

---

# Étude par éléments finis stochastiques d'assemblages de poutres bois par tiges collées

**R. Taleb\*** — **J. Baroth\*** — **L. Bodé\*** — **Ph. Bressollette\***

\* *Laboratoire de Génie Civil - Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand-II - BP 206 - 63 174 Aubière Cedex*

---

*RÉSUMÉ. La Méthode des Eléments Finis Stochastiques Spectraux (MEFSS) permet d'étudier la sensibilité de la réponse d'un système mécanique à la variabilité de ses paramètres d'entrée. Cette approche s'applique à des problèmes linéaires et se révèle plus économique que la simulation de Monte-Carlo. Cet article présente une application à l'étude du comportement mécanique de poutres bois assemblées par tiges collées.*

*ABSTRACT. The Spectral Stochastic Finite Element Method (SSFEM) allows sensitivity analysis of a mechanical system response for input parameters variability. This approach is applied to linear problems and is less time-consuming than Monte-Carlo simulation. This paper presents an application for mechanical behaviour study of glued-in rods for moment resistance timber beams.*

*MOTS-CLÉS : méthode des éléments finis stochastiques spectraux, assemblages bois, tiges collées, étude de sensibilité*

*KEYWORDS: spectral stochastic finite elements method, timber beams, glued-in rods, sensibility analysis*

---

## 1. Introduction

Les Méthodes d'Eléments Finis Stochastiques (MEFS, (Matthies *et al.*, 1997)) permettent, par le calcul des moments statistiques, d'étudier la sensibilité de la réponse d'un système mécanique à la variabilité de ses paramètres d'entrée. Parmi celles-ci, la Méthode des Eléments Finis Stochastiques Spectraux (MEFSS, (Ghanem *et al.*, 1991)) présente l'avantage d'une indépendance entre la discrétisation par éléments finis et la représentation de l'aléa mais nécessite la modification du modèle EF. Cette approche s'applique à des problèmes mécaniquement linéaires et conduit à la résolution d'un système linéaire d'une taille plus importante que lors d'un calcul déterministe par éléments finis ; le coût de l'approche reste cependant plus faible que celui de simulations de Monte-Carlo. Cette méthode, initialement établie pour prendre en compte des champs stochastiques, peut être aussi utilisée dans le cas d'un aléa représenté par des variables aléatoires (v.a.), ce qui correspond à de nombreuses situations où, par exemple, la variabilité spatiale (ou temporelle) des paramètres entachés d'incertitude peut être négligée (Ghanem, 1999), (Baroth, 2005).

Dans cet article, nous présentons une application de la MEFSS à l'étude du comportement mécanique de poutres bois fléchies assemblées par tiges collées. Dans ce cadre, les modules de Young du bois et des tiges d'acier collées sont considérés comme des paramètres aléatoires et sont modélisés par des v.a. lognormales indépendantes.

La technique d'assemblage par tiges collées a été développée depuis plusieurs années. Elle présente de nombreux avantages tant économiques qu'esthétiques puisque les organes d'assemblage restent invisibles. De nombreuses études expérimentales et théoriques ont été consacrées au comportement de ces assemblages sollicités en traction/compression et ont donné lieu à la proposition de règles de calcul. Cependant, leur comportement en flexion reste à ce jour moins connu (Battello, 2002).

Dans un premier temps, nous étudions une solution d'assemblage, testée expérimentalement au laboratoire, afin de dégager la sensibilité aux variations inévitables des caractéristiques des matériaux constitutifs, que ce soit les tiges d'acier mais surtout le bois, dans ses propriétés selon les différentes directions par rapport au fil. Le modèle mécanique retenu, volontairement simple, est constitué d'éléments poutres.

Dans un deuxième temps, nous étudions la sensibilité de la même configuration d'assemblage dans un cas simulant la mauvaise réalisation du joint collé. Nous comparons également la réponse de la poutre à différents types d'assemblages (par le diamètre et le nombre des tiges).

## 2. La méthode des éléments finis stochastiques spectraux

### 2.1. Formulation

La MEFSS mise en œuvre dans cet article pour l'étude des structures formées de poutres, suppose que l'aléa porte sur les modules de Young des éléments du modèle. Ceux-ci sont modélisés par des v.a. lognormales. L'intérêt de cette simplification est de pouvoir exhiber analytiquement l'expression des moments d'ordre  $n$  des déplacements et des efforts internes (Taleb, 2005).

On suppose  $m$  v.a., notées  $E_i$  ( $i = 1, \dots, m$ ), indépendantes dans leur ensemble. Pour chaque v.a.  $E_i$ , il existe une v.a. gaussienne  $G_i$  telle que :

$$E_i = \exp(\mu_{G_i} + \sigma_{G_i} \xi_i) \quad [1]$$

où  $\mu_{G_i}$ ,  $\sigma_{G_i}$  sont respectivement la moyenne, l'écart type de  $G_i$  et  $\xi_i$  une v.a. gaussienne standard.

La v.a.  $E_i$  est projetée sur une base fonctionnelle de polynômes d'Hermite. Le développement de  $E_i$  est ensuite tronqué à l'ordre  $N$ .

$$E_i \simeq \tilde{E}_i = \sum_{k=0}^{N-1} e_{i,k} H_k(\xi_i) \quad [2]$$

où  $\{H_k\}_{0 \leq k \leq N-1}$  est une famille de polynômes d'Hermite sur  $\mathbb{R}$  et  $\{e_{i,k}\}_{0 \leq k \leq N-1}$  une famille de coefficients déterministes donnés par :

$$e_{i,k} = \exp\left(\mu_{G_i} + \frac{\sigma_{G_i}^2}{2}\right) \frac{\sigma_{G_i}^k}{k!} \quad [3]$$

Dans le but de faire la projection des  $m$  v.a.  $E_i$  sur le même espace, on introduit une famille de  $P$  polynômes d'Hermite sur  $\mathbb{R}^m$ ,  $\{\Psi_j\}_{0 \leq j \leq P-1}$ . L'expression de  $E_i$  devient donc :

$$E_i \simeq \tilde{E}_i = \sum_{j=0}^{P-1} y_{i,j} \Psi_j(\boldsymbol{\xi}) \quad [4]$$

où  $\boldsymbol{\xi} = \{\xi_i\}_{1 \leq i \leq m}$  une v.a. gaussienne standard sur  $\mathbb{R}^m$  et les  $y_{i,j}$  s'expriment comme suit :

$$\begin{cases} y_{i,0} = e_{i,0} & \text{si } j = 0 \\ y_{i,j} = e_{i,k} & \text{si } j = (k-1) \times m + i \text{ et } \forall 1 \leq k \leq N-1 \\ y_{i,j} = 0 & \text{sinon} \end{cases}$$

La matrice de rigidité globale du modèle s'écrit :

$$[K] = \mathbf{A}_{i=1}^m [K_i] = \sum_{i=1}^m [\bar{K}_i] = \sum_{i=1}^m \tilde{E}_i[\bar{k}_i] \quad [5]$$

où  $\mathbf{A}$  est l'opérateur d'assemblage des  $m$  matrices élémentaires  $[K_i]$  de chaque élément poutre dans le repère global.  $[\bar{K}_i]$  est la matrice obtenue après localisation de  $[K_i]$ , et  $[\bar{k}_i]$  est égale à  $[\bar{K}_i]$  divisée par  $\tilde{E}_i$ . Injectant [4] dans [5], la matrice de rigidité globale s'écrit :

$$[K] = \sum_{k=0}^{P-1} [L_k] \Psi_k(\xi_1, \dots, \xi_m) \quad \text{avec} \quad [L_k] = \sum_{i=1}^m y_{i,k} [\bar{k}_i] \quad [6]$$

Les degrés de liberté (*ddl*) de la discrétisation par EF notés  $Q_j$ ,  $j = 1, n_{ddl}$ , éléments du vecteur  $\{\mathbf{Q}\}$ , sont aussi des v.a., et sont projetés sur la même base de polynômes d'Hermite :

$$Q_j = \sum_{l=0}^{P-1} q_{l,j} \Psi_l(\xi_1, \dots, \xi_m) \quad \text{pour tout } Q_j \text{ de } \{\mathbf{Q}\} \quad [7]$$

L'équation d'équilibre statique devient :

$$[K]\{\mathbf{Q}\} = \{\mathbf{F}\} \quad \Leftrightarrow \quad \sum_{k=0}^{P-1} \sum_{l=0}^{P-1} [L_k]\{Q_l\} \Psi_k \Psi_l = \{\mathbf{F}\} \quad [8]$$

On impose que le résidu du système d'équations soit orthogonal à chaque polynôme d'Hermite  $\{\Psi_r\}_{0 \leq r \leq P-1}$  de la base. Le système d'équations d'équilibre devient :

$$\sum_{k=0}^{P-1} \sum_{l=0}^{P-1} d_{klr} [L_k]\{Q_l\} = \{\mathbf{F}_r\} \quad \text{pour } r = 0, \dots, P-1 \quad [9]$$

avec  $d_{klr} = \langle \Psi_k(\xi) \Psi_l(\xi) \Psi_r(\xi) \rangle = \langle \Psi_k \Psi_l \Psi_r \rangle$  où  $\langle \cdot \rangle$  traduit l'espérance mathématique. Pour un chargement déterministe,  $\{\mathbf{F}_r\} = \{\mathbf{F}\}$  si  $r = 0$  et  $\{\mathbf{F}_r\} = \{0\}$  si  $r > 0$ .

## 2.2. Calcul des moments statistiques

À partir de la résolution du système [9], on peut calculer pour chaque *ddl*  $Q_j$  une approximation de la moyenne  $\langle Q_j \rangle = q_{0,j}$ , ainsi que de la variance donnée par :

$$Var(Q_j) = \sum_{l=1}^{P-1} (q_{l,j})^2 \langle \Psi_l^2 \rangle \quad \forall j = 1, \dots, n_{ddl} \quad [10]$$

On en déduit que la moyenne de l'effort normal dans un élément fini  $e$  (de longueur  $L_e$ ) appartenant à la poutre  $k$  (de section  $S_k$ ) est donnée par :

$$\langle N^e \rangle = \frac{S_k}{L_e} \sum_{l=0}^{P-1} y_{k,l} (u_{l,j} - u_{l,i}) \langle \Psi_l^2 \rangle \quad [11]$$

où  $U_i, U_j$  sont les déplacements axiaux des nœuds  $i$  et  $j$  de l'élément dans le repère local de cet élément, extraits du vecteur  $\{\mathbf{Q}\}$ .

On obtient également la moyenne du moment fléchissant dans la section d'abscisse  $x$  d'un élément fini (d'inertie  $I_k$ ) qui est donnée par :

$$\begin{aligned} \langle M_z^e \rangle (x) = \\ -I_k \sum_{l=0}^{P-1} y_{k,l} [\alpha_3(x) v_{k,i} + \alpha_4(x) v_{k,j} + \alpha_5(x) \theta_{k,i} + \alpha_6(x) \theta_{k,i}] \langle \Psi_l^2 \rangle \end{aligned} \quad [12]$$

où  $V_i, V_j$  sont les déplacements transversaux (flèches),  $\theta_i$  et  $\theta_j$  les rotations des nœuds  $i$  et  $j$  de l'élément dans le repère local de cet élément, et  $\alpha_i(x) = d^2 N_i(x)/dx^2$  ( $i = 3, \dots, 6$ ) les dérivées secondes des fonctions de forme correspondantes.

Le calcul des variances des efforts internes nécessite le calcul de l'espérance mathématique du produit de quatre polynômes d'Hermite. Pour ce faire, une procédure a été développée, afin d'éviter tout calcul formel (Baroth, 2005), (Taleb, 2005).

La variance de l'effort normal dans un élément fini est donnée par :

$$Var(N^e) = \langle (N^e)^2 \rangle - \langle N^e \rangle^2 \quad [13]$$

avec ici :

$$\langle (N^e)^2 \rangle = \frac{S_k^2}{L_e^2} \sum_{l=0}^{P-1} \sum_{f=0}^{P-1} \sum_{r=0}^{P-1} \sum_{s=0}^{P-1} y_{k,l}^2 y_{k,f}^2 (u_{r,j} - u_{r,i})(u_{s,j} - u_{s,i}) e_{lfrs} \quad [14]$$

où  $e_{lfrs} = \langle \Psi_l \Psi_f \Psi_r \Psi_s \rangle$ .

La variance du moment fléchissant dans la section d'abscisse  $x$  d'un EF de poutre est donnée par :

$$Var(M_z^e) = I_k^2 \sum_{l=0}^{P-1} \sum_{f=0}^{P-1} \sum_{r=0}^{P-1} \sum_{s=0}^{P-1} y_{k,l}^2 y_{k,f}^2 B_r B_s e_{lfrs} - \left( \langle M_z^e \rangle (x) \right)^2 \quad [15]$$

avec :

$$B_r = \alpha_3(x) v_{r,i} + \alpha_4(x) v_{r,j} + \alpha_5(x) \theta_{r,i} + \alpha_6(x) \theta_{r,j}$$

$$B_s = \alpha_3(x) v_{s,i} + \alpha_4(x) v_{s,j} + \alpha_5(x) \theta_{s,i} + \alpha_6(x) \theta_{s,j}$$

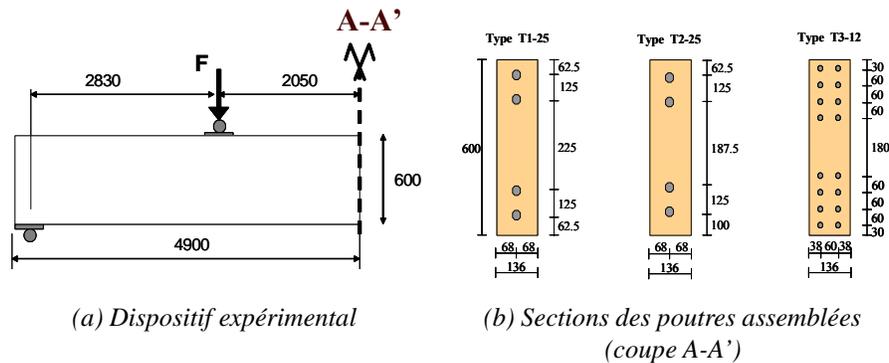
La moyenne et la variance de l'effort tranchant dans un élément fini se calculent de manière analogue (Taleb, 2005).

### 3. Analyse de l'assemblage bois par la MEFSS

#### 3.1. Position du problème

Une série d'essais en flexion quatre points a été réalisée en considérant trois configurations d'assemblages. Les tiges collées sont des barres à Haute Adhérence (H.A.) de classe S500 couramment utilisées dans les structures béton armé. Les poutres bois sont en lamellé collé de classe GL28h, d'une longueur de 9,8 m et d'une section  $S_1 = 136 \times 600 \text{ mm}^2$ .

Les trois configurations testées sont présentées sur la figure 1 : deux configurations géométriques utilisent des tiges de diamètre 25 mm (T25) et la troisième des tiges de diamètre 12 mm (T12), cela d'une part pour valoriser l'apport des tiges de faible diamètre disposées en plusieurs lits, et d'autre part, pour voir l'influence de l'enrobage sur le mode de rupture entre les deux configurations en T25.



**Figure 1.** Configuration des poutres testées

#### 3.2. Modèle EF déterministe

Comme l'introduction de l'aléa dans le modèle EF d'une part nécessite une réécriture du modèle et, d'autre part, augmente la taille du système d'équations à résoudre, il est important de concevoir un modèle représentatif simple. Le modèle proposé, tenant compte de la symétrie, est un modèle 2D formé d'éléments poutre de Navier-Bernoulli ((Baroth *et al.*, 2004), cf. figure 2a), validé par comparaisons avec des modèles EF déterministes plus complets.

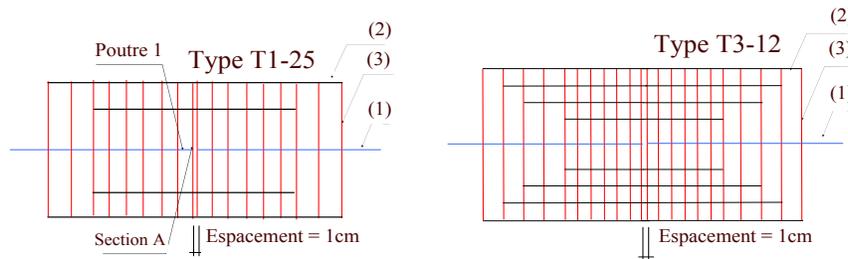
Pour représenter le système structural et le joint de continuité, 3 familles d'éléments poutre sont utilisées (cf. figure 2b) :

- les éléments (1) représentent les deux parties de la poutre en bois lamellé collé avec un module d'élasticité parallèle au fil du bois ( $E_1 = 11\,600 \text{ MPa}$ ) et les caractéristiques géométriques réelles de la poutre bois (section et inertie) ;

- les éléments (2) représentent les tiges d'aciers avec leurs caractéristiques réelles ( $E_2 = 2,1 \cdot 10^5$  MPa);
- les éléments (3) relient les tiges métalliques et le bois longitudinal : le module d'élasticité longitudinal de ces éléments, noté  $E_3$ , est pris égal à  $E_1/20$  afin de tenir compte du module d'élasticité transversal du bois; on impose une valeur d'inertie égale à l'inertie totale de la poutre bois pour satisfaire l'hypothèse de Navier-Bernoulli.



(a) maillages de la demi-poutre  
(T1-25 : 47 nœuds, 74 éléments ; T3-12 : 90 nœuds, 148 éléments)



(b) agrandissement de la zone d'assemblage (complète)

**Figure 2.** Modélisation EF de l'assemblage

### 3.3. Sensibilité à la variation des modules de Young

On appelle v.a. d'entrée les v.a. modélisant les modules de Young des deux matériaux (bois et acier) constituant l'assemblage (on suppose donc une homogénéité spatiale des matériaux). Dans ces exemples, une v.a. modélise le module de Young longitudinal du bois (éléments (1)), une le module transversal du bois (éléments (2)) et une le module de chaque barre (éléments (3)); ainsi, le modèle T1-25 comporte 6 v.a. et le modèle T3-12 10 v.a. Une étude paramétrique est menée en faisant varier l'écart type de ces v.a., afin d'appréhender l'effet de leur dispersion sur la réponse du modèle : les déplacements dans la section A (définie sur la figure 2b) et les efforts internes dans les poutres. Les résultats du calcul par EFSS ont été comparés à ceux issus de 10 000 simulations de Monte Carlo (Baroth *et al.*, 2004), (Taleb, 2005).

Différents ordres de troncature de la base polynomiale sont choisis :  $N = 1, \dots, 5$ ;

le cas où  $N = 1$  correspond à un calcul déterministe (avec pour valeurs les moyennes des v.a.); en effet, seul le premier terme de la projection des v.a.  $E_i$  (moyennes des v.a.) sur la base des polynômes d’Hermite est considéré.

La figure 3 montre l’évolution de la moyenne et de la variance du déplacement vertical de la section A de l’élément 1, pour les différents ordres de troncature sur la base des polynômes d’Hermite ( $N = 1, \dots, 5$ ) et les différents jeux choisis pour les coefficients de variation (CdV). Sur cette figure, la notation b10a40, par exemple, désigne un CdV de 10% sur les v.a. associées au module de Young du bois et un CdV de 40% sur les v.a. associées au module de Young de l’acier.

On peut remarquer sur cette figure que plus le CdV est élevé, plus la convergence vers les valeurs cibles issues de la simulation (non représentées ici afin de ne pas alourdir les graphes) est lente. Cependant, même pour un CdV de 40%, la convergence est atteinte pour  $N = 4$ . On remarque aussi que la sensibilité des moyennes des déplacements à la variation du module de Young du bois est la plus importante : les évolutions des moyennes des déplacements lorsque le CdV du module de Young du bois est fixé à 40% sont pratiquement superposées, ce qui signifie que la sensibilité de la réponse à la variation du module de Young de l’acier est faible.

Pour les variances des déplacements, les mêmes remarques peuvent être formulées que pour les moyennes des déplacements. L’influence du CdV du module d’élasticité de l’acier dans ce cas est négligeable pour les déplacements verticaux car on voit clairement que toutes les courbes d’évolution se classent selon les 4 niveaux de variation sur le module d’élasticité du bois (10, 20, 30 et 40 %).

Le tableau 1 confirme la plus grande sensibilité du CdV du déplacement aux

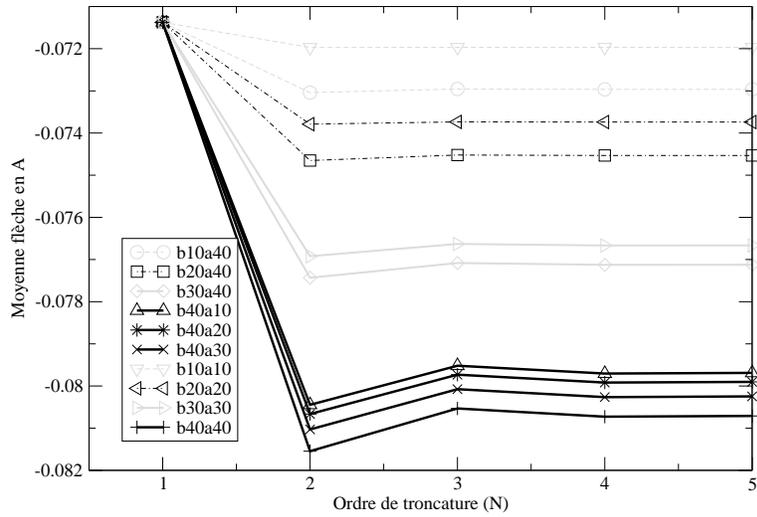
Cas	CdV bois (%)	CdV acier (%)	Moyenne (cm)	CdV (%)
1	10	10	-7,12	8,0
2	10	40	-7,21	8,8
3	40	10	-7,88	30,4

**Tableau 1.** Moyenne et coefficient de variation de la flèche en A (configuration T1-25)

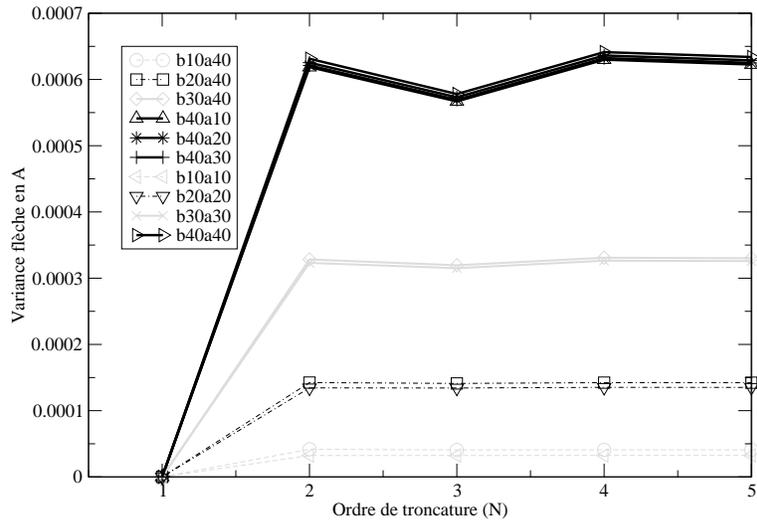
variations du module de Young du bois, par rapport à celui de l’acier, puisque nous constatons une augmentation de 280 % du CdV entre le cas de référence (CdV de 10 % sur le bois et l’acier) et le cas 3 pour une augmentation de 8 % seulement entre le cas 1 et le cas 2 (et des augmentations beaucoup plus faibles des moyennes (resp. 10 et 1,3 %)).

L’évolution de la moyenne de l’effort normal et du moment fléchissant dans la section A est présentée sur la figure 4 en fonction de l’ordre du développement. On observe encore ici une bonne convergence des résultats, pour un ordre limité du développement.

Nous étudions enfin l’influence des CdV des efforts en fonction des modules

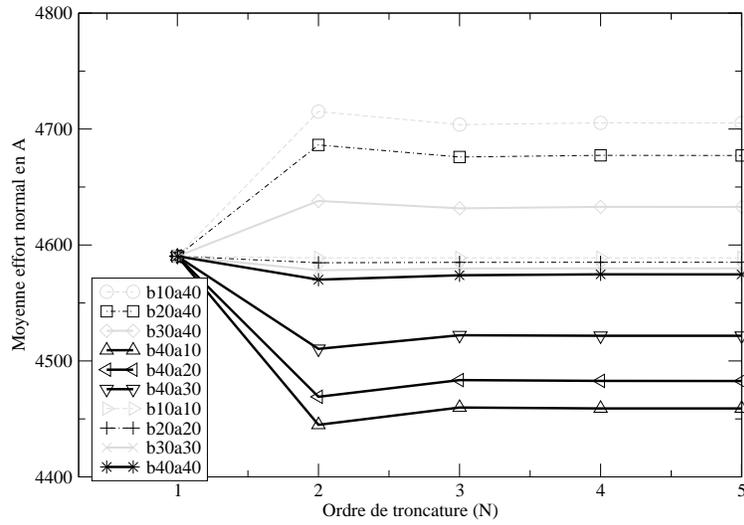


a) moyenne de la flèche en A

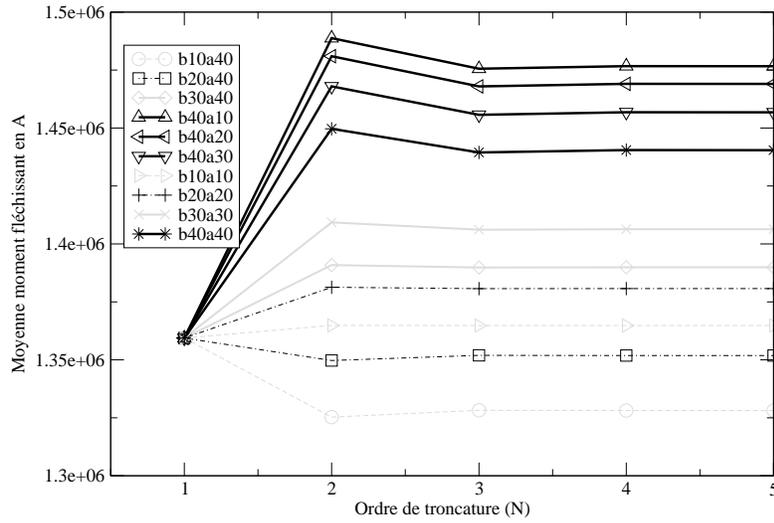


b) variance de la flèche en A

**Figure 3.** Influence de la variabilité des modules de Young sur le déplacement A

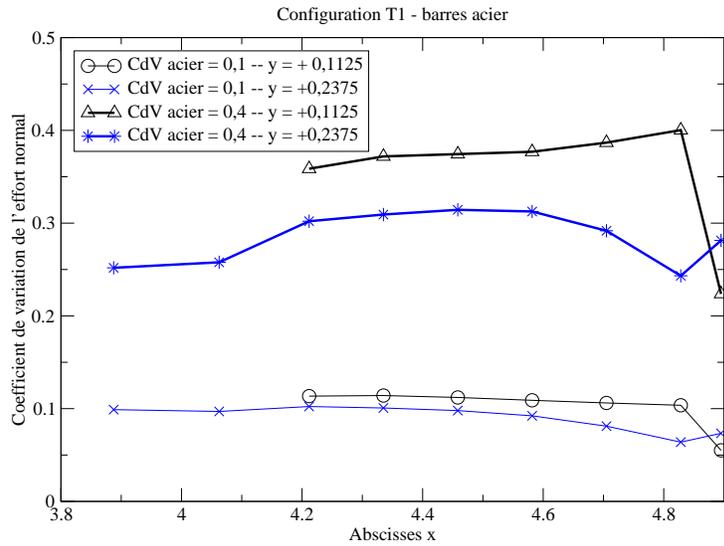


a) moyenne de l'effort normal en A

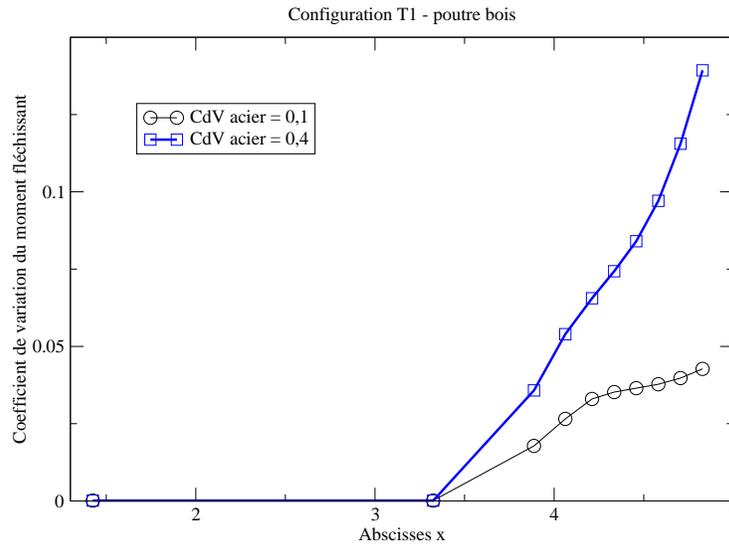


b) moyenne du moment fléchissant en A

**Figure 4.** Influence de la variabilité des modules de Young sur les efforts



a) efforts normaux - barres métalliques



b) moments fléchissants - poutre bois

Figure 5. Coefficients de variation des efforts

de Young. Nous fixons un ordre de troncature  $N = 3$ , suffisant d'après l'étude précédente de convergence numérique, et des CdV des modules de Young des tiges métalliques à 10 %. La figure 5 montre ainsi l'évolution des CdV des efforts normaux le long des tiges métalliques (figure 5a) et des moments fléchissants le long de la poutre bois (figure 5b), pour la configuration T1-25, pour des valeurs des CdV du module de Young du bois de 10 et 40 %.

Sur la figure 5a, nous pouvons remarquer que l'augmentation du CdV du module de Young des tiges métalliques a un effet plus prononcé sur les barres les plus proches de la fibre moyenne de la poutre (les plus courtes). Cette constatation peut également être faite sur le CdV du moment fléchissant le long de la poutre bois dans la zone des tiges métalliques : nous observons sur la figure 5b une plus grande variabilité de CdV de cet effort dans le cas où le module de Young de l'acier présente le CdV le plus important.

*Remarque :*

La v.a. associée aux tiges métalliques dans le modèle a été introduite afin de prendre en compte la variabilité liée à la fois à l'acier et à la couche de colle. Or, la qualité du collage des tiges métalliques est assez difficile à évaluer ; l'apparition de défauts tels que des bulles d'air dans le joint ou un enrobage des tiges présentant des défauts, peut nuire à la performance attendue de l'assemblage. Un bon procédé de collage doit garantir un remplissage optimal du trou en chassant tout l'air qu'il contient. Les résultats précédents pourraient contribuer à analyser l'incidence d'une mauvaise réalisation du joint collé sur la distribution et la dispersion des efforts. C'est dans ce but que nous avons retenus deux cas de variations sur le module de Young des éléments 2 (figure 2b), qui modélisent les tiges métalliques :

- cas 1 (cas d'une bonne réalisation du joint collé) : CdV de 10% ;
- cas 2 (cas d'une mauvaise réalisation du joint collé) : CdV de 40%.

Les résultats obtenus ci-dessus montrent cependant qu'une telle modélisation n'est pas suffisante pour étudier l'influence des défauts de collage sur la réponse de l'assemblage.

### **3.4. Comparaison entre les configurations T1-25 et T3-12**

L'étude expérimentale sur les différentes configurations (Battello, 2002) montre deux modes de ruptures : par arrachage des barres pour la configuration T12 et par traction transversale dans le tiers supérieur de la section de joint pour les configurations T25. Ceci confirme l'intérêt des tiges de petit diamètre qui confèrent à l'assemblage une plus grande ductilité. Il est intéressant de connaître la distribution des moyennes et des coefficients de variations des efforts internes dans la zone d'assemblage. Les dispositions des configurations 1 et 3 ont été étudiées ; le modèle proposé ne permet pas en effet d'observer une différence de sensibilité entre les configurations 1 et 2.

Nous avons retenu pour cette étude des valeurs plus importantes pour les coefficients de variation des modules d'élasticité du bois (25 %) que pour le module des tiges mé-

Configuration	Moyenne (cm)	CdV (%)
T1-25	-7,4	20
T3-12	-7,9	22

**Tableau 2.** *Moyenne et coefficient de variation du déplacement en A*  
(CdV bois = 0,25, CdV acier = 0,1)

talliques (10 %) en raison de la plus grande variabilité du bois.

Sur les figures 6 et 7, on peut remarquer que l'utilisation de plusieurs tiges de petit diamètre, dont la longueur d'arrêt varie, permet une réduction, jointe à une diffusion progressive, des efforts normaux dans les tiges métalliques. La figure 6 montre la réduction des moyennes des efforts grâce à l'usage de plusieurs tiges alors que l'on constate sur la figure 7 des valeurs proches des coefficients de variation de ces efforts. Notre modèle permet donc de constater que le gain sur les moyennes de ces efforts (de l'ordre de 50 %) ne va pas de pair avec une augmentation de la variabilité des efforts et que la sensibilité des assemblages de type T3 est donc comparable à celle des assemblages de type T1.

Les résultats obtenus montrent également une réduction des moyennes des efforts normaux des éléments verticaux reliant les extrémités des tiges métalliques, ainsi qu'une réduction des efforts tranchants dans les tiges de petit diamètre avec des CdV du même ordre de grandeur.

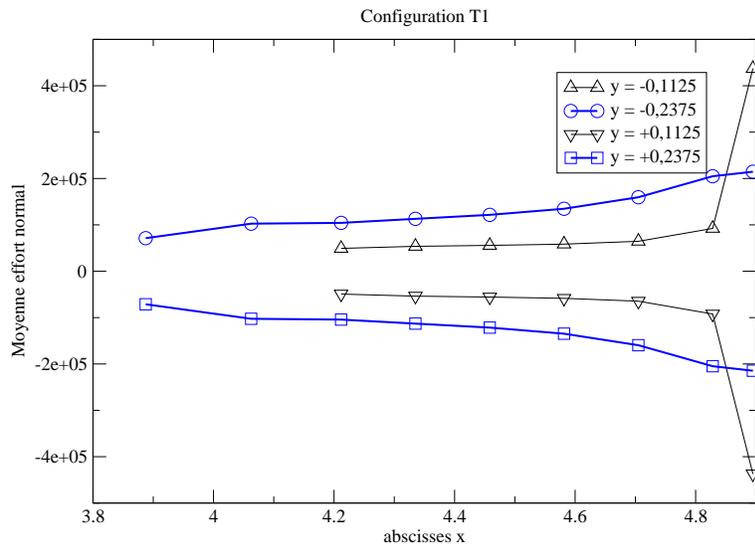
Le tableau 2 montre enfin que le CdV du déplacement du point A de la poutre (cf. figure 2b) est du même ordre de grandeur avec cependant des moyennes légèrement plus importantes lorsque des tiges de petit diamètre sont utilisées.

#### 4. Conclusion

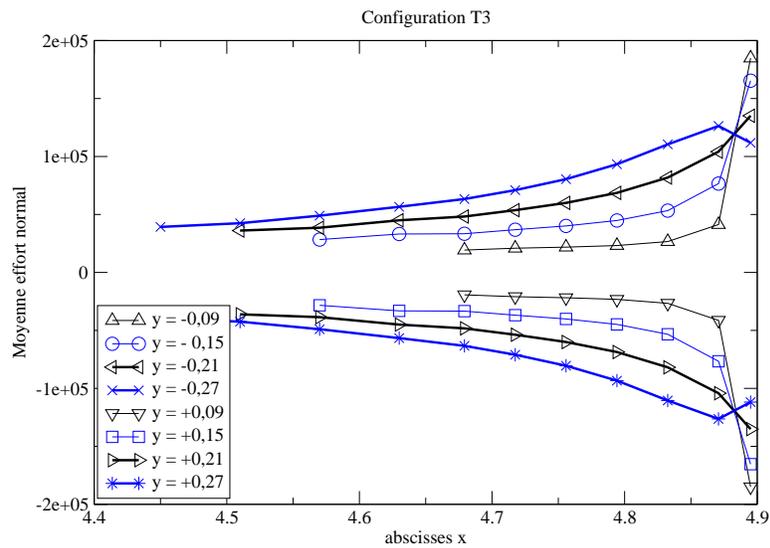
La Méthode des Eléments Finis Stochastiques Spectraux (MEFSS) a été couplée avec le modèle structural d'un assemblage bois par tiges collées. Ce couplage permet d'estimer la moyenne et la variance de la réponse (déplacements nodaux, efforts internes), puis d'analyser la sensibilité de la réponse à l'incertitude sur les modules de Young des matériaux constituant le modèle.

Dans les limites du modèle proposé, on constate une sensibilité des efforts internes par rapport à la variabilité du module de Young du bois et de l'acier du même ordre de grandeur. En revanche, l'analyse a permis de constater une plus grande sensibilité des moyennes et des écart types des déplacements aux variations des modules de Young longitudinal et transversal du bois. L'attention doit être donc portée sur la qualité de ce matériau.

Nous avons enfin mis en évidence la capacité de l'approche à détecter la différence de

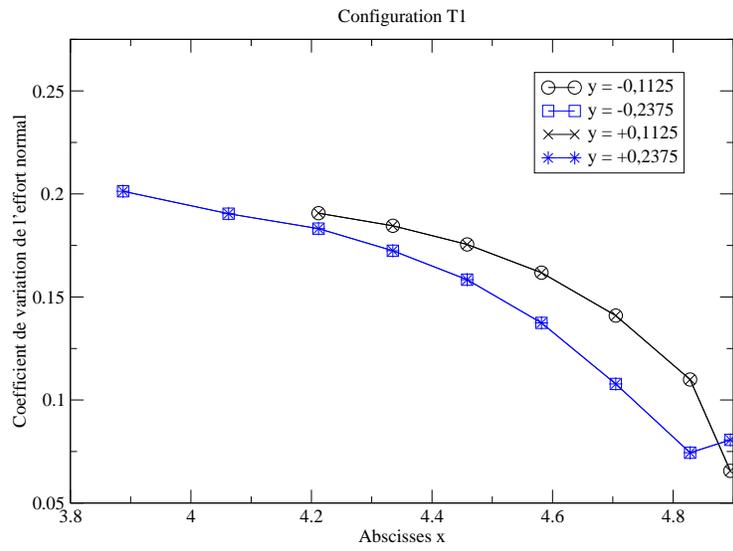


a) Configuration T1-25

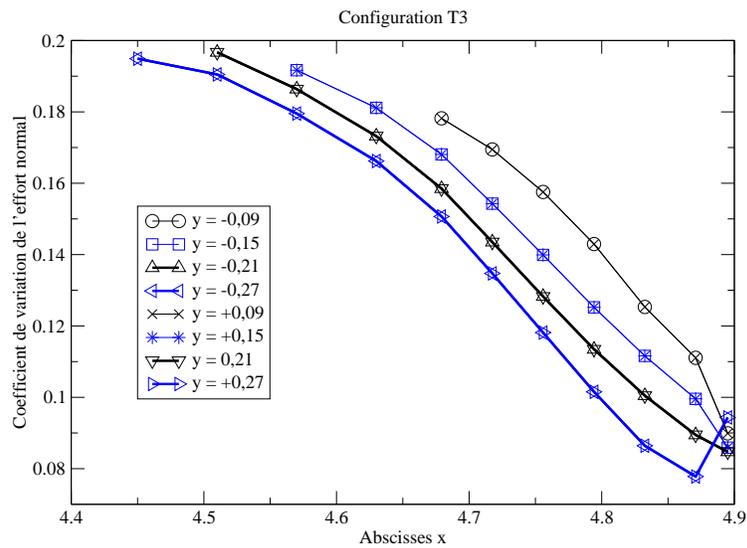


b) Configuration T3-16

Figure 6. Moyenne des efforts normaux dans les tiges métalliques



a) Configuration T1-25



b) Configuration T3-16

Figure 7. Coefficient de variation des efforts normaux dans les tiges métalliques

comportements entre deux types d'assemblages. Cette différence peut être quantifiée en termes de moyenne et de dispersion, et conforte les avantages constatés expérimentalement d'un assemblage comportant des tiges en plus grand nombre et de plus faible diamètre.

Outre l'utilisation d'un modèle déterministe plus précis, mais qui nécessitera alors des temps de calcul plus importants, cette étude peut simplement être complétée selon deux directions : d'une part, par la prise en compte de variables corrélées, travail déjà réalisé théoriquement mais non encore programmé (Taleb, 2005), et d'autre part en estimant des densités de probabilité des déplacements ; celles-ci peuvent être obtenues à faible coût par simulations de Monte-Carlo à partir du développement dont les coefficients sont solution de l'équation [9] (Baroth, 2005), puisqu'il s'agit ici de simuler des réalisations d'un polynôme de v.a. gaussiennes.

## 5. Bibliographie

- Baroth J., Analyse par éléments finis stochastiques de la propagation d'incertitude dans un modèle mécanique non linéaire, Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand, 2005.
- Baroth J., Bodé L., Bressollette P., Fogli M., « Numerical convergence of a Spectral Stochastic Finite Element Method (SSFEM) in lognormal context », *9th Int. Conf. on Applications of Statistics and Probability in civil engineering (ICASP'9)*, Der Kiureghian Ed., Millpress, San Fransisco (USA), p. 217-224, 6-9 July, 2003.
- Baroth J., Bodé L., Bressollette P., Fournely E., Racher P., « Glued-in rod connections in bending : experimental and stochastic finite-element modelling », *Proceedings of the 8th World Conference on Timber Engineering (WCTE 2004)*, Lahti (Finland), 14-17 June, 2004.
- Battello Y., *Étude d'un assemblage bois par tiges collées sollicité en flexion*, Mémoire d'ingénieur, CUST, Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand, 2002.
- Ghanem R., « The nonlinear Gaussian spectrum log-normal stochastic properties », *Journal of Applied Mechanics*, vol. 66, n° 4, p. 964-973, 1999.
- Ghanem R., Spanos M., *Stochastic Finite Elements : A Spectral Approach*, Springer-Verlag, New York, 1991.
- Matthies H., Brenner C., Bucher C., Soares C. G., « Uncertainties in probabilistic numerical analysis of structures and solids - Stochastic Finite Elements », *Structural Safety*, vol. 19, n° 3, p. 283-336, 1997.
- Taleb R., *Étude de sensibilité des assemblages bois par tiges collées par éléments finis stochastiques*, Mémoire de Master 2 Recherche, Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand, 2005.

**ANNEXE POUR LE SERVICE FABRICATION**  
A FOURNIR PAR LES AUTEURS AVEC UN EXEMPLAIRE PAPIER  
DE LEUR ARTICLE ET LE COPYRIGHT SIGNE PAR COURRIER  
LE FICHER PDF CORRESPONDANT SERA ENVOYE PAR E-MAIL

1. ARTICLE POUR LA REVUE :  
*Revue Européenne de Génie Civil. Volume X – n°Y/2006*
2. AUTEURS :  
*R. Taleb\* — J. Baroth\* — L. Bodé\* — Ph. Bressolette\**
3. TITRE DE L'ARTICLE :  
*Étude par éléments finis stochastiques d'assemblages de poutres bois par tiges collées*
4. TITRE ABRÉGÉ POUR LE HAUT DE PAGE MOINS DE 40 SIGNES :  
*Étude par EFS d'assemblages*
5. DATE DE CETTE VERSION :  
*4 janvier 2006*
6. COORDONNÉES DES AUTEURS :
  - adresse postale :  
\* Laboratoire de Génie Civil - Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand-II - BP 206 - 63 174 Aubière Cedex
  - téléphone : 04 73 40 75 26
  - télécopie : 04 73 40 74 94
  - e-mail : philippe.bressolette@lgc.univ-bpclermont.fr
7. LOGICIEL UTILISÉ POUR LA PRÉPARATION DE CET ARTICLE :  
L<sup>A</sup>T<sub>E</sub>X, avec le fichier de style `article-hermes.cls`,  
version 1.23 du 17/11/2005.
8. FORMULAIRE DE COPYRIGHT :  
Retourner le formulaire de copyright signé par les auteurs, téléchargé sur :  
<http://www.revuesonline.com>

SERVICE ÉDITORIAL – HERMES-LAVOISIER  
14 rue de Provigny, F-94236 Cachan cedex  
Tél. : 01-47-40-67-67  
E-mail : [revues@lavoisier.fr](mailto:revues@lavoisier.fr)  
Serveur web : <http://www.revuesonline.com>