

WES

亀裂先端開口変位（CTOD）試験方法

Standard test method for
Crack-Tip Opening Displacement (CTOD)
fracture toughness measurement

WES 1108 : 2025

令和7年X月X日 改正

一般社団法人 日本溶接協会

The Japan Welding Engineering Society

WES 1108 亀裂先端開口変位 (CTOD) 試験方法 原案作成委員会 構成表

(鉄鋼部会 技術委員会 WES2805 改正委員会 (2023) 構成表)

	氏名	所属
委員長	大畑 充	国立大学法人 大阪大学
	萩原 行人	元 上智大学
委員	川畑 友弥	国立大学法人 東京大学
	後藤 浩二	国立大学法人 九州大学
	中野 達也	国立大学法人 宇都宮大学
	三上 欣希	国立大学法人 大阪大学
	庄司 博人	国立大学法人 大阪大学
	中山 伸	一般財団法人 日本海事協会
	山下 洋一	株式会社 I H I
	京野 成利	トーヨーカネツ株式会社
	杉村 忠士	三菱重工業株式会社
	三津谷 維基	東京ガス株式会社
	萱森 陽一	日本製鉄株式会社
	大川 鉄平	日本製鉄株式会社
	米澤 隆行	日本製鉄株式会社
	崎本 隆洋	J F E スチール株式会社
	高木 芳史	J F E スチール株式会社
	杵淵 雅男	株式会社神戸製鋼所
	高嶋 康人	株式会社神戸製鋼所
本部会・幹事会	橋本 直樹	株式会社神戸製鋼所
	大森 章夫	J F E スチール株式会社
	中島 清孝	日本製鉄株式会社
事務局	下山 哲史	株式会社神戸製鋼所
	井上 健裕	日鉄テクノロジー株式会社
	田川 哲哉	J F E スチール株式会社
	金子 謙	一般社団法人日本溶接協会
	江端 幹夫	一般社団法人日本溶接協会

WES 1108 亀裂先端開口変位 (CTOD) 試験方法 原案作成 TG 構成表

	氏名	所属
リーダー	田川 哲哉	J F E スチール株式会社
メンバー	井上 健裕	日鉄テクノロジー株式会社
	萱森 陽一	日本製鉄株式会社
	高木 芳史	J F E スチール株式会社
事務局	森下 史弥	株式会社神戸製鋼所
	金子 謙	一般社団法人日本溶接協会
	江端 幹夫	一般社団法人日本溶接協会

DRAFT

制定年月日 : 平成 7 年 11 月 1 日

改正年月日 : 令和 6 年 X 月 X 日

原案作成委員会 : 一般社団法人日本溶接協会 鉄鋼部会 技術委員会 WES2805 改正委員会 (主査 大畑 充)

審議委員会 : 一般社団法人日本溶接協会 規格委員会 (委員長 山根 敏)

この規格についてのご意見又はご質問は、一般社団法人日本溶接協会業務部 (〒101-0025 東京都千代田区神田佐久間町 4-20) にご連絡ください。

目 次

	ページ
序文	1
1 適用範囲	1
2 引用規格	1
3 用語及び定義	2
4 試験装置	5
4.1 試験機と荷重測定	5
4.2 疲労予亀裂導入用装置	5
4.3 試験ジグ	5
4.4 変位計	6
5 試験片	8
5.1 試験片形状・寸法	8
5.2 疲労予亀裂	10
5.3 試験片寸法の測定	11
6 試験手法	12
6.1 ジグ及び試験片の据付け	12
6.2 負荷速度と試験片の温度	12
6.3 試験手法	13
7 試験結果の解析・判定	14
7.1 荷重 P -クリップゲージ開口変位 V_g 関係の解析・判定	14
7.2 限界 CTOD の決定法	15
8 記録及び報告	17
附属書 A (規定) 亀裂長さ測定方法	19
解説	21

まえがき

この規格は、一般社団法人日本溶接協会（以下、協会という。）の定款及び諸規定に基づいて規格案が作成され、パブリックコメント公募を経て規格委員会の審議及び理事会によって承認された日本溶接協会規格（WES）である。これによって、WES 1108:2016 は改正され、この規格に置き換えられた。

当協会は、この規格に関する説明責任を有するが、この規格に基づいて使用又は保有したことから生じるあらゆる経済的損害、損失を含め、一切の間接的、付随的、また結果的損失、損害についての責任を負わない。また、この規格に関連して主張される特許権及び著作権等の知的財産権の有効性を判断する責任も、それらの利用によって生じた知的財産権の侵害に係る損害賠償請求に応じる責任ももたない。そうした責任は、全てこの規格の利用者にある。

この規格の内容の一部又は全部を他書に転載する場合には、当協会の許諾を得るか、又はこの規格からの転載であることを明示のこと。このような処置がとられないと、著作権及び出版権の侵害となり得る。

） R A E

URAFE

日本溶接協会規格

亀裂先端開口変位 (CTOD) 試験方法

Standard test method for
Crack-Tip Opening Displacement (CTOD)
fracture toughness measurement

序文

1995年に発行された初版では **BS 7448 Part 1** と同様の幾何学的な塑性ヒンジモデルに基づく CTOD 算定式を用いていたが、評価精度の向上を図るべく CTOD 算定式に材料の加工硬化特性を考慮し、2016年に規格の改正を行った。さらに語句・表記の修正のために 2025年に規格改正を行った。

1 適用範囲

この規格は、亀裂先端開口変位 (CTOD) を用いて金属材料の破壊じん性を評価する破壊力学試験法を規定する。

この試験方法は、金属材料に対して疲労予亀裂試験片を用いて不安定破壊が開始する破壊じん性を決定するために用いられる。材料と試験温度によって、不安定破壊は疲労予亀裂先端から直接生じる場合と疲労予亀裂先端から安定進展する延性亀裂先端から生じる場合との、二つの場合がある。この規格では、延性亀裂の進展開始については評価の対象としない。

この試験方法で用いる限界 CTOD の算定式は、材料の降伏比 $R_Y = 0.6 \sim 0.98$ 、試験片厚さ $B = 10 \text{ mm} \sim 200 \text{ mm}$ の範囲で適用可能である。

この試験方法によって求められる不安定破壊開始時の CTOD (限界 CTOD のうち δ 又は δ_0) は、**WES 2805** などの構造要素の破壊安全評価、又は材料選定のための材料評価などに用いることができる。

この試験方法によって求められる限界 CTOD の値は、金属材料の破壊挙動を特徴付ける指標であるが、溶接部のような巨視的に見ても不均質な材料の取扱いについては、**WES 1109** に記述されている。

高延性・高じん性な材料では、多くの場合不安定破壊に至らず、最高荷重時の CTOD のみが評価されるようになるが、この限界 CTOD (δ_0) は不安定破壊に対するじん性指標とはならない。

2 引用規格

次に掲げる引用規格は、この規格に引用されることによって、その一部又は全部がこの規格の要求事項を構成している。これらの引用規格は、その最新版 (追補を含む。) を適用する。

JIS B 7728 一軸試験機の検証に使用する力計の校正方法

JIS G 0202 鉄鋼用語 (試験)

ISO 12135, Metallic materials – Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness

WES 1109, 溶接継手の CTOD 試験方法

WES 2805, 溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労亀裂進展に対する欠陥の評価方法

ASTM E1820, Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness

3 用語及び定義

この規格で用いる主な用語及び定義は、次によるほか、**JIS G 0202**による。また、この規格で用いる記号及びその意味は、**表 1**による。

3.1

CTOD, δ (Crack Tip Opening Displacement)

荷重負荷に伴う初期亀裂（疲労予亀裂）先端での開口変位

3.2

応力拡大係数, K (Stress intensity factor)

線形弾性体における亀裂先端近傍の応力・ひずみ場の強さを表現できる破壊力学パラメータ

3.3

安定破壊 (Stable fracture)

試験片に生じる破壊が外力仕事増分に対して進行する破壊

3.4

不安定破壊 (Unstable fracture)

試験片に生じる破壊が新たな外力仕事増分がない状況において進行する破壊

注釈 1 微視的にはへき開破壊又は粒界破壊の他、高強度鋼や高力非鉄金属ではディンプル破面を伴った微小空洞合体型破壊である場合もある。

3.5

延性亀裂 (Ductile crack)

比較的大きな塑性変形を伴って生じる亀裂

注釈 1 多くの金属材料では微視的にはディンプル破面を伴った微小空洞合体型破壊である。

3.6

ぜい性破壊 (Brittle fracture)

ほとんど塑性変形を伴わずに生じる破壊

注釈 1 微視的には、へき開破壊又は粒界破壊であることが多い。

3.7

限界 CTOD, δ_c , δ_0 及び δ_m (Critical CTOD)

亀裂先端から不安定破壊を開始した時点又は最大荷重到達時の疲労予亀裂先端での開口変位

注釈 1 δ_c は、疲労予亀裂先端から安定進展した亀裂長さ増分 Δa が 0.2 mm 未満において不安定破壊（又はポップイン）を開始した場合の CTOD。

注釈 2 δ_0 は、疲労予亀裂先端から亀裂長さ増分 Δa が 0.2 mm 以上安定進展した後に、不安定破壊（又はポップイン）を開始した場合の CTOD。

注釈 3 δ_m は、不安定破壊を生じることなく、最大荷重到達後、荷重減少した場合の最大荷重到達時の CTOD。

3.8

ポップイン (Pop-in)

荷重ークリップゲージ開口変位関係に現れる不連続点

3.9

セパレーション (Separation)

板面に平行に分離する亀裂

3.10

機械切欠き (Machine notch)

試験片加工時に初期亀裂位置に切削又はその他の方法により導入する切欠き

3.11

疲労予亀裂 (Fatigue pre-crack)

繰返し (疲労) 荷重により、機械切欠き先端に導入した亀裂

3.12

初期亀裂長さ, a_0 (Initial crack length)

箇条 6 の試験を実施する前に試験片に導入する亀裂の長さ

注釈 1 機械切欠き長さ と 疲労予亀裂長さ と の 合計寸法。

3.13

クリップゲージ (Clip gauge)

亀裂口に取り付け開口変位を計測する変位計測器

3.14

ナイフエッジ (Knife edge)

クリップゲージを取り付けるための受け具

3.15

亀裂長さ増分, Δa (Crack extension)

荷重負荷によって安定進展した亀裂長さの増分のことで、ストレッチ・ゾーン幅と延性亀裂進展量との合計寸法

3.16

ストレッチ・ゾーン幅, W_{SZ} (Stretch zone width)

疲労予亀裂先端が鈍化することによって生じる亀裂長さ増分

表 1 記号及びその意味

記号	単位	意味
a	mm	試験片の亀裂長さ
a_0	mm	初期亀裂長さの代表値 (機械切欠き長さ M と 疲労予亀裂長さ a_f の合計寸法, 試験片厚さ方向位置3箇所計測値の平均値)
a_{0min}	mm	初期亀裂長さの最小値

a_{0max}	mm	初期亀裂長さの最大値
a_{fmin}	mm	疲労予亀裂長さの最小値
a_{fmax}	mm	疲労予亀裂長さの最大値
a_f	mm	疲労予亀裂長さの代表値 (試験片厚さ方向位置3箇所計測値の平均値)
Δa	mm	亀裂長さ a の増分 (ストレッチ・ゾーン幅 W_{SZ} と延性亀裂進展量 W_{DZ} の合計寸法, 試験片厚さ方向位置3箇所での計測値の平均値)
B	mm	試験片厚さ
b_0	mm	初期リガメント長さ ($b_0 = W - a_0$)
E	N/mm ²	試験温度における材料の縦弾性係数
f_p	-	CTOD塑性項の補正係数, 材料の降伏比 R_Y 及び試験片厚さ B の関数
H	mm	コンパクト試験片の試験片高さ
K	N/mm ^{3/2}	応力拡大係数
K_{fmax}	N/mm ^{3/2}	疲労予亀裂導入時の最大応力拡大係数
\dot{K}	(N/mm ^{3/2})/s	荷重負荷に伴う応力拡大係数の増加速度
M	mm	機械切欠きの長さ
m	-	CTOD弾性項の換算係数, 材料の降伏比 R_Y の関数
N	mm	機械切欠きの幅
n	mm	機械切欠きの先端幅 (二段矩形切欠きの場合)
P	N	荷重 (試験力)
P_{fmax}	N	疲労予亀裂導入時の繰返し荷重の最大値
P_{fmin}	N	疲労予亀裂導入時の繰返し荷重の最小値
P_{fc}	N	疲労予亀裂導入時に許容される P_{fmax} の最大値
P_c	N	δ_c に対応する荷重
P_u	N	δ_u に対応する荷重
P_m	N	δ_m に対応する荷重
R	-	疲労予亀裂導入時の荷重比 ($R = P_{fmin}/P_{fmax}$)
R_Y	-	試験温度における降伏比 ($= \sigma_Y/\sigma_T$)
R_{ST}	K	ひずみ速度・温度パラメータ
r_p	-	V_p に関する回転係数
S	mm	荷重スパン長さ (三点曲げ試験片の場合)
T	°C	試験温度
V_g	mm	クリップゲージ開口変位
V_c	mm	δ_c に対応するクリップゲージ開口変位
V_u	mm	δ_u に対応するクリップゲージ開口変位
V_m	mm	δ_m に対応するクリップゲージ開口変位
V_p	mm	クリップゲージ開口変位の塑性成分量
W	mm	試験片幅
W_{SZ}	mm	ストレッチ・ゾーン幅
W_{DZ}	mm	延性亀裂進展量
Y	-	応力拡大係数の補正係数
δ	mm	CTOD, δ_{el} と δ_{pl} の和
δ_{el}	mm	CTODの弾性項
δ_{pl}	mm	CTODの塑性項
δ_c	mm	不安定破壊 (ポップイン破壊を含む。) 開始時のCTOD。ただし, 不安定破壊開始に先立ち, 安定進展した亀裂長さ増分 Δa が0.2 mm未満の場合
δ_u	mm	不安定破壊 (ポップイン破壊を含む。) 開始時のCTOD。ただし, 不安定破壊開始に先立ち, 0.2 mm以上の安定進展した亀裂長さ増分を伴う場合
δ_m	mm	不安定破壊を生じることなく, 最大荷重到達後, 荷重減少した場合の最大荷重時のCTOD
δ_{cr}	mm	限界CTODの代表値。 δ_c , δ_u 及び δ_m の総称

δ_i	mm	延性亀裂進展開始時のCTOD
ν	-	ポアソン比
σ_Y	N/mm ²	試験温度における材料の下降伏応力又は0.2%耐力
σ_{Y0}	N/mm ²	室温における材料の下降伏応力又は0.2%耐力
σ_T	N/mm ²	試験温度における材料の引張強さ
σ_{T0}	N/mm ²	室温における材料の引張強さ

4 試験装置

4.1 試験機と荷重測定

試験には油圧式又は機械式試験機を用いることができるが、いずれの試験機においても、変位制御で試験を行う。変位のフィードバック制御ができない試験機でも試験可能であるが、この場合は、試験機の形式を試験結果とともに記録する。

試験機は、荷重検出装置を備え、荷重出力とクリップゲージ出力とを記録装置に同時に記録できるものでなければならない。荷重検出装置は、JIS B 7728に規定された荷重検定器で検定しなければならない。また、負荷荷重 P が使用レンジの±1%の精度で測定できなければならない。

4.2 疲労予亀裂導入用装置

疲労予亀裂の導入に用いる試験機は、油圧式又は機械式試験機を用いることができるが、いずれの試験機においても、疲労予亀裂導入荷重が制御できなければならない。また、使用する試験機は破壊じん性試験に用いる試験機に準じた荷重検出精度をもたなければならない。疲労予亀裂導入時の最大荷重 P_{fmax} は、 P_{fmax} の1%以下の精度で測定し、記録する。

4.3 試験ジグ

試験は、三点曲げ試験片又はコンパクト試験片を用いて行う。試験ジグは、試験片とジグとの間の摩擦の影響を小さくすることが望ましい。このため、三点曲げ試験ジグでは、受けローラーが滑らかに回転できることが望ましい。負荷ジグ表面の荷重を受ける部分は、表面焼入れなどによって HRC40 以上の硬さとすることが望ましい。

コンパクト試験用ジグは、負荷ピン用穴を有するコの字形ジグとピンからなり、試験片にはピンを介して負荷をする。コの字形ジグの負荷ピン用穴はピンと平面で接するように設計し、ピンがコの字形ジグに対して滑らかに回転できることが望ましい。負荷ジグ表面の荷重を受ける部分は、表面焼入れなどによって HRC40 以上の硬さとすることが望ましい。

試験ジグの一例を図 1、図 2 に示す。

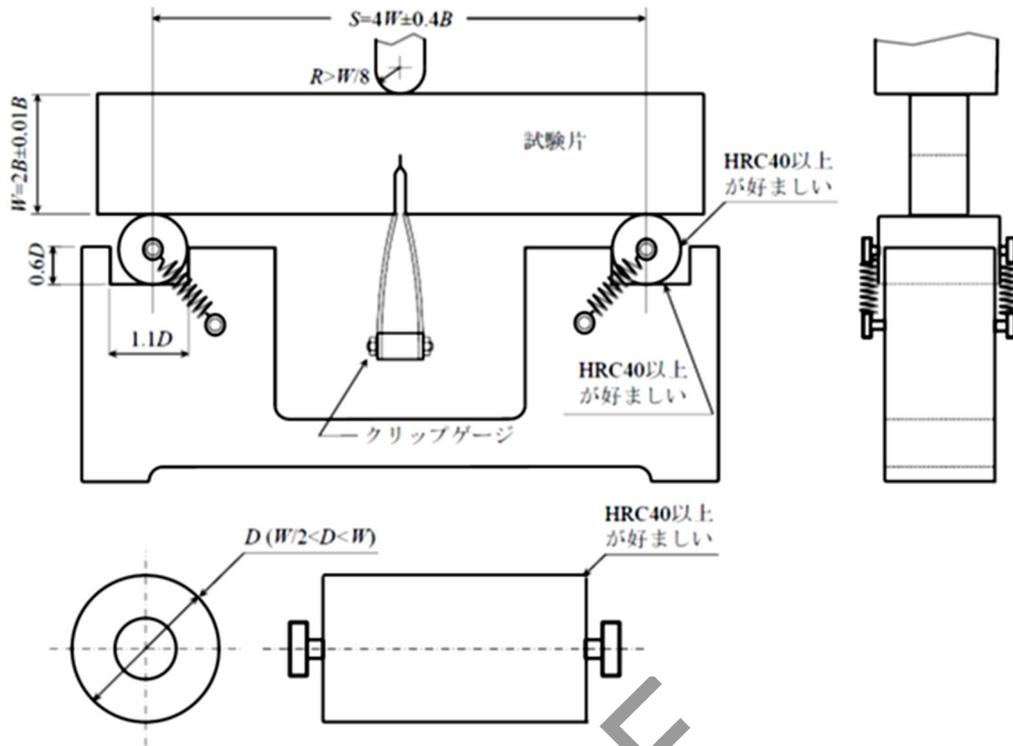
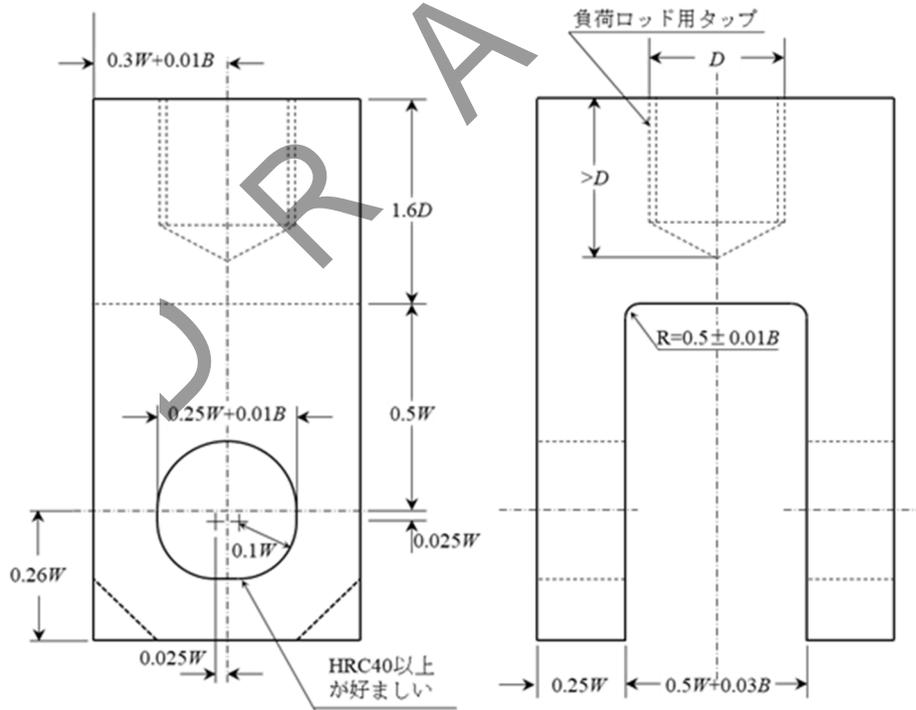


図 1—三点曲げ試験ジグ



備考：負荷ピン：負荷ピンは0.24Wの直径でHRC40以上であること。

図 2—コンパクト試験ジグ

4.4 変位計

4.4.1 推奨変位計

推奨変位計を図3、図4に示す。ただし、4.4.2の直線性及び精度を満足すれば、これ以外の変位計を用いてもよい。

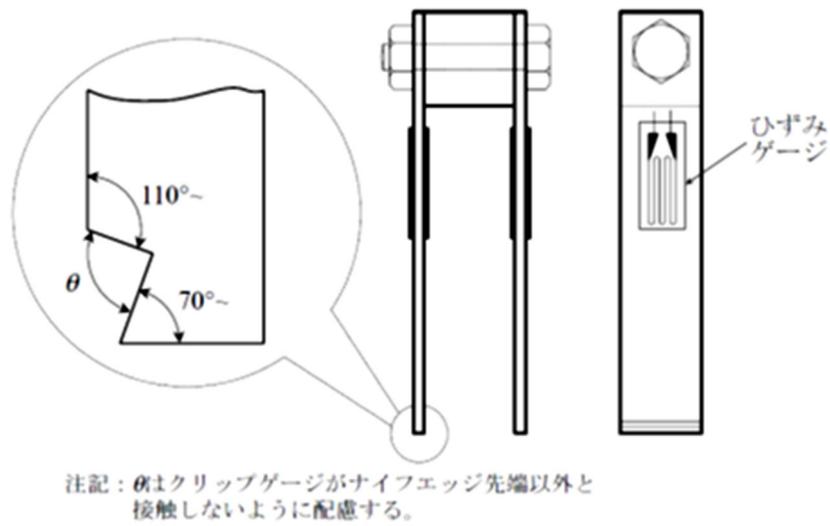


図3—カンチレバー式クリップゲージ

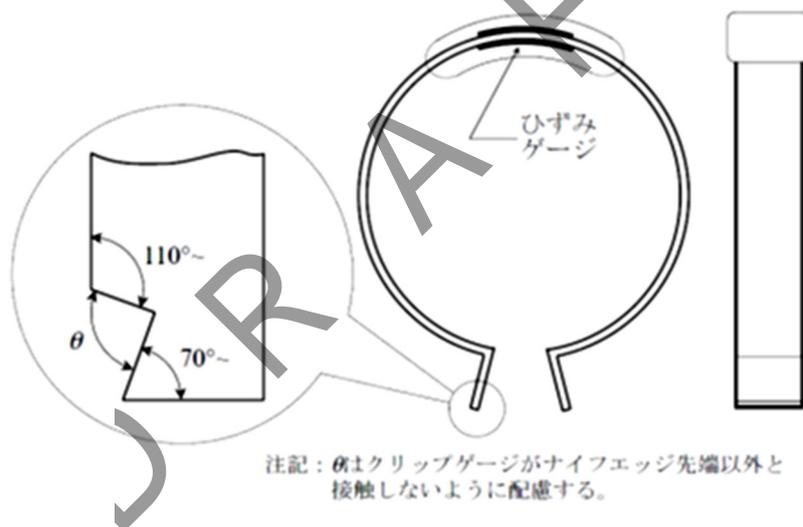


図4—リング型クリップゲージ

4.4.2 直線性と精度

実変位と計測値との非直線性は、測定値の±1%以下でなければならない。一連の試験開始前に、使用する変位計を測定精度が測定レンジの±1%以内になるように校正し、記録する。

4.4.3 記録計

記録計は、前記荷重及び変位測定精度を満足する記録精度を有していなければならない。また、不安定破壊発生時の荷重低下（変位増加）点が明確に記録できる十分な応答速度を有しなければならない。

5 試験片

5.1 試験片形状・寸法

CTOD 試験片の採取方向及び亀裂方向の表示は、**図 5** の表記法による。

標準の三点曲げ試験片の形状・寸法を**図 6** に示す。スパン S と試験片幅 W との比 S/W は 4 を標準とし、試験片全長は少なくとも $4.5W$ とする。

標準のコンパクト試験片の形状及び寸法を**図 7** に示す。試験片の高さ H と試験片幅 W との比 H/W は 0.6、幅 W と厚さ B との比 W/B は $2 \leq W/B \leq 4$ とする。原則、標準試験片の厚さ B は、評価の対象となる材料の厚さ（原厚）と等しくする。試験片の各実寸法は、厚さ B を基準とした相似寸法による。

初期亀裂長さ a_0 は、 $0.45W \leq a_0 \leq 0.55W$ とする。

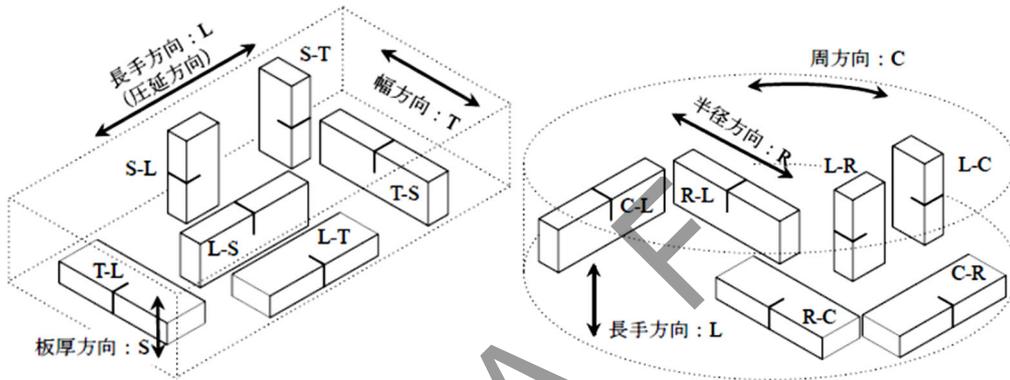
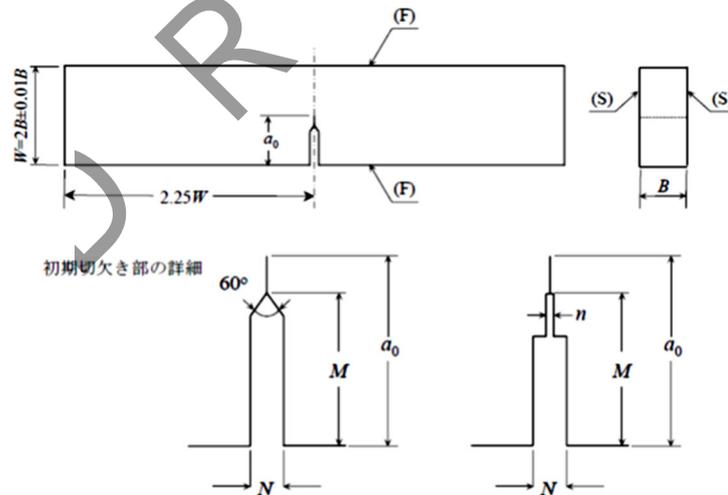
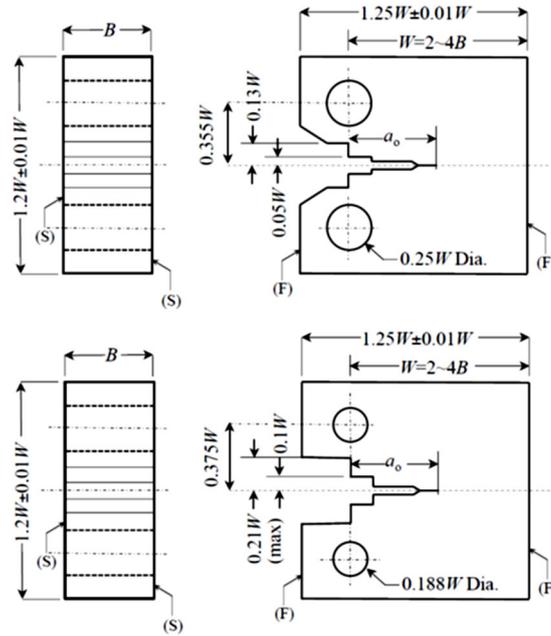


図 5—試験片採取方向と亀裂方向の表示

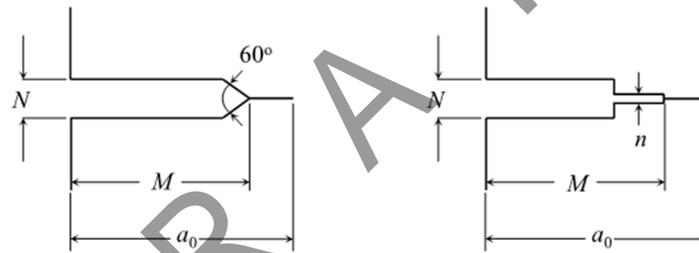


- 注記 1. F 面は平行かつ S 面に垂直で、 0.05 mm 又は $0.01B$ のいずれか大きい方の公差域内に入るようにする。
 2. 初期亀裂は試験片表面に対し、 $\pm 2^\circ$ 内に入るように垂直とする。
 3. 初期切欠き幅 N : 最大 $0.06W$ ($W > 25 \text{ mm}$)、最大 1.5 mm ($W \leq 25 \text{ mm}$)
 4. 初期切欠き長さ a_0 : $0.45W \leq a_0 \leq 0.55W$
 5. 機械切欠き長さ M : $0.25W \leq M \leq 0.45W$

図 6—標準三点曲げ試験片



- 注記 1. F面は平行かつ、S面に垂直で、0.05 mm又は0.01Wのいずれか大きい方の公差域内に入るようにする。
 2. 初期亀裂は試験片表面に対し、 $\pm 2^\circ$ 内に入るように垂直とする。
 3. 初期切欠き幅 N : 最大 $0.06W$ ($W > 25$ mm), 最大 1.5 mm ($W \leq 25$ mm)
 4. 初期切欠き長さ a_0 : $0.45W \leq a_0 \leq 0.55W$
 5. 機械切欠き長さ M : $0.25W \leq M \leq 0.45W$

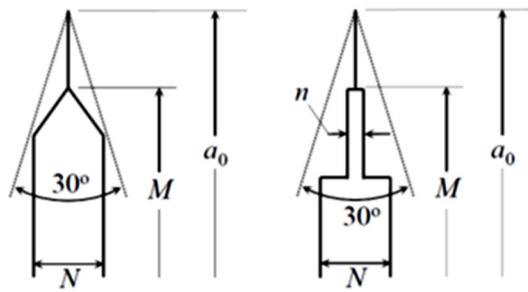


初期切欠き部の詳細

図 7—標準コンパクト試験片

機械切欠きの幅 N は、 $W \leq 25$ mm の試験片の場合は 1.5 mm 以下、 $W > 25$ mm の試験片の場合は $0.06W$ 以下でなければならない。機械切欠きはその先端の曲率半径が 0.1 mm 程度以下であるか、先端幅 n が 0.2 mm 程度以下であることが望ましい。機械切欠きの深さ M が 2.5 mm より大きくなる場合には、切欠き幅を段階的に変えた機械切欠きを導入してもよい。機械切欠き及び疲労予亀裂は、図 8 に示す外郭線内に収まっていなければならない。

クリップゲージ取り付けのためのナイフエッジは内蔵型か取付け型かのいずれかとし、形状・寸法の一例を図 9 に示す。ナイフエッジ並びに図 3、図 4 に示すクリップゲージ先端は、線接触となるように配慮する。



注記：外郭線の頂点は疲労亀裂の先端に位置し、機械切欠き全体が外郭線の内側に収まっていなければならない。

図8—初期亀裂に対する外郭線

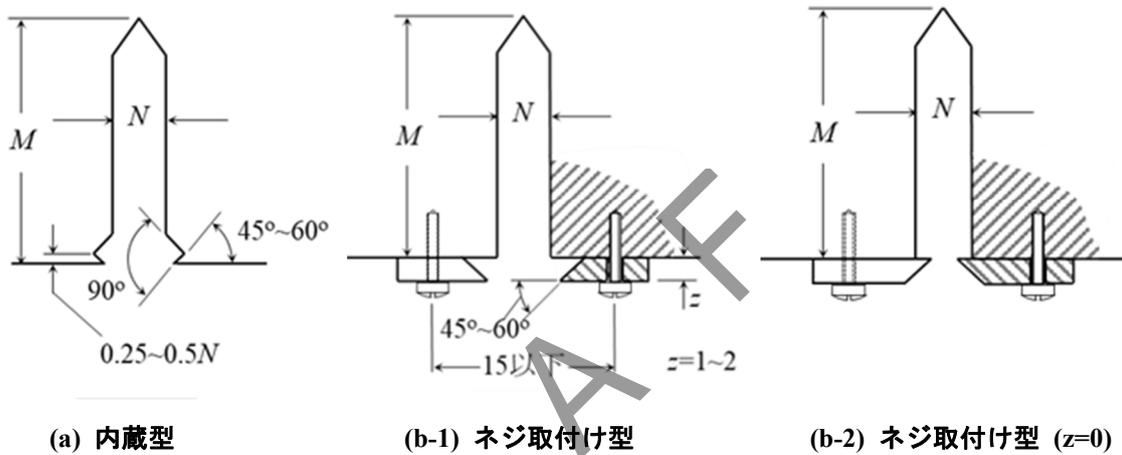


図9—ナイフエッジの形状，寸法

5.2 疲労予亀裂

疲労予亀裂は三点曲げ試験片に対しては三点曲げ負荷，コンパクト試験片に対しては引張負荷の繰返し載荷によって導入する。疲労予亀裂導入は室温で行い，繰返し速度（載荷周波数）は任意とする。疲労予亀裂を導入する場合には，式(1)及び式(2)によって算定される荷重を超えてはならない。

三点曲げ試験片の場合 :

$$P_{fc} = 0.5 \frac{B b_0^2}{S} \sigma_{Y0} \dots \dots \dots (1)$$

コンパクト試験片の場合 :

$$P_{fc} = 0.4 \frac{B b_0^2}{2W+a_0} \sigma_{Y0} \dots \dots \dots (2)$$

また，最小荷重の最大荷重に対する比（荷重比） R は， $0 \leq R \leq 0.1$ とすることが望ましい。

疲労予亀裂長さの最後の 50% 部分では，式(1)又は式(2)より算定される荷重 P_{fc} を超えてはならないことに加えて，疲労予亀裂導入中の最大応力拡大係数 K_{fmax} は，式(3)の制約を満足しなければならない。

$$K_{fmax} < 0.6 \frac{\sigma_{Y0}}{\sigma_Y} \sqrt{m E \sigma_Y \delta_{cr}} \dots \dots \dots (3)$$

ここで δ_r は得られた限界 CTOD の代表値を表し、 δ_c, δ_u 又は δ_m である。式(3)中の m は、後述の式(7)に示す換算係数であり、CTOD 試験温度における材料の降伏比 R_Y の関数である。

5.3 試験片寸法の測定

試験片厚さは、試験前に疲労予亀裂の延長線上のリガメントで少なくとも 3 箇所を 0.05 mm の精度で測定し、その平均値を試験片厚さ B として記録する。

試験片幅は、疲労予亀裂近傍の亀裂を挟む少なくとも 3 箇所の幅を 0.05 mm の精度で測定し、その平均値を試験片幅 W として記録する。

初期亀裂長さは、破壊試験後に分離した試験片破面において測定する。試験片破面における測定は、**図 10** に示すように、試験片厚さの 1/4, 2/4 及び 3/4 の位置における初期亀裂長さと、最大と最小の初期亀裂長さを測定する。疲労予亀裂先端が塑性変形により横収縮している場合は、側面くぼみ部の試験片最小厚さの 1/4, 2/4 及び 3/4 の位置で亀裂長さを計測する。ここで初期亀裂長さはストレッチ・ゾーン幅を含まない。試験片厚さ方向の 3 箇所での計測値 a_{0-1}, a_{0-2} 及び a_{0-3} に加え、最大長さ a_{0max} 及び最小長さ a_{0min} を計測し記録する。各位置での亀裂長さの測定は、0.05 mm の精度で、疲労予亀裂面に対して垂直な方向から行う。

疲労予亀裂部の長さに関しても、初期亀裂長さの計測と同様に、試験片厚さ方向の 3 箇所での計測値 a_{f-1}, a_{f-2} 及び a_{f-3} に加え、最大長さ a_{fmax} 及び最小長さ a_{fmin} を計測し記録する。初期亀裂は、次の条件のすべてを満足しなければならない。

- a) $|a_{0-1} - a_{0-2}| \leq 0.05W, |a_{0-2} - a_{0-3}| \leq 0.05W$ かつ $|a_{0-3} - a_{0-1}| \leq 0.05W$
- b) $a_{0max} - a_{0min} \leq 0.1W$
- c) a_{fmin} は 1.0 mm 及び $0.015W$ よりも大きくなくてはならない ($a_{fmin} > 1.0 \text{ mm}$ かつ $a_{fmin} > 0.015W$)。
- d) 疲労予亀裂面は機械切欠き面に対して 10° を超えて傾いてはならない。
- e) 疲労予亀裂先端は単一面でなければならない。

CTOD の計算に用いる初期亀裂長さの代表値 a_0 は、式(4)による。

$$a_0 = \frac{a_{0-1} + a_{0-2} + a_{0-3}}{3} \dots\dots\dots (4)$$

同様に、疲労予亀裂長さ a_{f-1}, a_{f-2} 及び a_{f-3} に関しても式(4)の平均手法により、疲労予亀裂長さの代表値、 a_f を算定する。

なお、他の亀裂先端開口変位試験方法規格 (ISO 12135 など) を用いて CTOD を計算する場合には、初期亀裂長さは**附属書 A**によって計測する。

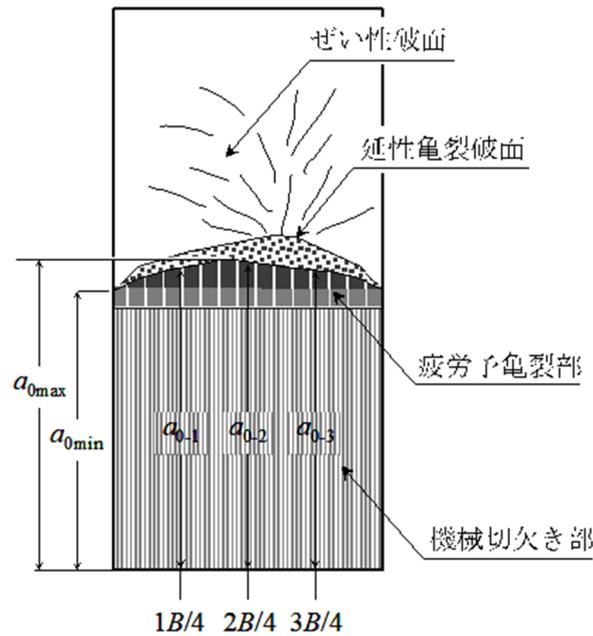


図 10—初期亀裂長さの計測位置

6 試験手法

6.1 ジグ及び試験片の据付け

6.1.1 三点曲げ試験

三点曲げ試験用ジグは、荷重作用線がスパン（両支持ローラー中心間距離） S の中点に対し、スパン S の 1% 以下の精度で据え付けることが望ましい。試験片をジグに据え付けるときは、切欠きの中心線とスパン中央のずれが S の 1% 未満、かつ、試験片長手方向の中心線がローラーの中心線と直角に交わり、そのときの誤差は 2° 未満とすることが望ましい。

6.1.2 コンパクト試験

上下の荷重負荷用ロッドの中心線のずれは、試験中常に 0.8 mm 以下に維持し、試験片板厚中心のコの字形ジグ中心線からのずれは 0.8 mm 以下とすることが望ましい。

6.1.3 変位計の取付け

変位計は、先端がナイフエッジと線接触となるように取り付ける。

6.2 負荷速度と試験片の温度

6.2.1 負荷速度

試験片への荷重の負荷は、変位制御により行う。特に規定がない場合には、荷重—変位関係が直線関係にある範囲において、応力拡大係数増加速度が $15 \text{ (N/mm}^{3/2}\text{)/s} \sim 95 \text{ (N/mm}^{3/2}\text{)/s}$ の範囲となる荷重増加速度にしなければならない。

6.2.2 試験片の温度

試験片の温度は、試験温度に対して ± 2 ℃の精度で管理しなければならない。試験開始時に試験片全体が所定の試験温度に達していなければならない。液体冷媒中で試験を行う場合は、試験片の表面が試験温度に到達した後、試験片厚さに応じて 30 s/mm の時間保持する。大気中又は冷却ガス雰囲気中で試験を行う場合は、60 s/mm の時間保持する。

6.3 試験手法

6.3.1 記録

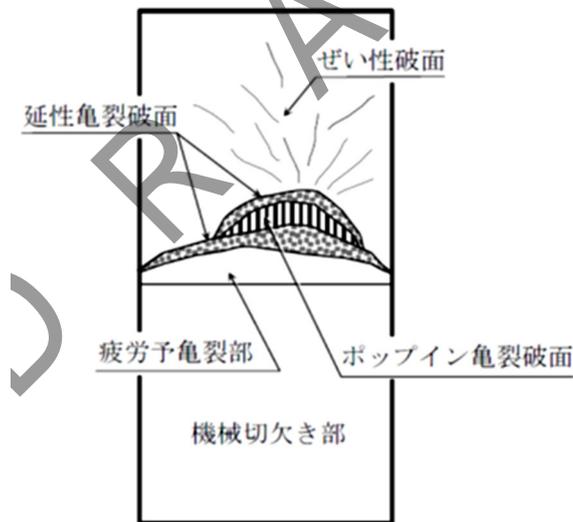
試験中の荷重 P とクリップゲージ変位 V_g との関係を記録する。

6.3.2 破面観察

試験終了後、試験片を（必要に応じて加熱着色¹⁾後、又は疲労亀裂進展後）完全破断させ、破面を観察しなければならない。亀裂長さ増分 Δa は、疲労予亀裂先端から延性亀裂先端までの長さである。 δ_e と δ_i とを判別するために亀裂長さ増分 Δa を測定する場合には、拡大鏡などを用いることが望ましい。

なお、測定に当たっては、試験片厚さの 1/4、2/4 及び 3/4 の位置で行い、それらの平均値を Δa とする。また、7.1.4 に示すポップインの発生など複数の破壊発生が繰り返し生じた場合、疲労予亀裂先端から破壊限界点とみなされた破面以前に形成された亀裂前縁までを亀裂長さ増分 Δa とする。図 11 b)及び c)にそれぞれポップインが限界値評価対象とみなされた場合とみなされなかった場合の亀裂長さ増分（ストレッチゾーンを含む延性亀裂長さとはポップイン亀裂長さとの総和）の計測例を示す。

注¹⁾ 加熱着色は、炭素鋼の場合 300℃で 10 分間～30 分間大気中で保持することを推奨する。



a) ポップインを生じた場合の破面の模式図



b) ポップインが限界値評価対象と見なされる場合 c) ポップインが限界値評価対象と見なされない場合

図 11—ポップイン判定に応じた亀裂長さ増分測定

7 試験結果の解析・判定

7.1 荷重 P —クリップゲージ開口変位 V_g 関係の解析・判定

7.1.1 P — V_g 関係の分類

荷重—クリップゲージ開口変位の関係の記録は、通常、図 12 に示す 3 タイプのいずれかに分類される。

7.1.2 V_c の決定

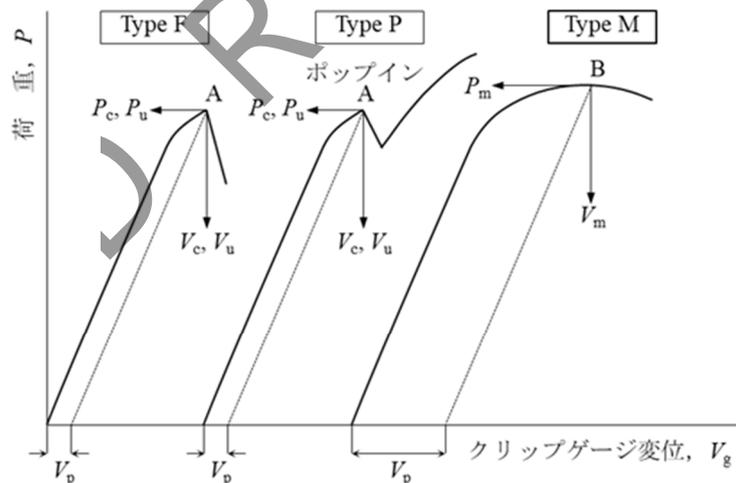
V_g の増加に伴い P が単調に増加する途上で不安定破壊（図 12 中の Type F）又はポップインを生じ（図 12 中の Type P），かつ、それまでに安定進展した亀裂長さ増分 Δa が 0.2 mm 未満のとき，図中点 A に対応する荷重及びクリップゲージ開口変位をそれぞれ P_c 及び V_c とする。

7.1.3 V_u の決定

V_g の増加に伴い P が単調に増加する途上で不安定破壊（図 12 中の Type F）又はポップインを生じ（図 12 中の Type P），かつ、それまでに安定進展した亀裂長さ増分 Δa が 0.2 mm 以上のとき，図中点 A に対応する荷重及びクリップゲージ開口変位をそれぞれ P_u 及び V_u とする。

7.1.4 V_m の決定

最大荷重に到達するまで不安定破壊又はポップインを生じることがない場合（図 12 中の Type M），最大荷重到達点 B の荷重及びクリップゲージ開口変位をそれぞれ P_m 及び V_m とする。



- 備考 1. 図中の V_p は点 A 又は点 B の V_g (V_c , V_u もしくは V_m) を通り， P — V_g 曲線の初期直線部の勾配と平行に引いた破線と横軸との交点から求められる V_g の塑性成分である。
2. Type P の場合，点 A 直後の P — V_g 曲線の形状は試験機と試験片の剛性および計測系の応答速度に依存する。

図 12—荷重 P —クリップゲージ開口変位 V_g 関係の代表的な 3 タイプ

7.1.5 ポップインが限界値評価対象か否かの判定

記録されたクリップゲージ変位－荷重線図に対して図 13 に示す作図を行い、次式を算定する。図 13 の C_1 は初期勾配における P と V_g から計算された初期コンプライアンスである。ポップインが複数回生じた場合に i 回目のポップインにおけるコンプライアンス C_i の C_1 に対する変化量 F_i を式(5)から求める。

$$F_i = 1 - \frac{V_1}{P_1} \left(\frac{P_i y_i}{V_i + x_i} \right) \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 i は連続して生じた i 回目のポップイン、 P_i は i 回目のポップイン時の荷重、 V_i は i 回目のポップイン時の変位増分、 y_i は i 回目のポップイン時の荷重落下、 x_i は i 回目のポップイン時の変位増分である。

$F_i < 0.05$ であれば該当のポップインは限界点とはみなさない。 $F_i \geq 0.05$ となる最初のポップインを限界値とみなす。この判定法は、ASTM E 1820 に準拠している。

ポップインが限界点とみなされた場合の δ_c と δ_u を判別するために、亀裂長さ増分 Δa の測定が必要である。複数回のポップインを生じた場合、限界点とみなされたポップインに至るまでの亀裂長さ増分（延性亀裂長さ と ポップイン亀裂長さの総和）を Δa とみなす。計測方法は 6.3.2 の方法による。

なお、破壊発生以外の原因²⁾によりクリップゲージ荷重記録上にポップインが観察された場合には、その原因を確認した上で記録し、その試験の取扱いを決定しなければならない。ただし、原因の明確化が困難な場合には、その試験を無効とし、再試験を行う。

注²⁾ 試験材に原因するもの（セパレーション、デラミネーションなど）又は試験装置に原因するもの（負荷点周辺に付着した氷の破壊、試験片とジグとの摩擦緩和に起因する瞬間的なすべり、電気的ノイズなど）

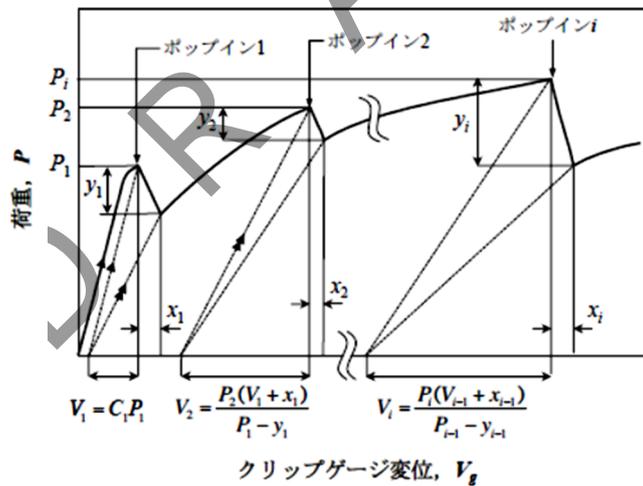


図 13－ポップイン判定のための説明

7.2 限界 CTOD, δ_c , δ_u 及び δ_m の決定法

7.1 で求めた V_c , V_u 及び V_m に対応した δ_c , δ_u 及び δ_m を、式(6)、式(7)及び式(8)から計算する。

$$\delta_c, \delta_u, \delta_m = \delta_{e1} + \delta_{p1} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{m \sigma_Y E} + f_p \frac{r_p(W-a_0)}{r_p(W-a_0) + a_0 + z} V_P \dots\dots\dots (6)$$

ここで、

$$m=4.9-3.5R_Y \dots\dots\dots (7)$$

$$f_p = (-1.4R_Y^2+2.8R_Y-0.35)[0.8+0.2\exp\{-0.019(B-25)\}] \dots\dots\dots (8)$$

有効範囲 : $R_Y=0.6\sim 0.98$, $B=10\text{ mm}\sim 200\text{ mm}$

上式中の P 及び V_p は, δ_c , δ_u 及び δ_m に対応して, 各々 P_c , P_u 及び P_m , 並びに V_c , V_u 及び V_m の塑性成分 (図 12 参照) を用いる。また, E は縦弾性係数, σ_Y は CTOD 試験温度における下降伏応力又は 0.2%耐力, R_Y は試験温度における降伏比 (σ_Y/σ_T), ν はポアソン比, B は試験片厚さ, W は試験片幅, r_p は V_p に関する回転係数, z はナイフエッジの高さである。

7.2.1 三点曲げ試験片

式(6)中の K は, 式(9)による。

$$K = \frac{P \cdot S}{B \cdot W^{3/2}} Y \dots\dots\dots (9)$$

Y は応力拡大係数の補正係数であり, 式(10)による。..... (10)

$$Y = 3 \sqrt{\frac{a_0}{W} \frac{1.99 - (a_0/W)(1 - a_0/W)\{2.15 - 3.93(a_0/W) + 2.7(a_0/W)^2\}}{2\{1 + 2(a_0/W)\}\{1 - (a_0/W)\}^{3/2}}} \dots\dots\dots (10)$$

ただし, $S/W=4$ の三点曲げ試験片の場合, この式で算定できる a_0/W の範囲は 0 以上 1 以下である。

また, r_p は 0.43 とする。

7.2.2 コンパクト試験片

式(6)中の K は, 式(11)による。

$$K = \frac{P}{B \cdot W^{1/2}} Y \dots\dots\dots (11)$$

Y は応力拡大係数の補正係数であり, 式(12)による。

$$Y = \frac{(2+a_0/W)\{0.886+4.64(a_0/W)-13.32(a_0/W)^2+14.72(a_0/W)^3-5.6(a_0/W)^4\}}{(1-a_0/W)^{3/2}} \dots\dots\dots (12)$$

ただし, この式で算定できる a_0/W の範囲は, 0.2 以上 1 以下である。

また, r_p は 0.52 とする。

7.2.3 降伏応力, 引張強さの温度依存性

σ_Y 及び降伏比 $R_Y (= \sigma_Y/\sigma_T)$ は実測値を用いるが, それがない場合には, 室温 (20 °C) での下降伏応力 σ_{Y0} (N/mm²) 及び室温での引張強さ σ_{T0} (N/mm²) から, 式(13)~式(16)によって計算した値を用いてもよい。式中 T は試験温度 (°C) である。

引張強さが 400 N/mm²~590 N/mm² 級鋼の場合

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0} \exp \left[0.234 \left(\frac{\sigma_{Y0}}{E} \right)^{-1.5} \left\{ \frac{1}{27.6(T+273)} - \frac{1}{27.6 \times 293} \right\} \right] \dots\dots\dots (13)$$

$$\sigma_T = \sigma_{T0} \exp \left[0.234 \left(\frac{\sigma_{T0}}{E} \right)^{-1.5} \left\{ \frac{1}{29.9(T+273)} - \frac{1}{29.9 \times 293} \right\} \right] \dots\dots\dots (14)$$

引張強さが 780 N/mm² 級鋼の場合

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0} \exp \left[2.93 \left(\frac{\sigma_{Y0}}{E} \right)^{-1.1} \left\{ \frac{1}{27.6(T+273)} - \frac{1}{27.6 \times 293} \right\} \right] \quad \dots\dots\dots (15)$$

$$\sigma_T = \sigma_{T0} \exp \left[2.93 \left(\frac{\sigma_{T0}}{E} \right)^{-1.1} \left\{ \frac{1}{29.9(T+273)} - \frac{1}{29.9 \times 293} \right\} \right] \quad \dots\dots\dots (16)$$

ただし、これらの式の適用範囲は、試験温度 T が -100 °C ~ 室温の間である。また、降伏応力、引張強さの温度依存性が炭素鋼と異なる 9%Ni 添加低温用鋼にはこれらの式は適用できない。

8 記録及び報告

記録する項目には以下がある。そのうち、報告する項目については当事者間の協議による。

- a) 材料名 (規格名), 形状 (厚板, パイプ, 鍛造品など), 試験片 No.
- b) 試験片タイプ (三点曲げ試験片又はコンパクト試験片)
- c) 試験片の採取位置, 方向
- d) 試験片厚さ B (mm), 試験片幅 W (mm), 試験片高さ (コンパクト試験片) H (mm)

注記 試験片の形状・寸法が 5.1 の規定をはずれ、当事者間の合意によって決められた場合は、その旨を記述しなければならない。

- e) 荷重スパン (三点曲げ試験片) S (mm)
- f) 疲労予亀裂導入時の最高荷重 P_{\max} (N), 荷重比 R , 及び、疲労予亀裂長さの最後の 50 % の部分での最大応力拡大係数 K_{\max} (N/mm^{3/2})
- g) 亀裂の寸法

- ・ 初期亀裂長さの代表値 a_0 (mm)
- ・ 初期亀裂長さ a_{0-1}, a_{0-2} 及び a_{0-3} (mm)
- ・ 初期亀裂長さの最大値及び最小値 $a_{0\max}, a_{0\min}$ (mm)
- ・ 疲労予亀裂長さの代表値 a_f (mm)
- ・ 疲労予亀裂長さの最大値及び最小値 $a_{f\max}, a_{f\min}$ (mm)
- ・ 不安定破壊発生までに安定進展した亀裂長さ増分の平均値 Δa (mm)
- ・ 安定進展した亀裂長さ増分 $\Delta a_1, \Delta a_2$ 及び Δa_3 (mm)

注記 初期亀裂長さ a_0 が 5.2 及び 5.3 の規定をはずれ、当事者間の合意によって決められた場合は、その旨を記述しなければならない。

- h) ナイフエッジの高さ z (mm)
- i) 試験温度 T (°C)

- j) 試験温度における材料の下降伏応力又は 0.2 %耐力 σ_Y (N/mm²), 引張強さ σ_T (N/mm²)
- k) 試験時の応力拡大係数増加速度 \dot{K} ((N/mm^{3/2})/s)
- l) 荷重-変位曲線及びそれらから得られる以下の項目
- ・限界荷重 P (N) (注目する破壊様式によって P_c, P_u 又は P_m に区別する。)
 - ・限界荷重 P に対応するクリップゲージ開口変位 V_g (mm) (注目する破壊様式によって V_c, V_u 又は V_m に区別する。), 及びその塑性成分 V_p (mm)
- m) 7.2 で決定された限界 CTOD の値 (mm) (注目する破壊様式によって δ_c, δ_u 又は δ_m に区別する。)
- n) 荷重-変位曲線のモード (Type F, P 又は M)
- o) 試験機の種類

) R A F E

附属書 A (規定) 亀裂長さ測定方法

本規格では簡便化のため亀裂長さ測定点数を他の亀裂先端開口変位試験方法規格 (ISO 12135 など) より少なくしている。そのため他の規格によって亀裂先端開口変位を計算する場合には、初期亀裂長さは本附属書によって計測を行う。初期亀裂長さは、疲労予亀裂導入後に試験片表裏面で予備的に検査するとともに、破壊試験後に分離した試験片破面において測定する。試験片破面における測定は、図 A.1 に示すように、試験片表裏面から $0.01B$ 差し引き、その試験片厚さ方向の 8 等分位置における初期亀裂長さ $a_{0.1} \sim a_{0.9}$ を測定し、記録する。疲労予亀裂先端が塑性変形によって横収縮している場合は、側面くぼみ部の試験片最小厚さに対して同様の位置で亀裂長さを計測する。CTOD の計算に用いる初期亀裂長さの代表値 a_0 は、次式によって計算する。

$$a_0 = \frac{1}{8} \left(\frac{a_{0.1} + a_{0.9}}{2} + \sum_{i=2}^8 a_{0-i} \right) \dots\dots\dots (A.1)$$

同様に、疲労予亀裂長さに関しても式(A.1)の平均手法に従って、疲労予亀裂長さの代表値、 a_f を算定する。

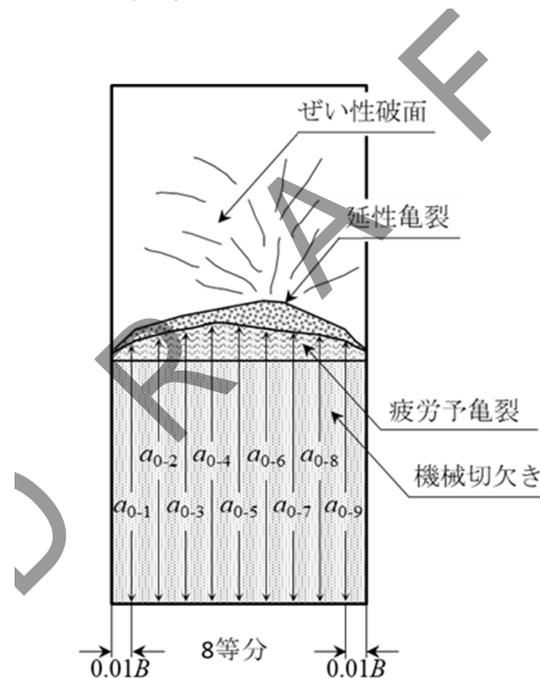


図 A.1—初期亀裂長さの計測位置

DRAFT

WES 1108 : 2025

亀裂先端開口変位（CTOD）試験方法 解説

この解説は、WES 1108:2025〔亀裂先端開口変位（CTOD）試験方法〕（以下、WES 1108 という。）の本文及び附属書に規定・記載した事柄、並びにこれらに関連した事柄を説明するもので、規格の一部ではない。

1 制定時の趣旨並びに今回の改正までの経緯及び改正点

WES 1108 は日本溶接協会鉄鋼部会 WR-3 委員会・規格化小委員会で原案が検討され、1995 年に初版が発行された。この WES 1108:1995 では不安定破壊開始時の CTOD をその時の荷重とクリップゲージ変位を用いて式(解 2)によって算定してきた。この定義式は BS 7448 (1991 年版) (文献 1) でも用いられているものである。同様の定義式は CTOD が初めて ASTM で規格化された ASTM E 1290-89 (文献 2) でも用いられていたが、2002 年に ASTM は $P-V_g$ 関係から J 積分を算定し、限界 J 積分を CTOD に換算する計算に改正し ASTM E 1290-02 とした。この算定式の特徴は、 J 積分を CTOD に換算する換算係数を材料の降伏比の関数としている点にある。この改正の背景には、材料の加工硬化を考慮していない式(解 2)は、加工硬化が大きな材料、すなわち降伏比の低い材料において、算定した CTOD が実際の CTOD よりも過大な値を与えるとの指摘があった。

いくつかの観点からの議論の末、結果的に ASTM E 1290-02 は 2013 年に廃止されたものの、日本溶接協会鉄鋼部会 FTE 委員会（構成表参照）では WG-C（構成表参照）を組織し、式(解 2)の妥当性を実験的に検討した（文献 3）。実験では亀裂先端の除荷断面を直接観察する手法と負荷中の三点曲げ試験片の亀裂先端に歯科用印象剤を注入する手法が実施された。その結果、式(解 2)は降伏比が 0.9 程度の材料では精度よく CTOD を予測しているものの、降伏比 0.6 の材料では実際の CTOD よりも過大な値となることが確認された。この結果を受け、材料の加工硬化特性を取り入れた CTOD 算定式の検討を実施した。検討では 3 次元有限要素法（FEM）によって降伏比 0.6 から 0.98 の想定材料、試験片厚さ 10 mm から 200 mm の三点曲げ試験片に対して弾塑性解析を行った。算定された CTOD（45° 法 CTOD）を参照し、本規格の CTOD 算定式〔式(6)～式(8)〕を決定した（文献 4）。この成果を反映させるべく、日本溶接協会鉄鋼部会 FTE 委員会では WES 1108:1995 を改正し、WES 1108:2016 を発行した。なお、本規格の CTOD 算定式は ISO 12135:2021 に採用されている。

鉄鋼部会 技術委員会 FTE 委員会（2015） 構成表

	氏名	所属
顧問委員	宮 田 隆 司	名古屋大学
技術委員会委員長	栗飯原 周 二	東京大学
FTE 主査	萩 原 行 人	元 上智大学
FTE-WG-R リーダー	南 二 三 吉	大阪大学
FTE-WG-C&I リーダー	田 川 哲 哉	名古屋大学
幹事（中立委員）	吉 成 仁 志	独立行政法人海上技術安全研究所
中立委員	大 畑 充	大阪大学

	望 月 正 人	大阪大学
	豊 田 政 男	独立行政法人科学技術振興機構
	後 藤 浩 二	九州大学
	豊 貞 雅 宏	九州大学
	中 込 忠 男	信州大学
	川 畑 友 弥	東京大学
	柴 沼 一 樹	東京大学
	中 居 寛 明	東京大学
	青 木 満	一般社団法人日本溶接協会
	勝 田 順 一	長崎大学
	北 田 博 重	一般財団法人日本海事協会
	山 本 規 雄	一般財団法人日本海事協会
	三 村 宏	元 横浜国立大学
委員	山 下 洋 一	株式会社 I H I
	山 田 剛 久	株式会社 I H I
	山 下 眞 輝	大阪ガス株式会社
	西 川 弘 泰	川崎重工業株式会社
	木 内 晃	株式会社コベルコ科研
	三津谷 維 基	東京ガス株式会社
	板 谷 雅 雄	株式会社東芝 電力システム社
	平 井 秀 一	トーヨーカネツ株式会社
	宇 野 義 明	日揮株式会社
	小 林 順 一	日鉄住金テクノロジー株式会社
	村 井 亮 介	三菱重工業株式会社
	八 木 信 頼	三菱重工業株式会社
	一 宮 充	株式会社横河ブリッジホールディングス
委員 (鋼材メーカ)	今 村 弘 樹	株式会社神戸製鋼所
	伊 木 聡	J F E スチール株式会社
	島 貫 広 志	新日鐵住金株式会社
	小 枝 日出夫	株式会社日本製鋼所
	塩 飽 豊 明	株式会社神戸製鋼所
本部会・幹事会幹事長	西 村 公 宏	J F E スチール株式会社
本部会・幹事会副幹事長	壺 岐 浩	新日鐵住金株式会社
本部会・幹事会幹事	白 倉 俊 哉	一般社団法人日本溶接協会
事務局	木 口 明 浩	一般社団法人日本溶接協会
	金 子 佳代子	一般社団法人日本溶接協会

鉄鋼部会 技術委員会 FTE 委員会 WG-C (2015) 構成表

	氏名	所属
WG-C リーダー	田 川 哲 哉	名古屋大学
中立委員	大 畑 充	大阪大学
	南 二三吉	大阪大学
	吉 成 仁 志	独立行政法人海上技術安全研究所
	小 沢 匠	独立行政法人海上技術安全研究所
	栗飯原 周二	東京大学
	吉 津 周 平	東京大学

委員	川 畑 友 弥	東京大学
	三 村 宏	元 横浜国立大学
	山 下 洋 一	株式会社 I H I
	小 林 順 一	日鉄住金テクノロジー株式会社
ミルメーカー委員	村 井 亮 介	三菱重工業株式会社
	八 木 信 頼	三菱重工業株式会社
	杵 渕 雅 男	株式会社神戸製鋼所
	仮屋崎 誠	株式会社神戸製鋼所
	崎 本 隆 洋	J F E スチール株式会社
	萱 森 陽 一	新日鐵住金株式会社
本部会・幹事会幹事	塩 飽 豊 明	株式会社神戸製鋼所
本部会・幹事会副幹事長	西 村 公 宏	J F E スチール株式会社
本部会・幹事会幹事	老 岐 浩	新日鐵住金株式会社
事務局	白 倉 俊 哉	一般社団法人日本溶接協会
	木 口 明 浩	一般社団法人日本溶接協会
	金 子 佳代子	一般社団法人日本溶接協会

この WES 1108:2025 は、WES 1108:2016 の誤植修正（式(10)の誤植）や用語統一、最新の関連文献の引用を目的に改正されたものであり、この改正の機会に、JIS Z 8301「規格票の様式及び作成方法」並びに WES 0001「日本溶接協会規格作成基準」に準拠した記述に改められた。規定等の基本的部分は WES 1108:2016 をそのまま踏襲しているが、運用実態を鑑み試験ジグの精度に関する項目（箇条 4.3）を要求事項から推奨事項に緩和した点、及びコンパクト試験片の回転係数 r_p を初期亀裂深さ比 a_0/W によらず $r_p=0.52$ とした点が規定の変更点である。

2 適用範囲（箇条 1）

この試験方法は、鋭い亀裂（疲労予亀裂）を有する試験片において、不安定破壊（延性材料を除いて多くの場合、ぜい性的な破壊）を生じる限界を求めるものである。延性・ぜい性遷移を示す材料、又は延性材料では、不安定破壊に先立ち鋭い亀裂から安定的に（荷重上昇を伴いながら）延性亀裂が発生・進展することがある。これは不安定破壊開始じん性が比較的大きい場合で、延性・ぜい性遷移を示す鉄鋼材料では、高温側の試験で生じる。また、十分な不安定破壊抵抗をもつ材料では、延性亀裂が安定的に進展し、それによってリガメント断面積が減少するために、最高荷重を呈するようになる。

この試験方法で評価の対象とするのは、

- a) 予亀裂先端近傍から直接、不安定破壊を生じる限界
- b) 一定の延性亀裂進展が生じ、荷重上昇中（最高荷重を呈する前）に進展中の延性亀裂先端近傍で不安定破壊を生じる限界

の二つであり、前者を δ_c 、後者を δ_u と表して区別する。

なお、両者の区別を工業的に明確にするために、本試験方法では、不安定破壊に先立つ安定な延性亀裂進展量が 0.2 mm 未満と、0.2 mm 以上によって判別している。ここでの 0.2 mm という値は、あくまでも工業的目安である。また、安定な延性亀裂が大きく進展することでリガメント断面積の減少が著しくなり最高荷重に至るような場合には、不安定破壊に移る限界 CTOD, δ_c が求められない。このような場合、その材料の不安定破壊限界 δ_u は、少なくとも最高荷重点の CTOD 以上であるという意味で、最高荷重点の CTOD

の値 δ_m を試験結果として記録する。したがって、 δ_m は不安定破壊の発生限界や遷移限界を与えるものでなく、その値を用いた破壊解析などは行うことはできない。あくまでも不安定破壊へ遷移しない限界を考える上での目安である。

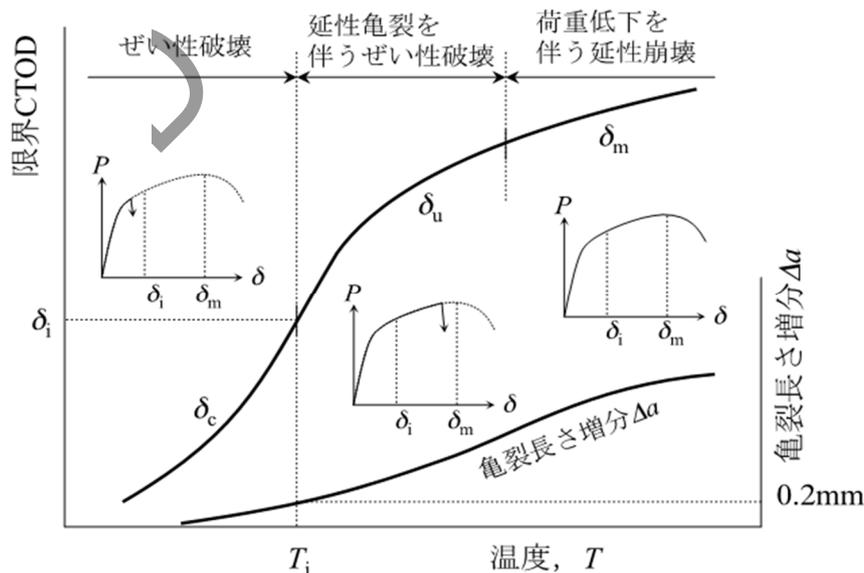
一方、この試験方法では、材料や構造要素が不安定破壊するかどうかの限界を評価することを目的としており、安定な延性亀裂の進展開始限界（CTOD では δ_i と表される。）は、材料・構造の不安定破壊挙動に直ちに結び付くものでないことから、評価の対象としない。この試験方法で用いられる試験片は、実際に用いられる際の厚さ（原厚）であり、その厚さのもとでの不安定破壊限界を求める試験方法である。

延性・ぜい性遷移挙動を示す材料について温度と破壊限界 CTOD, δ_c , δ_u , δ_m の対応を定性的に示すと**解説図 1** のようになる。しかし、現実の材料試験では、**解説図 1** のように連続的な破壊様式の遷移を示すだけでなく、同一材料であっても遷移温度領域では異なる破壊様式が混在することが多く、限界 CTOD 値のばらつきとともに破壊様式の変化にも注意を払う必要がある。

この試験方法で定義される材料の限界 CTOD の値は、試験温度のみならず、試験片の形状、試験片の平面寸法・厚さ、負荷速度などの因子の影響を受けるもので、必ずしも材料定数とはならない。したがって、この試験方法では、鋼板の原厚ままの試験片を用い、所定の温度で試験を行うことが必要である。

この試験方法で用いる限界 CTOD の算定式は、材料の降伏比 $R_Y=0.6\sim 0.98$ 、試験片厚さ $B=10\text{ mm}\sim 200\text{ mm}$ の範囲で有効である。材料の降伏比又は試験片厚さがこの範囲を超える場合は、当事者間の合意が必要である。また、試験片形状・寸法、特に、亀裂長さが限界 CTOD の値に及ぼす影響は大きく、与えられた厚さで塑性拘束が一番厳しいと考えられる状態での破壊じん性を求めるという意味で、標準試験片形状を設定してある。標準試験片形状以外の浅い亀裂材、特に a_0/W が 0.2 以下であるような試験片が用いられることもあるが、実際に評価しようとする対象に応じた十分な考察と、当事者間での合意が必要である。

この試験方法で求められる限界 CTOD は、実際の材料の厚さにおける不安定破壊開始限界を与えるものであり、材料の破壊特性を一般的に評価する以外に、**WES 2805**（文献 5）や **WES 2808**（文献 6）のような CTOD を用いた設計曲線が与えられている場合、材料選定のための材質評価に、又は構造要素の供用適性評価のために用いることができる。



解説図 1-CTOD 試験でみられる破壊様式の温度依存性

3 引用規格（箇条 2）

母材を対象とした CTOD 試験方法には、**BS 7448 Part 1**（文献 1）がある。ただし、解説序論に示したように、**BS 7448 Part 1** での CTOD 評価式では加工硬化の大きな低降伏比材料（例えば $R_Y < 0.7$ ）では試験片の CTOD を過大に見積もる傾向にある。また、本規格本体には、溶接部の CTOD 試験方法の規格 **WES 1109**（文献 7）を示したが、これは試験片の採取方向や熱影響部への疲労予亀裂導入位置や方法を規定したものである。類似の溶接部 CTOD 評価試験方法として、**ISO 15653**（文献 8）がある。

本規格 **WES 1108** で評価した限界 CTOD の値は、**WES 2805**（溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労亀裂進展に対する欠陥の評価方法）や **WES 2808**（動的繰返し大変形を受ける溶接構造物の脆性破壊性能評価方法）に適用し、溶接構造に存在する欠陥の安全性を判定することに用いられる。

4 用語及び定義並びに記号及びその意味（箇条 3）

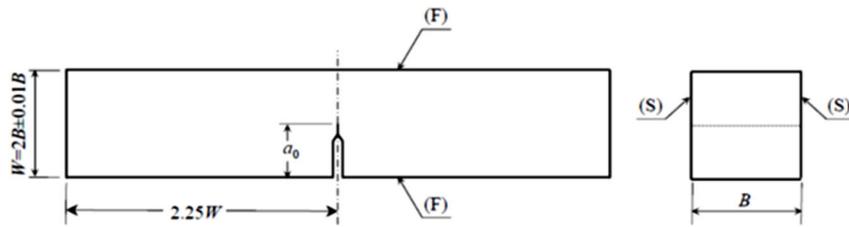
特記すべき項目、すなわち安定破壊と不安定破壊、延性亀裂とぜい性破壊のみを取り上げてここで解説する。安定破壊とは“試験片に生じる破壊が外力仕事増分に対して進行する破壊”であり、この場合、荷重-開口変位関係 ($P-V_g$ 関係) に急激な荷重低下などの変化が現れない。通常、大きな塑性変形を示すため、延性亀裂（又は延性破壊）とも呼ばれる。多くの金属材料の場合、微視的な破壊形態はディンプル破面を伴う微小空洞合体型破壊である。

一方、不安定破壊は“試験片に生じる破壊が新たな外力仕事増分がない状況において進行する破壊”であり、亀裂先端近傍でこの破壊を生じた場合には、荷重-開口変位関係 ($P-V_g$ 関係) に急激な荷重低下が現れる。この荷重低下は亀裂が発生し、急速進展したことに起因する。微視的な破壊形態がへき開破壊又は粒界破壊である場合には不安定破壊となり、これらの破壊の発生・進行には塑性変形を要しないために、巨視的にはぜい性破壊となる。ただし、巨視的に塑性変形をほとんど伴わないぜい性破壊であっても、高強度鋼や高力非鉄金属（ジュラルミンなど）では、ディンプル破面を伴う微小空洞合体型破壊である場合がある。また、使用する全てのパラメータの単位系は N, mm 系を用いているが、応力拡大係数 K に関しては、 $\text{N/mm}^{3/2}$ ばかりでなく、 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ も一般的に使用される。単位系は次式により換算できる。

$$1 \text{ N/mm}^{3/2} = \frac{\sqrt{10}}{100} \approx 0.0316 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad \dots\dots\dots \text{(解 1)}$$

5 試験片（箇条 5）

三点曲げ試験片の場合、矩形断面 ($B=W/2$) を標準的な試験片形状とするが、試験片の厚さが厚くなる場合などは当事者間の合意によって、**解説図 2** に示すような試験片厚さ B と試験片幅 W が等しい正方形断面の三点曲げ試験片を用いることができる。**API RP 2Z**（文献 9）では厚さが 63 mm を超える場合、**EEMUA No.150**（文献 10）では 75 mm 以上の場合に正方形断面 ($B=W$) 試験片を用いることを認めている。



- 注記 1. F 面は平行かつ S 面に垂直で、0.05 mm 又は 0.01B のいずれか大きい方の公差域内に入るようにする。
 2. 初期亀裂は試験片表面に対し、 $\pm 2^\circ$ 内に入るように垂直とする。
 3. 初期切欠き幅 N : 最大 0.06W ($W > 25$ mm), 最大 1.5 mm ($W \leq 25$ mm)
 4. 初期切欠き長さ a_0 , 機械切欠き長さ M は当事者間の合意による。

解説図 2—正方形断面型三点曲げ試験片

限界 CTOD の値は試験片厚さの影響を受けるので、標準的な試験片の厚さ B は、三点曲げ試験片、コンパクト試験片共に評価の対象となる構造で用いられる厚さ、又は製造時の鋼板厚さと等しくなければならないが、試験材がパイプのような板状でない場合には、必要に応じて本文の図 6、図 7 と相似形の減厚試験片を用いることができる。この場合、試験片の厚さは当事者間の合意によって決める。

なお、減厚後の試験片厚さ表裏面は、本文の図 6、図 7 に示される S 面に垂直で、0.01B の公差域内になければならない。

初期亀裂長さ a_0 は、 $0.45W \leq a_0 \leq 0.55W$ を標準とするが、試験の目的又は当事者間の合意によって、標準試験片の初期亀裂長さ範囲外の試験片を用いる場合が考えられる。この場合には、試験片に導入する初期亀裂に対する塑性拘束の変化の影響とともに、回転係数 r_p の値に対する影響（文献 11）も検討する必要がある。

疲労予亀裂長さ、特にその最小値 a_{\min} が限界 CTOD の値に及ぼす影響については、FTW 委員会（文献 12）の検討結果から、例えば試験片厚さ 50 mm の場合には a_{\min} が少なくとも 1.0 mm 以上であれば有効な限界 CTOD を与えるとの結果が示されている。本試験方法ではこの結果を参考に若干の安全代を考慮し、“疲労予亀裂長さはどの位置においても、1.0 mm 及び 0.015W よりも大きくなくてはならない”とした。すなわち、 $W=2B$ の標準試験片の場合、試験片厚さが 33 mm を超える場合には 0.015W が、33 mm 以下の場合には 1.0 mm が必要な疲労亀裂長さの最小値となる。

疲労予亀裂導入時の荷重が高すぎる場合には限界 CTOD の値に影響を及ぼすため、その上限を設けることが必要とされる。一方、予亀裂導入の効率面からは影響を及ぼさない範囲でなるべく高く上限を設定することが望ましい。そこで本試験方法では疲労予亀裂の進展過程を二段階に区分し、亀裂長さの前半 50% の部分については本文の式(1)又は式(2)のみを要求事項とし、後半 50% については限界 CTOD への影響を考慮して、式(1) 又は式(2)に加えて、ASTME399（文献 13）などを参考に式(3)を要求事項とした。得られる限界 CTOD の値が小さい場合には、式(3)により試験結果が無効になることが起こりえる。これを回避するためには CTOD 試験の前に予め限界 CTOD の値を推定しておくことが必要となるが、目安として限界 CTOD, δ_{cr} が例えば 0.05 mm 程度として式(3)により K_{\max} を算定するのがよい。

6 試験手法（箇条 6）

6.1 負荷速度（6.2.1）

一般に限界 CTOD の値は負荷速度が大きくなると小さくなる。負荷速度の破壊じん性に及ぼす影響は、

特に遷移温度領域で大きい。応力拡大係数増加速度 \dot{K} にして、 $\dot{K}=15\sim 95$ (N/mm^{3/2})/s となるように荷重増加速度を選ぶと、破壊じん性に及ぼす荷重速度の影響はほとんど認められず、静的試験と見なせる。 $\dot{K}=15\sim 95$ (N/mm^{3/2})/s に対応する荷重点変位速度の目安を代表的な試験片寸法 (幅 W) に対して**解説表 1** に示す。

解説表 1—荷重速度と荷重点変位速度の参考値

試験片の幅, W (mm)	荷重点変位速度(mm/s)	
	三点曲げ試験片	コンパクト試験片
50	0.003~0.018	0.002~0.012
75	0.003~0.022	0.002~0.015
100	0.004~0.025	0.003~0.018

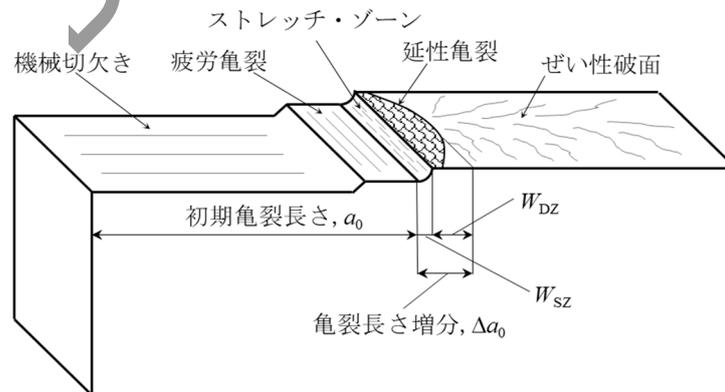
6.2 試験片の温度 (6.2.2)

限界 CTOD の値は温度に大きく依存する。したがって、試験片の温度を正しく試験温度に設定することはきわめて重要である。試験片を冷却する場合には、試験片表面から内部全体にわたって温度が一定になるのに十分な時間試験片を試験温度に保持する必要がある。

液体中で試験片の温度を管理するときは、試験片の表面が試験温度に達した後、試験片厚さに応じ少なくとも 30 s/mm の間、試験温度において保持すれば試験片全体が所定の試験温度になっていることが知られている。大気中又はガス中で試験を行うときには、試験開始時に原則として試験片全体が所定の試験温度に達していることを確認する必要がある、この場合は 60 s/mm の時間が目安となる。

6.3 破面観察 (6.3.2)

解説図 3 に試験後の予亀裂先端近傍の概略図を示す。**解説図 3** は試験に供した材料のじん性が比較的高い場合を例に示したものである。ストレッチ・ゾーン (Stretch Zone) は、疲労予亀裂前縁が塑性変形することで生じた新生面であり、さらに塑性変形が進みストレッチ・ゾーンが一定以上になるとディンプルで構成される延性破壊領域が現れる。延性破壊がある程度進むと、材料はへき開型などのぜい性破壊を起こす。疲労予亀裂前縁に現れる破面は材料のじん性によって異なり、じん性が低いほど延性破壊領域又はストレッチ・ゾーンは現れにくくなり、疲労予亀裂前縁から直接、ぜい性破壊を起こすようになる。 δ_c , δ_u の判定は、安定進展した延性亀裂長さ Δa , すなわち W_{SZ} と W_{DZ} の和が 0.2 mm 未満か否かによって行われる。



解説図 3—破面概略図 (図は三点曲げ試験片を描いているがコンパクト試験片の場合もこれに準ずる)

7 試験結果の解析・判定 (箇条 7)

7.1 ポップインが限界値評価対象か否かの判定 (7.1.4)

ぜい性亀裂の発生、停止現象に起因するポップインは、本文に示す方法でその試験結果の取扱いを決定する。ただし、本文の考え方とは異なる以下の考え方が報告されている。小型試験片の場合、破壊発生時の応力波の伝達が短時間であり、荷重低下が先行し不安定破壊の伝播が停止する可能性が生じ得る。試験中に現れたポップインが材料のじん性不均一に起因したのか、荷重低下に起因したのかを、不安定破壊発生時の荷重落下速度と不安定破壊の伝播停止までの時間から判断する手法もある (文献 14)。最近では、生じ得る亀裂と荷重低下量の観点からの考え方が報告されている (文献 15)。

荷重上昇中にポップインが多発する場合には、再試験によりポップインの再現性を確認し、ポップインの原因を検討することが望ましい。

7.2 限界 CTOD の決定法 (7.2)

WES 1108:1995 では不安定破壊開始時の CTOD をその時の荷重とクリップゲージ変位を用いて次式により算定してきた。

$$\delta_c, \delta_u, \delta_m = \delta_{c1} + \delta_{p1} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_Y E} + \frac{r_p(W-a_0)}{r_p(W-a_0)+a_0+z} V_p \quad \dots (解 2)$$

この算定式は BS 7448:1991 と同一のものであり、回転係数 r_p に関しても BS 7448 と同じ値 $r_p=0.4$ を用いてきた。日本溶接協会鉄鋼部会 FTE 委員会では式(解 2)の妥当性を実験的に検討した (文献 3)。その結果、式(解 2)は降伏比が 0.9 程度の材料では精度よく CTOD を予測しているものの、降伏比 0.6 の材料では実際の CTOD よりも過大な値となることが確認された。そのため、材料の加工硬化特性を取り入れた CTOD 算定式の検討を実施した。検討では降伏比 0.6 から 0.98 の想定材料、試験片厚さ 10 mm から 200 mm の三点曲げ試験片に対して有限要素法 (FEM) により亀裂開口プロファイルと亀裂先端から $\pm 45^\circ$ の 2 直線の交点の間隔距離から算定される CTOD (45° 法 CTOD) を算定した。同時に FEM 解析結果を基に三点曲げ試験片負荷中における塑性ヒンジモデルの妥当性、回転係数 r_p 値についても検討した。その結果、試験片弾性部分は回転係数 r_p 一定の回転変形を示していること、ある程度の変形があれば塑性域中も回転係数 r_p は一定で、その値は降伏比に依存することなく 0.43 (三点曲げ試験片の場合) に収束すること、降伏比が低い場合、亀裂開口プロファイルが亀裂先端の広い領域で湾曲するため、亀裂開口端変位と回転中心間を直線で内挿した式(解 2)には材料の降伏比に応じた補正が必要なことが判明した。これらの知見に基づき、本規格では CTOD 算定式の見直しを行った。

改正した CTOD 算定式では、式(6)から式(8)を用いて δ_c , δ_u 又は δ_m を算定する。

$$\delta_c, \delta_u, \delta_m = \delta_{c1} + \delta_{p1} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{m \sigma_Y E} + f_p \frac{r_p(W-a_0)}{r_p(W-a_0)+a_0+z} V_p \quad \dots (6)$$

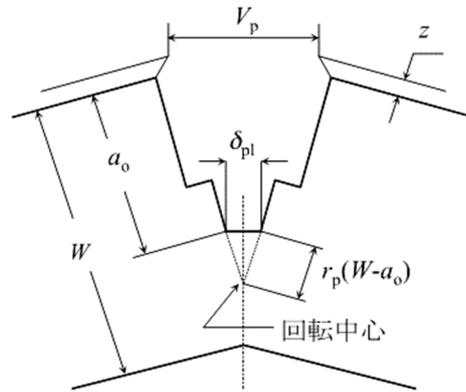
ただし、

$$m = 4.9 - 3.5R_Y \quad \dots (7)$$

$$f_p = (-1.4R_Y^2 + 2.8R_Y - 0.35)[0.8 + 0.2 \exp\{-0.019(B-25)\}] \quad \dots (8)$$

ここで r_p は試験片の曲げ変形を塑性ヒンジモデルで近似する場合の回転係数であり、解説図 4 のような意味をもつ。

式(解 2)の場合、弾性項 (第 1 項)、塑性項 (第 2 項) 共に、材料の塑性変形特性には依存しない。しかし、鈍化変形を生じる実際の亀裂先端では、材料の加工硬化特性に依存して塑性ひずみの局在化の程度が異なるため、亀裂の鈍化形状は材料ごとに異なってくる。これを補正するために、式(6)では式(解 2)の弾性項に m を、塑性ヒンジモデルに基づく式(解 2)の塑性項に f_p を導入するものである。材料の加工硬化特性は取り扱いの容易さから、降伏比 $R_Y (= \sigma_Y / \sigma_T)$ で代表させて用いており、 m は R_Y の関数、 f_p は R_Y 及び試験片厚さ B の関数としている。



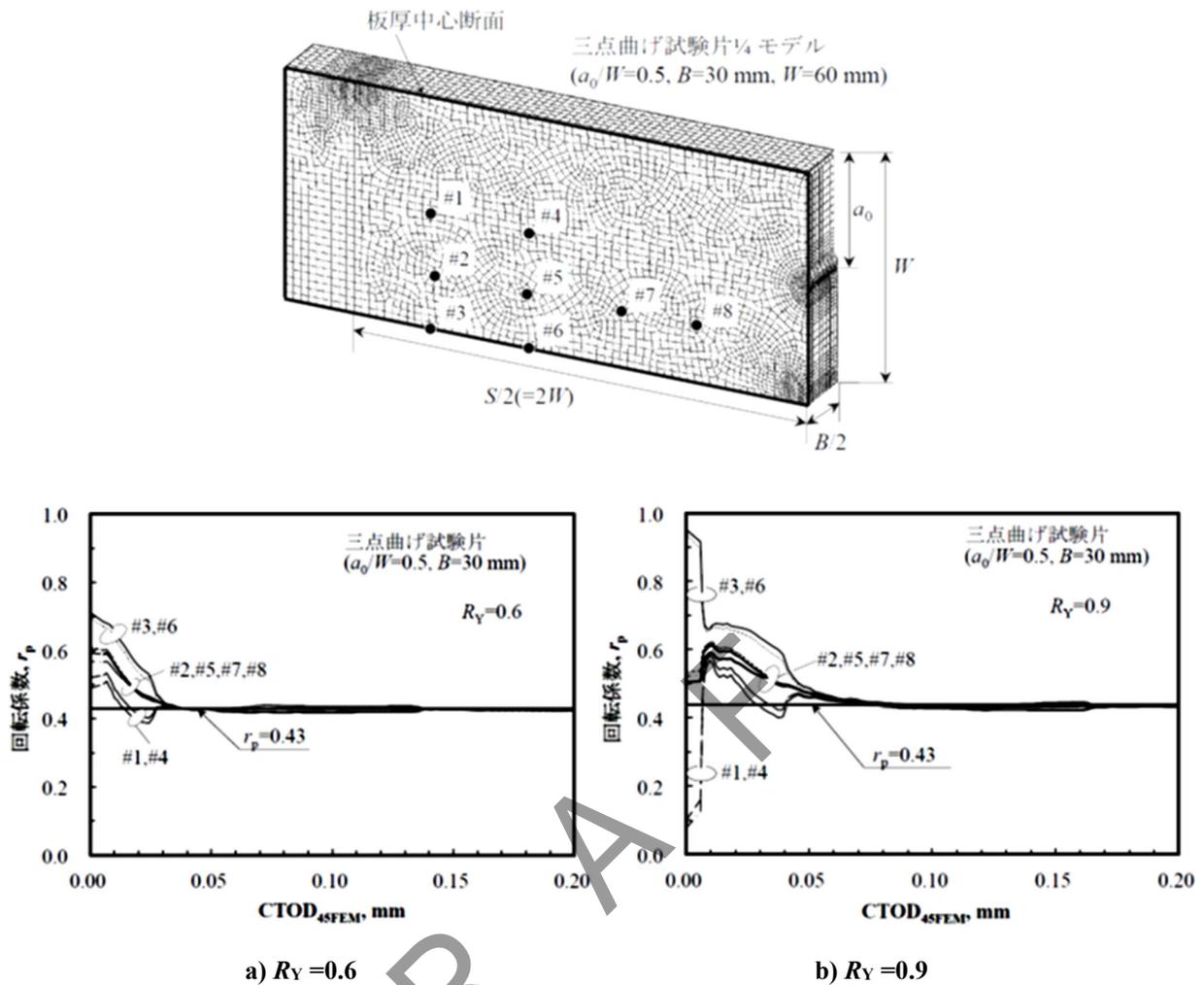
解説図 4—塑性ヒンジモデル

- a) 回転係数, r_p 回転係数とは、解説図 4 のように疲労予亀裂の開口変形を塑性ヒンジで近似した場合の回転中心の位置を与えるものである。解説図 4 のように考えると、相似二等辺三角形の相似比から δ_{pl} は V_p から試験片寸法を基に計算できる。回転係数 r_p の値は、BS 5762:1972 以来、BS 規格では三点曲げ試験片に対して $r_p=0.4$ が用いられており、改正前の WES 1108 でも $r_p=0.4$ を用いてきた。

2016 年の規格改正に際し、3 次元有限要素法によって改めて回転係数の算定を行った。検討では異なる算定方法、すなわち試験片変形中の亀裂線上における亀裂開口方向のひずみ増分分布の正負変化位置、試験片任意点の塑性変位増分ベクトルの垂線と亀裂線の交点、の 2 種類のやり方で回転中心を定義した。結果の一例として、塑性変位増分ベクトルの垂線から定義した回転係数の値を解説図 5 に示す。三点曲げ試験片厚さ中心面上の 8 点 (#1~#8) における算定値を試験片の変形に対して示している。CTOD が 0.05 mm 以下の小変形範囲では r_p は不規則に変化するものの、CTOD が概ね 0.05 mm 以上になるといずれの節点の算定値も $r_p=0.43$ に収束し、その傾向は想定した材料の R_Y (加工硬化特性) に依存することはない。ひずみ増分分布からも $r_p=0.42 \sim 0.43$ という値が得られたため、本規格では三点曲げ試験片に対して $r_p=0.43$ とすることとした。

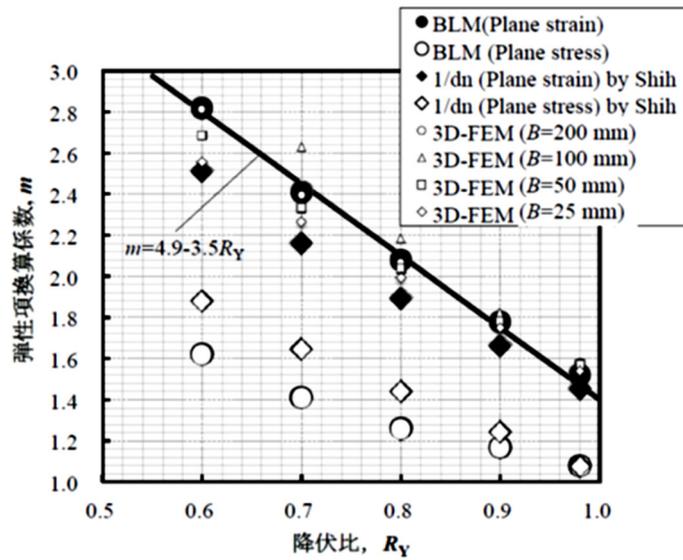
コンパクト試験片に関しては、WES1108:2016 では三点曲げ試験片の $r_p=0.43$ を a_0/W で補正する手法を採用していた。その後、3 次元有限要素法に基づく弾塑性解析によって回転係数の検討が行われた。これによると、 r_p の値は材料の R_Y に依存することはほとんどなく、 $a_0/W=0.45 \sim 0.55$ の範囲では $r_p=0.52$ と見なし得ることが示唆された (文献 16)。これに基づき、WES1108:2025 ではコンパクト試験片に対して、 $r_p=0.52$ を採用することとした。

初期亀裂長さ a_0 は、 $0.45W \leq a_0 \leq 0.55W$ を標準とするが、試験の目的又は当事者間の合意によって、標準試験片の初期亀裂長さ範囲外の試験片を用いる場合、回転係数 r_p が異なってくる可能性がある。本文では、三点曲げ試験片の場合、 $0.45W \leq a_0 \leq 0.55W$ の場合に $r_p=0.43$ としたが、これまでの実験結果によると、 $a_0 \geq 0.2W$ であれば、 $0.45W \leq a_0 \leq 0.55W$ の場合の r_p とほぼ同じであるとの報告もある (文献 17)。一方、3 次元有限要素法に基づく弾塑性解析によって求められた回転係数 r_p は、 a_0/W の関数として三点曲げ試験片に対しては文献 11 に、コンパクト試験片に対しては文献 16 に示されている。浅い亀裂の試験片を用いるときにはこれらの結果を参考にして回転係数を補正することが必要である。



解説図 5—回転係数 r_p の検討結果（任意節点の塑性変位増分ベクトル法に基づく）

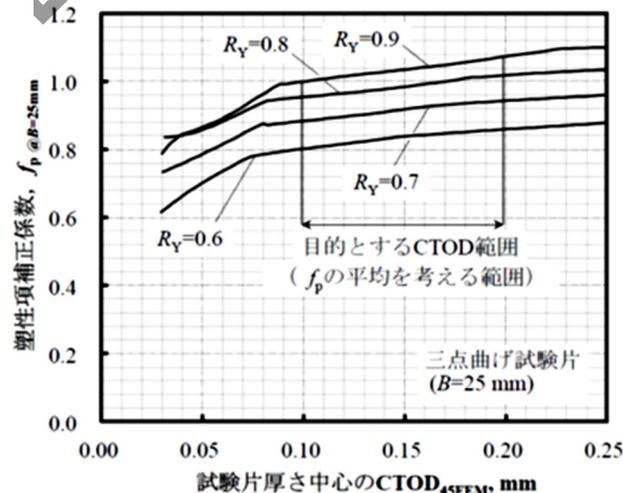
- b) 弾性項換算係数, m 弾性項の換算係数 m の決定には、小規模降伏状態を再現するために 2 次元 Boundary layer model (BLM)（文献 18）を用いた。亀裂先端から $\pm 45^\circ$ の 2 直線が亀裂開口プロファイルと交わる 2 交点の間隔距離から算定される $\text{CTOD}_{45\text{FEM}}$ （ 45° 法 CTOD ）に対して、式(6)の右辺第 1 項の関係に基づき、境界条件 K 値と $\text{CTOD}_{45\text{FEM}}$ から m を逆算して求めた。その結果を解説図 6 に示す。同図には、Shih による HRR 変位場からの解析解（文献 18）、三点曲げ試験片を想定した 3 次元 FEM 計算結果からの類推値も示している。これらの結果を勘案し、平面ひずみ BLM の結果を線形近似することで、式(7)を設定した。



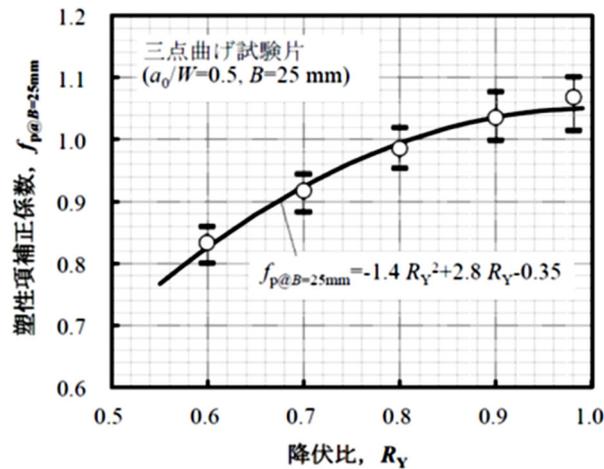
解説図 6—弾性項換算係数 $m(R_Y)$ の決定に用いた FEM 計算結果

c) 塑性項補正係数, f_p CTOD の塑性項は、塑性ヒンジモデルに基づく回転変形を想定し、直線的な亀裂開口を仮定した幾何学的関係から CTOD を算定するが、亀裂開口プロファイルに及ぼす材料の加工硬化特性の影響を式(6)では f_p を用いて補正する。補正係数 f_p の設定に際しては、試験片厚さ $B=25$ mm を標準試験片とし、 R_Y の影響のみを補正する関数を求めた。三点曲げ試験片の 3 次元 FEM 解析結果に基づき、式(6)の関係に K 値で算定される弾性項、試験片厚さ中心の $CTOD_{45FEM}$ (45° 法 CTOD) を用いることで、試験片厚さ $B=25$ mm における f_p を逆算した。試験片厚さ中心の $CTOD_{45FEM}$ を用いたのは、厚さ中心近傍では平面ひずみ状態に近く、応力が高揚しやすいために厚さ中心近傍で不安定破壊が発生しやすいという実験事実が背景にある。解説図 7 が試験片厚さ $B=25$ mm における f_p の計算結果である。 f_p は変形中に一定ではないが、目的とする CTOD の範囲を $CTOD_{45FEM}=0.1$ mm~ 0.2 mm とすると、 f_p の変動幅は大きくはない。評価の目的とする CTOD 範囲を 0.1 mm~ 0.2 mm と考え、解説図 7 における $CTOD_{45FEM}=0.1$ mm~ 0.2 mm の領域で f_p の平均値を算定した。それを R_Y に対して示したのが解説図 8 である。 $CTOD_{45FEM}=0.1$ mm~ 0.2 mm の f_p の変動幅は解説図 8 中のエラーバーの範囲にある。解説図 8 の f_p の平均値を R_Y の関数として次式で近似した。

$$f_{p@B=25mm} = -1.4R_Y^2 + 2.8R_Y - 0.35 \quad \dots\dots\dots (解 3)$$

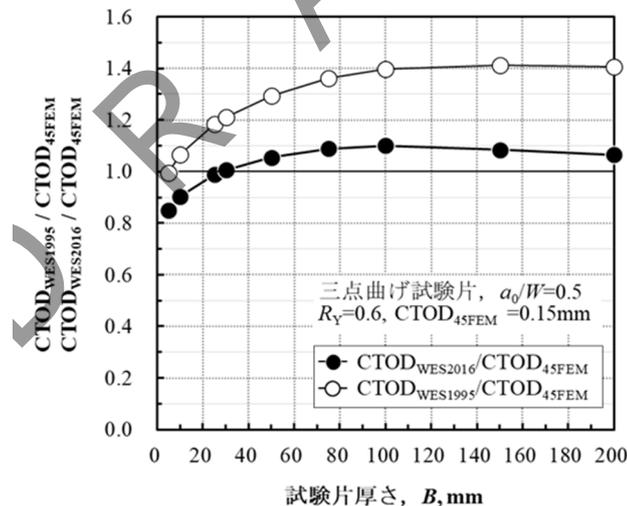


解説図 7—変形中の塑性項補正係数 f_p の変化 ($B=25$ mm の三点曲げ試験片の FEM 計算結果)



解説図 8—塑性項補正係数 f_p の決定に用いた FEM 計算結果 ($B=25$ mm の三点曲げ試験片)

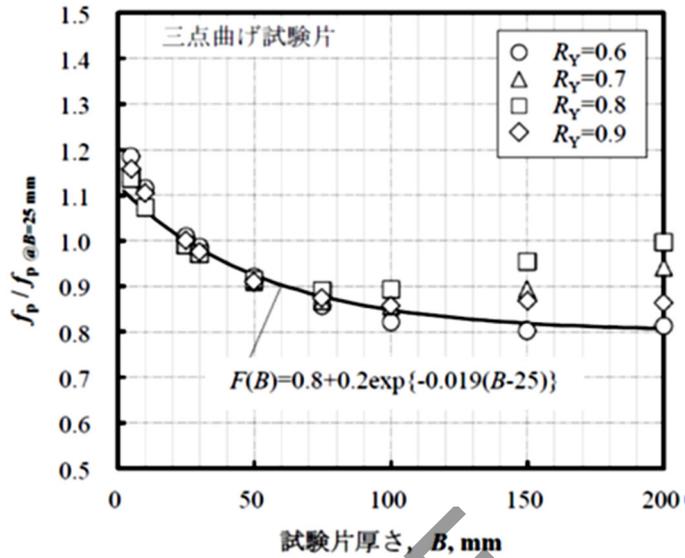
相似試験片を用いる場合、厚さが大きくなるとリガメント寸法も大きくなり、CTOD 値に占める弾性項の割合が大きくなる。そのため、単純に弾性項と塑性項の和として CTOD を算定すると、試験片寸法に応じて CTOD 推定精度が変化することになる。解説図 9 は式(解 3)を塑性項補正係数として式(6)に用いた場合の算定値 $CTOD_{WES2016}$ の試験片厚さ依存性を示したものである。縦軸は参照値とした $CTOD_{45FEM}$ に対する比率で示している。参考のため、同図には式(解 2)による算定値 $CTOD_{WES1995}$ の $CTOD_{45FEM}$ に対する比率も示している。式(解 3)は、厚さ 25 mm の試験片に対して決定したため、 $B=25$ mm~30 mm の範囲においては、CTOD 算定値、 $CTOD_{WES2016}$ は $CTOD_{45FEM}$ に一致しているが、厚さが大きい場合には過大評価、厚さが小さい場合には過小評価となる。



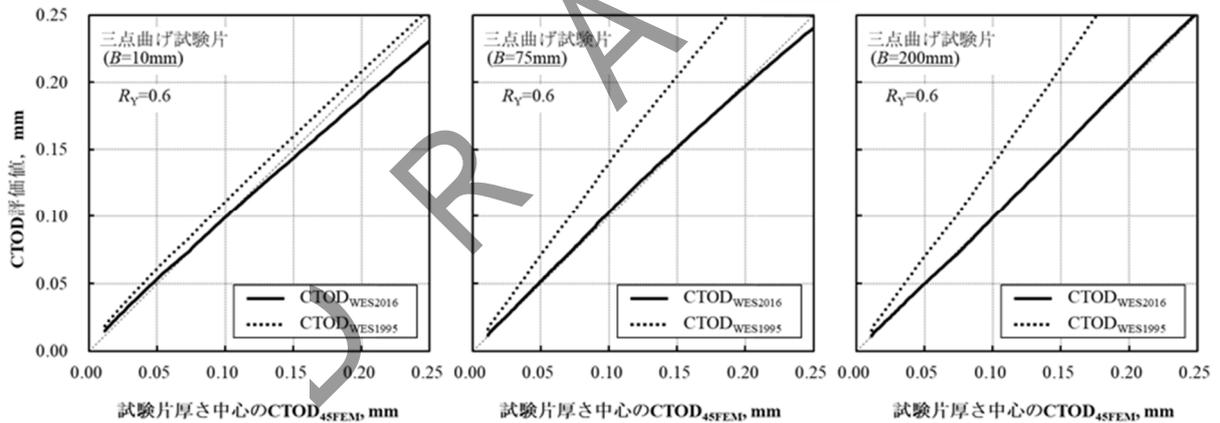
解説図 9—(解 3)式を用いた場合の CTOD 算定値の $CTOD_{45FEM}$ に対する比率と試験片厚さの関係

これを補正するために、式(解 3)に示した厚さ $B=25$ mm における塑性項補正係数 f_p に厚さ補正関数 $F(B)$ を乗じることとした。解説図 10 は、 $B=5$ mm~200 mm、 $R_Y=0.6$ ~0.98 の範囲で FEM 解から求めた塑性項補正係数 f_p と式(解 3)から算定される $f_{p@B=25mm}$ の比率を試験片厚さに対して示したものである。図では、各 R_Y において $CTOD_{45FEM}=0.1$ mm~0.2 mm の範囲の f_p の平均値を用いてプロットしている。これらのプロットを近似し、厚さ補正関数 $F(B)$ とした。最終的に塑性項補正係数 f_p は、解説図 8 の近似式〔式(解 3)〕と解説図 10 の近似式 $F(B)$ の積で表され、降伏比 R_Y と厚さ B の関数として取り扱うこととした〔式(8)〕。

以上の手法によって決定した式(6)〔使用パラメータは式(7), 式(8)〕は, **解説図 11** に示すように, 幅広い材料の降伏比, 幅広い試験片厚さに対して非常に高い精度で CTOD を算定することができる。**解説図 7** で f_p を決定する CTOD 範囲を 0.1 mm~0.2 mm としたが, **解説図 11** によると 0.1 mm 以下でも式(6)が有効に機能していることが確認できる。



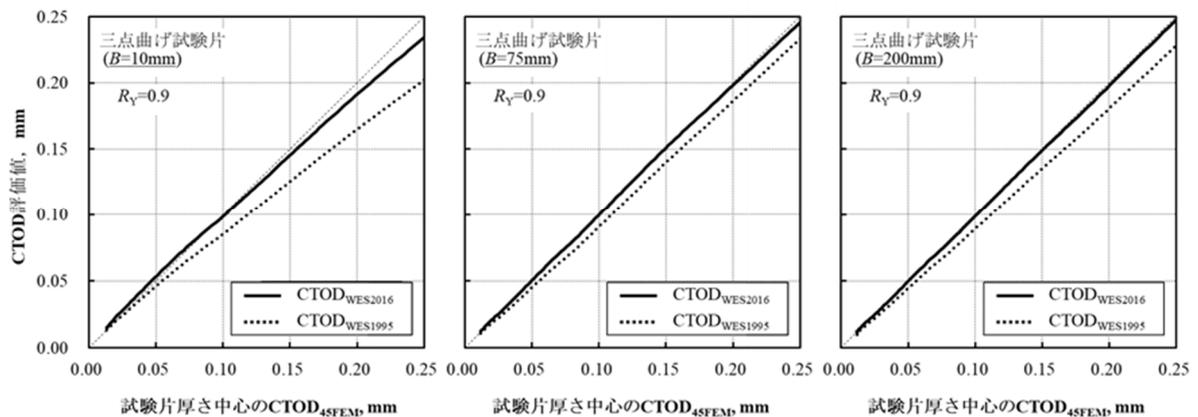
解説図 10— $B=5 \text{ mm} \sim 200 \text{ mm}$, $R_Y=0.6 \sim 0.9$ の範囲で FEM 解から求めた f_p と式 (解 3) から算定される $f_{p@B=25\text{mm}}$ の比率の試験片厚さに対する関係



a) $R_Y=0.6, B=10 \text{ mm}$

b) $R_Y=0.6, B=75 \text{ mm}$

c) $R_Y=0.6, B=200 \text{ mm}$



試験片厚さ中心のCTOD_{4SFEM}, mm

試験片厚さ中心のCTOD_{4SFEM}, mm

試験片厚さ中心のCTOD_{4SFEM}, mm

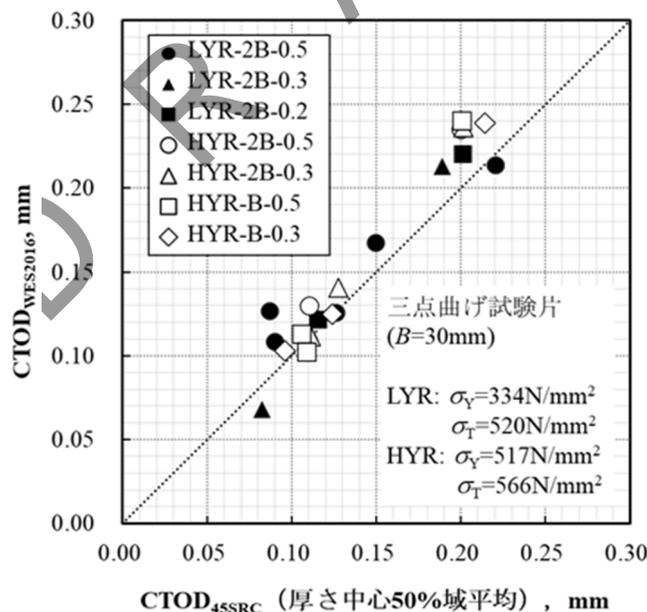
d) $R_Y=0.9, B=10 \text{ mm}$ e) $R_Y=0.9, B=75 \text{ mm}$ f) $R_Y=0.9, B=200 \text{ mm}$

解説図 11—FEM 解析に基づく CTOD と(7-2)式による CTOD 算定値の関係

d) **式(6)の検討範囲** 式(6)は $R_Y=0.6$ から $R_Y=0.98$ までの材料を想定し、厚さ $B=10 \text{ mm}$ から $B=200 \text{ mm}$ までの FEM 解析結果をもとに設定した。それぞれの FEM 解析で $CTOD_{45FEM}$ が 0.2 mm までの変形レベルまでを式(6)決定上の対象とした。実際の CTOD 評価においては、CTOD が 0.2 mm を超える範囲では安定亀裂が先行することが多く、FEM 解を基礎とする式決定に支障を来すためである。これらの R_Y 、試験片厚さ、変形レベルの範囲において、式(6)が有効に機能することを確認している。

式(6)の塑性項は、実際の亀裂先端の鈍化形状が湾曲しており、そこで決めた 45° 法 CTOD, $CTOD_{45FEM}$ が塑性ヒンジモデルによる推定値よりも小さくなることを、 f_p を用いて補正するものである。この考え方において、 f_p は $f_p \leq 1$ となるべき値であるが、式(8)では、例えば $R_Y=0.8$ の場合には $B < 23 \text{ mm}$ で $f_p > 1$ となる。これは、弾性項の設定に際して 2 次元平面ひずみ BLM を用いたのに対して、3 次元モデルでは試験片厚さが薄い場合に平面応力的な変形となり、算定式における弾性項とのミスマッチを塑性項で補正したことによる。 $f_p > 1$ となる状況は、式(6)の基本理念からは矛盾するが、**解説図 11 a), d)** に示したように、式(6)による CTOD 算定値と参照値である $CTOD_{45FEM}$ との対応性が良好に保たれていることから、式(6)の適用可能試験片厚さに対しては敢えて下限値を設定しなかった。**解説図 11** に示した式(6)による CTOD 算定値と $CTOD_{45FEM}$ との対応関係は $CTOD=0.2 \text{ mm}$, $B=200 \text{ mm}$ まで確認している。

式(6)は FEM 解析結果を基に決定したが、**解説図 12** に示すように、負荷中の三点曲げ試験片の亀裂先端に歯科用シリコンゴム印象剤を注入する手法で実測した 45° 法 CTOD, $CTOD_{45SRC}$ (文献 3) との対応も確認している。**解説図 12** では、 $B \times B$ 断面の曲げ試験片、 $a_0/W=0.2, 0.3$ の試験片の結果も含んでおり、式(6)が標準試験片形状以外においても妥当な結果を与えることを一部確認している。

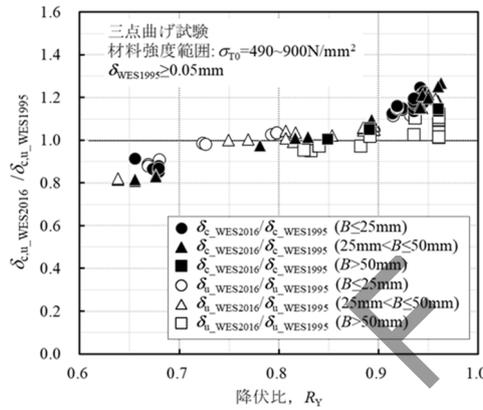


解説図 12—歯科用シリコンゴム印象剤による実測 CTOD と式(6)による CTOD 算定値の関係

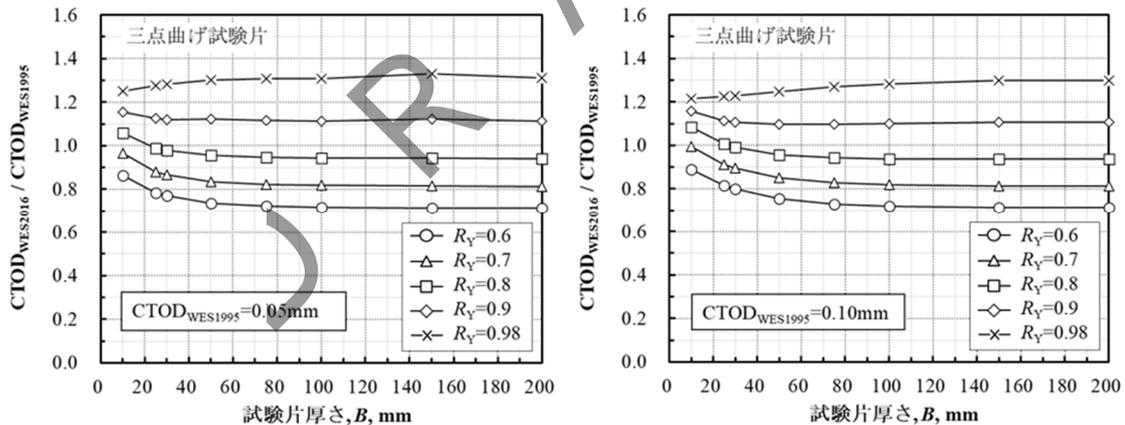
e) 従来の CTOD 算定値との関係 **解説図 13** は多くの CTOD 試験結果 (文献 19) に対して、従来の算定式(解 2)で評価した限界 CTOD, $\delta_{c,u_WES1995}$ と式(6)で評価した限界 CTOD, $\delta_{c,u_WES2016}$ の関係をその比

率で示したものである。加工硬化の大きな低 R_Y 材料において式(解 2)は過大な評価値を与えていたため、 $R_Y=0.6\sim 0.7$ の範囲の材料において式(6)による限界 CTOD は保守的な値となる。一方、 $R_Y=0.7\sim 0.9$ の範囲の材料においては、従来の算定式と評価値はほとんど等しく、実質的に違いを生じない。 $R_Y > 0.9$ の材料においては、式(6)は従来の算定式よりやや大きめの限界 CTOD を与える傾向にある。これは解説図 11 中の破線で示した従来の算定式(解 2)による CTOD 算定値が、高 R_Y 材料の特に試験片厚さが小さい場合に、 $CTOD_{45FEM}$ より過小な評価となっていることに起因している。

解説図 13 に示したように、旧来の CTOD 算定式 (WES 1108:1995) を用いた既存の CTOD 試験結果は本規格における CTOD 算定値と相違を生じることがある。解説図 14 は異なる厚さ, 異なる R_Y の下で FEM により算定した $CTOD_{WES2016}$ [式(6)] の $CTOD_{WES1995}$ [式(解 2)] に対する比率を示したものである。これらは、旧来の CTOD 算定値, $CTOD_{WES1995}$ の補正に用いることができる。

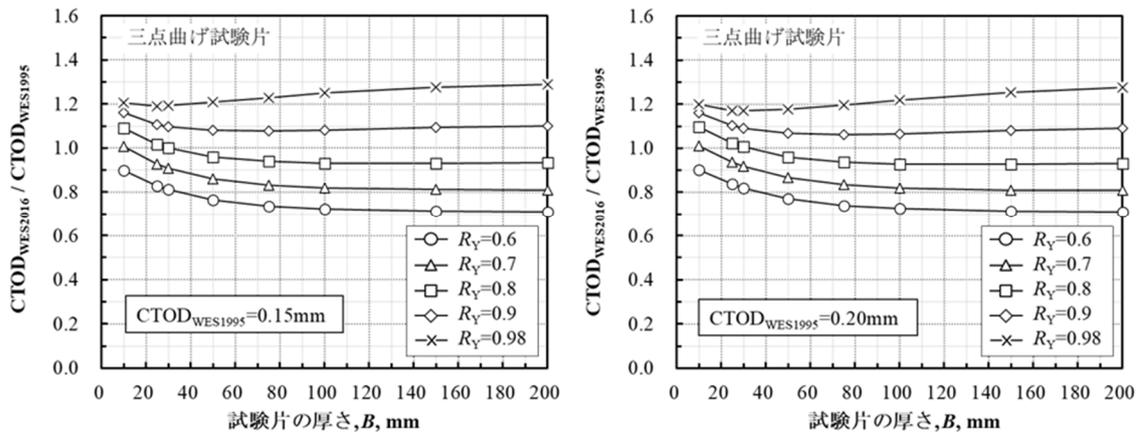


解説図 13—式(解 2)による CTOD 算定値と式(6)による CTOD 算定値の関係



a) $CTOD_{WES1995}$ レベル : 0.05 mm

b) $CTOD_{WES1995}$ レベル : 0.10 mm



c) CTOD_{WES1995} レベル : 0.15 mm

d) CTOD_{WES1995} レベル : 0.20 mm

解説図 14—CTOD_{WES2016} [式(6)] の CTOD_{WES1995} [式(解 2)] に対する比率

7.3 降伏応力, 引張強さの温度依存性 (7.2.3)

CTOD 試験結果を用いて限界 CTOD ($\delta_c, \delta_u, \delta_m$) を決定する際には, 試験温度における下降伏応力 (σ_Y) 及び降伏比 $R_Y (= \sigma_Y / \sigma_T)$ が必要となる。これらの値は, CTOD 試験を実施する温度と同じ温度で引張試験を実施して取得することが望ましいが, 温度依存性推定式を用いて, 室温の引張試験結果から計算した値も用いることができる。

a) **WES 2808:2017** の推定式 **WES 2808** (文献 6) では, 素材及び予ひずみ材の, 温度及びひずみ速度に依存した, 降伏応力及び引張強さの推定式を提示している。ここでは, 素材 (予ひずみなし) の推定式について解説する。

鉄鋼材料の降伏応力の逆数はひずみ速度に依存することが知られており, 温度に対してアレニウス型の依存性を示すことも知られている。ひずみ速度と温度が降伏応力に対して及ぼす影響を等価に評価するためのパラメータとしてひずみ速度・温度パラメータ (Strain rate-Temperature Parameter) R_{ST} が提案されている (文献 20, 21)。

WES 2808 では, 強度 (降伏応力, 引張強さ) がアレニウス型の温度依存性に従うこと, 強度のひずみ速度及び温度への依存性が R_{ST} で同時に表すことができることを利用し, 鋼材の静的・室温の強度から任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ ・温度 T における強度の推定式を実験的に検討した。その結果, 次式を提案している。

引張強さが 400 N/mm²~590 N/mm² 級鋼の場合

$$\sigma_Y(\dot{\epsilon}, T) = \sigma_{Y0} \exp \left[0.234 \left(\frac{\sigma_{Y0}}{E} \right)^{-1.5} \left\{ \frac{1}{(T+273) \ln(10^8/\dot{\epsilon})} - \frac{1}{293 \ln(10^8/\dot{\epsilon})} \right\} \right] \quad \dots\dots (解 4)$$

$$\sigma_Y(\dot{\epsilon}, T) = \sigma_{T0} \exp \left[0.234 \left(\frac{\sigma_{T0}}{E} \right)^{-1.5} \left\{ \frac{1}{(T+273) \ln(10^9/\dot{\epsilon})} - \frac{1}{293 \ln(10^9/\dot{\epsilon})} \right\} \right] \quad \dots\dots (解 5)$$

引張強さが 780 N/mm² 級鋼の場合

$$\sigma_Y(\dot{\epsilon}, T) = \sigma_{Y0} \exp \left[2.93 \left(\frac{\sigma_{Y0}}{E} \right)^{-1.1} \left\{ \frac{1}{(T+273) \ln(10^8/\dot{\epsilon})} - \frac{1}{293 \ln(10^8/\dot{\epsilon})} \right\} \right] \quad \dots\dots (解 6)$$

$$\sigma_Y(\dot{\epsilon}, T) = \sigma_{T0} \exp \left[2.93 \left(\frac{\sigma_{T0}}{E} \right)^{-1.1} \left\{ \frac{1}{(T+273) \ln(10^9/\dot{\epsilon})} - \frac{1}{293 \ln(10^9/\dot{\epsilon})} \right\} \right] \quad \dots\dots (解 7)$$

ここで、 σ_{Y0} 及び σ_{T0} は室温(=20 °C)、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ (=10⁻⁴/s)における素材の降伏応力及び引張強さ、 $\sigma_Y(\dot{\epsilon}, T)$ 及び $\sigma_T(\dot{\epsilon}, T)$ は温度 T °C、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ における素材の降伏応力及び引張強さである。

式(解 4)から式(解 7)に $\dot{\epsilon}=\dot{\epsilon}_0$ (=10⁻⁴/s, 静的ひずみ速度)を代入すると、式(13)から式(16)が得られる。ただし、式(解 4)から式(解 7)の決定に用いた実験結果の温度範囲を基に、式(13)から式(16)の適用範囲は試験温度 T が-100 °Cから室温の間とした。また、降伏応力、引張強さの温度依存性が炭素鋼と異なる 9%Ni 添加低温用鋼は適用から除外した。

- b) 硬さ(HV)からの推定式 **ISO 15653** (文献 8) では、室温の降伏応力及び引張強度をビッカース硬さで推定する方法と、降伏応力の温度依存性を推定する方法が記載されている。

ビッカース硬さ HV (圧入荷重 98 N) から室温の降伏応力を推定するには、式(解 8)及び式(解 9)を用いる。降伏応力の推定方法は、母材と溶接金属に分類されている。

母材 :

$$\sigma_{Y0}=3.28 \cdot HV-221 \quad (160 < HV < 495) \quad \dots\dots\dots \text{(解 8)}$$

溶接金属 :

$$\sigma_{Y0}=2.35 \cdot HV+62 \quad (170 < HV < 330) \quad \dots\dots\dots \text{(解 9)}$$

また、室温の引張強さは式(解 10), 式(解 11)を用いる。引張強さの推定式は、硬さで分類されているが、母材と溶接金属で同じ式を用いる。

母材 :

$$\sigma_{T0}=3.3 \cdot HV-8 \quad (100 < HV < 400) \quad \dots\dots\dots \text{(解 10)}$$

溶接金属 :

$$\sigma_{T0}=3.0 \cdot HV+22.1 \quad (170 < HV < 330) \quad \dots\dots\dots \text{(解 11)}$$

降伏応力の温度依存性を推定するには、式(解 12)を用いる。

$$\sigma_Y=\sigma_{Y0}+\frac{10^5}{491+1.8T}-189 \quad \dots\dots\dots \text{(解 12)}$$

σ_Y は温度 T °Cにおける降伏応力、 σ_{Y0} は室温における降伏応力である。ただし、これら HV からの推定式の適用は C-Mn 鋼に限定される。

- c) 弾性率の温度依存性 弾性率の温度依存性は強くないが、低炭素鋼の実測結果によると、室温での値に比較して、-60 °Cで 2.5 %程度、-196 °Cで 5 %程度上昇することが報告されている (文献 22)。

参考文献

- [1] BS 7448 Part 1, "Fracture mechanics toughness tests. Method for determining of KIC, critical crack tip opening displacement (CTOD) and critical J values of metallic materials", British Standards Institution, 1991
- [2] ASTM E1290, "Standard Test Method for Crack Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement", ASTM E1290, (1989~2013)

- [3] Tagawa, T., Kawabata, T., Sakimoto, T., Kayamori, Y., Ohata, M., Yamashita, Y., Tamura, E., Yoshinari, H., Aihara, S., Minami, F., Mimura, H. and Hagihara, Y., “Experimental measurements of deformed crack tips in different yield-to-tensile ratio steels”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.128 (2014), pp.157-170.
- [4] Kawabata, T., Tagawa, T., Sakimoto, T., Kayamori, Y., Ohata, M., Yamashita, Y., Tamura, E., Yoshinari, H., Aihara, S., Minami, F., Mimura, H. and Hagihara, Y., “Proposal for a new CTOD calculation formula”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.159 (2016), pp. 16-36.
- [5] WES 2805, “溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労亀裂進展に対する欠陥の評価方法”, 日本溶接協会, (2011)
- [6] WES 2808, “動的繰返し大変形を受ける溶接構造物の脆性破壊性能評価方法”, 日本溶接協会, (2017)
- [7] WES 1109, “溶接継手の CTOD 試験方法”, 日本溶接協会, (2021)
- [8] ISO 15653, “Metallic materials – Method of test for the determination of quasistatic fracture toughness of welds”, International Organization for Standardization, (The most recent edition of revision)
- [9] API RP 2Z, “Recommended Practice for Preproduction Qualification for Steel Plates for Offshore Structures”, (The most recent edition of revision)
- [10] EEMUA Publication No.150, “Standard for Welding Pipelines and Related Facilities”, (1983)
- [11] Kawabata, T., Tagawa, T., Kayamori, Y., Ohata, M., Yamashita, Y., Kinofuchi, M., Yoshinari, H., Aihara, S., Minami, F., Mimura, H. and Hagihara, Y., “Plastic deformation behavior in SEB specimens with various crack length to width ratios”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 178 (2017), pp.301-317.
- [12] 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会, FTW 委員会最終報告書, (1990)
- [13] ASTM Standards, “Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials”, ASTM E399, (The most recent edition of revision)
- [14] 有持和茂, 井坂和実, 中西睦夫, “溶接部 COD 試験における Pop-in 現象とその安全性評価法に関する研究”, 溶接学会論文集, Vol. 3 (1985), pp. 89-96.
- [15] Kanna, S., Yamashita, Y., Kawabata, T., Tagawa, T., Imai, Y., Mikami, Y., Kitano, H., Kayamori, Y., Tonan, T., Sakurai, T., Kyono, S., Ohata, M., Minami, F., Aihara, S. and Hagihara, Y., “Assessment of finite element analyses for mitigation of judgment condition on pop-in caused by split”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 205 (2018), pp.28-39.
- [16] Kawabata, T., Kayamori, Y. and Tagawa, T., “A proposal of the CTOD calculation formula and its conversion factor to J-integral in C(T) specimens”, *Materials Performance and Characterization*, Vol. 9 (2020), Issue 5, <https://doi.org/10.1520/MPC2019>
- [17] Koçak, M., Yao, S., Chen, L and Schwalbe, K.-H., “Evaluation of HAZ Toughness by CTOD and Tensile Panels”, *European Sympo. on Elastic-Plastic Fracture Mechanics*, Freiburg, (1989)
- [18] Shih, C. F., “Relationship between the J-integral and the crack opening displacement for stationary and extending cracks” *J. Mech. and Phys. Solids*, 29 (1981), pp.305-326.
- [19] Tagawa, T., Kayamori, Y., Ohata, M., Handa, T., Kawabata, T., Yamashita, Y., Tsutsumi, K., Yoshinari, H., Aihara, S. and Hagihara, Y., “Comparison of CTOD standards: BS 7448-Part 1 and revised ASTM E1290”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.77 (2010), pp.327-336.
- [20] Bennett, P. E. and Sinclair, G. M., “An analysis of the time and temperature dependence of the upper yield point in iron”, *J. Basic Eng.*, Vol. 83(4) (1961), pp. 557-564.
- [21] Bennett, P. E. and Sinclair, G. M., “Parameter representation of low temperature yield behavior of body centered cubic transition”, *J. Basic Eng.*, Vol. 88(2) (1966), pp. 518-524.

- [22] 竹内洋一郎, 野田直剛, 小森茂, 矢本拓生, “各種特殊鋼の弾性係数の低温域における温度依存性”, 材料, Vol.28 (1979), pp. 852-856.

） R A E

） R A E F

日本溶接協会規格

WES 1108 亀裂先端開口変位 (CTOD) 試験方法

令和 7年 X月 X日 第1刷発行

編集 一般社団法人日本溶接協会 規格委員会

発行人 水沼 渉

発行所 一般社団法人 日本溶接協会

〒101-0025 東京都千代田区神田佐久間町 4-20

<https://www.jwes.or.jp>