

Practical sand transport formula for non-breaking waves and currents
Công thức thực dụng tính vận chuyển cát cho sóng không vỡ
và dòng chảy

Dominic A. van der A. • Jan S. Ribberink • Jebbe J. van der Werf,
Tom O'Donoghue • René H. Buijsrogge • Wouter M. Kranenburg

Biên dịch: Nguyễn Quang Chiến
GV Bộ môn Công trình biển và đường thủy
Trường Đại học Thủy lợi



Source: Pixabay

Practical sand transport formula for non-breaking waves and currents

Công thức thực dụng tính vận chuyển cát cho sóng không vỡ và dòng chảy

Dominic A. van der A.^{a*}, Jan S. Ribberink^b, Jebbe J. van der Werf,
Tom O'Donoghue, René H. Buijsrogge, Wouter M. Kranenburg

^a University of Aberdeen, School of Engineering, King's College, Aberdeen, AB24 3UE, United Kingdom

^b Water Engineering and Management, University of Twente, P.O. Box 217, 7500 AE, Enschede, The Netherlands

^c Marine and Coastal Systems, Deltares, P.O. Box 177, 2600 MH, Delft, The Netherlands

* Corresponding Author | Tác giả liên hệ

Received: 22 November 2012 / Revised: 22 January 2013 / Accepted: 24 Jan 2013 / Available online: 28 Feb 2013.

Nhận bài: 22-11-2012 / Chỉnh sửa xong: 22-01-2013 / Chấp nhận: 24-01-2013 / Đăng bài trực tuyến: 28-02-2013.

Tóm tắt nội dung

Many existing practical sand transport formulae for the coastal marine environment are restricted to a limited range of hydrodynamic and sand conditions. This paper presents a new practical formula for net sand transport induced by non-breaking waves and currents. The formula is especially developed for cross-shore sand transport under wave-dominated conditions and is based on the semi-unsteady, half wave-cycle concept, with bed shear stress as the main forcing parameter. Unsteady phase-lag effects between velocities and concentrations, which are especially important for rippled bed and fine sand sheet-flow conditions, are accounted for through parameterisations. Recently-recognised effects on the net transport rate related to flow acceleration skewness and progressive surface waves are also included. To account for the latter, the formula includes the effects of boundary layer streaming and advection effects which occur under real waves, but not in oscillatory tunnel flows. The formula is developed using a database of 226 net transport rate measurements from large-scale oscillatory flow tunnels and a large wave flume, covering a wide range of full-scale flow conditions and uniform and graded sands with median diameter ranging from 0.13 mm to 0.54 mm. Good overall agreement is obtained between observed and predicted net transport rates with 78% of the predictions falling within a factor 2 of the measurements. For several distinctly different conditions, the behaviour of the net transport with increasing flow strength agrees well with observations, indicating that the most important transport processes in both the rippled bed and sheet flow regime are well captured by the formula. However, for some flow conditions good quantitative agreement could only be obtained by introducing separate calibration parameters. The new formula has been validated against independent net transport rate data for oscillatory flow conditions and steady flow conditions.

Nhiều công thức thực dụng hiện có để vận chuyển cát ở môi trường ven biển đều bị hạn chế trong khoảng giá trị thủy động lực và trầm tích nhất định. Bài báo này trình bày một công thức thực dụng mới để tính vận chuyển bùn cát tịnh do sóng không vỡ và dòng chảy. Công thức này được thiết lập riêng cho vận chuyển bùn cát ngang bờ trong điều kiện sóng chi phối, và được dựa trên khái niệm nửa chu kỳ sóng, bán phi ổn định, với ứng suất tiếp ở đáy là lực đẩy chủ yếu. Những hiệu ứng trễ pha không ổn định giữa lưu tốc và nồng độ, vốn cực kỳ quan trọng với đáy gợn cát và các điều kiện dòng chảy rửa trôi cát mịn đều được tính bằng cách tham số hóa. Những hiệu ứng gần đây được phát hiện đối với lượng vận chuyển tịnh gắn với độ thiên lệch gia tốc và sóng bề mặt lan truyền cũng được tính đến. Để xét yếu tố thứ hai, công thức đã bao gồm ảnh hưởng của dòng lớp biên và các hiệu ứng chuyển tải hướng ngang vốn xảy ra ở sóng thực, chứ không phải ở dòng chảy dao động trong phòng thí nghiệm. Công thức được phát triển dựa trên cơ sở dữ liệu gồm 226 trị số đo lường vận chuyển tịnh từ những ống dao động lớn đến máng sóng lớn, bao trùm một phổ rộng những điều kiện dòng chảy thực tế cùng cát hạt đều cũng như cấp phối với đường kính trung vị từ 0.13 mm đến 0.54 mm. Đã nhận được sự phù hợp chung giữa các lưu lượng vận chuyển tịnh thực đo và dự đoán khá tốt, với 78% kết quả dự tính nằm trong khoảng từ nửa đến 2 lần giá trị đo. Với một số điều kiện khác biệt rõ, động thái của vận chuyển tịnh theo dòng chảy mạnh dần đều phù hợp với quan trắc; cho thấy rằng những quá trình vận chuyển ở cả đáy gợn sóng lẫn chế độ chảy rửa trôi đều được công thức nắm bắt tốt. Tuy vậy, với một số điều kiện dòng chảy thì sự phù hợp định tính tốt chỉ có thể nhận được bằng cách đưa vào những tham số hiệu chỉnh riêng biệt. Công thức mới đã được kiểm định với số liệu lưu lượng vận chuyển độc lập cho các điều kiện dòng dao động và dòng ổn định.

Keywords: Sediment transport formula; Sheet flow; Ripples; Bed shear stress; Phase lag effects; Advection effects

Từ khóa: công thức vận chuyển bùn cát; dòng rửa trôi; gợn cát; ứng suất tiếp tại đáy; hiệu ứng trễ pha; hiệu ứng chuyển tải

Highlights | Điểm nổi bật

- We present a new formula for net sand transport by non-breaking waves and currents.
Chúng tôi trình bày một công thức mới để tính vận chuyển cát tịnh gây bởi sóng không vỡ và dòng chảy.
- It is developed using a database of 226 full-scale net transport rate measurements.
Nó được phát triển qua một cơ sở dữ liệu 226 số đo lưu lượng vận chuyển cát tịnh thực tế.
- The semi-unsteady formula accounts for phase lag effects in the wave boundary layer.
Công thức bán phi ổn định có tính đến hiệu ứng trễ pha trong lớp biên sóng.
- Progressive wave boundary layer streaming and advection effects are included.
Có xét đến các hiệu ứng chuyển tải ngang và dòng lớp biên do sóng lan truyền.
- 78% of the net transport predictions fall within a factor 2 of the measurements.
78% số kết quả dự đoán vận chuyển tịnh rơi vào khoảng từ nửa đến 2 lần giá trị thực đo.

1 Introduction | Giới thiệu

In recent years a substantial body of field- and laboratory-based research has been devoted to measuring sand transport processes induced by waves and currents, and predictive approaches for the net, wave-averaged sand transport have been developed. Generally, these approaches can be classified as process-based numerical models or parameterised (engineering) formulae. Process-based models represent many of the detailed physical processes involved in sand transport by waves and currents, and resolve the vertical and sometimes also the horizontal structure of the time-dependent, intra-wave velocity and sand concentration fields. Such models (see e.g. Henderson et al., 2004; Holmedal and Myrhaug, 2009; Hassan and Ribberink, 2010) are often restricted to specific flow and sand conditions, require relatively long computation times and are therefore generally not implemented in coastal morphodynamic models. Parameterised sand transport formulae on the other hand, consist of a set of relatively simple equations often covering a wide range of flow and sand conditions, require short computation times and can be implemented easily in coastal morphodynamic models.

Practical sand transport formulae for the coastal marine environment are generally semi-empirical formulae which can be classified as time-averaged, quasi-steady or semi-unsteady. Based on approaches used for fluvial sediment transport, time-averaged formulae predict sand transport at a timescale that is much longer than the wave period, using wave-averaged values of velocity and sand concentration. The Bijker (1971) formula is an example of a widely-used time-averaged transport formula, in which waves act as stirring agent for the current-related transport (suspended load and bed load). In time-averaged formulae, the total net transport is always in the direction of the mean current and the wave-related transport component is not taken into account.

Quasi-steady formulae calculate intra-wave sand transport, with the assumption that the instantaneous sand transport relates only to the instantaneous forcing parameter, either the flow velocity or bed shear stress. Commonly-used quasi-steady formulae predict non-zero net transport resulting from velocity skewness, as occurs under

Những năm gần đây, có nhiều nghiên cứu hiện trường và trong phòng thí nghiệm chuyên về đo đạc quá trình vận chuyển cát do sóng và dòng chảy, cũng như phát triển cách tiếp cận dự đoán về lưu lượng vận chuyển cát ròng, trung bình theo sóng. Nhìn chung, những cách tiếp cận này có thể được phân loại thành mô hình số trị dựa theo quá trình, hoặc các công thức (kỹ thuật) được tham số hoá. Các mô hình dựa theo quá trình đều thể hiện đa số các quá trình vật lý chi tiết có trong sự vận chuyển cát do sóng và dòng chảy, cũng như phân giải cấu trúc theo phương đứng (đôi khi theo phương ngang) của trường hàm lượng cát và vận tốc biến đổi theo thời gian trong từng cơn sóng. Những mô hình như vậy (xem chẳng hạn Henderson & nnk., 2004; Holmedal và Myrhaug, 2009; Hassan và Ribberink, 2010) thường chỉ hạn chế áp dụng cho kiểu dòng chảy và điều kiện cát riêng, yêu cầu thời gian tính toán khá lâu và do đó thường không được cài đặt trong các mô hình động lực hình thái bờ biển. Mặt khác những công thức vận chuyển cát được tham số hoá lại bao gồm một hệ các phương trình tương đối đơn giản, thường bao trọn một khoảng rộng các điều kiện cát và dòng chảy, yêu cầu thời gian tính toán ngắn và có thể dễ dàng cài đặt trong các mô hình động lực hình thái bờ biển.

Những công thức thực dụng để tính cho môi trường biển ven bờ thường thuộc dạng bán kinh nghiệm, vốn có thể được xếp vào thể loại trung bình thời gian, giả ổn định hoặc bán phi ổn định. Dựa trên những cách tiếp cận dùng trong vận chuyển bùn cát sông ngòi, các công thức trung bình thời gian đều dự đoán vận chuyển bùn cát ở quy mô thời gian dài hơn nhiều so với chu kỳ sóng, sử dụng các giá trị trung bình của vận tốc và nồng độ cát. Công thức Bijker (1971) là một ví dụ cho dạng công thức trung bình thời gian được sử dụng rộng rãi, trong đó sóng giữ vai trò khuấy động cho vận chuyển bùn cát do dòng chảy (sức tải cát lơ lửng và di đáy). Trong những công thức trung bình thời gian, lượng vận chuyển bùn cát tịnh thì luôn theo hướng dòng chảy trung bình còn thành phần vận chuyển bùn cát do sóng thì không được xét đến.

Những công thức giả ổn định thì tính toán vận chuyển cát trong từng cơn sóng, với giả thiết rằng lượng chuyển cát tức thời chỉ liên quan đến các tham số lực đẩy tức thời,

Stokes-type waves (e.g. Bailard, 1981; Ribberink, 1998; Soulsby and Damgaard, 2005; Wang, 2007), but most do not account for transport resulting from acceleration skewness, as occurs under sawtooth-shaped waves (Van der A et al., 2010; Watanabe and Sato, 2004). Formulae that do account for both velocity and acceleration skewness have mostly been developed for sheet-flow conditions (e.g. Gonzalez-Rodriguez and Madsen, 2007; Nielsen, 2006; Suntoyo et al., 2008) and do not apply to lower energy conditions when the bed is generally covered with ripples.

The assumption of quasi-steadiness only holds for conditions for which the reaction time of sand particles is short relative to the wave period. In other words, the pick-up and settling of sand particles must take place in a much shorter time than the wave period. This assumption is not the case for fine sand sheet-flow conditions (Dohmen-Janssen et al., 2002; O'Donoghue and Wright, 2004; Van der A et al., 2009) and rippled bed conditions (Van der Werf et al., 2007), where phase lag effects can significantly affect the magnitude and sometimes even the direction of the net transport rate. Semi-unsteady formulae have been developed to account for phase lag effects in sheet-flow conditions (Camenen and Larson, 2007; Dibajnia and Watanabe, 1992), rippled bed conditions (Nielsen, 1988; Van der Werf et al., 2006) and for both sheet-flow and ripple conditions (Silva et al., 2006; Van Rijn, 2007a,b,c).

Existing transport formulae are based for the most part on experimental data from oscillatory flow tunnels, in which the flow is horizontal and horizontally uniform. However, net transport rate experiments carried out in large wave flumes (Dohmen-Janssen and Hanes, 2002; Ribberink et al., 2000; Schretlen et al., 2011) indicate that the added complexities in the hydrodynamics of surface waves compared to tunnel flows can be important in determining the net sand transport. Kranenburg et al. (2013) use a detailed advection-diffusion boundary layer sand transport model and the above mentioned tunnel and flume data to quantify the importance of progressive wave, streaming-related, bed shear stress (wave Reynolds stress) and, at least for fine sand, of vertical advection of sand by vertical orbital velocities and horizontal advection of sand by gradients in the horizontal sediment flux. Existing transport models do not account for these real wave effects, although Nielsen (2006) does incorporate a streaming-related bed shear stress in his formulation, while Van Rijn (2007a) incorporates streaming by adding a small steady current at the edge of the wave boundary layer. Nielsen (2006) has shown that the net transport of medium sand is better predicted when a streaming-related mean bed shear stress is added to the instantaneous oscillatory bed shear stress in a 'quasi-steady' Meyer-Peter and Müller type sand transport formula.

This paper presents a new semi-unsteady formula for predicting net sand transport under waves and currents. Based on an extensive dataset of measurements of net sand transport rates from large-scale laboratory experiments, covering a wide range of hydraulic conditions and transport regimes, the formula can be applied to rippled bed and sheet-flow conditions, incorporates phase lag and flow acceleration effects, and can be applied to both os-

nghĩa là vận tốc dòng hay ứng suất tiếp đáy. Những công thức giả ổn định thông dùng đều dự đoán lưu lượng vận chuyển tịnh khác 0 gây ra bởi tính thiên lệch của vận tốc, xảy ra trong sóng dạng Stokes (Bailard, 1981; Ribberink, 1998; Soulsby và Damgaard, 2005; Wang, 2007), nhưng đa số đều không xét tới thiên lệch gia tốc, như xảy ra ở các sóng dạng răng cưa (Van der A & nnk., 2010; Watanabe và Sato, 2004). Những công thức xét đến thiên lệch cả vận tốc lẫn gia tốc thường được phát triển cho các điều kiện dòng rửa trôi (Gonzalez-Rodriguez và Madsen, 2007; Nielsen, 2006; Suntoyo & nnk., 2008) và không áp dụng được cho các điều kiện năng lượng thấp hơn, khi đáy biển thường có dạng gợn sóng cát.

Giả thiết giả ổn định chỉ thoả mãn những điều kiện trong đó thời gian phản ứng của hạt cát tương đối ngắn so với chu kỳ sóng. Nói cách khác, sự 'nhặt' lên và lắng xuống của hạt cát phải diễn ra nhanh hơn nhiều so với một chu kỳ sóng. Điều này không đúng với các điều kiện dòng rửa trôi và VCBC mịn (Dohmen-Janssen & nnk., 2002; O'Donoghue và Wright, 2004; Van der A & nnk., 2009) cũng như các điều kiện đáy gợn sóng cát (Van der Werf & nnk., 2007); khi đó hiệu ứng trễ pha có thể ảnh hưởng đáng kể tới độ lớn thậm chí cả hướng của VCBC tịnh. Đã có những công thức bán kinh nghiệm được phát triển xét đến hiệu ứng trễ pha trong điều kiện dòng rửa trôi (Camenen và Larson, 2007; Dibajnia và Watanabe, 1992), đáy gợn cát (Nielsen, 1988; Van der Werf & nnk., 2006) hay cả dòng rửa trôi trên đáy gợn cát (Silva & nnk., 2006; Van Rijn, 2007a,b,c).

Những công thức VCBC hiện có đều được dựa trên nhiều phần số liệu thực nghiệm từ các ống dòng chảy dao động, trong đó dòng chảy theo hướng ngang và là dòng đều theo phương ngang. Tuy nhiên, những thí nghiệm về lưu lượng VCBC tịnh tiến hành trong máng sóng lớn (Dohmen-Janssen và Hanes, 2002; Ribberink & nnk., 2000; Schretlen & nnk., 2011) cho thấy những phức tạp có ở chế độ thủy động lực của sóng bề mặt so với dòng chảy ống có thể sẽ quan trọng khi xác định lưu lượng VCBC tịnh. Kranenburg & nnk. (2013) sử dụng một mô hình chuyển cát lớp biên chuyển tải-khuếch tán chi tiết cùng những số liệu thí nghiệm ống và máng sóng nêu trên để lượng hoá vai trò của (i) ứng suất đáy (ứng suất Reynolds sóng) do sóng tiến, có liên quan đến cơ chế *streaming*, gây ra; và ít nhất là đối với cát mịn, (ii) chuyển tải cát theo phương đứng do các thành phần vận tốc quỹ đạo phương đứng, cùng với chuyển cát phương ngang do tồn tại gra-đien lưu lượng bùn cát phương ngang. Những mô hình VCBC sẵn có không xét đến những hiệu ứng thực nói trên của sóng, dù Nielsen (2006) đã bao gồm một ứng suất tiếp đáy gắn với *streaming* trong công thức của ông, còn Van Rijn (2007a) kèm theo hiệu ứng *streaming* bằng cách cộng thêm một dòng chảy ổn định nhỏ ở sát cạnh lớp biên sóng. Nielsen (2006) đã cho thấy rằng lưu lượng vận chuyển tịnh cát cỡ trung thì được dự tính tốt hơn khi ta thêm một thành phần ứng suất tiếp đáy trung bình, có liên quan đến *streaming*, vào ứng suất tiếp đáy tức thời trong công thức vận chuyển cát 'giả ổn định' dạng Meyer-Peter và Müller.

Bài báo này trình bày một công thức bán phi ổn định mới nhằm dự đoán lưu lượng vận chuyển cát tịnh trong sóng và dòng chảy. Dựa trên một bộ số liệu lớn đo đặc lưu

cillatory flow and surface wave conditions. The new sand transport formula is presented in Section 2 of the paper. Section 3 presents a comparison of calculated net transport rates with measured transport rates from the large scale-experiments. The general behaviour of predicted net transport rates across a range of flow conditions is examined in Section 4. Section 5 presents the results of validation tests against independent data for oscillatory flow and steady flow conditions. A discussion of results and conclusions from the paper are presented in Sections 6 and 7 respectively.

lượng VCBC tính từ thí nghiệm vật lý cỡ lớn, bao trùm một phạm vi rộng các điều kiện thủy lực và chế độ vận chuyển trầm tích, công thức này có thể được áp dụng cho các điều kiện đáy gợn sóng và dòng rửa trôi, bao gồm các hiệu ứng trễ pha và gia tốc dòng chảy, và cũng có thể được áp dụng cho cả dòng dao động lẫn sóng bề mặt. Công thức VCBC mới được trình bày trong Mục 2 của bài báo. Mục 3 trình bày so sánh các lưu lượng VCBC tính toán với thực đo từ những thí nghiệm cỡ lớn. Động thái chung của lưu lượng VCBC tính trong phạm vi rộng các điều kiện dòng chảy được xét đến trong Mục 4. Mục 5 trình bày kết quả kiểm định với bộ số liệu độc lập từ những điều kiện dòng chảy ổn định và dòng dao động. Thảo luận về kết quả và kết luận bài báo được trình bày lần lượt trong các Mục 6 và 7.

2 Sand transport formula for oscillatory flows and progressive waves | Công thức vận chuyển cát cho dòng chảy dao động và sóng lan truyền

The new transport formula is based on a modified version of the semi-unsteady “half-cycle” concept originally proposed by Dibajnia and Watanabe (1992). In this concept the wave-averaged total net sand transport rate (bed-load and suspended load) as taking place in the oscillatory boundary layer is essentially described as the difference between the two gross amounts of sand transported during the positive “crest” half-cycle and during the negative “trough” half-cycle. Unsteady phase lag effects are taken into account via two contributions to the amount of sand transported during each half-cycle: sand entrained and transported during the present half-cycle and sand entrained during the previous half-cycle which is transported during the present half-cycle; the latter is the phase lag contribution. The present formula differs from Dibajnia and Watanabe (1992) in the following ways: (i) bed shear stress rather than near-bed velocity is used as the main forcing parameter; (ii) the effects of flow unsteadiness (phase lag effects) are incorporated in a different way; (iii) the effects of acceleration skewness are incorporated; (iv) it covers graded sands and (v) the formula distinguishes between oscillatory flows and progressive surface waves. The present formula distinguishes itself from other half-cycle-type formulae (Dibajnia and Watanabe, 1996, 1998; Silva et al., 2006; Watanabe and Sato, 2004) through (v), as well as through the calculation of the detailed sub-processes and the extent of experimental data used to inform formula development and calibration.

In the new formula, the non-dimensional net transport rate is given by the following “velocity-load” equation:

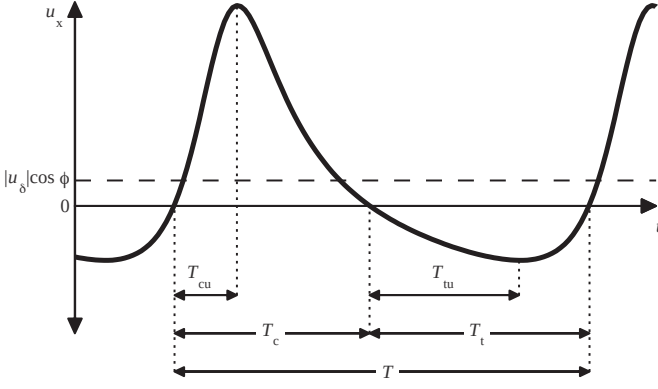
$$\bar{\Phi} = \frac{\bar{q}_s}{\sqrt{(s-1)gd_{50}^2}} \quad (1)$$

where $\bar{q}_s$ is the volumetric net transport rate per unit width, $s = (\rho_s - \rho)/\rho$ where ρ_s and ρ are the densities of sand and water respectively, g is acceleration due to gravity and d_{50} is the sand median diameter; $\bar{\theta}$ is the non-dimensional bed shear stress (Shields parameter), with subscripts “c” and “t” implying “crest” and “trough” half cycle respectively; T is wave period; T_c is the duration of

Công thức vận chuyển mới được dựa trên một dạng chỉnh sửa của khái niệm “nửa chu kì” bán ổn định lần đầu do Dibajnia và Watanabe (1992) đề xuất. Trong khái niệm này, lưu lượng vận chuyển cát ròng tổng cộng (tải lượng đi đáy và lơ lửng) trung bình trong một con sóng xảy ra trong lớp biên dao động thì được xác định bằng chính hiệu số giữa hai lượng cát vận chuyển trong nửa chu kì có “đỉnh sóng” dương, và trong nửa chu kì có “đáy sóng” âm. hiệu ứng trễ pha không ổn định được xét đến qua hai thành phần đóng góp cho lượng cát vận chuyển trong từng nửa chu kì: cát bị khuấy động và vận chuyển trong nửa chu kì hiện tại và cát bị khuấy động trong nửa chu kì trước nhưng lại được vận chuyển trong nửa chu kì hiện tại; thành phần thứ hai là đóng góp của sự trễ pha. Công thức này khác với công thức của Dibajnia và Watanabe (1992) ở chỗ: (i) dùng ứng suất tiếp đáy, chứ không phải vận tốc sát đáy, làm tham số lực đẩy chính; (ii) hiệu ứng của tính không ổn định dòng chảy (hiệu ứng trễ pha) được đưa vào theo các khác; (iii) các hiệu ứng của độ lệch gia tốc được đưa vào; (iv) nó áp dụng được cả với cát cấp phối, và (v) công thức phân biệt giữa dòng chảy dao động và sóng bề mặt. Công thức hiện tại khác biệt với những công thức kiểu nửa chu kì khác (Dibajnia và Watanabe, 1996, 1998; Silva & nnk., 2006; Watanabe và Sato, 2004) ở đặc điểm (v), cũng như ở phép tính các quá trình con chi tiết và phạm vi số liệu thí nghiệm dùng cho phát triển và hiệu chỉnh công thức.

Trong công thức mới này, lưu lượng vận chuyển ròng, không thứ nguyên, được cho bởi phương trình “vận tốc-tải lượng” sau:

trong đó $\bar{q}_s$ là lưu lượng VCBC qua một đơn vị bề rộng, $s = (\rho_s - \rho)/\rho$ với ρ_s và ρ lần lượt là mật độ của nước và cát, g là gia tốc trọng lực còn d_{50} là đường kính trung vị của cát; $\bar{\theta}$ là ứng suất đáy phi thứ nguyên (tham số Shields), với các kí hiệu “c” và “t” lần lượt để chỉ các bán chu kì “đỉnh” và “đáy” sóng; T là chu kì sóng; T_c là thời đoạn bán chu kì đỉnh sóng (dương) còn T_{cu} là thời đoạn



Hình 1: | Fig. 1. Definition sketch of near-bed velocity time-series in wave direction. The parameters T_c and T_t are the positive (crest) and negative (trough) flow durations. Similarly, T_{cu} and T_{tu} are the durations of flow acceleration in positive and negative x -directions. • Được đồ định nghĩa chuỗi thời gian vận tốc sát đáy theo hướng sóng. Các tham số T_c và T_t là các thời đoạn dòng chảy dương (đỉnh sóng) và âm (đáy sóng). Tương tự, T_{cu} và T_{tu} là các thời đoạn dòng chảy tăng tốc theo các chiều dương và âm của trục x .

the crest (positive) half cycle and T_{cu} is the duration of accelerating flow within the crest half cycle (Fig. 1); similarly T_t is the duration of the trough (negative) half cycle and T_{tu} the period of accelerating flow within the trough half cycle.

There are four contributions to the net sand transport:

- Ω_{cc} represents the sand load that is entrained during the wave crest period and transported during the crest period;
- Ω_{ct} represents the sand load that is entrained during the wave crest period and transported during the trough period;
- Ω_{tt} represents the sand load that is entrained during the wave trough period and transported during the trough period;
- Ω_{tc} represents the sand load that is entrained during the wave trough period and transported during the crest period.

The total sand load in each half-cycle is multiplied by $\sqrt{\theta_i}$ (with subscript “i” either “c” for crest or “t” for trough), representing the non-dimensional friction velocity, to obtain the non-dimensional half-cycle transport rate. Both half-cycle transport rates are weighted with their duration relative to the wave period (T_c/T and T_t/T , respectively). The multipliers $\frac{T_c}{2T_{cu}}$ and $\frac{T_t}{2T_{tu}}$ on Ω_{tc} and Ω_{ct} respectively account for the effect of acceleration skewness on the travel distance of the fraction of sand remaining in suspension after flow reversal, since suspended sand is transported further when followed by a steep front half-wave cycle compared to a gradual front half-wave cycle (Watanabe and Sato, 2004).

The sand load entrained in the flow during each half-cycle is related to the Shields parameter as follows:

$$\Omega_i = \begin{cases} 0, & \text{if } |\theta_i| \leq \theta_{cr} \\ m(|\theta_i| - \theta_{cr})^n & \text{if } |\theta_i| > \theta_{cr} \end{cases} \quad (2)$$

where the critical Shields number, θ_{cr} , is calculated following Soulsby (1997). The proportionality constant m and power of the excess Shields parameter n are two of the three main calibration coefficients of the transport formula.

Application of Eq. (1) to calculate the net sand transport rate in oscillatory flow or under progressive surface

dòng chảy tăng tốc trong bán chu kì đỉnh sóng (Hình 1); tương tự T_t là thời đoạn bán chu kì đáy sóng (âm) còn T_{tu} là thời đoạn dòng chảy tăng tốc trong bán chu kì đáy sóng.

Có 4 thành phần đóng góp nên lượng chuyển cát tịnh:

- Ω_{cc} biểu thị tải lượng cát được khuấy nổi trong thời đoạn đỉnh sóng và được vận chuyển trong thời đoạn đỉnh sóng;
- Ω_{ct} biểu thị tải lượng cát được khuấy nổi trong thời đoạn đỉnh sóng và được vận chuyển trong thời đoạn đáy sóng;
- Ω_{tt} biểu thị tải lượng cát được khuấy nổi trong thời đoạn đáy sóng và được vận chuyển trong thời đoạn đáy sóng;
- Ω_{tc} biểu thị tải lượng cát được khuấy nổi trong thời đoạn đáy sóng và được vận chuyển trong thời đoạn đỉnh sóng.

Tổng tải lượng cát trong mỗi bán chu kì sóng được nhân với $\sqrt{\theta_i}$ (với chỉ số “i” nhận lấy “c” tương ứng đỉnh sóng hoặc “t” cho đáy sóng), đại lượng biểu diễn cho vận tốc ma sát phi thứ nguyên, để thu được tải lượng cát phi thứ nguyên cho nửa chu kì. Mỗi tải lượng nửa chu kì này được gán trọng số bằng thời đoạn tương đối so với chu kì sóng (lần lượt là T_c/T và T_t/T). Các hệ số $\frac{T_c}{2T_{cu}}$ và $\frac{T_t}{2T_{tu}}$ lần lượt của Ω_{tc} và Ω_{ct} xét tới ảnh hưởng của độ lệch gia tốc đối với khoảng cách dịch chuyển của phần trầm tích còn nổi sau khi dòng chảy đổi chiều, vì trầm tích nổi được vận chuyển xa hơn khi tiếp sau là một nửa chu kì sóng dốc, so với nửa chu kì sóng thoải (Watanabe và Sato, 2004).

Tải lượng cát được khuấy theo dòng chảy trong mỗi nửa chu kì có liên hệ với tham số Shields như sau:

với số Shields phân giới, θ_{cr} , được tính theo Soulsby (1997). Hằng số tỉ lệ m và số mũ độ vượt tham số Shields n là hai trong ba hệ số hiệu chỉnh cơ bản trong công thức vận chuyển cát.

Việc áp dụng PT (1) để tính tải lượng cát tịnh trong dòng chảy dao động hoặc trong sóng lan truyền bề mặt, sẽ yêu cầu ba bước chính sau: (i) thiết lập các vận tốc

waves requires the following three main steps: (i) establish the “representative” crest half-cycle and trough half-cycle water particle velocities, as well as the representative full-cycle orbital velocity and excursion; (ii) calculate the bed shear stress (Shields parameter) for each flow half cycle; (iii) calculate the sediment load entrained during each flow half-cycle and determine the sharing of the entrained load between the half-cycles.

chất điểm nước “đại diện” trong nửa chu kỳ đỉnh và nửa chu kỳ đáy sóng, cũng như vận tốc và biên độ quỹ đạo đại diện toàn chu kỳ; (ii) tính toán ứng suất tiếp đáy (tham số Shields) cho từng nửa chu kỳ dòng chảy; (iii) tính tải lượng trầm tích bị khuấy nổi trong mỗi nửa chu kỳ dòng chảy và xác định phần chung giữa hai tải lượng khuấy nổi ở hai bán chu kỳ.

2.1 Input water particle kinematics | Đặc điểm chuyển động chất điểm nước: số liệu vào

The formula is designed to predict the net sand transport for given sand characteristics and given current and wave-generated oscillatory flow at the top of the wave boundary layer ($z = \delta$). In general, the bed-parallel velocity due to combined wave and current motion is:

Công thức này được thiết kế nhằm dự đoán lượng VCBC tịnh cho trước các đặc tính cát và dòng chảy dao động do sóng ở đỉnh lớp biên sóng ($z = \delta$). Nói chung, vận tốc hướng song song đáy do chuyển động tổng hợp của sóng và dòng chảy là:

$$\vec{u}(t) = \vec{u}_w(t) + \vec{u}_\delta \quad (3)$$

where $\vec{u}_w(t)$ is the time-varying free-stream orbital velocity vector and $\vec{u}_\delta$ is the steady current velocity vector. For a wave propagating in the x -direction and an obliquely-incident current making an angle φ with the wave direction (Fig. 2), the velocity in the x - and y -directions are:

trong đó $\vec{u}_w(t)$ là vec tơ vận tốc quỹ đạo dòng tự do biến đổi theo thời gian còn $\vec{u}_\delta$ là vận tốc dòng ổn định. Với con sóng truyền dọc phương x và một dòng chảy tới hướng xiên tạo góc φ với hướng sóng (Hình 2), vận tốc theo các hướng x và y lần lượt là:

$$u_x(t) = u_w(t) + |u_\delta| \cos \varphi \quad (4)$$

$$u_y(t) = |u_\delta| \sin \varphi \quad (5)$$

respectively. With reference to Fig. 1, the velocity vectors at moments of maximum positive and maximum negative orbital velocity are:

Trên Hình 1, các vec tơ vận tốc tại những thời điểm vận tốc quỹ đạo cực đại dương và cực đại âm là:

$$\vec{u}_c = \{u_{cx}, u_{cy}\} = \{\hat{u}_c + |u_\delta| \cos \varphi, |u_\delta| \sin \varphi\} \quad (6)$$

$$\vec{u}_t = \{u_{tx}, u_{ty}\} = \{-\hat{u}_t + |u_\delta| \cos \varphi, |u_\delta| \sin \varphi\} \quad (7)$$

where $\hat{u}_c$ and $\hat{u}_t$ are the peak crest and peak trough orbital velocities as indicated in Fig. 2. We define the representative orbital velocity amplitude $\hat{u}$ and the representative orbital excursion amplitude $\hat{a}$ for the whole flow cycle as follows:

trong đó $\hat{u}_c$ và $\hat{u}_t$ là các vận tốc quỹ đạo cực đại đỉnh và đáy sóng như trên Hình 2. Chúng tôi định nghĩa biên độ vận tốc quỹ đạo đại diện $\hat{u}$ và biên độ di động quỹ đạo đại diện $\hat{a}$ cho toàn chu kỳ dòng chảy như sau:

$$\hat{u} = \sqrt{\frac{2}{T} \int_0^T u_w^2(t) dt} \quad (8)$$

$$\hat{a} = \frac{\hat{u}T}{2\pi} \quad (9)$$

The representative half-cycle orbital velocity for the wave crest, $\tilde{u}_{c,r}$, and for the wave trough, $\tilde{u}_{t,r}$, is then:

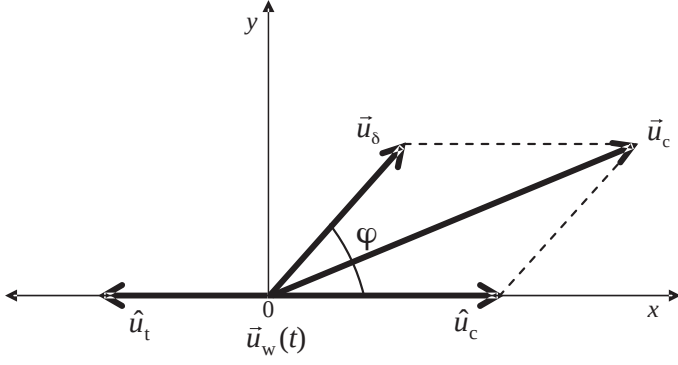
Khi đó vận tốc quỹ đạo đại diện nửa chu kỳ cho đỉnh sóng, $\tilde{u}_{c,r}$, và cho đáy sóng, $\tilde{u}_{t,r}$, là:

$$\tilde{u}_{c,r} = \frac{1}{2} \sqrt{2} \hat{u}_c \quad (10)$$

$$\tilde{u}_{t,r} = \frac{1}{2} \sqrt{2} \hat{u}_t \quad (11)$$

(Note that $\tilde{u}_{c,r}$ equates to the root mean square velocity of a sinusoidal flow with amplitude $\hat{u}_c$; $\tilde{u}_{t,r}$ equates to the root-mean square orbital velocity for a sinusoidal flow with amplitude $\hat{u}_t$.) The representative combined wave-current

(Lưu ý rằng $\tilde{u}_{c,r}$ bằng vận tốc quỹ đạo căn quân phương của một dòng chảy hàm sin với biên độ $\hat{u}_c$; $\tilde{u}_{t,r}$ bằng vận tốc quỹ đạo căn quân phương của một dòng chảy hàm sin với biên độ $\hat{u}_t$.) Khi đó các vec tơ vận tốc sóng-dòng chảy



Hình 2: | Fig. 2. Wave and current velocity vectors $\vec{u}_w(t)$ and $\vec{u}_\delta$ under an angle φ . The vector $\vec{u}_c$ illustrates the resultant velocity vector at maximum positive orbital velocity.

• Các vec tơ sóng và vận tốc dòng chảy $\vec{u}_w(t)$ và $\vec{u}_\delta$ xiên một góc φ . Vec tơ $\vec{u}_c$ minh họa vec tơ tổng hợp tại lúc vận tốc chất điểm đạt cực đại dương.

velocity vectors for each half-cycle are then:

$$\vec{u}_{c,r} = \{u_{c,rx}, u_{c,ry}\} = \{\tilde{u}_{c,r} + |u_\delta| \cos \phi, |u_\delta| \sin \phi\} \quad (12)$$

$$\vec{u}_{t,r} = \{u_{t,rx}, u_{t,ry}\} = \{-\tilde{u}_{t,r} + |u_\delta| \cos \phi, |u_\delta| \sin \phi\} \quad (13)$$

The degree of velocity skewness is expressed through the velocity skewness parameter $R = \hat{u}_c/(\hat{u}_c + \hat{u}_t)$; similarly, the degree of acceleration skewness is expressed through $\beta = \hat{u}_c/(\hat{u}_c + \hat{u}_t)$, where $\hat{u}_c$ and $\hat{u}_t$ are the amplitudes of the horizontal flow acceleration in the crest and trough directions respectively. Orbital velocity for a sinusoidal flow is vertically and horizontally symmetrical, with $R = 0.5$ and $\beta = 0.5$. A typical shoaling wave close to the breaker point (like that schematised in Fig. 1), has higher onshore orbital velocity under the wave crest than offshore velocity under the wave trough, leading to $R > 0.5$, and a forward-leaning wave crest with higher acceleration under the crest compared to the trough, resulting in $\beta > 0.5$.

In the case of irregular wave conditions we adopt the representative wave approach, in which the input water particle kinematics are those for a regular wave with time-series based on $\hat{u} = \hat{u}_{sig}$, $T = T_p$, $R = R_{sig}$ and $\beta = \beta_{sig}$, where $\hat{u}_{sig}$ is the significant orbital velocity amplitude, T_p is peak spectral period, R_{sig} and β_{sig} are the significant values of velocity and accelerations skewness parameter respectively.

Mức độ lệch của vận tốc được biểu thị qua tham số lệch vận tốc $R = \hat{u}_c/(\hat{u}_c + \hat{u}_t)$; tương tự độ lệch gia tốc được biểu thị qua $\beta = \hat{u}_c/(\hat{u}_c + \hat{u}_t)$, trong đó $\hat{u}_c$ và $\hat{u}_t$ lần lượt là các biên độ trị số gia tốc dòng chảy phương ngang theo các hướng đỉnh sóng và đáy sóng. Các vận tốc quỹ đạo của dòng chảy dạng sin có tính chất đối xứng theo cả phương ngang lẫn phương đứng, với $R = 0.5$ và $\beta = 0.5$. Một con sóng bị ảnh hưởng nước nông ở gần điểm vỡ (như được sơ họa trên Hình 1), thì có vận tốc quỹ đạo phương ngang ở đỉnh sóng lớn hơn so với ở đáy sóng, dẫn tới $R > 0.5$, và một đỉnh sóng chúi về phía trước thì có gia tốc ở đỉnh cao hơn ở đáy sóng, dẫn tới $\beta > 0.5$.

Trong trường hợp sóng không đều ta dùng cách tiếp cận sóng đại biểu, theo đó điều kiện động lực chất điểm sóng lấy theo một con sóng đều với chuỗi thời gian dựa trên $\hat{u} = \hat{u}_{sig}$, $T = T_p$, $R = R_{sig}$ và $\beta = \beta_{sig}$, trong đó $\hat{u}_{sig}$ là biên độ vận tốc quỹ đạo ý nghĩa, T_p là chu kỳ sóng đỉnh phổ, còn R_{sig} và β_{sig} lần lượt là các giá trị tham số độ lệch ý nghĩa cho vận tốc và gia tốc.

2.2 Bed shear stress | Ứng suất tiếp ở đáy

The non-dimensional bed shear stress (Shields parameter) vector is:

Vec-tơ ứng suất tiếp đáy phi thứ nguyên (tham số Shields) là:

$$\vec{\theta}_i = \{\theta_{ix}, \theta_{iy}\} \quad (14)$$

where subscript “i” is either “c” for crest or “t” for trough. The x and y components of the Shields parameter are:

trong đó chỉ số “i” sẽ lấy là “c” đối với đỉnh sóng hoặc “t” với đáy sóng. Các thành phần phương x và y của tham số Shields là:

$$\theta_{ix} = |\theta_i| \frac{u_{i,rx}}{|u_{i,r}|} + \frac{\tau_{wRe}}{(s-1)gd_{50}} \quad (15)$$

$$\theta_{iy} = |\theta_i| \frac{u_{i,ry}}{|u_{i,r}|} \quad (16)$$

where τ_{wRe} is a stress contribution associated with progressive surface waves, which is not present in the case of tunnel-type oscillatory flows, and is explained further below. The magnitude of the Shields parameter is given

trong đó τ_{wRe} là một thành phần ứng suất ứng với các sóng lan truyền bề mặt, vốn không hiện hữu trong trường hợp dòng chảy dao động trong ống (tunnel), và được giải thích dưới đây. Độ lớn của tham số Shields được cho bởi:

by:

$$|\theta_i| = \frac{\frac{1}{2}(s-1)gd_{50}}{f_{w\delta i}|u_{i,r}|^2} \quad (17)$$

in which $f_{w\delta}$ is the wave-current friction factor. While the transport formula applies to oscillatory flow and current under any angle following the notations, throughout the remainder of this paper the oscillatory flow and current conditions are always collinear, and the presented transport rates based on Eq. (1) are always the x -direction transport rates.

Following Ribberink (1998), the wave-current friction factor at crest and trough are calculated as the linear combination of the wave friction factor (at crest and trough) and the current friction factor (see also Madsen and Grant, 1976):

$$f_{w\delta i} = \alpha f_{\delta} + (1 - \alpha) f_{wi} \quad (18)$$

with:

$$\alpha = \frac{|u_{\delta}|}{|u_{\delta}| + \hat{u}} \quad (19)$$

The current-related friction factor is calculated assuming a logarithmic velocity profile:

$$f_{\delta} = 2 \left[\frac{0.4}{\ln(30\delta/k_{s\delta})} \right] \quad (20)$$

where the current-related roughness $k_{s\delta}$ is calculated as detailed in Appendix A.

The wave friction factor, calculated separately for the crest and trough half-cycles, is based on Swart (1974), modified to allow for enhanced/reduced bed shear stress in acceleration-skewed flow following the approach of Silva et al. (2006):

$$f_{wi} = 0.00251 \exp \left[5.21 \left(\frac{\left(\frac{2T_{iu}}{T_i} \right)^{c_1} \hat{a}}{k_{sw}} \right)^{-0.19} \right] \quad \text{for } \frac{\hat{a}}{k_{sw}} > 1.587 \quad (21)$$

$$f_{wi} = 0.3 \quad \text{for } \frac{\hat{a}}{k_{sw}} \leq 1.587$$

where k_{sw} is the wave-related bed roughness and is detailed in Appendix A. Higher flow acceleration leads to higher peak bed shear stress; as shown in fixed bed (Suntoyo et al., 2008, Van der A et al., 2011) and mobile bed experiments (Ruessink et al., 2011). The term $\frac{2T_{iu}}{T_i}$ in Eq. (21) accounts for the effect of acceleration skewness on the bed shear stress. It has the effect of increasing f_{wi} for the flow half-cycle with higher acceleration ($\frac{2T_{iu}}{T_i} < 1$) and decreasing f_{wi} for the half-cycle with lower acceleration ($\frac{2T_{iu}}{T_i} > 1$); the term is equal to unity for sinusoidal or pure velocity-skewed flow and Eq. (21) then reduces to the standard Swart equation. Optimisation of c_1 against the measurements of bed shear stress by Van der A et al. (2011) for a range of acceleration-skewed oscillatory flows resulted in $c_1 = 2.6$. Fig. 3 shows the calculated values of the ratio of maximum crest bed shear stress to maximum trough bed shear stress using $c_1 = 2.6$ and the

trong đó $f_{w\delta}$ là tham số ma sát sóng-dòng chảy. Mặc dù công thức tải cát áp dụng cho dòng dao động tạo góc bất kỳ với hướng dòng chảy, như kí hiệu ghi rõ, nhưng trong suốt phần còn lại của bài báo này dòng dao động và dòng chảy là cùng phương với nhau, và lưu lượng vận chuyển cát theo PT (1) luôn biểu diễn vận chuyển theo hướng x .

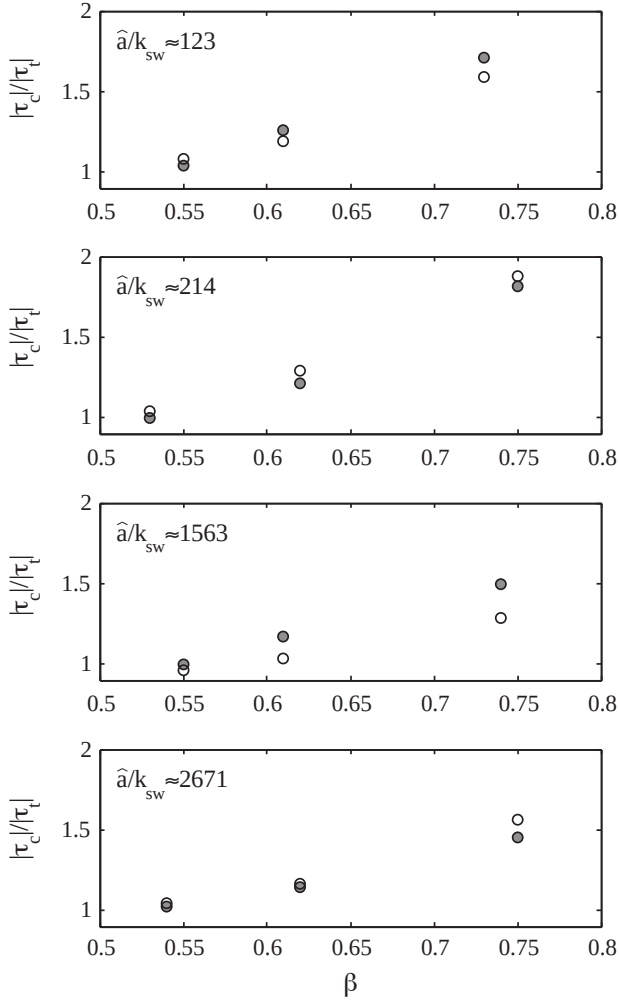
Theo Ribberink (1998), hệ số ma sát sóng-dòng chảy tại đỉnh và đáy sóng được tính bằng tổ hợp tuyến tính của hệ số ma sát sóng (tại đỉnh và đáy sóng) cùng hệ số ma sát dòng chảy (xem thêm Madsen và Grant, 1976):

Hệ số ma sát gắn với dòng chảy được tính bằng cách giả sử một profile vận tốc dạng logarit:

trong đó độ nhám liên quan đến dòng chảy $k_{s\delta}$ được tính chi tiết theo Phụ lục A.

Hệ số ma sát sóng được tính riêng cho các nửa chu kì đỉnh sóng và đáy sóng theo Swart (1974), và được điều chỉnh để cho phép tăng cường hoặc giảm ứng suất đáy trong dòng chảy lệch gia tốc theo phương pháp của Silva và nnk. (2006):

trong đó k_{sw} là độ gồ ghề đáy do sóng và được trình bày chi tiết ở Phụ lục A. Gia tốc dòng chảy càng cao làm gia tăng ứng suất tiếp đáy cực đại; như thấy ở các thí nghiệm với lòng cố định (Suntoyo và nnk., 2008, Van der A và nnk., 2011) và lòng động (Ruessink và nnk., 2011). Số hạng $\frac{2T_{iu}}{T_i}$ ở PT (21) để xét đến hiệu ứng thiên lệch của gia tốc đối với ứng suất tiếp đáy. Nó có hiệu ứng làm tăng f_{wi} cho nửa chu kì dòng chảy có gia tốc cao hơn ($\frac{2T_{iu}}{T_i} < 1$) và làm giảm f_{wi} với nửa chu kì có gia tốc thấp hơn ($\frac{2T_{iu}}{T_i} > 1$); số hạng này bằng 1 khi dòng chảy dạng hàm sin hoặc dòng xiên thuần vận tốc, và khi đó PT (21) được rút gọn về phương trình Swart chuẩn. Thực hiện tối ưu hóa đối với c_1 theo các kết quả đo ứng suất đáy bởi Van der A và nnk. (2011) cho một loạt các dòng chảy tuần hoàn xiên bởi gia tốc, thu được kết quả $c_1 = 2.6$. Hình 3 cho thấy các giá trị tính toán của tỉ số giữa ứng suất tiếp đáy cực



Hình 3: | Fig. 3. Onshore/offshore bed shear stress ratio as function of β : closed circles: fixed bed measurements of Van der A et al. (2011); open circles: prediction based on Eq. (21) with $c_1 = 2.6$. Bed shear stress is calculated as $|\tau_i| = 0.5\rho f_{wi}|u_{i,r}|^2$. • Tỷ số ứng suất tiếp ở đáy hướng về bờ/hướng xa bờ theo trị số β : các điểm tô đen: đo đặc thí nghiệm đáy cố định của Van der A và nnk. (2011); các điểm tròn trắng: ước tính theo PT (21) với $c_1 = 2.6$. Ứng suất đáy được tính bằng $|\tau_i| = 0.5\rho f_{wi}|u_{i,r}|^2$.

corresponding measured values of the same ratio from the Van der A et al. experiments.

For progressive surface waves, the vertical orbital water particle motions transfer horizontal momentum in and out of the wave boundary layer, leading to a wave-averaged (Reynolds) stress $-\rho \langle \tilde{u}\tilde{w} \rangle$ (Longuet-Higgins, 1953, Longuet-Higgins, 1958). The vertical gradient of this stress drives a positive mean flow (boundary layer streaming) in the direction of the wave propagation. Following Nielsen (2006), we account for the wave Reynolds stress, as present at the edge of the wave boundary layer, by adding a wave Reynolds stress τ_{wRe} to the x -component bed shear stress, as per Eq. (15). This has the effect of increasing the total Shields stress under the wave crest and decreasing the stress under the wave trough. The wave Reynolds stress is estimated as follows (Fredsoe and Deigaard, 1992, Nielsen, 2006):

$$\tau_{wRe} = \rho \frac{f_{wd}}{2c_w} \alpha_w \hat{u}^3 \quad (22)$$

with $\hat{u}$ determined according to Eq. (8), $\alpha_w = 4/(3\pi) = 0.424$ and c_w is the wave speed, calculated from $c_w = L/T$, with L obtained from Soulsby's (1997, p. 71) explicit approximation of the dispersion relation. Here f_{wd} is the full-cycle wave-current friction factor, $f_{wd} = \alpha f_\delta + (1 - \alpha)f_w$, with f_δ calculated as before and f_w is Swart's friction fac-

tor divided by the bed shear stress at the wave trough with $c_1 = 2.6$ and the values of the parameters used are the same as in the experiments of Van der A and nnk.

Với sóng bề mặt lan truyền, chuyển động chất điểm nước theo phương đứng sẽ chuyển động lượng hướng ngang đi vào trong và ra khỏi lớp biên sóng, dẫn đến một ứng suất trung bình cơn sóng (Reynolds), $-\rho \langle \tilde{u}\tilde{w} \rangle$ (Longuet-Higgins, 1953, Longuet-Higgins, 1958). Gradient theo hướng thẳng đứng của ứng suất này sẽ thúc đẩy một dòng chảy trung bình (dòng *stream* lớp biên) theo hướng truyền sóng. Theo Nielsen (2006), ta xét đến ứng suất sóng Reynolds, vốn tồn tại ở rìa lớp biên sóng, bằng cách bổ sung thêm một thành phần ứng suất Reynolds, τ_{wRe} vào cho thành phần theo phương x của ứng suất tiếp đáy, như ở PT (15). Bằng cách này, sẽ tăng được tổng ứng suất Shields dưới đỉnh sóng và giảm ứng suất dưới đáy sóng. Ứng suất sóng Reynolds được ước tính như sau (Fredsoe và Deigaard, 1992, Nielsen, 2006):

với $\hat{u}$ được xác định theo PT (8), $\alpha_w = 4/(3\pi) = 0.424$ còn c_w là tốc độ truyền sóng, ước tính từ $c_w = L/T$, trong đó L thu được từ cách xấp xỉ tường minh của Soulsby (1997, tr. 71) cho hệ thức phân tán. Ở đây f_{wd} là hệ số ma sát sóng-dòng chảy toàn chu kỳ, $f_{wd} = \alpha f_\delta + (1 - \alpha)f_w$, với f_δ được tính như trước và f_w là hệ số ma sát Swart được

2.3 Distributing sediment load between half cycles: phase lag parameter | Phân bổ tải lượng cát giữa hai nửa chu kì: tham số trễ pha

The sand load entrained during each half-cycle, Ω_i , is calculated using Eq. (2). How much of that sand is transported within the half-cycle and how much remains in suspension to be transported in the following half-cycle is determined by the value of the phase lag parameter for the half-cycle, P_i , as follows:

Tải lượng cát được khuấy nổi trong mỗi nửa chu kì, Ω_i , được tính theo PT (2). Trong đó, bao nhiêu cát được vận chuyển đi trong nửa chu kì và bao nhiêu vẫn nổi lơ lửng và sẽ được vận chuyển và sẽ được chuyển đi trong nửa chu kì tiếp theo; tất cả sẽ được xác định theo giá trị của tham số trễ pha cho nửa chu kì, P_i , như sau:

$$\Omega_{cc} = \begin{cases} \Omega_c & \text{if } P_c \leq 1 \\ \frac{1}{P_c} \Omega_c & \text{if } P_c > 1 \end{cases} \quad (23)$$

$$\Omega_{ct} = \begin{cases} 0 & \text{if } P_c \leq 1 \\ \left(1 - \frac{1}{P_c}\right) \Omega_c & \text{if } P_c > 1 \end{cases} \quad (24)$$

$$\Omega_{tt} = \begin{cases} \Omega_t & \text{if } P_t \leq 1 \\ \frac{1}{P_t} \Omega_t & \text{if } P_t > 1 \end{cases} \quad (25)$$

$$\Omega_{tc} = \begin{cases} 0 & \text{if } P_t \leq 1 \\ \left(1 - \frac{1}{P_t}\right) \Omega_t & \text{if } P_t > 1 \end{cases} \quad (26)$$

Thus, when the phase lag parameter P_i exceeds 1, there is an exchange of sand from the present half-cycle to the following half-cycle. The phase lag parameter is given by:

Như vậy, khi tham số trễ pha P_i vượt quá 1, sẽ có trao đổi cát từ nửa chu kì hiện thời sang nửa chu kì tiếp sau. Tham số trễ pha được cho bởi:

$$P_c = \begin{cases} \alpha \left(1 - \frac{\xi \hat{u}_c}{c_w}\right) \frac{\eta}{2(T_c - T_{cu})w_{sc}} & \text{if } \eta > 0 \text{ (ripple regime / chế độ gợn cát)} \\ \alpha \left(1 - \frac{\xi \hat{u}_c}{c_w}\right) \frac{\delta_{sc}}{2(T_c - T_{cu})w_{sc}} & \text{if } \eta = 0 \text{ (sheet flow regime / chế độ dòng cát sát đáy)} \end{cases} \quad (27)$$

$$P_t = \begin{cases} \alpha \left(1 + \frac{\xi \hat{u}_t}{c_w}\right) \frac{\eta}{2(T_t - T_{tu})w_{st}} & \text{if } \eta > 0 \text{ (ripple regime / chế độ gợn cát)} \\ \alpha \left(1 + \frac{\xi \hat{u}_t}{c_w}\right) \frac{\delta_{st}}{2(T_t - T_{tu})w_{st}} & \text{if } \eta = 0 \text{ (sheet flow regime / chế độ dòng cát sát đáy)} \end{cases} \quad (28)$$

where α is a calibration coefficient, η is ripple height (Appendix B), δ_{si} is sheet flow layer thickness for the half cycle (Appendix C) and w_{si} is the sediment settling velocity within the half cycle. The term $\frac{r_i}{2(T_i - T_{iu})w_{si}}$ represents the ratio of a representative sediment stirring height (r_i = ripple height η or sheet flow layer thickness δ_{si}) and the sediment settling distance within the half cycle. In the ripple regime, the generation and ejection of sediment laden vortices on the ripple sides result in unsteady phase lag effects. The relative importance of the vortex shedding process depends on the size of the vortices and their entrainment height, which scale with the ripple height η (Van der Werf et al., 2006). In the sheet flow regime, where phase lag effects occur predominantly for fine sands, the characteristic entrainment height of the sand scales with the thickness of the sheet flow layer δ_{si} . The above approach for ripple conditions is different from previous half-cycle formulae of Dibajnia and Watanabe (1996) and Silva et al. (2006) in which the effect of ripples on the phase lag parameter is accounted for through a modification of the critical value of P_i for rippled beds.

The sediment settling time is related to the deceleration time within each half cycle, $2(T_i - T_{iu})$, thus recognising that with increasing (forward leaning) acceleration

trong đó α là một hệ số hiệu chỉnh, η là chiều cao gợn cát (Phụ lục B), δ_{si} là độ dày lớp dòng cát trong nửa chu kì đầu (Phụ lục C) còn w_{si} là tốc độ chìm của hạt trầm tích trong nửa chu kì đầu. Số hạng $\frac{r_i}{2(T_i - T_{iu})w_{si}}$ biểu thị cho tỉ số giữa độ cao khuấy cát đại biểu (r_i = chiều cao gợn cát η , hoặc độ dày lớp dòng cát δ_{si}) với khoảng cách chìm lắng hạt trong nửa chu kì đầu. Ở chế độ gợn cát, sự thành tạo và xuất lộ của các xoáy có cuốn theo cát, ở các sườn bên gợn cát, gây nên hiệu ứng trễ pha không ổn định. Mức độ quan trọng tương đối của quá trình tạo xoáy thì phụ thuộc vào kích thước các xoáy này cũng như chiều cao hòa nhập, vốn tỉ lệ theo chiều cao gợn cát η (Van der Werf và nnk., 2006). Trong chế độ dòng chảy lớp cát, nơi hiệu ứng trễ pha xảy ra chủ đạo ở cát mịn, chiều cao hòa nhập tỉ lệ với bề dày lớp dòng cát δ_{si} . Cách tiếp cận trên cho điều kiện gợn cát có khác so với các công thức nửa chu kì của Dibajnia và Watanabe (1996) cũng như Silva và nnk. (2006) trong đó ảnh hưởng của gợn cát lên tham số trễ pha thì được tính qua việc chỉnh sửa giá trị phân giới của P_i cho đáy gợn cát.

Thời gian chìm lắng có liên hệ với thời gian giảm tốc trong mỗi nửa chu kì, $2(T_i - T_{iu})$, do vậy việc nhận thấy rằng với độ xiên tăng tốc (chúi về phía trước), thời gian

skewness the settling time during the crest half-cycle increases, leading to a smaller P_c ; analogously the settling time during the trough half-cycle decreases, leading to a larger P_t . This effect was seen in the fine sand sheet flow experiments of Van der A et al. (2009) and in the 1DV model simulations of Ruessink et al. (2009), both for acceleration-skewed flows, but the process is also expected to play a significant role for rippled bed conditions. In the absence of acceleration skewness $T_{iu} = T_i/2$ and the settling time reduces to the half-cycle period since $2(T_i - T_{iu}) = T_i$.

Calculation of the sediment settling velocity is based on Soulsby (1997), assuming a suspended sediment size $d_s = 0.8d_{50}$ (Van Rijn, 2007c). However, for the case of progressive surface waves (not tunnel-type oscillatory flow) we include an allowance for possible vertical advection of sediment due to vertical orbital water particle velocities (Kranenburg et al., 2013). Although wave-induced vertical velocities are small near the bed, they can be of the same order of magnitude as the (still-water) sediment settling velocity, especially for fine sand and high waves. In the deceleration phase of the crest half cycle, wave-induced vertical water particle velocities are increasing and are directed downwards, aiding the sediment settling process; in contrast, the settling of sediment during the trough half cycle is reduced due to increasing, upwards-directed wave-induced water particle velocities. Sand settling velocities during the crest and trough half cycles are accordingly adjusted as follows:

$$w_{sc} = w_s - w_{\min}(r_c) \quad (29)$$

$$w_{st} = \max(w_s - w_{\max}(r_t), 0) \quad (30)$$

where w_s is the (still-water) settling velocity as determined using Soulsby (1997), $w_{\min}(r_c)$ is the peak negative vertical water particle velocity at elevation r_c and $w_{\max}(r_t)$ is the peak positive vertical water particle velocity at elevation r_t . $\hat{w}_c$ and $\hat{w}_t$ are estimated using Stokes 2nd order wave theory and the selected elevation is $r_i = \eta$ in the ripple regime and $r_i = \delta_{si}$ in the sheet-flow regime. For tunnel-type oscillatory flow $w_{sc} = w_{st} = w_s$.

The terms $\left(1 - \frac{\xi \hat{w}_c}{c_w}\right)$ and $\left(1 + \frac{\xi \hat{w}_t}{c_w}\right)$ in Eqs. (27), (28) (where c_w = wave speed, ξ = calibration factor) account for a second effect of progressive waves on the phase lag behaviour: that of horizontal sediment advection caused by horizontal non-uniformity in the wave field. The wave non-uniformity produces horizontal gradients in the horizontal sediment flux, with the result that sediment concentration is no longer controlled by local vertical sediment fluxes alone (i.e. pick-up from and deposition to the bed). Kranenburg et al. (2013) show how this intra-wave horizontal sediment advection leads to a “compression” of sand (increased concentration) under the wave crest and a “dilution” (decreased concentration) under the wave trough, causing a net transport rate in the direction of wave propagation, even for sinusoidal waves. The importance of this transport mechanism for progressive surface waves is shown with a numerical boundary layer model (based on advection–diffusion for the sediment) applied to

chìm lắng trong nửa chu kỳ này sẽ tăng lên, dẫn tới P_c nhỏ đi; tương tự thời gian chìm lắng trong nửa chu kỳ đáy sóng thì giảm đi, dẫn đến P_t lớn hơn. Hiệu ứng này được thấy ở các thí nghiệm dòng lớp cát mịn của Van der A et al. (2009) và trong các mô phỏng bằng mô hình 1 chiều hướng đứng của Ruessink và nnk. (2009), cả hai đều cho dòng chảy xiên gia tốc, nhưng quá trình này cũng được coi là có vai trò quan trọng trong điều kiện đáy gợn cát. Khi vắng mặt độ xiên gia tốc $T_{iu} = T_i/2$ và thời gian lắng chìm giảm xuống còn nửa chu kỳ vì $2(T_i - T_{iu}) = T_i$.

Việc tính toán tốc độ chìm lắng bùn cát dựa theo Soulsby (1997), với giả thiết kích cỡ hạt lơ lửng $d_s = 0.8d_{50}$ (Van Rijn, 2007c). Tuy nhiên, với trường hợp sóng lan truyền bề mặt (không phải dòng chảy dao động trong đường ống), ta đưa kèm vào khả năng vận chuyển bùn cát theo phương đứng do vận tốc quỹ đạo chất điểm nước phương đứng (Kranenburg và nnk., 2013). Mặc dù thành phần vận tốc phương đứng do sóng này khá nhỏ ở gần đáy, nhưng nó vẫn có thể có cùng cấp độ với tốc độ chìm bùn cát (trong nước tĩnh), đặc biệt là với cát mịn và sóng lớn. Trong pha giảm tốc của nửa chu kỳ đỉnh sóng, các vận tốc phương đứng do sóng đều tăng lên và hướng chúc xuống, làm tăng cường chìm lắng. Ngược lại, sự chìm lắng của bùn cát trong nửa chu kỳ đáy sóng lại bị suy giảm bởi thành phần vận tốc chất điểm nước tăng dần hướng lên trên. Các tốc độ lắng chìm bùn cát trong hai nửa chu kỳ đỉnh sóng và đáy sóng được điều chỉnh tương ứng như sau:

trong đó w_s là tốc độ chìm lắng (trong nước tĩnh) được xác định bằng công thức Soulsby (1997), $w_{\min}(r_c)$ là tốc độ chất điểm nước cực trị âm theo phương đứng tại cao trình r_c còn $w_{\max}(r_t)$ là tốc độ chất điểm nước cực trị dương theo phương đứng tại cao trình r_t . $\hat{w}_c$ và $\hat{w}_t$ được tính theo lý thuyết sóng Stokes bậc 2 và cao trình được chọn là $r_i = \eta$ trong chế độ gợn cát đáy và $r_i = \delta_{si}$ ở chế độ dòng cát sát đáy. Với kiểu dòng chảy dao động trong ống, $w_{sc} = w_{st} = w_s$.

Các số hạng $\left(1 - \frac{\xi \hat{w}_c}{c_w}\right)$ và $\left(1 + \frac{\xi \hat{w}_t}{c_w}\right)$ trong các PT (27), (28) (với c_w = tốc độ sóng, ξ = hệ số hiệu chỉnh) tính đến một hiệu ứng thứ hai của sóng tiến đối với hiện tượng trễ pha: phần chuyển tải bùn cát trên phương ngang gây bởi trường sóng không đều trên phương ngang. Sự không đồng đều của sóng tạo nên gradient hướng ngang của luồng bùn cát phương ngang, hệ quả là nồng độ bùn cát không chỉ còn bị kiểm soát bởi mỗi lưu lượng chuyển cát phương đứng (nghĩa là khuấy lên và lắng xuống đáy). Kranenburg và nnk. (2013) cho thấy sự chuyển tải bùn cát nội trong mỗi con sóng này sẽ dẫn đến sự “dồn nén” cát (tăng nồng độ) dưới đỉnh sóng và sự “hòa loãng” (giảm nồng độ) dưới đáy sóng; từ đó dẫn đến một lưu lượng vận chuyển tịnh theo hướng truyền sóng, ngay cả với những con sóng hình sin. Tầm quan trọng của cơ chế này đối với sóng lan truyền bề mặt được thể hiện qua một mô hình số cho lớp biên (dựa trên hiện tượng chuyển tải-khuếch tán cho bùn cát)

the large wave flume experimental conditions of Schretlen et al. (2011). Kranenburg et al. (2013) show that the effect of horizontal sediment advection can be accounted for via correction of the phase-lag parameter through the adjustment time scale T_A :

$$T_A = \frac{\Delta}{w_s} \left(1 - \frac{\xi u_w(t)}{c_w} \right) \quad (31)$$

where Δ/w_s is the ratio of sediment stirring height and settling velocity, representing the settling time of sediment; $u_w(t)$ is the free-stream horizontal flow velocity in the transport layer near the bed; and ξ is a coefficient accounting for the shape of the velocity and concentration profile. A short description of the analytical background of this time scale is presented in Appendix D (see Kranenburg et al., 2013 for more details). The factor $\left(1 - \frac{\xi u_w(t)}{c_w} \right)$ represents the influence of horizontal sediment advection. It is < 1 under the wave crest and > 1 under the wave trough and therefore represents a decrease of the adjustment time scale under the wave crest (i.e. a quicker reaction of the concentration to changes in the velocity) and an increase of adjustment time scale under the wave trough. The factor is significant only when waves are large with relatively high orbital flow velocities $u_w(t)$ compared to the wave speed c_w . Moreover, it can only become effective if phase-lag effects are important, or in other words, the adjustment timescale T_A should not be negligible compared to the wave period T . Based on this result, the effect of horizontal sediment advection is incorporated in the sand transport formula through a correction of the phase-lag parameters P_i for the wave crest and trough, using a factor $\left(1 - \frac{\xi u_w(t)}{c_w} \right)$ for the settling time of the crest load and a factor $\left(1 + \frac{\xi u_w(t)}{c_w} \right)$ for the settling time of the trough load as per Eqs. (27), (28). We use coefficient ξ as calibration parameter in this simplified parameterisation (see below).

2.4 Graded sands | Cát cấp phối

For graded sand conditions a fractional approach is used to calculate the net sand transport as follows:

$$\vec{\Phi} = \frac{\vec{q}_s}{\sqrt{(s-1)gd_{50}^3}} = \sum_{j=1}^M p_j \frac{\vec{q}_{s,j}}{\sqrt{(s-1)gd_j^3}} \quad (32)$$

where $q_{s,j}$ is the net transport rate of fraction j with diameter d_j , and percentage p_j of that fraction in the bed material, and M is the number of size fractions in the bed material.

Van Rijn (2007c) discussed whether the roughness of each fraction should be based on the grain diameter of the fraction ($k_{s,j} \sim d_j$), or whether for each fraction the same roughness (and hence bed shear stress τ) based on the median grain diameter of the mixture ($k_s \sim d_{50}$) should apply. The first approach assumes segregation of the fractions during the experiment, while in the second approach the bed is assumed to remain well-mixed. Using a multi-fraction approach (including hiding/exposure

được áp dụng trong điều kiện thí nghiệm máng sóng lớn của Schretlen và nnk. (2011). Kranenburg và nnk. (2013) đã cho thấy hiệu ứng của chuyển tải bùn cát phương ngang có thể tính đến với việc hiệu chỉnh tham số trễ pha thông qua cỡ thời gian điều chỉnh T_A :

trong đó Δ/w_s là tỉ số giữa chiều cao khuấy động bùn cát so với tốc độ chìm lắng hạt, tỉ số này thể hiện thời gian chìm của bùn cát; $u_w(t)$ là lưu tốc hướng ngang thuộc dòng tự do ở lớp vận chuyển phía trên đáy; và ξ là một hệ số có xét đến hình dạng của profile vận tốc vận tốc và nồng độ. Một đoạn mô tả ngắn về cơ sở lý thuyết cho cỡ thời gian này được trình bày trong Phụ lục D (xem thêm Kranenburg et al., 2013). Thành phần $\left(1 - \frac{\xi u_w(t)}{c_w} \right)$ thể hiện ảnh hưởng của chuyển tải bùn cát theo phương ngang. Nó < 1 dưới đỉnh sóng và > 1 dưới đáy sóng; và như vậy sẽ biểu diễn sự rút ngắn cỡ thời gian điều chỉnh dưới đỉnh sóng (nghĩa là trị số nồng độ sẽ phản ứng nhanh hơn khi có thay đổi lưu tốc) và sự kéo dài cỡ thời gian điều chỉnh dưới đáy sóng. Thành phần này chỉ có ý nghĩa khi các sóng lớn và vận tốc quỹ đạo $u_w(t)$ lớn so với tốc độ truyền sóng c_w . Hơn nữa, nó chỉ có thể hiệu quả nếu các hiệu ứng trễ pha là quan trọng, hay nói cách khác là cỡ thời gian điều chỉnh T_A không thể bỏ qua được so với chu kì sóng T . Dựa trên kết quả này, hiệu ứng của sự chuyển tải bùn cát theo hướng ngang được gộp vào công thức vận chuyển bùn cát thông qua hiệu chỉnh các tham số P_i cho đỉnh sóng và đáy sóng, sử dụng một hệ số $\left(1 - \frac{\xi u_w(t)}{c_w} \right)$ cho thời gian chìm lắng của tải lượng đỉnh sóng và một tham số $\left(1 + \frac{\xi u_w(t)}{c_w} \right)$ cho thời gian chìm lắng của tải lượng đáy sóng như các PT (27), (28). Chúng tôi dùng ξ làm thông số hiệu chỉnh trong cách tham số hóa đơn giản này (xem đoạn tiếp theo).

Đối với điều kiện cát cấp phối, một phương pháp phân tách được dùng để tính lượng vận chuyển cát tịnh như sau:

trong đó $q_{s,j}$ là lưu lượng vận chuyển tịnh của phần thứ j với đường kính d_j , và tỉ lệ p_j của phần đó trong vật liệu đáy, và M là số phần cỡ hạt trong vật liệu đáy.

Van Rijn (2007c) đã thảo luận xem liệu độ nhám của mỗi phần nên được chọn theo đường kính hạt của phần đó ($k_{s,j} \sim d_j$), hay mỗi phần đều lấy chung độ nhám (tức là cùng chung ứng suất tiếp đáy τ) dựa theo đường kính hạt trung vị của hỗn hợp ($k_s \sim d_{50}$). Cách thứ nhất giả thiết sự tách biệt của các phần trong khi thí nghiệm, còn cách thứ hai thì coi như đáy cát vẫn được coi là trộn đều. Bằng việc dùng một cách tính đa phần (bao gồm cả các hiệu ứng che chắn/phơi lộ như sẽ trình bày dưới đây), Van

effects discussed below), Van Rijn (2007c) compared predicted net transport rates from his quasi-steady formulae using both approaches with the medium sand results of Hassan (2003). Best results were obtained with $k_{s,j} \sim d_j$, in agreement with the observed segregation processes during the majority of Hassan's (2003) graded sand experiments. In the present formula, assuming $k_{s,j} \sim d_j$ in the transport rate calculations for each fraction also lead to best agreement with the measured net transport rates. In calculating the fractional transport rate, the phase lag parameter also depends on the grain size of the fraction, therefore:

$$P_c = \begin{cases} \alpha \left(1 - \frac{\xi \hat{u}_c}{c_w}\right) \frac{\eta}{2(T_c - T_{cu})w_{sc}} & \text{if } \eta > 0 \text{ (ripple regime / chế độ gợn cát)} \\ \alpha \left(1 - \frac{\xi \hat{u}_c}{c_w}\right) \frac{\delta_{sc}}{2(T_c - T_{cu})w_{sc}} & \text{if } \eta = 0 \text{ (sheet flow regime / chế độ dòng cát sát đáy)} \end{cases} \quad (33)$$

$$P_t = \begin{cases} \alpha \left(1 + \frac{\xi \hat{u}_t}{c_w}\right) \frac{\eta}{2(T_t - T_{tu})w_{st}} & \text{if } \eta > 0 \text{ (ripple regime / chế độ gợn cát)} \\ \alpha \left(1 + \frac{\xi \hat{u}_t}{c_w}\right) \frac{\delta_{st}}{2(T_t - T_{tu})w_{st}} & \text{if } \eta = 0 \text{ (sheet flow regime / chế độ dòng cát sát đáy)} \end{cases} \quad (34)$$

In which the settling velocity is based on the particle settling velocity for each fraction individually. The representative entrainment height (either η or δ_{si}) is the same for each fraction and is based on the overall d_{50} .

It is well known that for beds consisting of different size fractions, the finer particles tend to "hide" between the larger particles and therefore have reduced mobility compared to a uniform sand of the same diameter. At the same time coarser particles become more exposed to the flow and are more easily mobilized. These grain sorting effects can be accounted for by applying a correction factor, often as a function of d_j/d_{50} , to the critical Shields parameter and/or the effective Shields parameter (see e.g. Hassan, 2003, Van Rijn, 2007c). Correcting the critical Shields parameter only has significant influence on conditions near the threshold of motion. For relatively large Shields parameters, such as for the present sheet flow conditions, an adjustment to the Shields parameter has a greater impact. We apply the correction $\epsilon_{\text{eff},j}$ to calculate the effective Shields parameter for the fraction with grain size d_j as follows:

$$|\theta_{i,j,\text{eff}}| = \epsilon_{\text{eff},j} |\theta_{i,j}| \quad (35)$$

where, as before, $i = c$ (crest) or t (trough), and $|\theta_{i,j}|$ is the Shields parameter for fraction j , which feeds into the calculation of the sediment load as follows:

Rijn (2007c) đã so sánh các lưu lượng vận chuyển tịnh được dự tính bằng các công thức giả ổn định của ông theo cả hai cách với kết quả từ mẫu bùn cát cỡ trung của Hassan (2003). Những kết quả tốt nhất đã thu được với $k_{s,j} \sim d_j$; điều này phù hợp với các quá trình tách biệt đã quan sát thấy trong đa số các thí nghiệm của Hassan (2003) với cát cấp phối. Trong công thức hiện tại, giả thiết rằng $k_{s,j} \sim d_j$ trong phép tính lưu lượng tải cát trong mỗi phần cũng dẫn đến kết quả khớp nhất với các giá trị lưu lượng tịnh thực đo. Khi tính lưu lượng vận chuyển từng phần, tham số trễ pha cũng phụ thuộc vào cỡ hạt của phần đó, vì vậy:

Trong đó tốc độ chìm lắng được dựa trên tốc độ chìm hạt của từng phần riêng rẽ. Độ cao khuấy động đại diện (η hoặc là δ_{si}) là bằng nhau đối với mỗi phần và được dựa trên d_{50} chung.

Ta biết rõ rằng với đáy cát chứa nhiều phần hạt có kích cỡ khác nhau thì những hạt mịn hơn có xu thế "nấp" sau hạt lớn và do vậy giảm tính cơ động so với mẫu hạt cát đồng đều với các hạt cùng đường kính. Đồng thời, các hạt thô hơn trở nên dễ bị phơi lộ trước dòng chảy và dễ cơ động hơn. Những hiệu ứng cấp phối này có thể được tính đến bằng cách áp dụng một hệ số điều chỉnh, thường là một hàm của d_j/d_{50} , đối với tham số Shields phân giới và/hoặc tham số Shields hiệu quả (xem thêm Hassan, 2003, Van Rijn, 2007c chẳng hạn). Việc điều chỉnh tham số Shields phân giới chỉ ảnh hưởng đáng kể đến tình trạng gần ngưỡng chuyển động. Đối với các tham số Shields lớn, như khi có lớp dòng cát, thì việc điều chỉnh tham số Shields sẽ ảnh hưởng nhiều hơn. Chúng tôi áp dụng điều chỉnh $\epsilon_{\text{eff},j}$ để tính tham số Shields hiệu quả cho cỡ hạt d_j như sau:

trong đó, cũng như trước, $i = c$ (đỉnh) hoặc t (chân), và $|\theta_{i,j}|$ là tham số Shields cho phần thứ j , vốn được đưa vào tính toán tải lượng cát như sau:

$$\Omega_{i,j} = \begin{cases} 0 & \text{if } |\theta_{i,j,\text{eff}}| \geq \theta_{cr,j} \\ m(|\theta_{i,j,\text{eff}}| - \theta_{cr,j})^n & \text{if } |\theta_{i,j,\text{eff}}| > \theta_{cr,j} \end{cases} \quad (36)$$

with $\theta_{cr,j}$ the critical Shields parameter, according to Soulsby (1997), for fraction j . Following Van Rijn (2007c), the correction factor is defined as:

với $\theta_{cr,j}$ là tham số Shields phân giới, theo Soulsby (1997), cho phần thứ j . Theo Van Rijn (2007c), hệ số điều chỉnh được định nghĩa là:

$$\epsilon_{\text{eff},j} = \left(\frac{d_j}{d_{50}}\right)^{0.25} \quad (37)$$

This simple correction factor is adapted here in preference to the more commonly used correction factor of Day

Hệ số điều chỉnh đơn giản này đã được chỉnh sửa ở đây thay vì dùng dạng phổ biến của Day (1980), ở đó cần

(1980) which requires information on the gradation of the sand mixture.

2.5 Calibration | Hiệu chỉnh

The limited applicability of many existing practical formulae is, to some extent, the result of the limited range of flow and sand conditions used to develop the formulae. For this reason Van der Werf et al. (2009) brought together a large dataset of existing net transport rate measurements from a number of facilities covering a wide range of sand sizes and full-scale flow conditions (the “SANTOSS database”). The database has recently been extended to include more recent net transport measurements for acceleration-skewed oscillatory flows (Silva et al., 2011, Van der A et al., 2010) and for progressive surface waves (Schretlen et al., 2011). The entire dataset contains 226 measured net transport rates for a wide range of full-scale ($T \geq 4$ s) conditions in both the rippled bed and sheet flow regime, including regular and irregular oscillatory flows with velocity skewness or acceleration skewness (or a combination of both), oscillatory flows with superimposed collinear currents and non-breaking (shoaling) surface waves. Table 1 presents an overview of the range of hydraulic conditions covered by the data. In most of the oscillatory flow + current experiments (43 out of 50 cases), the current was weak relative to the orbital velocity, $|u_\delta|/\bar{u} < 0.5$, so that in general the experimental conditions for which measured net transport rates are available are oscillatory flow-dominated, not current-dominated. The extended database was used for the calibration of the present practical sand transport formula.

The calibration procedure is an iterative procedure involving three main calibration coefficients: (i) the coefficient α in the phase lag parameter (Eqs. (27), (28)) for sheet flow and rippled bed conditions; (ii) the proportionality constant m in the sediment load formula (Eq. (2)), and (iii) the power of the excess Shields parameter n in the sediment load formula. In the calibration procedure, α was tuned to find the highest correlation between the measured and predicted transport rates; m was then found from least square fitting a straight line with zero intercept to the measured and predicted net transport rate values, repeating for different values of coefficient n . Once an initial calibration was completed, several subsets of the data were examined and calibration coefficients specific to each subset (p , μ and ξ) were tuned individually to obtain best agreement between measured and predicted transport rates for each particular subset of data. After this m , n and α were adjusted again to obtain best overall agreement. The entire procedure was repeated several times, finally resulting in: $\alpha = 8.2$, $m = 11.0$ and $n = 1.2$.

thêm thông tin về cấp phối của hỗn hợp cát.

Khả năng áp dụng rất hạn chế của nhiều công thức thực dụng hiện có một phần là do phạm vi hạn chế của những điều kiện dòng chảy và cát dùng để xây dựng các công thức đó. Do vậy, Van der Werf và nnk. (2009) đã tổng hợp một bộ số liệu lớn những kết quả hiện có về đo đặc lưu lượng vận chuyển cát tịnh, từ nhiều hình thức thí nghiệm bao trùm nhiều loại cỡ hạt và điều kiện dòng chảy đúng quy mô thực (cơ sở dữ liệu “SANTOSS database”). Gần đây, cơ sở dữ liệu này được mở rộng để kèm theo những đo đặc lưu lượng vận chuyển tịnh từ dòng chảy dao động lệch gia tốc (Silva và nnk., 2011, Van der A và nnk., 2010) và sóng lan truyền bề mặt (Schretlen và nnk., 2011). Toàn bộ dữ liệu bao gồm 226 lưu lượng vận chuyển tịnh cho một phạm vi rộng các trường hợp có quy mô thực ($T \geq 4$ s) gồm cả chế độ đáy gợn cát và dòng cát đáy, bao gồm các dòng chảy dao động có quy luật và ngẫu nhiên với độ lệch vận tốc và lệch gia tốc (hoặc kết hợp cả hai), dòng chảy dao động kết hợp với dòng đẳng hướng và sóng không vỡ (sóng nước nông). Bảng 1 trình bày tổng quan về các điều kiện thủy lực mà số liệu có liên quan đến. Trong đa số các thí nghiệm dòng chảy kết hợp với dòng dao động (43 trong số 50 trường hợp), dòng chảy là yếu so với vận tốc quỹ đạo, $|u_\delta|/\bar{u} < 0.5$, vì vậy nói chung các điều kiện thí nghiệm có đo lưu lượng vận chuyển bùn cát tịnh đều là dòng dao động chi phối chứ không phải dòng đẳng hướng chi phối. Cơ sở dữ liệu mở rộng này được dùng để hiệu chỉnh công thức vận chuyển bùn cát thực dụng hiện đang xét.

Quá trình hiệu chỉnh là một quá trình lặp bao gồm ba hệ số hiệu chỉnh cơ bản: (i) hệ số α trong tham số trễ pha (các PT (27), (28)) cho các điều kiện dòng chảy lớp đáy và gợn cát đáy; (ii) hằng số tỉ lệ m trong công thức (PT (2)), và (iii) số mũ của tham số Shields vượt ngưỡng n ở công thức vận chuyển bùn cát. Trong quá trình hiệu chỉnh, α được chỉnh sao cho đạt được tương quan chặt chẽ nhất giữa các lượng VCBC đo đạc và ước tính; sau đó m được tìm bằng cách khớp bình phương nhỏ nhất với một đường thẳng với giao cắt không đi qua nhóm điểm tương quan giữa các giá trị VCBC tịnh đo đạc và tính toán, và lặp lại cho các giá trị hệ số n khác nhau. Mỗi khi việc hiệu chỉnh ban đầu được hoàn thành, vài tập con của bộ số liệu được kiểm tra lại và các hệ số hiệu chỉnh riêng cho từng tập con (p , μ và ξ) được điều chỉnh để đạt được sự phù hợp cao nhất giữa lượng VCBC đo đạc và tính toán cho mỗi tập con số liệu. Sau đó thì m , n và α được điều chỉnh để thu được sự phù hợp tổng thể tốt nhất. Toàn bộ quá trình được lặp lại vài lần, và cuối cùng cho ta: $\alpha = 8.2$, $m = 11.0$ và $n = 1.2$.

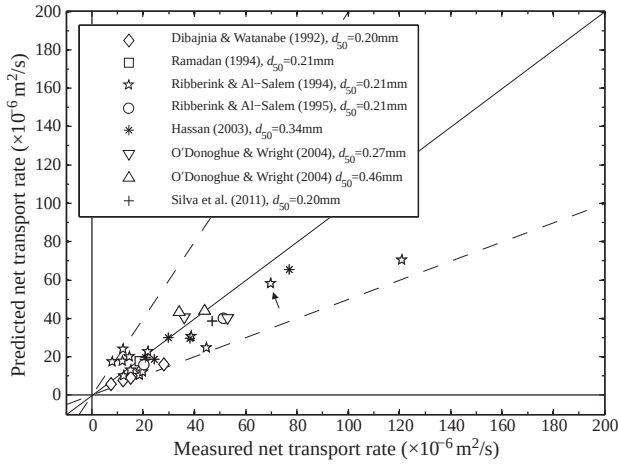
3 Calculated and measured net transport rates | Lưu lượng vận chuyển bùn cát tính toán và thực đo

In this section we compare calculated net transport rates with measured transport rates for particular sub-datasets (see Table 1) in order to highlight i) the different transport mechanisms that are captured in the formula, and ii) the

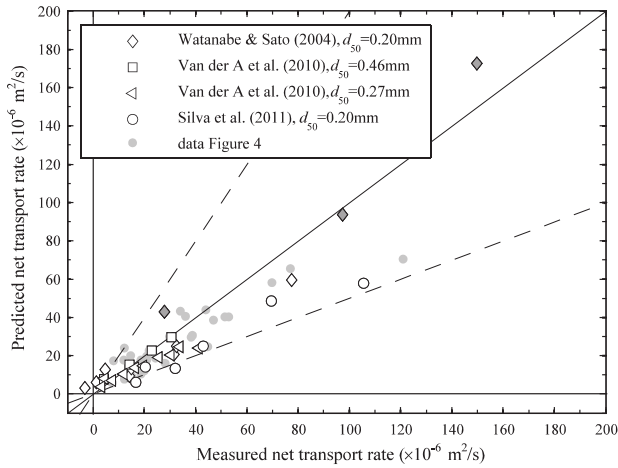
Trong mục này ta so sánh các lưu lượng VCBC tính toán với đo đạc cho các tập con số liệu cụ thể (xem Bảng 1) nhằm vạch rõ i) các cơ chế vận chuyển khác nhau đã được bao gồm trong công thức, và ii) hiệu năng của mỗi công

Bảng 1: | Table 1. Overview of dataset used for development and calibration of the formula. The number of conditions is divided per flow (regular, irregular) and per transport regime (sheet flow, rippled bed). Here d_{50} is the median grain diameter, $T_{(p)}$ the (peak) flow period, $u_{w,max}$ the maximum orbital velocity, u_δ the net current velocity (negative indicates a current direction opposite that of the implied wave direction) at level $z = \delta$ computed from the measured or imposed current velocity by assuming a logarithmic velocity profile with $\delta = 0.2$ m, Ψ_{max} is the mobility number based on $u_{w,max}$, and β and R represent the degree of velocity and acceleration skewness, respectively (see Section 2.1). The subscript (sig) applies to the irregular flow conditions for which significant (i.e. average of the highest one-third) values are listed. • Tổng quan về bộ số liệu được dùng để xây dựng và hiệu chỉnh công thức. Số các điều kiện được chia cho loại dòng chảy (đều, không đều) và theo chế độ vận chuyển (lớp dòng cát, đáy gợn cát). Ở đây d_{50} là đường kính hạt trung vị, $T_{(p)}$ là chu kỳ sóng đỉnh phổ, $u_{w,max}$ là vận tốc quỹ đạo cực đại, u_δ là vận tốc dòng chảy tịnh (giá trị âm thể hiện hướng dòng chảy ngược với hướng sóng định trước) tại mức $z = \delta$ được tính từ dòng chảy đo đạc hoặc dòng chảy áp đặt theo giả thiết một pro-fin vận tốc dạng logarit với $\delta = 0.2$ m, Ψ_{max} là số cơ động dựa trên $u_{w,max}$, còn β và R thể hiện lần lượt độ xiên vận tốc và gia tốc (xem Mục 2.1). Chỉ số (sig) áp dụng cho dòng chảy không đều trong đó các giá trị ý nghĩa (tức là trung bình của 1/3 các số lớn nhất) được liệt kê.

Flow condition Điều kiện dòng chảy	d_{50} (mm)	$T_{(p)}$ (s)	$u_{w,max}$ (sig) (m/s)	u_{δ} (m/s)	Ψ_{max} (sig) (-)	$\beta_{(sig)}$ (-)	$R_{(sig)}$	Number of conditions Số điều kiện				Reference(s) Tham khảo	
								reg. đều	irreg. k/đều	s.f. LDC	rip. g.cát		total tổng
Sinusoidal osc. flows DC dao động sin	0.22	10.2	0.63	-	79	0.5	0.5	-	1	-	1	1	Van der Werf et al. (2006)
Velocity-skewed osc. flows DC dao động xiên vận tốc	0.13→0.46	4→12.5	0.16→1.72	-	9→1427	0.5	0.52→0.70	70	22	40	52	92	Sato (1987), Dibajnia & Watanabe (1992), Ribberink & Chen (1993), Ribberink&Al-Salem(1994-5) Clubb (2001), Wright & O'Donoghue(2002), Hassan (2003), O'Donoghue& Wright(2004), Van der Werf et al.(2006-7), Silva et al. (2011)
Accel.-skewed osc. flows DC dao động xiên gia tốc	0.15→0.46	5→10	0.83→1.45	-	225→702	0.56→0.8	0.5	-	-	47	-	47	Watanabe & Sato (2004), Van der A et al. (2010), Silva et al. (2011)
	0.15; 0.20	7→10	0.94→1.61	-	364→793	0.60→0.72	0.53→0.60	6	-	6	-	6	Van der A et al. (2010), Silva et al. (2011)
	0.13→0.32	4→12	0.94→1.69	-0.50→0.50	269→841	0.5→0.7	0.5→0.70	50	-	50	-	50	Dibajnia& Watanabe(1992), Katapodi et al. (1994), Ramadan (1994), Dohmen-Janssen (1999), Silva et al. (2011)
Oscillatory flows with current Dòng dao động kèm đẳng hướng													Inui et al. (1995), Hamm et al. (1998), Hassan (2003), O'Donoghue & Wright(2004)
Graded sands Cát cấp phối	0.15→0.54	5→12	0.72→1.63	0.24; 0.45		0.50	0.68	19	-	19	-	19	Dohmen-Janssen
Progressive surface waves Sóng mặt lan truyền	0.14→0.25	5→9.1	1.02→1.66	-	270→1079	0.46→0.56	0.55→0.67	11	-	11	-	11	& Hanes (2002), Schretlen et al. (2011)
Total Tổng số	0.13→0.54	4→12.5	0.16→1.72	-0.50→0.50	9→1427	0.46→0.8	0.5→0.70	203	23	173	53	226	



Hình 4: | Fig. 4. Comparison between measured and calculated net transport rates for velocity-skewed oscillatory sheet flows with $d_{50} \geq 0.20$ mm. The solid diagonal indicates perfect agreement, the dashed lines a factor 2 difference. • So sánh giữa các trị số lưu lượng vận chuyển thực đo và tính toán cho dòng lớp cát đáy có lệch vận tốc với $d_{50} \geq 0.20$ mm. Đường chéo liền nét thể hiện sự phù hợp hoàn toàn, các đường đứt nét thể hiện chênh lệch 2 lần



Hình 5: | Fig. 5. Comparison between measured and calculated net transport rates for acceleration-skewed oscillatory sheet flows with $d_{50} \geq 0.20$ mm. The grey diamonds indicate conditions of Watanabe and Sato (2004) for which phase lag effects are active. Note that in Fig. 5, Fig. 6, Fig. 7, Fig. 8, Fig. 9, Fig. 10, data from the preceding figure is included to aid comparison (and is indicated by the small light grey dots). • So sánh giữa các lưu lượng VCBC tính đo đặc và tính toán cho các dòng chảy lớp đáy dao động xiên gia tốc, với $d_{50} \geq 0.20$ mm. Các hình thoi xám thể hiện các điều kiện của Watanabe và Sato (2004) trong đó hiệu ứng trễ pha đều tác dụng. Lưu ý rằng trong các Hình 5, Hình 6, Hình 7, Hình 8, Hình 9, Hình 10, số liệu từ các hình trước được kèm theo (dưới dạng các điểm xám nhạt nhỏ) để so sánh.

performance of the formula for each sub-dataset.

thức ở mỗi tập con số liệu.

3.1 Velocity-skewed oscillatory sheet flow with $d_{50} \geq 0.20$ mm | Dòng chảy có lớp đáy dao động, lưu tốc xiên, với $d_{50} \geq 0.20$ mm

Fig. 4 shows a comparison of the measured and calculated transport rates for the 32 pure velocity-skewed sheet flow conditions with $d_{50} \geq 0.20$ mm contained in the SANTOSS database. Nearly all transport rates for velocity-skewed conditions are calculated within a factor 2 of the measurements. In addition to the percentage of the data falling within a factor 2, Table 2 lists the factor 5 percentage, the Brier skill score, the bias and the squared correlation coefficient r^2 (see caption). All performance criteria indicate the excellent agreement between the measurements and prediction for these conditions. With the exception of one of Ribberink and Al-Salem's (1994) conditions (indicated by the arrow in Fig. 4), for all these experiments with medium and coarse sand ($d_{50} \geq 0.20$ mm) $P_i \leq 1$, which means unsteady phase lag effects do no play a role in the predicted transport.

Hình 4 cho thấy so sánh giữa các lưu lượng VCBC đo đặc và tính toán cho 32 điều kiện dòng chảy lớp đáy lưu tốc xiên thuần túy, với $d_{50} \geq 0.20$ mm có trong cơ sở dữ liệu SANTOSS. Gần như tất cả các lưu lượng VCBC cho điều kiện lưu tốc xiên đều nằm trong khoảng nửa đến gấp đôi trị số thực đo (gọi là “mức 2”). Bên cạnh trị số phần trăm điểm số liệu rơi ngoài mức 2, Bảng 2 còn liệt kê phần trăm mức 5, trị số Brier, độ lệch và hệ số tương quan bình phương r^2 (xem tiêu đề hình). Tất cả chỉ tiêu hiệu năng đều cho thấy sự hợp lý rất tốt giữa trị số thực đo và tính toán cho các điều kiện này. Chỉ trừ một trong số các điều kiện của Ribberink và Al-Salem (1994) (biểu thị bởi mũi tên ở Hình 4), tất cả các thí nghiệm này với cát trung và cát thô ($d_{50} \geq 0.20$ mm) đều có $P_i \leq 1$, nghĩa là độ trễ pha không ổn định thì không giữ vai trò nào trong lưu lượng VCBC ước tính được.

3.2 Acceleration-skewed oscillatory sheet flow with $d_{50} \geq 0.20$ mm | Dòng chảy có lớp đáy dao động, gia tốc xiên, với $d_{50} \geq 0.20$ mm

Fig. 5 shows a comparison between calculated and measured net transport rates for the 32 pure acceleration-

Hình 5 cho thấy sự so sánh giữa lưu lượng VCBC tính toán và đo đặc cho 32 điều kiện dòng chảy dao động

Bảng 2: | Table 2. Performance criteria for the various data subsets. N indicates the number of data points contained in the subset, BSS is the Brier Skill Score (Van der A et al., 2010, Van Rijn et al., 2003), here $BSS = 1 - \langle (q_{s,pred} - q_{s,meas})^2 \rangle / \langle q_{s,meas}^2 \rangle$ which gives a measure of the formula accuracy ($BSS = 1$ means perfect agreement, $BSS < 0$ means that the transport rate error is greater than when zero transport is predicted for each condition, i.e. the “do-nothing” scenario), bias is the normalized mean bias defined as $bias = \langle (q_{s,pred} - q_{s,meas}) / q_{s,meas} \rangle$ and indicates the tendency of the formula to over- (positive bias) or underestimate (negative bias) the measurements, r^2 is the squared coefficient of correlation, and the last two columns indicate the percentage of the predictions within factors 2 and 5 of the measurements. Van Rijn et al. (2003) proposed the following skill qualification: excellent: $BSS = 1.0-0.8$; good: $0.8-0.6$; fair: $0.6-0.3$; poor: $0.3-0$; bad: < 0 . • Tiêu chí hiệu năng cho các bộ số liệu con. N biểu thị số điểm số liệu trong bộ, BSS là Điểm Kỹ năng Brier (Van der A và nnk., 2010, Van Rijn và nnk., 2003), ở đây $BSS = 1 - \langle (q_{s,pred} - q_{s,meas})^2 \rangle / \langle q_{s,meas}^2 \rangle$, điểm BSS cung cấp thang đo độ chính xác của công thức ($BSS = 1$ đồng nghĩa với hoàn toàn phù hợp, $BSS < 0$ đồng nghĩa với sai số lưu lượng VCBC còn lớn hơn cả trường hợp dự báo không có VCBC, hay kịch bản “không làm gì”), bias là độ lệch trung bình chuẩn hóa là $bias = \langle (q_{s,pred} - q_{s,meas}) / q_{s,meas} \rangle$ và biểu thị xu hướng mà công thức tính toán thiên lớn (lệch dương) hay thiên nhỏ (lệch âm) so với đo đạc, r^2 là hệ số tương quan bình phương, còn hai cột cuối cùng biểu thị phần trăm trị số dự đoán trong khoảng các cấp độ 2 lần và cấp độ 5 lần so với trị số đo đạc. Van Rijn và nnk. (2003) đề xuất cách phân loại kỹ năng sau: xuất sắc cho $BSS = 1.0-0.8$; tốt cho $0.8-0.6$; trung bình cho $0.6-0.3$; yếu cho $0.3-0$; kém cho < 0 .

Data (sub)set Bộ số liệu (con)	N	BSS	bias(%)	r^2	fac2(%)	fac5(%)
Velocity-skewed sheet flow Dòng lớp đáy, lệch vận tốc $d_{50} \geq 0.20$ mm	32	0.91	-8	0.78	97	100
Acceleration-skewed sheet flow Dòng lớp đáy, lệch gia tốc $d_{50} \geq 0.20$ mm	32	0.92	2	0.87	84	97
Oscillatory sheet flow Dòng lớp đáy, dao động $d_{50} < 0.20$ mm	29	0.73	-8	0.80	86	93
Oscillatory flow over rippled beds Dòng dao động trên đáy gợn cát	53	0.72	4	0.65	62	89
Oscillatory flow with collinear current Dòng d.động kèm DC cùng chiều	50	0.72	61	0.84	70	86
Graded sands Cát cấp phối	19	0.83	45	0.91	89	100
Progressive surface waves Sóng bề mặt lan truyền	11	0.57	27	-1.05	82	100
Regular flows Dòng chảy đều	203	0.76	18	0.76	81	94
Irregular flows Dòng không đều	23	0.54	18	0.95	57	87
Sheet flow Dòng lớp sát đáy	173	0.76	22	0.73	83	94
Ripples Gợn cát	53	0.72	4	0.65	62	89
Fine sand Cát mịn ($d_{50} < 0.20$ mm)	64	0.70	-16	0.72	77	89
Coarse sand Cát thô ($d_{50} \geq 0.20$ mm)	162	0.79	31	0.85	79	94
All Tất cả	226	0.76	18	0.77	78	93
All with ripple predictor Tất cả với dự đoán gợn cát	226	0.76	10	0.76	69	86

skewed oscillatory flow conditions with $d_{50} \geq 0.20$ mm. The calculated transport rates show good agreement with the measurements, with 84% of the predictions fall within a factor 2 of the measurements (also see Table 2 for further details). The formula incorrectly calculates the transport direction for one of Watanabe and Sato's (2004) conditions. Due to its forward-leaning acceleration skewness ($\beta = 0.6$), a positive net transport rate is calculated, in contrast to their measured negative net transport rate. The discrepancy may be due to measurement error: Watanabe and Sato (2004) determine their net transport rate on the difference between the masses of sand collected at the ends of the test section, a method that is more prone to measurement error than the method based on mass conservation applied to the whole test section as used in most other studies. For some of Watanabe and Sato's (2004) conditions (indicated with the grey symbols), the relatively short flow period of $T = 5$ s combined with large orbital velocities ($u_{w,max} \sim 1.45$ m/s) results in phase lag effects contributing significantly to the net transport rates (i.e. $P_i > 1$). Watanabe and Sato's own observations of the time-dependent sand concentrations confirm the occurrence of the unsteady behaviour. No phase lag effects were observed for the same sand size and orbital velocities for flow periods of 7 and 10 s, which provide longer settling times (Silva et al., 2011). The transport formula is able to capture these processes.

thuần xiên gia tốc, với $d_{50} \geq 0.20$ mm. Lưu lượng VCBC tính toán cho thấy sự phù hợp tốt với thực đo, trong đó 84% trị số dự đoán rơi vào khoảng từ một nửa đến gấp đôi trị số đo đạc (xem thêm chi tiết ở Bảng 2). Công thức tính không chính xác hướng VCBC ở một trong các điều kiện thí nghiệm của Watanabe và Sato (2004). Do độ lệch gia tốc hướng về phía trước ($\beta = 0.6$), công thức đã tính ra lưu lượng VCBC tịnh dương, ngược với trị số đo đạc là âm. Sự khác biệt này có thể do đo đạc lỗi: Watanabe và Sato (2004) xác định lưu lượng VCBC của họ dựa trên độ chênh lệch khối lượng cát gom được ở hai đầu của đoạn thí nghiệm, một phương pháp dễ phạm phải sai số đo đạc hơn là phương pháp thường dùng ở đa số nghiên cứu khác là dựa trên bảo toàn khối lượng cho cả đoạn thí nghiệm. Một vài trong số các điều kiện của Watanabe và Sato (2004) (thể hiện bởi các biểu tượng xám), chu kỳ tương đối ngắn $T = 5$ s kết hợp với vận tốc quỹ đạo lớn ($u_{w,max} \sim 1.45$ m/s) dẫn đến các hiệu ứng trễ pha đóng góp đáng kể đến lưu lượng VCBC tịnh (nghĩa là $P_i > 1$). Các quan trắc của chính Watanabe và Sato về diễn biến mật độ cát theo thời gian đã khẳng định ứng xử không ổn định của hiện tượng. Không quan sát được các hiệu ứng trễ pha cho cùng cỡ hạt và vận tốc quỹ đạo cho các chu kỳ dòng chảy 7 và 10 s, vốn dẫn đến thời gian chìm lắng lâu hơn (Silva và nnk., 2011). Công thức VCBC có khả năng nắm bắt được những quá trình này.

3.3 Oscillatory sheet flow for fine sands ($d_{50} < 0.20$ mm) | Dòng chảy có lớp đáy dao động lớp đáy dao động với cát mịn ($d_{50} < 0.20$ mm)

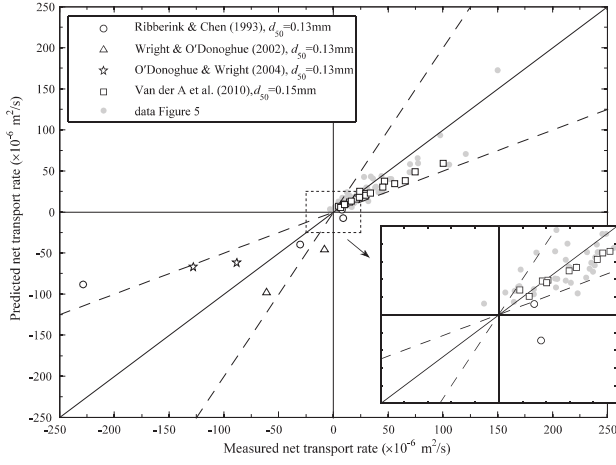
Fig. 6 shows the calculated net transport rates for the 29 oscillatory sheet flow conditions with $d_{50} < 0.20$ mm. The conditions include the pure acceleration-skewed flows of Van der A et al. (2010), for which the measured net transport rates are all onshore-directed, while the remaining conditions are all pure velocity-skewed flows for which the measured net transport rates are predominantly negative, or "offshore"-directed. For both flow types, the experimental studies have shown that unsteady phase lag effects dominate the transport rate direction, which is calculated correctly by the formula for nearly all conditions. Although the magnitudes of the net transport rates are somewhat underpredicted, they agree reasonably well with measurements: 86 % of the calculated transport rates are falling within a factor 2 of the measurements, with the exception of several of the velocity-skewed oscillatory flows. The scores for the various performance criteria listed in Table 2, reinforce these conclusions. Note that not invoking the sheet-flow enhancement to the fine sand roughness (i.e. setting $\mu = 1$ in Eq. (A.1)) results in significant underestimation of the net transport rate, with only 38 % of the calculated transport rates falling within a factor 2 of the measurements.

Hình 6 cho thấy lưu lượng vận chuyển tịnh đối với 29 điều kiện dòng chảy đáy dao động với $d_{50} < 0.20$ mm. Các điều kiện này bao gồm dòng chảy xiên gia tốc thuần theo Van der A và nnk. (2010), trong đó các lưu lượng dao vận chuyển tịnh đo được đều hướng về phía bờ, còn những điều kiện còn lại đều là xiên vận tốc thuần trong đó lưu lượng chuyển cát tịnh chủ yếu là âm, vốn được tính toán chính xác bằng công thức cho gần như tất cả các điều kiện. Mặc dù độ lớn lưu lượng vận chuyển tịnh phần nào còn bị ước lượng thiên nhỏ, song chúng đều tương đối phù hợp với kết quả đo đạc: 86 % số kết quả đo lưu lượng chuyển cát tịnh được đều rơi vào trong khoảng hệ số 2 (tức là từ 50 % đến 200 %) của giá trị thực đo, chỉ trừ vài trường hợp dòng chảy dao động xiên vận tốc. Điểm số đánh giá tiêu chí hiệu năng như liệt kê ở Bảng 2 đã củng cố những kết luận này. Lưu ý rằng việc không kích hoạt việc cải thiện lớp dòng chảy đối với độ nhám cát mịn (nghĩa là đặt $\mu = 1$ trong PT (A.1)) sẽ khiến cho tính ra kết quả lưu lượng chuyển cát tịnh thiên nhỏ đáng kể, với chỉ 38 % lưu lượng chuyển cát tịnh được rơi vào trong phạm vi hệ số 2 của trị số đo đạc.

3.4 Oscillatory flow over rippled beds | Dòng chảy dao động trên đáy gợn cát

When the bed is rippled, the bed roughness $k_{s,w,r}$ can be expected to scale with the ripple dimensions. Common practice is to scale the roughness to the ripple height $k_{s,w,r} \eta$ (Humbyrd and Madsen, 2011, Van Rijn, 2007a)

When the bed is rippled, the bed roughness $k_{s,w,r}$ can be expected to scale with the ripple dimensions. Common practice is to scale the roughness to the ripple height $k_{s,w,r} \eta$ (Humbyrd and Madsen, 2011, Van Rijn, 2007a)



Hình 6: | Fig. 6. Comparison between measured and calculated net transport rates for oscillatory sheet flows with $d_{50} < 0.20$ mm. • So sánh giữa các lưu lượng chuyển cát tĩnh thực đo và tính toán cho dòng chảy lớp đáy dao động với $d_{50} < 0.20$ mm.

or to the product of ripple height and ripple steepness as follows:

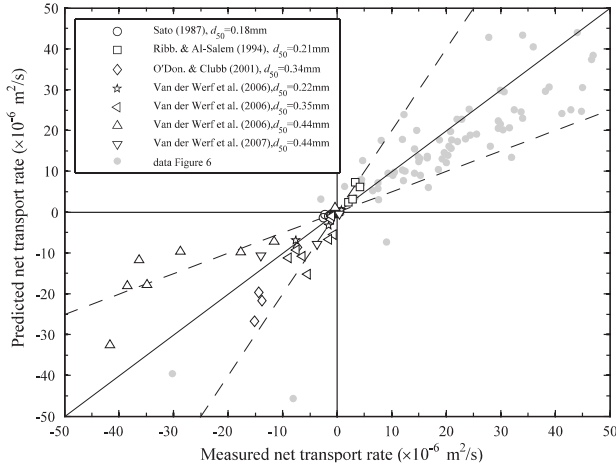
$$k_{sw,r} = p\eta \frac{\eta}{\lambda} \quad (38)$$

where λ is ripple length and p a constant. Values of p reported in the literature cover a wide range between 8 and 28 (e.g. Grant and Madsen, 1982, Nielsen, 1983, Raudkivi, 1988, Swart, 1976). p has no physical meaning and its variability may be attributed to the choice of friction factor formula as suggested by Humbyrd and Madsen (2011). For the present formula p is used as a specific calibration factor for the net transport rate prediction over rippled beds. Based on comparison of the measured and calculated net transport rates for the rippled bed conditions, an optimal value of $p = 0.4$ was found (see Eq. (A.5)). Note that in calibrating p the measured ripple dimensions from the experiment have been used to avoid errors inherent in using an empirical ripple predictor.

Fig. 7 shows the comparison of the measured and calculated net transport rates, using measured ripple dimensions as input, with corresponding performance criteria listed in Table 2. Despite the scatter in these results, the net transport rates are considered to be reasonably well calculated. It should be emphasised here that prediction of net transport rates for rippled beds is notoriously difficult, due to the unsteady effects associated with the complex flow structure over ripples, and because the net transport rates are low. Van der Werf et al. (2006) compared predicted net transport rates from the grab-and-dump model of Nielsen (1988), the semi-unsteady formula of Dibajnia and Watanabe (1996) and their own semi-unsteady formula with the same ripple condition experimental data as used for Fig. 7 and found that for the best model only 35 % of the predictions fell within a factor 2 of the measurements. Similarly, Silva et al. (2006) found only 47 % of their predictions to fall within a factor 2, while 20 % of their predictions failed to determine the correct transport direction. In contrast, 62 % of the calculated net transport rates from the present formula are within a factor 2 of the measurements and the correct direction is calculated for 91 % of the conditions. When the predicted ripple dimensions based on O'Donoghue et al.'s (2006) predictor (see Appendix B) are used as input to the formula, 40 % of the calculated transport rates would fall within a factor 2 of

trong đó λ là bước gợn sóng còn p là một hằng số. Các trị số p đã báo cáo trong văn liệu thì trải trên một khoảng rộng từ 8 đến (ví dụ Grant và Madsen, 1982, Nielsen, 1983, Raudkivi, 1988, Swart, 1976). p không có ý nghĩa vật lý nào và sự biến động của nó có thể là do cách chọn công thức hệ số ma sát như đã gợi ý bởi Humbyrd và Madsen (2011). Với công thức hiện tại, p được dùng làm hệ số hiệu chỉnh cụ thể cho công thức ước tính lưu lượng vận chuyển bùn cát tĩnh trên đáy gợn cát. Dựa trên cơ sở so sánh giữa lưu lượng vận chuyển bùn cát tĩnh đo đạc và tính toán, đã tìm ra trị số tối ưu $p = 0.4$ (xem PT (A.5)). Lưu ý rằng, trong việc hiệu chỉnh p , các kích thước gợn cát thực đo từ thí nghiệm đã được dùng để tránh sai số vốn có khi dùng cách ước tính kinh nghiệm cho gợn cát.

Hình 7 thể hiện so sánh giữa lưu lượng vận chuyển bùn cát tĩnh thực đo và tính toán, khi dùng kích cỡ gợn cát thực đo làm dữ liệu đầu vào, với các tiêu chí đánh giá hiệu năng như đã liệt kê ở Bảng 2. Dù có sự phân tán trong kết quả này, song lưu lượng vận chuyển bùn cát tĩnh được xem như là được tính khá chính xác. Ở đây cần nhấn mạnh rằng việc tính toán lưu lượng vận chuyển bùn cát tĩnh trên đáy gợn cát là cực kỳ khó khăn, do những hiệu ứng không ổn định gắn với cấu trúc dòng chảy phức tạp trên đáy gợn cát, và vì các lưu lượng bùn cát tĩnh thì đều nhỏ. Van der Werf và nnk. (2006) đã so sánh lưu lượng vận chuyển bùn cát dự tính từ mô hình nắm-và-thả của Nielsen (1988), công thức bán ổn định của Dibajnia và Watanabe (1996) cũng như công thức bán ổn định riêng của họ với cùng điều kiện gợn cát dữ liệu thực nghiệm đã dùng cho Hình 7 và phát hiện rằng với mô hình tốt nhất cũng chỉ có 35 % kết quả tính toán rơi vào trong phạm vi 2 lần (ở đây hiểu là từ một nửa đến gấp đôi) kết quả thực đo. Tương tự, Silva và nnk. (2006) phát hiện thấy 47 % kết quả họ tính toán rơi vào trong phạm vi 2 này, nhưng 20 % trong số kết quả tính toán lại xác định nhầm hướng vận chuyển thực sự. Trái lại, 62 % số kết quả lưu lượng vận chuyển tính được bằng công thức đang xét lại nằm trong phạm vi 2 lần kết quả thực đo, và hướng vận chuyển đúng đã được xác định cho 91 % số các điều kiện. Khi các kích



Hình 7: | Fig. 7. Comparison between measured and predicted net transport rates for oscillatory flows over rippled beds (note the difference in scale between Fig. 7 and Fig. 6). • So sánh giữa lưu lượng vận chuyển rỗng thực đo và tính toán với các dòng chảy dao động trên đáy gợn cát (lưu ý sự khác biệt về tỉ lệ giữa Hình 7 và Hình 6).

the measurements, and the direction is correct for 80 % of the conditions. We note that the O'Donoghue et al. (2006) ripple predictor applies to equilibrium ripples under waves and oscillatory flows without current. For non-equilibrium ripples and flows with current the more recent predictor of Soulsby et al. (2012) may be considered; the Soulsby et al. predictor also includes a simple approach to account for bio-degradation effects on the ripple height.

thước gợn cát ước tính được dựa theo phương pháp của O'Donoghue và nnk. (2006) (xem Phụ lục B) được dùng làm thông số đầu vào cho công thức, thì 40 % trong số các kết quả lưu lượng tính ra sẽ rơi vào phạm vi 2 lần kết quả thực đo, và hướng vận chuyển sẽ đúng với 80 % số các điều kiện. Chúng tôi nhận thấy rằng phương pháp tính gợn cát của O'Donoghue và nnk. (2006) ứng nghiệm với gợn cát cân bằng dưới tác dụng của sóng và dòng dao động không có dòng chảy nền. Với gợn cát không cân bằng và có dòng chảy nền, có thể xét đến công thức mới hơn của Soulsby và nnk. (2012). Công thức Soulsby và nnk. này cũng bao gồm cách tiếp cận đơn giản để xét ảnh hưởng phân huỷ sinh học tới chiều cao gợn cát.

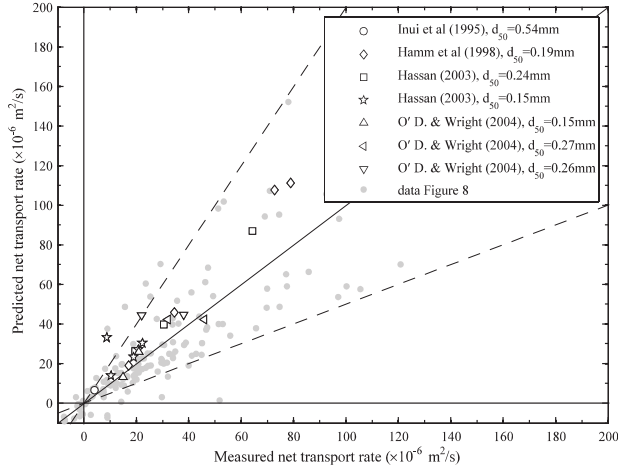
3.5 Oscillatory flow with superimposed current | Dòng dao động trên dòng chảy nền

Fig. 8 shows the comparison of measured and calculated net transport rates for conditions of oscillatory flows with current. The calculated transport rates show reasonable agreement with observations: 70 % of the 50 conditions fall within a factor 2 of the measurements; more detailed metrics are presented in Table 2. Negative net transport rates are generally calculated for conditions where a net current opposes the (implied) wave direction (conditions of Dibajnia and Watanabe, 1992, Ribberink, 1995, Silva et al., 2011), while most positive calculated and measured net transport rates occur when currents follow the (implied) wave direction. The good correlation ($r^2 \approx 0.89$) suggests that the behaviour is well captured, despite a general over-estimation of the net transport rates indicated by the large positive bias for these conditions (bias = 61 %).

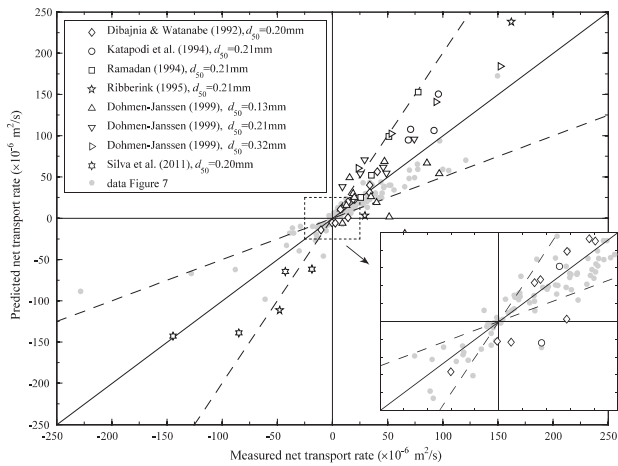
Hình 8 cho thấy so sánh giữa lưu lượng vận chuyển rỗng, thực đo và tính toán, trong điều kiện dao động dòng chảy với dòng nền. Lưu lượng vận chuyển tính toán cho thấy rằng khá phù hợp với đo đạc: 70 % trong số 50 điều kiện đã rơi vào phạm vi 2 lần kết quả đo đạc; những chỉ số chi tiết hơn thì trình bày ở Bảng 2. Nhìn chung, các lưu lượng vận chuyển rỗng âm được tính toán cho các điều kiện ở đó dòng chảy tổng hợp đối nghịch với hướng sóng (ngầm định) (các điều kiện trong nghiên cứu của Dibajnia và Watanabe, 1992, Ribberink, 1995, Silva và nnk., 2011), còn đa số các lưu lượng vận chuyển dương tính toán và thực đo thì xảy ra khi dòng chảy đi theo hướng sóng (ngầm định). Sự tương quan chặt chẽ ($r^2 = 0.89$) gợi ý rằng động thái được nắm bắt tốt, dù có xu hướng chung là tính toán lưu lượng rỗng bị thiên lớn thể hiện qua độ lệch dương lớn trong những điều kiện này (bias = 61 %).

It should be noted that for the non-sinusoidal oscillatory flow with current conditions in the database, the measured mean velocity, could contain a streaming velocity (generated by the asymmetry in turbulence intensity between the two half-cycles), in addition to the superimposed current velocity. This type of streaming is present under oscillatory flow with velocity skewness (e.g. Ribberink and Al-Salem, 1995) and under oscillatory flows with acceleration skewness (Van der A et al., 2011). The transport formula accounts implicitly for this type of streaming, which could mean that the effect of streaming on the predicted net transport rate is accounted for twice for some of the

Cần lưu ý rằng với điều kiện dòng dao động không hình sin trên dòng chảy nền lưu trong cơ sở dữ liệu thì vận tốc trung bình thực đo có thể sẽ chứa cả thành phần vận tốc truyền stream (phát sinh bởi sự bất đối xứng về cường độ rối giữa hai nửa chu kỳ), bên cạnh vận tốc dòng chảy nền. Dạng dòng stream này xuất hiện dưới dòng dao động với vận tốc có dạng xiên (VD Ribberink và Al-Salem, 1995) cũng như ở dòng dao động với gia tốc xiên (Van der A và nnk., 2011). Công thức vận chuyển đã ngầm xét đến dạng stream này, điều đó có nghĩa rằng hiệu ứng stream đối với lưu lượng vận chuyển rỗng tính toán thì lại được tính hai lần trong một số trường hợp thuộc nhóm điều kiện dòng



Hình 9: | Fig. 9. Comparison between measured and predicted net transport rates for graded sand conditions. The value of d_{50} in the legend relates to the overall sand mixture, the characteristics of the individual fractions are listed in Table 3. • So sánh giữa lưu lượng vận chuyển ròng thực đo và tính toán cho điều kiện cát cấp phối. Trị số d_{50} trong chú giải thì gắn với toàn bộ hỗn hợp cát, còn đặc tính từng thành phần đã được liệt kê ở Bảng 3.



Hình 8: | Fig. 8. Comparison between measured and predicted net transport rates for oscillatory flows with collinear currents. • So sánh giữa lưu lượng vận chuyển ròng thực đo và tính toán cho dòng dao động trên dòng chảy nền theo cùng hướng.

non-sinusoidal oscillatory flow with current conditions.

dao động không hình sin trên dòng chảy nền.

3.6 Oscillatory flow and graded sands | Dòng dao động và cát cấp phối

Fig. 9 shows the measured and calculated net transport rates for graded sediment conditions, for which the details of the sand mixtures can be found in Table 3. Considering the wide range of d_{50} of the mixtures and that the conditions cover oscillatory flows and oscillatory flows plus current, the calculated net transport rates are in good agreement with measurements, with 89 % within a factor 2 of the measurements (Table 2). The roughness for the sheet flow conditions in the model for graded sands is calculated without the fine sand adjustment ($\mu = 1$ in Eq. (A.1)), which improves results compared to those based on the roughness including the fine sand enhancement.

Hình 9 cho thấy các lưu lượng vận chuyển ròng thực đo và tính toán trong điều kiện trầm tích cấp phối, và chi tiết hỗn hợp cát có thể xem ở Bảng 3. Khi xét một diện rộng d_{50} của hỗn hợp và xét rằng các điều kiện đã bao gồm cả những dòng chảy dao động (thuần) lẫn dòng dao động trên dòng nền, thì lưu lượng vận chuyển ròng đều phù hợp với kết quả thực đo, với 89 % nằm trong phạm vi 2 lần kết quả đo đạc (Bảng 2). Độ gồ ghề trong điều kiện dòng lớp đáy của mô hình với cát cấp phối đã được tính bằng hiệu chỉnh cát mịn ($\mu = 1$ ở PT (A.1)), nhờ đó đã cải thiện kết quả so với khi tính toán dựa trên độ gồ ghề bao gồm hiệu ứng tăng cường bởi cát mịn.

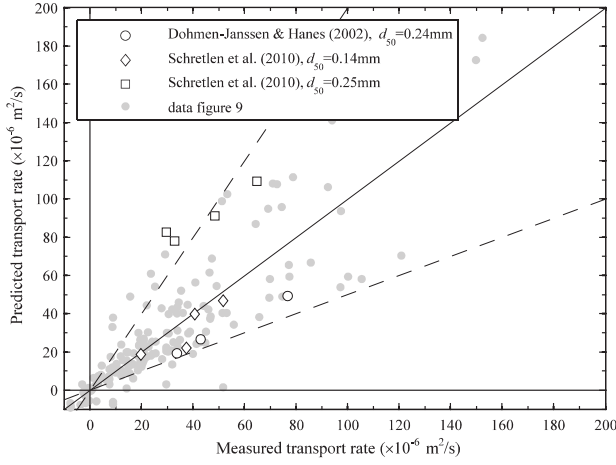
3.7 Progressive surface waves | Sóng mặt lan truyền

The influence of the following three ‘real wave’ processes is included in the transport formula (see Section 2): 1) vertical advection of horizontal momentum leading to progressive wave boundary layer streaming and a wave-averaged stress; 2) horizontal gradients in horizontal sediment flux leading to horizontal sediment advection, and 3) near-bed vertical orbital velocities and their effect on grain settling.

Fig. 10 shows the calculated and measured net transport rates for the 11 surface wave conditions included in the database, consisting of 7 medium sand conditions and

Ảnh hưởng của ba quá trình ‘sóng thực sự’ sau đây đã được xét đến trong công thức vận chuyển (xem Mục 2): 1) sự chuyển tải động lượng ngang theo phương đứng dẫn tới dòng stream lớp biên sóng lan truyền và ứng suất sóng trung bình; 2) các gradient trên phương ngang của thông lượng cát đi ngang dẫn tới sự chuyển tải bùn cát hướng ngang, và 3) các lưu tốc quỹ đạo phương đứng gần đáy cùng ảnh hưởng của chúng đối với sự lắng chìm hạt cát.

Hình 10 cho thấy các lưu lượng vận chuyển bùn cát



Hình 10: | Fig. 10. Measured and predicted net transport rates for progressive surface wave conditions. • Các lưu lượng vận chuyển ròng thực đo và tính toán cho điều kiện sóng mặt lan truyền.

Bảng 3: | Table 3. Sand size characteristics for the graded sand conditions. The d_{10} , d_{50} and d_{90} grain diameters represent the characteristics of the overall mixture. d_j and p_j indicate the diameter and fraction of the individual uniform sands of which the mixture was composed of. • Đặc tính hạt cát trong điều kiện cát cấp phối. Các đường kính hạt d_{10} , d_{50} và d_{90} biểu thị thị đặc tính của hỗn hợp chung. d_j và p_j biểu diễn đường kính và tỉ lệ thành phần từng nhóm cát đồng đều hợp nên hỗn hợp.

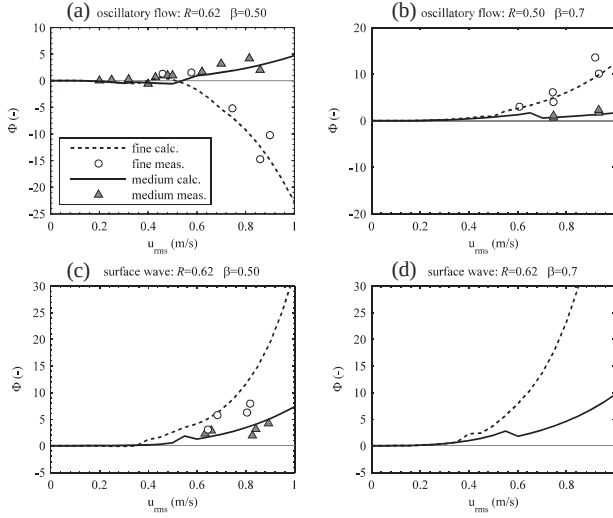
Reference Tham khảo	N	Mixture Hỗn hợp			Fractions Thành phần					
		d_{10} (mm)	d_{50} (mm)	d_{90} (mm)	d_1 (mm)	p_1 (%)	d_2 (mm)	p_2 (%)	d_3 (mm)	p_3 (%)
Inui et al. (1995)	1	n/a	0.535	n/a	0.200	50	0.870	50	—	—
Hamm et al. (1998)	2	0.097	0.194	0.406	0.128	50	0.317	50	—	—
Hassan (2003)	3	0.160	0.240	0.990	0.210	70	0.970	70	—	—
	5	0.110	0.150	1.080	0.130	60	0.340	60	0.970	20
O'Donoghue & Wright (2004)	2	0.100	0.150	0.400	0.150	60	0.280	60	0.510	10
	2	0.120	0.270	0.470	0.150	20	0.280	20	0.510	20
	2	0.100	0.260	0.530	0.150	50	0.510	50	—	—

4 fine sand conditions in two available dataset (Dohmen-Janssen and Hanes, 2002, Schretlen et al., 2011). All conditions are in the sheet flow regime and the near-bed flow is dominated by velocity-skewness in all cases. For the medium sand cases, there is reasonable agreement between the calculated and measured transport rates, although distinct differences exist between the two datasets. The differences may be caused by the fact that, although d_{50} was the same for both datasets ($d_{50} = 0.25$ mm), d_{90} was considerably larger for the Schretlen experiments (0.42 mm as against 0.28 mm). For the fine sand conditions, the calculated net transport rates are in the positive (onshore) direction, which is in agreement with the wave flume measurements, but which is opposite to the negative (offshore) transport measured for fine sand velocity-skewed flows in oscillatory flow tunnels (see Section 3.2). Only the fine sand cases are affected by phase-lag effects, and best results are obtained with coefficient $\xi = 1.7$ in Eqs. (33), (34). Overall, the agreement between the calculated and measured net transport rates for the 11 experiments is good: 82 % of the predictions fall within a factor 2 of the measurements.

If the ‘real wave’ effects are switched off, the calculated net transport rates for the medium sand would be posi-

tive and degree of skewness for 11 conditions of wave surface already listed in the base data, including 7 conditions of coarse sand and 4 conditions of fine sand belong to two data sets (Dohmen-Janssen và Hanes, 2002, Schretlen và nnk., 2011). Tất cả những điều kiện này đều xảy ra trong chế độ dòng lớp đáy và dòng chảy sát đáy bị chi phối bởi độ xiên vận tốc trong tất cả mọi trường hợp. Với trường hợp cát cỡ trung, có sự phù hợp tương đối tốt giữa các lưu lượng tính toán và thực đo, dù rằng còn tồn tại khác biệt hẳn giữa hai bộ dữ liệu. Khác biệt này có thể gây ra bởi: mặc dù d_{50} vẫn như nhau giữa hai bộ số liệu ($d_{50} = 0.25$ mm), song d_{90} thì lớn hơn rõ rệt trong trường hợp Schretlen làm thí nghiệm (0.42 mm so với 0.28 mm). Với điều kiện cát mịn, các lưu lượng vận chuyển tịnh đều chạy theo hướng dương (tiến về bờ), tức là phù hợp với kết quả đo trên máng sóng, nhưng lại ngược với kết quả đo lưu lượng vận chuyển âm (ra xa bờ) ở trường hợp cát mịn trong dòng xiên vận tốc với máng dòng chảy dao động (xem Mục 3.2). Chỉ những trường hợp cát mịn mới bị ảnh hưởng bởi hiệu ứng trễ pha, và những kết quả tốt nhất được thu nhận với hệ số $\xi = 1.7$ trong các PT (33), (34). Nhìn chung, sự phù hợp giữa các lưu lượng vận chuyển ròng tính toán và thực đo cho cả 11 thí nghiệm đều tốt: có tới 82 % số ước tính đã rơi vào phạm vi 2 lần kết quả thực đo.

Nếu tắt hiệu ứng ‘sóng thực’ đi, thì lưu lượng VCBC ròng với cát cỡ trung sẽ có giá trị dương, nhưng có độ lớn



tive, but slightly lower in magnitude due to the absence of the positive wave Reynolds stress (advection processes are negligible for medium sand). For the fine sand conditions on the other hand, the net transport would be negative similar to many of the fine sand velocity-skewed oscillatory flow conditions. In summary, it is shown that under progressive surface waves generally more sand is transported in the positive (onshore) direction than in flow tunnels, especially for fine sand. By incorporating three different (momentum and sediment) advection processes in the transport formula in a parameterized way, a practical method is obtained to predict the enhanced transport rates.

4 Net transport behaviour with u_{rms} | Động thái của vận chuyển ròng với u_{rms}

Fig. 11 illustrates the behaviour of the calculated non-dimensional net transport rates with u_{rms} ($= \hat{u}/\sqrt{2}$) for two idealised oscillatory flow conditions (a–b) and two progressive surface wave conditions (c–d). The flow period is constant with $T = 6.5$ s and for all four conditions net transport rates are shown for two sand sizes, fine sand with $d_{50} = 0.13$ mm and medium sand with $d_{50} = 0.25$ mm. For ripple regime conditions, the ripple dimensions are predicted using O'Donoghue et al. (2006) (see Section 3.4). For comparison, measured net transport rates from experimental studies listed in Table 1 are added to Fig. 11 where the experimental conditions are close to those used for the calculated transport rates in terms of T , R and β , grouped into fine ($d_{50} < 0.20$ mm) or medium sand ($0.20 \text{ mm} \leq d_{50} < 0.30$ mm). Because the experimental conditions do not exactly agree with the conditions used for the calculated transport rates, they do not serve for direct quantitative comparison; the purpose in showing the experimental results is simply to demonstrate experimental confirmation of the trends predicted by the formula.

Hình 11: | Fig. 11. Calculated non-dimensional transport rates against u_{rms} for a fine ($d_{50} = 0.13$ mm) and medium sand ($d_{50} = 0.25$ mm). For all calculated conditions $T = 6.5$ s and for the surface wave conditions (c–d) the water depth is constant with $h = 3.5$ m. The various symbols are experimental results selected from the studies in Table 1 with values of T , R , and β close to the values used for the calculations and sand size $d_{50} < 0.20$ mm for fine sand and medium sand in the range $0.20 \text{ mm} \leq d_{50} < 0.30$ mm.

• Các lưu lượng vận chuyển phi thứ nguyên tính toán theo u_{rms} đối với cát mịn ($d_{50} = 0.13$ mm) và cát thô ($d_{50} = 0.25$ mm). Trong tất cả những trường hợp tính toán, $T = 6.5$ s và với các điều kiện sóng mặt (c–d), độ sâu nước không đổi với $h = 3.5$ m. Các kí hiệu khác nhau là những kết quả thực nghiệm lựa chọn từ các nghiên cứu trong Bảng 1 với các giá trị T , R , và β sát với những giá trị dùng để tính toán và kích cỡ hạt $d_{50} < 0.20$ mm cho cát mịn, còn với cát cỡ trung thì trong khoảng $0.20 \text{ mm} \leq d_{50} < 0.30$ mm.

hơi kém so với trường hợp vắng mặt ứng suất Reynolds hướng dương của sóng (có thể bỏ qua các quá trình chuyển tải với cát cỡ trung). Mặt khác, với những điều kiện cát mịn thì lưu lượng VCBC ròng sẽ âm tương tự như đa số các điều kiện dòng dao động vận tốc xiên trên đáy cát mịn. Tóm lại, kết quả cho thấy dưới ảnh hưởng của sóng tiến bề mặt, thường có thêm cát bị vận chuyển theo hướng dương (về bờ) so với trường hợp thí nghiệm máng dòng chảy, đặc biệt với cát mịn. Bằng việc bao gồm trong công thức VCBC ba quá trình chuyển tải khác nhau (cả chuyển tải động lượng lẫn bùn cát) theo các tham số hoá, ta đã thu được phương pháp thực dụng để ước tính lưu lượng VCBC phụ trội.

Hình 11 minh hoạ động thái lưu lượng vận chuyển ròng ước tính phi thứ nguyên với u_{rms} ($= \hat{u}/\sqrt{2}$) cho hai điều kiện dòng dao động lý tưởng (a–b) và hai điều kiện sóng mặt lan truyền (c–d). Chu kỳ dòng chảy là hằng số với $T = 6.5$ s và với cả 4 điều kiện, đã cho thấy lưu lượng vận chuyển ròng với hai cỡ hạt, mịn với $d_{50} = 0.13$ mm và cỡ trung với $d_{50} = 0.25$ mm. Trong các điều kiện thuộc chế độ gợn cát, những kích thước gợn cát đã được ước tính theo O'Donoghue và nnk. (2006) (xem Mục 3.4). Để so sánh, các lưu lượng vận chuyển ròng thực đo từ những nghiên cứu thực nghiệm liệt kê ở Bảng 1 đều được thêm vào Hình 11 trong đó các điều kiện thí nghiệm đều sát với những điều kiện dùng cho lưu lượng ước tính theo T , R và β , được nhóm thành loại cát mịn ($d_{50} < 0.20$ mm) hoặc cỡ trung ($0.20 \text{ mm} \leq d_{50} < 0.30$ mm). Vì các điều kiện thực nghiệm không hoàn toàn khớp với các điều kiện dùng cho lưu lượng vận chuyển bùn cát tính toán, nên chúng không phục vụ để so sánh định lượng trực tiếp; mục đích biểu diễn kết quả thực nghiệm này chỉ nhằm cho thấy rằng thực nghiệm đã khẳng định xu hướng được dự báo bằng công thức.

It should be noted that for the non-sinusoidal oscillatory flow with current conditions in the database, the Fig. 11a shows the net transport behaviour for velocity-skewed oscillatory flow with $R = 0.62$. For low u_{rms} the medium sand net transport rates are negative and dominated by phase-lag effects in the rippled bed regime. When u_{rms} increases further, the regime shifts from rippled bed to sheet flow, where the net transport rates become positive and increase with increasing velocity. The fine sand net transport behaviour is negative at low u_{rms} when the bed is rippled. It becomes positive with increasing u_{rms} , before becoming negative again as a result of strong phase lag effects in the sheet flow regime. This behaviour is in agreement with the measurements.

Fig. 11b shows the net transport rates for an oscillatory flow with a degree of acceleration skewness ($\beta = 0.7$) but without velocity skewness ($R = 0.5$). For this flow the medium sand net transport rates are positive in the ripple regime, because, in contrast to the velocity-skewed flow, phase lag effects related to the timing of the flow maxima augment the positive transport, although there is presently no experimental data to confirm this behaviour. When entering the sheet flow regime (here at $u_{rms} \approx 0.65$ m/s) the net transport rates initially reduce, in part due to a decreased roughness caused by decreasing ripple dimensions, and partly because the phase lag effects disappear. Once fully in the sheet flow regime, net transport rates increase in a quasi-steady manner with increasing u_{rms} , which is in agreement with the measurements. Fine sand net transport rates are also positive in the ripple regime, and remain positive in the sheet flow regime, in strong contrast to the negative sheet flow net transport rates seen for velocity-skewed flows.

Fig. 11c shows the net transport rate behaviour for a surface wave with velocity skewness $R = 0.62$, similar to the oscillatory flow in Fig. 11a. Comparison of both figures shows that the surface wave effects nearly always result in positive net transport rates. This is in contrast to the observations and predictions for velocity-skewed oscillatory flows. Net transport rates are only negative in the ripple regime for the fine sand at low flow velocities. For the fine sand at larger velocities, and for the medium sand, the net transport rates are positive in the ripple regime, due to the additional positive (onshore) contributions of the surface wave effects. Discontinuities in the medium sand curve at $u_{rms} \approx 0.5$ m/s indicate the switch from the ripple regime to the sheet flow regime, causing strong changes in the roughness and the phase lag parameter as discussed before. For medium sand in the sheet flow regime ($u_{rms} > \sim 0.6$ m/s), transport behaviour is increasing quasi-steadily with u_{rms} , and net transport rates are larger by about 50 % compared to the equivalent oscillatory flow, due to the surface wave effects. Fine sands show larger transport rates than medium sands in the sheet flow regime, a trend which is only qualitatively confirmed by the data.

Finally, although experimental evidence of the trends is not available, Fig. 11d shows net transport rates for a surface wave with both velocity and acceleration skewness, typical for near-shore waves close to breaking. The added

Cần lưu ý rằng với dòng dao động không theo hình sin với các điều kiện dòng chảy nền trong cơ sở dữ liệu, Hình 11a cho thấy động thái vận chuyển ròng với dòng dao động lệch vận tốc có $R = 0.62$. Với u_{rms} nhỏ, lưu lượng vận chuyển ròng cát cỡ trung đều âm và bị chi phối bởi hiệu ứng trễ pha trong chế độ gợn cát. Khi u_{rms} tiếp tục tăng lên, chế độ chuyển từ đáy gợn cát sang lớp sát đáy, ở đó lưu lượng vận chuyển ròng trở thành dương và tăng dần theo vận tốc. Động thái của vận chuyển ròng hạt mịn thì âm ở trị số u_{rms} thấp khi đáy có gợn cát. Vận chuyển này sẽ dương khi u_{rms} tăng lên, trước khi lại chuyển thành âm lần nữa do hiệu ứng trễ pha mạnh mẽ trong chế độ lớp dòng chảy đáy. Động thái này phù hợp với kết quả đo đạc.

Hình 11b cho thấy lưu lượng các lưu lượng vận chuyển ròng với dòng dao động có một mức độ xiên gia tốc ($\beta = 0.7$) nhưng không có độ xiên vận tốc ($R = 0.5$). Với dòng chảy này, các lưu lượng vận chuyển cát cỡ trung đều dương tổng chế độ gợn gát, vì trái với dòng chảy xiên vận tốc, hiệu ứng trễ pha thì liên hệ với thời điểm xảy ra cực đại vận tốc phụ trợ cho lượng vận chuyển dương, dù rằng đến nay không có dữ liệu thực nghiệm nào khẳng định động thái này. Khi tiến vào chế độ chảy lớp sát đáy (ở đây là $u_{rms} \approx 0.65$ m/s) lưu lượng vận chuyển ròng ban đầu giảm đi, một phần là do giảm độ nhám gây bởi sự hạ thấp kích thước gợn cát, và một phần bởi hiệu ứng trễ pha đã biến mất. Một khi hoàn toàn vào chế độ lớp dòng chảy đáy, lưu lượng vận chuyển ròng sẽ tăng một cách giả ổn định theo u_{rms} tăng dần, điều này cũng phù hợp với thực đo. Lưu lượng ròng vận chuyển cát mịn cũng có hướng dương trong chế độ gợn cát, và còn duy trì hướng dương trong chế độ lớp sát đáy, điều này tương phản với lưu lượng ròng âm ở dòng sát đáy xảy ra trong dòng chảy xiên vận tốc.

Hình 11c cho thấy động thái lưu lượng vận chuyển ròng với sóng mặt có độ xiên vận tốc $R = 0.62$, tương tự như dòng dao động trên Hình 11a. So sánh hai hình vẽ có thể thấy rằng ảnh hưởng của sóng mặt gần như luôn dẫn đến lưu lượng vận chuyển ròng dương. Điều này tương phản với những quan sát và ước tính cho dòng dao động xiên vận tốc. Các lưu lượng ròng chỉ âm tổng chế độ gợn cát với cát mịn ở các vận tốc chảy nhỏ. Với cát mịn ở vận tốc chảy mạnh hơn, và với cát cỡ trung, các lưu lượng vận chuyển ròng đều hướng dương ở chế độ gợn cát, do thành phần đóng góp phụ thêm của sóng theo hướng dương (về phía bờ). Những gián đoạn xuất hiện trên đường cát cỡ trung ở $u_{rms} \approx 0.5$ m/s cho thấy sự chuyển chế độ từ gợn cát qua dòng sát đáy, dẫn đến biến đổi mạnh mẽ về độ nhám và tham số trễ pha như đã thảo luận trước đây. Với cát cỡ trung trong chế độ lớp sát đáy ($u_{rms} > \sim 0.6$ m/s), động thái vận chuyển là càng giả ổn định theo u_{rms} tăng dần, và lưu lượng vận chuyển ròng tăng thêm chừng 50 % so với dòng dao động tương ứng, nguyên nhân bởi ảnh hưởng của sóng mặt. Cát mịn cho thấy lưu lượng vận chuyển lớn hơn cát cỡ trung ở chế độ lớp sát đáy, một xu hướng mới chỉ khẳng định một cách định tính qua số liệu.

Sau cùng, mặc dù chưa có bằng chứng thực nghiệm về các xu hướng song Hình 11d cho thấy lưu lượng vận chuyển ròng khi có sóng bề mặt, với cả độ xiên vận tốc lẫn gia tốc, điển hình hco các sóng gần bờ gần điểm sóng đổ. Những hiệu ứng phụ thêm bởi độ xiên gia tốc dẫn đến

Bảng 4: | Table 4. Overview of oscillatory flow conditions used for model validation. • Tổng quan các điều kiện dòng chảy dao động dùng để kiểm định mô hình.

Reference Tham khảo	N	Mixture Hỗn hợp			Fractions Thành phần					
		d_{10} (mm)	d_{50} (mm)	d_{90} (mm)	d_1 (mm)	p_1 (%)	d_2 (mm)	p_2 (%)	d_3 (mm)	p_3 (%)
Sato (1987)	1	n/a	0.535	n/a	0.200	50	0.870	50	–	–
Dibajnia & Watanabe (1998)	2	0.097	0.194	0.406	0.128	50	0.317	50	–	–
Dibajnia & Kioka (2000)	3	0.160	0.240	0.990	0.210	70	0.970	70	–	–
Dibajnia et al. (2001)	5	0.110	0.150	1.080	0.130	60	0.340	60	0.970	20

effects of acceleration skewness lead to an added positive contribution to the net transport, both for rippled bed and sheet flow. For fine sands in the ripple regime this added component leads to positive net transport rates for all u_{rms} , while for the remaining conditions it leads to even larger positive net transport rates compared to the purely velocity-skewed condition in Fig. 11c. Apart from this, the behaviour with increasing u_{rms} is similar to that shown in Fig. 11c.

5 Validation | Kiểm định

5.1 Oscillatory flow | Dòng dao động

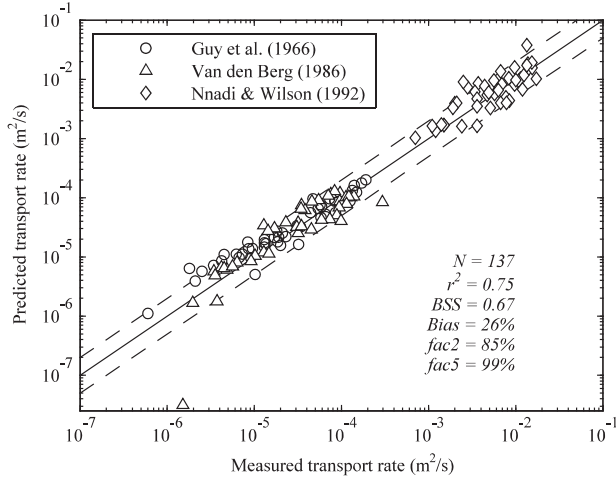
Development and calibration of the formula have been done against the data contained in the SANTOSS database as described in Section 2. The database has since then been extended with conditions previously not considered, namely the conditions from the Tokyo University oscillatory flow tunnel experiments of Dibajnia and Kioka (2000) and Dibajnia et al. (2001). These conditions have been excluded from the calibration and are instead used here to test the validity of the new formula to a certain degree. To extend the limited number of 8 conditions which satisfy the SANTOSS database criteria of $T \geq 4$ s, we have also included conditions falling within the $3.5 < T < 4$ s range. By extending this lower limit of acceptable flow periods, the Tokyo University flow tunnel data of Sato (1987) and Dibajnia and Watanabe (1998) also satisfy the selection criteria. Combined, these datasets give 58 different conditions and cover a wide range of irregular oscillatory flows, sand sizes and bed conditions, the details of which are outlined in Table 4. Note that all of these validation cases involve irregular oscillatory flow.

The comparison of measured and calculated net transport rates for these conditions (see Fig. 12), shows good agreement. The transport direction of Sato's (1987) fine sand rippled-bed conditions, which have mostly negative net transport rates related to phase lag effects, are nearly all correctly calculated. The positive sheet flow net transport rates are generally calculated within a factor 2 of the measurements, although an overestimation for the conditions with flow periods in the range $3.5 \text{ s} < T < 4 \text{ s}$ is apparent. Out of the 58 conditions, 66 % are calculated within a factor 2 of the measurements, which is a slight improvement compared to the irregular flow conditions

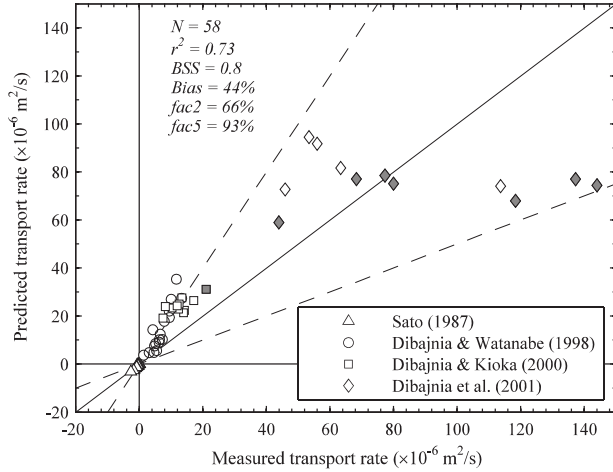
sự đóng góp dương tăng cường cho lưu lượng ròng, với cả chế độ đáy gợn cát và lớp dòng chảy đáy. Với cát mịn ở chế độ gợn cát, thành phần bổ trợ này đã dẫn tới lưu lượng vận chuyển ròng dương cho mọi u_{rms} , còn với những điều kiện còn lại, nó dẫn tới lưu lượng vận chuyển ròng dương còn lớn hơn nữa khi so với điều kiện thuần xiên vận tốc trên Hình 11c. Ngoài ra, động thái với u_{rms} tăng cũng tương tự như đã thể hiện trên Hình 11c.

Sự phát triển và hiệu chỉnh công thức đã được thực hiện theo dữ liệu trong cơ sở dữ liệu SANTOSS đã mô tả ở Mục 2. Cơ sở dữ liệu này từ đó đã được mở rộng cho các điều kiện trước kia chưa từng xét tới, cụ thể là các điều kiện từ thí nghiệm ống dòng chảy dao động ở Đại học Tokyo thực hiện bởi Dibajnia và Kioka (2000) và Dibajnia và nnk. (2001). Những điều kiện này bị loại trừ khỏi khâu kiểm định là nhằm mục đích sử dụng ở đây nhằm kiểm định tính đúng đắn của công thức này ở mức độ nhất định. Nhằm mở rộng số điều kiện (8) vốn thỏa mãn tiêu chí cơ sở dữ liệu SANTOSS rằng phải có $T \geq 4$ s, chúng tôi cũng đã bao gồm các điều kiện rơi vào khoảng $3.5 < T < 4$ s. Bằng việc nới giãn giới hạn dưới chu kỳ sóng này, tập dữ liệu ống dòng chảy ở Đại học Tokyo University của Sato (1987) và Dibajnia và Watanabe (1998) cũng thỏa mãn tiêu chí lựa chọn. Kết hợp lại, những bộ dữ liệu này cho ta 58 điều kiện khác nhau và bao trùm một phạm vi rộng gồm các điều kiện dòng chảy dao động không trật tự, các điều kiện cỡ hạt và đáy khác nhau, mà chi tiết được tổng hợp ở Bảng 4. Lưu ý rằng tất cả những trường hợp kiểm định này đều gắn với dòng chảy dao động không trật tự.

Khi so sánh về lưu lượng vận chuyển giữa thực đo và tính toán ở những điều kiện này (xem Hình 12), ta thấy có sự phù hợp. Hướng vận chuyển theo tính toán của Sato (1987) trong điều kiện đáy gợn cát mịn, vốn căn bản đều có lưu lượng VCBC âm do hiệu ứng trễ pha, đã được tính gần như đúng hết. Lưu lượng VCBC ròng, dương, ở lớp dòng sát đáy nói chung đều được tính trong phạm vi 2 lần kết quả đo đạc, dù vẫn thấy rõ ước tính thiên lớn ở các điều kiện mà chu kỳ dòng chảy nằm trong khoảng $3.5 \text{ s} < T < 4 \text{ s}$. Trong số 58 điều kiện, có đến 66 % được tính ra trong phạm vi 2 lần kết quả đo đạc; đây phần nào có cải thiện so với các điều kiện dòng chảy không đều như đã



Hình 13: | Fig. 13. Performance of the formula for steady flow sheet-flow conditions. • Hiệu năng của công thức tính cho các điều kiện dòng chảy lớp đáy ổn định.



Hình 12: | Fig. 12. Comparison between measured and calculated net transport rate for oscillatory flows conditions listed in Table 4; grey markers indicate conditions with $T > 4$ s. • So sánh giữa lưu lượng vận chuyển ròng với các điều kiện dòng chảy dao động liệt kê trên Bảng 4; các dấu màu xám chỉ định những điều kiện với $T > 4$ s.

listed in Table 2.

5.2 Steady flow | Dòng ổn định

When the wave height is zero and the transport is driven by current only and $\alpha = 1$ (Eq. (19)), $f_{w\delta i} = f_\delta$ (Eq. (18)) and $u_{i,r} = u_\delta$, consequently:

$$\theta_\delta = \frac{\frac{1}{2}f_\delta u_\delta^2}{(s-1)gd_{50}} \quad (39)$$

and the transport formula Eq. (1) reduces to the following formula, resembling the Meyer-Peter and Müller bedload transport formula (see also Ribberink, 1998):

$$\Phi = \sqrt{\theta_\delta} \Omega_\delta = \sqrt{\theta_\delta} m(\theta_\delta - \theta_{cr})^n \quad (40)$$

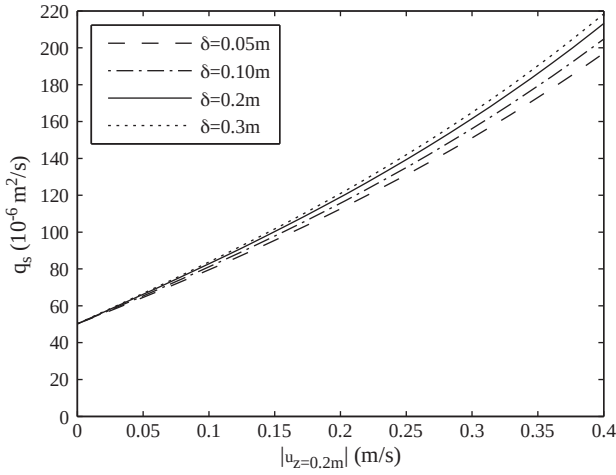
Fig. 13 illustrates the performance of the formula in predicting the net transport rates for the steady flow data of Guy et al. (1966), Van den Berg (1986) and Nnadi and Wilson (1992). These data have not been used in the calibration of the present formula. For most of the open channel experiments of Guy et al. (1966) the Shields number θ_δ was < 1 and bedforms were present, while for most of the Nnadi and Wilson (1992) duct experiments the Shields number θ_δ was > 1 and the bed was completely flat. Similar to Ribberink (1998), we only use the bed-load transport rates of Guy et al. (1966) that were obtained by subtracting the measured suspended load from

liệt kê ở Bảng 2.

Khi chiều cao sóng bằng không và vận chuyển bùn cát chỉ do mỗi dòng chảy và $\alpha = 1$ (Eq. (19)), $f_{w\delta i} = f_\delta$ (Eq. (18)) và $u_{i,r} = u_\delta$, do vậy:

và công thức vận chuyển PT (1) được rút gọn thành công thức sau, trông tựa như công thức VCBC đáy của Meyer-Peter và Müller (xem thêm Ribberink, 1998):

Hình 13 minh hoạ hiệu năng của công thức này trong việc ước tính lượng VCBC ròng với dữ liệu dòng chảy ổn định của Guy và nnk. (1966), Van den Berg (1986) cùng Nnadi và Wilson (1992). Các số liệu này chưa được dùng để hiệu chỉnh công thức hiện thời. Với đa số những thí nghiệm kênh hở tiến hành bởi Guy và nnk. (1966), số Shields $\theta_\delta < 1$ và các dạng đáy đã xuất hiện, còn ở đa số các thí nghiệm ống dẫn của Nnadi và Wilson (1992), số Shields $\theta_\delta > 1$ và dạng đáy hoàn toàn phẳng. Tương tự như Ribberink (1998), chúng tôi chỉ dùng đến các số liệu lưu lượng VCBC của Guy và nnk. (1966) nào thu được bằng cách lấy tải lượng tổng cộng đo đạc trừ đi tải lượng



the measured total load, and for Nnadi and Wilson, for which the majority of transport took place in the (near-bed) sheet flow layer, we use the reported total transport rates. The field data of Van den Berg (1986) involve low Shields numbers ($\theta_\delta < 0.3$), and bed-load transport rates obtained from dune migration measurements. Combined the datasets comprise 137 sheet flow and dune conditions with current velocities ranging 0.32–2.03 m/s and median grain sizes 0.19–3.8 mm. The results and quantitative performance measures shown in Fig. 13 show that the formula predicts net transport rate for current-only conditions well, with 85 % of the 137 conditions calculated within a factor 2 of the measurements.

6 Discussion | Thảo luận

For oscillatory flow or waves with superimposed current the transport formula requires information about the magnitude and direction of the mean current velocity at a reference level $z = \delta$, i.e. at the top of the wave boundary layer. For the calibration and validation results presented here, a constant value of $\delta = 0.20$ m was used, which for all measurements was well above the wave boundary layer. Since the wave boundary layer thickness depends on the relative roughness ($\hat{a}/k_{sw}$), it would have been more realistic to estimate δ for each condition using an appropriate formula for the boundary layer thickness (e.g. Sleath, 1987, Van der A et al., 2011). However, the influence of δ on the net transport rate is rather small, as shown in Fig. 14.

The formula covers a wide range of flow conditions and sand sizes that occur in typical sandy coastal environments. It specifically takes into account the influence of varying wave shape (velocity and acceleration skewness) and unsteady phase-lag effects in the wave boundary layer. Nevertheless, application of the formula in practice may still be subject to restrictions, due to a lack of reliable net transport data for specific regimes. This especially holds for (full-scale) surface waves and acceleration-skewed oscillatory flows over rippled beds, for waves with strong superimposed currents and waves with currents under an angle.

In case of waves with or without superimposed currents the transport formula describes the bed load and suspended load transport in the wave boundary layer. For

Hình 14: | Fig. 14. Predicted transport rate as a function of the net current velocity at $z = 0.2$ m for different reference levels δ for the net current within the new formulae. The oscillatory flow condition is a typical sheet flow condition with $d_{50} = 0.25$ mm, $R = 0.625$, $T = 7.5$ s and $\hat{u} = 1.25$ m/s. • Lưu lượng VCBC dự tính, dưới dạng hàm số phụ thuộc vận tốc dòng chảy tịnh tại $z = 0.2$ m với các mức tham chiếu δ khác nhau đối với dòng chảy tịnh trong công thức mới. Điều kiện dòng chảy dao động là một điều kiện dòng chảy lớp đáy điển hình với $d_{50} = 0.25$ mm, $R = 0.625$, $T = 7.5$ s và $\hat{u} = 1.25$ m/s.

lơ lững đo đạc, và với dữ liệu của Nnadi và Wilson, trong đó đa số sự vận chuyển diễn ra ở lớp sát (gần đáy), chúng tôi dùng đến các lưu lượng VCBC tổng cộng đã báo cáo. Số liệu thực nghiệm của Van den Berg (1986) bao gồm các số Shields nhỏ ($\theta_\delta < 0.3$), và các tải lượng đáy thu được từ việc đo đạc sự dịch chuyển sóng cát đáy. Kết hợp những bộ dữ liệu bao gồm 137 điều kiện dòng sát đáy và sóng cát với các dòng chảy trong khoảng giá trị 0.32–2.03 m/s và cỡ hạt trung vị 0.19–3.8 mm. Kết quả và thức đo hiệu năng định lượng cho thấy trên Hình 13 thể hiện rằng công thức này dự tính tốt lượng VCBC trong điều kiện chỉ có dòng chảy, với 85 % trong số 137 các điều kiện đã tính ra kết quả nằm trong phạm vi 2 lần thực đo.

Đối với dòng dao động hoặc sóng trên nền dòng chảy thì công thức VCBC cần thông tin về độ lớn cũng như hướng vận tốc dòng chảy trung bình ở một mức tham chiếu $z = \delta$, tức là ở đỉnh lớp biên sóng. Với các kết quả hiệu chỉnh và kiểm định trình bày trên đây, một trị số không đổi $\delta = 0.20$ m đã được sử dụng, trị ứng với mức cao hơn hẳn lớp biên sóng trong tất cả kết quả đo đạc. Vì độ dày lớp biên sóng thì phụ thuộc vào độ nhám tương đối ($\hat{a}/k_{sw}$), nên thực tế hơn lẽ ra là đi ước tính δ cho từng điều kiện một bằng công thức phù hợp với độ dày lớp biên sóng (chẳng hạn Sleath, 1987, Van der A và nnk., 2011). Tuy nhiên, ảnh hưởng của δ đối với lưu lượng VCBC tịnh thì khá nhỏ, như thấy được trên Hình 14.

Công thức này ứng nghiệm một phạm vi rộng các điều kiện dòng chảy và kích cỡ hạt hiện diện trong môi trường bờ biển cát điển hình. Cụ thể, công thức xét tới ảnh hưởng của hình dạng sóng biến đổi (độ xiên vận tốc và gia tốc) cũng như các hiệu ứng trễ pha không ổn định trong lớp biên sóng. Dù vậy, việc áp dụng công thức trên thức tế có thể còn bị một số hạn chế bởi thiếu dữ liệu lưu lượng VCBC tịnh với những chế độ vận chuyển cụ thể. Điều này đặc biệt đúng với các sóng bề mặt (quy mô lớn) và dòng chảy dao động xiên gia tốc qua đáy gợn cát, với các sóng trên nền dòng chảy mạnh và sóng có dòng chảy chạy cắt chéo qua.

Trong trường hợp sóng dù có hoặc không có dòng chảy trên nền, công thức VCBC đều mô tả tải lượng đáy lẫn tải lượng lơ lững trong lớp biên sóng. Với sóng không vỡ

non-breaking waves and relatively small mean currents, such as those conditions in the database, almost all of the sand transport takes place inside the wave boundary layer and so the transport formula describes the total transport rate for these conditions. For stronger superimposed currents and large flow depths (e.g. tidal flow) or estuarine situations where currents are relatively large compared to the waves, sand may go into suspension to levels well above the wave boundary layer, in which case a separate suspended transport model should be added to the transport formula to account for the current-related suspended load above the wave boundary layer. For current only conditions, the formula calculates the transport in the sheet flow layer for sheet-flow conditions and the bed-load transport for non sheet-flow conditions, in accordance with the data used in Section 5.2. If there is significant sediment in suspension above the sheet flow layer or bed-load layer, a separate suspended load model is also needed to calculate the suspended load transport. Assuming a morphodynamic model application, our recommended method is to use a 3D or quasi-3D advection-diffusion model to describe the mean concentration profile, $\langle C(z) \rangle$, above a prescribed reference level, z_{ref} , using a reference concentration and sediment mixing coefficient description, as for example given by Van Rijn, 1993, Van Rijn, 2007b, Soulsby (1997) or Zyserman and Fredsøe (1994). Using this in conjunction with the mean-current profile, $\bar{u}(z)$, the suspended load transport can be computed by integration from a lower near-bed level, z_l , to the mean water level z_w :

$$\vec{q}_{s,susp} = \int_{z_l}^{z_w} \langle C(z) \rangle \langle \bar{u}(z) \rangle dz \quad (41)$$

In wave-current conditions two situations may occur:

(i) $z_{\text{ref}} < \delta$: This will generally occur in wave-dominated conditions in the ripple or sheet flow regime. For example, Van Rijn (1993) selects the reference level at the upper edge of the sheet flow layer or at ripple-crest level, which is always inside the wave boundary layer. In this situation it is recommended to use $z_l = \delta$ in the integration.

(ii) $z_{\text{ref}} > \delta$: This situation may occur when large bedforms, e.g. current-induced dunes, are treated as bed roughness (not resolved by the computational grid) and the reference level is selected at the level of the dune crests (Van Rijn, 1993). In this situation it is suggested to use $z_l = z_{\text{ref}}$ as a practical solution.

The formula is restricted to non-breaking wave conditions. Net sand transport rates for breaking wave conditions are often calculated using a transport formula for horizontal oscillatory flow, sometimes extended with additional sediment stirring to account for breaking-induced turbulent kinetic energy near the bed (Butt et al., 2004, Roelvink and Stive, 1989). Inclusion of a stirring effect is supported by experimental studies showing increased turbulent mixing and increased suspended sediment load due to wave breaking (Deigaard et al., 1986, Van Rijn, 2007b). However, the transport processes under breaking waves are expected to be further complicated by flow non-uniformity and suspended sediment advection, leading to

và dòng chảy trung bình tương đối nhỏ, như các điều kiện liệt kê trong cơ sở dữ liệu, đa số tất cả lượng vận chuyển cát đều xảy ra bên trong lớp biên sóng và do vậy công thức vận chuyển mô tả lưu lượng VCBC tổng cộng trong những trường hợp này. Với các dòng chảy nền mạnh hơn và độ sâu nước lớn hơn (chẳng hạn dòng triều) hay trường hợp ở cửa sông, nơi dòng chảy tương đối lớn so với sóng, khi đó cát có thể bị khuấy nổi ở các mức cao hơn hẳn so với lớp biên đáy; lúc này cần bổ sung một mô hình vận chuyển cát lơ lửng riêng thêm vào công thức VCBC nhằm xét tới tải lượng lơ lửng gắn với dòng chảy bên trên lớp biên sóng. Với các điều kiện chỉ có dòng chảy, công thức này tính lưu lượng VCBC ở lớp dòng sát đáy cho các điều kiện dòng lớp sát đáy và tải lượng bùn cát đáy cho các điều kiện không phải lớp dòng sát đáy, phù hợp với các dữ liệu đã dùng ở Mục 5.2. Nếu có lượng đáng kể bùn cát lơ lửng phía trên lớp dòng sát đáy hoặc lớp tải lượng đáy, thì ta cũng cần thêm một mô hình tải lượng lơ lửng riêng để tính ra lưu lượng VCBC lơ lửng. Với giả thiết một ứng dụng mô hình động lực hình thái, chúng tôi khuyến nghị phương pháp sử dụng một mô hình truyền tải - khuếch tán 3 chiều hoặc giả 3 chiều nhằm mô tả profin nồng độ bùn cát trung bình, $\langle C(z) \rangle$, bên trên một mức tham chiếu định trước, z_{ref} , thông qua sử dụng một trị số nồng độ tham chiếu và chỉ định một hệ số hòa trộn bùn cát, chẳng hạn theo Van Rijn, 1993, Van Rijn, 2007b, Soulsby (1997) hoặc Zyserman và Fredsøe (1994). Bằng cách dùng đại lượng này kết hợp với profin dòng chảy trung bình, $\bar{u}(z)$, lưu lượng VCBC lơ lửng có thể tính được thông qua lấy tích phân từ một mức thấp gần sát đáy, z_l , lên tới mực nước trung bình z_w :

Với điều kiện sóng-dòng chảy, có thể xảy ra hai tình huống:

(i) $z_{\text{ref}} < \delta$: Thường sẽ xảy ra ở các điều kiện sóng thống trị với chế độ gợn cát hoặc lớp dòng đáy. Chẳng hạn, Van Rijn (1993) lựa chọn mức tham chiếu ở mặt trên của lớp dòng đáy hay ở cao trình đỉnh gợn cát, vốn luôn nằm bên trong lớp biên sóng. Ở trường hợp này, khuyến nghị sử dụng $z_l = \delta$ trong phép tích phân.

(ii) $z_{\text{ref}} > \delta$: Tình huống này có thể xảy ra khi các dạng đáy lớn, như sóng cát hình thành bởi dòng chảy, được coi như là độ nhám đáy (không được phân giải bởi lưới tính) và mức tham chiếu được chọn là cao trình đỉnh sóng cát (Van Rijn, 1993). Ở trường hợp này, khuyến nghị sử dụng $z_l = z_{\text{ref}}$ như một giải pháp thực dụng.

Công thức này chỉ hạn chế cho các điều kiện sóng không vỡ. Lưu lượng vận chuyển cát với điều kiện sóng vỡ thường được tính bằng công thức vận chuyển với dòng chảy dao động hướng ngang, đôi khi được mở rộng bằng thành phần khuấy động bùn cát để xét tới động năng rối, do sóng vỡ, ở gần đáy (Butt và nnk., 2004, Roelvink và Stive, 1989). Việc bao gồm hiệu ứng khuấy nổi đã được ủng hộ bởi những nghiên cứu thực nghiệm, trong đó cho thấy mức hoà trộn rối tăng cường và tải lượng bùn cát lơ lửng tăng cường do sóng vỡ (Deigaard và nnk., 1986, Van Rijn, 2007b). Tuy nhiên, các quá trình vận chuyển dưới sóng vỡ được dự trù rằng sẽ phức tạp hoá bởi tính không đồng đều của dòng

suspended sediment transport that is not wholly determined by the local flow conditions (Kobayashi and Johnson, 2001). Despite these insights, existing sand transport formulae for breaking waves are still speculative due to the lack of measurements of net sand transport rates and of the detailed sand transport processes, in particular under full-scale waves.

The least good agreement with the measurements, in terms of percentage of the predictions falling within a factor 2 of the measurements, is found for irregular flows (Table 2). Most of these conditions involved velocity-skewed irregular oscillatory flows over rippled beds and calculated net transport was based on the “representative wave”, using the significant velocity characteristics and peak flow period, as described in Section 2.1. The skill score for these conditions is rated fair ($BSS = 0.54$), and only 57 % of the conditions fall within a factor 2 of the measurements. These rather low scores may be due to effects of flow irregularity that are not captured in our representation of the irregular flow time-series by one regular flow cycle. It is likely that time-history effects, for example caused by the “pumping up” of suspended sediment in irregular wave sequences (Vincent and Hanes, 2002), make a representative wave approach unsuitable, especially in situations with strong phase lag influence. Whether a wave-by-wave approach leads to better net transport rate predictions compared to the representative wave approach in such situations, or in fact whether a representative wave approach should be based on other than significant wave characteristics that we adopted here could not be determined from the available dataset, and remains subject of future research.

The net transport in the wave boundary layer is affected by the slope of the bed through gravity effects. This may change the effective critical bed shear stress as well as the magnitude and direction of the boundary layer flow and effective bed shear stress, and therefore also the magnitude and direction of the net transport. The data used for the development of the present formula is limited to horizontal bed conditions only, i.e. the effect of bed slope is presently not included in the formula. Apsley and Stansby (2008) propose a generalized model for slopes smaller than the angle of repose with arbitrary orientation with respect to the wave and current direction. Although the method is not validated for oscillatory flows yet, it is suggested to use this method in the present formula.

Due to an absence of reliable net transport data from the field a direct comparison of the formula against field conditions is not yet feasible. An indirect test against field conditions can be carried out by implementation of the formula within a morphodynamic model, which ultimately is its intended application. While ongoing work is aimed at implementing the formula in a 3D morphodynamic model in order to compare it with field data, as a first step in this process the formula has been implemented in a cross-shore morphodynamic model applied to wave flume cases, which showed encouraging results (Van der Werf et al., 2012). This exercise did however reveal that good transport rate predictions rely on accurate predictions of the orbital velocity characteristics, especially regarding the velocity and

chảy và chuyển tải bùn cát lơ lửng, dẫn đến sự VCBC lơ lửng không hoàn toàn định đoạt bởi điều kiện dòng chảy tại chỗ (Kobayashi và Johnson, 2001). Bất chấp những chi tiết trên, các công thức VCBC cho điều kiện sóng vỡ vẫn còn mang tính phỏng đoán do sự thiếu thốn số liệu đo đạc lưu lượng vận chuyển cát tịnh và các quá trình chi tiết VCBC, đặc biệt trong điều kiện sóng lớn thực tế.

Mức hợp lý thấp nhất so với số liệu thực đo, xét về tỉ lệ phần trăm những kết quả ước tính rơi vào trong khoảng 2 lần số liệu đo, chính là với dòng chảy không đều (Bảng 2). Hầu hết những điều kiện này có liên quan tới những dòng chảy dao động không đều với vận tốc phân bố xiên trên đáy gợn cát và lượng VCBC tịnh được tính theo “sóng đại diện”, bằng cách dùng đặc trưng vận tốc ý nghĩa và chu kỳ dòng chảy đỉnh phổ, như đã mô tả ở Mục 2.1. Điểm năng lực cho những điều kiện này đều ở mức trung bình ($BSS = 0.54$), và chỉ có 57 % trong số các điều kiện rơi vào khoảng 2 lần kết quả thực đo. Điểm khá thấp như vậy có thể do hiệu ứng của dòng chảy không đều vốn không được nắm bắt trong cách biểu diễn đã thiết lập cho chuỗi số liệu dòng chảy không đều qua một chu kỳ dòng chảy đều. Nhiều khả năng rằng hiệu ứng lịch sử thời gian, chẳng hạn gây bởi sự “bơm đẩy” bùn cát lơ lửng trong chuỗi cát đợt sóng không đều (Vincent và Hanes, 2002), khiến cho cách tiếp cận sóng đại biểu trở nên không phù hợp, đặc biệt khi có ảnh hưởng trễ pha mạnh. Liệu rằng cách tiếp cận từng cơn sóng có dẫn tới ước tính tải lượng bùn cát tịnh chuẩn xác hơn là phương pháp sóng đại diện trong những trường hợp như vậy, hay thực ra liệu rằng phương pháp sóng đại diện nên được dựa trên một đặc trưng sóng ý nghĩa nào đó khác với đã chọn ở đây; điều đó vẫn còn là chủ đề nghiên cứu trong tương lai.

Lượng VCBC tịnh bên trong lớp biên sóng thì bị ảnh hưởng bởi độ dốc đáy thông qua hiệu ứng trọng lực. Điều này có thể làm thay đổi ứng suất tiếp đáy phân giới cũng như độ lớn và hướng của dòng chảy lớp biên và ứng suất tiếp đáy hiệu dụng, và do vậy cũng ảnh hưởng tới độ lớn và hướng của lượng VCBC tịnh. Dữ liệu dùng để phát triển công thức hiện tại thì bị hạn chế chỉ ở những điều kiện đáy ngang, tức là hiệu ứng đáy dốc hiện chưa được bao gồm trong công thức. Apsley và Stansby (2008) có đề cập tới một mô hình khái quát hoá cho những độ dốc đáy thoải hơn góc nghỉ bùn cát, với hướng dốc tùy ý so với hướng sóng và dòng chảy. Dù rằng phương pháp này vẫn chưa được kiểm nghiệm với dòng dao động, song vẫn được khuyến nghị sử dụng trong công thức hiện tại.

Do sự thiếu thốn dữ liệu đáng tin cậy về tải lượng bùn cát tịnh từ thực địa nên vẫn chưa có cơ sở để so sánh trực tiếp kết quả áp dụng công thức với điều kiện thực địa. Có thể tiến hành kiểm tra gián tiếp số với điều kiện hiện trường, bằng cách cài đặt công thức này bên trong một mô hình động lực hình thái, vốn chính là mục tiêu áp dụng sau cùng. Dù cho công việc đang tiến hành được nhằm tới việc cài đặt công thức trong mô hình động lực hình thái 3 chiều để so sánh nó với dữ liệu thực địa, ở bước đầu quá trình, công thức đã được cài đặt trong một mô hình động lực hình thái ngang bờ áp dụng cho các trường hợp máng sóng và cho ra những kết quả đáng khích lệ (Van der Werf và nnk., 2012). Tuy vậy, việc làm này lại cho thấy rằng kết quả ước tính tốt về lưu lượng VCBC thì dựa vào những

acceleration skewness. In morphodynamic models the sand transport formula should therefore be used in conjunction with velocity parameterizations that include both velocity and acceleration skewness, and which can be linked to local wave and beach parameters (e.g. Malarkey and Davies, 2012, Ruessink et al., 2012).

7 Conclusions | Kết luận

A new practical formula for net sand transport induced by non-breaking waves and non-breaking waves with collinear currents has been presented. The formula is based on Dibajnia and Watanabe's (1992) semi-unsteady half-cycle concept, which accounts for the transport contribution related to unsteady phase lag effects within the wave boundary layer, and has bed shear stress as the main forcing parameter. The formula distinguishes itself from other semi-unsteady half-cycle-type formulae through explicit inclusion of surface wave effects, details in the process calculations and the extent of the experimental data used to develop the formula.

The formula is developed using a database of 226 net transport rate measurements from large-scale oscillatory flow tunnels and a large wave flume, covering a wide range of full-scale flow conditions and uniform and graded sands with median diameter ranging from 0.13 mm to 0.54 mm. Good overall agreement is obtained between observed and predicted net transport rates with 78% of the predictions falling within a factor 2 of the measurements. The formula has been validated against independent net transport rate data for oscillatory flow conditions and bedload-dominated steady flow conditions.

The formula performs best for regular oscillatory sheet flow conditions, with and without currents, involving uniform fine, coarse and graded sands. Formula performance for other conditions – rippled beds, irregular flows, progressive surface waves – is reasonable but less good. The difference in performance for different conditions can be partly attributed to the unequal number of the various conditions within the database of experimental results (Table 1). But poorer performance is also likely to be partly due to insufficient understanding of the detailed sand transport processes, and this remains particularly true for progressive surface wave conditions, for which reliable detailed data is difficult to obtain.

Arguably, the most significant shortcoming in the new formula is that it is based entirely on oscillatory flows and non-breaking surface waves. Accordingly, although the model as constructed could in principle be applied to breaking waves as long as the hydrodynamics at the top of the wave boundary layer can be provided as input, net transport rates for breaking wave conditions cannot be calculated with any degree of confidence. A main goal of future research therefore is to extend the range of large-scale laboratory experiments to include breaking wave conditions and, based on the experimental results, to adapt the formula to account for the breaking wave processes.

The SANTOSS database of measured net transport rates for large-scale oscillatory flow and surface wave con-

ditions is a standard for the study of sand transport, and is particularly useful for the study of sand transport in coastal environments. The formula is based on the semi-unsteady half-cycle concept, which accounts for the transport contribution related to unsteady phase lag effects within the wave boundary layer, and has bed shear stress as the main forcing parameter. The formula distinguishes itself from other semi-unsteady half-cycle-type formulae through explicit inclusion of surface wave effects, details in the process calculations and the extent of the experimental data used to develop the formula.

Một công thức thực dụng mới để tính lưu lượng VCBC tịnh gây bởi sóng không vỡ, và sóng không vỡ kèm dòng chảy cùng chiều, đã được trình bày. Công thức dựa dựa trên khái niệm nửa chu kỳ bán ổn định do Dibajnia và Watanabe (1992) đề xuất, trong đó xét đến thành phần VCBC gắn với các hiệu ứng trễ pha không ổn định bên trong lớp biên sóng, và có tham số lực đẩy chính là ứng suất tiếp. Công thức khác biệt so với những công thức kiểu nửa chu kỳ bán ổn định còn lại ở chỗ đã bao gồm một cách tường minh các hiệu ứng của sóng bề mặt, các chi tiết trong tính toán quá trình và phạm vi bộ số liệu thực nghiệm dùng để xây dựng nên công thức này.

Công thức được phát triển theo một cơ sở dữ liệu gồm 226 trị số đo đạc VCBC tịnh từ các đường ống dòng chảy dao động cỡ lớn, cùng một máng sóng lớn, nhằm bao hàm một phạm vi rộng các điều kiện dòng chảy với tỉ lệ toàn phần, với đường kính trung vị của hạt từ 0.13 mm đến 0.54 mm. Ta thu được sự phù hợp tổng thể ở mức tốt giữa các trị số đo đạc và tính toán với 78% số giá trị tính toán rơi vào khoảng từ nửa đến gấp đôi trị số đo đạc. Công thức đã được kiểm nghiệm theo nguồn số liệu lưu lượng VCBC tịnh độc lập cho các điều kiện dòng chảy dao động và dòng chảy ổn định có vận chuyển bùn cát đáy chiếm ưu thế.

Công thức có hiệu quả tốt nhất cho các điều kiện dòng chảy lớp đáy dao động trật tự, cả có và không dòng đơn hướng, bao gồm các loại hạt cát mịn, thô, và cấp phối. Với các trường hợp khác - đáy gợn cát, dòng chảy không trật tự, và sóng bề mặt lan truyền - công thức còn hợp lý nhưng không tốt bằng. Sự khác biệt về hiệu quả này có lẽ phần nào là do số các điều kiện khác nhau giữa các nhóm dữ liệu kết quả thực nghiệm (Bảng 1). Nhưng hiệu quả kém cũng có thể một phần do sự hiểu biết chưa đầy đủ về chi tiết các quá trình vận chuyển cát. Và điều này vẫn còn đặc biệt đúng với các điều kiện có sóng bề mặt lan truyền, vì số liệu chi tiết đáng tin cậy rất khó thu được.

Có lẽ hạn chế lớn nhất của công thức mới này là nó hoàn toàn dựa theo dòng chảy dao động và sóng không vỡ. Do vậy mà mặc dù mô hình thiết lập, về nguyên tắc có thể áp dụng được cho sóng vỡ miễn là điều kiện thủy động lực ở mặt trên của lớp biên có thể được cung cấp như số liệu đầu vào, song lưu lượng VCBC tịnh cho các điều kiện sóng vỡ không thể tính toán được với bất kì mức độ tin cậy nào. Theo đó, một mục đích chính của nghiên cứu trong tương lai là mở rộng phạm vi những thí nghiệm vật lý tỉ lệ lớn để bao gồm các điều kiện sóng vỡ và, dựa trên kết quả thực nghiệm, điều chỉnh công thức để xét đến các quá trình sóng vỡ.

Cơ sở dữ liệu SANTOSS gồm lưu lượng VCBC tịnh thực đo cho các điều kiện dòng chảy dao động tỉ lệ lớn

ditions and a MATLAB code for implementation of the new, so-called SANTOSS formula are available on request to the authors.

và sóng bề mặt, cùng với mã lệnh MATLAB thực thi cho công thức mới “SANTOSS” đều có sẵn khi gửi yêu cầu đến nhóm tác giả.

Acknowledgements | Lời cảm tạ

This work is part of the SANTOSS project (‘SAND Transport in Oscillatory flows in the Sheet-flow regime’) funded by the UK’s EPSRC (GR/T28089/01) and STW in The Netherlands (TCB.6586). JW acknowledges Deltares strategic research funding under project number 1202359.09. Richard Soulsby is gratefully acknowledged for valuable discussions and feedback on the formula during the SANTOSS project.

Công trình nghiên cứu này là một phần của dự án SANTOSS (vận chuyển cát trong dòng chảy dao động ở chế độ chảy lớp đáy) tài trợ bởi EPSRC Anh Quốc (GR/T28089/01) và STW Hà Lan (TCB.6586). JW cảm tạ nguồn tài trợ nghiên cứu chiến lược của Deltares trong khuôn khổ dự án số 1202359.09. Cảm ơn Richard Soulsby vì đã có những thảo luận quý báu và phản hồi về công thức trong suốt dự án SANTOSS.

Appendix A. Current-related and wave-related bed roughness | Độ nhám đáy do dòng chảy và do sóng

Following Ribberink (1998) the current-related bed roughness is given by:

$$k_{s\delta} = \max\{3d_{90}, d_{50}[\mu + 6(\langle|\theta| \rangle - 1)]\} + 0.4\eta^2/\lambda \quad (\text{A.1})$$

where: η and λ are ripple height and ripple length respectively (Appendix B); the factor μ varies linearly between $\mu = 1$ for sand with $d_{50} \geq 0.2$ mm to $\mu = 6$ for sand with $d_{50} \leq 0.15$ mm and has the effect of higher bed roughness for fine-sand sheet flow conditions caused by large sheet-flow layer thickness:

$$\mu = \begin{cases} 6 & \text{if } d_{50} \leq 0.15 \text{ mm} \\ 6 - \frac{5(d_{50}-0.15)}{(0.20-0.15)} & \text{if } 0.15 \text{ mm} < d_{50} < 0.20 \text{ mm} \\ 1 & \text{if } d_{50} \geq 0.20 \text{ mm} \end{cases} \quad (\text{A.2})$$

in which d_{50} is entered in mm, $\langle|\theta| \rangle$ is the time-averaged absolute Shields stress given by:

$$\langle|\theta| \rangle = \frac{\frac{1}{2}f_{\delta}|u_{\delta}|^2}{(s-1)gd_{50}} + \frac{\frac{1}{4}f_w\hat{u}^2}{(s-1)gd_{50}} \quad (\text{A.3})$$

where f_w is the full-cycle wave friction factor based on Swart (1974):

$$f_w = \begin{cases} 0.00251 \exp\left[5.21 \left(\frac{\hat{a}}{k_{sw}}\right)^{-0.19}\right] & \text{for } \frac{\hat{a}}{k_{sw}} > 1.587 \\ 0.3 & \text{for } \frac{\hat{a}}{k_{sw}} \leq 1.587 \end{cases} \quad (\text{A.4})$$

The wave-related bed roughness k_{sw} is given by:

$$k_{sw} = \max\{d_{50}, d_{50}[\mu + 6(\langle|\theta| \rangle - 1)]\} + 0.4\eta^2/\lambda \quad (\text{A.5})$$

Here a lower grain size related limit of $k_{sw} = d_{50}$ (instead of $3d_{90}$ as per Eq. (A.1)) gave best results similar to Ribberink (1998). In the case of sheet flow conditions, the bed roughness needs to be solved iteratively because the mean absolute Shields parameter $\langle|\theta| \rangle$ depends on the bed roughness.

Theo Ribberink (1998), độ nhám đáy do dòng chảy được cho bởi:

trong đó: η và λ lần lượt là chiều cao và chiều dài gợn cát (Phụ lục B); hệ số μ biến động tuyến tính từ $\mu = 1$ với cát có $d_{50} \geq 0.2$ mm đến $\mu = 6$ với átl có $d_{50} \leq 0.15$ mm và hệ số này có hiệu ứng độ nhám cao hơn với điều kiện dòng vận chuyển cát mịn có lớp đáy dày:

trong đó d_{50} tính theo mm, $\langle|\theta| \rangle$ là ứng suất Shields tuyệt đối trung bình thời gian được cho bởi:

với f_w là hệ số ma sát sóng toàn chu kỳ dựa theo Swart (1974):

Độ nhám đáy do sóng, k_{sw} , được cho bởi:

Ở đây giới hạn gắn với kích cỡ hạt thấp hơn $k_{sw} = d_{50}$ (thay vì $3d_{90}$ như ở PT (A.1)) lại cho kết quả tốt nhất tương tự như Ribberink (1998). Trong trường hợp điều kiện dòng chảy lớp đáy, độ nhám đáy cần được tính lặp vì tham số Shields tuyệt đối trung bình $\langle|\theta| \rangle$ thì phụ thuộc vào độ nhám đáy.

Appendix B. Ripple dimensions | Kích thước gợn cát

In applications where the ripple dimensions are unknown, the ripple predictor of O'Donoghue et al. (2006) is incorporated:

Trong trường hợp chưa biết kích cỡ gợn cát, thì cách ước tính cỡ gợn cát theo O'Donoghue và nnk. (2006) được dùng đến:

$$\frac{\eta}{\hat{a}} = m_\eta n_\eta (0.275 - 0.022\hat{\psi}^{0.42}) \quad (\text{B.1})$$

$$\frac{\lambda}{\hat{a}} = m_\lambda n_\lambda (0.275 - 0.022\hat{\psi}^{0.42}) \quad (\text{B.2})$$

where:

trong đó:

$$m_\eta = \begin{cases} 0.55 & \text{if } d_{50} \leq 0.22 \text{ mm} \\ 0.55 + \frac{0.45(d_{50}-0.22)}{(0.30-0.22)} & \text{if } 0.22 \text{ mm} < d_{50} < 0.30 \text{ mm} \\ 1 & \text{if } d_{50} \geq 0.30 \text{ mm} \end{cases} \quad (\text{B.3})$$

$$m_\lambda = \begin{cases} 0.73 & \text{if } d_{50} \leq 0.22 \text{ mm} \\ 0.73 + \frac{0.27(d_{50}-0.22)}{(0.30-0.22)} & \text{if } 0.22 \text{ mm} < d_{50} < 0.30 \text{ mm} \\ 1 & \text{if } d_{50} \geq 0.30 \text{ mm} \end{cases} \quad (\text{B.3})$$

with $\hat{\psi} = \max(\hat{\psi}_c, \hat{\psi}_t)$ for regular flow, whereby the maximum mobility number at crest or trough is defined as $\hat{\psi}_i = \hat{u}_i^2/(s-1)gd_{50}$, and for irregular flow $\hat{\psi} = \hat{\psi}_{1/10} = \hat{u}_{1/10}^2/(s-1)gd_{50}$. Since information on $\hat{u}_{1/10}$ (average of the highest one-tenth orbital velocities) is not available for most irregular flow datasets, it is for simplicity assumed that the irregular flows are Rayleigh distributed, therefore $\hat{u}_{1/10} = 1.27$.

To avoid strong discontinuities in the predicted net transport rates with increasing flow intensities, the factors n_η and n_λ are introduced to allow for a smooth transition between the ripple regime and the flat bed sheet flow regime:

với $\hat{\psi} = \max(\hat{\psi}_c, \hat{\psi}_t)$ cho dòng chảy đều, khi đó số hoạt động cực đại ở đỉnh hoặc chân sóng được định nghĩa là $\hat{\psi}_i = \hat{u}_i^2/(s-1)gd_{50}$, và với dòng chảy không đều $\hat{\psi} = \hat{\psi}_{1/10} = \hat{u}_{1/10}^2/(s-1)gd_{50}$. Vì thông tin về $\hat{u}_{1/10}$ (trung bình của 1/10 vận tốc quỹ đạo cao nhất) vẫn chưa sẵn có ở hầu hết các tập dữ liệu dòng chảy, nên để đơn giản ta giả định rằng dòng chảy không đều có dạng phân bố Rayleigh, do vậy $\hat{u}_{1/10} = 1.27$.

Nhằm tránh sự gián đoạn mạnh trong kết quả tính toán lưu lượng vận chuyển ròng khi dòng chảy mạnh hơn, các hệ số n_η và n_λ được đưa vào để cho phép chuyển tiếp xuôi thuận giữa chế độ gợn cát và chế độ dòng chảy lớp đáy phẳng:

$$n_\eta = n_\lambda = \begin{cases} 1 & \text{if } \hat{\psi} \leq 190 \\ \frac{1}{2} \left(1 + \cos \left\{ \pi \frac{(\hat{\psi}-190)}{(240-190)} \right\} \right) & \text{if } 190 < \hat{\psi} < 240 \\ 0 & \text{if } \hat{\psi} \geq 240 \end{cases} \quad (\text{B.5})$$

Appendix C. Sheet-flow layer thickness | Độ dày lớp dòng chảy đáy

The sheet flow layer thickness δ_{si} is calculated following Dohmen-Janssen (1999):

Độ dày lớp dòng chảy đáy δ_{si} được tính theo Dohmen-Janssen (1999):

$$\frac{\delta_{si}}{d_{50}} = \begin{cases} 25\hat{\theta}_i & \text{if } d_{50} \leq 0.15 \text{ mm} \\ \left[25 - \frac{12(d_{50}-0.15)}{(0.20-0.15)} \right] & \text{if } 0.15 \text{ mm} < d_{50} < 0.20 \text{ mm} \\ 13\hat{\theta}_i & \text{if } d_{50} \geq 0.20 \text{ mm} \end{cases} \quad (\text{C.1})$$

where $\hat{\theta}_i$ is Shields parameter based on the crest/trough velocity amplitude $\hat{u}_i$ as follows:

trong đó $\hat{\theta}_i$ là tahm số Shields dựa trên biên độ vận tốc tại đỉnh/đáy sóng, $\hat{u}_i$, như sau:

$$\hat{\theta}_i = \frac{\frac{1}{2} f_{w\delta i} \hat{u}_i^2}{(s-1)gd_{50}} \quad (\text{C.2})$$

with $f_{w\delta i}$ the wave-current friction factor according to Eq. (18) and wave and current related roughness as detailed in Appendix A. For fine sand ($d_{50} \leq 0.15$ mm) Eq. (C.1) differs slightly from Dohmen-Janssen's (1999) original equation since the constant is recalibrated (here 25 instead of 35 in the original) as a result of the increase in the wave related roughness for fine sands (see Section 3.3).

với $f_{w\delta i}$ là hệ số ma sát sóng-dòng chảy theo PT (18) và độ nhám do sóng và dòng chảy đã trình bày ở Phụ lục A. Với cát mịn, ($d_{50} \leq 0.15$ mm) PT (C.1) hơi khác so với dạng PT gốc của Dohmen-Janssen (1999) vì hằng số được hiệu chỉnh lại (ở đây là 25 thay vì 35 trong phương trình gốc) bởi sự tăng độ nhám do sóng đối với cát mịn (xem Mục 3.3).

Appendix D. Adjustment time scale of sediment concentration under progressive surface waves | Độ gồ ghề đáy do dòng chảy và do sóng

For the adjustment time scale T_A for the concentration of sediment under progressive surface waves, we follow the parameterization recently proposed by Kranenburg et al. (2013). An expression for T_A has been derived from the (turbulence-averaged) advection–diffusion equation for sediment concentration:

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \frac{\partial uC}{\partial x} = \frac{\partial (w_s - w)C}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} \left(\varepsilon \frac{\partial C}{\partial z} \right) \quad (\text{D.1})$$

where C is the sand volume concentration, ε is the turbulent mixing co-efficient. The equation describes how horizontal and vertical advection (including settling of sediment) and vertical turbulent diffusion lead to temporal concentration adjustment. This includes the time-dependent entrainment and deposition of sediment from and to the bed and the lagging of sand concentration in the wave boundary layer behind the time-dependent bed shear stress (phase-lag effects).

For horizontal oscillatory flow ($w = 0$, uniform flow: $\partial./\partial x = 0$) this equation reduces to:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \frac{\partial w_s C}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} \left(\varepsilon \frac{\partial C}{\partial z} \right) \quad (\text{D.2})$$

This advection–diffusion model was recently applied successfully for tunnel flows for various grain sizes and a range of sheet flow conditions (Hassan and Ribberink, 2010; Ruessink et al., 2009). For uniform surface waves propagating over a horizontal bed, the non-uniformity in x can be transformed to a time-dependency using $\frac{\partial}{\partial x} = -\frac{1}{c_w} \frac{\partial}{\partial t}$. Eq. (D.1) can now be rewritten as:

$$\left(1 - \frac{u}{c_w} \right) \frac{\partial C}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left((w_s - w)C + \varepsilon \frac{\partial C}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial z} (\phi_{\text{vert}}) \quad (\text{D.3})$$

Herein the factor $(1 - u/c_w)$ represents the influence of horizontal sediment advection. The right hand side of Eq. (D.3) represents (the vertical gradient of) the vertical sediment flux ϕ_{vert} due to vertical advection and turbulent diffusion.

Following the method of Galappatti and Vreugdenhil (1985) for shallow, gradually varying flows, we approximate the advection–diffusion Eq. (D.3) by a relaxation equation for the depth-averaged sediment concentration $\bar{C}$. The depth-averaging is carried out over the maximum thickness Δ of the sediment flux layer in the wave boundary layer:

$$\frac{\partial \bar{C}}{\partial t} = \frac{\gamma(\bar{C}_{\text{eq}} - \bar{C})}{T_A} \quad (\text{D.4})$$

In this relaxation equation T_A is the adjustment time of the actual sediment concentration, which lags behind its equilibrium value $\bar{C}_{\text{eq}}$, as imposed by the instantaneous bed shear stress (the phase-lag effect).

The adjustment time is different for oscillatory flows and for progressive surface waves:

$$T_A = \frac{\Delta}{w_s} \left(1 - \frac{\xi u_w}{c_w} \right) \quad \text{progressive surface wave; sóng lan truyền} \quad (\text{D.5})$$

Với quy mô thời gian điều chỉnh T_A để tính nồng độ bùn cát trong sóng bề mặt lan truyền, ta làm theo cách tham số hoá gần đây đã được Kranenburg và nnk. (2013) đề xuất. Một biểu thức tính T_A đã được rút ra từ phương trình chuyển tải–khuyết tán (trung bình rối động) nồng độ bùn cát:

trong đó C là nồng độ thể tích cát, ε là hệ số hoà trộn rối. Phương trình này mô tả cách thức mà chuyển tải phương ngang và phương đứng (gồm cả lắng chìm bùn cát) và khuếch tán rối dẫn đến điều chỉnh nồng độ theo thời gian ra sao. Điều đó cũng bao gồm cả sự khuấy động cát từ đáy và lắng chìm theo thời gian, cũng như độ trễ nồng độ cát ở lớp biên sóng so với ứng suất tiếp đáy phụ thuộc thời gian (hiệu ứng trễ pha).

Với dòng chảy dao động phương ngang ($w = 0$, dòng chảy đều: $\partial./\partial x = 0$) phương trình này được rút gọn thành:

Mô hình chuyển tải–khuyết tán này gần đây đã được áp dụng thành công cho dòng chảy tuyền với nhiều cỡ hạt và một loạt những điều kiện dòng chảy lớp đáy (Hassan và Ribberink, 2010; Ruessink và nnk., 2009). Với các sóng bề mặt đều lan truyền trên đáy nằm ngang, sự không đồng đều theo phương x có thể được biến đổi thành sự phụ thuộc thời gian bởi hệ thức $\frac{\partial}{\partial x} = -\frac{1}{c_w} \frac{\partial}{\partial t}$. Lúc này PT (D.1) có thể được viết lại thành:

Ở đây đại lượng $(1 - u/c_w)$ biểu diễn cho ảnh hưởng của chuyển tải bùn cát phương ngang. Vế phải PT (D.3) biểu diễn (gradien phương đứng của) thông lượng bùn cát phương đứng ϕ_{vert} do chuyển tải và khuếch tán rối theo phương đứng.

Theo phương pháp Galappatti và Vreugdenhil (1985) cho dòng chảy nước nông biến đổi chậm, chúng tôi xấp xỉ PT chuyển tải–khuyết tán (D.3) bởi một phương trình giản để tính nồng độ bùn cát $\bar{C}$ trung bình độ sâu. Đồng thời thực hiện tính trung bình độ sâu trên toàn độ dày cực đại Δ của lớp thông lượng bùn cát trong lớp sóng:

Trong phương trình giản này, T_A là thời gian điều chỉnh với nồng độ bùn cát thực tế, vốn trễ sau trị số cân bằng của nó $\bar{C}_{\text{eq}}$, gây bởi ứng suất tiếp đáy tức thời (hiệu ứng trễ pha).

Thời gian điều chỉnh thì khác nhau giữa dòng dao động và với sóng mặt lan truyền:

$$T_A = \frac{\Delta}{w_s} \quad \text{oscillatory tunnel flow; dòng dao động trong ống} \quad (\text{D.6})$$

Herein $(1 - u_w/c_w)$ expresses the influence of horizontal advection, in which the velocity u_w is the time-dependent free stream orbital velocity. The coefficients γ and ξ are shape coefficients related to the shape of the velocity and concentration profiles. Here we relate Δ to the representative sediment stirring height, which in the sheet flow regime is the sheet flow layer thickness or the ripple height in case of rippled beds.

Ở đây $(1 - u_w/c_w)$ biểu diễn ảnh hưởng của chuyển tải phương ngang, trong đó vận tốc u_w là vận tốc quỹ đạo dòng tự do phụ thuộc thời gian. Các hệ số γ và ξ là những hệ số hình dạng gắn với hình dạng prôfin vận tốc và prôfin nồng độ. Ở đây, chúng tôi liên hệ Δ với độ cao khuấy động bùn cát đại biểu, mà với chế độ dòng chảy lớp đáy thì đó là độ dày lớp đáy hay là độ cao gợn cát trong trường hợp đáy gợn cát.

Tài liệu

- [1] D.D. Apsley, P.K. Stansby. Bed-load sediment transport on large slopes: model formulation and implementation within a RANS solver. *Journal of Hydraulic Engineering*, 134 (10) (2008), pp. 1440-1451
- [2] J.A. Bailard. An energetics total load sediment transport model for a plane sloping beach. *Journal of Geophysical Research*, 86 (C11) (1981), pp. 10938-10954
- [3] E.W. Bijker. Longshore transport computations. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 97 (1971), pp. 687-701.
- [4] T. Butt, P. Russell, J. Puleo, J. Miles, G. Masselink. The influence of bore turbulence on sediment transport in the swash and inner surf zones. *Continental Shelf Research*, 24 (2004), pp. 757-771
- [5] B. Camenen, M. Larson. A total load formula for the nearshore. *Proc. Coastal Sediments'07*, ASCE, New Orleans, Louisiana, USA (2007)
- [6] Clubb, G.S., 2001. Experimental study of vortex ripples in full scale sinusoidal and asymmetric flows. PhD thesis, University of Aberdeen, UK.
- [7] T.J. Day. A study of transport of graded sediments. Report no. IT 190, Hydraulics Research Station, Wallingford, UK (1980)
- [8] R. Deigaard, J. Fredsøe, I. Broker-Hedegaard. Suspended sediment in the surf zone. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*. American Society of Civil Engineers, 112 (1) (1986), pp. 115-128
- [9] M. Dibajnia, W. Kioka. Long waves and the change in cross-shore sediment transport rates on a sheet flow dominated beach. *Coastal Engineering*. Japan, 42 (1) (2000), pp. 87-110
- [10] M. Dibajnia, A. Watanabe. Sheet flow under non linear waves and currents. *Proceedings 23rd International Conference on Coastal Engineering*, ASCE (1992), pp. 2015-2028
- [11] M. Dibajnia, A. Watanabe. A transport rate formula for mixed sands. *Proceedings 25th International Conference on Coastal Engineering*, ASCE (1996), pp. 3791-3804
- [12] M. Dibajnia, A. Watanabe. Transport rate under irregular sheet flow conditions. *Coastal Engineering*, 35 (1998), pp. 167-183
- [13] M. Dibajnia, T. Moriya, A. Watanabe. A representative wave model for estimation of nearshore local transport rate. *Coastal Engineering*. Japan, 43 (1) (2001), pp. 1-38
- [14] Dohmen-Janssen, C.M., 1999. Grain size influence on sediment transport in oscillatory sheet flow, phase lags and mobile-bed effects, Ph.D. thesis, Delft University of Technology, The Netherlands.
- [15] C.M. Dohmen-Janssen, D.M. Hanes. Sheet flow dynamics under monochromatic nonbreaking waves. *Journal of Geophysical Research*, 107 (C10) (2002), p. 3149
- [16] C.M. Dohmen-Janssen, D.F. Kroekenstoel, W.N. Hassan, J.S. Ribberink. Phase lags in oscillatory sheet flow: experiments and bed load modelling. *Coastal Engineering*, 46 (2002), pp. 61-87
- [17] J. Fredsøe, R. Deigaard. *Mechanics of coastal sediment transport*. Advanced series on Ocean Engineering, vol 3, World Scientific (1992)
- [18] R. Galappatti, C.B. Vreugdenhil. A depth-integrated model for suspended sediment transport. *Journal of Hydraulic Research*, 23 (4) (1985), pp. 359-377

- [19] D. Gonzalez-Rodriguez, O.S. Madsen. Seabed shear stress and bedload transport due to asymmetric and skewed waves. *Coastal Engineering*, 54 (2007), pp. 914-929
- [20] W.D. Grant, O.S. Madsen. Moveable bed roughness in oscillatory flow. *Journal of Geophysical Research*, 87 (C1) (1982), pp. 469-481
- [21] H.P. Guy, D.B. Simons, E.V. Richardson. Summary of alluvial channel data from flume experiments 1956–1961. US Geological Survey, Prof. Paper 462-I, Washington, DC (1966)
- [22] L. Hamm, I. Katapodi, M. Dohmen-Janssen, J.S. Ribberink, P. Samothrakis, B. Cloin, J.C. Savioli, Y. Chatelus, J. Bosboom, J. Nicholson, R. Hein. Grain size, gradation and density effects on sediment transport processes in oscillatory flow conditions. Data report, Part I, WL|Delft Hydraulics, the Netherlands (1998)
- [23] Hassan, W.N.M., 2003. Transport of size-graded and uniform sediments under oscillatory sheet-flow conditions. PhD thesis, University of Twente, the Netherlands.
- [24] W.N.M. Hassan, J.S. Ribberink. Modelling of sand transport under wave-generated sheet flows with a RANS diffusion model. *Coastal Engineering*, 57 (1) (2010), pp. 19-29
- [25] S.M. Henderson, J.S. Allen, P.A. Newberger. Nearshore sandbar migration predicted by an eddy-diffusive boundary layer model. *Journal of Geophysical Research*, 109 (2004), p. C06024, 10.1029/2003JC002137
- [26] L.E. Holmedal, D. Myrhaug. Wave-induced steady streaming, mass transport and net sediment transport in rough turbulent ocean bottom boundary layers. *Continental Shelf Research*, 29 (2009), pp. 911-926
- [27] C.J. Humbyrd, O.S. Madsen. Predicting movable bed roughness in coastal waters. Proceedings of International Conference on Coastal Engineering, No. 32(2010), Shanghai, China. Paper :sediment.6 (2011)
- [28] T. Inui, M. Dibajnia, M. Isobe, A. Watanabe. A transport rate formula for mixed-size sands and its application. Proceedings 42nd Japanese Annual Conference on Coastal Engineering (1995), pp. 356-360 (in Japanese)
- [29] I. Katapodi, J.S. Ribberink, P. Ruol, R. Koelewijn, C. Lodahl, S. Longo, A. Crosato, H. Wallace. Intra-wave sediment transport in oscillatory flow superimposed on a mean current. Data Report, Part III, WL|Delft Hydraulics, the Netherlands (1994)
- [30] N. Kobayashi, B.D. Johnson. Sand suspension, storage, advection, and settling in surf and swash zones. *Journal of Geophysical Research*, 106 (C5) (2001), pp. 9363-9376
- [31] W.M. Kranenburg, J.S. Ribberink, J.J.L.M. Schretlen, R.E. Uittenbogaard. Sand transport beneath waves: the role of progressive wave streaming and other free surface effects. *Journal of Geophysical Research*, 118 (2013), 10.1029/2012JF002427
- [32] M.S. Longuet-Higgins. Mass transport in water waves. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 245 (1953), pp. 535-581
- [33] M.S. Longuet-Higgins. The mechanics of the boundary-layer near the bottom in a progressive wave. Proceedings 6th International Conference on Coastal Engineering, ASCE (1958), pp. 184-193
- [34] O.S. Madsen, W.D. Grant. Sediment transport in the coastal environment. MIT Ralph M. Parsons Lab., Rep. 209, Cambridge, USA (1976)
- [35] J. Malarkey, A.G. Davies. Free-stream velocity descriptions under waves with skewness and asymmetry. *Coastal Engineering*, 68 (2012), pp. 78-95
- [36] P. Nielsen. Analytical determination of nearshore wave height variation due to refraction shoaling and friction. *Coastal Engineering*, 7 (1983), pp. 223-251.
- [37] P. Nielsen. Three simple models of wave sediment transport. *Coastal Engineering*, 12 (1988), pp. 43-62
- [38] P. Nielsen. Sheet flow sediment transport under waves with acceleration skewness and boundary layer streaming. *Coastal Engineering*, 53 (2006), pp. 749-758
- [39] F.N. Nnadi, K.C. Wilson. Motion of contact-load particles at high shear stress. *Journal of Hydraulic Engineering*, 118 (12) (1992), pp. 1670-1684
- [40] T. O'Donoghue, S. Wright. Concentrations in oscillatory sheet flow for well sorted and graded sands. *Coastal Engineering*, 50 (2004), pp. 117-138
- [41] T. O'Donoghue, J.S. Doucette, J.J. van der Werf, J.S. Ribberink. The dimensions of sand ripple in full-scale oscillatory flows. *Coastal Engineering*, 53 (2006), pp. 997-1012
- [42] K.A.H. Ramadan. Time-averaged sediment transport phenomena in combined wave–current flow. Report H 1889.11, Part I, WL|Delft Hydraulics, the Netherlands (1994)

- [43] A.J. Raudkivi. The roughness height under waves. *Journal of Hydraulic Research*, 26 (5) (1988), pp. 569-584
- [44] J.S. Ribberink. Time-averaged sediment transport phenomena in combined wave–current flow. Report H 1889.11, Part II, WL|Delft Hydraulics, the Netherlands (1995)
- [45] J.S. Ribberink. Bed-load transport for steady flows and unsteady oscillatory flows. *Coastal Engineering*, 34 (1998), pp. 59-82
- [46] J.S. Ribberink, A.A. Al-Salem. Sediment transport in oscillatory boundary layers in cases of rippled beds and sheet flow. *Journal of Geophysical Research*, 99 (C6) (1994), pp. 12,707-12,727
- [47] J.S. Ribberink, A.A. Al-Salem. Sheet flow and suspension of sand in oscillatory boundary layers. *Coastal Engineering*, 25 (1995), pp. 205-225
- [48] J.S. Ribberink, Z. Chen. Sediment transport of fine sand under asymmetric oscillatory flow. Data Report H 840.20, Part VII, WL|Delft Hydraulics, the Netherlands (1993)
- [49] J.S. Ribberink, C.M. Dohmen-Janssen, D.M. Hanes, S.R. McLean, C. Vincent. Near-bed sand transport mechanisms under waves. *Proceedings 27th International Conference on Coastal Engineering, ASCE* (2000), pp. 3263-3276
- [50] J.A. Roelvink, M.J.F. Stive. Bar-generating cross-shore flow mechanisms on a beach. *Journal of Geophysical Research*, 94 (C4) (1989), pp. 4785-4800
- [51] B.G. Ruessink, T.J.J. van den Berg, L.C. van Rijn. Modeling sediment transport beneath skewed asymmetric waves above a plane bed. *Journal of Geophysical Research*, 114 (2009), p. C11021, 10.1029/2009JC005416
- [52] B.G. Ruessink, H. Michallet, T. Abreu, F. Sancho, D.A. van der A, J.J. Van der Werf, P.A. Silva. Observations of velocities, sand concentrations, and fluxes under velocity-asymmetric oscillatory flows. *Journal of Geophysical Research*, 116 (2011), p. C03004, 10.1029/2010JC006443
- [53] B.G. Ruessink, G. Ramaekers, L.C. van Rijn. On the parameterization of the free-stream non-linear wave orbital motion in nearshore morphodynamic models. *Coastal Engineering*, 65 (2012), pp. 56-63
- [54] Sato, S., 1987. Oscillatory boundary layer flow and sand movement over ripples. PhD thesis, University of Tokyo, Japan.
- [55] J.J.L.M. Schretlen, J.S. Ribberink, T. O'Donoghue. Boundary layer flow and sand transport under full scale surface waves. *Proceedings of the International Conference on Coastal Engineering*, No. 32(2010), Shanghai, China. Paper : Sediment.4 (2011)
- [56] P.S. Silva, A. Seabra Temperville, F. Santos. Sand transport under combined current and wave conditions: a semi-unsteady, practical model. *Coastal Engineering*, 53 (2006), pp. 897-913
- [57] P.S. Silva, T. Abreu, D.A. van der A, F. Sancho, B.G. Ruessink, J.J. van der Werf, J.S. Ribberink. Sediment transport in nonlinear skewed oscillatory flows: Transkew experiments. *Journal of Hydraulic Research*, 49 (S1) (2011), pp. 72-80
- [58] J.F.A. Sleath. Turbulent oscillatory flow over rough beds. *Journal of Fluid Mechanics*, 182 (1987), pp. 369-409
- [59] R.L. Soulsby. *Dynamics of Marine Sands*. Thomas Telford Publications, London (1997)
- [60] R.L. Soulsby, J.S. Damgaard. Bedload sediment transport in coastal water. *Coastal Engineering*, 52 (2005), pp. 673-689
- [61] R.L. Soulsby, R.J.S. Whitehouse, K.V. Marten. Prediction of time-evolving sand ripples in shelf seas. *Continental Shelf Research*, 38 (2012), pp. 47-62
- [62] Suntoyo, H. Tanaka, A. Sana. Characteristics of turbulent boundary layers over a rough bed under saw-tooth waves and its application to sediment transport. *Coastal Engineering*, 55 (2008), pp. 1102-1112
- [63] D.H. Swart. Offshore sediment transport and equilibrium beach profiles. Delft Hydr. Lab. Publ., No.131, Delft Hydraulics, The Netherlands (1974)
- [64] D.H. Swart. Predictive equations regarding coastal transports. *Proceedings 15th Conference on Coastal Engineering, ASCE* (1976), pp. 1113-1132
- [65] J.H. Van den Berg. Aspects of sediment and morphodynamics of subtidal deposits of the Oosterschelde (the Netherlands). Rijkswaterstaat, Communications no. 43 (1986)
- [66] P. Nielsen. Analytical determination of nearshore wave height variation due to refraction shoaling and friction. *Coastal Engineering*, 7 (1983), pp. 223-251.
- [67] D.A. Van der A, T. O'Donoghue, J.S. Ribberink. Sheet flow sand transport processes in oscillatory flow with acceleration skewness, paper 133. *Proceedings Coastal Dynamics'09, World Scientific* (2009)
- [68] D.A. Van der A, T. O'Donoghue, J.S. Ribberink. Measurements of sheet flow transport in acceleration-skewed oscillatory flow and comparison with practical formulations. *Coastal Engineering*, 57 (2010), pp. 331-342

- [69] D.A. Van der A, T. O'Donoghue, A.G. Davies, J.S. Ribberink. Experimental study of the turbulent boundary layer in acceleration-skewed oscillatory flow. *Journal of Fluid Mechanics*, 684 (2011), pp. 251-283
- [70] J.J. Van der Werf, J.S. Ribberink, T. O'Donoghue, J.S. Doucette. Modelling and measurement of sand transport processes over full-scale ripples in oscillatory flows *Coastal Engineering*, 53 (2006), pp. 657-673
- [71] J.J. Van der Werf, J.S. Doucette, T. O'Donoghue, J.S. Ribberink. Detailed measurements of velocities and suspended sand concentrations over full-scale ripples in regular oscillatory flow. *Journal of Geophysical Research*, 112 (2007), p. F02012
- [72] J.J. Van der Werf, J.J.L.M. Schretlen, J.S. Ribberink, T. O'Donoghue. Database of full-scale laboratory experiments on wave-driven sand transport processes. *Coastal Engineering*, 56 (2009), pp. 726-732
- [73] J.J. Van der Werf, H. Nomden, J.S. Ribberink, D.J.R. Walstra, W.M. Kranenburg. Application of a new sand transport formula within the cross-shore morphodynamic model UNIBEST-TC. *Coastal Engineering Proceedings*, 1 (33) (2012) (sediment.5)
- [74] L.C. Van Rijn. *Principles of Sediment Transport in Rivers, Estuaries and Coastal Seas*. Aqua Publications, Amsterdam, The Netherlands (1993)
- [75] L.C. Van Rijn. Unified view of sediment transport by currents and waves. I: initiation of motion, bed roughness, and bed load transport. *Journal of Hydraulic Engineering*, 133 (6) (2007), pp. 649-667
- [76] L.C. Van Rijn. Unified view of sediment transport by currents and waves. II: suspended transport. *Journal of Hydraulic Engineering*, 133 (6) (2007), pp. 668-689
- [77] L.C. Van Rijn. Unified view of sediment transport by currents and waves. III: graded beds. *Journal of Hydraulic Engineering*, 133 (7) (2007), pp. 761-775
- [78] L.C. Van Rijn, D.J.R. Walstra, B. Grasmeijer, J. Sutherland, S. Pan, J.P. Sierra. The predictability of cross-shore bed evolution of sandy beaches at the time scale of storms and season using process-based Profile models. *Coastal Engineering*, 47 (2003), pp. 295-327
- [79] C.E. Vincent, D.M. Hanes. The accumulation and decay of nearbed suspended sand concentration due to waves and wave groups. *Continental Shelf Research*, 22 (2002), pp. 1987-2000
- [80] Y.-H. Wang. Formula for predicting bedload transport rate in oscillatory sheet flows. *Coastal Engineering*, 54 (2007), pp. 594-601
- [81] A. Watanabe, S. Sato. A sheet-flow transport rate formula for asymmetric forward-leaning waves and currents. *Proceedings 29th International Conference on Coastal Engineering*, World Scientific (2004), pp. 1703-1714
- [82] S. Wright, T. O'Donoghue. Total sediment transport rate predictions in wave current sheet flow with graded sand. *Oscillatory Flow Tunnel Experiments at Aberdeen University*, Experimental Report EPSRC LUBA Project, University of Aberdeen, UK (2002)
- [83] J.A. Zyserman, J. Fredsøe. Data analysis of bed concentration of suspended sediment *Journal of Hydraulic Engineering*, 120 (1994), pp. 1021-1042