

き裂先端部の塑性挙動に着目した疲労寿命評価法に関する研究

丹羽, 敏男

<https://doi.org/10.11501/3142524>

出版情報：九州大学, 1998, 博士（工学）, 論文博士
バージョン：
権利関係：



第5章

残留応力場における長いき裂の疲労き裂伝播挙動

5.1 緒言

第2章で、き裂先端部に引張塑性域が形成し始める荷重、すなわちRPG荷重以上の荷重範囲が疲労き裂を進展させるのに有効な荷重範囲であり、それに対応する応力拡大係数範囲 ΔK_{RP} と疲労き裂伝播速度の関係は極低き裂伝播速度領域も含めて両対数グラフ上で直線関係、すなわち(2.1)式が成立することを示した。また、第4章で、長いき裂に対するき裂停留条件は $\Delta K_{RP} \leq 0$ であることを明らかにした。さらに、第3章で、Dugdaleモデル¹⁾を基礎とし、仮想き裂部の変位連続条件を満たし、新たにき裂面ができることにより仮想き裂面に作用している降伏点レベルの内圧の一部が解放されることにより生じる塑性的な変位収縮を考慮した任意応力分布下におけるき裂開閉口モデルを構築し、このモデルを用いることにより疲労き裂伝播速度におよぼす応力比の影響ならびに遅延減速現象を定量的に推定できることが判明した。しかしながら、上記の結果は残留応力が存在しない場合について確認されたものである。

疲労き裂伝播挙動が、残留応力の存在によって大きな影響を受けることは一般的によく知られている^{2)~4)}。したがって、残留応力場における疲労き裂伝播挙動を推定する場合には、この残留応力の影響を考慮しなければならない。

そこで、本章では、残留応力が存在しても ΔK_{RP} が疲労き裂伝播速度のパラメーターとなり得るか否か、さらに、第3章で開発した残留応力を考慮した疲労き裂伝播解析プログラムにより残留応力場における疲労き裂伝播挙動を推定できるか否か検討する。引張残留応力は疲労き裂伝播速度を加速し、圧縮残留応力は減速する効果があるので、切欠先端部に引張残留応力が存在する場合と圧縮残留応力が存在する場合、さらには残留応力が存在しない場合について、同一荷重条件下における疲労き裂伝播試験を実施し、き裂成長曲線において直接残留応力の影響を比較検討できるように配慮した。

5.2 供試材および実験方法

供試材はTMCP鋼(KA32鋼)で、その化学成分ならびに機械的性質をTable5-1に示す。本鋼板を両面切削して4mm厚に減厚し、Fig.5-1に示す切欠半径1mmの円弧状の切欠を有する中央貫通切欠付試験片を作成した。なお、試験片長手方向を鋼板の圧延方向に一致させた。また、残留応力が存在しない場合の本鋼材の(2.1)式材料定数 C 、 m を求める必要があるため、試験片加工後、620℃、2.5hr保持の条件で熱処理(PWHT)を施し、残留応力を除去した。

このPWHT材を用いて、広範囲わたる疲労き裂伝播速度と ΔK_{RP} の関係を求めるため、第2章で開発した高精度コンプライアンス試験システムを用いて、最大荷重を一定に保持した状態で

Table 5-1 Chemical composition and mechanical properties of KA32 steel used
(Plate thickness : 9mm)

Chemical composition (wt%)									
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Sol Al
0.15	0.18	1.10	0.011	0.004	0.01	0.02	0.02	0.01	0.025
Mechanical properties									
Yield stress (MPa)			Tensile strength (MPa)			Elongation (%)			
406			507			24			

裂の成長に合わせて最小荷重をステップ状に漸次上昇させる試験を実施した。なお、この試験に先立ち、き裂長さの推定のため同一試験片を用いてビーチマーク試験を実施し、き裂長さと同荷弾性コンプライアンスの関係を予め求めた。ただし、ひずみゲージは切欠線上、試験片端部から 5mm の位置の表裏面計 4 箇所に貼付し、表裏面のひずみゲージを直列に結線 (2 ゲージ法) することによりひずみ変化の感度を向上させた。また、RPG 荷重を測定するための引算ひずみ出力についてもコンプライアンス計測と同様、2 ゲージ法を採用した。

次に、残留応力場における疲労き裂伝播挙動を調べるため、Fig.5-1 の試験片の中心線上を試験片長手方向 (図中の一点鎖線) にガス加熱して、切欠先端部に引張の残留応力を付与することを意図した試験片 (T 試験片) と、試験片の両端部から 4mm 離れた位置を試験片長手方向に同時にガス加熱して、切欠先端部に圧縮の残留応力を付与することを意図した試験片 (C 試験片) を用意した。ガス加熱はアセチレンガスを用い、加熱線直下の試験片裏面の最高到達温度が力学的溶融点である 700 °C となるようにガス流量、トーチ高さ、トーチ移動速度を設定した⁵⁾。このことにより板厚内では残留応力はほぼ一様になる。そのガス加熱条件を Table5-2 に示す。なお、比較のために PWHT 処理を施したままの試験片 (N 試験片) も用意した。

これらの試験片ならびに第 2 章で開発した高精度コンプライアンス試験システムを用いて、全く同じ負荷条件 (最大荷重、最小荷重、繰返し速度) で一定荷重振幅下における疲労き裂伝播試験を実施し、き裂成長曲線を求めると同時に RPG 荷重も測定した。

なお、別に用意した T 試験片および C 試験片の表裏に 2 軸のひずみゲージを貼付し、小片に切断して解放ひずみを測定することによりそれぞれの試験片の試験片長手方向の残留応力分布を計測した。

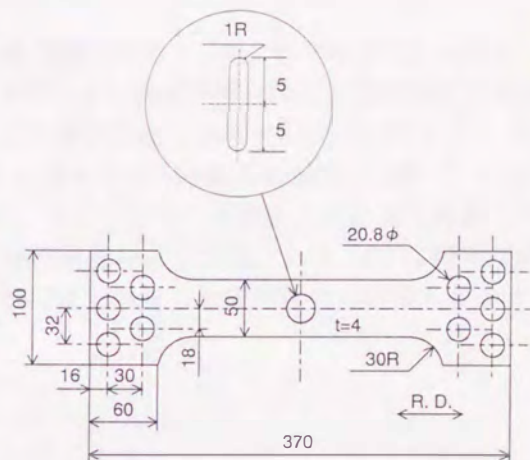


Fig. 5-1 Configuration of Center notched specimen used

Table 5-2 Heating condition for gas heating

	Flow rate (l/min)	Torch height (mm)	Speed rate (mm/s)	Tip nozzle No.	Heating position
T-Specimen	8.0	12.3	7.5	#500	Center
C-Specimen	5.0	10.0	7.5	#225	4mm from edge

5.3 実験結果および考察

5.3.1 最小荷重をステップ状に上昇させた場合の疲労き裂伝播挙動

Fig.5-1に示す中央貫通切欠付試験片 (PWHT 材) を用いて、最大荷重を一定に保持した状態で最小荷重をステップ状に漸次上昇させる繰り返し負荷 (繰り返し速度:10Hz) を与え、広範囲わたる疲労き裂伝播速度と ΔK_{RP} の関係を求めた。

Fig.5-2には、計測された RPG 荷重とき裂長さの関係を示す。第2章でも示したように、この試験では、最大荷重を一定に保持しているので前ステップとほぼ同様な残留引張変形層をき裂縁に取り込むことになり、最小荷重上昇後 RPG 荷重には急激な変化はともなわず、次ステップの RPG 荷重の定常状態へ徐々に上昇する。ただし、ここで与えた各段階の荷重変化はかなり大きいので、RPG 荷重の上昇量も比較的大きくなっている。また、き裂の成長とともに最小荷重を上昇させているので、最終段階ではき裂が開口したまま弾性状態を示す傾向にあり、RPG 荷重は最大荷重に漸近していく傾向が認められる。図中には、第3章で開発した疲労き裂伝播解析プログラムを

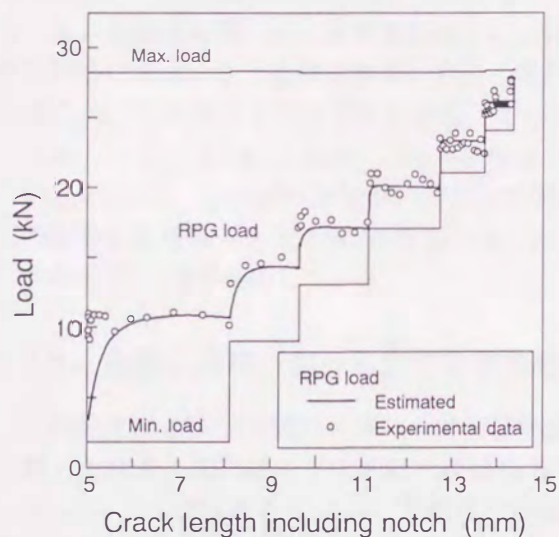


Fig. 5-2 The change of RPG load for fatigue testing with increased stepwise minimum loading and keeping maximum loading

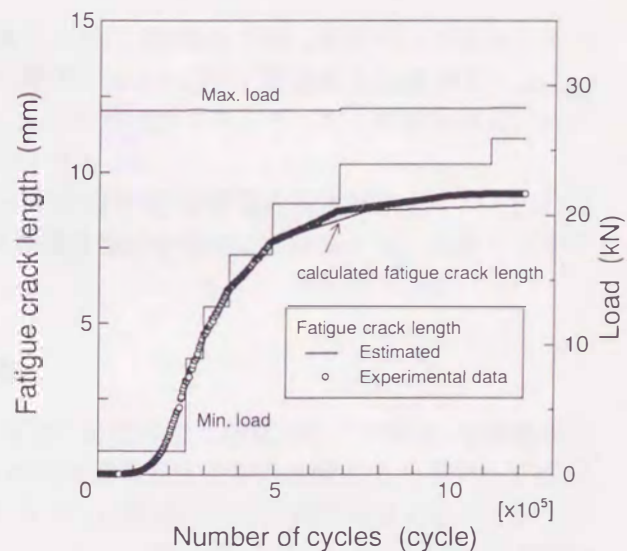


Fig. 5-3 Crack growth curve for fatigue testing with increased stepwise minimum loading and keeping maximum loading

用いて、RPG 荷重を推定した結果も同時に示す。なお、本鋼材（PWHT 材）の降伏応力は丸棒引張試験結果より 339MPa、塑性拘束係数 ξ は 1.21 とし、またここで用いた KA32 鋼の塑性収縮係数 α は第 4 章で用いた KA36TMCP 鋼とほとんど変わらないものと考え 1.8 として解析した。図より明らかなように、推定した RPG 荷重の変化は、最小荷重を上昇させた直後滑らかに上昇している。また、計測結果はばらつきは大きいものの推定結果とよく一致している。

Fig.5-3 には、計測されたき裂成長曲線を示す。図中には、最大荷重および最小荷重の計測結果も同時に示す。Fig.2-21 と同様の結果であるが、1 回で変化させる荷重振幅を大きくした今回の試験では、荷重振幅を変化させた時点でき裂成長曲線にナックル点が認められる。

Fig.5-4 には、計測された RPG 荷重およびき裂成長曲線より求めた疲労き裂伝播速度と ΔK_{RP} の関係を示す。この試験結果だけでは高 ΔK_{RP} におけるデータが得られないので、図中には残留応力が存在しない試験片を用いて一定荷重振幅下における疲労き裂伝播試験を実施した後述の N 試験片の結果も同時に示す。これまでの結果と同様、低き裂伝播速度領域も含め、疲労き裂伝播速度と ΔK_{RP} の間には、両対数グラフ上で直線関係、すなわち (2.1) 式が成立する。そして、材料定数 C 、 m は、それぞれ $C = 2.145 \times 10^{-11}$ 、 $m = 2.924$ (SI 単位) であった。

Fig.5-3 には、この材料定数 C 、 m および Fig.5-2 に示した RPG 荷重の推定結果を用いて、計算上の初期疲労き裂長さを 3.0mm としてその後のき裂成長曲線を推定した結果を太い実線で示すが、計測結果とほぼ一致している。

5.3.2 残留応力場における疲労き裂伝播挙動

T 試験片および C 試験片のガス加熱時に試験片裏面に取り付けた熱電対により温度-時間曲線を計測した結果、加熱線直下の試験片裏面における最高到達温度は力学的熔融点である 700℃ 程度に達していた。Fig.5-5 a) には、T 試験片の試験片長手方向残留応力分布測定結果を示す。切欠先端部には、意図したように引張の残留応力が働いている。一方、Fig.5-5 b) は、C 試験片の残留応力分布測定結果であり、切欠先端部に圧縮の残留応力が働いている。

PWHT 材の N 試験片、T 試験片および C 試験片を用いて、最大荷重 27.46kN、最小荷重 1.37kN の一定荷重振幅下における疲労き裂伝播試験を実施した。なお、繰り返し速度は各試験とも 10Hz とした。Fig.5-6 には、それぞれの試験で計測された RPG 荷重とき裂長さの関係を示す。図より明らかなように、疲労き裂が発生した直後を除き、引張残留応力が存在すると RPG 荷重を小さ

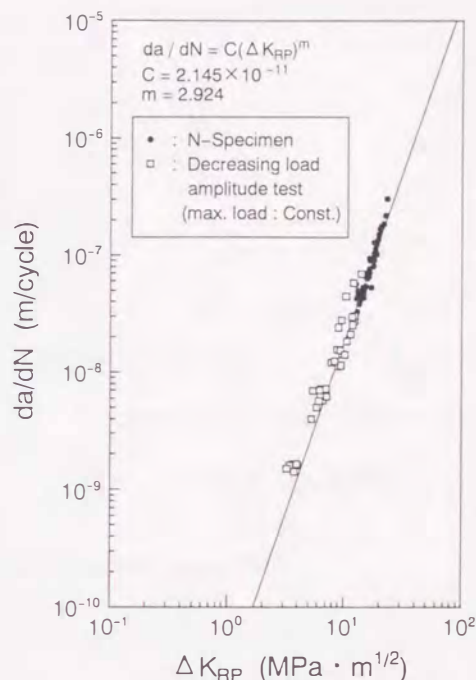


Fig. 5-4 Relationship between crack propagation rate and effective stress intensity factor range based upon RPG load without residual stress

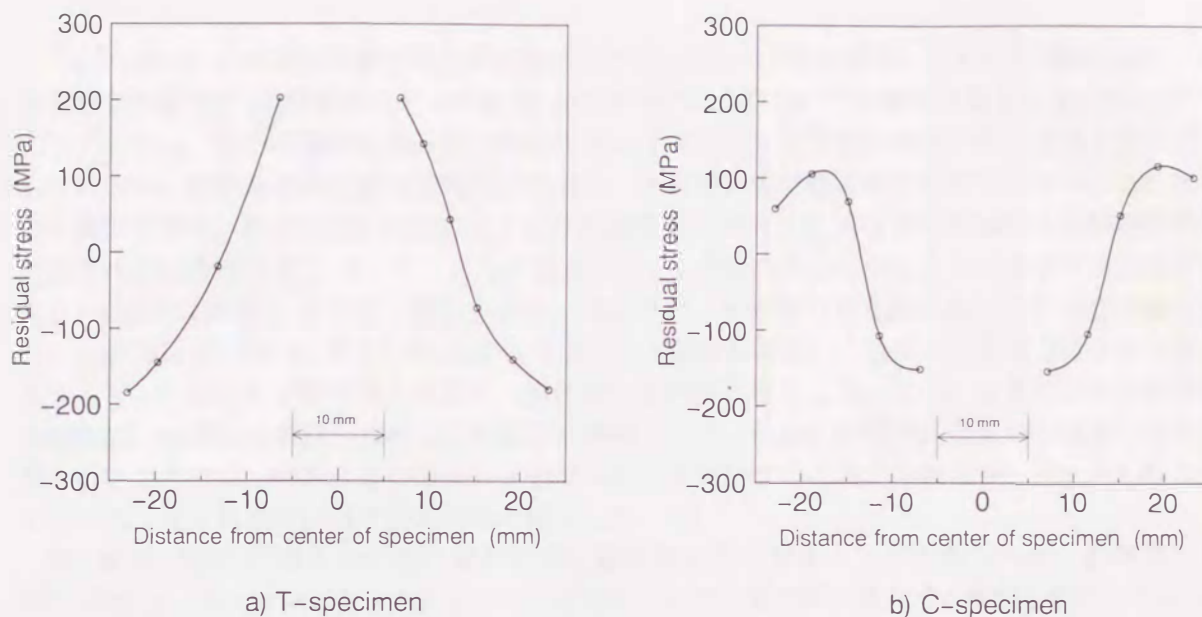


Fig. 5-5 Residual stress distribution after gas heating

く、また圧縮残留応力が存在すると RPG 荷重を大きくする効果がある。すなわち、引張残留応力はき裂を開口し易く、圧縮残留応力はき裂を閉口し易くする。なお、疲労き裂が発生した直後の挙動については今後詳細に検討する必要があるが、この図からはき裂発生時点では残留応力が存在しても RPG 荷重にはほとんど影響をおよぼさないものと判断できる。このことは、1 結晶粒程度の疲労き裂はせん断応力の繰り返しで発生し、その後き裂が応力およびひずみの集中源として作用し、塑性変形がき裂先端近傍に集中的に繰り返され、それによりき裂の開口を始めること⁶⁾、またき裂の開閉口挙動は RPG 荷重と密接に関連することなどから理解できる。

図中には、第3章で開発した疲労き裂伝播解析プログラムを用いて、各試験の

RPG 荷重を推定した結果も同時に示す。ただし、Fig.5-2の解析結果と同様、降伏応力は 339MPa、 $\xi=1.21$ および $\alpha=1.8$ とした。また、T 試験片および C 試験片については Fig.5-5 の残留応力分布を入力しており、疲労き裂伝播にともなう残留応力の再配分はこの解析プログラムでは考慮されていることになる^{7), 8)}。通常、RPG 荷重とき裂開口荷重の大小関係は $P_{RPG} > P_{op}$ であるが、C 試験片において $P_{RPG} < P_{op}$ となる区間が現れた。そのため、C 試験片については、PRG 荷重の推定結果を短い点線で、また、以下の考察より RPG 荷重を定義し直した結果を実線で示す。

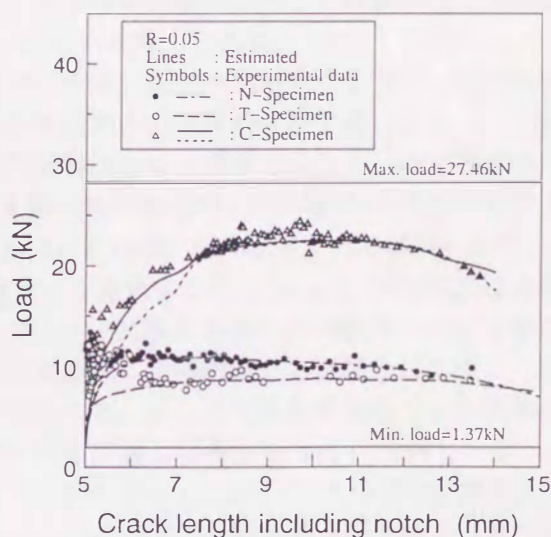


Fig. 5-6 Comparison between measured RPG loads and estimated ones

Fig.5-7には、C試験片でき裂長さが6.02mmとなった時点の負荷過程におけるき裂開口変位、残留引張変形層の厚さ(棒要素のゲージ長)および作用応力分布についての解析結果を示す。Fig.5-7 a)に示すように、最小荷重時には、圧縮残留応力の存在により実き裂先端部の極近傍はき裂が開口しているが、疲労き裂の大部分は閉口しており、き裂開口域では圧縮荷重を受け持つ。この状態より負荷すると、Fig.5-7 b)に示すようにき裂が完全に開口する前にき裂先端部に引張塑性域が形成される(RPG荷重)。そして、さらに負荷すると、Fig.5-7 c)に示すようにき裂が完全に開口する(き裂開口荷重)。ただし、図より明らかなように、き裂開口荷重時において引張塑性域はほとんど成長していない。すなわち、RPG荷重からき裂開口荷重に至る間の荷重増分はき裂を開口させることにほとんど費やされており、塑性域の成長には寄与していない。引張塑性域が成長する過程は、き裂開口荷重から最大荷重に至る過程である。なお、き裂開口変位から残留引張変形層を引いたものが、疲労き裂の実際のき裂開口変位と対応すると考えられるが、Fig.5-7 d)に示すように、最大荷重時にはき裂がかなり鈍化している。

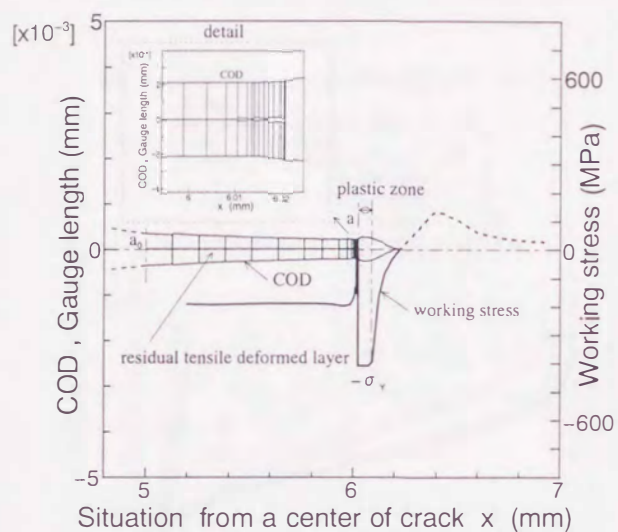
第2章で、RPG荷重を引張塑性域が形成し始める時点の荷重として定義したが、計測されるRPG荷重は、コンプライアンス変化から決定されるので、塑性域が成長する状態を規定しており、この場合にはき裂が完全に開口する瞬間とほぼ一致するものと考えられる。したがって、き裂先端部に引張塑性域が形成されてもき裂が閉口している場合には、それ以後き裂が完全に開口するまでは引張塑性域はほとんど成長しないので、RPG荷重をき裂先端部に引張塑性域が形成され、かつき裂が完全に開口する時点の荷重として定義し直す必要があるものと考えられる。

以上のことを考慮すると、Fig.5-6において、き裂発生直後から解析では板厚貫通き裂として取り扱っているので計測結果と一致していないが、ある程度き裂が成長した状態からは残留応力が存在する場合にもRPG荷重がよく推定できているものと考えられる。

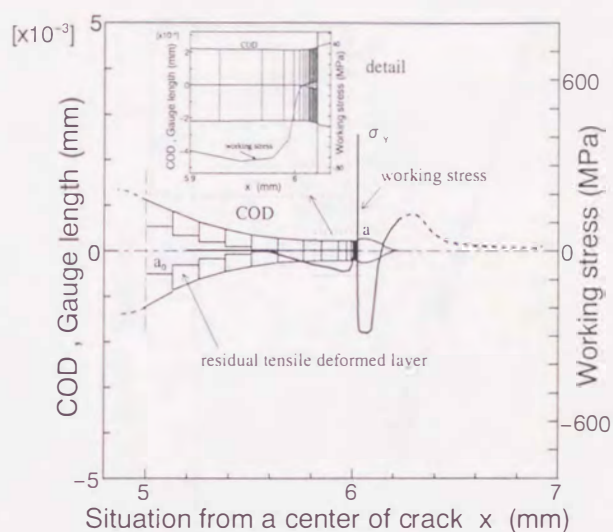
Fig.5-8には、各試験で計測されたき裂成長曲線を示す。図より明らかなように、引張残留応力が存在するとき裂の成長を速め、圧縮残留応力が存在するとき裂の成長を遅くする。しかしながら、疲労き裂伝播速度におよぼす引張残留応力の影響はあまり顕著ではなく、圧縮残留応力の影響は非常に顕著に現れている。き裂発生寿命の定義は種々あるが、0.2~0.5mm程度の可視き裂となるまでと定義するならば残留応力が小さくなるほどき裂発生寿命は長くなる傾向にある。一方、0.02~0.05mm程度の結晶粒オーダのき裂になるまでと定義するのであれば、残留応力はき裂発生にほとんど影響を与えないものと考えられる。また、T試験片およびN試験片では、き裂が発生すると加速度的にき裂が成長する。しかし、切欠先端部に圧縮残留応力が働くC試験片では、き裂発生直後一旦き裂の成長は速くなり、その後遅くなり、そして初期の残留応力が引張側となる位置にき裂が達するよりもかなり前に再びき裂の成長が速くなる(Fig.5-5 b)参照)。

さらに図中には、Fig.5-4に示した材料定数 C 、 m およびFig.5-6に示したRPG荷重の推定結果を用いて、計算上の初期疲労き裂長さを1.5mmとしてその後のき裂成長曲線を推定した結果も同時に示す。またC試験片については、き裂先端部に引張塑性域が形成し始める荷重(Fig.5-6中に示した短い点線)を用いた推定結果も同時に示す。T試験片およびN試験片のき裂成長曲線推定結果は、計測結果とよく一致している。また、C試験片に対しては、多少推定結果が計測結果よりも短寿命側の評価となつてはいるものの、推定したき裂成長曲線の変化挙動は計測結果のそれとよく一致しており、また残留応力分布の計測精度を考慮すると定量的に推定できているものと考えられる。

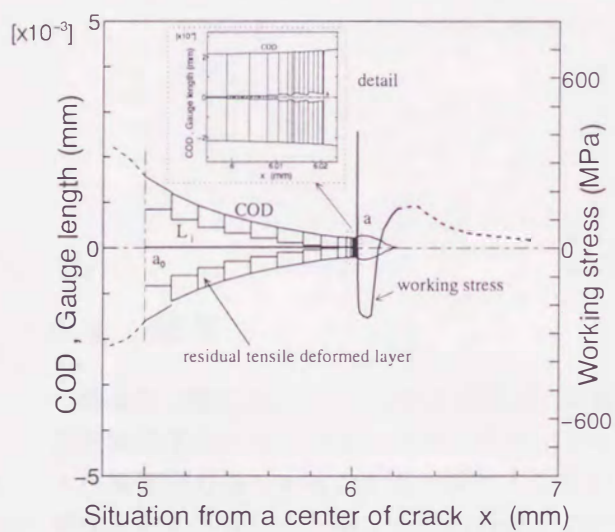
Fig.5-9には、計測されたRPG荷重(Fig.5-6)およびき裂成長曲線(Fig.5-8)より求めた疲労き裂伝播速度と ΔK_{RP} の関係を示す。図中には、残留応力が存在しない場合(Fig.5-4)において得られた関係を実線で示す。図より明らかなように、データにばらつきはあるものの、残留応力が存在しない場合の結果とよく一致している。以上の結果より、残留応力の存在はき裂の開閉口挙動



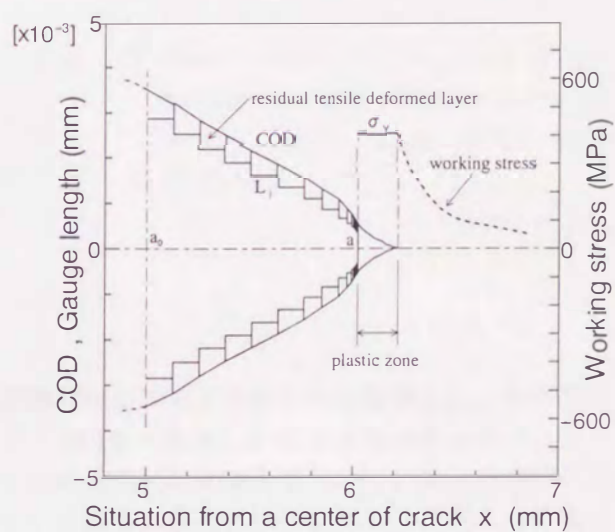
a) Min. load



b) RPG load



c) Opening load



d) Max. load

Fig. 5-7 COD, residual tensile deformed layer and working stress distribution calculated for C-specimen ($a=6.02$ mm)

に影響を与え、これにより RPG 荷重は変化するが、(2.1) 式の材料定数 C 、 m には影響をおよぼさないことが明らかとなった。

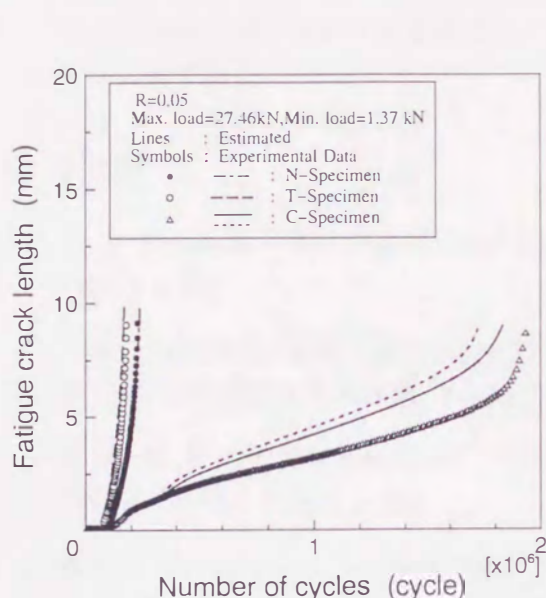


Fig. 5-8 Comparison between experimental crack growth curves and estimated ones

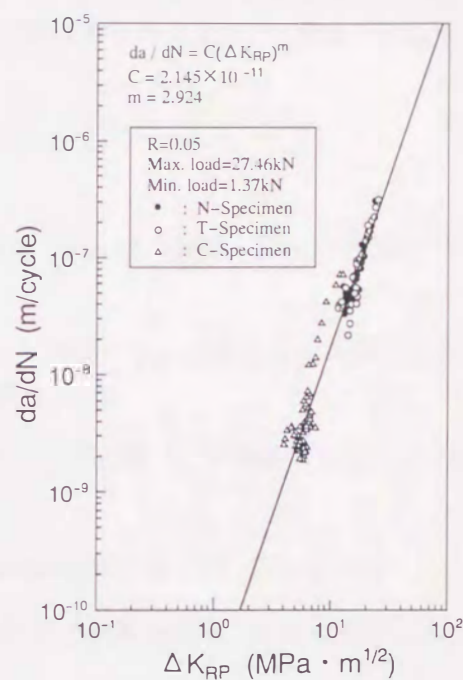


Fig. 5-9 Relationship between crack propagation rate and effective stress intensity factor range based upon RPG load

5.4 結言

残留応力場においても、RPG 荷重以上の荷重振幅に対応する応力拡大係数範囲 ΔK_{RP} が疲労き裂伝播速度のパラメーターとなり得るか否か、また第3章で開発した疲労き裂伝播解析プログラムが残留応力場でも有効か否か検討するため、中央貫通切欠付試験片を用いて、切欠先端部に引張残留応力が存在する場合と圧縮残留応力が存在する場合、さらには残留応力が存在しない場合について、同一荷重条件下における疲労き裂伝播試験を実施した。

得られた結果を要約すると以下のとおりである。

- (1) 残留応力は、き裂発生直後の RPG 荷重にはほとんど影響をおよぼさないが、ある程度き裂が成長すると引張残留応力は RPG 荷重を低下させ、圧縮残留応力は RPG 荷重を上昇させる。すなわち、引張残留応力はき裂を開口し易く、圧縮残留応力はき裂を閉口し易くする。
- (2) 引張残留応力は疲労き裂伝播寿命を短寿命側に、圧縮残留応力は疲労き裂伝播寿命を長寿命側にする効果があり、引張残留応力の加速効果よりも圧縮残留応力の減速効果の方が見掛上大きい。

- (3) 残留応力場においても ΔK_{RP} が疲労き裂伝播速度を律するパラメーターであり、(2.1)式が成立し、その材料定数 C 、 m は残留応力の影響を受けない。
- (4) 残留応力場においても、第3章で開発した疲労き裂伝播解析プログラムを用いてRPG荷重を定量的に推定でき、その有効性が確認された。ただし、き裂先端部に引張塑性域が形成されてもき裂閉口域が存在する場合には、き裂が完全に開口する時点をRPG荷重とする取り扱いが必要である。

参考文献

- 1) D. S. Dugdale : Yielding of Steel Sheets Containing Slits, J. Mech. Phys. Solids, Vol.8, (1960) p.100
- 2) 大路, 小倉, 原田, 佐野 : 爆接ならびにロール圧延した黄銅クラッド鋼の疲労き裂伝ばとき裂開閉口, 日本材料学会論文集, Vol.29, No.325, (1980) p.1035
- 3) 福田, 渡, 堀川 : 疲労き裂伝ばにおよぼす溶接残留応力の影響, 日本機械学会論文集(A編), Vol.47, No.416, (1981) p.384
- 4) ASTM Committee : Residual Stress Effects in Fatigue, ASTM STP-776, (1982)
- 5) 豊貞, 山口 : 線状加熱による溶接構造物の疲労強度向上対策の検討, 日本造船学会論文集, Vol.176, (1994) p.465
- 6) 西谷 : 総合材料強度学講座 6 疲労強度学, オーム社, (1985)
- 7) 向井, 西村, 金 : 引張残留応力場からき裂が伝播する場合の溶接残留応力場の再分布に関する研究, 溶接学会論文集, Vol.4 No.1, (1986) p.154
- 8) 向井, 西村, 金 : 圧縮残留応力場からき裂が伝播する場合の溶接残留応力場の再分布に関する研究, 溶接学会論文集, Vol.4 No.3, (1986) p.634

第6章

発生と伝播の統一理論による疲労寿命評価法についての可能性

6.1 緒言

疲労寿命は、き裂発生寿命とき裂伝播寿命の和で与えられ、前者はS-N曲線で、後者は破壊力学的手法でこれまで推定されてきた。しかしながら、構造物の疲労寿命を推定する場合、基礎試験片および構造要素モデル試験体を用いた疲労試験で得られるS-N曲線で推定される発生寿命が、実構造物においてどれだけの大きさのき裂に対応するか未だ明確にされていない。また、この破壊力学を適用する際の初期き裂の与え方で推定される寿命は左右されるので、損傷解析では適時都合のよい初期き裂長さを採用しているのが現状である。このように、発生と伝播を理論的に結びつける手法は未だ確立されておらず、信頼性の高い疲労寿命評価を行うためには、発生と伝播を同一の理論体系で寿命評価できる手法を確立する必要がある。

破壊力学を微小き裂および結晶粒オーダ以下の微視き裂まで取り扱えるように拡張するため、微小き裂および微視き裂に関する研究^{1)~4)}がこれまで数多く行われてきた。これらの報告によると、微小き裂および微視き裂は、長いき裂の下限界条件 ΔK_{th} 以下でも発生・伝播し、見掛け上の ΔK_{th} が小さくなることが知られている。しかしながら、き裂が小さくなるとなぜ ΔK_{th} が低くなるのかその物理的意味は考察されていない。

ところで、第2章で、負荷過程にき裂先端部に引張塑性域が形成し始める時点の荷重(RPG荷重)から最大荷重までの荷重範囲に対応する応力拡大係数範囲 ΔK_{RP} と疲労き裂伝播速度の間には、長いき裂に対して極低き裂伝播速度領域も含めて両対数グラフ上で直線関係が成立することを示した。また、第4章で、長いき裂の下限界条件 ΔK_{th} は、適切でないパラメーターを採用することにより見掛け上現れる現象であることを明らかにした。さらに、長いき裂において、 ΔK_{RP} が疲労被害が蓄積される領域寸法 $\bar{\omega}$ (最大荷重時の引張塑性域寸法と最小荷重時の圧縮塑性域寸法の小さい方の塑性域寸法)を間接的に表していることを示した。

そこで、本章では、切欠底部を円弧状に仕上げたCT試験片を用いて種々の応力比での一定荷重振幅下における疲労き裂伝播試験を実施し、切欠底部から発生・伝播する微小き裂の疲労き裂伝播挙動について検討する。なお、この微小き裂は非貫通き裂となるので、この効果を考慮する必要がある。そして、これまでの微視き裂の研究成果⁴⁾を参考にし、切欠底部から発生したき裂が最初の結晶粒界に到達するまでは、せん断応力の繰り返しでき裂が成長し、き裂開口が生じないと考え、圧縮塑性域の成長は結晶粒界などのバリアで拘束されるとの仮定を導入して、初期き裂の存在を仮定することなくき裂成長曲線を近似的に推定するアルゴリズムを提案し、その有効性を確認する。

6.2 供試材および実験方法

供試材は軟鋼 (SM-41B 鋼) で、第2章で用いた鋼板と同じである。この供試材より、Fig.6-1に示すように切欠半径 1mm の円弧状の切欠を有する CT 試験片を作成し、620 °C、2hr 保持の条件で残留応力除去焼鈍 (PWHT) を行った。Fig.6-2には、供試材のミクロ組織を示す。平均結晶粒径は約 30 μm 、最大結晶粒径は約 60 μm であった。なお、疲労き裂の伝播方向は、写真の横方向である。

疲労き裂伝播試験は、2章で開発した高精度コンプライアンス試験システムを用いて、応力比 0.05、0.3 および 0.5 の一定荷重振幅下を意図して実施した。ただし、繰り返し速度は 15Hz とした。なお、この鋼板の長いき裂に対する疲労き裂伝播則 ((2.1) 式) の材料定数 C 、 m は、それぞれ $C = 4.505 \times 10^{-11}$ 、 $m = 2.692$ (SI 単位) である (Fig.2-22 参照)。

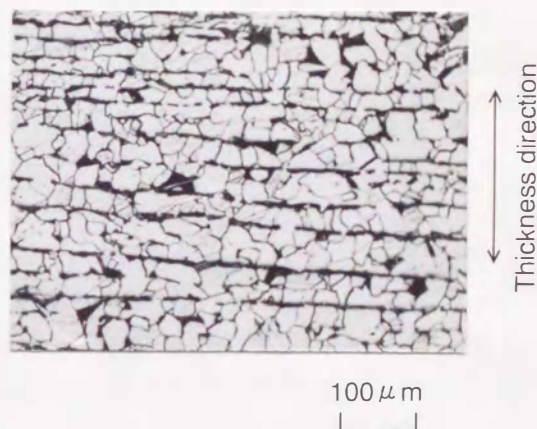
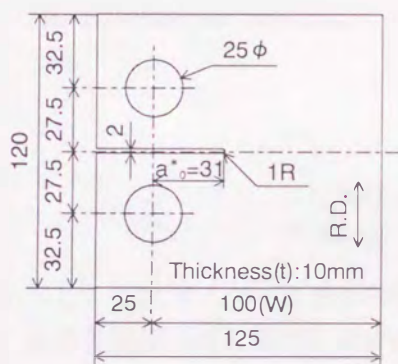


Fig. 6-1 Configuration of CT specimen used

Fig. 6-2 Microstructure of SM-41B steel used

6.3 切欠底部から発生・伝播する表面き裂のアスペクト比変化

Fig.6-1に示す試験片では、疲労き裂は切欠底の板厚中央部から多数点発生し、これらが成長する過程で合体を繰り返し、ついにはFig.6-3に示すような単一の表面き裂となり、さらに成長すると板厚貫通き裂となるものと考えられる。

ところで、川原ら⁵⁾は、平板に存在する単一の表面き裂が繰り返し荷重により伝播する場合、曲げ応力比 α ($=$ 引張応力振幅/(引張応力振幅+曲げ応力振幅)) が一定ならば、き裂深さ a とき裂の表面長さの半長 c との比、すなわちアスペクト比 (a/c) が板厚貫通時にほぼ一定になることに着目し、伝播中のアスペクト比変化に関する実験式を提案している。Fig.6-4は、彼らの提案式の模式図である。初期欠陥 (き裂深さ a_0 、き裂の表面長さの半長 c_0) が非常に浅く、形状が半円状に近い場合には、き裂の形状は図中の $f(a/t)$ に沿って直線的に変化する。ただし、 t は板厚である。この成長を彼らは均衡成長と呼んでいる。 $f(a/t)$ は α の関数であり、

$$f(a/t) = a/c = A - B \cdot (a/t) \quad (6.1)$$

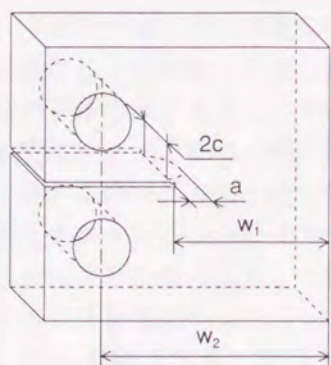


Fig. 6-3 Schematic diagram of surface crack initiated at a notch root

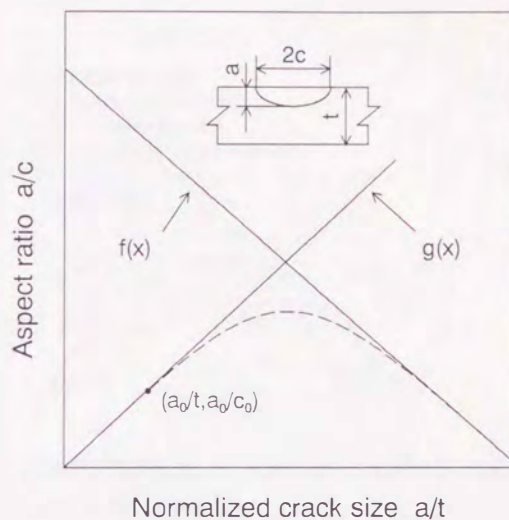


Fig. 6-4 The change of aspect ratio for surface cracks

$$\begin{aligned} \text{ここで、} \quad A &= 0.98 + 0.07\alpha \\ B &= 0.06 + 0.94\alpha \end{aligned}$$

と与えられる。ここで、この直線の勾配は平板に作用する曲げ応力比が大きいほど大きくなる。

一方、初期欠陥が非常に扁平な場合には、点 $(a_0/t, a_0/c_0)$ と原点を通る直線 $g(a/t)$ と (6.1) 式の $f(a/t)$ の2つの直線を漸近線とする

$$\frac{1}{(a/c)^n} = \frac{1}{\{f(a/t)\}^n} + \frac{1}{\{g(a/t)\}^n} \quad (6.2)$$

ただし、 $n = 1 + m/2$ (m : Paris則の指数)

に沿って変化する。この成長を彼らは非均衡成長と呼んでいる。(6.2)式は、厳密には初期欠陥の点 $(a_0/t, a_0/c_0)$ を通らないので以下のように修正する必要がある⁶⁾。

$$c = a \left\{ \left(\frac{1}{A - B \cdot (a/t)} \right)^n + \left(\frac{\beta t}{a} \right)^n \right\}^{1/n} \quad (6.3)$$

$$\text{ただし、} \quad \beta = \frac{a_0}{t} \left\{ \left(\frac{c_0}{a_0} \right)^n - \left(\frac{1}{A - B \cdot (a_0/t)} \right)^n \right\}^{1/n}$$

疲労き裂は、構造的応力集中部および切欠底部から多数点で発生し、合体を繰り返しながらついには単一の表面き裂となるが、その過程ではお互い干渉しながら成長する。Fig.6-5には、大きさの異なる2つの表面き裂が同一平面内にある場合の疲労によるき裂成長過程を模式的に示す。き裂が表面で合体する③までの過程における K 値は、近接する他のき裂の干渉効果により単独で存在する同じ大きさの表面き裂の K 値より大きくなる。一方、合体後単一の半楕円き裂となる⑤までの過程における K 値は、合体後の全き裂表面長さの半分を長軸、最も深いき裂の深さを短軸とする半楕円き裂の K 値より小さくなる。この場合、合体直後のき裂深さの浅い個所は K 値が他の部分より卓越して大きくなるために、この個所のき裂成長は速くなり、き裂前縁線が滑らかな半

楕円形状に変化する。豊貞ら^{7), 8)}は、切欠底部から発生した直後の複数の表面き裂のアスペクト比変化を実験的に調査した結果、複数の表面き裂の内最も深い表面き裂に着目し、最深部の K 値が複数の表面き裂の干渉効果を考慮したその表面き裂の最深部の K 値と同じでかつ同じき裂深さを有する単一の表面き裂で複数の表面き裂を代表させることにより、そのアスペクト比がき裂深さに対して線形的に減少することを明らかにしている。

そこで、以上の観点から、飯田ら⁹⁾が解析した日本溶接協会6AFC小委員会¹⁰⁾で行われた大きさの異なる2つの半楕円切欠を有する平板に繰り返し曲げ

荷重を与えた試験結果を再解析した。ここで、曲げ荷重下のデータを取り上げたのは、Fig.6-1に示す試験片の切欠底部では応力勾配が急であるためである。Fig.6-6には、6B4Q試験片のアスペクト比変化を示す。まず合体後かなり成長した最終段階の結果より、川原らの結果を使用して均衡成長の直線を定め、実験で行われた曲げ応力比を求めた。その結果、曲げ応力比を0.98として均衡成長曲線を点線のように定めると、(6.3)式より一点鎖線で示すような非均衡成長曲線が得られ、Fig.6-5の⑤以後のアスペクト比変化が妥当に評価できる。なお、曲げ荷重を与えているにもかかわらず曲げ応力比を1としなかった理由は、曲げ荷重を4点曲げにより与えており、摩擦により引張応力も少し作用するものと判断したためである。また、Fig.6-5の⑤以前の表面き裂のアスペクト比変化については、上述の豊貞ら^{7), 8)}の結果を参考に、図に示すように深い方の初期き裂とFig.6-5の⑤に相当する表面き裂のデータ結ぶ直線に沿って形状変化する単一の表面き裂問題として取り扱うことにする。

表面き裂の K 値は、Newmanら¹¹⁾の式により求め、Paris則によりき裂成長曲線を評価した。その結果を、Fig.6-7に示す。図中には、実験結果ならびに飯田らの方法により評価したき裂成長曲線についても同時に示す。ただし、飯田らの方法では、Fig.6-5の③までの過程では干渉効果を見せず、それぞれのき裂が単独で成長するとして長寿命側の評価を与え、Fig.6-5の③から⑤の区間の寿命を見せず、Fig.6-5の⑤から後の過程では合体後の全き裂表面長さの半分を長軸、最も深いき裂の深さを短軸とする半楕円き裂と仮想してき裂の成長を評価した。さらに、上記のき裂のアスペクト比変化を仮想的に与えた場合との差を直接比較できるように、単一表面き裂材の疲労き裂伝播試験結果をもとに、Koboyashiが求めた K 値¹²⁾を半実験的に修正した K 値を使用せずに、Newmanらによる K 値を用いて解析し直した結果を図中に示す。図より明らかなように、Fig.6-6の実線のように深い方の表面き裂に着目し、干渉効果を考慮した単一の表面き裂で複数の表面き裂を代表させ、仮想的なアスペクト比変化をき裂深さに対して直線的に与える手法で、合体前のき裂の成長をほぼ妥当に評価できるものと考えられる。合体後の寿命については実験結果とかなり異なっているが、これは、寿命評価にParis則を用いたのでき裂開閉挙動を見せなかったのが原因であるものと考えられる。

切欠底に存在する表面き裂の K 値は、切欠による応力集中のため平板中に同じ大きさの表面き裂が存在する場合の K 値より大きくなるが、その程度は切欠底に近いき裂前縁ほど大きくなる¹³⁾。したがって、切欠底における表面き裂の均衡成長は、平板中における表面き裂より扁平な形とな

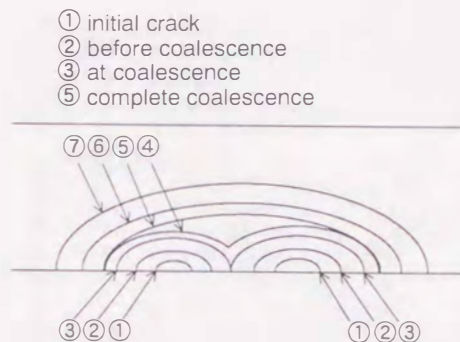


Fig. 6-5 Configuration of Center notched specimen used

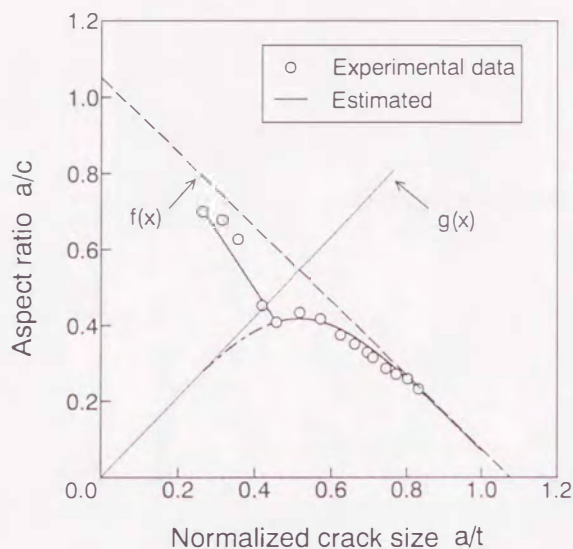


Fig. 6-6 The change of aspect ratio for 6B4Q specimen

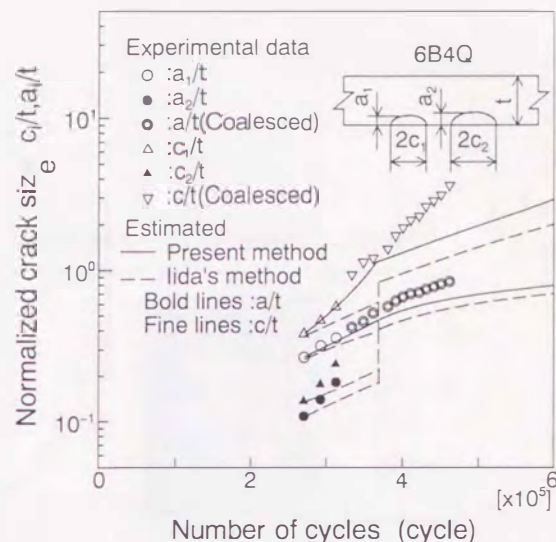


Fig. 6-7 Crack growth curve for 6B4Q specimen

るものと考えられる。豊貞ら⁷⁾は、応力比0.05の一定荷重振幅下で切欠底から発生・伝播する複数の表面き裂に対して、それらの干渉効果を考慮した単一の表面き裂に代表させることにより、この単一の表面き裂のアスペクト比変化は

$$a/c = 1 - \frac{a - r_0}{2\{r_0 - \sigma_y(r_0)/\frac{d\sigma_y(x)}{dx}|_{x=r_0}\}} \quad (6.4)$$

ただし、 $\sigma_y(x)$: 荷重振幅に対応したき裂想定線上の垂直方向応力分布
(Fig.6-1のCT試験片の場合 Fig.3-4参照)

r_0 : 1結晶粒径

で与えられることを明らかにしている。ただし、き裂の核となる微視き裂の深さを1結晶粒程度の大きさとし、そのアスペクト比を川原らの結果より $a/c = 1$ と仮定している。

Fig.6-8には、(6.4)式より与えられる Fig.6-1に示すCT試験片 ($r_0=30\mu\text{m}$: 平均結晶粒径) のアスペクト比変化を示す。ここで、 a_1 は板厚貫通き裂となる時点のき裂長さ(き裂深さ)を表している。同図には、Fig.6-1に示す試験片を用いて応力比0.05の一定荷重振幅下における疲労き裂伝播試験を実施し、ピーチマークを導入してき裂伝播形状を測定した結果も示す。図より分かるように、表面き裂に対するデータは1点しか計測されなかったものの、応力比0.05の場合にはCT試験片の切欠底に存在する表面き裂の均衡成長曲線は(6.4)式で予測できるものと考えられる。

ところで、表面き裂のアスペクト比変化は応力比の影響を受け、応力比が大きくなるほどより円形に近い形で変化するものと考えられる。そのため、アスペクト比変化におよぼす応力比の影響を考慮する必要がある。これまでの計測結果によると、切欠の応力集中係数が大きい場合 (Fig.4-5参照) には、RPG荷重はき裂発生直後き裂の成長とともに大きくなり、あるき裂長さで最大値を示した後徐々に小さくなる傾向を示した。一方、応力集中係数が比較的小さい場合 (Fig.5-5のN試験片の結果参照) には、RPG荷重はき裂発生直後き裂の成長とともに小さくなり、極小値を示した後き裂の成長とともに大きくなり、あるき裂長さで極大値を示した後徐々に小さくなる傾向

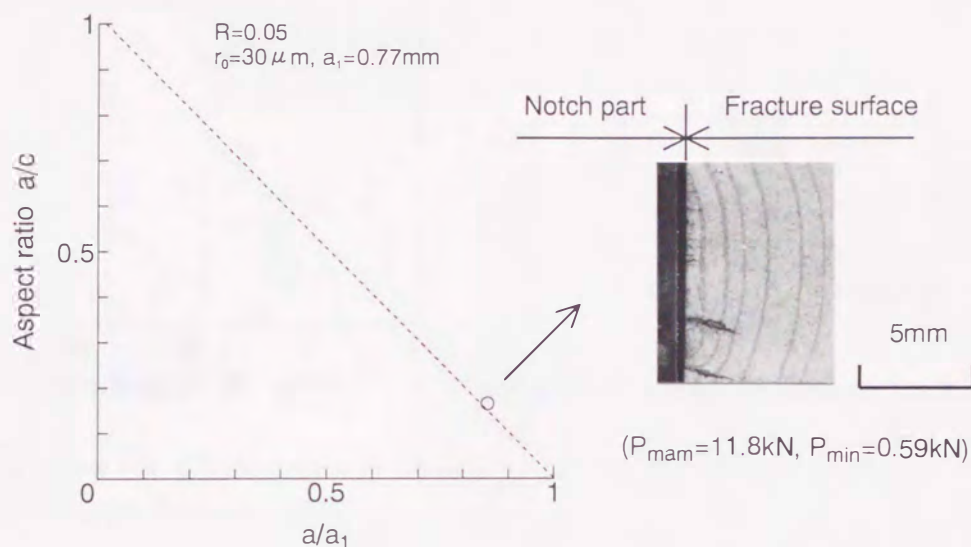


Fig. 6-8 The change of aspect ratio of surface crack emanated from various notch roots

を示した。疲労き裂伝播速度と ΔK_{RP} の関係ならびに安定成長領域である stage II における疲労き裂伝播速度と ΔK の関係が両対数グラフ上で線形関係が成立することから、RPG 荷重が最大値あるいは極大値を示す時点(a_2)は、き裂閉口域が十分に発達した一様な板厚貫通き裂となる時点であるものと考えられる。したがって、板厚貫通き裂となりき裂閉口域が十分に発達するまでに要するき裂長 $\Delta a (= a_2 - a_1)$ は応力比に依存しないものと仮定して、応力比 0.05 の Δa と各応力比の a_2 よりそれぞれ a_1 を決定し、Fig.6-8と同様、各応力比における表面き裂のアスペクト比変化は均衡成長するものと仮定する。

6.4 切欠底部から発生する表面き裂の応力拡大係数

6.3節で示したように、切欠底部から発生する疲労き裂は、初めから板厚貫通き裂として発生するのではなく、半楕円状の表面き裂として発生する。しかしながら、このような切欠底に存在する表面き裂の K 値については未だ報告されていない。

そこで、まずき裂先端部に応力および変位の特異性を有する特異要素を配置し、境界積分方程式の数値積分を適応的自動積分法により解くことにより精度向上をはかり、経路積分による J 積分値より K 値を換算するという手法を採用した宮崎ら¹⁴⁾が開発した境界要素法解析プログラムを用いて、Fig.6-1に示すCT試験片の切欠底に微小な板厚貫通き裂が存在する場合の K 値(K_1)を解析した。その結果をFig.6-9に示す。図中には、Srawley¹⁵⁾によるCT試験片の K 値についても同時に示す。図より明らかなように、切欠底にき裂が存在しない場合の K 値は0であるが、微小き裂が入るときき裂の成長とともに急激に上昇し、その後、切欠を含めた長さをき裂長とした場合のSrawleyによる K 値に漸近し、ついには一致する。

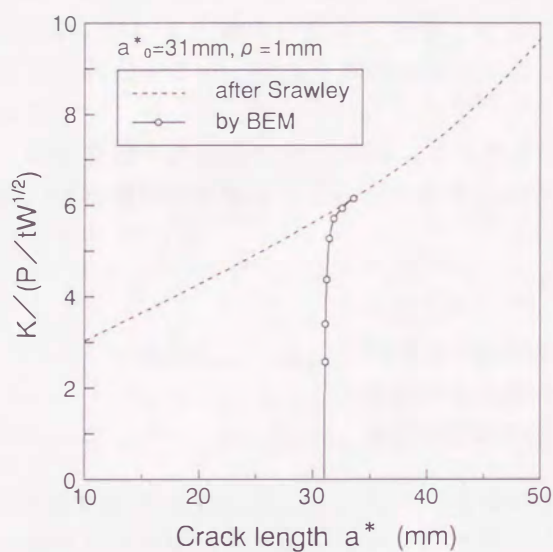


Fig. 6-9 K value for CT specimen with a notch ($a_0^*=31\text{mm}$, $\rho=1\text{mm}$)

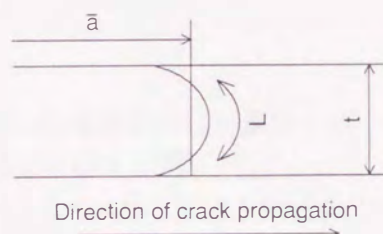


Fig. 6-10 Parabolic through-thickness crack

切欠底に存在する半楕円表面き裂の最深部の K 値は、すみ肉溶接止端部に存在するき裂に対して Maddox が与えた近似と同様の考え方¹⁶⁾を採用し、以下のように近似できるものと仮定する。

$$K = K_1 \cdot K_2 / K_3 \quad (6.5)$$

ただし、 K_1 : 切欠底にき裂長さ a の板厚貫通き裂が存在する場合の K 値 (Fig. 6-9に示す K 値)

K_2 : き裂の表面長さ $2c$ 、き裂深さ a の半楕円表面き裂が存在する平板 (板厚 W_1) に一様引張応力 σ_M が作用する場合の K 値

K_3 : 長さ a の板厚貫通き裂を有する端部き裂が存在する平板 (板厚 W_1) に一様引張応力 σ_M が作用する場合の K 値

ここで、 K_2 は Newman ら¹¹⁾の式より以下のように与えられる。

$$K_2 = \sigma_M \sqrt{\pi a / Q} \cdot F \quad (6.6)$$

$$\text{ただし、 } Q = 1 + 1.464(a/c)^{1.65}$$

$$F = M_1 + M_2(a/W_1)^2 + M_3(a/W_1)^4$$

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

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

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

また、 K_3 は以下のように与えられる¹⁷⁾。

$$K_3 = \sigma_M \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{2W_1}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2W_1}} \cdot \frac{0.752 + 2.02(a/W_1) + 0.37\{1 - \sin(\pi a/2W_1)\}^3}{\cos(\pi a/2W_1)} \quad (6.7)$$

なお、Fig.6-7の6AFC小委員会データの解析では、試験片幅の影響も考慮して解析しているが、(6.6)式では(この場合は板厚の影響となる)この影響は無視した。その理由は、 K_3 に板厚の影響が含まれないこと、表面き裂の表面長さ $2c$ が板厚より大きくなると(6.6)式は成立しないことによる。

表面き裂の表面長さ $2c$ が板厚よりも大きくなった場合、Fig.6-10に示すような板厚中央部のき裂が板表面部のき裂より長いパラボラ状のき裂となる。この場合、板厚中心部の K 値はNeale¹⁸⁾によると

$$K = \frac{t}{L} K_1 \quad (6.8)$$

ただし、 K_1 : パラボラ状のき裂の面積に等しい板厚方向に一樣な
き裂がある場合の K 値 (Fig.6-9に示す K 値)
 L : き裂前縁線の長さ

で近似的に与えられる。ところで、I型梁のフェイスに存在する表面き裂がウェブに伝播した初期の場合などでは、あたかもウェブの板厚がフェイスの幅に等しいものとして物体中を表面き裂が伝播する。そこで、ここではFig.6-8にしたがうき裂形状を仮定し、半楕円き裂の弧長の一部として L を与えることにする。すなわち、き裂形状変化をFig.6-8のように仮定しているから

$$a/c = \frac{a_1 - a}{a_1 - r_0} \quad (6.9)$$

ただし、 r_0 : 初期半円き裂の半径 (結晶粒径)

によりアスペクト比は変化する。また、き裂の面積 S は

$$\begin{aligned} S &= \frac{2a}{c} \int_0^{t/2} \sqrt{c^2 - x^2} dx \\ &= \frac{at}{4c} \sqrt{4c^2 - t^2} + ac \sin^{-1} \frac{t}{2c} \end{aligned} \quad (6.10)$$

となる。ここで、一樣な板厚貫通き裂として伝播する場合のき裂長さを $\bar{a}$ とすると(6.9)式を用い、一樣な板厚貫通き裂の場合の面積と等値することにより

$$\bar{a}t = \frac{t}{4(a_1 - r_0)} \sqrt{4(a_1 - r_0)^2 a^2 - (a_1 - a)^2 t^2} + \frac{a_1 - r_0}{a_1 - a} a^2 \sin^{-1} \frac{(a_1 - a)t}{2(a_1 - r_0)a} \quad (6.11)$$

となる。この場合、き裂前縁の長さ L は

$$\begin{aligned} L &= 2 \int_0^\phi \sqrt{c^2 - (c^2 - a^2) \sin^2 \theta} d\theta \\ &= \frac{2a}{a_1 - a} \int_0^\phi \sqrt{(a_1 - r_0)^2 - \{-a^2 + 2a_1 a - (2a_1 - r_0)r_0\} \sin^2 \theta} d\theta \end{aligned} \quad (6.12)$$

$$\text{ただし、} \phi = \sin^{-1} \frac{t}{2c} = \sin^{-1} \frac{(a_1 - a)t}{2(a_1 - r_0)a}$$

となる。

なお、 a_1 より大きなき裂に対しては、板厚方向に一樣な貫通き裂としての取り扱いができるので $K=K_1$ となる。

6.5 微小き裂の疲労き裂伝播挙動

これまで長いき裂に対して、き裂長さは、あらかじめビーチマーク法により表裏面、 $1/4t$ 、 $1/2t$ 、 $3/4t$ の5個所の位置のき裂長さの平均値とコンプライアンスの関係を求め、疲労き裂伝播試験中に計測されるコンプライアンスよりこの関係を用いて換算することにより決定してきた。しかしながら、6.3節および6.4節で示したように、切欠底部の多数点からき裂が発生し、それらが合体して1つの表面き裂となり、ついには板厚貫通き裂となる過程では、最深部(板厚中央部)のき裂長(き裂深さ)に着目する必要がある。したがって、本節以降のき裂長さとしては、板厚中央部のき裂長さとコンプライアンスの関係を較正曲線として、コンプライアンスから板厚中央部のき裂長さを求めて議論することにする。なお、板厚貫通き裂となり、十分き裂が長くなると板厚中央部のき裂長さと平均き裂長さの差はほとんどなくなり、 K 値および疲労き裂伝播速度には影響を与えないので、長いき裂の疲労き裂伝播則についてはFig.2-22に示す結果をそのまま採用した。

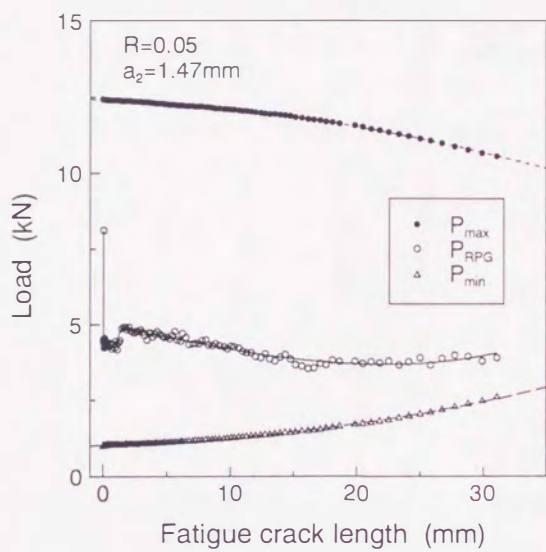
Fig.6-11には、応力比0.05、0.3および0.5の一定荷重振幅下における疲労き裂伝播試験で計測されたRPG荷重とき裂長さの関係を示す。図中には、計測された最大荷重および最小荷重の結果についても同時に示す。図より分かるように、RPG荷重は切欠底部からき裂が発生した直後はき裂の成長とともに減少し極小値を示した後大きくなり、あるき裂長さ a_2 で極大値を示し、その後徐々に減少する傾向が認められる。また、このき裂開口域が十分に発達した板厚貫通き裂となる時点(a_2)は、応力比が大きくなるほど大きくなる。なお、応力比が0.05の場合、最終段階でRPG荷重が上昇しているが、これはき裂の成長とともに疲労試験機の油圧源の容量が小さいために最大荷重が低下し、最小荷重が上昇していることが原因であるものと理解できる。

Fig.6-8に示すアスペクト比変化を仮定し、6.4節で示した微小き裂領域の K 値を求めた。Fig.6-12には、応力比0.05の条件下における結果を示す。なお、応力比0.3および0.5の条件下における微小き裂領域の K 値を求めた結果についても同様であった。

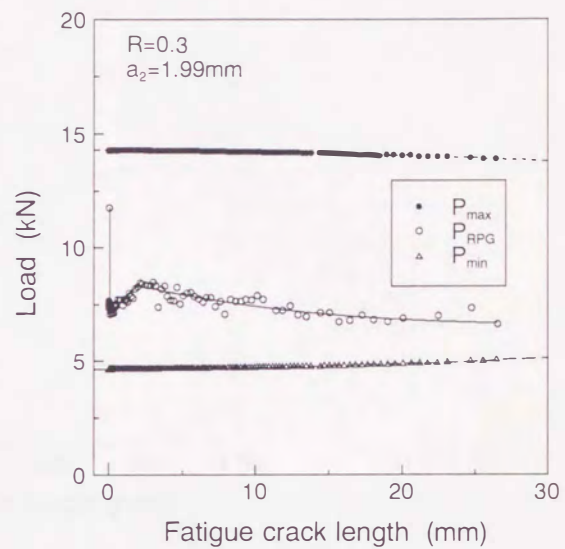
これらの K 値を用いて、疲労き裂伝播速度と ΔK の関係を整理した結果をFig.6-13に示す。なお、図中の実線は安定成長領域であるstage IIにおけるParis則を示す。図より明らかなように、微小き裂領域の疲労き裂伝播速度は、長いき裂のParis則から得られるそれより速くなり、これまでの研究結果^{2), 3)}と同様の傾向にあった。

次に、疲労き裂伝播速度と ΔK_{RP} の関係を調査した。その結果をFig.6-14に示す。図中の白抜き印で示したデータはき裂長さが a_1 以下の微小き裂領域のデータで、括弧内の数字は計測した中で最も小さいき裂長さの値を示す。また、図中の実線は、長いき裂に対して得られた結果を示す。図より明らかなように、微小き裂領域における da/dN と ΔK_{RP} の関係は長いき裂に対するそれにほぼ一致すると結論づけることができる。ただし、応力比0.3および0.5の微小き裂領域における表面き裂のき裂形状変化ならびに切欠底に表面き裂が存在する場合の K 値については今後さらに詳細に検討する必要がある。

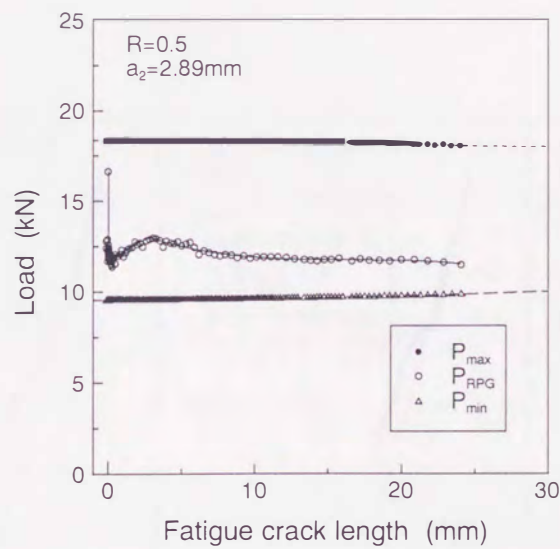
そこで、き裂発生寿命は無視し、最初から平均結晶粒径($30\mu\text{m}$)を半径とする半円の表面き裂が切欠底に存在したと仮定して、計測された最大荷重およびRPG荷重(Fig.6-11)と長いき裂の da/dN と ΔK_{RP} の関係をj用いてき裂成長曲線を推定した。その結果を、実験結果とともにFig.6-15に示す。図より分かるように、 $30\mu\text{m}$ という微小なき裂から伝播寿命を推定したにもかかわらず、実験結果よりもかなり短寿命側に推定されている。すなわち、き裂が1結晶粒程度の大きさになるのに要するき裂発生寿命が全寿命に占める割合はかなり大きいものと推察される。



a) $R=0.05$



b) $R=0.3$



c) $R=0.5$

Fig. 6-11 Measured RPG load plotted against measured crack length for constant amplitude loading test

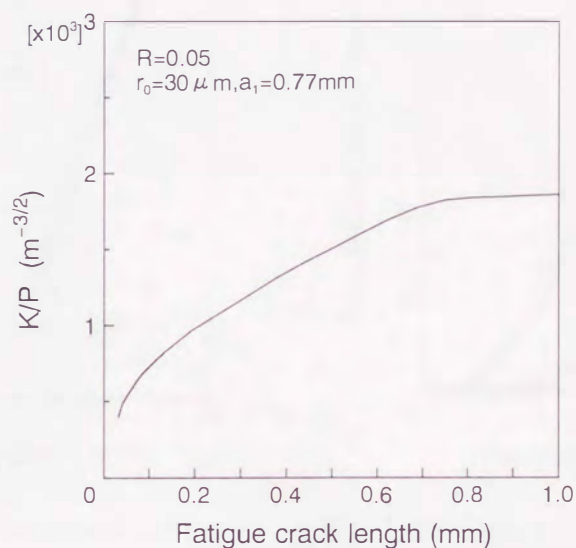


Fig. 6-12 K value for short crack emanated from a notch ($R=0.05$)

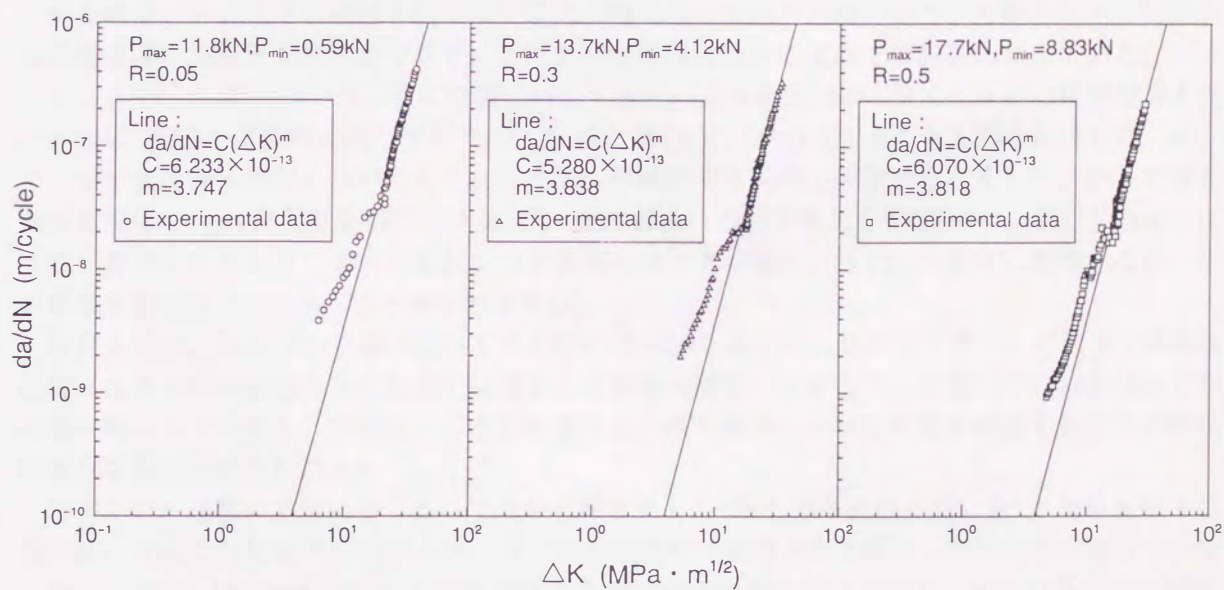


Fig. 6-13 Relationship between crack propagation rate and stress intensity factor range for short crack

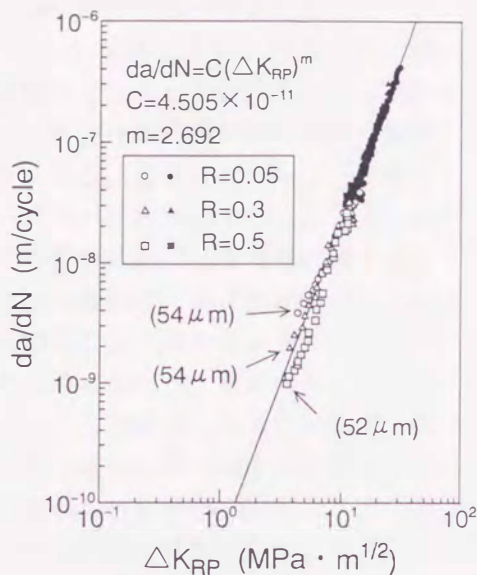


Fig. 6-14 Relationship between crack propagation rate and effective stress intensity factor range based upon RPG load for short crack

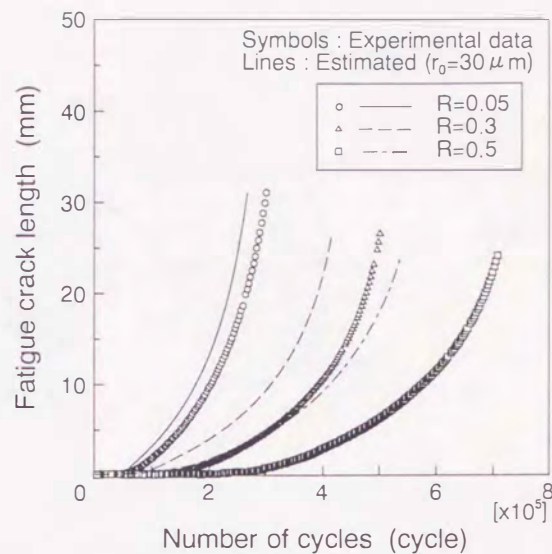


Fig. 6-15 Comparison between experimental crack growth curves and estimated ones without initiation life

6.6 微視き裂の成長曲線推定法の検討

結晶粒径オーダ以下の微視き裂では、応力の特異性が保証されないので、 K 値をもとに疲労き裂伝播速度を議論することができず、これまで塑性域寸法との関係で検討されてきている。

ところで、4.4節において、長いき裂に対して ΔK_{RP} はき裂前方の1サイクル中に疲労被害を受ける領域寸法 $\bar{w}$ を間接的に表しており、(4.4)および(4.5)式が成立することを明らかにした。そこで、まず微視き裂領域においてもこれらの関係が成立するものと仮定する。そして、以下では有効荷重振幅 ΔP_{RP} (最大荷重-RPG荷重)が一定の場合について考える(実際には、後述するようにき裂が最初の結晶粒界に達する直前からき裂開口モードが現れ、 ΔP_{RP} が急激に増加するが、この微視き裂領域では ΔP_{RP} は一定と仮定する)。

疲労き裂は、最初すべり線に沿ってせん断応力の繰り返しにより発生するが、き裂が1結晶粒程度になると疲労被害を受ける場所はほとんどき裂先端部にかぎられ、き裂が応力およびひずみの集中源として作用し、塑性変形がき裂先端付近に繰り返されながらき裂が伝播することが微視的観察結果から明らかにされている²⁰⁾。

すべりは、任意の方向に生じるのではなく調密原子面(最も原子密度が高い面)上を最も原子密度が高い方向に生じる²¹⁾。すなわち、すべりは結晶粒の結晶方位と関係した特定の方向にしか生じない。Fig.6-16に示すように、切欠底部から発生するき裂を考えた場合、転位は最大せん断応力方向とほぼ一致するすべり線上を移動する。結晶粒内では、すべりは直線的に生じるが、隣り合う結晶では結晶方位が異なるため、図に示すように隣り合う結晶のすべり線方向はある角度 θ 異なることになる。そして、結晶粒界などのあるバリア(B)まで転位は増殖・移動する。なお、このBまでの範囲が疲労被害を受ける領域(最大荷重時の引張塑性域寸法と最小荷重時の圧縮塑性域寸法の小さい方、通常は最小荷重時の圧縮塑性域寸法)に相当する。

刃状転位密度分布を考えた BCSS モデル²²⁾から分かるように、増殖された転位の移動によりすべり線に沿ってき裂が入ると、き裂先端近傍の転位密度は極端に大きくなる。しかしながら、刃状転位のバーガスベクトルはすべり線に平行なため、き裂が最初の結晶粒界に達する直前まではき裂前方の高密度部分の刃状転位によるき裂開口成分はほとんど生じないものと考えられる。そのため、き裂自身による応力再配分は生じないので、き裂が最初の結晶粒界に達する直前までは、転位はバリア B を飛び越えることができず、同じ位置に留まるものと考えられる。また、き裂が最初の結晶粒界に達する直前からは、次の結晶内で高密度となる刃状転位のバーガスベクトル (b_2) の方向が最初の結晶粒のバーガスベクトル (b_1) のそれと異なるため、き裂開口モードが生じ、それによりき裂先端部が応力集中源の役割を演じるようになり、転位はバリア B を越えて塑性域が成長するものと考えられる。このように考えると、上記の西谷らの観察結果は定性的に説明できる。

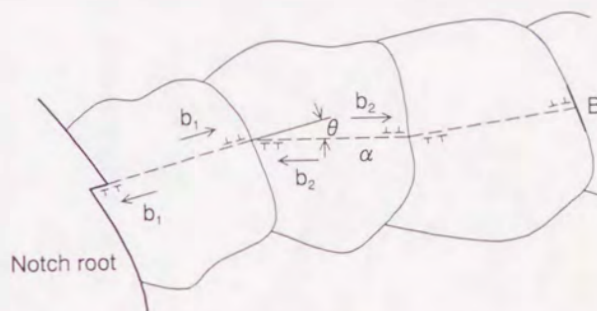


Fig. 6-16 Modification of slip direction at grain boundary

したがって、き裂がない状態でどの位置のバリアで転位がくぎづけにされているかは未知であるが、以上の考察より、 ΔP_{RP} が一定の場合にはき裂が最初の結晶粒界に達するまでは圧縮塑性域先端は切欠前方のある位置に留まっているものと仮定することができる。

表面き裂が、最初の結晶粒界に達した場合 ($a=r_0$, r_0 : 結晶粒径) の最深部の応力拡大係数範囲を ΔK_s とすると、この場合の疲労被害を受ける領域寸法 $\tilde{\omega}_s$ は、(4.4) 式より

$$\tilde{\omega}_s = \frac{\pi}{8} \eta (\tilde{U} \frac{\Delta K_s}{2\sigma_Y})^2 \quad (6.13)$$

ただし、 $\tilde{U}$: 塑性荷重比

となる。したがって、き裂が最初の結晶粒界に達するまで塑性域先端位置は $(r_0 + \tilde{\omega}_s)$ に留まることになるから、この区間における $\tilde{\omega}$ は

$$\tilde{\omega} = r_0 + \tilde{\omega}_s - a \quad (6.14)$$

となる。ここで、この $\tilde{\omega}$ で等価な ΔK_{RP} を定義すると、(4.4) 式より

$$(\Delta K_{RP})_{eq} = 2\sigma_Y \sqrt{\frac{8}{\pi\eta} (r_0 + \tilde{\omega}_s - a)} \quad (6.15)$$

と与えられ、Fig.6-14に示す疲労き裂伝播則を用いることによりこの区間の寿命を推定することができる。なお、この区間では、き裂の成長とともに $\tilde{\omega}$ (あるいは $(\Delta K_{RP})_{eq}$) が小さくなるので、疲労き裂伝播速度はき裂の成長とともに遅くなる (Fig.1-1の①参照)。

Fig.6-17には、Fig.6-8に示す表面き裂形状変化を仮定して、上記の手法によりき裂長さ0の状態から伝播するき裂成長曲線を種々の結晶粒径 (r_0) を有するものとして、推定した結果を実験結

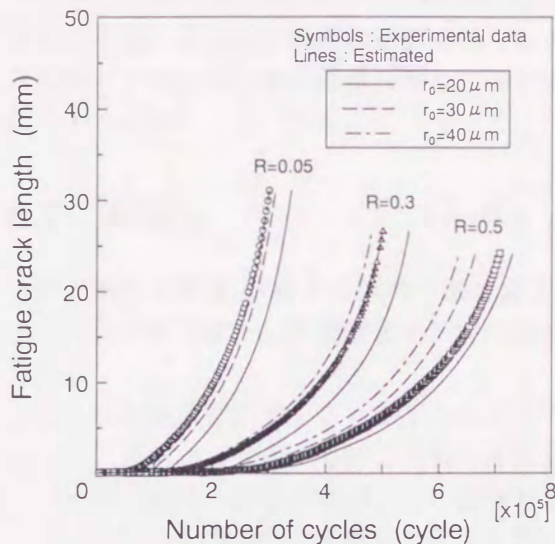


Fig. 6-17 Comparison between experimental crack growth curves and estimated ones for various grain sizes

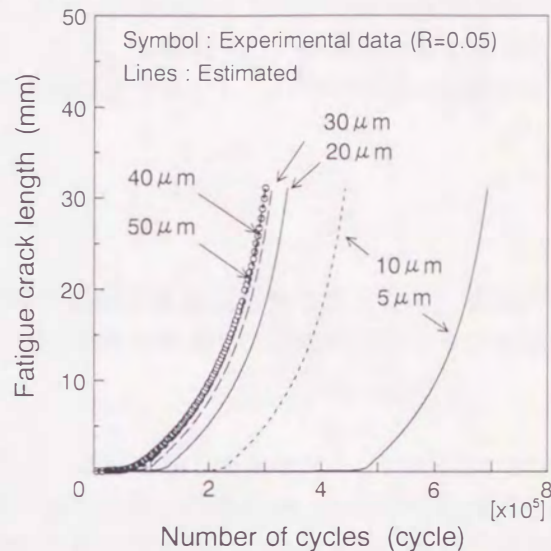


Fig. 6-18 Estimated crack growth curves for steels with various maximum grain sizes ($R=0.05$)

果とともに示す。最初の結晶粒界にき裂が達するまでは、切欠底の応力 (Fig.3-4参照) から定まる次式のRPG荷重

$$P_{RPG} = \frac{2\sigma_Y}{\sigma_y(0)} + P_{min} \quad (6.16)$$

ただし、 $\sigma_y(0)$: 単位外荷重あたりの切欠底のき裂想定線垂直方向応力

を保ち、不連続的にき裂が開いてRPG荷重が低下すると仮定し、その後のRPG荷重はFig.6-11に示す計測結果を用いた。なお、最初の結晶粒界の直前からRPG荷重が低下すると仮定しても寿命予測結果にはほとんど影響を与えないことが確認された。図より明らかなように、 r_0 を $20\mu\text{m}$ ~ $40\mu\text{m}$ とすれば実験結果とよい一致が認められる。この r_0 は、応力集中部から多数点発生したき裂の内最も深いき裂がその後のき裂の核となることから、最大結晶粒径 ($60\mu\text{m}$) より小さい値をとることを考慮すると妥当な値であるものと考えられる。

以上のように、 $\bar{U}$ (あるいは P_{RPG}) が求められていれば、S-N曲線より初期き裂の存在を仮定しなくても、き裂発生もき裂の成長過程と考え、き裂の発生から伝播まで同一の理論体系で疲労寿命を推定できる可能性があることを示した。ただし、板厚貫通き裂に対する P_{RPG} は第3章で示したき裂開閉モデルで解析可能であるが、机上で疲労寿命を推定するには今後、表面き裂に対する P_{RPG} を推定する手法を確立する必要がある。

なお、Fig.6-17の計算結果をみると結晶粒径 r_0 が細くなるほど疲労寿命が長くなる傾向にある。これは、従来の研究結果と定性的に一致している。そこで、Fig.6-18には、応力比0.05を意図した試験片に対して結晶粒径の影響のみを調べるためにさらに細かい結晶粒径について疲労き裂成長曲線 (き裂発生寿命を含む) を推定した結果を示す。図より明らかなように、結晶粒径が $10\mu\text{m}$ 程度以下では結晶粒径を細かくするほど寿命改善効果が著しく現れるが、 $20\mu\text{m}$ 以上ではあまり疲労寿命の改善効果は現れないものと推察される。

ところで、き裂発生寿命に対してはこのように結晶粒径が細かいほど疲労寿命の改善効果が現れるが、き裂伝播寿命に対しては結晶粒径が粗いほど ΔK_{th} 値が大きくなることから疲労寿命の改善効果が現れることが近年の研究で明らかとなっている¹⁾。したがって、疲労寿命をできるだけ長寿命とするには、表面近傍の極めて薄い領域だけ結晶粒径を細かくし、その内部の結晶粒径を粗くすればよいことになる。

6.7 結言

切欠底部から発生・伝播する疲労き裂成長曲線を初期き裂の存在を仮定することなく、き裂の発生から伝播まで統一した理論体系下で予測するアルゴリズムを提案し、その有効性について検討した。

得られた結果を要約すると以下のとおりである。

- (1) 切欠底部から発生する疲労き裂は多数点で発生し、合体を繰り返しながら、ついには1つの半楕円表面き裂となるが、この過程では、多数の表面き裂の内最も深いき裂のき裂深さを有し、かつ干渉効果を考慮した表面き裂の最深部の K 値となる単一の表面き裂に複数の表面き裂を代表させ、アスペクト比変化がき裂深さに対して線形的に減少するとして仮想的に取り扱うことにより、その寿命を推定することができる。
- (2) 1結晶粒程度以上の微小き裂に対する疲労き裂伝播速度と ΔK_{RP} の関係は、長いき裂のそれにはほぼ一致する。
- (3) 有効荷重範囲が一定の場合、き裂が最初の結晶粒界に達するまでは疲労被害を受ける塑性域先端位置は一定に保たれると仮定し、第4章で示した疲労被害を受ける領域寸法 $\bar{w}$ と ΔK_{RP} の関係より等価な ΔK_{RP} を与え、長いき裂における疲労き裂伝播速度と ΔK_{RP} の関係を用いて、初期き裂の存在を仮定することなくき裂長さ0状態からき裂成長曲線を推定できる。
- (4) 上記アルゴリズムによると、結晶粒径が小さいほど疲労寿命は長くなる。特に結晶粒径を $10\mu\text{m}$ 以下にすると大幅な寿命改善効果が現れる。

参考文献

- 1) K. J. Miller : Metal Fatigue—Past, Current and Future, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Vol.205, (1991) p.1, and "Keynote Lecture" at International Symposium "Fatigue Design '92", Finlandia Hall, Helsinki, Finland, May 19-22, (1992)
- 2) D. Taylor and J. F. Knott : Fatigue and Propagation Behaviour of Short Cracks — The Effect of Microstructure —, Fatigue Fract. Engg. Mater. Struct., Vol.4, No.2, (1981) p.147
- 3) 城野, 宋, 伊藤 : 微小予き裂材の疲労き裂進展とき裂開閉口挙動 (高張力鋼 HT-80 の場合), 日本機械学会論文集 (A 編), Vol.51, No.471, (1985) p.2554
- 4) A. Navarro and E. R. de los Rios : A Model for Short Fatigue Crack Propagation with an Interpretation of the Short-long Crack Transition, Fatigue Fract. Engg. Mater. Struct., (1987) p.169
- 5) 川原, 栗原 : 表面き裂の疲労による伝播成長過程における予備的考察, 日本造船学会論文集, Vol.137, (1975) p.297

- 6) M. Toyosada, M. Tateishi and M. Kitazono : Fatigue Crack Propagation from an Initial Defect, Hitachi Zosen Technical Rev., Vol.39, No.2, (1978) p.48
- 7) 豊貞, 山口, 武田, 竹下 : 切欠底に生じる疲労表面き裂のアスペクト比変化についての実験的検討, 西部造船会会報, No.91, (1996) p.169
- 8) 豊貞, 山口, 武田, 渡辺 : 回し溶接止端部から発生・伝播する微視・微小表面き裂のアスペクト比変化に関する研究, 西部造船会第95回例会論文概要, (1997) p.147
- 9) 飯田, 安藤, 平田 : 複数表面欠陥からの疲労亀裂伝播寿命評価(第一報) - 直列配置複数亀裂問題 -, 日本造船学会論文集, Vol.148, (1980) p.284
- 10) 日本溶接協会原子力研究委員会 6AFC 小委員会 : 原子力圧力容器及び配管の疲労強度評価に関する試験研究, JWES-AE-7707, (1977)
- 11) J. C. Newman Jr. and I. S. Raju : Analysis of Surface Cracks in Finite Plates under Tension or Bending Loads, NASA Technical Paper, No.1578, (1979)
- 12) A. S. Kobayashi : Crack Opening Displacement in a Surface Flawed Plate Subjected to Tension or Plate Bending, Proc. of the 2nd Int. Conf. on Mech. Behaviour of Materials, Boston, (1976) p.1073
- 13) 岡本, 豊貞 : ブラケット端部からの疲労き裂発生伝播挙動について - LPG キャリアタンクコーナー部材の疲労強度 -, 関西造船協会誌, Vol.175, (1979) p.31
- 14) 宮崎, 池田, 祖田, 宗像 : 境界要素法による界面き裂の応力拡大係数解析 (第2報 経路積分法の適用), 日本機械学会論文集(A編), Vol.57, No.544, (1991) p.2903
- 15) J. E. Srawley : Wide Range Stress Intensity Factor Expressions for ASTM E399 Standard Fracture Toughness Specimens, Int. J. Frac. Mech., Vol.12, (1976) p.475
- 16) S. J. Maddox : An Analysis of Fatigue Cracks in Fillet Welded Joint, The Welding Institute E/49/72
- 17) H. Tada, P. C. Paris and G. Irwin : The Stress Analysis of Cracks Handbook, 2nd Edition, Paris Production Inc., (1985)
- 18) B. K. Neale : An investigation into the effect of thickness on the fracture behaviour of compact tension specimens, Int. J. Frac. Mech., Vol.14, No.2, (1978) p.203
- 19) 町田, 的場, 吉成, 林, 牧野 : ブロック荷重を受ける溶接構造の疲労寿命推定法に関する一考察, 日本造船学会論文集, Vol.172, (1992) p.579
- 20) 西谷 編 : 総合材料強度学講座6 疲労強度学, オーム社, (1985)
- 21) 渡辺, 佐藤 : 溶接力学とその応用, 朝倉書店, (1965)
- 22) B. A. Bilby, A. H. Cottrell, E. Smith and K. H. Swinden : Plastic Yielding from Sharp Notches, Pro. Roy. Soc., A279, (1964) p.1

第7章

結論

一般船体構造および一般溶接構造へのTMCP型高張力鋼の多用化にともない船舶および溶接構造物の疲労損傷が増加しており、保守管理上、損傷許容設計を採用する必要がある。しかしながら、疲労寿命を推定する際、現時点では発生寿命と伝播寿命を異なった理論体系で評価しており、両者を理論的に結びつける手法は確立していない。

また、修正Paris-Elber則((1.6)式)が、現時点で最も信頼のある疲労き裂伝播則であると考えられているが、ここで用いられている有効応力拡大係数範囲(ΔK_{eff})がなぜ疲労き裂伝播速度のパラメーターとなり得るのかという物理的意味は曖昧であり、そのき裂停留条件についても不明な点が多い。

そこで、本研究は、き裂先端部の塑性挙動に着目し、き裂の発生もき裂の伝播過程としてとらえ、き裂発生と伝播を同一の理論体系で寿命評価できる手法を確立するために実施した。

得られた結果を要約すると以下のとおりである。

- (1) 負荷過程中にき裂先端部に引張塑性域が形成され始める荷重(RPG荷重)以上の荷重範囲(疲労被害が蓄積する区間)に対応する応力拡大係数範囲(ΔK_{RP})を用いることにより、長いき裂に対して疲労き裂伝播速度におよぼす応力比、負荷条件ならびに残留応力の影響を定量化でき、疲労き裂伝播速度と ΔK_{RP} の関係は極低き裂伝播速度領域からstage IIの領域まで広範囲にわたり両対数グラフ上で線形関係にあり、き裂の下限界現象は現れない。また、1結晶粒以上の微小き裂についても長いき裂の疲労き裂伝播則が成立することが判明した。
- (2) 疲労き裂伝播速度を律するパラメーターは ΔK_{RP} であり、 ΔK_{eff} は弾性変形成分も含んだ形で有効応力拡大係数範囲を定義しており、疲労き裂伝播速度を律するパラメーターではない。また、 ΔK_{th} 現象は、適切でないパラメーターを採用することにより見掛け上現れるものである。
- (3) 長いき裂の停留条件は、RPG荷重が最大荷重以上になった場合、すなわち $\Delta K_{RP} \leq 0$ と考えればよい。
- (4) ΔK_{RP} は、き裂前方の1サイクル中に疲労被害を受ける領域寸法 $\bar{\omega}$ を間接的に表している。
- (5) 残留応力場の問題についても考慮し、任意応力分布下の問題に適用できるようにDugdaleモデルを拡張して繰り返し荷重下における板厚貫通き裂の開閉挙動に関する定式化を行い、除荷過程でき裂が進展すると仮定して、この時解放される応力に対応した変位に対してある割合(塑性収縮係数)で残留引張変形層が薄くなるとの仮定を導入した疲労き裂伝播解析プログラムを開発した。塑性収縮係数を材料固有の値として疲労き裂伝播解析を行うことにより、RPG荷重を定量的に推定でき、この解析プログラムの有効性が確認された。また、残留応力場においてもこの解析プログラムは有効であることが判明した。

- (6) 有効荷重範囲(最大荷重-RPG 荷重)が一定の場合、き裂が最初の結晶粒界に達するまでは疲労被害を受ける塑性域先端位置は一定に保たれると仮定し、疲労被害を受ける領域寸法 ω と ΔK_{RP} の関係より等価な ΔK_{RP} を与え、長いき裂における疲労き裂伝播速度と ΔK_{RP} の関係を用いて、初期き裂の存在を仮定することなくき裂長さ0状態からき裂成長曲線を推定できる。

以上のように、初期き裂の存在を仮定することなく発生から伝播に至る全寿命を同一の理論体系で推定できることが明らかになった。しかしながら、この手法を用いて机上で疲労寿命を精度よく推定するには、今後明確にしなければならない種々の問題がある。その中でも特に、Dugdaleモデルにかわる結合力モデルを用い、板厚貫通き裂だけでなく表面き裂の開閉口挙動についても推定可能な疲労き裂伝播解析プログラムを開発し、さらに変動荷重が作用した場合の微視き裂領域の寿命を推定するアルゴリズムを確立する必要がある。

付録 A

固有応力法を応用した結合力モデル

A.1 はじめに

Dugdale モデルを基礎としたき裂開閉口モデルでは、過大荷重による遅延減速効果を過大評価することが第4章で明らかとなった。その理由の1つに Dugdale モデルの不十分さがある。このモデルを改良する試みをここでは述べる。

線形破壊力学は、弾性体中のき裂先端近傍の応力状態などを応力拡大係数の概念を用いて記述する強力な手法である。しかし、弾性論に基づいているため、先端に塑性域が存在する実際のき裂に対する適用性には限界がある。

溶接残留応力を弾性論で算定する方法の1つに固有応力法¹⁾がある。その中で、仮想外力および仮想体積力の概念がオペレーターとして用いられる。この2つのオペレーターは、基本的には溶接変形を記述・計算するために用いられるが、塑性変形を弾性論で記述するのにも有効である。

大規模降伏による塑性変形を、仮想外力と仮想体積力を用いた弾性論で表現すると、線形重ね合わせが可能となり、線形破壊力学の適用範囲が拡大する。Dugdale モデルはモードIの結合力モデル、BCSS モデルはモードIIの結合力モデルに分類される²⁾が、ここでは、固有応力法を Dugdale モデル³⁾に適用した場合を取り扱う。まず、溶接残留応力に対する固有応力法を概説し、仮想外力と仮想体積力の2つのオペレーターにより、溶接残留応力と変形がどのように表現されるか示す。次に、き裂先端の塑性変形に対する適用法について述べる。そして、最後に Dugdale モデルの大規模降伏を起こしたき裂先端への拡張方法について述べ、その有効性を検討する。

A.2 固有応力法

溶接残留応力は、溶接金属と母材の溶着・凝固過程で、熱伝導、熱弾塑性、相変態などの現象が作用して生じる。現象は複雑であり、解析的にその生成過程を追跡するためには、各種熱定数の温度依存性を把握しておく必要がある。また、これらの物性値が与えられても、剛性の回復していない高温状態での弾塑性解析は、解に対する誤差が大きく、その誤差が最終結果にも影響を与えるため、溶接の全過程を精度良く推定することは不可能なのが現状である。そこで、溶接残留応力の簡易推定法が求められ、多くの研究が行われてきた。残留応力の簡易推定は、固有ひずみ⁴⁾あるいは固有応力¹⁾を仮定した弾性計算で行われる。その際、固有ひずみあるいは固有応力の分布形状の特定が必要である。ここでは、まず松岡による固有応力法¹⁾について概説する。

A.2.1 固有応力

一般的には、固有応力は初期応力および内部応力と同義とされる。すなわち、“物体に外力が働いていない状態で、物体内に存在する応力”⁵⁾である。一方、固有ひずみからフック則を用いて求められる応力の正負逆符号の応力を固有応力とする場合もある^{1), 6)}。ここでは、後者の定義による固有応力を取り扱う。

溶接残留応力などの内部応力 σ_{ij} が存在するものと仮定する。また、応力 σ_{ij} との間にフック則などの構成式が成立するひずみを弾性ひずみ ε_{ij}^E とする。固有ひずみ ε_{ij}^I を仮定し、全ひずみ ε_{ij} が固有ひずみと弾性ひずみの和で与えられるものとする。弾性体と仮定すれば

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^E + \varepsilon_{ij}^I \quad (\text{A.1})$$

$$\sigma_{ij} = D_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl}^E \quad (\text{A.2})$$

ここに、 D_{ijkl} はフック則などの構成テンソルである。なお、式中の下添字の重複はアインシュタインの総和規約にしたがうものとする。

(A.2) 式に (A.1) 式を代入して整理すると、

$$\sigma_{ij} = D_{ijkl}(\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^I) \quad (\text{A.3})$$

ただし、

$$\sigma_{ij}^I = -D_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl}^I \quad (\text{A.4})$$

となる。(A.4) 式により固有ひずみと関係づけられる応力が松岡の定義する固有応力である。

A.2.2 仮想外力と仮想体積力

固有応力法は、単に固有ひずみを (A.4) 式により応力に書き換えるだけでなく、仮想外力と仮想体積力の概念により、弾性解析で変形と内部応力を求める強力な手段となっている。

熱応力問題における Duhamel の相似定理⁷⁾の手法を内部応力に適用する。物体内部を V 、境界線を S とする。体積力が存在しない場合、内部応力の釣り合い条件は

$$\sigma_{ij}|_j = (D_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl})|_j + \sigma_{ij}^I|_j = 0 \quad (\text{in } V) \quad (\text{A.5})$$

となる。ここで、 $|_j$ は微分記号である。一方、内部応力の定義(外力が働いていない)から

$$\sigma_{ij} \cdot n_j = D_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl} \cdot n_j + \sigma_{ij}^I \cdot n_j = 0 \quad (\text{on } S) \quad (\text{A.6})$$

が得られる。ここで、 n_j は境界 S 上の外向き法線ベクトルである。(A.5) および (A.6) 式より“物体内部に体積力 $B_i^I = \sigma_{ij}^I|_j$ が働き、境界で外力 $F_i^I = -\sigma_{ij}^I \cdot n_j$ が働く弾性問題の解は、応力 $D_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl}$ を与える。”ことが分かる。ここで、固有応力の微分を仮想体積力、固有応力に内向きの法線ベクトルを乗じたものを仮想外力と定義する。以上から、(A.3)、(A.5) および (A.6) 式により、以下の手法が導かれる。

固有応力により生じる内部応力は2つの部分に分けて取り扱える。

- ① 仮想体積力 $\sigma_{ij}^I|_j$ および仮想外力 $-\sigma_{ij}^I \cdot n_j$ が働くことによって生じた応力 $(D_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl})$ 。
 - ② 固有応力そのもの (σ_{ij}^I) 。
- ①と②の和が内部応力である。

仮想体積力 B_i^I 、仮想外力 F_i^I および固有応力によって生じた変形に対する2次的な応力 σ_{ij}^* の定義を以下に示す。

$$B_i^I = \sigma_{ij}^I |_{,j} = -(D_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl}) |_{,j} \quad (A.7)$$

$$F_i^I = -\sigma_{ij}^I \cdot n_j = (D_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl}) \cdot n_j \quad (A.8)$$

$$\sigma_{ij}^* = D_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl} \quad (A.9)$$

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^* + \sigma_{ij}^I \quad (A.10)$$

上述①の応力 σ_{ij}^* は全ひずみ ε_{ij} と対応しているため、変形によって生じた応力である。そこで、(A.10) 式は、“固有応力によって生じた変形に対応する応力 σ_{ij}^* と固有応力 σ_{ij}^I の和が、内部応力 σ_{ij} である。”と同義となる。

A.2.3 溶接残留応力および変形に関する一例

Fig.A-1に突き合わせ溶接継手の溶接線方向残留応力を例として、内部応力 σ_{ij} と変形に対応する応力 σ_{ij}^* および固有応力 σ_{ij}^I の関係を、溶接線方向応力だけについて簡略化して示す⁶⁾。Fig.A-1 a) で、斜線部が固有応力 σ_{ij}^I であり、 $-\sigma_c$ は変形に対応する応力 σ_{ij}^* である。この生成の様子を Fig.A-1 b) に示す。溶接により生じた固有応力は、それぞれの溶接線垂直断面で変化せず、一定の分布とする。したがって、(A.7) 式より仮想体積力は溶接線方向には0となる。一方、溶接線のとぎれる両端面では (A.8) 式により、固有応力は両側からの圧縮の仮想外力となる。両端面では (A.9) 式の2次的な応力は仮想外力による圧縮で、これに固有応力を加えた (A.10) 式は0となる。中央付近では両端からの圧縮による2次的な応力は $-\sigma_c$ となり、(A.10) 式により Fig.A-1 a) の残留応力分布となる。 σ_c の断面積分は固有応力のそれと一致するため、Fig.A-1 a) の残留応力は釣り合いを保つことになる。

次に、仮想体積力の影響について考える。Fig.A-2には、溶接線直角方向の溶接收縮の生成機構を示す。固有応力により、溶接線直角方向には体積力 $\sigma_{ij}^I |_{,j} = d\sigma_x^I / dx$ が生じる。固有応力の分布

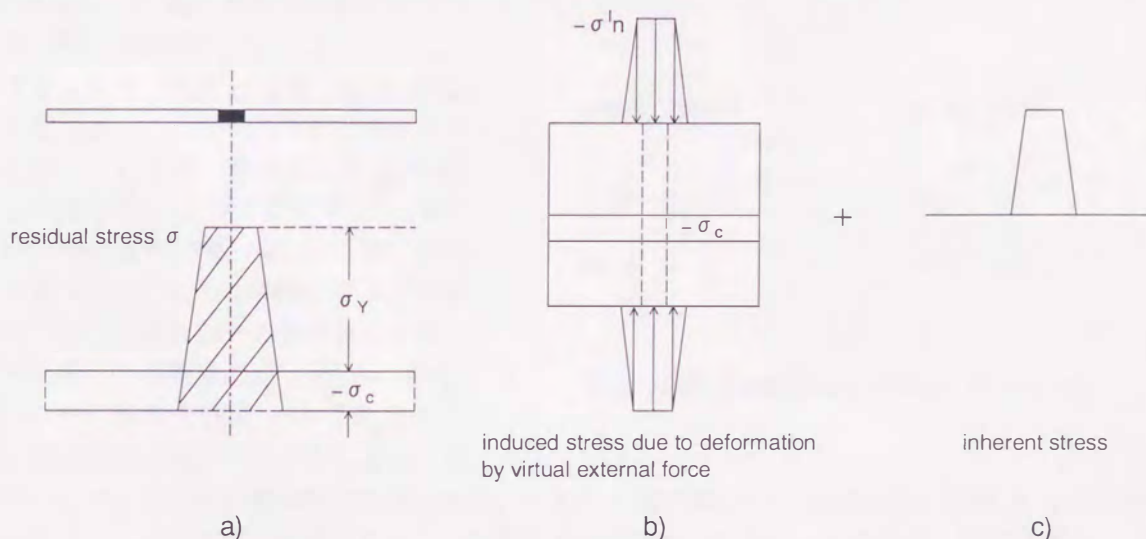


Fig. A-1 Illustrated figures of induced stress due to deformation by virtual external force and inherent stress which consist of welded residual stress for butt weld joint

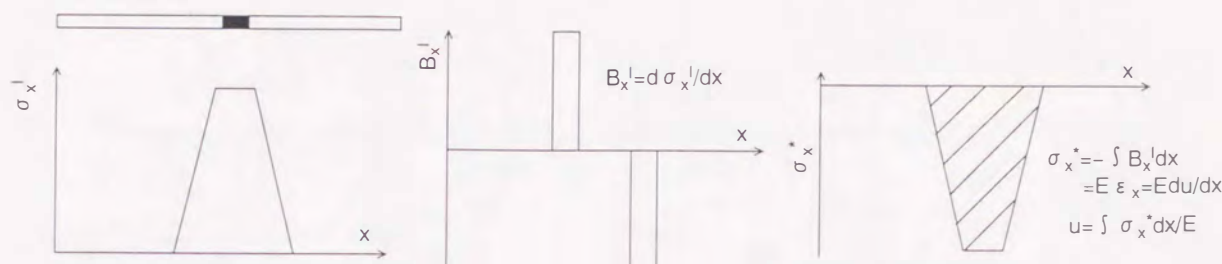


Fig. A-2 Generation mechanism of transversely welded shrinkage to weld line due to virtual body forces

形状を台形と仮定した場合、固有応力分布の傾斜部に一様な仮想体積力が働く。体積力の定義 (0 応力状態の位置から、マイナスの体積力を積分すると、その位置の応力となる。) から、体積力による応力は、固有応力と同型の分布で正負逆のものとなる。残留応力はこの2つの応力の和であり 0 となる。残留応力が 0 となっても、固有体積力によって生じた圧縮力に対する溶接收縮が残る。この収縮量は、仮想体積力によって生じた応力 σ^* (図中斜線部) の積分値をヤング率 E で除したものとなる。

以上の論議は、固有ひずみを塑性ひずみとしても成立する。すなわち、(A.1)、(A.3)、(A.4)、(A.7) および (A.8) 式の固有ひずみを塑性ひずみ ϵ_{ij}^P あるいは ϵ_{kl}^P に置き換えることができる。

A.3 き裂前方の塑性域の拡がり と 仮想き裂面に働く等価固有応力

Fig. A-3 に示すように、無限平板中に長さ $2c$ の板厚貫通き裂 (平面問題として) が存在し、き裂に垂直な引張応力下でき裂先端に塑性域が形成されているものとする。また、座標 x, y を Fig. A-3 のように定める。この塑性域内は 2 軸応力状態となっているが、簡単のため y 方向応力しか働かないものと仮定する。 y 軸に平行に塑性域内で微小幅 dx の帯状の部分を切り出し、 y 方向塑性ひずみ ϵ_y^P の影響について、それ以外の弾性成分を除いて考える。この領域の ϵ_y^P 、 $\sigma_y^I = -E\epsilon_y^P$ 、 $B_y^I = d\sigma_y^I/dy$ および $\sigma_y^* = -\int B_y^I dy$ の分布は模式的に Fig. A-4 のようになる。図

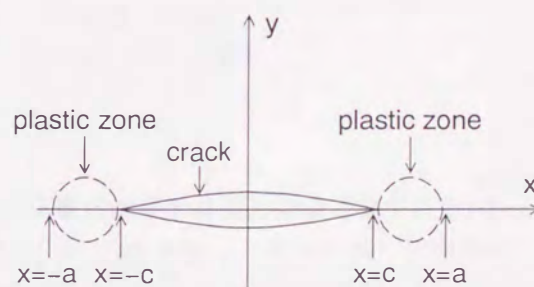


Fig. A-3 Coordinate system of a crack

中の $-\sigma_0$ は $y = 0$ での固有応力の値である。これらの量の関係は、正負は逆、座標 x, y は入れ替わっているが Fig. A-2 と同様であり、この帯状の部分の y 方向成分にかぎれば、塑性ひずみによる伸びだけが生じることになる。しかし、この帯状の部分以外には、Fig. A-4 c) の仮想体積力 B_y^I による応力、ひずみなどが生じるが、それらは弾性論で表現できる。

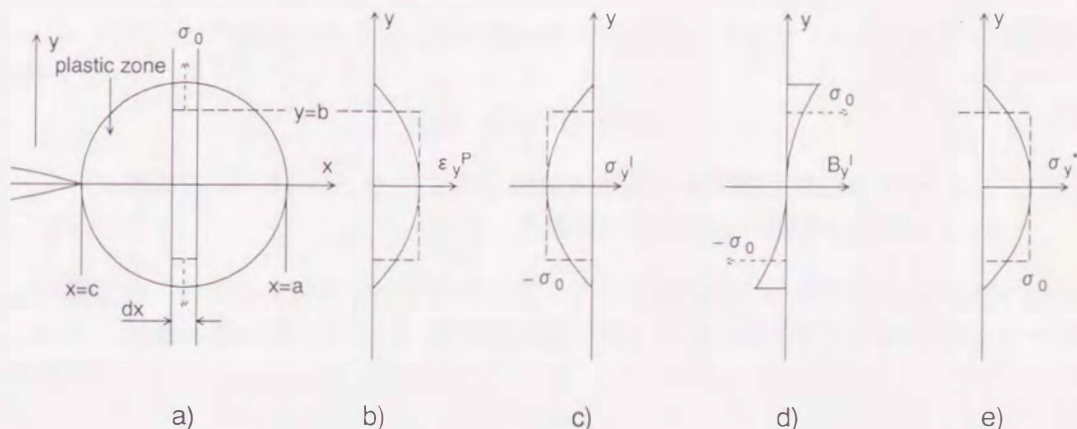


Fig. A-4 Illustration of secondary stress due to plastic deformation

Fig.A-4 d) の σ_y^* の積分値を E で除した塑性伸び量が塑性現象の支配的な現象となる場合、塑性ひずみ分布をその積分値である伸びあるいは収縮量の等しい矩形分布とし、Fig.A-4 c) の仮想体積力の複雑な分布形状を体積力とデルタ関数の積、すなわち集中的な応力 σ_0 で置き換えることができる (Fig.A-4 中の破線)。

そこで、この微小幅 dx 要素の帯状部分の $-b \leq y \leq b$ には一様な塑性ひずみ $\varepsilon_y^P (= \varepsilon_y^I)$ が存在し、 $|y| > b$ では塑性ひずみが存在しないと理想化する。この場合、 $-b \leq y \leq b$ 間で生じる塑性伸び L は

$$L = 2b \cdot \varepsilon_y^P \quad (\text{A.11})$$

与えられる。また、 $-b \leq y \leq b$ 間における固有応力 σ_y^I は、(A.4) 式より

$$\sigma_y^I = -E' \varepsilon_y^P = -\frac{E'L}{2b} \quad (\text{A.12})$$

$$\text{ただし、} \quad E' = \begin{cases} E & (\text{平面応力状態}) \\ E/(1-\nu^2) & (\text{平面ひずみ状態}) \end{cases}$$

E : 縦弾性係数
 ν : ポアソン比

与えられる。したがって、上述のように $y = b$ の位置には仮想体積力による集中荷重 $\hat{B}_y^I = -\sigma_y^I dx$ 、 $y = -b$ の位置には仮想体積力による集中荷重 $\hat{B}_y^I = \sigma_y^I dx$ が働く。すなわち、仮想体積力による一対の集中荷重 (この集中荷重は着力点間に引張の応力 ($-\sigma_y^I$) を生じさせる) により、 L なる塑性伸びが $-b \leq y \leq b$ 間に生じる。ここで、仮想的にき裂が x 軸上 a まで伸びたとする。上記の仮想体積力による一対の集中荷重による K 値を

$$K = |\hat{B}_y^I| h(x, b, a) \quad (\text{A.13})$$

と置く。この仮想体積力による一対の集中荷重を、 x の位置のき裂面に働く等価な一対の集中荷重 $\hat{F}_y (= \hat{\sigma}_y dx)$ に変換すると、

$$-\sigma_y^I h(x, b, a) dx = \hat{\sigma}_y \psi(x, a) dx \quad (\text{A.14})$$

ただし、 $\psi(x, a)$: x の位置のき裂面に単位集中荷重が作用した場合の K 値

となる。この等価な x の位置のき裂面に働く集中的な応力 $\hat{\sigma}_y$ により生じる x の位置のき裂開口変位 (COD) $V(x)$ を

$$V(x) = \hat{\sigma}_y \Upsilon(x, x, a) \quad (\text{A.15})$$

ただし、 $\Upsilon(x, x, a)$: x の位置のき裂面に集中的な単位応力が作用した場合に生じる x の位置の COD

と置く。実際には、この x の位置にはき裂面がなく L なる塑性伸び、すなわち L なるくいちがいが生じている。仮想き裂の開口変位は、弾性論的取り扱いで生じるくいちがいに等しいと考えられる。すなわち、

$$V(x) = L \quad (\text{A.16})$$

とする。したがって、(A.15) および (A.16) 式より

$$\hat{\sigma}_y = \frac{L}{\Upsilon(x, x, a)} \quad (\text{A.17})$$

となる。(A.14) 式に、(A.12) および (A.17) 式を代入すると

$$\frac{E'}{2b} h(x, b, a) = \frac{1}{\Upsilon(x, x, a)} \psi(x, a) \quad (\text{A.18})$$

となる。(A.18) 式を解くことにより、仮想体積力の着力点 b が求められる。

仮想き裂面には、仮想体積力による集中荷重と絶対値が等しく、符号が反対の仮想外力が働くから、

$$\bar{\sigma}_y = \hat{\sigma}_y + \sigma_y^I = \left\{ \frac{1}{\Upsilon(x, x, a)} - \frac{E'}{2b} \right\} L \quad (\text{A.19})$$

なる等価仮想外力がき裂面に付加されることになる。

そこで、無限板中の板厚貫通き裂に対して、仮想体積力の着力点 b およびき裂面に働く等価仮想外力を求める。Fig.A-5に示すように、き裂面から離れた位置に一对の集中荷重が働く場合の K 値⁸⁾は

$$K = \hat{B}_y^I h(x, y, a) = \frac{\hat{B}_y^I}{2\sqrt{\pi a}} \left[1 - \alpha y \frac{\partial}{\partial y} \right] \cdot \left\{ \sqrt{\frac{a+z}{a-z}} + \sqrt{\frac{a+\bar{z}}{a-\bar{z}}} \right\} \quad (\text{A.20})$$

ただし、 $z : x + iy$

$\bar{z} : x - iy$

$$\alpha = \begin{cases} (1+\nu)/2 & (\text{平面応力状態}) \\ 1/\{2(1-\nu)\} & (\text{平面ひずみ状態}) \end{cases}$$

と与えられる。実座標系に改め $y = b$ とし、 $h(x, b, a)$ を求めると

$$h(x, b, a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi a}} \left[\sqrt{\frac{a^2 - x^2 - b^2 + A}{(a-x)^2 + b^2}} + \frac{ab^2[(a^2 - x^2 - b^2 + A)A - (a^2 + x^2 + b^2 - A)\{(a-x)^2 - b^2\}]}{A\sqrt{(a^2 - x^2 - b^2) + A}\{ \sqrt{(a-x)^2 + b^2} \}^3} \right] \quad (\text{A.21})$$

ただし、 $A = \sqrt{(a^2 - x^2)^2 + b^4 + 2b^2(a^2 + x^2)}$

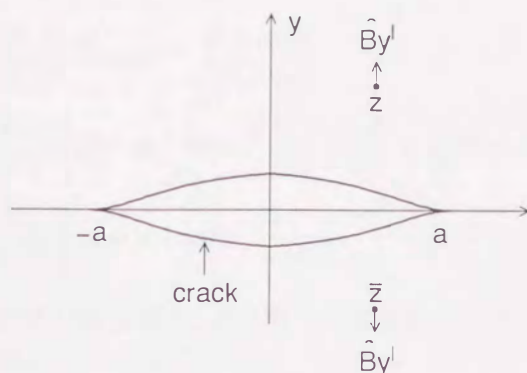


Fig. A-5 Concentrated force acted on point apart from crack surfaces

となる。また、 $\psi(x, a)$ は⁸⁾

$$\psi(x, a) = \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \frac{\sqrt{a^2 - x^2}}{a - x} \quad (\text{A.22})$$

と与えられる。

一方、集中荷重 $\hat{F}_y (= \sigma_y dx)$ がき裂面の x の位置に働く場合の x_0 の位置におけるCOD $V(x_0)$ は⁸⁾

$$V(x_0) = \frac{4\{\hat{F}_y\}_{x=x}}{\pi E'} \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0 x}{a|x - x_0|} \quad (\text{A.23})$$

と与えられる。ここで、 $[\beta, x]$ (ただし、 $\beta = x - dx$)間で部分積分を適用すると

$$\begin{aligned} \{\hat{F}_y\}_{x=x} \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0 x}{a|x - x_0|} &= \{\hat{F}_y\}_{x=\beta} \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0 \beta}{a|\beta - x_0|} + \int_{\beta}^x \sigma_y \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0 x}{a|x - x_0|} dx \\ &+ \int_{\beta}^x \hat{F}_y \frac{d}{dx} \left\{ \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0 x}{a|x - x_0|} \right\} dx \end{aligned} \quad (\text{A.24})$$

となる。上式の右辺第3項は

$$\int_{\beta}^x \hat{F}_y \frac{d}{dx} \left\{ \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0 x}{a|x - x_0|} \right\} dx = \mp \int_{\beta}^x \hat{F}_y \frac{a\sqrt{a^2 - x_0^2}}{\sqrt{a^2 - x^2}} dx \quad \begin{cases} (x \geq x_0) \\ (x < x_0) \end{cases}$$

となり、 $\hat{F}_y$ は $[\beta, x]$ 間で $x = x$ を除いて至るところ0であるから、第3項は0となる。一方、 σ_y は $[\beta, x]$ 間で一定の値をとるから、(A.24)式右辺第2項は

$$\begin{aligned} &\int_{\beta}^x \sigma_y \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0 x}{a|x - x_0|} dx \\ &= \sigma_y \left[|x - x_0| \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0 x}{a|x - x_0|} + \sqrt{a^2 - x_0^2} \sin^{-1} \frac{x}{a} \right]_{\beta}^x \\ &= \sigma_y \left\{ |x - x_0| \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0 x}{a|x - x_0|} + \sqrt{a^2 - x_0^2} \sin^{-1} \frac{x}{a} \right\} \\ &\quad - \sigma_y \left\{ |\beta - x_0| \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0 \beta}{a|\beta - x_0|} + \sqrt{a^2 - x_0^2} \sin^{-1} \frac{\beta}{a} \right\} \end{aligned}$$

となる。したがって、(A.23)式は

$$\begin{aligned}
 V(x_0) = & \frac{4\{\hat{F}_y\}_{x=\beta}}{\pi E'} \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0\beta}{a|\beta - x_0|} \\
 & - \frac{4\hat{\sigma}_y}{\pi E'} \left\{ |\beta - x_0| \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0\beta}{a|\beta - x_0|} + \sqrt{a^2 - x_0^2} \sin^{-1} \frac{\beta}{a} \right\} \\
 & + \frac{4\hat{\sigma}_y}{\pi E'} \left\{ |x - x_0| \cosh^{-1} \frac{a^2 - x_0x}{a|x - x_0|} + \sqrt{a^2 - x_0^2} \sin^{-1} \frac{x}{a} \right\} \quad (A.25)
 \end{aligned}$$

となる。ここで、右辺第1項および第2項は、 x に関して定数項であり、(A.23)式には定数項を含まないので両者の和は0となる。したがって

$$V(x) = \lim_{x_0 \rightarrow x} V(x_0) = \frac{4\hat{\sigma}_y}{\pi E'} \sqrt{a^2 - x^2} \sin^{-1} \frac{x}{a} = \hat{\sigma}_y \Upsilon(x, x, a) \quad (A.26)$$

となる。(A.21)、(A.22)および(A.26)式を(A.18)式に代入すると

$$\begin{aligned}
 & \frac{1}{\sqrt{2}b} \left[\sqrt{\frac{a^2 - x^2 - b^2 + A}{(a-x)^2 + b^2}} \right. \\
 & \quad \left. + \frac{ab^2[(a^2 - x^2 - b^2 + A)A - (a^2 + x^2 + b^2 - A)\{(a-x)^2 - b^2\}]}{A\sqrt{(a^2 - x^2 - b^2) + A}\{\sqrt{(a-x)^2 + b^2}\}^3} \right] \\
 & = \frac{\pi}{2\sqrt{a^2 - x^2} \sin^{-1}(x/a)} \cdot \frac{\sqrt{a^2 - x^2}}{a-x} \quad (A.27)
 \end{aligned}$$

となる。したがって、き裂面に働く等価仮想外応力は(A.19)式より

$$\bar{\sigma}_y = \hat{\sigma}_y + \sigma_y^I = \left\{ \frac{\pi}{4\sqrt{a^2 - x^2} \sin^{-1}(x/a)} - \frac{1}{2b} \right\} E' V(x) \quad (A.28)$$

で与えられる。

Fig.A-6には、(A.27)式より求めた仮想体積力の着力点 b の解析結果を示す。この b は、塑性域の y 方向の拡がりの代表値を表すものと考えられる。その形状は、塑性域内で y 方向の塑性ひずみが一様と仮定しているので、実際の塑性域の形状とは一致しないものの、Fig.A-7に模式的に示すようにこれまでの弾塑性有限要素法などの解析で得られる塑性域形状(平面応力状態では、図の領域Iの形状)と酷似したものになっている。なお、Fig.A-6に示すように、平面応力状態と平面ひずみ状態に対し、 x/a が同じ場合 b の値は平面ひずみ状態の方が僅かに大きくなっているが、両者の差はほとんどない。しかしながら、平面ひずみ状態では、2軸の影響で降伏応力 σ_Y が平面応力状態のそれより大きくなるので、同一荷重で比較すると仮想き裂半長 a が平面ひずみ状態よりも平面応力状態の方が大きくなるので、 x/a が同じ場合塑性域の y 方向に拡がりは平面応力状態の方が大きくなる。

Fig.A-8には、(A.28)式より求めた塑性域が存在することにより生じるき裂面に働く等価仮想外応力 $\bar{\sigma}_y$ の計算結果を示す。図より明らかなように、き裂中央部では塑性ひずみが存在することによりき裂を開口させる力が働き、き裂先端近傍ではき裂を閉口させる力が働く。Fig.A-9には、(A.21)式の $h(x, y, a)$ の計算結果を示すが、上記の挙動は無限板中の板厚貫通き裂では、集中荷重の着力点がき裂面から離れるにしたがい、 K 値が一旦上昇し、最大値(その最大値はき裂面に集中荷重が働く場合の約1%増となっている)を示した後減少するために現れる。なお、半無限板中の端部き裂についても検討したところ、Fig.A-9と同様の傾向を示すことが判明した。

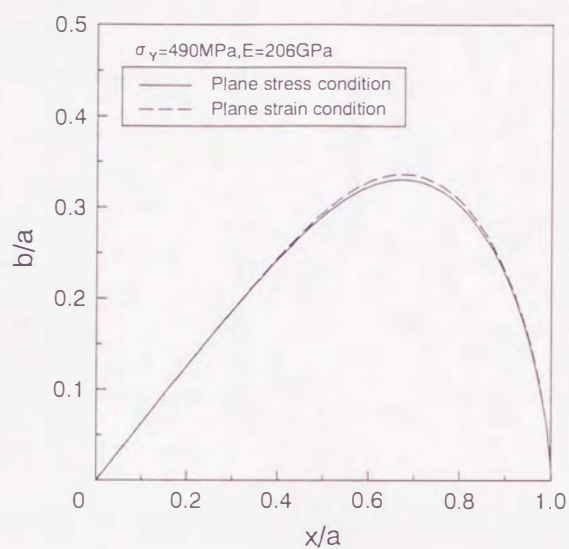


Fig. A-6 Calculation results of acting point of virtual body force apart from crack line for a crack in an infinitely wide plate

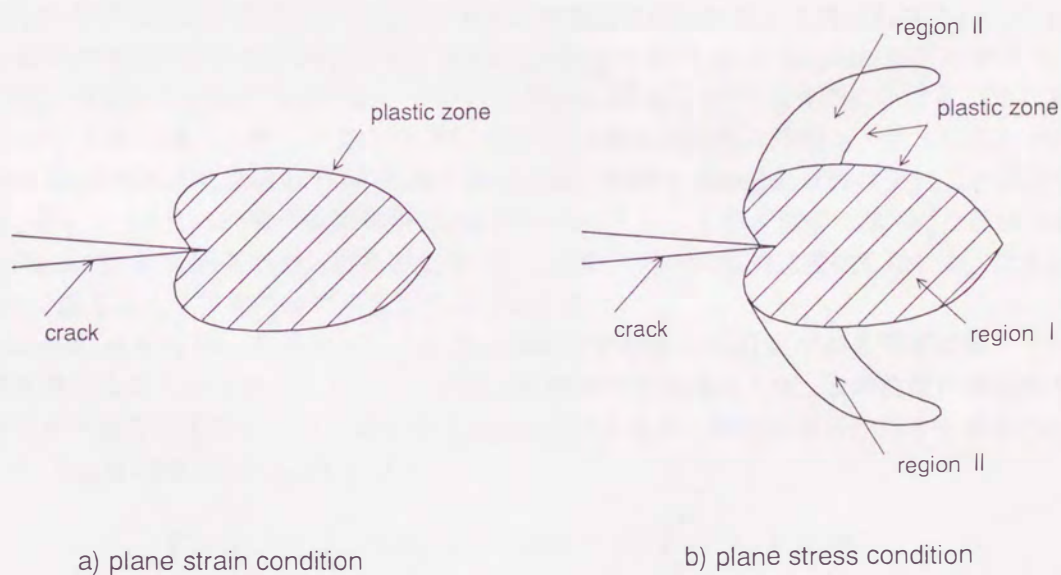


Fig. A-7 Schematic profile of plastic zone ahead of a crack

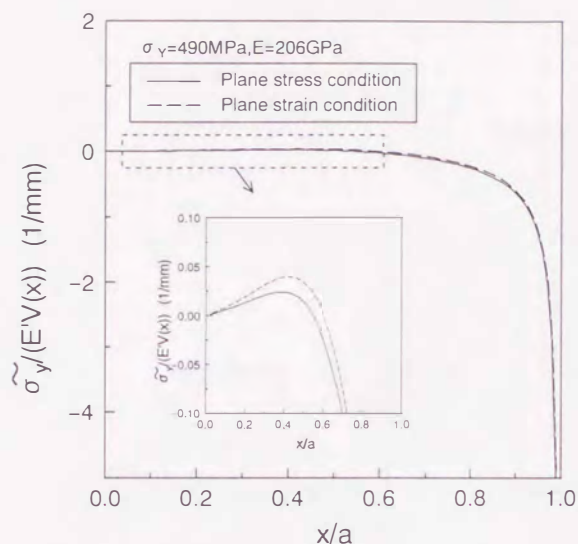


Fig. A-8 Calculation results of equivalent virtual external stress distribution acting on a crack surface

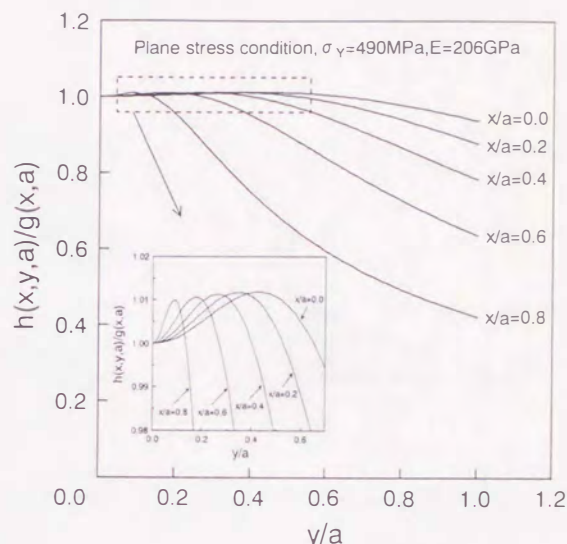


Fig. A-9 \$K\$ value for concentrated force acted on point apart from crack surface

A.4 き裂開口変位の定式化

上記の結果より、固有ひずみの影響を考慮するには、(A.18)式(無限板中の板厚貫通き裂の場合には(A.27)式)で得られる b を、(A.19)式(無限板中の板厚貫通き裂の場合には(A.28)式)に代入して得られる等価仮想外応力が、Dugdaleモデルの仮想き裂面に働くと考えればよい。すなわち、Fig.A-10に示す重ね合わせが成立する。Fig.A-10のb)+c)+d)がDugdaleモデルである。これに塑性域に固有応力が存在する問題、すなわちFig.A-10 e)に示す固有応力が働き、またFig.A-10 f)に示す仮想体積力に対応する応力がき裂線から b 離れた位置に作用し、さらにこれと符号が反対の応力(仮想外力による応力)が仮想き裂面に働く問題を重ね合わせればよいことになる。このとき、Fig.A-10 f)の一对の仮想体積力と仮想外力により、仮想き裂面には $-\sigma_y^I$ なる応力が生じるが、Fig.A-10 e)の固有応力と打ち消し合い、この部分の作用応力は変化しないが、これによりFig.A-2で論じたように塑性伸びが生じることになる。

Fig.A-10のe)+f)は、前節で示したように等価な仮想外力 $\tilde{\sigma}(x)$ だけがき裂面に働いている問題に置き換えることができる。そこで、 $x = a$ を仮想き裂先端として、 x の位置に単位集中荷重を作用させた場合に生じる x_j 点の変位を $f(x_j, x, a)$ とすると、固有応力が作用する場合の x_j 点のCODは、Fig.A-10および(A.19)式より

$$V(x_j) = \int_0^a \sigma(x) f(x_j, x, a) dx - \sigma_Y \int_c^a f(x_j, x, a) dx + \int_c^a V(x) \left\{ \frac{1}{\Upsilon(x, a)} - \frac{E'}{2b(x)} \right\} f(x_j, x, a) dx \quad (\text{A.29})$$

ただし、 $V(x)$: x の位置のCOD
 $b(x)$: x の位置の y 軸方向の塑性域の拡がり ((A.18)式の解)
 c : 実き裂先端位置

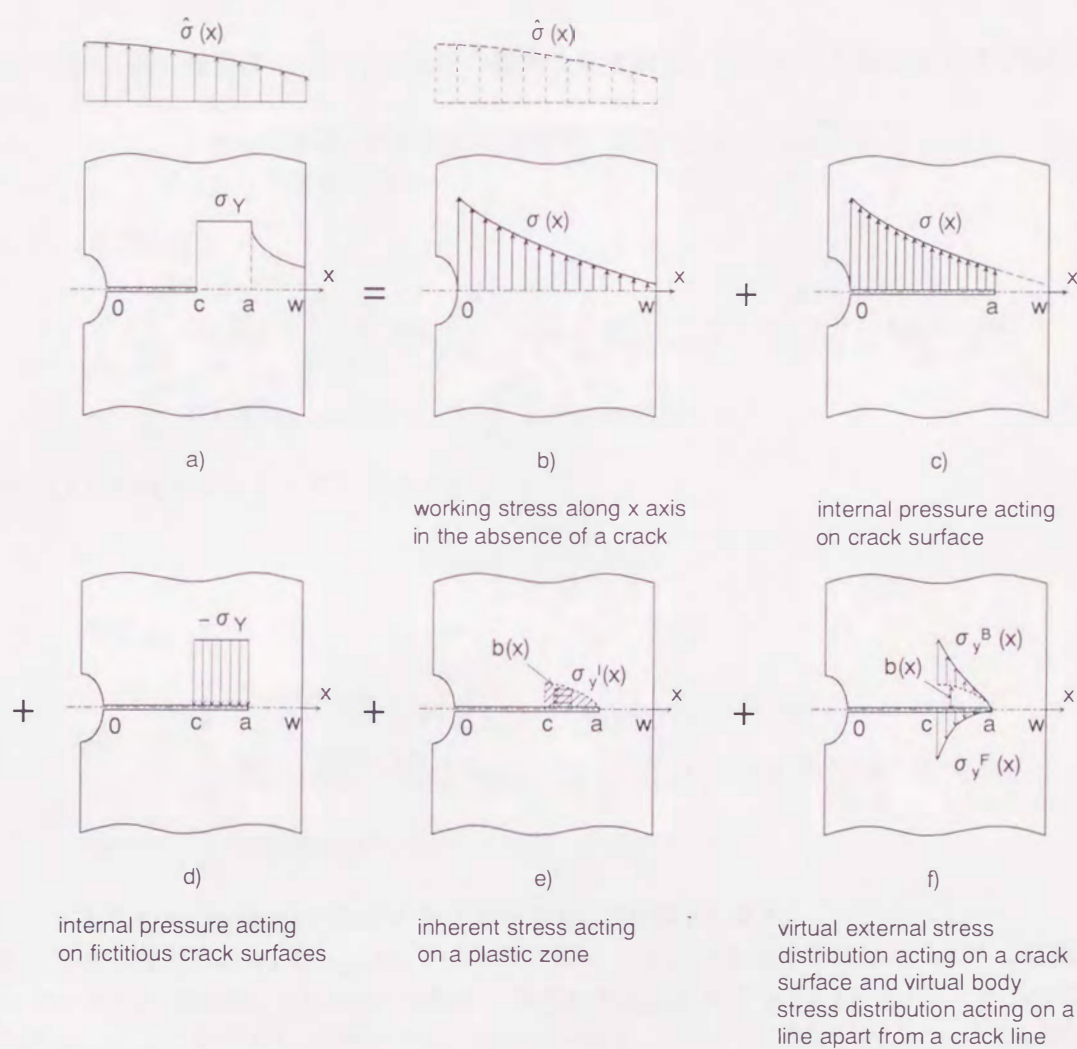


Fig. A-10 Principle of superposition for cohesive force model with consideration of existence of inherent strain in the region of a plastic zone

と与えられる。

一方、仮想き裂先端では K 値は 0 となるから、 x の位置に単位集中荷重を作用させた場合の K 値を $g(x, a)$ とすると、(A.19) 式を考慮して

$$\int_0^a \sigma(x) g(x, a) dx - \sigma_Y \int_c^a g(x, a) dx + \int_c^a V(x) \left\{ \frac{1}{\Upsilon(x, x, a)} - \frac{E'}{2b(x)} \right\} g(x, a) dx = 0 \quad (\text{A.30})$$

と与えられる。ここで、 $[c, a]$ 間を n 分割し、その 1 つの区間を $[B_i, B_{i+1}]$ (ただし $B_1 = c, B_{n+1} = a$)

とする。 i 要素における $V(x)$ の内挿関数をそれぞれ

$$V(x) = \sum_{k=1}^m \alpha_{ik} X_{(i)}^k \quad (\text{A.31})$$

と置く。仮想き裂先端要素については変位の特異性を考慮し、また仮想き裂先端では $V(a) = 0$ であるから

$$\left. \begin{array}{l} i = n \text{ の要素 (仮想き裂先端要素) では } X_{(n)} = \sqrt{a-x} \\ i \neq n \text{ の要素では } X_{(i)}^k = x^{k-1} \end{array} \right\} \quad (\text{A.32})$$

と置くと、(A.29)式は

$$\begin{aligned} & \sum_{k=1}^m \alpha_{jk} X_{jl}^k - \sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^m \alpha_{ik} \int_{B_i}^{B_{i+1}} X_{(i)}^k \left\{ \frac{1}{\Upsilon(x, x, a)} - \frac{E'}{2b(x)} \right\} f(x_{jl}, x, a) dx \\ &= \int_0^a \sigma(x) f(x_{jl}, x, a) dx - \sigma_Y \int_c^a f(x_{jl}, x, a) dx \end{aligned} \quad (\text{A.33})$$

となる。(A.33)式をマトリックス表示すると

$$[\beta_{jlik}] \{\alpha_{ik}\} = \{\gamma_{jl}\} \quad (\text{A.34})$$

ただし、

$$\begin{aligned} \beta_{jlik} &= \begin{cases} - \int_{B_i}^{B_{i+1}} X_{(i)}^k \left\{ \frac{1}{\Upsilon(x, x, a)} - \frac{E'}{2b(x)} \right\} f(x_{jl}, x, a) dx & (i \neq j) \\ X_{jl}^k - \int_{B_i}^{B_{i+1}} X_{(i)}^k \left\{ \frac{1}{\Upsilon(x, x, a)} - \frac{E'}{2b(x)} \right\} f(x_{jl}, x, a) dx & (i = j) \end{cases} \\ \gamma_{jl} &= \int_0^a \sigma(x) f(x_{jl}, x, a) dx - \sigma_Y \int_c^a f(x_{jl}, x, a) dx \end{aligned}$$

ただし、 X_{jl} は x_{jl} に対応する位置((A.32)式参照)を表す。

となる。したがって、 a および α_{ik} は以下のように解くことができる。すなわち、まず a を仮定し、(A.18)式より $b(x)$ を求め、(A.34)式を解き、得られた α_{ik} ($k = 1, m$)を(A.31)式に代入することにより仮定した a に対する $[c, a]$ 間の $V(x)$ が求められる。この内挿関数を用いると、(A.30)式は

$$\begin{aligned} & \int_0^a \sigma(x) g(x, a) dx - \sigma_Y \int_c^a g(x, a) dx \\ &+ \sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^m \alpha_{ik} \int_{B_i}^{B_{i+1}} X_{(i)}^k \left\{ \frac{1}{\Upsilon(x, x, a)} - \frac{E'}{2b(x)} \right\} g(x, a) dx = 0 \end{aligned} \quad (\text{A.35})$$

となるから、(A.35)式の左辺が正となれば a を大きく、負となれば a を小さくするという行程で収束させれば解くことができる。

求められた a および α_{ik} を用いると、CODは(A.29)式より

$$\begin{aligned} V(x_j) &= \int_0^a \sigma(x) f(x_j, x, a) dx - \sigma_Y \int_c^a f(x_j, x, a) dx \\ &+ \sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^m \alpha_{ik} \int_{B_i}^{B_{i+1}} X_{(i)}^k \left\{ \frac{1}{\Upsilon(x, x, a)} - \frac{E'}{2b(x)} \right\} f(x_j, x, a) dx \end{aligned} \quad (\text{A.36})$$

と与えられる。

A.5 固有応力法を応用した結合モデルによるき裂開口変位

ここでは、一様外応力を受ける中央貫通き裂材を対象として A.4 節の固有応力法を応用したモデルと Dugdale モデルを比較検討する。Fig.A-11 に示すような $|x|$ の位置のき裂面に単位集中荷重が作用した場合の K 値 $g(x, a)$ は、多田ら⁸⁾によると

$$g(x, a) = \frac{2}{\sqrt{W}} \left\{ 1 + 0.297 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} \left(1 - \cos \frac{\pi a}{W}\right) \right\} \frac{\sqrt{\tan \frac{\pi a}{W}}}{\sqrt{1 - \left\{ \frac{\cos(\pi a/W)}{\cos(\pi x/W)} \right\}^2}} \quad (\text{A.37})$$

で与えられる。この単位集中荷重による x_j 点の COD $f(x_j, x, a)$ は、Paris の相反定理⁹⁾より

$$\begin{aligned} f(x_j, x, a) &= \frac{2}{E'} \int_0^a g(x_j, a) \cdot g(x, a) da \\ &= \frac{8}{E'W} \int_\beta^a \left\{ 1 + 0.297 \sqrt{1 - \left(\frac{x_j}{a}\right)^2} \left(1 - \cos \frac{\pi a}{W}\right) \right\} \\ &\quad \times \left\{ 1 + 0.297 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} \left(1 - \cos \frac{\pi a}{W}\right) \right\} \\ &\quad \times \frac{\tan \frac{\pi a}{W}}{\sqrt{\left[1 - \left\{ \frac{\cos(\pi a/W)}{\cos(\pi x_j/W)} \right\}^2\right]} \sqrt{\left[1 - \left\{ \frac{\cos(\pi a/W)}{\cos(\pi x/W)} \right\}^2\right]}} da \end{aligned} \quad (\text{A.38})$$

ただし、 β は x と x_j の内大きい方の値をとる。

で与えられる。(A.19) 式の $\{1/\Upsilon(x, x, a) - E'/2b(x)\}$ の値はき裂材の境界条件に依存するが、簡単のため中央貫通き裂材の場合も (A.28) 式の無限板中のき裂の場合、すなわち

$$\left\{ \frac{1}{\Upsilon(x, x, a)} - \frac{E'}{2b(x)} \right\} = \left\{ \frac{\pi}{4\sqrt{a^2 - x^2} \sin^{-1}(x/a)} - \frac{1}{2b} \right\} E' \quad (\text{A.39})$$

で近似できるものと仮定する。

そこで、以上の関係式を用いて、平面応力状態を仮定し、 $2c/W = 0.05 \sim 0.8$ の中央貫通き裂材に、無限遠で一様応力が作用する場合の COD を求めた。ただし、 $[c, a]$ 間は 10 分割、各要素の内点は 3 とし、数値積分はガウス積分により実施した。また、この結果の妥当性を調べるために、同一問題の弾塑性 FEM 解析も実施した。弾塑性 FEM 解析で用いた要素は一定ひずみ要素で、その要素分割の一例を Fig.A-12 に示す。なお、弾塑性 FEM 解析では、加工硬化の影響も調べるために応力～ひずみ関係は完全弾塑性体と、加工硬化係数が $E/100$ の bi-linear の 2 種を用いた。一方、Dugdale モデルでは、無限遠で一様応力が作用する場合の中央貫通き裂材の COD (A.4 節の関係式で $\bar{\sigma}(x) = 0$ として求められる) と参考までに無限遠で一様応力が作用する場合の周期き裂材の COD³⁾ ($g(x, a)$ および $f(x_j, x, a)$ については多田らの Handbook 参照⁸⁾) を求めた。

Fig.A-13、Fig.A-14 および Fig.A-15 には、 $x = 0$ (き裂中央)、 $x = 0.5c$ および $x = 0.9c$ の位置における COD をそれぞれ示す。なお、図中の各き裂に対して実断面が全面降伏する公称応力の値も縦線で示す。また、中央貫通き裂材の固有応力法を応用した結合モデルおよび Dugdale モデルでは全面降伏時の COD は求められないので、 $2a/W = 0.98$ までの計算結果を示す。これらの

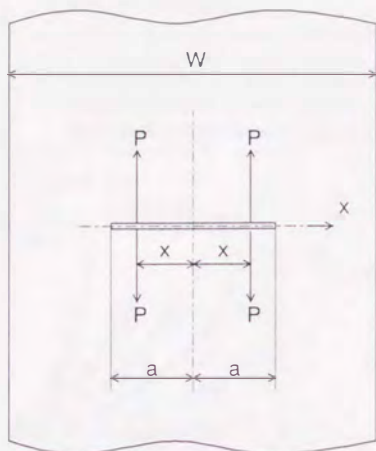


Fig. A-11 Center cracked plate subjected to a pair of splitting forces

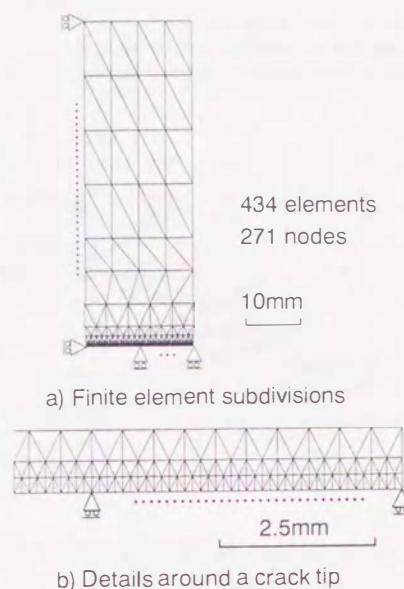


Fig. A-12 Finite element subdivision for a center cracked plate

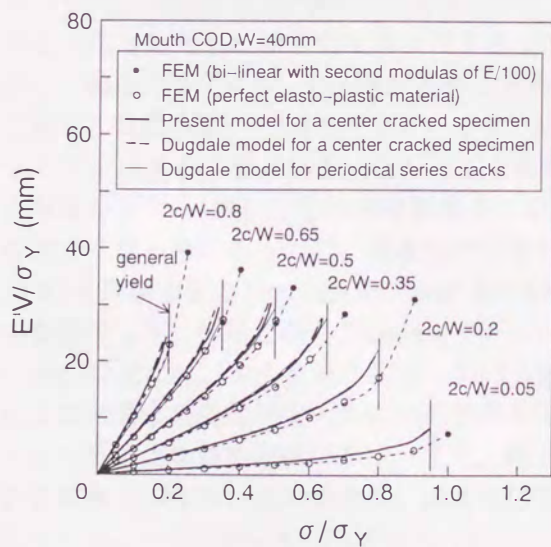


Fig. A-13 Comparison between mouth COD calculated by using elasto-plastic FEM and one by present model for center cracked plate

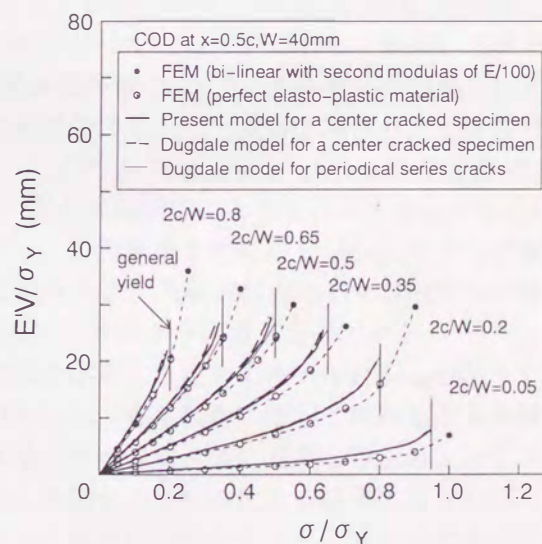


Fig. A-14 Comparison between COD at $x = 0.5c$ calculated by using elasto-plastic FEM and one by present model for center cracked plate

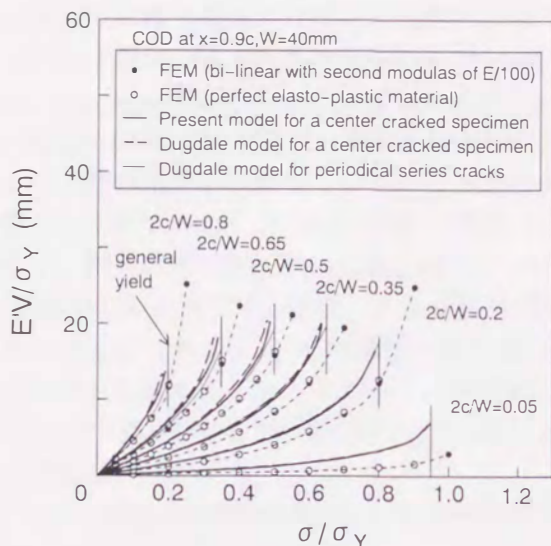


Fig. A-15 Comparison between COD at $x = 0.9c$ calculated by using elastoplastic FEM and one by present model for center cracked plate

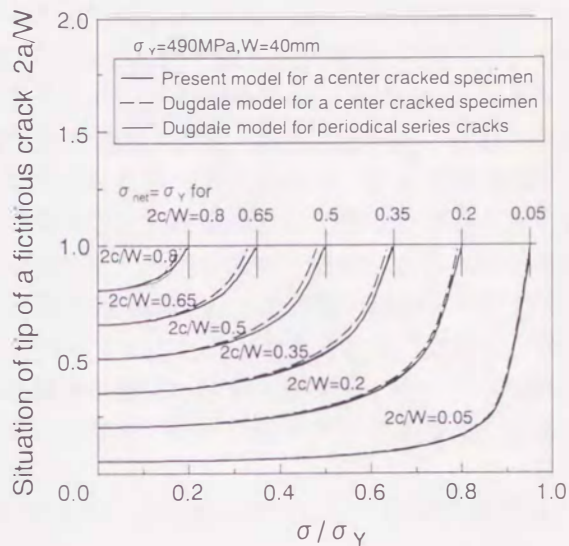


Fig. A-16 Growth of a fictitious crack for each model

図より明らかなように、固有応力法を応用した結合モデルによる COD は、仮想き裂先端近傍でき裂を閉口させる力が働くので、Dugdale モデルによる COD よりも僅かに小さな値となっている。また、弾塑性 FEM 解析による COD と比較すると、Dugdale モデルによる COD と同様、固有応力法を応用した結合モデルによる COD が大きくなっている。すなわち、固有応力法を応用した結合モデルは、Dugdale モデルと同様、仮想き裂領域では y 方向の単軸応力状態を仮定しており、実際問題への適用に当たっては、塑性拘束係数を導入して、見掛け降伏点を上昇させたものを使用する必要がある。なお、完全弾塑性体による FEM 解析結果と bi-linear の応力～ひずみ関係を有する材料の FEM 解析結果を比較すると、完全弾塑性体によるものの方が僅かに COD が大きくなっているものの、両者はほぼ等しい。また、中央貫通き裂材の Dugdale モデルによる COD と周期き裂の Dugdale モデルによる COD を比較すると、自由端における x 方向変位の拘束の影響により、周期き裂の Dugdale モデルによる COD の方が小さい値となっている。

Fig. A-16 には、中央貫通き裂材における固有応力法を応用した結合モデルと Dugdale モデルによる仮想き裂先端位置と外応力の関係を示す。図中には、各き裂長に対して実断面が全面降伏する公称応力の値も縦線で示す。また、図中には参考のため周期き裂に対する Dugdale モデルによる結果も示すが、その結果は、固有応力法を応用した結合モデルによる結果にほとんど一致している。一方、Fig. A-13～Fig. A-15 に示したように、固有応力法を応用した結合モデルによる COD と Dugdale モデルによる COD はほとんど差は認められなかったにもかかわらず、仮想き裂の成長については高応力側で Dugdale モデルによるものより固有応力法を応用した結合モデルによるものの方が小さくなっている。

また、図より明らかなように、固有応力法を応用した結合モデルでは、実断面応力 σ_{net} が降伏応力に近づくにつれて仮想き裂先端が連続的に試験片端部に達するという妥当な傾向を示すのに対し、中央貫通き裂材の Dugdale モデルでは、実断面が全面降伏する公称応力以前に仮想き裂

先端が試験片端部にまで成長するという矛盾が生じている。この原因として、中央貫通き裂材のき裂面に双集中荷重が作用する場合の K 値、すなわち(A.37)式の精度が悪いことが考えられる。しかしながら、(A.37)式の精度は全ての $2a/W$ および x/a において最大1%の誤差であり⁸⁾、たとえば $2c/W = 0.8$ の場合のDugdaleモデルによる結果において全面降伏($2a/W = 1$)となる時点の σ_{net}/σ_Y は0.903であり、実断面応力が約10%程度降伏応力より低くなることから、 K 値の誤差から上記の結果を引き起こしているとは考えられない。したがって、以上のことより塑性域をき裂としてモデル化し、そのき裂面に降伏点に等しい弾性応力が結合力として働くというだけの条件で、塑性問題を弾性問題に置き換えるというDugdaleモデルの手法は、塑性による K 値の減少(仮想き裂中央部では、塑性により K 値が増加し、仮想き裂先端付近では K 値が減少するが全体としては K 値は減少する)を無視した第1近似モデルとなっているものと考えられる。ただし、固有応力法を応用した結合力モデルも、塑性域の応力状態を単軸応力状態と仮定し、さらに塑性域での固有ひずみ分布をき裂垂直方向に一樣と仮定しているなど、第一近似モデルであることは言うまでもない。

次に、Fig.A-13の結果をもとに塑性拘束係数 ξ を求める。き裂開口変位は、一般的に表すと

$$V(x) = \zeta(x, c, \sigma, \sigma_Y) \quad (\text{A.40})$$

という関数形で表される。通常の塑性拘束係数 ξ の定義では、 ξ を導入した場合のCODは

$$V(x) = \zeta(x, c, \sigma, \xi \sigma_Y) \quad (\text{A.41})$$

で与えられる。ここで、全面降伏時の結果と弾塑性FEM解析結果から ξ を求めると、Fig.A-17のようになる。図中には、中央貫通き裂材のDugdaleモデルに対して求めた結果も同時に示す。図

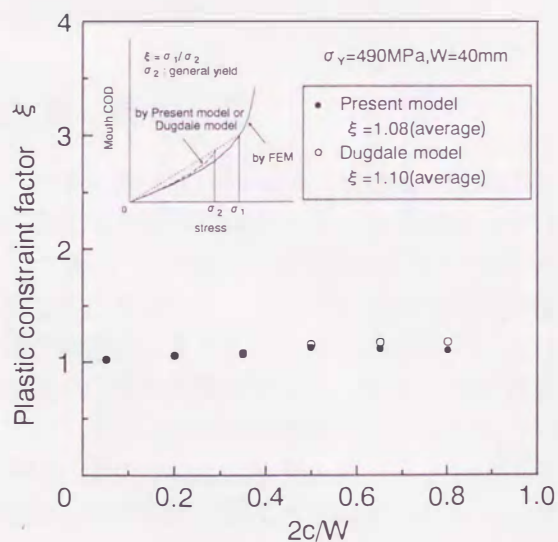


Fig. A-17 Relative crack length dependency on plastic constraint factor

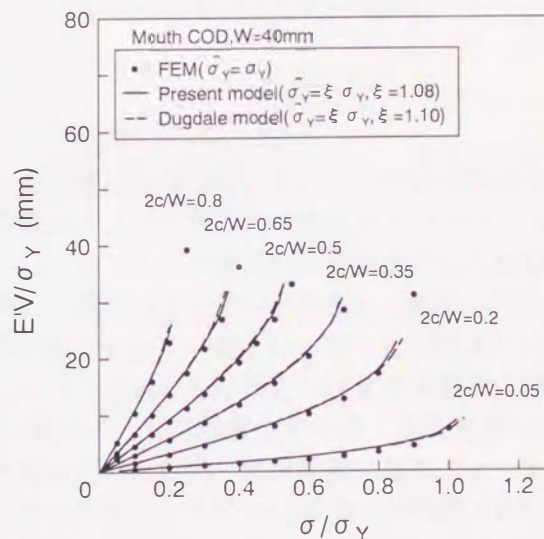


Fig. A-18 Comparison between mouth COD calculated by using elasto-plastic FEM and one by present model with plastic constraint factor ξ

より分かるように、両モデルとも ξ はき裂が大きくなるとともに僅かに大きくなる傾向を示す。き裂長さに関係なく一定の塑性拘束係数となるものと仮定してその平均値をそれぞれ求めると、固有応力法を応用したモデルでは $\xi = 1.08$ 、Dugdaleモデルでは $\xi = 1.10$ であった。それぞれの塑性拘束係数を導入してCODを求め、Fig.A-13の弾塑性FEM解析結果と比較したものがFig.A-18である。図より明らかなように、塑性拘束係数を導入することにより両モデルともに実際のCODをほぼ推定できる。

Fig.A-19には、 $2c/W=0.5$ の場合について、 ξ を導入した固有応力法を応用したモデルによるき裂開口変位形状を求めた結果を示す。図中には、弾塑性FEM解析結果も同時に示す。図より明かなように、実き裂先端近傍ではFEMの解析結果よりもCODが大きくなっているが、中央部におけるき裂開口形状は両者よく一致している。また、図中には $\sigma_{net}/\sigma_Y = 0.8$ の場合で、き裂中央のCODが固有応力法を応用したモデルによるCODと一致するように塑性拘束係数を定め、中央貫通き裂材のDugdaleモデルによりCODを求めた結果についても破線で示す。図より分かるように、き裂面に等価仮想外応力が働くため、固有応力法を応用したモデルのCODの方が実き裂先端近傍で小さくなっている。

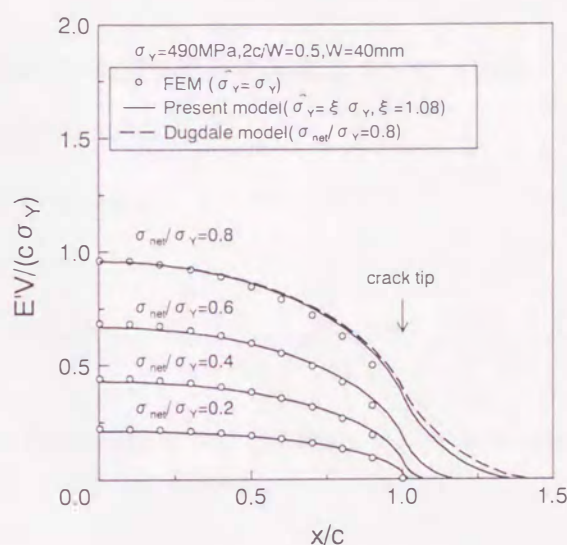


Fig. A-19 Calculation results of configuration of COD ($2c/W=0.5, W=40\text{mm}$)

A.6 おわりに

大規模降伏条件下では、単純な弾性学による重ね合わせはできない。そこで、溶接残留応力や溶接変形の推定で適用している固有応力法の仮想体積力および仮想外力の概念をオペレーターとして用い、塑性変形を弾性学的に取り扱う方法について言及し、き裂の結合モデルにこれを応用した。すなわち、き裂面に垂直な面内の塑性域内に一様な固有ひずみが存在し、垂直な面内で仮想体積力により生じる力と仮想外力による力が常に釣り合っているという第一近似により仮想体積力が働く位置を決定し、両者による K 値と等しくなる等価な仮想外応力が仮想き裂面に働くという結合モデルを構築した。そして、中央貫通き裂材のき裂開口変位を求め、弾塑性FEM解析ならびにDugdaleモデルによるき裂開口変位と比較検討した結果、実際問題に適用するためには塑性拘束係数を導入する必要があるが、固有応力法を応用したモデルの有効性が確認された。

また、固有応力法を応用したモデルを基礎とした疲労き裂開口モデルを用いることにより、Dugdaleモデルより仮想き裂長さが短く、さらに実き裂先端近傍のCODが小さく評価されるので実き裂内に取り込まれる残留引張変形層が薄くなることから、第4章で述べた過去の履歴の影響が緩和される可能性があることが判明した。しかし、計算時間が膨大となるという欠点がある。今後プログラムの改良等で計算時間を短縮するとともに、このモデルを基礎としたき裂開口モデルにより、過大荷重効果などの定量化に関する研究を行う必要がある。

参考文献

- 1) 松岡：溶接製殻構造物の残留応力に関する一解法, 日本造船学会論文集, Vol.153, (1983) p.210
- 2) たとえば、岡村：線形破壊力学入門, 培風館, (1976)
白鳥、三好、松下：数値破壊力学, 実教出版, (1980)
- 3) D. S. Dugdale : Yielding of Steel Sheets Containg Slits, J. Mech. Phys. Solids, Vol.8, (1960) p.100
- 4) 藤本：固有歪にもとづく溶接残留応力の解析法, 鉄道技術研究所速報, No.60, (1960)
- 5) 渡辺, 佐藤：溶接力学とその応用, 朝倉書店, (1965)
- 6) 松岡：固有応力, 日本造船学会誌, No.646, (1983) p.35
- 7) 竹内：熱応力, 日新出版, (1971) p.41
- 8) H .Tada, P. C. Paris and G. Irwin : The Stress Analysis of Cracks Handbook, 2nd Edition, Paris Production Inc., (1985)
- 9) P. C. Paris : The Mechanics of Fracture Propagation and Solution to Fracture Arrester Problem, Document D2-2195, The Boeing Company, (1957)

謝辞

本研究は、九州大学工学部船舶海洋システム工学科教授 豊貞雅宏 博士のご指導の下行われたものである。研究遂行にあたり、終始懇切なご指導、ご鞭撻を頂きました先生に対し、心より深甚なる謝意を表します。

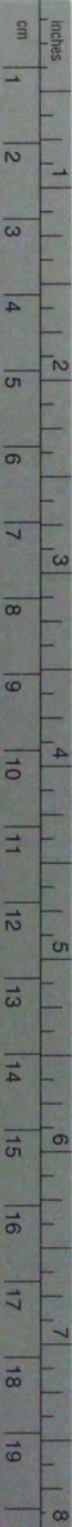
本論文の審査にあたり、有益なるご助言を頂きました九州大学工学部船舶海洋システム工学科教授 福地信義 博士、九州大学工学部機械工学科教授 村上敬宜 博士、九州大学工学部航空工学科教授 久能和夫 博士に厚く御礼申し上げます。

九州大学工学部船舶海洋システム工学科生産システム工学講座の助教授 後藤浩二 博士、山口喜久次 助手には本研究に対する暖かいご援助、ご助言を頂きました。また、山本昭夫 技官、村上幸治 技官には試験片および実験装置の製作にご援助頂きました。さらに、応力拡大係数の解析には九州大学工学部化学機械工学科教授 宮崎則幸 博士らが開発した境界要素法による解析プログラムを使用させて頂きました。ここに謹んで感謝の意を表します。

本研究の主な内容については、(社)日本造船学会材料・加工委員会材料分科会(主査、東京大学名誉教授 町田進 博士)、日本造船研究協会第216研究部会(部会長、東大名誉教授 藤田譲 博士)、日本造船研究協会第219研究部会(部会長、東大名誉教授 町田進 博士)の委員の皆様により有益なご討論を賜りました。ここに記して謝意を表します。

最後に、本研究の遂行に当たって、九州大学工学部造船学科および船舶海洋システム学科第6講座の卒業生・在学生には本論文の一部を卒業論文および修士論文のテーマとして実施して頂きました。ここに厚く御礼申し上げます。





Kodak Color Control Patches

© Kodak, 2007 TM: Kodak

Blue Cyan Green Yellow Red Magenta White 3/Color Black



Kodak Gray Scale



© Kodak, 2007 TM: Kodak

A 1 2 3 4 5 6 M 8 9 10 11 12 13 14 15 B 17 18 19

