

科学研究費助成事業 研究成果報告書

平成 28 年 6 月 16 日現在

機関番号：37401

研究種目：基盤研究(C) (一般)

研究期間：2013～2015

課題番号：25420600

研究課題名(和文) 欠陥を起点とする延性亀裂の進展と脆性破壊への転化の予測 - 接合部の品質管理基準

研究課題名(英文) Prediction of ductile crack growth and initiation of brittle fracture from weld defects - Quality control criterion of the welded connection

研究代表者

東 康二 (AZUMA, Koji)

崇城大学・工学部・教授

研究者番号：80320414

交付決定額(研究期間全体)：(直接経費) 3,900,000円

研究成果の概要(和文)：本研究では、様々な形状・寸法を持つ欠陥から発生する脆性破壊を的確に予測するために、通しダイアフラム形式柱梁接合部をモデル化した試験体に、塑性拘束の強い貫通欠陥と塑性拘束の弱い表面欠陥となる切欠きを挿入し、欠陥から進展した延性き裂を起因とする脆性破壊を再現する繰返し载荷実験を行った。切欠きは、開先に金属板を貼付し不溶着を生成、或いは、溶接止端部に沿ってワイヤーカットによる機械切欠きを生成した。実験結果について、TSM及びWeibull応力を用いてき裂先端の塑性拘束の影響を考慮し破壊予測を行ったところ、塑性拘束の度合いによらず、精度良く破壊モーメントを予測できることが明らかとなった。

研究成果の概要(英文)：This paper concerns the applicability of the Weibull stress approach for prediction of brittle fracture initiated at the root of welds. Beam-to-diaphragm joint models, which were designed to represent a connection of an I-section beam to RHS column member with through diaphragms, were tested under cyclic loads. Complete joint penetration groove welds were used for the connection between the beam flange and the diaphragm. Specimens had those discontinuities at the roots of welds to the diaphragm, which were created by inserting copper plates into the grooves before welding, or by using wire electrical discharge machining (EDM). Through cracks or surface cracks were installed on both sides of weld terminations.

The prediction of brittle fracture with a variety of defect sizes by using the FE analysis was conducted. The applicability of the Weibull stress approach, comparing it with the applicability of the TSM approach, in predicting brittle fracture from such defects was verified.

研究分野：建築構造・材料

キーワード：脆性破壊 延性き裂 溶接欠陥 破壊靱性 塑性拘束 機械切欠き 有限要素解析 破壊評価

1. 研究開始当初の背景

我が国では、甚大な被害をもたらした兵庫県南部地震、東北地方太平洋沖地震を含め、毎年、大規模地震が頻発している。兵庫県南部地震以外では鉄骨建物の脆性破壊という重大な被害は報告されていないが、断層に起因する直下型地震は大都市圏でも発生する可能性は高く、これまでにない被害が予想される。兵庫県南部地震以降、溶接欠陥そのものを回避するための数多くの研究が行われ、その成果は実用化されているが、全ての鉄骨構造物から溶接を排除することは非経済的であり、現実的ではない。超音波探傷検査による欠陥の許容規準は存在するが、脆性破壊の発生は欠陥寸法・部位・形状に大きく依存し、検査では許容される微小欠陥から進展した延性き裂を起点として脆性破壊が発生した事例も報告されている。耐震補強が急がれる現在、的確に破壊の危険性を評価する手法の確立が急務である。

実構造物の欠陥から発生する脆性破壊の予測手法については、1980年代から破壊評価線図(FAD)が実用化されてきた。その後、原子力容器等の設計指針(R6)の改良を通してFADを拡張し、1999年に規格BS7910:1999が発表された。

我が国では、兵庫県南部地震の直後からCTOD設計曲線に基づく手法を拡張する研究が進められ、WES-2805:1997として公表された。その後、地震時にみられる動的繰返し大変形を考慮し、信頼性工学に基づき塑性拘束の影響を考慮する補正係数を組み入れ、適用範囲の拡大と評価精度の向上が図られたWES-2808:2003が公表された。更に、弾塑性破壊力学、破壊靱性評価法、信頼性工学の進歩を踏まえ、WES-2805:2007として全面改正が行われ、2011年まで改訂が進められている。

鋼構造柱梁接合部で最も破壊の起点となりやすい溶接始末端部では、ルート部に欠陥が生じやすく、接合部詳細と施工方法を改善する必要がある。始末端からの脆性破壊を再現するため、柱梁接合部を単純化し、始末端部に人工欠陥(溶込み不良、機械切欠き、疲労き裂)を挿入した試験体を用いた繰返し、或いは単調荷重実験を行った。この一連の実験および有限要素(FE)解析を用いて、上記の手法の適用性を検討し、「き裂先端における塑性拘束が破壊靱性に及ぼす影響」および「延性き裂の進展のモデル化」の2つの問題点を明らかにした。

また、WES-2808の公表と同時期に、き裂先端の破壊駆動力と高応力領域の主応力分布に基づく、AndersonらのToughness Scaling Model(TSM)を応用し、塑性拘束の影響を考慮した改良FADを提案し、その有効性を確認したところ、塑性拘束の高い貫通欠陥に対しては的確に脆性破壊の発生を予測できることが分かった。ただし、ここでは延性き裂の進展は考慮していないため、延性

き裂が大きく進展した試験体では安全側過ぎる評価となった。

上記の実験では、溶接始末端部の塑性拘束が高くなることを意図した試験体形状および荷重方法であったので、実在接合部に即した状況を再現するために、通しダイアフラム形式接合部をモデル化した組立H形試験体を製作した。欠陥はルート側或いは開先面側に溶込み不良を発生させた表面欠陥である。き裂先端の塑性拘束は小さく、延性き裂が大きく進展する場合を想定した。実験の結果、延性き裂進展量と塑性拘束の度合いの間には一定の相関が確認でき、TSMによる破壊予測では、ほぼ正確に脆性破壊の発生を予測できたが、欠陥先端の形状によっては、延性き裂の進展量が大きく異なり、ばらつきが見られた。即ち、TSMの手法では、き裂先端形状を考慮できず、評価にばらつきが出る事が示唆された。

2. 研究の目的

本申請の目的は、これまでの研究成果を踏まえて脆性破壊の発生を的確に予測し、より正確に接合部の終局耐力を求める手法を確立することである。上記の結果を踏まえ、人工欠陥として金属板貼付による不溶着部の生成の他、機械切欠きを梁フランジ側、或いは、ダイアフラム側の溶接止端部に挿入し、切欠き先端位置及び形状と延性き裂進展量との関係について検討する。

破壊予測においては、上記TSMとは別の手法としてWeibull応力を用いて塑性拘束の影響を考慮した破壊評価を行い、その有効性を確認する。材料試験レベルの実験ではTSM同様、鋭敏な欠陥からの破壊が的確に予測できることが既に示されているため、本研究においても、破壊靱性試験とFE解析により材料パラメータの特定を行い、評価を実施する。先端が鈍化した欠陥に対しても、破壊靱性及び材料パラメータの特定を行い、破壊評価に組み入れることにより、その精度を検証す流とともに、接合部をモデル化した試験体についてもこの手法を導入し、実構造物への適用性について明らかにする。

3. 研究の方法

(1)実験的研究

柱梁接合部において表面欠陥から進展した延性亀裂を起因とする脆性破壊について、欠陥形状・寸法と延性亀裂進展量の影響を調べるために、柱梁接合部をモデル化した試験体を用いて実験を行った。試験体は通しダイアフラム形式柱梁接合部を単純化し、板厚32mmのダイアフラムに板厚25mmの梁フランジ端部を突合せ溶接した後、梁のウェブに相当する位置にリブプレート溶接した図1に示すような形状とした。なお、柱は溶接しないが、リブプレートの曲げモーメント負担を低減するためにスカラップを設けた。試験体のパラメータは、図2に示す欠陥形状

および切欠き深さとした．開先面に金属板を貼付し本溶接を行うことにより不溶着部を生成(C タイプ)，或いは，ワイヤーカットにより亀裂先端が鋭敏ではない切欠きを生成(W タイプ)し，表面欠陥(SC 試験体)及び貫通欠陥(TC 試験体)を作成した(表 1)．なお，フランジ材として 3 種の材料を用いており，A, B 材は SN490B，C 材は SM490 相当の低靱性鋼である．予めシャルピー衝撃試験を実施し，フランジ材のエネルギー遷移温度を確認し，試験温度を決定した．本実験では，試験体を支持ブロックに固定し，それぞれの温度を保持しながら，梁ウェブ端部に正負交番漸増繰返し载荷を行った(図 3)．

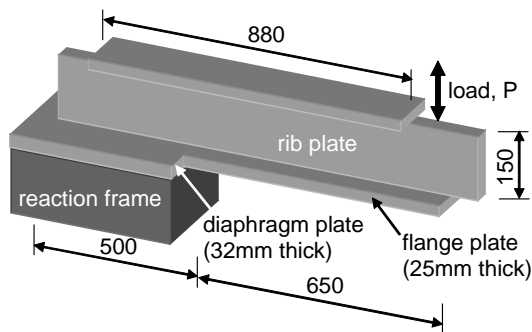


図 1 試験体

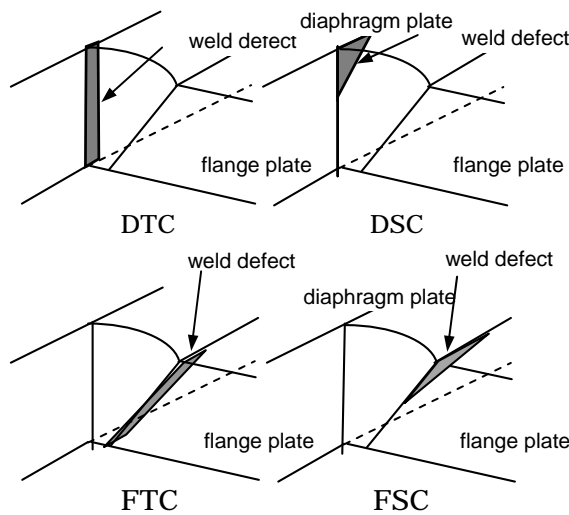


図 2 欠陥形状
表 1 試験体概要

試験体名	材料	予き裂位置	予き裂タイプ	予き裂寸法	先端形状
A-FSC14C	A 材	F 側	SC	14	C
A-FSC7C			SC	7	
A-FTC8C			FC	8	
B-FSC14C	B 材	F 側	SC	14	C
B-FSC7C			SC	7	
B-FTC8C			TC	8	
B-FSC14W	B 材	F 側	SC	14	W
B-FSC7W			SC	7	
B-FTC8W			TC	8	
B-FTC4W			TC	4	
C-FSC14W	C 材	F 側	SC	14	W
C-DSC14W			SC	14	
C-DTC4W		D 側	TC	4	

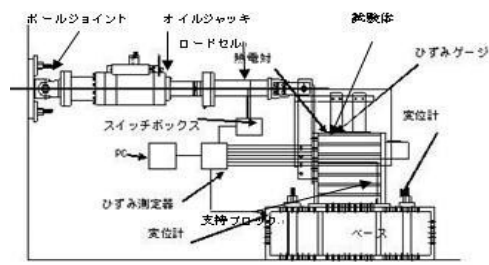


図 3 载荷装置

(2)解析的研究

汎用プログラム ABAQUS(Ver. 6.13)を用いて本試験体及び SENB 試験片の非線形有限要素解析を行い，脆性破壊発生時の挙動を再現した．要素には von Mises の降伏条件に従う 8 節点低減積分要素を用い，ポアソン比は 0.3，硬化則は等方硬化則とした．き裂先端周囲の要素を円環状に配置し，最小要素寸法を 0.05mm とした．材料定義は引張試験結果を真応力-対数ひずみに置き換え，多直線近似して用いた．このモデルを用いて，き裂先端における破壊駆動力のパラメータ J 積分と塑性拘束の度合いを表す応力三軸度を求め，き裂進展量との相関を検討した．また，上記の塑性拘束を考慮する手法 (TSM 及び Weibull 応力) を用いてき裂先端の破壊靱性を算出し，それらを元に破壊点の予測を行った．

4. 研究成果

(1)実験結果

先端が C タイプの 7 体は引張側载荷時に試験体が破断し実験を終了した．実験後の破断面の例を写真 1 に示す．破断面観察の結果，予き裂から延性き裂が大きく進展した後，脆性破壊に移行していたことが分かった．A-SC7C は破断面観察にて，起点にブローホールが確認された．その他の先端 C の試験体については，全て予き裂から発生した延性き裂先端に破壊起点が見られた．

先端が鈍い欠陥を想定し作成した B 材および C 材の W タイプの試験体 7 体は，C-FSC14W のみ予き裂を起因とする脆性破壊が発生し，その他の試験体は予き裂に起因しない破壊もしくは試験機の限界により実験を終了した．その例を写真 2 に示す．スカラーラップ底からの脆性破壊と見られる．

図 4 に実験の履歴曲線の例を，骨格曲線の例を図 5 に示す．異なる余断面の試験体を比較するため，履歴曲線および骨格曲線の縦軸は曲げモーメントを M_p で除し無次元化している．図 5 より予き裂の位置，タイプ，寸法が同じであっても材料の靱性や予き裂先端半径の違いにより変形能力が異なることがわかる．いずれの試験体も，実験終了まで安定した紡錘形の履歴曲線を描いた．図 5 のように，同じ材料の試験体の骨格曲線はほぼ同じ線上に並ぶ．予き裂は全断面に対して小さ

いため、断面欠損は試験体の剛性に影響を及ぼしていない。

実験結果のまとめを表2に示す。表2でaは破断後に計測した延性き裂の進展量、 θ_{max} は履歴曲線の最大回転角、 η は累積塑性変形倍率、 $E\eta$ は累積エネルギー吸収倍率を示す。また、実験終了時のサイクルと载荷の正負で終局時期を表した。予き裂を起因とする破壊が起きなかったものに関しては値を括弧書きとした。

塑性変形能力には予き裂のき裂先端半径が最も大きく影響した。次に予き裂タイプの影響が大きく、予き裂寸法による影響も顕著に見られた。低靱性鋼を用いたC材の試験体群が高い塑性変形能力を示したことから、き裂先端半径が0.15mm程度あれば脆性破壊の危険性は大きく抑制されることがわかる。本研究で対象としている、全断面に対し浅い予き裂の場合、延性き裂が安定成長を続ければ予き裂周辺が広い範囲で降伏し、塑性拘束が更に緩和され応力集中が起きづらくなることで脆性破壊の発生が抑えられる。延性き裂を計測できた試験体では、延性き裂の進展量と塑性変形能力に強い相関関係が見られた。予き裂挿入位置の違いでは、D側試験体が高い塑性変形能力を示した。き裂先端の塑性拘束の状態としては挿入位置がD側の場合の方が強い塑性拘束状態になると考えられるが、今回の試験体ではD側の断面欠損は全断面積に対して小さく、フランジ側止端部の断面積より大きくなっていたことが要因と考えられる。



写真1 B-FTC8 破断面



写真2 C-FSC7 破断面

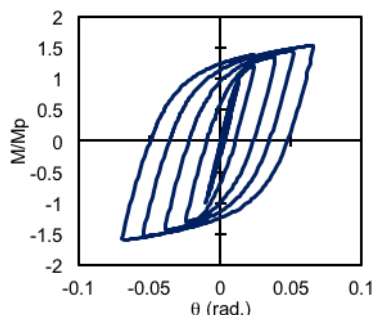


図4 履歴曲線例(B-FSC7C)

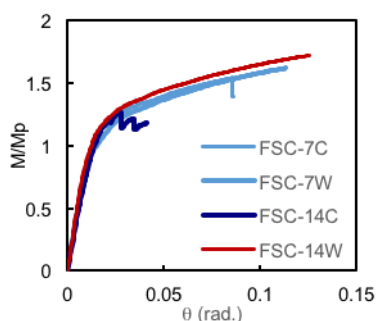


図5 骨格曲線例(A,B材比較)

表2 実験結果

試験体名	終局時期	a (mm)	θ_{max} (rad)	η	$E\eta$	M_{max}/M_p
A-FSC14C	3+	4.8	0.025	3.35	3.03	1.15
A-FSC7C	4+	12.4	0.049	10.3	11.14	1.41
A-FTC8C	4+	9.4	0.041	5.84	5.71	1.20
B-FSC14C	3+	4.7	0.041	4.16	4.25	1.27
B-FSC7C	6+	26.5	0.086	24.3	28.55	1.39
B-FTC8C	4+	14.6	0.050	8.49	9.37	1.41
B-FSC14W	(7+)		(0.089)	(42.0)	(52.89)	(1.79)
B-FSC7W	(6+)		(0.079)	(37.9)	(45.71)	(1.62)
B-FTC8W	(5-)		(0.065)	(19.0)	(30.11)	(1.62)
B-FTC4W	(5-)		(0.065)	(19.2)	(23.98)	(1.63)
C-FSC14W	5+	7.8	0.056	12.9	16.01	1.53
C-DSC14W	(6-)	-	(0.090)	(31.6)	(39.69)	(1.71)
C-DTC4W	(6+)	1~2	(0.087)	(27.2)	(34.76)	(1.71)

(2)Toughness Scaling Model による破壊予測

異なる深さのき裂を持つ試験片では、き裂先端の高応力領域の広がりや等価となった場合に脆性破壊の発生確率が等しくなることが示されている。本研究では、最大主応力が降伏応力の3倍を超える領域を高応力領域とした。SENB試験片のJ値が J_c に達する際の高応力領域を求め、高応力領域が同じ大きさになるまで試験体の変形を増加させる。このときのJ値を試験体の見かけ上の破壊靱性値 $appJ_c$ とした。破壊予測の結果を表3に示す。

塑性拘束の度合いに応じて破壊靱性値を割り増しすることで、異なる塑性拘束状態の試験体の破壊を予測できた。延性き裂が大きく進展した試験体に対しても高い精度の予測となったが、A-FSC7Cに関しては安全側過ぎる結果を示した。

(3)Weibull 応力による破壊予測

ワイブル応力 σ_w は次式に示すように、破壊に寄与する応力を脆性破壊のプロセスゾーンで積分することで定義される。

$$\sigma_w^m = \frac{1}{V_0} \int_{V_p} \sigma_{eff}^m dV \quad (1)$$

ここで V_0 は破壊基本体積、 V_p は破壊のプロ

セスゾーン, σ_{eff} は有効応力, m はワイブル形状係数を示す. ワイブル応力を用いるとき裂材の破壊確率 P_f は

$$P_f = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma_w}{\sigma_u} \right)^m \right] \quad (2)$$

で表される. σ_u は材料定数であり, 破壊確率が 63.2% となる際のワイブル応力である. 本研究では V_0 に単位体積, σ_{eff} に最大主応力を用い SENB 試験結果が(2)式に従うよう m 値を定め, J 値が J_c となるときの σ_w を限界ワイブル応力 $\sigma_{w,cr}$ とした. m 値は B 材で $m=32$, C 材で $m=19$ と推定したが, A 材についてはデータの収束が悪く 1 つの値に定まらなかった. そのため, 材料の特性を考慮し B 材と同じ $m=32$ を採用した. 破壊予測の結果を TSM の結果と併せて表 3 に示す.

いずれも TSM によるものよりもわずかに安全側の評価を与えている. これは, ワイブル応力算出のプロセスゾーンがき裂の存在する全断面であるのに対し, TSM による手法はき裂の中央部分のみを想定しているためと考えられる. ワイブル応力計算のための m 値は A 材の SENB 試験では推定できず, B 材と同じ値を用いた. 軟鋼の m 値は 20~50 程度となることがわかっている. また, m 値, u は温度に依存しない材料定数とされる. このことから, A 材の予測に大きなずれはないと考えられる.

表 3 破壊予測結果

試験体	$appJ_c$ (N/mm)	$TSM M_{pre}$ (kNm)	M_{max} $TSM M_{pre}$	w_{cr} (N/mm ²)	$w M_{pre}$ (kNm)	M_{max} $w M_{pre}$
A-FSC14C	251.5	245.1	0.88	1346	212	1.01
A-FSC7C	243.5	233.0	1.13		214	1.23
A-FTC8C	224.3	210.1	1.07		201	1.11
B-FSC14C	291.6	219.9	1.00	1324	206	1.06
B-FSC7C	463.0	271.0	1.02		253	1.09
B-FTC8C	482.9	248.5	0.98		222	1.10
B-FSC14W	368.4	240.7	(1.24)	1324	265	(1.12)
B-FSC7W	947.5	318.6	(0.91)		-	-
B-FTC8W	541.4	253.4	(1.14)		236	(1.23)
B-FTC4W	1465.3	316.6	(1.13)		252	(1.13)
C-FSC14W	100.9	203.9	1.32	1366	210	1.28
C-DSC14W	93.8	207.7	(1.49)		212	(1.46)
C-DTC4W	116.1	197.2	(1.56)		196	(1.57)

$appJ_c$: 見かけの J_c

$w M_{pre}$: 限界ワイブル応力による予測値

$TSM M_{pre}$: TSM による予測値

M_{max} : 最大曲げモーメント

(4)まとめ

様々な予き裂に対し, TSM および限界ワイブル応力の脆性破壊予測に対する適用範囲を検証した. その結果, 溶接止終端部に発生しやすいスラグ巻き込み等の欠陥を模した予き裂に対し, 両手法ともばらつくことなく, 精度の高い脆性破壊の予測値を与えた. 予測の適用外となるものに関しても, 全て安全側

の結果が出ている. 塑性拘束の違いを考慮する方法として, 実構造物で特に問題となる欠陥に対し, TSM および限界ワイブル応力は有効といえる. 以下に知見をまとめる.

- ・延性き裂の進展量と塑性変形能力に強い相関が見られた.

- ・き裂先端半径がわずかに増加すると, 塑性拘束が大きく緩和される.

- ・TSM とワイブル応力は破壊予測の精度に同様の傾向を示し, 2 つの予測手法の間に矛盾はない.

- ・両手法とも, プローホールのような鈍い先端形状の欠陥に対しては低い精度となる. ただし, 予測値はいずれも安全側である.

- ・延性き裂が大きく進展し, 4~6 p を超える大変形を伴って脆性破壊に至る場合でも, 今回想定した範囲では TSM もしくはワイブル応力を用いることで十分な精度の予測が可能と考えられる.

5. 主な発表論文等

(研究代表者, 研究分担者及び連携研究者には下線)

[雑誌論文](計 3 件)

Azuma, K., Akahoshi, T. and Iwashita, T., Prediction of Brittle Fracture from Defects at Groove Face of Complete Joint Penetration Welded Joints, Welding in the World, 60(4), 757-766, 2016, 査読有,

DOI: 10.1007/s40194-016-0334-8

岩下勉, 小林良平, 東 康二, 異なる深さの疲労き裂あるいは機械切欠きを有する 3 点曲げ試験片の脆性破壊に関する研究, 鋼構造論文集, Vol.21, No.82, pp.51-62, 2014, 査読有,

https://www.jstage.jst.go.jp/article/jssc/21/82/21_82_51/_pdf

Azuma, K. and Iwashita, T., Prediction of Brittle Fracture from Defects at Weld Terminations of CJP Groove Welded Joints, IIW Doc. XV-1448-13, pp.1-13, 2013, 査読有,

<http://www.iiwelding.org/sites/commiison-XV/WUDocuments/xv-1448-13>

[学会発表](計 7 件)

Akahoshi, T., Azuma, K. and Iwashita, T., Prediction of brittle fracture initiating at defects in the end of complete joint penetration groove welds, The 25th Int. Offshore and Polar Engineering Conf., Vol.4, pp.189-196, 21-26 June, 2015, Kona, USA

Iwashita, T. and Azuma, K., Application of the Weibull Stress Approach to the Prediction of Brittle Fracture Originating from Defects at

the Ends of Groove-Welded Joints, Tubular Structure XV, pp.527-533, 27-29 May 2015, Rio de Janeiro, Brazil
Iwashita, T. and Azuma, K., Effects of Cyclic Loading on Occurrence of Brittle Fracture of Notched Specimens, Tubular Structure XV, pp.599-604, 27-29 May 2015, Rio de Janeiro, Brazil
赤星拓哉, 東 康二, 岩下 勉, 完全溶込溶接始末端部の欠陥から発生する脆性破壊の予測手法の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), 構造 , pp.813-814, 2015年9月4日~6日, 東海大学湘南キャンパス(神奈川県平塚市)
Iwashita, T., Kobayashi, R. and Azuma, K., Assessment of Brittle Fracture for Single Edge Notched Bend Specimens with Different Machined-Notch Depth, 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2013-11144, 9-14 June 2013, Nantes, France
坂本高穂, 東 康二, 岩下 勉, 溶接始末端の止端部に存在する切欠きを起点とする脆性破壊の数値シミュレーション, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), 構造 , pp. 1051-1052, 2013年8月30日~9月1日, 北海道大学(北海道札幌市)
岩下 勉, 小林良平, 東 康二, 異なる深さの疲労き裂あるいは機械切欠きを有する3点曲げ試験片の脆性破壊に関する研究 その2 切欠き先端周辺の応力状態の考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), 構造 , pp. 707-708, 2013年8月30日~9月1日, 北海道大学(北海道札幌市)

6. 研究組織

(1)研究代表者

東 康二 (AZUMA Koji)
崇城大学・工学部・教授
研究者番号：80320414

(2)研究分担者

岩下 勉 (IWASHITA Tsutomu)
有明工業高等専門学校・建築学科・准教授
研究者番号：10332090