

2012橋梁技術発表会及び講演会

鋼橋の延性破壊照査法の研究進展と
中国の鋼橋建設の現状



葛 漢彬
名城大学理工学部
建設システム工学科

1

本日の話の構成

その1: 鋼橋の延性破壊照査法の研究進展

その2: 中国の鋼橋建設の現状

2

鋼橋の延性破壊照査法の研究進展

Part I: 背景と目的

Part II: 鋼材の延性破壊現象

Part III: 鋼製橋脚の延性破壊実験

Part IV: 数値シミュレーションと照査法

Part V: まとめ

3

鋼橋の延性破壊照査法の研究進展

Part I: 背景と目的

4

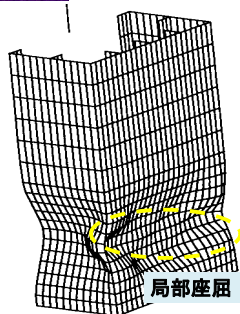
薄肉断面

B14 ($R_f = 0.56$)



実験 (土木研究所)

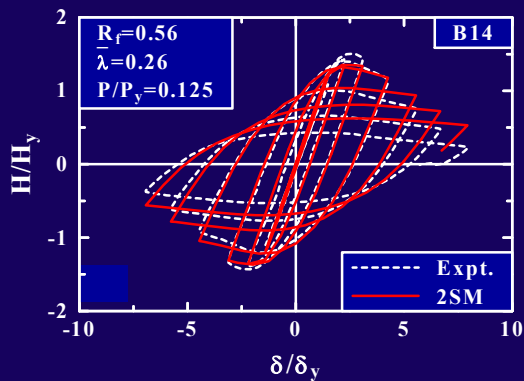
【西川ら, 1996】



解析(2SM)

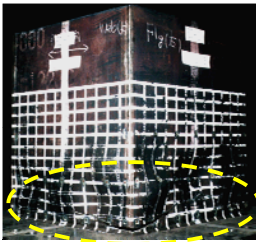
【葛ら, 1998】

実験と解析による履歴曲線の比較

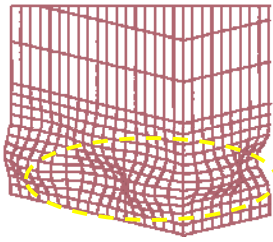


6

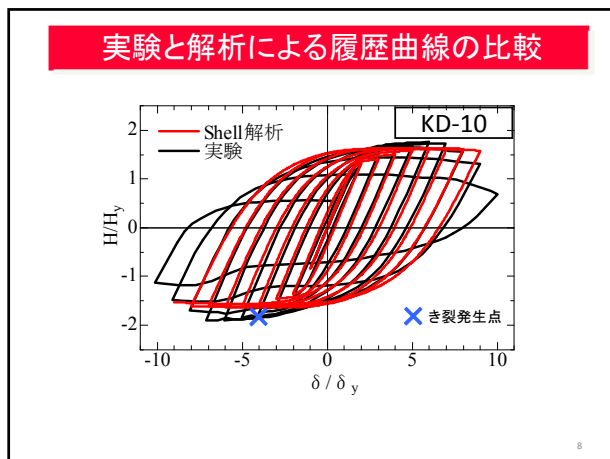
厚肉断面 **KD-10 ($R_f = 0.35$)**



延性き裂と局部座屈
実験 (鋼材倶楽部)
【中村ら, 1997】

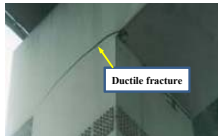


局部座屈
解析 (2SM)
【葛ら, 1998】




大地震に対する鋼製橋脚の変形性能を向上させる方策として、**厚肉断面の採用やコンクリートの充填**が採用されてきた。それらの研究成果によれば、厚肉断面の採用などで**局部座屈の発生を遅らせる**ことができ、**変形性能が大きく改善**される。

9



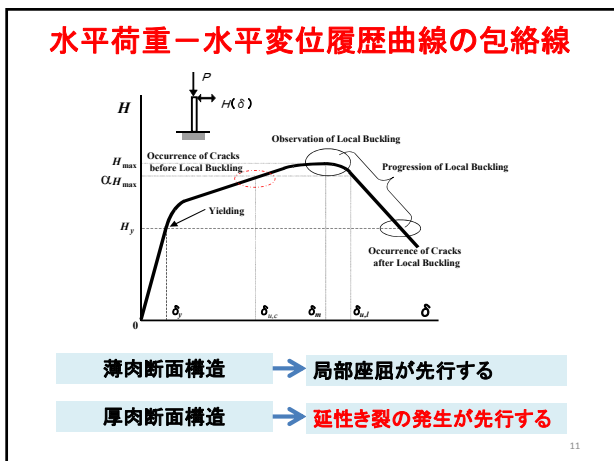
Ductile fracture of beam-to-column connection in the 1995 Kobe earthquake



Ductile fracture of steel bridge pier in lab


しかし、脚基部や隅角部などのひずみ集中部にクラックが生じ、その進展が進行すれば脆性的な破壊が発生することが明らかにされている。すなわち、破壊形式は局部座屈の発生に先行して、延性き裂を起因とする脆性的な破壊が生じる可能性がある。

10




鋼構造物の主要破壊様式

局部座屈
Local buckling



薄肉断面構造

極低サイクル疲労
ELCF



厚肉断面構造

繰り返し回数は100回以下

12

現行の設計基準

現在、一般の鋼構造物に対して終局ひずみに制限値 $20\epsilon_y$ を設けることで対処している。

$20\epsilon_y$ に制限して鋼製橋脚の低サイクル疲労を防げるのか？



13

部材セグメントの限界値

ファイバーモデルを用いた耐震解析では、有効座屈長領域(=0.7b)の圧縮側平均ひずみ ϵ_a を求め、終局ひずみ ϵ_u との比較を行うようになっている。

圧縮と一軸曲げを受ける無補剛箱形断面の部材セグメントの終局ひずみの算定式は以下に示されたものが提案されている。

$$\frac{\epsilon_u}{\epsilon_y} = \frac{0.24}{(R_f - 0.2)^{2.8} (1 + P/P_y)^{2.4}} + \frac{2.8}{(1 + P/P_y)^{0.6}} \leq 20.0$$

ただし $0.2 \leq R_f \leq 0.7$
 $0.0 \leq P/P_y \leq 1.0$

14

鋼橋の延性破壊照査法の研究進展

Part II: 鋼材の延性破壊現象 (材料レベルにおける検討)

15

脆性的破壊のプロセス

形状的不連続部(隅角部・橋脚基部等)にひずみが集中

延性き裂の発生(延性破壊)

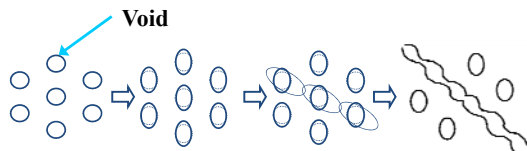
脆性き裂への転化

脆性的破壊

延性き裂の発生条件
 → 脆性破壊照査へ応用

16

延性き裂発生メカニズム



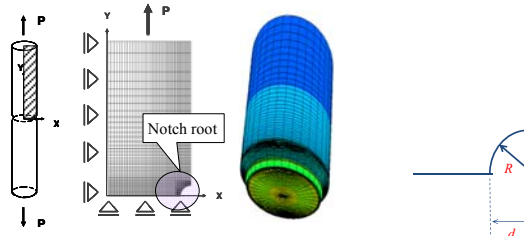
1. 微小な空隙(Void)が形成
2. Voidの成長
3. いくつかのVoidが結合
4. き裂へ進展

Voidの成長がき裂発生へつながる

17

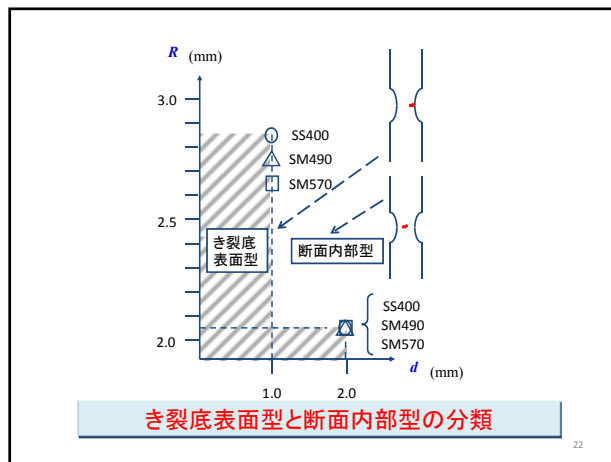
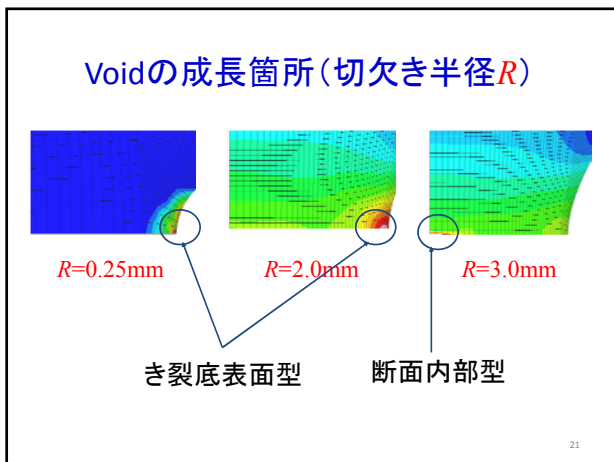
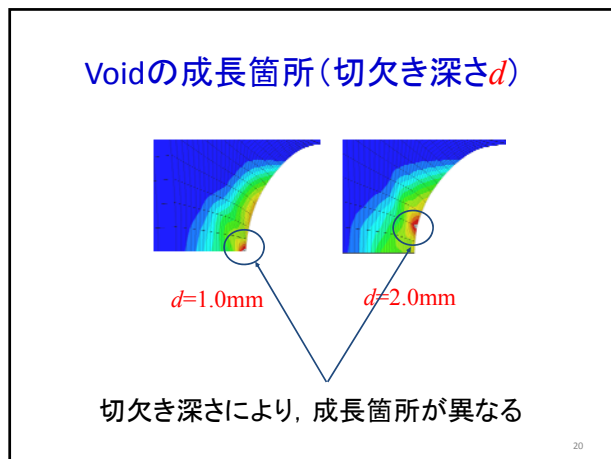
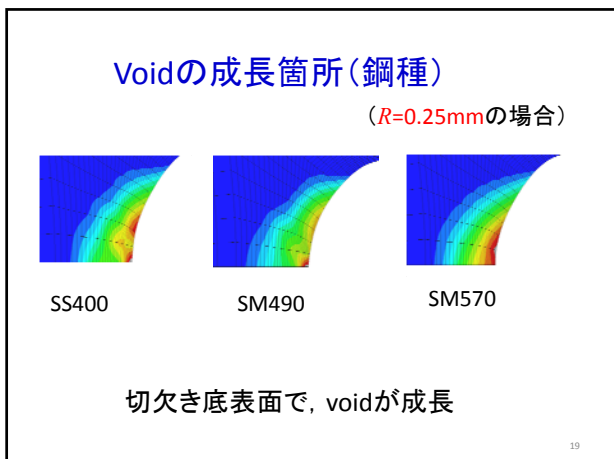
解析概要

解析ソフト: ABAQUS
 モデル: 軸対称要素
 Y方向へ強制変位を漸増



鋼種	SS400, SM490, SM570
切欠き深さ d	1.0, 2.0
切欠き半径 R	0.25°, 0.5, 1.0, 2.0, 2.5, 3.0, 5.0, 10.0

単位:mm



き裂発生条件式

き裂発生条件式に関する重要なパラメータ

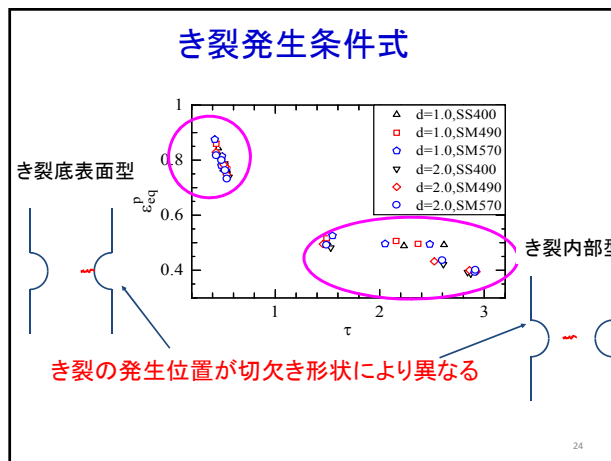
応力3軸度 $\tau = \frac{\sigma_h}{\sigma_{eq}}$ $\sigma_h = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) = -P$
 ただし P は静水圧
 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: 主応力
 σ_{eq} : Mises応力

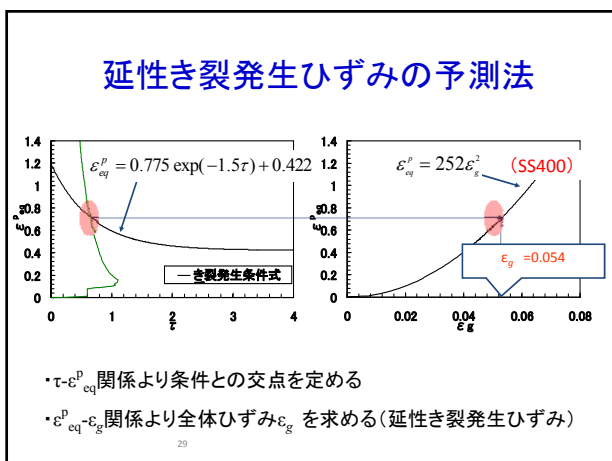
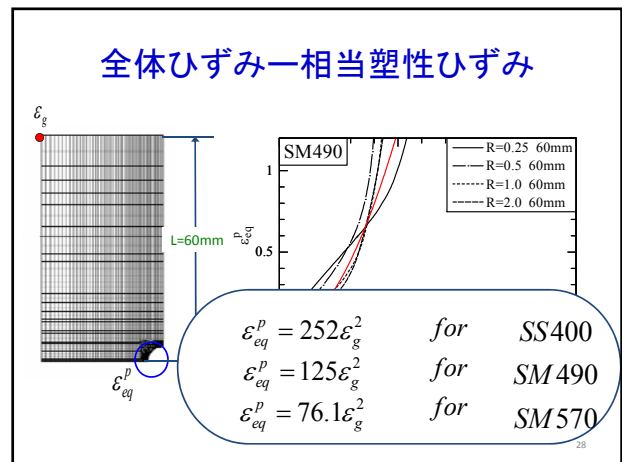
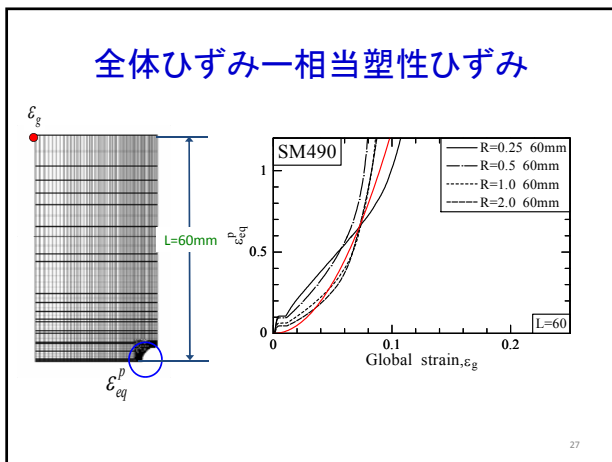
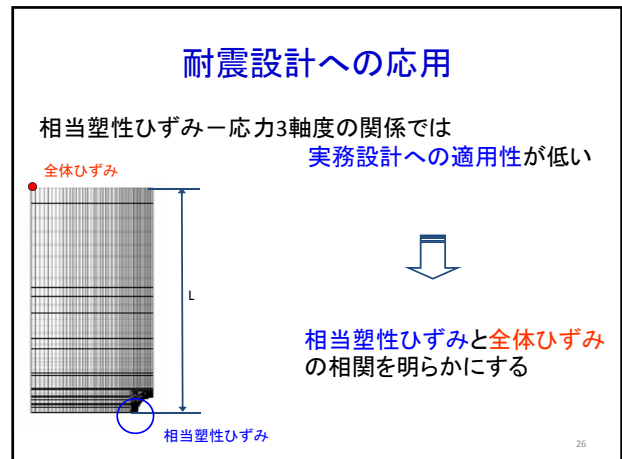
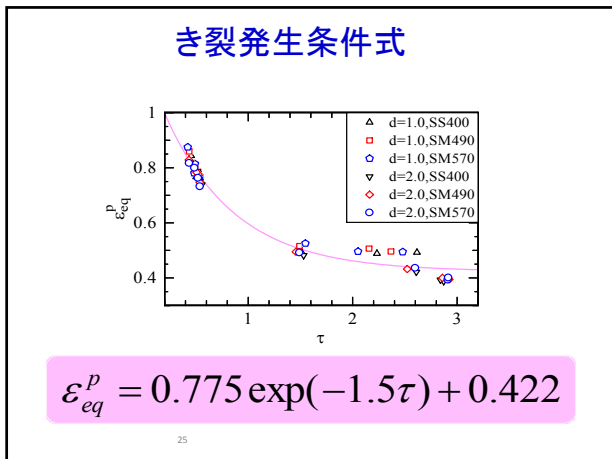
相当塑性ひずみ

$$\epsilon_{eq}^p = \sqrt{\frac{2}{9} \left[(d\epsilon_1^p - d\epsilon_2^p)^2 + (d\epsilon_2^p - d\epsilon_3^p)^2 + (d\epsilon_1^p - d\epsilon_3^p)^2 \right]}$$

$\epsilon_1^p, \epsilon_2^p, \epsilon_3^p$: 主ひずみ

23





まとめ

相当塑性ひずみ-応力3軸度関係より,
き裂発生条件式の提案した
相当塑性ひずみと平均ひずみの相関関係から,
延性き裂発生ひずみを提案した

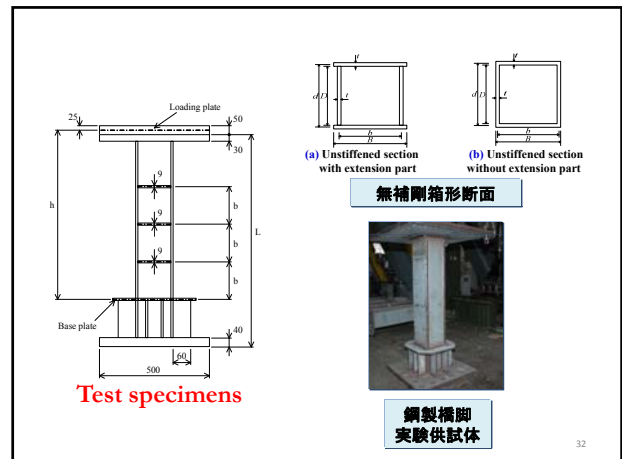
鋼種	き裂発生ひずみ	
	ε _g	ε _g /ε _y
SS400	5.4%	47.4
SM490	7.7%	50.7
SM570	9.8%	45.0

30

鋼橋の延性破壊照査法の研究進展

Part III: 鋼製橋脚の延性破壊実験

31



32

実験供試体

Specimens	Cross section	$R_{f, dex}$	$\bar{\lambda}_{dex}$
series 1	UB25-25C1P1[400]	SS400 and cross section (a)	0.25
	UB25-25C3P1[400]		0.25
	UB25-35C1[400]		0.25
	UB25-35C3[400]		0.25
series 2	UB25-35C1P1[490]	SM490 and cross section (b)	0.25
	UB25-35C3P1[490]		0.25
	UB25-35CCP1[490]		0.25
	UB35-35C1P1[490]		0.35
	UB35-35C3P1[490]		0.35
	UB35-35CCP1[490]		0.35
	UB35-45C1P1[490]		0.45
	UB35-45C3P1[490]		0.45
series 3	UB35-35COP1[490]	(b)	0.35
	UB35-35CR1P1[490]		0.35
	UB35-35CR2P1[490]		0.35
	UB35-35CR3P1[490]		0.35

33

実験供試体

Specimens	Cross section	$R_{f, dex}$	$\bar{\lambda}_{dex}$
series 1	UB25-25C1P1[400]	(a)	0.25
	UB25-25C3P1[400]	(a)	0.25
	UB25-35C1[400]	(a)	0.25
	UB25-35C3[400]	(a)	0.25
series 2	UB25-35C1P1[490]	Regular cyclic loadings	0.25
	UB25-35C3P1[490]		0.35
	UB25-35CCP1[490]		0.35
	UB35-35C1P1[490]		0.35
	UB35-35C3P1[490]		0.35
	UB35-35CCP1[490]		0.35
	UB35-45C1P1[490]		0.45
	UB35-45C3P1[490]		0.45
series 3	UB35-35COP1[490]	Random cyclic loadings	0.35
	UB35-35CR1P1[490]		0.35
	UB35-35CR2P1[490]		0.35
	UB35-35CR3P1[490]		0.35

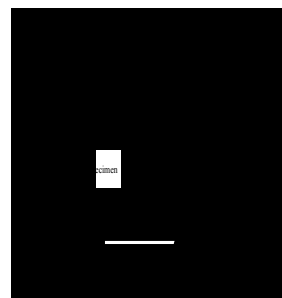
34

実験供試体

Specimens	Cross section	$R_{f, dex}$	$\bar{\lambda}_{dex}$
series 1	UB25-25C1P1[400]	幅厚比パラメータ	0.25
	UB25-25C3P1[400]		0.25
	UB25-35C1[400]		0.25
	UB25-35C3[400]		0.25
series 2	UB25-35C1P1[490]	細長比パラメータ	0.25
	UB25-35C3P1[490]		0.25
	UB25-35CCP1[490]		0.25
	UB35-35C1P1[490]		0.35
	UB35-35C3P1[490]		0.35
	UB35-35CCP1[490]		0.35
	UB35-45C1P1[490]		0.45
	UB35-45C3P1[490]		0.45
series 3	UB35-35COP1[490]	(b)	0.35
	UB35-35CR1P1[490]		0.35
	UB35-35CR2P1[490]		0.35
	UB35-35CR3P1[490]		0.35

35

実験装置

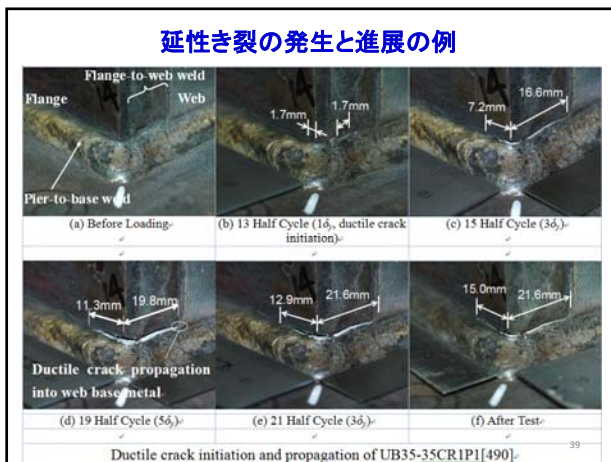
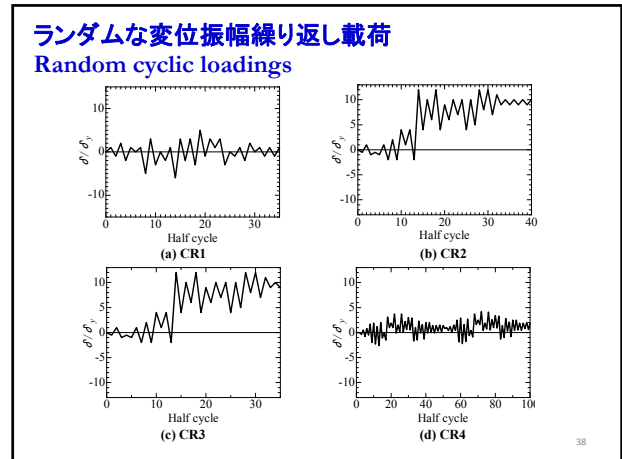
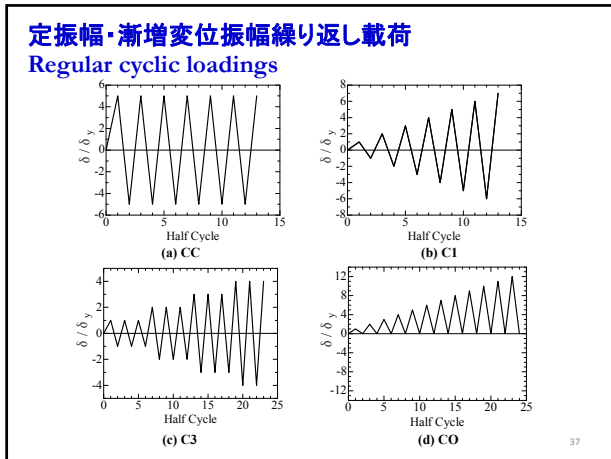


Schematic diagram



Objective picture

36

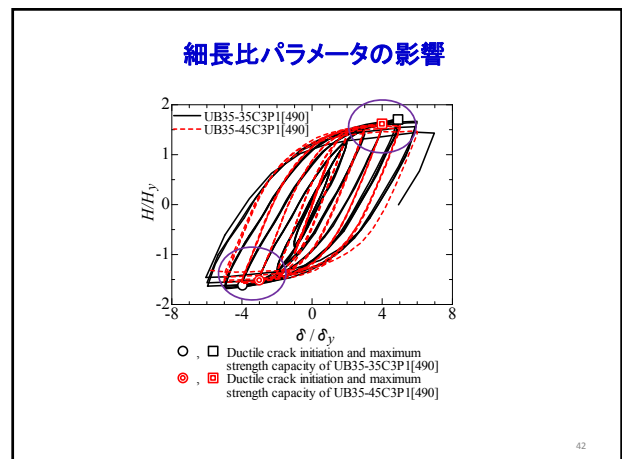
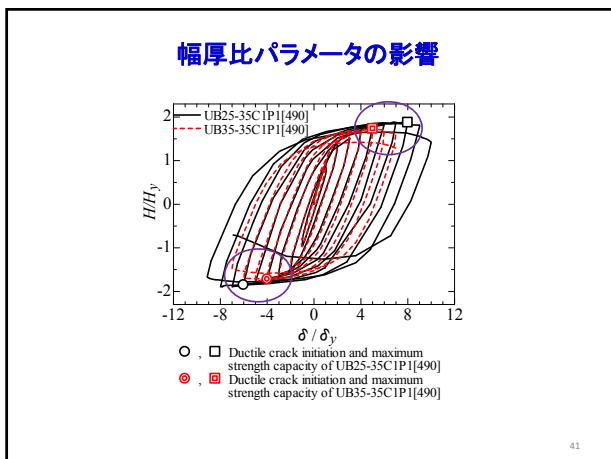


実験挙動特性の概説

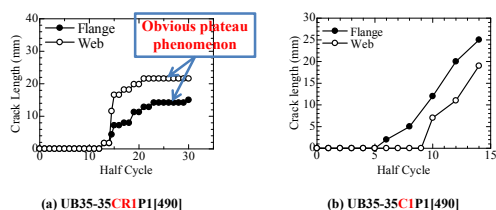
Global behavior:
き裂が発生しても、ある程度進展しないと、延性き裂の発生による履歴曲線などへの影響は小さい。

Local behavior:
延性き裂の発生による局所ひずみ、累積損傷、破壊モードへの影響は大きい。

40



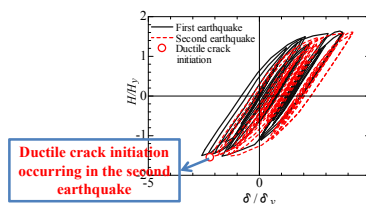
荷履歴(荷パターン)の影響



(a) UB35-35CR1P1[490] (b) UB35-35CR1P1[490]
Random cyclic loadings Regular cyclic loadings

43

複数回地震の影響



UB35-35CR4P1[490]

1回目の地震で延性き裂が生じないが、2回目の地震(例えば、強い余震)で極低サイクル疲労による破壊が発生する。

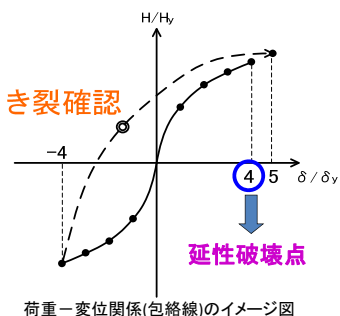
44

延性き裂発生点の定義

-4δyから目標変位(5δy)へ
荷中にき裂発生を確認した
場合

目標変位(5δy)と同じ方向の
1つ前の変位(4δy)

延性破壊点
(延性き裂発生点)



荷重-変位関係(包絡線)のイメージ図

45

延性破壊点と局部座屈発生点

局部座屈が発生する前に延性き裂が発生

供試体	荷パターン	延性き裂発生点	局部座屈発生点
UB25-35	1サイクル	-6δy	発生しない
	3サイクル	-5δy(1サイクル目)	発生しない
	定振幅	-5δy(3サイクル目)	発生しない
UB35-35	1サイクル	-4δy	6δy
	3サイクル	-4δy(2サイクル目)	-5δy(1サイクル目)
	定振幅	-5δy(2サイクル目)	5δy(4サイクル目)
UB35-45	1サイクル	-4δy	5δy
	3サイクル	-3δy(3サイクル目)	4δy(1サイクル目)
	定振幅	-5δy(2サイクル目)	5δy(2サイクル目)

46

延性き裂と局部座屈の発生時期の違い

実験供試体	延性き裂発生点 ($n_{hc, dci}$)	局部座屈発生点 ($n_{hc, lb}$)	$n_{hc, lb} - n_{hc, dci}$
UB25-35C1P1[490]	-6δy (12 half-cycle)	-	-
UB25-35C3P1[490]	-5δy (26 half-cycle)	-	-
UB25-35CCP1[490]	-5δy (6 half-cycle)	-	-
UB35-35C1P1[490]	-4δy (8 half-cycle)	6δy (11 half-cycle)	3 half-cycle
UB35-35C3P1[490]	-4δy (22 half-cycle)	5δy (25 half-cycle)	3 half-cycle
UB35-35CCP1[490]	-5δy (4 half-cycle)	5δy (7 half-cycle)	3 half-cycle
UB35-45C1P1[490]	-4δy (8 half-cycle)	5δy (9 half-cycle)	1 half-cycle
UB35-45C3P1[490]	-3δy (18 half-cycle)	4δy (19 half-cycle)	1 half-cycle
UB35-45CCP1[490]	-5δy (4 half-cycle)	5δy (3 half-cycle)	-1 half-cycle

47

延性き裂と局部座屈の発生時期の違い

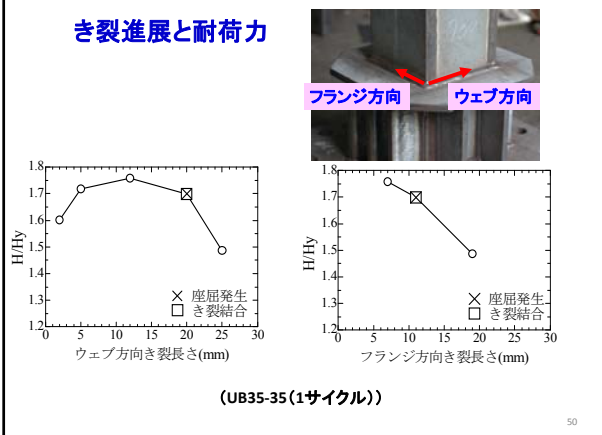
実験供試体	延性き裂発生点 ($n_{hc, dci}$)	局部座屈発生点 ($n_{hc, lb}$)	$n_{hc, lb} - n_{hc, dci}$
UB25-35C1P1[490]	-6δy (12 half-cycle)	-	-
UB25-35C3P1[490]	-5δy (26 half-cycle)	-	-
UB25-35CCP1[490]	-5δy (6 half-cycle)	-	-
UB35-35C1P1[490]	-4δy (8 half-cycle)	6δy (11 half-cycle)	3 half-cycle
UB35-35C3P1[490]	-4δy (22 half-cycle)	5δy (25 half-cycle)	3 half-cycle
UB35-35CCP1[490]	-5δy (4 half-cycle)	5δy (7 half-cycle)	3 half-cycle
UB35-45C1P1[490]	-4δy (8 half-cycle)	5δy (9 half-cycle)	1 half-cycle
UB35-45C3P1[490]	-3δy (18 half-cycle)	4δy (19 half-cycle)	1 half-cycle
UB35-45CCP1[490]	-5δy (4 half-cycle)	5δy (3 half-cycle)	-1 half-cycle

48

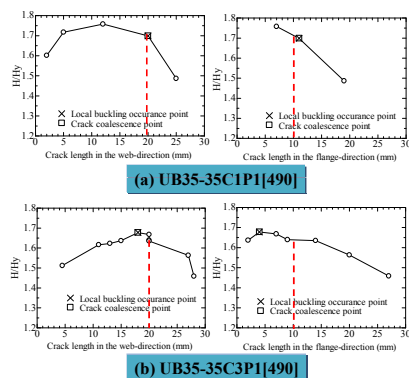
延性き裂と局部座屈の発生時期の違い

実験供試体	延性き裂発生点 ($n_{bc, dci}$)	局部座屈発生点 ($n_{bc, lb}$)	$n_{bc, lb} - n_{bc, dci}$
UB25-35C1P1[490]	-6 σ_y (12 half-cycle)	-	-
UB25-35C3P1[490]	-5 σ_y (26 half-cycle)	-	-
UB25-35CCP1[490]	-5 σ_y (6 half-cycle)	-	-
UB35-35C1P1[490]	-4 σ_y (8 half-cycle)	6 σ_y (11 half-cycle)	3 half-cycle
UB35-35C3P1[490]	-4 σ_y (22 half-cycle)	5 σ_y (25 half-cycle)	3 half-cycle
UB35-35CCP1[490]	-5 σ_y (4 half-cycle)	5 σ_y (7 half-cycle)	3 half-cycle
UB35-45C1P1[490]	-4 σ_y (8 half-cycle)	5 σ_y (9 half-cycle)	1 half-cycle
UB35-45C3P1[490]	-3 σ_y (18 half-cycle)	4 σ_y (19 half-cycle)	1 half-cycle
UB35-45CCP1[490]	-5 σ_y (4 half-cycle)	5 σ_y (3 half-cycle)	-1 half-cycle

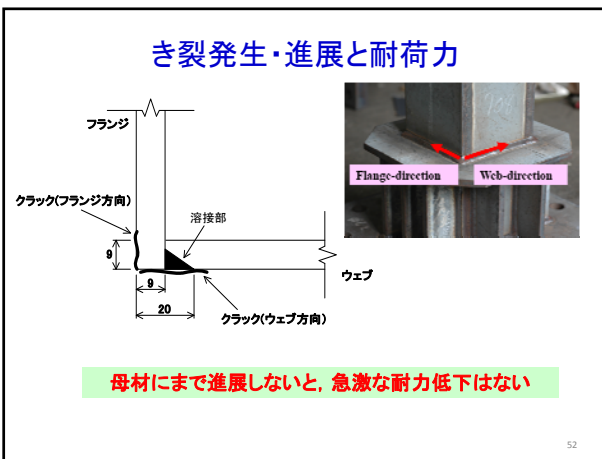
き裂進展と耐荷力



き裂進展と耐荷力



き裂発生・進展と耐荷力



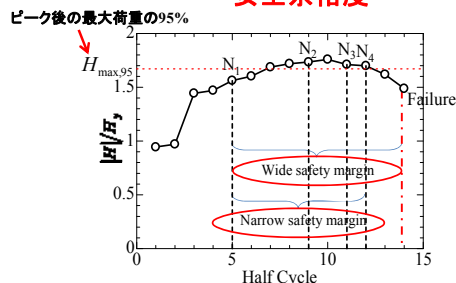
き裂発生・進展と耐荷力

き裂が発生しても直ちに耐力低下には至らない

き裂発生点を終局状態と見なす耐震設計法は安全側

最大荷重点における評価も妥当

安全余裕度

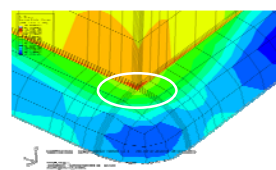


- N_1 : first "visible" crack at flange-to-web weld, i.e., ductile crack initiation in the web-direction;
- N_2 : first "visible" crack at flange-to-base weld, i.e., ductile crack initiation in the flange-direction;
- N_3 : web-direction crack propagation into base metal;
- N_4 : flange-direction crack propagation into base metal.

鋼橋の延性破壊照査法の研究進展

Part IV: 数値シミュレーションと照査法

55



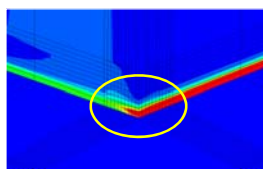
解析

実験

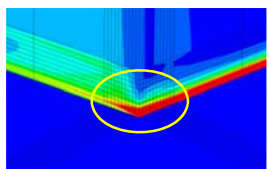
鋼製橋脚基部の
ひずみ集中現象の数値シミュレーション

56

ひずみ集中特性



ポイド体積分率



相当塑性ひずみ



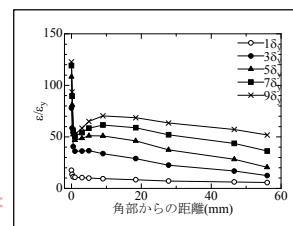
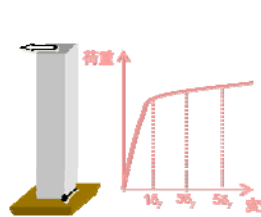
実験のき裂発生状況

ポイド体積分率及び相当塑性ひずみとともに、ウェブ方向への進展が著しい

実験の状況と一致

57

ひずみ集中特性



引張側フランジ基部の軸方向ひずみ(UB25-35)

角部の非常に狭い領域でのひずみ集中が著しい

58

照査法

Detailed method:
シェルモデル・ソリッドモデル

Simplified method:
梁要素を用いたファイバーモデル

59

各種照査法の概要

照査法	解析モデル Analysis type	載荷パターン Loading type	評価式 Evaluation Formula
Detailed damage index-based evaluation method (DDIM)	Shell analysis	Regular cyclic loading	$D = C' \sum (\epsilon_{pr,j})^m$
Enhanced detailed damage index-based evaluation method (EDDIM)	Shell analysis	Regular and random cyclic loadings	$D = C' \sum K_i (\epsilon_{pr,j})^m$
Simplified damage index-based evaluation method (SDIM)	Fiber analysis	Regular cyclic loading	$D = C' \sum (\beta \cdot \epsilon_{pr,j})^m$ $\beta = 3.73$
Modified simplified damage index-based evaluation method (MSDIM)	Fiber analysis	Regular cyclic loading	$D = C' \sum (\beta \cdot \epsilon_{pr,j})^m$ $\beta = 11.1R_f + 1.18 \left(\frac{l}{t} \right) - 1.34\bar{l} - 0.0751$
Enhanced modified simplified damage index-based evaluation method (EMSDIM)	Fiber analysis	Regular and random cyclic loadings	$D = C' \sum K_i (\beta \cdot \epsilon_{pr,j})^m$ $\beta = 11.1R_f + 1.18 \left(\frac{l}{t} \right) - 1.34\bar{l} - 0.0751$

60

シェルモデル・ソリッドモデルに基づく照査法 Predicting ductile crack initiation using shell model/solid model

$$\varepsilon_p \cdot (N_f)^k = C$$

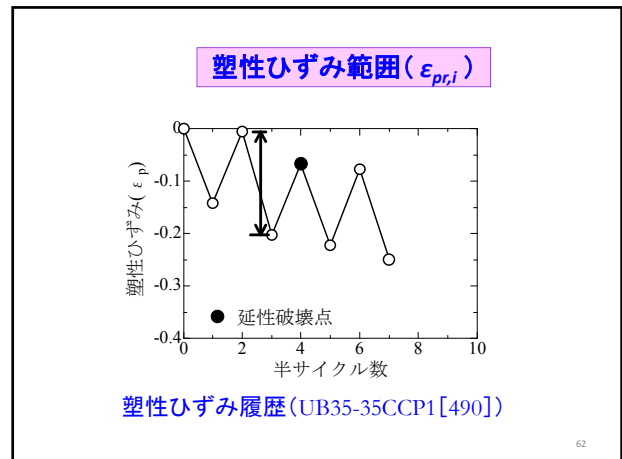
$$D = \sum D_i = \sum \left(\frac{n_i}{N_{f,i}} \right) = 1.0$$

$$D = C' \sum (\varepsilon_{pr,i})^m$$

$\varepsilon_{pr,i}$: 塑性ひずみ範囲
 C', m : 鋼種によって決まる定数

鋼種	m	C'
SS400	1.82	8.23
SM490	1.86	9.69
SMS570	1.77	9.34

61



ランダム荷の影響を考慮した補正係数

$$D = C' \sum K_i (\varepsilon_{pr,i})^m$$

$$K_i = \begin{cases} \exp\left(3 \frac{\varepsilon_{pr,i} - \varepsilon_{pr,i-1} + D_{i-1}}{\varepsilon_{pr,i-1}}\right) & \text{if the tension strain range of the previous } (i-1)^{\text{th}} \text{ half-cycle} \\ & \text{is larger than that of the current half-cycle} \\ \exp\left(-\frac{\varepsilon_{pr,i} - \varepsilon_{pr,i-1} + D_{i-1}}{\varepsilon_{pr,i-1}}\right) & \text{if the compression strain range of the previous } (i-1)^{\text{th}} \text{ half-cycle} \\ & \text{is larger than that of the current half-cycle} \\ 1 & \text{otherwise} \end{cases}$$

63

はり要素を用いたファイバーモデルに基づく照査法 Predicting ductile crack initiation using fiber model

Simplified damage-indexed evaluation method
SDIM

$$D = C' \sum (\beta \cdot \varepsilon_{pr})^m$$

β : ひずみ集中による影響を考慮した係数

β の算出方法

Shell解析でのフランジ角部の塑性ひずみ範囲とbeam解析での基部の塑性ひずみ範囲の比をとる

$$\beta = \varepsilon_{pr,shell} / \varepsilon_{pr,beam}$$

$\beta = 3.73$
無補剛箱形断面橋脚モデルの β を算出し平均値を求める

64

ひずみ集中補正係数 β の再検討 Modified simplified damage-indexed evaluation method **MSDIM**

$$D = C' \sum (\beta \cdot \varepsilon_{pr,i})^m$$

$$\beta = AR_f + B \left(\frac{t}{t_0} \right) + C\bar{\lambda} + D$$

幅厚比パラメータ 板厚 細長比パラメータ

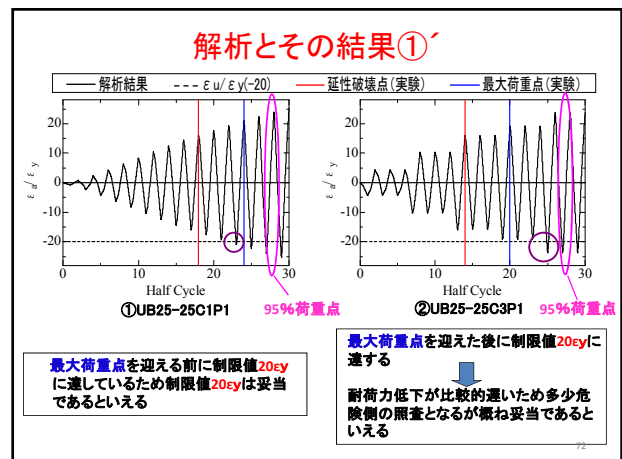
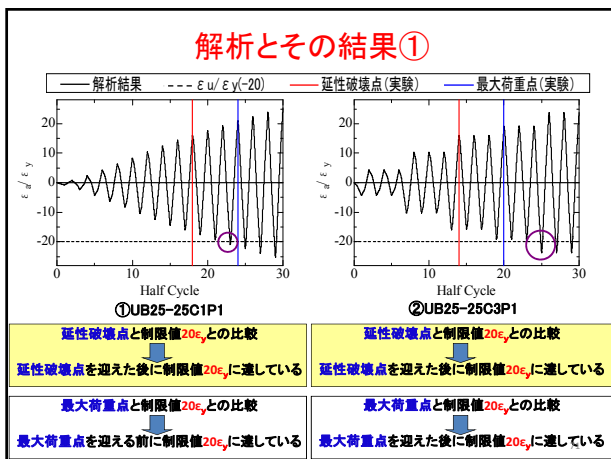
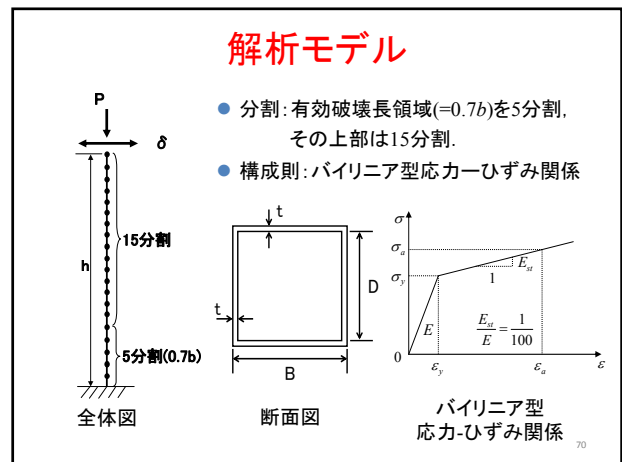
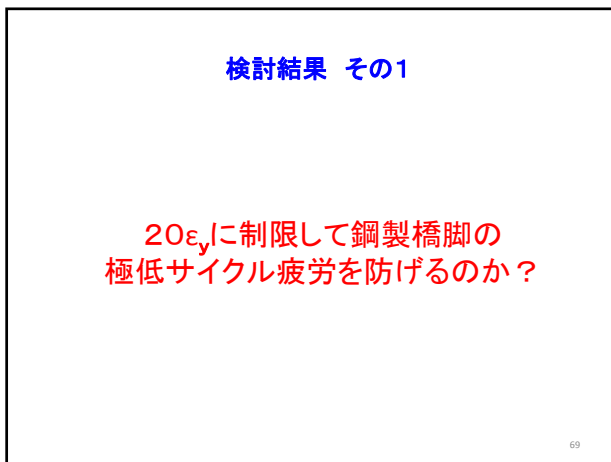
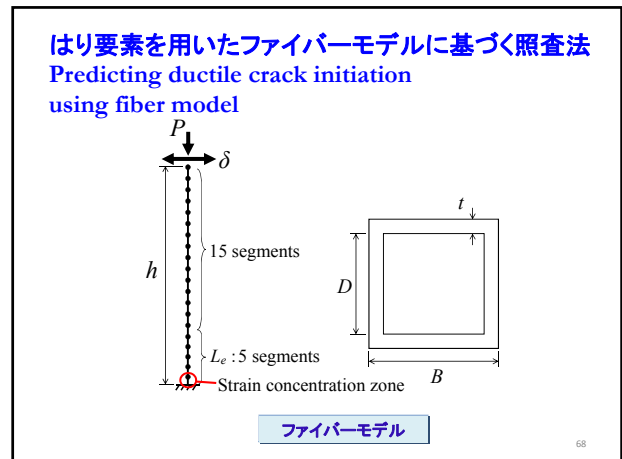
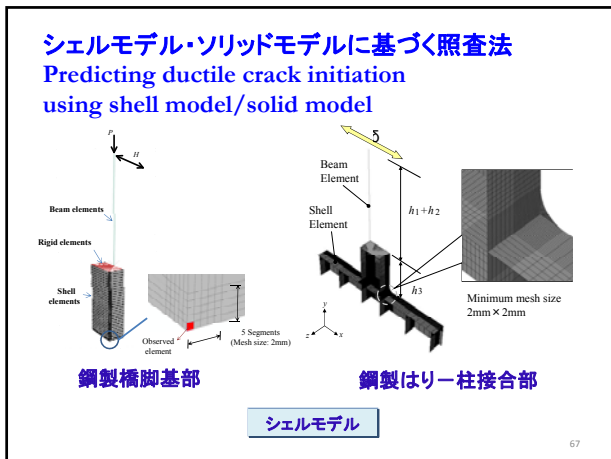
構造パラメータ・寸法効果の影響を考慮

65

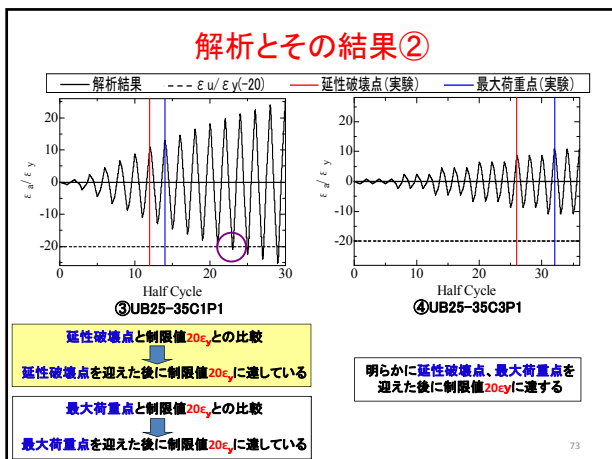
ランダム荷の影響を考慮した照査法 Enhanced modified simplified damage-indexed evaluation method **EMSDIM**

$$D = C' \sum K_i (\beta \cdot \varepsilon_{pr,i})^m$$

66

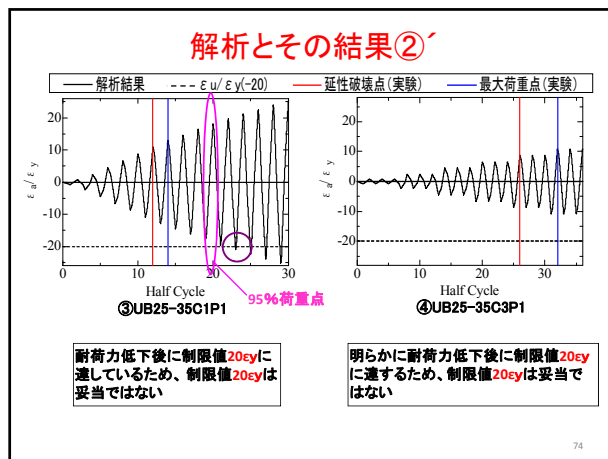


解析とその結果②



73

解析とその結果②'



74

解析結果

供試体名	R_f	$\bar{\lambda}$	実験で延性き裂発生時のHalf Cycle	$20\epsilon_y$ 達成時のHalf Cycle
UB25-25C1P1	0.25	0.24	18	23
UB25-25C3P1	0.25	0.23	14	25
UB35-25C1	0.34	0.24	19	21
UB25-35C1	0.25	0.33	14	21
UB25-35C3	0.25	0.33	11	19
UB25-35C1P1	0.26	0.37	12	23
UB25-35C3P1	0.26	0.37	26	>30
UB25-35CCP1	0.26	0.37	6	>30
UB35-35C1P1	0.37	0.37	8	23
UB35-35C3P1	0.37	0.37	22	>30
UB35-35CCP1	0.37	0.37	4	>30
UB35-45C1P1	0.37	0.48	8	19
UB35-45C3P1	0.37	0.47	18	>30
UB35-45CCP1	0.37	0.47	4	>30
UB35-35R1P1	0.37	0.36	13	>30
UB35-35R2P1	0.37	0.36	13.5	13.8
UB35-35R3P1	0.37	0.36	12	13
UB35-35R4P1	0.37	0.37	63	>100
UB35-35R5P1	0.37	0.37	11	19

R_f : 幅厚比パラメータ, $\bar{\lambda}$: 細長比パラメータ, 鋼材: 赤棒がSS400, 青棒がSM490YA
供試体名; (例: UB○○-△△ × × P1), UB: 無補剛箱形断面,
○○: 幅厚比パラメータの小数点以下2桁, △△: 細長比パラメータの小数点以下2桁, × ×: 載荷パターン, P1: 軸力比をそれぞれ示しています

75

解析結果

供試体名	R_f	$\bar{\lambda}$	実験で延性き裂発生時のHalf Cycle	誤差	時のHalf Cycle
UB25-25C1P1	0.25	0.24	18	5	23
UB25-25C3P1	0.25	0.23	14	9	25
UB35-25C1	0.34	0.24	19	3	21
UB25-35C1	0.25	0.33	14	7	21
UB25-35C3	0.25	0.33	11	8	19
UB25-35C1P1	0.26	0.37	12	11	23
UB25-35C3P1	0.26	0.37	26	4以上	>30
UB25-35CCP1	0.26	0.37	6	24以上	>30
UB35-35C1P1	0.37	0.37	8	15	23
UB35-35C3P1	0.37	0.37	22	8以上	>30
UB35-35CCP1	0.37	0.37	4	26以上	>30
UB35-45C1P1	0.37	0.48	8	11	19
UB35-45C3P1	0.37	0.47	18	12以上	>30
UB35-45CCP1	0.37	0.47	4	26以上	>30
UB35-35R1P1	0.37	0.36	13	17以上	>30
UB35-35R2P1	0.37	0.36	13.5	0.3	13.8
UB35-35R3P1	0.37	0.36	12	1	13
UB35-35R4P1	0.37	0.37	63	37以上	>100
UB35-35R5P1	0.37	0.37	11	8	19

20 ϵ_y に達した時のHalf Cycle数は、実験で延性き裂発生時のそれに近いものもあるが、多くの場合はき裂の発生よりかなり大きくなっている。

76

得られた知見

- 解析結果を見ても明らかのように全てのケースで終局ひずみの制限値 $20\epsilon_y$ に達する前に延性破壊が生じており、制限値 $20\epsilon_y$ では延性破壊を防ぐことができないことがわかる。
- 最大荷重点を迎えた後に制限値 $20\epsilon_y$ に達しているものが多くみられたが、直ちに耐荷力低下に繋がることではないから、JSCE示方書の暫定的措置は概ね妥当である。

77

検討結果 その2

各種照査法の比較・精度検証
(DDIM, EDDIM;
SDIM, MSDIM, EMSDIM)

78

鋼構造物の延性き裂発生照査法の開発: Shellモデル (DDIM手法の場合)

- 1) 使用要素: シェル要素
Timoshenkoはり要素
- 2) 材料構成則: 修正2曲面モデル
- 3) 解析方法: 静的繰返し载荷
- 4) 延性き裂発生評価法

損傷度 $D = C \sum (\epsilon_{pr})^m$
 $D = 1 \rightarrow$ 予測延性き裂発生点

$C \cdot m$: 材料定数
 ϵ_{pr} : 塑性ひずみ範囲(着目要素は基部最下部要素)

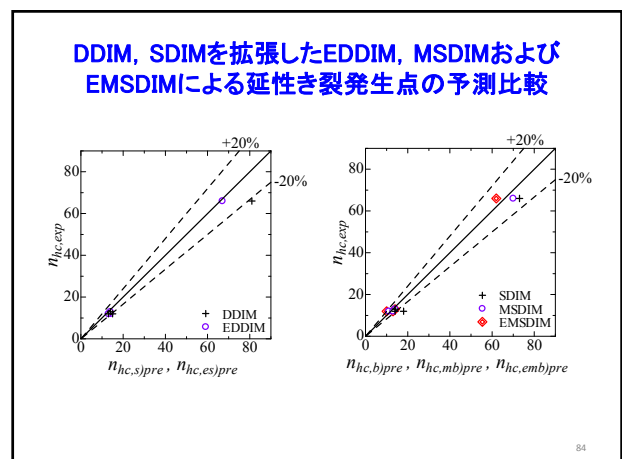
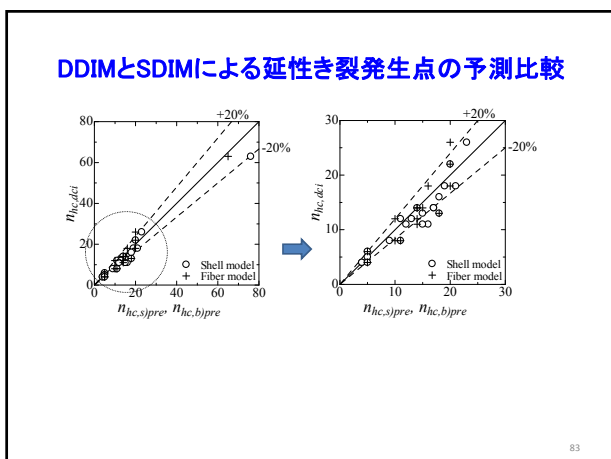
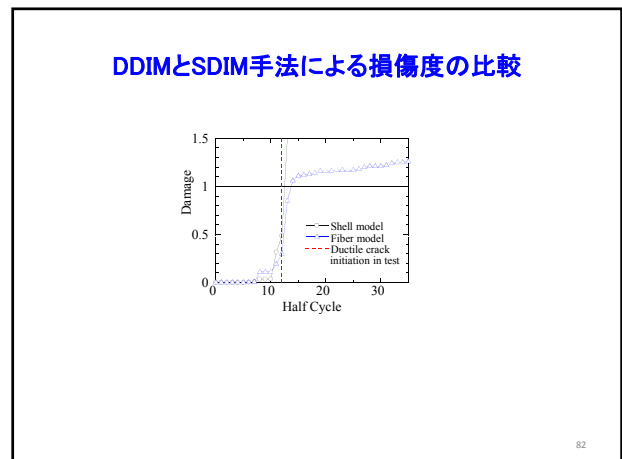
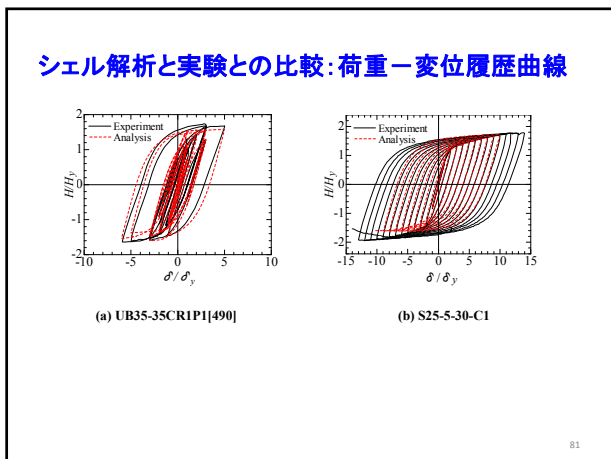
最小要素寸法 2mm x 2mm

簡易照査法の開発: ファイバーモデル (SDIM手法の場合)

- 1) 使用要素: Timoshenkoはり要素
- 2) 材料構成則: 修正2曲面モデル
- 3) 解析方法: 静的繰返し载荷
- 4) 延性き裂発生評価法

損傷度 $D = C \sum (\beta \epsilon_{pr})^m$
 $D = 1 \rightarrow$ 予測延性き裂発生点

$C \cdot m$: 材料定数
 β : ひずみ集中補正係数(無補剛: 3.73)
 ϵ_{pr} : 塑性ひずみ範囲(着目要素は基部最下部要素)

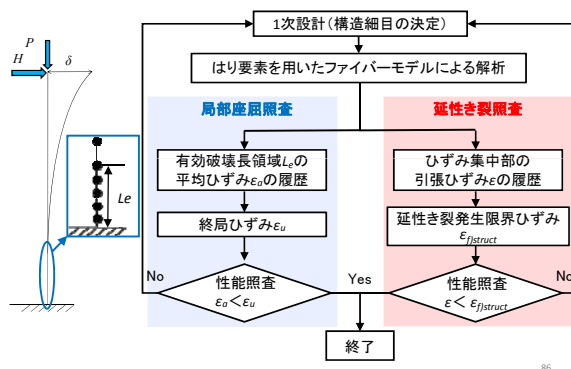


検討結果 その3

延性き裂と局部座屈に対する
統一的耐震照査法
(材料レベルで求めた延性き裂発生ひずみに
ひずみ集中補正係数を適用した場合の検討)

85

延性き裂と局部座屈に対する統一的耐震照査法



86

延性き裂発生に対する評価
(SDIM, MSDIM, EMSDIMを用いた場合)

$\epsilon_f=7.7\%$ for SM490(葛ら, 2005; Ge et al., 2007)
 ϵ_f =グローバルひずみ(材料レベルでの値)

解析より抽出したひずみは構造レベルでの値であり、モデル基部のひずみ集中現象を模擬できない

↓ β で補正

$$\epsilon_{fstruct} = \frac{\epsilon_f}{\beta}$$

87

局部座屈に対する評価

$$\frac{\epsilon_u}{\epsilon_y} = \frac{0.24}{(R_f - 0.2)^{2.8} (1 + N/N_y)^{2.4}} + \frac{2.8}{(1 + N/N_y)^{0.6}} \leq 20$$

ϵ_u =終局圧縮ひずみ, N/N_y =軸力比

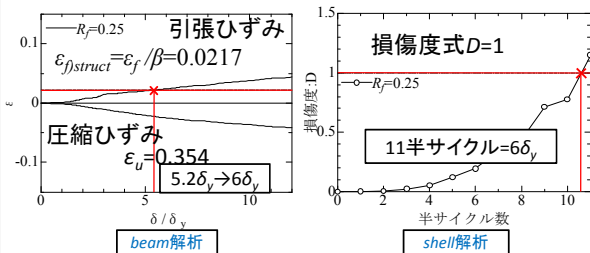
式の適用範囲 $0.2 \leq R_f \leq 0.7$, $0.0 \leq N/N_y \leq 1.0$

板厚が15mm以下 $\epsilon_u=0.354$, 16mm以上 $\epsilon_u=0.344$

88

解析結果①

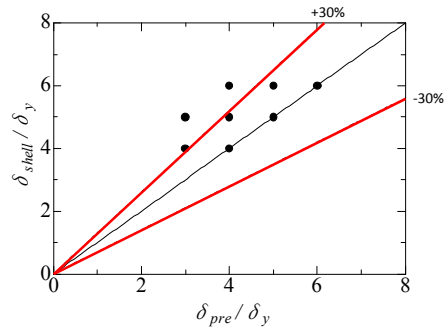
幅厚比パラメータ:0.25 細長比パラメータ:0.3
板厚:9mm の場合



損傷度式Dを用いて
延性き裂発生評価

89

解析結果②



全てのモデルにおいて、本提案手法は30%程度の誤差で安全側にき裂の発生を評価

90

得られた知見

局部座屈と延性き裂の統一的耐震照査法では、比較的厚肉断面における破壊モードは局部座屈に先行して延性き裂が発生することを確認した。

延性き裂発生の限界ひずみにひずみ集中補正係数を導入した式を用いた延性き裂発生評価法を行うことにより、shell解析におけるき裂発生評価と比較して、30%程度の誤差でき裂の発生を安全側に予測することが可能。

91

鋼橋の延性破壊照査法の研究進展

Part V: まとめ

92

(まとめに代わって) 各種照査法の適用範囲

単柱式鋼製橋脚

- ・無補剛箱形断面
- ・補剛箱形断面

(ただし、ひずみ集中補正係数 β の再検討は未完成)

鋼製ラーメン橋脚

(ただし、ひずみ集中補正係数 β の再検討は未完成)

93

(まとめに代わって) 各種照査法の適用範囲

溶接未溶着を有する場合の適用性(検討中)

- ・表面からき裂が発生する場合:

適用可能

- ・未溶着部からき裂が発生する場合:

このままでは**適用できない**

94

Thank you!

95

2012橋梁技術発表会及び講演会

鋼橋の延性破壊照査法の研究進展と
中国の鋼橋建設の現状



葛 漢彬
名城大学理工学部
建設システム工学科

その2

中国の鋼橋建設の現状

中国道路橋建設の状況

中国の道路橋は2010年末では、65.8万橋であり、前の年に比べて3.62万橋増加した。「第10回五カ年計画」に比べて32.15万橋を増加した。その中で、長大橋梁は2051橋、総延長347万mに達した。

“第11回5ヶ年計画(2005-2010年)”の間で、杭州湾跨海大橋、蘇通長江大橋、舟山大橋などの大型工事は次々と竣工した。

世界の鋼吊橋(支間長)

順序	橋名	中央スパン(m)	竣工年	建設地
1	明石海峡大橋	1991	1998年	日本
2	西候門大橋	1650	2009年	中国浙江
3	大ベルト橋 Great Belt Bridge	1624	1998年	デンマーク
4	イ・スンシン大橋 Gwangyang Bridge	1545	2012年10月	韓国
5	潤揚長江公路大橋	1490	2005年	中国江蘇
6	南京長江四橋	1418	2013年(予定)	中国江蘇
7	ハンバー橋 Humber Bridge	1410	1981年	イギリス
8	江陰長江大橋	1385	1999年	中国江蘇
9	香港青馬大橋	1377	1997年	中国香港
10	ハルダンゲル橋 Hardanger Bridge	1310	2013年(予定)	ノルウェー



西候門大橋



江陰長江大橋

世界の鋼斜張橋(支間長)

順序	橋名	中央スパン(m)	竣工年	建設地
1	蘇通長江大橋	1088	2008年	中国江蘇
2	昂船洲大橋	1018	2008年	中国香港
3	鄂東長江大橋	926	2010年	中国湖北
4	多々羅大橋	890	1999年	日本
5	ノルマンディー大橋	856	1995年	フランス
6	荆岳長江大橋	816	2010年	中国湖北
7	仁川大橋	800	2009年	韓国
8	上海長江大橋	730	2009年	中国上海
9	閔浦大橋	708	2009年	中国上海
10	南京長江三橋	648	2005年	中国江蘇
1	Vladivostok大橋	1104	2012	ロシア



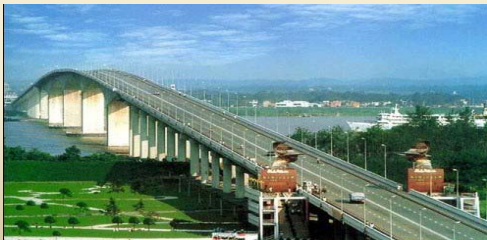
世界の海を渡る橋(総延長順)

順序	橋名	総延長 (km)	竣工年	建設地
1	杭州湾海上大橋	36	2008	中国
2	港珠澳大橋	35.6	建設中	中国
3	東海大橋	32.5	2005	中国
4	青島海湾大橋	27	2011	中国
5	キング・ファハド・コーズウェイ King Fahd Causeway	25	1986	サウジアラビア / パーレーン
6	舟山大陸連島工程	25	2009	中国
7	大ベルト橋	17.5	1997	デンマーク
8	オーレンス大橋 Oresund Strait Bridge	16	2000	デンマーク
9	リオ・ニテロイ橋	13.3	1974	ブラジル
10	杭州湾嘉紹大橋	10.1	建設中	中国



PC箱桁橋—黄石長江公路大橋

- ❖ 1991年7月着工, 1995年12月開通。
- ❖ 5径間連続PCラーメン箱桁橋, 支間長 $162.5\text{m}+3\times 245\text{m}+162.5\text{m}$ 。
- ❖ 28m直径双胴鋼矢板締切, 16本 $\Phi 3\text{m}$ 場所打ち杭基礎。



鋼箱桁橋—崇啓大橋

- ❖ 2008年12月着工, 2011年12月開通。
- ❖ 最大支間長185m, 六径間連続鋼箱桁橋, 最大スパンと橋長はともに中国国内で最長になる。



RCアーチ橋—万県長江大橋

- ❖ 1994年5月着工, 1997年5月開通。
- ❖ 長江における1スパンで渡る道路橋。
- ❖ 全橋長856m, 幅24m, アーチスパン420m。



鋼アーチ橋—巫山長江大橋

- ❖ 2001年12月着工, 2005年1月開通。
- ❖ 中路式鋼管充填コンクリートアーチ。
- ❖ 全長612.2m, 幅21.5m, 中央スパン492m。



鋼トラスアーチ橋—南京大勝関長江大橋

- ❖ 2006年8月着工, 2009年09開通。
- ❖ 六径間連続鋼トラスアーチ橋($109+192+2\times 336+192+109$)m, アーチスパンは世界同類橋梁の最大になる。
- ❖ 鉄道橋: 6車線高速鉄道, 2車線都市モノレール。



鋼斜張橋—蘇通長江大橋

- ❖ 2003年6月着工, 2008年6月開通。
- ❖ 中央スパン1088m, 世界最大スパンの鋼斜張橋。
- ❖ 大型場所打ち群杭基礎, フーチング平面寸法 $113.75\text{m}\times 48.1\text{m}$ 。



鋼吊り橋—潤揚長江大橋

- ❖ 2000年10月着工, 2005年10月開通。
- ❖ 南汊吊り橋中央スパン1490m
- ❖ 主塔高227.21m, 主ケーブル長さ2600m, 鋼箱桁総重量34000t, アンカレッジ定着部コンクリート約6万m³



鋼吊り橋—南京長江四橋

- ❖ 2008年1月着工, 2012年末開通予定。
- ❖ 5径間連続鋼箱桁吊り橋(166+410.2)m+1418m+(363.4+118.4)m。



世界のアーチ橋

順序	橋名	メインスパン /m	竣工年	建設地
1	朝天門大橋	552	2009	中国
2	卢浦大橋	550	2003	中国
3	新河峡谷大橋	518	1977	アメリカ
4	ベイヨン橋	504	1931	アメリカ
5	シドニー港大橋	503	1932	オーストラリア
6	巫山長江大橋	492	2005	中国
7	万县长江大橋	420	1997	中国
8	菜园坝長江大橋	420	2007	中国
9	KRK橋	390	1980	クロアチア
10	フレモント橋	383	1973	アメリカ