桑村 仁氏の討論に対する回答

THE AUTHORS' ANSWER TO DISCUSSION BY HITOSHI KUWAMURA
(Motohide TADA and Mariko HAYASHI, Journal of Struct. Constr. Engng. AIJ,
No.460, June, 1994)

多田 元英*, 林 真理子**

Motohide TADA and Mariko HAYASHI

The authors thank Hitoshi Kuwamura for his discussion. The reason of adopting static load-ing proportional to the first modal forces was that the first vibration is predominant in many cases. Therefore, if the natural periods of higher modes of the truss are close to the predominant period of the input motion, the proposed method introduces a significant error as Dr. Kuwamura points out. The authors confirm this phenomenon through the additional calculations. From these calculations, it is clarified that the proposed method is applicable when the natural periods of higher modes of the truss are shorter than the vertical natural period of the building which supports the truss.

Keywords : space truss, force limiting device, seismic design, vertical seismic motion, modal analysis

立体トラス, 応力制限機構, 耐震設計, 鉛直地震動, モーダルアナリシス

貴重なご指摘をいただきありがとうございます。

設計用の静的外力分布に1次振動モードを採用したのは、一般の構造物において、1次の振動成分が高次の成分よりも卓越しやすいことに起因しております。したがって、高次の振動成分が卓越する場合には、ご指摘のように本設計法は適用不可能となってしまいます。このことを、数例の追加計算によって確認しましたので、以下に解析結果を示し、本設計手法の適用範囲を明らかにいたします。

論文中に示したトラスのヤング係数を変化させ、トラスの1次固有周期 (T) が 0.0290sec から 0.9281sec までの6種類のトラスを解析対象とします。各トラスの1次固有周期と速度応答スペクトル (S_v) との関係を図-1に示します。 $T = 0.2320\text{sec}$ が論文中で採用したトラスであり、 $T = 0.4640\text{sec}$ と $T = 0.9281\text{sec}$ は、高次の固有周期がスペクトルの山付近に位置するトラスです。入力地震動の最大速度 (V_e) は、トラスの強度レベルを表すパラメータ (r) が 0.285 となるように設定します。

図-2~7に解析結果を示します。(a)図は論文中の図

-11に対応しており、トラスに入力されるエネルギーの推定値と動的応答解析結果とを比較したものです。ただし、推定に用いる1質点系弾塑性振動系のひずみ硬化係数を 1.0×10^{-4} とした場合が実線であり、 1.0×10^{-2} とした場合が点線です。 T が短い場合は点線の推定値と応答値がよく一致しているのに対し^{注1)}、 T が長い場合、特に $T = 0.4640\text{sec}$ の場合は、ご指摘のように推定値と応答

図-1 S_v スペクトル

* 大阪大学工学部建築工学科 助手

** 大阪大学工学部建築工学科 元大学院生

Research Assoc., Dept. of Architectural Engineering, Faculty of Engineering, Osaka Univ.
Graduate Student, Dept. of Architectural Engineering, Faculty of Engineering, Osaka Univ.

図-2 (a)

図-3 (a)

図-4 (a)

図-2 (b)

図-3 (b)

図-4 (b)

図-2 (c)

 図-2 $T = 0.0290\text{sec}$

図-3 (c)

 図-3 $T = 0.0580\text{sec}$

図-4 (c)

 図-4 $T = 0.1160\text{sec}$

図-5 (a)

図-6 (a)

図-7 (a)

図-5 (b)

図-6 (b)

図-7 (b)

図-5 (c)

図-5 $T = 0.2320\text{sec}$

図-6 (c)

図-6 $T = 0.4640\text{sec}$

図-7 (c)

図-7 $T = 0.9281\text{sec}$

値との間に大きな誤差が生じています。(b)図はFLDの変形量について、(c)図は非崩壊部分の部材軸力について、それぞれ推定値と動的応答解析結果とを比較したものであり、論文中の図-12, 13と対応しています。これらの図においても、 T が長い $T = 0.4640\text{sec}$ や $T = 0.9281\text{sec}$ の場合では、推定値と応答値との間に大きな誤差が認められます。

以上より、論文で提案した設計手法は、トラスの高次の固有周期が下部建物の固有周期よりも十分短い場合に限って適用可能であるといえます。

第2のご指摘については、FLDの変形量と非崩壊部分の部材応答軸力の推定方法を示していますので、これら

の推定値に安全率を加味してFLDや部材を選定すればよいと考えています。しかし、この安全率の具体的な提案については今後の課題と考えています。

注1) トラスの固有周期が短い場合は、入力エネルギーの推定に用いる1質点弾塑性振動系のひずみ硬化係数が、推定値に大きな影響を及ぼすことが、図-2~7の(a)図よりわかります。ここでは、硬化係数に 1.0×10^2 を用いた結果が応答値とよく一致していますが、この係数の一般的な設定方法についても今後検討する必要があると考えます。

(1994年10月11日原稿受理)