

Research Report of the Research Institute  
of Industrial Safety, RIIS-RR-88, 1988  
UDC 620.173:621,791:669.14:539.43

## 破壊力学による荷役用チェーンの強度評価

橋内良雄\*

Application of Fracture Mechanics to Estimating Strength of Lifting Link Chains

by Yoshio KITSUNAI\*

**Abstract;** In order to prevent sudden fracture of lifting chains containing flaws introduced during service, fracture toughness and fatigue crack growth behavior of Mn-B steel lifting chain with 25.4 mm dia. were evaluated using C-shaped specimens which were machined from the chain link. Elastic-plastic fracture toughness,  $J_{IC}$ , test for the C-shaped specimens was carried out in accordance with stretched zone method proposed by JSME 001. Fracture toughness of C-shaped and compact type specimens which were made from the same materials that used to make chains were compared. The effect of temperature on the fracture toughness of link chains was examined by 1T compact type specimens at the temperatures ranging from room temperature down to  $-80^{\circ}\text{C}$ . The fracture toughness test and the fatigue crack growth test were carried out using a 196 kN closed-loop servo hydraulic fatigue testing machine. The stress ratio for the fatigue test was 0.05 and frequencies were ranged between 10 to 25 Hz. Fracture mechanics calculation of critical flaw size for the Mn-B steel chain was performed. It was found that the value of elastic-plastic fracture toughness,  $J_{IC}$ , determined by the C-shaped specimens was almost the same with that obtained from the compact type specimens. Moreover, corresponding  $K_{IC}(J)$  value converted from  $J_{IC}$  was almost agree with  $K_{IC}$  value determined from linear fracture toughness test. Hence  $J_{IC}$  test for C-shaped specimens machined from chain link was suitable method to evaluate the fracture toughness of lifting chains. Fracture toughness,  $K_{IC}$ , of the fracture-mechanics calculation, the critical flaw size of Mn-B steel chain was found to be 3.15 mm at room temperature. Fatigue crack growth rate of C-shaped specimens machined from chain link was slightly higher than that of compact type specimens machined from the chain material.

**Keywords:** Link chain, Fracture Toughness, Fatigue, Crack Growth, C-shaped Specimen, Stretched Zone, low Temperature

### 1. 緒言

リンクチェーンは小径のものでは荷役に、大径のものでは船舶や海底油田掘削設備あるいは海洋浮遊構造物等の拘束係留に使用されている。このうち荷役用チェーンの作製に用いられている材料としては、Mn-B鋼、AISI8620鋼、AISI8630鋼などの高強度鋼が用いられている。このような高強度鋼で作られているチェーンの強度は、チェーンを構成しているリンクの

最弱部に支配されることが知られている。実際チェーンが破損する場合、製造あるいは使用中に一つのリンクに作られた微小欠陥や傷を起点として疲労き裂が発生し、その後脆性破壊する場合が多い。リンクの破壊位置は、使用時に大きなひずみが生じる Photo 1 の A 部が最も多く、次に B 部であると言われている<sup>1)2)</sup>。このためチェーンの安全性を確保するにはリンクの破壊靱性並びに疲労き裂伝播挙動について把握する必要がある。しかし、チェーンに関してこれまで行われて来

\* 機械研究部 Mechanical Safety Research Division

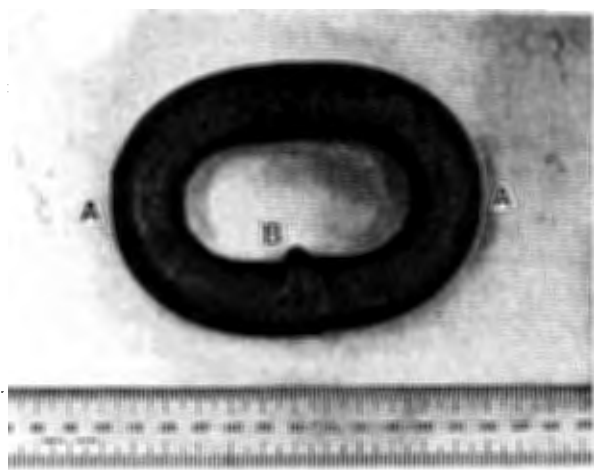


Photo 1 Shape of Mn-B steel chain link tested. The maximum tensile stress occurs on the outer surface of the link at position A.

実験に用いた Mn-B 鋼チェーンリンクの形状。最大応力はリンクの外表面の A の位置に生じる。B の位置は、二番目に応力が高くなる場所である。

た研究の多くは、引張強度や衝撃値にその関心が向けられており、欠陥評価に有効な破壊力学が適用された例は極めて少ない<sup>2)</sup>。そこで本研究では、荷役用チェーンの強度について破壊力学的検討を加えるために、Photo. 1 に示した実物のチェーンリンク及びそれとほぼ同形状したチェーンリンクから ASTM E399<sup>3)</sup> で定める円弧型試験片 (C-shaped specimen) を切り出し、弾塑性破壊靱性試験並びに疲労き裂伝播試験を

Table 1 Mechanical properties of link chain and chain materials tested.  
チェーンおよびチェーン材料の機械的性質

Materials	0.2%P.S. (MPa)	U.T.S. (MPa)	Elong. (%)
Chain Mn-B	1175	1241	18
Chain AISI8620	1012	1160	13
Plate Mn-B	1098	1185	12
Bar SNCM439	902	1000	22

Table 2 Chemical composition of link chains and chain materials tested. (wt%)  
チェーンおよびチェーン材料の化学成分

Materials	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	B
Chain Mn-B	0.24	0.25	1.36	0.018	0.015	0.01	0.02	0.03	—	0.0029
Chain AISI8620	0.19	0.22	0.82	0.009	0.011	0.10	0.46	0.51	0.16	—
Plate Mn-B	0.24	0.25	1.36	0.018	0.015	0.01	0.02	0.03	—	0.0029
Bar SNCM439	0.38	0.26	0.70	0.018	0.018	0.12	1.71	0.78	0.20	—

実施した。また、円弧型試験片で得られた結果の妥当性を検証するために、チェーンの素材から円弧型とコンパクト型 (CT) 試験片を作製して破壊靱性試験と疲労き裂伝播試験を行い、チェーンとチェーン素材で得られた結果の比較を行った。さらに、破壊靱性に及ぼす温度の影響について検討するために、チェーンの素材から 1 インチ寸法の CT 試験片を採取して、室温から -80℃ の範囲について破壊靱性試験を行った。

## 2. 供試材および試験片

実験に供したチェーンは、Mn-B 鋼製および AISI8620 鋼製であって、リンクの形状および寸法は両材とも Photo. 1 に示すとおりである。リンクの平行部から作製した平行部直径 8 mm の丸棒試験片の機械的性質を Table. 1 に、化学成分を Table. 2 に示す。また、円弧型と CT 試験片の破壊力学諸特性を比較するために、使用した 125×125×300mm の Mn-B 鋼 (チェーン材料の鍛造品) 及び直径 100mm の SNCM439 鋼丸棒の機械的性質と化学成分も Table.1 および 2 に合わせて示す。Mn-B 鋼の熱処理は、チェーンと同程度の強度を得るために、900℃ から水焼入れ後 400℃ で焼戻しを行ったが、SNCM439 鋼では 870℃ から油焼入れ後 600℃ で焼戻しを行った。

前記したように、チェーンの強度は Photo. 1 の A 部付近が問題となるので、ここでは A 部を含むチェーンリンクの曲がり部から Fig. 1 に示す形状の円弧型試験片を作製した。この場合、切欠きは円弧型試験片の内径側に付けた。また、切欠きの深さは、破壊靱性試験片では 5 mm、疲労試験片では 3 mm にした。Mn-B 鋼及び SNCM439 鋼丸棒から、Fig. 1 と同じ形状と寸法にした円弧型試験片、並びに幅を 51mm、厚さ 10、12.7 および 25mm とした CT 試験片 (Fig. 2) を製作した。この際の試験片の採取方向は、Mn-B 鋼が L-T 方向、SNCM439 鋼が R-C 方向である。

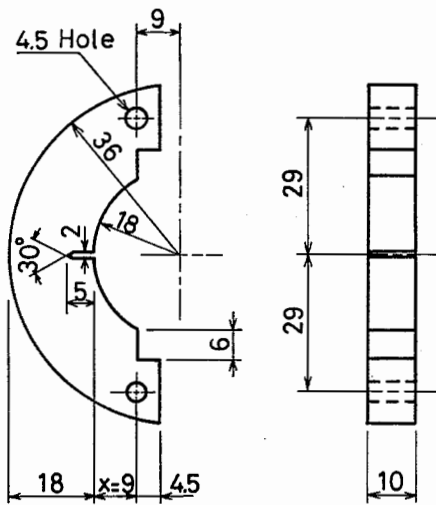


Fig. 1 Configuration of C-shaped specimen.  
円弧型試験片の形状

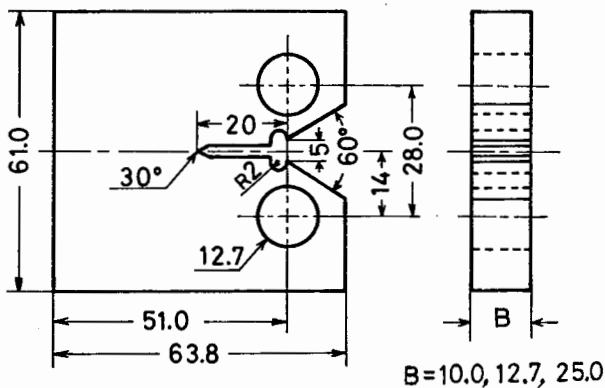


Fig. 2 Configuration of compact type (CT) specimen.  
コンパクトタイプ (CT) 試験片の形状

破壊靱性試験片に対する疲労予き裂は電気油圧式サーボ試験機を用いて、最大応力拡大係数 $K_{max}$ が約 $12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となるようにして導入した。予き裂導入時のき裂長さ比 $a/w$  ( $a$ はき裂長さ、 $w$ は試験片の幅)は、円弧型試験片が $0.65 \sim 0.7$ 、CT試験片では $0.6$ になるようにした。

### 3. 実験方法

円弧型およびCT試験片に対する弾塑性破壊靱性 $J_{IC}$ 試験は、日本機械学会基準弾塑性破壊靱性試験法で規定するストレッチゾーン法<sup>4)</sup>に従って行った。CT試験片を用いた低温における平面ひずみ破壊靱性 $K_{IC}$

試験は、ASTM E399<sup>3)</sup>で示す方法によって実施した。低温の制御は先の報告<sup>5)</sup>と同様、低温槽中に流入する液体窒素の量を電磁弁で調節する方法で行った。

疲労き裂伝播試験は荷重比 $R$ を $0.05$ として、繰返し速度が $10 \sim 20 \text{ Hz}$ で行った。疲労き裂伝播速度 $da/dN$ はSecant法<sup>6)</sup>により求め、結果は応力拡大係数範囲 $\Delta K$ を用いて評価した。

ストレッチゾーン等の破面形態の特徴は主に走査電子顕微鏡を用いて観察したが、一部透過電子顕微鏡も併用した。

## 4. 実験結果および考察

### 4.1 チェーンおよびチェーン材料の破壊靱性

Mn-B鋼及びAISI8620鋼チェーンリンクから切り出した円弧型試験片を用いて弾塑性破壊靱性試験を行い、負荷した $J$ 値と破面に作られたストレッチゾーンの幅(SZW)の関係を調べた。結果をFig. 3に示す。なお、 $J$ 値は式(1)で示す軸力補正を行ったMarkleとCortenの式<sup>7)</sup>を用いて算出した。

$$J = \alpha_1 \left( \frac{2A}{Bb} \right) + \alpha_2 \left( \frac{2P\xi}{Bb} \right) \quad (1)$$

ここで、 $A$ は $P-\xi$ 曲線下の面積、 $P$ は荷重、 $\xi$ は荷重線変位、 $B$ は試験片の厚さ、 $b$ はリガメント幅、 $\alpha_1$ と $\alpha_2$ は曲げ及び軸力の補正係数で、 $a/w$ の関数である。なお、 $a/w$ が $0.6$ における $\alpha_1$ と $\alpha_2$ の値を示せば、それぞれ $1.08$ と $0.089$ である。

Fig. 3のストレッチゾーンの幅(SZW)は、試験片厚さの $2/8 \sim 6/8$ の5箇所測定を行い、それらの値を平均したものである。なお、ストレッチゾーンが不明瞭な領域は、ステレオ観察を行ってSZWを定めた。Photo. 2は、測定したSZWの一例を示したもので、ここでは、円弧型試験片を $J = 28.2 \text{ kJ/m}^2$ に負荷後、疲労により試験片を破断させてストレッチゾーンを出現させたものである。

Fig. 3に示したSZWのうち、試験片を破断させるかあるいは破断寸前まで負荷したとき得られた限界ストレッチゾーン幅 $SZW_c$ は、Mn-B鋼が $28.2 \mu\text{m}$ 、AISI8620鋼が $10.5 \mu\text{m}$ であって、両者の $SZW_c$ にはかなりの差異が認められる。SZWと $J$ の関係から得られる鈍化直線と $J$ に依存しないSZW。直線との交点における

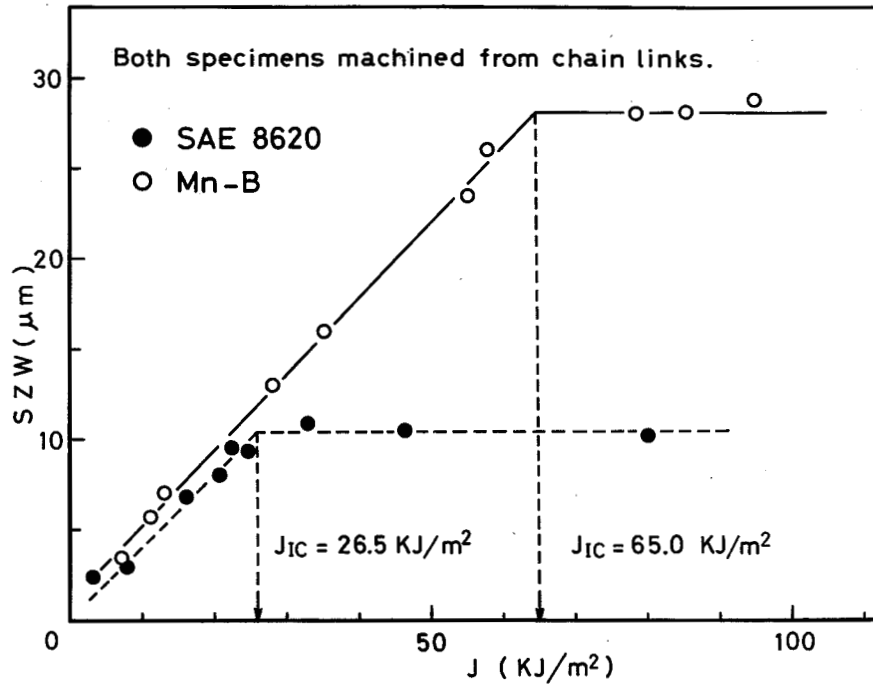


Fig. 3 Relationship between stretched zone width and J value for C-shaped specimens machined from chain links.

チェーンリンクから切り出した円弧型とCT試験のストレッチゾーン幅とJ値の関係

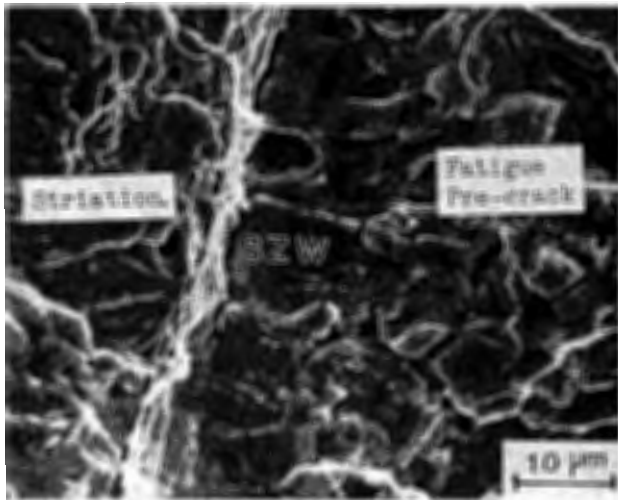


Photo 2 Fractograph showing stretched zone in Mn-B steel chain.  $J=28.2\text{kJ/m}^2$   
マンガン-ボロン鋼チェーンのストレッチゾーンのフラクトグラフィ,  $J=28.2\text{kJ/m}^2$

J値は、Mn-B鋼が65.0、AISI8620鋼が $26.5\text{kJ/m}^2$ であって、これらの値は $J_{IC}$ の有効な判定基準とされている式(2)<sup>4)</sup>を満足していることから、 $J_{IC}$ と判断される。

$$a, b, B \geq 25 \left( \frac{J_{IC}}{\sigma_{fs}} \right)^2 \quad (2)$$

ここで、 $\sigma_{fs}$ は流動応力、bはリガメントである。

弾塑性破壊靱性  $J_{IC}$  試験は、一般にCTあるいは曲げ試験片を用いて行われているが、ASTM-E399<sup>3)</sup>の平面ひずみ破壊靱性  $K_{IC}$  試験方法に定める円弧型試験片を用いて  $J_{IC}$  試験を行っても、適切な結果が得られるかどうかを検討するために、試験に用いたチェーンと同程度の強度レベルに熱処理したMn-B鋼から円弧型とC-T試験片を作製し、 $J_{IC}$ 試験を実施した。Photo. 3はCT試験片を引張破壊させたときに作られたストレッチゾーンを示したもので、疲労予き裂面にはかなりの粒界ファセットが認められるが、これは予き裂

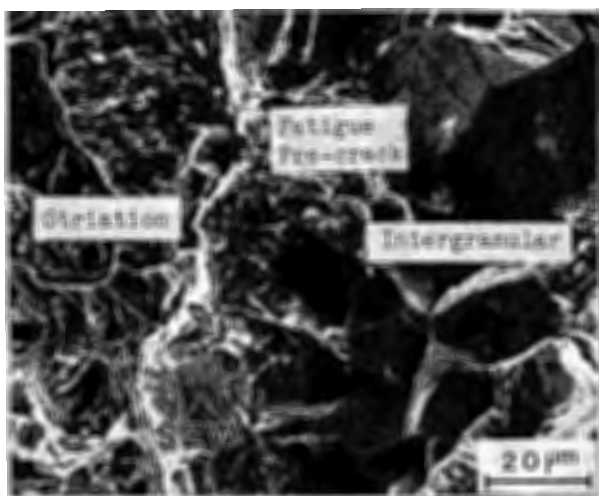


Photo 3 Fractograph showing stretched zone and intergranular facets in Mn-B steel chain.  $J=36.4\text{kJ/m}^2$   
 マンガン-ボロン鋼チェーンのストレッチゾーンと粒界ファセットのフラクトグラフィ,  $J=36.4\text{kJ/m}^2$

導入時の  $\Delta K$  が低いために、いわゆる 2 a 段階<sup>8)</sup> の粒界ファセットが出現したものと推察される。このような粒界ファセットが予き裂面に存在する場合、ストレッチゾーンの形成に影響することが予想されるので、本実験では粒内から鈍化が生じた領域を選んでSZWの測定を行った。Fig. 4は円弧型とCT試験片の  $J_{IC}$  試験結果を示したもので、SZWがJ値によらず飽和する領域においてややばらつきが認められる。これは予き裂面に出現する粒界ファセットがSZWの形成に影響しているためと推察される。円弧型とCT試験片の結果を比較した場合、SZW<sub>c</sub>は円弧型の方がやや大きく、さらにSZWの飽和開始点におけるJ値も円弧型では60.0、CT試験片では57.5  $\text{kJ/m}^2$  であって、円弧型試験片の方が若干大きい、しかし、SZW<sub>c</sub>のばらつきを考慮すると、円弧型とCT試験片とではほぼ同様な  $J_{IC}$  値が得られていると考えられる。

次に、Mn-B鋼から厚さ25mmのCT試験片を採取し、破壊靱性試験を行った結果、 $K_{IC}$ は109.1  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ であった。そこで、この値をFig. 4に示した  $J_{IC}$  値と比較

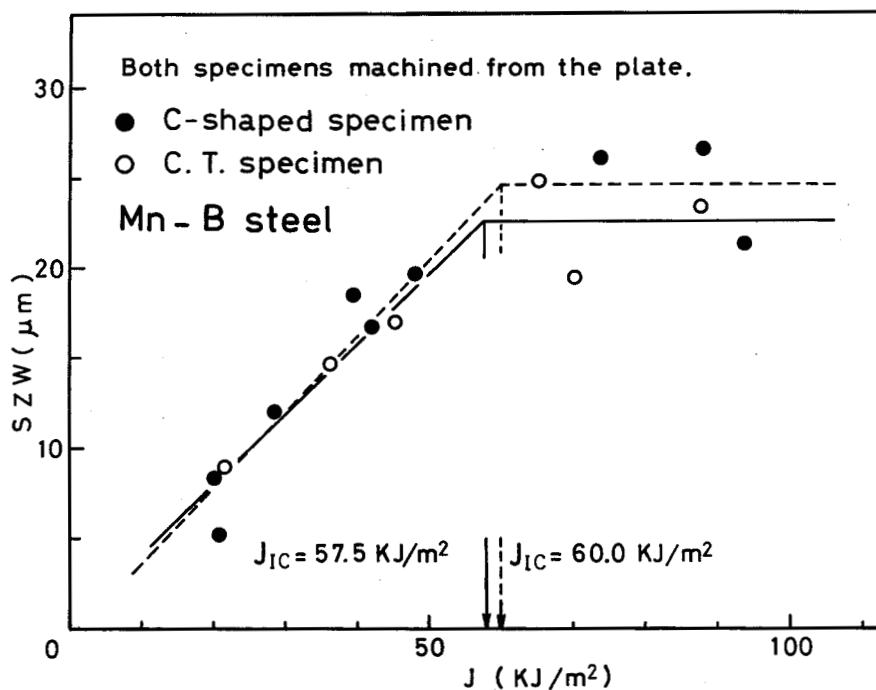


Fig. 4 Relationship between stretched zone width and J value for C-shaped and CT specimens machined from Mn-B steel.  
 マンガン-ボロン鋼から採取した円弧型とCT試験のストレッチゾーン幅とJ値の関係。

するために、式(3)<sup>4)</sup>を用いて  $J_{Ic}$  を平面ひずみ破壊靱性  $K_{Ic}$  に換算した。この  $K_{Ic}$  は、 $J_{Ic}$  から換算した値であるので、 $K_{Ic}(J)$  と記述する。

$$K_{Ic}(J) = \sqrt{\frac{EJ_{Ic}}{(1-\nu)^2}} \quad (3)$$

ここで、 $E$  は縦弾性係数で 202GPa、 $\nu$  はポアソン比で 0.3 である。

ASTM-E339<sup>9)</sup> が示す平面ひずみ破壊靱性値を求めるのに必要な試験片寸法を満足する板厚 25mm の CT 試験片を用いて求めた  $K_{Ic}$  値と、平面ひずみ破壊靱性試験で要求される寸法を満足しない板厚 10mm の CT 試験片、並びに板厚 10mm の円弧型試験片を用いて求めた弾塑性破壊靱性値  $K_{Ic}(J)$  を、Table.3 に示す。

Table 3 Relationship between fracture toughness and specimen configuration.  
破壊靱性と試験片形状の関係

Specimens	$K_{Ic}$ or $K_{Ic}(J)$ (MPa $\sqrt{m}$ )
Compact tension(25mm thick)	$K_{Ic} = 109.1$
Compact tension(10mm thick)	$K_{Ic}(J) = 112.9$
C-shaped	$K_{Ic}(J) = 115.4$

Table. 3 において、 $K_{Ic}$  と  $K_{Ic}(J)$  を比較すると、 $K_{Ic}$  の方が  $K_{Ic}(J)$  より若干小さい。しかし、これらの差は数%程度であるので、実用上は無視し得ると考えられる。このため、試験方法や試験片形状が異なっても数%の誤差で靱性値が求められることから、平面ひずみ破壊靱性試験に用いられる試験片の一つである円弧型試験片を用いて弾塑性破壊靱性試験を行えば、有効な靱性評価を行うことができることがわかる。以上の結果から、チェーンの破壊靱性は、リンクから切り出した円弧型試験片を用いて  $K_{Ic}$  試験を行うことにより評価できることが判明した。このような試験方法は、さらにフックやスリングなどの破壊靱性の評価にも適用できると考えられる。

#### 4.2 試験片の採取方向と破壊靱性の関係

チェーンは一般に丸棒から作られるが、丸棒によっては介在物が圧延あるいは鍛造方向に強く伸ばされて、層状をなしていることがある。このような介在物

の存在はストレッチゾーンの形成に影響し、ストレッチゾーン法による  $J_{Ic}$  試験を困難にすることが予想される。そこでチェーン材料としても用いられることがある SNCM439 鋼の丸棒から、疲労予き裂面が鍛造方向に直角になるようにした円弧型と CT 試験片を作製し、 $J_{Ic}$  試験を行った。Photo. 4 は円弧型試験片を  $J = 37.3kJ/m^2$  に負荷した際に形成されたストレッチゾ

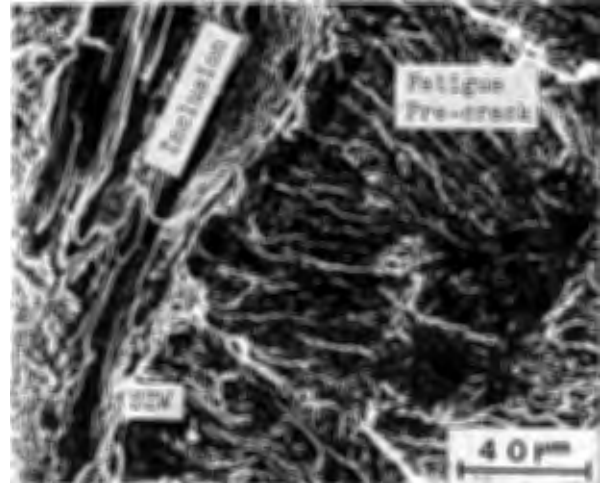


Photo 4 Fractograph showing stretched zone and inclusion in SNCM 439 steel.  $J = 38.5kJ/m^2$   
SNCM 439 鋼のストレッチゾーンと介在物のフラクトグラフィ、 $J = 38.5kJ/m^2$

ーンの一例を示したもので、介在物の伸長方向とストレッチゾーンの長手方向とが一致しているために、き裂先端が開口して鈍化する際に介在物の影響を受け、SZW にかなりのぼらつきが認められる。ストレッチゾーンに続いてディンプルが形成される場合には、ストレッチゾーンとディンプルを含めたき裂長さの増分量  $\Delta a$  は、介在物が存在しない領域では大きく、存在するときには介在物によってき裂の鈍化が打切られてしまうために、 $\Delta a$  が減少する傾向が顕著に認められた。Fig. 5 は予き裂面が材料の圧延方向と直角になるようにした円弧型と CT 試験片を用いて弾塑性破壊靱性試験を行い、SZW と  $J$  の関係を示したもので、SZW は  $J$  と共に増加する傾向が認められる。しかし、SZW が飽和する状態は見られず、したがって、 $J_{Ic}$  を決めることはできない。このため、Photo. 4 に見られるように圧延方向に顕著な介在物が存在する場合には、ストレッチゾーン法による靱性評価は困難となる。

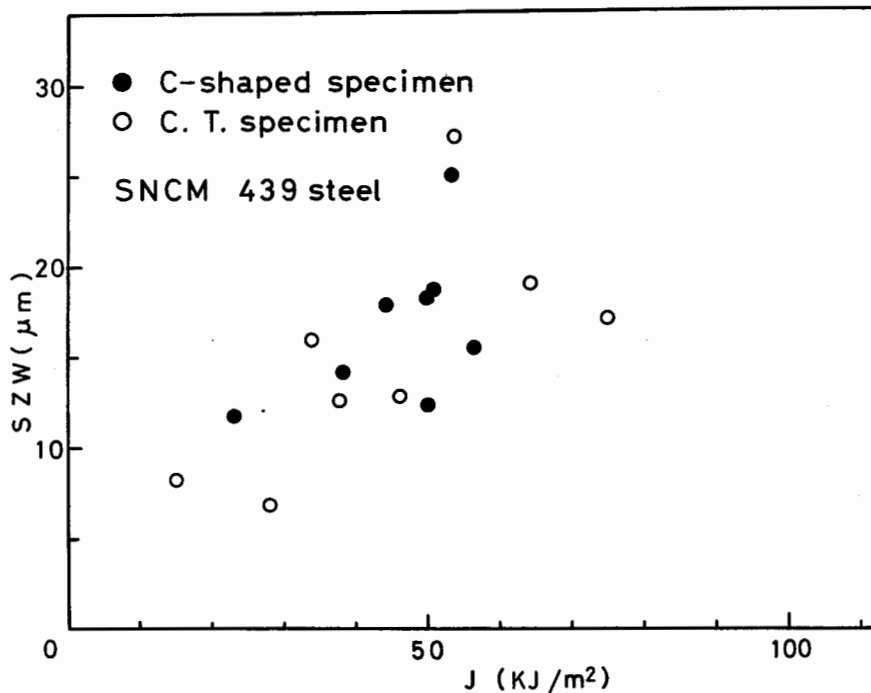


Fig. 5 Comparison of elastic-plastic fracture toughness between C-shaped specimens and CT specimens. Plane of pre-cracking in each specimen is located perpendicular to forging direction of the material.

円弧型試験型とCT試験片の弾塑性破壊靱性の比較  
各試験片の予き裂面は材料の鍛造方向に垂直となっている。

#### 4.3 $K_{Ic}$ の温度依存性

チェーンは低温においても使用されていることから、低温下での破壊靱性について把握する必要がある。そこで、Mn-B鋼から板厚25mmのCT試験片を作製して、室温から $-80^{\circ}\text{C}$ の範囲について平面ひずみ破壊靱性  $K_{Ic}$  試験を実施した。Fig. 6は  $K_{Ic}$  と温度の関係を示したもので、 $K_{Ic}$  は温度の低下と共に減少しており、特に $-80^{\circ}\text{C}$ では室温の約半分程度に靱性が低下している。しかし、実際に $-80^{\circ}\text{C}$ 以下で使用されることは少ないことから、Mn-B鋼チェーンの  $K_{Ic}$  は低温で使用される場合においても、 $50\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  を最低の基準としておけば、チェーンの安全性は確保できると考えられる。

#### 4.4 チェーンの限界欠陥寸法

チェーンの破壊靱性は、Table 3に示したように  $K_{Ic}(J) = 115.4\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  であった。そこで、チェーン

リンクの表面に欠陥や傷が存在する場合、どの程度のき裂深さまで破壊することなしに使用することができるかを明らかにするために、リンクの平行部の表面に長  $2a$ 、深さ  $a$  の表面き裂が存在すると仮定して、式(4)<sup>9)</sup>を用いてチェーンリンクの限界欠陥寸法(許容し得る最大き裂深さ)について検討した。

$$K = K_{Ic}(J) = 1.1 \sigma \sqrt{\pi a / Q} \quad (4)$$

ここでは、 $\sigma$  は応力、 $a$  はき裂深さ、 $Q$  はき裂形状パラメータである。

チェーンにチェーン材料の耐力と同程度の応力が作用したとすると、式(4)の  $\sigma$  は  $1175\text{MPa}$  (Table 1参照)となる。 $Q$  は文献<sup>9)</sup>から  $1.24$ となる。これらを式(4)に代入すると、

$$a = \frac{Q}{\pi} \left( \frac{K_{Ic}(J)}{1.1 \sigma} \right)^2 = 3.15\text{mm}$$

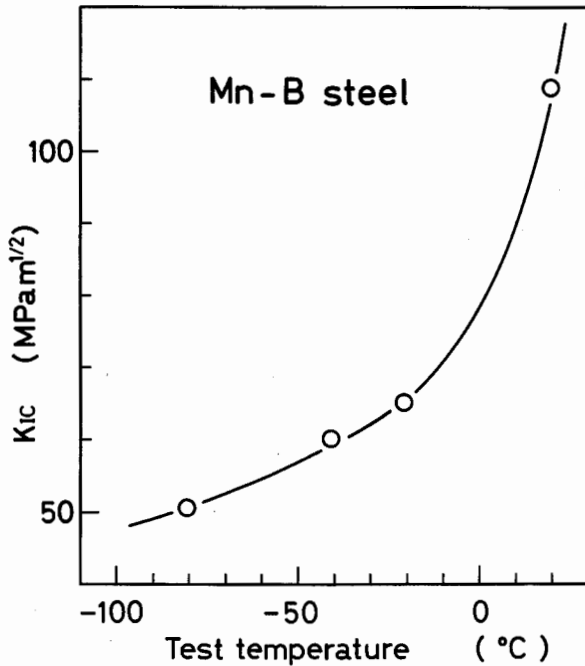


Fig. 6 Effect of temperature on fracture toughness of Mn-B steel.

マンガン-ボロン鋼の破壊靱性に及ぼす温度の影響

この結果から、チェーンにリンク材の耐力と同程度の応力が負荷された場合、リンクに約3mm以上の深さのき裂が存在すると、リンクは不安定破壊を起こすことになる。チェーンは通常安全率が4以上取られている。このため通常の使用方法では、チェーンに耐力と同程度の大きな応力が作用する可能性は少ない。しかし、チェーンの使用状態によっては一つのリンクに大きな荷重が作用する可能性がある。このため、安全側の評価を与えるために、本実験で用いた1インチ直径の丸棒で作られたMn-B鋼チェーンでは、限界欠陥寸法を3mmと定めて検査を実施すればチェーンの安全性は確保できると考えられる。

#### 4.5 疲労き裂伝播特性

チェーンリンクに作られた傷や欠陥から疲労き裂が成長してK<sub>1c</sub>値に達するまでの挙動について検討するために、チェーンリンクの疲労き裂伝播特性を調べた。Fig. 7はMn-B鋼から採取したCT試験片の疲労き裂伝播速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係を示したものである。なお、ΔKは円弧型試験片では式(5)<sup>3)</sup>を、CT試験片では式(6)<sup>3)</sup>を用いて算定した。

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \left[ 1 + 1.54\left(\frac{X}{W}\right) + 0.5\left(\frac{a}{W}\right) \right] \times \left[ 1 + 0.22\left(1 - \sqrt{\frac{a}{W}}\right) \left(1 - \frac{r_1}{r_2}\right) \right]$$

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 18.23\left(\frac{a}{W}\right)^{1/2} - 106.2\left(\frac{a}{W}\right)^{3/2} + 379.7\left(\frac{a}{W}\right)^{5/2} - 582.0\left(\frac{a}{W}\right)^{7/2} + 369.1\left(\frac{a}{W}\right)^{9/2} \quad (5)$$

ここで、ΔPは荷重振幅、Bは試験片の厚さ、Wは試験片幅、Xは荷重軸の中心線から試験片の内側までの距離 (Fig. 1のXを参照)、aは試験片の内面から測定したき裂長さ、r<sub>1</sub>とr<sub>2</sub>は試験片の内面および外面までの半径である。

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \left(1 - \frac{a}{W}\right) \left(2 + \frac{a}{W}\right) \left[ 0.886 + 4.6\left(\frac{a}{W}\right) - 13.32\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.6\left(\frac{a}{W}\right)^4 \right] \quad (6)$$

ここで、ΔPは荷重振幅、Bは試験片の板厚、Wは試験片の幅、aはき裂長さである。

Fig. 7に示したチェーンリンク (円弧型試験片) および素材 (CT試験片) のデータに対して、最小自乗法を適用して求めた da/dN-ΔK の関係は、チェーンリンクでは式(7)で、チェーンの素材では式(8)で与えられる。

$$\text{チェーンリンク } da/dN = 6.05 \times 10^{-9} (\Delta K)^{3.03} \quad (7)$$

$$\text{チェーン素材 } da/dN = 1.36 \times 10^{-8} (\Delta K)^{2.06} \quad (8)$$

ここで、単位は da/dN が mm/cycle、ΔK が MPa√m である。

Fig. 7において、チェーンリンクの方が素材よりも疲労き裂伝播抵抗が低下する傾向が認められる。このようなき裂伝播抵抗の相違が用いた試験片のタイプの差異に基づくものか、あるいは材料の微視組織や残留応力などの差異に起因するものかどうかは明らかではない。なお、素材であるMn-B鋼から作製したCT試験片の疲労き裂伝播速度は軟鋼などの速度とほぼ等しく、したがって伝播速度に及ぼす微視組織の影響は少ないものと思われる。疲労き裂伝播機構について検討した結果、チェーンリンク、素材共にΔKが20から50 MPa√m の範囲ではストライエーションが支配的であって、へき開やディンプルなどの介在は認められなかった。



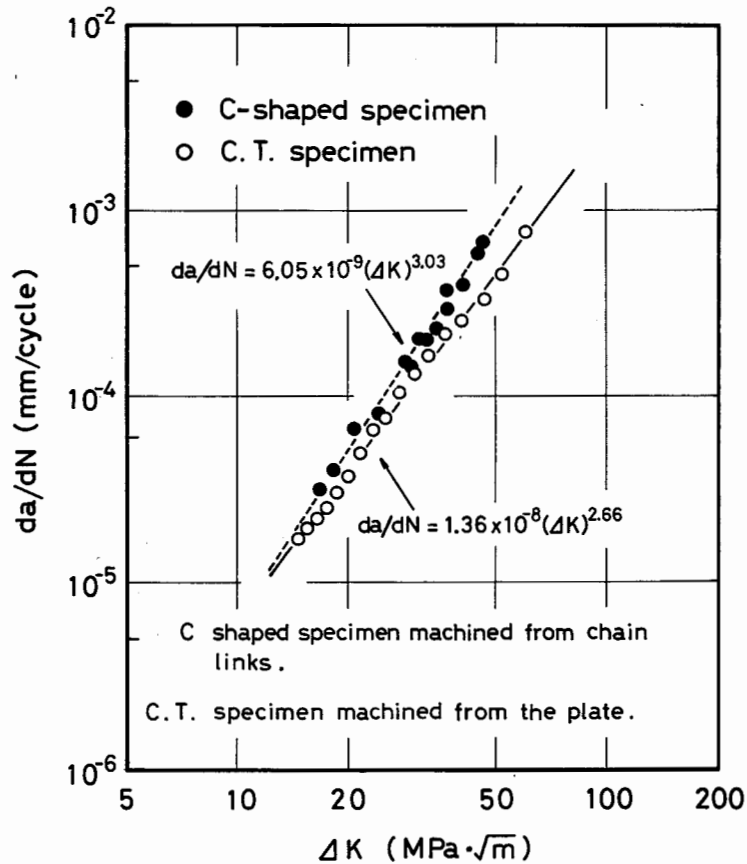


Fig. 7 Fatigue crack growth properties of Mn-B steel chain and chain material.

マンガン-ボロン鋼チェーンのおよびチェーン材料の疲労き裂伝播特性

## 5. 結論

荷役用チェーンの安全性を確保するための一環として、円弧型試験片とCT試験片を切り出して弾塑性破壊靱性試験および疲労き裂伝播試験を行い、破壊力学による評価を実施した。得られた結果は以下のように要約される。

- (1) 400℃で焼戻しを行った Mn-B 鋼から円弧型とCT試験片を作製して弾塑性破壊靱性試験を行った結果、両試験片の  $J_{IC}$  値はほぼ等しく、さらにこれらの値を  $K_{IC}$  (J) に換算した数値と、板厚が25mmのCT試験片を用いて求めた平面ひずみ破壊靱性値  $K_{IC}$  とほぼ一致する。
- (2) チェーンリンクから採取した円弧型試験片を用いて弾塑性破壊靱性試験を行うことにより、チェーン

そのものの  $J_{IC}$  値を求めることができる。

(3) Mn-B 鋼チェーンを室温から-80℃の温度範囲で使用する場合、 $K_I$ の値を50MPa $\sqrt{m}$ 以下に押えておけばチェーンの安全性は確保できる。

(4) 直径が25mmの太さの Mn-B 鋼チェーンを室温で使用する場合、限界欠陥寸法(深さ)を3mmと定めて検査を実施すれば、欠陥からの不安定破壊を防止できる。

(5) チェーンから採取した円弧型試験片の疲労き裂伝播速度は、素材から切り出したCT試験片のき裂伝播速度よりも若干増加する傾向が認められる。

(6) 介在物の伸長方向とストレッチゾーンが一致する場合には、SZWあるいは $\Delta a$ のばらつきが増大し、 $J_{IC}$ 試験による靱性評価が困難となる。

(平成元年3月31日 受理)

参 考 文 献

- 1) 垣見 昇, 田村英二郎, 守屋淳郎, 邦武立郎, 奥戸一郎, 住友金属, 25/4 (1973), 527
- 2) R. F. McCartney and J. N. Pellegrino, ASTM STP 645, (1978), 312
- 3) Annual Book of ASTM Standards, E399-78, (1978), 512
- 4) 日本機械学会基準「弾塑性破壊靱性  $J_{Ic}$  試験方法」, JSME S001 (1981)
- 5) Y. Kitsunai. ASTM Standards, E-647-81 (1981)
- 6) Annual Book of ASTM Standards, E-647-81, (1981)
- 7) J. G. Markle and H. T. Corten, Trans. ASME, Ser. J, 96 (1974), 286
- 8) 小林英男, 日本機械学会誌, 80 (1977), 492
- 9) ASTM Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. XI, Div. 1, Appendix A, (1977)