

# UMA ABORDAGEM DE MODELAÇÃO NUMÉRICA TRIDIMENSIONAL DO COMPORTAMENTO DE LONGO PRAZO DE VIAS-FÉRREAS CONSIDERANDO A INTERAÇÃO DINÂMICA VEÍCULO-VIA

An approach for the tridimensional numerical modelling of the long-term behaviour of railway tracks considering the dynamic train-track interaction

André Paixão<sup>ab</sup>, José Nuno Varandas<sup>c</sup>, Eduardo Fortunato<sup>a</sup>

<sup>a</sup> Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal

<sup>b</sup> CONSTRUCT, Faculdade de Engenharia (FEUP), Universidade do Porto, Portugal

<sup>c</sup> CERIS, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa, Portugal

**RESUMO** – A complexidade do sistema via-férrea, em termos da variabilidade do comportamento estrutural e material ao longo de seu ciclo de vida, tem-se constituído um obstáculo para o estabelecimento de métodos robustos de previsão do seu comportamento de longo-prazo. Neste trabalho apresenta-se uma implementação computacional que incorpora algumas funcionalidades para uma reprodução mais realista desse comportamento, face a outras existentes. Para demonstrar as potencialidades desta ferramenta, são analisados cenários de plena via, tendo-se introduzido, em alguns deles, uma travessa sem apoio na camada de balastro (“travessa suspensa”), de forma a analisar o impacto dessa anomalia no desempenho da via sob a aplicação de milhões de ciclos de carga, relativos a diferentes veículos. Esta abordagem permitiu avaliar a interdependência entre efeitos dinâmicos, como a interação roda-carril, e efeitos de longo prazo, como a evolução das trajetórias de tensões no interior da camada de balastro, evidenciando um ciclo retroalimentado entre esses dois processos.

**ABSTRACT** – The complexity of the railway track system, in terms of its structural and material behaviour variability throughout its life cycle, has been an obstacle to the establishment of robust methods to predict its long-term behaviour. This work presents a computational implementation that incorporates some features for a more realistic reproduction of this behaviour, compared to other existing approaches. To demonstrate the potential of this tool, plain track scenarios are analysed, having introduced, in some of them, a sleeper without support in the ballast layer (“hanging sleeper”), to analyse the impact of this anomaly on the performance of the track under the application of millions of load cycles, regarding different vehicles. This approach allowed to evaluate the interdependence between dynamic effects, such as the wheel-rail interaction, and long-term effects, such as the evolution of stress trajectories within the ballast layer, evidencing a feedback loop between these two processes.

**Palavras-Chave** – via-férrea, deformação permanente, comportamento resiliente não-linear, modelação numérica.

**Keywords** – railway track, permanent deformation, non-linear resilient behaviour, numerical modelling.

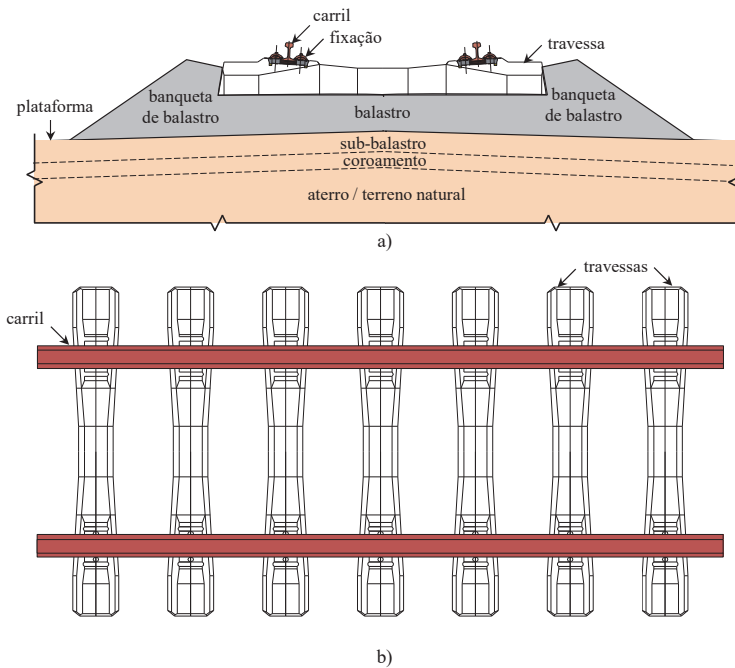
---

E-mails: apaixao@lnec.pt (A. Paixão), jnsf@fct.unl.pt (J. Varandas), efortunato@lnec.pt (E. Fortunato)

ORCID: 0000-0002-1665-7037 (A. Paixão), 0000-0002-7083-1278 (J. Varandas), 0000-0002-9968-0821 (E. Fortunato)

## 1 – INTRODUÇÃO

A via-férrea é uma estrutura relativamente simples, tipicamente constituída pelos elementos da superestrutura – os carris, as fixações e as travessas (armamento de via) – e pelas camadas da subestrutura – balastro, sub-balastro e camadas da fundação (Figura 1). No entanto, exibe um comportamento complexo, nomeadamente devido às diferentes características das solicitações dinâmicas a que está sujeita, e à forma como se comportam e interagem os diversos elementos constituintes deste tipo de infraestruturas. Em particular, os geomateriais que constituem a subestrutura da via exibem comportamento resiliente não linear, dependente das trajetórias de tensões que lhe são impostas. Por outro lado, são suscetíveis a deformações permanentes que se desenvolvem ao longo do tempo, conduzindo a assentamentos diferenciais e, consequentemente, ao desenvolvimento de defeitos de geometria de via. Estes processos afetam negativamente o desempenho operacional e estrutural da ferrovia, na medida em que contribuem para a redução da qualidade e da segurança na circulação e aceleram o processo de degradação da superestrutura.



**Fig. 1** – Representação esquemática da estrutura da via-férrea balastrada: a) perfil transversal; b) vista em planta do armamento de via.

Os modelos numéricos de análise estrutural de vias-férreas têm sido uma das ferramentas mais difundidas e relevantes para aprofundar o conhecimento sobre o comportamento destas estruturas e para otimizar o seu dimensionamento, permitindo estudar em maior detalhe o efeito e a interação dos inúmeros fatores que influenciam o desempenho do sistema veículo-via. A análise estrutural da via-férrea deve contemplar a interação dos diferentes componentes da superestrutura de forma a possibilitar o estudo do comportamento conjunto e permitir determinar os efeitos impostos pelo tráfego na via, nomeadamente tensões e deformações. Assim, essa análise deve fazer uso de modelos estruturais que exigem o conhecimento das ações, da geometria dos elementos, das características mecânicas dos materiais, dos mecanismos de interação entre os diversos elementos e de critérios de dimensionamento.

Apesar da evolução tecnológica verificada ao nível da capacidade de computação que tem vindo a ocorrer, em particular nos últimos 20 anos, e do facto de as ferramentas de análise da interação dinâmica veículo-via já estarem amplamente difundidas, ainda são raras as que simulam e permitem estimar adequadamente o comportamento de longo prazo das vias-férreas balastradas considerando essa interação entre o veículo e a via. Esta barreira está principalmente relacionada quer com a complexidade da representação matemática do problema, quer com o esforço computacional usualmente requerido pelos métodos numéricos utilizados.

Para estabelecer medidas eficientes de mitigação dos efeitos negativos associados à ampliação da resposta do sistema de via-férrea é necessária uma ferramenta numérica que permita estimar adequadamente a deformação permanente da via (ou assentamentos) causada pelos sucessivos carregamentos dinâmicos dos veículos que circulam sobre ela. Essa amplificação pode ocorrer em segmentos de via que apresentem defeitos significativos de geometria da via e/ou irregularidades nos carris. Exemplos disso são segmentos de carris com desgaste ondulatório, aparelhos de mudança de via, zonas de transição, ou juntas de carril com irregularidades (Varandas et al., 2012; Varandas et al., 2016a; Li et al., 2014; Kouroussis et al., 2015; Varandas et al., 2017).

A maioria das abordagens numéricas existentes para calcular os assentamentos de vias-férreas, considerando a interação veículo-via, em locais onde se verificam variações das condições de apoio ao longo do desenvolvimento longitudinal da infraestrutura, são modelos simplificados unidimensionais (1D) do tipo Winkler, acoplados a fórmulas de assentamento empíricas, como as apresentadas por vários autores (Mauer, 1995; Hunt, 1997; Kempfert e Hu, 1999; Varandas et al., 2014a; Nielsen e Li, 2018). Dahlberg (2001) e Abadi et al. (2016) apresentam revisões do estado-da-arte sobre formulações empírico-mecanicistas neste contexto. No entanto, os modelos do tipo Winkler 1D, dependem fortemente de uma calibração adequada dos parâmetros associados, supostamente equivalentes a molas e amortecedores. Este aspeto dificulta a sua aplicação a cenários de casos gerais e torna muito limitativa em estudos sobre medidas alternativas ou de otimização do dimensionamento.

O processo de deformação que ocorre nas vias-férreas é, de facto, um problema tridimensional (3D) por natureza, pelo que a sua simplificação para apenas uma ou duas dimensões pode implicar limitações significativas. Wang e Markine (2018) propuseram o cálculo de assentamentos considerando um modelo 3D MEF (Método dos Elementos Finitos) para analisar a interação dinâmica veículo-via, mas usando uma formulação empírica 1D para calcular o assentamento correspondente por travessa. Além disso, a metodologia proposta por aqueles autores apenas é adequada para estimar a evolução linear do assentamento do balastro numa fase avançada do ciclo-de-vida, ignorando a fase inicial que tipicamente exibe uma evolução marcadamente não-linear de assentamento acelerado da camada com o número de ciclos de carga. Algumas abordagens numéricas de cálculo de deformações acumuladas, que consideram o aspeto tridimensional do problema, foram apresentadas por Li et al. (2016) e Shih et al. (2019), relativas a implementações de 3D MEF em *software* comercial. No entanto, estas consideraram apenas solicitações estáticas e modelos de via-férrea de dimensões reduzidas (com apenas 5 a 7 travessas de comprimento), portanto, abordagens nas quais a interação dinâmica veículo-via não é considerada ou é considerada de forma indireta e simplificada.

Noutro trabalho, Shan et al. (2017) desenvolveram uma abordagem mais robusta para estudar uma zona de transição para um viaduto, em via de laje, que considerava a interação dinâmica veículo-via para estudar o impacto dos assentamentos diferenciais que se desenvolvem na aproximação à obra-de-arte. Apesar dos avanços, o estudo apenas teve em consideração a deformação plástica da fundação. Consequentemente, consistia numa abordagem menos adequada para vias férreas balastradas, pois neste tipo de estruturas é frequente a camada de balastro desempenhar um papel preponderante no desenvolvimento de assentamentos (Selig e Waters, 1994). Para se aplicar essa abordagem ao estudo da evolução de longo prazo de uma via balastrada, seria necessária uma representação mais realista do comportamento resiliente da camada de balastro, não só para considerar o seu comportamento não-linear elástico, mas também para ter em conta as

consequentes implicações na avaliação da deformação plástica, dados os diferentes níveis de tensão que tal abordagem produziria. Além disso, o estudo adotou um modelo plástico empírico que foi atualizado em incrementos regulares do ciclo de carga, portanto, não necessariamente considerando a amplitude das deformações plásticas para atualizar a forma da deformada da via-férrea e o seu impacto na interação veículo-via.

Nos últimos anos, também se tem verificado um aumento na aplicação de abordagens numéricas muito robustas baseadas no Método dos Elementos Discretos (MED) (Cundall e Strack, 1979; Dahal e Mishra, 2020; Guo et al., 2020) para compreender melhor os mecanismos de degradação da via-férrea balastrada. Embora o MED permita representar uma distribuição de carga mais realista das travessas para o meio granular da camada de balastro, em comparação com as abordagens designadas “contínuas” (Lu e McDowell, 2007; Hou et al., 2018; Jing et al., 2019), a aplicação do MED para estudar segmentos da via com várias travessas, considerando também a interação veículo-via, ainda é impraticável devido ao considerável esforço computacional necessário (Chen e McDowell, 2016). Por este motivo, esta abordagem não foi seguida pelos autores no âmbito do trabalho aqui apresentado.

O desenvolvimento de uma abordagem de modelação numérica contínua em 3D para calcular a deformação da via sob carregamento dinâmico repetido requer dois componentes principais: (i) uma ferramenta de análise dinâmica (por exemplo, pelo MEF) para simular o sistema via-veículo e (ii) um modelo de acumulação de deformação material, para um elevado número de ciclos de carga, para estimar a deformação plástica das camadas de apoio da via. Como mencionado acima, encontram-se disponíveis e amplamente difundidas várias ferramentas de análise estrutural 3D por elementos contínuos para estudar a interação veículo-via, como por exemplo o *software Pegasus* desenvolvido pelos autores (Varandas et al., 2016a; Paixão et al., 2018), ou outras abordagens similares (Galvín et al., 2010; Alves Costa et al., 2012; Shan et al., 2013; Connolly et al., 2019; Ramos, 2021; Charoenwong et al., 2022). A principal dificuldade reside então na escolha de um modelo constitutivo elasto-plástico adequado e na integração desse modelo de comportamento material com a ferramenta de análise estrutural contínua 3D.

Assim, neste trabalho os autores apresentam a aplicação de uma abordagem MEF tridimensional integrada para obter um conhecimento mais aprofundado sobre o comportamento de longo prazo de vias balastradas. A abordagem possui as seguintes características principais: i) incorpora um modelo robusto de acumulação de deformação tridimensional da camada de balastro para muitos ciclos de carga, baseado na teoria clássica da plasticidade que considera os mecanismos de degradação volumétrica e por deslizamento friccional (Suiker e Borst, 2003); ii) considera explicitamente a interação dinâmica veículo-via utilizando uma formulação de contato hertziano não linear, e a interação travessa-balastro usando uma formulação bilinear e a consequente não linearidade que resulta da circulação dos veículos sobre perfis longitudinais de via com irregularidades (defeitos de geometria); iii) tem em conta o comportamento resiliente não linear da camada de balastro, que é fundamental para avaliar de uma forma mais realista os níveis de tensão na estrutura que, por sua vez, são necessários como dados de entrada para o modelo de acumulação de deformação permanente mencionado em (i).

Para evidenciar o potencial desta abordagem numérica, neste trabalho apresentam-se exemplos da sua aplicação nos quais se compara uma situação de via-férrea em condições homogêneas com um cenário em que se introduziu uma travessa sem apoio na camada de balastro (fenómeno usualmente designado de “travessa suspensa” ou “travessa dançante”), considerando-se diferentes tipos de veículos em ambos os casos. A análise concentrou-se na previsão do comportamento a longo prazo considerando apenas a deformação da camada de balastro pelo facto de esta ser a camada que sofre maiores amplitudes de tensão devido ao carregamento de tráfego e porque, no caso de plataformas de via-férrea modernas e devidamente dimensionadas, é a camada que mais contribui para os assentamentos da via (Selig e Li, 1994). Considerou-se que a deformação do solo natural ou do aterro se encontrava fora do âmbito deste trabalho porque, entre outros aspetos, é fortemente

influenciada pelas condições do local e pela natureza dos geomateriais, que podem até mudar significativamente ao longo da mesma linha férrea.

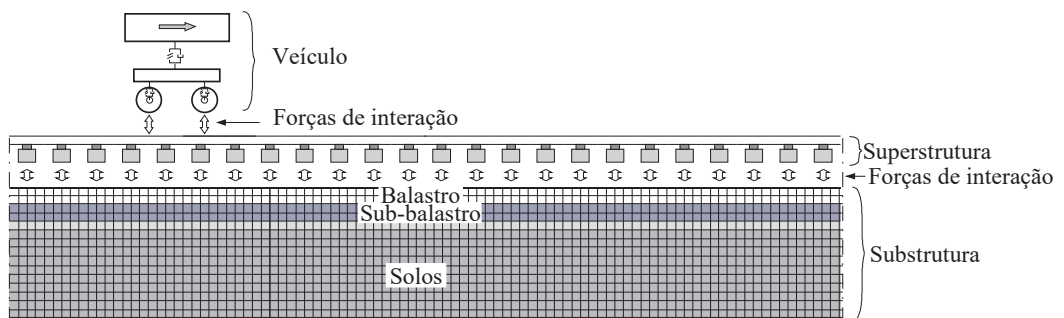
## 2 – ABORDAGEM DE MODELAÇÃO NUMÉRICA

### 2.1 – Modelação dinâmica 3D do sistema veículo-via pelo MEF

Como referido anteriormente, a abordagem numérica que os autores utilizaram neste trabalho recorre a um programa de análise tridimensional pelo MEF, designado por *Pegasus* (Varandas, 2013), para calcular a resposta de interação dinâmica veículo-via. O programa foi totalmente desenvolvido em ambiente MATLAB® e tem sido alvo de melhorias ao longo dos anos com o objetivo de consistir num programa MEF capaz de calcular, em tempo admissível e sem exigir uma capacidade computacional excessiva, a resposta de um sistema ferroviário genérico, não homogéneo. Por esta razão, tem sido frequentemente utilizado para estudar segmentos de via-férrea com geometrias complexas como zonas de transição ferroviária com perfis longitudinais de via com geometria irregular ou outros cenários nos quais exista variação espacial das características da infraestrutura (Varandas et al., 2014b; Paixão et al., 2016c; Varandas et al., 2016a; Varandas et al., 2017; Paixão et al., 2018; Paixão et al., 2021). Uma das principais vantagens do programa é a de poder considerar tanto a interação dinâmica veículo-via, como o comportamento constitutivo não-linear das camadas granulares que suportam a superestrutura da via (Paixão et al., 2016b; Varandas et al., 2016b). Para este objetivo, foi dedicado um grande esforço em otimizar o programa de forma a racionalizar os recursos computacionais necessários, especialmente a memória *RAM*, e minimizar o tempo de cálculo necessário. Os autores consideram que a implementação computacional apresentada representa uma contribuição muito significativa para o panorama existente em termos de ferramentas computacionais para análise estrutural de vias-férreas.

Neste programa são definidos três sistemas distintos que interagem, por meio de forças de contato (Figura 2): i) o modelo do veículo; ii) a superestrutura da via (carris, travessas e fixações); iii) e o sistema balastro-substrutura (as camadas de balastro e dos solos subjacentes). O sistema do veículo é representado por massas rígidas ligadas entre si por elementos mola-amortecedor. Os carris e as travessas do sistema da superestrutura de via são representados por elementos de viga Euler-Bernoulli e as palmilhas de carril por elementos mola-amortecedor. O sistema de balastro-substrutura compreende elementos hexaédricos sólidos de oito nós com integração completa.

As forças de interação travessa-balastro na direção vertical seguem uma formulação bilinear para ter em conta o eventual desenvolvimento de travessas mal apoiadas, também conhecidas como “travessas suspensas” (Varandas et al., 2016a). As forças de interação roda-carril seguem uma formulação de contato hertziana não-linear dada por  $F = k_c \delta^{1.5}$ , em caso de contato, onde  $\delta$  é a



**Fig. 2** – Representação esquemática dos sistemas estruturais considerados na modelação (adapt. Varandas, 2013).

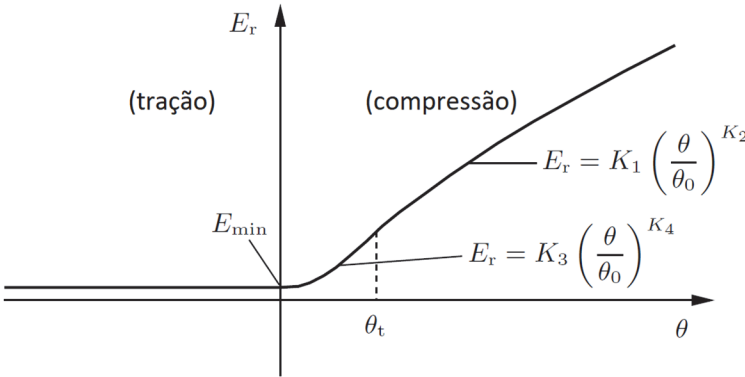
correspondente endentação da roda e  $k_c$  é uma rigidez de contacto normal, considerada constante neste estudo e igual a  $1,0 \times 10^8 \text{ kN/m}^{1.5}$  (Newton e Clark, 1979; Varandas et al., 2017).

Tipicamente, as análises realizadas recorrendo a este programa compreendem uma sequência de etapas de cálculo estáticas e dinâmicas. O Método do Gradiente Conjugado (Bathe, 1996) é utilizado nas análises estáticas, uma vez que permite uma rápida resolução do problema com pouco esforço computacional. Relativamente às análises dinâmicas, o programa recorre a um esquema de integração no tempo misto implícito-explicito, visando reduzir o tempo computacional necessário, conforme apresentado por Varandas et al. (2017): enquanto a integração no tempo do sistema da superestrutura recorre ao método implícito de Newmark- $\beta$  com aceleração contante, para o sistema balastro-substrutura recorre-se à integração segundo o método explícito apresentado por Zhai (1996).

No que se refere ao comportamento material, na generalidade, é assumida a elasticidade linear para todos os materiais. É introduzida uma exceção para o material da camada de balastro, que segue uma formulação elástica não-linear de modo a ser possível representar de uma forma mais adequada o comportamento resiliente deste agregado. A formulação implementada permite simular a típica variação de rigidez com nível de tensão instalado, quando carregado em regime elástico ou quase elástico (Lekarp et al., 2000). Este aspeto é mais relevante na camada de balastro, pois esta é submetida a amplitudes de tensão mais elevadas em cada carregamento cíclico do que as camadas subjacentes. A formulação elástica não linear implementada no *Pegasus* consiste numa lei de material hipo-elástico que depende do nível de tensão, e é comumente conhecida como modelo  $k$ - $\theta$  (Brown e Pell, 1967). Este estabelece que o módulo resiliente do material,  $E_r$ , é obtido função da soma das tensões normais (primeiro invariante de tensões),  $\theta$ , e definido com sinal positivo em compressão, conforme apresentado na equação seguinte e na Figura 3:

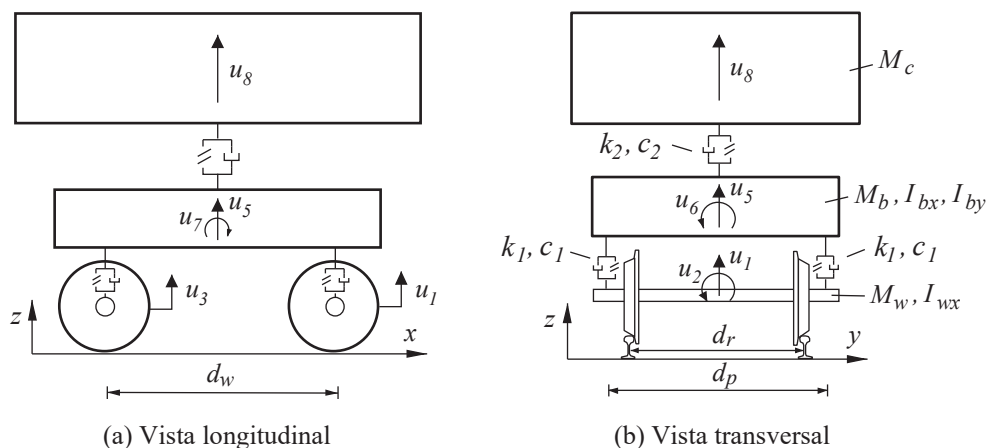
$$E_r(\theta) = \begin{cases} E_{\min}, & \text{se } \theta < 0 \\ E_{\min} + K_3 \left( \frac{\theta}{\theta_0} \right)^{K_4}, & \text{se } 0 \leq \theta < \theta_t \\ K_1 \left( \frac{\theta}{\theta_0} \right)^{K_2}, & \text{se } \theta \geq \theta_t \end{cases} \quad (1)$$

tomando-se um valor constante para o coeficiente de Poisson. Neste trabalho, considera-se que a tensão de referência,  $\theta_0$ , toma o valor de 100 kPa.



**Fig. 3** – Relação  $E_r - \theta$  (adapt.Varandas, 2013).

Relativamente ao veículo, este pode ser representado por cargas móveis de valor constante, ou por uma associação de corpos rígidos, ligados por molas e amortecedores, representando um bogie (estrutura mecânica constituída por dois eixos e por um sistema de amortecimento) do veículo e



**Fig. 4** – Modelo típico do veículo, representado por um bogie e meia caixa (adapt. Varandas et al., 2017).

meia caixa suspensa sobre o mesmo (Figura 4), com oito graus de liberdade: quatro translações e quatro rotações.

De acordo com a Figura 4,  $u_1$ ,  $u_3$ ,  $u_5$  e  $u_8$  são translações verticais do eixo dianteiro, do eixo traseiro, do bogie e da caixa, respetivamente, e  $u_2$ ,  $u_4$  e  $u_6$  são rotações do eixo dianteiro, do eixo traseiro e do bogie, respetivamente, e  $u_7$  é a rotação do bogie em torno do eixo horizontal normal ao movimento.  $I_{bx}$  e  $I_{by}$  são as inércias de massa do bogie segundo os eixos longitudinal e transversal, respetivamente.  $I_{wx}$  é a inércia de massa do eixo segundo o eixo longitudinal.  $M_w$ ,  $M_b$  e  $M_c$  são as massas do eixo, do bogie e da caixa, respetivamente. A matriz de rigidez do veículo  $K_v$ , relativa aos oito graus de liberdade, é definida por:

$$K_v = \begin{bmatrix} 2k_1 & 0 & 0 & 0 & -2k_1 & 0 & d_w k_1 & 0 \\ 0 & \frac{d_p^2 k_1}{2} & 0 & 0 & 0 & \frac{-d_p^2 k_1}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2k_1 & 0 & -2k_1 & 0 & -d_w k_1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{d_p^2 k_1}{2} & 0 & \frac{-d_p^2 k_1}{2} & 0 & 0 \\ -2k_1 & 0 & -2k_1 & 0 & 4k_1 + k_2 & 0 & 0 & -k_2 \\ 0 & \frac{-d_p^2 k_1}{2} & 0 & \frac{-d_p^2 k_1}{2} & 0 & d_p^2 k_1 & 0 & 0 \\ d_w k_1 & 0 & -d_w k_1 & 0 & 0 & 0 & d_w^2 k_1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -k_2 & 0 & 0 & k_2 \end{bmatrix} \quad (2)$$

onde  $k_1$  e  $k_2$  são os valores da rigidez da suspensão primária e da secundária,  $d_w$  é a distância entre eixos do bogie, e  $d_p$  a distância entre as suspensões primárias do mesmo eixo, de acordo com a Figura 4. A matriz de amortecimento  $C_v$  é obtida de forma idêntica, substituindo  $k_1$  e  $k_2$  por  $c_1$  e  $c_2$ , respetivamente. A matriz de massa  $M_v$  é uma matriz diagonal com as correspondentes massas e momentos de inércia de acordo com os graus de liberdade de translação e rotação. O veículo interage com a superestrutura da via através de forças verticais de interação roda-carril, não sendo considerados os movimentos horizontal e de lacete dos eixos e do bogie. Para a determinação passo-a-passo do ponto de contacto da roda com o carril é necessária ainda a definição do raio das rodas do veículo.



Assim, as equações acopladas de movimento dos sistemas do veículo, da superestrutura e da subestrutura da via são:

$$\begin{cases} \mathbf{K}_v \mathbf{u}_v + \mathbf{C}_v \mathbf{v}_v + \mathbf{M}_v \mathbf{a}_v = \mathbf{f}_{g.v} + \mathbf{f}_{a.w} \\ \mathbf{K}_t \mathbf{u}_t + \mathbf{C}_t \mathbf{v}_t + \mathbf{M}_t \mathbf{a}_t = \mathbf{f}_{g.t} - \mathbf{f}_{a.w} + \mathbf{f}_{a.b} \\ \mathbf{K}_s \mathbf{u}_s + \mathbf{C}_s \mathbf{v}_s + \mathbf{M}_s \mathbf{a}_s = \mathbf{f}_{g.s} - \mathbf{f}_{a.b} \end{cases} \quad (3)$$

onde os índices  $v$ ,  $t$  e  $s$  se referem aos sistemas do veículo, da superestrutura e da subestrutura, respetivamente.  $\mathbf{K}$ ,  $\mathbf{C}$  e  $\mathbf{M}$  representam a rigidez global, as matrizes de amortecimento e de massa dos sistemas estruturais;  $\mathbf{u}$ ,  $\mathbf{v}$  e  $\mathbf{a}$  são, respetivamente, os vetores dos deslocamentos nodais, velocidades e acelerações;  $\mathbf{f}_{g.v}$ ,  $\mathbf{f}_{g.t}$  e  $\mathbf{f}_{g.s}$  são os vetores das forças de gravidade relativas aos sistemas do veículo, da superestrutura e da subestrutura;  $\mathbf{f}_{a.w}$  é o vetor das forças de interação entre as rodas e os carris e  $\mathbf{f}_{a.b}$  é o vetor das forças de interação entre as travessas e o balastro.

Sugere-se a consulta de trabalhos anteriores dos autores para uma descrição mais detalhada da formulação utilizada pelo programa, por exemplo as seguintes publicações: Varandas (2013) e Fortunato et al. (2021).

## 2.2 – Modelo de acumulação de deformação plástica da camada de balastro para muitos ciclos de carga

A abordagem adotada neste trabalho incorpora um modelo de acumulação de deformação plástica para simular o processo de acumulação de deformação causado por muitos ciclos de carga impostos pelos sucessivos veículos que percorrem um determinado segmento de via. Uma das mais valias do método apresentado consiste em evitar o cálculo completo das trajetórias de tensão-deformação (eventualmente em regime não elástico) causadas por cada passagem de eixo do veículo, o que seria impraticável devido ao elevado esforço computacional necessário e propenso a erros numéricos (Niemunis et al., 2005). Assim, o processo implementado no programa consiste em calcular a envolvente das deformações residuais máximas geradas em ciclos de carga individuais, permitindo o cálculo da deformação total acumulada após um número relativamente elevado de ciclos de carga, seguindo a formulação do modelo de acumulação de deformação apresentado por Suiker e Borst (2003). Este modelo foi parametrizado com base em resultados de ensaios triaxiais sobre agregados de balastro e sub-balastro (Suiker, 2002) e foi especificamente desenvolvido para aplicação em simulações de vias-férreas. Foi selecionada esta formulação porque se considerou ser adequada para ter em consideração o aspeto marcadamente não linear das forças que resultam da interação dinâmica via-veículo, que é intrinsecamente variável devido às múltiplas configurações deformadas que a via-férrea vai apresentando ao longo da sua vida útil. É de notar que nesta abordagem a acumulação de deformação (densificação por carregamento cíclico) é analisada através de dois mecanismos, que se podem desenvolver em simultâneo e de forma independente: i) compactação volumétrica do material; ii) e deslizamento com fricção entre partículas. Estes dois mecanismos serão adiante, de forma simplificada, designados por mecanismo volumétrico e friccional, respetivamente.

A abordagem descreve apenas a deformação permanente acumulada por ciclo de carga. O evento transiente (dinâmico) é desacoplado do evento de longo prazo (deformação), no qual a aplicação de ciclos de carga é implicitamente contabilizada pelo modelo constitutivo. É descrito na definição de tensão mecânica (a compressão é negativa), embora o invariante da tensão normal média  $p$  siga a definição geotécnica clássica (ou seja, positivo em compressão). Tal implica que ambas os invariantes, a tensão média,  $p$ , e a tensão deviatórica,  $q$ , sejam geralmente positivas:

$$p = -\frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) \quad (4)$$



$$q = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2) + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (5)$$

No que diz respeito à notação utilizada neste trabalho, o subscrito "geo" refere-se à tensão devida apenas ao carregamento gravítico e o subscrito "cyc" à tensão resultante exclusivamente da passagem do próprio carregamento do veículo, portanto excluindo a componente gravitacional, tal que:  $\sigma_{cyc}(t) = \sigma(t) - \sigma_{geo}(t)$ . Nas equações apresentadas de seguida, as variáveis apresentadas em negrito referem-se a tensores ou vetores. As deformações volumétricas e deviatóricas são respetivamente definidas por:

$$\varepsilon_v = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z \quad (6)$$

$$\varepsilon_q = \sqrt{\frac{2}{9}(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2(\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2(\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2 + \frac{4}{3}(\varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{yz}^2 + \varepsilon_{zx}^2)} \quad (7)$$

O desenvolvimento do modelo é baseado na teoria clássica da plasticidade (superfícies de cedência, lei de fluência, endurecimento, plasticidade associada), em que a superfície de cedência (ou *shakedown*) corresponde ao cone Drucker-Prager, com limite de compressão.

O incremento de deformação permanente,  $\Delta\varepsilon^p$ , gerado em cada processo de carregamento cíclico é, portanto, obtido por:

$$\Delta\varepsilon^p = \Delta\varepsilon_q^p \mathbf{m}_f + \Delta\varepsilon_v^p \mathbf{m}_c \quad (8)$$

onde  $\Delta\varepsilon_q^p$  é a amplitude do incremento de deformação deviatórica permanente,  $\Delta\varepsilon_v^p$  é a amplitude do incremento de deformação volumétrica permanente e  $\mathbf{m}_f$  e  $\mathbf{m}_c$  são, respetivamente, os tensores que definem as direções dos fluxos plásticos deviatóricos e volumétricos. O "p" sobrescrito nas equações acima refere-se a permanente e, para efeitos de simplificação, será omitido em diante porque todas as deformações neste modelo de acumulação são permanentes.

A amplitude do incremento de deformação deviatórica é obtida por:

$$\Delta\varepsilon_q = \alpha_f \left( \left( \frac{q}{p} \right)_{cyc} - h_f(\varepsilon_q) \right)^{\gamma_f} \quad (9)$$

onde  $\alpha_f$  e  $\gamma_f$  são parâmetros do modelo,  $(\widehat{q/p})_{cyc}$  é a razão  $q/p$  de pico, causada exclusivamente pelo próprio carregamento do veículo, e  $h_f(\varepsilon_q)$  é a função de evolução de *shakedown* do mecanismo friccional, sendo  $\varepsilon_q$  a deformação deviatórica total acumulada (o parâmetro histórico do mecanismo friccional).

A amplitude da deformação volumétrica incremental devido apenas ao mecanismo volumétrico é obtida por:

$$\Delta\varepsilon_{v,c} = -\alpha_c \left( \left( \frac{p}{p_0} \right)_{cyc} - h_c(\varepsilon_{v,c}) \right)^{\gamma_c} \quad (10)$$

onde  $\alpha_c$  e  $\gamma_c$  são parâmetros do modelo, a pressão  $p_0$  define a consolidação inicial do material granular,  $(\widehat{p/p_0})_{cyc}$  é a razão de pico  $p/p_0$ , novamente considerando apenas o carregamento do veículo,  $h_c(\varepsilon_{v,c})$  é a função de evolução do *shakedown* do mecanismo volumétrico, sendo  $\varepsilon_{v,c}$  a

deformação volumétrica total acumulada causada pela compactação volumétrica (o parâmetro histórico do mecanismo volumétrico). Nas expressões anteriores,  $\langle \rangle$  são os parêntesis de Macaulay, definidos por  $\langle x \rangle = x$ , se  $x > 0$ , e 0, caso contrário.

Finalmente, a amplitude incremental da deformação volumétrica é calculada por:

$$\Delta \varepsilon_v = \Delta \varepsilon_{v,c} + d_f(\varepsilon_q) \Delta \varepsilon_q \quad (11)$$

em que  $d_f(\varepsilon_q)$  é uma função que define a quantidade de dilatação/contração mobilizada durante a deformação por deslizamento friccional de partículas.

Após trabalhos de calibração anteriores (Varandas et al., 2020), os parâmetros do modelo de acumulação de deformação do balastro que foram considerados para este estudo são os seguintes:

- $\alpha_f = 2,14 \times 10^{-3}$
- $\gamma_f = 2,34$
- $\eta_f = 150$
- $h_0 = 1,00$
- $h_m = 1,95$
- $p_0 = 49 \text{ kPa}$
- $\alpha_c = 1,5 \times 10^{-6}$
- $\gamma_c = 4,40$
- $\eta_c = 312$
- $d_0 = d_m = 0,20$
- $p_{\text{num}} = -2,5 \text{ kPa}$

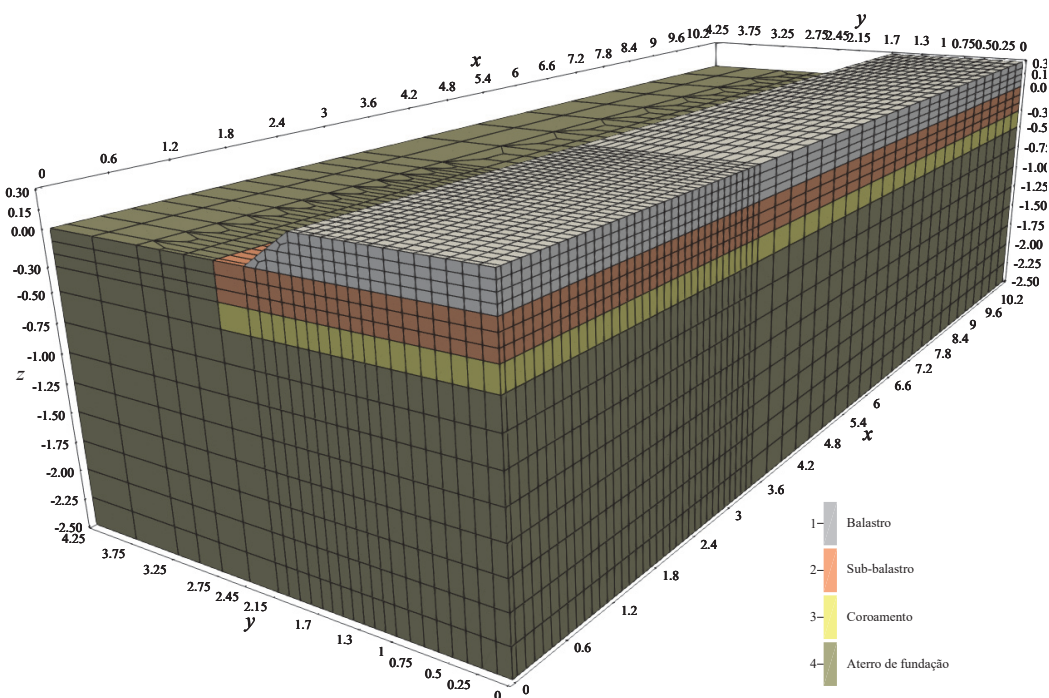
## 2.3 – Modelação numérica do comportamento de longo prazo da via-férrea

### 2.3.1 – Descrição do modelo do sistema veículo-via-substrutura

Na Figura 5 apresenta-se o modelo de um segmento de via-férrea construído com o programa *Pegasus*, que ilustra apenas o sistema balastro-substrutura, composto por elementos sólidos, em malha hexaédrica. A visualização tridimensional foi gerada com o software de código aberto *ParaView* (Ayachit, 2015). Uma vez que é possível tirar partido da simetria longitudinal do problema, relativamente ao plano vertical que atravessa o eixo da via, a largura do modelo é de 4,25 m, a que corresponde uma plataforma com 8,5 m de largura. O modelo compreende 35 travessas, espaçadas de 0,60 m, medindo, portanto, aproximadamente 21 m de comprimento. Contempla uma camada de balastro de 30 cm de espessura sob a travessa, uma camada de sub-balastro de 30 cm de espessura, uma camada de coroamento de 20 cm de espessura, assente sobre o topo do aterro. Para visualizar corretamente a malha da Figura 5, os elementos do modelo em  $x < 0 \text{ m}$  foram excluídos da visualização.

A malha não é uniforme ao longo do eixo longitudinal,  $x$ : a seção central ( $-3,5 \text{ m} < x < 3,5 \text{ m}$ ) é a região de estudo e possui malha mais fina; as duas extremidades ( $x < -3,5 \text{ m}$  e  $x > 3,5 \text{ m}$ ) foram construídas apenas para acomodar o arranque e paragem do veículo e garantir um regime estacionário na seção central, pelo que possuem malha mais aberta. A secção central abrange 11 travessas e as duas extremidades 12 travessas cada. O modelo possui 137 691 graus de liberdade, 45 897 nós, 1112 elementos de viga e 40 482 elementos de hexaédricos.

As propriedades geométricas e materiais do modelo de via são baseadas em dados apresentados por Paixão et al. (2018), mas considerando a bitola europeia (1,435 m). A superestrutura da via é composta por carril do tipo UIC60E1 em barra longa soldada, travessas de betão monobloco (com dimensões simplificadas  $2,6 \times 0,3 \times 0,19$ , em m, e pesando 322 kg, cada) e sistema de fixação do tipo



**Fig. 5** – Vista tridimensional do modelo ilustrando a malha de elementos finitos e a malha de eixos (dimensões em m).

Vossloh W14 com palmilhas elastoméricas com referência Zw700/148/165, com valor de rigidez vertical de 160 kN/mm e constante de amortecimento de 9,6 kNs/m (Paixão et al., 2018).

Supõe-se que o aterro, constituído por camadas de solo, seja homogéneo, isotrópico, bem compactado e razoavelmente rígido, até uma profundidade de  $z = -4,0$  m. Os 2,0 m superiores do aterro são representados no modelo com elementos de sólidos hexaédricos (Figura 5), e os 1,5 m inferiores são representados usando uma fundação viscoelástica bidimensional Kelvin-Voigt equivalente (Varandas, 2013). As paredes laterais nas extremidades do modelo possuem amortecedores locais para absorver o impacto das ondas incidentes de acordo com a formulação apresentada por Lysmer e Kuhlemeyer (1969).

O Quadro 1 resume as principais propriedades seleccionadas para os componentes da via e para o sistema balastro-substrutura. Os parâmetros elásticos do modelo  $k$ - $\theta$  do balastro foram  $K_1=105$  MPa,  $K_2=0,6$  e  $E_{\min}=16$  MPa (Aursudkij et al., 2009).

Neste trabalho foram realizadas simulações dinâmicas para o caso de dois tipos de veículos que circulam na rede ferroviária nacional: i) a carruagem de extremidade BAS do *Alfa Pendular* (AP) – um comboio de passageiros de tração elétrica com sistema pendular ativo – e ii) a locomotiva de tração elétrica da série 5600 (usualmente designada *Eurosprinter*), utilizada tanto no serviço de *Intercidades* (IC), como no de transporte de mercadorias. A principal diferença entre estes dois veículos, para efeitos da influência no comportamento a longo prazo da via-férrea, reside no facto de a carga por eixo da locomotiva do *Intercidades* ser cerca de 213 kN, que é significativamente mais elevada do que a do *Alfa Pendular*, de cerca de 132 kN. Para efeitos de simplificação, neste estudo apenas foi necessário modelar parcialmente cada veículo (Paixão et al., 2016a), ou seja, para considerar o efeito do veículo, apenas foi necessário considerar um dos bogies e a respetiva metade da caixa do veículo, conforme apresentado na Figura 4. Os valores dos parâmetros destes modelos de bogie apresentam-se no Quadro 2. Ambos os bogies atravessam a região central do modelo a uma

**Quadro 1** – Propriedades dos materiais da via-férrea e da sua subestrutura (Bowles, 1997; Fortunato et al., 2012; Paixão, 2014).

Componente	Espessura	Densidade	Módulo de Young	Coef. de Poisson
	[m]	$\rho_i$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$E_i$ [MPa]	$\nu_i$ [-]
Carris	-	7860	$210 \times 10^3$	0,35
Travessas	0,19	1950*	$30 \times 10^3$	0,25
Balastro	0,30	1730	(variável)	0,20
Sub-balastro	0,30	2200	200	0,25
Coroamento	0,20	2200	250	0,25
Aterro	3,50	2040	100	0,25

velocidade de 50 m/s (correspondente a 180 km/h) para se poder proceder a uma comparação mais adequada dos resultados do efeito da passagem sucessiva de cada um deste tipo de veículos. Tendo em conta as propriedades atribuídas à via e à sua subestrutura, é de notar que essa velocidade de circulação é muito inferior à velocidade crítica e, portanto, a resposta estacionária pode considerar-se quasi-estática.

Cada iteração da metodologia adotada engloba os cálculos do peso gravítico, a colocação do modelo do veículo e ativação do correspondente peso próprio em fase inicial parado, e o

**Quadro 2** – Propriedades do modelo de bogie do *Alfa Pendular* e do *Intercidades* (Calçada, 1995; Ribeiro et al., 2013).

Parâmetro	Alfa Pendular	Intercidades	Unidades
Massa da caixa, $M_c$	36,8	54,0	t
Rigidez da suspensão secundária, $k_s$	1025,6	6000,0	kN/m
Amortecimento da suspensão secundária, $c_s$	70	12	kN.s/m
Massa do bogie (excl. eixos), $M_b$	4,9	10,5	t
Momento de inércia do bogie em $x$ , $I_{bx}$	2,1	4,2	tm <sup>2</sup>
Momento de inércia do bogie em $y$ , $I_{by}$	2,6	5,2	tm <sup>2</sup>
Rigidez da suspensão primária, $k_p$	1128	1340	kN/m
Amortecimento da suspensão primária, $c_p$	18	20	kN.s/m
Massa do eixo, $M_w$	1,8	3,0	t
Momento de inércia do eixo, $I_{wx}$	0,9	1,8	tm <sup>2</sup>
Distância ente eixos, $d_w$	2,7	3,0	m
Distância entre caixas de eixos, $d_p$	2,14	2,14	m
Raio dos rodados, $R_w$	0,445	0,625	m

atravessamento do veículo sobre o segmento de via. Essas etapas são necessárias e computacionalmente intensivas, principalmente devido à consideração do modelo resiliente não linear para o material do balastro. Uma vez que no problema em estudo se pode tirar partido da simetria transversal, relativamente ao eixo da via, foi possível reduzir a dimensão do modelo, conforme apresentado na Figura 5, com impacto direto na redução do esforço computacional necessário. Por exemplo, utilizando um processador Intel® Core™ i7 da 9ª geração (modelo 9700K lançado no final de 2018), o tempo de cálculo por cada iteração foi cerca de 20 a 50 minutos, dependendo do passo de tempo exigido para garantir a estabilidade do esquema de integração. A não consideração da simetria implicaria não só aumentar em pouco mais de duas vezes os tempos de cálculo indicados em cima, também a utilização de memória RAM e o espaço para armazenamento dos resultados. É de notar que em cada passo de tempo de cálculo da simulação (na ordem de  $10^{-5}$  s) e para cada elemento não-linear (neste caso, 4416 elementos) também é necessário calcular, entre outros parâmetros: i) a soma das tensões normais,  $\theta$ ; ii) o módulo resiliente secante atualizado do respetivo elemento,  $E_r$ , usando a Equação 1; iii) a matriz de rigidez atualizada do elemento usando uma regra de quadratura de Gauss  $2 \times 2 \times 2$  de integração completa; e iv) a correspondente “assemblagem” da matriz de rigidez global do sistema,  $K$ . Caso se considerasse exclusivamente o comportamento linear elástico dos materiais, seria possível reduzir o tempo de cálculo para menos de metade dos valores indicados em cima, com a desvantagem de a análise de tensões ser menos precisa (especialmente na camada de balastro) e, consequentemente, podendo conduzir a cenários pouco realistas do comportamento de longo prazo da estrutura.

Como referido anteriormente, os cenários analisados no presente estudo correspondem a situações de plena via, em alinhamento reto, para os quais se consideraram dois casos distintos: i) o primeiro corresponde a uma via-férrea com condições de apoio uniforme; ii) o segundo, em tudo idêntico ao primeiro, mas no qual se introduziu um espaçamento vertical de 3 mm entre a base da travessa central do modelo e a camada de balastro (este tipo de espaçamento é por vezes designado de “vazio”), com o objetivo de gerar uma anomalia usualmente designada de “travessa suspensa” ou “travessa dançante”. Vários estudos (Grassie e Cox, 1985; Lundqvist e Dahlberg, 2005; Zhu et al., 2011; Shi et al., 2013) têm evidenciado que estas anomalias afetam severamente o desempenho das vias-férreas, na medida em que amplificam as solicitações dinâmicas transmitidas pelos veículos à estrutura e promovem uma degradação acelerada da via-férrea, nomeadamente na camada de balastro e nos componentes do armamento da via nesse local (travessas, sistema de fixações e carril). Para ambos os casos referidos, foram realizadas simulações da evolução do comportamento de longo prazo da via-férrea sob a passagem de 1 milhão de bogies,  $N$  (equivalente a 2 milhões de ciclos de

**Quadro 3 – Síntese das simulações consideradas neste estudo.**

Designação	Travessa suspensa	Modelo do veículo (Figura 4 e Quadro 2)	N.º de passagens ( $N$ )	N.º de ciclos de carga
AP	Não	Alfa Pendular (bogie dianteiro da composição BAS)	$1 \times 10^6$	$2 \times 10^6$
IC	Não	Intercidades (bogie dianteiro da locomotiva)		
AP <sub>h</sub>	Sim	Alfa Pendular (bogie dianteiro da composição BAS)		
IC <sub>h</sub>	Sim	Intercidades (bogie dianteiro da locomotiva)		

carga) do veículo Alfa Pendular e ou da locomotiva do comboio Intercidades, conforme identificado no Quadro 3.

Em todos os casos analisados não foi considerado qualquer defeito de qualidade geométrica da via, pelo que o carril é colocado inicialmente no modelo com um alinhamento reto e horizontal. No decorrer das simulações do comportamento de longo prazo, as deformações (elásticas e plásticas) que se desenvolvem ao nível das camadas de apoio, conduzem a que a posição das travessas e o alinhamento inicial do carril se altere. É expectável que essa alteração seja especialmente evidente nos cenários em que se introduziu uma travessa suspensa.

### 2.3.2 – Abordagem de simulação do comportamento de longo prazo

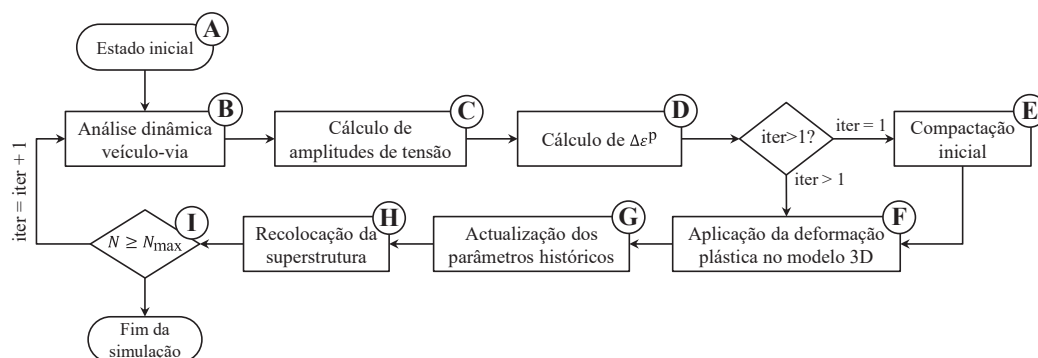
A metodologia considerada neste estudo para simular o comportamento de longo prazo da via-férrea consiste numa abordagem incremental auto-ajustada de ciclos de carga (Varandas et al., 2014b). A implementação desta abordagem num código de elementos finitos tridimensional é bastante desafiadora, sendo que a calibração e validação dessa metodologia de simulação de longo prazo foi apresentada pelos autores num estudo anterior (Varandas et al., 2020), com foco num cenário de fundação homogénea. Esta abordagem assume que o efeito da resposta transiente do sistema da via-férrea, à passagem dos veículos, pode ser separado do comportamento de deformação plástica de longo prazo dos agregados que constituem as camadas de apoio da via e do subsequente desenvolvimento de assentamentos, causado pela acumulação do número de cargas cíclicas. Como, em cada ciclo de carga, a ordem de grandeza da deformação plástica dos agregados das camadas da via é, geralmente, várias vezes menor do que a da deformação resiliente, considera-se aceitável a simplificação de realizar as análises dinâmicas do sistema veículo-via-substrutura em regime totalmente elástico. Esta metodologia também supõe que, no estado inicial da simulação, as camadas de apoio da via sob o balastro foram vigorosamente compactadas durante a construção e continuamente solicitadas por tráfego ferroviário.

Conforme detalhado por Varandas et al. (2020), esta abordagem iterativa compreende até 7 etapas em cada iteração (*iter*), conforme ilustrado na Figura 6. O processo inicia-se com um cálculo estático de um estado inicial (**A**) para determinar o estado de tensão inicial causado pela carga geostática,  $\sigma_{geo}$ . Em seguida, é realizado um cálculo dinâmico (**B**) para simular a interação veículo-via com o objetivo de obter o histórico de tensões em cada elemento finito, causado apenas pelo carregamento do veículo,  $\sigma_{cyc}$ , seguido do cálculo das amplitudes de tensão e os valores de pico dos rácios  $\left(\frac{q}{p}\right)_{cyc}$  e  $\left(\frac{p}{p_0}\right)_{cyc}$  (**C**), discutidas anteriormente (Equações 9 e 10).

Assim, na etapa (**D**), é calculado o incremento de deformação plástica correspondente,  $\Delta \varepsilon^p$ , com o modelo de acumulação de deformação descrito anteriormente (ver secção 2.2). Nessa etapa, a metodologia assume que ocorrem passagens sucessivas do veículo, com amplitudes de tensão cíclicas inalteradas (portanto, sem necessidade de realizar as respetivas análises dinâmicas), mas durante as quais é contabilizada deformação plástica que se vai acumulando, que corresponderia àquelas passagens sucessivas. Este processo é interrompido quando se atinge um limite predefinido de incremento de deformação plástica, ou quando se alcance um número específico máximo de ciclos,  $N$ . Na primeira iteração (*iter*=1), a metodologia também tem em conta as condições iniciais de compactação (**E**), que são consideradas nos cálculos de incremento de deformação permanente subsequentes, mas que não afetam o campo de deslocamentos. Em seguida, o incremento de deformação plástica  $\Delta \varepsilon^p$  calculado para cada elemento é transferido para o modelo de elementos finitos 3D (**F**) através do cálculo das forças nodais equivalentes de cada elemento (Hughes, 2012). Na etapa seguinte (**G**), são atualizados os parâmetros históricos do modelo de deformação, bem como os valores da função de evolução de *shakedown* dos mecanismos friccional,  $h_f(\varepsilon_q)$ , e volumétrico,  $h_c(\varepsilon_{v,c})$ . No final de cada iteração, com a nova configuração deformada do sistema balastro-substrutura, é realizado um cálculo dinâmico no qual é recolocada a superestrutura da via



(H). Esta etapa resultará num novo perfil de geometria da via, resultante da eventual deformação que se desenvolve nas camadas subjacentes. Em (I), se o número total de ciclos simulados for inferior ao valor desejado,  $N_{max}$ , o ciclo repete-se a partir da etapa (B) para recalcular o efeito da interação dinâmica veículo-via com o novo perfil de geometria da via, que por sua vez pode alterar o carregamento cíclico dinâmico no sistema balastro-substrutura.



**Fig. 6** – Etapas principais implementadas no programa *Pegasus* em cada iteração (*iter*) do cálculo do comportamento de longo prazo (adapt. Varandas et al., 2020).

### 3 – ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

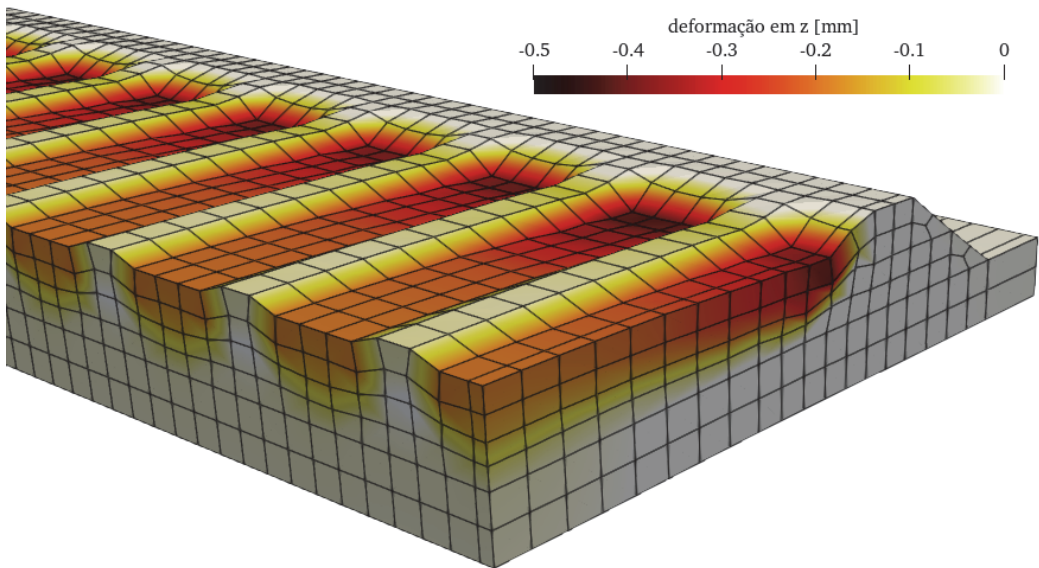
#### 3.1 – Cenários de via-férrea com apoio uniforme das travessas sobre o balastro

Nesta seção apresentam-se alguns resultados relativos às simulações de comportamento de longo prazo dos modelos de via-férrea com condições de apoio uniforme, ou seja, sem a introdução de uma travessa suspensa. Os resultados correspondem à evolução da via-férrea sujeita à passagem de 1 milhão ( $N = 1E6$ ) de bogies,  $N$ , dos modelos de veículos descritos anteriormente.

Uma das principais vantagens da ferramenta apresentada neste trabalho consiste na possibilidade de representar detalhadamente a geometria da estrutura da via-férrea e analisar, nas três dimensões, inúmeras variáveis do modelo que regem o comportamento da mesma e dos materiais que a constituem. Ao contrário de outras abordagens mais simplistas, por exemplo, que recorrem a modelos com dimensão inferior a 3D e/ou a formulações empíricas de comportamento plástico que consideram apenas a componente vertical da deformação condensada por travessa, na abordagem apresentada pelos autores as variáveis analisadas apresentam uma correspondência direta com grandezas físicas.

Assim, primeiramente, para elucidar quanto à forma e variabilidade espacial da deformação acumulada nas camadas de apoio da via, na Figura 7 apresenta-se uma vista tridimensional da deformada após a passagem do veículo Alfa Pendular (cenário designado de “AP”), para  $N = 1E6$ . Apresenta-se também, numa escala de cores, a deformação vertical que se desenvolve (o sinal negativo indica o sentido descendente). É de notar que a deformada do modelo foi amplificada significativamente para uma melhor visualização dos resultados. Como seria de esperar, identificam-se claramente as posições nas quais as travessas assentam na camada de balastro, correspondendo aos locais onde é transferido o carregamento proveniente dos veículos. É interessante verificar que, a longo prazo, ocorreu maior deformação na extremidade das travessas (identificada pelos tons de vermelho-escuro), quando comparado com a zona central da via (em tons de laranja). Outra conclusão que é possível obter com recurso a esta ferramenta de modelação tridimensional é que a deformação que ocorre na camada de balastro na fiada horizontal de elementos finitos imediatamente sob a posição da travessa, apresenta menor amplitude do que a que ocorre na fiada



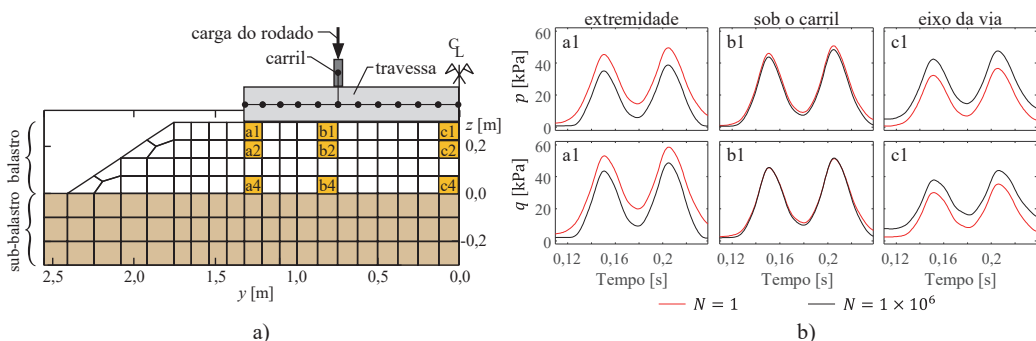


**Fig. 7** – Aspeto da deformada após 1 milhão de passagens do bogie do Alfa Pendular.

imediatamente sob essa, ou seja, na segunda fiada horizontal. Esta diferença é especialmente visível nos elementos localizados sob a extremidade da travessa e será avaliada em pormenor em seguida.

Através de uma análise mais detalhada da variação das tensões naquelas zonas da camada de balastro, aquando da passagem do veículo, é possível compreender melhor o motivo daquele comportamento de longo prazo que deu origem a distintos níveis de deformação plástica. De facto, e como seria expectável, os elementos da fiada imediatamente sob a travessa são aqueles que evidenciam maiores amplitudes de pressão média,  $p$  (Eq.4), e de tensão deviatórica,  $q$  (Eq. 5), como era de esperar, pois encontram-se mais próximos do ponto de aplicação de carga – a base da travessa.

A Figura 8 ilustra a variação no tempo de  $p$  e de  $q$ , aquando da passagem do Alfa Pendular, em elementos localizados respetivamente sob a extremidade da travessa (a1), sob o carril (b1) e ao centro da via (c1). As curvas apresentam dois máximos relativos, referentes aos dois ciclos de carga provocados pela passagem dos dois eixos do modelo do bogie do veículo. É de notar que entre a passagem dos dois eixos não ocorre uma descarga completa. Este tipo de comportamento é usual em vias-férreas e justificado pelo facto de a distância entre os eixos frequentemente não possibilitar



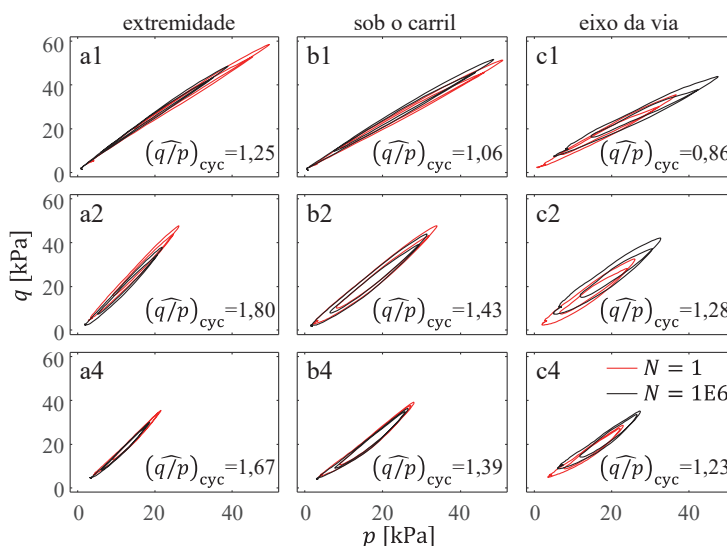
**Fig. 8** – Variação da pressão média,  $p$ , e da tensão deviatórica,  $q$ , na camada de balastro, sob a travessa.

uma separação dos efeitos de cada um, desaconselhando análises com apenas um eixo de carregamento por simulação.

No entanto, conforme apresentado na Figura 9, verifica-se que os elementos da 2ª fiada horizontal sob a travessa (por exemplo, os elementos a2, b2 e c2 na Figura 8), são sujeitos a trajetórias de tensões que correspondem a valores da razão  $q/p$  de pico,  $(\widehat{q/p})_{cyc}$ , cerca de 35 a 45% superiores, no final da simulação ( $N = 1E6$ ). Inclusive, os elementos da 4ª fiada horizontal (a4, b4 e c4 na Figura 8), imediatamente sobre a camada de sub-balastro, apresentam valores superiores de  $(\widehat{q/p})_{cyc}$  quando comparado com os da 1ª fiada, como se pode observar na Figura 9. Embora, para cada elemento, se observe uma ligeira variação na trajetória de tensões, comparando a primeira passagem do veículo ( $N = 1$ ) com a última passagem ( $N = 1E6$ ), as diferenças identificadas entre os elementos, relativamente os valores de  $(\widehat{q/p})_{cyc}$ , parecem manter-se ao longo da simulação. Verifica-se, no entanto, que a amplitude de tensões sob a extremidade da travessa parece diminuir com  $N$  (situação mais evidente no elemento a1), enquanto tende a aumentar ao centro da via (por exemplo em c1). Este comportamento está relacionado com o fenómeno identificado anteriormente em que as camadas de apoio, nomeadamente o balastro, tende a deformar mais sob a extremidade das travessas e menos na zona central, consequentemente, conduzindo a uma distribuição de cargas mais uniforme sob a travessa, com o aumento de  $N$ . Este comportamento parece contribuir para a estabilização local da evolução da deformação plástica da camada, eventualmente atingindo-se uma situação de *shakedown* elástico (Werkmeister et al., 2001).

A Figura 10 apresenta a relação entre o aumento de  $N$ , numa escala logarítmica, e a evolução do assentamento avaliado ao nível da travessa (a cheio) e ao nível do balastro sob a mesma travessa (a traço interrompido), em dois alinhamentos verticais distintos: no centro da via e no alinhamento vertical do carril. Os pontos, a cheio, assinalados nas curvas indicam as iterações em que foi atualizada a configuração deformada da infraestrutura, conforme descrito anteriormente e identificado na Figura 6.

A evolução dos assentamentos apresentados na Figura 10(a), relativamente à simulação AP, sugere ter-se atingido o *shakedown* elástico, ou seja, para este nível de carga e nesta configuração de via homogénea sem irregularidades, após cerca de  $1E5$  passagens, o sistema passou a responder em regime totalmente elástico, logo sem componente plástica adicional. É interessante verificar que

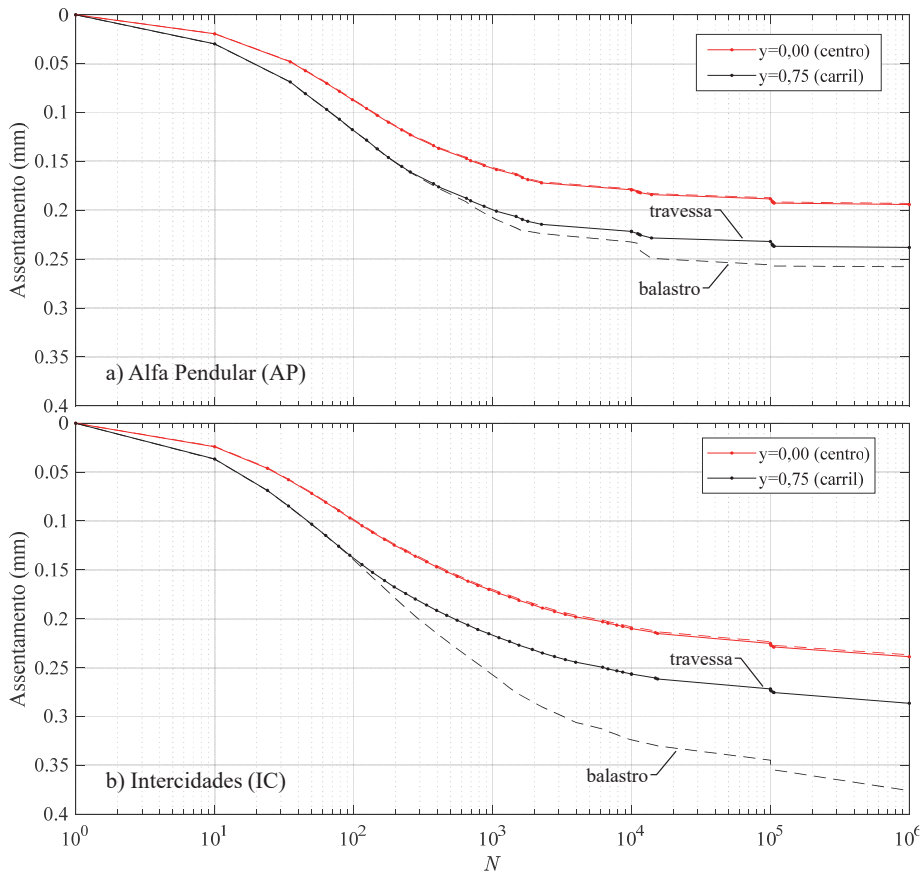


**Fig. 9** – Trajetória de tensões, no espaço  $(p, q)$ , de 9 elementos sob a travessa central (Figura 8).

no alinhamento sob o carril, aproximadamente a partir de  $N = 400$ , evidencia-se uma divergência entre os valores de assentamento na travessa e os correspondentes no balastro. Esta divergência corresponde ao desenvolvimento da condição em que a travessa, quando em repouso, permanece apenas apoiada na zona central da via, em resultado de a deformada elástica da travessa (devido apenas ao peso próprio do armamento da via) deixar de ser compatível com a deformada do balastro que, entretanto, se desenvolveu por baixo desta.

No caso da simulação IC, Figura 10(b), relativa à locomotiva do Intercidades, verificaram-se maiores amplitudes de assentamento, como seria de esperar, devido à solicitação mais elevada daquele veículo (carga por eixo cerca de 60% superior). No final desta simulação, apesar de se ter atingido uma baixa taxa de deformação com o aumento de  $N$ , a acumulação plástica de deformação mantém-se, ao contrário do caso da simulação AP mencionada anteriormente. A título de exemplo, entre  $N = 1E5$  e  $N = 1E6$ , a taxa de assentamento ao nível do balastro, sob a travessa no alinhamento vertical carril, na simulação IC foi cerca de 15 vezes superior à da simulação AP ( $3,5 \times 10^{-8} \text{ mm}/N$ , no caso de IC, e  $2,2 \times 10^{-9} \text{ mm}/N$ , no caso AP).

Relativamente à forma das curvas de assentamento, constata-se que em escala logarítmica elas apresentam uma evolução não-linear, com formato semelhante às obtidas em ensaios triaxiais com balastro (Suiker, 2002) e a ensaios efetuados em modelos físicos de via balastrada (Abadi et al., 2016).

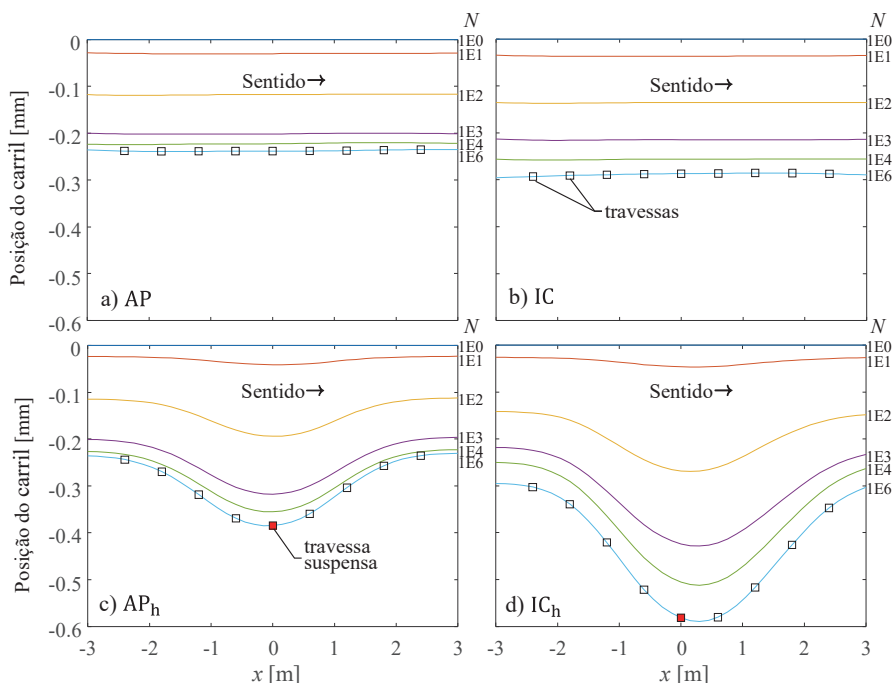


**Fig. 10** – Evolução dos assentamentos ao nível da travessa (a cheio) e do balastro sob a travessa (a traço interrompido), em dois alinhamentos verticais distintos: no centro da via e no alinhamento do carril, nas simulações: a) AP; b) IC.

### 3.2 – Introdução de uma travessa sem apoio na camada de balastro

Após a apresentação de alguns resultados relativos às simulações AP e IC (Quadro 3), nesta secção apresentam-se os resultados das simulações em que se introduziu um espaçamento de 3 mm entre a base da travessa central do modelo e a camada de balastro, de forma a gerar uma travessa suspensa. Como descrito anteriormente, às simulações com esta anomalia na via-férrea foram atribuídas as designações “AP<sub>h</sub>” e “IC<sub>h</sub>”, para os casos em que se considerou o veículo Alfa Pendular ou o Intercidades, respetivamente, e cujos resultados são também comparados nesta secção com os obtidos nas simulações AP e IC.

Na Figura 11 apresenta-se a evolução do nivelamento longitudinal do carril que, nos cenários com travessa suspensa, ilustra a influência do desenvolvimento da deformação da camada de balastro na geração e amplificação de um defeito de geometria. Os pequenos quadrados representam a posição relativa das travessas aquando da última iteração ( $N = 1E6$ ). Como referido anteriormente, as simulações AP (Figura 11a) e IC (Figura 11b) mantêm um perfil longitudinal praticamente horizontal ao longo do acumular de ciclos de carga porque a solicitação sob cada travessa se mantém praticamente idêntica, de iteração para iteração. Consequentemente, conduz a configurações de deformação permanente aproximadamente idênticas no balastro, sob cada travessa, como evidenciado na Figura 7 anterior. No entanto, no que se refere às simulações em que se introduziu uma travessa suspensa (assinalada na figura por um pequeno quadrado preenchido a vermelho), AP<sub>h</sub> (Figura 11c) e IC<sub>h</sub> (Figura 11d), apesar de o nivelamento inicial também ser praticamente horizontal, evidencia-se claramente a geração e agravamento de um defeito, na forma de uma bacia, causado pela anomalia introduzida no modelo. A extensão e amplitude do defeito, na forma de assentamento diferencial entre a posição do carril na extremidade do modelo e na zona da travessa mal apoiada, é claramente mais notória na simulação IC<sub>h</sub> (cerca de 2 vezes superior), quando comparado com a da AP<sub>h</sub>, como seria de esperar.



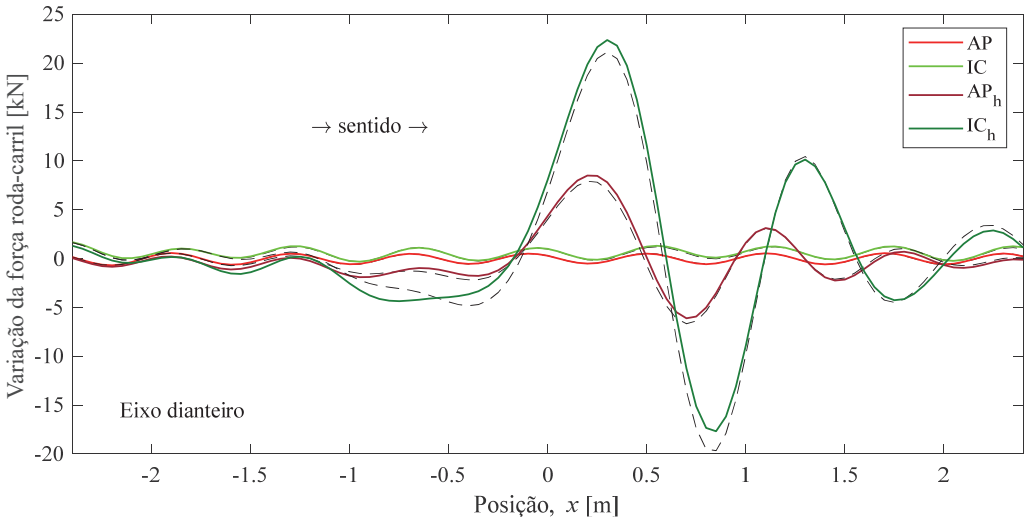
**Fig. 11** – Evolução do perfil longitudinal do carril da via para as diferentes simulações: a) AP; b) IC; c) AP<sub>h</sub>; d) IC<sub>h</sub>

Também é interessante observar que, ao contrário do verificado na simulação  $AP_h$ , o ponto de maior assentamento da bacia na simulação  $IC_h$  não corresponde à posição da travessa suspensa, mas sim, cerca de 0,3 m adiante, no sentido de circulação do veículo. Esta diferença poderá dever-se ao facto de a componente inercial do veículo Intercidades apresentar maior preponderância, em comparação com o Alfa Pendular. Consequentemente, devido ao movimento do veículo, é gerada uma solicitação ainda mais gravosa (em termos da amplitude e características do impulso transmitido) na travessa imediatamente a seguir à travessa suspensa. Igualmente, é possível observar que o comprimento da bacia é maior no cenário  $IC_h$ , comparando com o cenário  $AP_h$ . Estas observações permitem concluir que a forma e amplitude dos defeitos de geometria de via vão depender das características dos veículos circulantes, não apenas em termos dos seus pesos por eixo, mas também das suas características geométricas e dinâmicas.

O facto de esta abordagem de modelação numérica permitir simular a interação dinâmica entre o modelo do veículo e o modelo da infraestrutura, possibilitando a consideração de geometrias irregulares do carril, de variações nas condições de apoio das camadas e de relações não lineares tanto de contacto entre os rodados e o carril, como de contacto entre as travessas e o balastro e de resposta resiliente não linear do material de balastro, tornam esta abordagem robusta e especialmente adequada para analisar este tipo de problemas, em particular porque os aspetos agora mencionados, tipicamente, tendem a variar de uma forma não uniforme a longo prazo.

Uma forma de avaliar a influencia desta anomalia na resposta do sistema veículo-via consiste na análise das forças de interação verticais entre o rodado e o carril. Assim, apresentam-se na Figura 12 os registos da componente dinâmica da força de interação entre o rodado dianteiro dos veículos e o carril ao longo do modelo. Os valores apresentados correspondem à força de interação, subtraídos do valor de carga vertical estática do respetivo veículo, habitualmente designada por componente dinâmica. São apresentados os resultados das quatro simulações em estudo, tanto na primeira passagem do veículo, para  $N = 1$  (a traço interrompido), como na configuração final de  $N = 1E6$  (linha a cheio). É de notar que foi aplicado um filtro passa baixo aos registos, com frequência de corte de 80 Hz, de forma a remover as componentes de frequência mais elevada dos sinais apresentados, uma vez que apresentam menos relevância para este estudo.

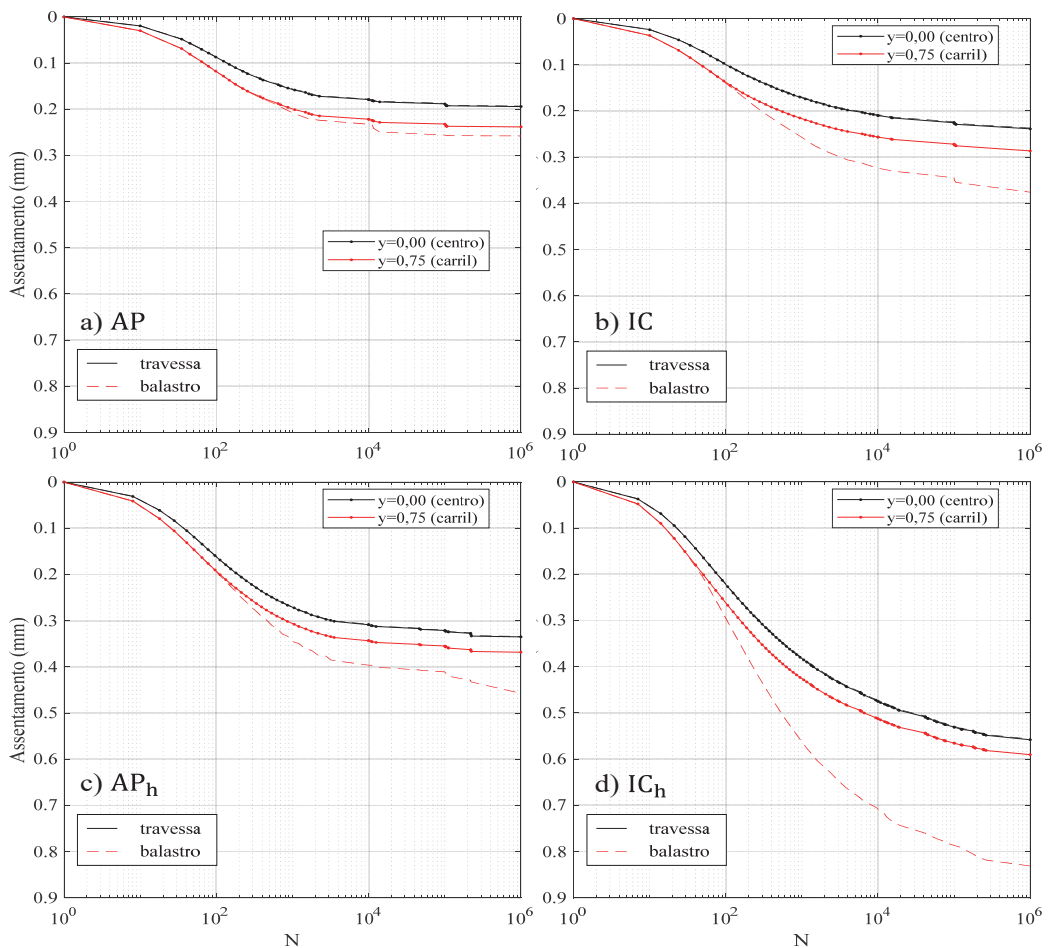
É possível verificar que nas simulações AP e IC, a interação veículo-via é pouco afetada pelo desenvolvimento da deformação permanente na camada de balastro. Isto deve-se ao que foi descrito anteriormente que, nestas simulações, o nivelamento longitudinal mantém-se quase horizontal ao



**Fig. 12** – Componente dinâmica da força de interação entre o rodado e o carril para  $N = 1$  (a traço interrompido) e  $N = 1E6$  (a cheio), nas diferentes simulações em estudo.

longo das sucessivas iterações, porque se desenvolve, de forma generalizada, um assentamento praticamente idêntico sob todas as travessas – portanto, sem se desenvolverem assentamentos diferenciais relevantes avaliados ao nível do carril. O carácter oscilatório observado nestes registos deve-se essencialmente ao carácter discreto do apoio dos carris nas travessas. Por outro lado, nas simulações AP<sub>h</sub> e IC<sub>h</sub>, a existência de uma travessa suspensa provoca, desde o primeiro momento, uma perturbação brusca quando o veículo atravessa o local dessa travessa. Nesses dois casos, verifica-se, também, que a amplitude da componente dinâmica tende a aumentar com *N*, pelo facto de o defeito de geometria também se agravar, nomeadamente a amplitude do assentamento diferencial avaliado ao nível do carril.

Na Figura 13 comparam-se as quatro simulações em estudo, em termos da evolução do assentamento avaliado ao nível da travessa (a cheio) e ao nível do balastro sob a mesma travessa (a traço interrompido), em dois alinhamentos verticais distintos: no centro da via e no alinhamento vertical do carril. Nesta comparação, uma vez que a travessa central do modelo (*x* = 0 m) se encontra suspensa nas simulações AP<sub>h</sub> e IC<sub>h</sub>, consideraram-se os resultados relativos à travessa na posição *x* = 0,6 m. Para além desse motivo, também se identificou que na simulação IC<sub>h</sub> a posição



**Fig. 13** – Comparação da evolução dos assentamentos ao nível da travessa (a cheio) e do balastro sob a travessa (a traço interrompido), em dois alinhamentos verticais distintos: no centro da via e no alinhamento do carril, nas quatro simulações estudadas: a) AP; b) IC; c) AP<sub>h</sub>; d) IC<sub>h</sub>.



$x = 0,6$  m correspondia à situação mais gravosa em termos de assentamento (Figura 11d) e de solicitação do veículo (Figura 12).

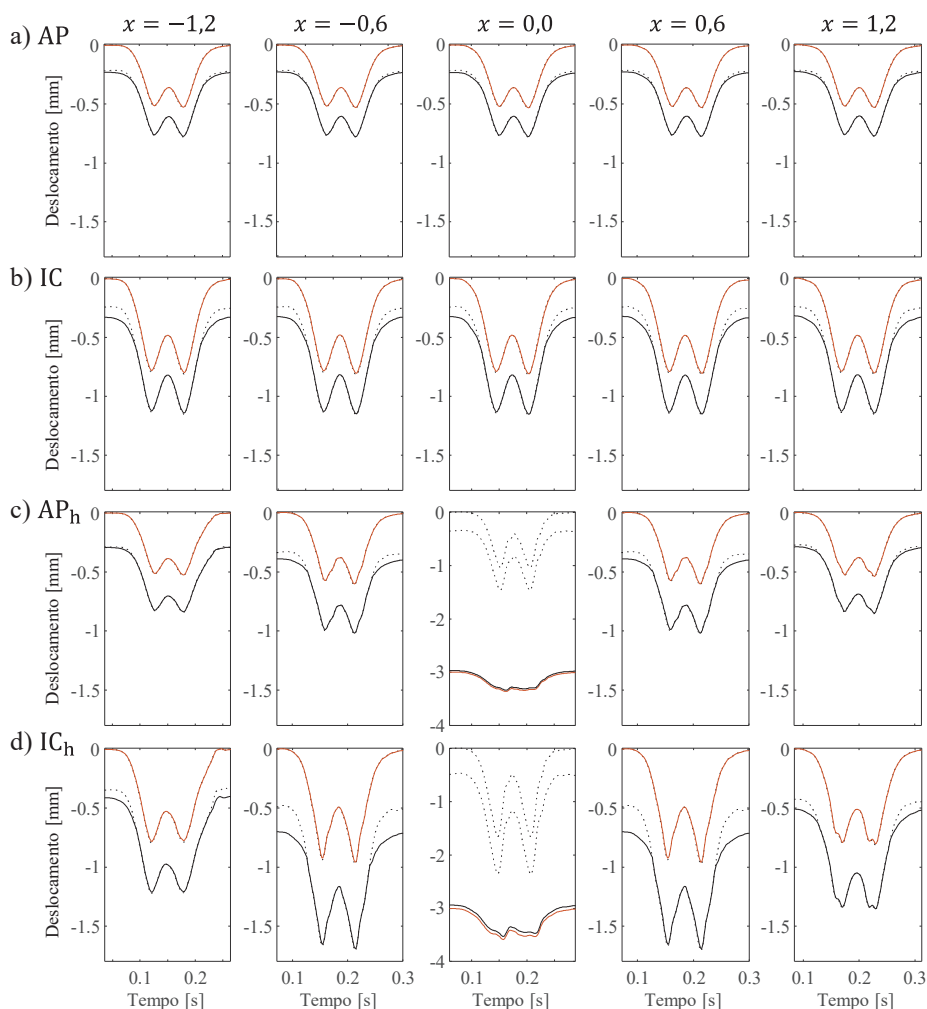
Comparando a evolução do assentamento dos cenários AP e IC com a dos respetivos cenários  $AP_h$  e  $IC_h$ , verifica-se que os cenários sem travessa suspensa praticamente estabilizaram em termos de assentamentos, como comentado atrás, mas os resultados com travessa suspensa, e em particular aqueles obtidos com o IC, encontram-se ainda em fase de deformação plástica progressiva. Observa-se, ainda, que nos modelos com a travessa suspensa, parece ocorrer uma antecipação do momento em que ocorre a divergência entre as curvas de assentamento avaliadas na travessa e as avaliadas no balastro. Ou seja, o momento a partir do qual a deformação plástica acumulada na camada de balastro faz com que a travessa em repouso fique apenas apoiada no balastro na zona central da via. Por exemplo, no caso dos cenários AP e IC, esse momento parece ocorrer para  $N = 400$  e  $N = 100$ , respetivamente, enquanto nos cenários  $AP_h$  e  $IC_h$  ocorre aproximadamente em  $N = 100$  e  $N = 40$ , respetivamente.

Esta divergência é igualmente notória na resposta transiente da estrutura, conforme apresentado Figura 14, a qual apresenta (para as travessas nas coordenadas  $x$  indicadas) o deslocamento vertical das travessas sob a posição do carril (a traço interrompido) e do balastro sob esse ponto da travessa (linha a cheio) à passagem do veículo. A situação inicial ( $N = 1$ ) encontra-se identificada a vermelho e a final ( $N = 1E6$ ), a negro. Nas curvas visualiza-se o momento da passagem dos dois eixos do bogie, identificados por dois valores de pico. Na configuração final de  $N = 1E6$ , verifica-se que, na maioria das situações, nos instantes antes e depois do atravessamento dos eixos (aproximadamente  $t < 0,1$  s e  $t > 0,25$  s), não existe sobreposição da linha a cheio (relativa ao balastro) com a linha a traço interrompido (relativa à travessa) – isto significa que nesses instantes não há contacto entre travessa e balastro, sob o alinhamento vertical do carril ( $y = 0,75$  m). Este comportamento é mais notório nas simulações com o Intercidades devido à solicitação mais gravosa desse veículo. Com a aproximação do eixo do veículo à travessa e direta solicitação da mesma, esse pequeno espaço é fechado, correspondendo à situação de sobreposição das curvas. Veja-se, por exemplo, que nas simulações  $AP_h$  (Figura 14c) e  $IC_h$  (Figura 14d), essa sobreposição nunca chega a ocorrer na travessa central ( $x = 0,0$ ) pelo facto de se ter introduzido, propositadamente, o espaçamento de 3 mm entre a travessa e o balastro, como referido anteriormente. Apesar de não ocorrer contacto sob essas travessas, é interessante verificar que ocorre uma ligeira deflexão do balastro sob as mesmas. Essa deformação deve-se ao efeito da solicitação das travessas adjacentes que provocam uma bacia de deflexão geral na camada de balastro.

Outro aspeto diz respeito à perturbação provocada pela introdução da travessa suspensa. Em particular, comparando os registos obtidos entre as sucessivas travessas das simulações AP (Figura 14a) ou IC (Figura 14b), verifica-se uma homogeneidade das respostas de travessa para travessa ao longo do desenvolvimento do modelo, que resulta de a evolução de deformação permanente ser também uniforme, conforme referido anteriormente. No entanto, nas simulações  $AP_h$  (Figura 14c) e  $IC_h$  (Figura 14d), para além de se desenvolver uma divergência resultante dos diferentes ritmos de deformação do balastro entre travessas sucessivas, verificam-se, ainda, ligeiras perturbações nos registos, especialmente na posição  $x = 1,2$  m, relativas a componentes de excitação de maior frequência. Estas perturbações devem-se certamente à presença da travessa suspensa que afeta a resposta do sistema via-veículo e, eventualmente, provoca uma amplificação das vibrações transmitidas em torno desse local.

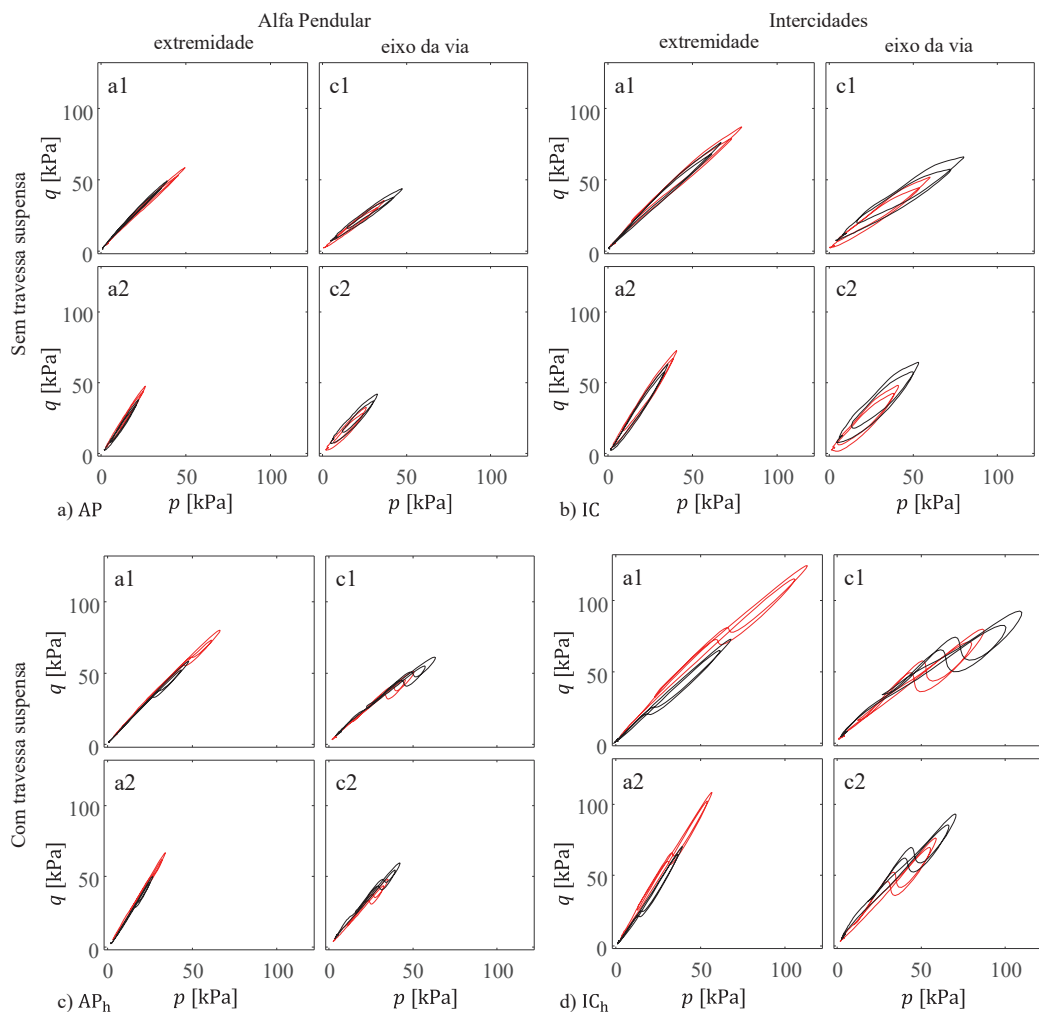
Em relação ao impacto da presença de uma travessa suspensa, verifica-se um agravamento apreciável no estado de tensão no interior da camada de balastro, como demonstrado na Figura 15. Para cada uma das quatro simulações em estudo, a figura apresenta a trajetória de tensões (no espaço  $p - q$ ) em 4 elementos finitos identificados anteriormente na Figura 8 (“a” refere-se à posição sob a extremidade da travessa; “c” ao eixo da via; “1” e “2”, respetivamente à primeira e segunda fiada horizontal sob a travessa). Nesta figura a situação inicial ( $N = 1$ ) também se encontra representada a vermelho e a final ( $N = 1E6$ ) a negro.





**Fig. 14** – Deslocamento vertical da travessa na posição  $x$  (a traço interrompido) e do balastro sob a travessa (a cheio) para  $N=1$  (a vermelho) e  $N=1E6$  (a negro), nos diferentes cenários: a) AP; b) IC; c)  $AP_h$ ; d)  $IC_h$ .

No que se refere aos elementos no alinhamento vertical sob a extremidade da travessa (“a1” e “a2”), entre a situação inicial e a final, verifica-se uma redução generalizada da variação de  $q$ : da ordem de 10 a 20%, no caso das simulações sem travessa suspensa; de 24% no caso de  $AP_h$ ; e mais expressivamente de 34 a 40% no caso de  $IC_h$ . No que se refere à zona central sob a travessa, verifica-se uma situação oposta de agravamento de  $q$ , mas com aumentos relativos mais uniformes entre as várias simulações: cerca de 14 a 22%. Esta evolução da distribuição de tensões sob a travessa resulta do que já foi referido anteriormente, em que a zona da extremidade da travessa é submetida a solicitações mais gravosas, conduzindo a uma acumulação de deformação plástica mais acentuada nessas zonas. Como consequência, a longo prazo, vai ocorrendo uma redistribuição das cargas, das zonas de extremidade para a zona central da travessa. Veja-se, por exemplo, que as amplitudes de  $p$  e de  $q$  no elemento “a1” (sob a extremidade da travessa) da simulação  $IC_h$  (Figura 15) são inicialmente muito superiores, em  $N = 1$ , às do final da simulação, com  $N = 1E6$ . No entanto, no elemento “c1” (sob o centro da travessa), ocorre o oposto.

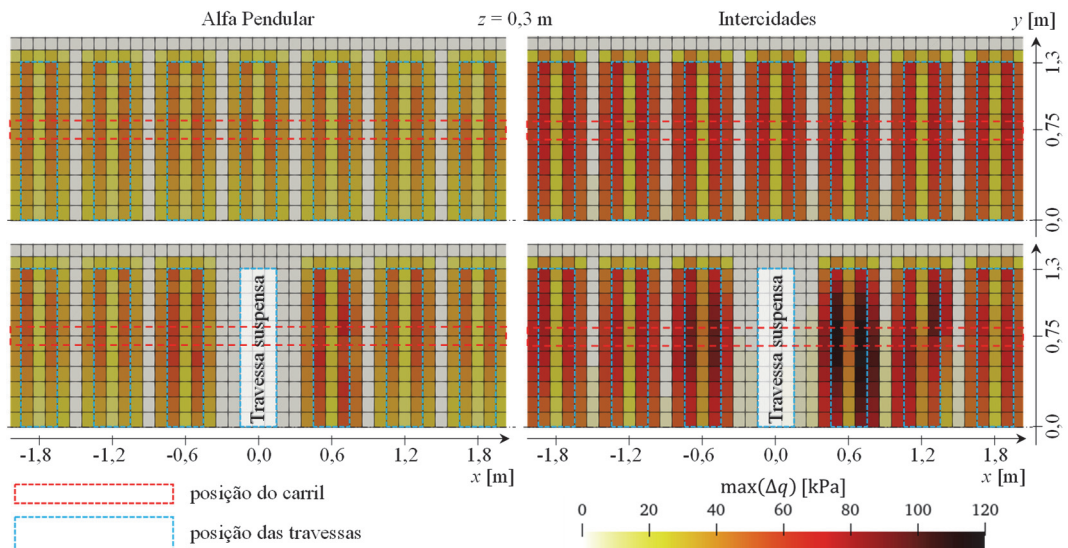


**Fig. 15** – Variação de  $p$  e  $q$  nas posições a1, c1, a2 e c2 no interior da camada de balastro sob a travessa (na extremidade e no centro da via) na posição  $x = 0,6 \text{ m}$ , para  $N = 1$  (a vermelho) e  $N = 1E6$  (a negro).

Com vista a se obter uma melhor visualização da distribuição espacial da variação da tensão deviatórica,  $\Delta q$ , na camada de balastro, imediatamente sob as travessas, na Figura 16 apresentam-se mapas de cores relativos aos valores máximos de  $\Delta q$  atingidos em cada elemento, aquando da passagem dos veículos, no final das simulações estudadas ( $N = 1E6$ ). No caso das simulações sem travessa suspensa, os valores máximos de  $\Delta q$  sob as travessas variam entre 12 e 52 kPa, no caso de AP, e entre 17 e 77 kPa, em IC, mantendo-se um padrão de distribuição de carga sob a travessa praticamente idêntico em todas as travessas.

Nas simulações com travessa suspensa, como referido anteriormente, verificou-se um agravamento das solicitações sob as travessas adjacentes à travessa suspensa, especialmente na travessa seguinte, em  $x = 0,6 \text{ m}$ , e de forma mais marcante na simulação IC. Os valores máximos de  $\Delta q$  sob as travessas variam entre 12 e 75 kPa, no caso de AP<sub>h</sub> (um aumento de 44%, relativamente a AP), e entre 17 e 114 kPa, em IC<sub>h</sub> (um aumento de 48%, relativamente a IC).

Verifica-se, ainda, que no final das simulações, aparentemente é a zona sob o alinhamento vertical dos carris que se encontra sujeita a maiores variações de  $\Delta q$ , embora inicialmente se tenha verificado que essa situação ocorria mais próximo da extremidade da travessa.



**Fig. 16** – Variação máxima da tensão deviatórica,  $q$ , de cada elemento da camada de balastro (ao nível da base das travessas), aquando da passagem do veículo e para  $N = 1E6$ .

#### 4 – CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste trabalho apresentou-se a aplicação de uma metodologia para simular o comportamento de longo prazo de cenários hipotéticos de via-férrea, incluindo situações com uma perturbação estrutural – neste caso, a presença de uma travessa mal apoiada – com o objetivo de compreender em maior detalhe o comportamento complexo destas estruturas. Em particular, o estudo concentrou-se na acumulação de deformação plástica da camada de balastro, considerando a interação dinâmica veículo-via, e o seu impacto interdependente no comportamento de longo prazo. A metodologia adotada considera um modelo robusto de acumulação de deformação para um elevado número de ciclos de carga para estimar a deformação plástica da camada de balastro e usa uma abordagem incremental auto-ajustada, em combinação com um modelo MEF tridimensional de análise dinâmica do sistema veículo-via-substrutura. A implementação foi efetuada de forma integrada num único programa de cálculo, escrito em *MATLAB*, designado por *Pegasus*.

Foi demonstrada a adequação do programa *Pegasus* para analisar a evolução de aspetos importantes sobre o desempenho da via-férrea, sem e com a presença de uma travessa mal apoiada, em função do número de ciclos de carga, incluindo: as forças de interação roda-carril; perfis de deformação e configurações tridimensionais; respostas transientes do sistema; e análises de trajetória de tensões.

Os casos de estudo aqui considerados correspondem a um segmento de via onde se considera que, hipoteticamente, as camadas de aterro estão totalmente estabilizadas, não apresentando comportamento plástico. Apenas a deformação plástica da camada de balastro é considerada. Por outro lado, a parametrização do modelo de acumulação plástica do balastro foi feita com base em ensaios triaxiais em material novo de balastro, e sabe-se que, com o acumular do tempo e das operações de ataque mecânico pesado, é de prever que as características de degradação do balastro se alterem (Selig e Waters, 1994; Lim, 2004; Nilsund, 2014). Ainda, apesar da consideração da

travessa suspensa, há outras características tipicamente não homogêneas em vias-férreas reais, que foram aqui assumidas como homogêneas, como por exemplo a geometria inicial da via, ou a superfície da mesa de rolamento dos carris, ou a rigidez de apoio da superestrutura da via, ou o desgaste ao nível das próprias rodas. Por estas razões, salienta-se que os valores acumulados de assentamento obtidos nos cálculos são justificadamente inferiores àqueles previsíveis em vias-férreas em operação, o que por si só não retira valor à qualidade dos resultados apresentados, nem limita a possibilidade de análise sobre os mesmos aqui efetuada.

As simulações numéricas conduzidas neste trabalho, e as correspondentes análises e discussões de resultados, permitiram concluir que:

- a) O assentamento do balastro não é homogêneo sob as travessas. Nas condições analisadas, verificou-se que o assentamento se agrava do centro da travessa para as suas extremidades, fazendo com que gradualmente as extremidades das travessas fiquem parcialmente suspensas quando não carregadas pelos veículos. O contacto é restabelecido durante a passagem dos eixos sobre as mesmas. Este aspeto tem impacto na resposta quase-estática medida nas extremidades da travessa e nos próprios carris, dado que existe uma componente de deformação associada ao encosto da travessa no balastro subjacente.
- b) Não obstante esta característica irregular do assentamento do balastro sob a travessa, verificou-se que em termos de tensões, o efeito da deformação plástica de longo-prazo tende a promover uma maior uniformidade em termos de tensões de pico no balastro sob a travessa, havendo uma redução das tensões máximas sob a extremidade da travessa e um aumento das tensões máximas sob o seu centro, de forma que a situação mais gravosa, em termos de tensões, se transfere das extremidades da travessa para os alinhamentos sob os carris. O sistema gradualmente evolui no sentido de suavizar os valores máximos de tensão.
- c) Relativamente à possível existência de travessas suspensas, que corresponde a uma anomalia muito comum em vias-férreas, mostrou-se ser uma situação com um impacto muito significativo na evolução esperada do assentamento do balastro, devido à componente dinâmica do carregamento. Nos cálculos efetuados mostrou-se que o fator de amplificação de assentamentos foi de cerca de 1,8 para o caso do cenário com veículo Alfa-Pendular, e de 2,2 para o caso da locomotiva do Intercidades (assentamento medido ao eixo do carril, no balastro sob a travessa). Assim, pode afirmar-se que, em termos médios, a travessa suspensa promoveu uma duplicação do assentamento acumulado da camada de balastro.
- d) A comparação entre resultados de geometria de via alcançada ao fim de  $1 \times 10^6$  passagens, considerando o cenário  $AP_h$  e o cenário  $IC_h$ , permite também concluir que a progressão dos assentamentos em vias balastradas depende mormente da intensidade de carga aplicada, em termos da sua componente quase-estática, mas também depende da geometria (distância entre eixos) e propriedades dinâmicas dos veículos circulantes (principalmente suspensão primária). Este aspeto condiciona não apenas a amplitude dos defeitos gerados, mas também a sua própria geometria.
- e) Já em termos de tensões na camada de balastro (que na realidade se traduzem em forças de contacto entre partículas), mostrou-se que, igualmente, a existência de uma travessa suspensa conduz a valores significativamente mais elevados das tensões de pico no balastro, tendo-se mostrado que, na vizinhança da travessa suspensa, a componente cíclica da tensão deviatória pode aumentar no mesmo local cerca de 50% (de 77 kPa para 114 kPa no caso do IC, no alinhamento do carril). No entanto, constata-se que a inclinação da trajetória de tensões tem pouca variação, porque o aumento da tensão deviatória ( $q$ ) é geralmente acompanhado por um aumento da tensão média ( $p$ ). Especificamente sob a travessa suspensa, a situação é naturalmente muito mais favorável, porque neste caso a travessa não chega a tocar no balastro subjacente aquando da passagem dos veículos.

Concluindo, a metodologia implementada permitiu avaliar a interdependência entre efeitos dinâmicos, como a interação roda-carril, e efeitos de longo prazo, como a evolução das trajetórias de tensões no interior da camada de balastro. Os resultados evidenciam que a resposta da via a longo prazo nestes locais é bastante complexa e variável no tempo e no espaço, e muito influenciada pela resposta transitória da interação veículo-via-substrutura, com um claro ciclo de retroalimentação entre esses dois processos.

## 5 – AGRADECIMENTOS

Parte deste trabalho foi financiado por: Financiamento Base - UIDB/04708/2020 e Financiamento programático - UIDP/04708/2020 da Unidade de Investigação CONSTRUCT - Instituto de I&D em Estruturas e Construções e Financiamento Base - UIDB/04625/2020 da Unidade de Investigação CERIS - Civil Engineering Research and Innovation for Sustainability - financiada por fundos nacionais através da FCT/MCTES (PIDDAC). Os estudos foram desenvolvidos no âmbito da atividade do Grupo de Trabalho 1 “Geotecnia nos Pavimentos Rodoviários, Ferroviários e Aeroportuários” da Comissão Portuguesa de Geotecnia nos Transportes (CPGT) da SPG.

## 6 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abadi, T.; Le Pen, L.; Zervos, A.; Powrie, W. (2016). *A Review and Evaluation of Ballast Settlement Models using Results from the Southampton Railway Testing Facility (SRTF)*; Procedia Engineering; Vol. 143; pp. 999-1006.
- Alves Costa, P.; Calçada, R.; Silva Cardoso, A. (2012). *Track-ground vibrations induced by railway traffic: In-situ measurements and validation of a 2.5D FEM-BEM model*; Soil Dynamics and Earthquake Engineering; Vol. 32; n.º 1; pp. 111-128.
- Aursudkij, B.; McDowell, G.R.; Collop, A.C. (2009). *Cyclic loading of railway ballast under triaxial conditions and in a railway test facility*; Granular Matter; Vol. 11; n.º 6; pp. 391-401.
- Ayachit, U. (2015). *The ParaView Guide: A Parallel Visualization Application*; Kitware; ISBN: 978-1930934306.
- Bathe, K.J. (1996). *Finite Element Procedures*; Prentice Hall; ISBN: 9780133014587.
- Bowles, J.E. (1997). *Foundation Analysis and Design*; Ed. 5; Singapore: McGraw-Hill; ISBN: 978-0-07-118844-9.
- Brown, S.; Pell, P. (1967). *An experimental investigation of the stresses, strains and deflections in layered pavement structure subjected to dynamic loads*; 2nd Int. Conf. on Structural Design of Asphalt Pavements; Michigan, Ann Arbor; pp. 487-504.
- Calçada, R. (1995). *Efeitos dinâmicos em pontes resultantes do tráfego ferroviário a alta velocidade*; M.Sc. Thesis; Porto: Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
- Charoenwong, C.; Connolly, D.P.; Woodward, P.K.; Galvín, P.; Alves Costa, P. (2022). *Analytical forecasting of long-term railway track settlement*; Computers and Geotechnics; Vol. 143; pp. 104601.
- Chen, C.; McDowell, G.R. (2016). *An investigation of the dynamic behaviour of track transition zones using discrete element modelling*; Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit; Vol. 230; n.º 1; pp. 117-128.

- Connolly, D.P.; Galvín, P.; Olivier, B.; Romero, A.; Kouroussis, G. (2019). *A 2.5D time-frequency domain model for railway induced soil-building vibration due to railway defects*; Soil Dynamics and Earthquake Engineering; Vol. 120; pp. 332-344.
- Cundall, P.A.; Strack, O.D.L. (1979). *A discrete numerical model for granular assemblies*; Geotechnique; Vol. 29; n.º 1; pp. 47-65.
- Dahal, B.; Mishra, D. (2020). *Discrete Element Modeling of Permanent Deformation Accumulation in Railroad Ballast Considering Particle Breakage*; Frontiers in Built Environment; Vol. 5; n.º 145.
- Dahlberg, T. (2001). *Some railroad settlement models - a critical review*; Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit; Vol. 215; n.º 4; pp. 289-300.
- Fortunato, E.; Paixão, A.; Fontul, S. (2012). *Improving the use of unbound granular materials in railway sub-ballast layer*; Advances in Transportation Geotechnics II; Hokkaido University, Japan; 10-12 Sep. 2012; pp. 522-527.
- Fortunato, E.; Paixão, A.; Varandas, J.N. (2021). *Modelação numérica avançada do comportamento estrutural de vias-férreas*; In: *Modelação matemática em engenharia de transportes: a experiência do Departamento de Transportes do LNEC*; Lemonde de Macedo, A., et al. (eds.); pp. 1-32; Lisboa: LNEC-Laboratório Nacional de Engenharia Civil; ISBN: 978-972-49-2314-7.
- Galvín, P.; Romero, A.; Domínguez, J. (2010). *Fully three-dimensional analysis of high-speed train-track-soil-structure dynamic interaction*; Journal of Sound and Vibration; Vol. 329; n.º 24; pp. 5147-5163.
- Grassie, S.L.; Cox, S.J. (1985). *The Dynamic Response of Railway Track With Unsupported Sleepers*; Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Transport Engineering; Vol. 199; n.º 2; pp. 123-136.
- Guo, Y.; Zhao, C.; Markine, V.; Jing, G.; Zhai, W. (2020). *Calibration for discrete element modelling of railway ballast: A review*; Transportation Geotechnics; Vol. 23; pp. 100341.
- Hou, W.; Feng, B.; Li, W.; Tutumluer, E. (2018). *Evaluation of Ballast Behavior under Different Tie Support Conditions using Discrete Element Modeling*; Transportation Research Record; Vol. 2672; n.º 10; pp. 106-115.
- Hughes, T.J.R. (2012). *The Finite Element Method: Linear Static and Dynamic Finite Element Analysis*; Dover Publications; ISBN: 9780486135021.
- Hunt, H.E.M. (1997). *Settlement of railway track near bridge abutments*; Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Transport; Vol. 123; n.º 1; pp. 68-73.
- Jing, G.Q.; Aela, P.; Fu, H.; Yin, H. (2019). *Numerical and experimental analysis of single tie push tests on different shapes of concrete sleepers in ballasted tracks*; Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit; Vol. 233; n.º 7; pp. 666-677.
- Kempfert, H.-G.; Hu, Y. (1999). *Prediction on the long-term behavior of subsoils under high-speed railways*; Geotechnical Engineering for Transportation Infrastructure; Amsterdam.
- Kouroussis, G.; Connolly, D.P.; Alexandrou, G. e Vogiatzis, K. (2015). *The effect of railway local irregularities on ground vibration*; Transportation Research Part D: Transport and Environment; Vol. 39; n.º Supplement C; pp. 17-30.



- Lekarp, F.; Isacsson, U.; Dawson, A. (2000). *State of the Art. I: Resilient Response of Unbound Aggregates*; Journal of Transportation Engineering; Vol. 126; n.º 1; pp. 66-75.
- Li, X.; Ekh, M.; Nielsen, J.C.O. (2016). *Three-dimensional modelling of differential railway track settlement using a cycle domain constitutive model*; International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics; Vol. 40; n.º 12; pp. 1758-1770.
- Li, X.; Nielsen, J.C.O.; Pålsson, B.A. (2014). *Simulation of track settlement in railway turnouts*; Vehicle System Dynamics; Vol. 52; n.º sup1; pp. 421-439.
- Lim, W.L. (2004). *Mechanics of Railway Ballast Behaviour*; Ph.D. Thesis; Nottingham: University of Nottingham.
- Lu, M.; McDowell, G.R. (2007). *The importance of modelling ballast particle shape in the discrete element method*; Granular Matter; Vol. 9; n.º 1; pp. 69-80.
- Lundqvist, A.; Dahlberg, T. (2005). *Load impact on railway track due to unsupported sleepers*; Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit; Vol. 219; n.º 2; pp. 67-77.
- Lysmer, J.; Kuhlemeyer, R.L. (1969). *Finite dynamic model for infinite media*; Journal of the Engineering Mechanics Division; Vol. 95; n.º 4; pp. 859-877.
- Mauer, L. (1995). *An Interactive Track-Train Dynamic Model for Calculation of Track Error Growth*; Vehicle System Dynamics: International Journal of Vehicle Mechanics and Mobility; Vol. 24; n.º 1 supp 1; pp. 209 - 221.
- Nålsund, R. (2014). *Railway Ballast Characteristics, Selection Criteria and Performance*; Ph.D Thesis; Trondheim, Norway: Norwegian University of Science and Technology.
- Newton, S.G.; Clark, R.A. (1979). *An Investigation into the Dynamic Effects on the Track of Wheel/flats on Railway Vehicles*; Journal of Mechanical Engineering Science; Vol. 21; n.º 4; pp. 287-297.
- Nielsen, J.C.O.; Li, X. (2018). *Railway track geometry degradation due to differential settlement of ballast/subgrade – Numerical prediction by an iterative procedure*; Journal of Sound and Vibration; Vol. 412; pp. 441-456.
- Niemunis, A.; Wichtmann, T.; Triantafyllidis, T. (2005). *A high-cycle accumulation model for sand*; Computers and Geotechnics; Vol. 32; n.º 4; pp. 245-263.
- Paixão, A. (2014). *Transition zones in railway tracks: An experimental and numerical study on the structural behaviour*; Ph.D. Thesis; Porto: University of Porto, Faculty of Engineering.
- Paixão, A.; Fortunato, E.; Calçada, R. (2016a). *A numerical study on the influence of backfill settlements in the train/track interaction at transition zones to railway bridges*; Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit; Vol. 230; n.º 3; pp. 866-878.
- Paixão, A.; Varandas, J.N.; Fortunato, E. (2021). *Dynamic Behavior in Transition Zones and Long-Term Railway Track Performance*; Frontiers in Built Environment; Vol. 7; n.º 658909.
- Paixão, A.; Varandas, J.N.; Fortunato, E.; Calçada, R. (2016b). *Non-linear behaviour of geomaterials in railway tracks under different loading conditions*; 3rd International Conference on Transportation Geotechnics (CTG 2016); Guimarães, Portugal; 04-07 Sep. 2016.



- Paixão, A.; Varandas, J.N.; Fortunato, E.; Calçada, R. (2016c). *Non-Linear Behaviour of Geomaterials in Railway Tracks under Different Loading Conditions*; Procedia Engineering; Vol. 143; pp. 1128-1135.
- Paixão, A.; Varandas, J.N.; Fortunato, E.; Calçada, R. (2018). *Numerical simulations to improve the use of under sleeper pads at transition zones to railway bridges*; Engineering Structures; Vol. 164; pp. 169-182.
- Ramos, A. (2021). *Avaliação do comportamento dinâmico a longo prazo de soluções ferroviárias inovadoras*; Ph.D. Thesis; Guimarães: Universidade do Minho.
- Ribeiro, D.; Calçada, R.; Delgado, R.; Brehm, M.; Zabel, V. (2013). *Finite-element model calibration of a railway vehicle based on experimental modal parameters*; Vehicle System Dynamics; Vol. 51; n.º 6; pp. 821-856.
- Selig, E.T.; Li, D. (1994). *Track modulus: its meaning and factors influencing it*; Transportation Research Record; Vol. 1470; pp. 47-74.
- Selig, E.T.; Waters, J.M. (1994). *Track geotechnology and substructure management*; London: Thomas Telford; ISBN: 07-2772-013-9.
- Shan, Y.; Albers, B.; Savidis, S.A. (2013). *Influence of different transition zones on the dynamic response of track-subgrade systems*; Computers and Geotechnics; Vol. 48; n.º -; pp. 21-28.
- Shan, Y.; Zhou, S.; Zhou, H.; Wang, B.; Zhao, Z.; Shu, Y.; Yu, Z. (2017). *Iterative Method for Predicting Uneven Settlement Caused by High-Speed Train Loads in Transition-Zone Subgrade*; Transportation Research Record; Vol. 2607; n.º 1; pp. 7-14.
- Shi, J.; Chan, A.H.; Burrow, M.P.N. (2013). *Influence of unsupported sleepers on the dynamic response of a heavy haul railway embankment*; Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit; Vol. 227; n.º 6; pp. 657-667.
- Shih, J.-Y.; Grossoni, I.; Bezin, Y. (2019). *Settlement analysis using a generic ballasted track simulation package*; Transportation Geotechnics; Vol. 20; pp. 100249.
- Suiker, A.S.J. (2002). *The Mechanical Behaviour of Ballasted Railway Tracks*; Ph.D Thesis; Delft: Delft University of Technology.
- Suiker, A.S.J.; Borst, R.d. (2003). *A numerical model for the cyclic deterioration of railway tracks*; International Journal for Numerical Methods in Engineering; Vol. 57; n.º 4; pp. 441-470.
- Varandas, J.N. (2013). *Long-term behaviour of railway transitions under dynamic loading*; Ph.D. Thesis; Lisboa: Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa.
- Varandas, J.N.; Holscher, P.; Silva, M.A.G. (2014a). *Settlement of ballasted track under traffic loading: application to transition zones*; Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit; Vol. 228; n.º 3; pp. 242-259.
- Varandas, J.N.; Hölscher, P.; Silva, M.A.G. (2016a). *Three-dimensional track-ballast interaction model for the study of a culvert transition*; Soil Dynamics and Earthquake Engineering; Vol. 89; pp. 116-127.
- Varandas, J.N.; Paixão, A.; Fortunato, E. (2017). *A study on the dynamic train-track interaction over cut-fill transitions on buried culverts*; Computers & Structures; Vol. 189; pp. 49-61.
- Varandas, J.N.; Paixão, A.; Fortunato, E.; Hölscher, P. (2016b). *A numerical study on the stress changes in the ballast due to train passages*; 3rd International Conference on Transportation Geotechnics (CTG 2016); Guimarães, Portugal; 04-07 Sep. 2016.

- Varandas, J.N.; Silva, R.; Silva, M.A.G.; Hölscher, P. (2012). *The impact of rail corrugation on the degradation of ballast*; 1st International Conference on Railway Technology: Research, Development and Maintenance (Railways 2012); Las Palmas, Gran Canaria, Spain; 18-20 Apr. 2012; pp. 534-546.
- Varandas, J.N.; Paixão, A.; Fortunato, E.; Hölscher, P.; Calçada, R. (2014b). *Numerical modelling of railway bridge approaches: influence of soil non-linearity*; The International Journal of Railway Technology; Vol. 3; n.º 4; pp. 73-95.
- Varandas, J.N.; Paixão, A.; Fortunato, E.; Zuada Coelho, B.; Hölscher, P. (2020). *Long-term deformation of railway tracks considering train-track interaction and non-linear resilient behaviour of aggregates – a 3D FEM implementation*; Computers and Geotechnics; Vol. 126; pp. 103712.
- Wang, H.; Markine, V. (2018). *Modelling of the long-term behaviour of transition zones: Prediction of track settlement*; Engineering Structures; Vol. 156; pp. 294-304.
- Werkmeister, S.; Dawson, A.; Wellner, F. (2001). *Permanent Deformation Behavior of Granular Materials and the Shakedown Concept*; Transportation Research Record; n.º 1757; pp. 75-81.
- Zhai, W.M. (1996). *Two simple fast integration methods for large-scale dynamic problems in engineering*; International Journal for Numerical Methods in Engineering; Vol. 39; n.º 24; pp. 4199-4214.
- Zhu, J.Y.; Thompson, D.J.; Jones, C.J.C. (2011). *On the effect of unsupported sleepers on the dynamic behaviour of a railway track*; Vehicle System Dynamics: International Journal of Vehicle Mechanics and Mobility.