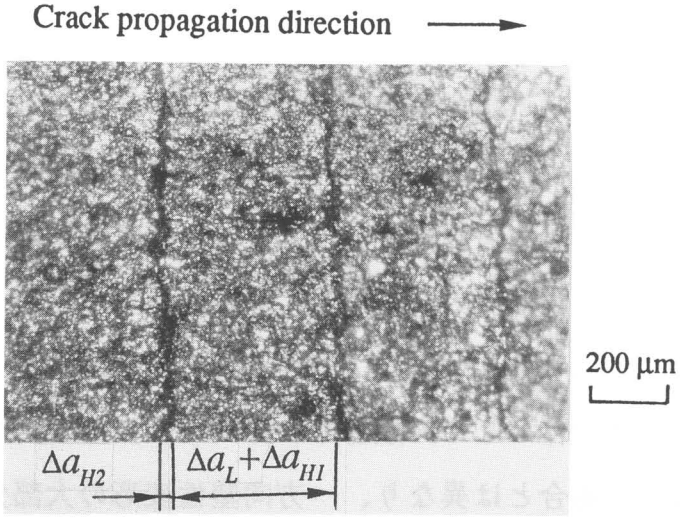


図8-49 3段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展破面の巨視的顕微鏡写真

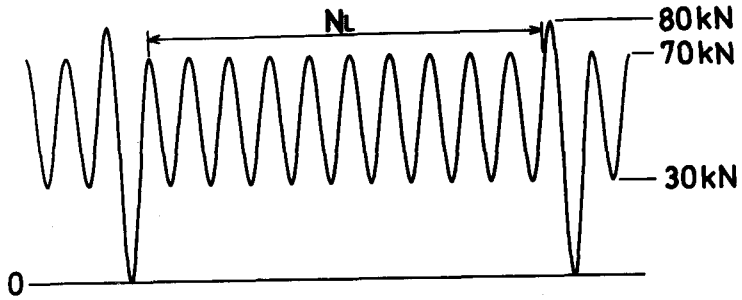
表8-17 3段繰返し変動荷重下のき裂進展量の実測値と推定値の比較

Measurement	Estimation		Measurement	Estimation		
$\Delta a_L+\Delta a_{H1}$ m	Δa_L m	$\Delta a_{L,max}$ m	Δa_{H2} m	Δa_H m	Δa_H^* m	$\Delta a_H^*{}_{,max}$ m
2.58×10^{-4}	2.57×10^{-4}	3.20×10^{-4}	1.00×10^{-5}	4.21×10^{-6}	8.38×10^{-6}	1.12×10^{-5}
3.09×10^{-4}	3.01×10^{-4}	4.20×10^{-4}	1.25×10^{-5}	4.03×10^{-6}	8.59×10^{-6}	1.35×10^{-5}
3.79×10^{-4}	3.69×10^{-4}	5.31×10^{-4}	2.02×10^{-5}	6.69×10^{-6}	1.19×10^{-5}	2.34×10^{-5}
4.17×10^{-4}	4.12×10^{-4}	7.52×10^{-4}	3.75×10^{-5}	1.07×10^{-5}	1.89×10^{-5}	5.45×10^{-5}

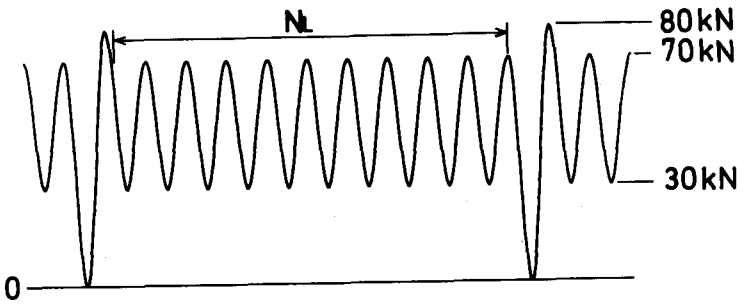
重負荷による進展量Δa_{H1}は微小であるため、低レベル荷重におけるき裂進展領域との明確な分離は困難であった。そこで、実測値は低レベル荷重下のき裂進展量に含めて示すことにする。図中のΔa_{H2}は、過大荷重負荷によるき裂進展量である。この破面から実測されたき裂進展量と推定値を表8-17に示す。表には、図8-49に示した例以外のき裂長さで観察された破面からの結果もあわせて示している。この荷重パターンの場合にも高レベル荷重下での進展量は、J_{max}を考慮しないΔJ_HおよびΔJ_H^*による推定値Δa_H、Δa_H^*はともに過小評価となっているのに対して、J_{max}を考慮して$\Delta J_H^*{}_{,max}$を用いて求めた推定値$\Delta a_H^*{}_{,max}$は、ほぼ実測値と近い値となっており、J_{max}を考慮する必要があることがわかる。しかしながら低レベル荷重下での進展量については、実測値がΔa_{H1}を含んでいることを考えても、J_{max}を考慮して求めた推定値$\Delta a_{L,max}$は、実測値に比べかなり大きな値となり、むしろJ_{max}を考慮しないでΔJ_Lによって求めたΔa_Lの方がよい推定結果を示している。

そこで低レベル荷重下での疲労き裂進展挙動についてより詳細に調べるために、低レベル荷重が繰返される位置を変えた図8-50(a)に示す低レベル荷重が過大荷重負荷前に繰返される荷重パターンＸＩと、(b)に示す低レベル荷重が過大荷重負荷後に繰返される荷重パターンＸⅡを用いて繰返し変動荷重試験を行った。両荷重パターンとも、低レベル荷重の繰返し数はN_L=1000である。図8-51に両荷重パターンの変動荷重下でほぼ同じき裂長さの時に自動計測された変動波形１ブロックのヒステリシス例を示す。なお低レベル荷重下のヒステリシスはn_i=1、500、1000番目のみを示している。これらのヒステリシスを比較すると、過大荷重負荷前に低レベル荷重を繰返し負荷している荷重パターンＸＩでは低レベル荷重下においても一方向塑性変形が認められるが、低レベル荷重が過大荷重負荷後に繰返し負荷されている荷重パターンＸⅡの場合には、ほとんど一方向塑性変形が生じていない。

つぎに、き裂進展速度について調べるために、破面から測定した実測値と前述したき裂進展速度推定法によって算出した推定値の比較を行う。図8-52、8-53に疲労破面の光学顕微鏡写真の例をそれぞれの荷重パターンについてを示す。Δa_H、Δa_Lはそれぞれ高レベルおよび低レベル荷重下でのき裂進展量である。それぞれの荷重パターンに

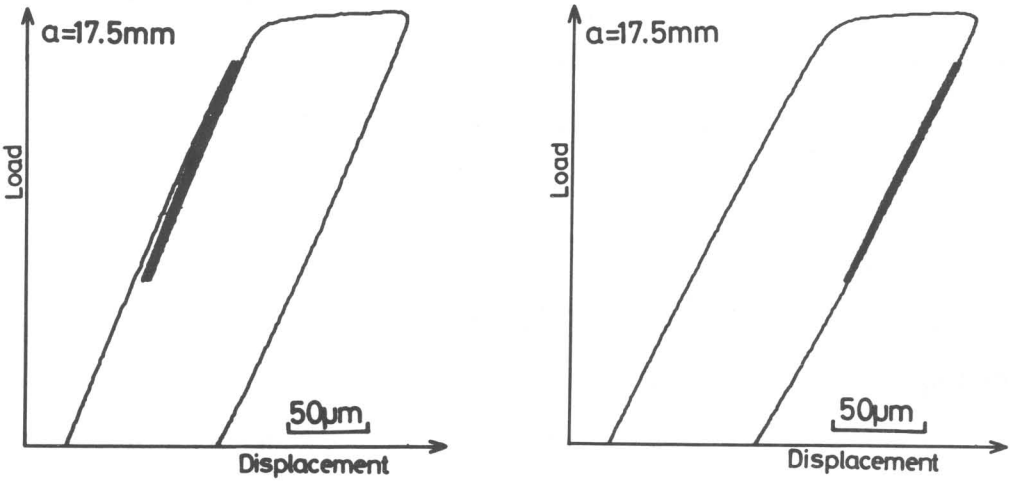


(a) 荷重パターンＸＩ



(b) 荷重パターンＸⅡ

図8-50　３段繰返し変動荷重波形



(a) 荷重パターンＸⅠ　　(b) 荷重パターンＸⅡ

図8-51　３段繰返し変動荷重下の荷重－変位ヒステリシス例

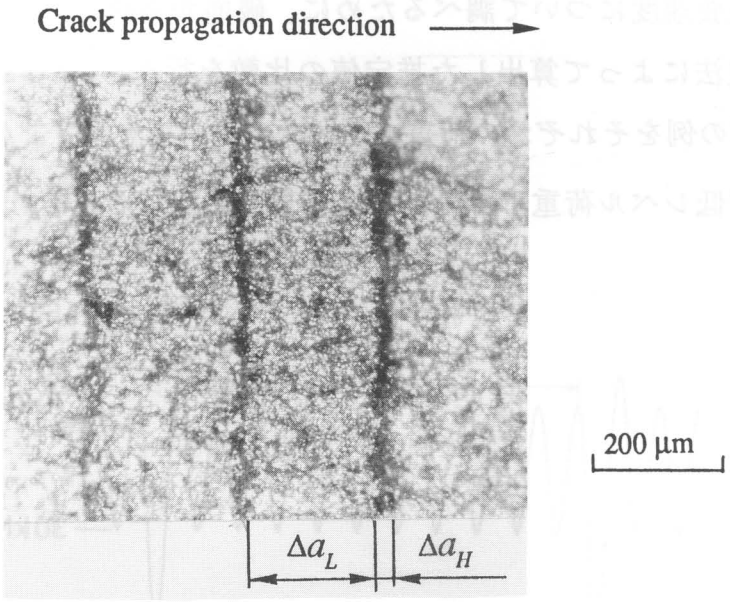


図8-52 ３段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展破面の
巨視的顕微鏡写真(荷重パターンＸⅠ)

表8-18 き裂進展量の実測値と予測進展量との比較(荷重パターンＸⅠ)

Measurement	Estimation		Measurement	Estimation	
Δa_L m	Δa_L m	$\Delta a_{L,max}$ m	Δa_H m	Δa_H^* m	$\Delta a_H^{*}{}_{,max}$ m
2.14×10^{-4}	1.97×10^{-4}	2.48×10^{-4}	1.37×10^{-5}	7.04×10^{-6}	1.02×10^{-5}
2.31×10^{-4}	2.21×10^{-4}	2.90×10^{-4}	1.71×10^{-5}	8.70×10^{-6}	1.39×10^{-5}
2.57×10^{-4}	2.45×10^{-4}	3.44×10^{-4}	2.14×10^{-5}	1.02×10^{-5}	1.85×10^{-5}
2.91×10^{-4}	2.70×10^{-4}	4.16×10^{-4}	3.28×10^{-5}	1.44×10^{-5}	3.35×10^{-5}

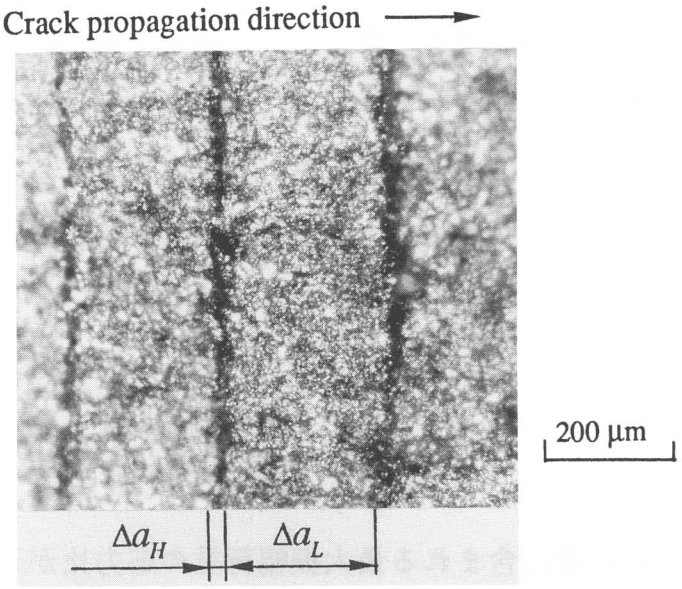


図8-53 3段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展破面の
巨視的顕微鏡写真(荷重パターンXII)

表8-19 き裂進展量の実測値と予測進展量との比較(荷重パターンXII)

Measurement	Estimation		Measurement	Estimation	
Δa_L m	Δa_L m	$\Delta a_{L,max}$ m	Δa_H m	Δa_H^* m	$\Delta a_H^*{}_{,max}$ m
1.97×10^{-4}	2.07×10^{-4}	2.58×10^{-4}	1.02×10^{-5}	4.34×10^{-6}	6.90×10^{-6}
2.05×10^{-4}	2.24×10^{-4}	3.08×10^{-4}	1.28×10^{-5}	6.17×10^{-6}	1.01×10^{-5}
2.22×10^{-4}	2.42×10^{-4}	3.59×10^{-4}	1.71×10^{-5}	7.94×10^{-6}	1.49×10^{-5}
2.31×10^{-4}	2.67×10^{-4}	4.38×10^{-4}	1.88×10^{-5}	9.62×10^{-6}	2.19×10^{-5}

おける実測値と推定値を表8-18、8-19に示す。表には、他の破面観察から得られた結果もあわせて示している。高レベル荷重下においては、両荷重パターンとも、$Jmax$を考慮した推定値$\Delta a_H^*,max$によりき裂進展量はほぼ評価されることがわかる。つぎに、低レベル荷重下のき裂進展に対して$Jmax$を考慮しないで行った推定値と実際のき裂進展量を比較すると、荷重パターンXIの方は実測値の方が若干大きくなっているのに対して、荷重パターンXIIの方は実測値の方が推定値よりも小さくなっている。また、どちらの波形の場合も$Jmax$を考慮した推定は過大評価を与えている。

このように、高レベル荷重の応力比が0の場合には、低レベル荷重の負荷位置によってき裂進展挙動が異なることがわかる。荷重パターンXIIにおいては、過大荷重負荷によって生じるき裂先端の大きな鈍化によってその後の低レベル荷重負荷時の塑性変

形が抑制され、その結果、き裂進展量もΔJを用いた推定値に比べ小さくなったものと思われる。また、荷重パターンＸＩの場合には、過大荷重負荷によるき裂先端の鈍化は、続く除荷過程である程度元に戻されるが、最小荷重値においてもき裂は閉じていないので、鈍化による遅延が生じ、J_{max}を用いた推定値と比べると実際のき裂進展量は小さくなるではないかと考えられる。前節で述べた小振幅荷重の繰返し負荷の途中で過大荷重が負荷される荷重パターンＸのような場合においては、前述のような塑性変形の抑制と進展速度の遅延が生じ、低レベル荷重下のき裂進展速度を推定する際、J_{max}を考慮した推定よりもΔJによる推定の方が実測値とよく合う結果になったものと思われる。

以上のように、変動荷重に含まれる最大振幅荷重の応力比が正の３段繰返し変動荷重下においては、最大振幅荷重に対しては、変動荷重１ブロック全体の繰返し塑性変形と一方向塑性変形をそれぞれレンジペア的評価による繰返しＪ積分範囲ΔJ_H^*と最大Ｊ積分値J_{max}を用いた$\Delta J_H^*,_{max}=\Delta J_H^*/(1-J_{max}/C)$なるパラメータを用いることにより、き裂進展速度はよく評価できる。これに対して小振幅荷重では、過大荷重負荷によって生じたき裂先端の大きな鈍化の影響で、き裂進展の遅延が生じるようであり、J_{max}を考慮した$\Delta J_L/(1-J_{max}/C)$なるパラメータを用いた推定では過大評価となる。

8.6　変動荷重下における弾塑性疲労き裂進展挙動およびき裂進展速度推定法

弾塑性領域において変動荷重が繰返し負荷された場合、その塑性変形挙動は複雑であり、荷重パターンによって大きく影響を受け、その結果き裂進展速度も異なってくる。したがって、弾塑性状態下の疲労き裂進展速度を評価するためには、様々な荷重パターンを用いた疲労き裂進展試験が必要となるが、これらを逐一実施するのは困難である。そこで本章では、き裂進展速度に対する影響因子を系統的に解明することを目的として、定常な変動荷重として代表的な２段および３段繰返し変動荷重パターンを用いて疲労き裂進展試験を行い、変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動を明らかにするとともに、疲労き裂進展速度の推定法について検討を行ってきた。本節では、前述してきた変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動を基に弾塑性状態における変動荷重下の疲労き裂進展速度推定法について説明する。き裂進展速度推定法のフローチャー

トを図8-54に示す。

変動荷重波形を計数法としてはレンジペア法を採用し、変動荷重に含まれる最大振幅荷重とその他の小振幅荷重に分離する。この時、小振幅荷重については、負荷される位置が最大荷重振幅の負荷過程であるか除荷過程であるかを記録する。各荷重振幅に対して荷重負荷状態を考慮し、それぞれの場合に対して以下に示す破壊力学パラメータを用い、各力学パラメータに基づくき裂進展量の線形和によりき裂進展速度を推定する。

(Ⅰ)最大振幅荷重に対するき裂進展速度評価法

(i)最大振幅荷重の応力比Rが負の場合

(A)高い引張り平均荷重を持つ小振幅荷重が存在しない場合

き裂開閉口挙動を考慮して実際にき裂が開口している範囲で求めた繰返しJ積分範囲ΔJ_Hを用いる。

(B)高い引張り平均荷重を持つ小振幅荷重が存在する場合

(a)小振幅荷重が最大振幅荷重の負荷過程で負荷される場合

小振幅荷重下で生じる一方向塑性変形を含めた変動荷重1ブロック全体の繰返し塑性変形を考慮し、レンジペア的な考え方を導入して算出した繰返しJ積分範囲ΔJ_H^*を用いる。

(b)小振幅荷重が最大振幅荷重の除荷過程で負荷される場合

き裂開閉口挙動を考慮して実際にき裂が開口している範囲で求めた繰返しJ積分値ΔJ_Hを用いる。

(ii)最大振幅荷重の応力比Rが正の場合

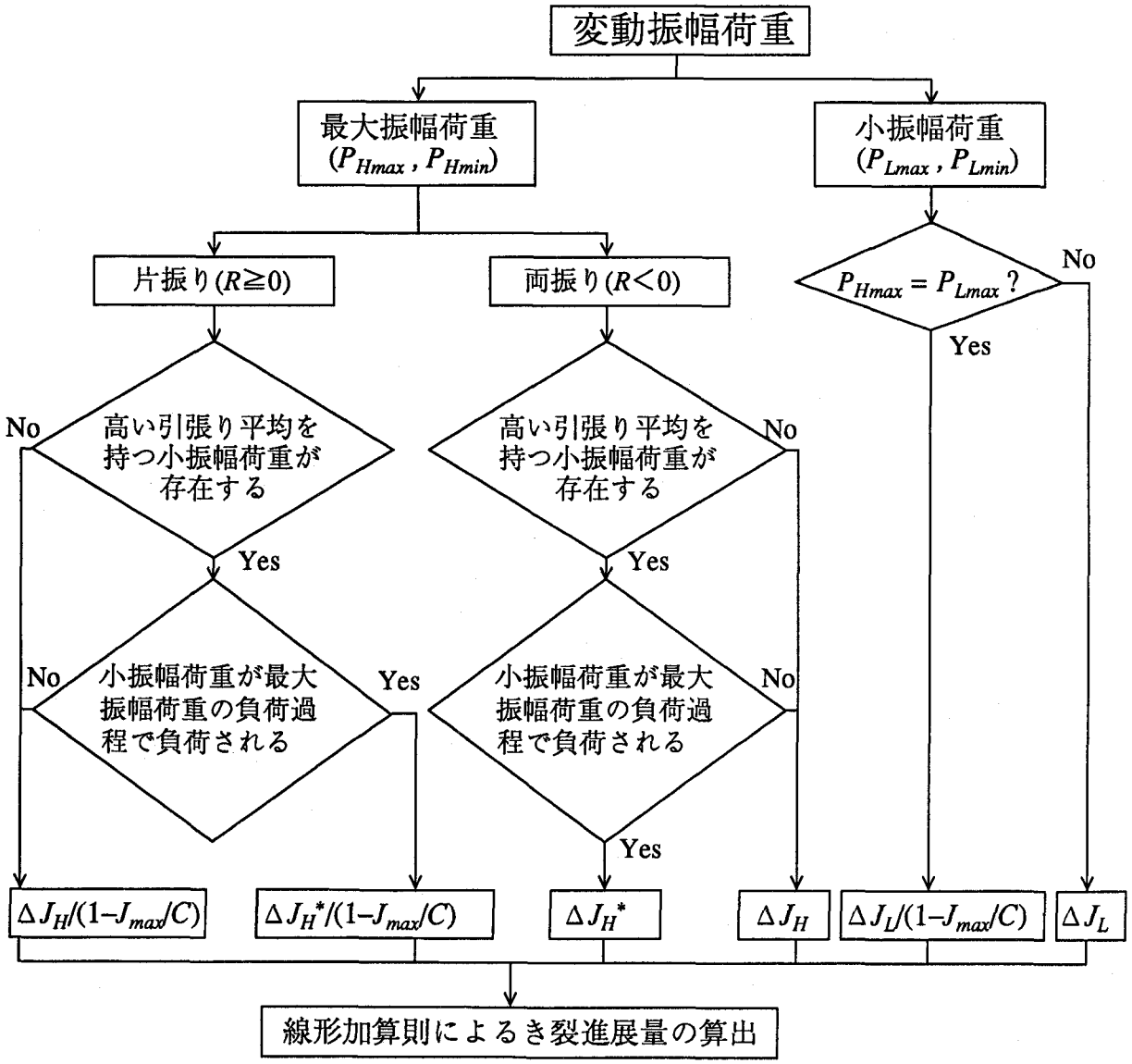
(A)高い引張り平均荷重を持つ小振幅荷重が存在しない場合

変動荷重1ブロック全体で生じる一方向塑性変形を最大J積分値J_{max}で考慮した破壊力学パラメータ$\Delta J_H/(1-J_{max}/C)$を用いる。

(B)高い引張り平均荷重を持つ小振幅荷重が存在する場合

(a)小振幅荷重が最大振幅荷重の負荷過程で負荷される場合

小振幅荷重下で生じる一方向塑性変形を含めた変動荷重1ブロック全体の繰返し塑性変形を考慮し、レンジペア的な考え方を導入して算出した繰返しJ積分範囲ΔJ_H^*を用いるとともに、変動荷重1ブロック全体で生じる一方向塑



記号

ΔJ ：繰返しＪ積分範囲

ΔJ^* ：レンジペアカウント法による繰返しＪ積分範囲

$J\,max$ ：最大Ｊ積分値

C ：材料定数(弾塑性破壊じん性値)

図8-54　弾塑性疲労き裂進展速度推定法のフローチャート

性変形を最大J積分値J_{max}で考慮した破壊力学パラメータ$\Delta J_H^*/(1-J_{max}/C)$を用いる。

(b)小振幅荷重が最大振幅荷重の除荷過程で負荷される場合

変動荷重1ブロック全体で生じる一方向塑性変形を最大J積分値J_{max}で考慮した破壊力学パラメータ$\Delta J_H/(1-J_{max}/C)$を用いる。

(Ⅱ)小振幅荷重に対するき裂進展速度評価法

(a)小振幅荷重の最大値が最大振幅荷重の最大値に等しい場合

小振幅荷重下で顕著となる一方向塑性変形をJ_{max}により考慮した破壊力学パラメータ$\Delta J_L/(1-J_{max}/C)$を用いる。

(b)小振幅荷重の最大値が最大振幅荷重の最大値より小さい場合

繰返しJ積分範囲ΔJ_Lを用いる。

8.7 結 言

線形弾性領域から弾塑性領域にわたる広範囲の一定振幅荷重下の疲労き裂進展速度、き裂開閉口挙動および塑性変形挙動を調べ、弾塑性疲労き裂進展挙動に及ぼす応力比、荷重レベルの影響を明らかにし、弾塑性破壊力学パラメータ$\Delta J/E(1-J_{max}/C)$、(ここでEはヤング率、Cは定数)に対する有効性を検討した。またパラメータ中の定数Cの値について弾塑性破壊じん性値J_{IC}との関係について考察を加えた。また2段および3段繰返し変動荷重試験を行い、弾塑性状態下の疲労き裂進展速度、塑性変形挙動およびき裂開閉口挙動への荷重変動の影響を調べるとともに、変動荷重下での繰返しJ積分範囲ΔJの算出方法の検討を含めて変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展速度の推定法についての検討を行った。得られた主な結果をまとめると以下の通りである。

(1)弾塑性領域において、応力比が負の場合には繰返し塑性変形が、正の場合には一方向塑性変形が顕著に現われるが、一定振幅荷重下の疲労き裂進展速度は、それらを繰返しJ積分範囲ΔJおよび最大J積分値J_{max}により考慮した弾塑性破壊力学パラメータ$\Delta J/E(1-J_{max}/C)$によって材料、試験片形状・寸法、応力比等の試験条件によらず評価できることが確認された。一方向塑性変形が顕著でない場合には、上記のパラメータは$\Delta J/E$にほぼ等しくなり、き裂進展速度は$\Delta J/E$によって評価できる。

(2)上記のパラメータ中の定数Cは試験片形状・寸法に依存するが、その値は同一形状・寸法で、一定振幅荷重試験においてき裂進展速度が高進展側に偏り始めた時と同じき裂長さを持つ試験片を用いた弾塑性破壊じん性試験により得られる見掛けの破壊じん性値にほぼ等しいと考えられる。

(3)高、低両レベル荷重の応力比が負の場合には、変動荷重下においても繰返し塑性変形のみが現われるが、このような2段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展速度は、き裂開閉口挙動および繰返し塑性変形挙動を考慮した$\Delta J/E$を用いて一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta J/E$関係から線形加算則によってよく評価することができる。

き裂開口点K_{op}は、高レベル荷重に対するΔJ_Hと大きさの等しいΔJをもつ一定振幅荷重下の開口点にほぼ一致する。

(4)高レベル荷重の応力比が0の場合には、変動荷重下においても1ブロック全体としての一方向塑性変形が現われるが、その塑性変形挙動は低レベルの応力比によって異なる。しかしながら、このような2段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展速度は、一方向塑性変形をJ_{max}で考慮した$\Delta J/E(1-J_{max}/C)$を用いて一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta J/E(1-J_{max}/C)$関係から線形加算則によってよく評価することができる。

き裂開口点K_{op}は、高レベル荷重に対するΔJ_Hだけでなく変動荷重波形パターンの影響をも受ける。低レベル荷重の応力比も0とした場合には、高レベル荷重負荷の影響によりき裂は全荷重範囲で開口するようになるが、最大荷重値をそろえた試験条件では、高い引張平均をもつ低レベル荷重の影響を受けてき裂閉口現象が全断面降伏状態下でも生じ、一定振幅試験結果とは一致しなくなる。

(5)繰返し塑性変形と一方向塑性変形がともに顕著に現われるが、変動波形1ブロック全体としての一方向塑性変形が生じないような2段および3段繰返し変動荷重下においては、高レベル荷重下の繰返し塑性変形挙動は、低レベル荷重による一方向塑性変形の影響を強く受ける。このような場合の高レベル荷重に対するΔJ_H値は、変動荷重波形1ブロックを1つの閉じたループと考え、低レベル荷重による一方向塑性変形の影響を考慮したレンジペア的な考え方を適用することによって算出することが妥当であることがわかった。この考え方の妥当性は、破面観察による、微視的な見地からも確認された。

(6)弾塑性領域においては同じ荷重スペクトルを持つ変動荷重でも、負荷順序が異なることによって、塑性変形挙動およびき裂開閉口挙動が異なり、き裂進展速度が大き

く違ってくることが明らかとなった。

(7)しかしながら、このような変動荷重下においても弾塑性疲労き裂進展速度は、1ブロック全体の塑性変形挙動を考慮しレンジペア的な考え方によって求められたΔJ^*を用いて一定振幅荷重下のき裂進展曲線から線形加算則によってよく評価することができる。ただし高い引張り平均を持つ小振幅荷重下でのき裂進展量が塑性域寸法の1割程度を越える場合においては、荷重履歴の若干の消失を考慮できず安全側すぎる評価となる場合がある。

参考文献

1) A.P. Green and B.B. Hundy, J. Mech. Phys. Solids, 4, 128 (1956).
2) S.J. Garwood, J.N. Robinson and C.E. Turner, Int. J. of Fract., 11, 528 (1975).
3) 安藤　柱，小倉信和，材料，27, 767 (1978).
4) 大路清嗣，康　祥隆，岩切俊一，小倉敬二，喜多孝夫，日本機械学会論文集 A-50, 258 (1984).
5) 日本機械学会基準　JSME S 001-1981「弾塑性破壊じん性J_{IC}試験法」，日本機械学会 (1981).
6) R.M. McMeeking and D.M. Parks, ASTM STP 668, 175 (1979).

第9章　結　論

本研究では、実働荷重下の疲労き裂進展問題に対して、菊川らにより提案されている有効応力拡大係数範囲に基づくき裂進展速度推定法を基礎として、より実働状態に近い残留応力場における疲労き裂進展、非定常変動荷重下の疲労き裂進展さらには弾塑性状態下のき裂進展に対して有効なき裂進展速度推定法を導き提案した。また定常および非定常変動荷重下の疲労き裂進展挙動の動的直接観察を行い、荷重状態によるき裂進展挙動の相違を明らかにするとともに、微視的支配パラメータと巨視的な力学量との対応関係について考察を加えた。

得られた結果については各章の結言に記したが、実働荷重下の疲労き裂進展速度推定法としての観点から要約すると以下のようになる。

まず、小規模降伏条件下の定常な変動荷重においては、材料によらず、また残留応力の有無によらず疲労き裂進展速度は、実測したき裂開閉口挙動から求められる有効応力拡大係数のレンジペアΔrpK_{eff}を用いることにより、変動荷重下における$da/dn-\Delta K_{eff}$関係から線形加算則で評価できることが明らかとなった。さらに変動荷重下のき裂開口点K_{op}は変動荷重1ブロックに含まれる最大のKのレンジペア$(\Delta rpK)_{max}$とその応力比R(残留応力が存在する場合には、残留応力によって誘起される応力拡大係数Krを考慮した実効応力比R')と等しいΔKと応力比を持つ一定振幅試験のK_{op}に一致する。このようにして推定したき裂開口点から求まる有効応力拡大係数のレンジペアに基づく線形加算則によっても、き裂進展速度は精度よく評価できる。

変動荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係は、一般の材料においては一定振幅荷重試験$da/dn-\Delta K_{eff}$関係を下限界条件$(\Delta K_{eff})_{th}$以下まで延長した曲線に一致し、一定振幅荷重試験結果からの推定が可能である。しかしながら、本研究で取上げたZK141-T7アルミニウム合金では、荷重変動の影響によりき裂進展機構およびき裂進展抵抗が変化し、一定振幅荷重下で観察されるき裂進展速度曲線の中間進展速度領域での折れ曲がりが消失し、変動荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係は一定振幅荷重下とは異なるものとなる。その結果、一定振幅荷重下の$da/dn-\Delta K_{eff}$関係を用いたき裂進展速度推定は危険側の結果を与える場合があり注意を要する。現時点では、どの種の材料においてこの様な変動荷重下でのき裂進展機構およびき裂進展抵抗の変化が生じるか明らかとなっておらず、

き裂進展速度推定の基礎となる$da/dn-\Delta K_{eff}$関係は、少なくとも2段繰返し変動荷重などの簡単な荷重変動試験を行い求めておく必要がある。

非定常な変動荷重として、本研究ではランダム荷重が高－低2段に変動する非定常ランダム荷重、大きさと長さの異なるガウス性ランダム荷重を組み合わせ実機の長期分布としてよく現われる指数分布を近似した繰返し5段ランダム荷重、ランダム荷重に重畳する平均荷重が2段に繰返し変動するランダム荷重および応力比0のランダム荷重に圧縮ピーク荷重を周期的に負荷するランダム荷重など実働荷重によく見られる荷重パターンを取上げたが、その疲労き裂進展挙動は非常に複雑であり、荷重パターン、全体のブロックを構成する単位荷重ブロックの負荷順序さらにはブロックの長さなどの影響を強く受ける。またランダム荷重下においても荷重振幅の急激な減少や平均荷重の大きな繰返し変動により、き裂進展速度は有効応力拡大係数のレンジペア$\Delta_{rp}K_{eff}$に対しても遅延現象を示す場合があることが明らかとなった。しかしながら、このような複雑なき裂進展挙動を示す非定常変動荷重下においても、実測したき裂開口点により$\Delta_{rp}K_{eff}$を算出しΔK_{eff}に関する修正マイナ形の推定法を適用すればほぼ実際のき裂進展量に等しいか少なくとも安全側の評価が可能であることが明らかとなった。

上記のような非定常変動荷重下において巨視的な力学パラメータ$\Delta_{rp}K_{eff}$が進展速度評価に有効でなくなる場合があることについて、走査電子顕微鏡を用いた定常および非定常変動荷重下のき裂進展挙動の動的直接観察から考察を加えた。非定常変動荷重下では、荷重変動後、疲労き裂は比較的大きな屈曲を繰返して進展し、極めて複雑な様相を示す。このためき裂先端開口変位や、微視的き裂進展方向などが巨視的な力学条件とは直接対応せず、巨視的力学パラメータによりき裂進展速度を推定することは困難となる。しかしながら、この場合でも微視的なき裂先端開口変位を考えれば、これがき裂進展の支配パラメータとなっている。これに対し定常変動荷重の場合に、き裂先端近傍の変形場やき裂進展方向が非定常変動荷重試験の場合のように大きく変わることはなく、き裂進展の支配パラメータである微視的き裂先端開口変位と巨視的な有効応力拡大係数との関係が一定振幅荷重試験の場合と余り変わらないと考えられる。したがって、巨視的な破壊力学パラメータによるき裂進展速度の推定は、定常変動荷重に対しては有効である。

これらの結果から、非定常変動荷重下においては巨視的力学パラメータによるき裂進展速度推定は必ずしも有効でないことが微視的に明らかとなったが、実機の疲労寿

命予測へのき裂先端開口変位に基づく推定法の適用が困難な現状においては、少なくとも安全側の予測を与える実測したき裂開口点から算出される$\Delta rpKeff$に基づく推定法が有効であると考えられる。

最後に弾塑性状態下の疲労き裂進展速度推定法について得られた知見を要約すると以下の通りである。

弾塑性き裂進展において考慮しなければならない因子は、繰返し塑性変形挙動、一方向塑性変形挙動ならびにき裂開閉口挙動である。これらの挙動は、変動荷重に含まれる最大振幅荷重下とその他の小振幅荷重下とでは基本的に異なるため、き裂進展速度推定も最大振幅荷重とその他の小振幅荷重とに分けて考える必要がある。

まず最大振幅荷重に対するき裂進展速度評価法について述べる。最大振幅荷重下の疲労き裂進展挙動は、最大振幅荷重の応力比によって異なり、さらに高い引張り平均荷重を持つ小振幅荷重が繰返し負荷され、それによる一方向変形が生じる場合にも異なる。そのため、各場合に対してき裂進展速度推定法も異なったものになる。

変動荷重ブロック全体として繰返し塑性変形のみが生じるような、最大振幅荷重の応力比がR=-1の両振りもしくは圧縮荷重を含むR<0の場合には、き裂開閉口挙動を考慮した繰返しJ積分値ΔJによってき裂進展速度の推定が行える。これに対して、ブロック全体としても一方向塑性変形が生じるR=0の片振り荷重の場合には、き裂進展速度は、この一方向塑性変形を最大J積分値$Jmax$で考慮した$\Delta J/(1-Jmax/C)$ {ここで、Cは一定振幅荷重下でき裂進展が高速度側に偏り始めるき裂長さと同じ長さのき裂を持つ同一形状の試験片より得られた破壊じん性値}なるパラメータを用いることでよい推定が行える。

また、高い引張り平均荷重を持つ小振幅荷重が繰返し負荷され、一方向変形が生じる場合には、繰返しJ積分値ΔJの算出において、この一方向塑性変形を含めたブロック全体の繰返し塑性変形を考慮したレンジペア的な考え方を導入して算出したΔJ^*を採用する必要がある。そしてこのΔJ^*を上記の2種のき裂進展速度推定法にそれぞれ適用することにより、いずれの場合も精度よいき裂進展速度評価が行える。

小振幅荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動は、その負荷順序によって大きく異なる。したがって、小振幅荷重が変動荷重に含まれる最大振幅荷重の負荷過程の途中で負荷されるか、除荷過程の途中で負荷されるかの場合分けを行って、き裂進展速度推定を行う必要がある。

まず、小振幅荷重が最大振幅荷重の負荷側で負荷される場合には、この小振幅荷重下の塑性変形挙動は、最大振幅荷重負荷による影響をほとんど受けない。そのためこの場合のき裂進展速度は、小振幅荷重下において得られる繰返しJ積分値ΔJを用いた推定によってよい結果が得られる。ただし、小振幅荷重が、高い引張り平均荷重を持ち、その最大荷重値が最大振幅荷重の最大荷重値と等しいような場合には、この小振幅荷重下で顕著な一方向塑性変形が生じる。そのため、この場合の小振幅荷重下のき裂進展速度は、ΔJのみではなくJ_{max}を考慮した$\Delta J/(1-J_{max}/C)$を用いて推定する必要がある。これに対して、小振幅荷重が除荷側で繰返し負荷される場合には、最大荷重負荷による塑性変形によって、この小振幅荷重下の一方向塑性変形が抑制されるため、小振幅荷重下のき裂進展速度はΔJによる推定によりある程度評価できる。

以上のことをふまえて、変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展速度は、この変動荷重を最大振幅荷重といくつかの小振幅荷重とに分解し、上述したき裂進展速度の推定法を用いて、最大振幅荷重下および小振幅荷重下のき裂進展量をそれぞれ求め、これらの線形加算を行うことで、ほぼ推定できると考えられる。

謝　辞

本論文を終わるにあたり、本研究に対して終始御懇切なる御指導と御鞭撻を賜った大阪大学　城野政弘教授に対し、心より感謝の意を表します。

本論文作成ににあたり御校閲をいただいた大阪大学　大路清嗣教授、富田康光教授、久保司郎教授に対し深く感謝いたします。また著者の在学時の恩師であり、本研究の遂行において御助言、御指導をいただきました大阪大学名誉教授　菊川　眞先生に感謝の意を表します。

本研究遂行にあたり御助力をいただいた大阪大学　安井一雄助手、崎原雅之技官、ならびに実験遂行に御助力いただいた田中佳一、奥田正直、奥村重温、名和田　隆、桑田　淳、横山　靖、岡田　光、岩橋　拓、大久保啓之、大田茂生、駒城倫哉、吾妻健夫、濱崎俊彰の諸氏のほか城野研究室の方々に深く感謝します。