球状黒鉛鑄鉄の破壊性状に関するローカルクライテリアを用いた
非線形破壊力学的研究A STUDY OF FAILURE BEHAVIOR OF SPHEROIDAL GRAPHITE CAST IRON
WITH LOCAL FRACTURE CRITERION BASED ON NONLINEAR FRACTURE MECHANICS

中 込 忠 男*, 金 子 洋 文**, 佐 伯 英 一 郎***, 堀 場 亮 佑****

Tadao NAKAGOMI, Hirohumi KANEKO, Eiichiro SAEKI
and Ryosuke HORIBA

The spheroidal graphite cast iron is more high mechanical strength and toughness than the flake graphite cast iron because the graphite becomes spheroidal. Today, the spheroidal graphite cast iron is used various main part that car strength parts and metal fastener of wooden building and metal fastener for joint of reinforced concrete building. However, a study performance and a case study of steel building are not conducted. It is necessary that we should study more to use steel building in the future. In this paper, we aims to be clear between material properties and fracture mechanics properties in the spheroidal graphite cast iron.

Keywords : Spheroidal Graphite Cast Iron, Local Fracture Criterion, Cleavage Fracture Stress, Fracture Toughness, J Integral

球状黒鉛鑄鉄, ローカルクライテリア, 破壊限界応力, 破壊靱性, J 積分

1. 序

鑄鉄の基準強度は炭素鋼と比べ制限が厳しく、建築基準法において「圧縮応力または接触応力以外の応力が存在する部分には、使用してはならない」と定められている。これらの規定の対象は、当時製造されていた低強度でかつ強度にばらつきを示す片状黒鉛鑄鉄が対象であると推察される。一方、建築基準法制定当初に開発が始まった球状黒鉛鑄鉄は、黒鉛の球状化により片状黒鉛鑄鉄に比べ高強度かつ高靱性の材料である¹⁾。球状黒鉛鑄鉄は鑄造性、減衰性²⁾、被削性や経済性等、優れた性質を多数備え、現在では自動車強度部品、核燃料の貯蔵・運搬車、木造建築物の接合部金物³⁾や鉄筋コンクリート造の鉄筋継ぎ手用スリーブ金物等、様々な分野において主要部材として使用されている。以上のことから、球状黒鉛鑄鉄は鉄骨造建築物においても構造上主要な部材として適用可能な材料であるといえる。しかし、球状黒鉛鑄鉄の鉄骨造建築物への適用事例や研究実績は多くみられない。故に、将来的に鑄鉄の鉄骨造への適用を実現するためには、球状黒鉛鑄鉄の性能を定量的に評価する必要がある。

本研究の目的は、球状黒鉛鑄鉄の破壊性状を破壊力学の観点から検討し、その性能評価の方法を確立することである。鋼構造建築物における脆性破壊を定量的に捉える手法として破壊力学の分野では、き裂先端の応力状態に注目するローカルクライテリアにおける破壊

限界応力 $p\sigma_c$ を用いた研究が数多く報告されている。本研究においても著者らの既往研究^{4,5)}に基づきローカルクライテリアにおける破壊限界応力 $p\sigma_c$ を用いた応力評価によって球状黒鉛鑄鉄の性能を定量的に捉えることとした。

そこで、本研究では既往研究でよく用いられている円周切欠き付丸棒とテンション構造接合部について、実験および解析を行うことで球状黒鉛鑄鉄の性能評価方法を検討する。図1に示すように、円周切欠き付丸棒引張試験の結果を基に二次元有限要素法弾塑性解析を行い、破断荷重時の応力分布からローカルクライテリアによる破壊限界応力 $p\sigma_c$ を算出し、テンション構造接合部引張試験及び素材試験との関係を検討した。

図1 本研究のフローチャート

* 信州大学 名誉教授・工博
** 信州大学工学部建築学科 教授・工博
*** 日之出水道機器㈱ 工博
**** 信州大学大学院理工学系研究科 大学院生

Prof. Emeritus, Shinshu Univ., Dr.Eng.
Prof., Dept. of Architecture, Faculty Engineering, Shinshu Univ., Dr.Eng.
Hinodesuidoukiki Co., Ltd., Dr.Eng.
Grad. Stud., Dept. of Architecture, Faculty Engineering, Shinshu Univ.

2. 材料試験

本章では研究対象材料の機械的性質と破壊力学的性質の把握を目的とした4つの材料試験を行った。本研究対象の材料は、破断伸びを目標性能として作成した球状黒鉛鋳鉄であり、それぞれの名称を5%材、10%材、20%材、30%材とする。化学成分を表1に示す。

表1 化学成分表

名称	C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Cu (%)	Mg (%)
5%材	3.58	2.09	0.37	0.021	0.008	1.50	0.038
10%材	3.55	2.08	0.37	0.021	0.004	0.330	0.031
20%材	3.62	2.06	0.36	0.020	0.002	0.100	0.034
30%材	1.94	1.23	0.19	0.019	0.004	0.010	0.017

2.1 丸棒引張試験

JIS Z 2241に基づきφ6mmの14A号丸棒引張試験片を用いて試験を行った。試験は各種試験体において常温(20℃)3体、低温(-196℃)2体ずつ行い、それらの平均値を表2に示す。降伏耐力は0.2%オフセット法を用い算出した。また、低温状態での真応力-真歪関係を図2(a)に、常温状態での真応力-真歪関係を図2(b)に示す。

2.2 シャルピー衝撃試験

JIS Z 2242に基づきVノッチシャルピー衝撃試験を行った。試験体形状は板厚8mmとした。吸収エネルギー及び脆性破面率の遷移曲線⁶⁾は以下の式(1)、(2)を用いた。吸収エネルギー及び脆性破面率の遷移曲線と温度関係の遷移曲線を図3に示す。

2.3 三点曲げ破壊靱性試験

2.3.1 試験概要

非線形破壊力学によるき裂進展開始時の破壊靱性値 J_I を算出するために、機械学会基準JSME S 001「JIC 破壊靱性試験方法⁷⁾」に基づき、三点曲げ破壊靱性試験を行った。試験体寸法は厚さ10mm、高さ20mm、ローラースパン80mmとし、機械切欠き長さ8mm、疲労予き裂長さ2mmを導入した。試験体図を図4に示す。試験は±20tf油圧疲労試験機により静的に荷重を行った。変位計を用いて負荷ローラーの荷重点変位を、クリップゲージを用いてき裂の開口変位を測定した。

延性き裂長さ Δa を求めるため、三点曲げ試験体に対して任意の変位まで静的に荷重を行い、除荷後に熱処理してき裂破面に焼き色を付けた。図5に荷重-変位関係の一例を示し、三角印まで荷重して熱処理を行った。その後、低温状態(-196℃)で荷重し脆性的に破断させ、変位と延性き裂長さ Δa の関係を測定した。破面図を図6に示す。延性き裂長さ Δa は、試験片厚さ B を4等分した3ヶ所におけるき裂破面の長さを読み取り顕微鏡を用いて1/100mm精度で計測し、それらの平均値を Δa として採用した。J積分値は以下の式(3)を用いて算出し、図7にA算出方法を示す。

$${}_vE(T) = \frac{{}_vE_{shelf}}{\exp\{2\beta(T-T_{re})\}+1} \quad (1)$$

$${}_vB(T) = \frac{100}{\exp\{2\beta(T-T_n)\}+1} \quad (2)$$

${}_vE_{shelf}$: 上部棚エネルギー T : 試験温度
 T_{re} : エネルギー遷移温度 T_n : 破面遷移温度
 α : エネルギー係数 β : 破面係数

$$J = \frac{A}{Bb_0} f\left(\frac{a_0}{W}\right) \quad (3)$$

$A = \int_0^{\delta} Pd\delta$
 b_0 : リガメント幅($W-a_0$)
 a_0 : 機械切欠き+疲労予き裂長さ
 W : 試験体幅
 B : 試験体厚さ

$$f\left(\frac{a_0}{W}\right) = 2.0$$

表2 丸棒引張試験結果

名称	温度 (℃)	降伏耐力 σ_v (N/mm ²)	引張強さ σ_u (N/mm ²)	降伏比 σ_v/σ_u	一様伸び (%)	破断伸び (%)
5%材	20	510	863	0.59	7.2	8.0
	-196	-※1	737	-※2	-※3	0.4
10%材	20	348	624	0.56	11.3	11.6
	-196	653	708	0.92	-	1.2
20%材	20	248	441	0.56	18.1	22.1
	-196	583	674	0.86	-	5.9
30%材	20	243	402	0.61	21.7	29.3
	-196	578	583	0.99	-	2.6

※1 降伏耐力を迎える前に破断した。 ※2 降伏耐力が測定できなかったため算出不可。

※3 低温状態では、引張強さと破断耐力が同じなので破断伸びとして記載する。

(a) 低温状態 -196℃

(b) 常温状態 20℃

図2 丸棒引張試験 真応力-真歪関係

(a) 吸収エネルギー

(b) 脆性破面率

図3 シャルピー遷移曲線

図4 三点曲げ破壊靱性試験体図

図5 荷重-変位関係(一例)

図6 破面図

(左: 模式図 右: 実物)

図7 A算出方法

2.3.2 J_i 値決定方法

脆性破壊発生条件の定量的な評価指標としてき裂進展開始時の破壊靱性値 J_i の算出を行った。破壊力学の分野では、 J 積分 - Δa 関係において、 $\Delta a > 0$ の試験片の結果を回帰した R 曲線と、き裂先端部の塑性化に伴う鈍化変形を表す鈍化直線の交点を用いることが一般的であるが、本実験では鈍化変形を表す破面が確認できなかったため、 R 曲線と Y 軸との交点を J_i として算出した。

J 積分 - Δa 関係を図 8 に、 J_i 算出結果を表 3 に示す。 Δa の増加に伴い J 積分値は増加した。5% 材では延性き裂が確認できず、最大 J 値を J_i として採用した。10% 材は $\Delta a > 0$ の試験片が少なく、バラつきを考慮し $\Delta a=0$ 上の最大 J 値を含めた 3 点での R 曲線を作成した。

2.4 円周切欠き付丸棒引張試験

2.4.1 試験概要

本節では円周切欠き付丸棒引張試験結果に基づいて有限要素法解析を行い、ローカルクライテリアによる破壊限界応力 $p\sigma_c$ ^{4),5)} を用いて球状黒鉛鑄鉄の破壊条件を定量的に捉えることとした。試験温度は試験体を脆性的に破断させるために低温 (-196℃) とした。標点間距離 22mm として、低温用クリップゲージを用いて冷却用容器の内側で変位を測定した。変位速度は 0.5mm/min で行った。試験は各種 8 体ずつ行った (5% 材は試験体の都合上 7 体)。試験体図を図 9 に示す。

2.4.2 有限要素法弾塑性解析概要

解析は解析汎用ソフト ANSYS13.0 を用いて行った。試験体が左右対称であるため、図 10 に示すようなモデルを作製した。対称軸部分の境界条件は変位固定で、最小要素サイズは切欠き底で 0.05mm 角の六面体とした。切欠き長さ L_c は 2mm で曲率半径 R は 0.2mm である。

材料特性は 2.1 節で行った低温状態 (-196℃) での丸棒引張試験結果を用いた。ポアソン比 0.3、ヤング係数 $1.86 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ とし、使用した真応力 - 真歪関係は図 2(a) である。また、降伏条件は von Mises とし、降伏後は等方硬化則に従うものとした。なお、ヤング係数は温度変化を考慮し、常温でのヤング係数の 1 割増とした。

図 9 円周切り欠き付丸棒試験体図

図 10 円周切り欠き付丸棒解析モデル図

2.4.3 破壊限界応力 $p\sigma_c$ の算出

球状黒鉛鑄鉄における脆性破壊条件の定量的な評価指標として破壊限界応力 $p\sigma_c$ を算出した。解析における荷重が円周切欠き付丸棒引張試験の破断荷重に達した時点での最大主応力 σ_c の平均値を $p\sigma_c$ とする。全ての試験体において延性破面が生じることなく、破断に至った。各試験体の破断荷重とその時の最大主応力 σ_c を表 4 に示す。また、同一材種における最大主応力 σ_c の平均値である $p\sigma_c$ と標準偏差 σ を表 5 に示す。実験値と解析値における荷重 - 変位関係を比較した図 11 より、円周切欠き付丸棒引張実験結果に対し、有限要素法解析結果は破断荷重および変位ともに良好な対応を示した。

図 8 J 積分値 - 平均延性き裂長さ Δa 関係

表 3 J_i 算出結果

材種	J_i (N/mm)
5% 材	9.60
10% 材	18.78
20% 材	19.44
30% 材	33.42

表 4 円周切欠き付丸棒引張試験結果一覧

名称	$P_{\max}$ (kN)	σ_c (N/mm ²)	名称	$P_{\max}$ (kN)	σ_c (N/mm ²)
5-1	13.27	1219	20-1	20.82	1172
5-2	17.04	1389	20-2	18.74	1130
5-3	16.60	1370	20-3	18.27	1121
5-4	16.60	1370	20-4	17.07	1095
5-5	15.27	1327	20-5	17.62	1109
5-6	13.74	1244	20-6	18.61	1128
5-7	14.86	1309	20-7	19.97	1151
10-1	18.20	1195	20-8	21.70	1192
10-2	16.36	1151	30-1	20.95	1157
10-3	18.44	1201	30-2	20.41	1149
10-4	16.73	1160	30-3	21.05	1158
10-5	17.99	1189	30-4	22.28	1180
10-6	15.88	1139	30-5	20.65	1154
10-7	17.14	1169	30-6	20.54	1152
10-8	17.14	1169	30-7	17.41	1092
			30-8	16.02	1066

図 11 円周切欠き付丸棒引張試験

表 5 $p\sigma_c$ 一覧

材種	$p\sigma_c$ (N/mm ²)	標準偏差 σ
5% 材	1317	64
10% 材	1172	22
20% 材	1137	32
30% 材	1139	39

3 テンション構造接合部引張試験

3.1 試験概要

試験方法は治具と試験体をそれぞれ試験機ではさみ、それらの孔にピンを取り付け、アムスラー型万能試験機にて引張試験を行った。ピン端部にはC型止具を取り付け、ピンが治具から飛び出さないように細工を施した。変位計を取り付け、治具と試験体の相対変位を計測した。試験体組立図を図12に、試験状況を写真1に示す。全形状において常温(20℃)で試験を行った。

試験体の表面状態は、全ての試験体において全面機械加工を施した。試験体図を図13に、試験体形状パラメータを表6に示す。試験体形状の比較検討をする為に、外径/ピン径(R/r)=3.5, 2.5の2種類製作した。また、図13(c)に示す様な深さ0.5mm, 幅0.3mm, R=0.15mmのノッチを設けた試験体も作製し、ノッチによる破壊性状への影響の検討も行った。ここで、本章以降においての試験体の名称の定義として、R/rが3.5の試験体を35、2.5の試験体を25とし、ノッチ無し試験体をO、ノッチ有り試験体をQと称する。また、材種別名称は5%材を5、10%材を10、20%材を20、30%材を30と称する。試験体は4つの形状すべてに、4種の材種の試験体を製作した。

3.2 実験結果

全ての試験体がピン孔横から破断した。試験結果一覧を表7に、破断後の形状を写真2に、試験体形状別の荷重-変位関係を図14に示す。表中の破断時変位は標点区間における左右の変位計の平均値を示し、試験体名は試験体形状に材種別の名称を加えたものとする。

図14より、全ての形状において、各材種の伸び性能による変化がみられた。これは図2の丸棒引張試験と同様な傾向を示している。写真2の破断後の形状観察から、明らかな塑性変形を起こさずに破断した試験体は、5%材のみであった。

ノッチによる影響をみると、25Q試験体の破断時変位は全ての材種において25O試験体の2~4割程度となった。また、35Q試験体の破断時変位も5%材を除く全ての材種において35O試験体の2~4割程度となった。表7より35O5試験体の断面積に対する破断荷重は25O5試験体に比べ小さい値となっており、35O5試験体が比較的早い段階で破断したと考えられる。

表7 テンション構造接合部引張試験結果一覧

試験体名	破断荷重 $P_{max}(kN)$	破断時変位 D(mm)	試験体名	破断荷重 $P_{max}(kN)$	破断時変位 D(mm)
35O5	258	1.45	25O5	228	1.98
35O10	242	5.45	25O10	171	2.91
35O20	213	13.24	25O20	143	7.78
35O30	191	17.22	25O30	130	9.70
35Q5	185	0.76	25Q5	121	0.55
35Q10	200	1.87	25Q10	130	1.14
35Q20	169	3.18	25Q20	106	1.61
35Q30	156	5.22	25Q30	103	3.16

写真2 破断状況 (左: 35O5 試験体, 右: 35O30 試験体)

図12 試験体組立図

写真1 試験状況

表6 試験体形状パラメータ

試験体 形状名	板厚 (mm)	ピン径 r (mm)	外径 R (mm)	R/r	ノッチ	断面積 $A_0(mm^2)$
35O	8	15	52.5	3.5	無	600
35Q					有	592
25O			37.5	2.5	無	360
25Q					有	352

(a) 35 試験体 (b) 25 試験体 (c) ノッチ詳細図
図13 テンション構造接合部引張試験体

図14 試験体形状別荷重-変位関係

4 テンション構造接合部の有限要素法弾塑性解析

4.1 概要

前章でのテンション構造接合部引張試験の有限要素法解析を行った。解析は解析汎用ソフト ANSYS13.0 を用いて行った。試験体は左右対称であるため、解析モデルは実大テンション構造接合部引張試験体の半分とした。モデル図を図 15(a) に示す。境界条件は既報⁸⁾を参考にし、ローラー支持とした。なお、解析における変位は図 15(a) の標点距離における伸びとした。ノッチ有り試験体においては実際の試験体寸法 ($0.3 \times 0.5\text{mm}$, R0.15) を採用し、ノッチ無し試験体においては機械加工した際に生じる微小な傷が破壊起点となると考え、微小ノッチ ($0.06 \times 0.1\text{mm}$, R0.03) を挿入したモデルを作製した。き裂先端の主応力や経路積分から J 値を算出することを考慮し、き裂先端の要素は $0.05 \times 0.05\text{mm}$ に分割した。微小ノッチ及びノッチの詳細を図 15 に示す。

材料特性は 2.1 節で行った常温状態 (20°C) での丸棒引張試験結果を用いた。ポアソン比 0.3、ヤング係数 $1.69 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ とし、使用した真応力 - 真歪関係は図 2(b) である。また、降伏条件は von Mises を使用し、降伏後は等方硬化則に従うものとした。载荷条件は図 15(b) に示すようなピン孔上部への面荷重制御とした。

4.2 解析結果

解析は平面応力状態と平面歪状態でを行い、解析での変位が実験値の最大変位を超えるまで载荷した。実験結果と解析結果の荷重 - 変位関係の一例を図 16 に示す。ノッチの有無に関わらず、実験結果が平面応力と平面歪の間にあり、良い対応をしていることがわかる。4.2 節で求める最大主応力及び J 積分値の算出には、平面歪状態での解析結果を用いるものとする。

4.2.1 最大主応力 σ_p の算出

テンション構造接合部の解析における荷重が同実験の破断荷重に達した時点での最大主応力 σ_p を算出した。最大主応力 σ_p は、図 17 に示すようにノッチ先端からその延長線上の節点及びその上下の節点を含めた 3 節点の平均値とした。

最大荷重時の最大主応力 σ_p とノッチ先端からの距離関係を試験体形状別に図 18 に示す。ノッチの有無により傾向が分かれた。ノッチ有り試験体はノッチ無し試験体に比べ、ノッチ先端からより離れた位置で最大主応力が最大となった。また、材種でみると、より伸び性能の高い材種の方がグラフの山がなだらかになる傾向があった。

各ステップの σ_p と荷重関係を図 19 に試験体形状別に、破断荷重時の最大主応力 σ_p の結果一覧を表 8 に示す。同荷重時において、全ての試験体形状で σ_p は表 2 に示すような降伏耐力が高い材ほど高くなる傾向がおおよそ表れた。

図 17 第 1 主応力の節点図

(a) 全体図 (b) 面荷重制御 (c) 微小ノッチ詳細及び J 積分経路 (d) ノッチ詳細及び J 積分経路
図 15 テンション構造接合部解析モデル

図 16 荷重-変位関係一例

図 18 第 1 主応力－ノッチ先端からの距離関係（試験体形状別）

図 19 $\bar{\sigma}$ －荷重関係（試験体形状別）

表 8 破断荷重時の $\bar{\sigma}$ 結果一覧

試験体名	$\bar{\sigma}$ (N/mm ²)	試験体名	$\bar{\sigma}$ (N/mm ²)
35O5	1257	25O5	1449
35O10	1381	25O10	1257
35O20	1180	25O20	1122
35O30	1143	25O30	1079
35Q5	1314	25Q5	1305
35Q10	1206	25Q10	1118
35Q20	961	25Q20	897
35Q30	931	25Q30	932

4.2.2 J 積分値算出

J 積分値は下式 (4) の Rice⁹⁾ が提唱した J 積分算定式を用いて算出した。積分経路を、ノッチ無し試験体は図 15(b) に、ノッチ有り試験体は図 15(c) にそれぞれ示す。図 15(b), (c) には、最大経路, 最小経路, 及びそれらの中間に位置する中間経路を通る 3 経路が図示しており、経路はそれらの要素の中心を通るものとした。まず、J 積分値が経路に依らないことを確認するため、ノッチ有り試験体、ノッチ無し試験体の両方で 1 体ずつ 3 経路の J 積分値をそれぞれ算出した。3 経路の J 積分値がほぼ一致したため、中間経路の J 積分値を採用した。

破断荷重時における J 積分値の結果を表 9 に示す。また、各ステップでの J 積分値と荷重関係を図 20 に試験体形状別に示す。同荷重時において、伸び性能が高い材種程、J 積分値は高くなった。

$$J = \oint_{\Gamma} \left(W dy - T \frac{\partial U}{\partial x} ds \right) \\ = \oint_{\Gamma} \left[W - \left(\sigma_x \frac{\partial u}{\partial x} + \tau_{xy} \frac{\partial v}{\partial x} \right) dy + \left(\tau_{xy} \frac{\partial u}{\partial x} + \sigma_y \frac{\partial v}{\partial x} \right) dx \right] \dots \dots \dots (4)$$

W : ひずみエネルギー $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$: 応力 u, v : 変位
 T : 応力ベクトル U : 変位ベクトル

表 9 破断荷重時における J 積分値

試験体名	J (N/mm)	試験体名	J (N/mm)
35O5	11.27	25O5	28.40
35O10	50.95	25O10	36.84
35O20	113.71	25O20	90.24
35O30	162.93	25O30	128.99
35Q5	15.85	25Q5	15.42
35Q10	47.64	25Q10	33.78
35Q20	67.00	25Q20	38.26
35Q30	104.43	25Q30	108.52

図 20 J－荷重関係（試験体形状別）

5 考察

本章では、前章で得られたテンション構造接合部解析における最大主応力 $\bar{\sigma}$ および J 積分値と、2 章で算出した材料定数の破壊限界応力 $\bar{\sigma}_c$ 及び破壊靱性値 J_i との相関関係を比較検討した。次に、 $\bar{\sigma}_c$ 及び J_i と機械的性質についての相関関係を調べた。

5.1 $p\sigma_c$ と $p\sigma$ の比較検討

テンション構造接合部実験での最大主応力 $p\sigma$ をローカルクライテリアに基づく破壊限界応力 $p\sigma_c$ を用いて定量的に評価することができるか検討を行った。2.4.3 節で算出した破壊限界応力 $p\sigma_c$ について、標準偏差 $\pm 1\sigma$ を加えたものを表 10 に示す。また、4.2.1 節での有限要素法解析結果を元に、各ステップにおける最大主応力 $p\sigma$ と断面積 A_0 に生じる応力との関係を図 21 に示す。

同一材種における $p\sigma$ について、 $p\sigma_c$ 以下で破断した試験体はいくつか確認された。しかしながら、 $p\sigma_c \pm 1\sigma$ の範囲から大きく外れるものはなかった。 $p\sigma_c - 1\sigma$ について着目してみると、5%材は全ての形状で、10%材は 25Q 試験体を除く 3 つの形状で、20%材はノッチ有り試験体を除く 2 つの形状で、30%材は 35O 試験体のみ、 $p\sigma_c - 1\sigma$ を超えてから最大応力を迎えて破断に至った。全ての試験体において、最大応力を迎えて破断に至ったのは、 $p\sigma_c - 8\sigma$ を超えてからであった。また、表 11 及び図 22 に材種ごとの $p\sigma/p\sigma_c$ を示す。多少のばらつきがみられるものの、テンション構造接合部引張試験における破断荷重時の最大主応力 $p\sigma$ は、同一材種における破壊限界応力 $p\sigma_c$ と良好な対応を示した。以上のことから、 $p\sigma_c$ による $p\sigma$ の評価が可能であると考えられる。

図 21 $p\sigma$ - 応力関係 (材種別)

表 10 破壊限界応力 $p\sigma_c$

試験体 形状名	$p\sigma_c$ (N/mm ²)	標準偏差 σ	$p\sigma_c + 1\sigma$	$p\sigma_c - 1\sigma$
5%材	1317	64	1381	1253
10%材	1172	22	1194	1150
20%材	1137	32	1170	1105
30%材	1139	39	1177	1100

表 11 $p\sigma/p\sigma_c$ 一覧

試験体名	$p\sigma/p\sigma_c$	試験体名	$p\sigma/p\sigma_c$
35O5	0.95	25O5	1.10
35O10	1.18	25O10	1.07
35O20	1.04	25O20	0.99
35O30	1.00	25O30	0.95
35Q5	1.00	25Q5	0.99
35Q10	1.03	25Q10	0.95
35Q20	0.85	25Q20	0.79
35Q30	0.82	25Q30	0.82

図 22 $p\sigma/p\sigma_c$ (材種別)

5.2 J_i と J 積分値の比較検討

非線形破壊力学による破壊靱性値 J_i を用いてテンション構造接合部でのき裂進展開始時の J 積分値を推定することができるか検討を行った。4.2.2 節での有限要素法解析結果を元に、各ステップにおける J 積分値と断面積 A_0 に生じる応力との関係を図 23 に示す。図中の点線は 2.3 節で算出したき裂進展開始時の破壊靱性値 J_i を示す。

全ての試験体においてノッチの有無によらず J 積分値が J_i を超えてから最大荷重を迎え破断した。また、伸び性能が高い材では J_i から破断に至るまでの間で J 積分値が増加し、表 12 の破断時の J 積分値と J_i の比率は小さくなっている。図 8 の J 積分値とき裂長さの関係より、本節においても J 積分値の増加に伴って伸び性能が高い材のき裂進展長さが大きくなると推測される。なお、同応力時ではノッチ先端部に応力集中が生じ、ノッチ有り試験体の J 積分値がノッチ無し試験体よりも大きくなった。以上のことから、 J_i がき裂進展開始時の J 積分値を示す指標として適切であると判断し、これを用いてテンション構造接合部におけるき裂進展開始時の J 積分値を評価する。

図 23 J- 応力関係 (材種別)

表 12 J_i と破断時の J 積分値の比率

試験体名	J_i/J 値	試験体名	J_i/J 値
35O5	0.85	25O5	0.34
35O10	0.37	25O10	0.51
35O20	0.17	25O20	0.22
35O30	0.21	25O30	0.26
35Q5	0.61	25Q5	0.62
35Q10	0.39	25Q10	0.56
35Q20	0.29	25Q20	0.51
35Q30	0.32	25Q30	0.31

5.3 $p\sigma_c$ と機械的性質の相関関係の検討

それぞれの機械的性質と破壊限界応力 $p\sigma_c$ がどのような関係にあるのか検討を行った。破壊限界応力 $p\sigma_c$ と 2.1 節の丸棒引張試験で得られた一様伸びとの関係をプロットした図を図 24 に、2.2 節のシャルピー衝撃試験で得られた 0℃における吸収エネルギー $\sqrt{E_0}$ との関係をプロットした図を図 25 に示す。一様伸び及び $\sqrt{E_0}$ が高くなる程、破壊限界応力 $p\sigma_c$ が低くなる傾向となった。しかし、機械的性質は $p\sigma_c$ との関係において、そのままの対応ではいずれも相関関係が高いとは言えず、この関係性を用いた推定式の提案は困難である。

そこで本研究では、材料強度が破壊限界応力に与える影響¹⁰⁾を考慮し、 $p\sigma_c$ を降伏耐力 σ_y と引張強さ σ_u の平均値 σ_{flow} で除し、無次元化した $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ と機械的性質の比較を行った。 $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ の一覧を表 13 に、 $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ と機械的性質の関係を図 26~29 に示す。それぞれの機械的性質は、破壊限界応力 $p\sigma_c$ との比較に比べ、 $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ に対してより線形な関係を示した。特に一様伸びと $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ の関係は、ほぼ一直線上の関係となった。この関係性を用いてテンション構造接合部における最大主応力 $p\sigma$ の推定式を提案する。

図 24 $p\sigma_c$ - 一様伸び関係

図 25 $p\sigma_c$ - $\sqrt{E_0}$ 関係

表 13 $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ 一覧

試験体名	降伏耐力 σ_y (N/mm²)	引張強さ σ_u (N/mm²)	平均値 σ_{flow} (N/mm²)	$p\sigma_c$ (N/mm²)	$p\sigma_c/\sigma_{flow}$
5% 材	510	863	686	1317	1.92
10% 材	348	624	486	1172	2.41
20% 材	248	441	344	1137	3.30
30% 材	243	402	323	1139	3.53

図 26 $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ - 一様伸び関係

図 27 $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ - $\sqrt{E_0}$ 関係

図 28 $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ - 破断伸び関係

図 29 $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ - $\sqrt{B_0}$ 関係

5.4 J_I と機械的性質の相関関係の検討

前節と同様にそれぞれの機械的性質と破壊靱性値 J_I がどのような関係にあるのか検討を行った。 J_I と一様伸び、破断伸び、 $\sqrt{E_0}$ 、 $\sqrt{B_0}$ との関係をプロットした図をそれぞれ図 30 ~ 図 33 に示す。

破断伸び関係よりも一様伸び関係の方が線形な関係を示したものの、どちらも 20% 材が線形な傾向から外れてしまった。また、シャルピーの結果との関係をみてみると、 $\sqrt{B_0}$ もまた 20% 材のみ線形な傾向から外れた。 $\sqrt{E_0}$ と J_I の関係では、 $R^2=0.92$ と最も高い線形関係を示した。 J_I においては $\sqrt{E_0}$ との関係が最も線形な関係となり、 $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ とは異なる傾向を示した。 J_I と $\sqrt{E_0}$ の関係性を用いて、テンション構造接合部のき裂進展開始時における J 積分値の推定式を提案する。

図 30 J_I - 一様伸び関係

図 31 J_I - $\sqrt{E_0}$ 関係

図 32 J_I - 破断伸び関係

図 33 J_I - $\sqrt{B_0}$ 関係

5.5 推定式の提案

5.3 節および 5.4 節の検討から、 $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ と一様伸び、 J_I とシャルピー衝撃試験における吸収エネルギーとの間にはそれぞれ線形な傾向がみられた。これらの線形関係から球状黒鉛鋳鉄を用いたテンション構造接合部における破壊限界応力 $p\sigma_c$ および破壊靱性値 J_I の把握が可能であると考えられる。本論文におけるそれぞれの推定式を提案した。図 34 に $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ と一様伸び ϵ_u 関係を、図 35 に J_I と $\sqrt{E_0}$ 関係をプロットし、それぞれの近似式を実線で示す。それぞれ $R^2>0.91$ となり、極めて線形な傾向を示した事がわかる。推定式を以下に示す。

$$p\sigma_c/\sigma_{flow}=0.114\epsilon_u+1.13 \cdots \cdots \cdots \textcircled{1}$$

$$J_I=0.785\sqrt{E_0}+11.09 \cdots \cdots \cdots \textcircled{2}$$

図 34 $p\sigma_c/\sigma_{flow}$ - 一様伸び関係

図 35 J_I - $\sqrt{E_0}$ 関係

6 結

ローカルクライテリアに基づく破壊限界応力 ${}_p\sigma_c$ 及び非線形破壊力学に基づく破壊靱性値 J_i を用いた球状黒鉛鑄鉄における脆性破壊条件の定量的評価を目的とし、テンション構造接合部実験及び各種材料試験を行った。得られた知見を以下に示す。

- 1) テンション構造接合部引張試験での破断荷重時における最大主応力 ${}_p\sigma$ は、ノッチの有無によらず同一材種における破壊限界応力 ${}_p\sigma_c$ と良好な対応を示した。このことから、材料試験で求めた ${}_p\sigma_c$ は球状黒鉛鑄鉄での各材種における破断時の最大主応力を示す材料定数としてみなすことができる。
- 2) テンション構造接合部引張試験では、全ての試験体においてJ積分値が J_i を超えてから最大荷重を迎え破断に至った。また、伸び性能が高い材では J_i から破断に至るまでの間でJ積分値が増加し、き裂の進展長さが大きくなった推測される。これらから、材料試験で求めた J_i が球状黒鉛鑄鉄での各材種におけるき裂進展開始時のJ積分値を評価する指標として信頼できるものであるといえる。
- 3) ${}_p\sigma_c$ を降伏耐力 σ_y と引張強さ σ_u の平均値 σ_{flow} で除して無次元化した ${}_p\sigma_c/\sigma_{flow}$ と機械的性質の相関関係を検討した。 ${}_p\sigma_c/\sigma_{flow}$ と一様伸び ϵ_u の間には線形な関係が認められ、この関係性からテンション構造接合部における破断時の最大主応力の推定が可能であると考えられる。本論文では、その推定式を以下のように提案した。

$${}_p\sigma_c/\sigma_{flow}=0.114\epsilon_u+1.13\cdots\cdots\cdots\textcircled{1}$$

- 4) J_i と機械的性質との相関関係を検討した。 J_i は 0°C におけるシャルピー吸収エネルギー ${}_vE_0$ に対して最も線形な関係を示し、この関係性からテンション構造接合部におけるき裂進展開始時のJ積分値の推定が可能であると考えられる。本論文では、その推定式を以下のように提案した。

$$J_i=0.785 {}_vE_0+11.09\cdots\cdots\cdots\textcircled{2}$$

参考文献

- 1) 原田昭治, 小林俊郎: 球状黒鉛鑄鉄の強度評価, アグネ技術センター, 2005.4
- 2) 佐藤喜一: 球状黒鉛鑄鉄の振動強さに関する諸性質の研究, 日本機械学会論文集, 第87号, pp23-26, 1953.11
- 3) 景山誠, 他: 曲げモーメントとせん断力の複合応力を受ける木質ラーメン接合部の構造性能評価に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第647号, pp165-173, 2010.1
- 4) 末守真史, 中込忠男, 他: 切欠き付 $490\text{N}/\text{mm}^2$ 級鋼板の破壊限界応力に関する基礎的研究, 日本建築学会北陸支部研究報告集, 第46号, pp93-96, 2003.7
- 5) 中込忠男, 辰巳雄介: 溶接欠陥を有する溶接接合部の脆性破壊に関する破壊力学的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第610号, pp169-176, 2006.9
- 6) WES2805 溶接継ぎ手の脆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, 2007
- 7) 弾塑性破壊靱性 J_{Ic} 試験方法, 日本機械学会基準, JSME S 001, 1981
- 8) 富本淳, 中込忠男, 他: 球状黒鉛鑄鉄の破壊靱性値と破壊力学に基づく円孔付平板の最大荷重の推定, 日本建築学会構造系論文集, 第666号, pp1393-1400, 2011.8
- 9) Rice, J.R.: Mathematical analysis in the Mechanics of Fracture, Trans. A.S.M.E., pp379-386, 1997
- 10) 牟田口高志, 中込忠男, 他: 構造用鋼板の力学的性能と破壊限界応力の関係に関する研究, 日本建築学会北陸支部研究報告集, 第45号, 2002.6

A STUDY OF FAILURE BEHAVIOR OF SPHEROIDAL GRAPHITE CAST IRON WITH LOCAL FRACTURE CRITERION BASED ON NONLINEAR FRACTURE MECHANICS

*Tadao NAKAGOMI**, *Hirohumi KANEKO***, *Eiichiro SAEKI****
*and Ryosuke HORIBA*****

* Prof. Emeritus, Shinshu Univ., Dr.Eng.

** Prof., Dept. of Architecture, Faculty Engineering, Shinshu Univ., Dr.Eng.

*** Hinodesuidoukiki Co., Ltd., Dr.Eng.

**** Grad. Stud., Dept. of Architecture, Faculty Engineering, Shinshu Univ.

1. Introduction

The spheroidal graphite cast iron has higher mechanical strength and toughness than the flake graphite cast iron because the graphite becomes spheroidal. It has excellent properties which is damping and economy. The cast iron is better than steels for environment because steel melting point is lower and less CO₂ emissions of electric arc furnace. Today, the spheroidal graphite cast iron is used various main part that car strength parts and metal fastener of wooden building and metal fastener for joint of reinforced concrete building. However, a study performance and a case study of steel building are not conducted until now.

2. Material properties

This chapter show the results of four material tests which performed to grasp material properties. 2.1 round-bar tensile tests, 2.2 Charpy impact tests, 2.3 3-points bending fracture toughness tests, 2.4 circumferentially notched round-bar tensile tests.

3. Tensile tests of tension structure joint

This chapter show the outline and results of tensile tests of tension structure joint. The maximum tensile load and displacement at that time relationship is shown (Table.7). The curve of tensile load P - displacement relationship by specimens shape are shown (Fig.14).

4. Elasto-plastic FEM of tensile tests of tension structure joint

This chapter show the outline and results of elasto-plastic FEM of tensile tests of tension structure joint. The analysis model is shown (Fig.15). All results of the principal stress and value of path-integral of at maximum load are shown (Table.8-9).

5. Consideration

We compare the material property $\rho\sigma_c$ and analysis $\rho\sigma$, also do material property J-integral that the crack initiation time by the experimental value of J-integral (called J_i value) and analysis path-integral. The curve of analysis $\rho\sigma$ - tensile stress relationship and of analysis path-integral - tensile load relationship are shown (Fig.19-20). We compare the material property $\rho\sigma_c$ and mechanical properties, also do J_i . The curve of $\rho\sigma_c/\sigma_{flow}$ - uniform elongation relationship and $J_i - \sqrt{E_0}$ relationship are shown (Figs.34-35).

6. Conclusion

As a conclusion, the following results are obtained.

- 1) $\rho\sigma$ is value of the maximum principal stress at analysis of tension structure joint test. $\rho\sigma_c$ is value of circumferentially notched round-bar tension test. $\rho\sigma$ is shown good correspondence with $\rho\sigma_c$. Therefore, $\rho\sigma_c$ can be regarded as a material constant.
- 2) At all of specimens of tension structure joint test, load was above to maximum load after J integral value was above J_i . J integral value increased from J_i to fracture in the materials which elongation performance is high, and we presumed that progress length of crack is come larger. Therefore, J_i can be regarded as a material constant.
- 3) σ_{flow} is average value of σ_y and σ_u . The $\rho\sigma_c/\sigma_{flow}$ and uniform elongation relationship has linear. If uniform elongation is called ϵ_u , the estimate equation is $\rho\sigma_c/\sigma_{flow}=0.114\epsilon_u+1.13$.
- 4) $\sqrt{E_0}$ is absorption value in 0 degrees Celsius by Charpy impact tests. The J_i and $\sqrt{E_0}$ relationship has generally linear. The estimate equation is $J_i=0.785\sqrt{E_0}+11.09$.

(2015 年 11 月 10 日原稿受理, 2016 年 4 月 8 日採用決定)