

# Assemblages collés, modélisation numérique et homogénéisation

N. Carpentier<sup>1</sup>, M. L. Raffa<sup>1</sup>, O. Klinkova<sup>1</sup>, T. Da Silva Botelho<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Laboratoire Quartz, ISAE-Supméca, 3 rue Fernand Hainaut, 93400 Saint Ouen sur Seine

**Résumé** — De nombreux secteurs industriels développent des assemblages collés métal/composite pour réduire la masse des assemblages et l'impact environnemental. Cependant, la prédiction de leur comportement mécanique est complexifiée par l'influence de plusieurs paramètres (e.g. géométrie, longueur de recouvrement, porosité initiale). Dans l'étude proposée, des schémas d'homogénéisation micromécanique sont utilisés pour tenir compte de la porosité de l'adhésif et son impact sur la réponse mécanique des assemblages collés. Une étude paramétrique est menée pour différents taux de porosité.

**Mots clés** — Éléments finis, assemblages collés, micromécanique, composites, multimatériaux, porosité.

## 1 Introduction

De nombreux secteurs industriels cherchent à trouver de nouveaux matériaux et procédés qui offrent de hautes performances tout en réduisant leur impact énergétique et leur empreinte carbone, notamment en répartissant mieux les contraintes et en allégeant les structures. Dans cette optique, les collages structuraux métal/composite présentent un intérêt considérable. Malgré l'engouement des assemblages collés dans une grande majorité de secteurs industriels tels que les transports, le bâtiment, ou le domaine médical, leur comportement mécanique reste peu maîtrisé et cela complique la prédiction de la qualité et de la durabilité de ces joints.

La maîtrise de leur comportement passe par la compréhension de l'influence de différents paramètres, comme par exemple la longueur de recouvrement (zone de collage) [1, 2, 3], la géométrie [4], la rugosité [5, 6, 7], l'énergie libre de l'interface adhésif/substrat [7] et l'épaisseur du joint de colle [8, 9]. Par ailleurs, une complexité supplémentaire apparaît lorsque les deux substrats présentent une différence de raideur [10]. Enfin, la nature de l'adhésif a un impact important sur la résistance mécanique d'un assemblage collé [11]. En particulier, la présence de vides dans l'adhésif, qui peuvent être induits en phase de fabrication [12], peut induire une perte de résistance significative sous chargements mécaniques [13, 14]. Ces phénomènes microscopiques sont rarement pris en compte dans les modèles d'assemblages collés présents dans la littérature, qui se focalisent pour la plupart sur des simulations par éléments finis (EF) à l'échelle macroscopique [15, 16, 17].

Dans ce travail, on se propose d'analyser l'influence d'un taux de porosité initiale de l'adhésif sur la réponse globale d'un assemblage collé soumis à un chargement mécanique quasi-statique. En détail, les propriétés équivalentes d'un adhésif avec porosité sont dérivées via des schémas d'homogénéisation à champs effectifs. Ces propriétés homogénéisées sont ensuite implémentées dans un modèle éléments finis (MEF) d'un assemblage collé. Différents schémas sont comparés et différents taux de porosité sont investigués.

## 2 Méthodologie

### 2.1 Homogénéisation micromécanique de l'adhésif

La porosité initiale de l'adhésif peut avoir un impact sur la tenue mécanique des structures collées dans la mesure où elle peut affaiblir ses propriétés effectives. L'une des façons de la prendre en compte consiste à employer des techniques d'homogénéisation micromécanique.

Afin d'obtenir les propriétés homogénéisées, Eshelby [18] propose un cadre mathématique qui sera la fondation des modèles que l'on se propose d'utiliser. Le problème posé par Eshelby considère un ma-

tériau biphasé, constitué d'une phase considérée comme infinie et isotrope, appelée matrice, et une seconde phase, l'inclusion, de forme ellipsoïdale, qui est noyée dans la matrice. La résolution est traitée en deux temps. Dans un premier temps, l'inclusion seule est soumise à une déformation libre de contrainte (comme le serait un gonflement résultant d'une déformation thermique). Dans un second temps, l'inclusion déformée, est réintégrée dans la matrice, qui va contraindre l'inclusion. La déformation résultante  $\underline{\underline{\epsilon}}^c$  est donnée par l'Eq. (1) :

$$\underline{\underline{\epsilon}}^c = \underline{\underline{S}}^E : \underline{\underline{\epsilon}}^* \quad (1)$$

où  $\underline{\underline{\epsilon}}^*$  est la déformation libre et  $\underline{\underline{S}}^E$  est le tenseur (d'ordre 4) d'Eshelby.

Dans le cas particulier d'une inclusion sphérique, on obtient une forme simple du tenseur d'Eshelby Eq. (2) en fonction de  $k$ , module de compressibilité isostatique et de  $G$ , module de cisaillement [19] :

$$\underline{\underline{S}}^E = \frac{3k}{3k+4G} \underline{\underline{J}} + \frac{6(k+2G)}{5(3k+4G)} \underline{\underline{K}} \quad (2)$$

où  $\underline{\underline{J}} = \frac{1}{3} \underline{\underline{\delta}} \otimes \underline{\underline{\delta}}$  et  $\underline{\underline{K}} = \underline{\underline{I}} - \underline{\underline{J}}$ , avec  $\underline{\underline{\delta}}$  le tenseur de Kronecker et  $\underline{\underline{I}}$  le tenseur identité d'ordre 4.

Plusieurs schémas d'homogénéisation, basés sur la théorie d'Eshelby, peuvent être adoptés, selon que l'on considère les porosités comme dispersées (e.g. modèle dilué) ou mécaniquement indépendantes selon l'hypothèse de non-interaction [20] (e.g. modèle de Mori-Tanaka).

Dans le cas du modèle dilué [21], le tenseur d'élasticité homogénéisé  $\underline{\underline{\tilde{C}}}$  s'écrit sous la forme :

$$\underline{\underline{\tilde{C}}} = \underline{\underline{C}}^m : (\underline{\underline{I}} - c_v \underline{\underline{A}}^r) \quad (3)$$

où  $c_v$  représente la fraction volumique (taux) des porosités,  $\underline{\underline{C}}^m$  le tenseur d'élasticité de la matrice, et  $\underline{\underline{A}}^r = (\underline{\underline{I}} - \underline{\underline{S}}^E)^{-1}$  est le tenseur de localisation.

Dans le cas du modèle de Mori-Tanaka [22], le tenseur d'élasticité homogénéisé prend la forme suivante :

$$\underline{\underline{\tilde{C}}} = (1 - c_v) \underline{\underline{C}}^m : [(1 - c_v) \underline{\underline{I}} + c_v \underline{\underline{A}}^r]^{-1} \quad (4)$$

Selon leurs hypothèses de base, le modèle dilué et le modèle de Mori-Tanaka se distinguent par leur capacité à prendre en compte des taux de porosité plus ou moins importants.

## 2.2 Modèle numérique

Pour mieux comprendre les différences entre les deux modèles d'homogénéisation présentés, on utilise une simulation numérique par MEF, basée sur les travaux de Barbosa et al. [23]. On modélise sous Abaqus® l'assemblage axisymétrique de deux tubes concentriques collés avec une zone de recouvrement de 20 mm et sollicité en traction simple. Un chargement quasi-statique en déplacement est imposé au sommet du tube extérieur. Le principe de la simulation numérique est décrit dans la Fig. 1.

Ce type d'essai se traduit par un cisaillement pur pour l'adhésif (Mode II). Les deux tubes (ou substrats) sont en alliage d'aluminium AW6082 T651 et l'adhésif est en Araldite® 2015. Le comportement des substrats est modélisé par une loi élasto-plastique, tandis que celui de l'adhésif est représenté par une loi de traction-séparation bilinéaire. Le modèle de référence reprend les données matériaux du travail de Barbosa et al. [23], synthétisés dans les Tableaux 1 et 2. Le maillage, après validation via un étude de convergence, est en accord avec [23]. Les substrats sont maillés avec des EF quadrangulaires linéaires et l'adhésif est représenté au moyen d'EF cohésifs quadrangulaires linéaires.

	Mode I	Mode II, III
Contrainte nominale (MPa)	21.63	17.9
Énergie de fracture (N/mm)	0.43	4.7

TABLE 1 – Paramètres de la loi de traction-séparation d'adhésif (issus de [23]).

	Substrat	Adhésif
Module de Young (MPa)	70070	1850
Module de Cisaillement (MPa)	-	700
Coefficient de Poisson (-)	0.33	-
Limite d'élasticité (MPa)	261.67	-
Contrainte à la rupture (MPa)	324	-
Allongement relatif (-)	0.217	-

TABLE 2 – Paramètres matériaux de référence pour la simulation par éléments finis (issus de [23]).

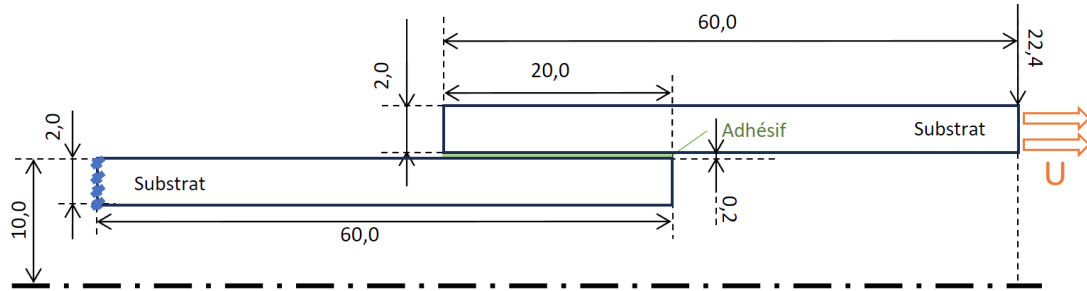


FIGURE 1 – Représentation schématique de deux tubes concentriques collés sollicités en traction.

### 2.3 Démarche

A partir des propriétés mécaniques de référence, on applique les deux schémas d'homogénéisation considérés, à savoir le modèle dilué et le modèle de Mori-Tanaka, afin de déduire les propriétés mécaniques effectives de l'adhésif à différents taux de porosité.

On observe alors l'effet de la porosité initiale, pour chaque modèle, sur la loi de traction-séparation de l'adhésif. Enfin, on mène une étude paramétrique sur le modèle MEF pour déterminer l'effet sur le comportement de l'assemblage collé.

## 3 Résultats

En premier lieu, on observe l'influence de la porosité sur les propriétés élastiques de l'adhésif. La Fig. 2 donne l'évolution du module de compression isostatique et du module de cisaillement de l'adhésif en fonction du taux de porosité pour chaque modèle. Elle montre la décroissance des modules de

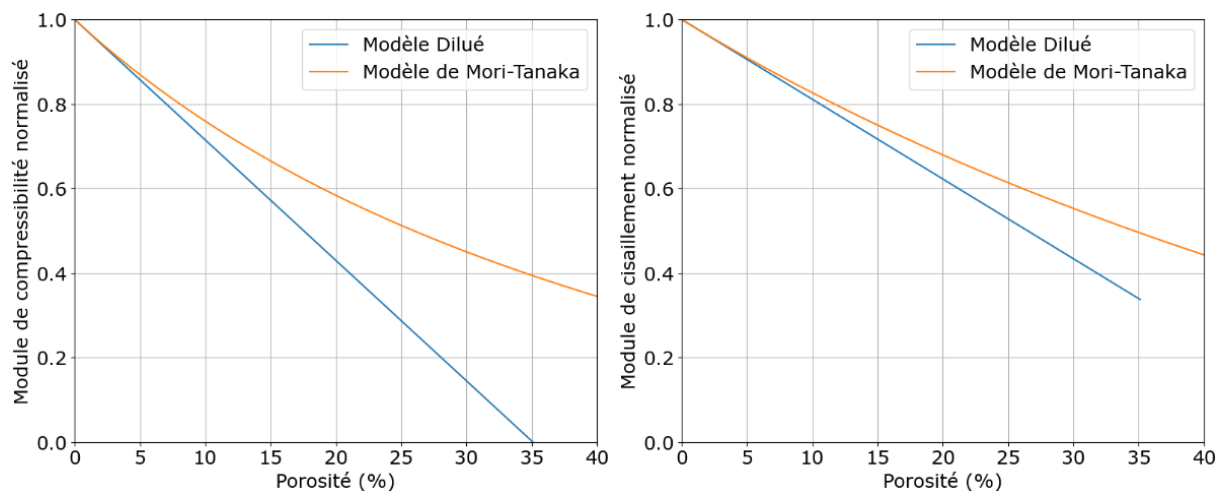


FIGURE 2 – Variation normalisée des modules de compressibilité et de cisaillement pour différents taux de porosité d'un polymère avec des paramètres d'origine issus du tableau 2.

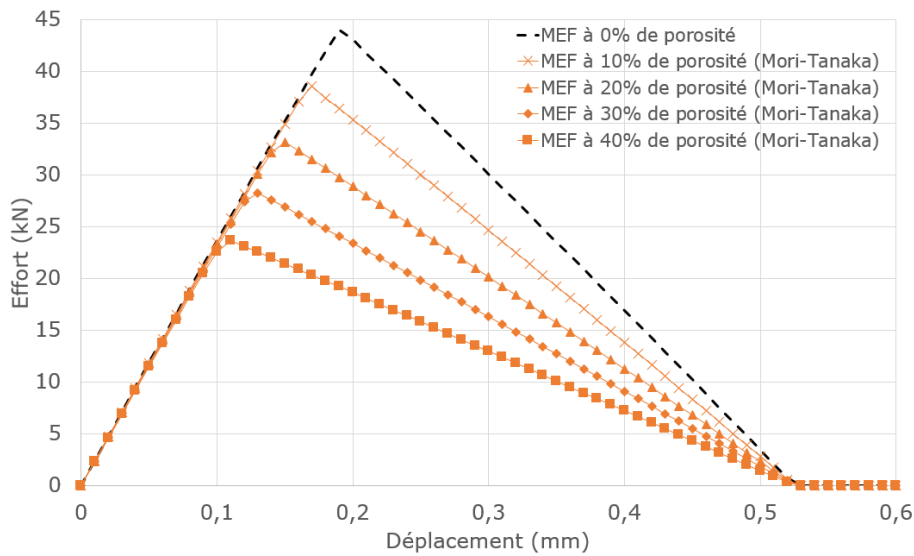


FIGURE 3 – Courbes d’effort-déplacement pour différents taux de porosité traités avec le schéma de Mori-Tanaka.

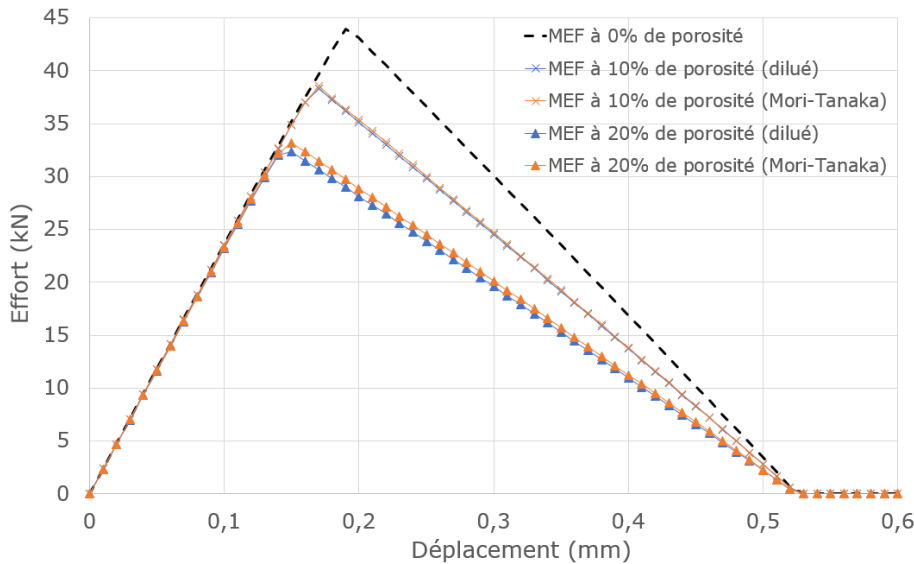


FIGURE 4 – Courbes d’effort-déplacement pour différents taux de porosité traités avec les modèles dilué et de Mori-Tanaka.

compressibilité et de cisaillement de l’adhésif avec le taux de porosité. On observe que le modèle dilué à un comportement linéaire, qui tend rapidement vers zéro, ce qui n’est pas le cas pour le schéma de Mori-Tanaka. Un écart de 14% est déjà observable sur le module de compressibilité isostatique entre les deux schémas à partir d’un taux de porosité de 15%. Il est important de remarquer que le schéma dilué perd en validité au delà d’un seuil de 10 – 20% [24, 25], contrairement au schéma de Mori-Tanaka, qui peut donner des résultats fiables à des taux de porosité plus élevés [20, 26].

Les Figs. 3 et 4 montrent la réponse macroscopique (effort-déplacement) de la simulation EF décrite en Fig. 1. On observe d’abord le comportement élastique de la structure collée, jusqu’à un seuil d’effort maximal où l’adhésif commence à s’endommager. Après ce seuil, l’effort chute à mesure que l’adhésif est endommagé. La Fig. 3 montre l’influence du taux de porosité sur le comportement global avec le schéma de Mori-Tanaka. La force de pic ainsi que l’évolution de l’endommagement (comportement post-pic) semblent être fortement influencés par la porosité de l’adhésif. On peut remarquer un écart de 46,3% sur l’effort maximal subit par l’assemblage entre la simulation à 0% de porosité et celle à 40%. Ces mêmes considérations sont valides également dans le cas du schéma dilué. Dans la Fig. 4, pour un taux de porosité de 10% les deux schémas donnent des résultats confondus, avec un écart en terme de force de pic de 0,6%, tandis que pour un taux de porosité de 20% l’écart est de 2,5%.

## 4 Conclusion

Dans l'étude proposée, des schémas d'homogénéisation micromécanique sont utilisés pour tenir compte de la porosité de l'adhésif et son impact sur la réponse mécanique d'un assemblage collé tubulaire soumis à un chargement de traction. Une étude paramétrique est menée pour des taux de porosité allant de 0% à 40% et deux techniques d'homogénéisation micromécanique, notamment les modèles dilué et de Mori-Tanaka, sont comparées.

Il a été montré que certains modèles peuvent atteindre leurs limites à mesure que le taux de porosité augmente, le modèle dilué par exemple, pour la particulière configuration étudiée, perd en sens quand la porosité atteint 35%, car les propriétés obtenues grâce au modèle ne sont plus physiques avec nos données d'entrée. Les résultats obtenus ont montré que la porosité initiale de l'adhésif a un impact significatif sur le comportement global de l'assemblage collé, notamment en terme d'effort maximal supporté. Cette influence est plus marquée avec le modèle de Mori-Tanaka, ce dernier étant plus robuste pour des taux de porosité élevés (> 20%).

Ces résultats sont prometteurs, mais des recherches futures devront explorer des modèles micromécaniques plus complexes pour une meilleure représentation de la porosité. De plus, une validation expérimentale de ces modèles est nécessaire pour confirmer la démarche proposée.

## Références

- [1] Z. Qin, K. Yang, J. Wang, L. Zhang, J. Huang, H. Peng, and J. Xu. The effects of geometrical dimensions on the failure of composite-to-composite adhesively bonded joints. *The Journal of Adhesion*, 97(11) :1024–1051, 2020.
- [2] H. A. Al-Zubaidy, X. L. Zhao, and R. Al-Mahaidi. Dynamic bond strength between CFRP sheet and steel. *Composite Structures*, 94(11) :3258–3270, 2012.
- [3] E. M. Moya-Sanz, I. Ivañez, and S. K. Garcia-Castillo. Effect of the geometry in the strength of single-lap adhesive joints of composite laminates under uniaxial tensile load. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 72 :23–29, 2017.
- [4] S.M.J. Razavi, F. Berto, M. Peron, and J. Torgersen. Parametric study of adhesive joints with non-flat sinusoid interfaces. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 93 :44–55, 2018.
- [5] D. Zhang and Y. Huang. Influence of surface roughness and bondline thickness on the bonding performance of epoxy adhesive joints on mild steel substrates. *Progress in Organic Coatings*, 153 :106135, 2021.
- [6] A. Bechikh, O. Klinkova, Y. Maalej, I. Tawfiq, and R. Nasri. Sandblasting parameter variation effect on galvanized steel surface chemical composition, roughness and free energy. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 102 :102653, 2020.
- [7] A. Bechikh, O. Klinkova, Y. Maalej, I. Tawfiq, and R. Nasri. Effect of dry abrasion treatments on composite surface quality and bonded joints shear strength. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 113 :103058, 2022.
- [8] R. Lopes Fernandes, M. K. Budzik, R. Benedictus, and S. Teixeira de Freitas. Multi-material adhesive joints with thick bond-lines : Crack onset and crack deflection. *Composite Structures*, 266 :113687, 2021.
- [9] S. E. Yamada. Elastic/plastic fracture analysis for bonded joints. *Engineering Fracture Mechanics*, 27(3) :315–328, 1987.
- [10] M.D. Banea, M. Rosioara, R.J.C. Carbas, and L.F.M. da Silva. Multi-material adhesive joints for automotive industry. *Composites Part B : Engineering*, 151 :71–77, 2018.
- [11] C. Li, L. Ke, J. He, Z. Chen, and Y. Jiao. Effects of mechanical properties of adhesive and CFRP on the bond behavior in CFRP-strengthened steel structures. *Composite Structures*, 211 :163–174, 2019.
- [12] C. Pupin, A. Ross, C. Dubois, J. Rietsch, N. Vernet, and E. Ruiz. Formation and suppression of volatile-induced porosities in an RTM epoxy resin. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 94 :146–157, 2017.
- [13] S. F. M. de Almeida and Z. dos Santos Nogueira Neto. Effect of void content on the strength of composite laminates. *Composite Structures*, 28(2) :139–148, 1994.
- [14] V. Dumont, C. Badulescu, G. Stamoulis, J. Adrien, E. Maire, A. Lefèvre, and D. Thévenet. On the influence of mechanical loadings on the porosities of structural epoxy adhesives joints by means of in-situ x-ray microtomography. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 99 :102568, 2020.
- [15] J.A.B.P. Neto, R.D.S.G. Campilho, and L.F.M. da Silva. Parametric study of adhesive joints with composites. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 37 :96–101, 2012.

- [16] D.L. Alves, R.D.S.G. Campilho, R.D.F. Moreira, F.J.G. Silva, and L.F.M. da Silva. Experimental and numerical analysis of hybrid adhesively-bonded scarf joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 83 :87–95, 2018.
- [17] J.J.M. Machado, P.M-R. Gamarra, E.A.S. Marques, and Lucas F.M. da Silva. Numerical study of the behaviour of composite mixed adhesive joints under impact strength for the automotive industry. *Composite Structures*, 185 :373–380, 2018.
- [18] J. D. Eshelby. The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 241(1226) :376–396, 1957.
- [19] T. Mura and D. M. Barnett. *Micromechanics of Defects in Solids*, volume 50. ASME International, jun 1983.
- [20] I. Sevostianov and M. Kachanov. Effective properties of heterogeneous materials : Proper application of the non-interaction and the “dilute limit” approximations. *International Journal of Engineering Science*, 58 :124–128, 2012.
- [21] L. Dormieux, D. Kondo, and F. Ulm. *Microporomechanics*. Wiley, 2006.
- [22] T. Mori and K. Tanaka. Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions. *Acta Metallurgica*, 21(5) :571–574, 1973.
- [23] D. R. Barbosa, R. D. S. G. Campilho, R. J. B. Rocha, and L. R. F. Ferreira. Experimental and numerical assessment of tensile loaded tubular adhesive joints. *The Journal of Materials : Design and Applications*, 2019.
- [24] B. Raju, S.R. Hiremath, and D. Roy Mahapatra. A review of micromechanics based models for effective elastic properties of reinforced polymer matrix composites. *Composite Structures*, 204 :607–619, 2018.
- [25] P. Li, Q. Wang, and S. Shi. Differential scheme for the effective elastic properties of nano-particle composites with interface effect. *Computational Materials Science*, 50(11) :3230–3237, 2011.
- [26] M. Kachanov and I. Sevostianov. *Effective Properties of Heterogeneous Materials*. Springer Netherlands, 2013.