## Modélisation de la boucle complète

Ainsi que montré sur la Figure 6-1, la modélisation se concentre sur la ligne des 11 collecteurs connectés en série, et ne tient pas compte du circuit vapeur en dehors du champ solaire. La figure suivante montre une vue du modèle Modelica de la ligne sous Dymola :

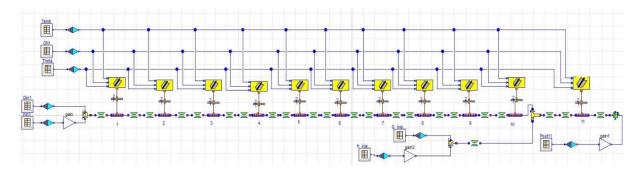


Figure 6-19: Modèle Modelica/Dymola de la boucle DISS

### 6.3.1. Conditions limites

Ainsi que décrit dans la section 6.2, le modèle optique des collecteurs utilise comme conditions limites la température ambiante, le DNI et l'angle d'incidence du rayonnement.

Dans la section du chapitre 3 consacrée au mode once-through, il est indiqué dans la partie concernant la boucle DISS que la pression de sortie est régulée par une vanne située après le séparateur final. Nous avons donc choisi pour la modélisation d'imposer la pression de sortie au niveau du dernier collecteur et d'utiliser les valeurs expérimentales réelles. En entrée du premier collecteur, le débit est régulé par l'ouverture de la vanne dont la loi de régulation est également décrite au chapitre 3. Cette régulation n'est pas simulée et on vient simplement imposer les valeurs du débit et de la température mesurés à l'entrée de la ligne. Il en est de même pour la modélisation de la désurchauffe, qui est un mélangeur dont le débit supplémentaire est modélisé par une source à débit et température imposés. La figure suivante schématise ces conditions limites :

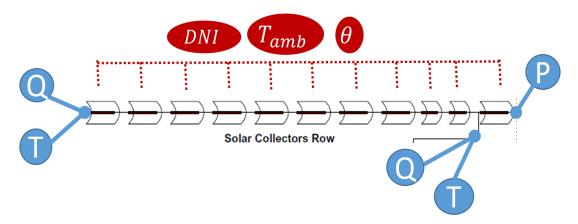


Figure 6-20 : Schématisation des conditions limites pour la modélisation de la boucle DISS

## 6.3.1.1. Le rayonnement normal direct

La mesure du DNI fournie dans les données expérimentales est utilisée directement pour la modélisation et la simulation. La figure ci-dessous montre l'évolution du DNI pour la journée du 22 avril 2002, une des deux journées de données disponibles.

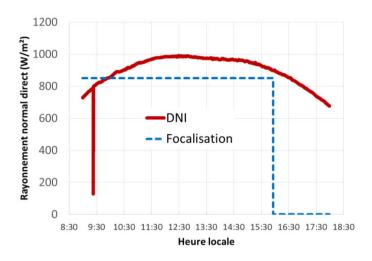


Figure 6-21 : Mesure du DNI pour la journée expérimentale du 22 avril 2002

Les données sont enregistrées de 9h du matin jusqu'à 23:59:55 le soir, avec un pas de temps de 5 secondes. L'indicateur de focalisation des collecteurs montre que les 11 collecteurs sont défocalisés à partir de 15:56:40, la simulation est donc arrêtée à cet instant. Le décrochage de la courbe vers 09h23 est dû à quelques points de mesure erronés.

## 6.3.1.2. La température ambiante

Le signal provenant de la mesure de température ambiante du 22 avril 2002 est relativement bruité, un traitement lui est donc appliqué dans l'optique d'apporter une plus grande stabilité à la simulation. Le signal est interpolé par une spline de degré 5 :

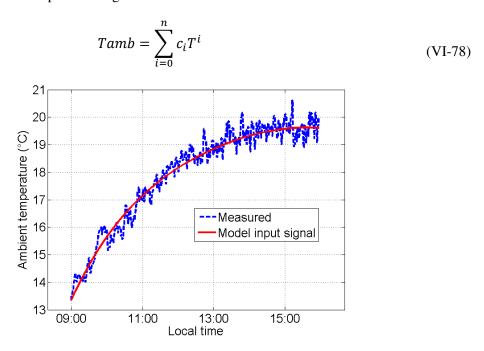


Figure 6-22 : Mesure et signal utilisé en entrée de modèle pour la température de l'air ambiant, journée du 22 avril 2002

## 6.3.1.3. L'angle d'incidence

Pour calculer l'évolution de l'angle d'incidence durant les journées de mesures disponibles, la base de données MeteoNorm (v7) est utilisée. La localisation la plus proche de la plateforme solaire d'Almeria

et disponible dans la base de données est celle de l'aéroport d'Almeria à environ 30 km, ce qu'on considère satisfaisant. La base MeteoNorm fourni les valeurs de la hauteur et de l'azimut solaire pour un pas de temps horaire. L'angle d'incidence est ensuite calculé avec la formule ci-dessous, également avec un pas de temps horaire. Dymola interpole ensuite les valeurs pour chaque pas de temps du solveur.

$$\theta = \sin^{-1}(\cos a_s \cos h_s) \tag{VI-79}$$

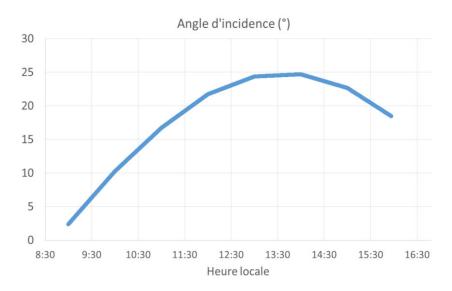


Figure 6-23 : Evolution de l'angle d'incidence pour la journée du 22 avril 2002 à Almeria

La figure suivante montre l'influence de l'angle d'incidence sur le rayonnement direct effectivement reçu à l'ouverture du collecteur, en tenant compte également du facteur IAM :

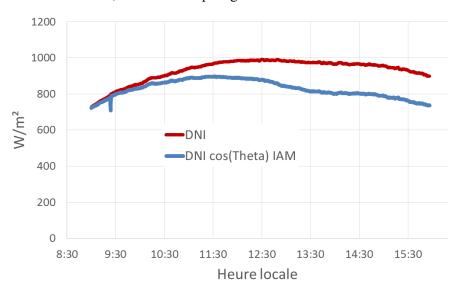


Figure 6-24 : Influence de l'angle d'incidence sur l'irradiation directe reçue à l'ouverture des collecteurs (22 avril 2002 à Almeria)

## 6.3.1.4. Débit d'entrée et d'injection de désurchauffe

Les mesures de débit d'entrée de la boucle DISS ont une incertitude de 0.05 kg/s selon [4]. Par conséquent, et au vu du faible pas de temps des données mesurées, l'erreur de mesure n'est volontairement pas tracée sur les courbes expérimentales car celles-ci seraient illisibles. Cette remarque

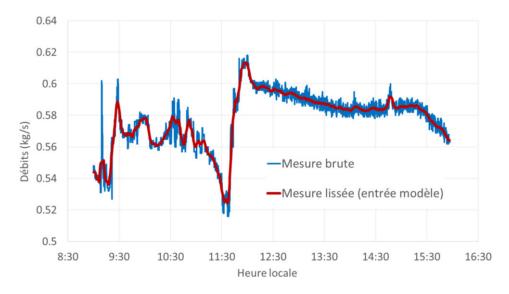
est valable pour les autres types de données de mesure tracées, et on ne contente donc de donner l'incertitude.

L'entrée de la ligne de collecteur est modélisée par une source de débit, en utilisant le modèle *SourceQ* de la librairie. *ThermoSysPro*. Ce modèle permet d'utiliser une valeur fixe de débit, ou bien de faire appel à des données extérieures. De la même façon que pour la température de l'air ambiant, la mesure expérimentale de débit est assez bruitée, et nécessite un traitement pour une simulation sous Dymola.

Le signal est traité par une moyenne glissante centrée sur 30 pas de temps amont et 30 pas de temps aval (le signal compte au total n pas de temps), soit 5 minutes au total :

$$Q[t_i] = \begin{cases} \frac{\sum_{j=0}^{j=30} Q[j]}{30} & si \ t_i \le 30 \\ \frac{\sum_{j=t_i-30}^{j=t_i+30} Q[j]}{60} & si \ 30 < t_i < n-30 \\ \frac{\sum_{j=n-30}^{j=n} Q[j]}{30} & si \ t_i < n-30 \end{cases}$$
(VI-80)

Le résultat obtenu avec cette méthode est jugé satisfaisant, et le signal de débit moyenné permet le démarrage des solveurs de Dymola, alors que l'utilisation de la mesure brute ne le permettait pas. La figure ci-dessous illustre le traitement du signal :



 $Figure\ 6-25: Mesure\ r\'eelle\ et\ traitement\ du\ signal\ de\ d\'ebit\ en\ entr\'ee\ de\ ligne,\ journ\'ee\ du\ 22\ avril\ 2002$ 

L'allure de la courbe de débit s'explique par la consigne de régulation en température de sortie qui est modifiée durant la journée du 22 avril 2002, et par le fait que la température d'entrée augmente pendant le fonctionnement. La consigne passe en effet de 234°C (qui correspond à la température de saturation à ce niveau de pression) à 300°C (vapeur surchauffée) vers 11h30 [3], tandis que la température de l'eau alimentaire montre à 205°C sous l'effet de la préchauffe avant le champ solaire. La régulation impose donc l'augmentation du débit en entrée [1], [3].

La figure suivante montre les évolutions des débits pour l'injection de désurchauffe. Le même traitement est appliqué au signal de mesure, bien que celui-ci soit moins bruité que le signal du débit d'eau

alimentaire. La valeur du débit d'injection est calculée par la régulation selon une méthode décrite au chapitre 3 du manuscrit.

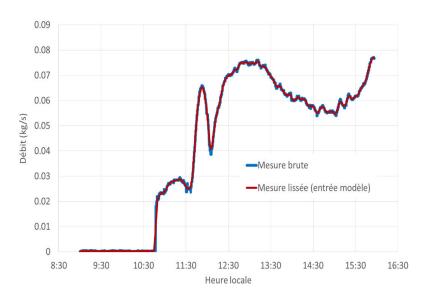


Figure 6-26 : Mesure réelle et traitement du signal de débit d'injection de désurchauffe, journée du 22 avril 2002

## 6.3.1.5. Température et enthalpie d'entrée, et d'injection de désurchauffe

Le modèle *SourceQ* de *ThermoSysPro* permet d'imposer la valeur de l'enthalpie. La mesure disponible en entrée de ligne est celle de la température et de la pression. L'enthalpie correspondante est donc calculée en utilisant la macro freeware Xsteam [25] et les valeurs de température et de pression (ces deux grandeurs sont suffisantes pour décrire l'état thermodynamique du fluide puisque l'eau est sous-refroidie en entrée de ligne). La figure suivante montre leur évolution pour la journée du 22 avril 2002.

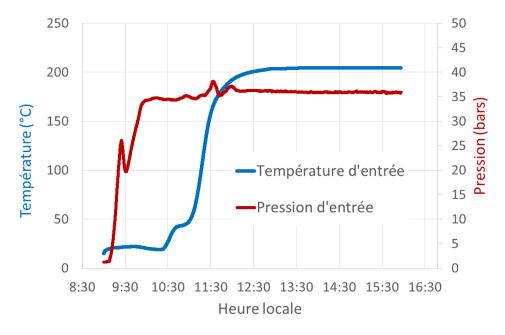


Figure 6-27 : Pression et température d'entrée de boucle, journée du 22 avril 2002

La température augmente en première partie de journée pour se stabiliser autour de 205°C vers 13h. La raison est que la préchauffe de l'eau d'alimentation utilise une extraction sur la ligne de vapeur surchauffée en sortie de ligne, qui chauffe donc au fur et à mesure de la journée.

#### 6.3.1.6. Pression de sortie

La pression de sortie est maintenue constante à environ 31 bars (la consigne est de 30 bars, et on observe une légère erreur statique) par la boucle de régulation correspondante, décrite au chapitre 3. La mesure montre que la pression monte rapidement après le démarrage de la boucle, on pourrait donc fixer la valeur de sortie sur une valeur constante dans le cas d'un calcul stationnaire. On cherche cependant à reproduire le comportement dynamique de la boucle observé par l'expérience, il est donc nécessaire de simuler la dynamique réelle des conditions limites apportées. La figure suivante montre l'évolution de la valeur de pression mesurée à la sortie du collecteur 11. On voit que le signal est très peu bruité et ne nécessite donc pas de traitement particulier.

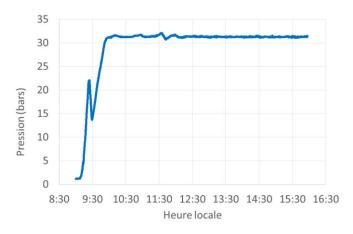


Figure 6-28 : Pression de sortie mesurée et utilisée dans le modèle, journée du 22 avril 2002

### 6.3.2. Les connexions entre collecteurs

Ainsi que montré sur la Figure 6-11, les connexions entre les collecteurs ont globalement la même configuration, mais la longueur de certaines sections de tuyauterie diffère selon les collecteurs. Les connexions sont constituées également de coudes et de joints tournants, complexifiant donc la tâche de modélisation de l'ensemble.

Nous avons choisi de modéliser les connexions par des modèles biports simples de pertes de charge singulières, prenant en compte l'ensemble des éléments provoquant une perte de pression. Les éléments biports possèdent l'équation suivante :

$$\Delta P_{sing} = K \frac{Q^2}{\rho} \tag{VI-81}$$

K est un coefficient paramétrable, Q le débit traversant l'élément biport (le débit se conserve), et  $\rho$  la masse volumique du fluide calculée par les tables IF97 en utilisant la pression moyennée entre les deux ports ainsi que l'enthalpie du fluide.

Compte tenu de la localisation des capteurs différentiels de pression dans la boucle, montrée sur la partie haute de la figure suivante, chaque connexion inter-collecteurs est en fait modélisée par deux éléments biports de perte de charge, chacun de part et d'autre de la mesure de pression. La partie basse de la figure montre une vue du modèle Modelica centrée sur les collecteurs 9 à 11, et montre la correspondance entre

les modèles de perte de charge et les sections modélisées. Le coefficient K est déterminé par un calage sur les données expérimentales, de telle sorte que pour chaque collecteur, la somme des pertes de charge du tube diphasique, de sa perte de charge amont et de sa perte de charge aval soit égale à la mesure expérimentale.

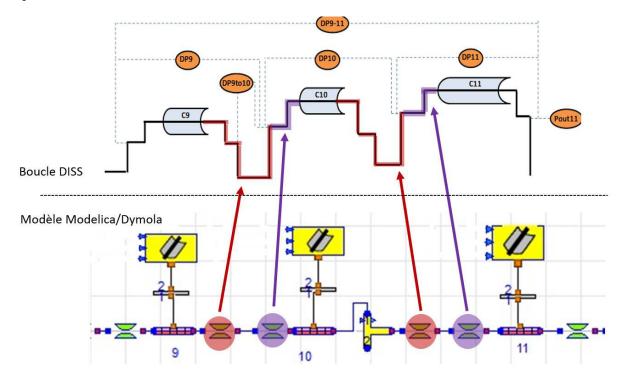


Figure 6-29 : Correspondance entre le modèle et la boucle réelle des sections de perte de charge

## 6.3.3. L'injection de désurchauffe

L'injection d'eau alimentaire « froide » dans la ligne principale d'écoulement entre le collecteur 10 et le collecteur 11 permet de réguler la température de sortie de la ligne, selon une méthode décrite au chapitre 3. Peu d'informations sont disponibles sur la configuration précise de cette injection, autre que celles disponibles sur les schémas de principe de l'installation (Figure 6-1). L'eau injectée est extraite de la ligne d'alimentation de la boucle après la pompe et l'échangeur de pré-chauffe, et est donc à plus haute pression que l'eau alimentaire qui est légèrement détendue dans la vanne d'entrée de la boucle. [1], [3].

Dans notre modèle Modelica, l'injection de désurchauffe est modélisée par un simple mélange enthalpique statique entre l'écoulement principal et l'écoulement injecté :

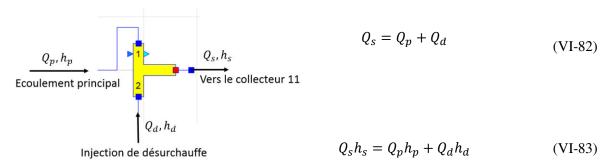


Figure 6-30 : Modélisation de la désurchauffe

## 6.4. Simulations et résultats

Dans cette section, nous décrivons les simulations et les résultats obtenus pour les deux journées décrites en introduction de ce chapitre. Trois cas de simulation ont été réalisés avec les journées de la première journée, et un cas de simulation avec les données de la deuxième. Le tableau ci-dessous résume les paramètres de ces différents cas :

Cas de simulation	Cas #1	Cas #1b	Cas #1c	Cas #2
Journée simulée	22 avril 2002	22 avril 2002	22 avril 2002	03 octobre 2000
Pression d'opération	30 bars	30 bars	30 bars	60 bars
Réglage des pertes de	Cas de référence #1	Cas #1	Cas #1	Cas #2
charge				
Régulation	Activée	Activée	Activée	Désactivée
Coefficient d'échange	Corrélation par	Corrélation	Corrélation par	Corrélation par
interne	défaut	modifiée	défaut	défaut
Hypothèse de vitesse	Vent nul	Vent nul	10 km/h	Vent nul
de vent				
Période de focalisation	Constante	Constante	Constante	Défocalisations
	9h à 15h56	9h à 15h56	9h à 15h56	ponctuelles
				9h-18h23

Tableau 6-6 : Paramètres des différents cas de simulations

Le cas #1 est utilisé comme simulation de référence par rapport à #1b et #1c, et sert au réglage du modèle du point de vue des coefficients de perte de charge (voir la sous-section suivante).

### 6.4.1. Simulations des cas #1

### 6.4.1.1. Champ de pression du cas de référence

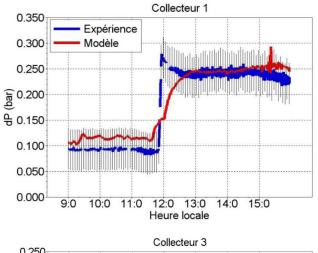
Ainsi qu'indiqué précédemment, les pertes de charge dans la ligne sont modélisées d'une part par les modèles de tubes absorbeurs, et d'autre part par les modèles de pertes de charge singulières, ces derniers représentant les composants situées entre les collecteurs. Les pertes de charge dans les tubes de collecteurs proviennent principalement du frottement du fluide sur les parois intérieures du tube, et sont calculées par la corrélation empirique de Friedel. Cette corrélation ne requiert pas de calage de ses paramètres, et est donc utilisée telle qu'elle. Les modèles de perte de charge singulière utilisent par contre un coefficient, qui est déterminé par calage sur les données expérimentales.

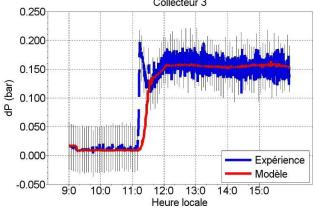
Ainsi que montré sur la Figure 6-29, la boucle expérimentale dispose de capteurs différentiels de pression qui mesurent la perte de pression à travers chaque collecteur, mais en incluant des sections de tuyauterie externe (y compris des coudes et des joints tournants). Ces capteurs ont une incertitude de  $\pm$ 0.04 bars [4], qui apparait dans les tracés ci-dessous (barres noires). Le calage des paramètres des pertes de charges amont  $Ka_c$  et aval  $Kb_c$  de chaque collecteur c est fait en ajustant ces deux coefficients de sorte que la somme de la perte de charge soit dans la zone d'incertitude de la mesure expérimentale :

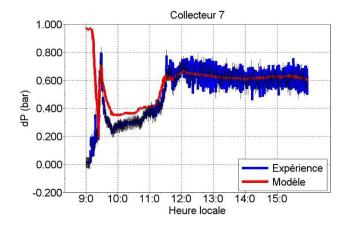
$$dP_{tube,c} + dP_{a,c}(Ka_c) + dP_{b,c}(Kb_c) = DP_c$$
 (VI-84)

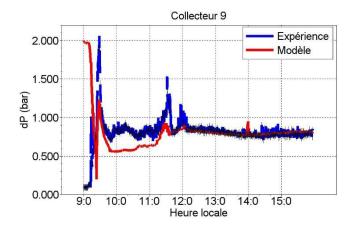
où  $dP_{tube,c}$  est la perte de charge (modélisée) dans le tube absorbeur du collecteur soumis au flux concentré,  $dP_{a,c}(Ka_c)$  et  $dP_{b,c}(Kb_c)$  les pertes dans les composants amont et aval, et  $DP_c$  la valeur expérimentale.

La figure suivante montre l'évolution des pertes de charge propres à différents collecteurs dans la ligne :









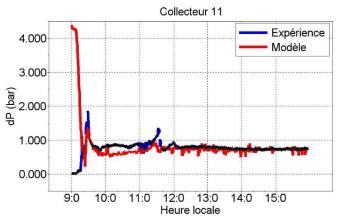


Figure 6-31 : Pertes de charge à travers les collecteurs de la zone de préchauffe (1), vaporisation (3 et 7) et de surchauffe (9 et 11), cas #1

Le tableau suivant résume les pertes de charge en régime nominal et les coefficients déterminés pour le modèle :

Collecteur	ΔP expérimentale (bars)	$Ka_c$	$Kb_c$
1	0.244	$0.16 \times 10^{8}$	$0.16 \times 10^{8}$
2	0.104	$0.44 \times 10^{6}$	$0.44 \times 10^{6}$
3	0.169	$0.1 \times 10^{6}$	$0.1 \times 10^{6}$
4	manquante	$0.9 \times 10^{5}$	$0.9 \times 10^{5}$
5	0.382	$0.6 \times 10^{6}$	$0.6 \times 10^{6}$
6	0.487	$0.7 \times 10^{6}$	$0.7 \times 10^{6}$
7	0.585	$0.75 \times 10^{6}$	$0.75 \times 10^{6}$
8	0.727	$0.6 \times 10^{6}$	$0.6 \times 10^{6}$
9	0.791	$1.4 \times 10^{6}$	$1.4 \times 10^{6}$
10	0.293	$1.0 \times 10^{2}$	$1.0 \times 10^{4}$
11	0.749	$0.5 \times 10^{6}$	$0.5 \times 10^{6}$

Tableau 6-7 : Perte de charge nominale (15:00) et coefficient de perte de charge pour chaque collecteur, cas #1

Les données expérimentales pour le collecteur 4 sont manquantes, et les coefficients du modèle sont dans un premier temps pris identiques à ceux du collecteur 3. Ils sont ensuite recalés en observant l'évolution de pression le long de la ligne, ainsi que montré sur la Figure 6-32.

La figure suivante trace la valeur de pression le long de la ligne. Pour une visualisation simplifiée, les connexions inter-collecteurs sont négligées dans la prise en compte de la longueur. L'instant utilisé pour le tracé doit représenter un état stationnaire du champ de pression : les valeurs à 15:00 sont choisies car les pressions en entrée et sortie de boucle (voir Figure 6-33) sont stabilisées à cet instant, et les capteurs différentiels de pression indiquent des valeurs relativement stables à cet instant.

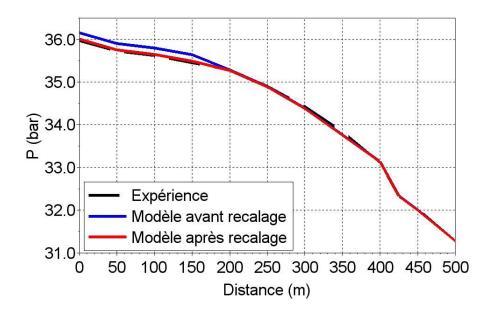


Figure 6-32 : Evolution de la pression dans la ligne de collecteurs. La courbe bleue trace les données avant recalage du modèle du collecteur 4.

On voit qu'à la cote 200m, qui correspond à la sortie du collecteur 4, la valeur de pression s'éloigne effectivement de la valeur expérimentale en remontant vers l'amont de l'écoulement, ce qui s'explique par un mauvais calibrage des modèles de perte autour du collecteur. Les coefficients du collecteur 4 sont modifiés aux valeurs du Tableau 6-7. On voit sur la courbe rouge que le modèle recalé suit bien l'évolution de pression mesurée le long de la ligne.

Cette approche de réglage des pertes de charge entre les collecteurs a l'avantage d'aboutir à une bonne précision du modèle quant à la modélisation de l'évolution de pression dans la ligne. En revanche, l'inconvénient est que cela empêche d'évaluer ou de valider rigoureusement la corrélation de Friedel (ou la corrélation de Thom, dans le modèle par défaut) pour la modélisation de la perte de pression, car la perte mesurée expérimentalement n'est pas exactement celle modélisée (en effet, les capteurs différentiels de pression se trouvent dans les connexions entre collecteurs). On pourrait pour cela utiliser deux approches différentes :

- Mesurer expérimentalement la perte de charge dans les tubes uniquement (et non en incluant les connexions), ou bien l'évaluer par des hypothèses et un modèle pour les sections de connexion non soumis au flux thermique (mais cela génère un biais);
- Modéliser les connexions hors flux avec la même approche diphasique que pour les tubes absorbeurs, en utilisant un modèle similaire sans flux solaire et avec une perte thermique.

La figure ci-dessous montre l'évolution de la pression en entrée et sortie de ligne durant la journée d'opération :

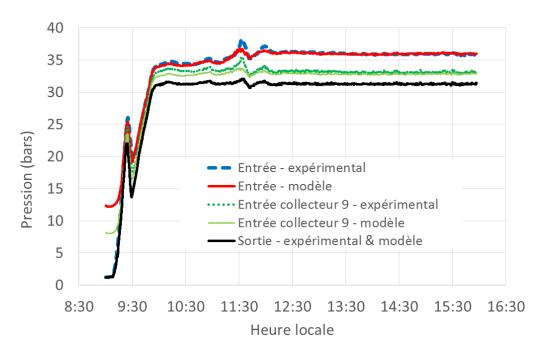


Figure 6-33: Evolution des pressions d'entrée et de sortie de ligne pour la journée du 22 avril 2002

Le comportement dynamique est bien reproduit par le modèle, la montée en pression du modèle suit la courbe expérimentale, y compris la zone transitoire autour de 9:30. On suppose que cette baisse soudaine est due à une chute de pression à l'admission de la pompe d'alimentation, probablement consécutivement à l'ouverture de la vanne de vidange du séparateur final. On peut voir que le modèle sous-estime tout de même légèrement le pic de pression observé autour de 11:30. On note que ces observations sont valables aussi bien en entrée de ligne qu'au milieu, en l'occurrence en entrée du collecteur 9. L'erreur du modèle pendant le régime nominal à partir de 12h30 est faible, est l'écart maximale observé est d'environ 0.2 bars.

On observe que la valeur initiale de la pression simulée en entrée de ligne est plus élevée que la valeur expérimentale (environ 12 bars, contre 1.2 bars). En effet, le modèle initialise les valeurs de pression de manière « instantanée » dans la ligne, en calculant les pertes de charge dans chaque maille de chaque collecteur et en remontant vers l'amont depuis la valeur imposée de sortie. Le modèle est initialisé en stationnaire, et utilise une version de l'équation bilan de quantité de mouvement où les dérivées temporelles de pression et de débit sont nulles. La première valeur de débit est donc utilisée dès le premier pas de temps pour calculer les pertes de charge, et une pression d'entrée en est déduite en entrée de ligne. C'est la raison pour laquelle sa valeur est plus élevée que dans la boucle réelle, où la montée en pression et en débit est plus lente.

## 6.4.1.2. Températures et bilan d'énergie du cas de référence

Ainsi que montré dans la section 6.2.1 et le Tableau 6-3, le modèle optique utilise de nombreux paramètres qu'il convient de définir. Les valeurs de ces paramètres doivent correspondre aux collecteurs de type LS3 modifiés utilisés dans la boucle DISS, mais certaines valeurs ce ne sont pas et ne peuvent qu'être supposées d'après la littérature du domaine. Il apparait également que certaines valeurs ne soient pas les mêmes selon la source, ou qu'elles ne soient pas définies précisément de la même façon. C'est notamment le cas pour la notion d'efficacité optique : dans Valenzuela et al. (2004, 2006) [2], [3], les auteurs donnent la valeur de 73% pour l'efficacité optique des collecteurs, ce que l'on comprend par efficacité optique globale (miroir concentrateur et tube absorbeur). En revanche, dans Valenzuela et al. (2005) [1], la même valeur est donnée pour l'efficacité optique du miroir concentrateur. Cette différence

de sémantique prête donc à confusion. Dans ses travaux de thèse, Bonilla [6] décrit les caractéristiques de la boucle DISS, et annonce les paramètres optiques suivants (extraits de la thèse de doctorat de Zarza [26]) pour les collecteurs LS3 modifiés :

Paramètre optique	Valeur nominale
Réflectivité du miroir R	93 %
Facteur d'interception $\gamma$	90 %
Transmittance de l'enveloppe de verre $\tau$	96 %
Facteur d'absorption du tube $\alpha$	93%
Produit global des paramètres $R\gamma\tau\alpha$	74.73%

Tableau 6-8 : Paramètres d'efficacité optique du collecteur LS3 modifié, d'après [6] et repris de [26]

Le produit de ces facteurs donne une efficacité optique globale de 74.73%, ce qui est proche de la valeur de 73% précédemment citée. On peut donc supposer que cette valeur est bien celle de l'efficacité optique globale du collecteur.

Ainsi qu'expliqué dans la section 6.2.1.2, nous avons fait le choix dans le modèle d'utiliser l'efficacité optique « hors-tube »  $\eta_{Opt}$ , que l'on définit comme le produit de la réflectivité et du facteur d'interception. L'idée est d'utiliser ce paramètre pour caler le modèle sur les données expérimentales, en faisant l'hypothèse que c'est l'usure et la salissure des miroirs (affectant donc la réflectivité et le facteur d'interception) qui viennent dégrader les performances optiques. Le tableau suivant résume les paramètres du modèle :

Paramètre optique	Valeur	Raison du choix
Réflectivité-Interception $\eta_{Opt}$ (col 1-10)	69 %	Calage sur les données expérimentales de température (collecteurs 1-10)
Réflectivité-Interception $\eta_{Opt}$ (col 11)	50 %	Calage sur les données expérimentales de température (entrée/sortie collecteur 11)
Transmittance de l'enveloppe $ au$	91 %	Valeur par défaut du modèle
Facteur d'absorption du tube $\alpha$	97 %	Données sur le revêtement sélectif Solel UVAC Cermet b (Forristal, 2003) [27]
Facteur d'absorption de l'enveloppe de	3%	(Forristal, 2003) [27]
verre $lpha_{glass}$	06.00	(T) 1 1 2000 (127)
Emissivité de l'enveloppe de verre $\varepsilon_{glass}$	86 %	(Forristal, 2003) [27]
Emissivité de la paroi du $\varepsilon_{tube}$	6 %	$\varepsilon_{tube} < 0.1 [6]$
Efficacité optique globale	66.7 %	Produit $\eta_{Opt} (\tau \alpha)_n$

Tableau 6-9 : Paramètres optiques du modèle de base, pour la journée du cas #1

La figure suivante montre l'évolution des températures mesurées et simulées dans les premiers collecteurs de la boucle pour la journée du cas #1.

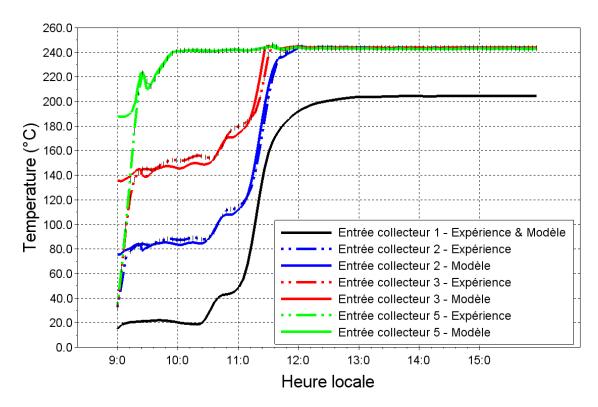


Figure 6-34 : Températures en entrée des collecteurs 1 à 5 de la boucle DISS, journée du cas #1

La comparaison des températures dans les collecteurs dans la zone de préchauffe et de vaporisation sert à caler le modèle en adaptant l'efficacité optique de chaque collecteur. On observe qu'un régime permanent est atteint aux environs de 11h30, où l'eau atteint la température de saturation quelque part dans le collecteur 1. Au-delà de cet instant, on ne peut juger de la qualité du modèle quant à la prédiction du niveau d'énergie du fluide car la vaporisation est isotherme. Une surestimation ou une sous-estimation de l'enthalpie peut donc mener à la même valeur de température. La figure ci-dessous montre l'évolution modélisée du titre massique dans les deux premiers collecteurs :

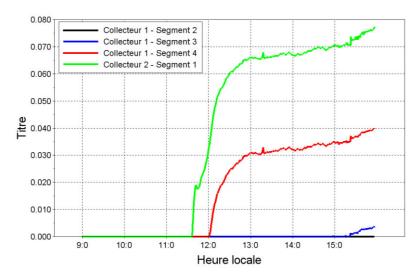


Figure 6-35: Evolution du titre massique dans différents segments du collecteur 1 et 2, journée du cas #1

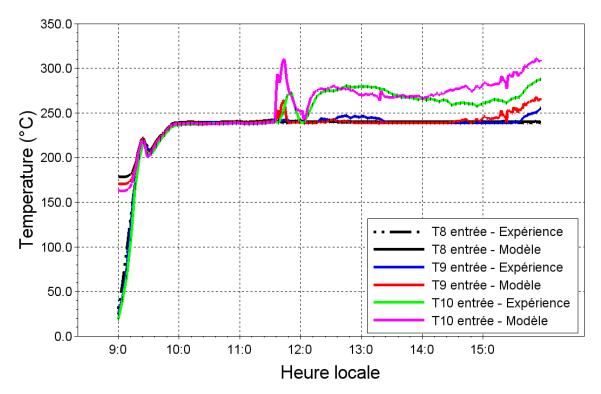
On voit que selon le modèle, la vaporisation la plus en amont démarre dans la troisième maille du collecteur en fin de journée.

Pour qualifier le modèle par rapport aux données expérimentales, on peut comparer l'évolution de température dans les collecteurs 2 à 5 avant que celle-ci n'atteigne la saturation. La correspondance entre le modèle et les données expérimentales est bonne, l'écart maximal observé étant d'environ 7°C pour la mesure en entrée de collecteur 3. La dynamique est bien reproduite, et les températures de saturation correspondent, grâce à la concordance du niveau de pression dans la ligne.

On peut voir que les températures initiales du modèle ne sont pas celles des données expérimentales. En effet, le modèle étant initialisé en régime permanent, l'équation de bilan d'énergie et les équations de fermeture sont utilisées dans leur version stationnaire (les dérivés temporelles d'enthalpie sont mises à zéro) pour calculer une température initiale dans chaque maille de la ligne. Le modèle démarre donc plus haut en température mais la correspondance est vite atteinte avec les valeurs expérimentales car l'eau de la boucle monte rapidement en température.

La figure suivante montre l'évolution de température dans les collecteurs 8 et 9.

- On observe avec les données expérimentales que l'eau en entrée du collecteur 8 est toujours à saturation, ce que le modèle voit bien.
- En entrée du collecteur 9, on observe une légère surchauffe dans les données expérimentales autour de 11h30, ce que le modèle prédit mais avec une amplitude bien plus élevée. Le modèle sous-estime en revanche la surchauffe observée vers 13h00 dans l'expérience. Enfin, la dynamique de fin de journée où la température monte dans la zone de surchauffe est similaire entre l'expérience et le modèle, mais la température simulée est plus élevée d'environ 12°C.
- On observe une tendance similaire avec la température en entrée du collecteur 10 : le modèle reproduit le comportement dynamique, mais surévalue nettement la température au moment du pic observé vers 11h30, et à partir de 14h durant la montée en température en fin de journée.



Figure~6-36: Temp'eratures~d'entr'ee~des~collecteurs~8~et~9~de~la~boucle~DISS, journ'ee~du~cas~#1

La figure ci-dessous montre l'évolution du titre massique en sortie du collecteur 8 et entrée du collecteur 9, calculée par le modèle. La transition vaporisation/surchauffe est atteinte durant un bref moment à partir de la maille 3 du collecteur 8.

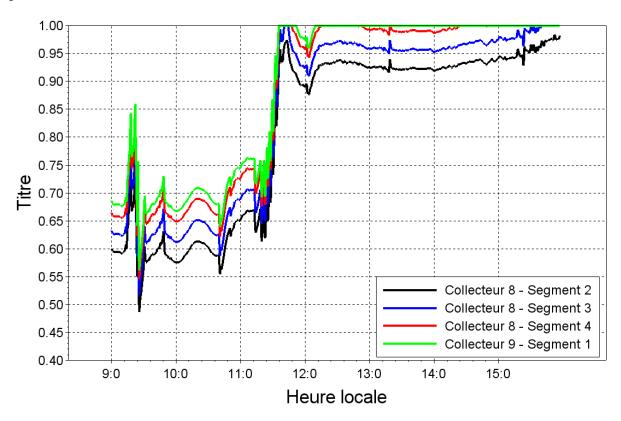
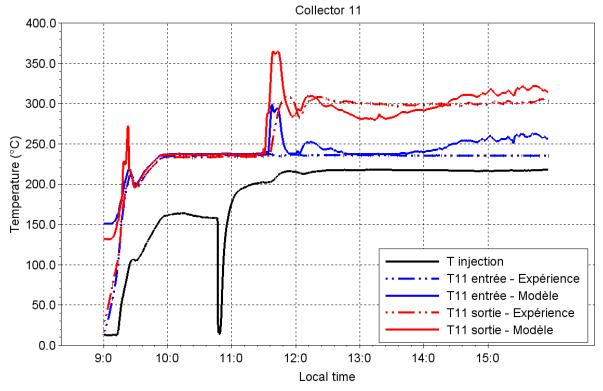


Figure 6-37 : Titre massique simulé dans les collecteurs 8 et 9, journée du cas #1. Le titre a la valeur 1 si l'enthalpie de la maille dépasse la valeur de saturation vapeur

On peut observer l'évolution de la température dans le collecteur 11 avec la figure ci-dessous :



#### Figure 6-38 : Evolution des températures dans le collecteur 11, journée du cas #1

La courbe noire donne la température de l'eau alimentaire injectée en désurchauffe pour maintenir la température de sortie à 300°C. Il s'agit à la fois d'une mesure expérimentale et de la valeur imposée en condition limite pour modéliser la désurchauffe. Comme on peut le voir dans le Tableau 6-9, l'efficacité optique du collecteur 11 a été largement réduite par rapport à la valeur des autres collecteurs, afin de recaler les valeurs de températures.

La température simulée dans le collecteur 11 montre globalement le même comportement dynamique que le collecteur 10 :

- A l'entrée du collecteur, on observe un important pic de surchauffe autour de 11:30-11:40, puis la température d'entrée baisse à nouveau pour atteindre une valeur proche de la saturation, puis augmente à nouveau dans la surchauffe à partir de 14h. La température mesurée expérimentalement montre que le fluide reste à saturation à cet endroit.
- En sortie du collecteur (et de la ligne), la température simulée montre un important dépassement (environ 60°C) de la consigne expérimentale de sortie de 300°C, dépassement bien plus faible dans la mesure expérimentale (environ 10°C), avant que celle-ci ne se stabilise sur la consigne. Après ce pic, la température simulée descend sous la valeur expérimentale, puis remonte audessus à partir de 14h20.

Les figures suivantes montrent l'évolution de température dans la ligne à des instants différents. L'évolution à 14h montre un bon accord du modèle par rapport à l'expérimental, ce que l'on peut observer également sur les graphiques d'évolutions temporelles montrés précédemment. Cependant, en observant l'évolution à 15h, on voit que la température dans la section de surchauffe est nettement surévaluée par rapport à l'expérimental. A l'inverse, l'évolution à 13h montre que la température dans la zone de surchauffe est légèrement sous-évaluée par le modèle.

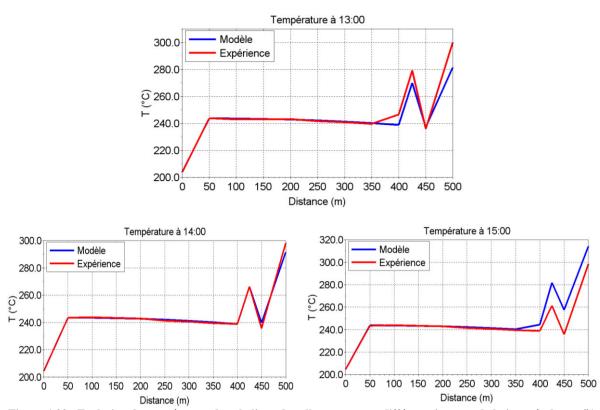


Figure 6-39 : Evolution de température dans la ligne de collecteurs, pour différents instants de la journée du cas #1

On voit donc qu'en lui imposant les mêmes débits (calculés par la régulation expérimentale) que dans la boucle réelle, le modèle prédit un comportement proche de l'expérience dans la zone de préchauffe, mais relativement différent dans la zone de surchauffe. Ainsi que déjà évoqué, il est difficile de conclure sur la qualité du modèle dans la zone diphasique, car la vaporisation est un phénomène isotherme. On voit que l'erreur du modèle démarre au moins au début de la zone de surchauffe avec les collecteurs 9 et 10.

Pour caler le modèle et faire correspondre au plus près les températures de sortie du collecteur 11, son efficacité optique est réglée sur une valeur largement inférieure aux autres collecteurs. Si il est possible que la performance optique soit dégradée (usure, salissure, etc.), il semble toutefois difficile d'expliquer une telle différence avec les autres collecteurs de la boucle réelle. De plus, cette diminution de l'efficacité ne suffit pas à faire correspondre le modèle à l'expérimental, puisqu'on voit que le comportement dynamique de la température est différent.

Il est possible en revanche que l'erreur du modèle provienne de la corrélation du coefficient d'échange thermique convectif. Il se peut en effet qu'elle soit inadaptée au régime supposé d'écoulement dans la boucle réelle, en particulier en fin de vaporisation lorsque le régime est censé être de type annulaire. C'est en effet dans cette zone que le modèle homogène semble le moins adapté, du fait d'une séparation importante des phases. Sans modifier fondamentalement la corrélation, il est possible d'ajuster la façon dont est effectuée la transition entre le calcul du coefficient d'échange dans la zone diphasique et dans la zone vapeur. C'est l'objet de la section suivante.

## 6.4.1.3. Cas #1b: influence du coefficient d'échange convectif

Ainsi qu'expliqué à la section 6.2.3.4.2, le calcul du coefficient d'échange thermique utilise une zone de transition pour passer du coefficient d'échange diphasique au coefficient d'échange monophasique vapeur. Cette zone concerne les mailles thermiques dont le titre massique calculé se situe entre une valeur  $xb_2$  et 1. Cette valeur est fixée par défaut à 0.85 (selon les recommandations du Greth), et on étudie ici l'effet de l'abaissement de sa valeur à 0.75.

On choisit les instants 14h et 15h pour tracer l'évolution du coefficient d'échange :

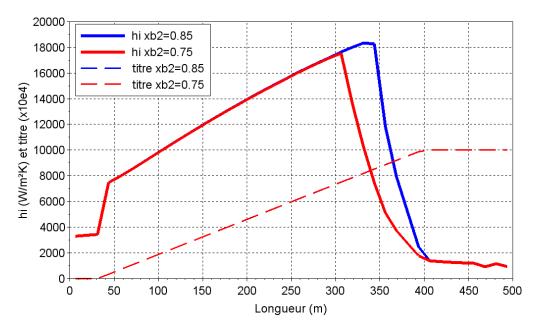


Figure 6-40 : Influence de la méthode de calcul sur l'évolution du coefficient d'échange convectif interne simulé, 15h, cas #1, #1b. Le coefficient est plus faible (courbe rouge) avec la corrélation modifiée

On peut voir qu'augmenter l'intervalle de transition en abaissant la valeur à 0.75 modifie à la baisse la valeur du coefficient d'échange simulé dans cette zone. En effet, la part du coefficient convectif pour la partie monophasique vapeur est augmentée, la valeur finale baisse donc. En revanche, on voit avec la figure ci-dessous que la valeur de température n'est pas affectée par la baisse du coefficient, ce qui indique que le flux thermique transmis au fluide reste approximativement constant. La raison est que la température de paroi augmente du fait du coefficient de transfert plus faible, ce qui compense la baisse de ce dernier. La Figure 6-42 montre que la température de paroi est en effet plus élevée dans les collecteurs 7 et 8 (de 300 à 400m).

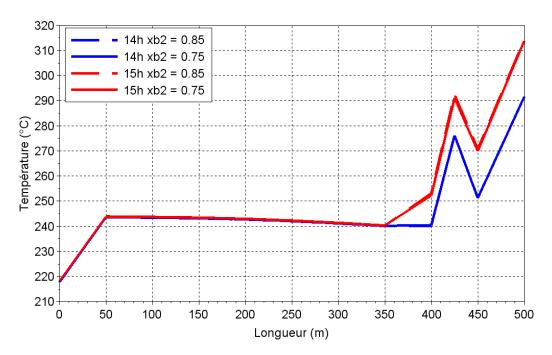


Figure 6-41 : Influence de la méthode de calcul du coefficient d'échange thermique convectif sur la température, aux instants 14h et 15h de la journée du cas #1, #1b

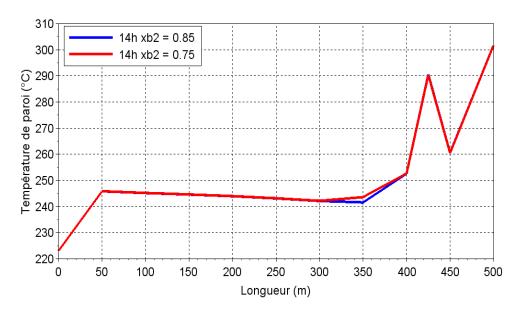


Figure 6-42 : Influence de la méthode de calcul du coefficient d'échange thermique convectif sur la température de paroi, à l'instant 14h de la journée du cas #1, #1b

On voit donc qu'une éventuelle erreur dans la modélisation du coefficient d'échange thermique convectif dans la zone de transition vaporisation-surchauffe a peu d'influence sur le flux transmis au fluide, et ne suffit pas à expliquer le décalage de température entre le modèle et l'expérimental que l'on observe dans la zone de surchauffe.

## 6.4.1.4. Cas #1c : influence de la perte thermique convective

L'échange thermique par convection du tube absorbeur avec l'air ambiant est la principale source de perte thermique. Le modèle optique de collecteur calcule ces pertes en utilisant un coefficient d'échange constant (voir section 6.2.1.1 et l'équation VI-14).

Les données expérimentales disponibles sur la boucle DISS n'incluent pas d'informations sur la vitesse de vent. Le cas de référence (cas #1) fait donc l'hypothèse d'une journée de fonctionnement sans vent. On utilise dans ce cas l'équation de Churchill & Chu [28], décrivant l'échange thermique par convection naturelle d'un cylindre long avec son environnement. L'équation est décrite dans [29] et donne l'expression suivante pour le calcul du nombre de Nusselt :

$$Nu_D = \left[0.6 + \frac{0.387 Ra_D^{1/6}}{[1 + (0.559/Pr_D)^{9/16}]^{8/27}}\right]^2$$
 (VI-85)

Les nombres adimensionnels sont calculés en utilisant le diamètre de l'enveloppe de verre.  $Ra_D$  est le nombre de Rayleigh, produit du nombre de Grashof et de Prandtl :

$$Ra_D = \frac{g\beta (T_{glass} - T_{amb})D_{glass}^3}{\alpha_D \nu_D}$$
 (VI-86)

Où  $\alpha$  est la diffusivité thermique de l'air,  $\nu$  sa viscosité cinématique, et  $\beta$  le coefficient de dilatation thermique du gaz parfait :

$$\beta = \frac{1}{(T_{amb} + T_{glass})/2}$$
 (VI-87)

Les propriétés thermiques de l'air et le nombre de Prantdt sont calculés à la température du film entourant le cylindre, définie comme la moyenne de la température de l'enveloppe de verre et de l'air ambiant. Le Nusselt sert finalement au calcul du coefficient d'échange convectif :

$$h_D = Nu_D \frac{k_D}{D_{glass}} \tag{VI-88}$$

Pour ne pas complexifier davantage le modèle optique, on fait l'hypothèse que le coefficient est constant le long de la ligne de collecteur, et on utilise une valeur de température représentative de l'ensemble de la ligne pour l'enveloppe de verre et pour l'air ambiant.

Pour une situation où les tubes absorbeurs de la ligne sont soumis au vent, on peut modéliser la situation par le cas connu du cylindre long soumis à un écoulement externe normal à son axe. Dans ce cas, Forristall [27] recommande d'utiliser la corrélation de Zhukauskas [30], ainsi que décrite par Incropera & DeWitt [29] :

$$Nu_D = C Re_D^m Pr_{amb}^n \left(\frac{Pr_{amb}}{Pr_{glass}}\right)^{1/4}$$
 (VI-89)

C, m et n sont des constantes qui dépendent de la valeur du nombre Reynolds.  $Pr_{amb}$  est le nombre de Prandtl de l'air calculé à la température de l'air ambiant, et  $Pr_{glass}$  à la température de l'enveloppe de verre.

Le tableau ci-dessous résume les coefficients d'échange calculés et les paramètres utilisés pour le modèle de référence et le modèle modifié :

Paramètre	Cas de référence #1	Cas #1c (vent)	
Hypothèse sur la vitesse de vent	nulle	10 km/h	
Température de l'air ambiant	16 °C	16 °C	
Température de l'enveloppe	90 °C	90 °C	
Nombre de Nusselt	32.35	68.32	
Coefficient d'échange convectif	13.03 W/m <sup>2</sup> K	27.49 W/m <sup>2</sup> K	

Tableau 6-10 : Paramètres de calcul et valeur du coefficient d'échange thermique convectif des tubes vers l'environnement

La figure ci-dessous montre l'évolution du flux surfacique convectif du tube absorbeur vers l'air ambiant, pour les deux situations évoquées. On voit que dans le cas de figure avec vent, les pertes par convection sont supérieures d'environ 80 W/m² dans la zone de vaporisation, et d'environ 100 W/m² dans la zone de surchauffe. Même si on voit donc que cette différence est légèrement plus élevée dans les collecteurs 8 à 11, elle est très faible au regard de la valeur du flux surfacique échangé dans la ligne, ainsi que montré sur la Figure 6-44.

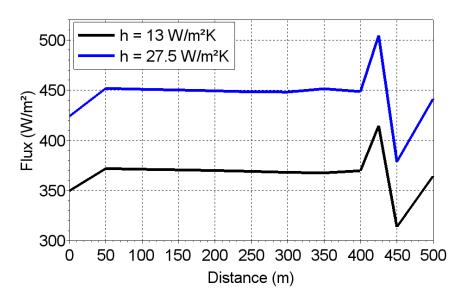


Figure 6-43 : Evolution du flux surfacique échangé par convection de l'enveloppe avec l'air ambiant, instant à 14h des cas #1 et #1c

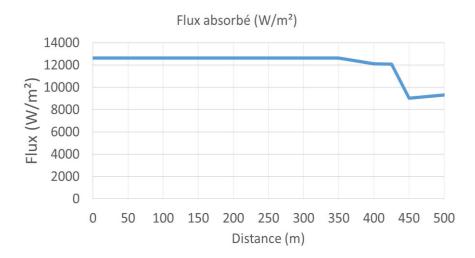


Figure 6-44 : Evolution du flux surfacique absorbé par le fluide le long de la ligne, instant à 14h du cas #1c

La figure ci-dessous montre l'évolution de température du fluide dans la ligne. On voit que les courbes sont superposées et que l'augmentation de la perte thermique par convection n'a pas d'influence.

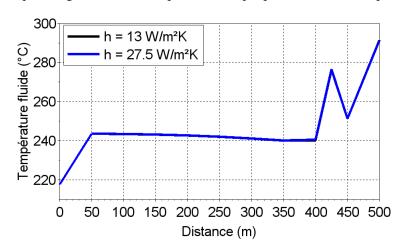


Figure 6-45 : Influence de la perte convective sur la température dans la ligne de collecteurs, instant à 14h des cas #1 et #1c

Les pertes par émissions radiatives des tubes internes sont également faibles, grâce au traitement sélectif (sorte de peinture) appliqué à la paroi, qui donne lui donne un facteur d'absorption élevé et une émissivité faible. Cependant, la température de paroi plus élevée dans la zone de surchauffe provoque la dégradation plus rapide de ce traitement et donc l'augmentation de son émissivité et la diminution du facteur d'absorption. Il est possible qu'une éventuelle dégradation du traitement des collecteurs de surchauffe se soit produite après quelques années de fonctionnement, à cause de températures de parois trop importantes. Cela pourrait contribuer à expliquer les températures plus élevées calculées par le modèle dans la zone de surchauffe.

## 6.4.2. Simulation du cas #2

Cette section présente les résultats de simulation de la deuxième journée de données disponible, où la boucle est opérée à une pression nominale de 60 bars. La régulation est désactivée pendant cette journée, et le débit d'injection de désurchauffe est nul. Certains collecteurs sont défocalisés ponctuellement dans la journée afin de simuler des perturbations nuageuses à différents endroits de la ligne. La Figure 6-46 montre la séquence de focalisation/défocalisation des 11 collecteurs. Les premières perturbations de la

journée se situent dans la zone de surchauffe (collecteurs 9-10-11), puis une perturbation est générée dans la zone de préchauffe (collecteur 1) et dans la zone de vaporisation (collecteur 4). La Figure 6-47 montre le DNI utilisé comme condition limite du modèle optique, et le flux surfacique corrigé par l'effet de l'angle d'incidence. On voit d'ailleurs que celui-ci est assez fort pour diminuer le flux absorbé en milieu de journée, où le DNI est pourtant à sa valeur maximale.

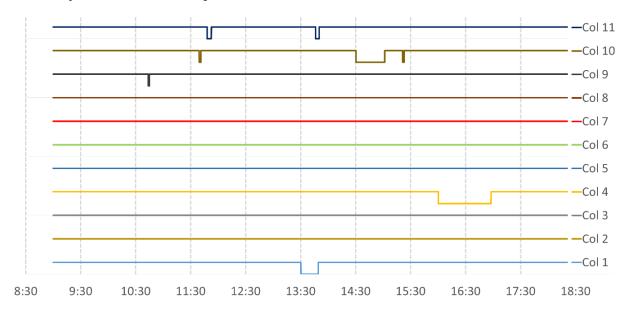


Figure 6-46 : Séquence de focalisation/défocalisation des collecteurs, cas #2

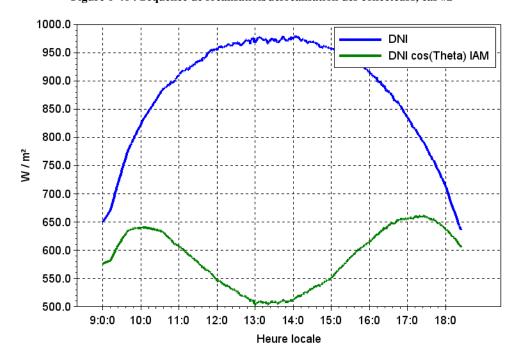


Figure 6-47 : DNI utilisé en entrée de modèle et DNI corrigé par l'effet de l'angle d'incidence, cas #2

Les mesures expérimentales de cette deuxième journée, qui ont été utilisées en entrée de modèle, ont été traitées de la même façon que pour le cas #1, pour assurer la stabilité des simulations.

Les pertes de charge inter-collecteurs sont calées en utilisant les mesures expérimentales et la même procédure que celle détaillée à la section 6.4.1.1. La figure ci-dessous montre l'évolution de pression durant la journée :

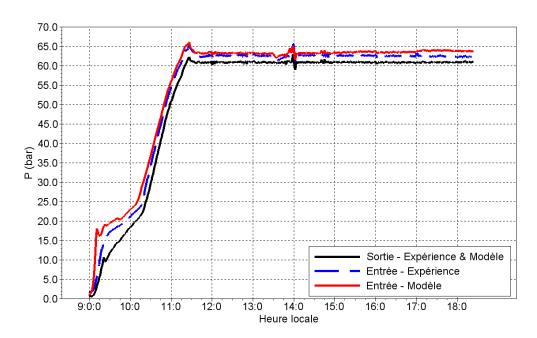


Figure 6-48 : Evolution des pressions d'entrée et de sortie de boucle, cas #2

On note d'abord que la perte de charge dans la ligne est nettement inférieure à celle observée lorsque la boucle est opérée à 30 bars (environ 5 bars contre 2 bars ici). On voit ensuite que la dynamique de pression dans la boucle est bien décrite par le modèle, y compris la perturbation observée aux alentours de 14h. Enfin, le niveau de pression en entrée est relativement bien prédit par le modèle, avec une erreur en régime permanent d'environ 1 bar.

On s'intéresse maintenant aux évolutions de températures dans la ligne, dont certains collecteurs sont soumis à des perturbations du flux incident. L'efficacité optique des collecteurs est ajustée par rapport aux mesures de températures, comme pour les simulations des cas #1. La valeur utilisée pour tous les collecteurs est de 77%, les autres paramètres étant égaux à ceux du Tableau 6-9. Il a été choisi de ne pas diminuer l'efficacité optique du collecteur 11 comme pour les cas de simulation #1, afin de pouvoir comparer les deux résultats.

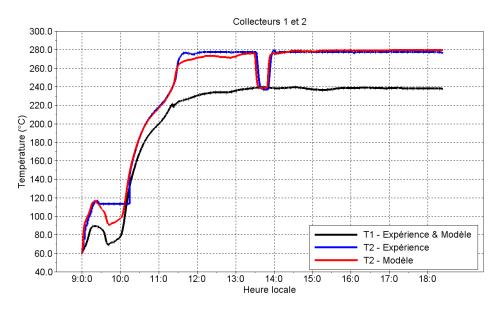


Figure 6-49 : Evolution de la température d'entrée des collecteurs 1 et 2, cas #2

La Figure 6-49 montre l'évolution de température en entrée des deux premiers collecteurs. On observe une bonne concordance entre le modèle et l'expérience pour le collecteur 2, avec une erreur du modèle entre 9h30 et 10h, due à la surestimation de la pression dans la boucle à cette période (voir Figure 6-48). On note que la chute de température entre 13h30 et 14h00 est bien reproduite par le modèle, ce qui coïncide avec la perte de flux sur le collecteur 1 à cette même période (voir carte de séquences des focalisations/défocalisations). On note avec la Figure 6-50 que cette baisse de température est peu visible dans les collecteurs proches en aval, dans lesquels la température reste globalement à saturation. En revanche, elle provoque une baisse légère mais soudaine de débit, ce qui provoque une légère surchauffe à partir du collecteur 7, comme le montre la Figure 6-51.

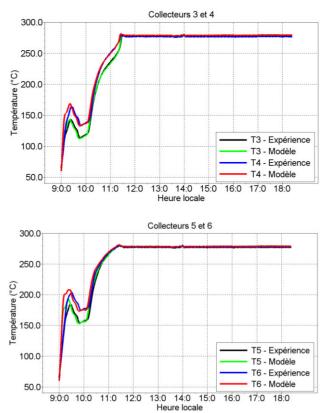


Figure 6-50 : Evolution de température en entrée des collecteurs 3,4,5,6, cas #2

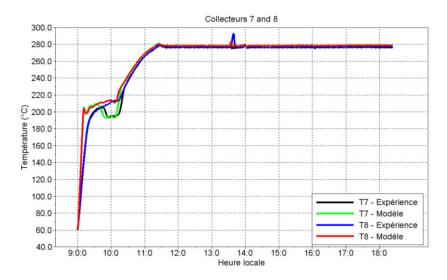


Figure 6-51 : Evolution de la température en entrée des collecteurs 7 et 8, cas #2

La baisse de débit vers 13h30 est visible dans les résultats du modèle sur la figure ci-dessous :

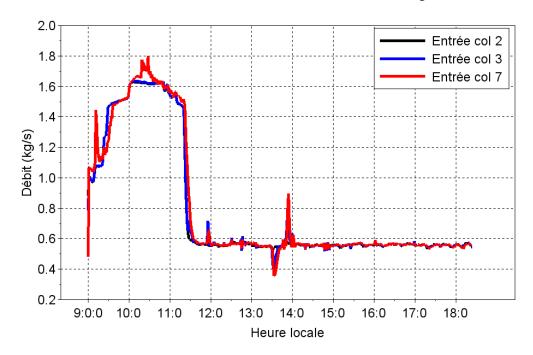


Figure 6-52: Evolution des débits du modèle en entrée des collecteurs 2, 3 et 7, cas #2

On voit sur les deux figures suivantes que les perturbations de flux sur les trois derniers collecteurs affectent fortement les températures dans cette zone de surchauffe. On observe sur les données expérimentales que les collecteurs 9 et 10 sont encore à saturation en régime « permanent », mais les perturbations affectant probablement le débit à ces endroits, le fluide entre en surchauffe durant certaines périodes. On observe que le modèle sous-estime les températures jusqu'à environ 15h (à l'exception du pic observé vers 13h30, provoqué par la baisse de débit déjà évoquée), puis que la tendance s'inverse à partir de cette horaire.

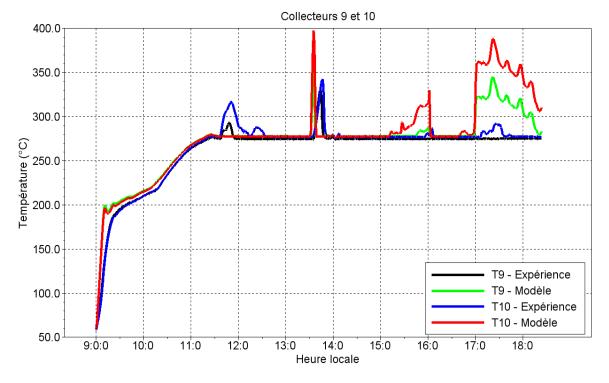


Figure 6-53: Evolution de la température en entrée des collecteurs 9 et 10, cas #2

On observe deux périodes importantes où la vapeur sèche monte nettement en température, le modèle reproduisant bien la dynamique de ces périodes. Par contre, il surévalue très nettement la valeur de température, de plus de 100°C par moments.

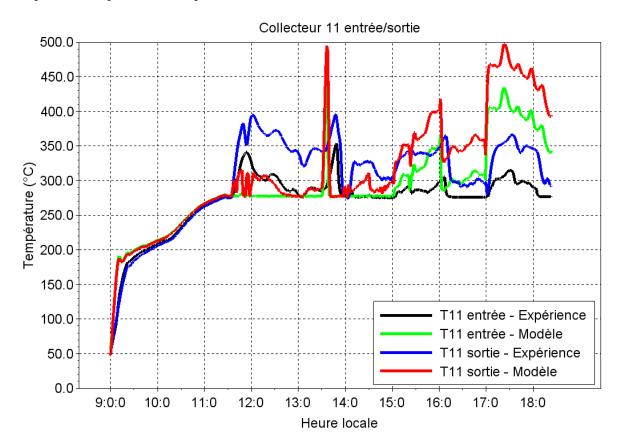


Figure 6-54 : Evolution de la température dans le dernier collecteur, cas #2

La simulation de ce cas apporte une vision supplémentaire sur la qualité du modèle. On sait en effet qu'il n'y a pas de désurchauffe pour cette journée, ce qui permet d'écarter l'hypothèse d'une mauvaise valeur de débit d'injection pour expliquer les températures plus élevées du modèle dans la section de surchauffe. Cette hypothèse a été faite pour expliquer les résultats de simulation des cas #1. Il se peut en revanche que l'approche homogène pour la modélisation diphasique crée une erreur importante dans le calcul des débits en dynamique dans la zone de transition en vapeur sèche, ce qui impacterait le refroidissement de l'absorbeur. Une hypothèse qui semble également adaptée aux résultats est que le modèle ne possède pas assez d'inertie thermique par rapport à la boucle réelle. En effet, la masse de métal des sections entre les collecteurs n'est pas prise en compte puisque celles-ci ne sont pas modélisées. Des observations expérimentales sur des prototypes [31] ont en effet montré que la masse de métal avait un effet bénéfique sur le lissage des dynamiques de température.

# 6.5. Conclusion sur les résultats des simulations, et perspectives d'amélioration

Un modèle dynamique de la boucle cylindro-parabolique DISS en mode once-through a donc été réalisé, en utilisant et en modifiant des composants de la librairie ThermoSysPro. Ce modèle a été utilisé pour simuler deux journées de fonctionnement de la boucle, dont certaines données expérimentales ont servis à établir les conditions limites du modèle.

La première journée simulée est celle d'une journée du mois d'avril à l'ensoleillement clair, où la régulation de la boucle est activée. Cette première simulation, qui sert de référence par rapport à deux autres simulations menées sur la même journée, a montré que le modèle reproduit bien le comportement de la boucle (pression, débit dynamique, températures), sauf pour les derniers collecteurs où la vapeur est surchauffée. Le modèle surévalue en effet la température dans ces collecteurs, à partir de 14h. Deux autres simulations de cette journée ont été menées pour évaluer l'effet du calcul du coefficient d'échange convectif interne et l'effet de la perte thermique convective externe sur cette erreur du modèle. Les résultats montrent que l'effet est très faible sur l'erreur de température dans les deux cas. Deux autres hypothèses sont donc faites pour expliquer la différence avec l'expérimental sur les températures de surchauffe de cette journée. La première est que le débit d'injection utilisé en entrée du modèle pourrait être entaché d'une erreur de mesure expérimentale, ce qui mènerait à une valeur insuffisante pour maintenir les températures du collecteur 11 aux valeurs expérimentales. Une deuxième hypothèse est que la valeur du DNI (également une entrée du modèle) est aussi entachée d'une erreur de mesure, en particulier sur la fin de la journée, et que la puissance thermique absorbée est donc surévaluée. Enfin, la dernière hypothèse est que l'inertie thermique de la boucle est sous-évaluée par le modèle, car la masse de métal et les pertes thermiques des connexions entre collecteurs ne sont pas modélisées.

La deuxième journée simulée par le modèle est celle d'une journée d'octobre ou la régulation de la boucle est désactivée, et durant laquelle les collecteurs sont défocalisés ponctuellement et de manière indépendante pour simuler des perturbations nuageuses. Les résultats portent globalement le même constat que pour la première journée de données : la température de surchauffe modélisée est nettement supérieure aux valeurs expérimentales, en particulier à partir du milieu de journée. Pour expliquer l'erreur du modèle, les mêmes hypothèses que pour la première journée de données peuvent être faites, mais l'absence d'injection de désurchauffe permet d'exclure celle de l'erreur de mesure du débit. L'hypothèse qui apparait la plus sérieuse est donc le manque d'inertie du modèle, due à l'absence de modélisation énergétique des connexions entre collecteurs.

Une perspective immédiate d'amélioration de la modélisation serait donc de prendre en compte cette inertie thermique, soit en augmentant artificiellement la masse métallique des collecteurs modélisés, soit en modélisant les connexions par des tuyauteries métalliques appropriées. L'avantage de ce deuxième choix est de pouvoir intégrer également des pertes thermiques à la modélisation.

Une autre perspective intéressante dans le fait de réaliser cette modélisation des connexions entre collecteurs serait de pouvoir comparer plus rigoureusement les pertes de charges modélisées à l'expérimental, ainsi qu'expliqué à la section 6.4.1.1. Il serait ainsi possible de comparer les résultats du modèle pour différentes corrélations empiriques.

Si on privilégie l'hypothèse du manque d'inertie du modèle y compris pour les résultats des cas #1, les autres hypothèses restent tout de même valables et il possible que l'erreur soit le fruit de plusieurs facteurs. En particulier, il est à noter que l'erreur de mesure de DNI est envisagée également dans les travaux de Biencinto et al. [18], qui ont travaillé avec les mêmes données expérimentales. Ces auteurs

du CIEMAT mentionnent en effet des erreurs de mesure fréquentes pour le DNI, notamment pendant les fins de journée.

Vers la fin de ces travaux de modélisation, nous avons également relevé une légère approximation dans la description technique du prototype. En effet, la quasi-totalité des publications qui font sa description annoncent des longueurs de 50 mètres et 25 mètres pour les collecteurs. Il se trouve que les longueurs sont en fait légèrement inférieures (environ 70-130 cm), ce qui mène à une surface d'échange thermique légèrement inférieure à celle de notre modèle. Cette information n'est indiquée que dans une seule publication. Ce petit décalage ne pose pas de problème pour notre modèle, puisque nous avons recalé le rendement optique en utilisant les données expérimentales de température, ce qui revient finalement à adapter le flux total absorbé par le fluide. En revanche, ce décalage peut contribuer à expliquer la tendance à la surestimation du flux absorbé et des températures dans notre modèle.

Enfin, il apparait également important de formuler l'hypothèse d'une dégradation du traitement sélectif des derniers collecteurs de la boucle DISS, pour expliquer les températures plus élevées du modèle dans le surchauffeur. En effet, on voit que le modèle utilisé pour simuler la deuxième journée a une efficacité optique de collecteur plus élevée que celle du modèle utilisé pour la première journée (77% contre 69%). Les mesures de la première journée simulée (2002) proviennent d'essais effectués deux ans après ceux de la deuxième journée (2000). Il est donc possible que le traitement sélectif appliqué à la surface des tubes se soit dégradé durant ces deux années, en particulier pour les tubes des collecteurs de surchauffe où la température de paroi est plus élevée. On voit en effet sur les dernières courbes de température que celle-ci atteint brièvement 400°C à la sortie du collecteur, ce qui semble trop élevé pour la tenue du traitement sélectif de l'époque.