

①

報告番号	甲第	4223	号
------	----	------	---

木質透かし梁の強度性能に関する研究

今西祐志
名古屋大学大学院生命農学研究科
林産学専攻

1999

目次

1. 緒言	1
2. 既往の研究	3
3. 強度性能の実験的検討	8
3.1 実験	8
3.1.1 試験体の作製	8
3.1.2 曲げ試験	9
3.1.3 辻井理論	13
3.1.4 有限要素解析	15
3.2 結果と考察	17
3.2.1 荷重と中央たわみの関係	17
3.2.2 曲げ剛性	17
3.2.3 破壊荷重	21
3.2.4 部材間のすべり	23
3.2.5 応力解析	25
3.3 摘要	31
4. 強度性能の理論的推定	33
4.1 合成梁モデルに基づいた理論計算	33
4.1.1 1/2 スパンに1 個の飼木を配置した場合	33
4.1.2 1/2 スパンに複数個の飼木を配置した場合	48
4.1.3 計算方法の妥当性の検討	64
4.1.4 斜材の剛性	72
4.2 実験	78
4.2.1 曲げ試験	78
4.2.2 弦材-飼木接合部のせん断試験	94
4.3 既存の方法による数値計算	101
4.3.1 辻井理論	101
4.3.2 有限要素解析	112
4.4 理論値と実験値の比較	113
4.4.1 曲げ剛性	118
4.4.2 破壊型	128

4.4.3 破壞荷重	140
4.5 摘要	149
5. 結論	152

謝辭

参考文献

報文目錄

參考論文目錄

記号一覧

- A_c : area of cross section of chord member.
- b_c : breadth of chord member (= breadth of spaced beam).
- C_{PQ}, C_{QP} : fixed end moment of member PQ.
- E_c : modulus of elasticity of chord member.
- ET : observed flexural rigidity.
- $(EI)_C$: calculated flexural rigidity based on composite-beam model.
- $(EI)_F$: calculated flexural rigidity by FEM.
- E_{PQ} : modulus of elasticity of member PQ.
- $(EI)_T$: calculated flexural rigidity based on Tsujii's theory.
- $E_s A_s$: stiffness of diagonal member (refer to Equation (4.66)).
- E_L : modulus of elasticity.
- G_{LT}, G_{LR} : modulus of shearing elasticity.
- h : distance between center of gravity of each chord member (refer to Figs. 4.1 and 4.7).
- h_c : height of chord member.
- h_s : height of spacer-block.
- I : geometrical moment of inertia of spaced beam.
- I_c : geometrical moment of inertia of chord member.
- I_{PQ} : geometrical moment of inertia of member PQ.
- k : stiffness ratio of vertical member (refer to Equation (4.86)).
- K_0 : standard stiffness ratio.
- k_{PQ} : stiffness ratio of member PQ.
- K_{PQ} : relative stiffness of member PQ.
- l : span length.
- L_1 : distance from center-span to center-span side of spacer-block (refer to Fig. 4.1).
- L_2 : distance from center-span to supporting-point side of spacer-block (refer to Fig. 4.1).
- L_{i1} : distance from center-span to center-span side of i -th spacer-block (refer to Fig. 4.7).
- L_{i2} : distance from center-span to supporting-point side of i -th spacer-block (refer to Fig. 4.7).

- l_{PQ} : length of member PQ.
 l_s : length of spacer-block (refer to Fig. 4.1).
 l_{si} : length of i -th spacer-block (refer to Fig. 4.7).
 \bar{M}_i : end moment of vertical member (sum of each end moment).
 M_{PQ}, M_{QP} : end moment of member PQ.
 M_{x-b} : bending moment in case of bending deformation of cantilever model (refer to Equation (4.1)).
 M_{x-s} : bending moment in case of shearing deformation of cantilever model (refer to Equation (4.10)).
 n : number of spacer-block in 1/2 span.
 N : axial force of diagonal member (refer to Fig. 4.2).
 N_i : axial force of i -th diagonal member (refer to Fig. 4.8).
 pl : position of spacer-block (refer to Fig. 4.1).
 p_{il} : position of i -th spacer-block (refer to Fig. 4.7).
 Q : shearing force (refer to Fig. 4.18).
 R_{PQ} : rotation angle of member PQ.
 s : slip between chord members (refer to Fig. 4.18).
 u : moisture content.
 W : load.
 W_f : observed failure load.
 $(W_f)_C$: calculated failure load based on composite-beam model.
 $(W_f)_T$: calculated failure load based on Tsujii's theory.
 W_l : lower limit of load in proportional region.
 W_u : upper limit of load in proportional region.
 Z : section modulus of spaced beam (refer to Equation (4.31)).
 Z_c : section modulus of chord member.
 δ : observed deflection of loading point (center-span deflection).
 δ_1, δ_2 : displacement of neutral surface at the distance L_1 or L_2 from center-span due to bending deformation of cantilever model.
 $\delta_{Ax}, \delta_{Bx}, \delta_{Cx}, \delta_{Dx}$: displacement of pin joint in the direction of the x axis.
 $\delta_{Ax-b}, \delta_{Bx-b}, \delta_{Cx-b}, \delta_{Dx-b}$: displacement of pin joint in the direction of the x axis due to bending deformation of cantilever model.

$\delta_{Ax-s}, \delta_{Bx-s}, \delta_{Cx-s}, \delta_{Dx-s}$: displacement of pin joint in the direction of the x axis due to shearing deformation of cantilever model.

$\delta_{Ay}, \delta_{By}, \delta_{Cy}, \delta_{Dy}$: displacement of pin joint in the direction of the y axis.

$\delta_{Ay-b}, \delta_{By-b}, \delta_{Cy-b}, \delta_{Dy-b}$: displacement of pin joint in the direction of the y axis due to bending deformation of cantilever model.

$\delta_{Ay-s}, \delta_{By-s}, \delta_{Cy-s}, \delta_{Dy-s}$: displacement of pin joint in the direction of the y axis due to shearing deformation of cantilever model.

$(\delta_b)_C$: deflection of loading point due to bending deformation of cantilever model.

$(\delta_b)_T$: deflection of loading point due to bending deformation of rigid frame model.

$(\delta)_C$: calculated deflection of loading point based on composite-beam model.

$(\delta)_F$: calculated deflection of loading point by FEM.

δ_l : observed deflection of loading point (center-span deflection) at load W_l .

$(\delta_s)_C$: deflection of loading point due to shearing deformation of cantilever model.

$(\delta_s)_T$: deflection of loading point due to shearing deformation of rigid frame model.

$(\delta)_T$: calculated deflection of loading point based on Tsujii's theory.

δ_u : observed deflection of loading point (center-span deflection) at load W_u .

ε_1 : strain parallel to axis of member.

ε_2 : strain perpendicular to axis of member.

ε_3 : strain at an angle of 45° to axis of member.

θ : angle between chord member and diagonal member (refer to Fig. 4.2).

θ_1, θ_2 : slope at the distance L_1 or L_2 from center-span due to bending deformation of cantilever model.

θ_i : angle between chord member and i -th diagonal member (refer to Fig. 4.8).

θ_P, θ_Q : rotation angle of node P or node Q.

$\nu_{LT}, \nu_{TL}, \nu_{LR}, \nu_{RL}$: Poisson's ratio.

ρ : specific gravity.

σ : observed bending stress.

σ_0 : bending strength of chord member.

$(\sigma_e)_C$: bending stress at lower edge of spaced beam based on composite-beam model.

$(\sigma_{e-b})_C$: bending stress at lower edge of spaced beam in case of bending deformation of spaced beam (based on composite-beam model).

$(\sigma_{e-s})_C$: bending stress at lower edge of spaced beam in case of shearing deformation of

spaced beam (based on composite-beam model).

$(\sigma_m)_C$: maximum bending stress based on composite-beam model (maximum of $(\sigma_e)_C$).

$(\sigma_m)_T$: maximum bending stress based on Tsujii's theory.

τ : observed shearing stress.

τ_0 : shearing strength of chord-spacer-block connection.

$(\tau_i)_C$: shearing stress at i -th chord-spacer-block connection based on composite-beam model.

$(\tau_i)_T$: shearing stress at i -th chord-spacer-block connection based on Tsujii's theory.

$(\tau_m)_C$: maximum shearing stress based on composite-beam model (maximum of $(\tau_i)_C$).

$(\tau_m)_T$: maximum shearing stress based on Tsujii's theory (maximum of $(\tau_i)_T$).

目次

3.1	Structure of spaced beam specimen.	11
3.2	Method of bending test.	14
3.3	Element division model for finite element method (FEM).	18
3.4	Relations between loads and center-span deflections.	20
3.5	Relations between flexural rigidities and lengths of spacer-block.	22
3.6	Relations between failure loads and lengths of spacer-block.	24
3.7	Relations between loads and slips.	26
3.8	Relations between tensile stresses and lengths of spacer-block.	27
3.9	Bending stress distributions.	28
3.10	Shearing stress distributions.	30
4.1	Substitution of spaced beam for composite-beam model (in case of one spacer-block).	35
4.2	Decomposition of force at each pin joint (in case of one spacer-block).	36
4.3	Bending moments caused by forces acting parallel to axis of chord member (in case of one spacer-block).	37
4.4	Displacements of each pin joint with bending deformation of cantilever model (in case of one spacer-block).	39
4.5	Shearing forces acting perpendicular to axis of chord member (in case of one spacer-block).	40
4.6	Displacements of each pin joint with shearing deformation of cantilever model (in case of one spacer-block).	42
4.7	Substitution of spaced beam for composite-beam model (in case of n spacer-blocks).	50
4.8	Decomposition of force at each pin joint (in case of n spacer-blocks).	51
4.9	Shearing forces acting perpendicular to axis of chord member (in case of n spacer-blocks).	53
4.10	Displacements of each pin joint with shearing deformation of cantilever model (in case of n spacer-blocks).	55
4.11	Bending moments caused by forces acting parallel to axis of chord member (in case of n spacer-blocks).	60

4.12 Bending moment diagram in case of bending deformation of spaced beams (in case of n spacer-blocks).	61
4.13 Bending moment diagram in case of shearing deformation of spaced beams (in case of n spacer-blocks).	62
4.14 Cantilever model assumed as the subject to the investigation.	66
4.15 Element division model for finite element method (FEM).	69
4.16 Shearing force distributions.	71
4.17 Bending stress distributions.	73
4.18 Shearing deformation model of chord-spacer-block connection.	74
4.19 Force balance in model for chord-spacer-block connection.	76
4.20 Shearing deformation of model for chord-spacer-block connection.	77
4.21 Bending test specimens (A-series).	80
4.22 Bending test specimens (B-series).	81
4.23 Bending test specimens (C-series).	82
4.24 Method of bending test.	85
4.25 Relations between loads and center span deflections.	86
4.26 Relations between flexural rigidities and positions of spacer-block (A and B-series).	89
4.27 Relations between flexural rigidities and material use volumes (C-series).	91
4.28 Relations between failure loads and positions of spacer-block (A and B-series).	93
4.29 Relations between failure loads and material use volumes (C-series).	95
4.30 Shearing test specimens.	97
4.31 Method of shearing test.	98
4.32 Relations between shearing forces and slip displacements.	99
4.33 Substitution of spaced beam for rigid frame model in Tsujii's theory (in case of n spacer-blocks).	102
4.34 Substitution of spaced beam for rigid frame model in Tsujii's theory (in case of one spacer-block).	104
4.35 Shearing deformation model of chord-spacer-block connection in Tsujii's theory.	107
4.36 Element division model for finite element method (FEM).	114

4.37 Relations between flexural rigidities and positions of spacer-block.	121
4.38 Relations between flexural rigidities and material use volumes (C-series).	125
4.39 Comparisons between calculated flexural rigidities $(EI)_C$, $(EI)_T$, $(EI)_F$ and observed one EI	127
4.40 Bending stress at lower edge of A2-type specimen.	129
4.41 Bending stress at lower edge of A3-type specimen.	130
4.42 Position of maximum bending stress $(\sigma_m)_C$ of each specimen in A and B-series.	132
4.43 Expectation of failure mode of spaced beam specimen.	133
4.44 Bending stress at lower edge of CA-type specimen.	135
4.45 Shearing stress at chord-spacer-block connection of C2-type specimen.	136
4.46 Shearing stress at chord-spacer-block connection of C3-type specimen.	137
4.47 Position of maximum shearing stress $(\tau_m)_C$ of each specimen in C-series.	139
4.48 Expectation of failure mode of spaced beam specimen.	141
4.49 Relations between failure loads and positions of spacer-block.	144
4.50 Relations between failure loads and material use volumes.	148
4.51 Comparisons between calculated failure loads $(W_f)_C$, $(W_f)_T$ and observed one W_f	150

表目次

3.1 Properties of the wood material.	10
3.2 Length, height of spacer-block and method of connection in each spaced beam specimen.	12
3.3 Sample values for the calculations based on Tsujii's theory.	16
3.4 Total number of nodes and elements of the specimens for finite element analyses.	19
4.1 List of parameters in calculation based on assumptions.	67
4.2 Comparisons between axial force of diagonal member calculated by FEM and one calculated based on assumptions.	70
4.3 Properties of the wood material.	79
4.4 Length, number and position of spacer-block in each spaced beam specimen.	83
4.5 Observed flexural rigidity EI	88
4.6 Observed failure load W_f	92
4.7 Results of shearing test for chord-spacer-block connection.	100
4.8 Total number of nodes and elements of the element division model.	115
4.9 Properties of the wood material.	116
4.10 Sample values for the calculations based on composite-beam model.	117
4.11 Calculated flexural rigidities $(EI)_C$, $(EI)_T$, $(EI)_F$ and observed one EI (A and B-series).	119
4.12 Comparisons between calculated flexural rigidities $(EI)_C$, $(EI)_T$, $(EI)_F$ and observed one EI (A and B-series).	120
4.13 Calculated flexural rigidities $(EI)_C$, $(EI)_T$, $(EI)_F$ and observed one EI (C-series).	123
4.14 Comparisons between calculated flexural rigidities $(EI)_C$, $(EI)_T$, $(EI)_F$ and observed one EI (C-series).	124
4.15 Calculated failure loads $(W_f)_C$, $(W_f)_T$ and observed one W_f (A and B-series).	142
4.16 Comparisons between calculated failure loads $(W_f)_C$, $(W_f)_T$ and observed one W_f (A and B-series).	143
4.17 Calculated failure loads $(W_f)_C$, $(W_f)_T$ and observed one W_f (C-series).	146

4.18 Comparisons between calculated failure loads $(W_f)_C$, $(W_f)_T$ and observed one W_f (C-series).....	147
--	-----

1. 緒言

現在、我が国では年間100万戸を越える数の住宅が建設されており、1997年の新設住宅着工戸数は139万戸であった¹⁾。この多大な住宅着工戸数の半数近い、44.1%にあたる61万戸が木質住宅である。そして、木質住宅などに用いられる構造材のうち、根太や梁などのいわゆる横架材には一般に梁せいの大きいものが使用され、例えば枠組壁工法の場合には梁として比較的大きい断面の構造用製材が大量に必要とされる。

しかし、森林資源の減少は世界的な問題であり、とりわけ良質の大径木の減少によりその入手が困難となり、生産丸太が小径で低品質になりつつある。また一方で、自然保護や環境問題への関心の高まりから、木材工業における供給原木事情は変化しなければならない状況にあり、供給される原材料の形状、品質および数量の変化に対応した新しい木質材料の開発が必要とされている。

こうした状況の中で、今までにも大断面構造用製材の代替材として集成材、LVL (Laminated Veneer Lumber)、PSL (Parallel Strand Lumber) そしてIビームなどの木質構造材が開発され、木質住宅の梁材などに用いられている²⁾。しかし、これらの木質材料にはいくつかの欠点がある。例えば、集成材は必ずしも省資源的な材料とはいえず、また生産性が低い。LVLやPSLは寸法安定性や加工性に劣り、また比重が高くて重い。Iビームは釘打ちによる割れが生じて施工性などに問題がある。

そこで本研究では、省資源およびこれらの代替材の欠点を解消する材料として、2本の弦材間に飼木を配置して梯子状に構成・接合した透かし梁に着目した。この透かし梁は中層に空間部分を有しており、住宅の床根太などに利用した場合には容易に配線や配管を行うことが可能である。そして、透かし梁への木材使用量を軽減することができ、中層には工場廃材などを使用することも可能で省資源的である。さらに、透かし梁の作製は比較的小断面の材料を組み合わせで行うので、小径木からでも得ることができるものである。その上、透かし梁の構造は簡単であり、容易に工業化することができる。以上のような利点がこの透かし梁には期待することができ、集成材やIビームなどの材料の欠点を補う代替

材としての可能性を秘めている。

しかし、中層に空間部が存在することによって梁としての強度性能が低下することが予想され、また透かし梁の応力分布は、中層に空間部分のない重ね梁の場合とは異なり複雑で、応力集中があるものと考えられる。この空間部分のあり方は弦材間に配置する飼木の寸法、個数および配置する位置によって決まり、飼木に関するこれらの因子は透かし梁の曲げ性能を考えるにあたって十分に考慮されなければならない。それ以外にも部材の接合方法および接合の程度、各部材の材料特性などは梁の性能を大きく左右する因子であり、透かし梁の実用化のためにはこれらの点を考慮して設計手法を確立する必要がある。そのためには透かし梁の曲げ変形挙動について実験的あるいは理論的に検討を加え、強度性能を把握することが重要な問題である。この研究は、こうした透かし梁の設計・実用化のための基礎的な研究として位置づけ、主に飼木に関する条件(寸法、位置、個数、接合の方法)が曲げ性能に与える影響について検討を加えた。

本研究では、まず第3章において、実大の透かし梁を取り上げ実験的検討を主に加えた。透かし梁の基本構成材料には比較的小断面の構造用製材を使用し、上下2本の弦材の寸法は一定として飼木の寸法を様々に変えて、また各部材の寸法を一定として部材の接合方法を変えて透かし梁を作製し、それらの曲げ性能ならびに応力分布などについて検討を行った。曲げ試験は中央集中負荷法により行い、曲げ剛性および破壊荷重を求めるとともに、接合部における部材間のすべり、部材の応力を測定し、飼木寸法および部材の接合方法との関連性について考察した。また、透かし梁の曲げ性能の予測を目的として、既存の計算法による解析を行い、実験結果との比較により妥当性を検討した。さらに、有限要素法によって透かし梁の応力分布の解析を行い、中層に空間部分が存在することによる応力分布への影響について検討した。

第4章では、透かし梁の曲げ性能について主に理論的に検討した。透かし梁の曲げ変形における飼木の力学的な取り扱いの手法を明確にすることを含め、飼木の寸法や個数、飼木を配置する位置などを任意に選んで構成・接合した透かし梁の曲げ性能を推定することを目的として、透かし梁の曲げ変形挙動を表現するためのモデルを新しく考案し、それに基づいて理論計算式を誘導している。そしてその妥当性を実験値との比較により検討した。また、既往の計算法による解析も行い、同様に妥当性を検討した。

このように本研究は、透かし梁の力学的性能を大きく左右する飼木についての考察に重点を置き、実験的、また理論的に検討を加え、透かし梁の強度特性を追求したものである。

2. 既往の研究

重ね梁は、複数の単一材を重ね合わせてその接触面に接合具（釘、ボルト、ジベルなど）を挿入しあるいは接着剤を用いて各材をつなぎ、曲げに対して抵抗させるようにしたものである。透かし梁（重ね透かし梁）は複数の単一材を重ね合わせる際にその間を透かせてつなぎ材（飼木）を挿入し、つなぎ材の上下面を前記の重ね梁と同様の方法でつないだものである。

その力学的性能は、梁を構成する各材の特性に影響されることはいうまでもないが、各材をつなぐ方法による影響も甚だしい。例えば、接着接合による重ね梁の場合は層間すべりがなく、全ての部材を一体とみなして曲げ剛性を計算しても大きな誤りではないが、釘やボルトなどの金物接合による重ね梁については、層間すべりを考慮して接合部の変形と部材の力の分布を考える必要がある。

層間すべりをともなう重ね梁の設計法については古く Melan によって提唱された方法があり、1934 年、その理論が日本に紹介された³⁾。Melan の理論は、接合部の変形を考慮しないで応力を計算しており、重ね梁を完全な単一梁と考えたときの接合面位置のせん断応力に対して接合具を設計配置するものである。有効断面係数および有効断面二次モーメントについてはいわゆる“効率”という低減係数を、完全単一梁としての断面係数、断面二次モーメントの値に乗じてこれらを算出、使用するものでその簡便さから長く慣用された。

その後 1941 年、後藤はその方法に疑われるべき点があるとして新たに部材間のずれ変位に立脚した設計法を提唱した⁴⁾。後藤の理論は、すべての接合部において、力と変形の間係を求め、それを連立方程式として逐次法で解くものであったが、釘着部の変形特性を直線とする線形解析であるにもかかわらず、逐次法で解かねばならないわずらわしさがあった。この理論は、重ね梁の強度を対象としたものであったが、後藤はついで 1943 年、そのたわみを計算する方法を発表している^{5, 6)}。後藤の方法はそれまでの慣用法に比べてはるかに複雑ではあるが、画期的に合理化されたものであった。

1942 年、河野は、2 材あるいは 3 材を重ねて両材端を緊結した、いわゆるラーメン梁の

理論を発表した。この理論は、対象を接合の間隔を等しくした梁に限定して微分方程式を立て、これを解いたもので、最大応力および最大たわみの計算式が示された⁷⁾。この方法は、逐次法によらず一度で計算ができる便利さがあった。

同じ1942年、鷺尾は、一様な同じ断面の2材を重ねて両材端を拘束した重ね梁を取り上げ、その各部材の軸方向力に関する微分方程式をその理論の中心として、これを解くことにより部材応力およびたわみの計算式を示した。鷺尾は、部材間の接触抵抗は接触面の相対的ずれの関数として表されるとしており、また接触抵抗の分布はスパン方向で連続と仮定して計算式を誘導した。その計算式は、河野が示したラーメン式重ね梁を含む広い範囲で成立するものであった⁸⁾。

1952年、辻井は2本の材の間に飼木をはさんで接合した透かし梁を、各飼木の位置に接合の程度に応じた有効剛度を有する腹材を考えたラーメンに置き換え、その変形を計算することにより曲げ剛性を求める式を誘導した⁹⁻¹³⁾。辻井は、この理論をさらに展開させて接合の有効配置を決める研究へと発展させた¹⁴⁻²²⁾。辻井の方法は透かし梁から重ね梁に連続的に適用できるところに特徴があり、飼木の高さをゼロとすることにより、重ね梁における接合具の配置を力学的に有効な形で決定することにも用いられた。

これに対して後藤は1954年、その連立方程式による解法をもとに、接合具の配置を等間隔にしなくても理論的に矛盾しない形で、接合具の配置を有効に決定する設計法を発表している²³⁻²⁵⁾。

菱田と真野は1959年、木造船の設計の立場から、任意の断面の部材を重ねた多層重ね梁について微分方程式を立て、これを解くことにより部材応力および曲げ剛性を一般解の形で求めた²⁶⁾。この理論においては各層を結ぶものとして全スパンにわたって連続な弾性体が仮定されており、接合具の働きは弾性体のせん断剛性をもって表現された。

1967年には、AmanaとBoothが層間すべりをともなうパネルの理論的研究を発表している。この理論の中心となるところはフランジの応力分布の解析であるが、層間すべりの取り扱い方は、釘着梁の微分方程式による解法の扱い方と同じものである^{27, 28)}。彼らは、主材間相対すべりの特性(スリップ係数)を一定とする仮定は梁の構成要素の許容範囲内の荷重であれば適切であるが、この範囲を超えると荷重の増大にともないスリップ係数はかなり減少することを示した。

以上の研究では、接合部の実験からスリップ係数を求めて計算式のインプットデータとする方法が採られたが、沢田は、接合部の実験によることなく、弾性床理論^{29, 30)}からスリップ係数を求める計算式を誘導し、これを用いて釘着梁の解析を行う一連の研究を展開して、2層釘着梁の曲げ性能を合理的に評価できることを示した³¹⁻³³⁾。沢田はそれまでに提案さ

れていたいくつかの重ね梁理論を用いて曲げ性能を評価し、そのいずれの設計法においても釘のスリップ係数の評価こそが釘着梁の曲げ性能の解析に最も大きな影響を及ぼすことを示した。沢田はまた、同じ立場から1978年に、辻井の有効配置理論について検討を行った³⁴⁾。

1980年にはItaniとHiremath³⁵⁾が、1981年にはItaniとMorshed, Hoyleら³⁶⁾が、多数の挽材を弾性接着剤で接着した床ダイヤフラムの水平剛性を微分方程式で解いている。この床は層間すべりを伴うので、多層の釘着梁と考えられる。

同じ1981年に小泉と上田は、釘着梁に生じる軸力の値はスパン方向に連続的ではなく、接合点ごとに階段状に変化する離散的なものであるとの出発点に立ち、2層釘着梁が中央集中荷重を受ける場合の軸力を、釘着点の数に等しい連立一次方程式を用いることによって決定した³⁷⁾。計算により求めた軸力分布およびスパン各部位の変位は実測値とよく一致することが確かめられた。

以上の研究では、接合部の変形特性を直線としており、その理論はすべて線形解析である。また、微分方程式を解いた理論も、基本的にはいずれも同じと考えられる。接合部の変形特性が線形的であると見なせるのは、その変形が小さな領域に限られるので、これらの理論の適用範囲は、比較的荷重の小さい領域に限定される。

ところで、非線形領域であっても、一方向の繰返し荷重を数回受ければ、接合部の変形特性が直線化する。したがって、荷重条件によっては、線形解の適用範囲を拡大することも可能であると思われる。しかしながら、一方向の荷重だけが作用する場面は少なく、例えば、鉛直荷重を受ける床でも、歩行や衝撃によって振動するとき、正負2方向の力を受ける。2方向の繰返し荷重では接合部の変形特性は直線化しないので、やはり非線形解析を行う必要がある。

次に非線形解析について述べる。もし、スリップ係数を一定とせず、すなわち、接合部の荷重-変形曲線の正接係数あるいは割線係数を考え、これらを接合部の応力あるいはその変形のレベルに応じて変えていく方法を採用すれば、非線形の解を得ることができる。1968年、Goodmanは、3層釘着梁の変形を微分方程式を解いた式で計算するに当たって、スリップ係数を釘応力のレベルに応じて変化させ、非線形の解を得た³⁸⁻⁴⁰⁾。スリップ係数は、全スパン上の釘応力の平均値に応じて変化させている。この研究は、釘着梁の非線形性能を扱った点で先駆的なものといえるであろう。しかしながら、釘の応力は、外力のレベルだけでなく、釘が打たれたスパン上の位置によっても異なる。したがって、釘応力の平均値をスリップ係数決定の際の基準としているGoodmanの方法は一種の近似解法といえる。

正確な解析を行うには、それぞれの釘のスリップ係数をスパン上の位置によって異なる

値としなければならない。微分方程式で解く方法ではこのような扱い方はできない。1976年、Tremblay, Goodman, Criswellらはエネルギー法を用いて解析を行った。ここでは釘着部の荷重とすべりの関係は最小二乗法により多項式で近似され、計算には有限要素法が用いられた⁴¹⁾。

同様な解析が1983年、辻野と小泉によって2層釘着梁を対象として行われた⁴²⁾。この理論は、基本的にはTremblayらのものと同じであるが、その計算方法としては、有限要素法により、荷重増分に対して繰り返し計算を行いながら、逐次、解を近似させていく方法が採られた。この方法は、釘着部の荷重-すべり曲線が連分数で近似されている点に特徴がある⁴³⁾。

1984年、小泉と上田はその連立一次方程式による計算法を、軸力分布、材内のひずみ分布、重ね梁のたわみなどを非線形領域まで追跡できるよう拡張した⁴⁴⁾。釘着部における荷重と相対すべりの関係は指数回帰式で近似され、各部位における計算変位と実測変位とが高応力レベルに至るまでよく一致することが示された。

同じく1984年、神谷は、階段状に値が変化する軸力と、部材間のすべりのスパン方向の連続分布関係から、釘のすべりを漸近的に求めていく計算式を考案した⁴⁵⁻⁴⁸⁾。この方法は、初期値を仮定し、電子計算機を用いて繰り返し代入法によって2層釘着重ね梁の応力、たわみなどを非線形領域に至るまで計算するものである。神谷は同時に、電子計算機を必要としない近似解法を誘導しており、理論値と実験値とは良好な一致を示した。

この頃になると、層間すべりが無い接着接合による重ね梁、すなわち集成材の発達により、層間すべりをともなう金物接合による重ね梁の活用場面はほとんど見られなくなった。同時に、重ね梁の研究において層間すべりが考慮されることはほとんどなくなり、部材間相対すべりはゼロであるとして取り扱われることが多くなった。

1992年に松本、山田、上嶋らは、鋼板補強木質梁について層間すべりを考慮した微分方程式による解を発表している⁴⁹⁻⁵²⁾。鋼板を木材で置き換えると3層重ね梁と見なすことができ、層間すべりをともなう重ね梁にも適用できると思われる。この方法では、接合部の配置は均等かつ十分に密であるとの仮定の下に、接合具に働くせん断力は連続であるとの条件を用いており、接合具の数、配置などの影響は考慮していない。

以上のように、層間すべりをともなう金物接合による重ね梁について様々な研究がなされている。透かし梁は、接合方法に関わらず中空部分では弦材間相対すべりが生じるので、その変形性状の特徴は層間すべりをともなう金物接合による重ね梁に類するものと考えられ、それらに関する研究結果をもとに透かし梁の曲げ変形時の特徴を推測することが可能であろう。しかし、透かし梁の接合部における飼木の力学的機能は重ね梁にはないもので

ある。したがって、飼木のあり方の影響を考慮に入れて透かし梁の曲げ性能を研究する必要があると考えられる。これまでのところ、透かし梁についてとくに理論的に研究を行ったものは辻井によるもの以外にはない。

辻井の方法は、透かし梁を、その各接合部にその構造に応じた有効剛度をもったつなぎ材のあるラーメンに置き換えることに始まる。つなぎ材の有効剛度は接合部のせん断試験結果を利用し、ラーメン理論によって接合の種類および接合の程度(飼木の長さ、高さ、接合具の数)、主材の断面および長さによって定められる。置き換えラーメンにラーメン理論を適用し、その変形を曲げとせん断の両変形に分けて考え、変形および応力ともにこれら両変形時の和として求め、これが透かし梁についての解となる。理論展開は梁各部をラーメン部材に置き換えて行われており、それにより計算式が透かし梁から重ね梁に連続的に適用できるという特徴の原因となっているのであるが、ある長さをもって存在する飼木を1本のラーメンに置換することには少々問題があるように思われる。この問題に対して辻井は、置き換えラーメンを考える際に各接合部において弦材に剛域⁵³⁻⁵⁵⁾を考慮することを提案している¹⁸⁾が、その方法は明確にされておらず、また妥当性も不明である。

本研究では、この点に着目し、まず透かし梁に関する実験的検討により曲げ変形時の特徴を把握し、次に飼木の力学的機能を明らかにすることを含め、透かし梁の曲げ変形挙動を理論的に捉えることを目標として新しいモデルを考案し、透かし梁の曲げ剛性、破壊荷重などの予測計算式の誘導を行った。そして、飼木に関する構成条件を様々に変えた試験体について曲げ試験を行い、計算式の妥当性の検討を試みた。

3. 強度性能の実験的検討

この章では、比較的小断面の材を構成要素とした透かし梁を試作し、実験的検討を加えることにより曲げ変形時の特徴を把握することを目的としている。

まず、飼木長さや飼木高さおよび部材の接合方法を変えて透かし梁を作製し、それらが曲げ性能に及ぼす影響を静的曲げ試験により検討するとともに、弦材-飼木間のすべり量や応力を測定し、飼木寸法との関連について考察した。さらに、辻井理論や有限要素法による数値計算を試み、曲げ剛性や応力について実験値との比較・検討を行うとともに、応力分布における透かし梁の特徴を考察した^{56, 57)}。

3.1 実験

3.1.1 試験体の作製

試験体は大きく分けて2種類を用意した。1つは実用性を考慮して梁の作製が容易なメタルプレート^{58, 59)}接合として飼木寸法と曲げ性能との関連をみるためのもの(Sシリーズ)、もう1つは飼木の寸法を一定として接合方法の影響をみるためのもの(Tシリーズ)である。

供試材として枠組壁工法用ディメンションランバーSPF-204D材およびSPF-206D材(2×4材, 2×6材と略す)を使用した。

Sシリーズ試験体用には弦材および飼木用に2×4材150本、飼木用に2×6材30本を用意した。材についてタッピング法(縦振動法)^{60, 61)}によりヤング係数 E_L を、電気抵抗式含水率計(ケット科学研究所製, MT-8S)を用いて含水率 u を、そして比重 ρ を測定しそれらの値に基づいて、上下の弦材用に2×4材を30本ずつ、飼木用に2×4材と2×6材のそれぞれから15本ずつ選定した。この時、各部材内の3つの特性値がばらつかないよう留意した。選定した材料の各特性値をTable 3.1に示す。飼木の E_L のばらつきが比較的大きいが、これは2×4材と2×6材の両方から必要量を選定したためである。また、 E_L の値は下弦材<上弦材<飼木の順に大きい、この構成はとくに意図したものではない。次に、飼木

用に選定した材より、5種類の飼木長さ ($l_s = 250, 350, 450, 550, 650$ mm)、および2種類の飼木高さ ($h_s = 88, 139$ mm) からなる合計10種類の飼木を用意した。Fig. 3.1 に試験体を示すが、2本の弦材の間に7個の飼木を等間隔に配置している。Sシリーズ試験体はTable 3.2 に示すように10種類あり、各3体ずつ合計30体の試験体を用意した。外形寸法は $4800 \times 37 \times 264$ mm ($h_s = 88$ mm, すなわち 2×4 材使用の場合) あるいは $4800 \times 37 \times 315$ mm ($h_s = 139$ mm, すなわち 2×6 材使用の場合) である。部材の接合に使用したメタルプレートコネクター (Gang-nail 製, GN80-4×9) は、寸法 107×240 mm、厚さ 1.23 mm の亜鉛鉄板をパンチング加工して長さ 13.98 mm と 10.80 mm の歯を180本起こしたものであり、その長手方向を材軸に対して直交させて試験体1体につき28枚使用した。このようなメタルプレートの配置は既報の結果⁶²⁾ および後述の考察より、梁に生じるせん断力に抵抗するものと期待される。

Tシリーズ試験体用には 2×4 材を40本用意し、Sシリーズと同様な方法で各部材用に6本ずつ合計18本を選定した。これらの各特性値もTable 3.1 に示した。Tシリーズに用いた飼木形状は1種類 ($l_s = 450$ mm, $h_s = 88$ mm) のみで、これをSシリーズと同様に7個を等間隔に配置した。試験体の外形寸法は $4800 \times 37 \times 264$ mm である。部材の接合にはレゾルシノール樹脂接着剤⁶³⁾ (松栄化学工業製, 主剤 SR-160, 硬化剤 NA) あるいは前出のメタルプレートを用いたが、これらをそれぞれTG、TMタイプと称す。TGタイプの作製では、接着剤の主剤と硬化剤の配合割合は $100:20$ とし、一接着層あたり 250 g/m² の接着剤をゴムローラで両面塗布した。塗布直後にクランプによる圧縮を開始し、圧縮圧力 10 kgf/cm² で24時間圧縮し、解圧後48時間養生させた。試験体の圧縮・養生は温風機により温度を 27°C にコントロールした条件下で行った。TMタイプ作製の際のメタルプレート接合は前述のSシリーズと全て同じ方法で行った。試験体数は各タイプで3体ずつ合計6体である。

3.1.2 曲げ試験

曲げ試験はスパン 4400 mm の両端単純支持、中央集中負荷の条件で行った。Fig. 3.2 にこの様子を示す。荷重は破壊に至るまで単調に増加させ、荷重の増大に伴って生じるたわみをスパン中央で、弦材-飼木間のすべりを6箇所の接合点 ($S_1 \sim S_6$) で測定した。荷重とスパン中央たわみの関係から負荷初期比例域の曲線の勾配を求め、式(3.1)により曲げ剛性 EI を算出した。

$$EI = \frac{l^3}{48} \frac{W_u - W_l}{\delta_u - \delta_l} \quad (3.1)$$

Table 3.1. Properties of the wood material.

Members		S-series			T-series		
		ρ	u	E_L	ρ	u	E_L
			%	kgf/mm ²		%	kgf/mm ²
Upper chord	Avg.	0.49	11.5	1150	0.48	12.9	1330
	S. D.	0.036	1.28	23.2	0.031	0.613	16.8
Spacer-block	Avg.	0.51	11.4	1340	0.47	11.1	1200
	S. D.	0.032	1.72	64.5	0.025	0.891	6.41
Lower chord	Avg.	0.47	11.5	1010	0.52	11.3	1430
	S. D.	0.042	1.24	21.0	0.038	1.00	20.0

Notes: ρ : specific gravity, u : moisture content, E_L : modulus of elasticity, Avg.: average, S. D.: standard deviation.

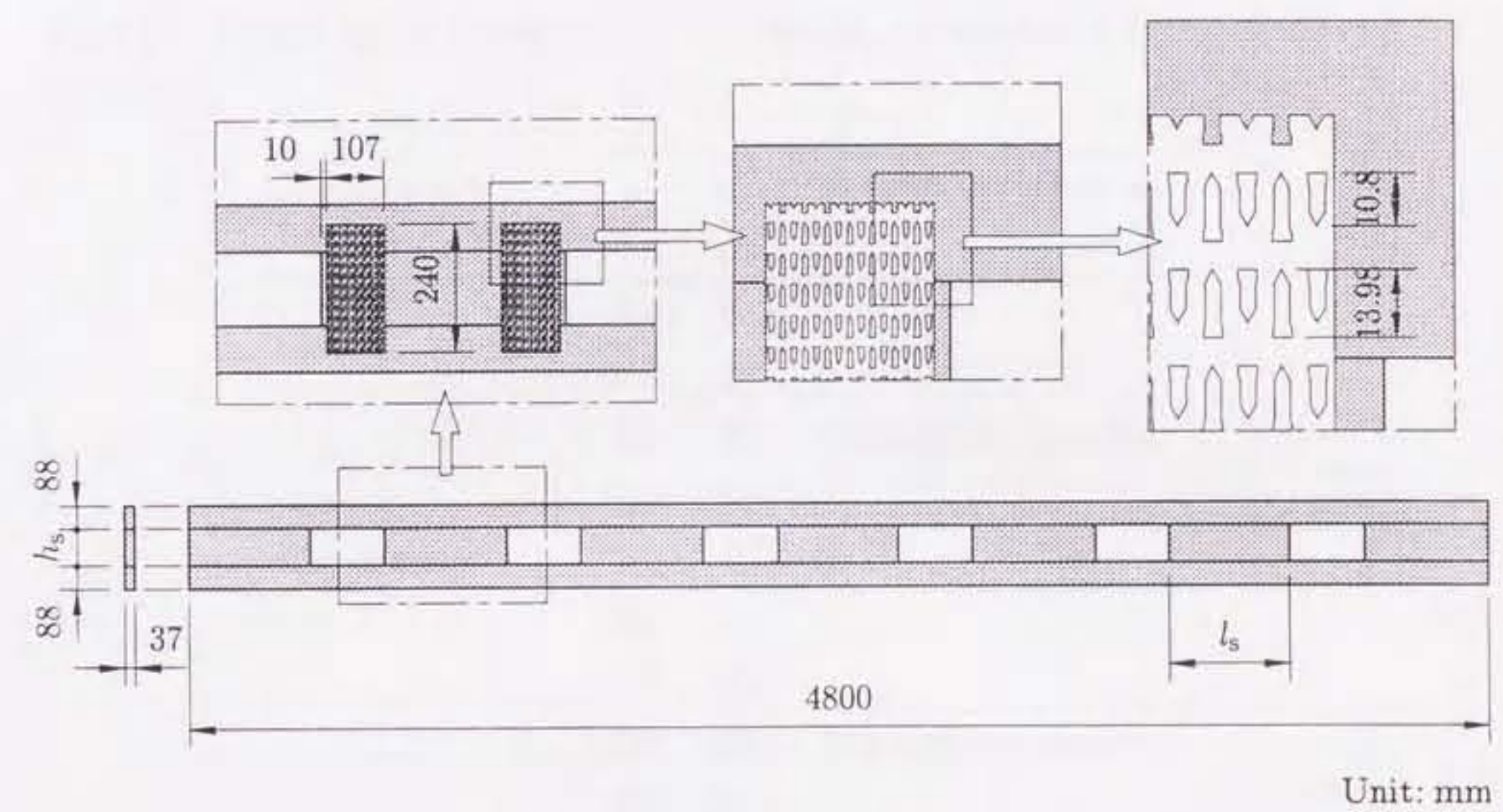


Fig. 3.1. Structure of spaced beam specimen.

Table 3.2. Length, height of spacer-block and method of connection in each spaced beam specimen.

Specimen		l_s	h_s	Methods of connection
	series	mm	mm	
S-series		250	88	Metal-plate connector
		350	88	
		450	88	
		550	88	
		650	88	
		250	139	Metal-plate connector
		350	139	
		450	139	
		550	139	
		650	139	
T-series	TG-type	450	88	Resorcinol resin adhesive
	TM-type	450	88	Metal-plate connector

Note: Metal-plate connector is "GN80-4×9" by Gang-Nail Australia Inc.

ここで、 l はスパン、 W_u および W_l は比例域における上限荷重および下限荷重、 δ_u および δ_l は W_u および W_l に対応するスパン中央たわみである。そして、試験体が破壊して荷重が大きく低下する直前の荷重を読みとり、破壊荷重 W_f を求めた。

また、S シリーズではスパン中央下縁の位置で曲げ応力の測定を行い、T シリーズではスパン中央から 487.5～962.5 mm 離れた 5 箇所の断面 (Section A～E) で応力分布を測定した。Fig. 3.2 に応力の測定箇所を○で示す。応力の測定には直角型 3 軸ロゼットゲージ (東京測器研究所製, FRA-6-11-5LT, ゲージ長 6 mm, 抵抗値 120 Ω) を用いた。材軸方向、梁せい方向および材軸に対して 45° 方向のひずみ (ε_1 , ε_2 , ε_3) をロゼットゲージより検出し、これらを式 (3.2) および式 (3.3) に代入して曲げ応力 σ およびせん断応力 τ を求めた^{64, 65)}。

$$\sigma = \frac{E_L(\varepsilon_1 + \nu_{TL}\varepsilon_2)}{1 - \nu_{LT}\nu_{TL}} \quad (3.2)$$

$$\tau = G_{LT}(2\varepsilon_3 - \varepsilon_1 - \varepsilon_2) \quad (3.3)$$

ここで、 E_L はヤング係数で Table 3.1 の値を用いた。 ν_{LT} および ν_{TL} はポアソン比で $\nu_{LT} = 0.47$ ⁵⁸⁾, $\nu_{TL} = 0.025$ ⁵⁸⁾ とし、 G_{LT} はせん断弾性係数で $G_{LT} = E_L/20$ ⁶⁶⁾ として求めた。本来ならば、すべての材料特性値は各部材について実験により求めた値を用いるべきと思われるが、ここでは便宜的に文献値を用いた。

なお、使用した試験機はアムスラー型圧縮試験機 (前川試験機製作所製) で、荷重はロードセル (東京測器研究所製, TCLM-5A, 容量 5 tf), たわみはひずみゲージ式変位計 (東京測器研究所製, CDP-100, 容量 100 mm) でそれぞれ検出した。データの集積にはデータアクイジションコントローラ (日本電気三栄製, 7V14) とパーソナルコンピュータ (日本電気製, PC-9801VM) を用いた。

3.1.3 辻井理論

透かし梁の曲げ剛性および強度を理論的に推定する既往の研究例として辻井^{14, 18, 21)}によるものがある。これは透かし梁をラーメン構造に置き換えてラーメン理論を適用するもので、各飼木は、その接合の程度に応じた剛比 k を有する腹材に置換して取り扱う。

辻井理論についての詳細は 4.3.1 項で述べるが、ここではこの辻井理論を用いて曲げ剛性およびスパン中央下縁における引張応力の推定を試みた。なお、剛比 k の値は接合点におけるせん断性能によって決まるが、今回は、後述する S シリーズ試験体の部材間のすべりから推察されるように接合点でのせん断剛性は十分に大きいと考えられることから、便宜的に k の値は無限大として扱った。剛域については、その取り方が不明であるのでここで

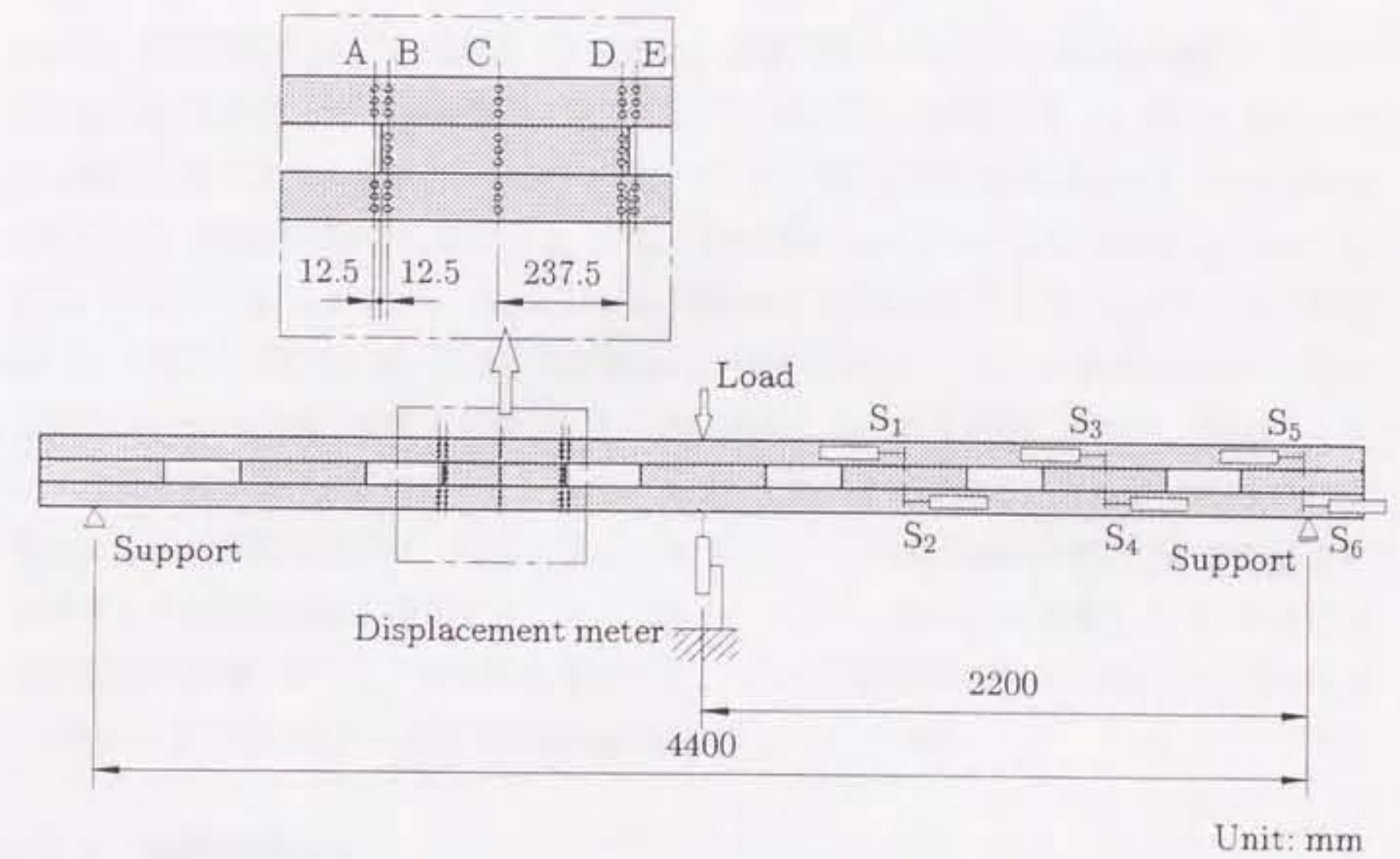


Fig. 3.2. Method of bending test.

Legend: A~E: stress measurement sections, ○: stress measurement points, S₁~S₆: interlayer slip measurement points.

は考慮していない。辻井理論により透かし梁の曲げ剛性およびスパン中央下縁における引張応力を求める式は、次の式(3.4)および式(3.5)である。

$$(EI)_T = \frac{2E_c I_c}{1 - \frac{24}{Wl} \frac{3 \left(\frac{h_s}{h_c} + 1 \right)^2}{1 + 3 \left(\frac{h_s}{h_c} + 1 \right)^2}} \sum_{i=1}^n \{ \bar{M}_i p_i (1 - p_i) \} \quad (3.4)$$

$$(\sigma_m)_T = \frac{1}{2Z_c} \left\{ \frac{Wl}{4} - \frac{\left(\frac{h_s}{h_c} + 1 \right) \left(\frac{3h_s}{h_c} + 2 \right)}{1 + 3 \left(\frac{h_s}{h_c} + 1 \right)^2} \sum_{i=1}^n \bar{M}_i \right\} \quad (3.5)$$

ここで、 E_c は弦材のヤング係数、 I_c は弦材の断面二次モーメント、 W は荷重、 l はスパン、 h_s は飼木高さ、 h_c は弦材高さ、 n は1/2スパンにおける飼木の数、 p_i はスパン中央から i 番目の飼木までの距離とスパンとの比、 \bar{M}_i は i 番目の飼木の材端モーメント (各材端の和)、 Z_c は弦材の断面係数である。計算の際に用いたパラメータの一例を Table 3.3 に示す。これらは $l_s = 450 \text{ mm}$ 、 $h_s = 88 \text{ mm}$ の場合に対するものである。弦材のヤング係数 E_c は、辻井の計算法に従い上下2本の弦材の平均値を用いた。スパン中央の飼木は、透かし梁をラーメン置換して考えた場合に力学的に機能しないので無視している。材端モーメントは置き換えラーメンにラーメン理論を適用して得たものである。さらに、式(3.5)は引張応力を求める式であるが、式(3.2)により求めたスパン中央下縁の引張応力の実験値を左辺に代入すれば荷重値を逆算することができる。そこで、後述する荷重とスパン中央たわみの関係が破壊に至るまで概ね線形であったことから、破壊荷重時の引張応力の実験値から式(3.5)より求められる荷重値を破壊荷重 $(W_f)_T$ として求めた。

3.1.4 有限要素解析

有限要素法 (finite element method, FEM) ⁶⁷⁻⁷²⁾ とは、問題とする領域 (物体) を幾つかの小部分に分割して考え、それぞれの小部分を簡単なモデル (数式) で近似して、それを全体的に組み立てて解く工学的近似解法である。コンピュータと密着した計算方法であり、近年、コンピュータの性能向上と普及ならびにソフトウェアの充実に伴って、広く使われるようになった。任意の形状の物体が解析可能で、実際的な問題を扱うことができ、また、偏微分方程式の形で表すと複雑で扱いにくい弾性力学の問題も単純明快に扱うことができる。そして、特別な工夫をすれば考えうる全ての影響を考慮に入れた精緻な数値解析が可能であり、高精度計算を行うことができる。

ここでは試験体の曲げ変形について有限要素法による弾性範囲内での平面応力解析を行い、曲げ剛性や中空部分周辺での応力分布を推測した。また、実験値との比較から有限要素法によるこれらの推測の可能性について検討した。Fig. 3.3 に要素分割の一例を示す。解析

Table 3.3. Sample values for the calculations based on Tsujii's theory.

$E_c = 1080 \text{ kgf/mm}^2$
$h_c = 88 \text{ mm}$
$h_s = 88 \text{ mm}$
$I_c = 2.10 \times 10^6 \text{ mm}^4$
$l = 4400 \text{ mm}$
$M_0 = 550 \times 10^3 \text{ kgf}\cdot\text{mm}$
$\bar{M}_1 = 181 \times 10^3 \text{ kgf}\cdot\text{mm}$
$\bar{M}_2 = 181 \times 10^3 \text{ kgf}\cdot\text{mm}$
$\bar{M}_3 = 96.9 \times 10^3 \text{ kgf}\cdot\text{mm}$
$n = 3$
$p_1 = 0.165$
$p_2 = 0.330$
$p_3 = 0.494$
$W = 500 \text{ kgf}$
$Z_c = 47.8 \times 10^3 \text{ mm}^3$

Note: These values are used for calculations in case of $(l_s, h_s) = (450 \text{ mm}, 88 \text{ mm})$.

モデルの寸法は試験体と同じで、スパンは4400 mmである。試験は中央集中負荷法によるもので、梁は荷重点を中心に左右対称であるから左側半分についてのみ解析を行った。このとき、部材間のすべり、接合具の存在は考慮していない。要素分割には矩形要素 (25×8 mm) を用い、梁全体を均等に分割した。各飼木寸法の試験体について用意したモデルの要素数、節点数をTable 3.4 に示す。解析に用いた各部材の材料特性値は、ひずみゲージによる応力測定の際に用いたものと同じである。なお、計算は名古屋大学大型計算機センターにてライブラリプログラム「有限要素法による構造解析プログラム (POPULAS/FEM5) ⁷³⁾」を用いて行った。使用した大型計算機はスーパーコンピュータ VP2600 ⁷⁴⁾ である。

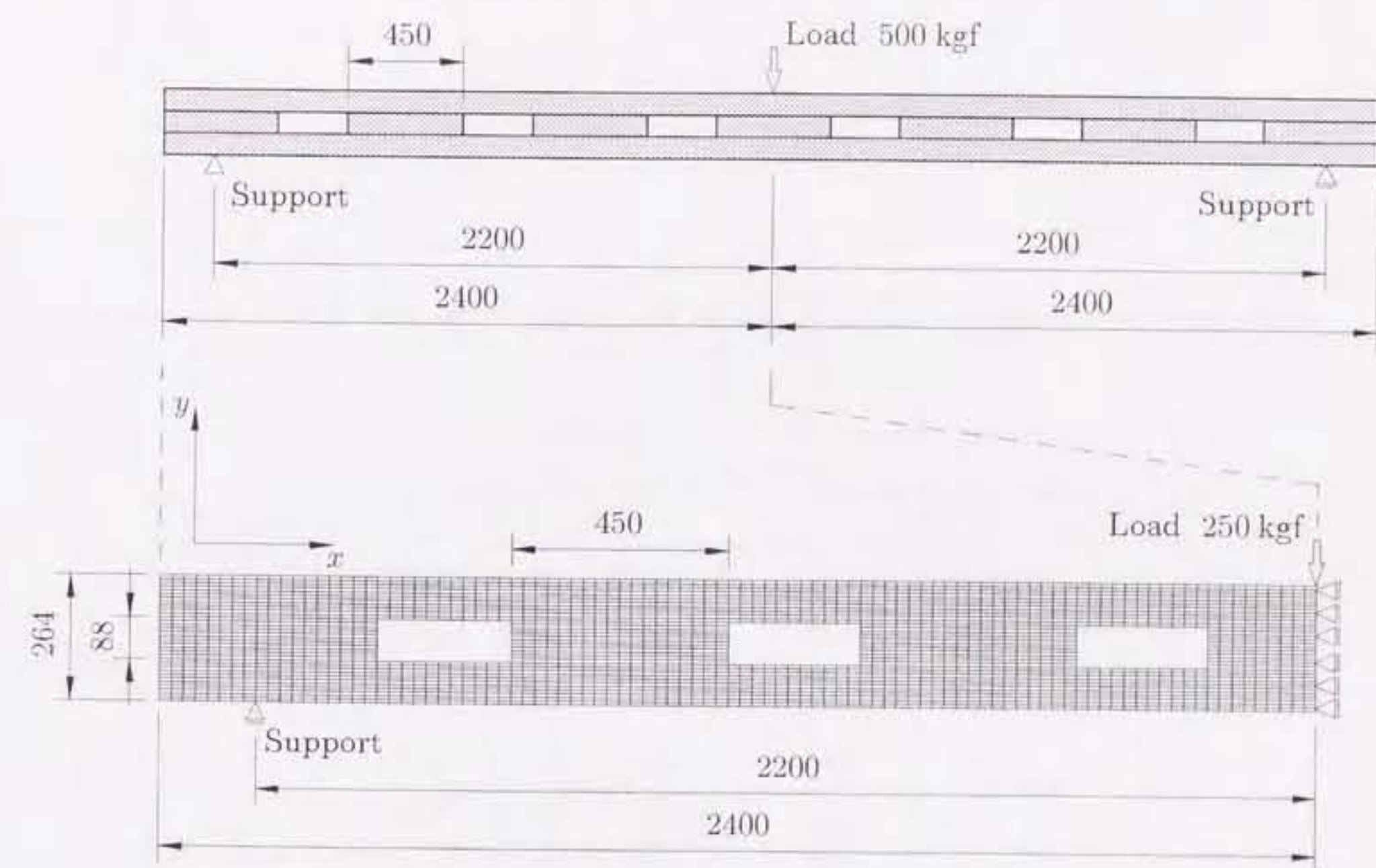
3.2 結果と考察

3.2.1 荷重と中央たわみの関係

Fig. 3.4 は荷重と中央たわみの関係の典型的なものを例示したものである。Sシリーズでは飼木長さと飼木高さの組合せ (l_s, h_s) が (250 mm, 88 mm), (650 mm, 88 mm) の各タイプにつき1体ずつを実線で、(250 mm, 139 mm), (650 mm, 139 mm) の各タイプにつき1体ずつを破線で、TシリーズではTGタイプのうち1体を実線で、TMタイプのうち1体を破線で示した。いずれの荷重-たわみ曲線も試験体が破断して急激に荷重が低下する直前の荷重 (破壊荷重) までを示してある。Sシリーズでは飼木寸法の影響が荷重-たわみ曲線の違いとなって現れており、飼木長さおよび飼木高さが異なる試験体間で初期勾配および破壊荷重に差が生じている。また、飼木長さと飼木高さの組合せ (l_s, h_s) が (250 mm, 139 mm) と (650 mm, 88 mm) のものについて初期剛性に着目すると、両者はほぼ同等の性能であるが飼木の使用量は後者は前者の約1.6倍であり、初期剛性と飼木使用量との兼ね合いの点でいえば前者の方が効率的であるといえる。Tシリーズでは接合方法の影響は初期勾配では認められないが、破壊荷重において顕著な差がみられTMタイプはTGタイプの約1.8倍の値を示した。このような荷重と中央たわみの関係から初期剛性を求めて曲げ剛性を計算し、破壊荷重を読みとった。

3.2.2 曲げ剛性

Fig. 3.5 に曲げ剛性と飼木長さ l_s との関係を示す。Sシリーズの実験値 EI を●, ○で、辻井理論による計算値 $(EI)_T$ を◆, ◇で、有限要素法による計算値 $(EI)_F$ を▲, △で示しており、それらのうち黒塗りのものは飼木高さ $h_s = 88$ mm, 白抜きのものは $h_s = 139$ mm についてのものである。また、TGタイプとTMタイプの実験値 EI をそれぞれ▼, ▽で



Unit: mm

Fig. 3.3. Element division model for finite element method (FEM).

Notes: This element division model is used for calculation in case of $(l_s, h_s) = (450 \text{ mm}, 88 \text{ mm})$. Total number of nodes is 2998, total number of elements is 2805.

Table 3.4. Total number of nodes and elements of the specimens for finite element analyses.

l_s mm	h_s mm			
	88		139	
	Nodes	Elements	Nodes	Elements
250	2718	2497	2952	2707
350	2858	2651	3176	2945
450	2998	2805	3400	3183
550	3138	2959	3624	3421
650	3278	3113	3848	3659

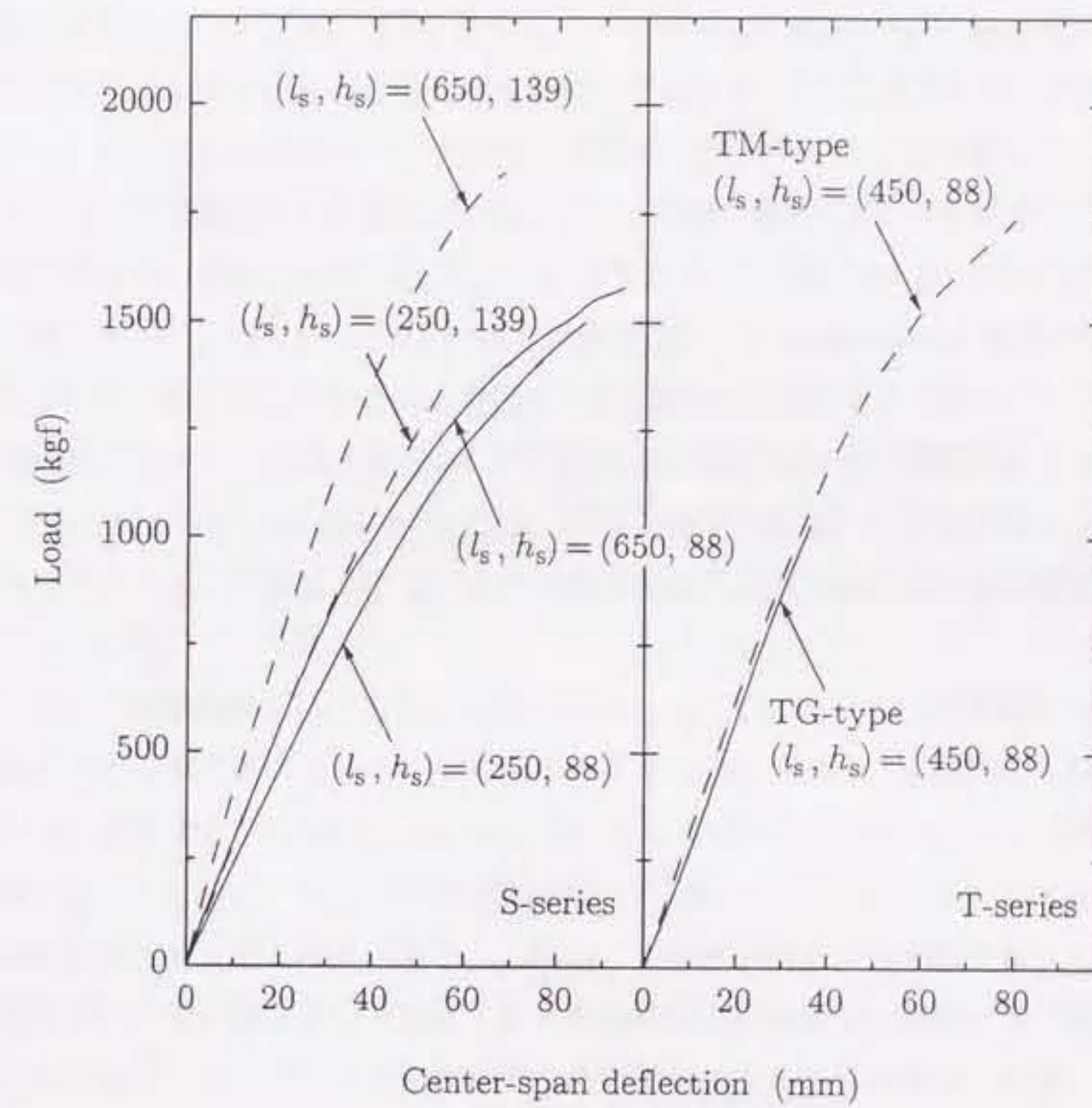


Fig. 3.4. Relations between loads and center-span deflections.
Notes: l_s : length of spacer-block (mm), h_s : height of spacer-block (mm).

示してある。各実験値は試験体3体についての平均値であり、これらには標準偏差も併せて示してある。Sシリーズの実験値をみると、飼木長さおよび飼木高さがいずれも大きいほど EI は大きくなる傾向が認められ、また飼木高さが大きいほど飼木長さが EI におよぼす影響は顕著である。TシリーズではTGタイプとTMタイプとの間に EI の差は認められず、今回の場合メタルプレートのみで接合したものでも接着接合同程度に各部材を緊結できていたといえる。なお、Sシリーズで $l_s = 450 \text{ mm}$, $h_s = 88 \text{ mm}$ の試験体とTMタイプとでは飼木寸法および接合方法が同じであるが、 EI は後者の方が1割程度大きい結果となった。これは弦材のヤング係数が後者の方が大きいことに起因している⁶²⁾。

次に、辻井理論によって算出したSシリーズの曲げ剛性 $(EI)_T$ を見ると、飼木長さおよび飼木高さがいずれも大きいほど $(EI)_T$ は大きく、この傾向は EI のそれと同じで定性的に一致している。 $(EI)_T$ と EI の値を比較すると、 $l_s = 250 \text{ mm}$ の場合には $(EI)_T$ の方が大きい、飼木長さが350 mmを超えると $(EI)_T$ の方が小さくなっている。そして両者の差は飼木長さおよび飼木高さのいずれも大きいほど拡大する傾向にあり、差が最大の場合 ($l_s = 650 \text{ mm}$, $h_s = 139 \text{ mm}$) には $(EI)_T$ は約17% EI よりも小さい。これは飼木がある長さをもって存在することにより弦材の変形が拘束されるような効果を考慮しなかったためである。

さらに、有限要素法による解析結果から得られたSシリーズの曲げ剛性 $(EI)_F$ を EI と比較すると、両者のプロットの分布傾向はよく一致しており、定性的に一致している。両者の比に着目すれば、 $(EI)_F/EI = 1.001 \sim 1.063 \sim 1.113$ であり $(EI)_F$ の値は比較的 EI の値に近い。しかし、全ての飼木寸法において $(EI)_F$ の方が大きく、飼木長さが大きいほど両者の差は拡大する傾向にある。これは、有限要素解析で材料特性値として用いたヤング係数 E_L の値がタッピング法により得た動的ヤング係数で、静的ヤング係数より若干大きく求められており⁷⁵⁾、またその影響を中空部分がより小さいモデルが多く受けたものである。

3.2.3 破壊荷重

Fig. 3.6 に破壊荷重と飼木長さ l_s との関係を示す。Sシリーズの実験値 W_f を●, ○で、また辻井理論における引張応力の計算式(3.5)から逆算して求めた計算値 $(W_f)_T$ を◆, ◇で示してあるが、そのうち黒塗りのものは $h_s = 88 \text{ mm}$ 、白抜きのものは $h_s = 139 \text{ mm}$ についてのものである。そしてTシリーズの実験値 W_f を▼, ▽で示してあるが、そのうち黒塗りのものはTGタイプ、白抜きのものはTMタイプについてのものである。また、各実験値は試験体3体についての平均値で、これらには標準偏差も併せて示してあり、各ブ

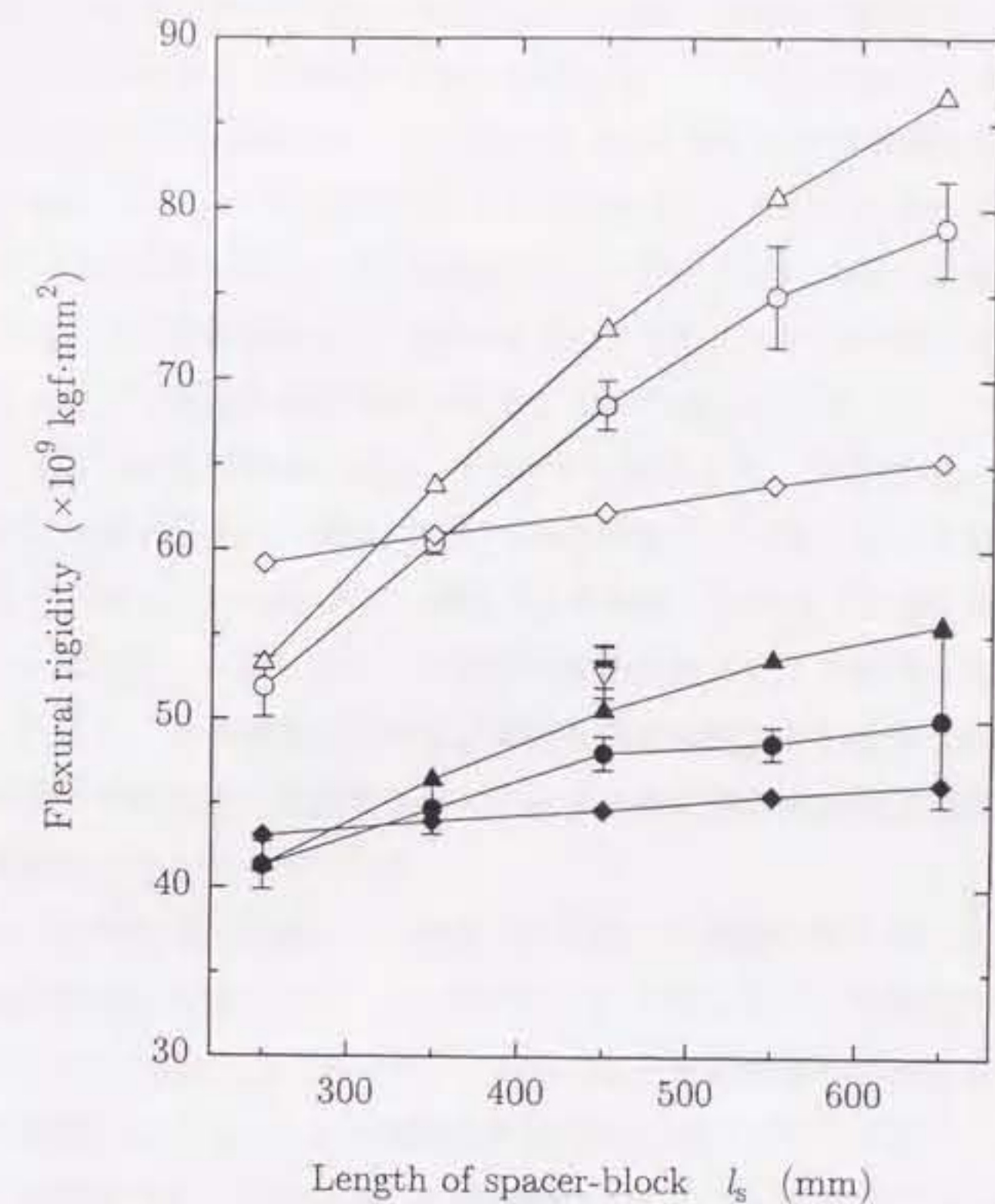


Fig. 3.5. Relations between flexural rigidities and lengths of spacer-block.

Legend: —●—: observed flexural rigidities of S-series ($h_s = 88$ mm), —○—: observed flexural rigidities of S-series ($h_s = 139$ mm), ▼: observed flexural rigidities of TG-type ($h_s = 88$ mm), ▽: observed flexural rigidities of TM-type ($h_s = 88$ mm), $\overline{\text{I}}$: observed flexural rigidity \pm one standard deviation, —◆—: calculated flexural rigidities based on Tsujii's theory of S-series ($h_s = 88$ mm), —◇—: calculated flexural rigidities based on Tsujii's theory of S-series ($h_s = 139$ mm), —▲—: calculated flexural rigidities by FEM of S-series ($h_s = 88$ mm), —△—: calculated flexural rigidities by FEM of S-series ($h_s = 139$ mm).

Note: Each observed flexural rigidity is average of 3 values.

ロットが重ならないよう横軸方向に少しずらして示してある。

Sシリーズの W_f は128~189 kgfの範囲にあり、飼木長さとの関係についてその傾向を一概にいうことはできない。 $h_s = 88$ mmの場合には、 $l_s = 350$ mmのときに W_f は最も小さく $l_s = 450$ mmのとき最大であった。そして $h_s = 139$ mmの場合には、 $l_s = 350$ mmのときに W_f は最小で $l_s = 550$ mmのとき最大であった。また同じ飼木長さで比較した場合、 $l_s = 250$ mmの場合を除いて飼木高さが大きい方が W_f は大きい結果となった。前述の曲げ剛性においては飼木長さおよび飼木高さがともに大きいほど曲げ剛性の値は大きくなったが、そのような明確な傾向は破壊荷重ではみられなかった。

辻井理論により求めた計算値 $(W_f)_T$ と W_f を比較すると、両者は $h_s = 88, 139$ mmのいずれの場合にも飼木長さとの関係において概ね定性的に一致しているが、いずれの飼木長さの場合にも $(W_f)_T$ の方が小さく、飼木長さが大きくなるほど両者の差は拡大する傾向にあった。これは主に、計算においては弦材の変形が飼木により拘束されるような効果を考慮しなかったため、ある荷重が作用した時の変形を実際よりも大きく計算しており、結果として、実際よりも小さい荷重でスパン中央下縁の引張応力が弦材の強度の限界に達したという計算結果になったものである。

一方、Tシリーズの W_f を見ると、接合方法の違いが顕著に現れている。メタルプレート接合によるTMタイプはSシリーズと同等の W_f を示したが、接着接合によるTGタイプはTMタイプの約56%の値であった。これらのことを試験体の破壊形態からみると、メタルプレート接合によるSシリーズ試験体の83% (25体) およびTMタイプの3体全てが下弦材での引張破壊であったのに対し、接着接合によるTGタイプでは3体全てが接着層近傍でのせん断破壊であった。メタルプレート接合によった試験体では、上弦材・飼木・下弦材の各部材に連続して架かっているメタルプレートが、後述する梁に生じるせん断応力に対して抵抗する機能を発揮したといえる⁶²⁾。

3.2.4 部材間のすべり

Fig. 3.7 にSシリーズ試験体について荷重と弦材-飼木間のすべり量との関係の一例を示す。荷重の増大とともに部材間のすべりは増大するが、梁が初期弾性域にあると考えられる荷重500 kgf前後以下では、すべり量は多くても0.3 mm以下であり、今回の試験体に関する限りすべりは極めて軽微であったと言える。すべりが増大していく様子には飼木寸法の違いによる明確な差はみられなかった。しかし飼木の位置とすべり量との関連をみると、Fig. 3.7 に示したように荷重点側の接合部 (S_1, S_2) のすべり量の方が支持点側の接合部 (S_5, S_6) のそれよりも大きかった。一般に中空部分のない重ね梁では支持点側のすべり量

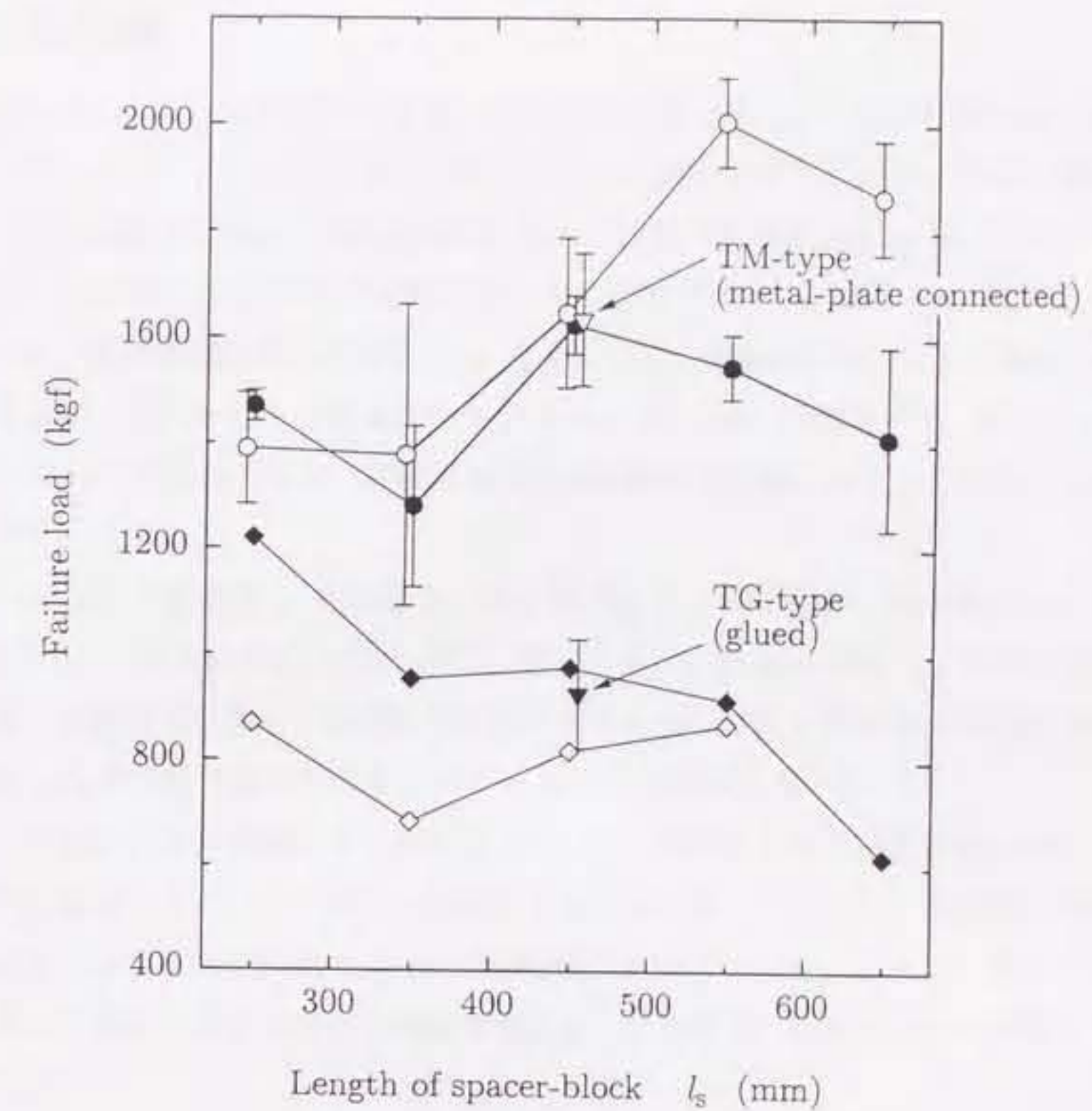


Fig. 3.6. Relations between failure loads and lengths of spacer-block.

Legend: —●—: observed failure loads of S-series ($h_s = 88$ mm), —○—: observed failure loads of S-series ($h_s = 139$ mm), ▼: observed failure loads of TG-type ($h_s = 88$ mm), ▽: observed failure loads of TM-type ($h_s = 88$ mm), ⊥: observed failure load \pm one standard deviation, —◆—: calculated failure loads based on Tsujii's theory of S-series ($h_s = 88$ mm), —◇—: calculated failure loads based on Tsujii's theory of S-series ($h_s = 139$ mm).

Note: Each observed failure load is average of 3 values.

の方が荷重点側のそれよりも大きくなるが、透かし梁ではそれとは逆のすべり挙動がみられ、これは透かし梁の一つの特徴といえることができる。

3.2.5 応力解析

Fig. 3.3 のSシリーズ試験体の荷重とたわみの関係を見ると、破壊に至るまで概ね線形性を保っているが、荷重が800 kgfを越えるあたりからわずかに曲線の勾配が緩やかになる。そこで、試験体が完全に弾性範囲内にあると思われる荷重500 kgf時のスパン中央下縁 (Fig. 3.2, ○記号) での引張応力と飼木長さ l_s の関係を求め、Fig. 3.8 に示した。実験値 σ を●、○で、辻井理論による計算値 $(\sigma)_T$ を◆、◇で、有限要素法による計算値を▲、△で示してあるが、それらのうち黒塗りのものは $h_s = 88$ mm, 白抜きのものは $h_s = 139$ mm についてのものである。なお、実験値は試験体3体の平均値であり、これらには標準偏差も併せて示してある。

●と○で示した実験値 σ をみると、同じ飼木長さでみた場合、飼木高さがより大きい $h_s = 139$ mm の場合の方が σ は小さい。そして $h_s = 88$ mm では、 $l_s = 350$ mm の場合の応力値が比較的大きいが、全体的に飼木長さが大きいほど σ は小さい傾向にある。また $h_s = 139$ mm では飼木長さが大きいほど σ は小さい結果となった。

■と□で示した辻井理論による計算値 $(\sigma)_T$ は、飼木長さおよび飼木高さがともに大きいほど応力値は小さく、この点では実験値と傾向は一致しているが、全体的に実験値よりも値がかなり大きく両者の比 $(\sigma)_T/\sigma$ は平均値で2.08であった。これは、飼木が弦材の変形を拘束して弦材に生じる応力を軽減させるような効果を、計算において考慮しなかったためである。

また、▲と△で示した有限要素法による計算値は $l_s = 350$ mm, $h_s = 88$ mm の場合を除いて実験値よりも大きい。これは曲げ剛性の場合と同様に、計算に用いた E_L の値が動的ヤング係数で、静的ヤング係数より若干大きい⁷⁵⁾ことが原因である。しかし、これらは定性的・定量的に実験値に近い値を示しており、両者の比は全体の平均値で1.18であった。

Fig. 3.9 にTシリーズの接着接合試験体 (TG タイプ) でひずみゲージによって曲げ応力分布を測定した結果と、有限要素法による応力解析の結果を示した⁷⁶⁾。この図は飼木寸法が $l_s = 450$ mm, $h_s = 88$ mm の透かし梁に500 kgfの中央集中荷重が作用する場合の曲げ応力を示したものである。○は実験値、△は有限要素法による計算値を示している。さらに、比較のため中空部分のない重ね梁についても同様に有限要素法による解析を行い、その結果を▲で図中に併せて示してある。

中空部分のない重ね梁の曲げ応力分布は、材料力学によって求められる分布と同じであ

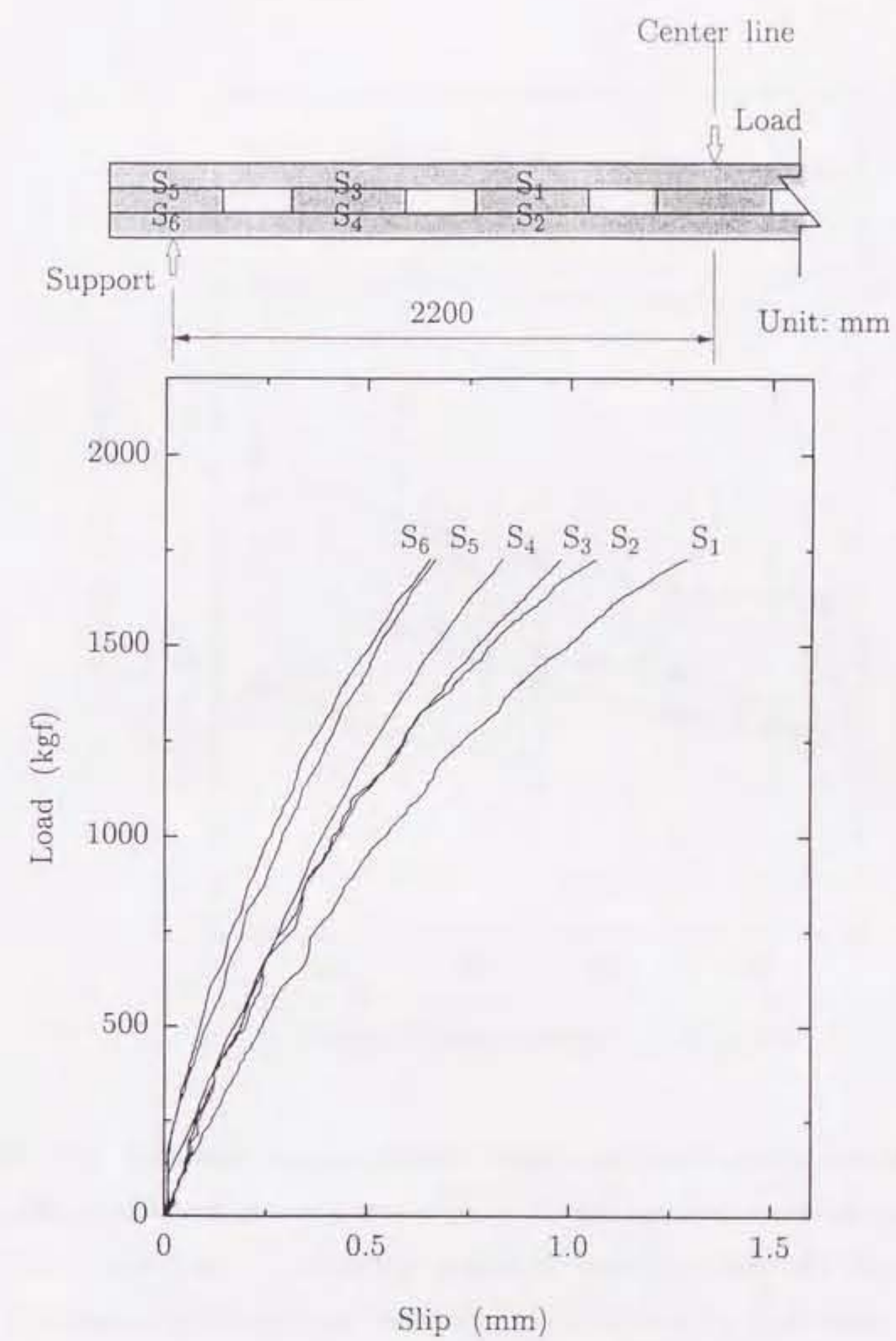


Fig. 3.7. Relations between loads and slips.

Note: $S_1 \sim S_6$: interlayer slip measurement points.

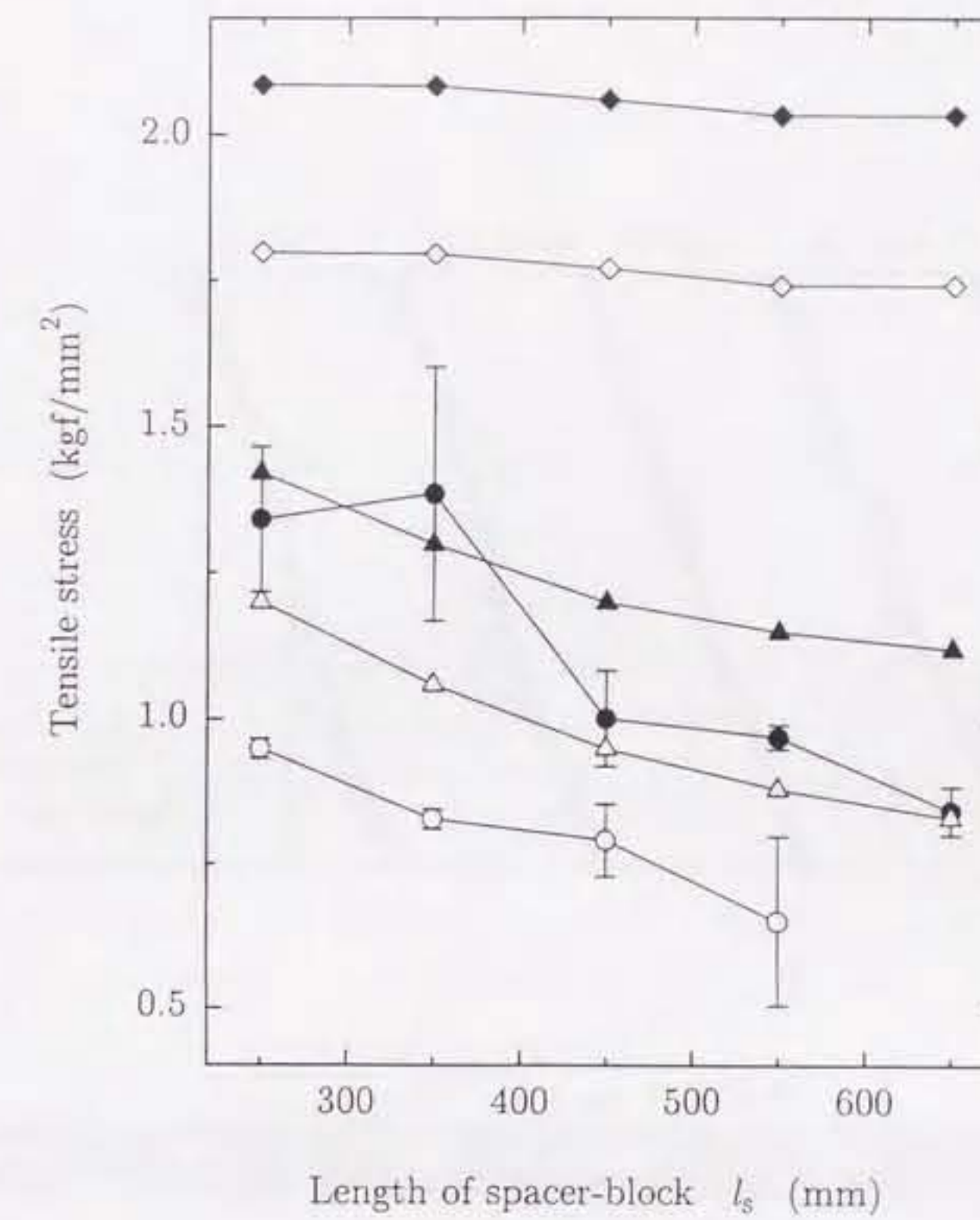


Fig. 3.8. Relations between tensile stresses and lengths of spacer-block.

Legend: —●—: observed tensile stresses ($h_s = 88$ mm), —○—: observed tensile stresses ($h_s = 139$ mm), —|—: observed tensile stress \pm one standard deviation, —◆—: calculated tensile stresses based on Tsujii's theory ($h_s = 88$ mm), —◇—: calculated tensile stresses based on Tsujii's theory ($h_s = 139$ mm), —▲—: calculated tensile stresses by FEM ($h_s = 88$ mm), —△—: calculated tensile stresses by FEM ($h_s = 139$ mm).

Notes: Each observed tensile stress is average of 3 values. Concentrated load is 500 kgf.

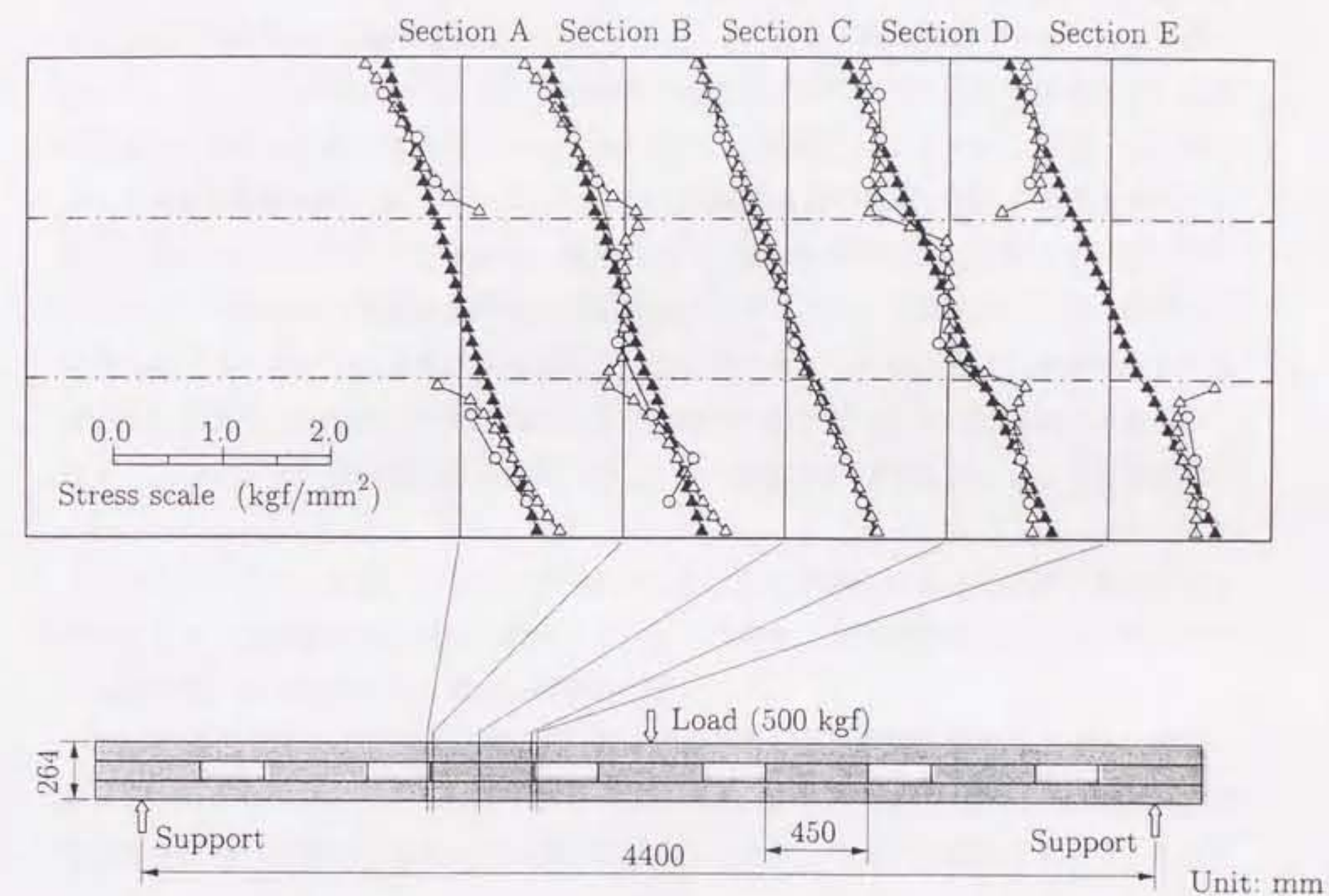


Fig. 3.9. Bending stress distributions.

Legend: \circ —: spaced beam (observed values), \triangle —: spaced beam (calculated values by FEM), \blacktriangle —: layered beam (calculated values by FEM).

るが、透かし梁の曲げ応力分布と比較すると、中空部分の荷重点側周辺 (Section A, B) では上下縁での応力値が重ね梁より大きく、圧縮側ではより大きな圧縮、引張側ではより大きな引張の応力値となっている。上下縁から飼木に近づくにつれて両者の値は近くなり弦材高さの1/2あたりで両者の値はほぼ一致する。さらに飼木に近い位置では透かし梁の応力値は重ね梁よりも小さくなり、弦材と飼木の境界近傍では符号が逆転して重ね梁の圧縮側で引張、引張側で圧縮の応力値となっている。一方、中空部分の支持点側周辺 (Section D, E) では上下縁での応力値が重ね梁よりも小さく、上下縁から飼木に近づくにつれて両者の差は小さくなり弦材高さの1/2あたりで両者の値はほぼ一致する。さらに飼木に近い位置では透かし梁の応力値は重ね梁よりも大きくなり、圧縮側ではより大きな圧縮、引張側ではより大きな引張の応力値となっており、とくにSection Eの弦材と飼木の境界近傍でその傾向が強くなる。これらのことから、透かし梁では弦材の伸縮によって生じる曲げたわみに加えて、中空部分の荷重点側周辺では正の曲げモーメントによる変形、支持点側周辺では負の曲げモーメントによる変形も生じているものと考えられる。また、中空部分から比較的離れた部分 (Section C) では透かし梁と重ね梁の曲げ応力分布にはほとんど差がみられず、このような部分の曲げ応力分布に関しては中空部分が存在することによる影響は小さい。

このように透かし梁は、中層に空間部分が存在するため部位によって複雑な曲げ応力分布を示すが、実験値と計算値は比較的良く一致しており、有限要素法による応力解析は透かし梁の曲げ応力分布をよく推定し得るものといえる。

Fig. 3.10 はTGタイプのせん断応力分布を測定した結果と有限要素法による応力解析の結果を示したものである。この図では $l_s = 450 \text{ mm}$ 、 $h_s = 88 \text{ mm}$ の透かし梁に500 kgfの中央集中荷重が作用する場合のせん断応力が示してあり、各記号の意味はFig. 3.9と同じである。

中層に空間部分のない重ね梁のせん断応力分布は材料力学により求められる分布に一致しており、その最大値は中立面付近に存在する。しかし透かし梁では、中層の空間部分の存在によって分布が大きく乱され、空間部分のない重ね梁の応力分布とは大きく異なっている。中空部 (Section A, E) においては梁の上下縁から内部 (中立軸) に向かうにつれて、透かし梁のせん断応力は空間部分のない重ね梁のそれよりも大きな値をとるようになる。そして空間部分から比較的離れた位置 (Section C) では、弦材部においては透かし梁のせん断応力の方が小さいが飼木部ではそれが逆転して透かし梁のせん断応力の方が大きくなり、この部分では透かし梁のせん断応力の最大値は空間部分のない重ね梁と同様に中立面付近に存在する。また透かし梁の飼木の両端近くの位置 (Section B, D) では、弦材と飼

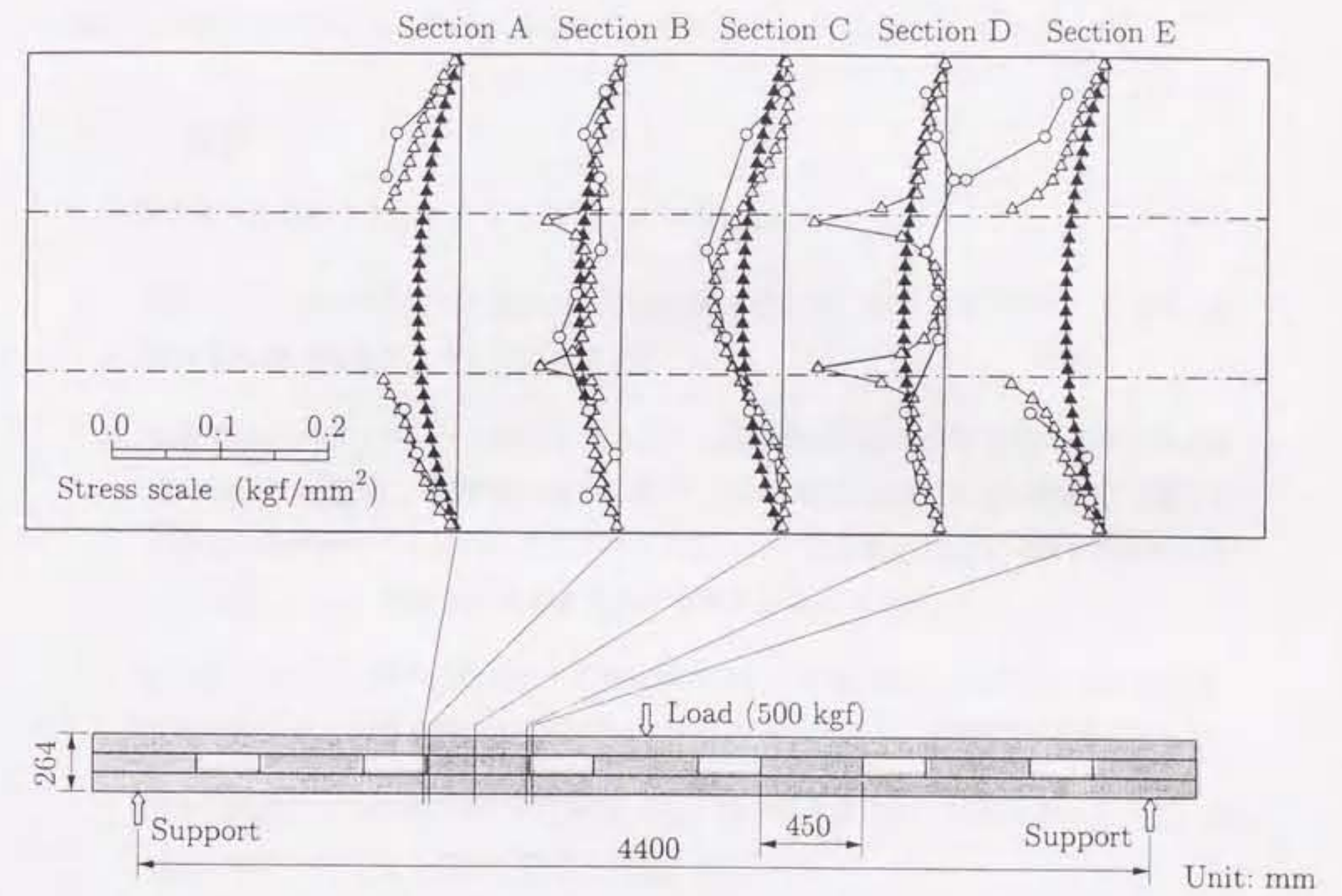


Fig. 3.10. Shearing stress distributions.

Legend: -○-: spaced beam (observed values), -△-: spaced beam (calculated values by FEM), -▲-: layered beam (calculated values by FEM).

木の境界近傍においてせん断応力の集中が認められ、極めて特徴的である。これはとくに飼木の荷重点側 (Section D) において顕著である。この図に実験値として示したTGタイプ試験体では接着層付近でのせん断破壊を起こしており、解析結果と実際の現象との間には明らかな対応関係が見られた。

透かし梁についての実験値と計算値とを比較するとSection Eの上弦材部を除いて両者は良く一致しており、曲げ応力分布と同様に、有限要素法による応力解析は透かし梁の複雑なせん断応力分布を良く推定し得るものといえる。

3.3 摘要

本章で得られた知見をまとめると以下のようになる。

1. 透かし梁の曲げ剛性は飼木長さおよび飼木高さが大きいほど大きい傾向にあった。破壊荷重は飼木高さが大きい方が大きい。
2. 接着接合とメタルプレート接合とでは透かし梁の曲げ剛性は同等であったが、破壊荷重では後者が優れた。接着接合透かし梁では部材の境界近傍でのせん断応力の集中によるせん断破壊を生じたのに対し、メタルプレート接合透かし梁では接合具がせん断力に抵抗し、これが破壊荷重を上昇させる結果となった。
3. 接合部での弦材と飼木間のすべり量は飼木寸法の影響は認められなかった。しかし、支持点側よりも荷重点側の接合部でのすべりの方が大きく、特徴的な挙動を示した。
4. 透かし梁のスパン中央下縁での引張応力は、概ね飼木長さおよび飼木高さが大きいほど応力値が小さくなる傾向が認められた。
5. 辻井理論および有限要素法により透かし梁の曲げ剛性および弾性範囲内におけるスパン中央下縁の引張応力を推定したところ、曲げ剛性および引張応力ともに有限要素法による計算値が実験値に近い値となった。
6. 透かし梁の応力分布について、有限要素法による計算値は実験値とよく一致した。また、それにより部材境界近傍でのせん断応力の集中など特徴的な応力分布が明らかとなった。

この章では、透かし梁の曲げ性能を実験的に検討して曲げ変形時の特徴を把握するとともに、既往の方法による数値計算を行って実験値との適合性を検討した。得られた結果は

上に述べたとおりであるが、その中で飼木がある程度の長さをもって存在するような透かし梁に対しては辻井理論の適用範囲に限界があることが示唆された。透かし梁の実用化のためには、より普遍性のある形で透かし梁の曲げ性能を予測する方法を確立することが重要であろう。ここでは飼木が透かし梁の曲げ性能におよぼす影響について、飼木の寸法(長さ、高さ)を取り上げて検討を進めたが、その他にも飼木の数や飼木の配置なども曲げ性能を考える上で考慮しなければならない因子である。

次章では、透かし梁の曲げ挙動を理論的に表現する上での飼木の力学的取り扱いの手法を明確にすることを含め、曲げ性能を推定するための計算式を新しく考案したモデルに基づいて誘導する。