下限界応力拡大係数 ΔK_{th} に及ぼすき裂寸法と材質の影響*

村上 敬宜**, 松田 健次***

Dependence of Threshold Stress Intensity Factor Range ΔK_{th} on Crack Size and Geometry, and Material Properties

by Yukitaka MURAKAMI and Kenji MATSUDA

The dependence of ΔK_{th} on crack size and geometry, and Vickers hardness H_V under stress ratio $R = -1$ was studied. The effects of crack size and geometry are unified with a geometrical parameter $\sqrt{area}$ which is the square root of the area occupied by projecting defects or cracks onto the plane normal to the maximum tensile stress. The dependence of ΔK_{th} on $\sqrt{area}$ is expressed by $\Delta K_{th} \propto (\sqrt{area})^{1/3}$ and that of ΔK_{th} on H_V is expressed by $\Delta K_{th} \propto (H_V + C)$. For small cracks and defects with $\sqrt{area} \leq 1000 \mu m$, the following equation for predicting ΔK_{th} and the fatigue limit σ_u are available:

$$\Delta K_{th} = 3.3 \times 10^{-3} (H_V + 120) (\sqrt{area})^{1/3}$$

$$\sigma_u = 1.43 (H_V + 120) / (\sqrt{area})^{1/6}$$

where the units in these equations are ΔK_{th} : MPa·m^{1/2}, σ_u : MPa, $\sqrt{area}$: μm .

For cracks and defects with $\sqrt{area} > 1000 \mu m$, the dependence of ΔK_{th} on crack size gradually changes from $(\sqrt{area})^{1/3}$ to $(\sqrt{area})^0$ and this causes the difference in the exponent n in the equation of the type $\sigma_u^n \ell = C$ which was first obtained by N.E. Frost, and was confirmed later by other researchers. Although the tendency of many data indicates that there may be a linear correlation between ΔK_{th} for a large crack and H_V , more systematic studies are necessary to establish the exact relationship between ΔK_{th} and H_V .

Key Words: Fatigue, Crack, Threshold Stress Intensity Factor Range, Crack Size, Crack Geometry, Crack Area, Vickers Hardness, Fatigue Limit

1. 緒 言

き裂を含む機械や構造物の許容応力を決定するには ΔK_{th} または $\Delta K_{eff,th}$ を知る必要がある。しかし、この両者とも利用に際して不都合な点を有している。両者とも種々の条件によって影響を受けるが、いま仮りに応力比と環境を一定とした場合に問題となる主な影響因子を挙げると次のようになる。

$$\Delta K_{th} \cdots \cdots \begin{cases} \text{材質} \\ \text{き裂の形状と寸法} \end{cases}$$

$$\Delta K_{eff,th} \cdots \cdots \text{材質}$$

ΔK_{th} , $\Delta K_{eff,th}$ ともに材質に依存することは当然であるが、 ΔK_{th} はき裂の寸法と形状の関数となる^{(1)~(3)} ので、この点が応用に対して障害となる。一方、 ΔK_{eff} は、き裂の寸法にはほぼ関係なく微小き裂から大きいき裂までの伝ば挙動を表わし⁽⁴⁾、その結果、 $\Delta K_{eff,th}$ はき裂の寸法や形状にほとんど影響されないといわれてい

る⁽⁵⁾ ので、応用に際して有利のように見えるが、実際の構造物の負荷状態に応じて開口比 U を求めて ΔK_{eff} を決定し、 $\Delta K_{eff,th}$ と比較して許容応力を決めることになるので必ずしもそうではない。開口比 U は実際に測定するか仮定しなければならない。

そこで、本論文では、 ΔK_{th} を利用する立場を採り、き裂の寸法と形状の関数としての ΔK_{th} の特性を明らかにすることを一つの目的とする。き裂の寸法と形状は種々雑多であるので、それらを統一するためには適切な幾何学的パラメータを見つけないといけない。これに関しては、著者らのグループによるこれまでの研究によって、き裂、欠陥あるいは切欠きを最大主応力方向に投影した投影面積の平方根 $\sqrt{area}$ が有効であることを示してきた^{(6)~(11)}。その結果、応力比 $R = -1$ において $\sqrt{area} \leq 1000 \mu m$ を満たす種々の三次元き裂に対して、 ΔK_{th} と疲労限度 σ_u は材料の種類にあまり関係なく次式で与えられることが明らかにされた⁽¹²⁾。

$$\Delta K_{th} = 3.3 \times 10^{-3} (H_V + 120) (\sqrt{area})^{1/3} \cdots \cdots (1)$$

$$\sigma_u = 1.43 (H_V + 120) / (\sqrt{area})^{1/6} \cdots \cdots (2)$$

* 昭和 61 年 4 月 1 日 第 63 期通常総会講演会において講演、原稿受付 昭和 60 年 11 月 1 日。

** 正員、九州大学工学部 (〒812 福岡市東区箱崎 6-10-1)。

*** 学生員、九州大学大学院。

ここで、上式の記号の単位は、 ΔK_{th} : MPa $\cdot$ m^{1/2}, σ_u : MPa, $\sqrt{area}$: μ m である。

式(1)は、き裂長さ ℓ が短い二次元き裂の場合には

$$\Delta K_{th} \propto \ell^{1/3} \dots\dots\dots (3)$$

が成立することを意味している。

しかし、N.E.Frost⁽¹³⁾ はき裂材の疲労限 σ_u とき裂長さ ℓ の間に

$$\sigma_u^3 \ell = C_1 \quad (\text{N.E.Frost}) \dots\dots\dots (4)$$

が成立することを示しており、この式を式(3)の形式で書くと、次式となる。

$$\Delta K_{th} \propto \ell^{1/6} \dots\dots\dots (5)$$

小林⁽¹⁴⁾ は、同様な関係

$$\sigma_u^4 \ell = C_2 \quad (\text{小林・中沢}) \dots\dots\dots (6)$$

が成立すると報告しているが、これも式(3)の形式で書くと次式のようになる。

$$\Delta K_{th} \propto \ell^{1/4} \dots\dots\dots (7)$$

式(3)、(5)および(7)は互いに矛盾するが、それぞれの実験結果をよく表わしているの、違いの原因は、それぞれがある限られた条件の実験結果を検討しているところにあると思われる。本論文ではこの違いの原因は、き裂寸法の差にあると見て、きわめて微小なき裂から大きいき裂までの ΔK_{th} の変化を詳細に調べる。なお、式(1)は、おもに切欠き材、人工微小穴材のデータを利用して得たものであるので、本研究では、人工微小穴材から発生した疲労き裂を有するき裂材に対して、式(1)の有効性を確認することも一つの目的にした。

また、式(1)によれば、微小き裂材の ΔK_{th} はビッカース硬さ H_v と関係づけられることを示しているが、大きいき裂と H_v 、あるいは他の材質パラメータとの関係はまだ明確でない。そこで、 ΔK_{th} のき裂寸法依存性を明らかにした後に、大きいき裂の ΔK_{th} と H_v の関係を検討する。

2. 使用材料、試験片の形状および実験方法

本論文では、おもに他の論文の値を再整理するとともに、緒言でも述べたように、微小き裂材に対する予

測式(式(1))が新たに計画したき裂材の実験結果に当てはまるかどうかを検討し、 ΔK_{th} のき裂寸法依存性を分析した。

図1に実験の手順を示す。使用材料は、市販のS45C圧延丸棒(直径約26 mm)で、表1に素材の化学成分を示す。素材は844℃で1時間焼なまし後、機械加工した。表2に焼なまし材の機械的性質を示す。

図2、図3に試験片の形状を示す。試験片は機械加工後、電解研磨によって表面層を直径当り50 μ m程度除去した。

図2の表面き裂材作成用試験片は、電解研磨後、試験片の最小断面部にドリルで、図2(b)に示すような微小穴をあけた後、応力284.2 MPaで回転曲げ疲労試験機にかけ、所定の長さの表面き裂を発生させた。250 μ mの表面き裂材を作成するときの微小穴径は50 μ m、また500 μ mと1000 μ mの表面き裂材を作成するときの微小穴径は100 μ mで、穴の深さは穴径と同じにした。これらのき裂材は、それぞれ1本の試験片で疲労限を求めるという意図で、真空中で600℃1時間の焼なましを行った後、まず予測される疲労限より低い応力で実験を行い、10⁷回で破断しなかった場合、再び同じ条件で真空焼鈍後、新たに伸びて大きくなったき裂をもつ表面き裂材として、再負荷して試験を行った。再負荷の応力は、変化した表面き裂長さから予測される疲労限との差が徐々に小さくなるように

表1 化学成分 %

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
0.46	0.22	0.74	0.024	0.026	0.01	0.02	0.15

表2 機械的性質

$\sigma_{3\ell}$	σ_B	σ_T	Hv	ψ
356	663	1043	170	43.9

$\sigma_{3\ell}$: Yield stress MPa, σ_3 : Ultimate tensile strength MPa

σ_T : True fracture strength MPa

Hv: Vickers hardness kgf/mm², ψ : Reduction of area %

図1 実験までの手順

決めた。この操作を破断するまで繰り返すが、 10^7 回の繰り返しに耐えた最後の試験での応力を、そのときの表面き裂長さでの疲労限とした。また、さらに小さい表面き裂材の疲労限は、 $50\text{ }\mu\text{m}$ の径の微小穴から、 $210\text{ }\mu\text{m}$ の表面き裂を作成した試験片を数本用いて求めた。

図4は、微小穴から発生したき裂の例である。微小穴径に比べ、き裂寸法は十分に大きいことが分かる。

図3の切欠き材の切欠き形状は、 60° V型円周切欠きである。切欠き深さは 3 mm と 5 mm の2種類で、切欠き半径 ρ は、ともに同材料の分岐点の切欠き半径 ρ_0 (約 0.25 mm)⁽¹⁵⁾より小さくとり、 $\rho = 0.1\text{ mm}$ とした。試験片は、電解研摩後、真空中で 600°C 1時間の焼なましを行った後実験に供した。なお、疲労限度

は 10^7 回の繰り返しに耐えた最高の公称曲げ応力のことであり、試験応力のきざみは 4.9 MPa (0.5 kgf/mm^2)とした。

試験片のマイクロビッカース硬さの測定 (荷重 200 g) は、電解研摩後の平滑材について行い、最小断面部付近を全周にわたって8か所測定し、その平均をとった。4種のき裂材に硬さのばらつきはほとんどなく $H_v \approx 170$ であった。

本研究で使用した試験機は、小野式回転曲げ疲労試験機 (容量 98 Nm 、回転数約 2300 rpm) である。

3. 実験結果と考察

表3と表4に疲労試験の結果を示す。表面き裂材 (表3) については、式(2)による予測値との誤差も検討した。

図5に、各表面き裂材の破断面を示す。き裂は微小穴からほぼ半円状に発生していた。疲労限でのき裂の軸方向投影面積は、破面に残ったき裂痕の表面長さ $2a$ と深さ b を測定し、アスペクト比 b/a の半円として計算した。アスペクト比は1より若干小さい。

図6に、各表面き裂材が破断に至るまでに 10^7 回ごとに負荷した応力と表面き裂長さの変化を示す。またき裂形状をアスペクト比 $b/a = 1$ として、疲労限度を式(2)で予測した曲線も示しているが、この場合はき裂面積を過大評価しているため、予測値は過小評価になっている。

図7は、円周切欠き材の疲労限において、切欠き底から発生した停留き裂を示している。 $t = 3\text{ mm}$ 及び $t = 5\text{ mm}$ の切欠き材はともに、切欠き底全周からき裂が発生していた。本研究では、試験前の欠陥投影面

(a)

(b) Shape and dimension of drilled hole.

図2 表面き裂材作成用微小穴試験片

図3 切欠き試験片

図4 微小穴から発生したき裂

表3 表面き裂材の疲労限度と式(2)による予測値との比較

Surface crack length (Fig.4) $2a\text{ }\mu\text{m}$	Aspect ratio	$\sqrt{\text{area}}\text{ }\mu\text{m}$	Fatigue limit MPa		Error %
			Expt	Pred.	
213	0.700	112	200.9	188.9	-6.0
450	0.641	226	176.4	168.0	-4.8
709	0.832	405	156.8	152.5	-2.7
1313	0.927	792	137.2	136.3	-0.7
Plain specimen	—	—	259.7	—	—

表4 切欠き材の疲労限度

Notch depth $t\text{ mm}$	Fatigue limit MPa
3.0	83.3
5.0	83.3

図5 表面き裂材の破断面 (2aは各 σ_w の値で耐えたき裂の表面長さ)

図6 き裂材の疲労限の決定方法

図7 疲労限において切欠き底から発生した停留き裂 (t: 切欠き深さ, t': き裂長さ)

図8 $\Delta K_{th} / (H_v + 120)$ と $\sqrt{area}$ 及び t の関係

積を基準にして ΔK_{th} の計算を行っているの、切欠き材の場合は初期切欠き深さをき裂長として採用している。

図8には、表3と表4の実験結果をもとに、横軸にき裂面積の平方根 $\sqrt{area}$ 又は切欠き深さ t、縦軸に $\Delta K_{th} / (H_v + 120)$ をとって整理したものを示す。ここで、表面き裂材の ΔK_{th} は次式を用いて計算した⁽¹⁰⁾。

$$K_{I\max} \cong 0.65 \sigma_0 \sqrt{\pi \sqrt{area}} \quad \dots \dots \dots (8)$$

ここで、 $K_{I\max}$ はき裂全線の K_I の最大値であり、 ΔK_{th} の計算には σ_0 の代わりに $2\sigma_w$ を代入する。また、円周切欠き材の ΔK_{th} の計算には次式を用いた⁽¹⁶⁾。

$$K_I = F_I(\lambda) \sigma \sqrt{\pi d' t / D}, \quad \lambda = d / D$$

$$F_I(\lambda) = \frac{3}{8} \left(1 + \frac{1}{2} \lambda + \frac{3}{8} \lambda^2 + \frac{5}{16} \lambda^3 + \frac{35}{128} \lambda^4 + 0.531 \lambda^5 \right) \quad \dots \dots \dots (9)$$

ここで、 ΔK_{th} の計算には σ の代りに最小断面の公称曲

け応力の2倍を代入する。また、微小き裂材の $\sqrt{area}$ と浅い円周切欠き材のき裂深さとの換算は、

$$area = 10t^2 \quad \dots\dots\dots (10)$$

の式によっている⁽¹⁰⁾。図8には著者ら⁽⁶⁾⁽¹⁷⁾と西谷ら⁽¹⁵⁾のS45Cの切欠き材及び微小穴材についての結果もプロットした。微小穴材の $\sqrt{area}$ は、微小穴を軸方向に投影した面積 $area$ をもとに計算している。き裂材の4点は、式(1)の直線上に精度良くのっていることが分かる。また、 $\sqrt{area}$ が 1000 μm 程度で傾きが変化し、それより大きい領域では $\Delta K_{th} = \text{const}$ となっている。

前報⁽¹²⁾で $\sqrt{area}$ が 1000 μm より小さい場合には、式(1)、式(2)により主として人工微小穴および切欠きを含む多くの材料の疲労限度を、かなり良い精度で予測することができることを明らかにしたが、今回の実験で、人工微小穴から発生した表面き裂に対してもその有効性が確認され、種々の微小欠陥と微小き裂が式(1)と式(2)で統一的に扱えることが証明された。

4. 従来の研究結果の比較検討

従来から多くの研究者により、き裂材の疲労限とき裂寸法の関係の研究結果が報告されている。ここではN.E.Frost〔式(4)、(5)〕、小林・中沢〔式(6)、(7)〕、北川・高橋⁽¹⁸⁾及びEl Haddadら⁽¹⁹⁾の研究結果を比較検討する^(注)。

これらの研究結果はいずれも、き裂を代表する寸法としてき裂長さ ℓ を採用しているのに対し、式(1)と(2)では、形状パラメータとして欠陥または微小き裂を最大主応力方向に投影した投影面積の平方根 $\sqrt{area}$ を採用しており、ここが大きく異なるところであるが、比較の際の便宜のために、形状パラメータとして切欠き深さまたはき裂長さを採用して検討を行う。

4.1 N.E.Frost⁽¹³⁾及び小林ら⁽¹⁴⁾⁽²⁰⁾の結果の検討

この両者の結果は、いずれも $(\log \ell - \log(\Delta K_{th}))$ プロットでは直線関係にあることを示しているが、その傾きが異なっている。この主な原因は、緒言で述べたように実験で対象としたき裂寸法の差にあると考えられるので、両者が実験を行ったき裂寸法の範囲に注目して検討を行う。

小林らは、3種の材料を用いて、円周切欠き及び円周疲れき裂材の回転曲げ試験を行っている。小林らの実験結果から式(9)を用いて ΔK_{th} を求め、縦軸に

$\Delta K_{th}/(H_v+120)$ をとって整理したものを図9に示す。

また同図には、西谷ら^{(15)(21)~(25)}による円周切欠き材の一連の実験データもプロットした。ただし、採用したデータはいずれも切欠き底に停留き裂が存在する場合のものである。

西谷らの結果から、切欠き深さが 0.3 mm 前後 ($\sqrt{area}$ で 1000 μm 程度)で、傾きが 1/3 から 0 へと変化していることが分かる。小林らのデータは西谷らの結果と良く一致しているが、小林らが実験を行ったき裂及び切欠きの深さの範囲は 0.03 mm ~ 1.0 mm で、図9上で傾きが遷移している部分に相当している。その結果、これらのき裂寸法の範囲のデータから求められるき裂深さと ΔK_{th} の関係は、傾きが式(1)より小さくなったものと思われる。

次に、図10にN.E.Frostらの実験結果を整理したものを示す。Frostらが実験で対象としたき裂寸法の範囲は 0.1 mm ~ 数10 mm で、これは小林らと同様に、 $\log(\Delta K_{th})$ と $\log \ell$ の関係の傾きが遷移している部分に相当しているが、き裂寸法が小林らよりさらに大きい範囲であるために、予測式の傾きは小林らのもの〔式(7)〕よりさらに小さくなったものと思われる。

また Frost らは、軟鋼に対して次の関係式が成立すると報告している。

$$\sigma^3 \ell = 4.91 \times 10^5 \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 σ ：無限大の試験片に置き換えた場合の疲労限度〔MPa〕

ℓ ：き裂の有効長さ〔mm〕

表5は、Frostらの実験結果と式(11)による疲労限度の予測値を比較したものである。同表によると、全体的にはかなり精度良く、式(11)により疲労限度が予測されている。しかし、各材質での一連の実験結果に

図9 小林らの結果と西谷らの円周切欠き材のデータの比較

注目すると、実験に用いた大半の材質において、き裂寸法の減少とともに誤差が負から正の値に変化していることが分かる。このことは、もっと小さいき裂寸法の範囲の実験を行うと誤差が更に増加し、疲労限度の予測値は危険側にずれることを示している。

以上の考察によって、式(3)、Frostらの式(5)及び小林らの式(7)が互いに矛盾している主な原因は、

図10 N.E.Frostらの実験結果による $\Delta K_{th} / (H_v + 120)$ と切欠き及びき裂深さの関係

表5 N.E.Frostらによる実験結果と式(11)による疲労限度の予測値との比較

Material [Steel]	Hv	Effective crack length mm	Fatigue limit MPa		Error %
			Expt	Pred.	
A:0.26%C	131	0.1	167.1	170.0	1.7
B:0.22%C	127	2.8	56.9	56.0	-1.7
		2.1	64.6	61.6	-4.6
		1.5	72.1	68.9	-4.5
		0.9	83.6	81.7	-2.3
		0.55	95.0	96.3	1.4
		0.25	114.0	125.2	9.9
C:0.22%C	127	20.9	32.8	28.6	-12.7
		15.1	31.0	31.9	3.0
		10.7	35.4	35.8	1.2
		7.1	39.2	41.0	4.7
D:0.22%C 0.11%C	127	5.6	46.3	44.4	-4.1
	119	5.3	46.0	45.2	-1.7
E:0.15%C	131	1.35	68.2	71.4	4.7
F:0.12%C 0.05%C	93	26.4	26.6	26.5	-0.3
	86	8.1	38.0	39.3	3.4
unknown		5.2	45.9	45.5	-0.7
		2.64	63.2	57.1	-9.7
G:0.53%C 0.08%C 0.12%C	180	3.0	69.1	54.7	-20.9
	91	0.54	86.6	96.9	11.9
	119	0.25	121.5	125.2	3.1
H:0.44%C	168	10.2	37.8	36.4	-3.8
		2.54	54.1	57.8	6.9

Frostら及び小林らが実験で対象としたき裂寸法が、 $(\log \ell - \log(\Delta K_{th}))$ のグラフ上で ΔK_{th} のき裂長さ依存性が変化している部分に相当しているためであることが明らかになった。また、Frostら、小林らはともに異なる材質の疲労限度を同一式で予測しているが、これは両者が実験に使用した材質の硬さがそれほど高くなく、また差も小さいために、結果にその違いが顕著に現われなかったためと思われる。

前報⁽¹²⁾では式(1)に示すように、微小き裂の ΔK_{th} に及ぼす材質因子として H_v を選び、

$$\Delta K_{th} \propto (H_v + 120) \dots \dots \dots (12)$$

なる関係があることを見出した。そして $H_v = 70 \sim 720$ の広い範囲の実験結果が、実用的に十分な精度で統一的にまとめられることを示した。式(12)は $H_v \approx 120$ 程度の場合には H_v の多少の変化は ΔK_{th} の値にあまり影響を与えないことを示している。このためFrostら及び小林らが使用した材料では、 H_v の変動に対して疲労限度が受ける影響は小さかったものと思われる。

4.2 北川・高橋⁽¹³⁾の研究

北川・高橋の結果は、き裂寸法の大きい範囲では $\Delta K_{th} = \text{const}$ 、また $\Delta K_{th} = \text{const}$ が成立するき裂寸法の下限界値より小さい範囲ではき裂寸法の減少に伴って ΔK_{th} が減少するという点で、Frostら及び小林らの結果と一致している。しかし、き裂寸法の関数としての ΔK_{th} の表現は明白に与えられておらず、き裂寸法の減少に伴い ΔK_{th} が低下して、その材料の平滑材の疲労限 $\Delta \sigma_0 = \text{const}$ 、 $\log \ell - \log(\Delta K_{th})$ のグラフ上でこう配1/2の直線に漸近すると報告している。北川らの実験方法は応力比 ≈ 0 の部分片振り一軸引張りで、著者らの実験方法と異なるが、図11に著者ら⁽⁶⁾の微小穴材の疲労限度と $\sqrt{\text{area}}$ の関係を示すと、 $\sqrt{\text{area}}$ の減少に伴って σ_w は $-1/6$ の傾きのまま上昇してゆき、ある $\sqrt{\text{area}}$ の値で平滑材の疲労限度と一致する。

図11 微小穴材の σ_w と $\sqrt{\text{area}}$ の関係⁽⁶⁾

4.3 El Haddadら⁽¹⁹⁾の研究 El Haddadらは、

2次元き裂の応力拡大係数の式に仮想のき裂長さ ℓ_f を導入することにより、次式のようなき裂長さ ℓ と ΔK_{th} の関係式を示した。

$$\Delta K_{th} = F \Delta \sigma_w \sqrt{\pi(\ell + \ell_f)} \quad \dots\dots\dots (13)$$

ここで、 F は補正係数、また ℓ_f は材料によって決まる定数であり、大きなき裂の $\Delta K'_{th}$ と平滑材の疲労限度 σ_w を用いて、次式より求められる。

$$\ell_f = \left(\frac{\Delta K'_{th}}{F \Delta \sigma_w} \right)^2 \frac{1}{\pi} \quad \dots\dots\dots (14)$$

ただし、 $F = 1.12$

ここで、西谷ら⁽¹⁵⁾のS45Cの円周切欠き材の実験結果から $\Delta K'_{th} = 8.67 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ として、 ΔK_{th} の式を決定すると次のようになる。

$$\Delta K_{th} = 0.65 \times \left(\frac{\Delta K'_{th}}{1.12 \sqrt{\pi(\ell + \ell_f)}} \right) \sqrt{\pi \sqrt{10} \ell} \quad \dots\dots\dots (15)$$

図12に、実験値と式(15)の比較を示す。式(15)は式(8)、(10)と(13)を組み合わせたものである。また図12には、式(1)の直線もプロットした。式(15)はなめらかな曲線を描き、式(1)の直線と2点で交わり、2つの交点の間では危険側にずれるが、全体的にかなり精度良く実験結果を予測している。また、河合・笠井⁽²⁶⁾は図11に示した微小穴材の結果⁽⁶⁾のうちで、ドリル径 $d = 2h$ となるものについて、 σ_w とドリル穴深さ h の関係を式(13)、(14)を用いて求め、実験点が式(13)にてよく表わせることを示している。しかしながら、 ℓ_f の物理的な意味がはっきりしておらず、同じ材質でも、円周切欠きや微小穴材、あるいは今回実験を行った表面き裂材というように、欠陥やき裂の形状が変わった場合、さらに種々の形状の三次元き裂の場合に、 ℓ_f をどのように決定すればよいかという点に問題が残る。

図12 S45C円周切欠き材の実験結果⁽¹⁵⁾の式(15)による整理

5. 大きいき裂の ΔK_{th} と H_v の関係

図(13)に、深さ 0.5 mm 以上の円周切欠き材又は円周き裂材の回転曲げ疲労試験の結果を、 ΔK_{th} と H_v で整理したものを示す。円周切欠き材の切欠き半径は、分岐点の切欠き半径 ρ_0 より小さいと考えられる結果のみ採用している。ここでは、 $H_v = 70 \sim 470$ のものについて整理したが、この範囲では、 H_v の上昇に伴い ΔK_{th} は上昇する傾向がある。しかし、ばらつきが大きく、必ずしも1つの式で統一できない。参考のため図中には、次の2つの式を記入している。

$$\Delta K_{th} = \frac{H_v}{20} \quad \dots\dots\dots (16)$$

$$\Delta K_{th} = \frac{1}{30} (H_v + 120) \quad \dots\dots\dots (17)$$

(ΔK_{th} : $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$, H_v : kgf/mm^2)

式(16)は、図13の全体的な傾向をみて作ったものである。式(17)は、式(1)が成立する $\sqrt{\text{area}}$ の上限値 $\sqrt{\text{area}} = 1000 \mu\text{m}$ を代入して得られたものである。いずれにしても、現在のところ大きいき裂の ΔK_{th} を1つの材質パラメータだけから推定することは困難である。その原因は、これらの研究においては、 ΔK_{th} に及ぼすき裂寸法の影響が明確にされていなかったために、材質の影響だけを単独に取り出した実験結果が少ないからである。その他に、荷重漸増と漸減における ΔK_{th} の違い、酸化物誘起閉口現象の違いなどによるデータのばらつきなどが考えられる。この点に関しては今後の系統的研究が必要と思われる。

図13 大きいき裂の ΔK_{th} と H_v の関係 (回転曲げ, $R = -1$)

6. 結 言

ΔK_{th} に及ぼすき裂寸法と材質の影響を詳細に検討し、次の結果を得た。

(1) $\sqrt{area} \leq 1000 \mu m$ を満たす切欠き材、人工微小穴材、および人工微小穴材から発生した疲労き裂を有する表面き裂材に対しても、前報⁽¹²⁾で得られた次式(a)と(b)の有効性が確認された。

$$\Delta K_{th} = 3.3 \times 10^{-3} (H_V + 120) (\sqrt{area})^{1/3} \dots (a)$$

$$\sigma_w = 1.43 (H_V + 120) / (\sqrt{area})^{1/6} \dots (b)$$

ここで、上式の単位は、 ΔK_{th} : MPa $\cdot m^{1/2}$, σ_w : MPa, $\sqrt{area}$: μm で、応力比 R は $R = -1$ である。

(2) 疲労限度を予測する式(a),(b), N.E.Frostらおよび小林・中沢の関係式が互いに矛盾する主な原因は、N.E.Frostらおよび小林らが実験を行ったき裂寸法の範囲が、 ΔK_{th} のき裂長さ依存性が変化している部分に相当しているためである。

(3) 大きいき裂の ΔK_{th} と H_V の間には、応力比 $R = -1$ の場合に相関が認められるが、確実な関係式を得るためには系統的な実験が必要である。

文 献

- (1) Frost, N.E., Pook, L.P. and Denton, K., *Engng. Fract. Mech.* 3 (1971), 109.
- (2) Kobayashi, H. and Nakazawa, H., *Proc. 1st ICM*, Vol. II (1972), 199.
- (3) Kitagawa, H. and Takahashi, S., *Proc. 2nd ICM* (1976), 627.
- (4) 菊川・城野・田中・高谷, 材料, 25-276 (昭51), 899.
- (5) Byrne, J. and Duggan, T.V., *Proc. Int. Conf. Fatigue Thresholds: Fundamentals and Engineering Applications*, Vol. II (1981), 759.
- (6) 村上・遠藤, 機論, 49-438, A (昭58), 127.
- (7) 村上, 機論, No. 840-2 (昭54), 1.
- (8) 村上・森永・遠藤, 材料, 34-385 (昭60), 1153.
- (9) 村上・清田・樹本・阿部, 材料学会第34期総会講演集 (1985), 148.
- (10) Murakami, Y., *Engng. Frac. Mech.*, 22-1 (1985), 101.
- (11) 遠藤・村上, 機論, No. 858-1 (昭60), 63.
- (12) 村上・遠藤, 第3回破壊力学シンポジウム講演論文集 (1985), 16.
- (13) Frost, N.E., *Proc. Instn Mech. Engrs* Vol. 173, No. 35 (1959), 81.
- (14) 小林・中沢, 機論, 36-291 (昭45), 1789.
- (15) 西谷・遠藤, 機論, 51-463 (昭60), 784.
- (16) 機械工学便覧, 材料力学 (昭59), 107, 日本機械学会.
- (17) 村上・福田・遠藤, 機論, 44-388 (昭53), 4003.
- (18) 北川・高橋, 機論, 45-399 (昭54), 1289.
- (19) El Haddad, M.H., *Trans. ASME* Vol. 101, Jan. (1979), 42.
- (20) 小林・中沢, 機論, 35-277 (昭44), 1856.
- (21) 西谷・岡坂, 機論, 39-317 (昭48), 49.
- (22) 西谷・村上, 機論, 35-275 (昭44), 1389.
- (23) 西谷・西田, 機論, 35-280 (昭44), 2310.
- (24) 西谷, 機論, 34-259 (昭43), 371.
- (25) Nisitani, H. and Kawano, K., *Proc. 13th Japan congress on Materials Research - Metallic materials*, (1968), 49.
- (26) 河合・笠井, 機論, 51-461 (昭60), 23.
- (27) 日本機械学会, 金属材料疲れ強さの設計資料, 126~131.
- (28) 西島・増田, 材料, 22-243 (昭48), 1097.
- (29) 西島, 材料, 25-268 (昭51), 53.
- (30) 大内田・樹本, 機論, 20-99 (昭29), 739.